

09

Maschinenbau
Lehrstuhl für
Umformtechnik
und Gießereiwesen

David Jocham

Bestimmung der lokalen Einschnürung nach linearer und nichtlinearer Umformhistorie sowie Ermittlung dehnungs- und geschwindigkeitsabhängiger Materialkennwerte

*Schriftenreihe Umformtechnik
und Gießereiwesen*

David Jocham

Bestimmung der lokalen Einschnürung nach linearer und nichtlinearer Umformhistorie sowie Ermittlung dehnungs- und geschwindigkeitsabhängiger Materialkennwerte

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen
der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen
Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr. phil. Klaus Bengler

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

2. Prof. Dr. Pavel Hora, ETH Zürich

Die Dissertation wurde am 10.01.2018 bei der Technischen
Universität München eingereicht und durch die Fakultät für
Maschinenwesen am 27.06.2018 angenommen.

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation
in der Deutschen Nationalbibliographie; detaillierte bibliografische
Daten sind im Internet über <https://portal.dnb.de> abrufbar.

Impressum

1. Auflage

Copyright © 2018 der vorliegenden Ausgabe: TUM.University Press

Copyright © David Jocham

Alle Rechte vorbehalten

Herausgeber: Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg),
Fakultät für Maschinenwesen, Technische Universität München

Reihe: Schriftenreihe Umformtechnik und Gießereiwesen

Layout und Gestaltung: utg/TUM.University Press

Layoutrichtlinien der Umschlaggestaltung: Designbuero Josef Grillmeier Munich

Umschlaggestaltung: Caroline Ennemoser

Umschlagabbildung: David Jocham, Bildbearbeitung: Caroline Ennemoser

TUM.University Press

Verlag der Technischen Universität München

Arcisstraße 21

80333 München

ISSN der Printausgabe: 2364-6942

ISBN der Printausgabe: 978-3-95884-012-6

ISSN der digitalen Ausgabe: 2569-4928

DOI der digitalen Ausgabe: 10.14459/2018md1425239

www.tum.de

„What is your life’s blueprint?“

“This is the most important and crucial period of your lives, for what you do now and what you decide now at this age may well determine which way your life shall go. The question is, whether you have a proper, a solid, and a sound blueprint. I want to suggest some of the things that should be in your life’s blueprint.

Number one in your life’s blueprint should be a deep belief in your own dignity, your own worth and your own somebodiness. Don’t allow anybody to make you feel that you are nobody. Always feel that you count. Always feel that you have worth, and always feel that your life has ultimate significance.

Secondly, in your life’s blueprint, you must have as a basic principle the determination to achieve excellence in your various fields of endeavor. You’re going to be deciding as the days and the years unfold what you will do in life, what your life’s work will be. Once you discover what it will be, set out to do it and to do it well. Be a bush if you can’t be a tree. If you can’t be a highway, just be a trail. If you can’t be the sun, be a star, for it isn’t by size that you win or you fail, be the best of whatever you are.

Finally, in your life’s blueprint must be a commitment to the eternal principals of beauty, love, and justice. Well life for none of us has been a crystal stair, but we must keep moving, we must keep going. If you can’t fly, run. If you can’t run, walk. If you can’t walk, crawl, but by all means, keep moving.“

- Martin Luther King Jr. -
(28. Oktober 1967)

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München.

Diese Dissertation wäre unvollständig, ohne all diejenigen zu erwähnen, die das Gelingen dieses Vorhabens ermöglicht haben. Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, für das mir entgegengebrachte Vertrauen, die mir zugestandene Freiheit bei der Bearbeitung und die uneingeschränkte Unterstützung während meiner Zeit am Lehrstuhl.

Herrn Prof. Dr. Pavel Hora, Ordinarius des Lehrstuhls für virtuelle Produktion der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich, danke ich für die Übernahme des Koreferats und Herrn Prof. Dr. phil Klaus Bengler, Ordinarius des Lehrstuhls für Ergonomie der Technischen Universität München, für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes. Ebenso bedanke ich mich für die gute Zusammenarbeit bei Herrn Prof. Dr. Susumu Takahashi, Ordinarius des Departments of Mechanical Engineering der Nihon Universität.

Darüber hinaus bin ich allen Mitarbeitern und Studierenden des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen für ihre konstruktiven Diskussionen und die tatkräftige Unterstützung zu Dank verpflichtet. Mein besonderer Dank gilt den Herren Christian Gaber, Simon Vitzthum, Matthias Eder, Roman Norz, Patrik Wiedemann und Michael Böhm. Weiterhin sind die Mitarbeiter unserer Werkstatt für die Unterstützung bei technischen Fragestellungen und für die Fertigung von Proben sowie Versuchsteilen zu würdigen. Ebenso bedanke ich mich bei meinen beiden Bürokollegen Frau Katrin Meier (geb. Nothhaft) und Herrn Ferdinand Neumayer für die angenehme Atmosphäre und die schöne gemeinsame Zeit am Lehrstuhl. Für die gute Zusammenarbeit gilt mein Dank ebenso den Mitarbeitern der Firma Zwick GmbH & Co. KG sowie Emanuela Affronti, Mitarbeiterin der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg.

Mein größter Dank gilt jedoch meiner Familie, die mir den nötigen Rückhalt gab. Meinen Eltern Waltraud und Norbert danke ich von ganzem Herzen. Erst Ihr langjähriges Vertrauen und die uneingeschränkte Förderung während meiner schulischen und akademischen Ausbildung sowie die liebevolle Erziehung haben das Erreichen dieses Ziels ermöglicht. Schließlich danke ich meiner Frau Sabine, deren Zusprachen, Beistand und tägliche Unterstützung zum erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit geführt haben. Diese Arbeit sei deshalb meinen Lieben gewidmet.

Kurzfassung

Die Vermeidung von Ausschuss bei der Herstellung von Blechbauteilen im Presswerk trägt zur Steigerung der Effizienz im Produktionsprozess bei. Die Bewertung der prozesssicheren Machbarkeit komplexer Blechbauteile erfolgt anhand der Grenzformänderungsanalyse. Hierbei werden die in Versuchen beziehungsweise Simulationen resultierenden und von der Bauteilgeometrie abhängigen Formänderungen mit der werkstoffspezifischen Grenzformänderungskurve (GFK) abgeglichen. Für valide simulative Ergebnisse ist eine bestmögliche Beschreibung des Materialverhaltens unter Berücksichtigung der Kaltverfestigung, der Dehnratensensitivität sowie der Anisotropie erforderlich.

Die vorliegende Arbeit liefert hierzu innovative Versuche und Auswertemethoden, um Werkstoffkennwerte als Funktion des Umformgrades und des Spannungszustands zu bestimmen. Als Werkstoffe wurden drei weiche Tiefziehstähle, ein hochfester Dualphasenstahl sowie jeweils eine aushärtbare und eine naturharte Aluminiumlegierung betrachtet. Durch die Vorgabe von Geschwindigkeitsprofilen konnte der hydraulische Tiefungsversuch zur Bestimmung von Fließkurven unter gleichmäßiger zweiachsiger Belastung bei verschiedenen konstanten Dehnraten ertüchtigt werden. Die hieraus resultierende Dehnratensensitivität sinkt mit steigendem Umformgrad und zeigt im Vergleich zur Bestimmung durch Zugversuche ein abweichendes Niveau. Folglich müssen die Abhängigkeiten der Dehnratensensitivität vom Dehnungsniveau und vom vorliegenden Spannungszustand in der Materialmodellierung berücksichtigt werden.

Weiterhin erfolgte die Bestimmung der GFK in Nakajima Versuchen durch den Einsatz der örtlichen Schnittlinienmethode und der zeitlichen Geradenfitmethode. Mit Hilfe eines Demonstrators konnte die GFK eines Tiefziehstahls auf Basis der Geradenfitmethode als stabile Prozessgrenze nachgewiesen werden, wobei im Vergleich die Schnittlinienmethode eine zu konservative Prognose des Formänderungsvermögens liefert.

Neben der experimentellen Ermittlung der GFK erfolgte auf Basis der Werkstoffcharakterisierung die Bestimmung des Formänderungsvermögens durch analytische, semi-empirische und numerische Modelle. Im Vergleich zu den experimentellen GFKs konnten hierbei zum Teil gute Übereinstimmungen und zum Teil deutliche Unterschiede festgestellt werden. Dies ist den zugrundeliegenden Materialmodellen und Versuchsdaten geschuldet. Bei einer Berücksichtigung der spannungs- und dehnungsabhängigen Dehnratensensitivität sowie Verwendung komplexer Fließorte und Verfestigungsgesetze zeigten die numerischen GFKs eine gute Übereinstimmung mit den Experimenten.

Ergänzend zur Bestimmung der Grenzformänderung im Fall einer einstufigen Umformoperation erfolgte die experimentelle Ermittlung des Formänderungsvermögens unter Berücksichtigung mehrstufiger Umformschritte. Im Stand der Technik erfolgt die Erzeugung nichtlinearer Dehnpfade durch sequentiell angeordnete, meist skalierte, Versuche mit dazwischenliegenden Beschnittoperationen. Diese sind kosten- und zeitintensiv. In einem neu entwickelten Werkzeug mit verstellbaren Sicken können Kreuzzugproben unter mehrfacher Änderung der Rückhaltekräfte und somit Dehnungszustände bis zum Bruch verformt werden. Basierend auf den resultierenden mehrstufigen nichtlinearen Dehnpfaden erfolgte eine Versagensprognose mit Hilfe des Generalized Forming Limit Concepts (GFLC). Hierbei zeigt sich eine gute Übereinstimmung. Der entwickelte Versuchsaufbau stellt somit eine kostengünstige und zeitsparende Alternative zur Erzeugung mehrstufiger Dehnpfade dar.

Executive summary

The main objective to guarantee a high efficiency in the press shop is to produce sheet metal parts without failure. The feasibility of complex sheet metal parts is evaluated by a comparison of the occurring strains in sheet metal simulations or experimental tests with the forming limit curve. To assure a high simulation quality, a detailed material model is needed. This has to take the work hardening, the anisotropy in terms of an accurate yield locus description and the strain rate sensitivity into account.

The present work provides innovative test setups and evaluation methods for the determination of material properties as a function of strain level and stress state. For these investigations three deep drawing steels, a high strength dual-phase steel and two aluminium alloys, one heat treatable and the other naturally hard, were applied. The hydraulic bulge tests was qualified for the determination of yield curves at specified constant strain rates by using punch velocity profiles, which were identified in simulations. The resultant strain rate sensitivity under biaxial stress state shows a different behavior compared to the strain rate sensitivity determined in uniaxial tensile tests. Further the strain rate sensitivity decreases with increasing true strain in both cases. Hereby, the dynamic material behavior of material parameters has to be taken into account in the material model.

Besides the modeling of the material behavior, the forming limit curves of the applied materials were determined in Nakajima tests using the position dependent cross section and time dependent line fit evaluation methods. The resulting forming limit curves were used to predict the formability of a sheet metal part. The onset of local necking was determined accurate by the forming limit curve based on the line fit method. In comparison the cross section method predicted the start of local necking at an earlier stage.

Further the analytical, semi-empirical and numerical determination of the forming limit curve were part of this work. In comparison to the experimental results in some cases the results matches quite well, in others high deviations occurred. This is due to the different consideration of the material behavior and the description of the models. Taking the strain and stress dependence of the strain rate sensitivity as well as a complex yield locus description and hardening law into account, the numerical forming limit curves presented a good agreement with the experiments.

In addition to the determination of the formability of steel and aluminium alloys for unbroken strain paths, an experimental setup was developed to display the forming limit after arbitrary strain paths. In the state of the art multiple scaled tests with intermittent cutting operations were used to create nonlinear strain paths consisting of multiple strain increments. This is very time

and cost consuming. The proposed test setup consists of a draw bead tool, in which the draw bead height can be adjusted to create different restraining forces. Further a cruciform specimen is used. The evaluation of the created non-linear strain paths using the Generalized Forming Limit Concept showed a sufficient prediction of the failure due to local necking. The developed specimen and tool allow testing of materials for a sequence of forming operations with a significant reduced testing effort.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	XIII
Verzeichnis der Kurzzeichen	XVII
Verzeichnis der Abkürzungen	XX
1 Einleitung	1
2 Stand der Wissenschaft und Technik	5
2.1 Produktentstehungsprozess von Blechbauteilen	5
2.2 Mikroskopische Verfestigungsmechanismen von Blechwerkstoffen	6
2.3 Makroskopische Kennwertermittlung zur Beschreibung des elastischen und plastischen Verhaltens von Feinblechen	10
2.3.1 Zugversuch	13
2.3.2 Hydraulischer Tiefungsversuch	15
2.3.3 Kreuzzugversuch	17
2.4 Werkstoffmodellierung für die Umformsimulation	18
2.4.1 Fließkurve	18
2.4.2 Fließort, Verfestigungsgesetz, Fließregel	24
2.5 Versagen metallischer Werkstoffe durch Bruch	25
2.6 Experimentelle Bestimmung der Grenzformänderung	26
2.6.1 Lineare Verformungshistorie	26
2.6.2 Nichtlineare Verformungshistorie	32
2.7 Analytische Bestimmung der Grenzformänderung	35
2.7.1 FORM-CERT (Jurco und Banabic, 2005)	36
2.7.2 Crach FEM (Gese et al., 2001)	36
2.7.3 Swift-Hill Modell	37
2.7.4 Modified Maximum Force Criterion nach (Hora und Tong, 1994)	38
2.7.5 Keeler Modell nach (Keeler und Brazier, 1977)	39
2.7.6 Arcelor Modell nach (Cayssials, 1998, Cayssials und Lemoine, 2005)	40

2.7.7	Tata Modell nach (Abspoel, Scholting und Droog, 2013).....	41
2.8	Numerische Bestimmung der Grenzformänderung mithilfe der Finite Elemente Methode.....	43
3	Zielsetzung	45
4	Versuchsanlagen und verwendete Simulationssoftware.....	49
4.1	Universal Zug-Druck Prüfmaschinen	49
4.2	Universal Blechprüfmaschine	49
4.3	Hydraulische Presse	50
4.4	Optische Verformungsanalyse	50
4.5	Formänderungsanalyse.....	51
4.6	Mikroskopie	51
4.7	Funkenemissionsspektrometer	51
4.8	Verwendete Simulationssoftware	52
5	Versuchswerkstoffe	53
5.1	Weiche Stähle zum Kaltumformen	53
5.2	Hochfester Dualphasenstahl.....	54
5.3	Aushärtbare Aluminiumlegierung.....	55
5.4	Naturharte Aluminiumlegierungen	56
6	Versuchsbeschreibung und experimentelle Durchführung.....	57
6.1	Kennwertermittlung unter einachsiger Belastung.....	57
6.2	Kennwertermittlung unter mehrachsiger Belastung	59
6.2.1	Hydraulischer Tiefungsversuch	59
6.2.2	Ebener Kreuzzugversuch	61
6.3	Bestimmung der Grenzformänderung für lineare Dehnpfade.....	62
6.4	Bestimmung der Grenzformänderung nach nichtlinearer Verformungshistorie... 64	
7	Simulationsmodelle	69
7.1	Modell des hydraulischen Tiefungsversuchs	69
7.2	Modell des Nakajima Versuchs	69

8	Versuchs- und Simulationsergebnisse.....	73
8.1	Konventionelle Kennwertermittlung	73
8.2	Dehnratensensitivität und Anisotropie in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus.....	79
8.2.1	Dehnratensensitivität aus dem Zugversuch	79
8.2.2	Dehnratensensitivität aus dem hydraulischen Tiefungsversuch.....	83
8.2.3	Dehnratenmodell	85
8.2.4	Anisotropie in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus.....	94
8.3	Ermittlung der Grenzformänderung	98
8.3.1	Schnittlinienmethode und zeitliche Auswertemethode	98
8.3.2	Sensitivitätsanalyse der Parameter der zeitlichen Auswertemethode	100
8.3.3	Richtlinien für die Bestimmung der Grenzformänderung.....	104
8.3.4	Demonstrator	105
8.4	Simulative Abbildung des Nakajima Versuchs	107
8.4.1	Sensitivität der Elementgröße	107
8.4.2	Analytische und numerische Bestimmung der Grenzformänderung	108
8.5	Versagensprognose nach nichtlinearer Verformungshistorie.....	117
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	123
A.	Abbildungsverzeichnis.....	127
B.	Tabellenverzeichnis.....	133
C.	Literatur.....	135
D.	Eigene Veröffentlichungen.....	145
E.	Studienarbeiten	147

Verzeichnis der Kurzzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
α	-	Spannungsverhältnis
β	-	Dehnungsverhältnis
δ	-	Vorhersagegenauigkeit
ε	%	Technische Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	s ⁻¹	Technische Dehnrates Verformungsgeschwindigkeit
$\dot{\varepsilon}_0$	s ⁻¹	Geschwindigkeitskonstante
λ	-	Dehnpfadlänge
μ	-	Reibungskoeffizient
ν	-	Querkontraktionszahl
ρ_{ges}	m ⁻²	Versetzungsdichte
$\sigma_{0,ij}$	MPa i, j=1, 2, 3	1. Piola-Kirchhoff Spannungstensor Technische Spannungstensor
σ_{ij}	MPa i, j=1, 2, 3	Cauchy Spannungstensor Wahrer Spannungstensor
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3,$	MPa	Hauptspannungen
σ_v	MPa	Vergleichsspannung
φ	-	Wahre Dehnung Umformgrad
$\dot{\varphi}$	s ⁻¹	1. Ableitung der Dehnung Wahre Dehnrates Formänderungsgeschwindigkeit
$\dot{\varphi}_0$	s ⁻¹	Referenzdehnrates
$\ddot{\varphi}$	mm ⁻²	2. Ableitung der Dehnung Dehnungsbeschleunigung
φ_1	-	Hauptumformgrad Hauptumformänderung
φ_2	-	Nebenumformgrad Nebenumformänderung
φ_3	-	Umformgrad senkrecht zur Blechebene
φ_l	-	Umformgrad in Längsrichtung
φ_b	-	Umformgrad in Breitenrichtung
φ_s	-	Umformgrad in Dickenrichtung
φ_v	-	Vergleichsumformgrad
A	mm ²	Aktueller Querschnitt
A_0	mm ²	Ausgangsquerschnitt

A_{80}	%	Bruchdehnung
A_g	%	Gleichmaßdehnung
A_{gt}	%	Gesamtdehnung bei Höchstlast
A_t	%	Gesamtdehnung bei Bruch
C_{J-C}	-	Dehnratensensitivität aus Johnson-Cook Modell
C_{1-8}	-	Modellparameter
$d_{\text{Abstandshalter}}$	mm	Höhe des Abstandshalters
D	mm	Durchmesser
E	MPa	Elastizitätsmodul
E_0	-	Materialkonstante eMMFC
F	kN	Kraft
F_{Nh}	kN	Niederhalterkraft
F_r	kN	Reibkraft
f	Hz	Frequenz
f_{bi}	-	Biaxiales Spannungsverhältnis
ΔG	J	Freie Aktivierungsenthalpie
h	mm	Tiefungsweg, Stempelhub
k_B		Boltzmannkonstante
k_f	MPa	Wahre Fließspannung Cauchy Spannung
$k_{f,B}$	MPa	Fließspannung aus dem hydraulischen Tiefungsversuch
$k_{f,C-S}$	MPa	Cowper-Symonds Extrapolation
$k_{f,G}$	MPa	Ghosh Extrapolation
$k_{f,H}$	MPa	Hollomon Extrapolation
$k_{f,H-S}$	MPa	Hockett-Sherby Extrapolation
$k_{f,J-C}$	MPa	Johnson-Cook Extrapolation
$k_{f,L}$	MPa	Ludwik Extrapolation
$k_{f,N-H}$	MPa	Norton-Hoff Extrapolation
$k_{f,Sw}$	MPa	Swift Extrapolation
$k_{f,Sw-H-S}$	MPa	Swift-Hockett-Sherby Extrapolation
$k_{f,Sw-V}$	MPa	Kombination Swift-Voce Extrapolation
$k_{f,Z}$	MPa	Fließspannung aus Zugversuch
l	mm	Aktuelle Länge
l_s	mm	Schnittlinienlänge
l_0	mm	Ausgangslänge
m	-	Dehnratensensitivität
m_{th}	-	Exponent bei thermischen Widerstand
$M6$ ($M=6$)	-	Fließortexponent

n	-	Verfestigungsexponent
$n_{2-20\%/Ag}$	-	Verfestigungsexponent gemittelt zwischen 2-20% oder bis Gleichmaßdehnung
n_{th}	-	Exponent bei thermischen Widerstand
p	MPa	Druck
r	-	Senkrechte Anisotropie
r_k	mm	Krümmungsradius
$r_{8-12\%}$	-	Senkrechte Anisotropie gemittelt zwischen 8-12% technischer Dehnung
$r_{0^\circ}, r_{45^\circ}, r_{90^\circ}$	-	Senkrechte Anisotropie unter 0° , 45° und 90° zur WR
r_m	-	Mittlere senkrechte Anisotropie
Δr	-	Mittlere ebene Anisotropie
R	MPa	Werkstoffwiderstand
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
R^*	MPa	Thermischer Werkstoffwiderstand
R_0^*	MPa	Werkstoffparameter
R_e	MPa	Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
R_p	MPa	Dehngrenze
$R_{p0,2}$	MPa	Dehngrenze bei 0,2% technischer Dehnung
R_G	MPa	Athermischer Werkstoffwiderstand
R_{MK}	MPa	Mischkristallverfestigung
R_{KG}	MPa	Korngrenzenverfestigung
R_T	MPa	Teilchenverfestigung
R_{Vers}	MPa	Versetzungsverfestigung
s	mm	Blechdicke
s_0	mm	Ausgangsblechdicke
S_h	mm	Sickenhöhe
$S_{h,eff}$	mm	Effektive Sickenhöhe
t	s	Zeit
T	K	Temperatur
T_0	K	Ausgangstemperatur
T_s	K	Schmelztemperatur
v	mm/s	Tiefungsgeschwindigkeit
V	mm ³	Volumen
W	J	Arbeit

Verzeichnis der Abkürzungen

Al	Aluminium (chemisches Element)
AW	Aluminium Knetlegierung
B	Brom (chemisches Element)
Bulge	Hydraulischer Tiefungsversuch
BvR	Bild vor Riss
C	Kohlenstoff (chemisches Element)
CCD	Sensor, Charge-coupled device
CMOS	Sensor, Complementary metal-oxide-semiconductor
Cr	Chrom (chemisches Element)
Cu	Kupfer (chemisches Element)
DC	Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen, kaltgewalzt
DIN	Deutsches Institut für Normung
DP	Dualphasenstahl
DX	Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen, Wärmebehandlung nicht vorgegeben
dyn.	dynamisch
EI	Elementkantenlänge
EN	Europäische Norm
Exp	Experiment
Fe	Eisen (chemisches Element)
GFK	Grenzformänderungskurve
GFLC	Generalized Forming Limit Concept
hdp	hexagonal-dichteste Packung
ISO	International Organization for Standardization
J-C _m Bulge dyn.	Johnson-Cook Modell mit dynamischer Dehnratensensitivität ermittelt aus dem hydraulischen Tiefungsversuch
J-C _m Zug dyn.	Johnson-Cook Modell mit dynamischer Dehnratensensitivität ermittelt aus Zugversuchen
J-C _m Zug kons.	Johnson-Cook Modell mit konstanter Dehnratensensitivität ermittelt aus Zugversuchen
k.A.	keine Angabe
kfz	kubisch-flächenzentriert
kons.	konstant
krz	kubisch-raumzentriert
Mg	Magnesium (chemisches Element)
Mn	Mangan (chemisches Element)
Mo	Molybdän (chemisches Element)

Nb	Niob (chemisches Element)
Ni	Nickel (chemisches Element)
opt.	optische Dehnungsmessung
P	Phosphor (chemisches Element)
ps	Plane strain, Ebene Dehnung
qs	quasistatisch
S	Schwefel (chemisches Element)
S050	Stegbreite 50 mm (exemplarisch)
Si	Silicium (chemisches Element)
takt.	taktile Dehnungsmessung
TDEM	Time Dependent Evaluation Method, Geradenfitmethode
Ti	Titan (chemisches Element)
Tech.	technisch
U	Uran (chemisches Element)
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
V	Vanadium (chemisches Element)
voll	Vollprobe ohne Taillierung
WR	Walzrichtung
Zn	Zink (chemisches Element)

1 Einleitung

Im Karosseriebau existiert seit Jahrzehnten der Trend zu steigenden Ansprüchen an Komplexität und Produktivität. Getrieben wird dieser Kurs durch gesteigerten Marktdruck hin zum individualisierten Produkt, welcher zu einer Diversifizierung der Automobilhersteller mittels steigender Derivatanzahl sowie markanten Designelementen in der Karosserie führt. Neben der Machbarkeit komplexer Bauteile wird durch neue Pressentechnologien, wie zum Beispiel durch Servomotoren angetriebenen Transferpressen, die Ausbringung der Produktionsanlagen erhöht. Hierdurch steht die Umformtechnik vor den Herausforderungen fehlerfreie Bauteile mit steigender Komplexität in immer kürzeren Taktzeiten prozesssicher herzustellen. Gleichzeitig müssen Entwicklungszyklen möglichst schnell geschehen, wodurch die Möglichkeit für kosten- und zeitintensive physische Absicherungen nur begrenzt vorhanden ist.

Um diese Herausforderungen zu meistern, finden virtuelle Methoden zur Auslegung sowie zur Bewertung der Machbarkeit komplexer Karosseriebauteile Anwendung. Doch auch hier bedingen die gestiegenen Ansprüche die Berücksichtigung bisher vernachlässigter Werkstoffeinflüsse. Im industriellen Umfeld werden Werkstoffkennwerte für die Blechumformsimulation in quasistatischen Standardprüfverfahren ermittelt, wobei viele Eingangsgrößen, wie die Kaltverfestigung, die Anisotropie, die Dehnratensensitivität, die Reibung, die Temperatur sowie die Umformhistorie, ein dynamisches und sich gegenseitig beeinflussendes Verhalten zeigen (Abbildung 1.1). Des Weiteren werden meist nur kostengünstige und leicht durchzuführende Versuche wie der Zugversuch durchgeführt, wodurch das Werkstoffverhalten nur hinreichend genau abgebildet werden kann.

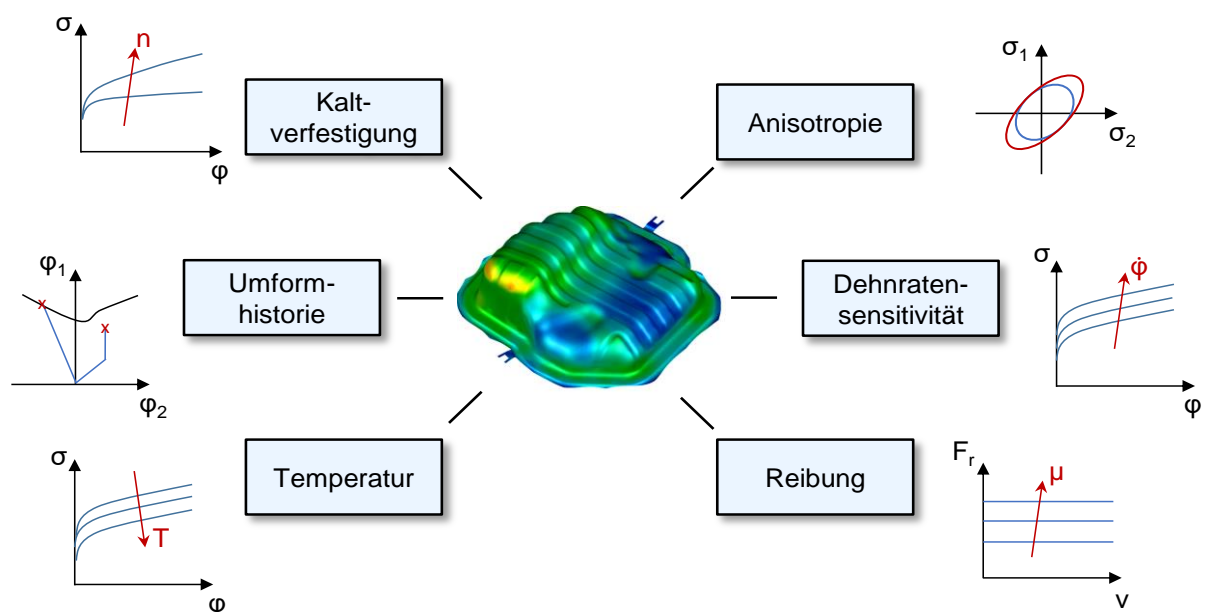


Abbildung 1.1: Dynamische Eingangsgrößen für eine Blechumformsimulation

Die Machbarkeit komplexer Blechbauteile wird mittels eines Abgleichs der auftretenden Formänderung aus der Simulation mit den Grenzformänderungen des Werkstoffes bewertet. Die Bestimmung der Grenzformänderung kann analytisch, simulativ sowie experimentell erfolgen, wobei die experimentelle Bestimmung aufgrund der Standardisierung nach DIN EN ISO 12004-2 (2008) in der Industrie am weitesten verbreitet ist. Bei der experimentellen Bestimmung werden Blechzuschnitte bis zum Versagen verformt und die Grenzdehnungen mit einer positionsabhängigen Auswertemethode, auch Schnittlinienmethode genannt, ermittelt. Der wesentliche Nachteil der Schnittlinienmethode ist die Ermittlung der Grenzdehnung ohne Berücksichtigung der Dehnungshistorie. Diesen Nachteil zu adressieren wurden verschiedene zeitabhängige Methoden entwickelt, welche teils höhere Grenzformänderungen ergeben (Eberle, Volk und Hora, 2008, Merklein, Kuppert und Geiger, 2010, Volk und Hora, 2011). Des Weiteren besitzt die DIN EN ISO 12004-2 nur eine Gültigkeit für lineare Dehnpfade, eine Bewertung von nichtlinearen Umformvorgängen, wie sie bei mehrstufigen Umformprozessen auftreten, ist nicht möglich. Durch nichtlineare Dehnpfade können gegenüber linearer Grenzformänderung sowohl ein gesteigertes wie auch ein reduziertes Formänderungsvermögen auftreten. Dies kann zu einer falschen Beurteilung der Herstellbarkeit von Bauteilen und somit zu Ausschuss oder auch zur negativen Bewertung von im realen Prozess herstellbarer Designelemente führen. Für die experimentelle Bestimmung nichtlinearer Dehnpfade sind mehrstufige Versuche auf verschiedenen Prüfanlagen notwendig, wobei ein hoher Personal-, Zeit- und Anlageneinsatz erforderlich ist. Ein standardisierter Versuchsaufbau ist nicht gegeben.

Zur Sicherstellung einer plausiblen Vorhersage der Machbarkeit komplexer Blechbauteile an den umformtechnischen Grenzen moderner Werkstoffe durch die Simulation, ist es notwendig die werkstoffspezifischen Eingangsgrößen unter Berücksichtigung ihrer Wechselwirkungen zu bestimmen und die Grenzformänderungen nach linearer sowie nichtlinearer Verformungshistorie zu ermitteln. Die Auswirkungen auf die Bauteilbewertung mittels Simulation unter Verwendung von verschiedenen Eingangsgrößen sind in Abbildung 1.2 am Beispiel der Dehnratensensitivität dargestellt. In Abbildung 1.2a wird die Dehnratensensitivität vernachlässigt und in Abbildung 1.2b berücksichtigt. Dies kann zu einer grundlegend unterschiedlichen Machbarkeitseinschätzung der Bauteilgeometrie führen. Das Bauteil ist bei verschiedener Orientierung der Walzrichtung auf der Formplatte ohne Reißer herstellbar (Abbildung 1.2c-e). Dieses Verhalten kann jedoch in der Simulation lediglich mit Berücksichtigung der Dehnratensensitivität prognostiziert werden (Abbildung 1.2b).

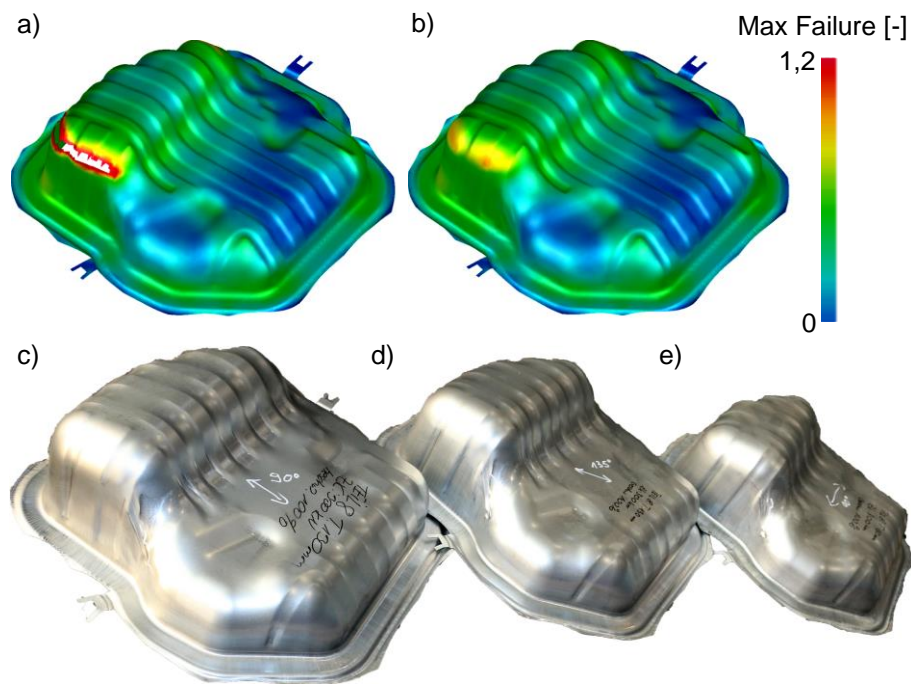


Abbildung 1.2: Einfluss der Dehnratesensitivität auf das Simulationsergebnis, a) ohne Dehnratesensitivität, b) mit Dehnratesensitivität, im Vergleich zum Experiment bei verschiedener Orientierung der Platine zur Walzrichtung, c) 90°, d) 45°, e) 0°

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit dem Einfluss der Kaltverfestigung, der Anisotropie, der Dehnratesensitivität und der Umformhistorie auf die erreichbaren Grenzformänderungen verschiedener Karosseriewerkstoffe. Übergeordnetes Ziel ist die experimentell ermittelten Werkstoffkennwerte in der Simulation mit geeigneten Modellen bis zur Erreichung der Grenzformänderung abzubilden. Mit Hilfe der umfassenden experimentellen Bestimmung von Werkstoffkennwerten wird des Weiteren die Bestimmung der Grenzdehnung durch analytische und simulative Methoden verbessert, wodurch zum einen eine Validierung der verwendeten Materialparameter möglich und zum anderen der Zeitbedarf zur experimentellen Bestimmung von Grenzdehnungen reduziert wird. Die Ergebnisse liefern somit einen Beitrag zu einer Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit von Karosserieblechteilen mit steigender Komplexität.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

In diesem Kapitel werden zuerst das Vorgehen zur Auslegung sowie die zur Herstellung nötigen Fertigungsverfahren komplexer Karosserieblechbauteile beschrieben. Weiterhin werden die bei Blechwerkstoffen auftretenden Verfestigungsmechanismen erörtert. Anschließend werden die experimentellen Methoden zur Beschreibung des elastischen und plastischen Werkstoffverhaltens von Feinblechen dargelegt und diskutiert. Ausgehend von den ermittelten Kennwerten werden gängige Werkstoffmodelle für die Umformsimulation vorgestellt. Zur Bewertung der Umformbarkeit kann die Grenzformänderung unter verschiedenen Dehnungszuständen experimentell, analytisch sowie numerisch bestimmt werden. Die Erläuterung der entsprechenden Vorgehensweise rundet dieses Kapitel ab.

2.1 Produktentstehungsprozess von Blechbauteilen

Der Produktentstehungsprozess von Blechbauteilen besteht aus dem Designentwurf, der Bauteilkonstruktion sowie der Machbarkeitsanalyse. Hier bestehen Spannungsfelder, da nicht jedes gewünschte Design konstruktiv sinnvoll umgesetzt und prozesssicher hergestellt werden kann. Neben der technischen Machbarkeit haben weiterhin wirtschaftliche Aspekte einen Einfluss auf die Realisierbarkeit von Bauteilkonzepten. Die Fertigung von komplexen Blechbauteilen in der Großserie basiert auf der Kombination der Umformverfahren Streckziehen und Tiefziehen. Das Tiefziehen ist definiert nach DIN 8584-3 (2003) als *„Zugdruckformen eines Blechzuschnittes (je nach Werkstoff auf einer Folie oder Platte, einer Tafel, eines Ausschnittes oder Abschnittes) zu einem Hohlkörper oder Zugdruckumformen eines Hohlkörpers zu einem Hohlkörper mit kleinerem Umfang ohne beabsichtigte Veränderung der Blechdicke“*. Wohingegen beim Streckziehen eine Veränderung der Blechdicke einhergeht. In DIN 8585-4 (2003) ist Streckziehen definiert als *„Tiefen eines Zuschnittes mit einem starren Stempel, wobei das Werkstück am Rand fest eingespannt ist“*. Je nach geometrischer Gestaltung des Bauteils treten verschiedene Anteile an tief- beziehungsweise streckgezogenen Bereichen auf. Bei der Herstellung komplexer Blechbauteile können hierbei Fehler bezüglich der Maßhaltigkeit, der Oberflächengüte sowie der Absteckung auftreten. Der dominierende Fehler bezüglich Maßhaltigkeit stellt die elastische Rückfederung der Bauteile nach Entlastung dar. Oberflächendefekte sind Einfallstellen, Anhau- und Nachlaufkanten, Faltenbildung sowie Abdrücke. Einfallstellen und Falten entstehen durch Druckspannungen in der Blechebene. Anhaukanten entstehen durch das Nachfließen der Platine über Radien der Matrize, wohingegen Nachlaufkanten durch den Kontakt mit Radien des Stempels auftreten. Abdrücke können auf Bauteile durch Druckstellen aufgrund von Materialablagerungen im Werkzeugbereich sowie durch nicht eingearbeitete Werkzeugflächen entstehen. Unter Absteckung wird die geometriebedingte Verringerung, auch Ausdünnung, der Blechdicke verstanden. Eine lokale übermäßige Blechdünnung geht mit einer Verringerung

der Steifigkeit einher. Eine weit fortgeschrittene Ausdünnung kann zum Auftreten von Reißern führen und ist daher die maßgebende Auslegungsgröße komplexer Blechbauteile und deren robuster Herstellungsprozesse. (Doege und Behrens, 2010, Birkert, Haage und Straub, 2013)

2.2 Mikroskopische Verfestigungsmechanismen von Blechwerkstoffen

Als Konstruktionswerkstoff für Bauteile und Anlagen sind Metalle von großer Bedeutung. Die Atome metallischer Werkstoffe sind in einem kubisch-flächenzentrierten (kfz), kubisch-raumzentrierten (krz) oder hexagonalen (hdp) Kristallsystem angeordnet. Je nach Kristallsystem ergeben sich charakteristische Lücken, die ihrer Form entsprechend als Oktaeder- oder Tetraederlücken bezeichnet werden (Abbildung 2.1). In diese Lücken können sich Fremdatome einlagern. (Gottstein, 2001, Gottstein, 2004, Macherauch und Zoch, 2014)

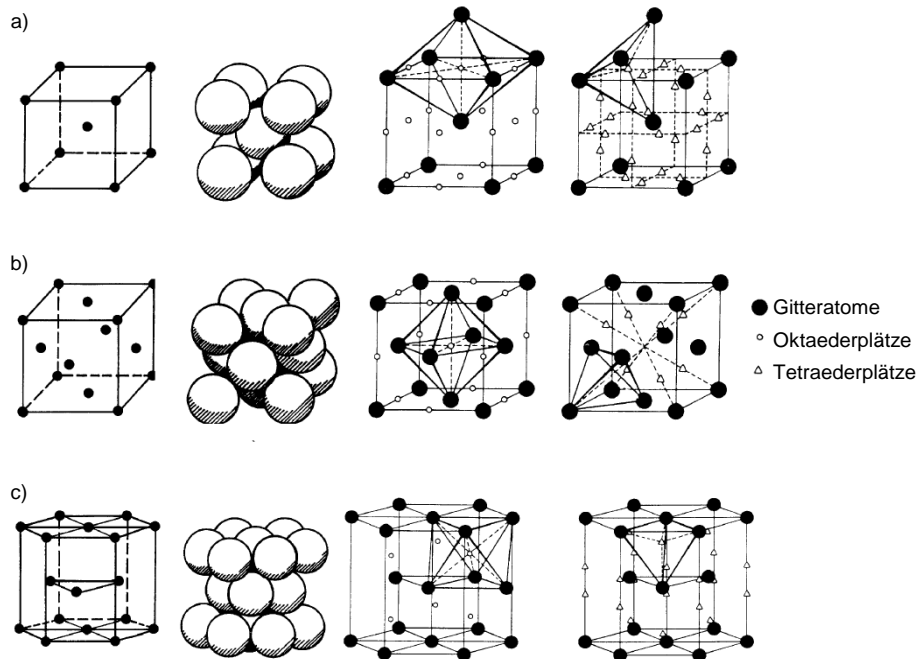
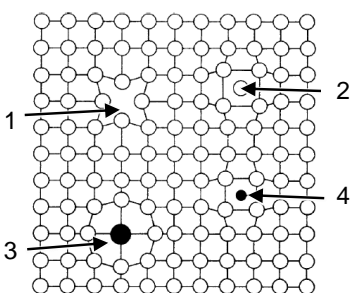
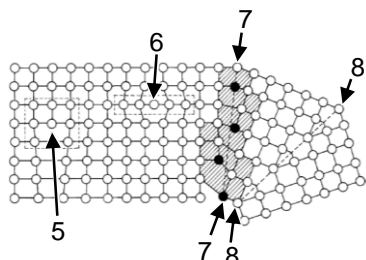
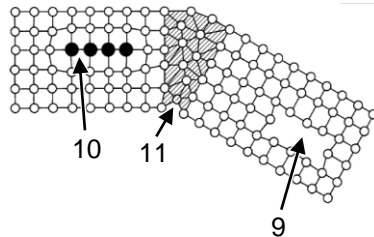
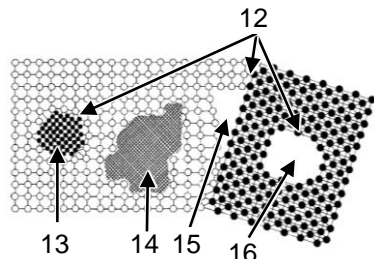


Abbildung 2.1: a) Kubisch-raumzentrierte, b) kubisch-flächenzentrierte und c) hexagonal-dichteste Elementarzelle. Spalte 1 Schwerpunktmodell; Spalte 2 Realmodell; Spalte 3 Oktaederplätze; Spalte 4 Tetraederplätze (Macherauch und Zoch, 2014)

Jedes Kristallsystem ist des Weiteren durch eine bestimmte Anzahl an Gleitsystemen gekennzeichnet, welche sich aus der Anzahl der am dichtest bepackten Gitterebenen und der darin enthaltenen am dichtest bepackten Gittergeraden, auch Gleitrichtungen, ergeben. Gleitsysteme stellen für die plastische Verformung und somit für die Umformtechnik einen maßgebenden Einfluss dar. In kubisch-flächenzentrierter Anordnung (kfz) liegen zwölf und in kubisch-raumzentrierter (krz) zwölf oder mehr Gleitsysteme vor. Das hexagonale System (hdp) weist hingegen nur drei primäre Gleitsysteme auf. Dies erklärt warum Metalle mit hexagonalem System, wie Magnesium oder Titan, schlechter umformbar sind als kubische Kristallsysteme, wie Eisen

und Aluminium. Im Modell des Idealkristalls erfolgt die Formänderung durch das Abgleiten von Atomebenen. Reale Kristallstrukturen weisen keinen idealen Aufbau auf. Vielkristalle sind gestört durch Defekte verschiedener Dimension (Tabelle 2.1), wodurch trotz ihrer geringen Häufigkeit die makroskopischen Eigenschaften signifikant verändert werden. Reale Vielkristalle ändern ihre Form durch Wandern von Versetzungen. (Lange, 2002, Doege und Behrens, 2010, Macherauch und Zoch, 2014, Weissbach, Dahms und Jaroschek, 2015)

Tabelle 2.1: Kristallbaufehler (Macherauch und Zoch, 2014, Weissbach, Dahms und Jaroschek, 2015)

Dim.	Art	Baufehler	Ausprägung	Reaktion während Kaltumformung
0	Punktdefekt	Leerstellen (1), Zwischengitteratom (2), Fremdatom (Substitutionsatom (3), Interstitialatom (4))		(1) Energetisch günstiger Ort für Fremdatome und ermöglicht Klettern von Versetzungen (4) Werden von Versetzungen angezogen
1	Liniendefekt	Versetzung (5), Crowdion (6)		Können sich blockieren, Aufspalten oder Auslöschen
2	Flächendefekt	Korngrenzen (7,11), Zwillingsgrenze (8), Leerstellenzone (9), Fremdatomzone (10), Stapelfehler, Phasengrenzen (12)		Aufstauen von Versetzungen an (7,11)
3	Volumendefekt	Ausscheidung (13), Einschluss (14), Mikroriss (15), Poren (16)		Versetzungsneubildung durch abscheren oder umgehen

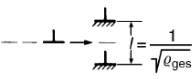
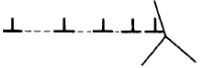
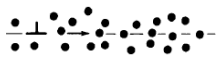
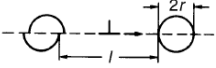

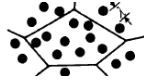


Das makroskopische Verhalten metallischer Werkstoffe lässt sich in ein reversibles, elastisches Verhalten und ein irreversibles, plastisches Verhalten unterteilen. Für die Umformtechnik ist die bleibende, irreversible Formänderung, basierend auf mikroskopischen Mechanismen, von maßgebender Bedeutung. Durch das Aufbringen einer äußeren Zug- oder Drucklast auf ein metallisches Kristallgitter verzerrt sich die Kristallstruktur zuerst elastisch durch Änderung des Atomgitterabstandes. Eine Entlastung vor der Plastifizierung stellt die Ausgangskonfiguration wieder her. Durch das Überschreiten einer kritischen Schubspannung aufgrund einer äußeren Last entsteht die Plastifizierung des Materials. Es entsteht eine bleibende Formänderung. Der maßgebende Mechanismus für die Umformung bei Raumtemperatur und Temperaturen bis zu 50 % der Schmelztemperatur ist das Wandern von Versetzungen durch das Kristallgitter. (Lange, 2002, Doege und Behrens, 2010, Macherauch und Zoch, 2014)

Versetzungen sind eindimensionale Gitterbaufehler und entstehen während der Umformung aufgrund von Erstarrungsprozessen aus dem schmelzflüssigen Zustand, durch Eigenspannungen im Kristall sowie bei dem Aufbringen äußerer Lasten. Die Bewegung von Versetzungen durch das Kristallgitter wird durch nulldimensionale Punktdefekte sowie durch zweidimensionale Korn- und Phasengrenzen behindert. Hierdurch kann es zur Versetzungsmultiplikation basierend auf dem Orowan Mechanismus (Orowan, 1934) oder Frank-Read-Quellen (Frank und Read, 1950) kommen. Der Orowan Mechanismus beschreibt das Schneiden oder Umgehen der Versetzungshindernisse in Abhängigkeit von deren Größe. Eine Frank-Read-Quelle entsteht durch Ausbeulen der Versetzung an zwei Versetzungshindernissen, wodurch Versetzungen neu gebildet werden. Das Steigern der Versetzungsdichte aufgrund äußerer Kräfte führt zu einer Verfestigung des Materials, da die Versetzungen sich gegenseitig in Ihrer Bewegung behindern. Diese Verfestigung wird auch als Kaltverfestigung bezeichnet und resultiert in einem Anstieg der Kraft, welche zur weiteren Umformung des Materials benötigt wird. Weiterhin können sich Versetzungen auch gegenseitig auslöschen. Die Versetzungsannihilation beschreibt die Reaktion zweier Versetzungen mit gleichem Betrag und entgegengesetzter Richtung. (Lange, 2002, Doege und Behrens, 2010, Macherauch und Zoch, 2014)

Der Widerstand gegen die Versetzungsbewegung beziehungsweise gegen die Verformung lässt sich in zwei additive Teile aufspalten, einen athermischen Werkstoffwiderstand R_G und einen thermischen Werkstoffwiderstand R^* . Der athermische Werkstoffwiderstand ergibt sich sowohl aus der Kristall- wie auch aus der Gefügestruktur und beschreibt weitreichende innere Spannungsfelder. (Macherauch und Zoch, 2014) Folglich setzt sich der athermische Werkstoffwiderstand zusammen aus einzelnen Verfestigungsanteilen basierend auf der Verfestigung durch Versetzungen R_{Vers} , Korngrenzen R_{KG} , Fremdatome R_{MK} sowie Teilchen R_T . In Tabelle 2.1 sind

die im Vielkristall auftretenden Verfestigungsmechanismen, eine schematische Darstellung sowie die maßgebende Größe zur Steigerung des jeweiligen Effekts zusammengefasst. (Dahl, 1993, Reissner, 2010, Doege und Behrens, 2010, Macherauch und Zoch, 2014)

Tabelle 2.2: Verfestigungsmechanismen in metallischen Werkstoffen nach Macherauch und Zoch, 2014

Verfestigung durch	Schematische Darstellung	Maßgebende Größen
1. Erhöhung der Versetzungsdichte		Versetzungsdichte
2. Aufstauen von Versetzungen an Korngrenzen		Korndurchmesser
3. Elastische Wechselwirkung von Versetzungen mit gelösten Fremdatomen		Konzentration der Fremdatome
4. Teilchen		
a. Schneiden von kohärenter Ausscheidungen		
b. Umgehen von inkohärenter Ausscheidungen		
c. Umgehen von 2. Phase in körniger Anordnung		Radius Abstand Volumenanteil
d. Umgehen von 2. Phase in lamellarer Anordnung		
e. Umgehen von 2. Phase (grobe Zweiphasigkeit)		

Der thermische Werkstoffwiderstandsanteil R^* ist abhängig von der Kristallstruktur, der Temperatur T und der Verformungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ und beschreibt kurzreichende innere Spannungsfelder. Entspricht bei einer vorgegebenen Verformungsgeschwindigkeit die Temperatur $T = T_0$, so steht ausreichend freie Aktivierungsenthalpie ΔG zur Überwindung des gesamten thermischen Werkstoffwiderstandes zur Verfügung (Abbildung 2.2). Folglich muss durch äußere Lasten lediglich der athermische Werkstoffwiderstand R_G überwunden werden.

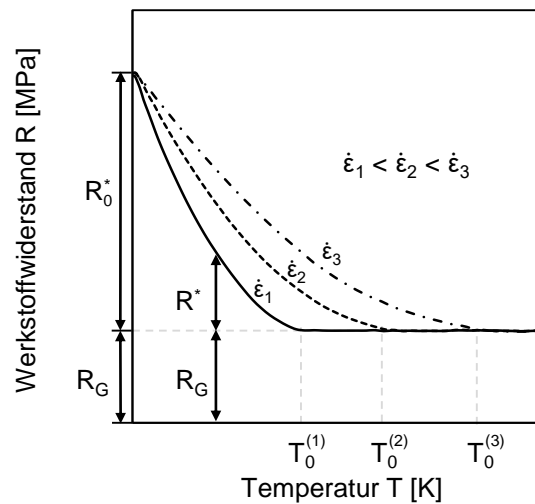


Abbildung 2.2: Zusammenhang zwischen der Verformungstemperatur, Verformungsgeschwindigkeit und den thermischen und athermischen Werkstoffwiderständen nach Macherauch und Zoch (2014)

Die thermischen wie athermischen Werkstoffwiderstände können mit den Gleichungen 2.1-2.4 beschrieben werden. (Friedel und Vassamillet, 1964, Dahl, 1993, Macherauch und Zoch, 2014)

$$R = R_G + R^* \quad 2.1$$

$$R = R_{Vers} + R_{KG} + R_{MK} + R_T + R^* \quad 2.2$$

$$R^* = R_0^* \left[1 - \left(\frac{T}{T_0} \right)^{n_{th}} \right]^{m_{th}} \quad 2.3$$

Für Stahl $m_{th}=4$ und $n_{th}=1$; Für Aluminium $m_{th}=n_{th}=1$

$$T_0 = \frac{\Delta G_0}{k_B \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_0}{\dot{\epsilon}} \right)} \quad 2.4$$

2.3 Makroskopische Kennwertermittlung zur Beschreibung des elastischen und plastischen Verhaltens von Feinblechen

Zur Beschreibung des makroskopischen Werkstoffverhaltens von Feinblechen mit einer Blechdicke kleiner 3 mm werden verschiedene Prüfverfahren eingesetzt, aus denen, aufgrund ihres Aufbaus und der daraus resultierenden Randbedingungen, verschiedene elastische und plastische Kennwerte abgeleitet werden können. Die Kennwerte, welche für die Umformtechnik von übergeordneter Rolle sind, stellen eine Beschreibung auf Basis der anliegenden Last sowie der geometrischen Größen dar.

Je nach Bezug zur aktuellen Konfiguration oder Referenzkonfiguration werden die hieraus resultierenden Spannungen sowie Dehnungen in technische und wahre Größen unterteilt. Spannungen welche sich auf die aktuelle Konfiguration beziehen werden als wahre Spannungen σ_{ij} , oder auch Cauchy Spannungen, bezeichnet. Auf die Referenzkonfiguration bezogene Spannungen werden hingegen als technische Spannungen $\sigma_{0,ij}$ oder 1. Piola-Kirchhoff Spannungen benannt. Die Ableitung der technischen, beziehungsweise wahren Dehnung nach der Zeit, stellt die Dehnrate dar. Ein Koordinatensystem zur Beschreibung der Spannungen und Dehnungen wird als Hauptkoordinatensystem bezeichnet, wenn keine Schubspannungen sowie Scherung auftreten. Die in einem Hauptkoordinatensystem beschriebenen wahren Dehnungen und wahren Spannungen werden als Hautspannungen und Hautdehnungen mit Index 1 bis 3 bezeichnet. Zur Vergleichbarkeit von wahren Dehnungs- und Spannungsgrößen mehrachsiger Zustände können, auf Basis der Gestaltänderungshypothese nach von Mises (1913), der einachsigen Belastung entsprechende Vergleichsgrößen gebildet werden. Diese Größen werden als Vergleichsumformgrad φ_v und Vergleichsspannung σ_v bezeichnet. Führt die Vergleichsspannung zur plastischen Verformung des Werkstoffs wird diese als Fließspannung k_f bezeichnet. Weiterhin können wahre Spannungs- sowie Dehnungszustände mit dem dazugehörigen Spannungsverhältnis α und Dehnungsverhältnis β beschrieben werden. (Dahl, 1993, Lange, 2002, Doege und Behrens, 2010, Siegert, 2015)

Die Beschreibung der Elastizität, auch Bereich der reversiblen Dehnung genannt, ist für die Umformtechnik von großer Bedeutung, da nach Wegnahme der Belastung elastische Dehnungen frei werden, welche zu Abweichungen von der ursprünglich angestrebten Bauteilgeometrie führen können. Gleichzeitig beschreibt das Ende der Elastizität den Beginn der Plastizität. Dieser Punkt wird als Streckgrenze R_e , beziehungsweise bei 0,2 % plastischer Dehnung als Dehngrenze $R_{p0,2}$, bezeichnet. Maßgebend für das elastische Verhalten von metallischen Werkstoffen sind der Elastizitätsmodul E , welches den linearen Zusammenhang zwischen technischer Spannung und Dehnung nach dem Hooke'schen Gesetz (Hooke, 1678) beschreibt, sowie die Querkontraktionszahl ν , auch Poissonzahl genannt, wodurch das Verhältnis aus den Dehnungen in Quer und Längsrichtung beschrieben wird.

Das plastische Verhalten metallischer Werkstoffe kann mit Hilfe der Fließkurve beschrieben werden. Die Fließkurve beschreibt den nicht proportionalen Zusammenhang zwischen wahrer Spannung sowie wahrer Dehnung. Sie ist neben dem Dehnungsniveau von der Mikrostruktur des Werkstoffes, dem Spannungszustand, der Temperatur und der Umformgeschwindigkeit abhängig. Im Bereich des plastischen Fließens gilt die Volumenkonstanz, das heißt das Produkt der geometrischen Abmessungen bleibt identisch. Der Übergang vom elastischen zum plastischen Materialverhalten unter verschiedenen Spannungszuständen wird für

Blechwerkstoffe im zweidimensionalen Spannungsraum durch Fließortkurven abgebildet (Abbildung 2.3a). Die Spannung in Dickenrichtung wird vernachlässigt. Ist die anliegende wahre Spannung kleiner als der entsprechende Wert der Fließortkurve liegt elastisches Verhalten vor, ist sie gleich tritt plastisches Fließen ein und die Fließortkurve verschiebt sich zu höheren Werten. Es können keine Spannungszustände auftreten, welche außerhalb der Fließortkurve liegen. Plastisches Fließen unter einem Spannungsverhältnis α führt im Dehnungsraum zu einem dazu korrelierenden Dehnpfad mit einem Dehnungsverhältnis β (Abbildung 2.3b).

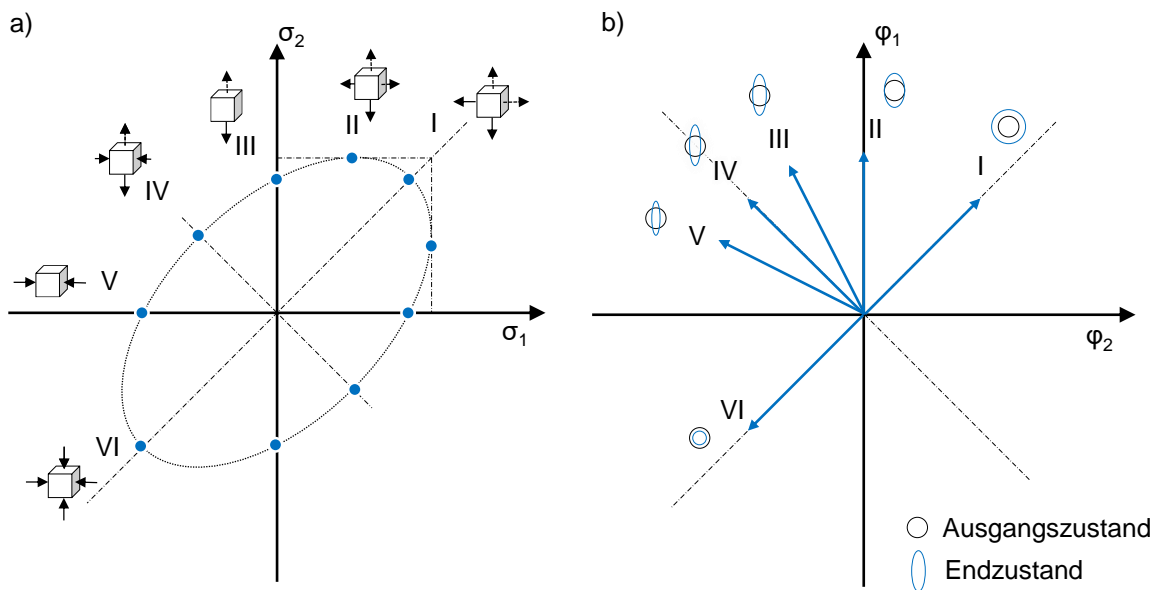


Abbildung 2.3: Verschiedene Spannungszustände (I-VI) im a) wahren Spannungsraum und b) wahren Dehnungsraum

Aufgrund der Kristallstruktur sowie eingebrachter Vorverformungen bei der Halbzeugherstellung von Flacherzeugnissen bildet sich eine Textur der Mikrostruktur aus. Diese Textur führt zu einer Richtungsabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften. Ein Maß für die Richtungsabhängigkeit des plastischen Fließens stellen die Lankford Koeffizienten, auch r -Werte genannt, dar (Lankford, Snyder und Bausher, 1950). Die r -Werte können in verschiedenen Richtungen zur Walzrichtung des Flacherzeugnisses bestimmt werden. Aus den r -Werten in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung kann die mittlere senkrechte Anisotropie sowie die mittlere ebene Anisotropie bestimmt werden. (Lange, 2002, Doege und Behrens, 2010, Siegert, 2015, DIN EN ISO 10113:2014) Für die Umformtechnik relevante Kennwerte sowie deren mathematische Beschreibung sind in Tabelle 2.3 zusammengestellt.

