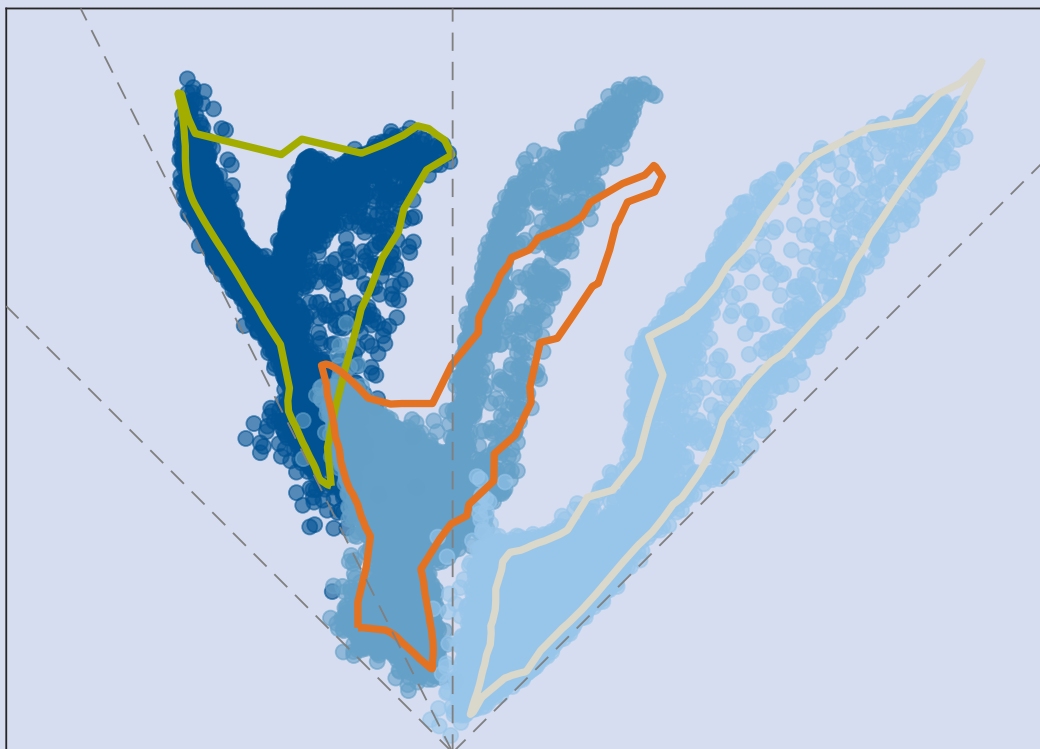


Matthias Eder

Validierung von Materialmodellen

Der MUC-Test als Methodik zur Qualifizierung von
Materialmodellen für Blechwerkstoffe



40
Maschinenbau

Lehrstuhl für
Umformtechnik
und Gießereiwesen

*Schriftenreihe Umformtechnik
und Gießereiwesen*

Validierung von Materialmodellen

Der MUC-Test als Methodik zur Qualifizierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe

Matthias Eder

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

Vorsitz:

Prof. Dr.-Ing. Rüdiger Daub

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr. Dorel Banabic
3. Prof. Dr. Ir. Ton van den Boogaard

Die Dissertation wurde am 03.11.2022 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 17.02.2023 angenommen.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München. An dieser Stelle danke ich zuallererst und besonders meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, für die Möglichkeit, am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter nachzugehen sowie für den stets zur Verfügung stehenden fachlichen Rat. Durch das Vertrauen und die großen Freiheiten mit verschiedensten Tätigkeiten waren die Ebenen, in denen ich Erfahrungen sammeln konnte, vielfältig.

Mein Dank gilt ebenso Prof. Dr. Dorel Banabic (Technical University from Cluj-Napoca, Department of Manufacturing Engineering) und Prof. Dr. Ir. Ton van den Boogaard (University of Twente, Nonlinear Solid Mechanics) für die Übernahme der Koreferate sowie Prof. Dr.-Ing. Rüdiger Daub (Technische Universität München, Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften) für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Darüber hinaus danke ich allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen für die Unterstützung auf allen Ebenen. Neben dem langjährigen Oberingenieur Dr.-Ing. Roland Golle darf ich dabei insbesondere Maximilian Gruber, Simon Vitzthum, David Jocham und Christoph Hartmann herausheben. Zudem bedanke ich mich für die langjährige Unterstützung von studentischer Seite, vor allem bei Patricia Schitko, Lukas Peis und Michael Böhm.

Auch für die Diskussionen und vielseitige Unterstützung seitens der Industrie möchte ich mich hier bedanken. Insbesondere Martin Grünbaum und Klaus Wiegand von der Mercedes-Benz AG sowie Dr. Niko Manopulo von der AutoForm Engineering GmbH gilt hierbei mein Dank.

Abschließend möchte ich es nicht versäumen, meiner gesamten Familie einen herzlichen Dank für die mir zugekommene Unterstützung auszusprechen. Insbesondere danke ich hier meinen Eltern Ursula und Andreas, die mir diesen Weg ermöglichten. Mein größter und ganz besonderer Dank gilt jedoch meiner Frau Eva, die durch ihre Geduld und fortwährende Unterstützung ganz wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.

Ainring, März 2022

Matthias Eder

Kurzfassung

Eine Validierung bewertet, inwiefern sich ein gewähltes Modell für einen geplanten Einsatz eignet. Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Validierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe. Im Stand der Wissenschaft und Technik wird aufgezeigt, dass verschiedene Herangehensweisen verfolgt werden, um die Qualität von Materialmodellen zu bewerten. Allen Ansätzen ist gemein, dass sie eine operative Validierung vornehmen, die einen Vergleich zwischen realen und numerisch ermittelten Daten zu Rate zieht. Für alle Experimente werden Vor- und Nachteile eruiert, woraus sich ergibt, dass derzeit keine durchgängige, effektive und effiziente Methode zur Validierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe etabliert ist.

Der MUC-Test stellt ein Werkzeug dar, das verschiedene Vorteile aktuell eingesetzter Validierungsansätze vereint. Mit dem Werkzeug, bestehend aus Stempel, Blechhalter und Matrize, werden drei verschiedene Probengeometrien umgeformt. Auftretende Dehnungen detektiert ein optisches Messsystem quasi-kontinuierlich, benötigte Stempelkräfte werden gemessen. Durch die schmetterlingsförmige Geometrie des Werkzeugs bilden sich komplexe Dehnverteilungen in den Prüfblechen, die eine Reduzierung der Anzahl benötigter Proben sowie eine umfassende Untersuchung der Materialmodelle im für die Umformung relevanten Spannungs- und Dehnungsbereich erlauben. Durch Einsatz einer Sperrsicke wird Nachfließen der Prüfbleche unterbunden, wodurch die Testergebnisse nicht reibungsdominiert sind. Damit bildet der MUC-Test die Basis für eine effektive und effiziente Validierung von Materialmodellen.

Die numerischen Vergleichsdaten werden mithilfe der Finite-Elemente-Methode-Software LS-DYNA generiert. Die Qualifizierung der Materialmodelle basiert auf einem Vergleich der Stempelkräfte und einem vollflächigen Vergleich der Dehnungen. Beide Größen werden für alle ermittelten Zwischenzustände quasi-kontinuierlich ausgewertet, woraus eine durchgängige Bewertung über einen weiten Verfestigungsbereich hervorgeht. Diese Vergleichsstrategie wird für umfassende Sensitivitätsanalysen von Geometrie-, Prozess-, Materialmodellparameter sowie numerischer Parameter eingesetzt, wodurch die Effektivität der Validierung gezeigt wird. Als Ergebnis der Validierungsstrategie resultiert ein einzelner Skalar als Maß für den Gesamtunterschied zwischen realen und numerischen Daten. Auf Basis der Untersuchung zahlreicher Materialmodelle unterschiedlicher Materialien werden die Gesamtunterschiede kategorisiert, was die Methodik zur Validierung komplettiert. Abschließend wird der Einsatz der Vergleichsstrategie als Zielfunktion für eine Optimierung gezeigt, bevor die Übertragbarkeit der Ergebnisse am Beispiel des Kreuznapfes dargelegt wird.

Abstract

A validation assesses the suitability of a chosen model for an intended application. The present work deals with the validation of material models for sheet metal materials. The state of the art shows that different approaches are followed to evaluate the quality of material models. All of them are based on operational validation, which compares real and numerically determined data. Advantages and drawbacks are identified for all of the experiments, demonstrating that no consistent, effective and efficient method for validating material models for sheet metals is currently established.

The MUC-Test is a tool that combines several advantages of currently used validation approaches. The tool, consisting of a punch, a blankholder and a die, is used to draw three different specimen geometries. An optical measuring system quasi-continuously detects the occurring strains, and the punch forces are measured. Due to the butterfly-shaped geometry of the tool, complex strain distributions are obtained in the test sheets. This allows a reduction in the number of specimens required and a comprehensive investigation of the material models in the stress and strain range relevant for sheet metal forming. The use of a locking bead prevents the test sheets from being drawn in, which makes the test results non-friction-dominated. The MUC-Test thus forms the basis for effective and efficient validation of material models.

The numerical comparison data are generated using the finite element method software LS-DYNA. The qualification of the material models is based on a comparison of punch forces and a full-field comparison of strains. Both quantities are evaluated quasi-continuously for all determined intermediate states, resulting in a consistent evaluation over a wide strain hardening range. This comparison strategy is used for comprehensive sensitivity analyses of geometry, process, material model as well as numerical parameters, demonstrating the effectiveness of the validation. The result of the validation strategy is a single scalar as a measure of the overall difference between real and numerical data. Based on the investigation of numerous material models of different materials, the overall differences are categorized, which completes the methodology for validation. Finally, the use of the comparison strategy as an objective function for optimization is shown, before the transferability of the results is presented using the example of a deep-drawn cross die.

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der Kurzzeichen	XV
Verzeichnis der Abkürzungen	XIX
1 Einleitung	1
2 Stand der Wissenschaft und Technik	3
2.1 Modellierung des Werkstoffverhaltens für Blechwerkstoffe	3
2.1.1 Dehnungsmaß	4
2.1.2 Spannungsmaß	5
2.1.3 Elastizität	8
2.1.4 Plastizität	8
2.1.5 In der Arbeit verwendete Materialmodelle	15
2.2 Tiefziehen	24
2.3 FEM-Simulation	25
2.3.1 Isoparametrisches Konzept	25
2.3.2 Numerische Ermittlung der Validierungsgrößen	27
2.3.3 Simulation von Umformprozessen	28
2.4 Ansätze zur Validierung von Materialmodellen in der Literatur	29
2.4.1 Zugversuche	30
2.4.2 Biegeversuche	31
2.4.3 Kreuzzugversuche	32
2.4.4 Nakajima-Versuche	32
2.4.5 Lochaufweitungsversuche	33
2.4.6 Hydraulische Tiefungsversuche	34
2.4.7 Rohrweitungsversuche	34
2.4.8 Napfziehversuche	35
2.4.9 Zusammenfassung und Bewertung	36
3 Motivation und Zielsetzung	37
4 Materialcharakterisierung und Materialmodellierung	39
4.1 Versuchsanlagen	41
4.1.1 Universal Zug-Druck-Prüfmaschinen	41

4.1.2	Blechumform-Prüfmaschine	41
4.1.3	Hydraulische Presse	42
4.2	Messeinrichtungen	43
4.2.1	Dehnungsmessung mittels Bildkorrelation	43
4.2.2	Dehnungsmessung mittels Photogrammetrie	44
4.2.3	Geometriemessung	44
4.3	Untersuchte Materialien	45
4.3.1	Aluminiumwerkstoffe	45
4.3.2	Dualphasenstähle	50
4.3.3	Tiefziehstähle	60
5	Der MUC-Test	67
5.1	Werkzeug	67
5.2	Testmaschine, Prozessparameter und Messequipment	70
5.3	Messdaten	71
5.4	Eignung des MUC-Tests zur Validierung von Materialmodellen	72
5.4.1	Charakteristika experimenteller Ergebnisse	73
5.4.2	Abhängigkeit der Ergebnisse von der Probenbreite	76
5.4.3	Reproduzierbarkeit	77
5.4.4	Experimentelle Untersuchungen zur Stempelreibung	79
5.4.5	Einfluss unterschiedlicher Materialeigenschaften	80
6	Numerische Abbildung des MUC-Tests	81
6.1	Aufbau des Simulationsmodells	81
6.2	Aufbereitung der Daten	83
7	Validierungsstrategie und Sensitivitätsanalyse	85
7.1	Validierungsstrategie	85
7.1.1	Vergleich der Stempelkräfte	87
7.1.2	Vollfeld-Vergleich der Dehnungen	89
7.1.3	Berechnung eines Gesamtunterschieds	93
7.2	Sensitivitätsanalysen	94
7.2.1	Verifizierung des Auswerteprogramms	94
7.2.2	Numerische Parameter	95
7.2.3	Geometrieparameter	100
7.2.4	Prozessparameter	101
7.2.5	Materialmodellparameter	105

7.3	Modellierung der Reibung	110
7.3.1	Kalibrierung der Blechhalter- und Matrizenreibung	110
7.3.2	Kalibrierung der Stempelreibung	112
8	Validierung unterschiedlicher Materialmodelle und Übertragbarkeit	113
8.1	Validierung der Materialmodelle	113
8.1.1	Validierung am Beispiel DP600HD	113
8.1.2	Einfluss der Validierungsparameter	115
8.1.3	Modellierungsäquivalenz des Vegter-Modells	118
8.1.4	Validierung der untersuchten Materialmodelle	120
8.2	Bewertung der Validierungsergebnisse	126
8.2.1	Bewertung des Gesamtunterschieds	126
8.2.2	Bewertung des Gesamtunterschieds basierend auf Dehnungen	132
8.2.3	Bewertung des Gesamtunterschieds basierend auf Stempelkräften	135
8.3	Parameteroptimierung	138
8.3.1	Optimierung des Parameters RBI0	139
8.3.2	Optimierung der Parameter FPS1 θ und ALPS θ	140
8.3.3	Optimierter Fließort	141
8.4	Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Realbauteil	143
9	Zusammenfassung und Ausblick	147
A	Abbildungsverzeichnis	153
B	Tabellenverzeichnis	161
C	Literaturverzeichnis	163
D	Normenverzeichnis	171
E	Anhang	173
E.1	Parameter eingesetzter Materialmodelle	173
E.2	Diagramme zur Sensitivitätsanalyse numerischer Parameter	182
E.3	Diagramme zur Sensitivitätsanalyse der Materialmodellparameter	183
E.4	Diagramme zur Materialmodellvalidierung	193

Verzeichnis der Kurzzeichen

Indizes und mathematische Operatoren

$\dot{(\cdot)}$	Zeitliche Ableitung
${}_0(\cdot)$	Initialer Wert
${}^0(\cdot)$	Referenzkonfiguration
$(\cdot)_0$	Referenz-Wert
$(\cdot) \cdot (\cdot)$	Einfache Verjüngung
$(\cdot) : (\cdot)$	Doppelte Verjüngung
f	Funktion
$\ln(\cdot)$	Natürlicher Logarithmus
$\text{tr}(\cdot)$	Spur eines Tensors

Variablen und Symbole

$\mathbf{0}$	Nulltensor
$\mathbf{1}$	Einheitstensor
a	Parameter der Fließortbeschreibung Barlat89
A	Fläche
A_g	Gleichmaßdehnung
ALPS	Parameter im Vegter-Modell zur Definition des Spannungsverhältnisses unter ebener Dehnung
b	Äquibiaxial
B	Breite
BBC_i	Parameter der Fließortbeschreibung BBC mit $i \in [a, b, L, M, N, P, Q, R]$
c	Parameter der Fließortbeschreibung Barlat89
D	Dicke
E	Elastizitätsmodul
f	Fließfunktion
F	Stempelkraft

F	Deformationsgradient
fBM	Coulomb'sche Reibzahl für die Kontakte zwischen Prüfblech und Blechhalter sowie Matrize
fS	Coulomb'sche Reibzahl für den Kontakt zwischen Prüfblech und Stempel
FBI, Y_b	Spannungsverhältnis für äquibiaxialen Zug
FBM	Blechhalterkraft
FPS	Spannungsverhältnis unter ebener Dehnung
FSH	Spannungsverhältnis unter Scherung
FUN	Spannungsverhältnis für uniaxialen Zug
g	Plastisches Potenzial
h	Stempelhub
H	Hölder-Mittel
i	Allgemeiner Index; Laufvariable untersuchter Stufen
I	Integrationspunkt
j	Laufvariable untersuchter Koordinatenpunkte
k	Gesamtzahl untersuchter Stufen
K	Knoten
l	Charakteristische Länge
L'	Parameter der Fließortbeschreibung Yld2000
L''	Parameter der Fließortbeschreibung Yld2000
m	Exponent des m -Wert Ansatzes
M	Exponent der Fließortbeschreibungen Barlat89, Yld2000 und BBC
n	Gesamtzahl untersuchter Koordinatenpunkte
\mathbf{n}	Flächennormalenvektor
N	Ansatzfunktion im isoparametrischen Element
p	Exponent des Hölder-Mittels
q	Exponent der Dehnungsgewichtung im Hölder-Mittel
R	Radius
R_m	Zugfestigkeit
RBI0, r_b	Biaxialer Anisotropiekennwert
RUN, r	Uniaxialer Anisotropiekennwert
s	Skalierungsfaktor
t	Zeit
\mathbf{t}	Randspannungsvektor
u	Parameter der Fließortbeschreibung Barlat89

v	Parameter der Fließortbeschreibung Barlat89
V	Volumen
v_S	Stempelgeschwindigkeit
w	Skalare Größe
w	Gewichtungsfaktor
\mathbf{x}	Ortsvektor
X'	Parameter der Fließortbeschreibung Yld2000
X''	Parameter der Fließortbeschreibung Yld2000
Y	Spannungsverhältnis
α	Parameter der Fließortbeschreibung Yld2000
β	Dehnverhältnis
Γ	Parameter der Fließortbeschreibung BBC
ε	Technische Dehnung
η	Zweite isoparametrische Koordinate
θ	Orientierung bzgl. der Walzrichtung in Blechebene
$\dot{\lambda}$	Plastischer Multiplikator
Λ	Parameter der Fließortbeschreibung BBC
ν	Querkontraktionszahl oder Poisson'sche Zahl
ξ	Erste isoparametrische Koordinate
σ	Cauchy-Spannung
${}^0\sigma$	Technische Spannung
${}^0\sigma$	Piola-Kirchhoff-Spannung 1. Art
${}^d\sigma$	Deviatorischer Anteil der Cauchy-Spannung
${}^h\sigma$	Hydrostatischer Anteil der Cauchy-Spannung
σ_v	Vergleichsspannung
σ_y	Fließspannung
Σ	Summe
φ	Hencky-Dehnung
φ_v	Vergleichsdehnung
φ_1	Hauptformänderung, Hauptumformgrad
φ_2	Nebenformänderung, Nebenumformgrad
φ_e	Elastische Dehnung
φ_p	Plastische Dehnung
Ψ	Parameter der Fließortbeschreibung BBC

Verzeichnis der Abkürzungen

äpA	Äquivalente plastische Arbeit
äpD	Äquivalente plastische Dehnung
ED	Ebene Dehnung
ESZ	Ebener Spannungszustand
EHSR	Ebener Hauptspannungsraum
Exp	Experimentelle Datenbasis
FEM	Finite-Elemente-Methode
HD	Dualphasenstahl mit erhöhter Duktilität (eng. <i>high ductility</i>)
HDR	Hauptdehnungsraum
HSR	Hauptspannungsraum
HT	Hydraulischer Tiefungsversuch
Inv	Zu untersuchende Vergleichsdaten für Validierung
M	Miyauchi-Versuch
MUC-Test	Validierungstest und -methodik (Akronym aus eng. <i>Material Under Control</i>)
Ref	Referenz-Daten für Validierung
RDL	Referenzdehnlänge
Sim	Simulative Datenbasis
SSV	Schichtstauchversuch
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
TUM	Technische Universität München
Va. . .	Vegter aus . . .

1 Einleitung

Die Szientometrie beschäftigt sich mit der quantitativen Untersuchung von Wissenschaft (Hess, 1997, S. 75). Eine Erkenntnis dieser Wissenschaft ist, dass publiziertes Wissen seit dem 17. Jahrhundert exponentiell mit einer Verdopplung alle zehn bis 15 Jahre steigt (Price, 1965). Ein wesentlicher Baustein dieses Wissens sind Modelle, die seit jeher als vereinfachtes Abbild der Wirklichkeit für unterschiedliche Zwecke eingesetzt werden, worauf auch die Etymologie des Wortes deutet. Demnach stammt das Wort *Modell* vom lateinischen *modulus* ab und bezeichnet ein Maß oder einen Maßstab (Riecke, 2014). Folglich nehmen mit steigendem Wissen sowohl die Zahl existierender Modelle als auch deren Komplexität zu. Mit diesem Trend stellt sich zunehmend auch die Frage nach der Gültigkeit der Modelle. Die Verwendung eines möglichst komplexen Modells zur Abbildung der Realität ist dabei nicht zielführend, wie Wilhelm von Ockham bereits im 14. Jahrhundert in dem unter dem Namen *Ockhams Rasiermesser* bekannten Forschungsprinzip, dass zur Erklärung eines Phänomens die einfachst mögliche Erklärung verwendet werden solle (*Entia non sunt multiplicanda praeter necessitatem*), formulierte (Wikipedia, 2022). Zur Bewertung der benötigten Modellkomplexität ist eine Einschätzung der Aussagekraft und Gültigkeit eines Modells notwendig, die nach einer Verifizierung einer Validierung bedarf. Die Verifizierung beschäftigt sich mit der Frage, ob ein Modell richtig umgesetzt ist und keine Modellierungsfehler enthält, also ob das Modell richtig ist. Die Validierung hingegen stellt die Frage, ob ein Modell für den beabsichtigten Einsatz Gültigkeit besitzt, also ob das richtige Modell gewählt ist. Im Gegensatz zur Verifizierung, die lediglich auf Modellebene durchgeführt wird, geschieht die Validierung im Übergang von realem zu modelliertem System. Die Ergebnisse der Verifizierung und Validierung können dann mit den spezifischen Anforderungen an die Modellierung abgeglichen werden, wodurch eine Einschätzung der benötigten Modellkomplexität realisierbar wird. (Viehof und Winner, 2017)

Für die Fertigungstechnik sind Materialmodelle, die physikalische Eigenschaften eines Materials quantifizieren, von großem Interesse, denn Materialeigenschaften entscheiden wesentlich über die Herstellbarkeit von Produkten. In der Umformtechnik werden Materialmodelle vielfach in der numerischen Abbildung von Prozessen mittels der Finiten-Elemente-Methode (FEM) verwendet. Je nach Einsatzgebiet ergeben sich dafür unterschiedliche Anforderungen hinsichtlich Richtigkeit und Präzision, Rechenzeit, Robustheit, Flexibilität oder dem Grad des möglichen Wissenszuwachs (Volk et al., 2019). Auch im Bereich der Blechumformung wurden in den letzten Jahrzehnten eine Vielzahl verschiedener Materialmodelle publiziert (Banabic, 2010). So

stellt sich auch in diesem Zusammenhang die Frage nach den Gültigkeitsgrenzen verwendeter Modelle, die in Relation mit den gestellten Anforderungen gesetzt werden müssen. Hierbei ist eine Bewertung des operativen Verhaltens der Modelle von Interesse, wodurch die teils komplexe Konzeption der Modelle nicht unbedingt verstanden sein muss. In diesem Fall spricht man von einer operativen Validierung, die einen Vergleich realer Daten mit numerisch generierten Vergleichsdaten heranzieht. (Viehof und Winner, 2017)

Um eine solche Validierungsaufgabe zu meistern, sind in der Literatur unterschiedliche Herangehensweisen zu finden. Nichtsdestominder hat sich bisher keine durchgängige, effektive und effiziente Methodik zur Validierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe etabliert. Das wird im Rahmen dieser Arbeit zum Anlass genommen, diese Lücke in der Forschungslandschaft zu verkleinern. Auf Basis allgemeiner Motivation und dem Stand der Technik werden Anforderungen abgeleitet, die für eine Validierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe sinnvoll erscheinen. Folgend wird eine Methodik vorgestellt, die eine aussagekräftige Validierung der Modelle ermöglicht. Der Name des vorgestellten Tests leitet sich als Akronym des englischen Ausdrucks *material under control* als MUC-Test her. Die Methodik der Validierung basiert auf einem Vergleich zwischen experimentellen Daten und den Daten einer digitalen Abbildung in Form einer FEM-Simulation. Aus dem Vergleich der Datenbasen kann auf die Aussagegenauigkeit der Modelle geschlossen werden, welche wiederum mit den grundlegenden speziellen Anforderungen an die Modellierung in Relation gesetzt werden kann.

Wesentliche Inhalte dieser Dissertation wurden bereits in Teilen vorab veröffentlicht. Dabei sind insbesondere die Publikationen Eder et al. (2021) und Eder et al. (2022) zu nennen, die im Folgenden nicht mehr im Detail einzeln referenziert werden.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Modellierung des Werkstoffverhaltens für Blechwerkstoffe

Im Wörterbuch Duden (2022) ist Materie als „rein Stoffliches als Grundlage von dinglich Vorhandenem“ definiert. In physikalischem Sinn kann diese Grundlage des dinglich Vorhandenen auf unterschiedlichen Skalen untersucht und modelliert werden. So ist das Verhalten von Materie auf Basis atomarer und molekularer Wechselwirkungen beschreibbar, was allerdings für Untersuchungen in makroskopischem Maßstab meist zu nicht vertretbarem Rechenaufwand führt. Im Fall von Metallen bilden sich aus regelmäßig angeordneten Atomen Kristallstrukturen aus. Auf dieser Skalenebene können Elementarzellen modelliert werden, die als kleinste Baueinheit das Materialverhalten bestimmen (Kalpakjian et al., 2011). Betrachtet man das aus der mikroskopischen Struktur der Materie resultierende makroskopische Materialverhalten, kann dieses als Mittelung mikroskopischer Einflüsse angesehen und als Kontinuum modelliert werden. Die Kontinuumsmechanik bildet die mathematische Grundlage zur Beschreibung dieser Skalenebene des Materialverhaltens und wird in der vorliegenden Arbeit eingesetzt (Altenbach, 2012, S. 7).

Die in dieser Arbeit verwendeten Materialien zeigen ein typisches Belastungsverhalten metallischer Werkstoffe. Anfangs tritt eine reversible, nahezu lineare elastische Dehnung φ_e auf. Nach Überschreiten einer Grenze, der (anfänglichen) Fließspannung ${}_0\sigma_y$, wird diese mit einer irreversiblen, im Allgemeinen nichtlinearen plastischen Dehnung φ_p überlagert. Nach vollständiger Entlastung des Materials nimmt die Gesamtdehnung um den elastischen Anteil ab, der plastische Anteil verbleibt als bleibende Deformation im Material. Für den uniaxialen Lastfall ist dieses Materialverhalten schematisch als Spannungs-Dehnungs-Diagramm ($\sigma - \varphi$) in Abbildung 2.1 gezeigt. (Doege und Behrens, 2016, S. 15f.)

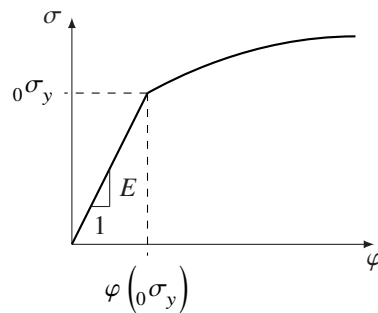


Abbildung 2.1: Schematisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm für uniaxiale Belastung typischer Metallwerkstoffe.

2.1.1 Dehnungsmaß

In der Kontinuumsmechanik basiert die Beschreibung von Deformation auf dem Deformationsgradienten \mathbf{F} . Dieser ist als Gradient eines Ortsvektors definiert und beschreibt die Änderung des Positionsvektors in Referenzkonfiguration ${}^0\mathbf{x}$ und aktueller Konfiguration \mathbf{x} (Haupt, 2002, S. 23):

$$\mathbf{F} := \frac{d\mathbf{x}}{d{}^0\mathbf{x}} \quad (2.1)$$

In der Umformtechnik ist das nach Hencky (1928) benannte Dehnungsmaß φ , welches ursprünglich von Ludwik (1909) eingeführt wurde, weit verbreitet. Dieses Dehnungsmaß wird in der Literatur auch als effektive, wahre, natürliche, physikalische oder logarithmische Dehnung bezeichnet. In allgemeiner Form ist es entsprechend folgender Gleichung definiert (Betten, 2001, S. 55; Itskov, 2007, S. 175):

$$\varphi = \frac{1}{2} \ln \left(\sqrt{\mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^T} \right) \quad (2.2)$$

Die Ableitung der Dehnung nach der Zeit wird als Dehnrate bezeichnet und ist durch einen Punkt über dem Dehnungssymbol gekennzeichnet:

$$\frac{d}{dt}\varphi =: \dot{\varphi} \quad (2.3)$$

In Vitzthum et al. (2018) ist gezeigt, dass sich Hencky-Dehnungen entsprechend deren elastischer und plastischer Anteile additiv aufspalten lassen:

$$\varphi = \varphi_e + \varphi_p \quad (2.4)$$

Für den plastischen Anteil der Dehnungen bleibt die Dichte des Materials in guter Näherung konstant (Hill, 1950, S. 26f.). Daraus folgt bei gleichbleibender Masse eine Volumenkonstanz ($dV = 0$). Elastische Dehnungen resultieren hingegen im Allgemeinen in einer Volumenänderung des Materials. Für typische metallische Werkstoffe dominieren bei hinlänglich großen Gesamtdehnungen die plastischen Dehnungen, der elastische Anteil kann dann vernachlässigt werden. Mit dieser Annahme gilt für die Gesamtdehnungen näherungsweise Volumenkonstanz: (Hoffmann et al., 2012, S. 41f.)

$$\varphi = \varphi_e + \varphi_p \stackrel{\varphi_e \ll \varphi_p}{\approx} \varphi_p \quad (2.5)$$

Ein wesentlicher Vorteil des Hencky-Dehnungsmaßes ist, dass sich im Fall von Volumenkonstanz ($dV = 0$) dessen Eigenwerte $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ zu Null summieren:

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 \stackrel{dV=0}{=} 0 \quad (2.6)$$

Liegt der Hencky-Dehnungstensor im Hauptachsensystem vor, können die Hauptwerte φ_i entsprechend folgender Gleichung berechnet werden, wobei l einer charakteristischen Länge entspricht (Altenbach, 2012, S. 102):

$$\varphi_i = \ln \frac{l_i}{l_i^0} \quad (2.7)$$

Als weiteres Dehnungsmaß, das insbesondere für kleine Deformationen zum Einsatz kommt, ist die als technische, linearisierte, nominelle, konventionelle Dehnung oder auch als Ingenieursverzerrungen bezeichnete Größe entsprechend folgender Gleichung definiert (Shabana, 2008, S. 65):

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left(\mathbf{F} + \mathbf{F}^T \right) - \mathbf{1} \quad (2.8)$$

In eindimensionaler Betrachtung reduziert sich die Darstellung der technischen Dehnung zu (Gross et al., 2011, S. 353):

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (2.9)$$

2.1.2 Spannungsmaß

Als Spannungsmaß wird die zur Hencky-Dehnung arbeitskonjugierte (Macvean, 1968) Cauchy-Spannung $\boldsymbol{\sigma}$, auch als wahre Spannung bezeichnet, verwendet. Dieser symmetrische Tensor

verknüpft einen Randspannungsvektor in aktueller Konfiguration \mathbf{t} mit einem normierten Flächennormalenvektor \mathbf{n} in aktueller Konfiguration (Bigoni, 2012, S. 143):

$$\mathbf{t} = \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} \quad (2.10)$$

Die Cauchy-Spannung lässt sich in einen hydrostatischen Anteil ${}^h\boldsymbol{\sigma}$ (Gleichung 2.11) und einen deviatorischen Anteil ${}^d\boldsymbol{\sigma}$ (Gleichung 2.12) aufteilen. Für isotrope Materialien resultiert eine rein hydrostatische Spannung ausschließlich in einer Volumenänderung. Demnach ist die Gestaltänderung auf den deviatorischen Anteil der Spannung zurückzuführen. (Betten, 2001, S. 76f.)

$${}^h\boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{3} \operatorname{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1} \quad (2.11)$$

$${}^d\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma} - {}^h\boldsymbol{\sigma} \quad (2.12)$$

Im Fall der Blechumformung wird in der Regel die Annahme getroffen, dass ein ebener Spannungszustand (ESZ) vorherrscht. Da die Kontaktdrücke in Blechdickenrichtung üblicherweise deutlich geringer sind als die Fließspannung in Blechebene, ist der Umformprozess von Blechen maßgeblich durch die auftretenden Spannungen in Blechebene dominiert. Daraus folgend können Spannungen senkrecht zur Blechebene zu Null angenommen werden (Marciniak et al., 2002, S. 16). Dadurch vereinfacht sich die Darstellung der Spannungen und Dehnungen. Aus dem allgemeinen Spannungstensor ergeben sich damit die Darstellungen des allgemeinen ebenen Spannungszustands (ESZ) beziehungsweise des ebenen Hauptspannungsraums (EHSR) nach Gleichung 2.13. Des Weiteren wird für Blechwerkstoffe meist Orthotropie mit Achsen in Walzrichtung, senkrecht zur Walzrichtung und in Blechdickenrichtung angenommen. Diese äußert sich dadurch, dass eine Drehung des Materials von 180° um eine Orthotropieachse in keiner Änderung des Materialverhaltens resultiert. Zur Definition eines Koordinatensystems werden häufig diese Orthotropieachsen verwendet, sodass in Blechebene die Vektoren in und quer zur Walzrichtung mit dem Vektor in Blechdickenrichtung ein Materialkoordinatensystem bilden. Dabei ist es üblich, die Walzrichtung als 11-Richtung, die Richtung quer zur Walzrichtung als 22-Richtung und die Blechdickenrichtung als 33-Richtung zu definieren.

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{13} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \xrightarrow{\text{ESZ}} \boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & 0 \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \xrightarrow{\text{EHSR}} \boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Der ebene Spannungszustand induziert im Allgemeinen einen dreidimensionalen Dehnungszustand, jedoch ohne Scherelemente in Blechdickenrichtung (Banabic et al., 2003). Aus dieser Überlegung heraus resultiert, dass die Blechdickenrichtung einem Basisvektor des Hauptdehnungsraums (HDR) entspricht und die entsprechende Dehnung eine Hauptdehnung für den Fall ebenen Spannungszustands darstellt ($\varphi_{33} \stackrel{\text{ESZ}}{=} \varphi_3$). Folglich befinden sich die beiden weiteren Hauptdehnungsrichtungen in Blechebene, für die entsprechende Hauptdehnungen bestimmt werden können (Gleichung 2.14). Die größere Hauptdehnung in Blechebene wird als φ_1 definiert und als Hauptumformgrad oder Hauptformänderung bezeichnet. Die kleinere Hauptdehnung wird als φ_2 definiert und als Nebenumformgrad oder Nebenformänderung bezeichnet.

$$\boldsymbol{\varphi} = \begin{bmatrix} \varphi_{11} & \varphi_{12} & \varphi_{13} \\ \varphi_{12} & \varphi_{22} & \varphi_{23} \\ \varphi_{13} & \varphi_{23} & \varphi_{33} \end{bmatrix} \xrightarrow{\text{ESZ}} \boldsymbol{\varphi} = \begin{bmatrix} \varphi_{11} & \varphi_{12} & 0 \\ \varphi_{12} & \varphi_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varphi_{33} \end{bmatrix} \xrightarrow{\text{HDR}} \boldsymbol{\varphi} = \begin{bmatrix} \varphi_1 & 0 & 0 \\ 0 & \varphi_2 & 0 \\ 0 & 0 & \varphi_3 \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

Zur Kategorisierung auftretender Dehnungen wird das Dehnverhältnis β als Verhältnis der Nebenformänderung zur Hauptformänderung entsprechend Gleichung 2.15 definiert. Charakteristische Zustände sind die äquibiaxiale Dehnung ($\beta = 1$), die ebene Dehnung (ED) ($\beta = 0$), isotroper uniaxialer Zug ($\beta = -0.5$) sowie idealer Tiefzug ($\beta = -1$), die in dieser Arbeit bei Darstellungen im Dehnungsraum als Orientierungslinien eingezeichnet sind (Doege und Behrens, 2016, S. 303).

$$\beta = \frac{\varphi_2}{\varphi_1} \quad (2.15)$$

Im eindimensionalen Fall vereinfacht sich die Darstellung der Cauchy-Spannung zum Quotient aus aktueller Kraft F und darauf senkrecht stehender aktueller Fläche A (Mang und Hofstetter, 2018, S. 73):

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (2.16)$$

Als weiteres Spannungsmaß ist in der Kontinuumsmechanik die Piola-Kirchhoff-Spannung 1. Art ${}^0\boldsymbol{\sigma}$ definiert, die einen Randspannungsvektor in aktueller Konfiguration \boldsymbol{t} mit einem normierten Flächennormalenvektor in Referenzkonfiguration ${}^0\boldsymbol{n}$ verknüpft (Haupt, 2002, S. 93):

$$\boldsymbol{t} = {}^0\boldsymbol{\sigma} \cdot {}^0\boldsymbol{n} \quad (2.17)$$

Die Piola-Kirchhoff-Spannungen 1. Art bilden eine 3D-Verallgemeinerung der eindimensionalen technischen, nominellen oder konventionellen Spannungen, die auch als Ingenieurspannungen

oder Nennspannungen bezeichnet werden. Diese verknüpfen im Eindimensionalen die aktuelle Kraft F mit der darauf senkrecht stehenden Ausgangsfläche 0A (Mang und Hofstetter, 2018, S. 72f.):

$${}^0\sigma = \frac{F}{{}^0A} \quad (2.18)$$

Aus dem Vergleich der Gleichungen 2.16 und 2.18 folgt unter Annahme von Volumenkonstanz ($dV = 0$) und Gleichung 2.9 folgende Umrechnung zwischen eindimensionaler Cauchy-Spannung und technischer Spannung (Gross et al., 2011, S. 354):

$$\sigma \stackrel{dV=0}{=} {}^0\sigma (1 + \varepsilon) \quad (2.19)$$

2.1.3 Elastizität

Der elastische Anteil des Materialverhaltens wird in dieser Arbeit über das lineare, isotrope Hooke'sche Gesetz in Gleichung 2.20, benannt nach Hooke (1678), modelliert. Darin beschreibt E den Elastizitätsmodul (vgl. Abbildung 2.1), ν die Querkontraktionszahl oder Poisson'sche Zahl und $\mathbf{1}$ den Einheitstensor (Greve, 2003, S. 97ff.). Typische Werte für Stahlwerkstoffe sind $E = 210$ GPa und $\nu = 0,3$, für Aluminiumwerkstoffe $E = 70$ GPa und $\nu = 0,33$ (Doege und Behrens, 2016, S. 136).

$$\sigma = \left(\frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \operatorname{tr}(\varphi_e) \right) \mathbf{1} + \frac{E}{1+\nu} \varphi_e \quad (2.20)$$

2.1.4 Plastizität

Zur Beschreibung plastischen Werkstoffverhaltens werden drei Elemente benötigt (Banabic, 2010, S. 39):

- Eine Definition einer Fließspannung für unterschiedliche Spannungszustände
→ Abschnitt Fließort und Fließbedingung
- Einen Zusammenhang zwischen aktuellem Spannungszustand und Dehnrage
→ Abschnitt Fließregel
- Eine Definition der Entwicklung der spannungsabhängigen Fließspannung
→ Abschnitt Fließkurve und Verfestigung

Fließort und Fließbedingung

Eine Fließortbeschreibung bildet einen allgemeinen dreidimensionalen Spannungszustand auf einen skalaren Wert ab, der Vergleichsspannung σ_v genannt wird. von Mises (1913) hat einen Fließort für isotropes Materialverhalten hergeleitet, der aufgrund dessen Herleitung auf Basis des Spannungsdeviators auch als Gestaltänderungsenergiehypothese bezeichnet wird:

$$\sigma_{v,\text{vonMises}} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6 (\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{13}^2) \right]} \quad (2.21)$$

Für einen ebenen Spannungszustand (Gleichung 2.13) vereinfacht sich die Darstellung zu:

$$\sigma_{v,\text{vonMises, ESZ}} = \sqrt{\sigma_{11}^2 - \sigma_{11}\sigma_{22} + \sigma_{22}^2 + 3\sigma_{12}^2} \quad (2.22)$$

In Abbildung 2.2 ist der Fließort nach von Mises im Hauptspannungsraum dargestellt. Für dreidimensionale Spannungszustände ergibt sich ein Zylinder entlang der Raumdiagonalen mit Radius $\sqrt{2/3} \sigma_v$. Für den ebenen Spannungszustand ($\sigma_3 = 0$) resultiert als Zylinderschnitt eine Ellipse.

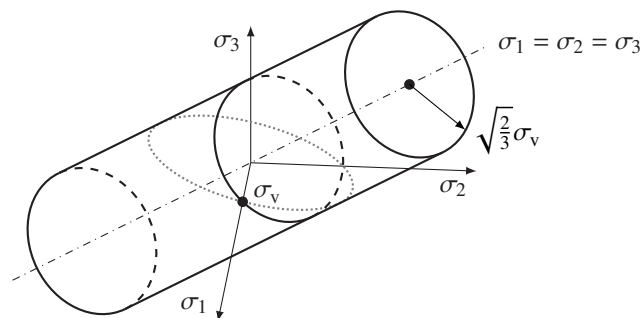


Abbildung 2.2: Fließortbeschreibung nach von Mises im Hauptspannungsraum. Für den ebenen Spannungszustand ergibt sich eine Ellipse ($\sigma_3 = 0$, grau gepunktet).

Die Fließbedingung bestimmt, ob Deformationen rein elastisch oder elastisch-plastisch sind. Plastische Deformation tritt auf, wenn die Vergleichsspannung der Fließspannung entspricht und weitere Belastung auftritt. Vergleichsspannungen größer als die Fließspannung sind physikalisch nicht sinnvoll. Dies kann mithilfe des Fließflächengradienten und der aktuellen Belastung veranschaulicht werden: Für plastische Belastung muss sich zwischen aktuellem Fließflächengradient und aktueller Belastung ein spitzer Winkel ergeben. Für stumpfe Winkel folgt eine elastische Entlastung und im Falle eines rechten Winkels ergibt sich eine neutrale Belastung, bei der die Spannungszustände auf der Fließfläche verbleiben, aber keine plastische Arbeit (vgl.

Gleichung 2.34) verrichtet wird (Voyiadjis und Yaghoobi, 2019). Mathematisch kann dies durch folgende Gleichungen dargestellt werden (Stoughton, 2002; Yu, 2006, S. 26):

$$\begin{aligned}
 \sigma_v < \sigma_y &\quad \rightarrow \quad \text{elastische Deformation} \\
 \sigma_v = \sigma_y \quad \text{und} \quad \frac{\partial \sigma_v}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} > 0 &\quad \rightarrow \quad \text{plastische Belastung} \\
 \sigma_v = \sigma_y \quad \text{und} \quad \frac{\partial \sigma_v}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} = 0 &\quad \rightarrow \quad \text{neutrale Belastung} \\
 \sigma_v = \sigma_y \quad \text{und} \quad \frac{\partial \sigma_v}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} < 0 &\quad \rightarrow \quad \text{elastische Entlastung}
 \end{aligned} \tag{2.23}$$

Fließregel

Gleichung 2.23 erlaubt eine rein spannungsbasierte Klassifikation des Belastungszustands. Die Fließregel verknüpft für den Fall plastischer Deformation auftretende Spannungen mit zugehörigen plastischen Dehnraten. Die einfachste Form einer Fließregel bildet die Lévy-Mises-Fließregel, bei der die Dehnraten koaxial mit dem für isotropes Material gestaltändernden Anteil der Spannungen, dem Spannungsdeviator, liegen. Mit $\dot{\lambda}$ als plastischem Multiplikator, Lagrange'schem Multiplikator oder Konsistenzparameter, der vom aktuellen Spannungs- und Dehnungszustand abhängt, kann die Lévy-Mises-Fließregel entsprechend folgender Gleichung definiert werden: (Betten, 2001, S. 158)

$$\dot{\varphi}_p = \dot{\lambda} \, d\sigma \tag{2.24}$$

Für $\dot{\varphi}_p \neq \mathbf{0}$ gilt $\dot{\lambda} > 0$, für $\dot{\varphi}_p = \mathbf{0}$ gilt $\dot{\lambda} = 0$, woraus die Bedingung $\dot{\lambda} \geq 0$ folgt.

Eine Verallgemeinerung dieser Annahme folgt bei Anwendung des Theorems oder Prinzips der maximalen plastischen Arbeit. Daraus resultiert zum einen eine Konvexitätsbedingung für Fließortbeschreibungen, zum anderen die Forderung, dass die plastische Dehnraten senkrecht zur Fließfläche steht (Yu, 2006, S. 25). Diese als assoziiert bezeichnete Fließregel kann entsprechend Gleichung 2.25 definiert werden (Banabic, 2010, S. 9). Für die isotrope Fließortbeschreibung nach von Mises (Gleichung 2.21) entsprechen sich die Lévy-Mises-Fließregel und die assoziierte Fließregel.

$$\dot{\varphi}_p = \dot{\lambda} \frac{\partial \sigma_v}{\partial \sigma} \tag{2.25}$$

Das Theorem der maximalen plastischen Arbeit und damit die assoziierte Fließregel lassen sich allerdings experimentell nicht stützen (Stoughton, 2002). Folglich werden neben der Lévy-

Mises-Fließregel und der assoziierten Fließregel in der Literatur auch komplexere Modelle mit nicht-assoziierter Fließregel eingesetzt, die Abweichungen vom Fließflächengradienten zulassen. Dabei wird die Fließrichtung entsprechend Gleichung 2.26 als Gradient einer von der Fließfunktion abweichenden Funktion, dem plastischen Potenzial g , definiert (Stoughton, 2002). Damit erhält das Plastizitätsmodell weitere Freiheitsgrade, wodurch bessere Übereinstimmungen mit Realversuchen erzielt werden können (Mang und Hofstetter, 2018, S. 427).

$$\dot{\varphi}_p = \lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma} \quad (2.26)$$

Abbildung 2.3 zeigt beispielhaft die Unterschiede zwischen der Lévy-Mises-Fließregel, der assoziierten Fließregel und der nicht-assozierten Fließregel.

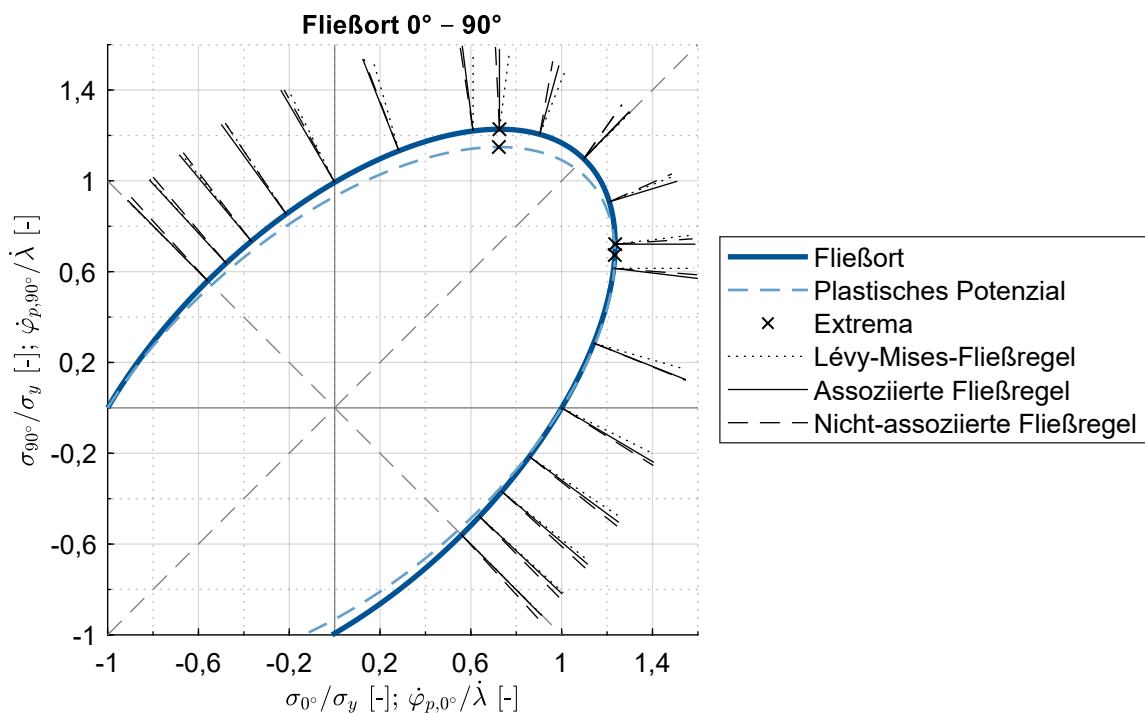


Abbildung 2.3: Unterschied zwischen der Lévy-Mises-Fließregel, der assoziierten Fließregel und der nicht-assozierten Fließregel am Beispiel der Fließfunktion Hill48,Y und dem plastischen Potenzial Hill48,r (Abschnitt 2.1.5, Gleichungen 2.38 und 2.41), kalibriert für das Material HC260Y (Abschnitt 4.3.3).

Unter Verwendung des plastischen Multiplikators $\dot{\lambda} \geq 0$ und der Fließfunktion $f = \sigma_v - \sigma_y \leq 0$ kann der Belastungszustand mittels der *Kuhn-Tucker-Bedingung* beschrieben werden (Shabana, 2008):

$$\dot{\lambda} f \stackrel{!}{=} 0 \quad (2.27)$$

Die Belastung ergibt sich entsprechend folgender Fallunterscheidung:

$$\begin{array}{llll}
 f < 0 & \text{und} & \dot{\lambda} = 0 & \rightarrow & \text{elastische Deformation} \\
 f = 0 & \text{und} & \dot{\lambda} > 0 & \text{und} & \dot{f} = 0 & \rightarrow & \text{plastische Belastung} \\
 f = 0 & \text{und} & \dot{\lambda} = 0 & \text{und} & \dot{f} = 0 & \rightarrow & \text{neutrale Belastung} \\
 f = 0 & \text{und} & \dot{\lambda} = 0 & \text{und} & \dot{f} < 0 & \rightarrow & \text{elastische Entlastung}
 \end{array} \tag{2.28}$$

Fließkurve und Verfestigung

Die Fließspannung ist für metallische Werkstoffe im Allgemeinen nicht konstant. Im Wesentlichen ist die Fließspannung abhängig vom Werkstoff, der plastischen Dehnung, der Dehnrate sowie der Temperatur (Hoffmann et al., 2012, S. 67ff.). Um diese Abhängigkeiten zu modellieren, wird die Darstellungsweise der Fließkurve verwendet, bei der die Cauchy-Spannung über den plastischen Anteil der Hencky-Dehnung aufgetragen wird. Im rechten Diagramm der Abbildung 2.4 ist schematisch eine Fließkurve gezeigt. Als charakteristischer Punkt der Fließkurve wird die initiale Fließspannung ${}_0\sigma_y$ als Streckgrenze bezeichnet. Im Zugversuch ergibt sich ein Kraftmaximum, dessen technische Spannung als Zugfestigkeit R_m und der zugehörige plastische Anteil der technischen Dehnungen als Gleichmaßdehnung A_g bezeichnet wird. In der Darstellung Cauchy-Spannung über Hencky-Dehnung wird die Gleichmaßdehnung durch das nach Considere (1885) benannte Kriterium in folgender Darstellung ermittelt (Kalpakjian et al., 2011, S. 85):

$$\frac{d\sigma_y}{d\varphi_p}(A_g) = \sigma_y(A_g) \tag{2.29}$$

In vorliegender Arbeit werden ausschließlich Kaltumformverfahren bei Raumtemperatur betrachtet. Der auftretende Erwärmungseffekt aufgrund der Umformung wird vernachlässigt. Mit diesen Annahmen kann die Temperaturabhängigkeit der Fließkurve vernachlässigt werden.