Tabelle 2.3: Wichtige Kennwerte der Umformtechnik bei linearer Belastung

$\sigma_0 = \frac{F}{A_0}$	2.5	$k_f = \frac{F}{A} = f(\text{Struktur}, \varphi, \dot{\varphi}, T)$	2.6
$d\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \rightarrow \varepsilon = \frac{l_1 - l_0}{l_0}$	2.7	$d\varphi = \frac{\Delta l}{l} \rightarrow \varphi = \ln\left(\frac{l_1}{l_0}\right)$	2.8
$\alpha = \frac{\sigma_1}{\sigma_2}$	2.9	$\beta = \frac{\varphi_2}{\varphi_1}$	2.10
$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$		2.11	
$\varphi_v = \sqrt{\frac{2}{3} (\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)}$		2.12	
$\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2 = 0$		2.13	
$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt}$	2.14	$\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt}$	2.15
$E = \frac{\sigma_0}{\varepsilon}$	2.16	$\nu = -\frac{\frac{\Delta A}{A_0}}{\frac{\Delta l}{l_0}}$	2.17
$V_0 = l_0 b_0 s_0 = l_1 b_1 s_1 = V_1$	2.18	$r = \frac{\varphi_b}{\varphi_t} = \frac{\ln\left(\frac{b_1}{b_0}\right)}{\ln\left(\frac{s_1}{s_0}\right)}$	2.19
$r_m = \frac{r_{0^\circ} + 2r_{45^\circ} + r_{90^\circ}}{4}$	2.20	$\Delta r = \frac{r_{0^\circ} - 2r_{45^\circ} + r_{90^\circ}}{2}$	2.21

2.3.1 Zugversuch

Das am häufigsten angewandte Prüfverfahren zur Werkstoffcharakterisierung ist, aufgrund der geringen Komplexität hinsichtlich Versuchsdurchführung sowie geringen Anlagenkosten, der Zugversuch von Flachproben nach der DIN EN ISO 6892-1 (2014). Durch das Aufbringen einer äußeren Last in Form einer Verschiebung auf eine, zwischen Klemmbacken eingespannte, Zugprobe, mit vorgegebener Ausgangslänge, -breite und -dicke, erfolgt zuerst eine elastische Verformung, welche in eine plastische Verformung übergeht und in einem Bruch endet. Während des Versuches wird mit Hilfe eines Piezokraftaufnehmers die Prüfkraft aufgezeichnet. Die

Verlängerung der Probe kann mittels der Traversenverschiebung der Prüfmaschine, durch taktile Wegaufnehmer oder mit optischen Messsystemen erfolgen. Durch Anpassung der Prüfbedingungen, wie Temperatur und Geschwindigkeit, kann durch den Zugversuch eine große Bandbreite an Kennwerten ermittelt werden. Abbildung 2.4 zeigt eine technische sowie wahre Spannungs-Dehnungskurve aus dem Zugversuch. Diese lässt sich in einen elastischen sowie plastischen Bereich unterteilen.

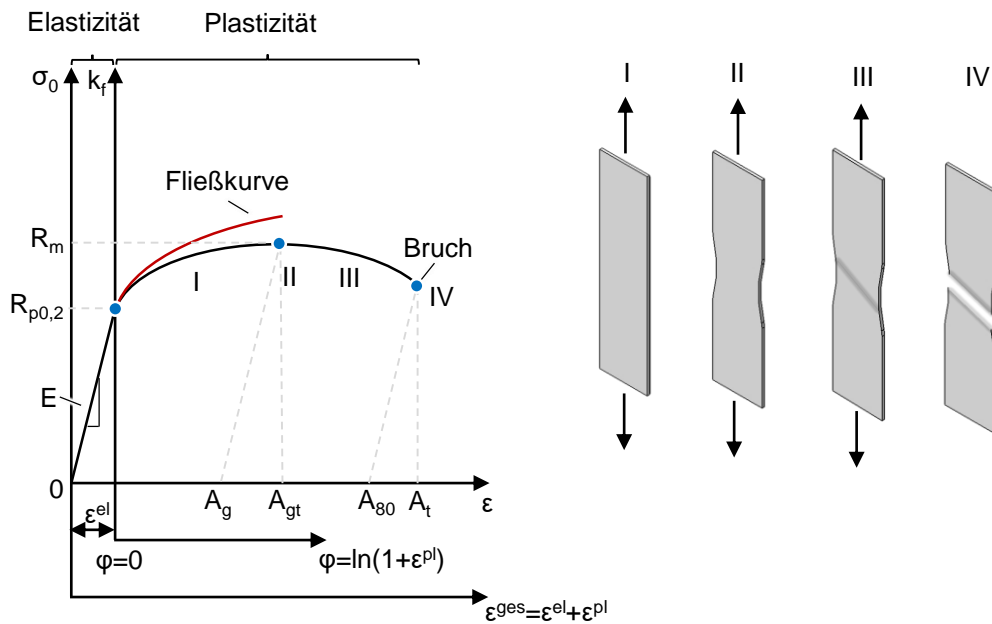


Abbildung 2.4: Spannungs-Dehnungskurve mit wesentlichen Kennwerten sowie Phasen der plastischen Verformung unter Zugbeanspruchung

Die technische Spannungs-Dehnungskurve weist den durch Hooke (1678) beschriebenen linearen Zusammenhang im elastischen Bereich auf. Das plastische Verhalten metallischer Werkstoffe lässt sich in vier Phasen unterteilen. Im plastischen Bereich zeigt die technische Spannung in der Phase I einen bei höher werdender Dehnung abflachenden Verlauf, der beim Erreichen der maximalen Kraft, beziehungsweise der Gleichmaßdehnung, eine horizontale Tangente aufweist. Nach der Gleichmaßdehnung beginnt die Phase II. Es sinkt die benötigte Kraft für eine weitere Längenänderung der Probe ab. Dies ist zurückzuführen auf das Ende der homogenen Verformung der Probe und der Bildung einer Einschnürzone, in der sich die resultierende Dehnung zuerst diffus (Phase II) und anschließend lokal (Phase III) konzentriert. Während dem kontinuierlichen Übergang von homogener Verformung zur lokaler Einschnürung verändert sich der einachsige Spannungszustand zu einem mehrachsigen. Die diffuse Einschnürung beginnt nach Considère (1885), wenn die Entfestigung durch die Querschnittsabnahme nicht mehr durch die Verfestigung des Materials kompensiert werden kann. Eine homogene Verformung liegt demzufolge immer dann vor, wenn bezogen auf den Ausgangsquerschnitt der Probe ein

Dehnungszuwachs einen gleichzeitigen Spannungszuwachs bewirkt. Der Ort der Einschnürzone entlang der Probenlängsrichtung wird durch die über die Probe verteilte Inhomogenität bestimmt (Marciniak und Kuczyński, 1967). Während der diffusen Einschnürung wandert der einachsige Spannungszustand hin zu einem mehrachsigen Spannungszustand, welcher einen ebenen Dehnungszustand nach sich zieht. Dieser Zustand der Phase III wird als lokale Einschnürung bezeichnet. Bereiche außerhalb des entstehenden Scherbands der Einschnürzone weisen keine weitere Dehnung mehr auf, wohingegen die Dehnung im Bereich der Einschnürung beschleunigt wird und final im Bruch der Probe (Phase IV) endet.

Mit Messsystemen, welche die Dehnungen über einen definierten, großen Bereich der Probe erfassen, ist die Fließkurve nur bis zum Erreichen der Gleichmaßdehnung ermittelbar. Siebel und Schwaigerer (1944) sowie Bridgman (1944) betrachteten den Zugversuch von Rundproben inkrementell, in dem der Versuch mehrmals angehalten wurde, um den Krümmungsradius der Einschnürzone sowie den Durchmesser der Querschnittsfläche zu messen. Aus diesen Größen wurden Berechnungsmodelle für die Ermittlung der Fließspannung oberhalb der Gleichmaßdehnung abgeleitet. Mit der Verwendung eines optischen Messsystems kann die Dehnung im Bereich der Einschnürzone messtechnisch lokal aufgelöst und erfasst werden. Ausgehend von einer infinitesimalen Betrachtung der Dehnung in der Einschnürung ermittelte Vogl Fließkurven sowie die Lankford Koeffizienten jenseits des Kraftmaximums durch den Einsatz optischer Messtechnik. Die hierbei ebenfalls ermittelten Fließkurven bis zur Gleichmaßdehnung weicher Tiefziehstähle und höherfeste Stähle aus optischer und taktiler Dehnungsmessung zeigen eine gute Übereinstimmung. (Vogl, 2003, Hoffmann und Vogl, 2003)

2.3.2 Hydraulischer Tiefungsversuch

In realen Fertigungsprozessen herrschen neben dem einachsigen Spannungszustand verschiedene mehrachsige Spannungszustände. Ein Prüfverfahren zur Materialcharakterisierung unter zweiachsiger gleichmäßiger Belastung von Flacherzeugnissen stellt der hydraulische Tiefungsversuch nach DIN EN ISO 16808 (2013) dar. Panknin (1964) beschrieb die Charakterisierung von Blechwerkstoffen mit dem hydraulischen Tiefungsversuch. Gutscher (2004) stellt bei der Untersuchung der maximal erreichbaren Höhe des Prüfkörpers verschiedener Werkstoffe fest, dass diese mit der jeweiligen Verfestigung des Materials korrelieren. Der Versuchsaufbau basiert auf der Verformung einer zwischen Niederhalter und Matrize geklemmten Blechplatte mittels hydraulischem Wirkmedium. Mit steigendem Stempelhub wird der Druck im Ölreservoir erhöht, wodurch sich beim Überschreiten der Dehngrenze eine plastische Verformung des Bleches bis zum Bruch unter gleichmäßig zweiachsiger Belastung einstellt.

Die auftretenden Dehnungen werden mit optischer (Blumbach, 2006, Dziallach et al., 2007, Keller, Hotz und Friebe, 2009) oder taktile (Santos et al., 2011) Messtechnik erfasst. Die Bestimmung des Krümmungsradius im Pol erfolgt nach DIN EN ISO 16808 mit einer sphärischen Ausgleichsfläche auf Basis der erfassten Messdaten. Des Weiteren wird auf Basis der gemessenen Dehnungen in Blechebene eine Korrektur der Blechdicke zu jedem Zeitpunkt des Versuchs in Abhängigkeit der Domhöhe vorgenommen (DIN EN ISO 16808:2013, Volk und Heinle, 2010, Volk, Heinle und Grass, 2011, Yoshida, 2013). Die wahre Spannung in der Blechebene wird durch die Membrangleichung mit der Blechdicke s , dem Krümmungsradius r_k sowie Öldruck p unter der Annahme der Axialsymmetrie ermittelt.

$$\sigma = \frac{pr_k}{2s} \quad 2.22$$

Die resultierenden wahren Dehnungen und wahren Spannungen beschreiben die Fließkurve unter zweiachsiger Belastung bis zu Vergleichsdehnungen von 0,8. In der Literatur finden sich weitere Sensitivitäten auf das Ergebnis des hydraulischen Tiefungsversuchs, welche jedoch nicht in der Form von Kompensationsstrategien in der DIN EN ISO 16808 enthalten oder verpflichtend vorgeschrieben sind. Der Vergleich verschiedener Strategien zur Kompensation des Biegeeinflusses und der Blechverdünnung zeigte, dass der Einfluss nicht vernachlässigt werden kann. Des Weiteren wird für dicke Bleche eine Berechnung der Dehnungen auf die neutrale Faser als sinnvoll eingeschätzt, da die Dehnungen an der äußeren Faser zur neutralen beziehungsweise inneren Faser einen hohen Gradienten aufweisen. (Lipp et al., 2012) Eine Erweiterung der Dickenkompensation im Pol sowie der Bestimmung der Krümmungsradien ohne Annahme eines gleichmäßigen zweiachsigen Spannungs- oder Dehnungszustands ($\sigma_1 \neq \sigma_2$; $\varphi_1 \neq \varphi_2$) wurde von Min et al. (2016) durchgeführt. Hierin werden die Radien zur Bestimmung der Spannungsaufspaltung auf Basis von Ausgleichskurven durch den Probenpol ermittelt. Im bisherigen Standard des Versuchs wird dem Anwender empfohlen den Versuch mit einer konstanten Dehngeschwindigkeit von $0,05 \text{ s}^{-1}$ oder mit einer konstanten Umformgeschwindigkeit mit einer angestrebten Versuchszeit von 2 bis 4 Minuten durchzuführen. Dies kann gegenüber dem quasistatischen Zugversuch zu einem unterschiedlichen Dehnratenniveau und somit bei dehnratensensitiven Werkstoffen zu unterschiedlichen Fließkurven führen. Volk et al. (Volk, Heinle und Grass, 2011) empfehlen die Korrektur der Dehnrate auf ein quasistatisches Niveau mit Hilfe der in Zugversuchen ermittelten Dehnratensensitivität. Diese Korrektur besteht jedoch auf der Annahme, dass die Dehnratensensitivität unter einachsigen und zweiachsigen gleichmäßigen Zug identisch ist. Mittels dem Einsatz der Simulation ermittelte Jocham et al. (2016) Geschwindigkeitsprofile des Tiefungskolbens, welche zu konstanten Dehnraten im Bereich von $0,05$ bis $0,1 \text{ s}^{-1}$ über weite Bereiche des Versuchs führten. Die aus diesen Fließkurven resultierende Dehnratensensitivität zeigte eine signifikante Abweichung von der Dehnratensensitivität

wie sie im einachsigen Zugversuch bestimmt wird. Suttner und Merklein (2016) ermöglichten durch die Messung der Dehnrate während des Versuches die Regelung des hydraulischen Druckes bei quasistatischen Versuchsbedingungen. Dehnratsensitive Materialien zeigten bei konstanter Dehnrate im Vergleich zum Versuch mit konstantem Volumenstrom ein abweichendes Verfestigungsverhalten.

2.3.3 Kreuzzugversuch

Für die Beschreibung des Materialverhaltens ist neben den Kennwerten aus dem einachsigen und zweiachsigen gleichmäßigen Zug das Fließverhalten unter beliebigen Spannungsverhältnissen von Interesse. Zur Bestimmung des elastisch-plastischen Übergangs für Spannungsverhältnisse β von -0,5 bis 1 findet der ebene Kreuzzugversuch nach ISO 16842 (2014) Anwendung. Der Versuchsaufbau besteht aus einer Probe mit zwei senkrecht zueinander angeordneten Armen sowie einer Dehnungs- und Kraftmessung je Lastpfad. Um eine homogene Dehnungsverteilung in Probenmitte zu gewährleisten, werden in den Armen Schlitze eingebracht. Die in ISO 16842 standardisierte Probengeometrie weist sieben Schlitze je Arm auf und basiert auf Untersuchungen von Kuwabara et al. (1998). Durch Variation der an den Armen anliegenden Kräfte können verschiedene Spannungszustände erzeugt werden und anhand der gemessenen Dehnungsanteile die Spannungsanteile bestimmt werden. Um Fließorte verschiedener Spannungszustände in Modellen zusammenführen zu können, müssen diese bei einem einheitlichen Niveau aufgenommen werden. Hier findet das Prinzip der äquivalenten Arbeit Anwendung. Bei mehrachsigen Versuchen werden die Arbeitsanteile je Richtung aufsummiert. Entspricht die summierte Arbeit der plastischen Arbeit des einachsigen Zugversuchs bei $R_{p0,2}$, wird für dieses Dehnungsniveau das Spannungsverhältnis als Fließbeginn bezeichnet (ISO 16842:2014).

Neben der Arbeitsäquivalenzmethode kann der Fließbeginn mittels Änderung des Temperaturverlaufs beim elastisch-plastischen Übergang detektiert werden (Sallat, 1988). Dieser Methode liegt der Joule-Thomson Effekt (Joule und Thomson, 1852) zu Grunde, welcher besagt, dass eine Vergrößerung des Volumens, im Kreuzzugversuch verursacht durch elastische Dehnung, zu einer Reduzierung der Temperatur führt. Im Gegensatz hierzu steigt mit plastischer Verformung die Temperatur an (Abbildung 2.5). Diese Methode wurde für die Bestimmung von Anfangsfließorten verschiedener Stahl- und Aluminiumlegierungen erfolgreich angewandt (Sallat, 1988, Müller und Pöhlandt, 1996, Müller, 1996, Banabic und Huetink, 2006).

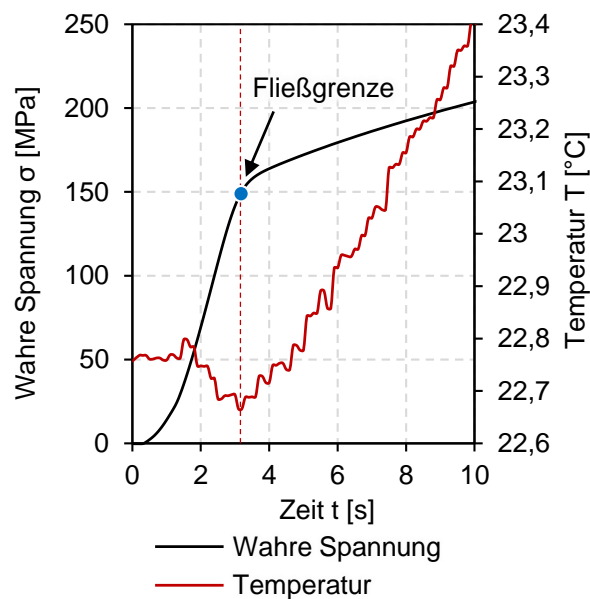


Abbildung 2.5: Wahre Spannung-Temperatur-Diagramm nach Jocham et al. (2016)

2.4 Werkstoffmodellierung für die Umformsimulation

2.4.1 Fließkurve

Die Fließkurve eines Werkstoffs ist abhängig vom Dehnungsniveau, der Mikrostruktur, dem Spannungszustand, der Temperatur sowie der Dehnrates. Unter einachsiger Belastung im Zugversuch können die Einflüsse der Verfestigung in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus, der Temperatur sowie der Dehnrates untersucht werden. Jedoch können die jeweiligen Effekte nur begrenzt voneinander separiert werden, da bereits die bloße plastische Umformung bei Raumtemperatur und niedrigen Dehnrates zu einer Erwärmung des Bauteils aufgrund der dissipierten Umformenergie führt. Taylor und Quinney (1934) führten Torsionsversuche mit einer Dehnrates von $0,003 \text{ s}^{-1}$ an weichen Stählen durch und beobachteten, dass 87,5 % der Energie bei einem Umformgrad von 0,1 dissipiert, wohingegen der Anteil auf bis zu 92,5 % bei einem Umformgrad von 0,7 ansteigt. Hochgeschwindigkeitstorsionsversuche durch Hodowany et al. (2000) im Dehnratesbereich von 1 bis 10^5 s^{-1} zeigten für eine nicht dehnratesensitive 2024 Aluminiumlegierung eine Dissipation der Umformenergie in Wärme von 40 bis 60 % in Abhängigkeit des Umformgrades, jedoch unabhängig vom Dehnratesniveau. Im Gegensatz hierzu zeigte dehnratesensitives α -Titan eine konstante Dissipation über den Umformgrad, die vom Dehnratesniveau abhängt. Es wurden 60 % der plastischen Arbeit bei einer Dehnrates von 1 s^{-1} und 80 % bei 10^5 s^{-1} in Wärme umgewandelt. Rosakis (2000) beschreibt aufbauend auf diesen Untersuchungen die dissipierte Umformenergie als eine Funktion aus Dehnung, Dehnrates und Temperatur. Ein Anstieg der Umgebungstemperatur führt zu einer Entfestigung des Materials und somit zu einer niedrigeren Fließspannung. Die Dehnratesensitivität und somit die hieraus

resultierende Verfestigung bei Zunahme der Umformgeschwindigkeit steigen mit zunehmender Umgebungstemperatur, die Entfestigung bleibt jedoch dominierend. Bei Raumtemperatur kann der Einfluss der Dehnrates und der Temperatur durch dissipierte Umformenergie auf die Fließspannung nur bedingt aufgespalten werden, da eine Zunahme der Dehnrates mit einer Zunahme der Temperatur durch Dissipation verbunden ist.

In Versuchen bei Raumtemperatur und unter quasistatischen Bedingungen steigt die Fließspannung mit steigendem Umformgrad. Fließkurven werden vorwiegend im Zugversuch ermittelt, wodurch bei konventioneller Auswertung über den Traversenweg oder taktilen Extensometern lediglich Fließkurven bis zur Gleichmaßdehnung aufgenommen werden können. Die Gleichmaßdehnung liegt bei üblichen Karosseriewerkstoffen im Bereich von 0,12 bis 0,25. Bei der Herstellung risskritischer komplexer Blechbauteile aus weichen Tiefziehstählen treten jedoch Umformgrade bis zu 1,0 auf, wodurch eine Extrapolation der Fließkurven aus dem Zugversuch notwendig ist. Gängige von Temperatur und Dehnrates unabhängige Extrapolationsansätze sind in Tabelle 2.4 zusammengefasst. Abbildung 2.6 zeigt die Verläufe der Extrapolationsansätze auf Basis der Fließkurve aus dem Zugversuch und deren deutliche Abweichung.

Tabelle 2.4: Extrapolationsansätze

	Untersucht für	Mathematische Beschreibung	
Hollomon (1945)	Fe, CuZn	$k_{f,H} = C_1 \varphi^{C_2}$	2.23
Ludwik (1909)	Fe, Cu	$k_{f,L} = C_1 + C_2 \varphi^{C_3}$	2.24
Swift (1952)	Cu, Al, Fe, CuZn	$k_{f,Sw} = C_1 (C_2 + \varphi)^{C_3}$	2.25
Ghosh (1977)	-	$k_{f,G} = C_1 + C_2 (C_3 + \varphi)^{C_4}$	2.26
Voce (1948)	CuNi, CuZn, CuNiZn, CuAl, CuP	$k_{f,V} = C_1 + (C_2 - C_1) e^{-C_3 \varphi}$	2.27
Hockett-Sherby (1975)	α -Fe, α -U	$k_{f,H-S} = C_1 - (C_1 - C_2) e^{-C_3 \varphi^D}$	2.28
Kombination Swift-Hockett- Sherby	-	$k_{f,Sw-H-S} = (1 - C_1) k_{f,Sw} + C_1 k_{f,H-S}$	2.29
Kombination Swift-Voce (Kessler und Gerlach, 2006)	Fe (DP)	$k_{f,Sw-V} = C_1 k_{f,Sw} + (1 - C_1) k_{f,V}$	2.30

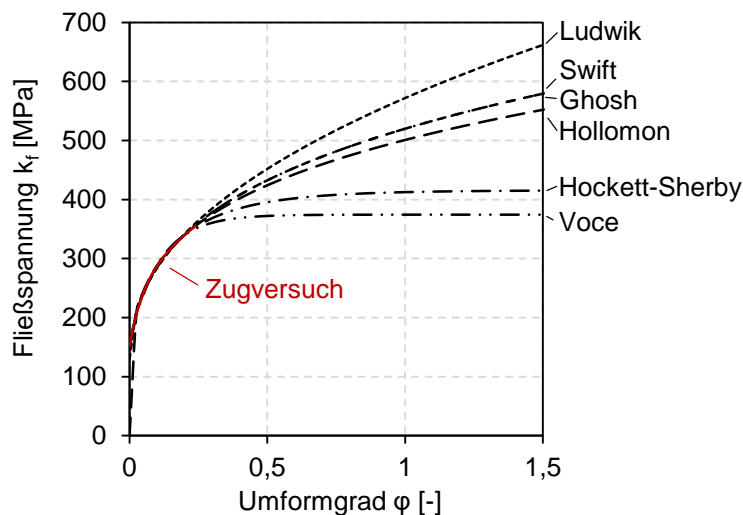


Abbildung 2.6: Extrapolationsansätze am Beispiel eines weichen Tiefziehstahls

Um mehr experimentell ermittelte Stützpunkte für eine anschließende Extrapolation zur Verfügung zu haben, können Versuche durchgeführt werden, welche Umformgrade oberhalb der Gleichmaßdehnung erreichen. Für die Blechumformung wird hierzu der hydraulische Tiefungsversuch verwendet. Die Fließkurve aus dem hydraulischen Tiefungsversuch liegt im Vergleich zum Zugversuch für viele Werkstoffe auf einem unterschiedlichen Spannungsniveau bei gleichen Umformgrad. Die Auswertung des hydraulischen Tiefungsversuchs ist in der ISO 16808 beschrieben (DIN EN ISO 16808:2013). Mit dem Prinzip der Arbeitsäquivalenz, das heißt der gleichen Fläche unter der Fließkurve verschiedener Spannungszustände, können äquivalente Spannungs- und Dehnungswerte ermittelt werden (Mutrux, Hochholdinger und Hora, 2008). Als Referenz dient hier die Arbeit bei der Gleichmaßdehnung im Zugversuch. Aus der entsprechenden äquivalenten Arbeit im hydraulischen Tiefungsversuch wird das biaxiale Spannungsverhältnis f_{bi} ermittelt.

$$f_{bi} = \frac{\sigma_{biaxial, ref}}{\sigma_{Zugversuch, A_g}} \quad 2.31$$

Mit diesem Verhältnis können alle Spannungs- und Dehnungswerte aus dem hydraulischen Tiefungsversuch auf einen äquivalenten einachsigen Wert transformiert werden. Diese Vorgehensweise wurde durch einen Ringversuch validiert (Vucetic et al., 2014). Das Prinzip der Arbeitsäquivalenzmethode ist in Abbildung 2.7 dargestellt. Mit den zusätzlichen experimentellen Daten kann der Kombinationsparameter der Gleichungen 2.29 und 2.30 bestimmt werden (Kessler und Gerlach, 2006).

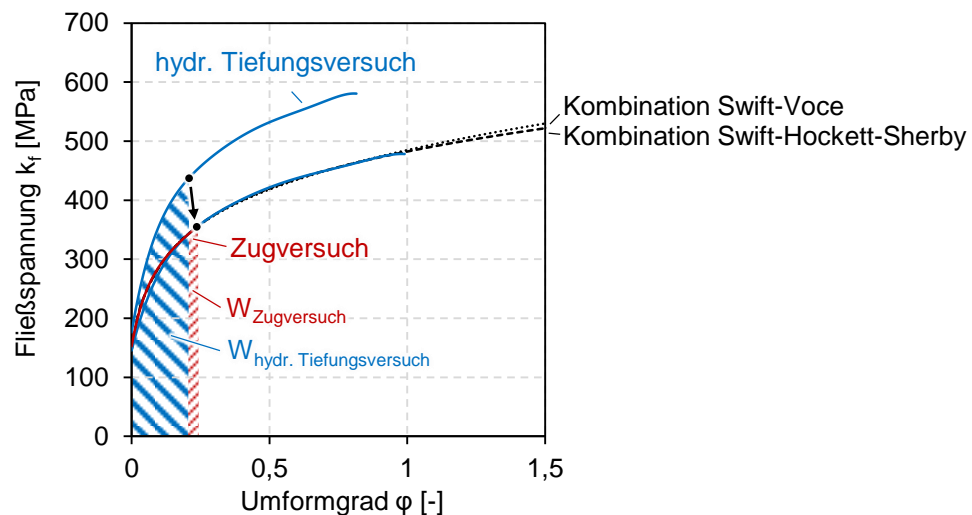


Abbildung 2.7: Transformation der Fließkurve aus dem hydraulischen Tiefungsversuch auf eine dem Zugversuch entsprechenden äquivalente Fließkurve

Werden Versuche bei verschiedenen Dehnraten durchgeführt, zeigen metallische Werkstoffe basierend auf ihrer Mikrostruktur eine zusätzliche Verfestigung, eine Entfestigung oder keinen festigkeitsverändernden Effekt. Weiche Tiefziehstähle zeigen eine hohe positive Dehnratensensitivität, dies führt zu einer Erhöhung der Fließspannung mit zunehmender Dehnrate. Hoch- und höchstfeste Stähle zeigen einen geringen positiven bis verschwindend geringen Dehnrateneffekt. Wohingegen einige Aluminiumlegierungen eine Entfestigung bei steigender Dehnrate aufweisen. Ein Maß für die Dehnratensensitivität stellt der m -Wert dar.

$$m = \frac{\partial \ln(k_f)}{\partial \ln(\dot{\phi})} = \frac{\partial \log(k_f)}{\partial \log(\dot{\phi})} = \frac{\Delta \log(k_f)}{\Delta \log(\dot{\phi})} \quad 2.32$$

Anhand einer Fließkurvenschar, dargestellt in Abbildung 2.8a, bestehend aus Fließkurven unterschiedlicher konstanter Dehnraten, kann die Dehnratensensitivität bestimmt werden. Hierzu werden bei entsprechenden Dehnungswerte die logarithmischen Spannungswerte der einzelnen Fließkurven über die logarithmische Dehnrate in einem Diagramm aufgetragen und eine lineare Regression der Werte bei einheitlichem Dehnungsniveau gebildet. Der m -Wert stellt folglich die Steigung dieser Geraden im $\log(k_f)$ - $\log(\dot{\phi})$ Diagramm dar. In Abbildung 2.8b ist dies am Beispiel einer Fließkurvenschar, bestehend aus jeweils drei Fließkurven bei drei unterschiedlicher Dehnraten, dargestellt.

Eine weitere Möglichkeit ist die Bestimmung der Dehnratensensitivität durch „Jump Tests“. Hierdurch wird durch einen sprunghaftigen Anstieg der Dehnrate bei gleichbleibendem Dehnungsniveau eine Veränderung der Fließspannung bewirkt (Abbildung 2.8c). Der m -Wert kann anhand Gleichung 2.32 ermittelt werden. (Wagoner, 1981, Wagoner und Wang, 1983)

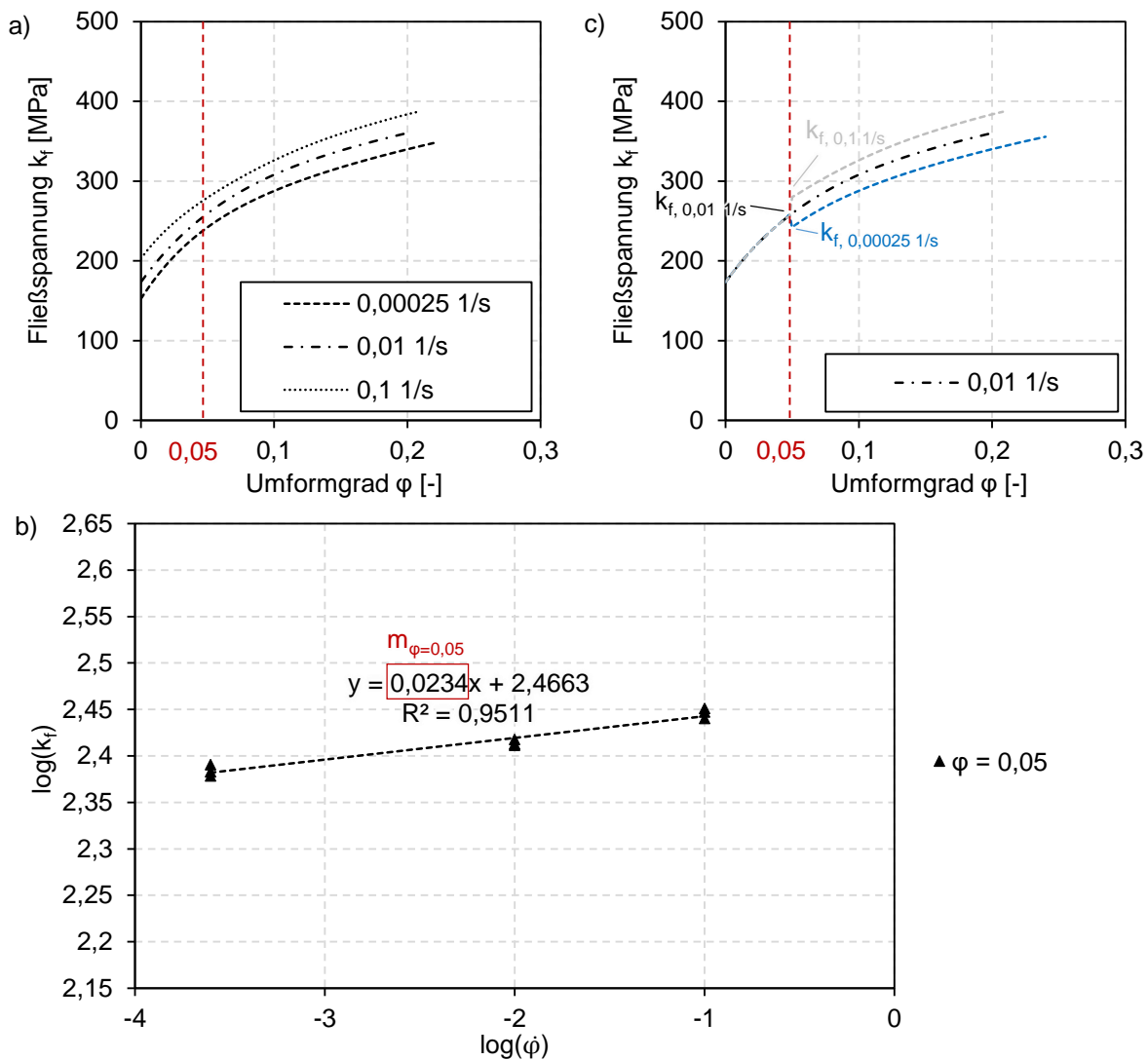


Abbildung 2.8: a) Fließkurvenschar konstanter Dehnraten, b) m -Wert Bestimmung durch lineare Regression bei $\varphi=0,05$, c) Jump Test

Der Einfluss von Dehnraten im Bereich von 10^{-3} bis 200 s^{-1} auf die Fließkurve weicher Tiefziehstähle und höherfester Stähle unter einachsiger Zugbelastung bis zur Gleichmaßdehnung wurde bereits umfangreich durch Arbeiten von Larour beschrieben. Die hieraus resultierenden Ergebnisse durch Hochgeschwindigkeitszugversuche bei Raumtemperatur im Dehnratenbereich von 10^{-3} bis 20 s^{-1} zeigen eine Abnahme der Dehnratensensitivität bei ansteigendem Umformgrad für gängige Karosseriewerkstoffe. (Larour, 2010, Larour et al., 2013)

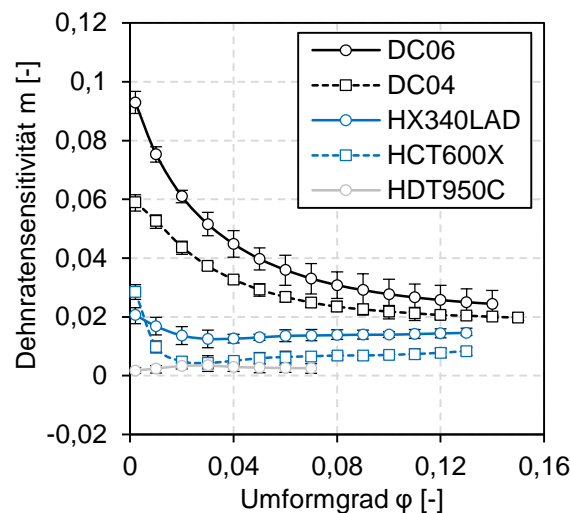


Abbildung 2.9: Dehnratesensitivität nach Larour im Dehnratenbereich von 10^{-3} bis 20 s^{-1} (Larour, 2010, Larour et al., 2013)

Emde (2008) untersuchte den Einfluss der Dehnratesensitivität im Bereich von $0,004$ bis 2500 s^{-1} in Druckversuchen für die Aluminiumlegierung AlMgSi0,5 und den Vergütungsstahl 42CrMo4 bis zu einem Umformgrad beziehungsweise Stauchgrad von $0,8$. Die Versuche wurden bei Raumtemperatur bis 400 °C mit AlMgSi0,5 und im Temperaturbereich von Raumtemperatur bis 800 °C für 42CrMo4 durchgeführt. Die Fließkurven bei Raumtemperatur der Aluminiumlegierung zeigen für Umformgrade bis $0,3$ eine mit der Dehnratesensitivität zunehmenden Fließspannung, wohingegen sich die Fließkurven für Dehnungen ab $0,3$ angleichen. Ab $0,5$ nimmt die Fließspannung mit ansteigender Dehnratesensitivität ab. Deutlich ausgeprägter wird das Verhalten durch den Vergütungsstahl 42CrMo4 dargestellt. Emde (2008) führt diese Werkstoffentfestigung mit ansteigender Umformgeschwindigkeit auf die entstehende Wärme im Werkstoff zurück. Durch höhere Geschwindigkeiten kann die Wärme nicht mehr an die Umgebung abgegeben werden. Dies führt zur thermischen Entfestigung, auch „thermal softening“ genannt.

Die mathematische Beschreibung des Einflusses von Dehnratesensitivität sowie Temperatur auf das Verfestigungsverhalten erfolgt durch gängige Materialmodelle. Die Modelle nach Johnson-Cook (1983) und Cowper-Symonds (1958) sowie der m -Wert Ansatz (Duncombe, 1972) sind in kommerziell erhältlichen FE Programmen wie AutoForm, LS DYNA, ABAQUS und PAMStamp implementiert (Tabelle 2.5).

Tabelle 2.5: Beschreibung der Dehnraten- und Temperaturabhängigkeit

Mathematische Beschreibung		
Duncombe (1972) u.a.	$k_{f,N-H} = k_{f,0} \left(\frac{\dot{\phi}}{\dot{\phi}_0} \right)^m$	2.33
Johnson-Cook (1983)	$k_{f,J-C} = k_{f,0} \left[1 + C_{J-C} \ln \left(\frac{\dot{\phi}}{\dot{\phi}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T-T_0}{T_s-T_0} \right) \right]$	2.34
Cowper-Symonds (1958)	$k_{f,C-S} = k_{f,0} \left[1 + \left(\frac{\dot{\phi}}{C_1} \right)^{\frac{1}{C_2}} \right]$	2.35

2.4.2 Fließort, Verfestigungsgesetz, Fließregel

Der Fließort, auch Fließkriterium genannt, beschreibt den Übergang vom elastischen zum plastischen Materialverhalten und stellt somit die Fließbedingung dar (Abbildung 2.3). Durch Experimente können für Blechwerkstoffe lediglich einzelne Stützstellen des zweidimensionalen Fließortes bei einem meist sehr geringen Dehnungsniveau ermittelt werden. Zur Abbildung des Materialverhaltens unter beliebigen, mehrachsigen Spannungszuständen im Spannungsraum erfolgt die Beschreibung des Fließortes daher mit Hilfe von analytischen Modellen. Die Koeffizienten dieser Fließortmodelle können beispielsweise aus Zugversuchen, hydraulische Tiefungsversuchen, Kreuzzugversuchen, Stauchversuchen sowie Scherzugversuchen ermittelt werden. Der Fließort stellt eine Funktion zur Transformation beliebiger Spannungszustände auf eine dem Zugversuch entsprechenden Vergleichsspannung dar. Hierdurch wird mit Hilfe eines Verfestigungsgesetzes sowie einer Fließregel das plastische Verhalten der wahren Dehnung mit zunehmender wahrer Spannung abgebildet. Die Fließregel beschreibt den mathematischen Zusammenhang zwischen wahren Spannungen und wahren Dehnungen in Größe und Richtung. Die Fließregel bei der die Fließfunktion dem plastischen Potential entspricht wird als assoziiert bezeichnet. Hierbei entspricht der Verzerrungsvektor des Fließortes dessen Normalenvektor. (Dahl, 1993, Klocke und König, 2006, Doege und Behrens, 2010)

Im Nachfolgenden wird auf die Fließkriterien eingegangen, welche zum einen im industriellen Umfeld am weitesten verbreitet sind und zum anderen Anwendung in späteren Kapiteln finden. Die einfachste Fließortbeschreibung unter der Annahme eines richtungsunabhängigen Materialverhaltens geht auf von Mises (1913) zurück. Hierbei wird jeder beliebige Cauchy Spannungszustand mithilfe der zweiten Invarianten des Spannungsdeviators auf eine dem Zugversuch äquivalenten Spannung umgewandelt. Diese Hypothese wird auch als Gestaltänderungshypothese bezeichnet. Zur Berücksichtigung des anisotropen Verhaltens kaltgewalzter metallischer Werkstoffe formulierte Hill (1948) ein Fließkriterium basierend auf den r -Werten in 0° ,

45° und 90° zur Walzrichtung. Hill erweiterte seine Modelle um experimentelle Daten, vorwiegend um den Bereich des gleichmäßigen zweiachsigen Zugs besser abbilden zu können (Hill, 1990). Neben den Fließortbeschreibungen nach Hill (Hill, 1948, Hill, 1990), welche auf makroskopische Kennwerte des Zugversuchs aufbauen, entwickelten Logon und Hosford (Logan und Hosford, 1980) ein Modell, dem die kristallographische Struktur der Werkstoffe zugrunde liegt. Zur besseren Abbildung von Fließorten für Aluminiumlegierungen entwickelten Barlat et al. (Barlat und Lian, 1989, Barlat et al., 2003) und Banabic et al. (Banabic et al., 2003, Banabic, 2005) Modelle mit steigender Parameteranzahl, die das plastische Verhalten sowohl von Stahl- als auch Aluminiumwerkstoffen abbilden. Mit der einhergehenden Genauigkeitssteigerung der Fließortbeschreibung ist ein Anstieg der nötigen Versuchsanzahl zur Identifizierung der Parameter verbunden.

Eine Betrachtung der Fließortentwicklung in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus ist in den Arbeiten von Hwang (2004) und Fleischer et al. (2007) zu finden. Hwang implementierte im Zugversuch gemessene, dehnungsabhängige r -Werte in die Beschreibung des Fließortes nach Hill48. Im Modell HWANG04 ist die Abnahme der r -Werte mit steigendem Vergleichsumformgrad berücksichtigt, wodurch sich das anisotrope Werkstoffverhalten im Bereich hoher Dehnungen jenseits der Gleichmaßdehnung isotrop verhält. Fleischer et al. (2007) verwendete eine Erweiterung des Barlat89 Fließortes in der Simulation eines Zugversuchs, welcher ebenfalls eine Berücksichtigung variabler r -Werte in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus erlaubt.

2.5 Versagen metallischer Werkstoffe durch Bruch

Das auftretende Versagen von Blechwerkstoffen in Form eines Bruchs lässt sich in vier Versagensarten einteilen (Abbildung 2.10). Diese werden nach der Form der Bruchfläche sowie dem zugrundeliegenden Versagensmechanismus unterschieden.

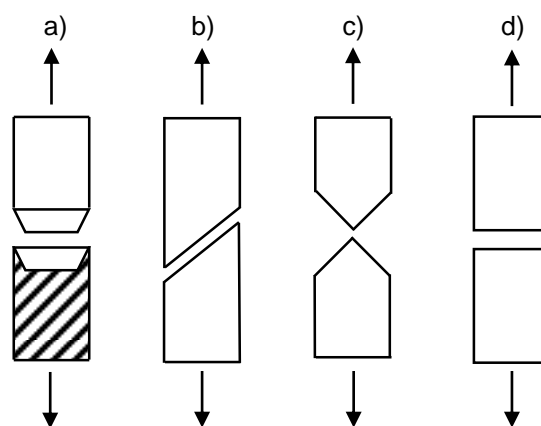


Abbildung 2.10: Brucharten, a) duktiler Trennbruch, b) duktiler Scherbruch, c) Einschnürbruch, d) Sprödbruch

Der duktile Trennbruch ist überwiegend in Rundproben zu beobachten. Im Anschluss an eine Einschnürung des Werkstoffes erfolgt der Trennbruch, welcher eine grobe poren- beziehungsweise wabenartige Struktur aufweist. Diese Poren entstehen durch Ablösen der Matrix von Ausscheidungen beziehungsweise nichtmetallischen Einschlüssen während der Umformung (Dahl, 1993). Mit steigender Umformung nimmt die Porenanzahl sowie deren Größe zu. Die Entstehung der Poren sowie deren Wachstum sind abhängig vom Spannungszustand (Rice, 1976). Die Werkstofftrennung ist das Ergebnis der fortschreitenden Koaleszenz dieser Poren zu Hohlraum und dem anschließenden Abscheren der verbleibenden Stege, sobald ein kritischer Volumenanteil erreicht ist (Hancock und Mackenzie, 1976). Die Bruchinitiierung erfolgt senkrecht zur Hauptnormalspannung (Ostermann, 2014).

Bei Flachproben erfolgt die Lokalisierung der Poren in Scherbändern, welche zum duktilen Scherbruch führen. Ursache für diese Form des Bruchs ist die maximal ertragbare Schubspannung. Der Scherbruch ist wie der duktile Trennbruch durch die Mechanismen Porenentstehung, Porenwachstum und Porenkoaleszenz gekennzeichnet, wobei die Porenbildung und das Wachstum in einem Scherbandbereich erfolgen. (Sarkar et al., 2004, Ostermann, 2014)

Der Einschnürbruch, oder auch vollständiger duktiler Bruch, ist gekennzeichnet durch eine, aufgrund des Verfestigungsverhaltens dominierende lokale Querschnittsabnahme (Considère, 1885) ohne Auftreten der Mechanismen wie Porenentstehung, Porenwachstum und Porenkoaleszenz (Teirlinck et al., 1988). Aufgrund fehlender Einschlüsse und Ausscheidungen bei niedrig legierten Werkstoffen erfolgt der Bruch durch eine vollständige Abscherung (Dahl, 1993, Ostermann, 2014).

Im Gegensatz zu den duktilen Brucharten erfolgt der Bruch beim Sprödbbruch, auch Spaltbruch genannt, ohne makroskopische Verformung. Der Bruch kann sowohl entlang der Korngrenzen (transkristalliner Bruch) oder durch das Korn (innerkristalliner Bruch) erfolgen. Metalle versagen durch reinen Sprödbbruch, wenn die materialspezifische, temperaturabhängige Bruchspannung niedriger als die Streckgrenze des Materials liegt. Die Bruchfläche liegt normal zur Belastungsrichtung. (Dahl, 1993, Ostermann, 2014)

2.6 Experimentelle Bestimmung der Grenzformänderung

2.6.1 Lineare Verformungshistorie

Die Grundidee der Bestimmung und Bewertung des Formänderungsvermögens anhand einer Grenzkurve geht auf Arbeiten von Keeler und Backofen (Keeler und Backofen, 1963) sowie Goodwin (Goodwin, 1968) zurück. Hierbei wurde nach dem Bruch der Versuchsprobe die Verformung eines Kreismusters zu Ellipsen, welche je nach Lastfall verschiedene Ausprägungen

zeigten, ausgewertet und die resultierenden Formänderungen in ein Diagramm eingetragen. Die hieraus resultierende Grenzkurve stellte eine Bruchkurve dar und ermöglichte unter Berücksichtigung eines Sicherheitsbereichs die Machbarkeitsbeurteilung von Bauteilen. In der DIN EN ISO 12004-2 (2008) sind die experimentellen Versuche nach Nakajima (1968) sowie nach Marciniak und Kuczyński (1967) zur Bestimmung der Grenzformänderung genormt. Die DIN EN ISO 12004-2 besitzt lediglich eine Gültigkeit für lineare, ungebrochene Dehnpfade, wie sie in der Regel bei einstufigen Umformprozessen ohne Gegenzug auftreten. Im Versuch nach Nakajima werden unterschiedlich taillierte Probenzuschnitte zwischen einem Niederhalter und einer Matrize geklemmt und mittels einem halbkugelförmigen Stempel bis zum Bruch der Probe verformt. Der Versuch ist gültig, wenn der Bruch innerhalb eines maximalen Abstands vom Pol in Höhe von 15 % des Stempeldurchmessers auftritt. Im Gegensatz zum Nakajima Test werden beim Marciniak Test die taillierten Proben mittels einem Flachstempel umgeformt. Da hierdurch keine geometrische Dehnungslokalisierung in Probenmitte durch die Stempel­form vorliegt und bei direktem Kontakt zwischen Stempel und Probe Reibung auftritt, werden gelochte Trägerbleche zur Erzeugung mittiger Risse verwendet. Außermittiges Versagen kann jedoch auch durch Reibung im Nakajima Versuch entstehen. Zur Reduzierung des Reibungseinflusses werden verschiedene Schmiersysteme, bestehend aus Ziehölen, Lanolin, Kunststoffpads oder Ziehfolien, eingesetzt. Die Stempelgeschwindigkeit beträgt in beiden Versuchen 1 bis 2 mm/s. Die gesamte Verformungshistorie wird in beiden Versuchen durch ein optisches Messsystem, bestehend aus zwei Kameras und einer Beleuchtungseinheit, aufgezeichnet. Im Anschluss an den Versuch werden für jedes Bild der Messung die Dehnungen auf Basis der Triangulation berechnet.

Zur Bestimmung der Formänderungen zum Zeitpunkt der beginnenden lokalen Einschnürung ist in der DIN EN ISO 12004-2 eine Auswertemethode, basierend auf der örtlichen Auswertung des Dehnungsfelds im letzten Bild vor Riss, enthalten. Die zugrundeliegende Methodik geht auf Überlegungen von Bragard et al. (1972) zurück, die beginnende lokale Einschnürung auf Basis des stabilen Formänderungsverhaltens entlang einer Geraden senkrecht zum Riss zu extrapolieren. Zuerst erfolgt die Identifizierung des letzten Bildes vor Riss durch den Prüfer und die Definition dreier Schnittlinien senkrecht zur Einschnürzone. Entlang dieser Schnittlinien werden die Dehnungen in Blechebene aufgetragen (Abbildung 2.11). Mit Hilfe der zweiten Ableitung des Dehnungsverlaufes werden zu beiden Seiten des Risses Bereiche definiert, welche für den Fit einer inversen Parabel verwendet werden. An der Position des Risses werden die Haupt- und Nebenformänderung anhand der dort vorliegenden Werte der Parabel ermittelt. Diese Vorgehensweise ist eine verlässliche Methode zur Bestimmung der Grenzformänderungen für Werkstoffe, welche eine einzige Einschnürzone sowie eine deutliche Einschnürung an

sich zeigen (Merklein, Kuppert und Geiger, 2010). Zu einem schlechten Parabelfit können mehrere Einschnürzonen führen, die zum einen aufgrund der Mikrostruktur des Werkstoffes auftreten und zum anderen auch aufgrund von Reibung zwischen Stempel, Schmiersystem und Probe entstehen können. Hierdurch können Dehnungen ermittelt werden, welche nicht dem realen Dehnpfad im Einschnürbereich gefolgt sind. Die Grenzformänderungen, basierend auf der Schnittlinienmethode, sind teils zu konservativ und stellen somit keine valide Prozessgrenze dar. Dies wurde durch die prozesssichere Herstellung von Bauteilen gezeigt, obwohl die ermittelten Formänderungen im Bauteil oberhalb der nach DIN EN ISO 12004-2 ermittelten Formänderungskurve liegen (Merklein et al., 2010).

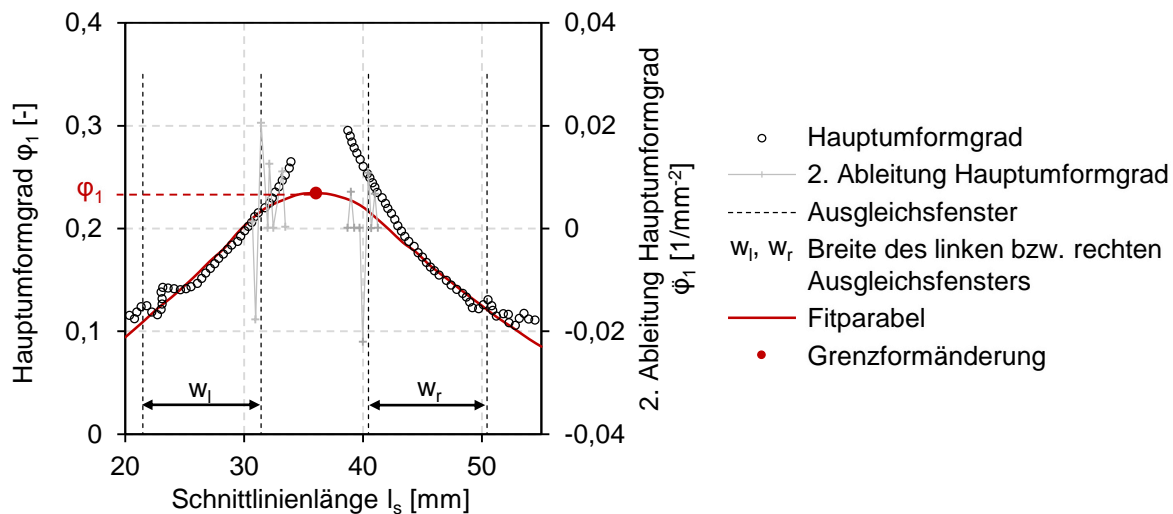


Abbildung 2.11: Schnittlinienmethode nach ISO 12004-2 (DIN EN ISO 12004-2:2008)

Basierend auf den vorhergehenden Untersuchungen (Volk, 2006, Eberle, Volk und Hora, 2008) schlugen Volk und Hora, im Gegensatz zur örtlichen Betrachtung des Dehnungsfeldes vor Riss, die Verfolgung der Dehnungsentwicklung über die Versuchszeit, respektive den Stempelhub, vor (Volk und Hora, 2011). Diese Methode wird im Folgenden als zeitliche Auswertemethode oder Geradenfitmethode bezeichnet. Die Geradenfitmethode basiert auf dem Anstieg der Dehnrates aufgrund der Dehnungslokalisierung in Scherbändern, welche zum duktilen Bruch führen. Die Dehnrates steigt innerhalb der Einschnürzone an, wohingegen die Dehnrates außerhalb abnimmt und schließlich zum Erliegen kommt. Zur hinreichend genauen Abbildung des zeitlichen Dehnungsverlaufes wird der Umformvorgang bei einer Geschwindigkeit von 1 mm/s mit einer Frequenz von 10 Hz aufgezeichnet. Der Dehnungsverlauf wird demzufolge in ein Bild je 0,1 mm Stempelhub unterteilt. Zur Auswertung des Versuchs mittels der Geradenfitmethode wählt der Prüfer das Bild vor Riss aus. In diesem Bild wird der Bereich maximaler Dehnungen als Einschnürzone in Abhängigkeit der Auflösung des Messsystems und der Blechdicke identifiziert. Für diesen Bereich wird die Dehnrates über alle Bilder berechnet sowie gemittelt und

mit Haupt- und Nebenumformgrad über die Zeit in einem Diagramm abgebildet. Nach der Berechnung und dem Export der Daten erfolgt die Bestimmung des Beginns der lokalen Einschnürung. Das Prinzip der zeitlichen Auswertemethode besteht aus dem Fit zweier Geraden in verschiedene Bereiche des Dehnratenverlaufs (Abbildung 2.12). Eine Gerade wird in den stabilen Bereich, der sich durch eine homogene Dehnungsverteilung auszeichnet, gelegt. Das Fitting der zweiten Gerade erfolgt in den instabilen Bereich der Formänderung. Der Schnittpunkt beider Geraden markiert den Zeitpunkt der lokalen Einschnürung. An diesem Zeitpunkt werden die im Auswertebereich liegenden Haupt- und Nebenformänderungen ermittelt und stellen die entsprechenden Grenzdehnungen dar. Als Auswerteparameter für die zeitliche Auswertemethode wird der Zeitraum von 40 Bildern vor Riss, gleichbedeutend mit 4 mm Stempelhub, betrachtet. Für den stabilen Geradenfit werden die Bilder 40 bis 20 vor Riss und für den instabilen Geradenfit drei Bilder vor Riss verwendet. (Volk und Hora, 2011)

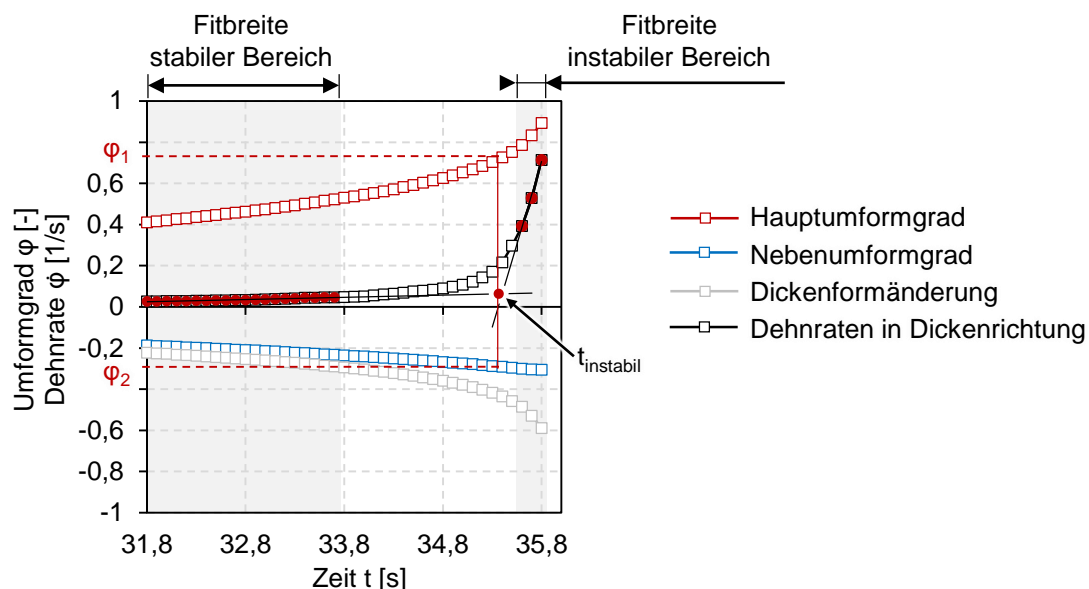


Abbildung 2.12: Geradenfitmethode basierend auf (Volk und Hora, 2011)

Neben der Schnittlinienmethode und der Geradenfitmethode gibt es zur Bestimmung der Grenzformänderungen weitere Auswertemethoden, die zum Teil auf bestehende Ansätze aufbauen (Dahan et al., 2007, Kuppert, 2014, Gaber et al., 2017), aber auch neue Aspekte, welche die Konturentwicklung der Probe (Martínez-Donaire, García-Lomas und Vallellano, 2014, Afronti und Merklein, 2017) oder die Dehnungsverteilung am Riss in Betracht ziehen (Turkoz et al., 2014).

Dahan et al. (2007) modifizierten die Schnittlinienmethode (DIN EN ISO 12004-2:2008) für den Einsatz bei Nakajima Versuchen mit Starttemperatur 780 °C (Dahan et al., 2006). Die Modifikation besteht in der Bestimmung des Fensters für die Ausgleichskurve. Hierbei werden in (Dahan et al., 2007) die Extremwerte der ersten Ableitung anstelle der Extremwerte der zweiten

Ableitung des Hauptumformgrads verwendet (Abbildung 2.13). Die Entwicklung der ersten Ableitung des Hauptumformgrades entlang einer Schnittlinie wurde bereits von Geiger und Merklein (2003) betrachtet und als Möglichkeit zur Eingrenzung der Einschnürung in Erwägung gezogen. Dies führt im Vergleich zur Verwendung der zweiten Ableitung des Hauptumformgrades zu deutlich höheren Grenzformänderungen (Abbildung 2.13). Eine detaillierte Beschreibung der Bestimmung der Fitbereiche sowie der Ausgleichskurve ist in (Dahan et al., 2007) nicht enthalten. Die Vorhersagegenauigkeit der resultierenden Grenzformänderungskurve nach (Dahan et al., 2007) wurde anhand einer warmumgeformten B-Säule, welche eine beginnende lokale Einschnürung zeigte, validiert.

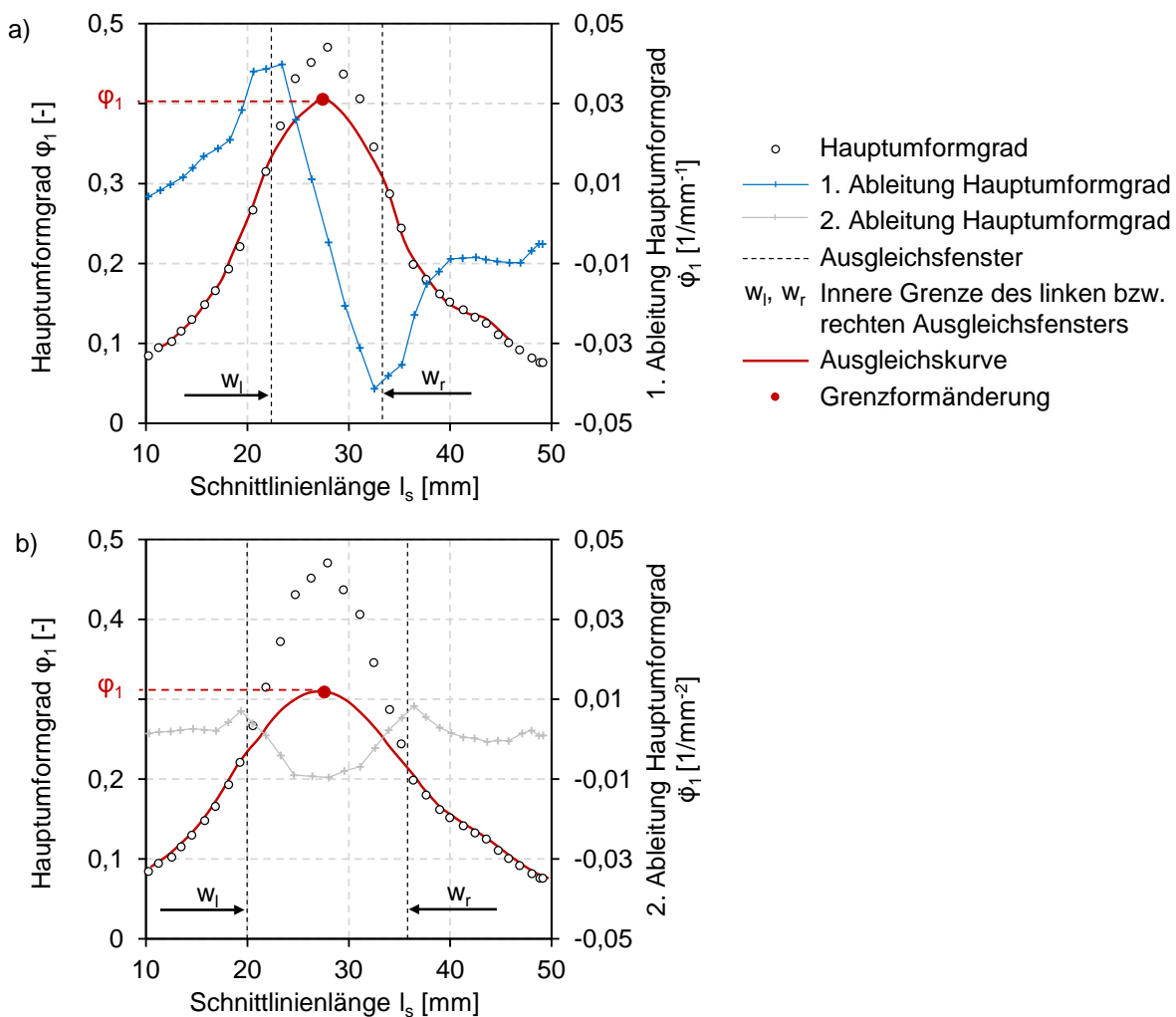


Abbildung 2.13: Schnittlinienmethode nach (Dahan et al., 2007), a) erste Ableitung des Hauptumformgrads, b) zweite Ableitung des Hauptumformgrads

Merklein et al. (Merklein, Kuppert und Geiger, 2010, Merklein et al., 2010, Kuppert, 2014) entwickelten eine Auswertemethode auf Basis einer Regressionsanalyse der zweiten zeitlichen Ableitung der Dehnung (Abbildung 2.14). Für diese Methode wird ein Auswertebereich mit Radius 2 mm um die höchste Dehnung im letzten Bild vor Riss gewählt. Der Zeitpunkt des

Beginns der lokalen Einschnürung wird anhand eines globalen Maximum des Bestimmtheitsmaßes identifiziert und zu diesem Zeitpunkt die Haupt- und Nebenformänderung des Auswertebereichs ausgelesen. Auch diese Methode liefert im Vergleich zur Schnittlinienmethode deutlich höhere Grenzformänderungen, wodurch eine bessere Versagensprognose an einem Demonstrator ermöglicht wurde (Merklein et al., 2010).

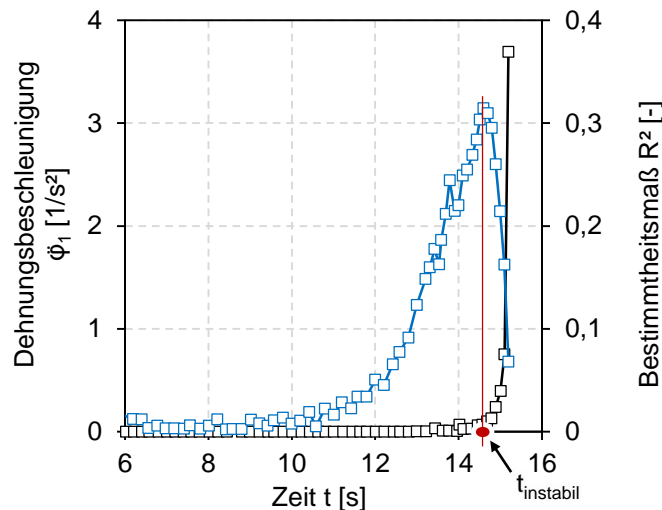


Abbildung 2.14: Regressionsmethode nach (Merklein, Kuppert und Geiger, 2010)

Gaber et al. (2017) modifizierten die zeitliche Auswertemethode nach (Volk und Hora, 2011) hinsichtlich der Ermittlung der Grenzdehnungen. Bei (Volk und Hora, 2011) wird die beginnende lokale Einschnürung als Schnittpunkt der beiden Regressionsgeraden definiert, wohingegen in der Methode nach (Gaber et al., 2017) der Schnittpunkt der Winkelhalbierenden der beiden Schnittgeraden mit dem Dehnratenverlauf herangezogen wird. Diese Methode führt im Vergleich zur Methode nach (Volk und Hora, 2011) zu geringfügig kleineren Grenzformänderungen (Gaber et al., 2017).

Turkoz et al. (2014) bestimmten die Grenzformänderungen anhand der Beobachtung der Hauptdehnungen an den Rissenden eines Bauteils. In den zugrundeliegenden Versuchen wurde ein quadratisches Messraster mit Messrasterabstand von 2,5 mm verwendet. An beiden Enden des Risses werden bei dieser Auswertemethode zuerst jeweils drei nahe beieinanderliegende Messrasterpunkte mit den niedrigsten Hauptformänderungen gesucht. Der Hauptumformgrad sowie der Nebenumformgrad für die Grenzformänderungskurve wird über eine Mittelung der sechs einzelnen Dehnungswerte dieser Punkte bestimmt. Im Vergleich zur Schnittlinienmethode führte das Vorgehen nach Turkoz et al. (2014) zu niedrigeren Grenzformänderungen. Kritisch zu sehen sind der Einfluss des Messrasterabstandes sowie die zeitliche Rissausbreitung, da nicht der Ort der Rissentstehung analysiert wird.

Eine weitere zeitliche Methode wurde von Martínez-Donaire et al. (2014) vorgeschlagen. Die Methode basiert auf der Überlegung, dass Bereiche innerhalb der Einschnürung einen Anstieg der Dehnrates erfahren, wohingegen im Bereich an der Grenze der Einschnürung keine weitere Dehnung mehr erfolgt und somit die Dehnrates auf null absinkt. Der Bereich der Einschnürung wird in der Größenordnung der Blechdicke angenommen. Nach Martínez-Donaire et al. (2014) ist die beginnende lokale Einschnürung an dem Zeitpunkt, an dem der Dehnratesverlauf im Bereich der Grenze der Einschnürung ein Maximum aufweist. Zu diesem Zeitpunkt werden die Haupt- und Nebenformänderungen in der Einschnürung bestimmt. Dieses Vorgehen erfolgt örtlich an drei Schnittlinien senkrecht zum Riss. Die sich hieraus ergebenden Grenzformänderungen werden schließlich gemittelt.

Eine Kombination aus der zeitlichen und örtlichen Betrachtung der Dehnung stellt die ebenfalls von Martínez-Donaire et al. (2014) vorgestellte „flat valley method“ dar. Die Vorgehensweise basiert auf der zeitlichen Beobachtung der Kontur der Probe, welche anfangs der Stempelkontur folgt (Abbildung 2.15a), bei Beginn der diffusen Einschnürung abflacht (Abbildung 2.15b), ein flaches Plateau erreicht (Abbildung 2.15c) und schließlich lokal einschnürt (Abbildung 2.15d). In dieser Methode entspricht das Erreichen des Plateaus dem Zeitpunkt der beginnenden lokalen Einschnürung. Die Grenzformänderungen werden zu diesem Zeitpunkt am Ort des auftretenden Risses ermittelt. Einen vergleichbaren Ansatz verfolgen Affronti und Merklein (2017). Hierbei wird neben der Kontur zusätzlich die Dehnungsverteilung mittels Mustererkennung zeitlich betrachtet.

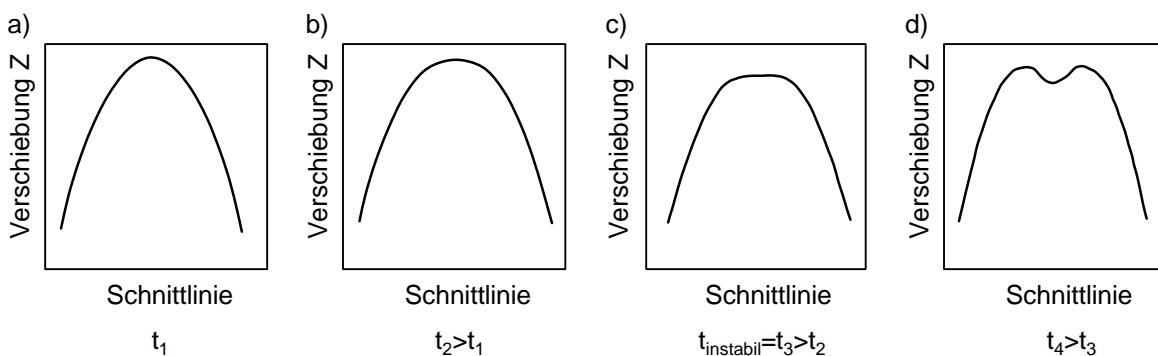


Abbildung 2.15: Flat valley method nach (Martínez-Donaire, García-Lomas und Vallellano, 2014), a)-d) Ausprägung der Probenkontur zu verschiedenen Zeitpunkten

2.6.2 Nichtlineare Verformungshistorie

Die Herstellung komplexer Karosseriebauteile erfolgt meist in mehreren Umformoperationen. Im Anschluss an die Tiefziehoperation können diverse Nachform- oder Abkantvorgänge eine nichtlineare Verformungshistorie bewirken. Des Weiteren können nichtlineare Dehnpfade in Bauteilen auch während der Ziehstufe auftreten, zum Beispiel wenn Bereiche des Bauteils erst

kurz vor dem unteren Totpunkt durch einen Gegenzug umgeformt werden. Das erreichbare Formänderungsvermögen ist abhängig von der Umformhistorie, wodurch die Versagensprognose mit Hilfe der linearen Grenzformänderungskurve nicht zulässig ist. In experimentellen Untersuchungen zeigten Müschenborn und Sonne (1975), dass der Zeitpunkt der lokalen Instabilität im Wesentlichen von der Kombination der Dehnungsinkremente abhängt. Je nach Abfolge der Dehnungsinkremente kann das Formänderungsvermögen gegenüber der linearen Grenzformänderung reduziert oder gesteigert werden. Klemmola und Pelikkikangas (1977) zeigten diesen Einfluss zusätzlich zu Stahl auch für Kupfer und Messing. Für Aluminium wurde das Verhalten zuerst von Graf und Hosford (1993) festgestellt.

Die Bewertung von Dehnungen ohne Berücksichtigung der Historie stellt somit keine valide Methode dar. Auf der Suche nach einem vom Dehnpfad unabhängigen Bewertungskriterium schlug Arrieux (1981) ein spannungsbasiertes Kriterium vor. Hierbei werden die experimentell gemessenen Dehnungen beliebiger Dehnpfade mit Hilfe eines Fließortes und der Fließkurve in den Spannungsraum transformiert. Dadurch entsteht eine Grenzspannungskurve, welche den Beginn der lokalen Einschnürung im Spannungsraum beschreibt. In diesem Vorgehen liegt jedoch bereits der größte Kritikpunkt dieser Methoden, nämlich die Wahl des Fließortes sowie der Fließkurve. Stoughton et al. (2004, 2012) empfehlen die Wahl des gleichen Materialmodells in der Simulation, wie es für die Transformation der Grenzspannungen verwendet wurde. Carr et al. (2015) verglich drei verschiedene Fließfunktionen für die Transformation, woraus sich eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse mit den Resultaten einer Umformsimulation bei gleicher Wahl der Modelle ergab. Hingegen zeigte Werber et al. (2013) eine große Abweichung des spannungsbasierten Kriteriums.

Einen weiteren Ansatz zur Bewertung nichtlinearer Dehnpfade stellt das Modified Maximum Force Kriterium dar, welches auf dem Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung sowie der Form des Fließortes basiert (Manopulo et al., 2013, Manopulo et al., 2015). Dieser Gedankengang findet sich bereits bei (Considère, 1885), welcher die lokale Instabilität eines Werkstoffes als ein Überwiegen der entfestigenden gegenüber den verfestigenden Einflüssen beschreibt.

Volk et al. (2012) modifizierte den von Ofenheimer et al. (2008) veröffentlichten rein phänomenologischen, dehnungsbasierten Entwurf. Eine Annahme einer Spannungs-Dehnungsbeziehung ist nicht erforderlich. Der wesentliche Vorteil gegenüber theoretischen Modellen besteht in der hohen Robustheit sowie dem vertretbaren experimentellen Aufwand. Die in (Volk et al., 2012) vorgeschlagene Methode ist limitiert auf die Bewertung von Dehnpfaden bestehend aus zwei Dehnungsinkremente. Eine Verallgemeinerung des Ansatzes auf beliebige nichtlineare Dehnpfade wurde durch die Möglichkeit der Bewertung auf Grundlage einer parametrisierten

Datenbasis, bestehend aus 72 zweistufigen Dehnpfaden, geschaffen. Auf dieser Datenbasis aufbauend können Dehnpfadkombinationen identifiziert werden, welche bei verschiedener Vorformung für die zweite Umformoperation ein Formänderungsvermögen in gleicher Höhe aufweisen. Diese Feststellung wird als Prinzip der äquivalenten Vorformung bezeichnet, wodurch jeder beliebige zweistufige Dehnpfad in einen äquivalenten einstufigen Dehnpfad transformiert werden kann. Der hierauf aufbauende Ansatz wird Generalized Forming Limit Concept (GFLC) genannt (Volk und Suh, 2013, Volk et al., 2013). Die Abbildung 2.16 zeigt die GFLC Datenbasis für die Aluminiumlegierung AC121 mit einer Blechdicke von 1 mm bestehend aus der linearen GFK sowie sechs Restgrenzformänderungsdiagrammen, die jeweils eine unterschiedliche Vorformung aufweisen.

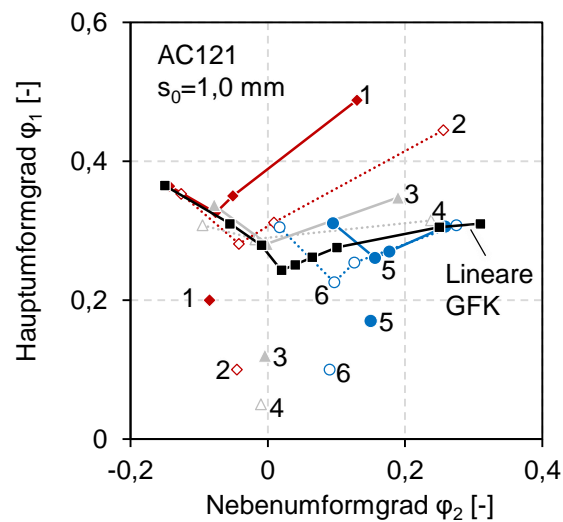


Abbildung 2.16: GFLC Datenbasis für AC121 mit einer Blechdicke von 1 mm, bestehend aus der linearen FLC sowie sechs Restgrenzformänderungsdiagrammen nach verschiedener Vorformung

Der experimentelle Aufwand zur Erstellung einer GFLC Datenbasis besteht aus je zwei Vorformungen unter einachsiger Zug, ebener Dehnung sowie biaxialer Dehnung. Hierzu werden überdimensionierte Zugversuche (Abbildung 2.16, Punkte 1-2) und Marciniak Versuche (Abbildung 2.16, Punkte 3-6) durchgeführt. Mittels einer 2D Laserbeschnittoperation können Nakajima Probe aus dem Bereich homogener Dehnungsverteilung der vorverformten Proben entnommen werden. Je Vordehnung werden vier verschiedene Nachformungen bis zum Riss durchgeführt und mittels zeitlicher Auswertemethode der Beginn der lokalen Einschnürung detektiert. Durch das Dehnungsverhältnis $\beta = \varphi_1/\varphi_2$ und die Dehnpfadlänge $\lambda = l/l_{GFK(\beta)}$ kann jedes Dehnungsincrement parametrisiert werden. Als Referenz für die Formänderungsbezugsgröße dient die lineare Grenzformänderungskurve. Hierin wird jede lokale Einschnürung in Folge eines beliebigen Dehnungsverhältnisses als Schnittpunkt mit der linearen GFK eindeutig beschrieben. Die Definition der absoluten Dehnpfadlänge λ kann als ein Maß für das erschöpfte

Formänderungsvermögen gesehen werden. Jeder nichtlineare Dehnpfad kann mit Hilfe der GFLC Datenbasis in einen äquivalenten linearen Dehnpfad transformiert werden. Je nach Kombination der Dehnungsinckremente wird ein Bonus zum verbleibenden Formänderungsvermögen hinzugerechnet oder ein Malus abgezogen. Der resultierende lineare Dehnpfad kann abschließend mit der linearen GFK bewertet werden. Des Weiteren wurde gezeigt, dass die Datenbasis einer Güte gültig ist für alle Güten einer Werkstoffklasse, da diese grundsätzlich das gleiche Materialverhalten aufweisen. Das absolute Formänderungsvermögen ist jedoch von Güte zu Güte innerhalb einer Werkstoffklasse verschieden, wodurch die lineare Grenzformänderungskurve zur Skalierung der Datenbasis herangezogen wird (Volk et al., 2012).

Für die Abbildung nichtlinearer Dehnpfade gibt es kein standardisiertes Vorgehen. Neben der Skalierung bestehender Versuche wie Nakajima, Marciniak und Zugversuche und anschließendem Beschnitt zu einer Sekundärprobe für die Nachformoperation auf einer weiteren Versuchsanlage, gibt es Ansätze den experimentellen Aufwand zu reduzieren. Volk et al. (2015) erzeugten nichtlineare Dehnpfade durch die Vorformung einer nicht skalierten Nakajima Vollprobe, anschließenden Taillierung mit 3D Laserbeschnitt und Weiterzug der Probe bis zum Versagen. Dieses Vorgehen wurde auch für einen dreistufigen Pfad, das heißt einen zweimaligen Richtungswechsel des Dehnpfades, gezeigt. Neben mehrstufigen Umformversuchen mit dazwischen erfolgenden Beschnittoperationen, gibt es Bestrebungen Kreuzzugproben für hohe Dehnungen bei gleichzeitiger homogenen Dehnungsverteilung in Probenmitte zu qualifizieren. Im Themenfeld der Fließortbestimmung gibt es zahlreiche Untersuchungen eine möglichst homogene Dehnungsverteilung an Kreuzzugproben zu erzielen. (Deng, Kuwabara und Korkolis, 2015, Hanabusa, Takizawa und Kuwabara, 2013, Schmaltz und Willner, 2014) Diese Probengeometrien weisen jedoch eine einheitliche Blechdicke auf, wodurch das Versagen nicht im Zentrum auftritt. Durch eine Verjüngung der Probengeometrie kann das Versagen in Probenmitte forciert werden. Untersuchungen von Leotoing und Guines (2015) zeigten, dass bei einer Verjüngung der Dicke in Probenmitte von 4 auf 0,75 mm das Versagen im Zentrum auftritt.

2.7 Analytische Bestimmung der Grenzformänderung

Zur Reduzierung des experimentellen Aufwands und Vermeidung der hohen Anschaffungskosten einer Blechumformprüfmaschine zur Durchführung der Versuche nach (DIN EN ISO 12004-2:2008) sind viele analytische Modelle entwickelt worden. Diese basieren meist auf einfachen Kennwerten aus dem Zugversuch. Im Folgenden werden die bekanntesten Ansätze vorgestellt. Eine detaillierte Beschreibung kann (Banabic, 2010) entnommen werden.

2.7.1 FORM-CERT (Jurco und Banabic, 2005)

Marciniak und Kuczynski (1967) beschreiben die Initialisierung der Einschnürung als eine geometrische Imperfektion oder strukturelle Inhomogenität in der Kristallstruktur. Das Modell besteht aus zwei Bereichen, einen Bereich A mit Blechdicke $s_{0,A}$ und einen Bereich B mit Blechdicke $s_{0,B}$ (Abbildung 2.17). Das Verhältnis der Blechdicken beschreibt den Imperfektionsfaktor f . Das Modell wird durch eine ansteigende Spannung σ_1 und σ_2 belastet. Das Verhältnis der beiden Spannungen beschreibt den auftretenden Spannungs- und daraus resultierenden Dehnungszustand. Erreicht das Verhältnis der Hauptdehnungen der beiden Bereiche ein kritisches Verhältnis von bis zu zehn, wird davon ausgegangen, dass lokale Einschnürung im verjüngten Bereich B vorliegt.

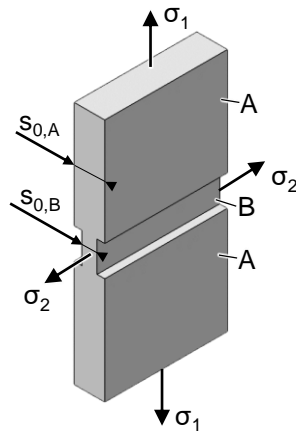


Abbildung 2.17: Marciniak und Kuczynski (M-K)-Modell nach (Banabic et al., 2004)

Hutchinson und Neale (1978) erweiterten die Vorgehensweise auf den negativen Bereich der Nebenformänderung durch Hinzufügen eines dehnungsabhängigen Winkels, welcher die Lage des verjüngten Bereichs B gegenüber des Bereichs A darstellt. FORM-CERT nach (Jurco und Banabic, 2005) ist ein Programm zur Berechnung der Grenzformänderungskurve auf Basis des Marciniak-Kuczynski Modells (1967) und Beschreibung der Instabilität nach Hutchinson und Neale (1978). Das Verfestigungsverhalten kann mit dem Swift und Voce Ansatz abgebildet werden. Des Weiteren sind verschiedene Fließorte wie Hill48, Barlat89 sowie BBC2003 implementiert. (Jurco und Banabic, 2005) Die Grenzformänderungen werden ausgelesen wenn die Vergleichsdehnung im Bereich B siebenmal größer ist wie im Bereich A (Banabic et al., 2004).

2.7.2 Crach FEM (Gese et al., 2001)

Gese et al. (2001) entwickelten aufbauend auf dem Modell nach Marciniak-Kuczynski den Algorithmus CrachLab. Dieser unterscheidet sich vom ursprünglichen M-K Modell durch einen

in Abhängigkeit der Dehnung abnehmenden Inhomogenitätsfaktor und einen Faktor zur Reduzierung der Verfestigung aufgrund Temperaturzunahme. Der Inhomogenitätsfaktor kann mittels einer Grenzformänderung kalibriert werden, wodurch sich die Ergebnisgüte verbessert (Gese et al., 2013). Die Anisotropie wird mit dem Modell nach Hill48 beschrieben. Weiterhin wird folgendes Materialmodell zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens angewendet:

$$k_f = A \varphi^n \dot{\varphi}^m \quad 2.36$$

Instabilität entsteht sobald keine allgemein gültige Lösung in den Bereichen A und B gefunden werden kann oder ein vorgegebenes Grenzverhältnis der Dehnungen erreicht wird.

2.7.3 Swift-Hill Modell

Das Modell nach Swift (1952) basiert auf dem von Considère (1885) postulierten Kriterium zur Bestimmung des Beginns der diffusen Einschnürung. Weiter wird hierbei der Fließort nach Hill48 sowie das Verfestigungsgesetz nach Ludwik (1909) berücksichtigt. Hill (1952) postulierte, dass die Einschnürung mit der Richtung zusammenfällt, in der keine weitere Dehnung mehr erfolgt. Dies bedeutet, dass jeder Dehnungszustand in Folge der diffusen und lokalen Einschnürung in einen ebenen Dehnungszustand übergeht. Das Modell nach Hill basiert lediglich auf dem Verfestigungsexponenten n sowie der mittleren senkrechten Anisotropie. Ein Fließort ist nicht enthalten. Für eine analytische Bestimmung können die Modelle nach Swift (1952) und Hill (1952) kombiniert werden um den Dehnungsbereich vom einachsigen bis zum zweiachsigen Zug abzudecken. (Banabic, 2010, Slota und Spisak, 2005)

Für die Grenzformänderungen gelten mit $\alpha = \sigma_2/\sigma_1$ folgende Zusammenhänge. Für $\varphi_2 < 0$ wird das Modell nach Hill verwendet.

$$\varphi_1 = \frac{1 + (1 - \alpha)r_m}{1 + \alpha} n \quad 2.37$$

$$\varphi_2 = \frac{\alpha - (1 - \alpha)r_m}{1 + \alpha} n \quad 2.38$$

Für $\varphi_2 > 0$ wird das Modell nach Swift verwendet.

$$\varphi_1 = \frac{[1 + r_m \cdot (1 - \alpha)] \left[1 - \frac{2r_m}{1 + r_m} \alpha + \alpha^2 \right]}{(1 + \alpha)(1 + r_m) \left[1 - \frac{1 + 4r_m + 2r_m^2}{(1 + r_m)^2} \alpha + \alpha^2 \right]} n \quad 2.39$$

$$\varphi_2 = \frac{[(1 + r_m)\alpha - r_m] \left[1 - \frac{2r_m}{1 + r_m} \alpha + \alpha^2 \right]}{(1 + \alpha)(1 + r_m) \left[1 - \frac{1 + 4r_m + 2r_m^2}{(1 + r_m)^2} \alpha + \alpha^2 \right]} n \quad 2.40$$

2.7.4 Modified Maximum Force Criterion nach (Hora und Tong, 1994)

Das Modified Maximum Force Criterion (MMFC) und seine Weiterentwicklungen zum enhanced Modified Maximum Force Criterion (eMMFC), welches den Blechdickeneinfluss (Hora und Tong, 2006) sowie die Dehnratesensitivität (Manopulo et al., 2015) berücksichtigt, basieren auf dem Considère Kriterium (1885). Die diffuse Einschnürung beginnt sobald das Kraftmaximum $dF = 0$ erreicht ist und die geometrische Entfestigung gegenüber der Verfestigung des Materials überwiegt. Mit dieser Bedingung lässt sich die Grenzdehnung im Fall der ebenen Dehnung bei Werkstoffen ohne ausgeprägter Dehnratesensitivität abbilden. Das MMFC ergänzt das Considère Kriterium mit einer zusätzlichen Verfestigung des Materials, welche auf der Verschiebung jedes beliebigen Dehnungszustandes hin zum ebenen Dehnungszustand in Folge der diffusen und anschließenden lokalen Einschnürung basiert.

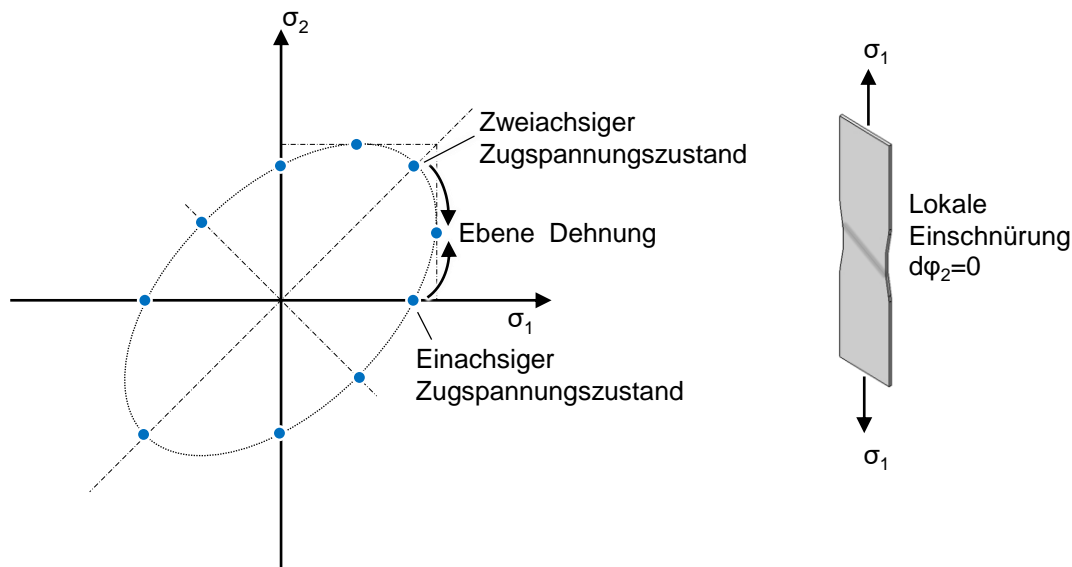


Abbildung 2.18: Prinzip des MMFC nach (Hora, Tong und Reissner, 1996)

Diese zusätzliche Verfestigung ist abhängig von der Form des Fließortes des betrachteten Materials. Das MMFC wird durch folgenden Zusammenhang der wahren Dehnungen und Spannungen beschrieben.

$$\frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \varphi_{11}} + \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \beta} \frac{\partial \beta}{\partial \varphi_{11}} \leq \sigma_{11} \quad 2.41$$

$$\beta = \frac{\dot{\varphi}_{22}}{\dot{\varphi}_{11}} \quad 2.42$$

Der Einfluss der Blechdicke und die Auswirkung des materialspezifischen Bruchverhaltens auf die lokale Einschnürung sind im eMMFC mit einem zusätzlichen Faktor berücksichtigt. Dieser

setzt sich zusammen aus Blechdicke s , Krümmungsradius r , Materialkonstante E_0 sowie dem Exponenten p . (Hora und Tong, 2006)

$$\frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \varphi_{11}} \left[1 + \frac{s}{2r} + E_0 \left(\frac{s}{s_0} \right)^p \right] + \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \beta} \frac{\partial \beta}{\partial \varphi_{11}} \leq \sigma_{11} \quad 2.43$$

Tabelle 2.6: Werkstoffklassenabhängige Parameter des eMMFCs

Material	E_0	p
Stahl	0,9	0,6
weicher Tiefziehstahl	1,2	0,6
Höherfester Stahl	0,9	1,0
Aluminium	0,1	0,6

Das eMMFC berücksichtigt den zusätzlich verfestigenden Einfluss der Dehnrates, wie er bei weichen Tiefziehstählen auftritt, lediglich über eine Anpassung der Parameter E_0 und p . Zur Berücksichtigung des Dehnrateneinflusses wird ein zusätzlicher Term eingeführt.

$$\frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \varphi_{11}} + \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \dot{\varphi}_v} \frac{\partial \dot{\varphi}_v}{\partial \varphi_{11}} + \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \beta} \frac{\partial \beta}{\partial \varphi_{11}} \leq \sigma_{11} \quad 2.44$$

Hierin wird die Dehnrates, wie auch die Änderung der Dehnrates aufgrund der lokalen Einschnürung, modelliert. (Manopulo et al., 2015, Hora, Tong und Manopulo, 2016)

2.7.5 Keeler Modell nach (Keeler und Brazier, 1977)

Die diffuse Einschnürung beginnt bei der Gleichmaßdehnung A_g . Unter der Annahme des Verfestigungsgesetzes nach Hollomon (1945) entspricht der Verfestigungsexponent n der Gleichmaßdehnung A_g .

$$k_f = C_1 \varphi^n \quad 2.45$$

Keeler und Brazier (1977) bestimmten den Verfestigungsexponent n von warmgewalzten Stahlwerkstoffen verschiedener Streckgrenzen R_p von 217 bis 628 MPa und beobachteten einen Zusammenhang zur auftretenden Grenzformänderung unter ebener Dehnung (Abbildung 2.19a). Des Weiteren wird in dem Modell die Abhängigkeit der GFK von der Blechdicke berücksichtigt (Abbildung 2.19b).

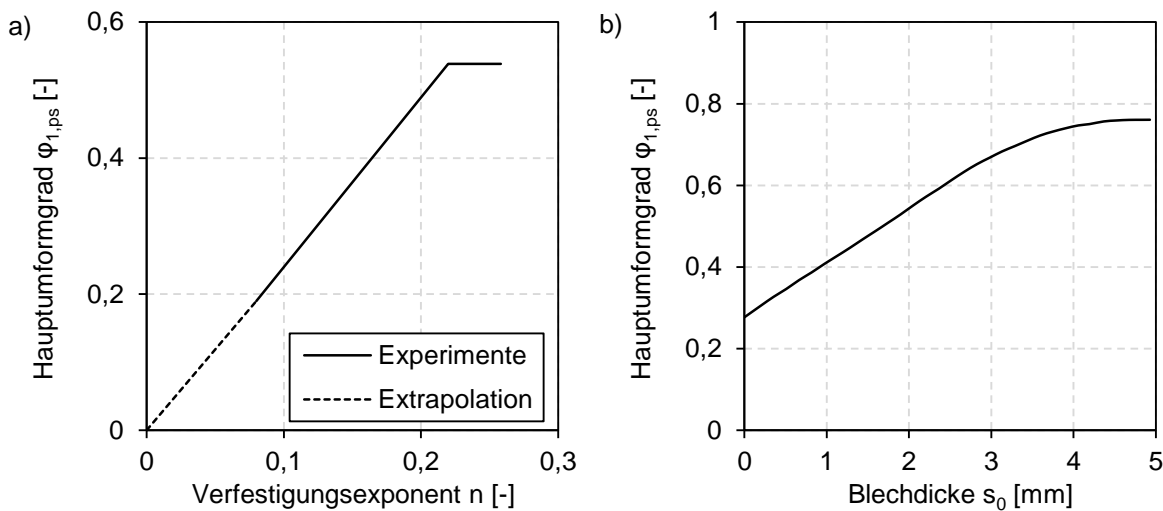


Abbildung 2.19: Beziehung zwischen a) Grenzdehnung unter ebener Dehnung und Verfestigungsexponent, b) Grenzdehnung unter ebener Dehnung und Blechdicke nach (Keeler und Brazier, 1977)

Aus diesen Beobachtungen ergibt sich folgender Zusammenhang für die Grenzdehnung unter ebener Dehnung.

$$\varphi_{1,ps} = \ln \left[1 + \left((23,3 + 14,13s_0) \frac{n}{0,21} \right) / 100 \right] \quad 2.46$$

Beliebige Grenzdehnungen werden relativ zur Grenzdehnung unter ebener Dehnung ermittelt. Demzufolge ist die Form der Grenzformänderungskurve für jeden Werkstoff identisch. Lediglich die Höhe der Grenzdehnungen wird mit dem Wert der ebenen Dehnung skaliert. Für $\varphi_2 < 0$ gilt:

$$\varphi_1 = -\varphi_2 + \varphi_{1,ps} \quad 2.47$$

Für $\varphi_2 > 0$ gilt:

$$\varphi_1 = 0,2\varphi_2 + \varphi_{1,ps} \quad 2.48$$

2.7.6 Arcelor Modell nach (Cayssials, 1998, Cayssials und Lemoine, 2005)

Cayssials (1998) entwickelte ein Modell zur Bestimmung der Grenzformänderungen basierend auf der plastischen Instabilitätstheorie, welche besagt, dass Instabilität eintritt, sobald ein kritisches Volumen an Hohlräumen aufgrund der Koaleszenz von Mikroporen, vorliegt. Das Modell berücksichtigt die Verfestigung n , die Dehnratensensitivität m und die Blechdicke s_0 des Werkstoffes sowie ein Schädigungsmodell, in dem Theorien bezüglich Porenwachstum, Porenvereinigung und kritischer Länge des durch Poren geschwächten Querschnitts enthalten sind. Folgendes Modell wird zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens angewendet:

$$k_f = C_1 \varphi^n \dot{\varphi}^m \quad 2.49$$

In seiner isotropen Form kann die Grenzdehnung unter ebener Dehnung wie folgt berechnet werden:

$$\varphi_{1,ps} = n + 5ms_0 \quad 2.50$$

Die Dehnratensensitivität von Werkstoffen mit Fließspannungen kleiner 270 MPa wird experimentell ermittelt, da diese Werkstoffe eine hohe Verfestigung durch die Dehnratensensitivität zeigen. Bei höherfesten Werkstoffen wird die Dehnratensensitivität durch den Ansatz berücksichtigt.

$$m = \frac{13 \text{ MPa}}{2,3R_p} \quad 2.51$$

Bei höchstfesten Werkstoff wird anstelle der Fließspannung die Zugfestigkeit R_m korreliert (Cayssials und Lemoine, 2005). Cayssials und Lemoine (2005) erweiterten darüber hinaus den 1998 vorgestellten Ansatz durch die Berücksichtigung der Anisotropie. Die Orientierung des r -Wertes richtet sich nach der Richtung der zu bestimmenden Grenzformänderungskurve. Die Grenzformänderung ergibt sich als Lösung der folgenden Gleichung:

$$a \left(\varphi_{1,ps} - n \right)^3 + b \left(\varphi_{1,ps} - n \right)^2 + c \left(\varphi_{1,ps} - n \right) - 14 \frac{\sqrt{(2+4r)}}{\sqrt{((r+1) \cdot (r+2))}} ms_0 = 0 \quad 2.52$$

Die Koeffizienten a , b und c stellen Materialkonstanten dar. Eine detaillierte Beschreibung der Bestimmung der Grenzformänderungen für Bereiche der ebenen Dehnung und dem zweiachsigen gleichmäßigen Zug findet sich nicht in der Literatur. Das Modell nach (Cayssials, 1998, Cayssials und Lemoine, 2005) findet jedoch eine breite Anwendung, da es in der Simulationssoftware AutoForm R6 implementiert ist.

2.7.7 Tata Modell nach (Abspoel, Scholting und Droog, 2013)

Das Keeler (Keeler und Brazier, 1977) wie auch das Arcelor Modell (Cayssials, 1998, Cayssials und Lemoine, 2005) basieren auf Untersuchungen von weichen Tiefziehstählen sowie Aluminiumlegierungen. Die Versagensprognose höher- und höchstfester Blechwerkstoffe ist nur hinreichend genau möglich, da diese nur einen geringen Bereich der diffusen Einschnürung zeigen. Abspoel, Scholting und Droog (2013) untersuchten die verschiedenen Kennwerte aus dem Zugversuch hinsichtlich einer Korrelation zur auftretenden Grenzformänderung in Nakajima Versuchen. Hierbei wurden die Kennwerte Streckgrenze R_p , die Zugfestigkeit R_m , die Gleichmaßdehnung A_g , die Bruchdehnung A_{80} , die Anisotropiewerte in 0° , 45° und 90° sowie der Verfestigungsexponent n betrachtet (Abbildung 2.20). Hierbei zeigte sich ein linearer Zusammenhang

der Grenzformänderung unter ebener Dehnung sowohl mit der Gleichmaßdehnung A_g , dem Verfestigungsexponenten n sowie der Bruchdehnung A_{80} . Höher- und höchstfeste Werkstoffe zeigen einen von den duktileren Werkstoffen abweichenden linearen Trend für die Gleichmaßdehnung und den Verfestigungsexponenten.

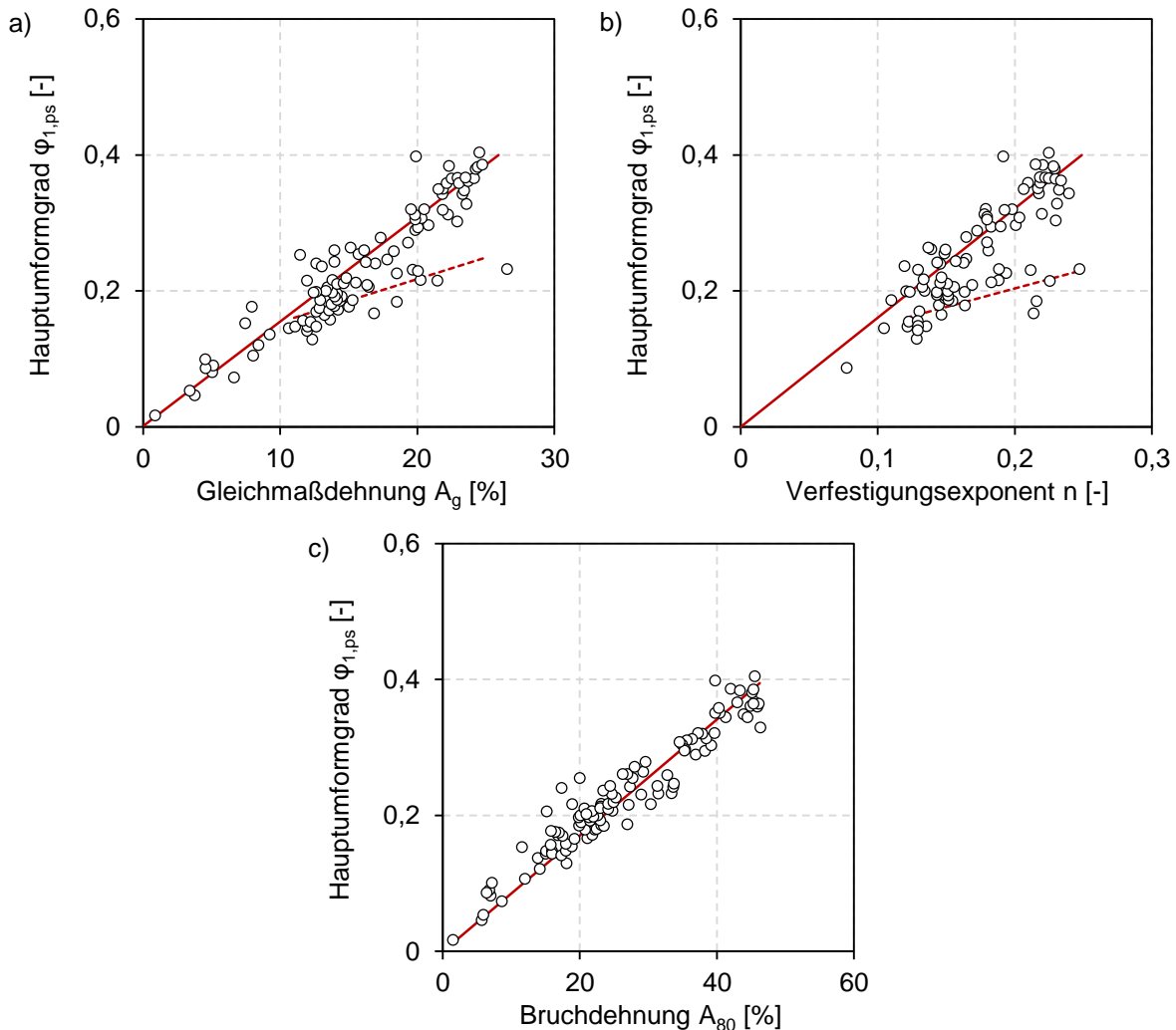


Abbildung 2.20: Beziehung zwischen gemessener Grenzformänderung unter ebener Dehnung und den mechanischen Kennwerten aus dem Zugversuch nach (Abspoel, Scholting und Droog, 2013)

Für das empirische Modell nach (Abspoel, Scholting und Droog, 2013) wurde die Bruchdehnung A_{80} aufgrund des identischen linearen Zusammenhangs über alle Stahlsorten als wesentlicher Parameter gewählt. Des Weiteren wird die Blechdicke als weiterer Skalierungsfaktor der Grenzformänderung berücksichtigt. Die Ausdehnung der GFK, das heißt sowohl die Lage der einzelnen Stützpunkte, ist abhängig von der jeweiligen Anisotropie des Werkstoffes (Tisza und Kovacs, 2012). Die Anisotropie des Werkstoffes wird mit Hilfe des r -Werts berücksichtigt. Die Orientierung des r -Werts richtet sich nach der Richtung, in der typischerweise die Grenzformänderungskurve der Werkstoffklasse aufgenommen wird.

Die Grenzformänderungen unter einachsiger Belastung ergeben sich nach (Abspoel, Scholting und Droog, 2013) wie folgt:

$$\varphi_{1,Zug} = (1 + 0,797r^{0,701}) \frac{[0,0626A_{80}^{0,567} + (s_0 - 1)(0,12 - 0,0024A_{80})]}{\sqrt{[1 + (0,797r^{0,701})^2]}} \quad 2.53$$

$$\varphi_{2,Zug} = - \frac{0,797r^{0,701} [0,0626A_{80}^{0,567} + (s_0 - 1)(0,12 - 0,0024A_{80})]}{\sqrt{[1 + (0,797r^{0,701})^2]}} \quad 2.54$$

Für die Grenzformänderung unter ebener Dehnung und der Gleichmaßdehnung aus dem Zugversuch ergibt sich ein linearer Zusammenhang (Abspoel et al., 2011, Abspoel, Scholting und Droog, 2013).

$$\varphi_{1,ps} = (0,0084A_{80} + 0,0017A_{80}(s_0 - 1)) \quad 2.55$$

Für den biaxialen Spannungszustand berechnen sich die Grenzformänderungen mit folgender Beziehung (Abspoel, Scholting und Droog, 2013). $A_{80,min}$ stellt die in Zugversuchen in 0°, 45° und 90° zur Walzrichtung kleinste auftretende Bruchdehnung da.

$$\varphi_{1,2,biaxial} = 0,00215A_{80,min} + 0,25 + 0,00285A_{80,min}s_0 \quad 2.56$$

2.8 Numerische Bestimmung der Grenzformänderung mithilfe der Finite Elemente Methode

Die Blechumformsimulation, basierend auf der Finite Elemente Methode, findet zur Bewertung der Machbarkeit komplexer Blechbauteile seit 1990 bis in die Gegenwart eine steigende Anwendung. Hierbei wird der Vorgang bei der Umformung des Bleches mit seinen zahlreichen Einflüssen, bedingt durch das verwendete Werkzeug, die Presse und den Blechwerkstoff, diskretisiert. Ein fein diskretisiertes System bildet die Realität gut ab, führt jedoch aufgrund der hohen Elementanzahl zu einem hohen Berechnungsaufwand und damit verbunden zu einem hohen Zeitaufwand. Um die entstehenden Gleichungssysteme in akzeptabler Zeit lösen zu können, muss das System vereinfacht werden. Eine Reduzierung des zeitlichen Aufwands stellen zum Beispiel die Vereinfachung der Werkzeuggeometrie, das Ausnutzen von Symmetrien, die Definition des Kontaktes zwischen Werkzeug und Blech sowie die sinnvolle Wahl des Elementtyps und der Elementanzahl dar. Im Stand der Technik findet die Modellierung der Werkzeuge als Starrkörper, und nicht als elastische Körper, sowie die Modellierung des Bleches mit verformbaren Schalenelementen anstelle von Volumenelementen am meisten Anwendung. (Banabic, 2010, Wagner, 2017)

Die Blechumformsimulation wird neben der Bewertung der Machbarkeit komplexer Blechbauteile auch zur Identifikation von Werkstoffparametern verwendet. Hierbei werden reale Versuche in der Simulation abgebildet und die Ergebnisse aus Simulation und Experiment gegenübergestellt. Die verwendeten Werkstoffparameter oder Modelle können bei gleicher Diskretisierung des Versuchs angepasst werden und somit hinsichtlich ihrer Güte zur Abbildung des realen Werkstoffverhaltens bewertet werden. (Banabic, 2010)

Somit stellt die numerische Bestimmung der GFK mithilfe der Finiten Elemente Methode eine dritte Möglichkeit neben der konventionellen Bestimmung der Grenzformänderungskurve mittels Experimenten und analytischen Modellen dar. Für die numerische Bestimmung ist eine hinreichend genaue Beschreibung des Materials hinsichtlich Verfestigungsverhalten, Dehnrateempfindlichkeit sowie Temperaturabhängigkeit und Anisotropie notwendig. Diese Effekte stehen gerade bei hohen Formänderungen miteinander in Wechselwirkung und sind in ihrer Summe aus Entfestigung und Verfestigung maßgebend für den Beginn der lokalen Einschnürung verantwortlich.

3 Zielsetzung

Zielsetzung dieser Arbeit ist die Materialcharakterisierung und –modellierung von modernen Leichtbauwerkstoffen aus Stahl und Aluminium und die Bestimmung der Grenzformänderung durch numerische, analytische und experimentelle Methoden (Abbildung 3.1).

Der Fokus wird hierbei auf vom Dehnungsniveau abhängige Kennwerte gelegt. Das dynamische Verhalten der Anisotropie jenseits der Gleichmaßdehnung wird anhand des Zugversuchs und dem Einsatz optischer Messtechnik ermittelt. Die Dehnratensensitivität in Abhängigkeit der Dehnung wird ebenfalls aus den Fließkurven unter einachsiger Belastung ermittelt. Das Verhalten der Dehnratensensitivität unter zweiachsigen gleichmäßigen Zug ist bisher nicht bekannt. Ein Teilziel besteht aus dem Aufbau der Methodik zur Bestimmung von Fließkurven bei konstanten Dehnraten im hydraulischen Tiefungsversuch und der daraus resultierenden Dehnratensensitivität. Des Weiteren erfolgen Untersuchungen zur Beschreibung des Fließorts zur möglichst genauen Abbildung des Werkstoffverhaltens unter mehrachsiger Belastung.

Neben der Charakterisierung des elastischen und plastischen Werkstoffverhaltens ist die experimentelle Bestimmung der Grenzformänderungen unter linearer Belastungshistorie mittels Schnittlinienmethode nach DIN EN ISO 12004-2 (2008) und zeitlicher Auswertemethode Ziel dieser Arbeit. Hierin wird eine Sensitivitätsanalyse der zeitlichen Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) hinsichtlich der Größe der resultierenden Grenzformänderungen aufgrund der experimentellen Randbedingungen, wie Aufnahme Frequenz und örtliche Auflösung des Messrasters, sowie der Auswerteparameter, durchgeführt. Durch den Abgleich der experimentell bestimmten Grenzformänderungskurven sowie der Stärken und Schwächen der beiden Auswertemethoden werden für die verschiedenen Werkstoffklassen Anwendungsrichtlinien abgeleitet.

Basierend auf den Materialkarten der Stahl- und Aluminiumwerkstoffe erfolgt die numerische Abbildung des Nakajima Versuchs und die Bestimmung der Grenzformänderung mithilfe der zeitlichen Auswertemethode durch den Einsatz der Finiten Elemente Methode. Hierbei soll die Sensitivität der Simulationsergebnisse in Abhängigkeit der gewählten Eingangsparameter für die Simulation gezeigt werden. Gleichzeitig wird durch die numerische Abbildung eine zusätzliche Methode zur Bestimmung der Grenzformänderung geschaffen. Die Ergebnisse aus den Experimenten und der Simulation werden mit gängigen analytischen Methoden zur Bestimmung der Grenzformänderung verglichen und bewertet.

Die Ermittlung linearer Grenzformänderungen ist im Stand der Technik gut dokumentiert und die prinzipielle Vorgehensweise in der ISO 12004-2 (2008) beschrieben. Für die Charakterisierung des Versagensverhaltens nach einer nichtlinearen Verformungshistorie gibt es keine Standardisierung. Die Entwicklung eines Versuchsaufbaus zur Abbildung nichtlinearer Dehnpfade

mit einer beliebigen Anzahl an linearen Dehnungsinkrementen stellt ein weiteres Teilziel dar. Die hieraus gewonnenen Dehnpfade werden mittels dem Generalized Forming Limit Concept nach Volk und Suh (2013) bewertet und die Notwendigkeit der Berücksichtigung der Verformungshistorie aufgezeigt.

Auf Basis der angestrebten Ziele wird eine plausible Vorhersage der Machbarkeit komplexer Blechbauteile an den umformtechnischen Grenzen moderner Werkstoffe durch die Simulation ermöglicht. Grundlage hierfür sind werkstoffspezifische Eingangsgrößen unter Berücksichtigung ihrer Wechselwirkungen sowie der Abgleich mit den in Experimenten ermittelten Grenzformänderungen nach linearer und nichtlinearer Verformungshistorie.

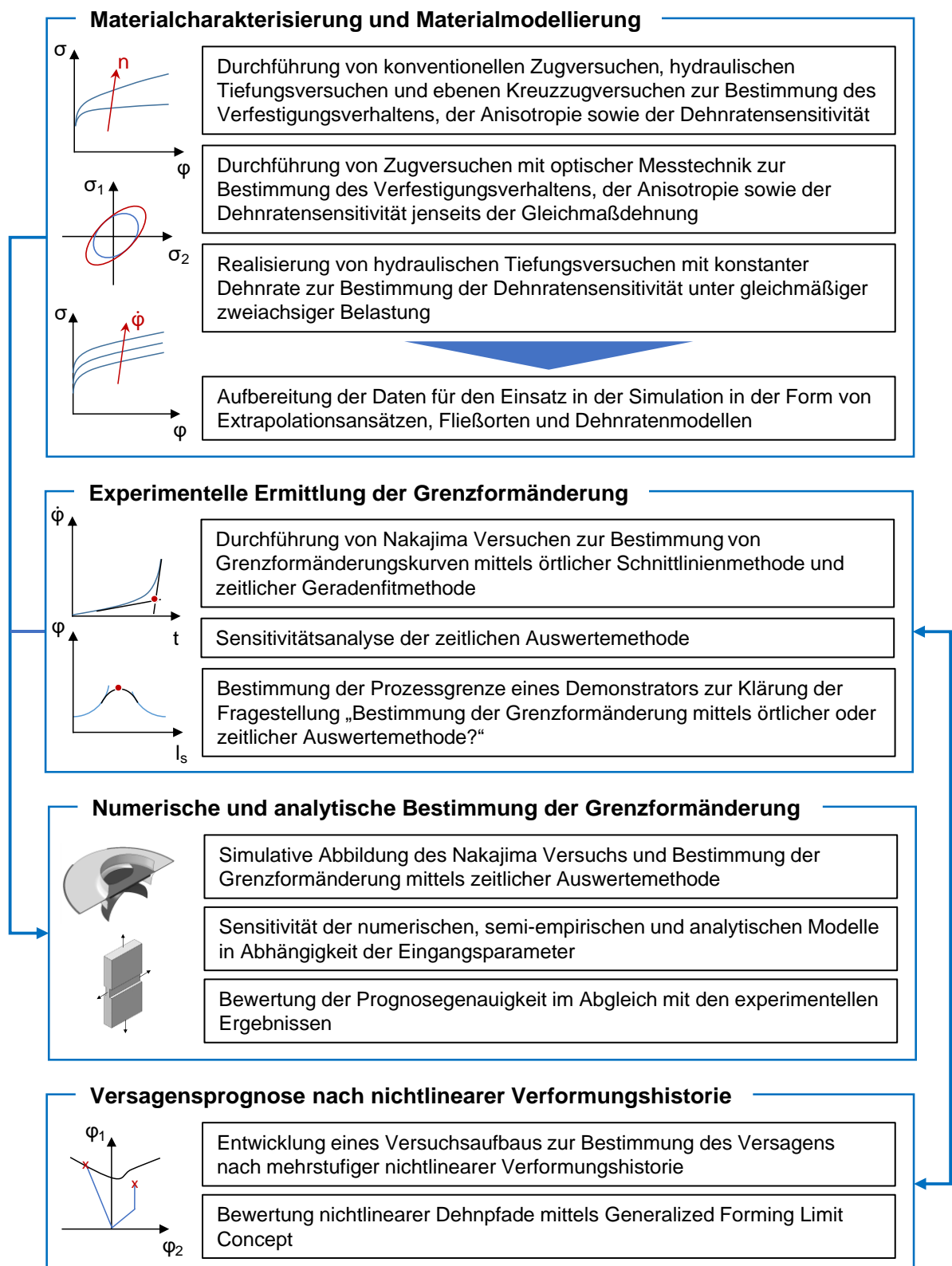


Abbildung 3.1: Zielsetzung und Vorgehensweise

4 Versuchsanlagen und verwendete Simulationssoftware

4.1 Universal Zug-Druck Prüfmaschinen

Zur Durchführung von Zugversuchen werden zwei universale Zug-Druck Prüfmaschinen mit Spindelantrieb der Zwick GmbH & Co. KG eingesetzt. Die Prüfmaschine vom Typ 1484 ermöglicht das Prüfen von Werkstoffen mit Prüfgeschwindigkeiten bis zu 200 mm/min und einer maximalen Prüfkraft von 200 kN. Diese Maschine ist mit taktilen Extensometern zur Aufnahme der Dehnungen in Längs- und Breitenrichtung ausgerüstet. Zur Prüfung mittels optischer Messtechnik wird die Prüfmaschine vom Typ Z150TL eingesetzt. Weiterhin ist es auf dieser Maschine möglich Prüfgeschwindigkeiten bis zu 900 mm/min bei einer Prüfkraft von 150 kN zu realisieren. Auf beiden Anlagen kann zusätzlich zu den taktilen und optischen Messsystemen die Verlängerung des Prüflings durch die Verschiebung der Traverse gemessen werden. Die technischen Daten sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst. Beide Maschinen erfüllen die Prüfklasse 1 nach DIN EN ISO 7500-1.

Tabelle 4.1: Technische Daten der universal Zug-Druck Prüfmaschinen

Typ	Prüfkraft [kN]	Prüfgeschwindigkeit [mm/min]	Weg-/ Dehnungsmessung
1484	200	0,0001-200	Traversenweg taktile Extensometer
Z150 TL	150	0,0001-900	Traversenweg GOM Aramis 1.3M

4.2 Universal Blechprüfmaschine

Zur Prüfung von ebenen Blechzuschnitten normal zur Blechebene wird eine Blechprüfmaschine vom Typ BUP1000 der Zwick GmbH & Co. KG verwendet (Tabelle 4.2). Auf dieser Maschine werden hydraulische Tiefungsversuche sowie Versuche zur Bestimmung der Grenzformänderung nach linear und nichtlinearer Verformungshistorie durchgeführt. Die maximale Prüfkraft und Niederhalterkraft beträgt jeweils 1000 kN. Die maximale Prüfgeschwindigkeit entspricht 3000 mm/min. Die Messung der Dehnung erfolgt mittels optischem Dehnungsmesssystem während dem Versuch.

Tabelle 4.2: Technische Daten der universal Blechprüfmaschine

Typ	Prüfkraft [kN]	Niederhalterkraft [kN]	Prüfgeschwindigkeit [mm/min]	Weg-/ Dehnungsmessung
BUP1000	1000	1000	12 bis 3000	Tiefungskolbenweg GOM Aramis 4M

4.3 Hydraulische Presse

Zur Herstellung von tiefgezogenen Bauteilen wird eine zweifach wirkende Presse vom Typ ZH 630 der Müller-Weingarten AG verwendet. Die Presse besitzt eine maximale Tiefungskraft von 4500 kN und eine Ziehkissenkraft von 800 kN. Die maximale Stößelgeschwindigkeit entspricht 1800 mm/min.

Tabelle 4.3: Technische Daten der zweifach wirkenden Presse

Typ	Tiefungskraft [kN]	Ziehkissenkraft [kN]	Stößelgeschwindigkeit [mm/min]
ZH 630	4500	800	1800

4.4 Optische Verformungsanalyse

In Umformvorgängen mit freier Sicht auf die Probe, unter anderem wie in Zugversuchen, hydraulischen Tiefungsversuchen und Nakajima Versuchen, kann die Verformung der Probe mittels optischer Messtechnik erfasst werden. Der Vorteil der optischen Messtechnik gegenüber taktilen Messsystemen ist die hohe örtliche Auflösung der Verformung. Hierzu werden die Aramis Systeme 1.3M und 4M der Firma GOM mbH verwendet. Die Systeme bestehen aus je einer Beleuchtungseinheit und zwei Kameras, welche die Verformung der Probe, beziehungsweise des Oberflächenmusters, unter einem bestimmten Winkel zueinander erfassen. Die Probe wird hierzu mit einem stochastischen Messraster versehen, um die Zuordnung von Grauwerten und Pixel zu ermöglichen. Eine vom Anwender definierte Anzahl von Pixel wird als Facette definiert. Die Facetten weisen eine Randüberlappung auf, diese wird als Facettenabstand bezeichnet und ebenfalls vom Anwender bestimmt. Eine große Überlappung bedeutet eine hohe Messpunktdichte. Auf Basis der Verschiebung der Facettenmittelpunkte können nun zweidimensionale Koordinaten für jedes Bild der beiden Kameras ermittelt werden. Durch die Aufnahme der Messaufgabe aus zwei Positionen unter einem vorgegebenen Winkel können mit dem Triangulationsprinzip Höheninformationen gewonnen werden, wodurch eine eindeutige dreidimensionale Beschreibung der Koordinaten der Facettenmittelpunkte möglich ist. Die Dehnungsrechnung resultiert aus der Verschiebung der Facettenmittelpunkte zueinander und erfolgt, wie auch die Ergebnisvisualisierung, Software gestützt. (GOM mbH, 2009)

Tabelle 4.4: Technische Daten der verwendeten optischen Messsysteme

Typ	Kamera-system	Auflösung [Pixel]	Max. Messfrequenz [Hz]	Brennweite [mm]
Aramis 1.3M	Vosskühler CCD 1300	1280 x 1024	12	50
Aramis 4M	Teledyne Dalsa CMOS	2400 x 1728	168	75

4.5 Formänderungsanalyse

Zur Erfassung der Dehnungen in geschlossenen Werkzeugen findet die Formänderungsanalyse auf Basis der Verschiebungen eines auf die Ausgangsplatine aufgebrachten Messrasters Anwendung. Hierzu wird ein strukturiertes Raster auf die Ausgangsplatten mittels eines Markierungslasers aufgebracht. Das verformte Bauteil wird anschließend mit Kalibriernormalen versehen und aus verschiedenen Winkeln fotografiert. Die Software Argus der Firma GOM mbH fügt nun die einzelnen Bildausschnitte zusammen und berechnet durch den Abgleich des Ausgangsgitterabstands und dem Messrasterabstand auf der nicht verformten Platine die vorliegenden Dehnungen. Diese werden anschließend mit der Grenzformänderungskurve bewertet, wodurch eine Aussage bezüglich des verbrauchten beziehungsweise verbleibenden Formänderungsvermögens ermöglicht wird.