Zur Modellierung des Dehnrateneffekts auf die Fließkurve wird der m -Wert-Ansatz entsprechend Gleichung 2.30 verwendet, wobei $\sigma_{y,0}$ die Referenzfließspannung und $\dot{\varphi}_{p,0}$ die Referenzdehnrate darstellen (Duncombe, 1972).

$$\sigma_y = \sigma_{y,0} \left(\frac{\dot{\varphi}_p}{\dot{\varphi}_{p,0}} \right)^m \tag{2.30}$$

Die Entwicklung des Fließborts mit plastischer Dehnung ist mit der Fließkurve verknüpft. Üblicherweise wird dafür die Fließkurve in Walzrichtung als Referenzfließspannung herangezogen.

Im einfachsten Fall bleibt dabei die Form des Fließorts konstant. Bei isotroper Verfestigung ändert sich die Größe des Fließorts, bei kinematischer Verfestigung bleibt die Größe des Fließorts konstant, die Position im Spannungsraum ändert sich (Rösler et al., 2012, S. 99ff.). Schematisch zeigt dies Abbildung 2.4. Ferner existierten weitere Modelle zur Fließortverfestigung, bei der sich die Form des Fließorts durch anisotrope (Stoughton und Yoon, 2009) oder durch die als *distortional hardening* bezeichnete Verfestigung (Barlat et al., 2020) ändert. Ein ähnlicher Effekt kann durch die Verwendung dehnungsabhängiger Modellparameter erzielt werden (Volk et al., 2013). Die Art der Verfestigungsmodellierung hat insbesondere dann Einfluss, wenn im untersuchten Prozess Lastwechsel auftreten. Je nach Modellierung ändern sich dabei die Fließspannung und die resultierenden Dehnkremente.

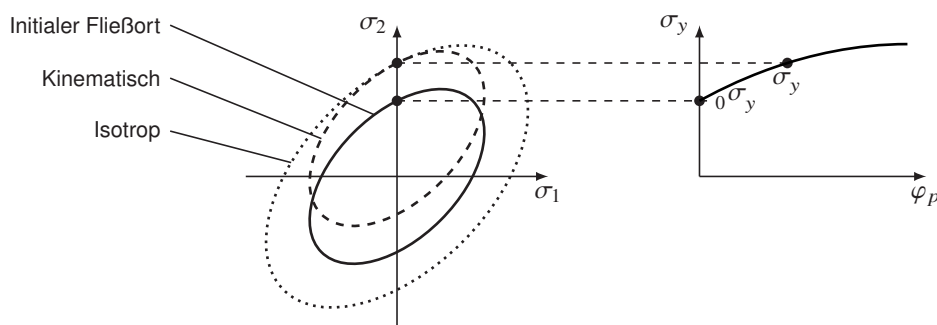


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung isotroper und kinematischer Fließortverfestigung (links) mit Verknüpfung zur Fließkurve (rechts).

Zur Kalibrierung des Fließorts und dessen Verfestigung ist die am weitesten verbreitete Annahme, dass Zustände gleicher plastischer Arbeit äquivalenter Verfestigung entsprechen (Hill, 1950, S. 23ff.). Dies wird als Prinzip der äquivalenten plastischen Arbeit (äpA) bezeichnet. Die plastische Arbeit W_p ist in Ratenform (als plastische Leistung) nach folgender Gleichung definiert (Voyiadjis und Yaghoobi, 2019):

$$\dot{W}_p = \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varphi}}_p \stackrel{\text{EHSR}}{=} \sigma_1 \dot{\varphi}_{1,p} + \sigma_2 \dot{\varphi}_{2,p} \quad (2.31)$$

Die Definition der plastischen Leistung erlaubt unter Verwendung einer Fließortbeschreibung als Vergleichsspannung eine Definition einer äquivalenten plastischen Dehnrates:

$$\dot{W}_p =: \sigma_v \dot{\varphi}_{p,v} \quad (2.32)$$

Aus den Formulierungen 2.31 und 2.32 kann allgemein eine Vergleichsdehnrate entsprechend folgender Gleichung ermittelt werden:

$$\dot{\varphi}_{p,v} = \frac{\boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varphi}}_p}{\sigma_v} \stackrel{\text{EHSR}}{=} \frac{\sigma_1 \dot{\varphi}_{1,p} + \sigma_2 \dot{\varphi}_{2,p}}{\sigma_v} \quad (2.33)$$

Analog kann die plastische Arbeit entsprechend Gleichung 2.34 auch als integrale Größe formuliert werden, woraus die plastische Arbeit als Fläche unter der Fließkurve gedeutet werden kann und sich die Definition einer Vergleichsdehnung ergibt (Hill, 1950, S. 26).

$$W_p = \int \boldsymbol{\sigma} d\boldsymbol{\varphi}_p = \int \sigma_v d\varphi_{p,v} \stackrel{\text{EHSR}}{=} \int \sigma_1 d\varphi_{1,p} + \int \sigma_2 d\varphi_{2,p} \quad (2.34)$$

Mit der Annahme, dass sich das Material in alle Richtungen gleich stark verfestigt, resultieren für unterschiedliche lineare Dehnpfade ($\dot{\beta} = 0$) Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungskurven mit konstantem Abstand (DIN EN ISO 16808). Damit vereinfacht sich die Darstellung der plastischen Arbeit zu:

$$W_p \stackrel{\dot{\beta}=0}{=} \sigma_v \varphi_{p,v} \stackrel{\text{EHSR}}{=} \sigma_1 \varphi_{1,p} + \sigma_2 \varphi_{2,p} \quad (2.35)$$

Die Darstellung aus Gleichung 2.35 wird für die Modellkalibrierung eingesetzt, um Spannungszustände unterschiedlicher Belastung mit gleicher plastischer Arbeit und damit äquivalenter Verfestigung zu identifizieren (Mutrux et al., 2008).

Für die Vergleichsspannungsdefinition nach von Mises ergibt sich für einen ebenen Spannungszustand (Gleichung 2.22) die äquivalente plastische Dehnung nach Gleichung 2.36 (Klocke, 2017, S. 33). Diese Vergleichsdehnung stellt neben der äquivalenten plastischen Arbeit eine alternative Möglichkeit der Verfestigungsdefinition eines allgemeinen Fließorts, was als Prinzip der äquivalenten plastischen Dehnung (äpD) bezeichnet wird (Hill, 1950, S. 30ff). Für die Fließortbeschreibung nach von Mises entsprechen sich die Verfestigungsprinzipien der äquivalenten plastischen Arbeit und der äquivalenten plastischen Dehnung. Neben der Verfestigungsdefinition wird die Vergleichsdehnung auch für Gesamtdehnungen entsprechend Gleichung 2.37 eingesetzt, um skalare Vergleichswerte für Dehnungen zu generieren.

$$\varphi_{p,v,\text{vonMises,ESZ}} = \sqrt{\frac{2}{3} \left(\varphi_{11,p}^2 + \varphi_{22,p}^2 + \varphi_{33,p}^2 + 2\varphi_{12,p}^2 \right)} \stackrel{\text{HDR}}{=} \sqrt{\frac{2}{3} \left(\varphi_{1,p}^2 + \varphi_{2,p}^2 + \varphi_{3,p}^2 \right)} \quad (2.36)$$

$$\varphi_{v,\text{vonMises,HDR}} = \sqrt{\frac{2}{3} \left(\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2 \right)} \quad (2.37)$$

2.1.5 In der Arbeit verwendete Materialmodelle

Bleche weisen aufgrund ihrer Kristallstruktur und des Herstellungsprozesses durch Walzen anisotropes Materialverhalten auf (Banabic, 2010, S. 30). Das isotrope Fließortmodell nach von Mises ist nicht in der Lage, anisotropes Materialverhalten abzubilden. Folglich wurden seither zahlreiche Weiterentwicklungen von Fließortmodellen publiziert, die komplexeres Materialverhalten beschreiben können. Im Folgenden werden die in dieser Arbeit verwendeten Fließortmodelle vorgestellt. Bei allen Modellen gilt dabei die Annahme eines ebenen Spannungszustandes.

Fließortmodell Hill48

Hill (1948) veröffentlichte eine mathematische Darstellung, die es erlaubt, anisotropes Verhalten von Materialien abzubilden. Die Vergleichsspannung kann unter Annahme der assoziierten Fließregel und Verwendung der uniaxialen Anisotropiekennwerte r_θ folgendermaßen dargestellt werden (Banabic, 2010, S. 47):

$$\sigma_{v,Hill48,r} = \sqrt{\sigma_{11}^2 - \frac{2r_0}{1+r_0}\sigma_{11}\sigma_{22} + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_{22}^2 + \frac{(r_0+r_{90})(2r_{45}+1)}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_{12}^2} \quad (2.38)$$

Die uniaxialen Anisotropiekennwerte, auch senkrechte Anisotropie oder r -Werte genannt, wurden von Lankford et al. (1950) eingeführt und sind als das Verhältnis der plastischen Dehnungen in Breiten- und Dickenrichtung unter uniaxialer Belastung definiert (DIN EN ISO 10113):

$$r_\theta := \frac{\varphi_{2,p}}{\varphi_{3,p}} \stackrel{2.5}{=} \frac{\varphi_2}{\varphi_3} \stackrel{2.6}{=} -\frac{\varphi_2}{\varphi_1 + \varphi_2} \quad \implies \quad \frac{\varphi_2}{\varphi_1} = -\frac{r_\theta}{1+r_\theta} \quad (2.39)$$

Die r -Werte werden für unterschiedliche Orientierungen zur Walzrichtung im uniaxialen Zugversuch ermittelt (DIN EN ISO 6892-1). Die Indizes θ des r -Werts beschreiben dabei die Probenorientierung bezüglich der Walzrichtung im Gradmaß. Für das Fließortmodell Hill48,r sind in der Darstellung von Gleichung 2.38 somit die r -Werte in Walzrichtung (r_0), unter 45° zur Walzrichtung (r_{45}) sowie senkrecht zur Walzrichtung (r_{90}) zur Kalibrierung notwendig. Aufgrund der Annahme assoziierten Fließens definieren die r -Werte die Gradientenrichtung am entsprechenden Punkt uniaxialer Spannung.

Stoughton (2002) stellte eine Möglichkeit vor, das Modell von Hill nicht über die r -Werte sondern über die Verhältnisse der Fließspannungen Y_θ für die uniaxialen Lastfälle unter 45° (Y_{45}) und 90° (Y_{90}) zur Walzrichtung bezüglich der Fließspannung in Walzrichtung ($\sigma_{y,0}$) zu kalibrieren.

Zudem wird dabei auch das Spannungsverhältnis unter äquibiaxialer Spannung ($\sigma_{11} = \sigma_{22} =: \sigma_b$; $\sigma_{12} = 0$) bezüglich der uniaxialen Fließspannung in Walzrichtung (Y_b) kalibriert. Diese Spannungsverhältnisse sind für die unterschiedlichen Lastarten entsprechend folgender Gleichung definiert:

$$Y_\theta = \frac{\sigma_{y,\theta}}{\sigma_{y,0}}; \quad Y_b = \frac{\sigma_{y,b}}{\sigma_{y,0}} \quad (2.40)$$

Damit ergibt sich die Darstellung des Hill48-Fließborts, kalibriert über die Spannungsverhältnisse, entsprechend folgender Gleichung:

$$\sigma_{v,Hill48,Y} = \sqrt{\sigma_{11}^2 - \left(1 - Y_b^{-2} + Y_{90}^{-2}\right) \sigma_{11} \sigma_{22} + Y_{90}^{-2} \sigma_{22}^2 + \left(4Y_{45}^{-2} - Y_b^{-2}\right) \sigma_{12}^2} \quad (2.41)$$

Fließortmodell Hill48 mit nicht-assoziierter Fließregel

Ferner verwendet Stoughton (2002) die beiden Formulierungen des Fließortmodells Hill48 als Basis zur Umsetzung einer nicht-assozierten Fließregel. Die spannungsbasierte Beschreibung Hill48,Y (Gleichung 2.41) dient dabei als Fließfunktion, die dehnungsbasierte Beschreibung Hill48,r (Gleichung 2.38) als plastisches Potenzial. In der vorliegenden Arbeit wird diese Modellierung mit Hill48,NAF bezeichnet. Werden im plastischen Potenzial die uniaxialen Anisotropiekennwerte gleich eins gesetzt, resultiert die Lévy-Mises-Fließregel, was mit Hill48,LMF bezeichnet wird. Graphisch wurde dieses Fließortmodell exemplarisch in Abbildung 2.3 zur Veranschaulichung unterschiedlicher Fließregeln gezeigt.

Fließortmodell Barlat89

Barlat und Lian (1989) verwenden für die Fließortbeschreibung Barlat89 einen Exponenten M , der die Krümmung zwischen den Kalibrierpunkten im Spannungsraum beeinflusst. Dadurch ist das Modell flexibler als das Modell Hill48, was sich insbesondere in einer erhöhten Flexibilität der Beschreibung des Spannungszustandes unter ebener Dehnung ($\varphi_2 = 0$) äußert. Neben dem Krümmungsexponenten M können zur Kalibrierung die Anisotropiekennwerte r_0 und r_{90} sowie die Spannung unter Scherung in 45° zur Walzrichtung $Y_{sh,45}$ verwendet werden (Banabic, 2010). Die Vergleichsspannung kann damit als Funktion f der Parameter wie in folgender Gleichung dargestellt werden.

$$\sigma_{v,Barlat89} = f(M, r_0, r_{90}, Y_{sh,45}) \quad (2.42)$$

Unter Verwendung der Gleichungen 2.43 und 2.44 wird die Vergleichsspannung entsprechend Gleichung 2.45 berechnet (Banabic, 2010).

$$\begin{aligned}
 c &= 2 \sqrt{\frac{r_0 r_{90}}{(1+r_0)(1+r_{90})}} \\
 a &= 2 - c \\
 u &= \sqrt{\frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}} \\
 v &= Y_{sh,45}^{-1} \left(\frac{2}{2a + 2^M c} \right)^{\frac{1}{M}}
 \end{aligned} \tag{2.43}$$

$$\begin{aligned}
 k_1 &= \frac{1}{2} (\sigma_{11} + u\sigma_{22}) \\
 k_2 &= \sqrt{\frac{1}{4} (\sigma_{11} - u\sigma_{22})^2 + v^2 \sigma_{12}^2}
 \end{aligned} \tag{2.44}$$

$$\sigma_{v,Barlat89} = \left[\frac{1}{2} \left(a |k_1 + k_2|^M + a |k_1 - k_2|^M + c |2k_2|^M \right) \right]^{\frac{1}{M}} \tag{2.45}$$

Fließortmodelle Yld2000 und BBC

Barlat et al. (2003) entwickelten die Fließortbeschreibung Yld2000, um weitere Freiheitsgrade in der Fließortbeschreibung zu ermöglichen. So werden in dem Modell mit assoziierter Fließregel sowohl die Dehnungsverhältnisse über die r_θ -Werte als auch die Spannungsverhältnisse Y_θ für drei Richtungen im uniaxialen Zug kalibriert. Zudem ist auch der äquibiaxiale Spannungszustand über das Spannungsverhältnis Y_b sowie über den biaxialen Anisotropiekoeffizienten r_b definiert. Der biaxiale Anisotropiekoeffizient ist als Verhältnis der Dehnungen quer zur Walzrichtung (φ_{22}) und in Walzrichtung (φ_{11}) unter äquibiaxialer Spannung ($\sigma_{11} = \sigma_{22} =: \sigma_b$; $\sigma_{12} = 0$) definiert (Banabic, 2010, S. 37):

$$r_b = \frac{\varphi_{22}}{\varphi_{11}} \tag{2.46}$$

Die Krümmung zwischen Kalibrierpunkten des Fließorts im Spannungsraum kann über einen Exponenten M justiert werden. Mathematisch stellt die Fließortbeschreibung Yld2000 eine Funktion f der acht Parameter $\alpha_{1...8}$ sowie des Exponenten M dar. Die Werte für $\alpha_{1...8}$ werden aus den Materialparametern über ein Approximationsverfahren, wie dem Newton-Raphson-

Verfahren, bestimmt. Daraus ergibt sich die Darstellung aus Gleichung 2.47.

$$\sigma_{v,Y1d2000} = f(\alpha_{1..8}(M, Y_\theta, r_\theta, Y_b, r_b), M) \quad (2.47)$$

Unter Zuhilfenahme der Gleichungen 2.48, 2.49 und 2.50 wird aus den Modellparametern $\alpha_{1..8}$ und M die Vergleichsspannung entsprechend Gleichung 2.51 berechnet (Barlat et al., 2003).

$$\begin{bmatrix} L'_{11} \\ L'_{12} \\ L'_{21} \\ L'_{22} \\ L'_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2/3 & 0 & 0 \\ -1/3 & 0 & 0 \\ 0 & -1/3 & 0 \\ 0 & 2/3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_7 \end{bmatrix} \quad (2.48)$$

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

$$\begin{bmatrix} X'_{11} \\ X'_{22} \\ X'_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L'_{11}\sigma_{11} + L'_{12}\sigma_{22} \\ L'_{21}\sigma_{11} + L'_{22}\sigma_{22} \\ L'_{66}\sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

$$\begin{bmatrix} X''_{11} \\ X''_{22} \\ X''_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L''_{11}\sigma_{11} + L''_{12}\sigma_{22} \\ L''_{21}\sigma_{11} + L''_{22}\sigma_{22} \\ L''_{66}\sigma_{12} \end{bmatrix}$$

$$\begin{aligned}
X'_1 &= \frac{1}{2} \left(X'_{11} + X'_{22} + \sqrt{(X'_{11} - X'_{22})^2 + 4X'^2_{12}} \right) \\
X'_2 &= \frac{1}{2} \left(X'_{11} + X'_{22} - \sqrt{(X'_{11} - X'_{22})^2 + 4X'^2_{12}} \right) \\
X''_1 &= \frac{1}{2} \left(X''_{11} + X''_{22} + \sqrt{(X''_{11} - X''_{22})^2 + 4X''^2_{12}} \right) \\
X''_2 &= \frac{1}{2} \left(X''_{11} + X''_{22} - \sqrt{(X''_{11} - X''_{22})^2 + 4X''^2_{12}} \right)
\end{aligned} \tag{2.50}$$

$$\sigma_{v,Yld2000} = \left[\frac{1}{2} \left(|X'_1 + X'_2|^M + |2X''_2 + X'_1|^M + |2X''_1 + X'_2|^M \right) \right]^{\frac{1}{M}} \tag{2.51}$$

Banabic et al. (2005) veröffentlichten die alternative Fließortbeschreibung BBC, die hinsichtlich der Freiheitsgrade mit dem Fließortmodell Yld2000 übereinstimmen. Mathematisch wird diese Funktion ebenfalls über acht Parameter BBC_i und einen Krümmungsexponenten M bestimmt, die aus den Materialparametern ermittelt werden, wie in Gleichung 2.52 gezeigt. Aus diesen Parametern wird unter Verwendung der Gleichungen 2.53 die Vergleichsspannung entsprechend Gleichung 2.54 berechnet (Banabic, 2010). Die Fließortbeschreibung BBC ist in der FEM-Software LS-DYNA nicht implementiert, weshalb diese Beschreibung mithilfe des im nächsten Abschnitt aufgeführten Vegter-Modells, welches zusätzliche Freiheitsgrade hat, nachgebildet wird.

$$\begin{aligned}
\sigma_{v,BBC} &= f(BBC_i(M, Y_\theta, r_\theta, Y_b, r_b), M) \\
\text{mit } i &\in [a, b, L, M, N, P, Q, R]
\end{aligned} \tag{2.52}$$

$$\begin{aligned}
\Lambda &= BBC_L \sigma_{11} + BBC_M \sigma_{22} \\
\Gamma &= \sqrt{(BBC_N \sigma_{11} - BBC_P \sigma_{22})^2 + \sigma_{12}^2} \\
\Psi &= \sqrt{(BBC_Q \sigma_{11} - BBC_R \sigma_{22})^2 + \sigma_{12}^2}
\end{aligned} \tag{2.53}$$

$$\sigma_{v,BBC} = \left[BBC_a (\Lambda + \Gamma)^M + BBC_a (\Lambda - \Gamma)^M + BBC_b (\Lambda + \Psi)^M + BBC_b (\Lambda - \Psi)^M \right]^{\frac{1}{M}} \tag{2.54}$$

Fließortmodell Vegter

Vegter und van den Boogaard (2006) publizierten eine Fließortbeschreibung mit der Annahme assoziierter Plastizität, die auf einer Interpolation mittels Bézierkurven zweiten Grades basiert. Abbildung 2.5 verdeutlicht die Funktionsweise des Modells, dessen Parameter und deren Einfluss für eine beliebige Orientierung bezüglich der Walzrichtung. Die Kalibrierpunkte für die Bézierkurven teilen sich in Referenzpunkte und Angelpunkte auf. Die Referenzpunkte stellen spezielle Spannungszustände dar, die auf dem Fließort liegen. Die Angelpunkte sind als Schnittpunkt der Tangenten an diesen Spannungspunkten definiert. Die Bézierkurven zweiten Grades werden jeweils durch zwei benachbarte Referenzpunkte und den dazwischenliegenden Angelpunkt definiert.

Folgende Spannungszustände werden, normiert über die Vergleichsspannung, im Vegter-Modell als Referenzpunkte verwendet. Die Orientierung der Spannungszustände bezüglich der Walzrichtung θ wird direkt an den Parameter angehängt (z.B. FUN45 für das uniaxiale Spannungsverhältnis unter 45°):

- FBI: Äquibiaxialer Zug ($\sigma_1 = \sigma_2$)
- FPS1 θ , FPS2 θ : Erste und zweite Hauptspannung unter ebener Dehnung (ED) ($\dot{\varphi}_2 = 0$)
- FUN θ : Uniaxialer Zug ($\sigma_2 = 0$)
- FSH θ : Scherung ($\sigma_1 = -\sigma_2$)

Die Annahme assoziierten Fließens erlaubt die Definition der Tangenten an den Spannungspunkten. Die Tangente am äquibiaxialen Punkt wird unter Verwendung des biaxialen Anisotropiekoeffizienten r_b nach Gleichung 2.46 definiert, die Tangente am Punkt ebener Dehnung durch $\dot{\varphi}_2 = 0$. Für die Tangente unter uniaxialer Spannung wird der uniaxiale Anisotropiekoeffizient r_θ nach Gleichung 2.39 herangezogen. Unter Scherung wird eine Tangente mit einer Steigung von 1 angenommen. Die Schnittpunkte dieser Tangenten ergeben die Angelpunkte, mit denen die Interpolation stückweise zwischen äquibiaxialer Spannung und Scherung definiert ist. Um den Spannungsbereich im Druck zu definieren, gilt eine Punktsymmetrie bezüglich des Ursprungs. Daraus ergibt sich, dass sich die Parameter FSH0 und FSH90 entsprechen. In den Darstellungen des Vegter-Fließorts wird diese Punktsymmetrie nicht umgesetzt, wodurch sich in diesem Bereich ein Unterschied zu anderen Modellen ergibt.

Eine alternative Definition für die zweite Hauptspannung des Spannungszustandes unter ebener Dehnung (FPS2 θ) ergibt sich, indem dessen normierte Lage zwischen den beiden angrenzenden Angelpunkten bestimmt wird. Dieser Parameter wird mit ALPS θ bezeichnet. Der Spannungspunkt ebener Dehnung fällt für ALPS $\theta = 0$ mit dem Angelpunkt zwischen uniaxialem Zug und

ebener Dehnung zusammen, für $ALPS\theta = 1$ mit dem Angelpunkt zwischen ebener Dehnung und äquibiaxialem Zug.

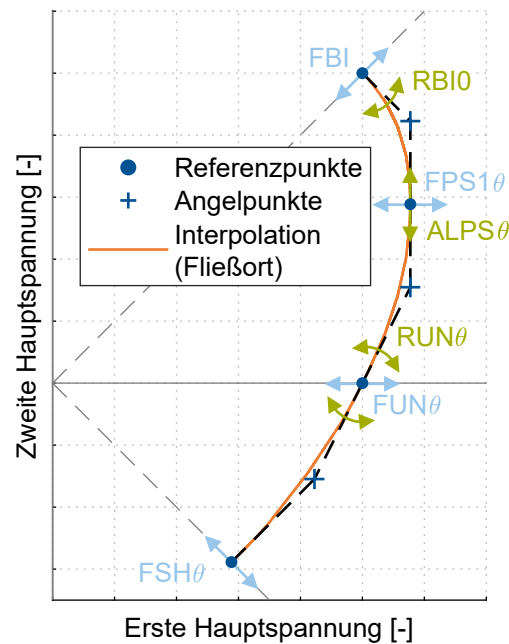


Abbildung 2.5: Freiheitsgrade des Fließortmodells Vegter exemplarisch für eine Orientierung bezüglich der Walzrichtung θ im Hauptspannungsraum.