Tabelle 4.5: Technische Daten des verwendeten optischen Messsystems zur Formänderungsanalyse

Typ	Kamera-system	Auflösung [Pixel]	Brennweite [mm]
Argus	Canon EOS 5D Mark II	5616 x 3744	50

4.6 Mikroskopie

Zur qualitativen Analyse der Gefügezusammensetzung der Versuchswerkstoffe werden Schliffbilder mittels einem Digitalmikroskop vom Typ VHX-2000 der Firma Keyence betrachtet.

4.7 Funkenemissionsspektrometer

Die chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe erfolgt mit Hilfe der Funkenemissionsspektralanalyse. Durch eine Entladung in Form eines Funkens werden Randbereiche der Blechprobe aufgeschmolzen und freigesetzte Atome und Ionen durch Elektronenstöße angeregt. Durch die Rückkehr in den energetisch günstigeren Grundzustand wird Energie in Form von Strahlung frei. Durch das resultierende Emissionsspektrum, beziehungsweise der auftretenden Wellenlängen und deren Intensitäten, wird die chemische Zusammensetzung der Probe im

Spektrometer ermittelt. Die Funkenemissionsanalyse wird mit dem Funkenspektrometer Foundry Master der WAS AG durchgeführt. (Macherauch und Zoch, 2014)

4.8 Verwendete Simulationssoftware

Die numerischen Simulationen der Umformprozesse werden in Abaqus 6-13, LS-Dyna 4.1 und AutoForm R6 durchgeführt. Die Standardversuche, wie der hydraulische Tiefungsversuch und Nakajima Versuche, werden in Abaqus 6-13 und LS-Dyna 4.1 abgebildet, da diese Programme eine große Freiheit hinsichtlich der Kontaktmodellierung sowie der Ein- und Ausgabeformate bieten. Für die Berechnung komplexer Blechbauteile wurde auf AutoForm R6 zurückgegriffen, da diese Software Vorteile hinsichtlich der Berechnungszeit aufweist.

5 Versuchswerkstoffe

Im Folgenden werden die Versuchswerkstoffe dargestellt, welche in den Untersuchungen hinsichtlich der Bestimmung dehnungsbezogener Materialkennwerte sowie der Versagensgrenze nach linearer und nichtlinearer Verformungshistorie verwendet werden. Die ausgewählten Versuchswerkstoffe finden eine breite Anwendung als Konstruktionswerkstoffe im Automobilbau.

Tabelle 5.1: Versuchswerkstoffe

Bezeichnung (DIN)	Eigenschaft	Blechdicke [mm]
DC06	Interstitial Free	0,7
DX56D+Z100	Interstitial Free	0,8
DX54D+Z140	unlegiert, beruhigt	0,75
DP800	Dualphasen	1,0
EN AW-6016 PB	aushärtbar	1,0
EN AW-5182 H111	naturhart	1,0
EN AW-5754 H22	naturhart	2,0

5.1 Weiche Stähle zum Kaltumformen

Aus der Werkstoffklasse der Tiefziehstähle werden die kaltgewalzten Stähle DC06, DX54D+Z140 (DX54) und DX56D+Z100 (DX56) untersucht. Die Tiefziehstähle unterscheiden sich hinsichtlich der Beschichtung. Die technischen und chemischen Anforderungen an nicht beschichtete DC Stähle beschreibt die Norm (DIN EN 10130:1999), wohingegen Ansprüche an kontinuierliche schmelztauchveredelte DX Stähle in der Norm (DIN EN 10346:2009) aufgeführt sind. Diese Werkstoffe zeichnen sich makroskopisch durch eine sehr hohe Bruchdehnung (22 bis 41 %) bei geringer Dehngrenze (120 bis 300 MPa) und Zugfestigkeit (270 bis 500 MPa) aus, wodurch sie die Herstellung von Blechbauteilen hoher Komplexität ermöglichen. Das Metallgefüge besteht aus Ferrit, welcher eine kubisch-raumzentrierte Kristallstruktur und eine geringe Löslichkeit von Legierungselementen aufweist. Die Gefügebilder der Tiefziehstähle, dargestellt in Abbildung 5.1, zeigen die Ferritmatrix mit feinen koagulierten Karbiden, wobei deren Anzahl im DX54 und DX56 im Vergleich zum DC06 geringer ist. Bei den Spezialtiefziehstählen DC06 und DX56 wird der Kohlenstoff komplett durch Niob und Titan abgebunden, wodurch die Festigkeit reduziert jedoch die Duktilität erhöht wird. Diese Stähle werden auch als von interstitiell gelösten Fremdatomen freie IF (interstitial free) Stähle bezeichnet.

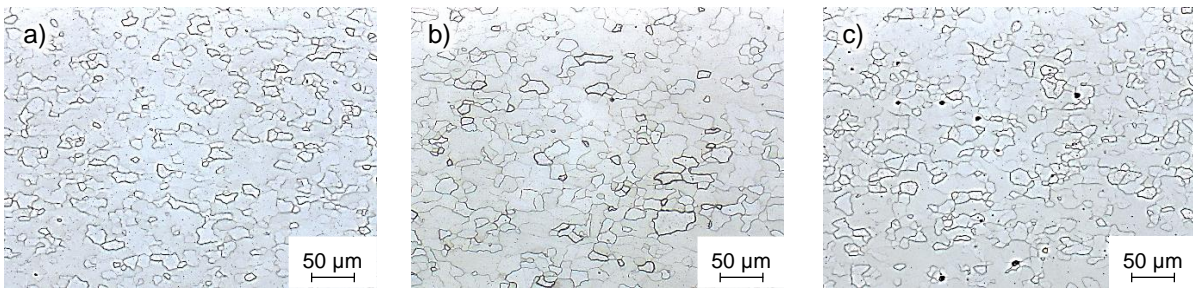


Abbildung 5.1: Gefüge der Tiefziehstähle, a) DC06, b) DX56, c) DX54

Die chemische Zusammensetzung anhand der Spektralanalyse sowie die Grenzwerte der Legierungsbestandteile sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst. (DIN EN 10130:1999, DIN EN 10346:2009)

Tabelle 5.2: Tiefziehstähle - Chemische Zusammensetzung aus Spektralanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 10346:2009)

		C [%]	P [%]	S [%]	Si [%]	Mn [%]	Nb [%]	Ti [%]
DC06		0,01	0,008	0,003	-	0,13	-	0,052
	max.	0,02	0,020	0,020	-	0,25	0,3 (Nb + Ti)	
DX56		0,03	0,012	0,016	-	0,11	0,014	0,045
	max.	0,12	0,10	0,045	0,50	0,60	-	0,3
DX54		0,01	0,11	0,016	0,01	0,17	0,014	0,071
	max.	0,12	0,10	0,045	0,50	0,60	-	0,3

5.2 Hochfester Dualphasenstahl

Das Gefüge eines Dualphasenstahls (Abbildung 5.2) weist im Vergleich zu dem eines Tiefziehstahls Martensitinseln in einer ferritischen Grundmatrix auf, wodurch sie eine höhere Zugfestigkeit (450 bis 980 MPa) und Dehngrenze (450 bis 980 MPa) bei reduzierter Bruchdehnung (27 bis 8 %) aufweisen.

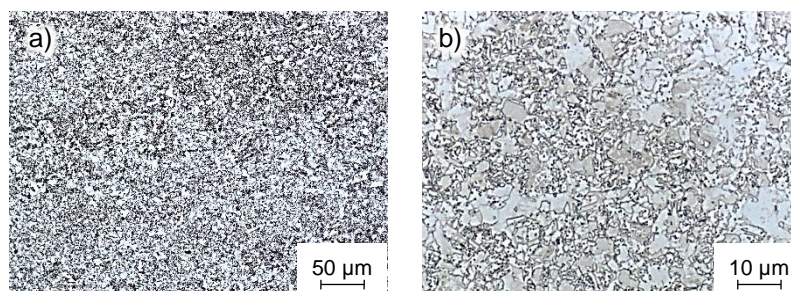


Abbildung 5.2: Gefüge des Dualphasenstahls DP800, a) 50 µm, b) 10 µm

Je nach Höhe des Anteils der zweiten Phase lassen sich die Duktilität sowie die Festigkeit einstellen. Der Anteil an festigkeitssteigernden Martensit und nicht umgewandelten Restaustenit

beträgt 5 bis 20 %. Im Rahmen dieser Arbeit wird der DP800 betrachtet. In Tabelle 5.3 ist die chemische Zusammensetzung aufgeführt. (DIN EN 10346:2009, Birkert, Haage und Straub, 2013)

Tabelle 5.3: Dualphasenstahl DP800 - Chemische Zusammensetzung aus Spektralanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 10346:2009)

	C [%]	P [%]	S [%]	Si [%]	Mn [%]	Nb + Ti [%]	Cr + Mo [%]	V [%]	B [%]	Al [%]
DP800	0,15	0,017	-	0,16	2,02	0,04	0,18	0,01	0,002	0,121
max.	0,15	0,040	0,015	0,75	2,50	0,15	1,40	0,20	0,005	0,015-1,5

5.3 Aushärtbare Aluminiumlegierung

Repräsentativ für aushärtbare Aluminiumlegierungen ist der Werkstoff EN AW-6016 (AW-6016) im Zustand pre-baked. Durch das Aushärten durch Kalt- oder Warmauslagerung entsteht ein Festigkeitsanstieg durch Bildung von Mg_2Si Ausscheidungen aus dem zuvor lösungsgeglühten und abgeschreckten Mischkristall (Abbildung 5.3).

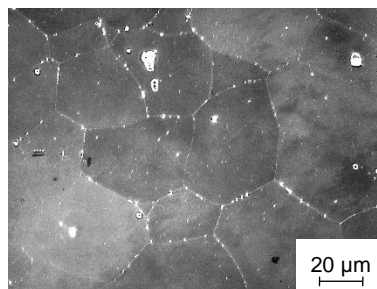


Abbildung 5.3: Gefüge der aushärtbaren Aluminiumlegierung AW-6016

Die Aluminiumlegierung AW-6016 weist nach (DIN EN 485-2:2013) im Ausgangszustand eine Bruchdehnung von 24 % bei einer niedrigen Dehngrenze (80 bis 140 MPa) und Zugfestigkeit (170 bis 250 MPa) auf. Der im Rahmen dieser Arbeit verwendete Werkstoff ist bereits aufgrund seines Alters von 2,5 Jahren kaltausgelagert, wodurch die mechanischen Eigenschaften vom Ausgangszustand abweichen.

Tabelle 5.4: Aushärtbare Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung aus Spektralanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 573-3:2013)

	Si [%]	Fe [%]	Cu [%]	Mn [%]	Mg [%]	Cr [%]	Zn [%]	Ti [%]
EN AW-6016 PB (EN AW-AISi1,2Mg0,4) (AA 6016)	1,29	0,17	0,01	0,05	0,31	-	0,01	0,02
max.	1,0-1,5	0,50	0,20	0,20	0,25-0,6	0,10	0,20	0,15

5.4 Naturharte Aluminiumlegierungen

Die naturharten Aluminiumlegierungen EN AW-5182 (AW-5182) und EN AW-5754 (AW-5754) erhalten ihre Festigkeit durch Mischkristallhärtung. Eingelagerte Fremdatome wie Mg und Mn verspannen das Kristallgitter aufgrund ihrem im Vergleich zu Aluminium größeren Atomradius und blockieren die Versetzungswanderung. Die gelösten Fremdatome diffundieren zu Versetzungen, welche eine energetisch günstige Lage darstellen, und bewirken die makroskopisch sichtbaren Effekte der Lüdersdehnung (Fließfiguren Typ A) und des Portevin-LeChatelier-Effekt (PLC-Effekt, Fließfiguren Typ B). Beide Effekte sind diffusionsgesteuert und demnach von der Geschwindigkeit (Abadi, Hähner und Zegloul, 2002) sowie der Temperatur abhängig (Reed und Walter, 2003). Bei Raumtemperaturen und Dehnraten größer 1 s^{-1} oder ab Temperatur 120 °C und Dehnraten kleiner $0,1 \text{ s}^{-1}$ treten bei der Legierung EN AW-5182 keine Fließfiguren auf (Picu et al., 2005). Die Legierung EN AW-5182 zeigt nach DIN 573-3 eine geringe Bruchdehnung (11 %) bei einer niedrigen Dehngrenze (110 MPa) und im Vergleich zu aushärtbaren Aluminiumlegierungen eine hohe Zugfestigkeit (220 bis 270 MPa). Vergleichbare Werte der Bruchdehnung (7 bis 10 %) und der Dehngrenze (130 MPa) bei geringerer Zugfestigkeit (220 bis 270 MPa) weist die niedriger legierte Güte EN AW-5754 auf. Das Mikrogefüge der beiden naturharten Aluminiumlegierungen in Abbildung 5.4 zeigt im Vergleich zur aushärtbaren Aluminiumlegierung ein deutlich feinkörnigeres Gefüge.

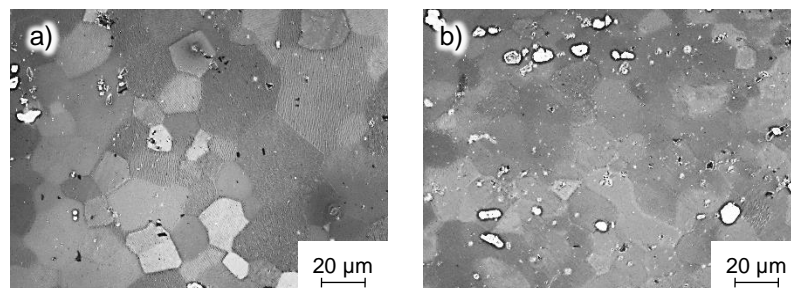


Abbildung 5.4: Gefüge der naturharten Aluminiumlegierungen a) AW-5182 und b) AW-5754

Die Ergebnisse der Funkenspektroskopie sind in Tabelle 5.5 den entsprechenden Grenzwerten der Norm gegenübergestellt.

Tabelle 5.5: Naturharte Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung aus Spektalanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 573-3:2013)

		Si [%]	Fe [%]	Cu [%]	Mn [%]	Mg [%]	Cr [%]	Zn [%]	Ti [%]
EN AW-5182 H111 (EN AW- $\text{AlMg}_4,5\text{Mn}_{0,4}$) (AA 5182)		0,11	0,26	0,03	0,33	5,0	0,04	0,01	0,02
	max.	0,20	0,35	0,15	0,20-0,50	4,0-5,0	0,10	0,25	0,1
EN AW-5754 H22 (EN AW- AlMg_3) (AA 5754)		0,20	0,31	0,02	0,24	3,7	0,05	0,01	0,01
	max.	0,40	0,40	0,10	0,50	2,6-3,6	0,30	0,20	0,15

6 Versuchsbeschreibung und experimentelle Durchführung

6.1 Kennwertermittlung unter einachsiger Belastung

Die Charakterisierung der Werkstoffe unter einachsiger Belastung erfolgt im Zugversuch in Anlehnung an die DIN EN ISO 6892-1 und dem Stahl-Eisen-Prüfblatt SEP 12540 (DIN EN ISO 6892-1:2014, SEP 1240:2006). Für die Prüfung von Flacherzeugnissen werden taillierte Proben nach DIN 50125 mit einer Prüflänge von 80 mm verwendet (DIN 50125:2009). Die Proben werden mittels Fräsen hergestellt. Der Aufbau der Zugversuche mit taktiler und optischer Dehnungsmessung sind in Abbildung 6.1 dargestellt und werden im Folgenden erläutert. Mit taktilen Messsystemen, wie Längen- und Breitenänderungsaufnehmer, wie auch mittels der Traversenverschiebung, werden Dehnungen in Längs- und Querrichtung anhand der Verschiebung der jeweiligen Kontaktpunkte von Messsystem und Probe gemessen. Hierbei werden Dehnungen über den Abstand der Kontaktpunkte gemittelt, wodurch keine lokale Messung und Quantifizierung der Dehnungen möglich ist. Im Zugversuch erfolgt nach dem Erreichen der maximalen Kraft der Beginn der diffusen Einschnürung und somit die Entstehung einer inhomogenen Dehnungsverteilung. Eine Ermittlung der Dehnungen über einen inhomogenen Bereich ist nicht zulässig. Längenänderungsaufnehmer sind der Traversenverschiebung zur Messung der Längsdehnung vorzuziehen, da hierdurch die Elastizitäten des Klemmsystems sowie der Prüfmaschine die Prüfung nicht beeinflussen. Die Sicherstellung konstanter Dehnraten während dem Versuch erfolgt auf der Prüfmaschine vom Typ 1484 durch die Längenänderungsaufnehmer und auf der Maschine vom Typ Z150 TL auf Basis der Traversenverschiebung.

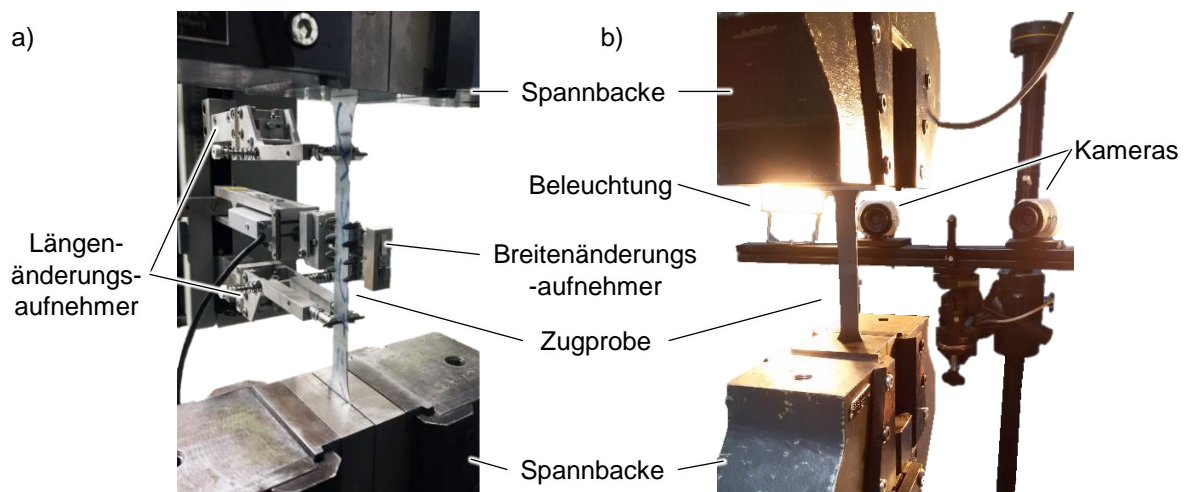


Abbildung 6.1: Aufbau der Zugversuche mit a) taktiler und b) optischer Dehnungsmessung

Zur Vermeidung von Beschleunigungseffekten wird der gesamte Versuch mit einer konstanten Dehnrates durchgeführt (SEP 1240:2006). Zur Aufnahme von Dehnungen in Längs- und Breitenrichtung, und somit von Fließkurven und der Anisotropie, jenseits der Gleichmaßdehnung,

wird das optische Messsystem Aramis 1.3M, bestehend aus Beleuchtungseinheit und Kamerasystem, verwendet. Die Aufnahme­frequenz beträgt in Abhängigkeit der geforderten Dehnrate 0,4 bis 5 Hz. Zum Vergleich der Fließkurven im homogenen Bereich bis zur Gleichmaßdehnung werden je Werkstoffe für eine Dehnrate Zugversuche basierend auf taktiler und optischer Messung durchgeführt. Im inhomogenen Bereich werden die Fließkurvenwerte bis zur beginnenden lokalen Einschnürung verwendet, welche mithilfe der zeitlichen Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) bestimmt wird.

Zur Übertragung der Auswertemethode von den Randbedingungen des Nakajima Versuchs auf den Zugversuch werden die Auswerteparameter für die quasistatischen Versuche mit Dehnrate $0,00025 \text{ s}^{-1}$ so angepasst, dass die Fitgeraden in den entsprechenden homogenen und inhomogenen Bereich der Umformung liegen. Die Auswerteparameter für beliebige Dehnraten werden über die resultierende Dehnung pro Bild des quasistatischen Versuchs, welche den Quotienten aus Dehnrate und Messfrequenz darstellt, skaliert. In Abbildung 6.2 ist die Auswertung für die Dehnraten $0,00025$, $0,005$ und $0,01 \text{ s}^{-1}$ dargestellt, die verwendeten Parameter sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst.

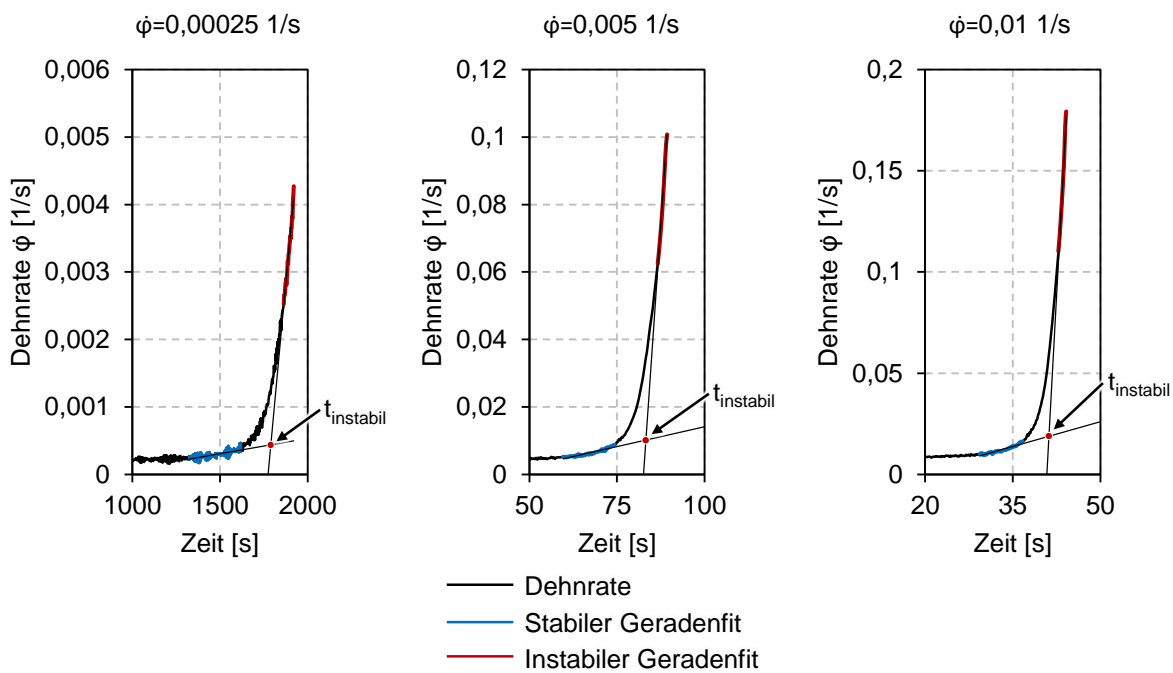


Abbildung 6.2: Zeitliche Auswertemethode für die Dehnraten $0,00025$, $0,005$ und $0,01 \text{ 1/s}$

Tabelle 6.1: Parameter der zeitlichen Auswertemethode zur Bestimmung der beginnenden lokalen Einschnürung im Zugversuch für DX56

Dehnrates [s ⁻¹]	0,00025	0,005	0,01
Messfrequenz [Hz]	0,4	3	5
Dehnung pro Bild [-]	0,000625	0,001667	0,002
Breite Auswertebereich [-]	240	90	75
Breite instabiler Fit [-]	24	9	8
Breite stabiler Fit [-]	120	45	38

Die durchgeführten Versuche sind in Tabelle 6.2 zusammengefasst. Das Versuchsprogramm weist aufgrund von verschiedenen Anforderungen unterschiedlicher Projekte keine einheitliche Struktur auf. Aus den Versuchen werden die Streckgrenze, die Zugfestigkeit, die Gleichmaßdehnung, die Bruchdehnung, die Anisotropie, das Verfestigungsverhalten sowie die Dehnratensensitivität ermittelt.

Tabelle 6.2: Versuchsplan - Zugversuch

	DC06	DX56	DX54	DP800	AW-6016	AW-5182
Taktile Dehnungs- messung	Orientierung zur WR 0°	0,00025 s ⁻¹			0,00025 s ⁻¹	
		0,01 s ⁻¹			0,0004 s ⁻¹	
		0,05 s ⁻¹			0,004 s ⁻¹	
		0,1 s ⁻¹			0,01 s ⁻¹	
					0,04 s ⁻¹	
					0,1 s ⁻¹	
		0,00025 s ⁻¹			0,00025 s ⁻¹	
Optische Dehnungs- messung	Orientierung zur WR 0°	0,00025 s ⁻¹			0,00025 s ⁻¹	
		0,005 s ⁻¹			0,04 s ⁻¹	
		0,01 s ⁻¹			0,1 s ⁻¹	
		0,00025 s ⁻¹			0,00025 s ⁻¹	

6.2 Kennwertermittlung unter mehrachsiger Belastung

6.2.1 Hydraulischer Tiefungsversuch

Zur Extrapolation der Fließkurven werden hydraulische Tiefungsversuche nach DIN EN ISO 16808 auf der universalen Blechprüfmaschine durchgeführt (DIN EN ISO 16808:2013). Der Versuchsaufbau besteht aus einem Niederhalter, einer Ziehmatrize, einer

Spritzschuttscheibe, einem Prüfblech, einem Ölreservoir und einem Stempel. Mit zunehmenden Stempelhub erhöht sich der Druck im Hydrauliköl, wodurch die zwischen Matrize und Blechhalter geklemmte Probe verformt wird. Der Ziehring besitzt einen Innendurchmesser von 123 mm und einen Ziehradius von 8 mm. Die Tiefungsgeschwindigkeit des Stempels kann von 0,2 bis 50 mm/s gewählt werden. In der Norm DIN EN ISO 16808 wird entweder die Durchführung mit einer konstanten Kolbengeschwindigkeit, die in einer Versuchszeit von zwei bis vier Minuten resultiert, oder mit einer konstanten Dehnrates von $0,05 \text{ s}^{-1}$ vorgeschrieben. Die Dehnungsmessung erfolgt mit dem optischen Messsystem Aramis 4M.



Abbildung 6.3: Aufbau des hydraulischen Tiefungsversuchs

Für die Aufnahme quasistatischer Fließkurven unter einem biaxialen Spannungszustand werden die Versuche bei einer konstanten Geschwindigkeit von $0,2 \text{ mm/s}$ durchgeführt, da die vorgeschriebene Dehnrates von $0,05 \text{ s}^{-1}$ deutlich höher ist als die Dehnrates des quasistatischen Zugversuchs. Neben den quasistatischen Versuchen werden Versuche mit unterschiedlichen konstanten Dehnrates durchgeführt. Die hierzu notwendigen Geschwindigkeitsprofile werden iterativ durch Simulation bestimmt. In Tabelle 6.3 ist der Versuchsplan des hydraulischen Tiefungsversuchs dargestellt.

Tabelle 6.3: Versuchsplan - Hydraulischer Tiefungsversuch

	DC06	DX56	DX54	DP800	AW-6016	AW-5182
Hydraulische Tiefungsversuche			qs 0,2 mm/s 0,01 s ⁻¹ 0,05 s ⁻¹ 0,1 s ⁻¹			qs 0,2 mm/s

6.2.2 Ebener Kreuzzugversuch

Die Validität von Fließortkurven basierend auf Kennwerten aus dem Zug- und hydraulischen Tiefungsversuchen wird mittels der Durchführung von Kreuzzugversuchen überprüft. Hierbei werden Fließorte unter einachsiger Belastung in 0° und 90°, unter ebener Dehnung in 0° und 90° sowie unter zweiachsiger gleichmäßiger Belastung ermittelt. Hierzu wird ein Kreuzzugwerkzeug nach Nagayasu (2010) in einer universalen Zug-Druck Prüfmaschine betrieben. Das Werkzeug führt die vertikale Bewegung der Traverse in eine horizontale Bewegung der Klemmbacken um. Verwendet wird die Probengeometrie nach ISO 16842 (ISO 16842:2014) basierend auf den Untersuchungen von Kuwabara (1998). Im einachsigen Lastfall wird die Probe an zwei Armen (Abbildung 6.4a) und im zweiachsigen gleichmäßigen Lastfall an allen vier Armen (Abbildung 6.4b) geklemmt. Zur Realisierung eines Lastfalls im Bereich der ebenen Dehnung wird die Kreuzzugprobe an allen vier Armen geklemmt, wobei zwei Arme vom Kopfstück gelöst werden und hierdurch unabhängig von der Traversenverschiebung sind (Abbildung 6.4c). Die Probenhalter der freien Arme werden mit einer Gewindestange gegeneinander verspannt und somit in ihrer Bewegung gehindert.

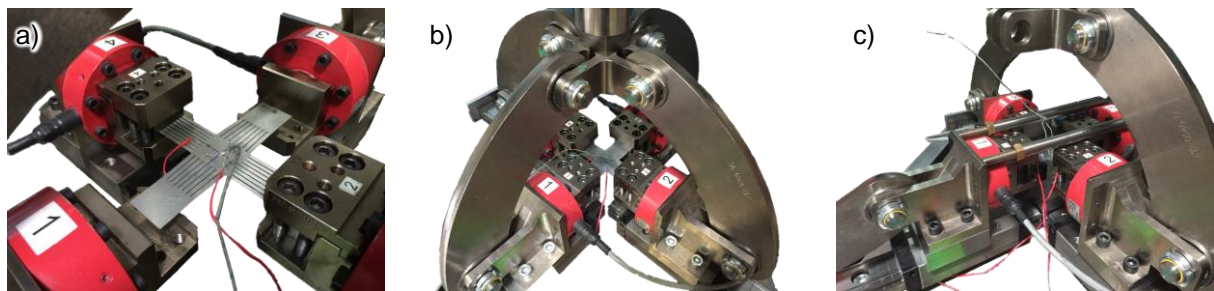


Abbildung 6.4: Aufbau des Kreuzzugversuchs a) einachsiger Zug, b) zweiachsig gleichmäßiger Zug, c) ebene Dehnung

Die durchgeführten Versuche werden mit der Arbeitsäquivalenzmethode bei $R_{p0,2}$ sowie mit der temperaturabhängigen Methode auf Basis des Joule-Thomson Effekt (1852) hinsichtlich des Fließbeginns ausgewertet. Die Dehnungen im Zentrum der Probe in Richtung der jeweiligen Arme wird mittels zwei Dehnungsmessstreifen (DMS) von Kyowa Electronics Instruments vom Typ KFG 120 Ω uniaxial ermittelt. Die verwendeten DMS können bei Raumtemperatur eine maximale Dehnung von 5,0 % erfassen. Die Temperaturänderung der Probe wird mittels

eines Thermoelements vom Typ K der Klasse 1 erfasst. Die Abmessungen der verwendeten Probe sowie die Applikation der Messmittel ist in Abbildung 6.5 dargestellt.

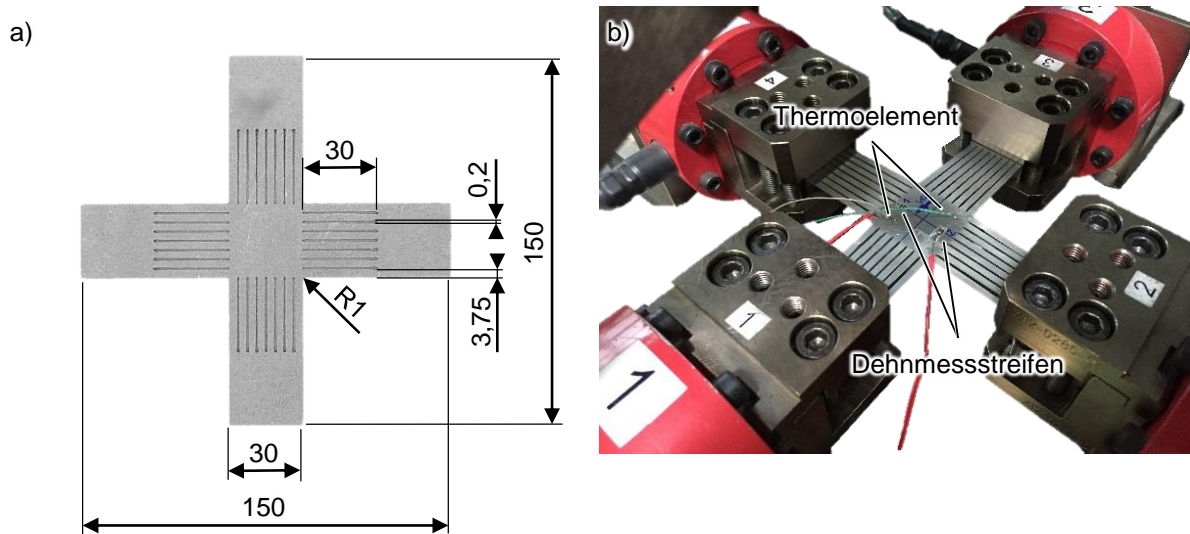


Abbildung 6.5: Ebener Kreuzzugversuch a) Probengeometrie, b) applizierte Messmittel

6.3 Bestimmung der Grenzformänderung für lineare Dehnpfade

Die experimentelle Bestimmung der Grenzformänderung für lineare ungebrochene Dehnpfade erfolgt durch den Nakajima-Test beschrieben in DIN EN ISO 12004-2 (2008). Der Versuchsaufbau besteht aus einem halbkugelförmigen Stempel mit \varnothing 100 mm, einer offenen Matrize mit Innendurchmesser \varnothing 110 mm und Ziehradius 10 mm sowie einem Niederhalter mit umlaufender Sicke zur Vermeidung von Blecheinzug (Abbildung 6.6). Zur Vermeidung von Reibung zwischen Stempel und Blechrunde wird eine weich PVC Scheibe mit einer Dicke von 3 mm und beidseitigen Schmierstoffauftrag in Form von Lanolin eingesetzt. Die Versuche werden mit einer Niederhalterkraft von 400 kN für Stahl und 300 kN für Aluminium sowie einer Stempelgeschwindigkeit von 1 mm/s durchgeführt.

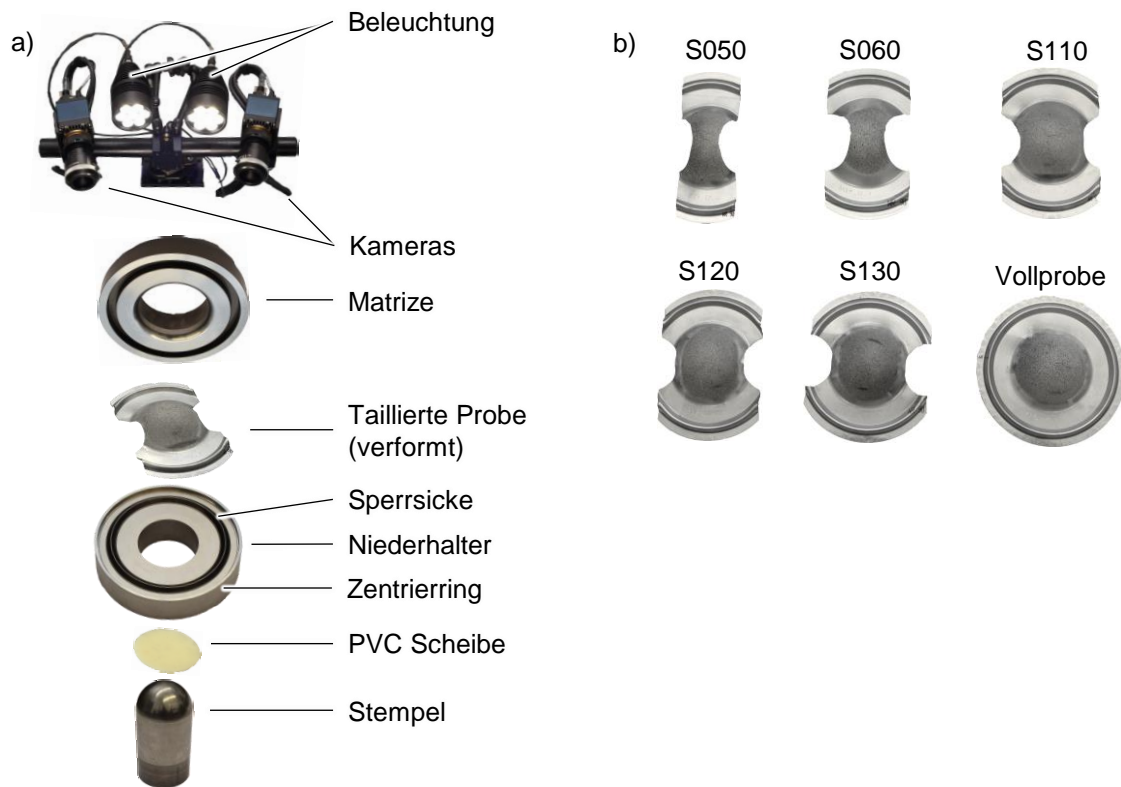


Abbildung 6.6: Nakajima Versuch a) Versuchsaufbau, b) Probengeometrien

Zur Abbildung verschiedener Dehnungszustände werden taillierte Proben unterschiedlicher Stegbreite eingesetzt. Eine Vorgabe hinsichtlich der genauen Stegbreiten gibt es in der DIN EN ISO 12004-2 nicht, es wird lediglich die Verwendung fünf verschiedener Probengeometrien vorgegeben und eine gleichmäßige Verteilung zwischen einachsigen und zweiachsigen gleichmäßigem Zug empfohlen (DIN EN ISO 12004-2:2008). Die Proben werden der Norm entsprechend für Stahl senkrecht zur Walzrichtung und für Aluminium parallel zur Walzrichtung entnommen. Die Steglänge entspricht 25 mm und der Kehlradius wird mit 30 mm der Norm entsprechend gewählt.

Die Umformhistorie wird mit Aramis 4M aufgezeichnet und auf Basis der resultierenden Bilderfolge die Dehnungen berechnet. Die Grenzdehnungen des Dehnungsfelds werden mit der Schnittlinienmethode nach DIN EN ISO 12004-2 sowie der zeitlichen Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) ermittelt.

Das gesamte Versuchsprogramm ist in Tabelle 6.4 zusammengefasst. Die Parameter variieren zwischen den Versuchswerkstoffen aufgrund von unterschiedlichen Vorgaben verschiedener Projekte, welche gesamthaft zu dieser Arbeit führten. Die Untersuchung der Sensitivität der Versuchs- und Auswerteparameter auf die Grenzformänderung erfolgt anhand einheitlicher Randbedingungen lediglich an den Werkstoffen DX54, DP800, AW-6016 und AW-5182.

Tabelle 6.4: Versuchsplan - Nakajima Versuch

	DC06	DX56	DX54	DP800	AW-6016	AW-5182
Proben- geometrien	S050, S100, S110, S120, voll	S040, S050, S070, S090, S100, S110, S120, S130, voll			S050, S060, S110, S120, S130, voll	
Aufnahme- frequenz [Hz]	15 Hz	10 Hz			40 Hz	
Facetten- größe [Pixel]	17 Pixel ($\approx 0,9$ mm)	19 Pixel ($\approx 1,0$ mm)			17 Pixel ($\approx 0,9$ mm)	
Facetten- abstand [Pixel]	9 Pixel ($\approx 0,5$ mm)	15 Pixel ($\approx 0,8$ mm)			9 Pixel ($\approx 0,5$ mm)	
Auswerte- parameter	60-30-4	40-20-3			160-80-9	

6.4 Bestimmung der Grenzformänderung nach nichtlinearer Verformungshistorie

Die experimentelle Bestimmung der Grenzformänderung nach nichtlinearer Verformungshistorie bedingt den Einsatz mehrerer verschiedener Versuchsaufbauten mit dazwischenliegenden Beschnittoperationen. Zur Reduzierung des experimentellen Aufwands wurde ein Versuchsaufbau entwickelt, wodurch die beim Herstellen komplexer Blechbauteile auftretende Tiefzieh- und Streckziehbelastung bei gleichzeitiger Variation des Einlaufverhaltens realisiert werden können. Der Versuchsaufbau, dargestellt in Abbildung 6.7, wird auf der universal Blechprüfmaschine betrieben und besteht aus einem halbkugelförmigen Stempel mit $\varnothing 100$ mm, einer offenen Matrize mit Innendurchmesser $\varnothing 105$ mm und Ziehradius 10 mm, einem Niederhalter mit vier verstellbaren Sicken sowie einer modifizierten Kreuzzugprobe. Die Sicken können einzeln über eine Keilverstellung in ihrer Höhe von 0 bis 7 mm verstellt werden. Die Kopfradien der Sicken betragen 2,0 mm und die Radien der Sickenut 3,0 mm. Die Position der Keile werden über je einen elektromotorischen Spindelantrieb verändert und können direkt mit der Betriebssoftware testXpert II der Blechprüfmaschine im entlasteten Zustand angesteuert werden. Mit diesem Versuchsaufbau ist ein mehrstufiger Versuch mit wechselnden Platineneinlaufverhalten möglich. Beispielsweise ist es möglich eine Probe bis zu einem definierten Stempelhub mit einer initialen Sickenhöhe zu verformen, den Versuch anzuhalten und die Höhe der Sicken nach Öffnen des Niederhalters anzupassen. Anschließend kann die Probe bis zum Versagen umgeformt werden oder eine erneute Anpassung der Sicken erfolgen.

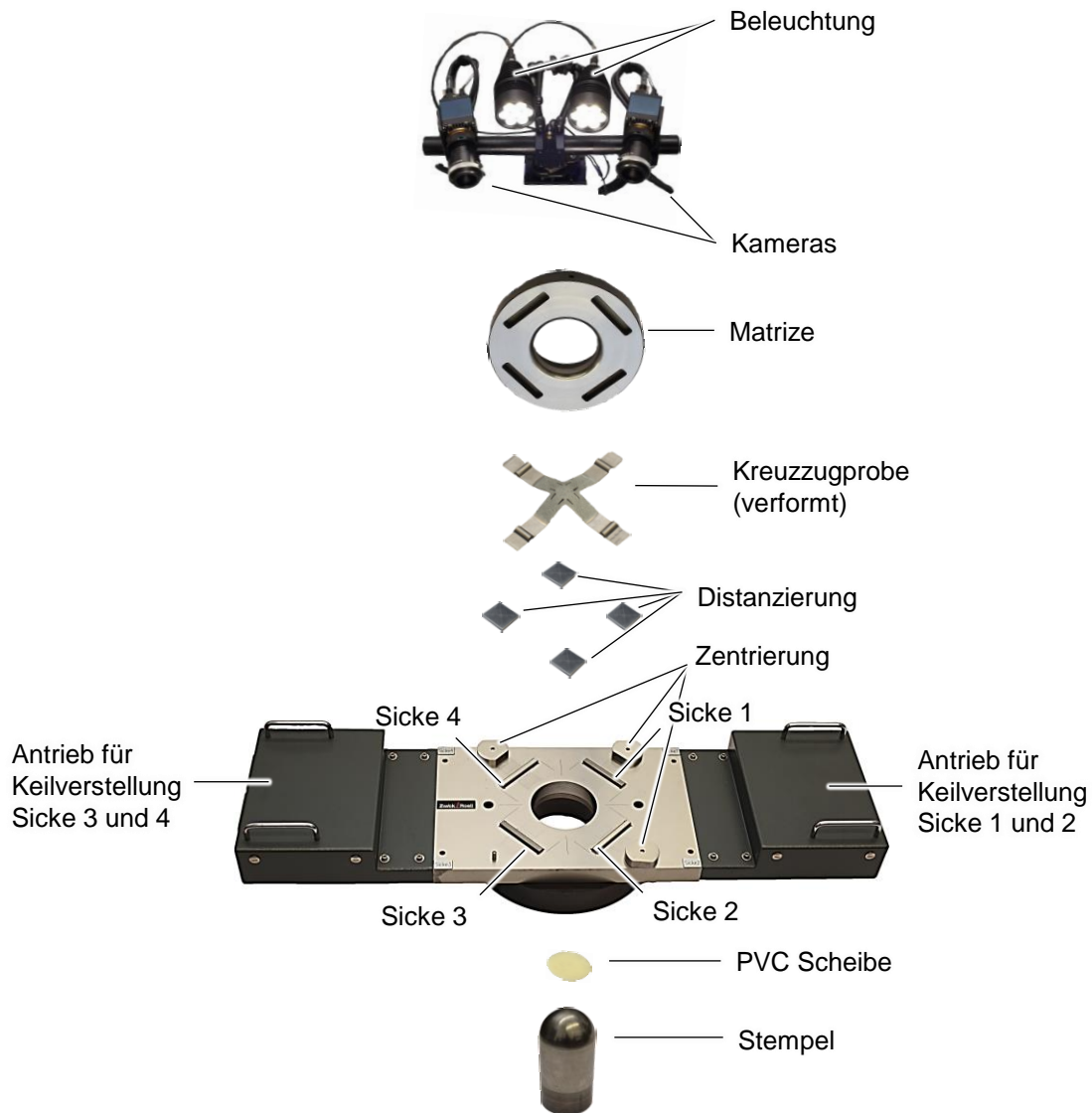


Abbildung 6.7: Versuchsaufbau des Sickenwerkzeugs mit optischem Messsystem

Die beiden Grenzfälle, einachsiger Zug und gleichmäßiges zweiachsiges Streckziehen, erfordern verschiedene Sickenkonfigurationen. Zur Abbildung des einachsigen Zuges werden zwei gegenüberliegende Sicken so eingestellt, dass kein Nachfließen des Blechs erfolgt. Die anderen beiden Sicken werden nicht benötigt. Für den gleichmäßigen zweiachsigen Zug hingegen wird der komplette Blechfluss gesperrt. Dies kann sowohl über die vier Sicken wie auch über eine entsprechend hohe Niederhalterkraft geschehen. Ist als 1. Dehnungsinkrement ein biaxialer Belastungszustand gewünscht, wird die Rückhaltung über die Niederhalterkraft realisiert, da die in Folgeoperationen geprägten Sicken im Blech auch bei Reduzierung der Sickenhöhe eine geometrische Rückhaltung bewirken. Die Realisierung eines biaxialen Dehnpfades am Ende

einer mehrstufigen Umformung wird über entsprechende Sickenhöhen gewährleistet. Zur Reduzierung der geometrischen Rückhaltung bei bereits ausgeformter Sicke sowie aufgrund der Probengeometrie und dem Niederhalterkontakt werden vier Abstandshalter eingesetzt. Dieser Abstand sowie die Blechdicke beeinflussen die Rückhaltekraft der Sicke. Dieser Zusammenhang wird in der effektiven Sickenhöhe $S_{h,eff}$ zusammengefasst und im Folgenden bei der Beschreibung der Versuche verwendet (Abbildung 6.8).

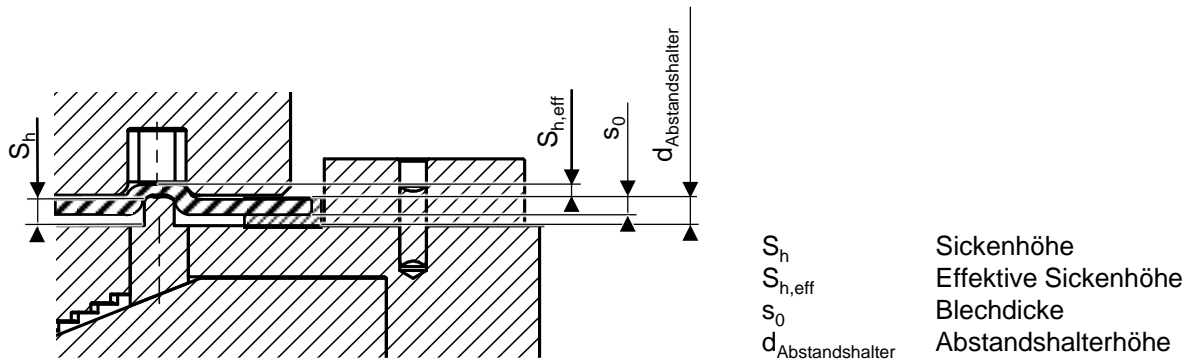


Abbildung 6.8: Effektive Sickenhöhe

$$S_{eff} = (S + s_0) - d_{Abstandshalter} \quad 6.1$$

Mit diesem Versuchsaufbau ist die Durchführung mehrstufiger Umformprozesse in einem Werkzeug und einer Probe ohne zusätzlicher Beschnittoperation möglich. Mit ebenen Kreuzzugproben zur Bestimmung des Anfangsfließortes im 1. Quadranten des Spannungsraums kann zwar eine homogene Dehnungsverteilung in Probenmitte erzielt werden, jedoch sind die Dehnungen sehr gering. Mit zunehmend plastischer Verformung lokalisieren die Dehnungen in den Armen der Probe, da hier die anliegende Kraft auf einen kleineren Querschnitt wirkt. Um dies zu vermeiden wurde eine neue Probengeometrie zur Abbildung von Dehnungen bis zum Riss in Probenmitte entwickelt (Abbildung 6.9). Die wesentliche Bedingung hierfür ist das Vorliegen eines kleineren Querschnitts diagonal über die Probenmitte im Vergleich zum Querschnitt der Probenarme. Dies wird durch eine kreisrunde Vertiefung mit Durchmesser $\varnothing 12$ mm und einer Tiefe von näherungsweise einem Drittel der Blechdicke ermöglicht. Zusätzlich werden Schlitze in die Arme der Kreuzzugprobe eingebracht. Dies ermöglicht eine homogene Dehnungsverteilung in Probenmitte. Die Probe wird mittels 2D Laser beschnitten und anschließend die Vertiefung durch Fräsen eingebracht. Die Fräsbearbeitung der Probe führt zu einer Veränderung der Oberflächenqualität, der Textur sowie der Blechdicke im Vergleich zum gewalzten Ausgangszustand. Es muss gewährleistet sein, dass keine Fräsriffen entstehen, die zu einem vorzeitigen Versagen der Probe aufgrund von Kerbwirkung führen können. Versagt die Probe in Fräsriffen oder im Dickenübergang ist diese ungültig. (Jocham, Baumann und Volk, 2015)

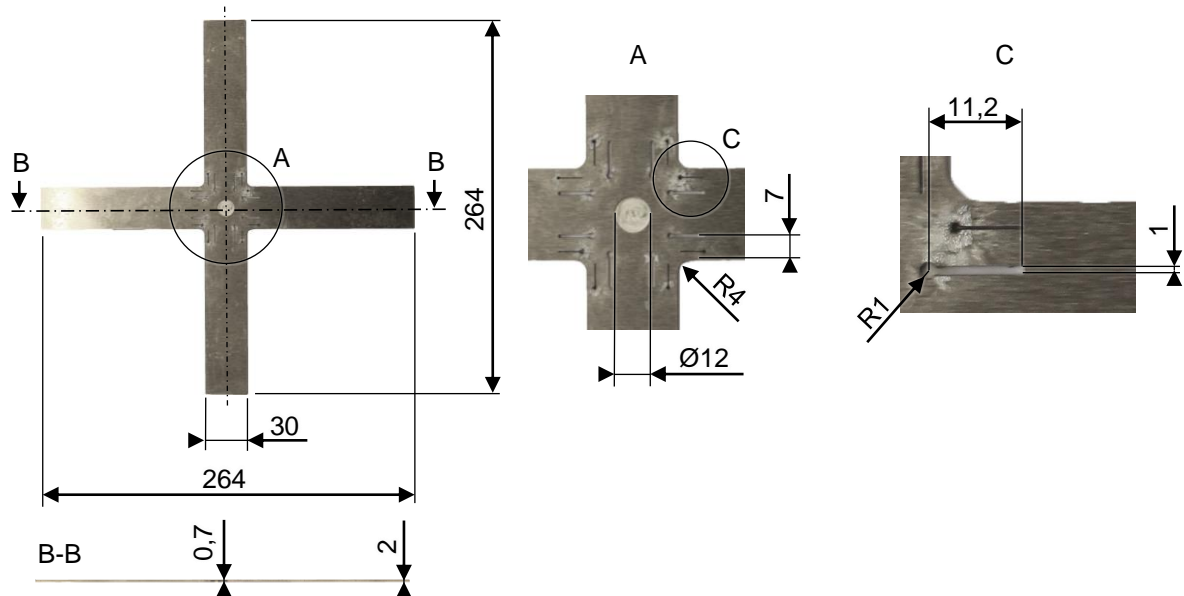


Abbildung 6.9: Geometrie der Kreuzzugprobe für die Bestimmung der Grenzformänderung

Als Werkstoff wird die Aluminiumlegierung AW-5754 mit einer Blechdicke von 2,0 mm eingesetzt. Die Mitte der Probe wird auf 0,7 mm verbleibende Blechdicke verjüngt. Zur Vermeidung der Reibung wird äquivalent zum Nakajima Versuch eine weich PVC Scheibe mit einer Dicke von 3,0 mm und beidseitigen Schmierstoffauftrag in Form von Lanolin eingesetzt. Das gesamte Versuchsprogramm zur Qualifizierung der Methodik durch die Aufnahme verschiedener linearer und mehrstufiger nichtlinearer Dehnpfade ist in Tabelle 6.5 zusammengefasst. Die resultierenden nichtlinearen Dehnpfade werden mittels der zeitlichen Auswertemethode hinsichtlich der beginnenden lokalen Einschnürung ausgewertet. Eine Bewertung der entsprechenden Punkte im Grenzformänderungsdiagramm hinsichtlich dem Einfluss der Nichtlinearität des Dehnpfades auf die maximal erreichbare Formänderung erfolgt mit Hilfe des GFLCs.

Tabelle 6.5: Versuchsplan - Ermittlung nichtlinearer Dehnpfade

Anzahl der Dehnungsinkremente	AW-5754
1	Einachsiger Zug Ebene Dehnung Zweiachsiger Zug
2	1. Einachsiger Zug, 2. Zweiachsiger Zug 1. Zweiachsiger Zug, 2. Einachsiger Zug 1. Zweiachsiger Zug, 2. Ebene Dehnung
3	1. Einachsiger Zug, 2. Ebene Dehnung, 3. Zweiachsiger Zug

7 Simulationsmodelle

7.1 Modell des hydraulischen Tiefungsversuchs

Zur Ermittlung von Fließkurven mit konstanter Dehnrates werden Geschwindigkeitsprofile benötigt, welche einen charakteristischen Druck-Zeitverlauf bedingen. Diese werden mit Hilfe der Simulation in LS DYNA und ABAQUS abgeschätzt und anschließend experimentell angepasst. Das hierfür benötigte Simulationsmodell besteht, wie das Experiment, aus einer Vollprobe, einem Niederhalter und einer Ziehmatrize. Alle Körper werden mit Schalenelementen vernetzt, wobei der Niederhalter und die Ziehmatrize als Starrkörper und das Blech als verformbarer Körper definiert werden. Der Anstieg des Drucks im Hydraulikummedium während des Versuchs wird in der Simulation mittels eines Druck-Zeit Verlaufs abgebildet. Der Druck wird homogen auf den nicht zwischen Niederhalter und Matrize geklemmten Bereich der Vollprobe aufgebracht. Als Ergebnisgröße wird die Dehnrates in Probenpol ermittelt und mit der Solldehnrates abgeglichen. Je nach Abweichung wird der Druckverlauf angepasst bis sich die gewünschte Dehnrates einstellt. Um nun diesen Druckverlauf durch eine Bewegung des Stempels im Experiment abzubilden, muss ein Zusammenhang zwischen Druck- und Geschwindigkeitsverlauf gefunden werden. Dieser wird durch hydraulische Tiefungsversuche mit verschiedenen konstanten Geschwindigkeiten abgeleitet.

7.2 Modell des Nakajima Versuchs

Das Simulationsmodell des Nakajima Versuchs besteht aus einem halbkugelförmigen Stempel, einer Matrize, einem Niederhalter, der weich PVC Scheibe sowie dem Prüfblech. Stempel, Niederhalter und Matrize werden als Starrkörper modelliert. Die Proben werden als elasto-plastisch verformbare Körper definiert. Die PVC Scheibe wird als elastischer Volumenkörper abgebildet. Das Simulationsmodell wurde in den Programmen LS DYNA und ABAQUS mit expliziten Solvern realisiert. Der Aufbau des Simulationsmodells ist in Abbildung 7.1 in Form einer Schnittdarstellung abgebildet.

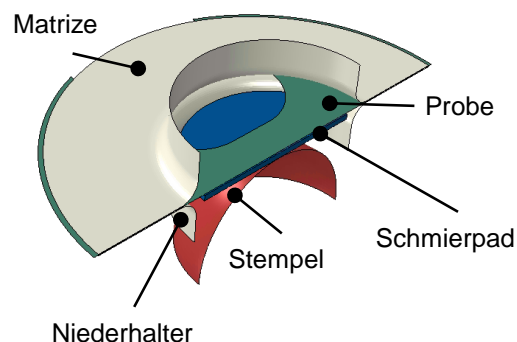


Abbildung 7.1: Schnittdarstellung des Nakajima Simulationsmodells

Zur Abbildung verschiedener Dehnpfade werden die gleichen Probenformen wie in den Experimenten zur Bestimmung der Grenzdehnungen nach linearer Verformungshistorie verwendet. Da es sich bei dem Phänomen der Instabilität um einen lokalen Effekt handelt, wird ein Vollmodell verwendet. Zur Reduzierung der Simulationsdauer werden die Stempelgeschwindigkeit sowie die Masse skaliert. Des Weiteren wird das Prägen der Sicken sowie die aus Kombination mit der Niederhalterkraft ergebende Rückhalterkraft über ein Sperren der Verschiebung von Probenbereichen zwischen Niederhalter und Matrize realisiert. Hierzu wurden Referenzversuche durchgeführt, um das Nachfließen der Proben bewerten zu können. Abbildung 7.2 zeigt die nicht verformten und verformten Proben, welche übereinander positioniert wurden, sowie den Durchmesser des Auslaufs des Matrizenradius als schwarzen Kreis. Bei den schmalen Proben mit einer Stegbreite von 40 und 70 mm tritt kein Nachfließen unter dem Niederhalter auf, wohingegen bei den breiteren Proben mit Stegbreiten 100 und 120 mm ein Nachfließen des Bleches unter dem Niederhalter stattfindet (Abbildung 7.2) rot eingekreiste Bereiche. Dieses Nachfließen ist geometrisch bedingt.

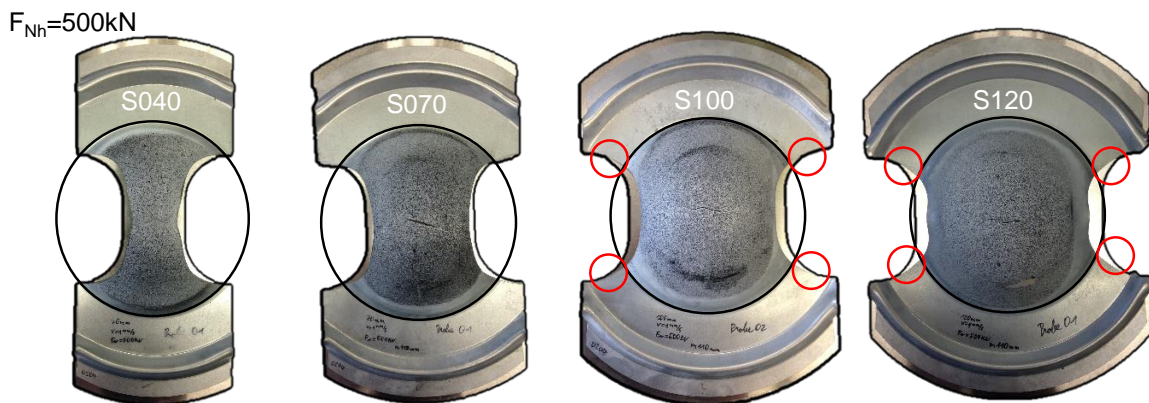


Abbildung 7.2: Referenzversuche zur Abbildung des Niederhalterkonzepts mittels Verschiebungsrandbedingungen

Als Schlussfolgerung aus den Referenzversuchen wird bei Proben mit geringen Stegbreiten sowie bei der Vollprobe der gesamte Bereich unter dem Niederhalter mittels Verschiebungsrandbedingungen gesperrt (Abbildung 7.3a). Bei Proben mit Stegbreiten 100 bis 130 mm muss ein Nachfließen im Bereich der Kehlradien möglich sein, da dies zu einem Versagen im Kehlradius führen und somit ungültige Versuche beziehungsweise Simulationen ergeben würden (Abbildung 7.3b). Der Bereich zwischen dem Auslauf der Sperrsicke sowie dem Matrizenradius wird über eine Breite von 100 mm ebenfalls mit Verschiebungsrandbedingungen gesperrt. Der Kontakt zwischen Schmierpad und Blech sowie zwischen Stempel und Schmierpad wurde als reibungsfrei definiert. Zwischen Matrize und Blech sowie Niederhalter und Blech wird die Reibzahl mit 0,1 angenommen.