Dieses Parameterset kann für beliebig viele Orientierungen bezüglich der Walzrichtung θ ermittelt werden. Die Interpolation zwischen den kalibrierten Orientierungen wird über Fourierreihen realisiert. Dabei gelten aufgrund der Orthotropie Symmetrien bezüglich der $0^\circ - 90^\circ$ -Ebene. Die in dieser Arbeit verwendeten Fließorte nach Vegter sind im Allgemeinen für drei Richtungen bezüglich der Walzrichtung kalibriert: 0° , 45° ($\cong 135^\circ$), 90° . Exemplarisch sind diese kalibrierten Richtungen in Abbildung 2.6 dargestellt. Alternativ kann die in Abbildung 2.7 gezeigte dreidimensionale Darstellung gewählt werden, in der zusätzlich die Interpolation zwischen den kalibrierten Orientierungen bzgl. der Walzrichtung deutlich wird. Diese Darstellung ist unter anderem hilfreich zur Visualisierung von Spannungsverteilungen.

Das Fließortmodell nach Vegter bildet das Modell mit den meisten Freiheitsgraden der in dieser Arbeit verwendeten Modelle. Zudem ist das Modell in der Lage, alle weiteren Fließortbeschreibungen nachzubilden. Diese Flexibilität wird verwendet, um unterschiedliche Materialmodelle, jeweils mittels des Vegter-Modells nachgebildet, zu vergleichen. Diese Modellierung wird an betreffenden Stellen durch den Zusatz *Vegter aus* (abgekürzt *Va*) vor dem Modellnamen, von dem Parameter abgeleitet wurden, gekennzeichnet.

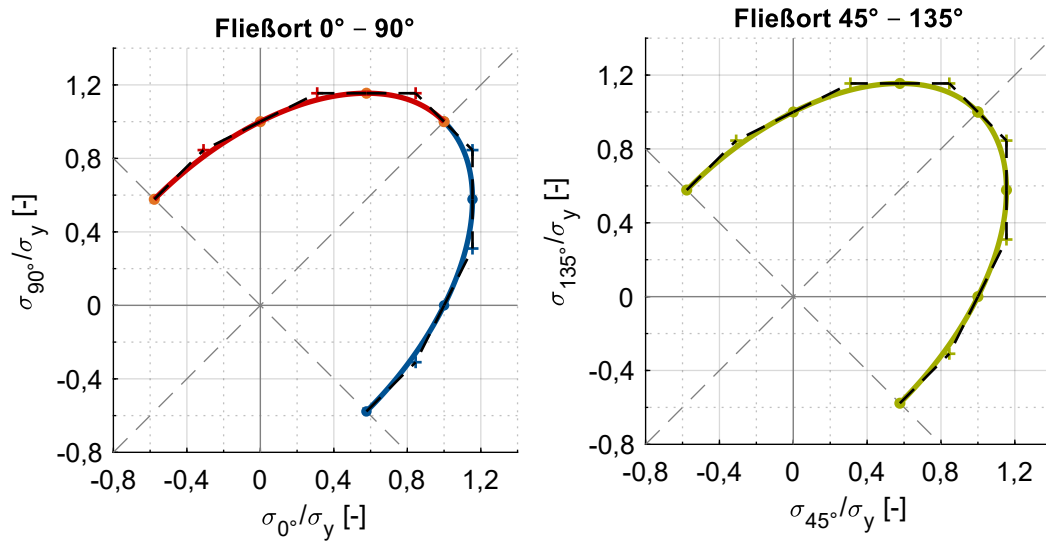


Abbildung 2.6: Für das Vegter-Modell kalibrierte Orientierungen bezüglich der Walzrichtung: 0° blau, 90° rot, 45° ($\hat{=}$ 135°) grün.

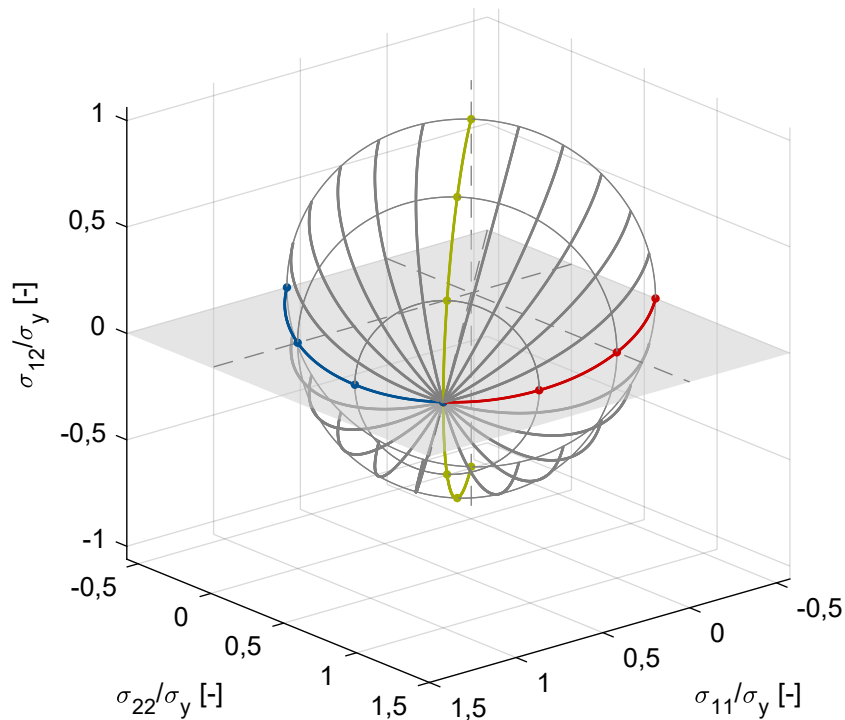


Abbildung 2.7: Dreidimensionale Darstellung des Vegter-Modells für einen allgemeinen ebenen Spannungszustand. Die kalibrierten Orientierungen bezüglich der Walzrichtung sind farblich markiert: 0° blau, 90° rot, 45° ($\hat{=}$ 135°) grün.

Überblick über verwendete Fließortmodelle und deren Parameter

Tabelle 2.1 gibt einen Überblick über die verwendeten Fließortmodelle und deren Parameter, die zur Kalibrierung verwendet werden. Primär werden die Bezeichnungen des Vegter-Modells verwendet. Die Variable M bezeichnet den Krümmungsexponenten der Modelle Barlat89, Yld2000 bzw. BBC, Σ bezeichnet die Summe verwendeter Modellparameter. Die Spannungsverhältnisse werden auf die uniaxiale Spannung in Walzrichtung normiert, wodurch $FUN0 (= Y_0) = 1$ gesetzt wird und dieser Parameter nicht als Freiheitsgrad gezählt wird.

Die Übersicht zeigt, dass die verwendeten Modelle unterschiedliche Komplexität aufweisen. Dies resultiert in einer variierenden Flexibilität der Modelle, was für komplexere Modelle jedoch auch einen zusätzlichen Kalibrierungsaufwand bedeutet. Mit zunehmender Modellkomplexität steigt auch die Gefahr eines Modellierungsfehlers, weshalb komplexe Modelle nicht notwendigerweise in genaueren Abbildungen resultieren. In dieser Arbeit wird vornehmlich das Vegter-Modell verwendet, da hier die große Modellflexibilität gezielt dafür genutzt werden kann, das Fließortmodell lokal und systematisch zu variieren und einer Sensitivitätsanalyse zu unterziehen. Um den Modellierungsaufwand und potenzielle Modellierungsfehler zu reduzieren, werden einige der Modellparameter aus weniger komplexen Modellen abgeleitet. Daraus resultiert eine Materialbeschreibung in vergleichbarer Güte wie die der Modelle, die zur Kalibrierung herangezogen werden, jedoch mit deutlich erhöhter Flexibilität, die für weitere Untersuchungen eingesetzt werden kann.

Tabelle 2.1: Parameter verwendeter Fließortmodelle für drei kalibrierte Orientierungen bzgl. der Walzrichtung.

Modellparameter	von Mises	Hill48,r	Hill48,Y	Hill48,NAF	Barlat89	Yld2000	BBC	Vegter
FSH θ ($= Y_{sh,\theta}$)					1			2
FUN θ ($= Y_\theta$)			2	2		2	2	2
RUN θ ($= r_\theta$)		3		3	3	3	3	3
FPS1 θ , FPS2 θ								6
FBI ($= Y_b$)			1	1		1	1	1
RBI0 ($= r_b$)						1	1	1
M					1	1	1	
Σ	0	3	3	6	5	8	8	15

2.2 Tiefziehen

Die in Abschnitt 2.1 vorgestellten Materialmodelle werden vornehmlich in der Blechumformung eingesetzt. Tiefziehen stellt eines der wichtigsten Fertigungsverfahren der Blechverarbeitung dar. Folglich werden die Anforderungen an eine Validierung von Materialmodellen entsprechend der für das Tiefziehen relevanten Randbedingungen motiviert. Für eine effektive Validierung müssen möglichst alle Dehnungs- und Spannungszustände, die im Tiefziehprozess relevant sind, nachgebildet werden.

Das Fertigungsverfahren Tiefziehen ist nach DIN 8580 ein Umformverfahren und ist entsprechend der vornehmlich vorherrschenden Belastungen dem Zugdruckumformen untergeordnet. Bei dem am weitest verbreiteten Tiefziehen mit starrem Werkzeug gemäß DIN 8584-3, besteht ein Tiefziehwerkzeug üblicherweise aus einem Stempel, einer Matrize und einem Blechhalter (Doege und Behrens, 2016). Im Tiefziehprozess wird ein ebenes Blech zwischen Blechhalter und Matrize geklemmt und über den Stempel geformt. Dabei entstehen im Blech unterschiedliche Spannungs- und Dehnungszustände. Die Kreuznapfgeometrie bildet eine Geometrie, die zur Untersuchung von Tiefziehprozessen eingesetzt wird (Lossau und Svendsen, 2009). Am Beispiel eines mit diesem Werkzeug tiefgezogenen Bauteils werden relevante Dehnungsbereiche des Tiefziehprozesses motiviert. Abbildung 2.8 zeigt die Geometrie und die Dehnverteilung exemplarisch für den Werkstoff DP600HD (vgl. Abschnitt 4.3.2). Im Ziehteilboden sowie im Zargenbereich bilden sich Dehnungen vornehmlich zwischen uniaxialem Zug ($\beta \approx -0,5$) und äquibiaxialer Dehnung ($\beta = 1$) aus. Dehnungen mit $\beta < -0,5$ finden sich insbesondere im Flanschbereich. Tiefgezogene Bauteile werden im nachgelagerten Fertigungsprozess in der Regel beschnitten, wobei das finale Bauteil meist dem Ziehteilboden und der Zarge entnommen wird. Somit ist insbesondere der Bereich zwischen uniaxialem Zug und äquibiaxialer Dehnung für Materialmodelle der Blechumformung von zentraler Bedeutung und sollte im Rahmen einer Validierung untersucht werden. Dennoch ist der Bereich mit $\beta < -0,5$ für den Umformprozess relevant, wird im Rahmen dieser Arbeit allerdings nicht weiter fokussiert, da die verwendeten Materialmodelle in diesem Bereich aufgrund der vergleichsweise kleinen Krümmung im Fließortmodell geringere Sensitivitäten aufweisen als die Bereiche mit $\beta > -0,5$.

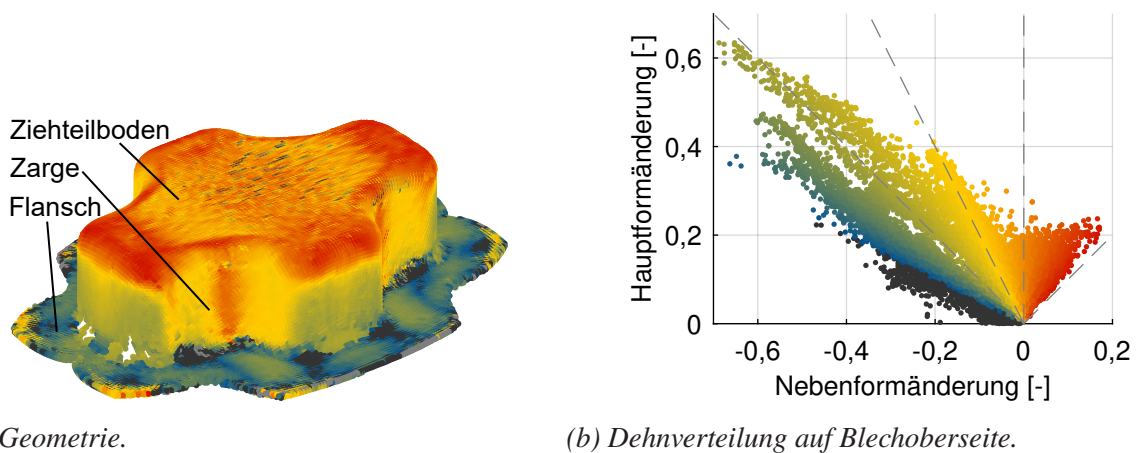


Abbildung 2.8: Geometrie und Dehnverteilung auf Blechoberseite des Kreuznapfs exemplarisch für den Werkstoff DP600HD bei einer Ziehtiefe von 65 mm. Die Daten sind entsprechend des Dehnverhältnisses β eingefärbt.

Die Einflussfaktoren auf den realen Tiefziehprozess können in drei Kategorien unterteilt werden. Die Geometrien des Werkzeugs und der Blechplatte als erste Kategorie bestimmen den Tiefziehprozess im Wesentlichen. Die zweite Kategorie bilden Einflussfaktoren des Prozesses wie Blechhalterkraft, Werkzeugkinematik, Prozesstemperatur oder die Reibung. Die Materialeigenschaften komplettieren die Einflussfaktoren des realen Tiefziehprozesses.

2.3 FEM-Simulation

Die Finite-Elemente-Methode (FEM) ist das am weitesten verbreitete Hilfsmittel zur numerischen Abbildung realer Blechumformprozesse. Die Geometrie wird dabei in endlich viele Teile, die finiten Elemente, geteilt. Das üblicherweise komplexe physikalische Verhalten des Gesamtsystems kann in den finiten Elementen durch vergleichsweise einfache Ansatzfunktionen approximiert werden. Der Prozessverlauf wird über entsprechende Randbedingungen für das System abgebildet. Die Materialantwort wird über Materialmodelle (vergleiche Abschnitt 2.1) ermittelt.

2.3.1 Isoparametrisches Konzept

Ein wichtiges Hilfsmittel der Finiten-Elemente-Methode stellt das isoparametrische Konzept dar, dessen Funktionsweise in Abbildung 2.9 visualisiert ist. In der FEM werden reale Probleme

in finite Elemente unterteilt. In diesen Elementen werden Größen berechnet, die im isoparametrischen Raum innerhalb eines Elements interpoliert werden. Dazu werden die globalen Knotenkoordinaten eines Elements K_i in einen normierten Raum transferiert. In dieser Arbeit werden zweidimensionale, vierknotige Elemente verwendet ($i \in [1, 2, 3, 4]$). Die Abbildung in den isoparametrischen Raum erfolgt derart, dass die parametrisierten Knotenkoordinaten $(\xi_{K_i}|\eta_{K_i})$ den Werten in Tabelle 2.2 entsprechen. Ein vollintegriertes Element besitzt vier Integrationspunkte I_i ($i \in [1, 2, 3, 4]$) mit den parametrisierten Knotenkoordinaten $(\xi_{I_i}|\eta_{I_i})$ aus Tabelle 2.2. In diesem parametrisierten Raum werden Ansatzfunktionen N_{K_i} , in dieser Arbeit linearer Art entsprechend den Gleichungen 2.55, definiert. An den Knoten bekannte skalare Größen w_{K_i} können mithilfe Gleichung 2.56 an einen beliebigen Punkt innerhalb des Elements $(\xi|\eta)$ interpoliert werden. (Felippa, 2004)

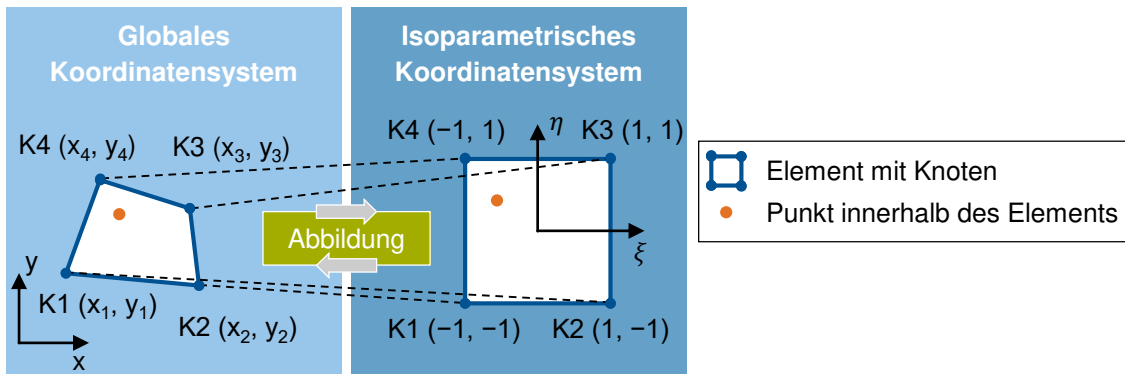


Abbildung 2.9: Funktionsweise des isoparametrischen Konzepts (nach Yang (2018), S. 124).

Tabelle 2.2: Isoparametrische Knoten- und Integrationspunktkoordinaten bei bekannten Größen an den Knoten.

Nummer i	Knoten		Integrationspunkt	
	ξ_{K_i}	η_{K_i}	ξ_{I_i}	η_{I_i}
1	-1	-1	$-\sqrt{3}$	$-\sqrt{3}$
2	+1	-1	$+\sqrt{3}$	$-\sqrt{3}$
3	+1	+1	$+\sqrt{3}$	$+\sqrt{3}$
4	-1	+1	$-\sqrt{3}$	$+\sqrt{3}$

$$\begin{aligned}
 N_{K1} &= \frac{1}{4} (1 - \xi) (1 - \eta), & N_{K2} &= \frac{1}{4} (1 + \xi) (1 - \eta), \\
 N_{K3} &= \frac{1}{4} (1 + \xi) (1 + \eta), & N_{K4} &= \frac{1}{4} (1 - \xi) (1 + \eta).
 \end{aligned}
 \tag{2.55}$$

$$w(\xi, \eta) = w_{K1} N_{K1}(\xi, \eta) + w_{K2} N_{K2}(\xi, \eta) + w_{K3} N_{K3}(\xi, \eta) + w_{K4} N_{K4}(\xi, \eta)
 \tag{2.56}$$

Sind anstatt Größen an den Knoten w_{Ki} Werte an den Integrationspunkten w_{Ii} bekannt, wird die Parametrisierung angepasst, sodass die Integrationspunkte entsprechend Tabelle 2.3 auf den Einheitswerten liegen. Diese Art der Parametrisierung wird durch einen Strich an den Parametern verdeutlicht. Mit den Ansatzfunktionen aus Gleichung 2.57 können dann Werte für Koordinaten innerhalb des Elements $(\xi'|\eta')$ entsprechend Gleichung 2.58 berechnet werden. (Felippa, 2004)

Tabelle 2.3: Isoparametrische Knoten- und Integrationspunktkoordinaten bei bekannten Größen an den Integrationspunkten.

Nummer i	Knoten		Integrationspunkt	
	ξ'_{Ki}	η'_{Ki}	ξ'_{Ii}	η'_{Ii}
1	$-1/\sqrt{3}$	$-1/\sqrt{3}$	-1	-1
2	$+1/\sqrt{3}$	$-1/\sqrt{3}$	+1	-1
3	$+1/\sqrt{3}$	$+1/\sqrt{3}$	+1	+1
4	$-1/\sqrt{3}$	$+1/\sqrt{3}$	-1	+1

$$\begin{aligned}
 N_{I1} &= \frac{1}{4} (1 - \xi') (1 - \eta'), & N_{I2} &= \frac{1}{4} (1 + \xi') (1 - \eta'), \\
 N_{I3} &= \frac{1}{4} (1 + \xi') (1 + \eta'), & N_{I4} &= \frac{1}{4} (1 - \xi') (1 + \eta').
 \end{aligned}
 \tag{2.57}$$

$$w(\xi', \eta') = w_{I1} N_{I1}(\xi', \eta') + w_{I2} N_{I2}(\xi', \eta') + w_{I3} N_{I3}(\xi', \eta') + w_{I4} N_{I4}(\xi', \eta')
 \tag{2.58}$$

2.3.2 Numerische Ermittlung der Validierungsgrößen

Die operative Validierung von Materialmodellen basiert auf einem Vergleich zwischen experimentell und numerisch ermittelten Größen. In dieser Arbeit werden dafür lokal gemessene Dehnungen und Stempelkräfte als globale Größe herangezogen. In der Simulation wird der aktuell vorherrschende Belastungszustand über die Kuhn-Tucker-Bedingung (Gleichung 2.28) ermittelt. Die plastischen Dehnraten werden auf Basis der Fließregel (Abschnitt 2.1.4) bestimmt. Elastische Dehnungen ergeben sich durch das Hooke'sche Gesetz in Gleichung 2.20, die Gesamtdehnungen durch Integration der Dehnraten über die Zeit (vgl. Gleichung 2.3). Die Stempelkraft F resultiert aus einem Integral der Spannungen im Kontaktbereich des Stempels A_{ges} (Banabic et al., 2000):

$$F = \int_{A_{ges}} \sigma dA
 \tag{2.59}$$

2.3.3 Simulation von Umformprozessen

Die simulative Abbildung eines Umformprozesses stellt stets einen Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenaufwand dar. Es gibt verschiedene numerische Strategien, welche Einfluss auf den Rechenaufwand zeigen oder diesen gezielt beeinflussen. Dazu gehören Skalierungen der Masse und der Zeit, die Vernetzungsfineinheit, der Elementtyp, Kontaktformulierung oder Solver-Einstellungen. Diese Einflussfaktoren bilden neben den drei Kategorien, die den realen Tiefziehprozess beeinflussen eine vierte, numerische Kategorie, vgl. Tabelle 2.4. Alle vier Kategorien müssen in ausreichender Genauigkeit modelliert werden, um eine aussagekräftige und vertrauenerweckende Simulation zu realisieren. Die Genauigkeit der Modelle kann im Abgleich mit den Anforderungen hinsichtlich Richtigkeit und Präzision, Rechenaufwand, Robustheit, Flexibilität und erwartetem Wissenszuwachs überprüft werden (Volk et al., 2019). Dazu ist eine Verifizierung sowie eine Validierung der verwendeten Modellierungen notwendig. In der vorliegenden Arbeit wird die FEM-Software LS-DYNA eingesetzt (Livermore Software Technology, 2022). Da es sich um ein kommerziell erhältliches Tool handelt, können die enthaltenen Modellierungen als verifiziert angenommen werden. Die eingesetzten Modelle werden entsprechend des untersuchten Prozesses kalibriert. Die Validierung der Modelle steht damit immer im Schnittpunkt zwischen realem Prozess und numerischer Abbildung desselben. Für eine dezidierte Validierung eines Modells ist es notwendig, die Einflüsse anderer Modelle von den Einflüssen des zu untersuchenden Modells trennen zu können. Im vorliegenden Fall bedeutet das insbesondere, dass es für eine Materialmodellvalidierung essentiell ist, die Einflüsse aus Geometriebeschreibung, Prozessparameter und Numerik zu kennen und von den Einflüssen des Materialmodells trennen zu können oder idealerweise den Einfluss derselben zu reduzieren oder zu eliminieren. Gelingt dies nicht, kann nur eine Kombination verschiedener Einflussfaktoren validiert werden, was die Validierungsaufgabe komplexer macht und mehr Aufwand bei in der Regel geringerer Aussagekraft bedeutet.

Tabelle 2.4: Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess. Rein für die Simulation relevante Faktoren sind grau gekennzeichnet.

Geometrie	Prozess	Material	Numerik
Werkzeug	Blechhalterkraft	Materialeigenschaften	Vernetzung
Platine	Stempelgeschwindigkeit	↓	Elementtyp
	Temperatur	Materialmodellparameter	Skalierung
	Reibung		Kontaktformulierung
			Solver-Genauigkeit

2.4 Ansätze zur Validierung von Materialmodellen in der Literatur

Die Validierung von Materialmodellen ist seit deren Etablierung von grundlegendem Interesse. Da eine Validierung im Schnittpunkt zwischen realem System und digitalem Abbild stattfindet, basieren Validierungsansätze stets auf einem Vergleich von realen Experimenten und deren numerischer Abbildung. Prinzipiell kann für eine Fließortvalidierung jeder Versuch, der nicht als Basis für die Kalibrierung des Modells verwendet wurde, zur Validierung desselben eingesetzt werden. In der Literatur sind unterschiedliche Ansätze zur Kalibrierung von Materialmodellen zu finden. Zudem werden die dabei eingesetzten Versuche teils auch als Basis für eine Versagensmodellierung verwendet. Entsprechend fließend ist der Übergang zwischen Fließortkalibrierung, Versagensmodellierung und Validierung. In Folgendem liegt der Fokus auf Ansätzen aus der Literatur, die dezidiert für eine Validierung von Materialmodellen eingesetzt werden.

Die aktuell eingesetzten Validierungsmethoden werden bezüglich deren Eignung als Basis für eine umfassende, effektive und effiziente Validierung von Materialmodellen bewertet. Die Bewertungskriterien ergeben sich dabei aus der Überlegung, was eine umfassende, effektive und effiziente Validierung auszeichnet. Für die Effizienz ist es wichtig, dass der Aufwand zur experimentellen Datengenerierung überschaubar bleibt. Dies wird einerseits durch *einfach durchzuführende Versuche* sichergestellt, was sich positiv auf Zeit- und Kosteninvestition auswirkt und damit unmittelbar Effizienz bedeutet, andererseits durch eine *geringe Anzahl benötigter Experimente*. Eine geringe Versuchsanzahl reduziert neben dem Versuchsaufwand auch die Datenmenge der Realversuche sowie des digitalen Abbilds, was wiederum der Effizienz zuträglich ist. Eine Validierungsmethode zeichnet sich durch Effektivität aus, wenn aus den vielen Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess (vgl. Tabelle 2.4) der Einfluss des Materialmodells isoliert werden kann, um somit eine dezidierte Validierung des Materialmodells zu ermöglichen. Andernfalls muss eine Validierung einer Kombination von Modellen erfolgen, was den Aufwand deutlich steigen und Aussagekraft sinken lässt. Von besonderem Interesse dabei ist der Reibungseinfluss, der im Fall von Werkzeugkontakt den Umformprozess teils stark dominieren kann (Pilthammar et al., 2021). Folglich ist ein *möglichst geringer oder kein Reibungseinfluss* für eine effektive Validierung wünschenswert. Ist die Voraussetzung gegeben, dass das Materialmodell dezidiert untersucht werden kann, ist für eine aussagekräftige Validierung von Interesse, das Modell umfassend zu untersuchen. Entsprechend wichtig ist es, nicht ausschließlich Kalibrierpunkte sondern insbesondere auch die Interpolation dazwischen zu untersuchen. Eine simultane Untersuchung großer Parameterbereiche stellt dabei einerseits komplexe Anforderungen an Modelle und bildet andererseits die im realen Tiefziehprozess auftretenden komplexen Zustände wirklichkeitsnah ab. Im Fall des Materialmodells ist eine umfassende Validierung

gegeben durch möglichst *komplexe Spannungs-, respektive Dehnverteilungen* in den Proben, die den in der Blechumformung relevanten Bereich *zwischen uniaxialem und äquibiaxialem Zug* möglichst umfassend abdecken. Ferner ermöglicht eine *transient-kontinuierliche Ermittlung der Daten* die Untersuchung eines großen Verfestigungsbereichs, was in Kombination mit den komplexen Dehnverteilungen hohe Anforderungen an das Modell stellt und damit auch Potenzial für eine aussagekräftige Validierung bietet. Zusammengefasst resultieren folgende allgemeine Anforderungen an Validierungsversuche:

- Einfache Versuchsdurchführung
- Geringe Versuchsanzahl
- Geringer Reibungseinfluss
- Komplexe Dehnverteilung zwischen uniaxialem (UZ) und äquibiaxialem Zug (BZ)
- Kontinuierliche Datengenerierung

2.4.1 Zugversuche

Zugversuchen ist gemein, dass die Versuchsdurchführung vergleichsweise einfach ist. Dabei werden Blechproben zwischen Backen geklemmt und durch Translation der Klemmbacken in einer Richtung belastet. Je nach Probengeometrie treten dabei im Prüfbereich unterschiedliche Spannungs- und Dehnungszustände auf. Den bekanntesten Fall stellt der uniaxiale Zugversuch dar, bei dem Proben mit parallelem Steg geprüft werden (DIN 50125; DIN EN ISO 6892-1). Durch die gerade Stegform resultiert bis zum Start der geometrischen Einschnürung ein näherungsweise homogener uniaxialer Spannungszustand im Prüfbereich. Basierend auf dieser Idee wurden zahlreiche Zugproben unterschiedlicher Geometrie entwickelt, für die Spannungszustände zwischen idealem Tiefzug und ebener Dehnung resultieren. Für Spannungszustände zwischen uniaxialer Spannung und ebener Dehnung werden Kerben unterschiedlicher Geometrie in den parallelen Steg eingebracht (An et al., 2004). Spannungszustände zwischen idealem Tiefzug und uniaxialer Spannung werden durch eine Druckspannung quer zur Belastungsrichtung realisiert, die, angelehnt an den Yoshida Buckling Test (Yoshida et al., 1981), durch eine Verbreiterung im Prüfbereich erzeugt werden kann (Zhang et al., 2021). Ein vergleichbarer Spannungszustand kann durch Scherproben erzeugt werden, für die Miyauchi-Tests (Miyauchi, 1984), Scherversuche nach ASTM B 831 oder ebene Torsionsversuche (Tekkaya et al., 1982) verwendet werden (Yin et al., 2014). Spannungszustände zwischen ebener Dehnung und äquibiaxialem Zug können mithilfe von Zugproben aufgrund der einachsigen Lasteinleitung nicht bis zu Vergleichsdehnungen, die für Tiefziehprozesse relevant sind, realisiert werden.

Die Charakteristika dieser Versuche können im Hinblick auf die Eignung zur Materialmodellvalidierung zusammengefasst werden. Die Probenherstellung erfolgt je nach Komplexität und Material durch Fräsen, Laserstrahlschneiden oder Drahterodieren, was in unterschiedlichen Kosten für die Probenherstellung resultiert. Die Versuchsdurchführung kann als einfach klassifiziert werden. Da der Prüfbereich keinen Werkzeugkontakt aufweist, sind die Zugversuche nicht reibungsbehaftet, was einen großen Vorteil für eine Materialmodelluntersuchung darstellt. Zur Dehnungsermittlung kann ein optisches Dehnungsmesssystem verwendet werden, womit die Dehnungen quasi-kontinuierlich ermittelt werden können. Ferner steht in der Regel eine zur Umformung benötigte Kraft als Datengrundlage zur Verfügung. Einen wesentlichen Nachteil der Zugproben stellt die in der Regel homogene Dehnungs- und Spannungsverteilung im Prüfbereich dar. Damit ist es einerseits nicht möglich, große Spannungsbereiche und die entsprechende Modellinterpolation zu überprüfen, was in einer selektiven Modellüberprüfung resultiert. Andererseits sind für eine umfassende Untersuchung der Spannungszustände zwischen uniaxialem Zug (UZ) und ebener Dehnung (ED) eine Vielzahl unterschiedlicher Proben notwendig, wodurch ein großer experimenteller und numerischer Aufwand hervorgeht. Bereiche zwischen ebener Dehnung (ED) und äquibiaxialem Zug (BZ) können mit dieser Herangehensweise nicht untersucht werden.

Um den Vorteil der Reibungsfreiheit mit der Anforderung nach komplexen Dehnverteilungen zu kombinieren, wurden Geometrien für Zugversuche entwickelt, bei denen im Prüfbereich ein nicht homogenes Dehnfeld resultiert (Souto et al., 2017). Die Versuche zeichnen sich durch einfache Versuchsdurchführung und der Möglichkeit, Dehnungen kontinuierlich detektiert zu können, aus. Da auch hier die Dehnungen aufgrund der einachsigen Last begrenzt sind, kann nicht der gesamte Bereich von Interesse mit dieser Herangehensweise abgedeckt werden und es müssen für eine umfassende Materialmodellvalidierung weitere Experimente untersucht werden, wodurch die Anzahl benötigter Tests steigt.

2.4.2 Biegeversuche

Gothivarekar et al. (2020) nutzen Biegeumformung, um Daten für eine Validierung von Materialmodellen zu generieren. Dabei wird ein Dreipunktbiegeversuch eingesetzt, woraus je nach Probengeometrie am äußeren Biegeradius ein Dehnungszustand zwischen uniaxialem Zug und ebener Dehnung resultiert (Kuhn und Medlin, 2000, S. 173f.). Aufgrund des homogenen Dehnzustandes im Auswertebereich ist eine umfassende Validierung mit einer geringen Anzahl an Versuchen nicht möglich. Zur Aufnahme der Dehnungen am äußeren Biegeradius kann auch hier ein optisches Messsystem eingesetzt werden, was eine kontinuierliche Dehnungsmessung

erlaubt. Im Biegeversuch tritt Kontakt und damit Reibung auf, wodurch der Versuch jedoch nicht dominiert wird. Eine adäquate Reibungsmodellierung ist nichtsdestotrotz unabdingbar. Auch wenn die Versuchsdurchführung als vergleichsweise einfach deklariert werden kann, ist der Biegeversuch somit dennoch nur bedingt für eine umfassende Materialmodellvalidierung geeignet.

2.4.3 Kreuzzugversuche

Shiratori und Ikegami (1968) etablierten erste Versuche mit einer Kreuzzugprobe. Dieser in ISO 16842:2021 genormte Versuch bietet die Möglichkeit einer Belastung von Proben in zwei Richtungen in Blechebene ohne Reibungseinfluss, wodurch beliebige Belastungen zwischen uniaxialem und äquibiaxialem Zug abgebildet werden können (Kuwabara et al., 1998). Dadurch bietet dieser Versuch große Flexibilität bezüglich der zu untersuchenden Spannungs- und Dehnungszustände und erweitert die bisher erwähnten Versuche um den Spannungsbereich zwischen ebener Dehnung und äquibiaxialem Zug. Neben einer aufwändigen Probenpräparation ist auch die Versuchsdurchführung nicht trivial. Auftretende Dehnungen können über Dehnungsmessstreifen oder optisch kontinuierlich ermittelt werden. Der Kreuzzugversuch liefert eng begrenzte Dehnverteilungen, weshalb eine Vielzahl von Versuchen mit unterschiedlichen Lastzuständen für eine umfassende Materialmodellvalidierung notwendig ist.

2.4.4 Nakajima-Versuche

Der Nakajima-Versuch wird zur Ermittlung von Grenzformänderungskurven eingesetzt und ist in DIN EN ISO 12004-2 genormt. Dabei werden Probengeometrien mit unterschiedlichen Stegbreiten mittels eines halbkugelförmigen Stempels bis zum Bruch umgeformt. Durch die verschiedenen Probengeometrien werden im Prüfbereich homogene, näherungsweise lineare Dehnpfade mit unterschiedlichen Dehnverhältnissen generiert. Zur Dehnungsermittlung wird meist ein optisches Messsystem eingesetzt. Die damit kontinuierlich detektierten Dehnungen werden neben der Ermittlung einer Grenzdehnung auch zur Überprüfung von Materialkarten eingesetzt (Manopulo et al., 2018). Durch die Normung stellt der Nakajima-Versuch einen Standard-Versuch dar, dessen Durchführung als nicht komplex eingestuft werden kann. Durch den Kontakt zwischen Stempel und Proben treten Reibungseffekte auf (Lange, 1990, S. 58ff.). Diese können durch Einsatz eines geeigneten Schmierkonzepts so weit reduziert werden, dass der Versuch nicht mehr reibungsdominiert ist. Aufgrund der homogenen Dehnverteilung, exemplarisch in

Abbildung 2.10 zeigt, stellt der Nakajima-Versuch keine Möglichkeit zur Darstellung komplexer Dehnverteilungen dar, was auch eine große Anzahl an benötigten Tests für eine umfassende Materialmodellvalidierung nach sich zieht.

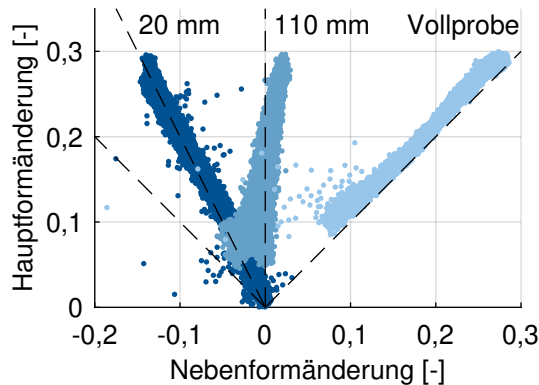


Abbildung 2.10: Exemplarische Dehnverteilungen resultierend aus dem Nakajima-Versuch für Probengeometrien mit Stegbreiten von 20 mm, 110 mm und die Vollprobe für das Material HC260Y (vgl. Abschnitt 4.3.3).

2.4.5 Lochaufweitungsversuche

Ein weiterer Versuch, der zur Untersuchung der Materialmodellierungsqualität zu Rate gezogen wird, ist der ebene Lochaufweitungsversuch (Kuwabara et al., 2011). Dabei wird ein gelochtes Blech über einen flachen Stempel, ähnlich der Stempelgeometrie der Marciniak-Prüfung (DIN EN ISO 12004-2), gezogen, wodurch sich der Lochdurchmesser vergrößert und die Blechdicke entsprechend abnimmt. Zum Abgleich wird die Dickendehnung entlang charakteristischer Schnitte in radialer Richtung herangezogen. In dieser Richtung ändert sich der Spannungszustand von uniaxialen Zug an der Lochkante bis nahe dem äquibiaxialen Zug am Stempelradius (Oliveira et al., 2020). Anisotropes Materialverhalten kann durch den Vergleich von Schnitten unter verschiedenen Polarwinkeln untersucht werden. Aufgrund des Stempelkontakts ist der Versuch nicht reibungsfrei (Kuwabara et al., 2017). Besondere Anforderung legt der Versuch auf die Probenherstellung und Versuchsdurchführung. Es muss darauf geachtet werden, die Rotationssymmetrie des Versuchs möglichst über den gesamten Versuch aufrecht zu erhalten, da ansonsten eine numerische Abbildung des Experiments deutlich erschwert wird. Eine kontinuierliche Validierung ist durch Einsatz eines optischen Messsystems denkbar.

2.4.6 Hydraulische Tiefungsversuche

Tiefziehen mit einem Tiefziehöl anstatt mit starrem Stempel erlaubt es, den Reibungseinfluss im Versuch vernachlässigbar zu machen. Eine standardisierte Anwendung stellt der in DIN EN ISO 16808 genormte hydraulische Tiefungsversuch dar, in dem aufgrund des rotations-symmetrischen Werkzeugs ein näherungsweise äquibiaxialer Spannungszustand vorliegt. Dabei können experimentell untersuchte Druckverlaufskurven im Tiefziehmedium simulativ nachgebildet werden (Lademo et al., 2009). Zudem ist es möglich, Dehnverhältnisse unter diesem Lastfall nachzubilden (Mulder et al., 2015). Ferner werden Blechdickenverteilungen über die Probengeometrien verglichen (Spisak et al., 2019). Um die Beschränkung auf äquibiaxiale Zustände zu erweitern, werden elliptische Matrizen eingesetzt (Lazarescu et al., 2012). Dadurch können Spannungszustände zwischen ebener Dehnung und äquibiaxialer Dehnung abgebildet werden. Eine weitergehende Entwicklung von Banabic et al. (2013) verwendet unterschiedlich gelochte Bleche auf einem geschlossenen Trägerblech. Damit können Spannungszustände im gesamten Bereich zwischen uniaxialem und äquibiaxialem Zug realisiert werden.

Im Allgemeinen können hydraulische Tiefungsversuche als aufwändig in der Durchführung kategorisiert werden. Durch die eng begrenzte Dehnverteilung sind eine Vielzahl unterschiedlicher Versuche notwendig. Im Fall der hydraulischen Tiefung bedeutet dies eine Vielzahl an unterschiedlichen Werkzeugteilen, was die Materialmodellvalidierung mit hydraulischen Tiefungsversuchen sehr aufwändig hinsichtlich Kosten, Zeit und Datenmenge macht. Für die Tiefungsversuche mit gelochten Blechen tritt zudem Reibungseinfluss zwischen den Träger- und Prüfblech auf. Im Allgemeinen wird ein optisches Messsystem zur Detektierung auftretender Dehnungen eingesetzt, wodurch kontinuierliche Untersuchungen möglich sind.

2.4.7 Rohrweitungsversuche

Rohrweitungsversuche bieten die Möglichkeit, Materialverhalten über weite Dehnungsbereiche zu untersuchen. Dabei werden Rohrproben mit einer variierenden Überlagerung aus axialer Kraft und Innendruck beaufschlagt. Zur Dehnungsmessung verwendeten Kuwabara und Sugawara (2013) ein taktiles System, wodurch kontinuierliche Messdaten generiert werden können. Durch die Umformung mittels Innendruck ist der Prozess nahezu reibungsfrei. Je Experiment wird ein spezieller Spannungszustand abgebildet, was in einer punktuellen Modellvalidierung und einer großen Anzahl benötigter Einzelversuche für eine umfassende Materialmodelluntersuchung resultiert. Insgesamt kann die Versuchsdurchführung als sehr aufwändig eingestuft werden, wodurch sich dieser Versuch nur bedingt für eine effiziente Materialmodellvalidierung eignet.

2.4.8 Napfziehversuche

Die bisher vorgestellten Validierungsmethoden haben einen stark experimentellen Charakter gemein und weichen somit hinsichtlich Prozessbedingungen von anwendungsnahen Tiefziehprozessen ab. Napfziehversuche bilden eine Validierungsmethode, die bezüglich Prozessparameter und Prozessablauf dem Realprozess mehr ähneln. Dabei werden unterschiedliche Geometrien eingesetzt, um die Materialmodellqualität zu untersuchen. Ein rotationssymmetrischer Napf wird eingesetzt, um die variierende Napfhöhe, die sich aufgrund der Anisotropie ergibt (Kalpakjian et al., 2011, S. 553), zu untersuchen (Hu et al., 2021). Auch finden quadratische Nöpfe Anwendung, bei denen die Blechdicke entlang charakteristischer Schnitte untersucht wird (Paraianu et al., 2014). Eine komplexere Geometrie bildet der Kreuznapf, der in unterschiedlicher Ausführung, mit vier gleich langen Kreuzarmen (Wisselink et al., 2011) oder mit zwei unterschiedlichen Armlängen (Lossau und Svendsen, 2009), eingesetzt wird. Hier werden Haupt- und Nebenformänderung sowie Blechdicke entlang von Schnitten analysiert. Aufgrund der vergleichsweise komplexen Geometrie weisen Nöpfe eine komplexe, realitätsnahe Dehnverteilung auf (vgl. Abbildung 2.8). Dadurch ist eine simultane Überprüfung vieler Spannungs- und Dehnungszustände und damit der Materialmodell-Interpolation zwischen Kalibrierpunkten möglich. Ein wesentlicher Nachteil der Napfziehversuche ist, dass in der Regel keine Sicke eingesetzt wird, weshalb das Nachfließen des Materials möglich ist. Durch diese Relativbewegung zwischen Blech und Werkzeug ist der Versuch stark reibungsdominiert. Für eine sinnvolle Materialmodellvalidierung ist es essentiell, den Materialmodelleinfluss von weiteren Einflussfaktoren zu trennen (vgl. Tabelle 2.4). Folglich müssen für eine effektive Materialmodelluntersuchung komplexe und fehleranfällige Reibmodelle verwendet werden, was die Aussagekraft der Validierung einschränkt. Da es experimentell nicht trivial ist, für unterschiedliche Versuchsdurchführungen konstante Reibbedingungen sicherzustellen, ist eine hinreichende Reproduzierbarkeit nicht ohne Weiteres gegeben. Ferner ist eine kontinuierliche Erfassung der Dehnungen während des Tiefziehprozesses durch den Einsatz eines geschlossenen Werkzeugs nicht möglich. Somit kann mit jedem tiefgezogenen Napf nur ein spezieller Zustand untersucht werden. Wegabhängige Phänomene können nicht erfasst werden. Für eine umfassende Materialmodelluntersuchung wären damit eine Vielzahl von Nöpfen mit unterschiedlicher Ziehtiefe vonnöten, was den Versuch ineffizient macht. Alternativ muss durch mehrere Versuche eine für die Validierung adäquate Ziehtiefe ermittelt werden, bei der die Dehnungen möglichst stark ausgeprägt sind, allerdings noch kein Versagen auftritt.

2.4.9 Zusammenfassung und Bewertung

Folgende Tabelle fasst die aufgezeigten Versuche zusammen, die als Basis für Materialmodellvalidierungen, im speziellen die Validierung von Fließortmodellen, eingesetzt werden.

Tabelle 2.5: Dreistufige Bewertung der in der Literatur vorgestellten Ansätze zur Validierung von Materialmodellen hinsichtlich der allgemeinen Anforderungen an einen Validierungstest: Anforderung erfüllt (+), Anforderung bedingt erfüllt (0), Anforderung nicht erfüllt (-).

Experiment	Einfache Versuchs- durchführung	Geringe Versuchszahl	Geringer Reibungseinfluss	Komplexe Dehnverteilung (UZ . . . BZ)	Kontinuierliche Daten- generierung
Zugversuche	+	-	+	-	+
Biegeversuche	+	-	0	-	+
Kreuzzugversuche	-	-	+	-	+
Nakajima- Versuche	+	-	0	-	+
Lochaufweitungs- versuche	0	+	0	+	+
Hydraulische Tiefungsversuche	-	-	+	-	+
Rohrweitungsversuche	-	-	+	-	+
Napfziehversuche	-	0	-	+	-

3 Motivation und Zielsetzung

In der Einleitung wurde die Notwendigkeit einer Modellvalidierung allgemein motiviert. Im Stand der Wissenschaft und Technik wurden Materialmodelle, wie sie für die Blechumformung eingesetzt werden, aufgezeigt und theoretisch unterlegt. Das Anwendungsgebiet der in dieser Arbeit untersuchten Materialmodelle wurde hinsichtlich der wichtigsten Belastungen, die im Tiefziehen auftreten, eingeschränkt. Zudem wurden wesentliche Einflussfaktoren auf den realen Tiefziehprozess klassifiziert. Die FEM-Simulation ist das am weitesten verbreitete Instrument zur Erstellung eines digitalen Abbilds für Blechumformprozesse und wird auch in dieser Arbeit entsprechend eingesetzt. Daraus resultierende weitere numerische Einflussfaktoren wurden klassifiziert, wodurch die in Tabelle 2.4 gezeigte Einflussübersicht resultiert. Im darauffolgenden Kapitel wurden aktuell verwendete Ansätze zur Validierung von Materialmodellen in der Literatur vorgestellt und hinsichtlich einer erarbeiteten fünfteiligen Anforderungsliste bewertet. Die Übersicht in Tabelle 2.5 zeigt, dass aktuell keine Methodik etabliert ist, die eine umfassende, effektive und effiziente Validierung von Materialmodellen für die Blechumformung, insbesondere des Fließorts, erlaubt. An dieser Forschungslücke setzt die vorliegende Arbeit an. Ziel ist es, einen Versuch zu entwickeln, der die fünf definierten Anforderungen an einen Validierungstest möglichst vereint: Einfache Versuchsdurchführung, geringe Versuchsanzahl, geringer Reibungseinfluss, komplexe Dehnverteilung zwischen uniaxialem (UZ) und äquibiaxialem Zug (BZ) sowie kontinuierliche Datengenerierung. Abbildung 3.1 zeigt schematisch die Struktur und das Vorgehen der vorliegenden Arbeit.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden unterschiedliche Materialien untersucht und deren Verhalten wurde modelliert. Kapitel 4 gibt einen Überblick über die Materialien, die Testmethoden und die verwendeten Materialmodelle. In Kapitel 5 wird das neu entwickelte Werkzeug, das MUC-Test-Werkzeug, inklusive der zugrundeliegenden Idee vorgestellt. Zudem werden in diesem Abschnitt die eingesetzte Peripherie, Prozessparameter sowie die Aufbereitung der experimentell generierten Daten vorgestellt. Die Eignung des MUC-Test-Werkzeugs als Basis zur Materialmodellvalidierung wird hinsichtlich der grundlegenden Anforderungen auf experimenteller Basis untersucht. Abschnitt 6 beschreibt den Aufbau des digitalen Abbilds und die Aufbereitung der für die Validierung benötigten Daten. Die Vorgehensweise der Validierung, die auf einem Vergleich zwischen Daten aus realem Experiment und digitalem Abbild basiert, ist in Kapitel 7 erläutert. Diese Validierungsstrategie wird eingesetzt, um Sensitivitäten des MUC-Tests hinsichtlich Materialmodellparameter systematisch zu untersuchen. Basierend auf

dieser Sensitivitätsanalyse wird eine phänomenologische Herangehensweise zur Kalibrierung der Reibung zwischen Blech und Werkzeug motiviert. Kapitel 8 beinhaltet die Ergebnisse der MUC-Test-Methodik für die untersuchten Materialien und Modelle. Die Resultate werden bewertet und eingeordnet, was den Abschluss der Validierungsmethodik bildet. Das weiterführende Potenzial der vorgestellten Validierungsmethodik als Zielfunktion einer Optimierung wird in einer exemplarischen Materialmodellparameteroptimierung skizziert. Zur Überprüfung dieser Ergebnisse wird die Übertragbarkeit derselben auf andere Bauteile am Beispiel des Kreuznapfs untersucht, bevor abschließend die Zusammenfassung und ein Ausblick in Kapitel 9 folgen.