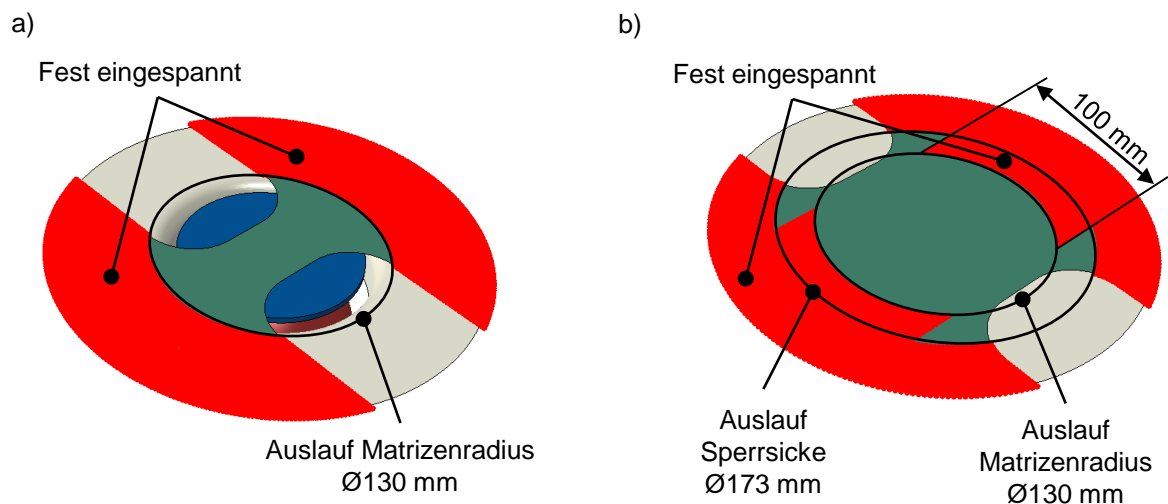


Abbildung 7.3: Niederhalterkonzept a) Proben mit schmalen Stegbreiten und Vollprobe, b) Proben mit Stegbreiten zwischen 100 und 130 mm

Die Proben werden mittels Schalenelementen mit fünf Integrationspunkte über die Dicke vernetzt. Im Auswertebereich der Proben entspricht die mittlere Elementkantenlänge 0,1 mm. Die Elemente werden strukturiert in Hauptumformrichtung ausgerichtet. Die Vernetzung der taillierten Proben kann Abbildung 7.4 entnommen werden. Die Vernetzung der Vollprobe ist in Abbildung 7.5 dargestellt. Das Schmierpad wird mittels Hexaederelemente mit drei Elementen über die Dicke vernetzt. In den Kontaktbereichen zum Pol des Stempels sowie zur Blechmitte wird für das Schmierpad eine Elementkantenlänge von 0,5 mm verwendet.

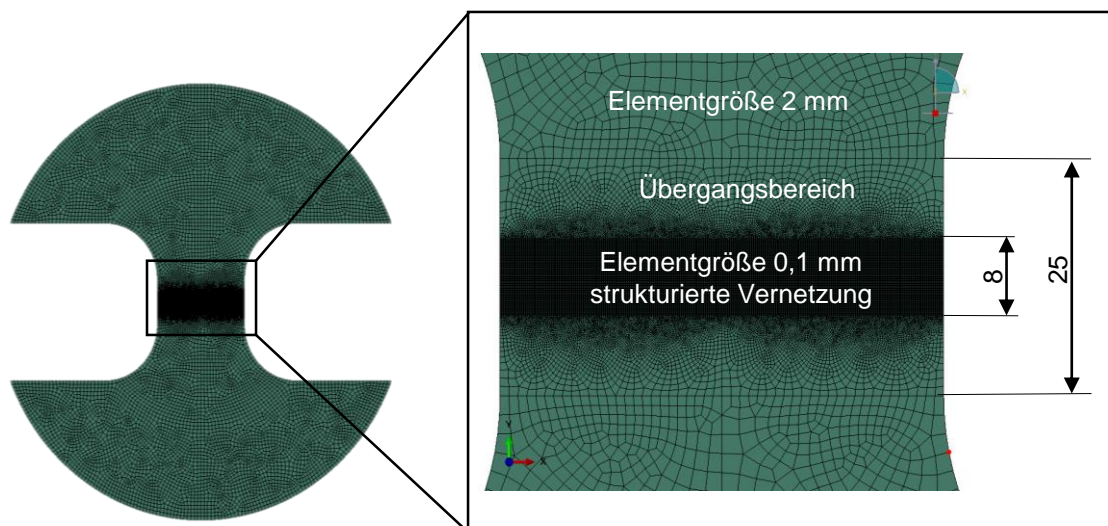


Abbildung 7.4: Vernetzung der Probengeometrie mit Stegbreite 50 mm und Aussparungslänge 25 mm, Beispielhaft für alle taillierten Probengeometrien

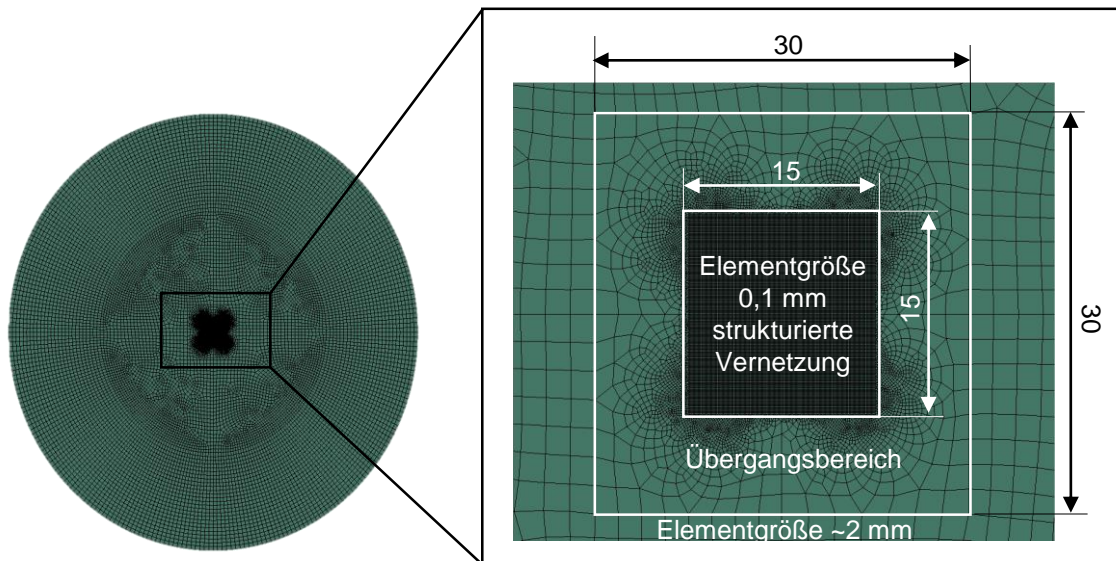


Abbildung 7.5: Vernetzung der Probengeometrie Vollprobe

Die Grenzdehnungen werden in der Simulation durch Anwendung der zeitlichen Auswertemethode bestimmt. Diese Grenzformänderungen werden mit den experimentellen Ergebnissen abgeglichen. Hierzu erfolgt die Ausgabe der Ergebnisgrößen in einer Frequenz von 10 Hz. Zur Anwendung der zeitlichen Auswertemethode in der Simulation wird als Abbruchkriterium die im Experiment maximal auftretende Dehnrates der Proben definiert. Im nachfolgenden werden die Dehnungen des Elements betrachtet, welche zuerst die Grenzdehnrates überschreitet. Die zeitliche Auswertemethode wird in einem Auswertebereich von 4 mm Stempelhub vor Erreichen der Grenzdehnrates angewendet. Entsprechend dem Versuch ergibt sich für den Geradenfit im stabilen Bereich eine Breite von 4 bis 2 mm und für den instabilen Bereich eine Breite von 0,2 bis 0 mm vor Erreichen der Grenzdehnrates.

8 Versuchs- und Simulationsergebnisse

8.1 Konventionelle Kennwertermittlung

Die mechanischen Kennwerte aus dem Zugversuch für die Stahl- und Aluminiumwerkstoffe bei der quasistatischen Dehnrates $0,00025 \text{ 1/s}$ sind in Tabelle 8.1 zusammengefasst. Die ermittelten Größen erfüllen die entsprechenden Normen für Stahlwerkstoffe (DIN EN 10130:1999, DIN EN 10346:2009) und Aluminiumwerkstoffe (DIN EN 573-3:2013).

Tabelle 8.1: Mechanische Kennwerte aus dem Zugversuch bei quasistatischer Dehnrates $0,00025 \text{ 1/s}$

Werkstoff	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$R_{p0,2}/R_m$ [%]	A_g [%]	A_{80} [%]	$n_{2-20\%/A_g}$ [-]	$r_{0^\circ, 8-12\%}$ [-]	$r_{45^\circ, 8-12\%}$ [-]	$r_{90^\circ, 8-12\%}$ [-]	$r_{m, 8-12\%}$ [-]
DC06	135	293	46,1	27,5	47,2	0,267	1,980	2,231	2,537	2,245
DX56	155	279	55,6	27,5	54,6	0,243	2,543	1,730	2,525	2,132
DX54	164	294	55,8	26,0	50,8	0,239	2,161	1,610	2,438	1,954
DP800	466	804	58,0	16,8	21,9	0,187	0,838	1,020	0,938	0,954
AW-6016	154	264	58,3	20,7	29,3	0,238	0,784	0,457	0,693	0,598
AW-5182	132	290	45,5	24,3	27,9	0,327	0,773	0,702	0,700	0,719

Die Fließkurven unter zweiachsiger gleichmäßiger Belastung werden aus dem hydraulischen Tiefungsversuch mit einer Geschwindigkeit des Tiefungskolbens von $0,2 \text{ mm/s}$ bestimmt. Dies entspricht der minimal möglichen Geschwindigkeit der Blechprüfmaschine und stellt somit den quasistatischen Fall dar. Unter Verwendung der Arbeitsäquivalenzmethode wird für jeden Werkstoff die biaxiale Spannung $k_{f,B}$ bestimmt, welche arbeitsäquivalent zur wahren Zugspannung $k_{f,Z,0^\circ}$ bei Gleichmaßdehnung ist (Tabelle 8.2). Die entsprechende Zugspannung $k_{f,Z,0^\circ}$ wird aus quasistatischen Zugversuchen in 0° zur Walzrichtung und bei einer Dehnrates von $0,00025 \text{ 1/s}$ ermittelt. Aus diesen beiden Spannungen wird das biaxiale Spannungsverhältnis f_b ermittelt, womit für jeden Werkstoff die Fließkurven aus dem hydraulischen Tiefungsversuch auf eine den Zugversuchen arbeitsäquivalente Fließkurve transformiert wird. Die weichen Tiefziehstähle DC06, DX56 und DX54 zeigen biaxiale Spannungsverhältnisse deutlich größer eins, wohingegen die Spannungsverhältnisse des Dualphasenstahls DP800 sowie die Aluminiumlegierungen AW-6016 und AW-5182 nahezu eins sind. Arbeitsäquivalente Spannungsverhältnisse ungleich eins beschreiben eine hohe Abhängigkeit des Fließverhaltens vom vorliegenden Spannungszustand. Dieses Verhalten wird in Form des Fließortes berücksichtigt.

Tabelle 8.2: Zugspannung $k_{f,Z,0^\circ}$ und biaxiale Spannung $k_{f,B}$ arbeitsäquivalent bei Gleichmaßdehnung und hieraus resultierendes biaxiales Verhältnis f_b

Werkstoff	$k_{f,Z,0^\circ}$ [MPa]	$k_{f,B}$ [MPa]	$f_b=k_{f,B}/k_{f,Z,0^\circ}$ [-]
DC06	376	447	1,188
DX56	355	432	1,217
DX54	361	437	1,211
DP800	939	919	0,979
AW-6016	318	310	0,973
AW-5182	335	325	0,970

Ausgehend von den aus drei Wiederholungen gemittelten Fließkurven unter Zugbelastung werden die Koeffizienten der Extrapolationsansätze nach Swift und Hockett-Sherby mit dem Prinzip der kleinsten Fehlerquadrate ermittelt. Die resultierenden Extrapolationen basierend auf den Zugdaten weisen eine große Unsicherheit auf. Um auch für höhere Umformgrade eine Extrapolation auf experimentellen Stützstellen zu ermöglichen, werden die Ansätze nach Swift und Hockett-Sherby mittels eines Faktors kombiniert. Dieser Kombinationsfaktor α wird auf Basis der arbeitsäquivalenten Fließkurve aus dem hydraulischen Tiefungsversuch bestimmt. Die ermittelten Parameter der Extrapolationsansätze der einzelnen Werkstoffe können Tabelle 8.3 entnommen werden. Die Kombination der Extrapolationsansätze wird wie folgt beschrieben.

$$k_f(\varphi) = C_1 [C_2 - (C_2 - C_3)e^{-C_4\varphi^{C_5}}] + (1 - C_1)[C_6(\varphi + C_7)^{C_8}] \quad 8.1$$

Tabelle 8.3: Parameter des Extrapolationsansatzes Kombination Swift-Hockett-Sherby

Werkstoff	C_1 [-]	C_2 [MPa]	C_3 [MPa]	C_4 [-]	C_5 [-]	C_6 [MPa]	C_7 [-]	C_8 [-]
DC06	0,47	437,8	133,6	4,59	0,7609	560,7	0,0054	0,2802
DX56	0,35	415,9	147,4	4,44	0,7803	518,9	0,0088	0,2685
DX54	0,44	421,4	141,4	4,61	0,7254	534,1	0,0055	0,2539
DP800	0,69	1021,0	451,0	8,04	0,7655	1382,0	0,0036	0,2024
AW-6016	0,69	347,1	154,2	9,57	0,97	504,7	0,0117	0,2752
AW-5182	0,55	371,2	121,1	12,89	1,0480	600,0	0	0,3178

Die Fließkurven aus dem Zugversuch $k_{f,Z}$, dem hydraulischen Tiefungsversuch $k_{f,B}$ sowie der arbeitsäquivalenten Fließkurve $k_{f,B,\ddot{a}qu.}$ der Stahl- und Aluminiumwerkstoffe sind in Abbildung 8.1 den resultierenden Extrapolationsansätzen nach Swift, Hockett-Sherby und deren Kombination gegenübergestellt.

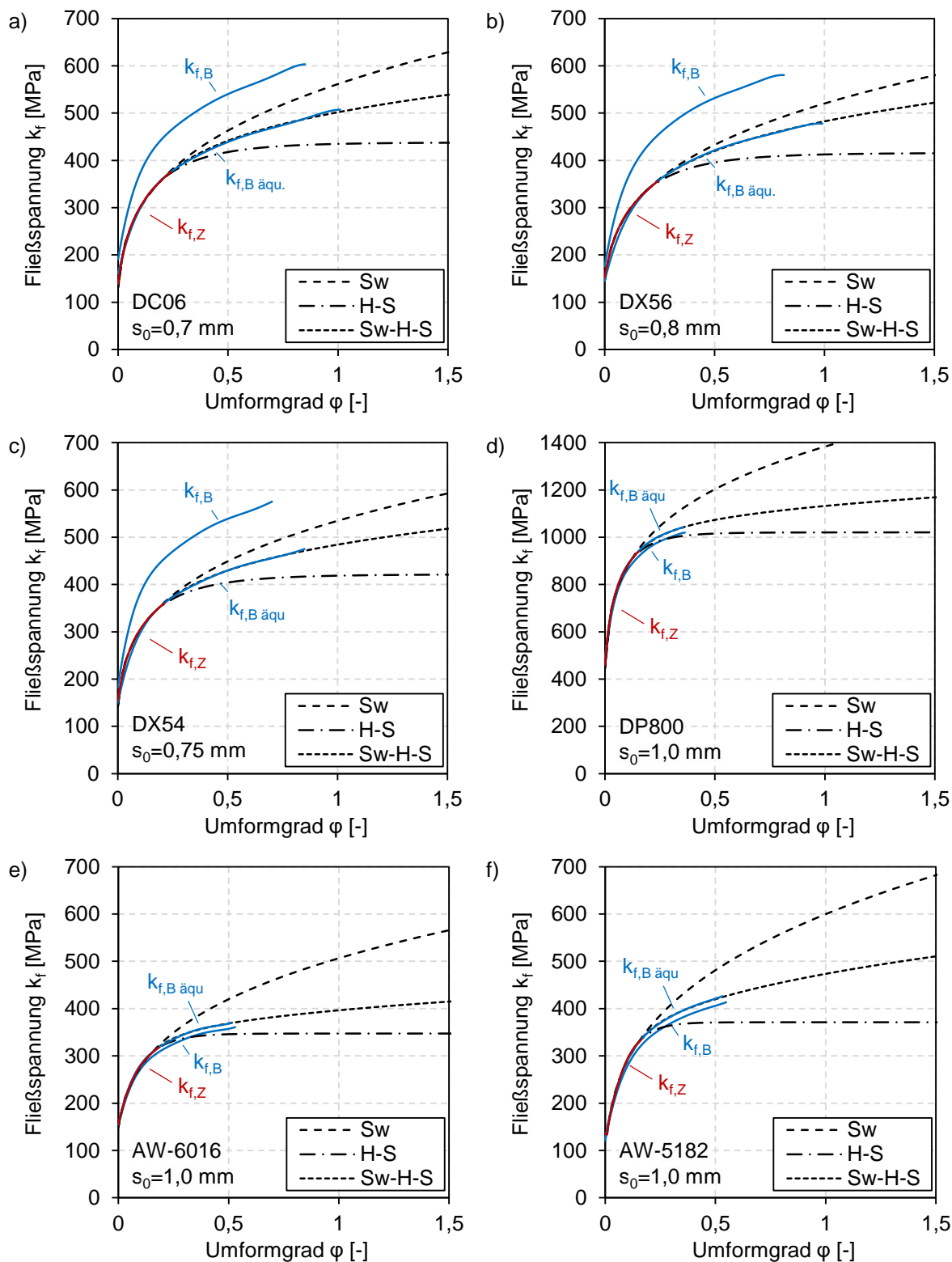


Abbildung 8.1: Extrapolation der Fließkurve aus dem Zug- und dem hydraulischen Tiefungsversuch für a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182

Neben der Bestimmung des Verfestigungsverhaltens durch Zug- und hydraulische Tiefungsversuche erfolgt zur Validierung der Fließortbeschreibung die Durchführung ebener Kreuzzugversuche. Hierzu werden die arbeitsäquivalenten Fließorte im ersten Quadranten des Spannungsraums bei verschiedenen Dehnungsniveaus für eine einachsige Belastung in 0° und 90° sowie zweiachsige Belastung wie auch einer Belastung im Bereich der ebenen Dehnung realisiert (Jocham et al., 2016b). In Abbildung 8.2 sind die resultierenden experimentellen Ergebnisse aus den ebenen Kreuzzugversuchen (Abbildung 8.2a,b) sowie Zug- und hydraulischen Tiefungsversuchen (Abbildung 8.2c) den Fließorthypothesen, basierend auf den Lankford Koeffizienten (Tabelle 8.1), nach Hill48 sowie Barlat89 und Barlat00 mit Exponent $M = 6$ gegenübergestellt. Der Exponent $M = 6$, kurz M6, für die Fließorthypothesen nach Barlat89 und Barlat00 stellt den für Stahlwerkstoffe am meisten verbreiteten Wert dar. Mit höher werdenden Exponent flacht der Fließort im Bereich der ebenen Dehnung ab. Der Barlat00 mit Exponent M6 führt aufgrund der Berücksichtigung des biaxialen Spannungsverhältnisses in Abbildung 8.2c zur besten Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Fließorten bei Gleichmaßdehnung. Werden die Fließorte auf Basis der temperaturabhängigen Methode oder bei der Streckgrenze $R_{p0,2}$ ermittelt, sinkt das biaxiale Spannungsverhältnis (Abbildung 8.2a,b). Hierdurch zeigt der Fließort Barlat89 mit Exponent M6 eine bessere Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Fließorten.

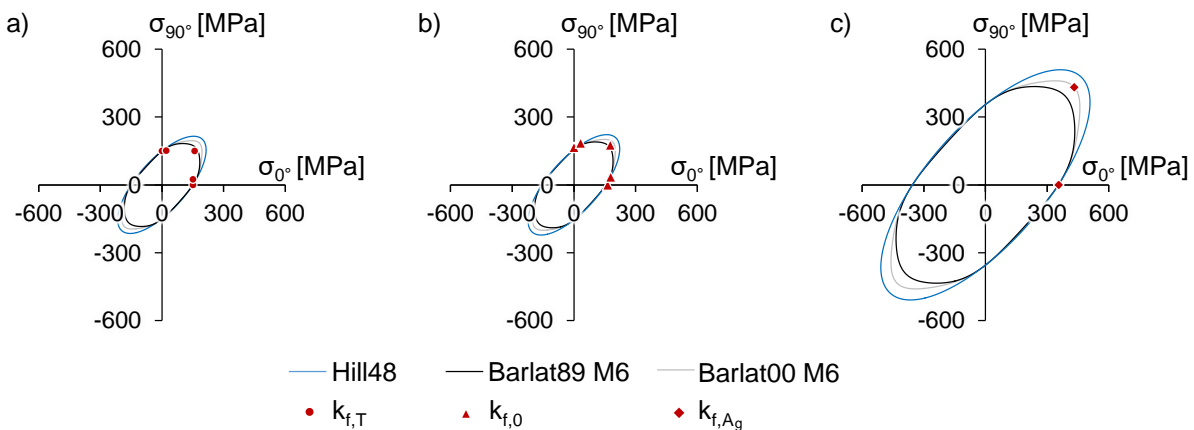


Abbildung 8.2: Fließorte bei verschiedenen Dehnungen für DX56 a) Anfangsfließort $k_{f,T}$ durch Temperaturmessung, b) Anfangsfließort $k_{f,0}$ bei Streckgrenze $R_{p0,2}$, c) Fließort k_{f,A_g} bei Gleichmaßdehnung

Für die Umformtechnik komplexer Blechbauteile ist das Werkstoffverhalten bei Dehnungen in der Größenordnung der Gleichmaßdehnung und höher von besonderem Interesse. Demzufolge wird für die folgenden Betrachtungen die Fließortbeschreibung auf Basis des biaxialen Spannungsverhältnisses bei Gleichmaßdehnung durchgeführt. Abbildung 8.3a-e zeigt die Fließorte der verschiedenen Stahl- und Aluminiumwerkstoffe bei Gleichmaßdehnung und Streckgrenze auf Basis des bei Gleichmaßdehnung ermittelten biaxialen Spannungsverhältnisses und der

Lankford Koeffizienten, welche über einen Bereich von 8 bis 12 % der Dehnung gemittelt werden. Neben den weit verbreiteten Fließorten Hill48 und Barlat89 mit Exponenten M6 für Stahlwerkstoffe und M8 für Aluminiumwerkstoffe, ist für die Werkstoffe mit hohem biaxialen Spannungsverhältnis ein Barlat00 Fließort mit einem Exponenten M6 dargestellt. Für weiche Tiefziehstähle, wie den DC06, DX56 und DX54, stellt der Barlat89 mit einem Exponenten M6 keine gute Übereinstimmung mit dem biaxialen Fließort dar. Im Gegensatz hierzu erfolgt eine gute Beschreibung des Dualphasenstahls DP800 aufgrund des geringen biaxialen Spannungsverhältnisses. Ebenso bildet der Barlat89 mit einem Exponenten M8 die Aluminiumwerkstoffe AW-6016 und AW-5182 gut ab.

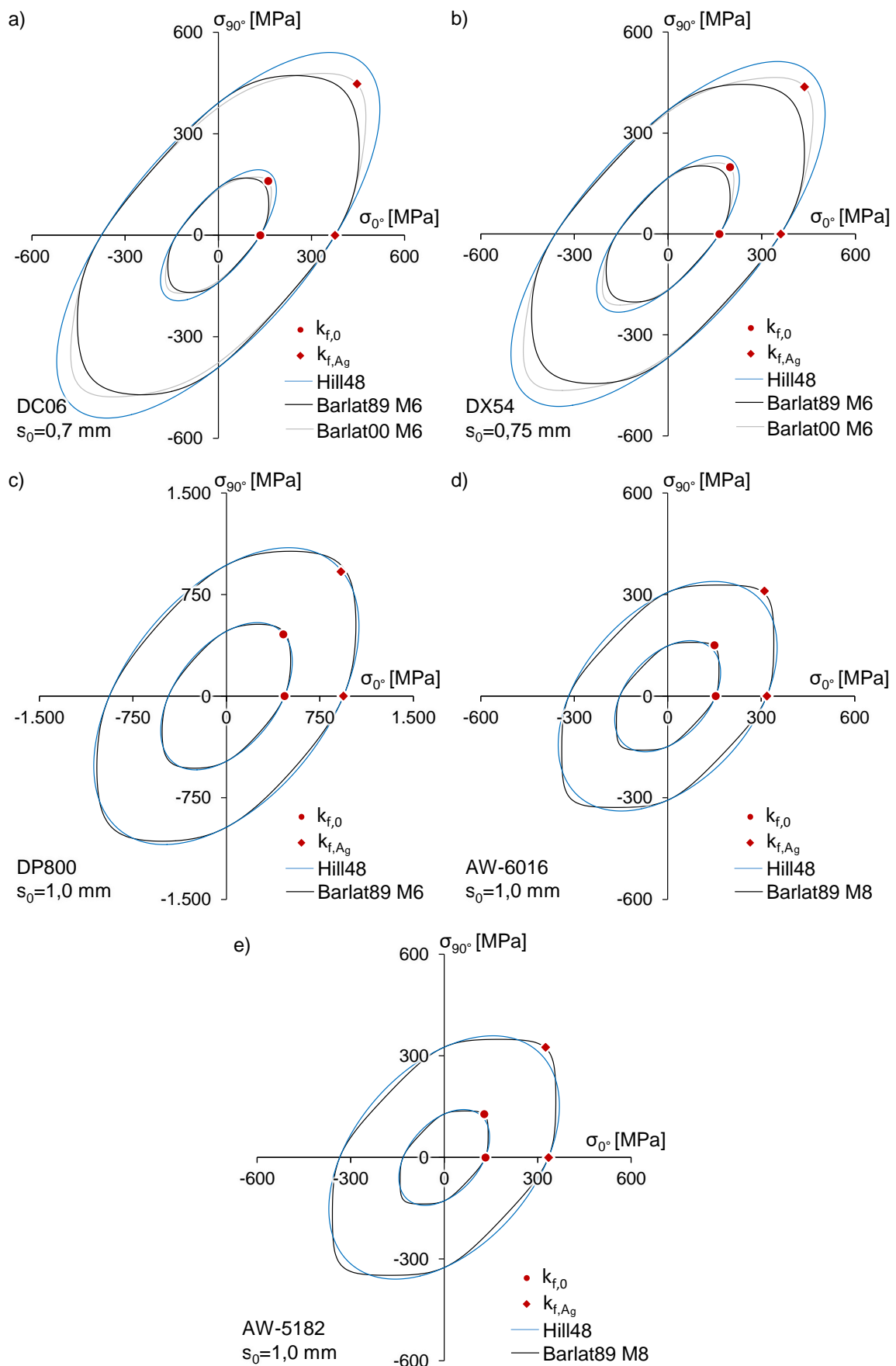


Abbildung 8.3: Fließorte bei $R_{p0,2}$ und A_g für a) DC06, b) DX54, c) DP800, d) AW-6016 und e) AW-5182

8.2 Dehnratensensitivität und Anisotropie in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus

8.2.1 Dehnratensensitivität aus dem Zugversuch

Die Sensitivität der Werkstoffkennwerte wird im Zugversuch bei verschiedenen, über den Versuch konstanten, Dehnraten ermittelt. Die mechanischen Kennwerte bestehend aus Streckgrenze R_p , Zugfestigkeit R_m , Gleichmaßdehnung A_g , Bruchdehnung A_{80} und Verfestigungsexponent n der Stahl- und Aluminiumwerkstoffe bei verschiedenen Dehnraten sind in Abbildung 8.4 dargestellt. Die weichen Tiefziehstähle DC06, DX56 und DX54 zeigen hierbei ein ähnliches Verhalten. Die Streckgrenze und Zugfestigkeit steigen mit zunehmender Dehnrates, wohingegen der Verfestigungsexponent, die Gleichmaßdehnung sowie die Bruchdehnung abnehmen. Die Streckgrenze und die Zugfestigkeit des Dualphasenstahls DP800 steigen gering mit zunehmender Dehnrates an. Die Gleichmaßdehnung und die Bruchdehnung zeigen ein Minimum im Dehnratesbereich von 0,0004 bis 0,01 1/s. Die mechanischen Kennwerte der Aluminiumlegierung AW-6016 nehmen mit steigender Dehnrates mäßig zu, wohingegen die Legierung AW-5182 keinen einheitlichen Trend zeigt. Die Zugfestigkeit sinkt, demgegenüber bleibt die Streckgrenze nahezu gleich. Der Verfestigungsexponent, wie auch die Gleichmaßdehnung und die Bruchdehnung zeigen jeweils ein Minimum für den Dehnratesbereich zwischen 0,0004 und 0,01 1/s.

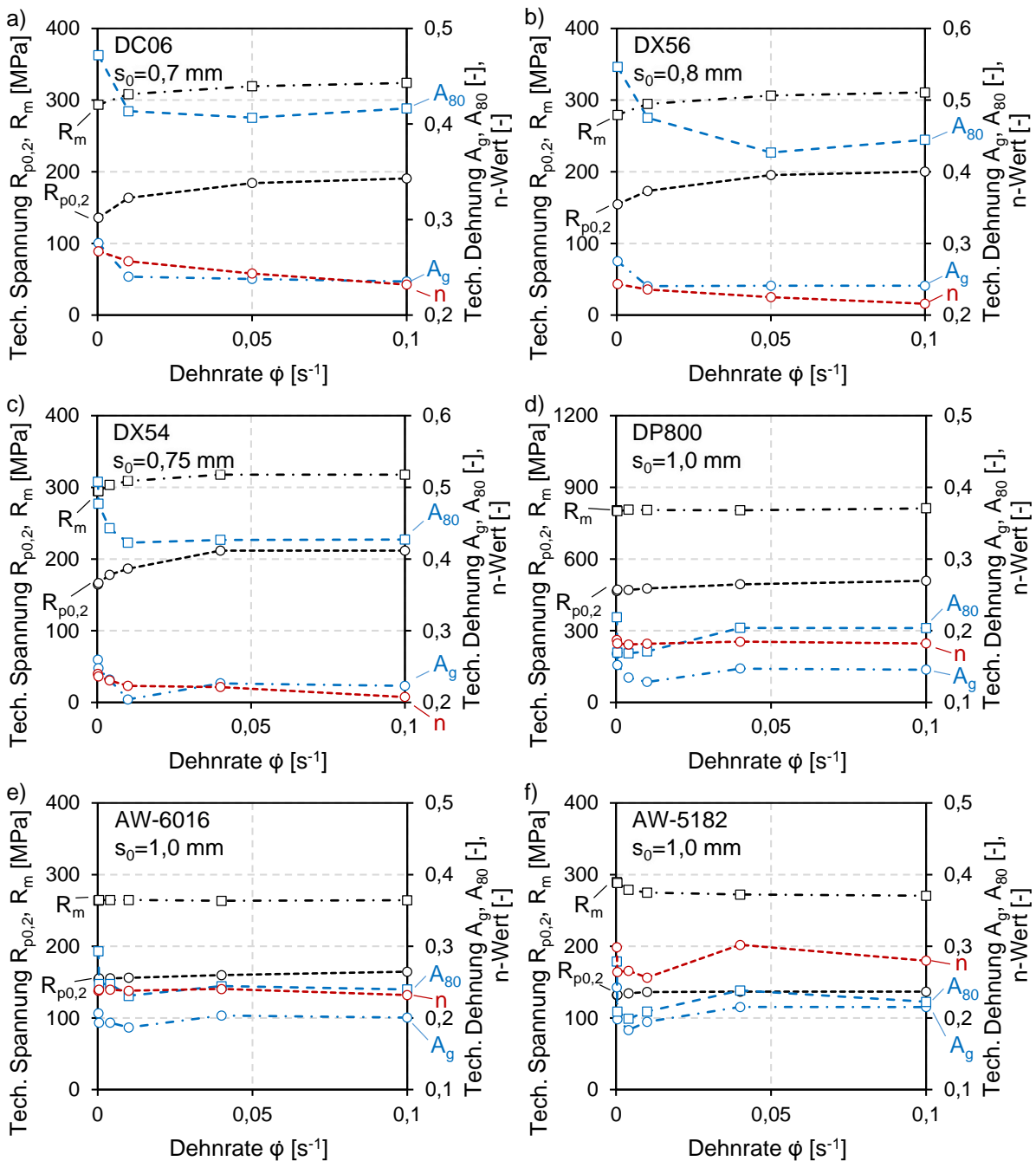


Abbildung 8.4: Kennwerte aus dem Zugversuch bei verschiedenen Dehnraten
 a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182

Die Auswertung der Versuche bei konstanten Dehnraten und die Bestimmung der Dehnratsensitivität werden im Folgenden für den Stahlwerkstoff DX56 erörtert. Für kleine wahre Dehnungen bis zu 0,01 ist die Dehnrade im Zugversuch nicht konstant, weshalb dieser Bereich nicht betrachtet wird. Die Fließkurven aus Zugversuchen mit taktilen Messmitteln für den Werkstoff DX56 verschieben sich bei steigender Dehnrade zu höheren Spannungswerten (Abbildung 8.5a). Dieses Verhalten wird als positive Dehnratsensitivität bezeichnet. Der m -Wert, als Maß für die Dehnratsensitivität, wird aus der logarithmischen Darstellung der Spannung

über die logarithmische Dehnratesensitivität bei einheitlichem Dehnungsniveau ermittelt. Der m -Wert ist die Steigung der linearen Regression bei einheitlichem Dehnungsniveau (Abbildung 8.5b,c). Die Fehlerbalken in Abbildung 8.5b stellen den Standardfehler der Steigung der Regressionsgerade und somit die Güte der Dehnratesensitivität dar. Der m -Wertverlauf entlang des Umformgrades zeigt die bereits bei Betrachtung der Fließkurvenschar festgestellte Verschiebung der Fließkurven zu höheren Fließspannungen. Weiterhin zeigt der m -Wertverlauf zu Beginn einen abfallenden Verlauf bis er im Bereich von 0,05 bis 0,2 Umformgrad einen asymptotischen Trend aufweist. Im Stand der Technik wird die Dehnratesensitivität in diesem Bereich gemittelt und für alle Dehnungsniveaus verwendet.

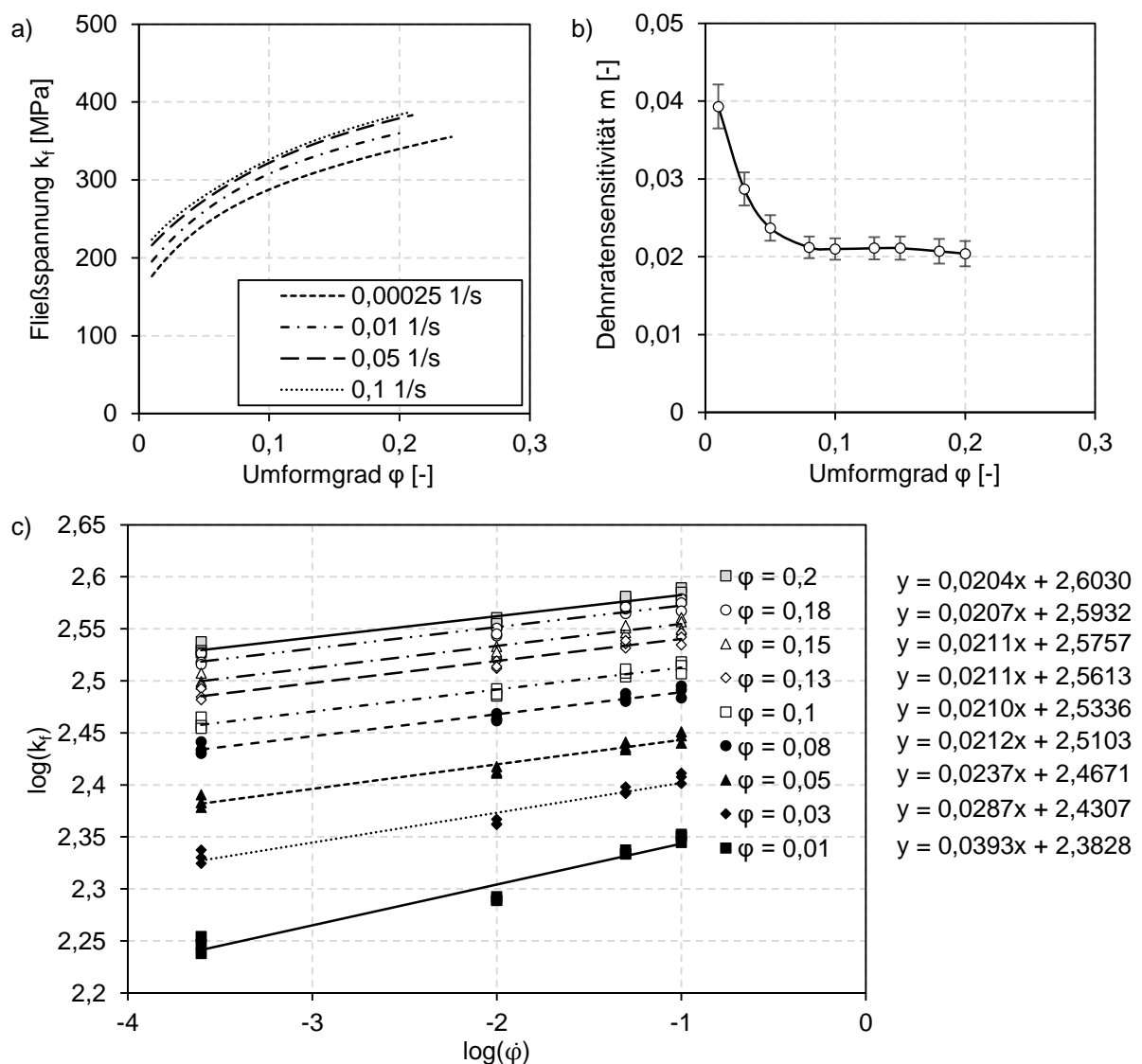


Abbildung 8.5: Zugversuch mit Längen und Breitenmessung, DX56, a) Fließkurven, b) Dehnratesensitivität, c) Bestimmung der Dehnratesensitivität bei verschiedenen Dehnungen

Duktile Werkstoffe, wie weiche Tiefziehstähle, zeigen eine deutlich höhere Bruchdehnung als Gleichmaßdehnung. Daher ist es von besonderem Interesse, das Materialverhalten jenseits des Kraftmaximums genau zu beschreiben. Mit Hilfe optischer Dehnungsmessung können Dehnungen direkt im Bereich der Dehnungslokalisierung erfasst werden. Für die Bestimmung der Dehnratensensitivität werden die Fließkurven bis zur beginnenden lokalen Einschnürung verwendet. Die lokale Einschnürung wird mithilfe der zeitlichen Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) bestimmt. Die resultierenden Fließkurven zeigen eine Verschiebung zu höheren Fließspannungen auch jenseits der Gleichmaßdehnung (Abbildung 8.6a). Der Verlauf des m -Werts jenseits der Gleichmaßdehnung bis zu einem Vergleichsumformgrad von 0,45 zeigt einen signifikant abnehmenden Trend (Abbildung 8.6b,c). Die Annahme einer konstanten Dehnratensensitivität über weite Bereiche der Dehnung ist demzufolge nicht gegeben.

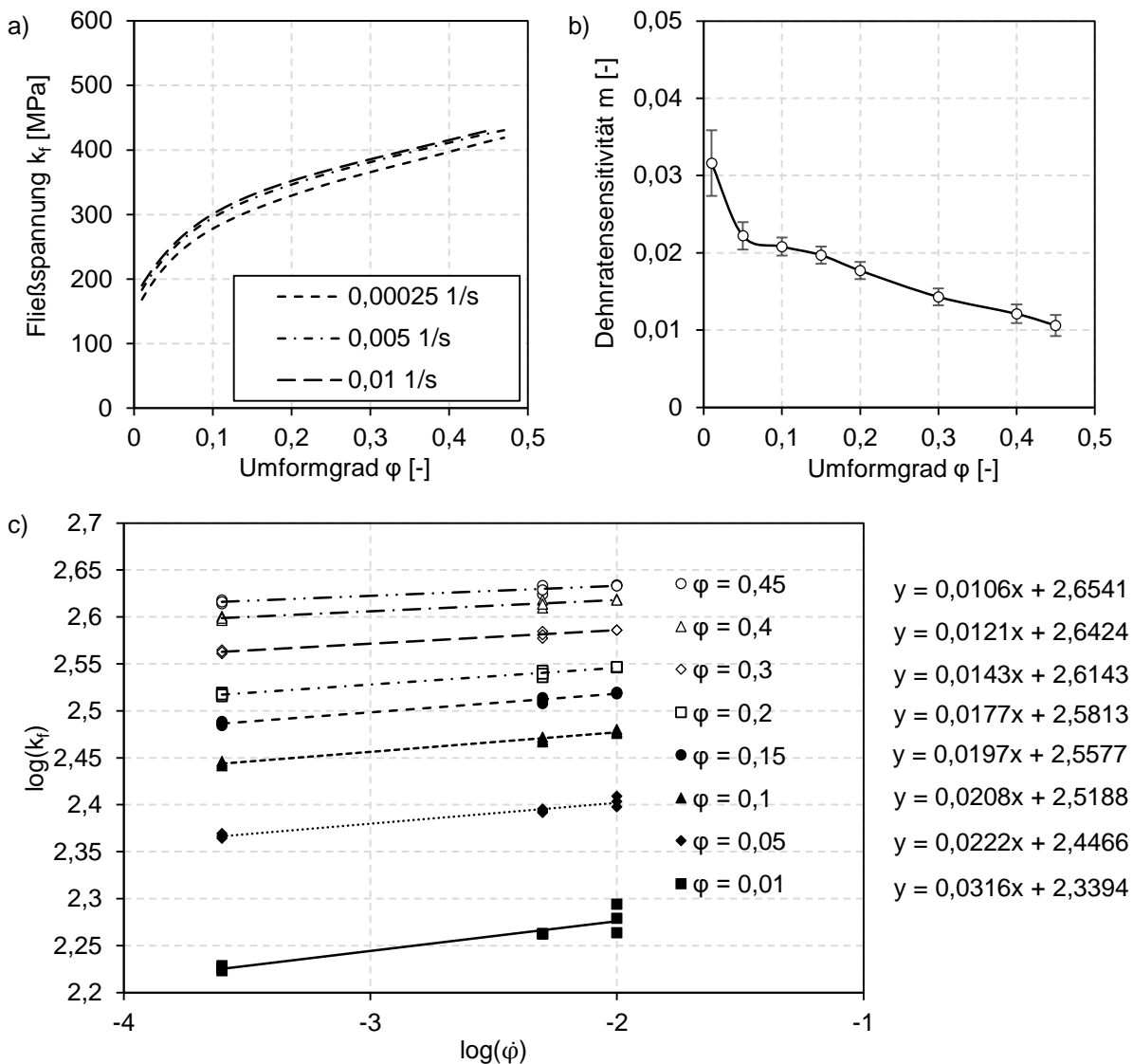


Abbildung 8.6: Zugversuch mit optischer Dehnungsmessung, DX56, a) Fließkurven, b) Dehnratensensitivität, c) Bestimmung der Dehnratenabhängigkeit bei verschiedenen Dehnungen

Mögliche Ursachen für die geringen Unterschiede des m -Werts bis zur Gleichmaßdehnung aus optischer und taktile Messmethode sind die verschiedenen Messprinzipien an sich und den damit verbundenen unterschiedlichen Dehnungsbezugsängen, die Streuung der Versuche sowie die verschiedenen Dehnraten als Stützstellen für den m -Wert.

8.2.2 Dehnratensensitivität aus dem hydraulischen Tiefungsversuch

Zur Bestimmung der Dehnratensensitivität im hydraulischen Tiefungsversuch muss die Kolbengeschwindigkeit der Blechprüfmaschine geregelt werden, so dass während der Prüfung eine konstante Dehnrade vorliegt. Hierzu ist ein Verständnis des Zusammenhangs zwischen Kolbengeschwindigkeit und Druck im Hydraulikmedium erforderlich. Durch Versuche bei verschiedenen konstanten Kolbengeschwindigkeiten und anschließender Gegenüberstellung mit im Versuch aufgetretenen Drücken konnten drei signifikante Bereiche identifiziert werden. Der erste Bereich ist gekennzeichnet durch eine Beschleunigung des Tiefungskolbens auf die geforderte Geschwindigkeit. Sobald diese erreicht ist, erfolgt ein linearer Anstieg des Druckes im zweiten Bereich. Am Ende des Versuchs erreicht der Druck ein Maximum und nimmt bis zum Riss gering ab. Durch Referenzversuche konnte ein linearer Zusammenhang zwischen der Kolbengeschwindigkeit und der Steigung des Druckes im linearen Bereich identifiziert werden. Der Verlauf des Druckes über die Versuchszeit zur Generierung konstanter Dehnraten erfolgt iterativ mit Hilfe der Simulation. Auf Basis dieses Druckverlaufs wird mit dem Zusammenhang zwischen Druckrate und Stempelgeschwindigkeit ein Geschwindigkeitsprofil erzeugt, welches in der Blechprüfmaschine hinterlegt wird. In Abbildung 8.7a sind die vorgegebenen und resultierenden Geschwindigkeitsverläufe zur Erzeugung der drei Dehnraten 0,01, 0,05 und 0,1 1/s dargestellt. Aufgrund der Trägheit des hydraulischen Systems eilt der ist-Verlauf dem soll-Verlauf hinterher. Die sich hieraus ergebenden Dehnraten sind in Abbildung 8.7b dargestellt. (Jocham,

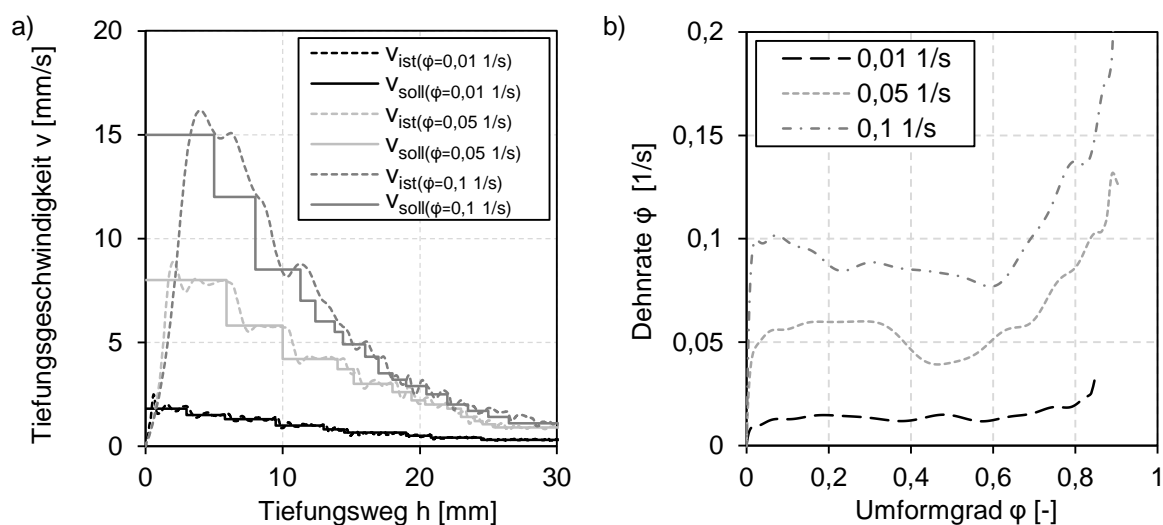


Abbildung 8.7: a) Geschwindigkeitsprofil und b) resultierende Dehnrade, DX56

Norz und Volk, 2016) Im Bereich der homogenen Umformung bis näherungsweise 0,7 Umformgrad liegen konstante Dehnraten in einem Toleranzfeld von $\pm 20\%$ (Abbildung 8.7b). Dieser Bereich wird für die Ermittlung der Dehnratensensitivität verwendet.

Die resultierenden Fließkurven zeigen eine Zunahme der Fließspannung mit steigender Dehnrates für Dehnungen im Bereich der Gleichmaßdehnung (Abbildung 8.8). Mit zunehmenden Umformgrad sinkt jedoch die Verfestigung aufgrund der Dehnrates bis schließlich eine Entfestigung eintritt. Dies führt zu einer Abnahme der Dehnratensensitivität mit steigender Umformung (Abbildung 8.8b).

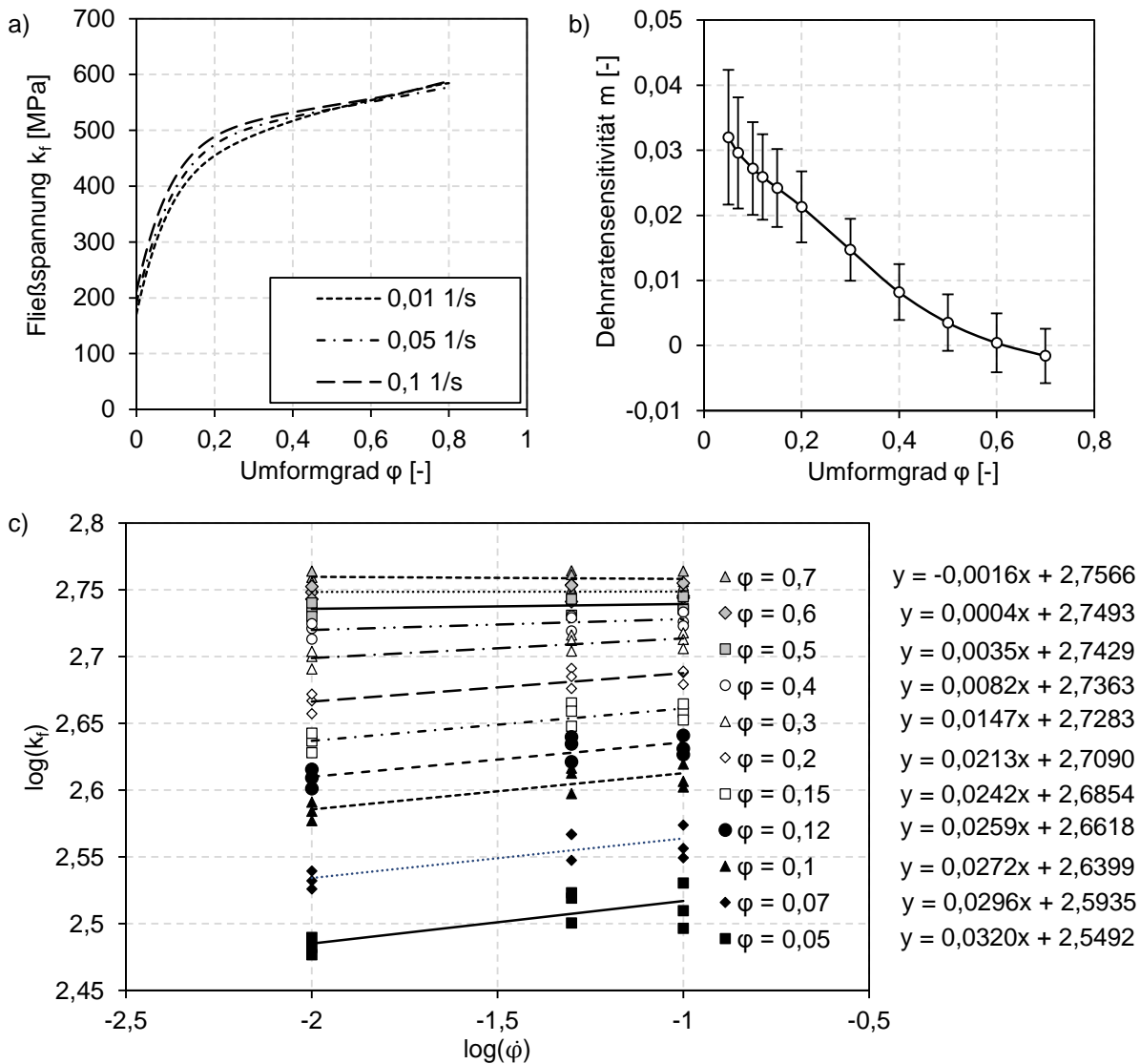


Abbildung 8.8: *Hydraulischer Tiefungsversuch mit optischer Dehnungsmessung, DX56, a) Fließkurven, b) Dehnratensensitivität, c) Bestimmung der Dehnratenabhängigkeit bei verschiedenen Dehnungen*

8.2.3 Dehnratenmodell

Der weiche Tiefziehstahl DX56 zeigt in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus wie auch dem Spannungszustand eine unterschiedlich ausgeprägte Sensitivität bezüglich der auftretenden Dehnraten. Die Sensitivität des Verfestigungsverhaltens bezüglich unterschiedlicher Dehnraten wurde im Zugversuch mit taktiler und optischer Messtechnik sowie im hydraulischen Tiefungsversuch ermittelt. Die verschiedenen Verläufe der Dehnraten sensitivität m sind in Abbildung 8.9a dargestellt. Bis zur Gleichmaßdehnung liefern die Ergebnisse aus dem Zugversuch mit taktiler sowie optischer Dehnungsmessung vergleichbare Ergebnisse. Zu Beginn der Formänderung weist die Dehnraten sensitivität Werte bis zu 0,04 auf. Sie nimmt jedoch bis zu einem Umformgrad von 0,05 schnell ab und erreicht eine gewisse Sättigung bis zur Gleichmaßdehnung. Mit größer werdendem Umformgrad jenseits der Gleichmaßdehnung sinkt die Dehnraten sensitivität signifikant ab. Die Bestimmung der Dehnraten sensitivität mit taktiler und optischer Dehnungsmessung im Zugversuch zeigen, dass die Annahme einer konstanten Dehnraten sensitivität lediglich für einen Bereich zwischen 0,05 bis A_g gegeben ist (Abbildung 8.9a).

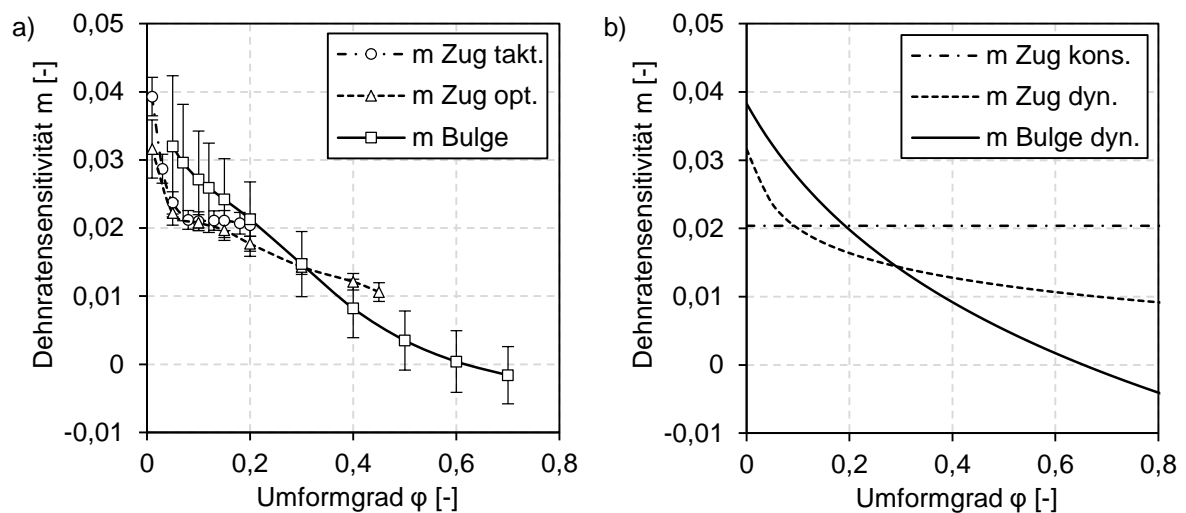


Abbildung 8.9: Dehnraten sensitivität unter verschiedenen Belastungszuständen, DX56, a) experimentelle Ergebnisse, b) mathematische Beschreibung

Die durch dehnratenkonstante hydraulische Tiefungsversuche ermittelte Dehnraten sensitivität zeigt keinen konstanten Bereich entlang des Umformgrades. Zu Beginn der Umformung im Bereich von 0,05 bis 0,25 wahrer Dehnung liegt eine höhere Dehnraten sensitivität als unter einachsiger Belastung vor. Für Dehnungen größer 0,25 fällt die Dehnraten sensitivität unter gleichmäßiger zweiachsiger Belastung stetig bis zum Versuchsende. Demzufolge liegt neben einer Abhängigkeit der Dehnraten sensitivität vom Dehnungsniveau auch eine Abhängigkeit vom Spannungszustand vor. In Abbildung 8.9b sind aufbauend auf der Datenbasis aus Abbildung 8.9a die m -Werte verschiedener Messmethoden und Spannungszustände mathematisch

beschrieben. Die Erklärung für die Beobachtungen ist, dass die Abnahme der Dehnratensensitivität mit dem verbrauchten Verfestigungsvermögen des Materials und dem Beginn des Wachstums bestehender Poren zusammenhängt. Eine weitere Erklärung liegt in der dissipierten Umformenergie aufgrund der hohen Umformgrade. Mit Zunahme der Dehnrates nimmt aufgrund der plastischen Arbeit auch die Temperatur zu. Diese Erwärmung kann zu einer Entfestigung führen. Demzufolge beinhaltet der m -Wert sowohl die Verfestigung aufgrund der Dehnrates sowie die Entfestigung aufgrund dissipierter Umformenergie.

Aufbauend auf dieser Datenbasis erfolgt eine Modellierung der Dehnratensensitivität mit Hilfe des Johnson-Cook Modells (Johnson und Cook, 1983). Der hierfür notwendige C_{J-C} -Wert kann sowohl aus den bestehenden Fließkurven als auch direkt aus dem m -Wert bestimmt werden. Der Unterschied zwischen C_{J-C} -Wert und m -Wert ist gering. Weiterhin findet für das Modell die Referenzfließkurve bestehend aus der Kombination Swift-Hockett-Sherby (Tabelle 8.3), auf Basis von Zugdaten bei 0,00025 1/s und arbeitsäquivalenter Daten aus dem hydraulischen Tiefungsversuch bei 0,2 mm/s, Anwendung.

Die berechneten Fließkurven werden im Folgenden der experimentellen Datenbasis aus Zug- und hydraulischen Tiefungsversuchen gegenübergestellt und somit validiert. Abbildung 8.10 zeigt den Vergleich zwischen der experimentellen Datenbasis aus Zugversuchen und den Dehnratenmodellen, welche auf konstanter und dynamisch abnehmender Dehnratensensitivität basieren. Die taktilen Fließkurven (Abbildung 8.10a) werden von beiden Modellen sehr gut abgebildet. Jedoch ist ersichtlich, dass für höhere Dehnungen Abweichungen zwischen den Modellen vorliegen. Die optisch ermittelten experimentellen Fließkurven (Abbildung 8.10b) werden für Dehnungen bis zur Gleichmaßdehnung von beiden Modellen gut abgebildet. Für höhere

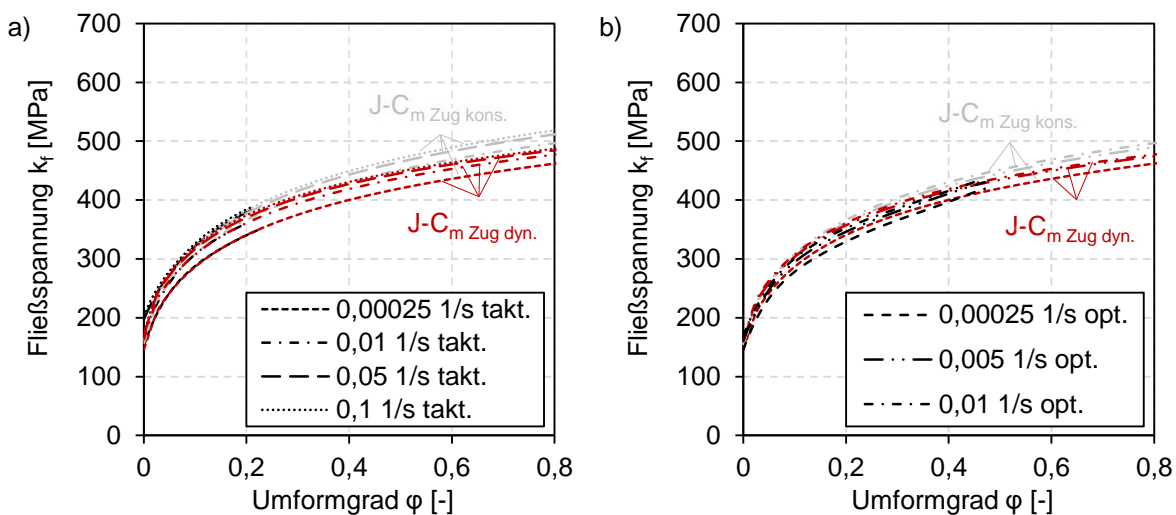


Abbildung 8.10: Fließkurven auf Basis verschiedener Dehnratenmodelle im Vergleich zu experimentellen Fließkurven aus Zugversuchen mit a) taktiler und b) optischer Dehnungsmessung, DX56

Dehnungen überschätzt das Modell mit konstanter Dehnratensensitivität die experimentelle Datenbasis. Im Gegensatz hierzu liefert das Modell mit dynamischer Dehnratensensitivität eine gute Übereinstimmung.