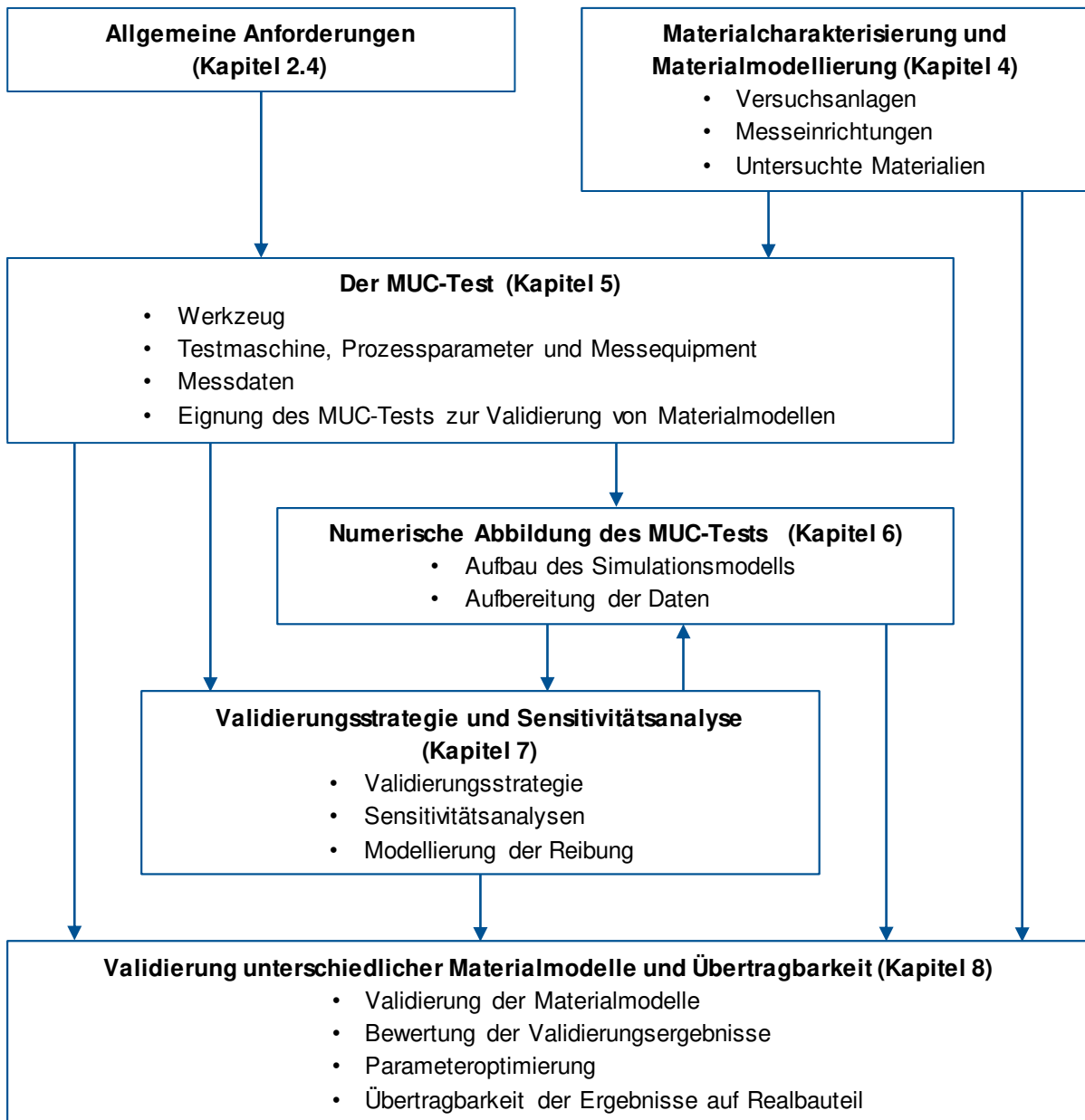


Abbildung 3.1: Aufbau und Vorgehen der Forschungsarbeit.

4 Materialcharakterisierung und Materialmodellierung

In diesem Kapitel werden die Materialien und Materialmodelle vorgestellt, die in dieser Arbeit zum Einsatz kommen. Anfangs wird anhand der Parameter des Vegter-Modells (Abschnitt 2.1.5) die Vorgehensweise zur Identifizierung der Materialmodellparameter motiviert. Dann werden verwendete Versuchsanlagen und Messeinrichtungen beschrieben, bevor verwendete Materialien und Modelle aufgelistet werden.

Das Vegter-Modell ist in dieser Arbeit das Fließortmodell mit den meisten Parametern und Freiheitsgraden (vgl. Tabelle 2.1). Folglich benötigt dieses Modell im Vergleich zu den weiteren untersuchten Modellen den umfangreichsten Kalibrieraufwand. Mit den für das Vegter-Modell ermittelten Parametern können alle weiteren verwendeten Materialmodelle nachgebildet werden, weshalb an diesem Beispiel die Vorgehensweise zur Kalibrierung gezeigt wird. Als Basis für das Materialmodell dient die quasistatische uniaxiale Fließkurve in Walzrichtung $\sigma_{y,0}(\varphi_{1,p})$. Diese wird aus uniaxialen Zugversuchen nach DIN EN ISO 6892-1 ermittelt. Da die Fließkurve aus diesem Versuch nur bis zur Gleichmaßdehnung bestimmt werden kann, wird zusätzlich der hydraulische Tiefungsversuch nach DIN EN ISO 16808 herangezogen. Damit werden Daten generiert, die eine Fließkurvenextrapolation oberhalb der Gleichmaßdehnung nach DIN EN ISO 16808, Anhang C erlauben. Dabei werden das Prinzip der äquivalenten plastischen Arbeit entsprechend Gleichung 2.35 und die Annahme plastischer Volumenkonstanz nach Gleichung 2.6 eingesetzt. Die daraus resultierenden Daten werden mittels mathematischer Ansätze nach Voce (1948), Swift (1952), Hockett und Sherby (1975), Ghosh (1977) sowie über Kombinationen aus diesen Ansätzen unter Zuhilfenahme des MaterialModelers inter- und extrapoliert (Benkert et al., 2019). Diese uniaxiale Fließkurve in Walzrichtung wird als Referenz für die Fließortmodellierung verwendet, wodurch $FUN0 = 1$ resultiert. Auf Basis uniaxialer Zugversuche werden die r -Werte in 0° , 45° und 90° ($RUN0$, $RUN45$, $RUN90$) bezüglich der Walzrichtung entsprechend Gleichung 2.39 nach DIN EN ISO 10113 in einem Dehnungsbereich von 8 % bis 12 % technischer Dehnung ermittelt. Um diesbezüglich Konsistenz zu wahren, werden alle Fließortparameter in diesem Dehnungsbereich ermittelt. Die uniaxialen Spannungsverhältnisse $FUN45$ und $FUN90$ werden auf Basis der Zugversuche in 0° als Referenz, 45° und 90° sowie dem Prinzip äquivalenter plastischer Arbeit (Gleichung 2.35) im genannten Dehnungsbereich der Referenzfließkurve gemittelt. Das äquibiaxiale Spannungsverhältnis FBI wird auf entsprechende Weise

unter Verwendung der Fließkurve aus dem hydraulischen Tiefungsversuch ermittelt. Für die Ermittlung des biaxialen Anisotropiekoeffizienten r_b bzw. RBI0 (Gleichung 2.46) werden unterschiedliche Herangehensweisen gewählt. So kann dieser Parameter auf Basis des hydraulischen Tiefungsversuchs ermittelt werden (Lazarescu et al., 2013). Aus der Arbeit von Mulder et al. (2015) ergibt sich, dass damit ein gewisser Fehler einhergeht. Eine alternative experimentelle Möglichkeit zur Ermittlung des Parameters RBI0 ist der Schichtstauchversuch (Merklein und Kuppert, 2009). Eine rein numerische Annäherung der biaxialen Anisotropie ergibt sich auf Basis von Fließortbeschreibungen, bei denen dieser Parameter nicht kalibriert wird. So kann auf Basis der Fließortbeschreibung nach Hill48,r (Gleichung 2.38) der r_b -Wert durch die uniaxialen Anisotropiekennwerte in 0° und 90° zur Walzrichtung entsprechend folgender Gleichung ermittelt werden:

$$r_{b,\text{Hill48}} = \frac{r_0}{r_{90}} \quad (4.60)$$

Die weiteren Parameter $\text{FPS1}\theta$, $\text{ALPS}\theta$ und $\text{FSH}\theta$ werden aus den Fließortbeschreibungen nach Yld2000 bzw. BBC (Abschnitt 2.1.5) unter Verwendung der Literaturwerte für die Krümmungsexponenten M abgeleitet. Der Krümmungsexponent wird in der Literatur mit $M = 6$ für Stahlwerkstoffe und $M = 8$ für Aluminiumwerkstoffe vorgeschlagen (Logan und Hosford, 1980). Die Dehnratsensitivität der Materialien wird entsprechend Gleichung 2.30 auf Basis von Zugversuchen in Walzrichtung mit unterschiedlicher Dehnrates modelliert.

Mit der vorgestellten Strategie zur Kalibrierung der Materialmodelle werden deren Freiheitsgrade teils nicht ausgeschöpft und es resultiert im Allgemeinen nicht die bestmögliche Modellierung des Materialverhaltens. Auch die Annahme assoziierten Fließens reduziert die Freiheitsgrade und damit die Flexibilität der eingesetzten Modelle. Der Fokus dieser Arbeit liegt jedoch auf der Erarbeitung einer Methodik zur Validierung bestehender Materialmodelle und nicht primär auf der Ermittlung einer bestmöglichen Materialbeschreibung. Somit werden vorwiegend standardisierte Experimente zur Kalibrierung der Materialmodelle eingesetzt. Zusätzliche, in Durchführung und Auswertung aufwändige Experimente, wie gekerbte Zugproben zur Ermittlung des Spannungszustands unter ebener Dehnung (An et al., 2004) oder Tests nach Miyauchi (1984), Scherversuche nach ASTM B 831 oder ebene Torsionsversuche (Traphöner, 2020) zur Ermittlung des Spannungspunktes unter Scherung, werden damit vermieden. Insbesondere Experimente, die einer inversen Parameteridentifikation bedürfen, bedeuten zusätzlichen Aufwand (Andrade-Campos et al., 2022). Zudem werden auch im nicht-akademischen Umfeld zur Kalibrierung von Materialmodellen vorwiegend genormte Methoden eingesetzt, wodurch sich in dieser Arbeit durch den Fokus auf standardisierte Kalibrierversuche für Materialkarten ein repräsentativeres Bild ergibt. Durch diese Kalibrierstrategie werden einige Freiheitsgrade des Vegter-Modells nicht ausgeschöpft, die allerdings im Rahmen der Sensitivitätsanalysen in Ab-

schnitt 7.2 und der exemplarischen Optimierung in Abschnitt 8.3 gewinnbringend untersucht und eingesetzt werden.

4.1 Versuchsanlagen

4.1.1 Universal Zug-Druck-Prüfmaschinen

Die uniaxialen Zugversuche werden in zwei Universal Zug-Druck-Prüfmaschinen der Firma ZwickRoell GmbH & Co. KG durchgeführt. Die Prüfmaschine vom Typ Zwick 1484 erlaubt Prüfungen bis zu einer Prüfkraft von 200 kN bei einer Traversengeschwindigkeit im Bereich 0,0001 ... 200 mm/min. Zur Dehnungsmessung wird ein taktiles Längen- und Breitenextensometer eingesetzt. Die Prüfmaschine des Typs AllRound Line Z 150 bietet eine maximale Prüfkraft von 150 kN und ermöglicht Traversengeschwindigkeiten im Bereich 0,0001 ... 900 mm/min. Zur Dehnungsmessung wird das System ARAMIS SRX (Abschnitt 4.2.1) eingesetzt.

4.1.2 Blechumform-Prüfmaschine

Die hydraulisch angetriebene Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 der Firma ZwickRoell GmbH & Co. KG wird durch Einbau unterschiedlicher Prüfwerkzeuge für verschiedene Untersuchungen in der Materialcharakterisierung eingesetzt. Die eingesetzten Werkzeuge sind aus einem Stempel, einem Blechhalter und einer Matrize aufgebaut und können einfach gewechselt werden. Entgegen einem üblichen Tiefziehprozess ist die Matrize ortsfest, das Prüfblech wird vom Blechhalter hydraulisch mit einer einstellbaren Blechhalterkraft im Bereich von 5 ... 1000 kN an die Matrize geklemmt. Für den Umformprozess fährt der Stempel hydraulisch angetrieben mit einer definierten Geschwindigkeit im Bereich von 0,05 ... 50 mm/s und einer maximalen Tiefungskraft von 1000 kN, die von einer Piezo-Kraftmessdose detektiert wird, nach oben und verformt das Blech. Der maximale Tiefungsweg ist mit 150 mm angegeben. Die eingesetzten Matrizen sind nach oben hin geöffnet, was den Einsatz eines optischen Messsystems zur Dehnungsmessung erlaubt. Hierfür wird das System ARAMIS 4M (Abschnitt 4.2.1) eingesetzt. Der Bauraum der Blechumform-Prüfmaschine erlaubt den Einsatz von Werkzeugen mit einem maximalen Matrizen- und Blechhalter-Durchmesser von 250 mm sowie einen maximalen Stempeldurchmesser von 120 mm.

Neben Nakajima- und Marciniak-Versuchen zur Ermittlung von Grenzformänderungskurven nach DIN EN ISO 12004-2 werden auf dieser Prüfmaschine hydraulische Tiefungsversuche nach DIN EN ISO 16808 durchgeführt. Der in dieser Arbeit vorgestellte MUC-Test (Kapitel 5) ist werkzeugseitig angelehnt an den Nakajima-Versuch und wird folglich auch als Werkzeug für die Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 konzipiert.

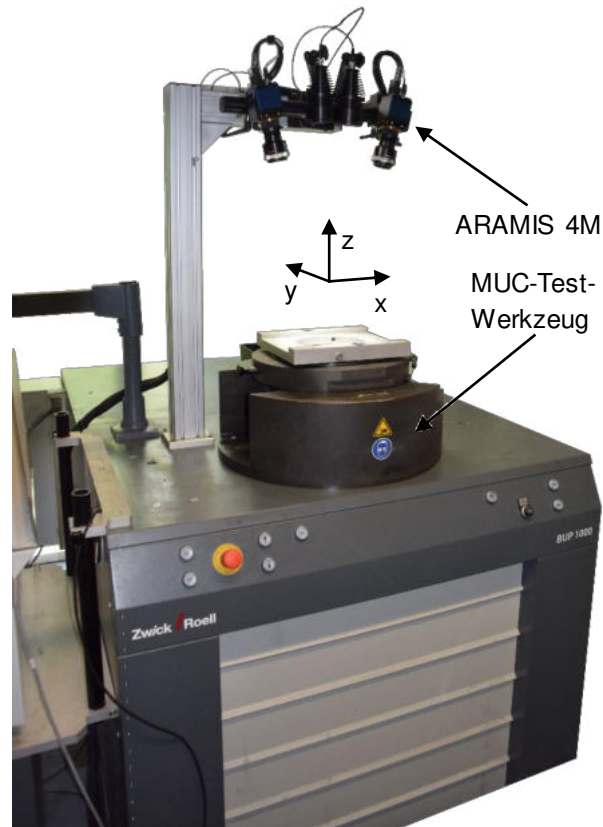


Abbildung 4.1: Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 mit optischem Messsystem ARAMIS 4M zur Dehnungsermittlung.

4.1.3 Hydraulische Presse

Zur Herstellung von Kreuznäpfen (vgl. Abbildung 2.8) wird eine zweifach wirkende hydraulische Oberkolbenpresse des Typs DXU 320 B der Dieffenbacher Holding GmbH & Co. KG eingesetzt. Die Presse stellt eine maximale Presskraft von 3500 kN und eine Ziehkissenkraft von 1250 kN bei einer maximalen Stempelgeschwindigkeit von 30 mm/s zur Verfügung. Mit einer Aufspannplattenfläche von 1600 mm × 1300 mm und einer maximalen Werkzeughöhe von 900 mm erlaubt diese Presse die Herstellung großer Umformteile.

4.2 Messeinrichtungen

4.2.1 Dehnungsmessung mittels Bildkorrelation

Zur Ermittlung der Dehnungen auf der Probenoberfläche wird sowohl auf der Universal Zug-Druck-Prüfmaschine AllRound Line Z 150 als auch auf der Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 ein Messsystem verwendet, welches auf dem Verfahren der Bildkorrelation (eng. *digital image correlation*, kurz DIC) basiert. Die Probenoberfläche wird dazu mit einem stochastischen Raster besprüht. Zwei Kameras in kalibrierter Positionierung nehmen in bestimmbareren Zeitabständen Fotos des Rasters während des Umformprozesses auf. Für die Dehnungsberechnung werden Facetten als eine auswählbare Anzahl an Pixel definiert, deren Überlagerung wiederum eingestellt werden kann. Aus dem stochastischen Raster ergeben sich für die Facetten Grauwerte, die in der aufeinanderfolgenden Bilderfolge wiedergefunden werden, woraus eine Deformation des Facettenrasters errechnet wird. Aus diesen Informationen werden Koordinaten und Dehnungen auf der Blechoberfläche abgeleitet. Aufgrund der Verwendung von zwei Kameras ist es möglich, Verschiebungen in drei Dimensionen zu detektieren. Aus der Positionierung der Kameras, deren Auflösung und der Facettendefinition in Größe und Überlagerung ergibt sich eine Dehnungsreferenzlänge, die im System angegeben wird.

Auf der Universal Zug-Druck-Prüfmaschine AllRound Line Z 150 wird das ARAMIS SRX der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH eingesetzt. Dieses System verwendet eine Kameraauflösung von $4096 \text{ Pixel} \times 3068 \text{ Pixel}$ und erlaubt eine Messfrequenz von bis zu 75 Hz bei voller Auflösung. Der Messbereich kann flexibel im Bereich von $30 \text{ mm} \times 22 \text{ mm} \dots 245 \text{ mm} \times 185 \text{ mm}$ angepasst werden.

Auf der Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 wird das System ARAMIS 4M der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH eingesetzt (siehe Abbildung 4.1). Die Kameraauflösung beträgt hier $2400 \text{ Pixel} \times 1728 \text{ Pixel}$ bei einer maximalen Aufnahme Frequenz von 168 Hz. Der Messbereich kann in einem Bereich von $25 \text{ mm} \times 18 \text{ mm} \dots 420 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ variiert werden. Für Standardversuche ist das Messsystem bei einem Messfeld von $120 \text{ mm} \times 85 \text{ mm}$ fest an der Maschine installiert. Aus dieser Kameraanordnung ergibt sich eine kalibrierte Tiefe des Messvolumens von 65 mm.

Ein wesentlicher Vorteil dieses Messsystems liegt darin, dass Dehnungen quasi-kontinuierlich über den gesamten Umformprozess ermittelt werden können. Zudem ist eine nachträgliche Anpassung der Dehnreferenzlänge durch Änderung der Facettenparameter möglich.

4.2.2 Dehnungsmessung mittels Photogrammetrie

Zur Messung der Dehnverteilungen auf den Kreuznäpfen (Abbildung 2.8) wird das photogrammetrische System ARGUS v6 3.0 der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH verwendet. Ein vor der Umformung auf die Probengeometrie aufgebrachtes, homogenes Punkteraster wird nach der Umformung aus unterschiedlichen Blickwinkeln fotografiert. Über Orientierungsmarken wird die relative Ausrichtung der Einzelbilder ermittelt, wodurch ein dreidimensionales Bild aus den Einzelaufnahmen zusammengesetzt werden kann. Aus der daraus abgeleiteten Deformationen des Punkterasters wird auf Koordinaten und Dehnungen auf der Blechoberfläche geschlossen. Das hauptsächliche Einsatzgebiet dieser Dehnungsmessmethode liegt bei Bauteilen, für die eine kontinuierliche Dehnungsmessung mittels Bildkorrelation aufgrund der Peripheriegegebenheiten, wie fehlendem Bauraum oder geschlossenen Matrizen, nicht möglich ist. In diesem Fall fehlen zwar Informationen über die Entwicklung der Dehnungen über den Umformprozess, der Endzustand kann damit aber abgebildet werden. Ein wesentlicher Nachteil der Methode liegt darin, dass das Messraster intensivem Werkzeugkontakt nicht standhält. Insbesondere Bereiche mit großer Relativbewegung zwischen Blech und Werkzeug bei hohem Anpressdruck, wie es beim Einzug eines Blechs über einen Radius stattfindet, können hier teils nicht aufgelöst werden (siehe Abbildung 2.8a).

4.2.3 Geometriemessung

Zur Geometriedigitalisierung der Kreuznapfgeometrie (Abbildung 2.8) wird das Stereo-Kamerasystem ATOS II 400 der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH eingesetzt. Dieses Messsystem nutzt dynamische Streifenprojektion, Photogrammetrie sowie das Triangulationsprinzip, um Bauteilkoordinaten mit hoher Genauigkeit zu berechnen. Für das verwendete Messvolumen von $320 \text{ mm} \times 280 \text{ mm} \times 280 \text{ mm}$ resultiert ein Messpunktabstand von $0,27 \text{ mm}$. Ein wesentlicher Vorteil dieser Messmethode besteht darin, dass es von Messrastern unabhängig ist und damit sämtliche Geometriemerkmale in hoher Genauigkeit abbilden kann. Insbesondere zur Ermittlung der Lage der Blechkante, die als Maß für den Blecheinzug in dieser Arbeit verwendet wird (Abschnitt 8.4), ist dieses Messsystem geeignet.

4.3 Untersuchte Materialien

Die untersuchten Materialien umfassen verschiedene Materialklassen von Feinblechen. Grob lassen sich die untersuchten Werkstoffe in Aluminiumwerkstoffe, Dualphasenstähle und weitere Tiefziehstähle einteilen. Die Materialien und eingesetzten Modelle sind in Folgendem aufgezeigt.

4.3.1 Aluminiumwerkstoffe

AA5083

Als Repräsentant der Aluminiumwerkstoffe wird die naturharte, homogenisierte Legierung AA5083 (ANSI H 35.1/H 35.1M) mit einer Blechdicke von 1,8 mm untersucht. Alternative Bezeichnungen für den Werkstoff sind 3.3547 (DIN 1725-1), A95083 (ASTM E 527) oder AlMg4.5Mn0.7 (DIN EN 573-2). Gruber et al. (2021) untersuchten für dieses Material den Einfluss unterschiedlicher Extrapolationsansätze auf den *Equal-Channel Angular Pressing* (ECAP)-Prozess. Dabei wurden für die Fließkurvenextrapolation hydraulische Tiefungsversuche (HT) und Miyachi-Versuche (M) herangezogen. Resultierende Fließkurven sind in Abbildung 4.2 gezeigt. Tabelle 4.1 zeigt die Materialkennwerte dieses Materials. Die für das Yld2000-Modell resultierenden Modellparameter mit einem Krümmungsexponenten von $M = 8$, dem Literaturwert für Aluminium-Werkstoffe (Logan und Hosford, 1980), sind in Tabelle E.2 gezeigt. Neben dem Fließortmodell Yld2000 wird für dieses Material auch das Modell Hill48,r, modelliert durch das Vegter-Modell (VaHill48,r, Tabelle E.3), untersucht. In Abbildung 4.3 sind die Fließorte graphisch dargestellt.

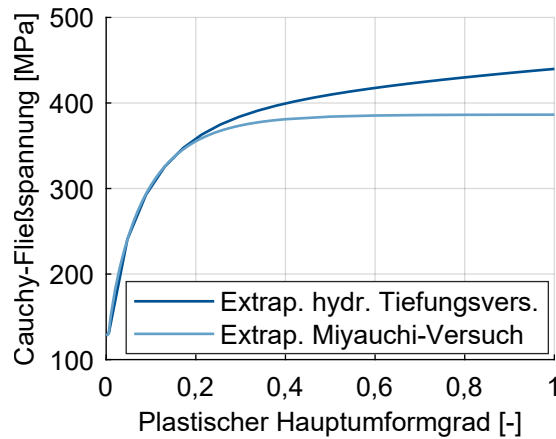


Abbildung 4.2: Referenz-Fließkurven des Materials AA5083 in Walzrichtung mit Extrapolationen auf Basis von hydraulischen Tiefungsversuchen (HT) und Miyauchi-Versuchen (M) im Vergleich (nach Gruber et al., 2021).

Tabelle 4.1: Materialkennwerte AA5083.

Y_0^*	Y_{45}^\dagger	Y_{90}^\dagger	r_0^\dagger	r_{45}^\dagger	r_{90}^\dagger	Y_b^\ddagger	r_b^\S
1	0,9670	0,9761	0,7411	1,015	0,7209	0,9711	1,0714

*Per Definition

†Ermittelt im Zugversuch

‡Ermittelt im hydraulischen Tiefungsversuch

§Ermittelt im Schichtstauchversuch

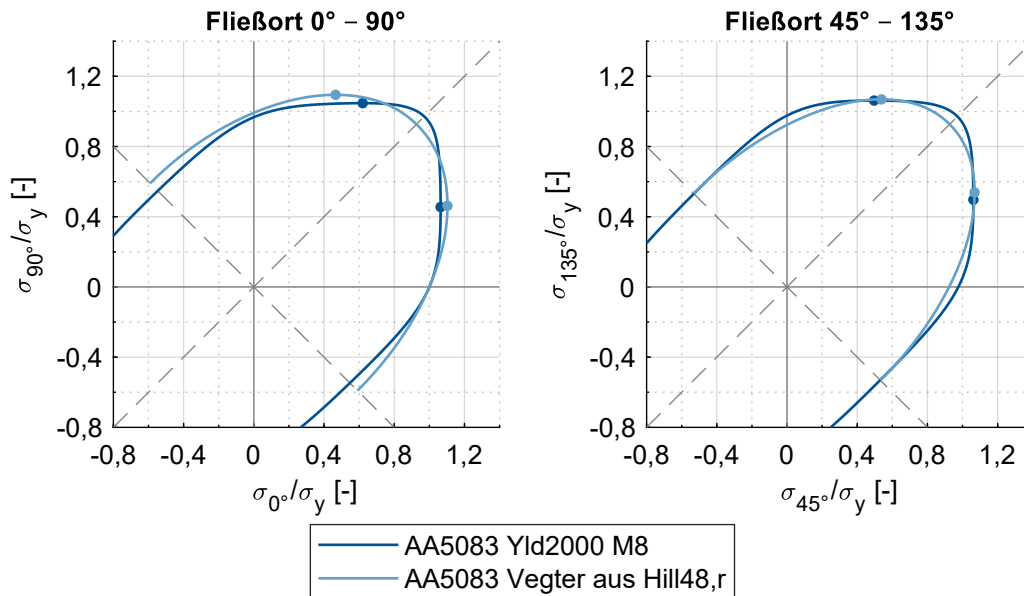


Abbildung 4.3: Fließorte Yld2000 und VaHill48,r des Materials AA5083. Parameter entsprechend Tabellen E.2 und E.3; markiert sind die Punkte ebener Dehnung.

AA5754

Als weitere Aluminiumlegierung wird AA5754 (ANSI H 35.1/H 35.1M), auch als 3.3535 (DIN 1725-1), A95754 (ASTM E 527) oder AlMg3 (DIN EN 573-2) bekannt, untersucht. Die Dicke der Blechplatten beträgt 1,0 mm. Die Referenz-Fließkurve des Materials, welche unter Zuhilfenahme des hydraulischen Tiefungsversuchs extrapoliert wurde, ist in Abbildung 4.5 gezeigt, die Materialkennwerte sind in Tabelle 4.2 gelistet. Mit dem Standardwert für Aluminium-Werkstoffe von $M = 8$ (Logan und Hosford, 1980) folgen aus diesen Parametern Materialmodellparameter für BBC, woraus sich die Parameter für ein äquivalentes Modell basierend auf der Fließortbeschreibung nach Vegter (VaBBC M8) entsprechend Tabelle E.5 ableiten lassen. Der Fließort ist in Abbildung 4.4 gezeigt. In der Literatur ist zu finden, dass der Standardwert des Exponenten von $M = 8$ unter Umständen zu groß ist (Hippke et al., 2020). Insbesondere die starke Krümmung des Fließorts bei äquibiaxialer Spannung kann bei Annahme assoziierten Fließens zu Ungenauigkeiten in der Abbildung führen. Folglich werden für dieses Material weitere Fließortmodellierungen untersucht. Zum einen wird ein Krümmungsexponent von $M = 6$ eingesetzt (VaBBC M6, Tabelle E.4), zum anderen wird das auf dem Fließortmodell Hill48 basierende Modell mit nicht-assoziierter Fließregel (Hill48,NAF) sowie mit der Lévy-Mises-Fließregel (Hill48,LMF) untersucht (Abschnitt 2.1.5).

Tabelle 4.2: Materialkennwerte AA5754.

Y_0^*	Y_{45}^\dagger	Y_{90}^\dagger	r_0^\dagger	r_{45}^\dagger	r_{90}^\dagger	Y_b^\ddagger	r_b^\S
1	0,9815	0,9771	0,7360	0,5953	0,6647	0,9758	1,1072

*Per Definition

†Ermittelt im Zugversuch

‡Ermittelt im hydraulischen Tiefungsversuch

§Entsprechend Gleichung 4.60

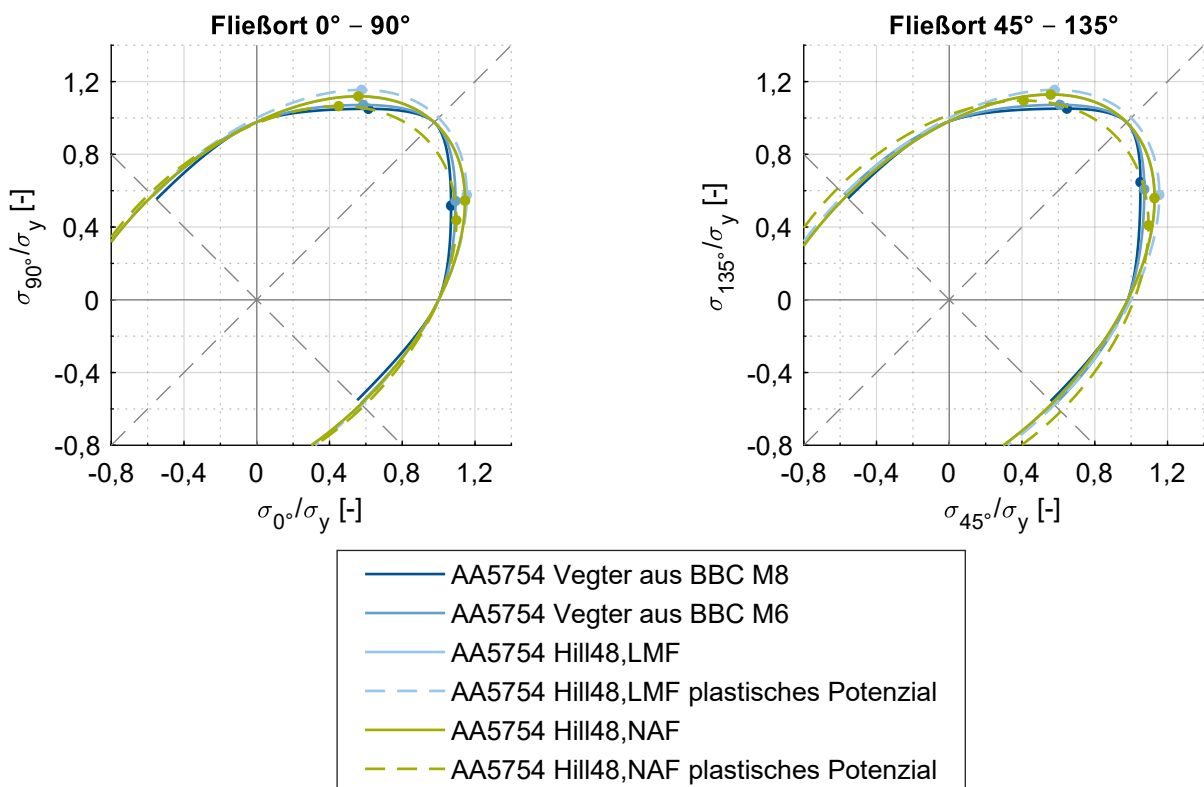


Abbildung 4.4: Fließorte AA5754 Vegter aus BBC M8 (VaBBC M8), Vegter aus BBC M6 (VaBBC M6), Hill48 mit Lévy-Mises-Fließregel (Hill48,LMF) und Hill48 mit nicht-assoziiertes Fließregel (Hill48,NAF). Parameter entsprechend Tabellen 4.2, E.4 und E.5.

Vergleich der Aluminiumwerkstoffe

Abbildung 4.5 zeigt die Fließkurven der Aluminiumwerkstoffe AA5083 und AA5754 im Vergleich. Die Fließortbeschreibungen Yld2000 M8 für AA5083 und VaBBC M8 für AA5754 sind in Abbildung 4.6 im Vergleich dargestellt.

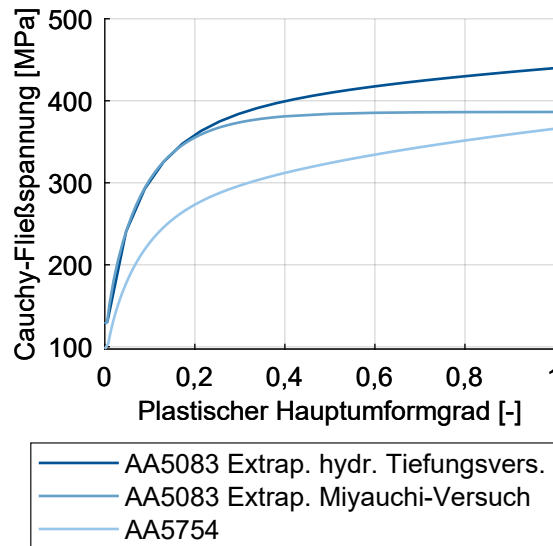


Abbildung 4.5: Fließkurven der Werkstoffe AA5083 und AA5754 im Vergleich.

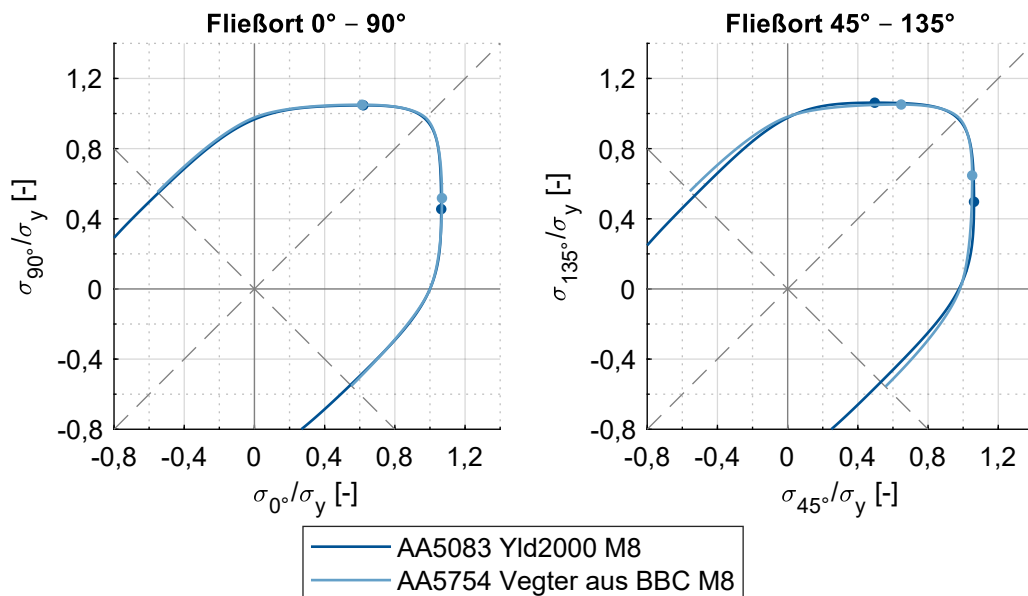


Abbildung 4.6: Fließorte der Werkstoffe AA5083 (Yld2000) und AA5754 (VaBBC M8) im Vergleich.

4.3.2 Dualphasenstähle

Im Rahmen der Arbeit werden sechs verschiedene Güten der Materialklasse der Dualphasenstähle unterschiedlicher Umformbarkeit und Festigkeit untersucht. Die Materialkarten wurden größtenteils nicht am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) erstellt, weshalb keine Angaben über zugrundeliegende Experimente, Auswertestrategien oder Modellkalibrierung gemacht werden können. Damit stellen die Materialkarten gewissermaßen eine *Black Box* dar. Als Basis für eine Modellvalidierung stellt dies jedoch kein Hindernis dar. Eine Bewertung der Modellgüte ist ohne Einschränkung möglich. Lediglich die Ursachenforschung im Falle eines nicht zufriedenstellenden Validierungsergebnisses ist damit erschwert, was allerdings nicht im Fokus dieser Arbeit liegt. Untersucht werden drei klassische Dualphasenstähle mit Zugfestigkeiten von 600 MPa (DP600), 800 MPa (DP800) und 1000 MPa (DP1000). Für diese drei Werkstoffe wurden die Validierungsuntersuchungen mit einer anderen Charge durchgeführt als die, mit welchen die Materialmodelle kalibriert wurden, was bei der Bewertung der Validierungsergebnisse beachtet werden muss. Ferner werden drei Dualphasenstähle gleicher Festigkeit bei erhöhter Duktilität (eng. *high-ductility*, HD) untersucht: DP600HD, DP800HD, DP1000HD. In diesem Fall wurden die Validierungsexperimente mit der gleichen Charge durchgeführt, mit der auch die Materialmodelle kalibriert wurden. Für den DP600HD werden neben externen Materialkarten auch am Lehrstuhl utg ermittelte Materialmodelle eingesetzt.

DP600

Das mit dem Trivialnamen DP600 bezeichnete Material HCT590X (DIN EN 10338), 1.0941 (DIN EN 10027-2) oder auch CR330Y590T-DP (VDA 239-100) stellt einen klassischen Dualphasenstahl mit einer Mindest-Streckgrenze von 330 MPa und einer Mindest-Zugfestigkeit von 590 MPa dar. Untersucht wird eine Charge mit einer Blechdicke von 1,0 mm. Die Fließkurve ist im Vergleich zu den Fließkurven der weiteren untersuchten Dualphasenstähle in Abbildung 4.15 gezeigt. In den Materialmodellen für den DP600 ist keine Dehnratensensitivität modelliert. Als Fließortmodell liegen die unterschiedlich kalibrierten Modelle BBC und Yld2000 vor. Die daraus resultierenden Materialmodellparameter für das Vegter-Modell (VaBBC, VaYld2000) sind in den Tabellen E.6 und E.7 gezeigt, graphisch dargestellt sind die Modelle in Abbildung 4.7.

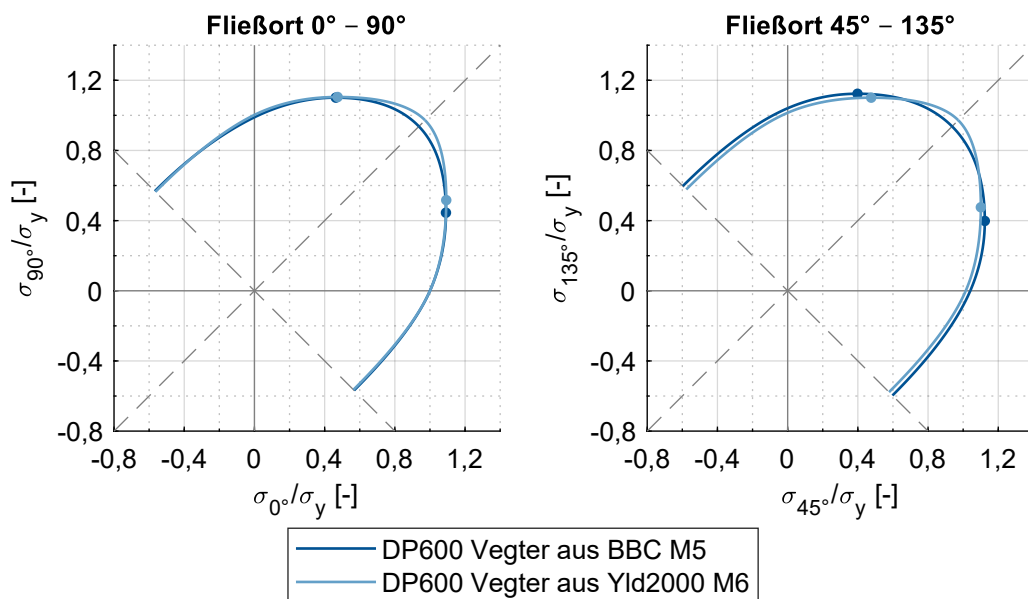


Abbildung 4.7: Fließorte VaBBC und VaYld2000 für den Werkstoff DP600.

DP600HD

Der Dualphasenstahl DP600HD, nach VDA 239-100 als CR330Y590T-DH bezeichnet, besitzt eine zum DP600 vergleichbare Festigkeit bei erhöhter Duktilität und Umformbarkeit. Untersucht wurden Bleche mit einer Dicke von 1,0 mm. Für dieses Material wurden umfangreiche Untersuchungen zur Materialmodellierung am Lehrstuhl utg durchgeführt. Die resultierenden Materialkennwerte sind in Tabelle 4.3 aufgelistet. Aus diesen Daten werden Vegter-Modelle basierend auf dem Fließortmodell von Mises entsprechend Gleichung 2.22 (VavonMises, Tabelle E.1), dem auf r -Werte basierenden Hill48,r-Modell nach Gleichung 2.38 (VaHill48,r, Tabelle E.8) und das auf die Spannungsverhältnisse Y basierende Hill48,Y-Modell nach Gleichung 2.41 (VaHill48,Y, Tabelle E.9) abgeleitet. Mit dem Literaturwert für den Krümmungsexponenten von $M = 6$ für Stahlwerkstoffe (Logan und Hosford, 1980) ergeben sich für das Yld2000-Modell die Parameter aus Tabelle E.10. Die Tabellen E.11 und E.12 zeigen Vegter-Parameter auf Basis der Modelle nach BBC (VaBBC) und Yld2000 (VaYld2000) bei gleicher Datengrundlage. Die Daten zeigen lediglich für den Parameter $ALPS\theta$ kleine Unterschiede. Hier zeigt sich die Äquivalenz der Modelle BBC und Yld2000. Folglich ist es hinreichend, bei gleicher Datengrundlage eine Vegter-Modellierung dieser beiden Fließortmodelle zu untersuchen. Abbildung 4.9 zeigt die Fließorte VaBBC, VaHill48,r und VaHill48,Y im Vergleich. Die Referenz-Fließkurve dieses Materials ist in Abbildung 4.8 gezeigt. Die Dehnratensensitivität ist entsprechend Gleichung 2.30 mit einem m -Wert von $m = 0,0052$ bei einer Referenzdehnrates von $\dot{\varphi}_{p,0} = 0,0004 \text{ s}^{-1}$ modelliert.

Neben Materialdaten, die am Lehrstuhl utg aufgenommen wurden, liegen für das Material DP600HD zusätzlich zwei Materialmodelle vor, welche extern erstellt wurden. Diese beiden Modelle verwenden jeweils die Fließkurve, die in Abbildung 4.8 mit *extern* bezeichnet ist. Die Modellparameter der Vegter-Fließortmodelle, die sich aus modellierten Ansätzen nach BBC (VaBBC ext.) und Yld2000 (VaYld2000 ext.) ergeben, sind in den Tabellen E.13 und E.14 aufgezeigt. Abbildung 4.10 zeigt die Fließorte VaBBC ext. und VaYld2000 ext. im Vergleich zum Fließort VaBBC entsprechend Tabelle E.11. In den externen Materialmodellen wurde keine Dehnratensensitivität modelliert.

Neben den Validierungsversuchen wurden mit diesem Material Kreuznöpfe hergestellt (Abbildung 2.8), mithilfe derer die Übertragbarkeit der erzielten Validierungsergebnisse (Abschnitt 8.4) untersucht wird.

Tabelle 4.3: Materialkennwerte DP600HD.

Y_0^*	Y_{45}^\dagger	Y_{90}^\dagger	r_0^\dagger	r_{45}^\dagger	r_{90}^\dagger	Y_b^\ddagger	r_b^\ddagger
1	1,0177	1,0132	0,9458	0,8630	1,2003	1,008	0,9854

*Per Definition

†Ermittelt im Zugversuch

‡Ermittelt im hydraulischen Tiefungsversuch

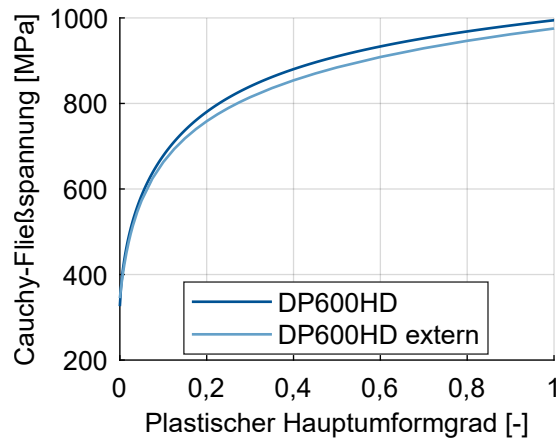


Abbildung 4.8: Referenz-Fließkurven für den Werkstoff DP600HD.

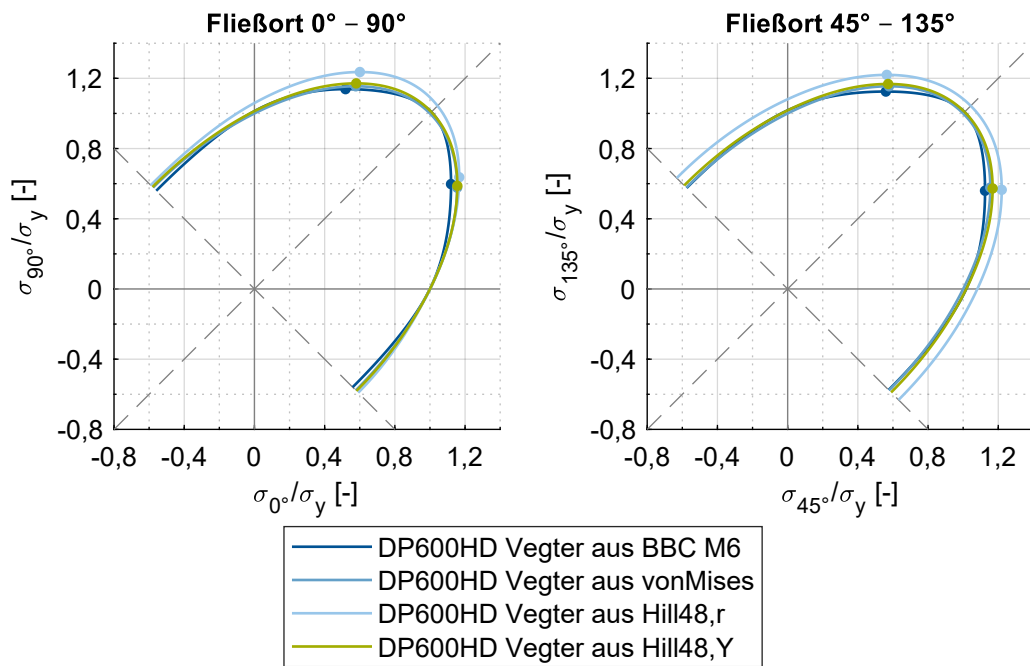


Abbildung 4.9: Fließorte VaBBC, VavonMises, VaHill48,r und VaHill48,Y für den Werkstoff DP600HD.

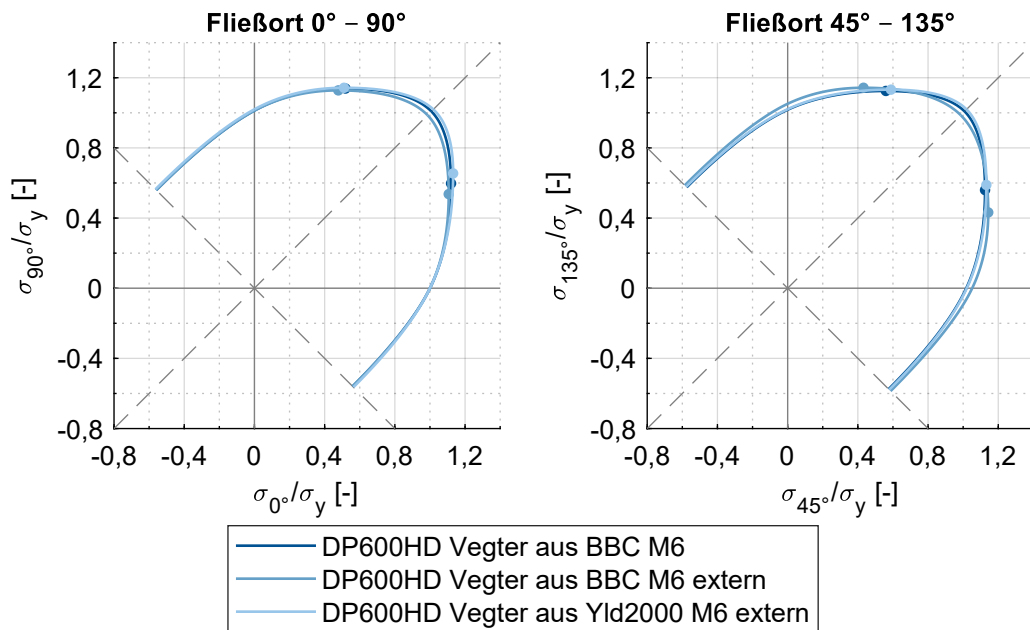


Abbildung 4.10: Fließorte VaBBC, VaBBC ext. und VaYld2000 ext. für den Werkstoff DP600HD.

DP800

Als klassischer Dualphasenstahl höherer Festigkeit wird DP800, bekannt als HCT780X (DIN EN 10346), 1.0943 (DIN EN 10027-2) oder CR440Y780T-DP (VDA 239-100), mit einer Blechdicke von 1,0 mm untersucht. Abbildung 4.15 zeigt die Fließkurve des Materials, welche ohne Dehnratensensitivität modelliert ist. Die Modellparameter für den Vegter-Fließort basierend auf eine BBC-Modellierung mit $M = 5$ (VaBBC) sind Tabelle E.15 zu entnehmen, die graphische Darstellung aus Abbildung 4.11.

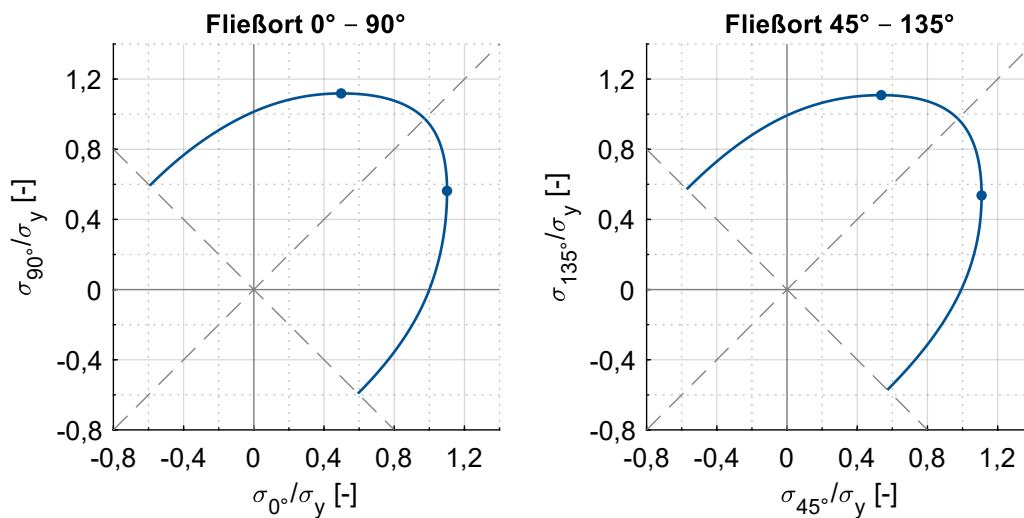


Abbildung 4.11: Fließort Vegter aus BBC M5 (VaBBC) für den Werkstoff DP800.