In Abbildung 8.11 sind die verschiedenen Modelle den experimentellen Daten aus dem hydraulischen Tiefungsversuch gegenübergestellt. Im Vergleich zu den experimentellen Fließkurven aus dem hydraulischen Tiefungsversuch zeigt das Dehnratenmodell mit konstanter Dehnratensensitivität aus Zugversuchen eine deutliche Überschätzung der Fließspannung ab einem Umformgrad von 0,2. Die Verwendung einer vom Umformgrad abhängigen Dehnratensensitivität führt zu einer besseren Übereinstimmung mit der experimentellen Fließkurvenschar. Die Verwendung einer im Zugversuch mit optischer Dehnungsmessung erfassten Dehnratensensitivität resultiert in einer Überschätzung der experimentellen Daten. Das Modell auf Basis der Dehnratensensitivität aus dem hydraulischen Tiefungsversuch führt zu einer Unterschätzung der Fließspannung. Diese Abweichung der theoretischen Fließkurven liegt zum einen in der Tatsache, dass die quasistatische Dehnrade im hydraulischen Tiefungsversuch mit einer konstanten Geschwindigkeit des Tiefungskolbens von 0,2 mm/s abgebildet wird. Zum anderen ist diese Fließkurve bei 0,2 mm/s nicht Bestandteil der Datenbasis zur Bestimmung der Dehnratensensitivität unter gleichmäßiger zweiachsiger Belastung, sie dient jedoch als Referenz im Dehnratenmodell. Weiterhin wird für die Transformation der Fließkurven vom einachsigen Spannungszustand zum biaxialen Spannungszustand ein konstantes biaxiales Spannungsverhältnis, welches bei der Gleichmaßdehnung bestimmt wird, verwendet. Eine Bestimmung des biaxialen Spannungsverhältnisses im Bereich von 0,4 bis 0,8 ist aufgrund der lokalen Einschnürung im Zugversuch nicht möglich.

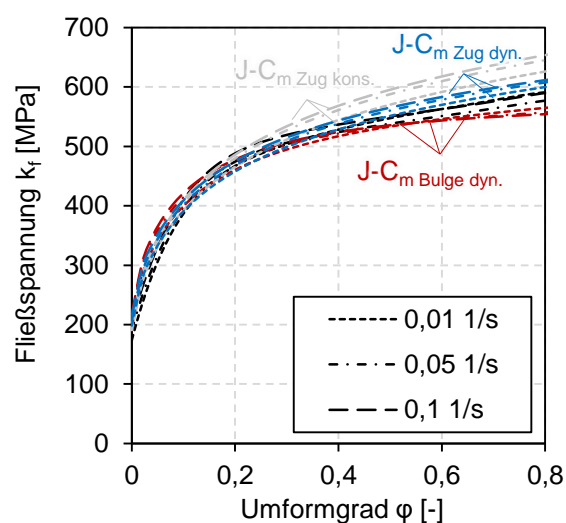


Abbildung 8.11: Fließkurven auf Basis verschiedener Dehnratenmodelle im Vergleich zu experimentellen Fließkurven aus dem hydraulischen Tiefungsversuch, DX56

Neben dem Abgleich mit experimentell ermittelten Fließkurven können die Dehnratenmodelle durch Simulation validiert werden (Abbildung 8.12). Hierzu wird zuerst das verwendete Materialmodell, bestehend aus Fließortbeschreibung, Extrapolationsansatz und elastischen Kenngrößen, durch Simulation des quasistatischen Falls validiert. Der verwendete Fließort Barlat00 mit Exponent M6 sowie der Fließkurvenextrapolationsansatz nach Kombination Swift-Hockett-Sherby führen zu einer guten Übereinstimmung mit der experimentell ermittelten quasistatischen Fließkurve aus dem hydraulischen Tiefungsversuch.

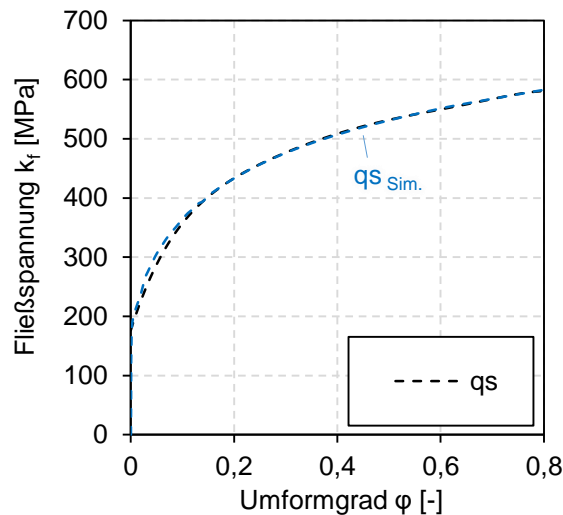


Abbildung 8.12: Vergleich experimenteller und simulativer quasistatischer Fließkurven aus dem hydraulischen Tiefungsversuch, DX56

Für die Validierung der Dehnratenmodelle wird der hydraulische Tiefungsversuch mit einer soll-Dehnrates von 0,1 1/s in der Simulation abgebildet. Neben den identischen geometrischen Abmessungen der Werkzeuge wird der Druck mittels einer Funktion auf den nicht geklemmten Bereich der Probe aufgebracht. Die Druck-Zeit Kurve entspricht der im Experiment resultierenden Kurve für eine Dehnrates von 0,1 1/s. Als Fließort wird das Modell Barlat00 mit dem Exponenten M6 sowie M2 verwendet. Die Dehnratesensitivität wird durch Verwendung verschiedener Dehnratesmodelle variiert. Als Ergebnisgrößen werden die maximale Polhöhe und der maximale Umformgrad den experimentellen Größen in Abbildung 8.13 gegenübergestellt. Im Vergleich zum Experiment (Abbildung 8.13a) zeigt die Simulation mit konstanter Dehnratesensitivität (Abbildung 8.13b) eine deutliche Unterschätzung der Polhöhe bei lediglich der Hälfte des Umformgrads. Bei der Verwendung der dynamischen Dehnratesensitivität aus Zugdaten wird eine deutlich höhere Ziehtiefe erreicht, jedoch liegt der Umformgrad deutlich unterhalb jenem aus dem Experiment (Abbildung 8.13c). Die Simulation mittels dehnungsabhängiger Dehnratesensitivität aus dem hydraulischen Tiefungsversuch (Abbildung 8.13d) und dem

Fließort Barlat00 M6 führt im Vergleich zu Abbildung 8.13c zu höheren Dehnungen bei näherungsweise gleicher Polhöhe. Dies ist auf die bereits eintretende Lokalisierung der Dehnungen bei Verwendung einer, im Vergleich zu Abbildung 8.13c, mit steigender Umformung stärker sinkenden Dehnratensensitivität zurückzuführen.

Durch Reduzierung des Exponenten des Fließorts Barlat00 auf M2 tritt die Lokalisierung später ein, wodurch eine Polhöhe vergleichbar mit dem Versuch bei höheren Dehnungen erzielt wird (Abbildung 8.13e). Diese Abhängigkeit der Ergebnisgrößen vom Fließort lässt sich auch bei Verwendung der Fließkurve, welche aus dem Experiment bei Dehnrate von 0,1 1/s resultiert, feststellen (Abbildung 8.13f,g). Die Verwendung der Fließkurve aus dem Experiment in Verbindung mit dem Fließort Barlat00 M2 bildet die experimentellen Größen sehr gut ab (Abbildung 8.13g).

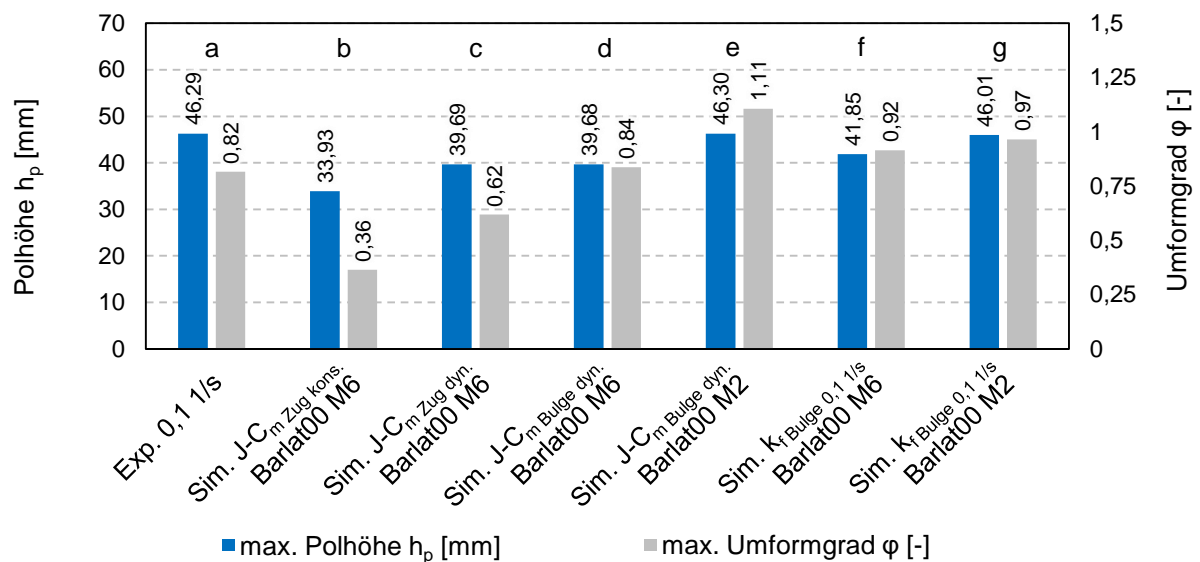


Abbildung 8.13: Maximale Polhöhe und Umformgrad aus Experiment und Simulation des hydraulischen Tiefungsversuchs mit verschiedenen Fließkurvenmodellen unter Verwendung des experimentellen Druckverlaufs für Zieldehnrate 0,1 1/s DX56

Neben den absoluten Werten der Polhöhe sowie des Umformgrades ist in Abbildung 8.14 die Polhöhe über den Druck für die bereits in Abbildung 8.13a-g diskutierten Modelle dargestellt. Hier wird ersichtlich, dass die Polhöhe zum Ende des Versuchs bei geringem Anstieg des Druckes stark zunimmt. Dies ist auf eine abnehmende Verfestigungskurve des Materials für zunehmende Dehnungen zurückzuführen. Bei Verwendung der konstanten und dynamischen Dehnratensensitivität auf Basis der Daten aus dem Zugversuch, reicht der Druck nicht aus, die im Experiment resultierende Polhöhe zu erreichen. Wie erwartet liefern diejenigen Simulationen die beste Übereinstimmung hinsichtlich der Polhöhe, die zum einen die Dehnratensensitivität aus den hydraulischen Tiefungsversuchen berücksichtigen (Abbildung 8.14e) oder zum anderen die direkt aus dem Experiment gemessene Fließkurve verwenden (Abbildung 8.14g).

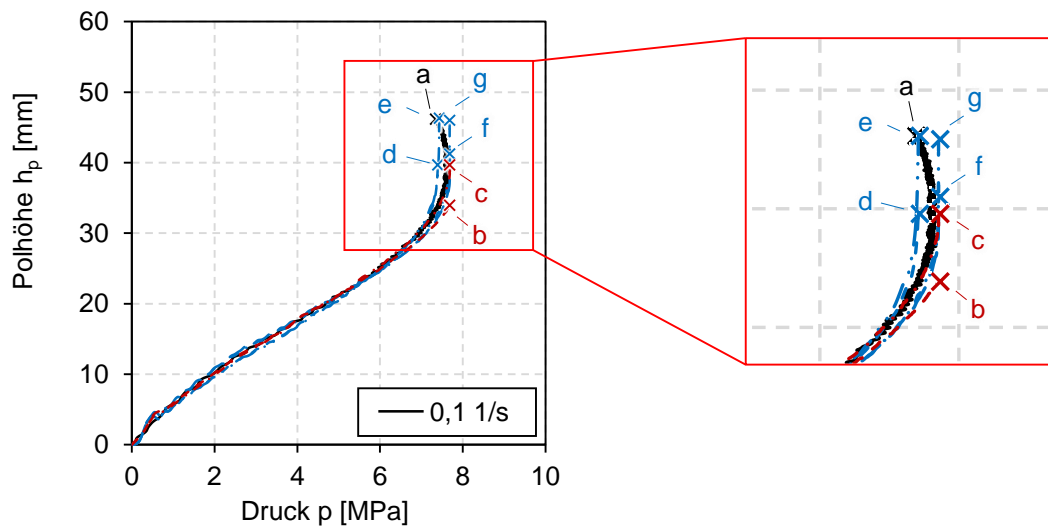


Abbildung 8.14: Maximale Polhöhe über Druck aus Experiment und Simulation des hydraulischen Tiefungsversuchs mit verschiedenen Fließkurvenmodellen unter Verwendung des experimentellen Druckverlaufs für soll-Dehnrates 0,1 1/s, DX56

Die gemessene Abhängigkeit der Dehnratesensitivität vom Dehnungsniveau und Spannungszustand hat einen großen Einfluss auf das Ergebnis von Umformsimulationen. Für eine genaue Abbildung des Verfestigungsverhaltens in Form von Modellen müssen diese Abhängigkeiten berücksichtigt werden. Im Ansatz nach Johnson-Cook (1983) kann eine dehnungsabhängige Dehnratesensitivität verwendet werden. Die Abhängigkeit der Dehnratesensitivität vom Spannungszustand wird mittels eines Kombinationsfaktors der Ergebnisse aus Zug- und hydraulischen Tiefungsversuchen berücksichtigt. Aufgrund fehlender Stützstellen der Dehnratesensitivität zwischen einachsigen und zweiachsigen Spannungszustand wird ein linearer Zusammenhang wie folgt angenommen.

$$k_f \left(\varphi, \dot{\varphi}, \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right) = k_{f0}(\varphi) + k_{f0}(\varphi) \left[\left(1 - \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right) \left(m_{Zug}(\varphi) \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_0} \right) \right) + \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right) \left(m_{Bulge}(\varphi) \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_0} \right) \right) \right] \quad 8.2$$

In Abbildung 8.15 sind Verläufe der Dehnratesensitivität bei verschiedenen Belastungszuständen für die Stahl- und Aluminiumwerkstoffe aufgeführt. Hierbei ist ersichtlich, dass die weichen Tiefziehstähle ein vergleichbares Verhalten bei unterschiedlichen absoluten Werten aufweisen. Die Dehnratesensitivität sinkt mit steigendem Umformgrad und ist abhängig vom Spannungszustand. Der Dualphasenstahl DP800 zeigt unter Zug- als auch unter gleichmäßig zweiachsiger Belastung eine geringe Dehnratesensitivität auf ähnlichen Niveau.

Die Aluminiumlegierung AW-6016 weist unter einachsiger Belastung eine geringe positive und bei gleichmäßig zweiachsigen Spannungszustand eine geringe negative Dehnratensensitivität auf. Für die Aluminiumlegierung AW-5182 wurden lediglich Zugversuche mit taktiler Dehnungsmessung durchgeführt, da sich aufgrund der auftretenden Fließfiguren der Ort der maximalen Dehnung während des Versuchs mehrfach ändert und somit der Bereich der Einschnürung nicht kontinuierlich im Bildausschnitt des Kamerasystems enthalten ist. Hydraulische Tiefungsversuche konnten aufgrund von Verfügbarkeit des Materials nicht durchgeführt werden. Unter Zugbelastung zeigt AW-5182 eine hohe negative Dehnratensensitivität im Bereich der Gleichmaßdehnung.

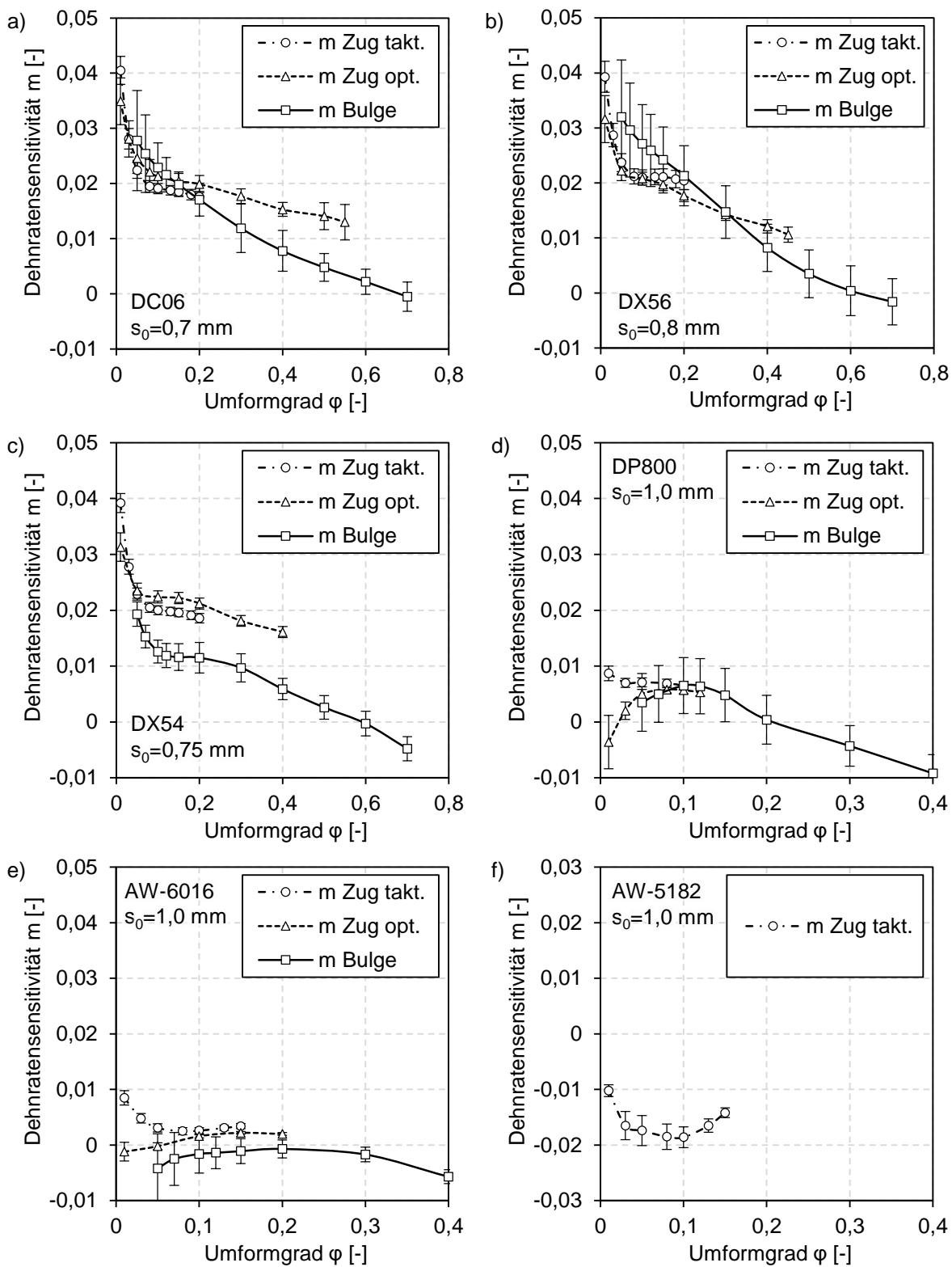


Abbildung 8.15: Experimentell ermittelte Dehnratensensitivität unter verschiedenen Belastungszuständen und Dehnungsniveaus a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182

In Abbildung 8.16 sind die mathematischen Modelle auf Basis der experimentell ermittelten Dehnratensensitivitäten unter verschiedenen Belastungszuständen abgebildet.

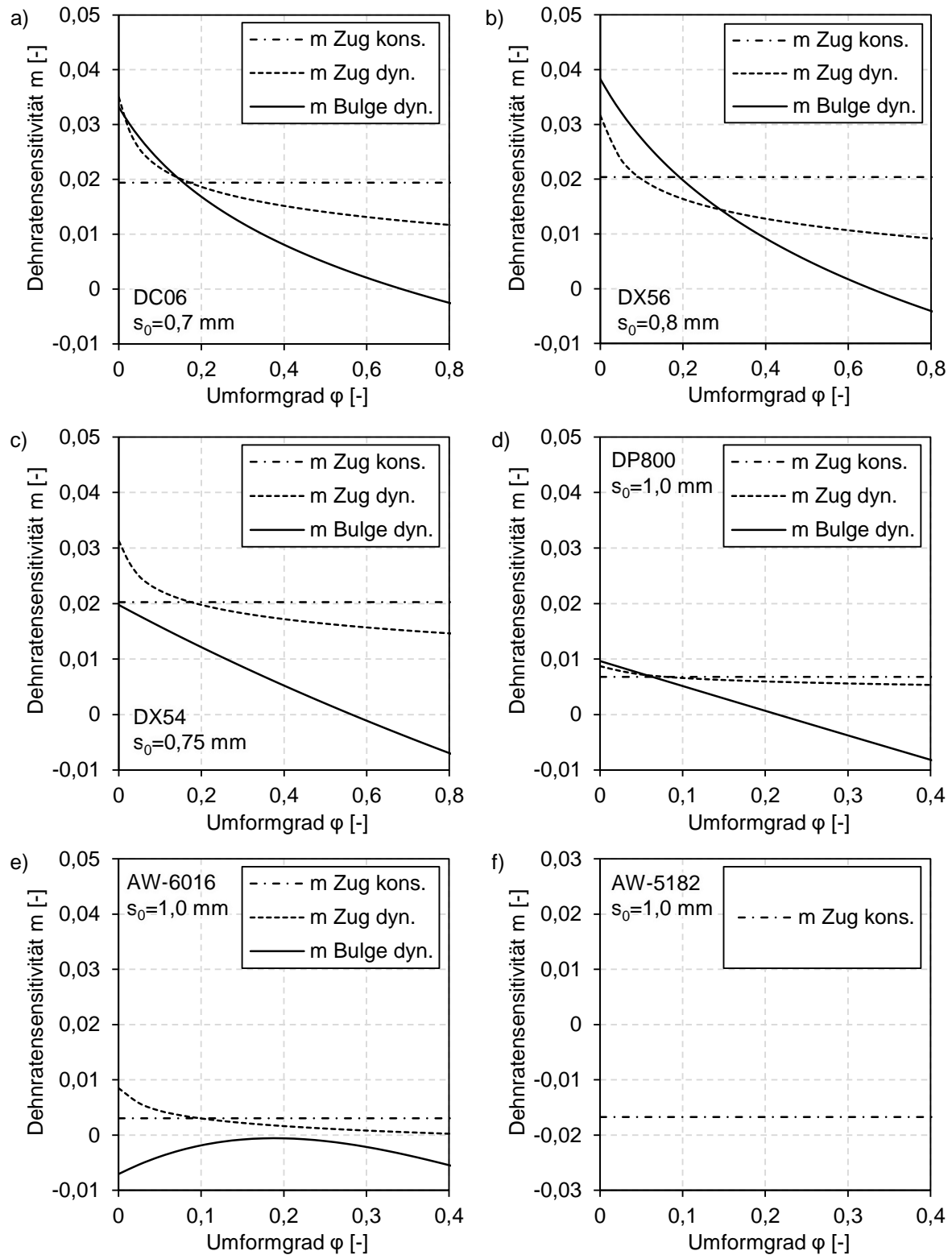


Abbildung 8.16: Modelle zur Beschreibung der experimentell ermittelten Dehnratensensitivität unter verschiedenen Belastungszuständen und Dehnungsniveaus a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182

8.2.4 Anisotropie in Abhängigkeit des Dehnungsniveaus

Neben der Abhängigkeit der Dehnratensensitivität vom Dehnungsniveau werden in Zugversuchen mit optischer Dehnungsmessung die r -Werte in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung für Dehnungen jenseits der Gleichmaßdehnung bestimmt. Die r -Werte beim Einsatz optischer Messtechnik werden aus den Längen- und Breitenformänderungen und unter Berücksichtigung der Volumenkonstanz wie folgt ermittelt.

$$r = \frac{\varphi_b}{\varphi_s} = - \frac{\frac{\varphi_b}{\varphi_l}}{1 + \frac{\varphi_b}{\varphi_l}} \quad 8.3$$

Hierzu werden die Dehnungen in Längs- und Querrichtung der Punkte innerhalb der Einschnürzone senkrecht zur Zugrichtung betrachtet. Die Formänderung wird direkt in der Einschnürzone für die Ermittlung des r -Werts herangezogen, wohingegen bei Zugversuchen mit taktilen Messsystemen die Dehnungen über einen größeren Bereich ermittelt werden. Die Anfangsmesslänge der Längenänderungsaufnehmer entspricht 80 mm. Die Breitenänderung wird entlang der Probe über einen Bereich von 35 mm taktil erfasst. In Tabelle 8.1 sind die r -Werte in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung gemittelt zwischen 8 und 12 % technischer Dehnung für beide Messmethoden gegenübergestellt.

Tabelle 8.4: r -Werte aus dem Zugversuch bei quasistatischer Dehnrate 0,00025 1/s mit taktiler und optischer Dehnungsmessung

Werkstoff		$r_{0^\circ, 8-12\%}$ [-]	$r_{45^\circ, 8-12\%}$ [-]	$r_{90^\circ, 8-12\%}$ [-]	$r_{m, 8-12\%}$ [-]
DC06	takt.	1,980	2,231	2,537	2,245
	opt.	1,731	2,006	2,321	2,016
DX56	takt.	2,543	1,730	2,525	2,132
	opt.	2,329	1,603	2,270	1,952
DX54	takt.	2,161	1,610	2,438	1,954
	opt.	2,076	1,563	2,223	1,856
DP800	takt.	0,838	1,020	0,938	0,954
	opt.	0,803	0,950	0,850	0,888
AW-6016	takt.	0,784	0,457	0,693	0,598
	opt.	0,765	0,456	0,666	0,585
AW-5182	takt.	0,773	0,702	0,700	0,719
	opt.	0,757	0,645	0,680	0,682

Die in Tabelle 8.1 aufgeführten geringfügig unterschiedlichen r -Werte aus Zugversuchen mit taktiler und optischer Dehnungsmessung bei quasistatischen Versuchsbedingungen sind unter

anderem auf die unterschiedliche örtliche Auflösung zurückzuführen. Lokal aufgelöste Dehnungen liefern im Bereich der homogenen Verformung niedrigere r -Werte als mit taktilen Messmitteln. Vogl (2003) beschreibt diese Abweichung mit der Nichtberücksichtigung lokaler Eigenschaftsunterschiede durch die taktile Messung. Diese Argumentation wird auch von Merklein und Gödel (2009) vertreten. Die Abweichungen können neben dem Messprinzip auch in der verwendeten Auswertesoftware sowie der versuchsbedingten Streuung an sich begründet sein. Bei der optischen Dehnungsmessung erfolgt die Auswertung mittels der Software Aramis, wohingegen bei der taktilen Messung testXpert II verwendet wurde. Die versuchsbedingte Streuung resultiert daraus, dass für die Versuche mit optischer und taktiler Dehnungsmessung jeweils drei unterschiedliche Einzelproben verwendet wurden.

Die r -Werte in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung nehmen mit steigendem Umformgrad ab (Abbildung 8.17). Dieses Verhalten ist in einer Veränderung der Textur während des Umformprozesses begründet. Vogl (2003) beschreibt dieses besonders bei Tiefziehstählen mit hoher Anisotropie ausgeprägte Verhalten durch Veränderung der Kornform. Zu Beginn der Umformung ist der Korndurchmesser aufgrund des Walzprozesses in Breitenrichtung größer als in Dickenrichtung. Bei einer einachsigen Belastung in Längsrichtung erfolgt eine bevorzugte Verformung der Breitenrichtung. Mit stetiger Verringerung des Korndurchmessers in Breitenrichtung gleichen sich die Korndurchmesser aus Breite und Dicke an. Die Anisotropie wird mit zunehmender Umformung geringer.

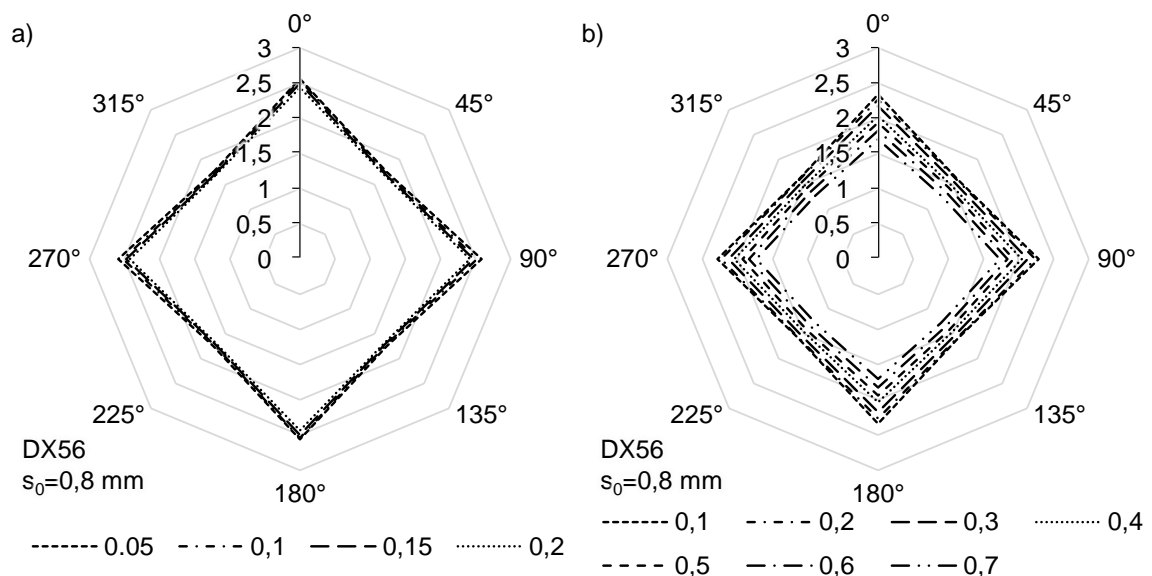


Abbildung 8.17: Anisotropie in Abhängigkeit des Umformgrades, DX56, a) taktile und b) optische Dehnungsmessung

In Abbildung 8.18 ist die Anisotropie der verschiedenen Stahl- und Aluminiumwerkstoffe dargestellt. Es ist ersichtlich, dass je höher die Anisotropie zu Beginn der Umformung ist, desto stärker wird diese mit steigendem Umformgrad verringert. Die weichen Tiefziehstähle DC06, DX56 und DX54 zeigen im Vergleich zu den Werkstoffen mit anfänglich geringeren r -Werten eine signifikante Verringerung der Anisotropie.

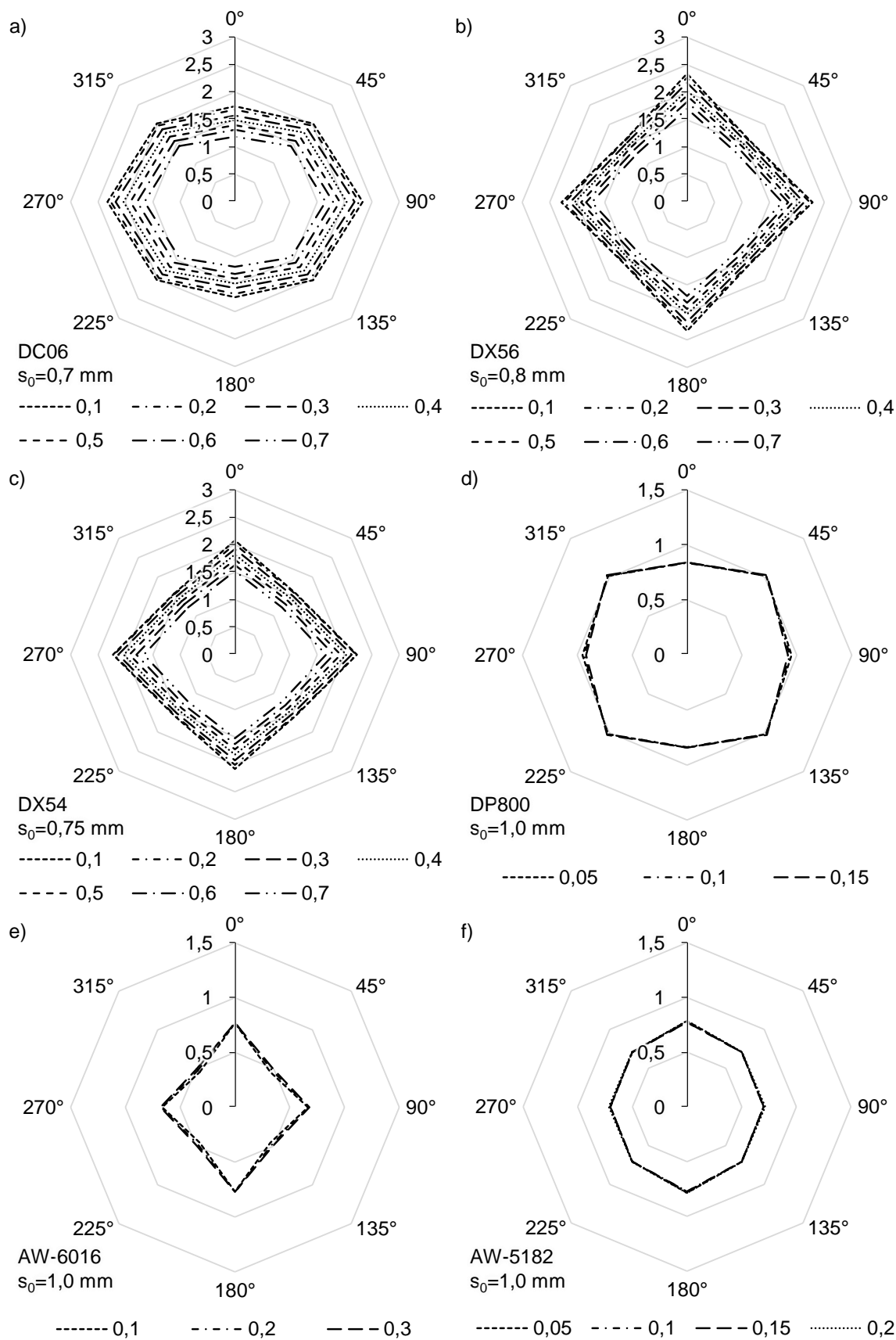


Abbildung 8.18: r -Werte in Abhängigkeit vom Umformgrad, a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182

8.3 Ermittlung der Grenzformänderung

8.3.1 Schnittlinienmethode und zeitliche Auswertemethode

Die Nakajima Versuche zur Bestimmung der Grenzformänderungen der verschiedenen Stahl- und Aluminiumwerkstoffe werden mit den im Versuchsprogramm (Tabelle 6.4) zusammengefassten Parametern durchgeführt. Die Auswertung erfolgt sowohl auf Basis der Schnittlinienmethode nach DIN ISO 12004-2 (2008) sowie der zeitlichen Auswertemethode nach Volk und Hora (2011). Die resultierenden Grenzformänderungskurven zeigen die erwartete Ausprägung für die jeweiligen Werkstoffklassen. Die weichen Tiefziehstähle weisen ein hohes Grenzformänderungsvermögen auf. Unter ebener Dehnung treten Hauptumformgrade ab 0,4 auf. Weiterhin werden unter annähernd einachsiger Belastung Grenzformänderungen mit einem Formänderungsverhältnis bis zu $\beta = -0,5$ erreicht, wohingegen der Dualphasenstahl DP800 sowie die beiden Aluminiumlegierungen AW-6016 und AW-5182 lediglich ein $\beta = -0,25$ und Hauptumformgrade unter ebener Dehnung von 0,18 bis 0,22 aufweisen. Der kleinere Bereich der erreichbaren Formänderungsverhältnisse, in dem sich die Grenzformänderungskurve aufspannt, basiert auf der geringeren Anisotropie (Tisza und Kovacs, 2012). Die Geradenfit- sowie die Schnittlinienmethode führen zu unterschiedlichen Grenzformänderungskurven je Werkstoff. Die Auswertung, basierend auf dem zeitlichen Verlauf des Dehnungsfeldes, führt aufgrund einer lokalen Betrachtung zu höheren Grenzformänderungen, wohingegen aufgrund der Bestimmung mit Hilfe der inversen Parabel bei der Schnittlinienmethode geringere Grenzdehnungen ermittelt werden. Lediglich bei der Aluminiumlegierung AW-5182 führen beide Methoden zu Grenzformänderungskurven auf ähnlichem Niveau, da diese Legierung einen kleinen Dehnungsbereich vom Beginn der diffusen Einschnürung bis hin zur Bruchdehnung ($A_g = 24,3 \%$, $A_{80} = 27,9 \%$) aufweist. Neben der unterschiedlichen Ausprägung der Grenzformänderungskurven verschiedener Werkstoffe und deren Lage, weisen die Werkstoffe eine unterschiedlich große Streuung der Einzelversuche auf.

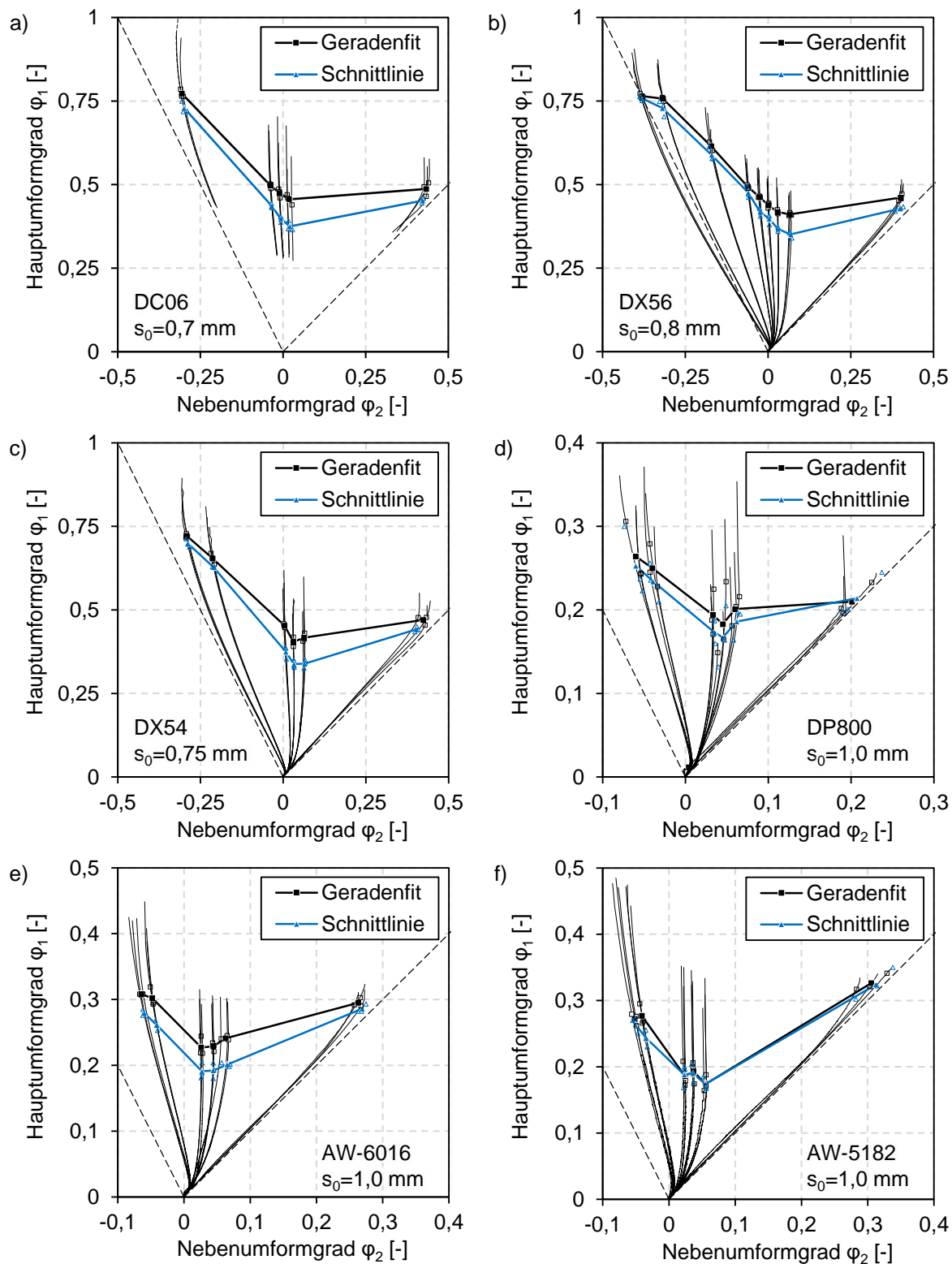
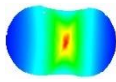



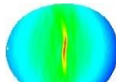
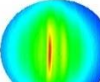
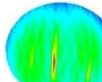
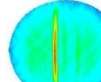
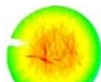





Abbildung 8.19: Grenzformänderungskurven, Stützpunkte und Dehnpfade, a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182

Die Versuche der weichen Tiefziehstähle sowie der Legierung AW-6016 sind mit beiden Auswertemethoden problemlos auswertbar und die Streuung der Grenzformänderungen innerhalb einer Probenbreite ist sehr gering. Konträr hierzu verhalten sich die Versuche des Dualphasenstahls sowie der kaltaushärtbaren Aluminiumlegierung AW-5182 für beide Auswertemethoden. Bei beiden Werkstoffen liegt eine sehr hohe Streuung der Grenzformänderungen einzelner Wiederholungen vor, welche im Falle des Dualphasenstahls auf dem heterogenen Gefüge und bei AW-5182 auf das Vorhandensein von Fließfiguren basiert. Diese Effekte führen zum Auftreten mehrerer Einschnürzonen. Die zeitliche Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) ist in diesen Fällen durch die lokale Betrachtung der Dehnungen in der Einschnürzone uneingeschränkt anwendbar. Die Anwendung der Schnittlinienmethode ist beim Auftreten mehrerer Einschnürzonen nicht mehr zulässig, da die Grundidee der Methode, welche auf der Nachbildung der Dehnungsverteilung zum Zeitpunkt der Instabilität durch Fitten einer inversen Parabel basiert, nicht mehr erfüllt ist. Die Anwendung der Schnittlinienmethode führt jedoch auch bei mehreren Einschnürzonen zu einem Ergebnis, die Plausibilität der Ergebnisse müssen vom Prüfer eingeschätzt werden. Die zulässigen Anwendungsfelder der Schnittlinienmethode in Abhängigkeit der Ausprägung des Dehnungsfeldes sind in Tabelle 8.5 dargestellt.

Tabelle 8.5: Dehnungsverteilung ein Bild vor Riss der verschiedenen Werkstoffklassen und zulässige Anwendungsfelder der Schnittlinienmethode

	DX54	DP800	AW-6016	AW-5182
S050	 ✓	 ✓	 ✓	 ✗
S120	 ✓	 ✗	 ✓	 ✗
Vollprobe	 ✓	 ✗	 ✓	 ✗
✓	Schnittlinienmethode (ISO 12004-2) anwendbar			
✗	Schnittlinienmethode (ISO 12004-2) nicht anwendbar			

8.3.2 Sensitivitätsanalyse der Parameter der zeitlichen Auswertemethode

Abhängig von der Wahl der Auswertemethode, beziehungsweise der zeitlichen oder örtlichen Betrachtung des Dehnungsfeldes, resultieren bei gleichen experimentellen Daten unterschiedliche Grenzformänderungen.

Weiterhin ergeben sich Unterschiede bei verschiedenen Parametern für den Fit der inversen Parabel beziehungsweise der Geraden. Im Folgenden werden die Parameter, welche den größten Einfluss auf das Ergebnis der zeitlichen Auswertemethode haben, diskutiert. Die örtliche Auflösung des Dehnungsfeldes basiert auf der gewählten Facettengröße in Kombination mit dem Facettenabstand, welcher die Überlappung der einzelnen Facetten beschreibt. Eine höhere örtliche Auflösung resultiert folglich in höheren Grenzformänderungen. Die Wahl der örtlichen Auflösung beeinflusst die Ergebnisse der Geradenfit- und Schnittlinienmethode. Demzufolge ist die Angabe der Dehnungsbezugsgröße, bestehend aus Facettengröße und Facettenabstand, beim Vergleich von Grenzformänderungskurven verschiedener Labore zwingend erforderlich.

Weitere Einflüsse auf das Ergebnis stellen die zeitliche Auflösung des Versuchs und die Verwendung der Auswerteparameter dar. Zum einen ergeben sich durch verschieden gewählte Frequenzen unterschiedliche Bilder vor Riss, zum anderen resultieren unterschiedliche Interpolationspunkte zur Ermittlung der Grenzdehnungen bei gleichem Instabilitätszeitpunkt. Die Auswerteparameter, bestehend aus dem Auswertebereich (4 bis 0 mm Stempelhub vor Riss) und den Bereichen für stabilen Geradenfit (4 bis 2 mm Stempelhub vor Riss) und instabilen Geradenfit (0,2 bis 0 mm Stempelhub vor Riss), müssen durch eine bezogen auf die Messfrequenz skalierte Anzahl an Bildern beibehalten werden (Tabelle 8.6).

Tabelle 8.6: Skalierung der Auswerteparameter in Abhängigkeit der Messfrequenz

Frequenz [Hz]	Auswertebereich in Bildern [-]	Bilder für stabilen Geradenfit [-]	Bilder für instabilen Geradenfit [-]
10	40	20	3
20	80	40	5
40	160	80	9

Durch eine geringere zeitliche Auflösung bei kleineren Messfrequenzen kann es im Vergleich zu einer höheren Messfrequenz zu einer Verschiebung des zeitlichen Auswertebereichs kommen. Dies ist beim Vergleich der beiden Frequenzen 10 und 40 Hz immer dann der Fall, wenn sich die Anzahl der Bilder nicht ganzzahlig durch vierteilen lässt. In Abbildung 8.20 ist die Aufnahme eines Versuchs mit drei verschiedenen Aufnahmefrequenzen dargestellt. Unter der Annahme, dass die zur Verfügung stehende Bilderanzahl ein ganzzahliges Vielfaches von Vier ist (Abbildung 8.20a), führen alle drei Aufnahmefrequenzen zu einem vergleichbaren Versagenszeitpunkt. Ist dem jedoch nicht der Fall (Abbildung 8.20a,b, Riss 2), werden unterschiedliche Instabilitätszeitpunkte und somit Grenzformänderungen ermittelt.

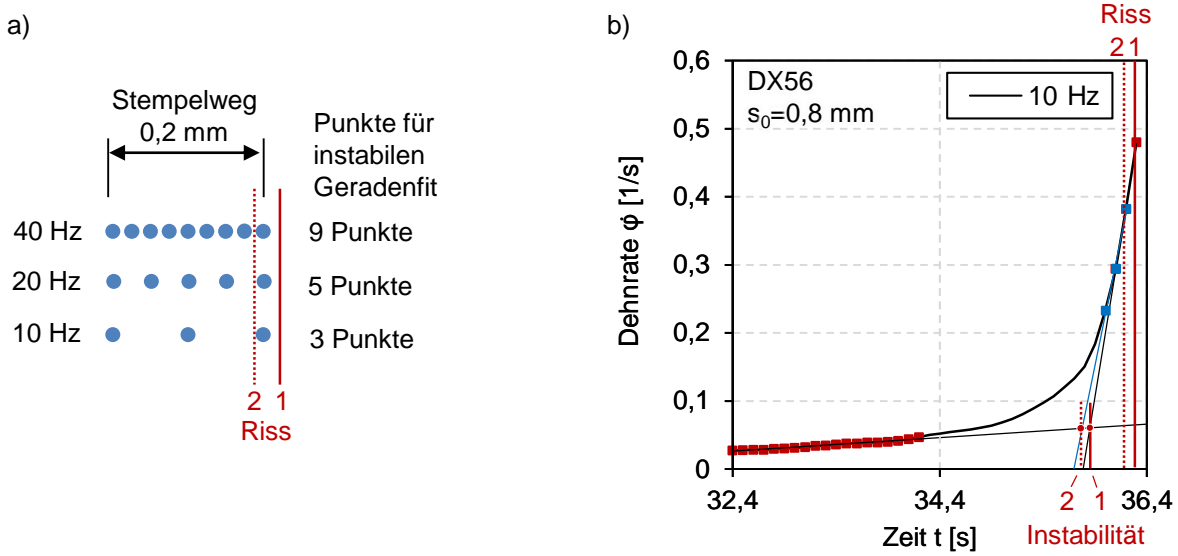


Abbildung 8.20: Skalierung der Messfrequenz, a) zeitliche Lage des Bildes zum Riss, b) Auswirkung auf zeitliche Auswertemethode

Der quantitative Einfluss der Messfrequenz, bei gleichzeitiger Skalierung der Auswerteparameter, wurde anhand einer Reduzierung der zur Verfügung stehenden Bilder auf 20 und 10 Hz untersucht. Abbildung 8.21 zeigt die prozentuale Abweichung der Hauptformänderung zwischen 40 und 10 Hz der einzelnen Versuche sowie jeweils über drei Wiederholungen gemittelt. Eine Reduzierung der Messfrequenz führt zu einer Verringerung der Hauptformänderung über alle Werkstoffklassen in einer Größenordnung im Mittel von 1 bis 2 %. Einzelversuche zeigen innerhalb einer Probenform eine hohe Schwankung, welche auf die zeitliche Auflösung des instabilen Bereichs zurückzuführen ist.

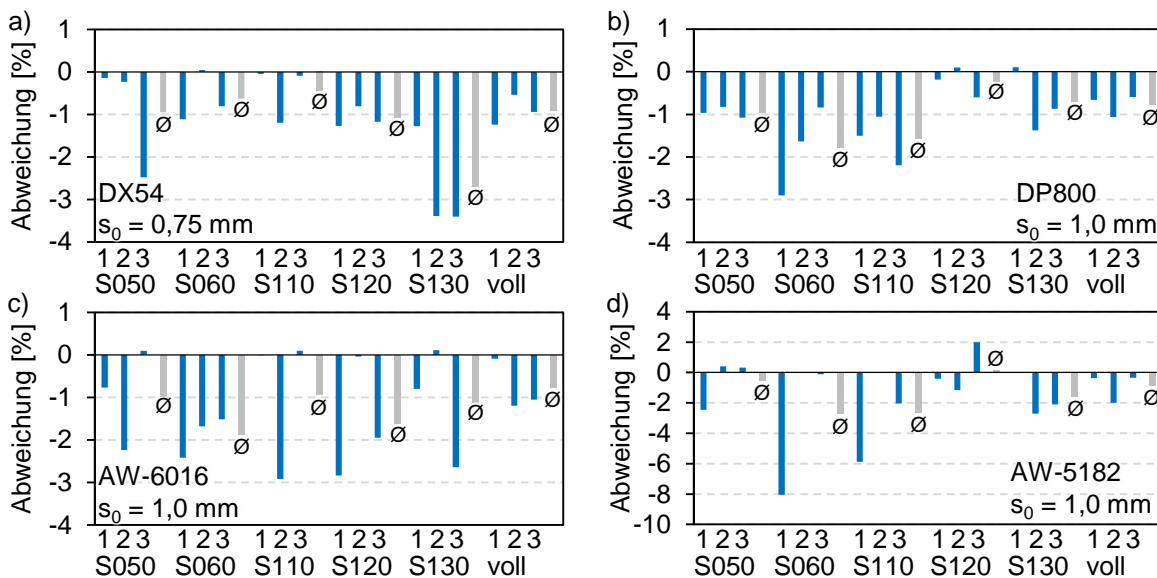


Abbildung 8.21: Abweichung der Hauptformänderung bei einer Messfrequenz von 10 Hz im Vergleich zu 40 Hz, a) DX54, b) DP800, c) AW-6016, d) AW-5182

In Kombination mit der zeitlichen Auflösung legt die Identifikation des letzten Bildes vor Riss (BvR) den Auswertebereich der zeitlichen Auswertemethode fest. Die Wahl des letzten Rissbildes ist nicht immer eindeutig möglich und führt, je nach Wahl des Prüfers, zu einer Verschiebung des Instabilitätszeitpunkts und somit zu verschiedenen resultierenden Grenzformänderungen. Am Beispiel des Tiefziehstahls DX54 wird die Auswirkung auf die Hauptformänderung bei unterschiedlicher Wahl des Rissbildes bei einer Messfrequenz von 10 Hz in Abbildung 8.22 verdeutlicht. Hierbei entspricht ein Bild einem Stempelhub von 0,1 mm. Wird ein Bild früher statt das als Bild vor Riss identifizierte Bild gewählt, reduziert sich die Hauptformänderung in einem Bereich von 2 bis 4 %. Wird ein weiteres Bild früher gewählt, ergeben sich bei gleichen Auswerteparametern 4 bis 7 % geringere Hauptformänderungen.

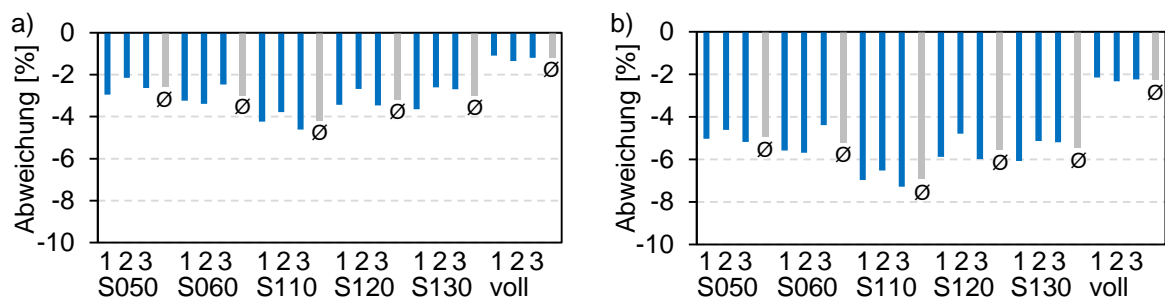


Abbildung 8.22: Abweichung der Hauptformänderung bei Wahl des Rissbildes, DX54, 10 Hz, a) 2 BvR, b) 3 BvR

Neben der zeitlichen und örtlichen Auflösung sowie der Wahl des Rissbildes hat die Breite des Fitbereichs für die Gerade im instabilen Bereich einen hohen Einfluss auf die Bestimmung der Grenzformänderung. Wird der Bereich zu groß gewählt, repräsentiert die Fitgerade nicht mehr das instabile Materialverhalten. Gleichzeitig weist der Fit der instabilen Gerade ein niedriges Bestimmtheitsmaß auf. Eine allgemeingültige Grenze für das Bestimmtheitsmaß konnte nicht identifiziert werden, da der Anstieg der Dehnrate beim Übergang von der diffusen zur lokalen Einschnürung von der Werkstoffklasse abhängig ist.

Einen untergeordneten Einfluss auf die Höhe der resultierenden Grenzformänderung stellt der Fit der stabilen Gerade dar. Bis auf die Aluminiumlegierung AW-5182 zeigen alle Werkstoffe einen linearen Anstieg der Dehnrate im homogenen stabilen Bereich der Umformung. Durch das Auftreten von Fließfiguren zeigt AW-5182 einen oszillierenden Anstieg der Dehnrate. Je nach Fitbereichsbreite der stabilen Geraden können mehr fallende als steigende Kurvenabschnitte abgedeckt werden. Dies kann bei Verwendung der herkömmlichen Fitbreite zu einer Fitgeraden mit negativer Steigung führen, was dem physikalischen Verhalten während der homogenen Umformung nicht entspricht. Durch Verwendung eines größeren Auswertebereichs, zum Beispiel 15 bis 0 mm vor Riss und somit eines Fitbereichs der stabilen Gerade von 15 bis 7 mm vor Riss, kann dies umgangen werden (Abbildung 8.23).

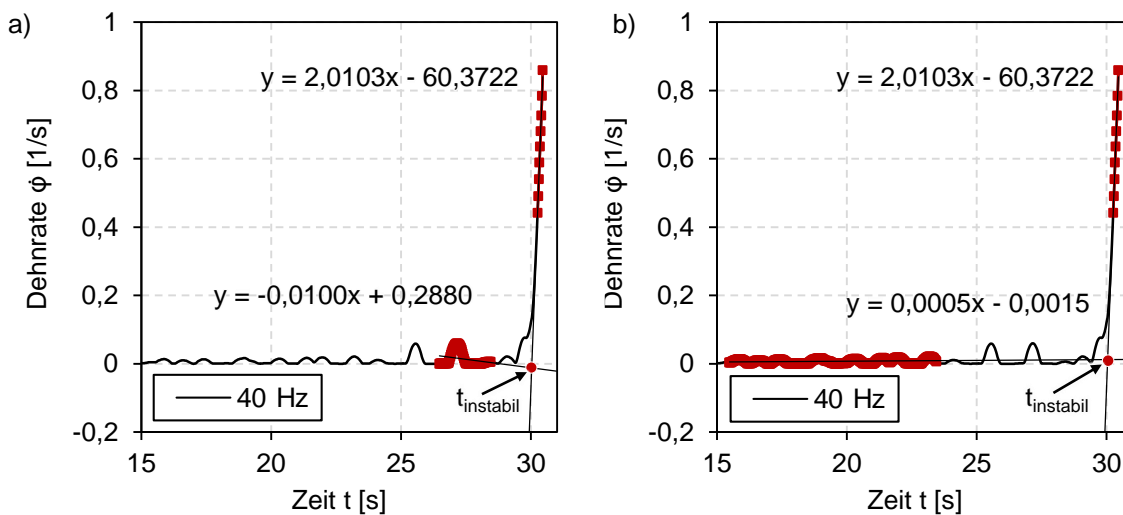


Abbildung 8.23: Fitbereich der stabilen Gerade in Abhängigkeit des Auswertebereichs, AW-5182, a) 4 bis 2 mm vor Riss, b) 15 bis 7 mm vor Riss

8.3.3 Richtlinien für die Bestimmung der Grenzformänderung

Unabhängig vom zu prüfenden Werkstoff wird die Verwendung von optischen Messsystemen mit einer hohen zeitlichen Auflösung empfohlen. Hierdurch wird die Auflösung des instabilen Bereiches vor Riss verbessert und Abweichungen, wie sie durch die Wahl des Bildes vor Riss durch den Prüfer entstehen können, verringert.

Für duktile Tiefziehstähle kann sowohl die Schnittlinienmethode nach (DIN EN ISO 12004-2:2008) sowie die zeitliche Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) verwendet werden. Die zeitliche Auswertemethode führt zu höheren Grenzformänderungen.

Für hochfeste Stähle mit eingeschränkter Duktilität sollte die ISO 12004-2 (2008) nur angewendet werden, wenn eine eindeutige Einschnürzone auftritt. Die Verwendung der zeitlichen Auswertemethode wird empfohlen. Aufgrund der großen werkstoffspezifischen Streuung der Grenzformänderungen, die unabhängig von der Auswertemethode auftritt, wird empfohlen je Probengeometrie fünf bis sieben gültige Wiederholungen durchzuführen. Je nach Größe der Streuung, kann abgewogen werden, ob eine Mittelkurve oder untere Hüllkurve als Grenzformänderungskurve definiert wird.

Für aushärtbare 6000er Aluminiumlegierungen kann sowohl die Schnittlinienmethode nach (DIN EN ISO 12004-2:2008) sowie die zeitliche Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) verwendet werden. Die zeitliche Methode führt zu höheren Grenzformänderungen.

Für naturharte 5000er Aluminiumlegierungen ist die Verwendung der ISO 12004-2 (2008) nicht zielführend, da aufgrund der Fließfiguren keine eindeutige Einschnürzone auftritt. Die

Verwendung der zeitlichen Auswertemethode wird empfohlen. Der verwendete Auswertebereich sowie der Bereich für das Fitting der stabilen Geraden sollte so gewählt werden, dass die Steigung der stabilen Gerade positiv ist. Aufgrund der großen werkstoffspezifischen Streuung der Grenzformänderungen, die unabhängig von der Auswertemethode auftritt, wird empfohlen je Probengeometrie fünf bis sieben gültige Wiederholungen durchzuführen. Je nach Größe der Streuung kann abgewogen werden, ob eine Kurve auf Basis von Stützpunkten, gemittelt aus drei Messwerten, oder eine untere Hüllkurve als Grenzformänderungskurve definiert wird.

8.3.4 Demonstrator

Die Bestimmung der Grenzformänderungskurve mit der Schnittlinienmethode auf Basis der aktuell gültigen Norm (DIN EN ISO 12004-2:2008) sowie der Geradenfitmethode nach Volk und Hora (2011) liefern in ihrer Form qualitativ vergleichbare Kurven. Jedoch liefert die Auswertung der Versuche mit dem Geradenfit höhere Grenzformänderungen als die standardisierte Methode nach ISO 12004-2 (2008). Um eine Aussage treffen zu können, ob die Grenzformänderungskurve auf Basis der Geradenfitmethode eine valide Prozessgrenze für die Auslegung komplexer Blechbauteile ist, wird eine Formänderungsanalyse anhand eines Demonstrators durchgeführt. Als Blechwerkstoff wird der Tiefziehstahl DX54 verwendet. Der Blechfluss wird unter dem Blechhalter durch eine Blechhalterkraft von 800 kN verhindert, so dass ein kritischer Formänderungszustand im Bereich der ebenen Dehnung entsteht. Im Bereich der ebenen Dehnung zeigen die Grenzformänderungskurven der beiden Methoden die größte Abweichung, wodurch eine Differenzierung hinsichtlich der Prognosefähigkeit möglich ist. Die Ziehtiefe wird von Bauteil zu Bauteil erhöht, bis dieses einen Reißer aufweist und somit als nicht in Ordnung (n.i.O.) eingestuft wird. Die Ergebnisse der Formänderungsanalyse sind in Abbildung 8.24 für eine Ausrichtung der Platine von 0° und in Abbildung 8.25 für eine Ausrichtung von 90° zur Walzrichtung dargestellt. Beide Bauteile weisen eine Grenzformänderungswolke oberhalb der Grenzformänderungskurve nach ISO 12004-2 (2008) auf und liegen unterhalb der Kurve, welche mithilfe des Geradenfits bestimmt wurde. Die Bauteile weisen qualitativ einen Bereich erhöhter Dehnungen auf, sie sind jedoch rissfrei herstellbar und stellen somit die Prozessgrenze dar (Abbildung 8.24c, Abbildung 8.25c). Die Grenzformänderungskurve, ermittelt mit der Schnittlinienmethode, führt zu einer zu konservativen Prognose. Demgegenüber stellt die Kurve auf Basis der Geradenfitmethode eine valide Prozessgrenze.

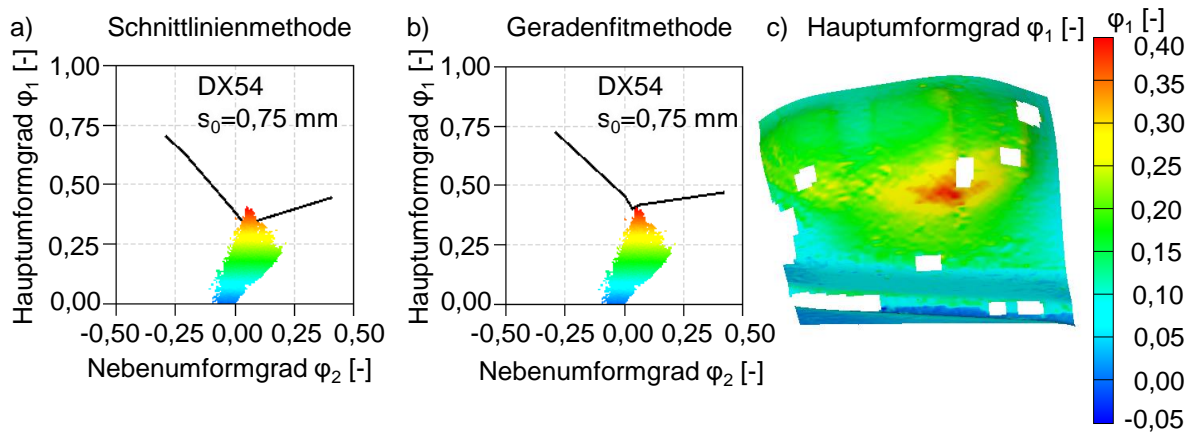


Abbildung 8.24: Abgasdämpfer i.O., Walzrichtung 0° , Ziehtiefe 74 mm, $v = 30 \text{ mm/s}$, DX54, a) Schnittlinienmethode, b) Geradenfitmethode, c) Hauptumformgrad

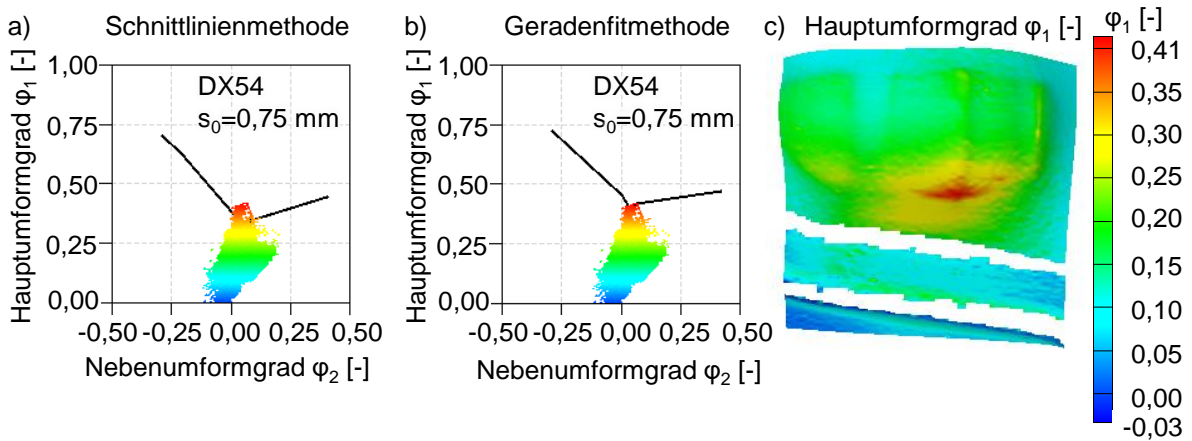


Abbildung 8.25: Abgasdämpfer i.O., Walzrichtung 90° , Ziehtiefe 75 mm, $v = 30 \text{ mm/s}$, DX54, a) Schnittlinienmethode, b) Geradenfitmethode, c) Hauptumformgrad

8.4 Simulative Abbildung des Nakajima Versuchs

8.4.1 Sensitivität der Elementgröße

Als wesentliche Sensitivität der Numerik wurde die Elementgröße sowohl auf Basis der Schalenformulierung als auch der Volumenformulierung identifiziert. Die Ergebnisse konvergieren mit kleiner werdenden Elementkantenlängen. Je kleiner die Elemente, desto früher die Instabilität (zeitlicher Einfluss). Je kleiner die Elemente, desto höher die Dehnungen (örtlicher Einfluss). Bei einer Elementkantenlänge von 0,1 mm konvergieren die Simulationsergebnisse.

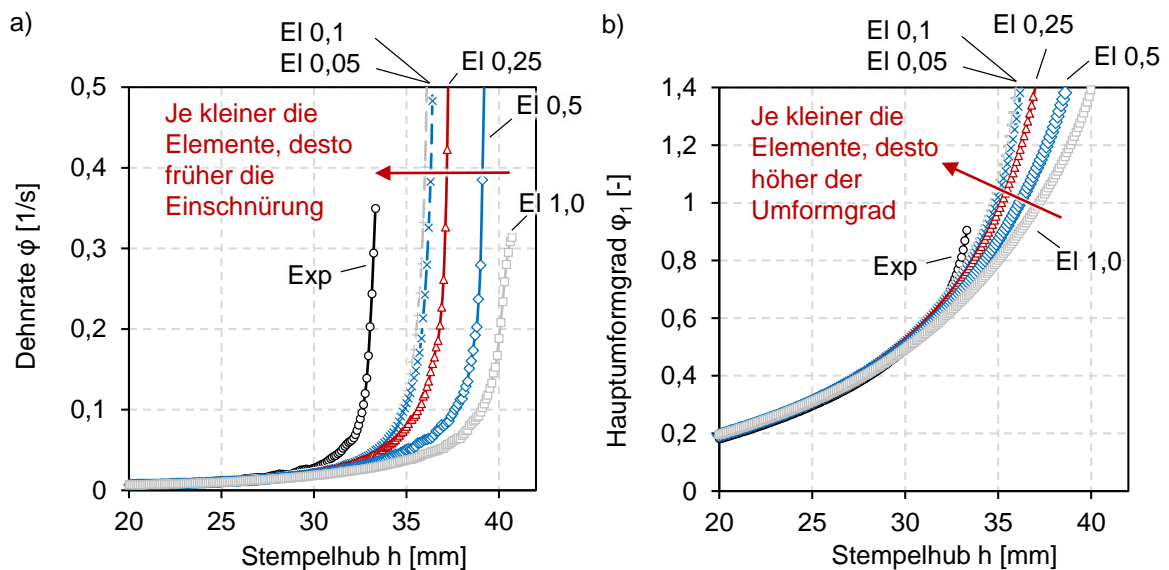


Abbildung 8.26: Einfluss der Elementkantenlänge auf die beginnende Instabilität a) Dehnratenverlauf, b) Hauptumformgrad

Demzufolge ist eine sehr geringe Elementgröße von 0,1 bis 0,5 mm im Bereich der zu erwartenden Einschnürung zu wählen, damit keine Mittelung lokaler physikalischer Effekte über die Vernetzung entsteht. Wird ein ausreichender Stempelhub erreicht, bei dem eine Lokalisierung der Dehnung sichtbar wird, kann die zeitliche Auswertemethode angewandt werden. Bei Verwendung der gleichen Ausgabefrequenz wie im Nakajima Versuch können für die zeitliche Auswertemethode dieselben Auswerteparameter, wie sie im Experiment zur Anwendung kommen, benutzt werden.

8.4.2 Analytische und numerische Bestimmung der Grenzformänderung

Mit Hilfe des ermittelten Verfestigungsverhaltens, der Anisotropie sowie der Dehnratenabhängigkeit wird numerisch der Nakajima Versuch abgebildet und mittels der zeitlichen Auswertemethode die Grenzformänderungen der verschiedenen Werkstoffe bestimmt. Diese numerisch bestimmten Grenzformänderungskurven werden den experimentellen Kurven, welche aus der Auswertung mittels Schnittlinienmethode und Geradenfitmethode resultieren, gegenübergestellt. Weiterhin werden die numerischen und experimentellen Ergebnisse mit Grenzformänderungskurven aus semi-empirischen Modellen nach Swift-Hill (Swift, 1952, Hill, 1952), Arcelor (Cayssials, 1998, Cayssials und Lemoine, 2005), Tata (Abspoel, Scholting und Droog, 2013) und Keeler (Keeler und Brazier, 1977) sowie aus den analytischen Modellen eMMFC (Hora und Tong, 2006) und FORM-CERT (Jurco und Banabic, 2005) verglichen und deren Vorhersagegenauigkeit bewertet.

Repräsentativ für weiche Tiefziehstähle sind in Abbildung 8.27 die Simulationsergebnisse des Werkstoffes DX56 unter Verwendung verschiedener Materialmodelle (Tabelle 8.7) dargestellt. Hierbei ist ersichtlich, dass die Wahl des Fließortes bei gleicher Fließkurve, gleicher Beschreibung der Dehnratensensitivität sowie der r -Werte einen deutlichen Einfluss auf die Lage der GFK hat (Abbildung 8.27I,II,IV). Die Verwendung der Fließorte Hill48 und Barlat00 M6 in Verbindung mit konstanter Dehnratensensitivität führen zu einer Verschiebung der Grenzformänderungen zu negativeren Nebenformänderungen bei gleichzeitig höheren Hauptformänderungen. Die Simulationen mit konstanter Dehnratensensitivität und dem Fließort Barlat89 M6 ergeben eine GFK, welche mit den experimentellen GFKs für Nebenformänderungen $\varphi_2 < 0$ eine gute Übereinstimmung zeigt. Die Grenzformänderung nach gleichmäßiger zweiachsiger Belastung wird jedoch deutlich überschätzt (Abbildung 8.27b,II). Durch Berücksichtigung der Abhängigkeit der Dehnratensensitivität vom Dehnungsniveau sowie Spannungszustand und durch Implementierung dehnungsabhängiger r -Werte in den Barlat89 M6, werden die Grenzformänderungen im Vergleich zum Experiment zu niedrigeren Werten verschoben, wohingegen der biaxiale Punkt der GFK weiterhin überschätzt wird (Abbildung 8.27b,III). Die Kombination dehnungs- und spannungsabhängiger Dehnratensensitivität mit dem Fließort Barlat00 mit dem Exponenten M6 führt zu einer Übereinstimmung der numerischen und experimentellen GFK, mit Ausnahme des zweiachsigen gleichmäßigen Lastfalls, welcher unterschätzt wird (Abbildung 8.27c,V). Durch Anpassung des Exponenten des Fließortes Barlat00 auf M2 und somit der Veränderung der Krümmung des Fließortes zwischen der ebenen Dehnung und dem zweiachsigen gleichmäßigen Zugspannungszustand, wird der biaxiale Stützpunkt der GFK wie im Experiment abgebildet (Abbildung 8.27c,VI).

Die resultierenden Erkenntnisse spiegeln die Abhängigkeit der lokalen Einschnürung von der Fließkurve, der Dehnratensensitivität sowie dem Fließort wider. Jocham und Volk (2016) zeigten am Beispiel des Fließortes Hill48, dass eine hohe Verfestigung sowie Dehnratensensitivität zu einer späteren Lokalisierung der Dehnungen und somit zu größeren Grenzformänderungen führen. Diese Beobachtungen treffen auch auf komplexere Fließorte wie Barlat89 und Barlat00 zu. Einen weiteren Einfluss auf die Grenzformänderung besitzt die Ausprägung des Fließortes im Bereich der ebenen Dehnung (Abbildung 8.27). Beim Übergang von der homogenen Umformung hin zur lokalen Einschnürung, das heißt beim Übergang eines beliebigen Spannungszustands hin zum ebenen Dehnungszustand, muss je nach Ausprägung des Fließortes eine unterschiedliche wahre Spannung überwunden werden. Fließorte mit einem hohen Spannungsverhältnis zwischen einachsigen beziehungsweise zweiachsigen Zug und ebener Dehnung führen zu höheren Grenzformänderungen.

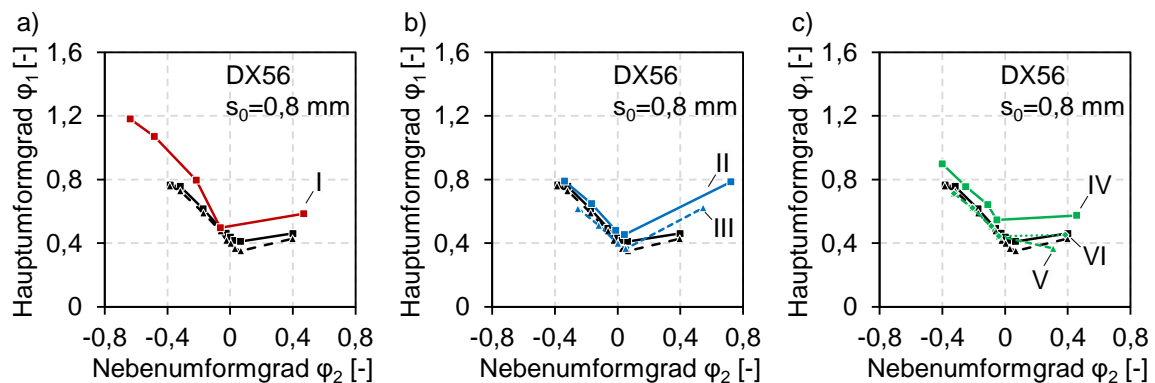


Abbildung 8.27: Vergleich experimentell und numerisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Fließorte, DX56, a) Hill48, b) Barlat89, c) Barlat00

Tabelle 8.7: Modelle zur numerischen Bestimmung der Grenzformänderungen, DX56

	Fließkurve	Dehnratensensitivität	Fließort	r-Werte
I	Sw-H-S	m Zug kons.	Hill48	r_{0° , r_{45° , r_{90° kons.
II	Sw-H-S	m Zug kons.	Barlat89 M6	r_{0° , r_{45° , r_{90° kons.
III	Sw-H-S	m Zug dyn. (S050-S120) m Bulge dyn. (voll)	Barlat89 M6	r_{0° , r_{45° , r_{90° dyn.
IV	Sw-H-S	m Zug kons.	Barlat00 M6	r_{0° , r_{45° , r_{90° kons.
V	Sw-H-S	m Zug dyn. (S050-S120) m Bulge dyn. (voll)	Barlat00 M6	r_{0° , r_{45° , r_{90° kons.
VI	Sw-H-S	m Zug dyn. (S050-S120) m Bulge dyn. (voll)	Barlat00 M6 (S050-S120) Barlat00 M2 (voll)	r_{0° , r_{45° , r_{90° kons.

Weiter sind in Abbildung 8.28 die Grenzformänderungskurven des Werkstoffes DX56 bei Wahl verschiedener semi-empirischer Methoden und Materialbeschreibungen (Tabelle 8.8) dargestellt.

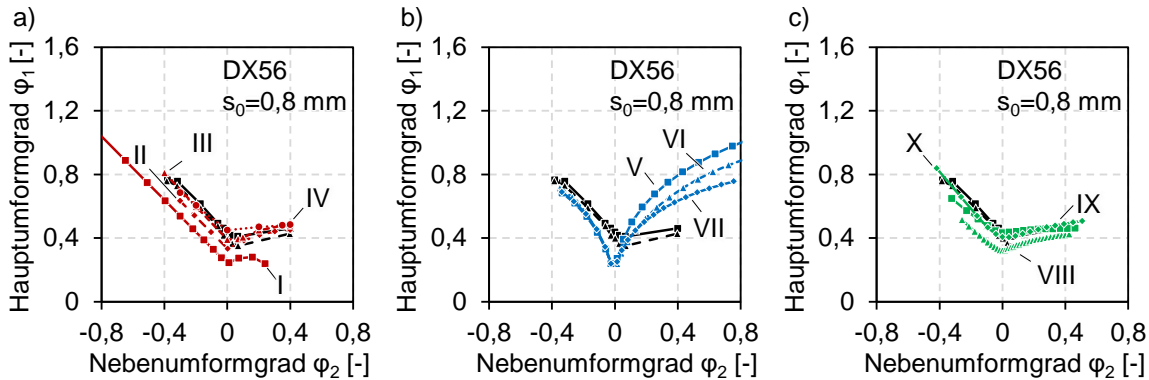


Abbildung 8.28: Vergleich experimentell und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, DX56, a) semi-empirisch, b) FORM-CERT, c) eMMFC

Tabelle 8.8: Modelle zur analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, DX56

	Modell	Fließkurve	Fließort
I	Swift-Hill	-	Hill48
II	Keeler	-	-
III	Arcelor	-	-
IV	Tata	-	-
V	FORM-CERT	Swift	Hill48
VI	FORM-CERT	Swift	Barlat89 M6
VII	FORM-CERT	Swift	BBC03 k3
VIII	eMMFC	Ghosh	Barlat89 M6
IX	eMMFC	Ghosh	Barlat00 M6
X	eMMFC (Manopulo et al., 2015)	Ghosh	Barlat00 M6

Die semi-empirischen Modelle auf Basis der Kennwerte aus dem Zugversuch zeigen bis auf das Modell nach Swift-Hill eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten (Abbildung 8.28a). FORM-CERT liefert im Bereich negativer Nebenformänderung Grenzdehnungen unterhalb und im Bereich positiver Nebenformänderung deutlich oberhalb der Experimente (Abbildung 8.28b). Die Variation des Fließortes mit Fokus auf die Krümmung im Bereich der ebenen Dehnung führt zwar zu einer Verbesserung, jedoch werden die Grenzdehnungen weiterhin deutlich überschätzt. Eine Implementierung der Dehnratensensitivität in Abhängigkeit vom Dehnungsniveau kann hier im Bereich des zweiachsigen gleichmäßigen Zuges zu einer

Verbesserung der Ergebnisse führen. Das Verhältnis der Hauptdehnungen der beiden Blechdickenbereiche des zugrundeliegenden MK-Modells, welches zur Ermittlung der Grenzdehnungen herangezogen wird, muss zwingend mit betrachtet werden. In Abbildung 8.28c sind die Grenzformänderungskurven auf Basis des eMMFCs dargestellt. Die Verwendung des Fließortes Barlat89 M6 führt zu geringeren Grenzformänderungen. Der Einsatz des Barlat00 M6 zeigt eine gute Übereinstimmung für den rechten Ast der FLC, im Bereich negativer Nebenformänderung werden die Grenzdehnungen unterschätzt. Bei zusätzlicher Berücksichtigung der Dehnratensensitivität nach (Manopulo et al., 2015, Hora, Tong und Manopulo, 2016) liefert das eMMFCs eine Grenzformänderungskurve für den DX56, welche der experimentellen Kurve des DX56 entspricht.

Die Simulationsergebnisse des Dualphasenstahls DP800 zeigen eine zum Tiefziehstahl vergleichbare Abhängigkeit von der Dehnratensensitivität (Abbildung 8.29a, Tabelle 8.9). Die Verwendung einer konstanten Dehnratensensitivität aus dem Zugversuch für den gesamten Umformprozess führt zu einer deutlichen Überschätzung der Grenzformänderungen (Abbildung 8.29a,I). Durch Nichtberücksichtigung der Dehnratenabhängigkeit können im Bereich negativer Nebenformänderungen gute Übereinstimmungen mit dem Experiment erzielt werden, wohingegen der biaxiale Stützpunkt weiterhin deutlich überschätzt wird. Da im Zugversuch sowohl mit taktiler wie optischer Dehnungsmessung lediglich Fließkurven bis geringen Formänderungen von näherungsweise $\varphi_v = 0,15$ erzielt werden können (Abbildung 8.16d), kann eine dehnungsabhängige Dehnratensensitivität für höhere Umformgrade lediglich aus den Daten des hydraulischen Tiefungsversuchs gewonnen werden. Die Dehnratensensitivität aus dem hydraulischen Tiefungsversuch wird demzufolge für alle Probengeometrien verwendet und führt bei negativen Formänderungen zu einer Unterschätzung. Bei positiven Formänderungen verbessert sich die Lage des Stützpunktes unter zweiachsig gleichmäßiger Belastung (Abbildung 8.29a,III). Der Punkt liegt weiterhin jenseits der experimentellen Grenzformänderungskurve. Eine Begründung dieser deutlichen Abweichung zwischen Simulation und Experiment kann das Auftreten eines duktilen Trennbruches im Experiment ohne signifikanter Querschnittsabnahme sein. Der Blick auf die Grenzformänderungskurve des Dualphasenstahls in Abbildung 8.19d zeigt eine hohe Abweichung der drei Stützpunkte im Bereich des zweiachsigen gleichmäßigen Zugs bei gleichzeitig unterschiedlicher Ausprägung des Dehnpfades.

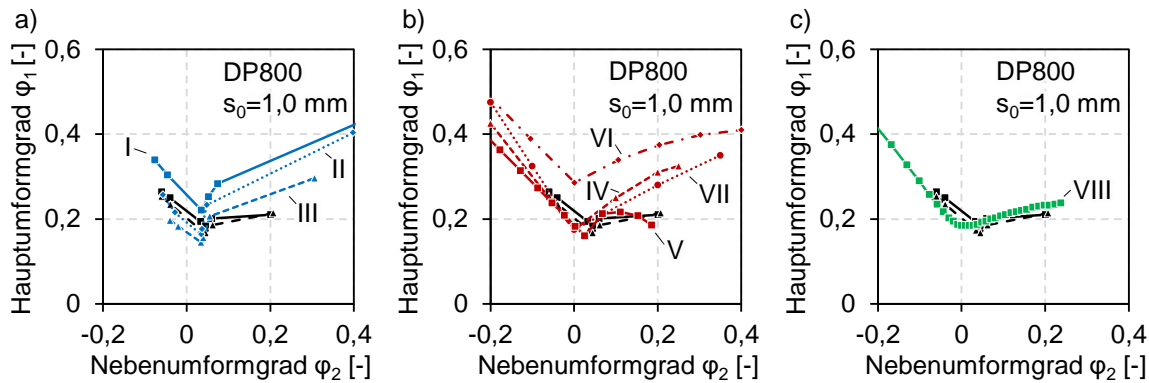


Abbildung 8.29: Vergleich experimentell, numerisch und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, DP800, a) numerisch, b) semi-empirisch, c) eMMFC

Tabelle 8.9: Modelle zur numerischen, semi-empirischen und analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, DP800

	Modell	Fließkurve	Dehnratensensitivität	Fließort
I	Simulation	Sw-H-S	m Zug kons.	Barlat89 M6
II	Simulation	Sw-H-S	-	Barlat89 M6
III	Simulation	Sw-H-S	m Bulge dyn.	Barlat89 M6
IV	Arcelor	-	-	Hill48
V	Swift-Hill	-	-	-
VI	Keeler	-	-	-
VII	Tata	-	-	-
VIII	eMMFC	Hockett-Sherby	-	Barlat89 M6

Eine ebenfalls deutliche Überschätzung im Bereich des gleichmäßigen, zweiachsigen Zugs zeigen die semi-empirischen Modelle. Lediglich das Modell nach Swift-Hill zeigt hier eine gute Übereinstimmung (Abbildung 8.29b). Das Modell nach Keeler überschätzt alle Bereiche der experimentellen GFK deutlich und liefert damit das schlechteste Ergebnis. Eine gute Vorhersage der Grenzformänderung liefert das eMMFC (Abbildung 8.29c).

Die numerisch ermittelten Grenzformänderungen der aushärtbaren Aluminiumlegierung AW-6016 zeigen bei Verwendung einer geringen, konstanten und positiven Dehnratensensitivität eine sehr gute Übereinstimmung mit den Experimenten für die Probenformen S050 bis S120 (Abbildung 8.30a). Die Grenzformänderungen der Vollprobe sowie der Probe mit 130 mm Stegbreite werden sowohl bei Verwendung einer geringen konstanten Dehnratensensitivität wie auch bei deren Nichtberücksichtigung deutlich überschätzt (Abbildung 8.30a,I,II). Die Verwendung der Dehnratensensitivität aus dem hydraulischen Tiefungsversuch, welche im Vergleich zur Dehnratensensitivität aus dem Zugversuch ein negatives Vorzeichen besitzt und

somit entfestigend wirkt, führt zu einer Reduzierung der resultierenden Grenzformänderungen für die Vollprobe sowie für die Probe mit 130 mm Stegbreite. Der Stützpunkt unter zweiachsigen gleichmäßigen Zug liegt trotz Verwendung einer negativen Dehnratensensitivität bei höheren Haupt- und Nebenformänderungen als im Experiment. Die Ursache der verbleibenden Abweichung der numerischen und experimentellen Ergebnisse im Bereich des zweiachsigen gleichmäßigen Zugs kann die Ausprägung des Fließortes im Bereich der ebenen Dehnung bei hohen Dehnungen sein. Die in Abbildung 8.30b dargestellten analytisch bestimmten Grenzformänderungskurven zeigen über alle Modelle für diesen Werkstoff eine mäßige Übereinstimmung mit den Experimenten. Das Modell nach Keeler (Abbildung 8.30b,VI) ist für Aluminiumlegierungen nicht geeignet und liefert eine in ihrer Lage viel zu hohe Grenzformänderungskurve. Die Modelle nach Swift-Hill, Arcelor und Tata liefern in manchen Bereichen eine gute Übereinstimmung, zeigen jedoch in anderen Bereichen eine hohe Abweichung (Abbildung 8.30b). Die mit dem eMMFC ermittelte Grenzformänderungskurve bildet die Kurve auf Basis der Schnittlinienmethode im Bereich der ebenen Dehnung gut ab, zeigt jedoch für den uniaxialen und biaxialen Bereich deutliche Abweichungen.

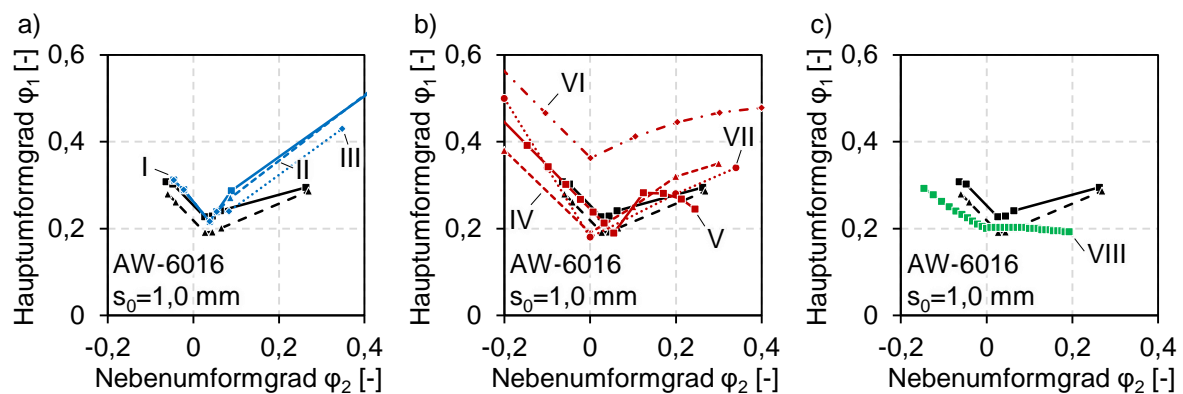


Abbildung 8.30: Vergleich experimentell, numerisch und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, AW-6016, a) numerisch, b) semi-empirisch, c) eMMFC

Tabelle 8.10: Modelle zur numerischen, semi-empirischen und analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, AW-6016

	Modell	Fließkurve	Dehnratensensitivität	Fließort
I	Simulation	Sw-H-S	m Zug kons.	Barlat89 M8
II	Simulation	Sw-H-S	m Zug kons. (S050-S120) - (S130-voll)	Barlat89 M8
III	Simulation	Sw-H-S	m Zug kons. (S050-S120) m Bulge dyn. (S130-voll)	Barlat89 M8
IV	Arcelor	-	-	Hill48
V	Swift-Hill	-	-	-
VI	Keeler	-	-	-
VII	Tata	-	-	-
VIII	eMMFC	Ghosh	-	Barlat89 M8

Die naturharte Aluminiumlegierung AW-5182 weist im Vergleich zur aushärtbaren Legierung AW-6016 eine sehr hohe negative Dehnratensensitivität unter Zugbeanspruchung auf. Wird die Entfestigung aufgrund des Dehnratenanstieges in der Simulation nicht berücksichtigt, führt dies zu einer Lage der Grenzformänderungskurve bei deutlich höheren Hauptumformgraden (Abbildung 8.31a,I). Wird die negative Dehnratensensitivität berücksichtigt, werden die experimentellen Ergebnisse im Bereich negativer Nebenformänderungen gut abgebildet. Durch Anpassung des Exponenten des Fließortes Barlat89 von M8 auf M12, welche zu einem Abflachen des Fließortes im Bereich der ebenen Dehnung führt, wird der Punkt des gleichmäßigen zweiachsigen Zuges zu geringeren Formänderungen verschoben und bildet somit den biaxialen Lastfall besser ab. Eine Belastungspfadabhängige Anpassung der Krümmung des Fließortes im Bereich der ebenen Dehnung widerspricht dem Prinzip der assoziierten Fließregel, führt in der Simulation jedoch zu besseren Ergebnissen.

Die semi-empirischen Modelle (Abbildung 8.31b) liefern für die naturharte Aluminiumlegierung AW-5182 keine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Dies ist in der Nichtberücksichtigung der Entfestigung bei Zunahme der Dehnrade begründet. Die semi-empirischen Modelle basieren lediglich auf Daten aus dem quasistatischen Zugversuch. Auch die Grenzformänderungskurven auf Basis des eMMFCs und FORM-CERT führen mangels Berücksichtigung der Dehnratensensitivität zu einer Überschätzung der Experimente (Abbildung 8.31c).

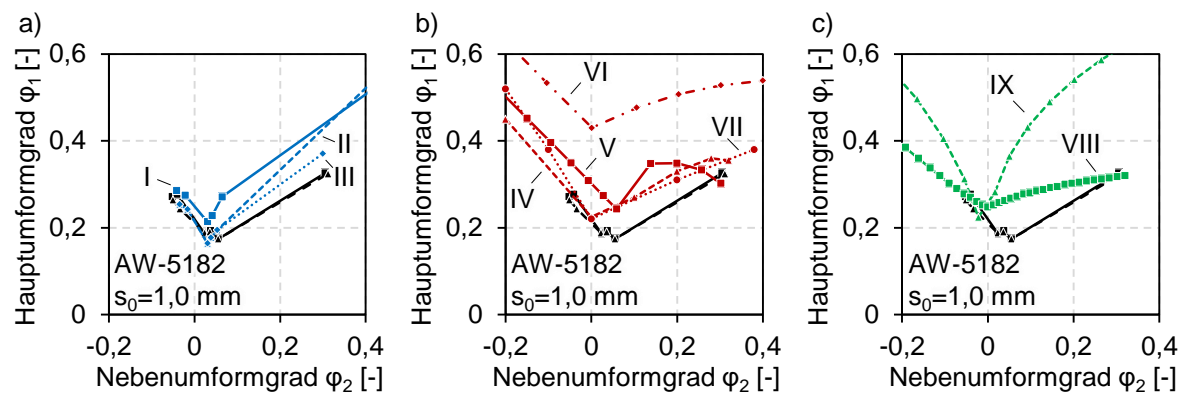


Abbildung 8.31: Vergleich experimentell, numerisch und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, AW-5182, a) numerisch, b) semi-empirisch, c) FORM-CERT und eMMFC

Tabelle 8.11: Modell zur numerischen, semi-empirischen und analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, AW-5182

	Modell	Fließkurve	Dehnratensensitivität	Fließort
I	Simulation	Sw-H-S	-	Barlat89 M8
II	Simulation	Sw-H-S	m Zug kons.	Barlat89 M8
III	Simulation	Sw-H-S	m Zug kons.	Barlat89 M8(S050-S130) Barlat89 M12 (voll)
IV	Arcelor	-	-	Hill48
V	Swift-Hill	-	-	-
VI	Keeler	-	-	-
VII	Tata	-	-	-
VIII	eMMFC	Ghosh	-	Barlat89 M8
IX	FORM-CERT	Swift	-	Barlat89 M8

Zusammenfassend werden in Tabelle 8.12 die Ergebnisse der verschiedenen numerischen Modelle bei geeigneter Wahl des Fließortes und die analytischen Modelle hinsichtlich ihrer Prognosefähigkeit der beginnenden lokalen Einschnürung im Vergleich zum Experiment für die betrachteten Werkstoffe bewertet. Für alle Modelle gilt je komplexer das Werkstoffverhalten desto geringer die Prognosefähigkeit. Für die naturharte Aluminiumlegierung AW-5182 zeigt lediglich die Simulation bei Berücksichtigung der negativen Dehnratenabhängigkeit und geeigneter Wahl des Fließortest eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen.

Tabelle 8.12: Paarweiser Vergleich der numerisch, semi-empirisch und analytisch bestimmten Grenzformänderungskurven im Vergleich zur experimentellen Bestimmung

Modell	DX56	DP800	AW-6016	AW-5182
Simulation (m Zug kons.)	+	--	+	--
Simulation (m Zug / Bulge dyn.)	++	+	+	+
Arcelor	++	+	+	--
Swift-Hill	--	+	+	--
Keeler	++	--	--	--
Tata	++	+	+	--
eMMFC	++	++	-	--
FORM-CERT	-	k.A.	k.A.	--

Übereinstimmung ++ sehr gut, + gut, - schlecht, -- sehr schlecht

8.5 Versagensprognose nach nichtlinearer Verformungshistorie

Neben der experimentellen, numerischen, semi-empirischen und analytischen Bestimmung der Grenzformänderung nach linearer Umformhistorie wird die experimentelle Bestimmung bei mehrstufigen Umformschritten untersucht. Hierzu werden mittels einer Kreuzzugprobe aus dem Werkstoff AW-5754 und dem Sickenwerkzeug verschiedene Dehnungszustände (Tabelle 6.5) erzeugt und mit der zeitlichen Auswertemethode hinsichtlich der beginnenden lokalen Einschnürung bewertet. Für den einachsigen, zweiachsigen Spannungszustand sowie dem ebenen Dehnungszustand werden jeweils verschiedene Sickenhöhen sowie Abstandshalter angewendet, wobei gegenüberliegende Sicken die gleiche Sickenhöhe aufweisen. Die resultierenden Dehnpfade nach linearer Formänderungshistorie sind in Abbildung 8.32a-c dargestellt. Ähnlich dem Nakajima Versuch weisen die Dehnpfade aufgrund des Kugelstempels eine biaxiale Vordehnung. Weiterhin zeigen die Dehnpfade unter einachsiger und zweiachsiger Belastung den für eine Einschnürung signifikanten Wechsel vom vorgegebenen Dehnungszustand hin zum ebenen Dehnungszustand. (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)

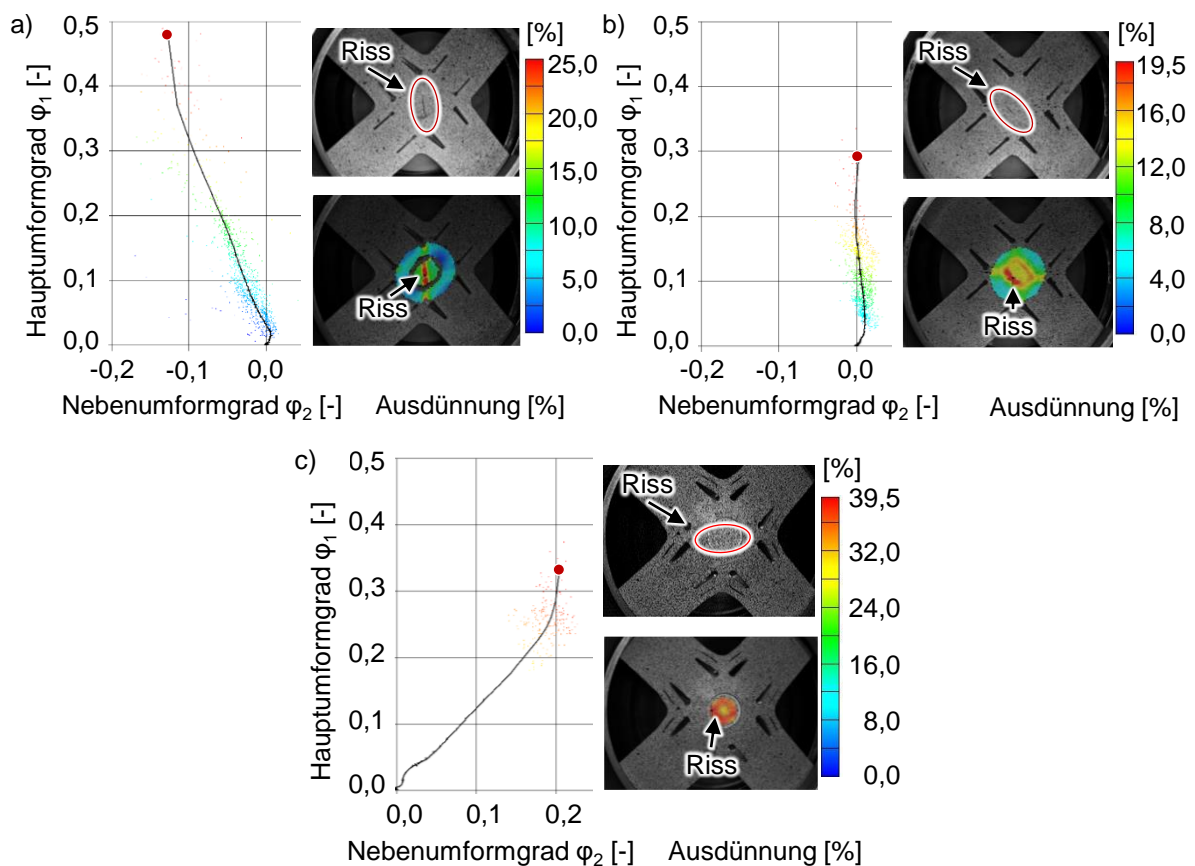


Abbildung 8.32: Dehnungsverteilung und Verlauf des Dehnpfades bis zum letzten Bild vor dem Riss, a) einachsiger Lastfall, b) Lastfall der ebenen Dehnung c) zweiachsiger Lastfall (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)

Basierend auf den Grenzformänderungen der drei Dehnungszustände wird eine Grenzformänderungskurve linear inter- und extrapoliert (Abbildung 8.33). (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)

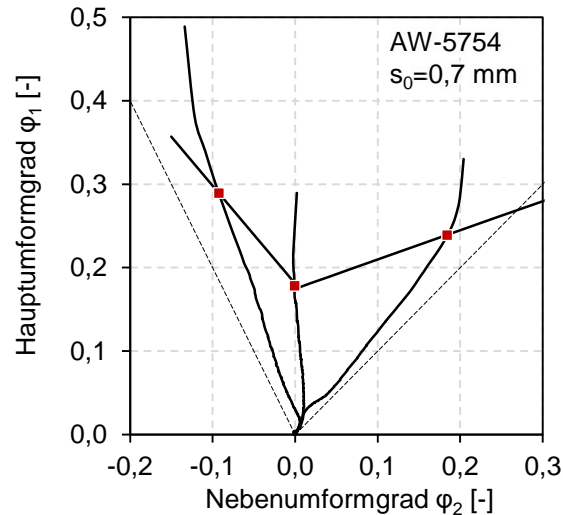


Abbildung 8.33: Grenzformänderungskurve, AW-5754 mit einer Dicke von 0,7 mm im Auswertebereich, nach (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)

Die Erzeugung mehrstufiger Dehnpfade erfordert die Anpassung der Sickenhöhen bei entsprechender Hubhöhe. Für einen dreistufigen Dehnpfad, beginnend mit einer Dehnung unter einachsiger Belastung, anschließendem zweiten Dehnungsincrement unter ebenen Dehnungszustand und finalem Dehnungsincrement unter zweiachsigem Zug, wird die Vorgehensweise im Folgenden vorgestellt (Jocham et al., 2015). In Tabelle 8.13 sind die hierfür notwendigen Versuchsparameter zusammengefasst.

Tabelle 8.13: Versuchsparameter zur Erstellung eines dreistufigen Dehnpfades

	1. Inkrement	2. Inkrement	3. Inkrement
Stempelhub [mm]	16	23,9	-
Niederhalterkraft [kN]	400	400	400
Sickenhöhe [mm]	$S_1=S_2=6$ $S_2=S_4=0$	$S_1=S_2=6$ $S_2=S_4=2,7$	$S_1=S_2=6$ $S_2=S_4=6$
Effektive Sickenhöhe [mm]	$S_{1,eff}=S_{2,eff}=4,5$ $S_{2,eff}=S_{4,eff}=0$	$S_{1,eff}=S_{2,eff}=4,5$ $S_{2,eff}=S_{4,eff}=1,2$	$S_{1,eff}=S_{2,eff}=4,5$ $S_{2,eff}=S_{4,eff}=4,5$
Höhe der Abstandshalter [mm]	3,5	3,5	3,5

Das erste einachsige Dehnungsincrement wird durch das Sperren des Blechflusses zweier gegenüberliegender Arme der Kreuzzugprobe erreicht (Abbildung 8.34a). Die resultierende Dehnungsverteilung bei einem Stempelhub von 16 mm ist homogen, wodurch ein definierter Richtungswechsel des Dehnpfades möglich ist. Nach 16 mm wird der Blechfluss der bisher freien

Arme mit einer Sickenhöhe von 2,7 mm behindert, jedoch nicht komplett gesperrt, wodurch eine Änderung des Dehnpfades hin zur ebenen Dehnung bewirkt wird (Abbildung 8.34b). Ein weiterer Richtungswechsel hin zum zweiachsigen gleichmäßigen Zug wird durch das Sperren des Blechflusses aller Arme der Kreuzzugprobe bewirkt (Abbildung 8.34c). Die Dehnungsverteilung ist homogen bis zum Beginn der lokalen Einschnürung.

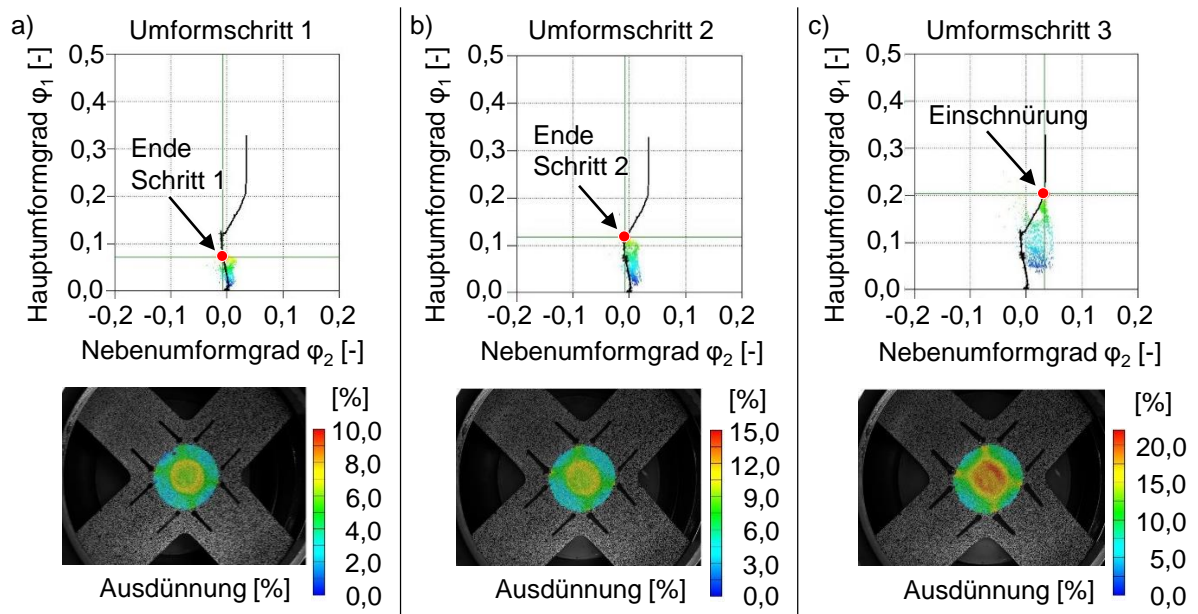


Abbildung 8.34: Dehnungsverteilung einer dreistufigen Umformoperation mit Hilfe des Sickenwerkzeuges, Inkrement unter a) einachsigem Zug, b) ebener Dehnung, c) zweiachsigem Zug (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)

Für diesen mehrstufigen Dehnpfad besitzt die lineare Grenzformänderung keine Gültigkeit, daher erfolgt in diesem Fall die Bewertung mit Hilfe des GFLCs.

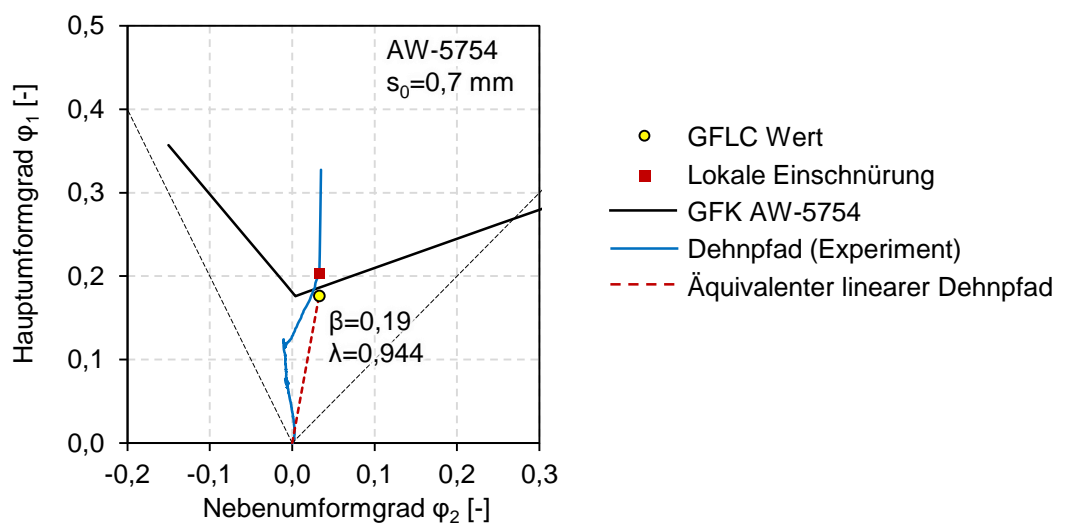


Abbildung 8.35: Bewertung des dreistufigen Dehnpfades mit Hilfe des GFLCs nach (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)

Die Methodik transformiert den nichtlinearen Dehnpfad auf einem äquivalenten linearen Dehnpfad mit einem Dehnungsverhältnis β von 0,19 und einer Dehnpfadlänge λ von 0,944. Der berechnete GFLC Wert entspricht somit 94,4 % der linearen Formänderungsgrenze. (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)

Zur Validierung des Versuchsablaufs wurden, neben dem dreistufigen Versuch, Versuche mit zwei Dehnungsincrementen durchgeführt (Abbildung 8.36). Der nichtlineare Dehnpfad, bestehend aus einem ersten Inkrement unter einachsiger Belastung und einer anschließenden zweiachsigen Belastung bis zum Bruch, ergibt eine Grenzdehnung, die oberhalb der Grenzformänderungskurve liegt. Eine Bewertung mit der GFK ist für diese Kombination zu konservativ und stellt eine Verschwendung von Formänderungsvermögen dar. Das GFLC bewertet den Dehnpfad unter Berücksichtigung des gesamten Formänderungsvermögens bis zur lokalen Einschnürung mit einer Genauigkeit von 97 %. (Jocham et al., 2016a)

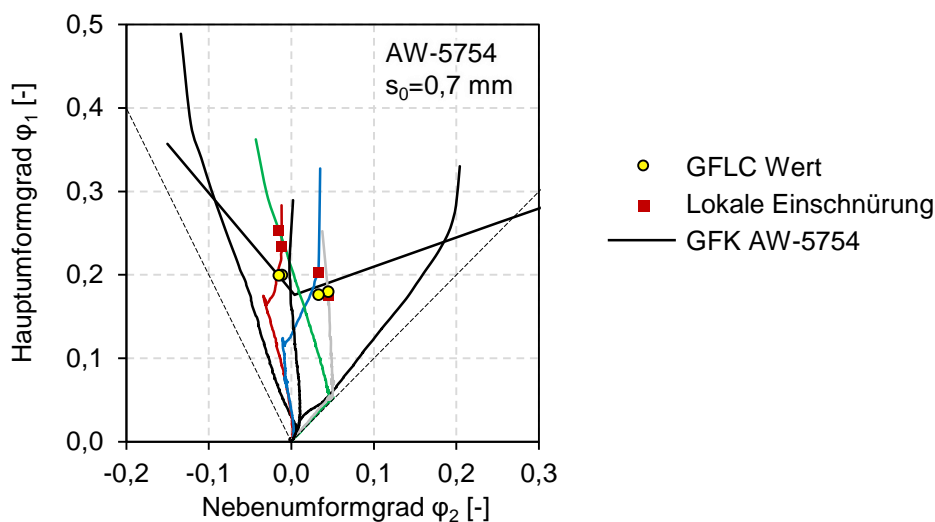


Abbildung 8.36: Bewertung aller mehrstufigen Dehnpfade mit Hilfe des GFLCs nach (Jocham et al., 2016a)

Wird als erstes Inkrement eine zweiachsige Belastung gewünscht, wird die Probe lediglich mittels ausreichender Niederhalterkraft zurückgehalten. Hierbei kommen keine Abstandshalter und Sicken zum Einsatz. Mit diesem Vorgehen wird die geometrische Rückhaltung der Probe durch die eingeprägte Sickengeometrie vermieden. Die im Folgenden betrachteten zweistufigen Dehnpfade besitzen eine biaxiale Vordehnung, welche näherungsweise 20 % des maximalen Formänderungsvermögens entspricht (Abbildung 8.36). Anschließend wird die Höhe zweier gegenüberliegender Sicken erhöht und Abstandshalter eingesetzt. Je nach Höhe der Sicken ändert der Dehnpfad seine Richtung hin zur einachsigen Belastung oder zur ebenen Dehnung. Die Probe wird nach der Richtungsänderung bis zum Bruch verformt. (Jocham et al., 2016a) Die Kombination aus einer zweiachsigen Vorformung und einer Nachformung unter ebener

Dehnung führt zu einem Grenzformänderungszustand, der unterhalb der linearen Grenzformänderungskurve liegt. Die Beurteilung eines so gearteten Dehnpfads mit Hilfe der GFK zeigt ein verbleibendes Formänderungsvermögen an. Dies entspricht jedoch nicht der Realität und ist somit bei der Auslegung robuster Prozesse als kritisch zu betrachten. Das GFLC bewertet das Versagen mit einer Genauigkeit von 93,5 % (Abbildung 8.36). Für diesen Fall liegt der äquivalente Versagenspunkt auf Basis des GFLCs im Grenzformänderungsdiagramm nahe bei dem Punkt der zeitlichen Auswertemethode. Die Grenzformänderung wird demnach nur geringfügig von dieser Umformhistorie beeinflusst. Im Gegensatz hierzu führt die Kombination einer zweiachsigen Vorformung und einer einachsigen Nachformung zu einer beginnenden lokalen Einschnürung oberhalb der GFK (Abbildung 8.36). Eine Vorhersage mit Hilfe der GFK ist demzufolge zu konservativ. Die Vorhersage mit Hilfe des GFLCs weist eine Genauigkeit von 100,4 % auf. (Jocham et al., 2016a)

Für einen quantitativen Vergleich der Vorhersagegenauigkeit zwischen GFLC und GFK kann die totale Dehnpfadlänge λ herangezogen werden. In Abbildung 8.37 sind die Dehnpfadlängen exemplarisch an einem zweistufigen Dehnpfad dargestellt.

$$\lambda_{GFLC} = \frac{l_{GFLC}}{l_{GFK}} \quad 8.4$$

$$\lambda_{TDEM} = \frac{l_{TDEM}}{l_{GFK}} \quad 8.5$$

Die Vorhersagegenauigkeit ist demnach definiert als:

$$\delta = 1 - |\lambda - 1| \quad 8.6$$

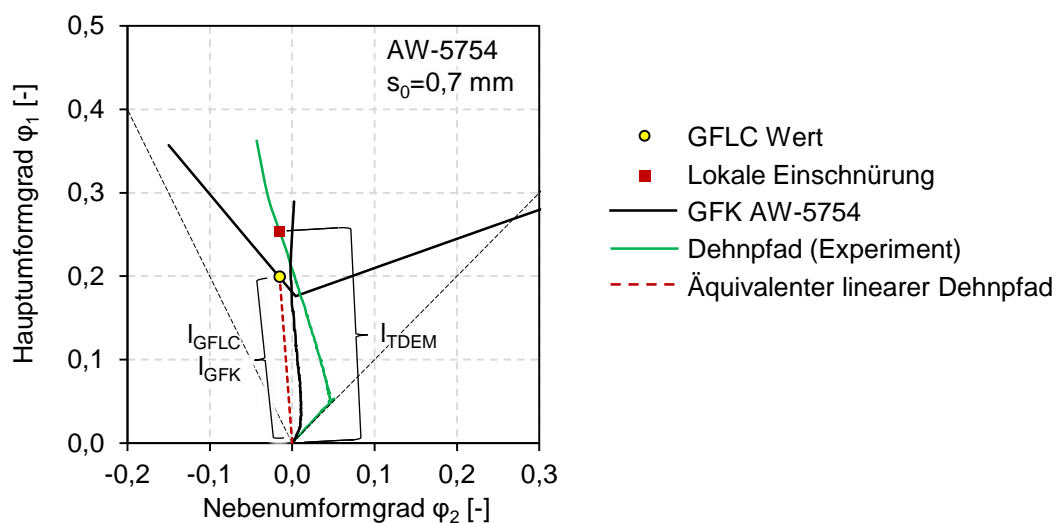


Abbildung 8.37: Dehnpfadlängen am Beispiel eines zweistufigen Dehnpfades nach (Jocham et al., 2016a)

Die Prognosegenauigkeiten der experimentell ermittelten nichtlinearen Dehnpfade mittels GFLC und GFK sind in Tabelle 8.14 zusammengefasst. Hierbei zeigt sich, dass die Prognose aller betrachteten nichtlinearen Dehnpfade mittels GFLC eine hohe Genauigkeit aufweist, wohingegen die Bewertung mittels der linearen GFK besonders bei der einachsigen - zweiachsigen und zweiachsigen - einachsigen Kombination große Abweichungen zeigt.

Tabelle 8.14: Prognosegenauigkeit nichtlinearer Dehnpfade mittels GFLC und GFK

Nichtlinearer Dehnpfad	Vorhersagegenauigkeit δ für GFLC [%]	Vorhersagegenauigkeit δ für GFK [%]
1. Einachsiger Zug, 2. Ebene Dehnung, 3. Zweiachsiger Zug	94,4	90,1
1. Einachsiger Zug, 2. Zweiachsiger Zug	97,0	77,8
1. Zweiachsiger Zug, 2. Ebene Dehnung	93,5	93,7
1. Zweiachsiger Zug, 2. Einachsiger Zug	99,6	72,8

Die Ergebnisse zeigen, dass mit dem entwickelten Versuchsaufbau, bestehend aus einer Kreuzzugprobe mit Vertiefung in Kombination mit einem Werkzeug, welches die Steuerung des Blechflusses zulässt, eine experimentelle Abbildung von beliebigen mehrstufigen Dehnpfaden ermöglicht wird. Die anschließende Bewertung des resultierenden Dehnpfades mit Hilfe des GFLCs liefert eine gute Vorhersagegenauigkeit der beginnenden lokalen Einschnürung. Hingegen ist eine Bewertung nichtlinearer Dehnpfade mittels der GFK nicht zulässig, da zum einen deutlich höhere und zum anderen niedrigere Formänderungen abhängig von der Reihenfolge der Dehnungsinkremente erzeugt werden können. Die gewonnenen Erkenntnisse können zum einen verwendet werden, die Prognosegenauigkeit bestehender GFLC Datensätze zu überprüfen sowie gegebenenfalls die Datenbasis zu erweitern. Gleichzeitig können Dehnpfade, welche im realen Umformprozess oder in der numerischen Auslegung auftreten, in einem Versuch nachgebildet und anschließend bewertet werden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Für die simulative Bewertung der Machbarkeit komplexer Blechbauteile ist eine genaue Beschreibung des Verfestigungsverhaltens sowie des Formänderungsvermögens bis zur beginnenden lokalen Einschnürung erforderlich. Das Verfestigungsverhalten erfolgt durch die experimentelle Bestimmung des Fließortes und der Fließkurve unter quasistatischen sowie dynamischen Bedingungen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden drei weiche Tiefziehstähle sowie ein hochfester Dualphasenstahl wie auch eine naturharte und eine aushärtbare Aluminiumlegierungen hinsichtlich ihres Werkstoffverhaltens charakterisiert. Hierzu wurden Zugversuche, hydraulische Tiefungsversuche, Nakajima Versuche sowie Kreuzzugversuche mit innovativen Messmethoden sowie Versuchsparametern durchgeführt.

Die Variationen des Fließortes in Abhängigkeit der Messmethode und dem Dehnungsniveau wurden an einem weichen Tiefziehstahl gezeigt. Hierbei lieferte die Verwendung der Arbeitsäquivalenzmethode bei 0,2 % plastischer Dehnung höhere Fließorte als die Bestimmung des Anfangsfließortes auf Basis des Joule-Thomson Effekts. Für kleine Dehnungen bildet das Fließortmodell nach Barlat89 mit einem Exponenten $M6$ die experimentellen Stützpunkte gut ab. Bei höheren Dehnungen ist das biaxiale Spannungsverhältnis größer, wodurch für wahre Dehnungen, die größer als 0,2 % sind, der Fließort nach Barlat00 die Messergebnisse besser widerspiegelt.

Die Aufnahme der Fließkurve erfolgte sowohl bei quasistatischen Bedingungen wie auch bei Dehnraten bis 0,1 1/s in Zugversuchen und hydraulischen Tiefungsversuchen. Unter quasistatischen Bedingungen zeigten die weichen Tiefziehstähle ein biaxiales Spannungsverhältnis von näherungsweise 1,2, wohingegen der Dualphasenstahl sowie die Aluminiumlegierungen ein biaxiales Spannungsverhältnis von annähernd 0,97 zeigten. In Zugversuchen bei Dehnraten von 0,00025 bis 0,1 1/s zeigten die weichen Tiefziehstähle einen deutlichen Festigkeitszuwachs mit steigender Dehnraten. Die resultierende Dehnratensensitivität in der Größenordnung eines m -Werts von 0,02 im Bereich von 0,05 bis 0,2 plastischer Dehnung nimmt mit zunehmendem Umformgrad für alle drei Tiefziehstähle ab. Eine Dehnratensensitivität auf einem deutlich niedrigeren Niveau zeigten der Dualphasenstahl sowie die aushärtbare Aluminiumlegierung. Zugversuche bei nicht quasistatischen Dehnraten führen bei der naturharten Aluminiumlegierung zu einer Verringerung der Verfestigung und folglich zu einer negativen Dehnratensensitivität im Bereich von -0,015 bis -0,02. Zur Bestimmung der Dehnratensensitivität unter gleichmäßiger zweiachsiger Belastung wurden hydraulische Tiefungsversuche mit einem vorgegebenen Geschwindigkeitsprofil zur Erzeugung konstanter Dehnraten über weite Bereiche des Versuchs durchgeführt. Hierbei konnten dehnratenkonstante Fließkurven bis zu Umformgraden von 0,7 ermittelt werden. Die Dehnratensensitivität der weichen Tiefziehstähle aus den hydraulischen

Tiefungsversuchen weist eine höhere Abnahme mit steigendem Umformgrad im Vergleich zur Dehnratensensitivität aus den Zugversuchen auf. Der Dualphasenstahl zeigt unter Zugbelastung wie auch unter gleichmäßig zweiachsiger Belastung eine geringe Dehnratensensitivität auf ähnlichem Niveau. Mit steigendem Umformgrad nimmt die Dehnratensensitivität für die weichen Tiefziehstähle sowie den Dualphasenstahl negative Werte an. Die aushärtbare Aluminiumlegierung zeigt hingegen unter gleichmäßiger zweiachsiger Belastung eine von Beginn an geringe negative Dehnratensensitivität.

Basierend auf den experimentellen Daten wurde eine mathematische Beschreibung der Dehnratensensitivität durchgeführt. Für die so beschriebene Dehnratensensitivität wurde der Extrapolationsansatz nach Johnson-Cook verwendet und die analytischen Fließkurven den experimentellen Fließkurven aus Zugversuchen und hydraulischen Tiefungsversuchen exemplarisch für den weichen Tiefziehstahl DX56 gegenübergestellt. Hierbei zeigt sich die deutliche Abhängigkeit der Dehnratensensitivität vom Spannungszustand und Dehnungsniveau. Weiterhin wurde der hydraulische Tiefungsversuch mit konstanter Dehnrates und Verwendung der verschiedenen Dehnratesmodelle simuliert. Die Gegenüberstellung mit den experimentellen Ergebnissen zeigte, dass lediglich die Verwendung der Dehnratesensitivität aus dem hydraulischen Tiefungsversuch zu einer Reproduzierbarkeit der experimentellen Ergebnisse führt. Ausgehend von diesen Erkenntnissen ist eine Ermittlung der Dehnratesensitivität unter weiteren Spannungsverhältnissen wie zum Beispiel im Bereich der ebenen Dehnung wünschenswert, um ein gesamtes Bild der Spannungsabhängigkeit der Dehnratesensitivität zu erhalten. Die gezeigte Vorgehensweise zur Bestimmung der Dehnratesensitivität unter gleichmäßiger zweiachsiger Belastung im hydraulischen Tiefungsversuch kann auf weiterer dehnratesensitiver Metalle wie zum Beispiel Titan und Kupfer übertragen werden.

Neben der Abhängigkeit der Dehnratesensitivität vom Dehnungsniveau wurden in Zugversuchen mit optischer Dehnungsmessung die r -Werte in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung für Dehnungen jenseits der Gleichmaßdehnung bestimmt. Die Formänderung wird direkt in der Einschnürzone für die Ermittlung des r -Werts herangezogen, wohingegen bei Zugversuchen mit taktilen Messsystemen die Dehnungen über einen größeren Bereich und somit nur bis zur Gleichmaßdehnung ermittelt werden. Die Ergebnisse zeigen, dass die r -Werte in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung mit steigendem Umformgrad abnehmen. Weiterhin zeigten die Versuche mit taktiler und optischer Dehnungsmessung einen geringen Unterschied der r -Werte im homogenen Bereich der Umformung. Gegenstand zukünftiger Untersuchungen sollte die Analyse dieser Beobachtung durch Zugversuche unter gleichzeitiger Verwendung optischer wie taktiler

Messtechnik sein. Um Einflüsse durch die Auswertesoftware zu vermeiden sollten hierbei vergleichbare Ansätze zur Berechnung der Dehnungen ohne zur Hilfenahme einer Auswertesoftware herangezogen werden.

Die Grenzformänderung der Versuchswerkstoffe wurde mittels Nakajima Versuchen nach ISO 12004-2 (2008) durchgeführt. Die Versuche wurden unter Anwendung der örtlichen Schnittlinienmethode sowie der zeitlichen Geradenfitmethode ausgewertet. Die Geradenfit- sowie die Schnittlinienmethode führen zu unterschiedlichen Grenzformänderungskurven je Werkstoff. Die Auswertung, basierend auf dem zeitlichen Verlauf des Dehnungsfeldes, führt aufgrund einer lokalen Betrachtung zu höheren Grenzformänderungen, wohingegen bei der Schnittlinienmethode aufgrund der Bestimmung mit Hilfe der inversen Parabel geringere Grenzdehnungen ermittelt werden. Lediglich bei der naturharten Aluminiumlegierung führen beide Methoden zu Grenzformänderungskurven auf ähnlichem Niveau, da diese Legierung einen kleinen Dehnungsbereich vom Beginn der diffusen Einschnürung bis hin zur Bruchdehnung ($A_g = 24,3 \%$, $A_{80} = 27,9 \%$) aufweist. Neben der unterschiedlichen Ausprägung der Grenzformänderungskurven verschiedener Werkstoffe und deren Lage weisen die Werkstoffe eine unterschiedlich hohe Streuung der Einzelversuche auf. Der Dualphasenstahl sowie die naturharte Aluminiumlegierung zeigen eine sehr hohe Streuung der Grenzformänderungen einzelner Wiederholungen, welche im Falle des Dualphasenstahls auf dem heterogenen Gefüge und bei der naturharten Aluminiumlegierung auf das Vorhandensein von Fließfiguren basiert. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen werden für Werkstoffe mit einer hohen Streuung der Einzelversuche fünf bis sieben Wiederholungen empfohlen. Je nach Größe der Streuung kann abgewogen werden, ob eine Kurve auf Basis von Stützpunkten, gemittelt aus drei Messwerten oder eine untere Hüllkurve als Grenzformänderungskurve definiert wird.

Anhand eines Demonstrators wurde für den weichen Tiefziehstahl DX54 gezeigt, dass die Grenzformänderungskurve auf Basis des Geradenfits eine valide Prozessgrenze zur Auslegung komplexer Blechwerkstoffe darstellt. Die Schnittlinienmethode stellt hingegen eine zu konservative Prognose dar.

Auf Basis der umfangreichen Werkstoffcharakterisierung wurden Grenzformänderungskurven numerisch, semi-empirisch sowie analytisch bestimmt und mit den experimentell ermittelten Grenzformänderungskurven auf Basis der Schnittlinienmethode und der Geradenfitmethode verglichen. Hierbei lieferten die Modelle nach Tata und Arcelor sowie das eMMFC für die Werkstoffe DX56, den DP800 sowie der Aluminiumlegierung AW-6016 mit dem Experiment näherungsweise übereinstimmende Grenzformänderungskurven. Das numerische Modell lieferte darüber hinaus zusätzlich für die naturharte Aluminiumlegierung AW-5182 eine vergleichbare Grenzformänderungskurve. Weiterhin zeigt die Verwendung unterschiedlicher

Fließorte sowie Dehnratenmodelle die hohe Abhängigkeit der Simulationsergebnisse von den gewählten Modellen. Für eine möglichst genaue Vorhersage der Machbarkeit komplexer Blechbauteile wird demzufolge die Verwendung der dehnungs- und spannungsabhängigen Dehnratensensitivität sowie höherwertiger Fließorte empfohlen. Das Modell nach Keeler ergibt lediglich für weiche Tiefziehstähle plausible Ergebnisse. Die Modelle nach Keeler, Swift-Hill sowie auf Basis des FORM-CERT ergeben für die verschiedenen Werkstoffe teils große Abweichungen. Eine werkstoffklassenübergreifende Anwendung dieser Modelle wird nicht empfohlen.

Neben der Bestimmung der Grenzformänderung in einstufigen Versuchen erfolgte die experimentelle Ermittlung des Formänderungsvermögens nach nichtlinearer Umformhistorie. Hierfür wurde ein Werkzeug mit vier höhenverstellbaren Sicken konzipiert, welches in Kombination mit einer Kreuzzugprobe die Einstellung verschiedener Dehnungszustände ermöglicht. Der entwickelte Versuchsaufbau erlaubt die Änderung des Dehnpfades bei verschiedenen Hubhöhen des Tiefungsstempels und somit die Durchführung mehrstufiger Umformvorgänge. Zur Validierung des Versuchsaufbaus wurden neben einstufigen Versuchen, ein dreistufiger Versuch und drei zweistufige Versuche durchgeführt und mittels der zeitlichen Auswertemethode der Zeitpunkt der lokalen Einschnürung bestimmt. Die resultierenden Grenzformänderungen wurden unter Berücksichtigung der Umformhistorie mittels dem Generalized Forming Limit Concept bewertet, wodurch die Prognosegenauigkeit des Ansatzes gezeigt werden konnte.

Ein Verbesserungspotential des Versuchsaufbaus ist die erforderliche Vertiefung in der Probenmitte der Kreuzzugprobe und der hierdurch entstehende fertigungstechnische Einfluss aufgrund der spanenden Bearbeitung. Es ist bekannt, dass die Grenzformänderung abhängig ist von der Blechdicke (Keeler und Brazier, 1977). Demzufolge wird durch eine Vertiefung die Grenzformänderung zu niedrigeren Werten verschoben. Weiterführende Arbeiten beschäftigen sich mit dem Ansatz die Probengeometrie aus Einzelblechen mittels verschiedener Fügeverfahren aufzubauen und somit in der Probenmitte sowohl die Ausgangsblechdicke wie auch den Ausgangszustand zu prüfen. Des Weiteren wird der Aufbau eines Regelkreises angestrebt. Dieser besteht aus der Vorgabe einer Zielgröße in Form eines Dehnpfades, der Aufnahme der aktuellen Dehnungen mittels optischer Messtechnik und der Anpassung der Sickenhöhen bei Abweichung der Dehnungen von der Zielgröße.

A. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1:	Dynamische Eingangsgrößen für eine Blechumformsimulation	1
Abbildung 1.2:	Einfluss der Dehnrates auf das Simulationsergebnis, a) ohne Dehnratesensitivität, b) mit Dehnratesensitivität, im Vergleich zum Experiment bei verschiedener Orientierung der Platine zur Walzrichtung, c) 90°, d) 45°, e) 0°	3
Abbildung 2.1:	a) Kubisch-raumzentrierte, b) kubisch-flächenzentrierte und c) hexagonal-dichteste Elementarzelle. Spalte 1 Schwerpunktmodell; Spalte 2 Realmodell; Spalte 3 Oktaederplätze; Spalte 4 Tetraederplätze (Macherauch und Zoch, 2014)	6
Abbildung 2.2:	Zusammenhang zwischen der Verformungstemperatur, Verformungsgeschwindigkeit und den thermischen und athermischen Werkstoffwiderständen nach Macherauch und Zoch (2014)	10
Abbildung 2.3:	Verschiedene Spannungszustände (I-VI) im a) wahren Spannungsraum und b) wahren Dehnungsraum	12
Abbildung 2.4:	Spannungs-Dehnungskurve mit wesentlichen Kennwerten sowie Phasen der plastischen Verformung unter Zugbeanspruchung	14
Abbildung 2.5:	Wahre Spannung-Temperatur-Diagramm nach Jocham et al. (2016).....	18
Abbildung 2.6:	Extrapolationsansätze am Beispiel eines weichen Tiefziehstahls.....	20
Abbildung 2.7:	Transformation der Fließkurve aus dem hydraulischen Tiefungsversuch auf eine dem Zugversuch entsprechenden äquivalente Fließkurve.....	21
Abbildung 2.8:	a) Fließkurvenschar konstanter Dehnrates, b) m-Wert Bestimmung durch lineare Regression bei $\varphi=0,05$, c) Jump Test	22
Abbildung 2.9:	Dehnratesensitivität nach Larour im Dehnratesbereich von 10^{-3} bis 20 s^{-1} (Larour, 2010, Larour et al., 2013).....	23
Abbildung 2.10:	Brucharten, a) duktiler Trennbruch, b) duktiler Scherbruch, c) Einschnürbruch, d) Sprödbbruch	25
Abbildung 2.11:	Schnittlinienmethode nach ISO 12004-2 (DIN EN ISO 12004-2:2008)	28
Abbildung 2.12:	Geradenfitmethode basierend auf (Volk und Hora, 2011).....	29

Abbildung 2.13: Schnittlinienmethode nach (Dahan et al., 2007), a) erste Ableitung des Hauptumformgrads, b) zweite Ableitung des Hauptumformgrads.....	30
Abbildung 2.14: Regressionsmethode nach (Merklein, Kuppert und Geiger, 2010)	31
Abbildung 2.15: Flat valley method nach (Martínez-Donaire, García-Lomas und Vallellano, 2014), a)-d) Ausprägung der Probenkontur zu verschiedenen Zeitpunkten.	32
Abbildung 2.16: GFLC Datenbasis für AC121 mit einer Blechdicke von 1 mm, bestehend aus der linearen FLC sowie sechs Restgrenzformänderungsdiagrammen nach verschiedener Vorformung	34
Abbildung 2.17: Marciniak und Kuczynski (M-K)-Modell nach (Banabic et al., 2004)	36
Abbildung 2.18: Prinzip des MMFC nach (Hora, Tong und Reissner, 1996).....	38
Abbildung 2.19: Beziehung zwischen a) Grenzdehnung unter ebener Dehnung und Verfestigungsexponent, b) Grenzdehnung unter ebener Dehnung und Blechdicke nach (Keeler und Brazier, 1977).....	40
Abbildung 2.20: Beziehung zwischen gemessener Grenzformänderung unter ebener Dehnung und den mechanischen Kennwerten aus dem Zugversuch nach (Abspoel, Scholting und Droog, 2013)	42
Abbildung 3.1: Zielsetzung und Vorgehensweise	47
Abbildung 5.1: Gefüge der Tiefziehstähle, a) DC06, b) DX56, c) DX54	54
Abbildung 5.2: Gefüge des Dualphasenstahls DP800, a) 50 μm , b) 10 μm	54
Abbildung 5.3: Gefüge der aushärtbaren Aluminiumlegierung AW-6016	55
Abbildung 5.4: Gefüge der naturharten Aluminiumlegierungen a) AW-5182 und b) AW-5754.....	56
Abbildung 6.1: Aufbau der Zugversuche mit a) taktiler und b) optischer Dehnungsmessung	57
Abbildung 6.2: Zeitliche Auswertemethode für die Dehnraten 0,00025, 0,005 und 0,01 1/s.....	58
Abbildung 6.3: Aufbau des hydraulischen Tiefungsversuchs	60
Abbildung 6.4: Aufbau des Kreuzzugversuchs a) einachsiger Zug, b) zweiachsig gleichmäßiger Zug, c) ebene Dehnung	61
Abbildung 6.5: Ebener Kreuzzugversuch a) Probengeometrie, b) applizierte Messmittel....	62

Abbildung 6.6:	Nakajima Versuch a) Versuchsaufbau, b) Probengeometrien	63
Abbildung 6.7:	Versuchsaufbau des Sickenwerkzeugs mit optischem Messsystem	65
Abbildung 6.8:	Effektive Sickenhöhe	66
Abbildung 6.9:	Geometrie der Kreuzzugprobe für die Bestimmung der Grenzformänderung	67
Abbildung 7.1:	Schnittdarstellung des Nakajima Simulationsmodells	69
Abbildung 7.2:	Referenzversuche zur Abbildung des Niederhalterkonzepts mittels Verschiebungsrandbedingungen	70
Abbildung 7.3:	Niederhalterkonzept a) Proben mit schmalen Stegbreiten und Vollprobe, b) Proben mit Stegbreiten zwischen 100 und 130 mm	71
Abbildung 7.4:	Vernetzung der Probengeometrie mit Stegbreite 50 mm und Ausparungslänge 25 mm, Beispielhaft für alle taillierten Probengeometrien ..	71
Abbildung 7.5:	Vernetzung der Probengeometrie Vollprobe	72
Abbildung 8.1:	Extrapolation der Fließkurve aus dem Zug- und dem hydraulischen Tiefungsversuch für a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182	75
Abbildung 8.2:	Fließort bei verschiedenen Dehnungen für DX56 a) Anfangsfließort $k_{f,T}$ durch Temperaturmessung, b) Anfangsfließort $k_{f,0}$ bei Streckgrenze $R_{p0,2}$, c) Fließort $k_{f,Ag}$ bei Gleichmaßdehnung	76
Abbildung 8.3:	Fließort bei $R_{p0,2}$ und A_g für a) DC06, b) DX54, c) DP800, d) AW-6016 und e) AW-5182	78
Abbildung 8.4:	Kennwerte aus dem Zugversuch bei verschiedenen Dehnraten a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182	80
Abbildung 8.5:	Zugversuch mit Längen und Breitenmessung, DX56, a) Fließkurven, b) Dehnratensensitivität, c) Bestimmung der Dehnratenabhängigkeit bei verschiedenen Dehnungen	81
Abbildung 8.6:	Zugversuch mit optischer Dehnungsmessung, DX56, a) Fließkurven, b) Dehnratensensitivität, c) Bestimmung der Dehnratenabhängigkeit bei verschiedenen Dehnungen	82
Abbildung 8.7:	a) Geschwindigkeitsprofil und b) resultierende Dehnraten, DX56	83

Abbildung 8.8: Hydraulischer Tiefungsversuch mit optischer Dehnungsmessung, DX56, a) Fließkurven, b) Dehnratensensitivität, c) Bestimmung der Dehnratenabhängigkeit bei verschiedenen Dehnungen	84
Abbildung 8.9: Dehnratensensitivität unter verschiedenen Belastungszuständen, DX56, a) experimentelle Ergebnisse, b) mathematische Beschreibung.....	85
Abbildung 8.10: Fließkurven auf Basis verschiedener Dehnratenmodelle im Vergleich zu experimentellen Fließkurven aus Zugversuchen mit a) taktile und b) optischer Dehnungsmessung, DX56	86
Abbildung 8.11: Fließkurven auf Basis verschiedener Dehnratenmodelle im Vergleich zu experimentellen Fließkurven aus dem hydraulischen Tiefungsversuch, DX56	87
Abbildung 8.12: Vergleich experimenteller und simulativer quasistatischer Fließkurven aus dem hydraulischen Tiefungsversuch, DX56.....	88
Abbildung 8.13: Maximale Polhöhe und Umformgrad aus Experiment und Simulation des hydraulischen Tiefungsversuchs mit verschiedenen Fließkurvenmodellen unter Verwendung des experimentellen Druckverlaufs für Zieldehnrate 0,1 1/s DX56.....	89
Abbildung 8.14: Maximale Polhöhe über Druck aus Experiment und Simulation des hydraulischen Tiefungsversuchs mit verschiedenen Fließkurvenmodellen unter Verwendung des experimentellen Druckverlaufs für soll-Dehnrate 0,1 1/s, DX56.....	90
Abbildung 8.15: Experimentell ermittelte Dehnratensensitivität unter verschiedenen Belastungszuständen und Dehnungsniveaus a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182	92
Abbildung 8.16: Modelle zur Beschreibung der experimentell ermittelten Dehnratensensitivität unter verschiedenen Belastungszuständen und Dehnungsniveaus a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182	93
Abbildung 8.17: Anisotropie in Abhängigkeit des Umformgrades, DX56, a) taktile und b) optische Dehnungsmessung	95
Abbildung 8.18: r-Werte in Abhängigkeit vom Umformgrad, a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182	97

Abbildung 8.19: Grenzformänderungskurven, Stützpunkte und Dehnpfade, a) DC06, b) DX56, c) DX54, d) DP800, e) AW-6016 und f) AW-5182.....	99
Abbildung 8.20: Skalierung der Messfrequenz, a) zeitliche Lage des Bildes zum Riss, b) Auswirkung auf zeitliche Auswertemethode	102
Abbildung 8.21: Abweichung der Hauptformänderung bei einer Messfrequenz von 10 Hz im Vergleich zu 40 Hz, a) DX54, b) DP800, c) AW-6016, d) AW-5182.....	102
Abbildung 8.22: Abweichung der Hauptformänderung bei Wahl des Rissbildes, DX54, 10 Hz, a) 2 BvR, b) 3 BvR.....	103
Abbildung 8.23: Fitbereich der stabilen Gerade in Abhängigkeit des Auswertebereichs, AW-5182, a) 4 bis 2 mm vor Riss, b) 15 bis 7 mm vor Riss	104
Abbildung 8.24: Abgasdämpfer i.O., Walzrichtung 0°, Ziehtiefe 74 mm, $v = 30$ mm/s, DX54, a) Schnittlinienmethode, b) Geradenfitmethode, c) Hauptumformgrad	106
Abbildung 8.25: Abgasdämpfer i.O., Walzrichtung 90°, Ziehtiefe 75 mm, $v = 30$ mm/s, DX54, a) Schnittlinienmethode, b) Geradenfitmethode, c) Hauptumformgrad	106
Abbildung 8.26: Einfluss der Elementkantenlänge auf die beginnende Instabilität a) Dehnratenverlauf, b) Hauptumformgrad.....	107
Abbildung 8.27: Vergleich experimentell und numerisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Fließorte, DX56, a) Hill48, b) Barlat89, c) Barlat00.....	109
Abbildung 8.28: Vergleich experimentell und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, DX56, a) semi-empirisch, b) FORM-CERT, c) eMMFC	110
Abbildung 8.29: Vergleich experimentell, numerisch und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, DP800, a) numerisch, b) semi-empirisch, c) eMMFC	112
Abbildung 8.30: Vergleich experimentell, numerisch und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, AW-6016, a) numerisch, b) semi-empirisch, c) eMMFC	113
Abbildung 8.31: Vergleich experimentell, numerisch und analytisch ermittelter Grenzformänderungskurven bei Verwendung verschiedener Modelle, AW-5182, a) numerisch, b) semi-empirisch, c) FORM-CERT und eMMFC	115

Abbildung 8.32: Dehnungsverteilung und Verlauf des Dehnpfades bis zum letzten Bild vor dem Riss, a) einachsiger Lastfall, b) Lastfall der ebenen Dehnung c) zweiachsiger Lastfall (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a).....	117
Abbildung 8.33: Grenzformänderungskurve, AW-5754 mit einer Dicke von 0,7 mm im Auswertebereich, nach (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)	118
Abbildung 8.34: Dehnungsverteilung einer dreistufigen Umformoperation mit Hilfe des Sickenwerkzeuges, Inkrement unter a) einachsigem Zug, b) ebener Dehnung, c) zweiachsigem Zug (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a).....	119
Abbildung 8.35: Bewertung des dreistufigen Dehnpfades mit Hilfe des GFLCs nach (Jocham et al., 2015, Jocham et al., 2016a)	119
Abbildung 8.36: Bewertung aller mehrstufigen Dehnpfade mit Hilfe des GFLCs nach (Jocham et al., 2016a)	120
Abbildung 8.37: Dehnpfadlängen am Beispiel eines zweistufigen Dehnpfades nach (Jocham et al., 2016a)	121

B. Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1:	Kristallbaufehler (Macherauch und Zoch, 2014, Weissbach, Dahms und Jaroschek, 2015).....	7
Tabelle 2.2:	Verfestigungsmechanismen in metallischen Werkstoffen nach Macherauch und Zoch, 2014.....	9
Tabelle 2.3:	Wichtige Kennwerte der Umformtechnik bei linearer Belastung.....	13
Tabelle 2.4:	Extrapolationsansätze.....	19
Tabelle 2.5:	Beschreibung der Dehnraten- und Temperaturabhängigkeit	24
Tabelle 2.6:	Werkstoffklassenabhängige Parameter des eMMFCs	39
Tabelle 4.1:	Technische Daten der universal Zug-Druck Prüfmaschinen	49
Tabelle 4.2:	Technische Daten der universal Blechprüfmaschine	49
Tabelle 4.3:	Technische Daten der zweifach wirkenden Presse	50
Tabelle 4.4:	Technische Daten der verwendeten optischen Messsysteme.....	51
Tabelle 4.5:	Technische Daten des verwendeten optischen Messsystems zur Formänderungsanalyse	51
Tabelle 5.1:	Versuchswerkstoffe.....	53
Tabelle 5.2:	Tiefziehstähle - Chemische Zusammensetzung aus Spektralanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 10346:2009).....	54
Tabelle 5.3:	Dualphasenstahl DP800 - Chemische Zusammensetzung aus Spektralanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 10346:2009).....	55
Tabelle 5.4:	Aushärtbare Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung aus Spektralanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 573-3:2013)	55
Tabelle 5.5:	Naturharte Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung aus Spektralanalyse und maximale Legierungsanteile nach (DIN EN 573-3:2013)	56
Tabelle 6.1:	Parameter der zeitlichen Auswertemethode zur Bestimmung der beginnenden lokalen Einschnürung im Zugversuch für DX56	59
Tabelle 6.2:	Versuchsplan - Zugversuch.....	59

Tabelle 6.3:	Versuchsplan - Hydraulischer Tiefungsversuch.....	61
Tabelle 6.4:	Versuchsplan - Nakajima Versuch	64
Tabelle 6.5:	Versuchsplan - Ermittlung nichtlinearer Dehnpfade	67
Tabelle 8.1:	Mechanische Kennwerte aus dem Zugversuch bei quasistatischer Dehnrates 0,00025 1/s.....	73
Tabelle 8.2:	Zugspannung $k_{f,Z,0^\circ}$ und biaxiale Spannung $k_{f,B}$ arbeitsäquivalent bei Gleichmaßdehnung und hieraus resultierendes biaxiales Verhältnis f_b	74
Tabelle 8.3:	Parameter des Extrapolationsansatzes Kombination Swift-Hockett-Sherby	74
Tabelle 8.4:	r-Werte aus dem Zugversuch bei quasistatischer Dehnrates 0,00025 1/s mit taktiler und optischer Dehnungsmessung	94
Tabelle 8.5:	Dehnungsverteilung ein Bild vor Riss der verschiedenen Werkstoffklassen und zulässige Anwendungsfelder der Schnittlinienmethode	100
Tabelle 8.6:	Skalierung der Auswerteparameter in Abhängigkeit der Messfrequenz	101
Tabelle 8.7:	Modelle zur numerischen Bestimmung der Grenzformänderungen, DX56.....	109
Tabelle 8.8:	Modelle zur analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, DX56.....	110
Tabelle 8.9:	Modelle zur numerischen, semi-empirischen und analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, DP800.....	112
Tabelle 8.10:	Modelle zur numerischen, semi-empirischen und analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, AW-6016.....	114
Tabelle 8.11:	Modell zur numerischen, semi-empirischen und analytischen Bestimmung der Grenzformänderungen, AW-5182.....	115
Tabelle 8.12:	Paarweiser Vergleich der numerisch, semi-empirisch und analytisch bestimmten Grenzformänderungskurven im Vergleich zur experimentellen Bestimmung.....	116
Tabelle 8.13:	Versuchsparameter zur Erstellung eines dreistufigen Dehnpfades	118
Tabelle 8.14:	Prognosegenauigkeit nichtlinearer Dehnpfade mittels GFLC und GFK	122

C. Literatur

DIN EN 485-2:2013, *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Bänder, Bleche und Platten – Teil 2: Mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung FprEN 485-2:2013*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN EN 573-3:2013, *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

SEP 1240:2006, *Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnung*: Stahlinstitut VDEh - Stahleisen GmbH.

DIN EN ISO 6892-1:2014, *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO/DIS 6892-1:2014)*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN 8584-3:2003, *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen Teil 1: Allgemeines Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN 8585-4:2003, *Fertigungsverfahren Zugumformen Teil 4: Tiefen Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN EN ISO 10113:2014, *Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Bestimmung der senkrechten Anisotropie (ISO:10113:2006)*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN EN 10130:1999, *Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN EN 10346:2009, *Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN EN ISO 12004-2:2008, *Metallische Werkstoffe – Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve – Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor (ISO 12004-2:2008)*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

DIN EN ISO 16808:2013, *Metallische Werkstoffe – Blech und Band – Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen (ISO/DIS 16808:2013)*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

ISO 16842:2014, *Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Biachsialer Zugversuch unter Verwendung von kreuzförmigen Proben (Kreuzzugversuch)*.

DIN 50125:2009, *Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

ABBADI, M., P. HÄHNER und A. ZEGHLOUL, 2002. On the characteristics of Portevin–Le Chatelier bands in aluminum alloy 5182 under stress-controlled and strain-controlled tensile testing [online]. *Materials Science and Engineering: A*, **337**(1-2), 194-201. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0921-5093(02)00036-9

ABSPOEL, M., E.H. ATZEMA, J. DROOG und M.E. SCHOLTING, 2011. Setting up a consistent database of FLC's. *IDDRG 2011*.

ABSPOEL, M., M.E. SCHOLTING und J.M. DROOG, 2013. A new method for predicting Forming Limit Curves from mechanical properties [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **213**(5), 759-769. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2012.11.022

- AFFRONTI, E. und M. MERKLEIN, 2017. Metallographic Analysis of Nakajima Tests for the Evaluation of the Failure Developments [online]. *Procedia Engineering*, **183**, 83-88. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.proeng.2017.04.015
- ARRIEUX, R., 1981. *Contribution to the determination of forming limit curves of titanium and aluminium. Proposal of an intrinsic criterion*. Dissertation. Lyon.
- BANABIC, D., 2005. An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets [online]. *International Journal of Plasticity*, **21**(3), 493-512. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijplas.2004.04.003
- BANABIC, D., 2010. *Sheet Metal Forming Processes*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN 978-3-540-88112-4.
- BANABIC, D., S. COMSA, P. JURCO, G. COSOVICI, L. PARAIANU und D. JULEAN, 2004. FLD theoretical model using a new anisotropic yield criterion [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **157**, 23-27. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.09.015
- BANABIC, D. und J. HUETINK, 2006. Determination of the yield locus by means of temperature measurement. *ESAFORM 2006*.
- BANABIC, D., T. KUWABARA, T. BALAN, D.S. COMSA und D. JULEAN, 2003. Non-quadratic yield criterion for orthotropic sheet metals under plane-stress conditions [online]. *International Journal of Mechanical Sciences*, **45**(5), 797-811. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0020-7403(03)00139-5
- BARLAT, F., J.C. BREM, J.W. YOON, K. CHUNG, R.E. DICK, D.J. LEGE, F. POURBOGH-RAT, S.-H. CHOI und E. CHU, 2003. Plane stress yield function for aluminum alloy sheets-part 1: theory [online]. *International Journal of Plasticity*, **19**(9), 1297-1319. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0749-6419(02)00019-0
- BARLAT, F. und K. LIAN, 1989. Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I [online]. A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions. *International Journal of Plasticity*, **5**(1), 51-66. Verfügbar unter: doi:10.1016/0749-6419(89)90019-3
- BIRKERT, A., S. HAAGE und M. STRAUB, 2013. *Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN 978-3-642-34669-9.
- BLUMBACH, M., 2006. *Laseroptische Fließkurvenermittlung im hydraulischen Tiefungsversuch*. Dissertation. Aachen.
- BRAGARD, D., L. LAZARESCU, L. PARAIANU, I. CIOBANU und I. NICODIM, 1972. Simplified Technique to Determine the FLD on the Onset of Necking. *IDDRG 1972*.
- BRIDGMAN, P.W., 1944. The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Transactions of the American Society of Metals*, (32), 553-574.
- CARR, A.R., A. WALKER und E. COMBAZ, 2015. Derivation of a forming limit stress diagram from an experimental FLC, and comparison of the two criteria when applied to FE simulation of a pressing using different yield functions [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*, **8**(1), 45-57. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-013-1146-7
- CAYSSIALS, F., 1998. A new method for predicting FLC. *IDDRG 1998*.
- CAYSSIALS, F. und X. LEMOINE, 2005. Predictive model of FLC (Arcelor model) upgraded to UHSS steels. *IDDRG 2005*.

- CONSIDÈRE, M., 1885. L'emploi du fer et de l'acier dans les constructions. *Annales Des Ponts et Chaussées*, (9), 574-775.
- COWPER, G.R. und P.S. SYMONDS, 1958. Strain hardening and strain rate effects in the impact loading of cantilever beams. *Technical Report*, (28), 1-46.
- DAHAN, Y., Y. CHASTEL, P. DUROUX, P. HEIN, E. MASSONI und J. WILSIUS, 2006. Formability investigations for the hot stamping process. *IDDRG 2006*.
- DAHAN, Y., Y. CHASTEL, P. DUROUX, J. WILSIUS, P. HEIN und E. MASSONI, 2007. Procedure for the experimental determination of a forming limit curve for usibor 1500 P. *IDDRG 2007*.
- DAHL, W., 1993. *Umformtechnik, Plastomechanik und Werkstoffkunde*. Düsseldorf: Verl. Stahleisen; Springer. ISBN 3-540-56682-1.
- DENG, N., T. KUWABARA und Y.P. KORKOLIS, 2015. Cruciform Specimen Design and Verification for Constitutive Identification of Anisotropic Sheets [online]. *Experimental Mechanics*, **55**(6), 1005-1022. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11340-015-9999-y
- DOEGE, E. und B.-A. BEHRENS, 2010. *Handbuch Umformtechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN 978-3-642-04248-5.
- DUNCOMBE, E., 1972. Plastic instability and growth of grooves and patches in plates or tubes [online]. *International Journal of Mechanical Sciences*, **14**(5), 325-337. Verfügbar unter: doi:10.1016/0020-7403(72)90087-2
- DZIALLACH, S., W. BLECK, M. BLUMBACH und T. HALLFELDT, 2007. Sheet Metal Testing and Flow Curve Determination under Multiaxial Conditions [online]. *Advanced Engineering Materials*, **9**(11), 987-994. Verfügbar unter: doi:10.1002/adem.200700129
- EBERLE, B., W. VOLK und P. HORA, 2008. Automatic approach in the evaluation of the experimental FLC with a full 2D approach based on a time depending method. *Numisheet 2008*.
- EMDE, T., 2008. *Mechanisches Verhalten metallischer Werkstoffe über weite Bereiche der Dehnung, der Dehnrate und der Temperatur*. Dissertation. Aachen.
- FLEISCHER, M., T. BORRVALL und K.-U. BLETZINGER, 2007. Experience from using recently implemented enhancements for Material 36 in LS-DYNA 971 performing a virtual tensile test. *6th European LS-DYNA Users' Conference 2007*.
- FRANK, F.C. und W.T. READ, 1950. Multiplication Processes for Slow Moving Dislocations [online]. *Physical Review*, **79**(4), 722-723. Verfügbar unter: doi:10.1103/PhysRev.79.722
- FRIEDEL, J. und L.F. VASSAMILLET, 1964. Dislocations. *Pergamon Press*.
- GABER, C., D. JOCHAM, H.A. WEISS, O. BÖTTCHER und W. VOLK, 2017. Evaluation of non-linear strain paths using Generalized Forming Limit Concept and a modification of the Time Dependent Evaluation Method [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*, **10**(3), 345-351. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-016-1283-x
- GEIGER, M. und M. MERKLEIN, 2003. Determination of forming limit diagrams - a new analysis method for characterization of materials' formability [online]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **52**(1), 213-216. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0007-8506(07)60568-X
- GESE, H., H. DELL, L. KEßLER, H. WERNER und H. HOOPUTRA, 2001. Continuos Failure Prediction Model for Nonlinear Load Paths in Successive Stamping and Crash Processes. *SAE Technical Paper Series*, (SP-1614).

- GESE, H., H. DELL, G. OBERHOFER, M. OEHM und A. HEATH, 2013. CRACHFEM – A comprehensive approach for the prediction of sheet failure in multi-step forming and subsequent forming and crash simulations. *Forming Technology Forum 2013*.
- GHOSH, A., 1977. Tensile instability and necking in materials with strain hardening and strain-rate hardening [online]. *Acta Metallurgica*, **25**(12), 1413-1424. Verfügbar unter: doi:10.1016/0001-6160(77)90072-4
- GOM MBH, 2009. Aramis v6.1 - Benutzerhandbuch Software.
- GOODWIN, G.M., 1968. Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop [online]. *SAE Technical Paper*. Verfügbar unter: doi:10.4271/680093
- GOTTSTEIN, G., 2001. *Physikalische Grundlagen der Materialkunde*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. Springer-Lehrbuch. ISBN 3-540-41961-6.
- GOTTSTEIN, G., 2004. *Physical Foundations of Materials Science*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN 3-540-40139-3.
- GRAF, A.F. und W.F. HOSFORD, 1993. Calculations of forming limit [online]. *Metallurgical Transactions A*, **24**(11), 2497-2501. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02646528
- GUTSCHER, G., H.-C. WU, G. NGAILE und T. ALTAN, 2004. Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, (146), 1-7. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0924-0136(03)00838-0
- HANABUSA, Y., H. TAKIZAWA und T. KUWABARA, 2013. Numerical verification of a biaxial tensile test method using a cruciform specimen [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **213**(6), 961-970. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2012.12.007
- HANCOCK, J.W. und A.C. MACKENZIE, 1976. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states [online]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **24**(2-3), 147-160. Verfügbar unter: doi:10.1016/0022-5096(76)90024-7
- HILL, R., 1952. On discontinuous plastic states, with special reference to localized necking in thin sheets [online]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **1**(1), 19-30. Verfügbar unter: doi:10.1016/0022-5096(52)90003-3
- HILL, R., 1990. Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals [online]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **38**(3), 405-417. Verfügbar unter: doi:10.1016/0022-5096(90)90006-P
- HILL, R., 1948. A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals [online]. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, **193**(1033), 281-297. Verfügbar unter: doi:10.1098/rspa.1948.0045
- HOCKETT, J.E. und O.D. SHERBY, 1975. Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures [online]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **23**(2), 87-98. Verfügbar unter: doi:10.1016/0022-5096(75)90018-6
- HODOWANY, J., G. RAVICHANDRAN, A.J. ROSAKIS und P. ROSAKIS, 2000. Partition of plastic work into heat and stored energy in metals [online]. *Experimental Mechanics*, **40**(2), 113-123. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02325036
- HOFFMANN, H. und C. VOGL, 2003. Determination of true stress-strain-curves and normal anisotropy in tensile tests with optical strain measurement [online]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, (52), 217-220. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0007-8506(07)60569-1

- HOLLOMON, J.H., 1945. Tensile Deformation. *Transaction of American Institute of Mechanical Engineering*, **162**, 268-277.
- HOOKE, R., 1678. Lectures de potentia restitutiva, or, of Spring: explaining the power of springing bodies: to which are added some collections. *Royal Society*.
- HORA, P. und L. TONG, 1994. A prediction method for ductile sheet metal failure in FE-simulation. *IDDRG 1994*, 363-375.
- HORA, P. und L. TONG, 2006. Numerical Prediction of FLC using the enhanced modified maximum force criterion (EMMFC). *FLC Zurich 2006*, 31-36.
- HORA, P., L. TONG und N. MANOPULO, 2016. Theoretical prediction of FLC based on curvature and strain rate dependent MMFC criterions. *IDDRG 2016*.
- HUTCHINSON, J.W. und K.W. NEALE, 1978. Sheet Necking-II. Time-Independent Behavior [online], 127-153. Verfügbar unter: doi:10.1007/978-1-4613-2880-3_6
- HWANG, C., 2004. *Erweiterte Modellierung des Werkstoffverhaltens für die Umformsimulation durch optische Ermittlung von Kennwerten im Zugversuch*. Dissertation. München.
- JOCHAM, D., M. BAUMANN und W. VOLK, 2015. Optimierung einer Probenform für den Kreuzzugversuch zur Bestimmung der Grenzformänderung [online]. *Materials Testing*, **57**(3), 205-213. Verfügbar unter: doi:10.3139/120.110707
- JOCHAM, D., C. GABER, O. BÖTTCHER und W. VOLK, 2015. Prediction of formability for multi-linear strain paths. *Forming Technology Forum 2015*.
- JOCHAM, D., C. GABER, O. BÖTTCHER, P. WIEDEMANN und W. VOLK, 2016a. Experimental prediction of sheet metal formability of AW-5754 for non-linear strain paths by using a cruciform specimen and a blank holder with adjustable draw beads on a sheet metal testing machine [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*, (9). Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-016-1304-9
- JOCHAM, D., R. NORZ und W. VOLK, 2016. Strain rate sensitivity of DC06 for high strains under biaxial stress in hydraulic bulge test and under uniaxial stress in tensile test [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*, **10**(3), 453-461. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-016-1293-8
- JOCHAM, D., S. VITZTHUM, S. TAKAHASHI, A. WEINSCHENK und W. VOLK, 2016b. Yield locus determination of DX56 on a testing apparatus with link mechanism using the thermoelectrical effect and equivalent plastic work. *Forming Technology Forum 2016*.
- JOCHAM, D. und W. VOLK, 2016. Numerical determination of the onset of local necking using time dependent evaluation method and dynamic material parameters [online]. *Journal of Physics: Conference Series*, **734**. Verfügbar unter: doi:10.1088/1742-6596/734/3/032015
- JOHNSON, G.R. und W.H. COOK, 1983. A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains High Strain Rates and High Temperatures. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics 1983*, (54).
- JOULE, J.P. und W. THOMSON, 1852. On the thermal effects experienced by air in rushing through small apertures. *Philosophical Magazine and Journal of Science*.
- JURCO, P. und D. BANABIC, 2005. A user-friendly programme for calculating Forming Limit Diagrams. *ESAFORM 2005*.
- KEELER, S.P. und W.A. BACKOFEN, 1963. Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched Over Rigid Punches. *Transactions of the American Society of Metals*, **56**, 25-48.

- KEELER, S.P. und W.G. BRAZIER, 1977. Relationship between Laboratory Material Characterization and Press-Shop Formability. *Micro Alloying*, **75**, 517-528.
- KELLER, S., W. HOTZ und H. FRIEBE, 2009. Yield Curve Determination using the Bulge Test combined with optical Measurement. *IDDRG 2009*.
- KESSLER, L. und J. GERLACH, 2006. The impact of materials testing strategies on the determination and calibration of different FEM material models. *IDDRG 2006*.
- KLEEMOLA, H.J. und M.T. PELKKIKANGAS, 1977. Effect of predeformation and strain path on the forming limits of steel copper and brass. *Sheet Metal Industries*, **63**(3), 591-599.
- KLOCKE, F. und W. KÖNIG, 2006. *Fertigungsverfahren 4. Umformen*. 5. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. VDI-Buch. ISBN 3-540-23650-3.
- KUPPERT, A., 2014. *Erweiterung und Verbesserung von Versuchs und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven*. Dissertation. Erlangen-Nürnberg.
- KUWABARA, T., S. IKEDA und K. KURODA, 1998. Measurement and analysis of differential work hardening in cold-rolled steel sheet under biaxial tension [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **80-81**, 517-523. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0924-0136(98)00155-1
- LANGE, K., 2002. *Grundlagen*. 2. Aufl. Nachdruck 2002 in veränderter Ausstattung, Studienausgabe. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. Umformtechnik. Bd. 1 (2002). ISBN 3-540-43686-3.
- LANKFORD, W.T., S.C. SNYDER und J.A. BAUSHER, 1950. New criteria for predicting the press performance of deep drawing sheets. *Transactions of the American Society of Metals*, **42**, 1197-1232.
- LAROUB, P., 2010. *Strain rate sensitivity of automotive sheet steels: influence of plastic strain, strain rate, temperature, microstructure, bake hardening and pre-strain*. Dissertation. Aachen.
- LAROUB, P., A. BÄUMER, K. DAHMEN und W. BLECK, 2013. Influence of Strain Rate, Temperature, Plastic Strain, and Microstructure on the Strain Rate Sensitivity of Automotive Sheet Steels [online]. *steel research international*, **84**(5), 426-442. Verfügbar unter: doi:10.1002/srin.201200099
- LEOTOING, L. und D. GUINES, 2015. Investigations of the effect of strain path changes on forming limit curves using an in-plane biaxial tensile test [online]. *International Journal of Mechanical Sciences*, **99**, 21-28. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijmecsci.2015.05.007
- LIPP, A., I. HEINLE, P. CRAIGHERO, H. FRIEBE, M. KLEIN und T. MÖLLER, 2012. Improved Flow Curve Determination Using the Bulge Test Combined with Optical Measurement Systems and Compensation Strategies. *IDDRG 2012*.
- LOGAN, R.W. und W.F. HOSFORD, 1980. Upper-bound anisotropic yield locus calculations assuming $\langle 111 \rangle$ -pencil glide [online]. *International Journal of Mechanical Sciences*, **22**(7), 419-430. Verfügbar unter: doi:10.1016/0020-7403(80)90011-9
- LUDWIK, P., 1909. *Elemente der Technologischen Mechanik* [online]. Verfügbar unter: doi:10.1007/978-3-662-40293-1
- MACHERAUCH, E. und H.-W. ZOCH, 2014. *Praktikum in Werkstoffkunde. 91 ausführliche Versuche aus wichtigen Gebieten der Werkstofftechnik; mit 23 Tabellen*. 11., vollst. überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN 978-3-8348-0343-6.

- MANOPULO, N., P. HORA, P. PETERS, M. GORJI und F. BARLAT, 2015. An extended Modified Maximum Force Criterion for the prediction of localized necking under non-proportional loading [online]. *International Journal of Plasticity*, **75**, 189-203. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijplas.2015.02.003
- MANOPULO, N., P. PETERS, M. GORJI und P. HORA, 2013. Prediction of localized necking for nonlinear strain paths using the modified maximum force criterion (MMFC) and the homogeneous anisotropic hardening model (HAH) [online]. *AIP Conference Proceedings*, **1567**, 386-389. Verfügbar unter: doi:10.1063/1.4849996
- MARCINIAK, Z. und K. KUCZYŃSKI, 1967. Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal [online]. *International Journal of Mechanical Sciences*, **9**(9), 609-620. Verfügbar unter: doi:10.1016/0020-7403(67)90066-5
- MARTÍNEZ-DONAIRE, A.J., F.J. GARCÍA-LOMAS und C. VALLELLANO, 2014. New approaches to detect the onset of localised necking in sheets under through-thickness strain gradients [online]. *Materials & Design*, **57**, 135-145. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.matdes.2014.01.012
- MERKLEIN, M. und GÖDEL V., 2009. Characterization of the flow behavior of deep drawing steel grades in dependency of the stress state and its impact on FEA [online]. *International Journal of Material Forming*, (2), 415-418. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-009-0506-9
- MERKLEIN, M., A. KUPPERT und M. GEIGER, 2010. Time dependent determination of forming limit diagrams [online]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **59**(1), 295-298. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.cirp.2010.03.001
- MERKLEIN, M., A. KUPPERT, S. MÜTZE und A. GEFFERT, 2010. New Time Dependent Method for Determination of Forming Limit Curves Applied to SZBS800. *IDDRG 2010*.
- MIN, J., T.B. STOUGHTON, J.E. CARSLY, B.E. CARLSON, J. LIN und X. GAO, 2016. Accurate Characterization of Biaxial Stress-Strain Response of Sheet Metal from Bulge Testing [online]. *International Journal of Plasticity*. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijplas.2016.02.005
- MISES, R. von, 1913. Mechanik der festen Körper im plastisch- deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 582-592.
- MÜLLER, W., 1996. *Beitrag zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen unter mehrachsiger Beanspruchung*. Dissertation. Stuttgart.
- MÜLLER, W. und K. PÖHLANDT, 1996. New experiments for determining yield loci of sheet metal [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **60**(1-4), 643-648. Verfügbar unter: doi:10.1016/0924-0136(96)02399-0
- MÜSCHENBORN, W. und H.-M. SONNE, 1975. Einfluß des Formänderungsweges auf die Grenzformänderungen des Feinblechs [online]. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, **46**(9), 597-602. Verfügbar unter: doi:10.1002/srin.197503686
- MUTRUX, A., B. HOCHHOLDINGER und P. HORA, 2008. A procedure for the evaluation and validation of the hydraulic biaxial experiment. *Numisheet 2008*.
- NAGAYASU, T., S. TAKAHASHI und T. KUWABARA, 2010. Development of compact biaxial tensile testing apparatus using conventional compression testing machine and evaluation of the test results. *IDDRG 2010*.
- NAKAZIMA, K., T. KIKUMA und K. HASUKA, 1968. Study on the Formability of Steel Sheets. *Yamata Technical Report*, **264**, 8517-8530.

- OFENHEIMER, A., D. KITTING, M. KOPLINIG, H. GRASS, W. VOLK, A. LIPP, R. ILLIG und H. KUPFER, 2008. Cost effective strategy to predict formability in two-step sheet forming operations. *Numisheet 2008*.
- OROWAN, E., 1934. Zur Kristallplastizität [online]. T. III. *Z. Physik (Zeitschrift für Physik)*, **89**(9-10), 634-659. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF01341480
- OSTERMANN, F., 2014. *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag.
- PANKNIN, W., 1964. Die Bestimmung der Fließkurve und der Dehnungsfähigkeit von Blechen durch den hydraulischen Tiefungsversuch. *Industrie ANzeiger*, (49), 915-991.
- PICU, R.C., G. VINCZE, F. OZTURK, J.J. GRACIO, F. BARLAT und A.M. MANIATTY, 2005. Strain rate sensitivity of the commercial aluminum alloy AA5182-O [online]. *Materials Science and Engineering: A*, **390**(1-2), 334-343. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.msea.2004.08.029
- REED, J.M. und M.E. WALTER, 2003. Observations of serration characteristics and acoustic emission during serrated flow of an Al–Mg alloy [online]. *Materials Science and Engineering: A*, **359**(1-2), 1-10. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0921-5093(02)00729-3
- REISSNER, J., 2010. *Werkstoffkunde für Bachelors*. München: Hanser. ISBN 978-3-446-42012-0.
- RICE, J.R., 1976. The localization of plastic deformation. *Theoretical and Applied Mechanics*.
- ROSAKIS, P., A.J. ROSAKIS, G. RAVICHANDRAN und J. HODOWANY, 2000. A thermodynamic internal variable model for the partition of plastic work into heat and stored energy in metals [online]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **48**(3), 581-607. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0022-5096(99)00048-4
- SALLAT, G., 1988. *Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum Fließverhalten von Blechen im zweiachsigen Hauptspannungszustand*. Dissertation. Karl Marx Stadt.
- SANTOS, A.D., P. TEIXEIRA, A.N. ROCHA und F. BARLAT, 2011. Flow Stress Determination Using Hydraulic Bulge Test and a Mechanical Measurement System. *IDDRG*.
- SARKAR, J., T. KUTTY, D. WILKINSON, J. EMBURY und D. LLOYD, 2004. Tensile properties and bendability of T4 treated AA6111 aluminum alloys [online]. *Materials Science and Engineering: A*, 258-266. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.msea.2003.11.022
- SCHMALTZ, S. und K. WILLNER, 2014. Comparison of Different Biaxial Tests for the Inverse Identification of Sheet Steel Material Parameters [online]. *Strain*, **50**(5), 389-403. Verfügbar unter: doi:10.1111/str.12080
- SIEBEL, E. und S. SCHWAIGERER, 1944. Zur Mechanik des Zugversuches. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, (145-152).
- SIEGERT, K., 2015. *Blechumformung*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN 978-3-540-02488-0.
- SLOTA, J. und E. SPISAK, 2005. Comparison of forming-limit diagram (FLD) models for drawing quality (DQ) steel sheets. *METALURGIJA*, (44).
- STOUGHTON, T.B. und J.W. YOON, 2012. Path independent forming limits in strain and stress spaces [online]. *International Journal of Solids and Structures*, **49**(25), 3616-3625. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijsolstr.2012.08.004

- STOUGHTON, T.B. und X. ZHU, 2004. Review of theoretical models of the strain-based FLD and their relevance to the stress-based FLD [online]. *International Journal of Plasticity*, 1463-1486. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijplas.2003.11.004
- SUTTNER, S. und M. MERKLEIN, 2016. Experimental and numerical investigation of a strain rate controlled hydraulic bulge test of sheet metal [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **235**, 121-133. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2016.04.022
- SWIFT, H.W., 1952. Plastic instability under plane stress [online]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **1**(1), 1-18. Verfügbar unter: doi:10.1016/0022-5096(52)90002-1
- TAYLOR, G.I. und H. QUINNEY, 1934. The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working [online]. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, **143**(849), 307-326. Verfügbar unter: doi:10.1098/rspa.1934.0004
- TEIRLINCK, D., F. ZOK, J.D. EMBURY und M.F. ASHBY, 1988. Fracture mechanism maps in stress space [online]. *Acta Metallurgica*, **36**(5), 1213-1228. Verfügbar unter: doi:10.1016/0001-6160(88)90274-X
- TISZA, M. und Z.P. KOVACS, 2012. New methods for predicting the formability of sheet metals. *Journal of Production Processes and Systems*, **5**(1), 45-54.
- TURKOZ, M., H.S. HALKACI, O. YIGIT, M. DILMEC und F. OZTURK, 2014. A new method for determining limit strains of materials that show post-uniform elongation behavior [online]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, **228**(3), 450-457. Verfügbar unter: doi:10.1177/0954405413501812
- VOCE, E., 1948. The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. *The Journal of the Institute of Metals*, **74**, 537-562.
- VOGL, C., 2003. *Erweiterte Beschreibung des Umformverhaltens von Blechwerkstoffen*. Dissertation. München.
- VOLK, W., 2006. New experimental and numerical approach in the evaluation of the FLDs with a FE-method. *Forming Technology Forum 2006*.
- VOLK, W. und I. HEINLE, 2010. New approach for the evaluation of plastic flow curves for large strains with the Bulge test. *ECCM 2010*.
- VOLK, W., I. HEINLE und H. GRASS, 2011. Accurate Determination of Plastic Yield Curves and an Approximation Point for the Plastic Yield Locus with the Bulge Test. *ICTP*, 799-804.
- VOLK, W., H. HOFFMANN, J. SUH und J. KIM, 2012. Failure prediction for nonlinear strain paths in sheet metal forming [online]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **61**(1), 259-262. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.cirp.2012.03.111
- VOLK, W. und P. HORA, 2011. New algorithm for a robust user-independent evaluation of beginning instability for the experimental FLC determination [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*, **4**(3), 339-346. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-010-1012-9
- VOLK, W., D. JOCHAM, C. GABER und O. BÖTTCHER, 2015. Neue Methodik zur Vorhersage des Materialversagens bei nicht-linearen Dehnwegen. *35. EFB-Kolloquium 2015 Intermezzo der hybriden Werkstofflösungen*, **T40**.
- VOLK, W. und J. SUH, 2013. Prediction of formability for non-linear deformation history using generalized forming limit concept (GFLC) [online], 556-561. Verfügbar unter: doi:10.1063/1.4850035

- VOLK, W., A.H. WEISS, D. JOCHAM und J. SUH, 2013. Phenomenological and numerical description of localized necking using Generalized Forming Limit Concept. *IDDRG 2013*.
- VUCETIC, M., T. HALLFELDT, C. LEPPIN, H. FRIEBE, S. KELLER, E. TILL, I. HEINLE, J. GERLACH, W. HOTZ, A. KUPPERT, M. MERKLEIN und B.-A. BEHRENS, 2014. Round robin test on determination of a biaxial true stress - true strain curves from the bulge test. *IDDRG 2014*.
- WAGNER, M., 2017. *Lineare und nichtlineare FEM*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- WAGONER, R.H., 1981. A new description of strain-rate sensitivity [online]. *Scripta Metallurgica*, **15**(10), 1135-1137. Verfügbar unter: doi:10.1016/0036-9748(81)90174-5
- WAGONER, R.H. und N.-M. WANG, 1983. Operant strain-rate sensitivity during tensile necking [online]. *Metallurgical Transactions A*, **14**(11), 2395-2406. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02663315
- WEISSBACH, W., M. DAHMS und C. JAROSCHEK, 2015. *Werkstoffkunde. Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. 19., vollst. überarb. u. erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN 978-3-658-03918-9.
- WERBER, A., M. LIEWALD, W. NESTER, M. GRÜNBAUM, K. WIEGAND, J. SIMON, J. TIMM und W. HOTZ, 2013. Assessment of forming limit stress curves as failure criterion for non-proportional forming processes [online]. *Production Engineering*, **7**(2-3), 213-221. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11740-013-0446-6
- YOSHIDA, K., 2013. Evaluation of Stress and Strain Measurement Accuracy in Hydraulic Bulge Test with the Aid of Finite-element Analysis [online]. *ISIJ International*, **53**(1), 86-95. Verfügbar unter: doi:10.2355/isijinternational.53.86

D. Eigene Veröffentlichungen

GABER, C., D. JOCHAM, H.A. WEISS, O. BÖTTCHER und W. VOLK, 2017. Evaluation of non-linear strain paths using Generalized Forming Limit Concept and a modification of the Time Dependent Evaluation Method [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*, **10**(3), 345-351. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-016-1283-x

JOCHAM, D., M. BAUMANN und W. VOLK, 2015. Optimierung einer Probenform für den Kreuzzugversuch zur Bestimmung der Grenzformänderung [online]. *Materials Testing*, **57**(3), 205-213. Verfügbar unter: doi:10.3139/120.110707

JOCHAM, D., C. GABER, O. BÖTTCHER und W. VOLK, 2015. Prediction of formability for multi-linear strain paths. *Forming Technology Forum 2015*.

JOCHAM, D., C. GABER, O. BÖTTCHER, P. WIEDEMANN und W. VOLK, 2016a. Experimental prediction of sheet metal formability of AW-5754 for non-linear strain paths by using a cruciform specimen and a blank holder with adjustable draw beads on a sheet metal testing machine [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*, **12004-2**(9). Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-016-1304-9

JOCHAM, D. und W. VOLK, 2016. Numerical determination of the onset of local necking using time dependent evaluation method and dynamic material parameters [online]. *Journal of Physics: Conference Series*, **734**, 32015. Verfügbar unter: doi:10.1088/1742-6596/734/3/032015

JOCHAM, D., R. NORZ und W. VOLK, 2016. Strain rate sensitivity of DC06 for high strains under biaxial stress in hydraulic bulge test and under uniaxial stress in tensile test [online]. *Int J Mater Form (International Journal of Material Forming)*. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12289-016-1293-8

JOCHAM, D., S. VITZTHUM, S. TAKAHASHI, A. WEINSCHENK und W. VOLK, 2016b. Yield locus determination of DX56 on a testing apparatus with link mechanism using the thermoelectrical effect and equivalent plastic work. *Forming Technology Forum 2016*.

VOLK, W., A.H. WEISS, D. JOCHAM und J. SUH, 2013. Phenomenological and numerical description of localized necking using Generalized Forming Limit Concept. *IDDRG 2013*.

VOLK, W., D. JOCHAM, C. GABER und O. BÖTTCHER, 2015. Neue Methodik zur Vorhersage des Materialversagens bei nicht-linearen Dehnwegen. 35. *EFB-Kolloquium 2015 Intermezzo der hybriden Werkstofflösungen*, **T40**.

E. Studienarbeiten

Folgende Studienarbeiten, deren Bearbeitung, Auswertung, Interpretation und Darstellung von Ergebnissen unter wissenschaftlicher Anleitung und gemeinsam mit David Jocham entstanden, wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) angefertigt. Ergebnisse flossen zum Teil mit in die Arbeit ein.

BÖHM, M., 2016: *Simulation des Nakajima Versuchs und Untersuchung der Robustheit hinsichtlich der Materialbeschreibung*. Bachelorarbeit.

MÜLLER, T., 2014: *Entwurf einer Probengeometrie für den Nakajima Versuch zur Abbildung nichtlinearer Dehnpfade*. Bachelorarbeit.

NORZ, R., 2016: *Weiterentwicklung einer Methode zur Rissdetektion und Bestimmung der Grenzformänderungen*. Bachelorarbeit.

VITZTHUM, S.J., 2016: *Experimentelle Bestimmung des Fließortes durch verschiedene Versuche und Auswertemethoden*. Masterarbeit.

WIEDEMANN, P., 2015: *Experimentelle Abbildung nicht-linearer Dehnpfade*. Bachelorarbeit.

Dissertationen des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen, Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

- 01 *Felix Zimmermann*
Generierung von maßgeschneiderten Bauteileigenschaften in
PHS-Bauteilen durch Anlassen mittels Flamme; 2014;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20141201-1229030-0-7>
- 02 *Christopher Joseph Thoma*
Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit in der
Prozesskette Druckguss; 2015; ISBN: 978-3-73699-009-8
- 03 *Joung Sik Suh*
Verbesserung der Kaltumformbarkeit von AZ31 Mg-Blech
durch Equal Channel Angular Pressing (ECAP); 2015;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20151215-1271570-1-8>
- 04 *Robert Ramakrishnan*
3-D-Drucken mit einem anorganischen Formstoffsystem; 2016;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160129-1276474-1-5>
- 05 *Patrick Saal*
Quantitative Phasenanalyse von ausferritischem Gusseisen
mithilfe der Neutronendiffraktometrie; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170125-1304161-1-8>
- 06 *Peter Sachnik*
Methodik für gratfreie Schnittflächen beim Scherschneiden; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160406-1304184-1-8>
- 07 *Thomas Martin Kopp*
Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess
und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170426-1327352-1-7>
- 08 *Simon Josef Maier*
Inline-Qualitätsprüfung im Presswerk durch intelligente Nachfolgewerkzeuge; 2018;
ISBN: 978-3-95884-004-1
- 09 *David Jocham*
Bestimmung der lokalen Einschnürung nach linearer und nichtlinearer Umformhistorie
sowie Ermittlung dehnungs- und geschwindigkeitsabhängiger Materialkennwerte; 2018;
ISBN: 978-3-95884-012-6