DP800HD

Für den Werkstoff DP800HD (nach VDA 239-100: CR440Y780T-DH) mit einer Blechdicke von 1,0 mm liegt ein Yld2000-Materialmodell mit $M = 6$ vor, woraus die Materialmodellparameter für das Vegter-Modell (VaYld2000) aus Tabelle E.16 resultieren. Abbildung 4.12 zeigt die Fließortbeschreibung graphisch. In Abbildung 4.15 ist die Fließkurve des Materials DP800HD enthalten, deren Dehnratensensitivität mit einem m -Wert von $m = 0,005$ bei einer Referenzdehnrates von $\dot{\varphi}_{p,0} = 0,004 \text{ s}^{-1}$ modelliert ist.

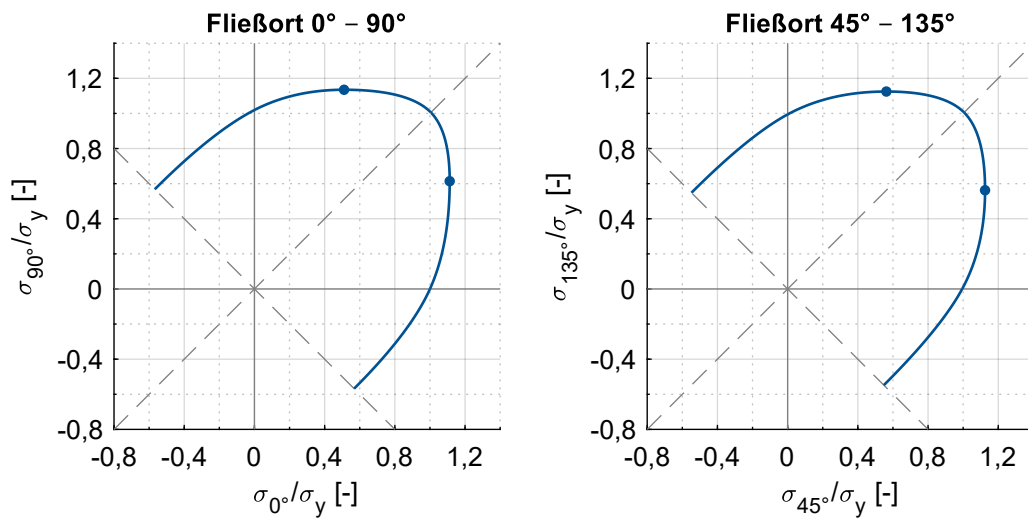


Abbildung 4.12: Fließort Vegter aus Yld2000 M6 (VaYld2000) für den Werkstoff DP800HD.

DP1000

Das Material DP1000 bildet in dieser Arbeit den klassischen Dualphasenstahl höchster Festigkeit. Offizielle Namen dieses Materials sind HCT980XG (DIN EN 10346), 1.0997 (DIN EN 10027-2) oder CR700Y980T-DP (VDA 239-100). Die untersuchten Bleche haben eine Blechdicke von 1,0 mm. Die Fließkurve ist Abbildung 4.15 zu entnehmen, eine Dehnratensensitivität ist nicht modelliert. Zur Beschreibung des Fließorts wird das BBC-Modell mit $M = 7$ verwendet (Abbildung 4.13), was in den Modellparametern für das Vegter-Modell (VaBBC) in Tabelle E.17 resultiert.

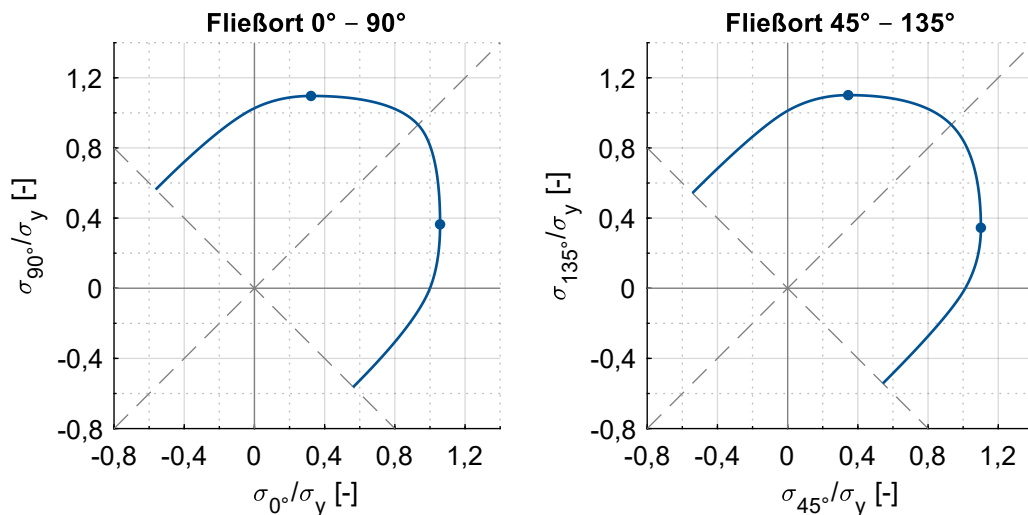


Abbildung 4.13: Fließort Vegter aus BBC M7 (VaBBC) für den Werkstoff DP1000.

DP1000HD

Als letzter Vertreter der Dualphasenstähle wird die HD-Güte DP1000HD mit einer Blechdicke von 1,0 mm untersucht. Die offizielle Bezeichnung des Materials ist nach VDA 239-100 CR700Y980T-DH. Abbildung 4.15 zeigt die Fließkurve, welche ohne Dehnratensensitivität modelliert ist. Für das Material DP1000HD liegen Fließortbeschreibungen nach Barlat89 mit $M = 5$ und Yld2000 mit $M = 4$ vor, die den Vegter-Parametern aus den Tabellen E.18 (VaBarlat89) und E.19 (VaYld2000) entsprechen und graphisch in Abbildung 4.14 dargestellt sind.

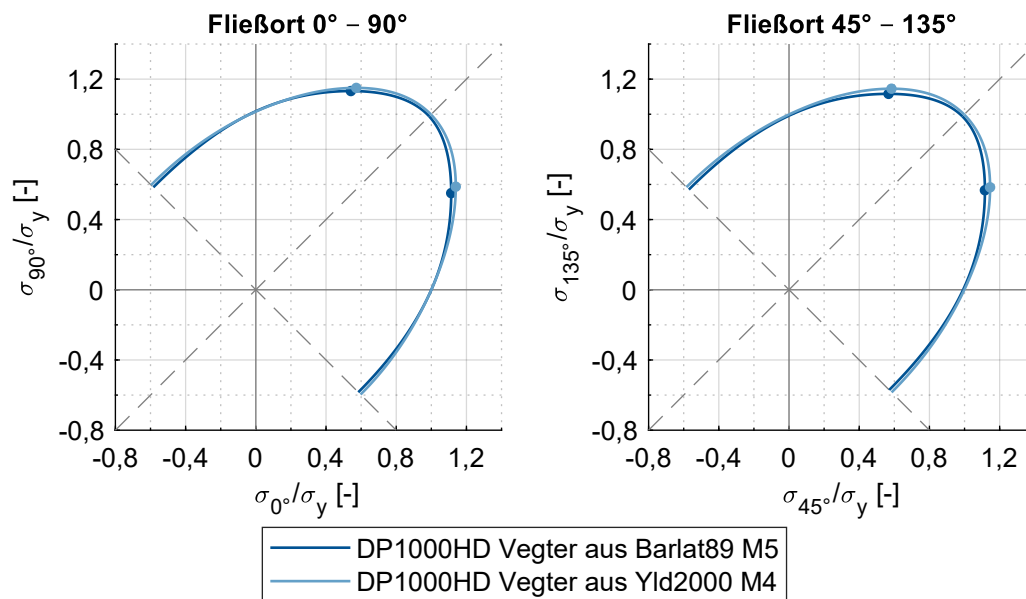


Abbildung 4.14: Fließorte VaBarlat89 und VaYld2000 für den Werkstoff DP1000HD.

Vergleich der Dualphasenstähle

Abbildung 4.15 zeigt die Fließkurven der untersuchten Güten der Dualphasenstähle im Vergleich. Es folgen graphische Vergleiche der klassischen DP-Stähle zu den HD-DP-Stählen für die unterschiedlichen Festigkeiten in Abbildung 4.16, 4.17 und 4.18. Abbildung 4.19 zeigt die Fließorte der klassischen Dualphasenstähle unterschiedlicher Festigkeit im Vergleich, Abbildung 4.20 zeigt diese Darstellung für die Dualphasenstähle mit erhöhter Duktilität. Ausgewählt sind die Fließortmodelle VaBBC und VaYld2000 als Modelle äquivalenter Anzahl an Freiheitsgraden.

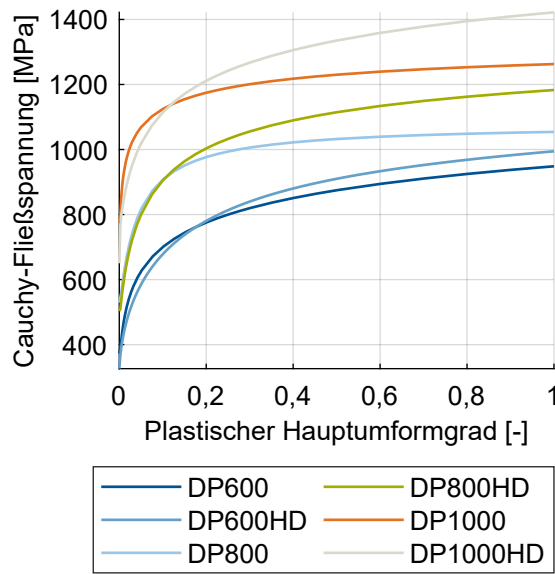


Abbildung 4.15: Referenz-Fließkurven der untersuchten Dualphasenstähle.

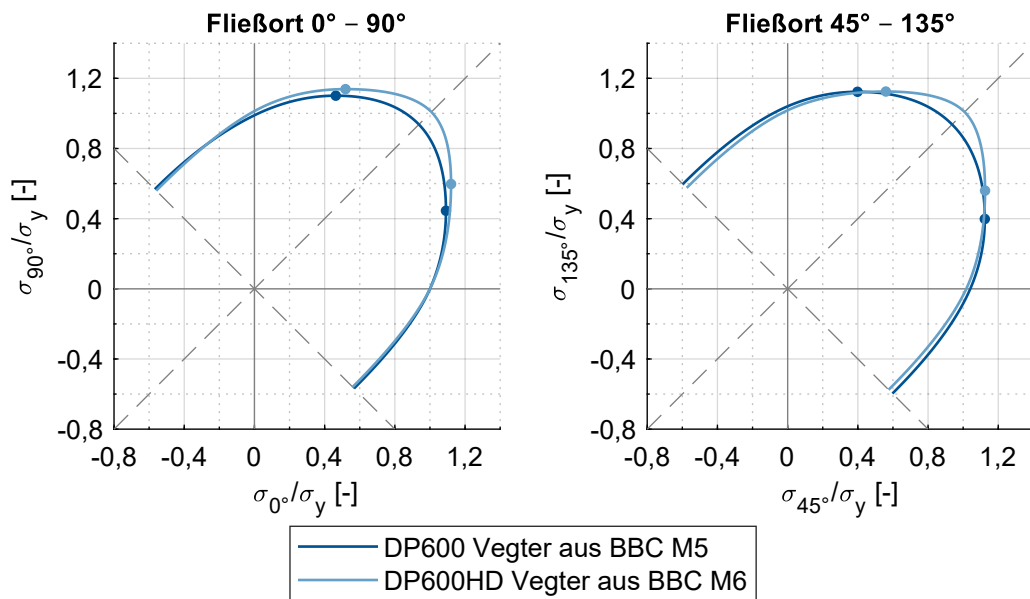


Abbildung 4.16: Fließorte VaBBC der Materialien DP600 und DP600HD im Vergleich.

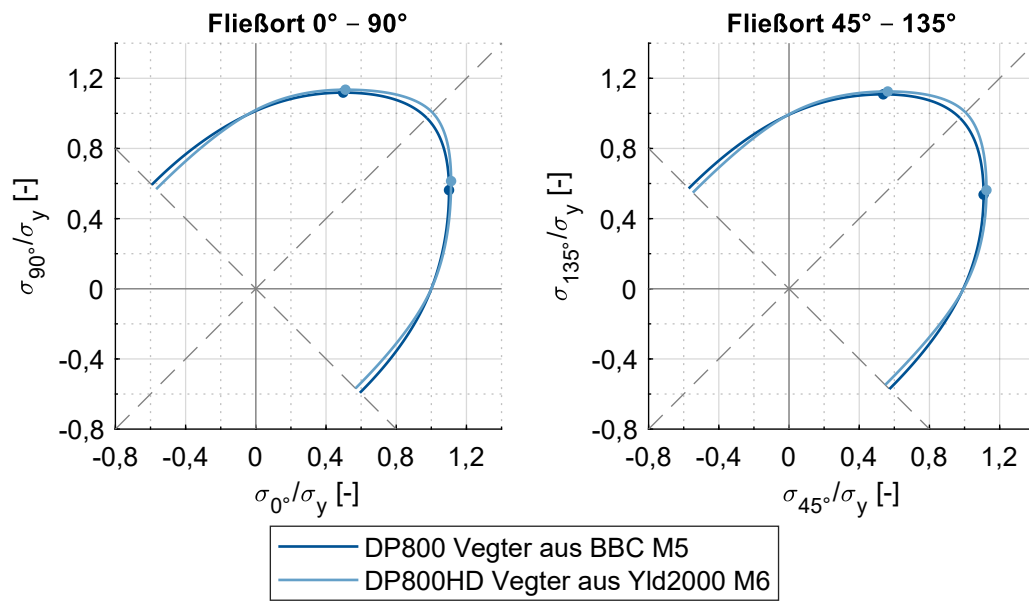


Abbildung 4.17: Fließorte der Materialien DP800 (VaBBC) und DP800HD (VaYld2000) im Vergleich.

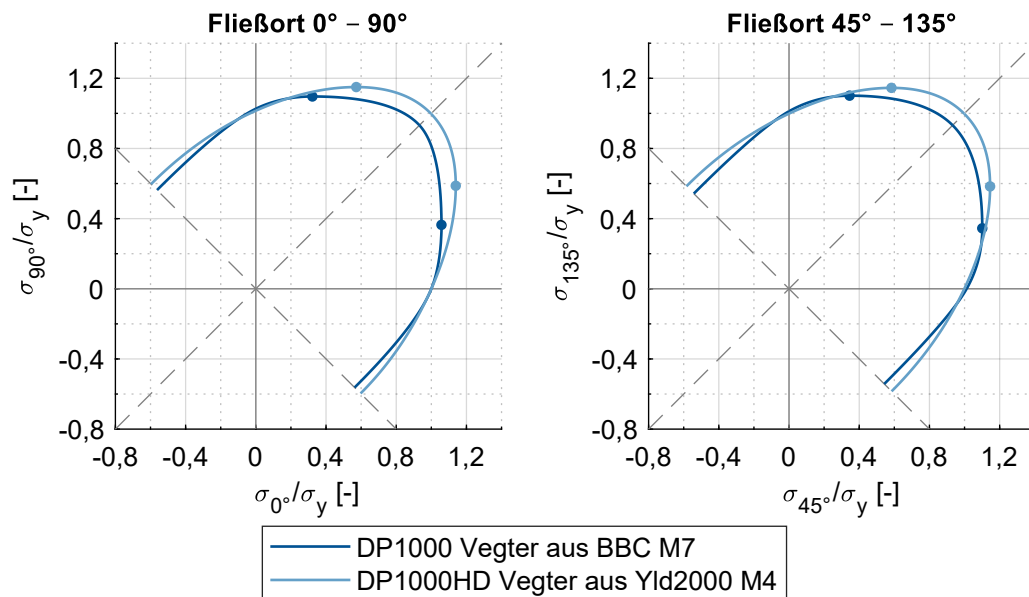


Abbildung 4.18: Fließorte der Materialien DP1000 (VaBBC) und DP1000HD (VaYld2000) im Vergleich.

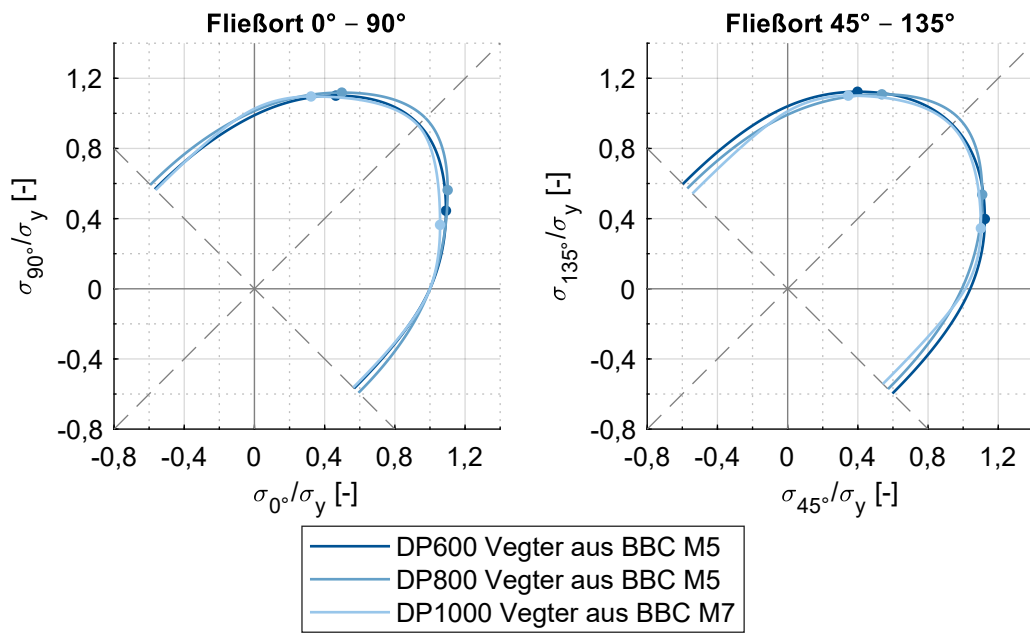


Abbildung 4.19: Fließorte VaBBC der konventionellen Dualphasenstähle im Vergleich.

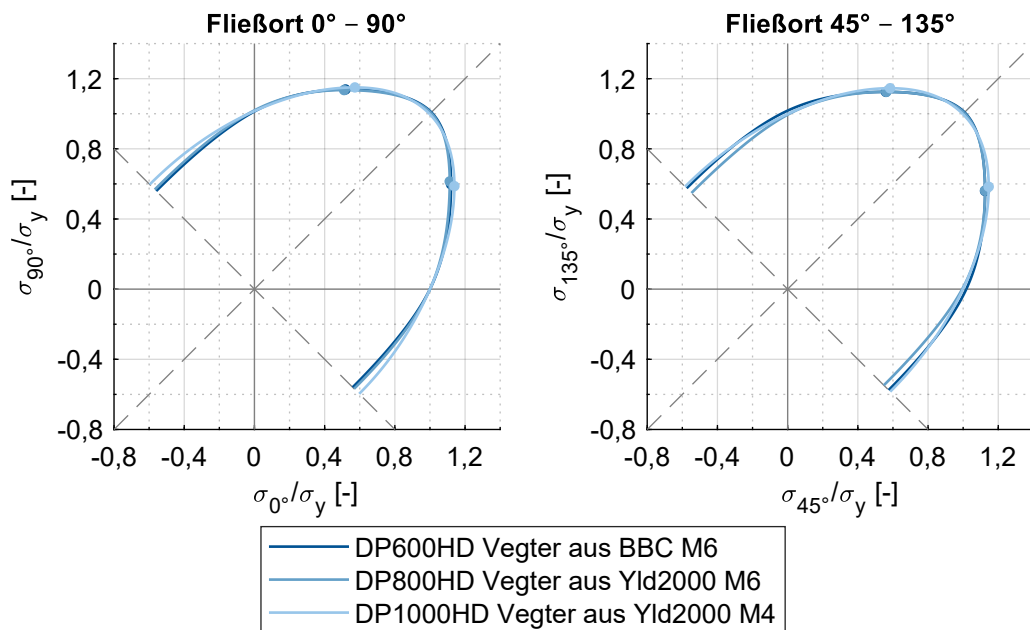


Abbildung 4.20: Fließorte VaBBC bzw. VaYld2000 der HD-Dualphasenstähle im Vergleich.

4.3.3 Tiefziehstähle

DX56

Neben einem Asteroiden, der zwischen den Umlaufbahnen von Mars und Jupiter seine Kreise zieht (JPL, 2022), bezeichnet DX56 einen weichen Tiefziehstahl (DIN EN 10346). Nach VDA 239-100 ist das Material mit der Werkstoffnummer 1.0963 (DIN EN 10027-2) einem CR4 äquivalent. Untersucht wird eine Blechdicke von 1,0 mm. Die unter Verwendung des hydraulischen Tiefungsversuchs extrapolierte Fließkurve des Materials ist Abbildung 4.28 zu entnehmen. Die Dehnratensensitivität ist mit einem m -Wert von $m = 0,0181$ bei einer Referenzdehnrade von $\dot{\varphi}_{p,0} = 0,0004 \text{ s}^{-1}$ modelliert. Tabelle 4.4 zeigt die Materialkennwerte des Materials. Die Materialmodellparameter für das Vegter-Modell mit $M = 5$ (VaBBC) sind in Tabelle E.20 zu finden, die graphische Darstellung des Fließorts in Abbildung 4.21.

Tabelle 4.4: Materialkennwerte DX56.

Y_0^*	Y_{45}^\dagger	Y_{90}^\dagger	r_0^\dagger	r_{45}^\dagger	r_{90}^\dagger	Y_b^\ddagger	r_b^\S
1	1,0508	0,9983	2,2761	1,5261	2,4450	1,0849	0,9309

*Per Definition

†Ermittelt im Zugversuch

‡Ermittelt im hydraulischen Tiefungsversuch

§Entsprechend Gleichung 4.60

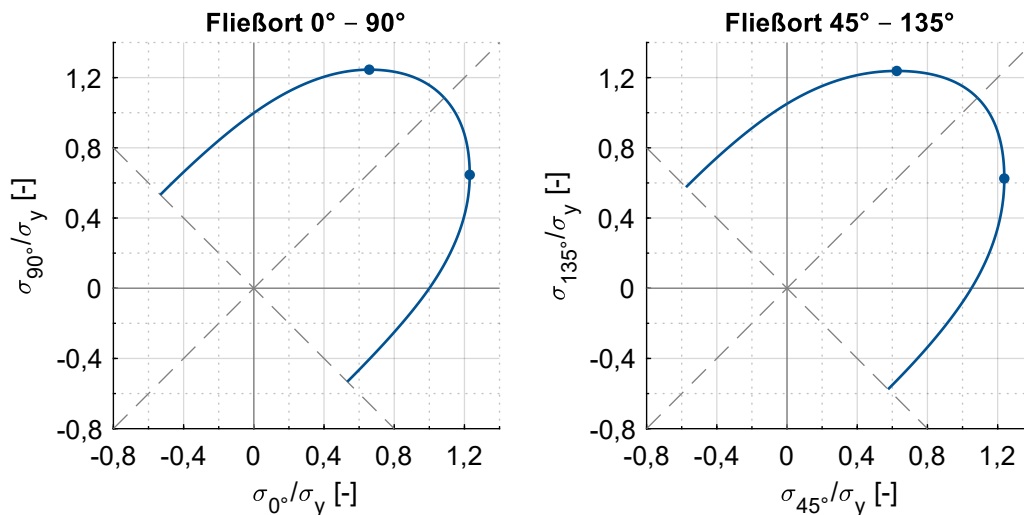


Abbildung 4.21: Fließort Vegter aus BBC M5 (VaBBC) für den Werkstoff DX56.

HC260Y

Der höherfeste, interstitiellfreie Tiefziehstahl HC260Y (DIN EN 10027-1) hat die Werkstoffnummer 1.0928 (DIN EN 10027-2) und entspricht nach VDA 239-100 einem CR240IF. Für das Material mit einer Blechdicke von 1,0 mm werden Zugversuche in 15°-Schritten durchgeführt. Spannungsverhältnisse werden entsprechend des Prinzips der äquivalenten plastischen Arbeit (Gleichung 2.35) sowie der äquivalenten plastischen Dehnung (Gleichung 2.36) bestimmt. Zur Ermittlung des biaxialen Anisotropiekoeffizienten r_b werden zum einen der hydraulische Tiefzugsversuch zum anderen der Schichtstauchversuch herangezogen und mit dem r_b -Wert entsprechend Gleichung 4.60 verglichen. Die resultierenden Materialparameter sind in Tabelle 4.5 aufgelistet. Auf dieser Datenbasis werden Fließortmodellierungen nach von Mises (VaVonMises, Tabelle E.1, Abbildung 4.22), Hill48,r (VaHill48,r, Tabelle E.21, Abbildung 4.22), Hill48,Y (VaHill48,Y, Tabelle E.22, Abbildung 4.22), Hill48,LMF (Hill48,Y als Fließfunktion, vonMises als plastisches Potenzial, Abbildung 4.22), Hill48,NAF (Hill48,Y als Fließfunktion, Hill48,r als plastisches Potenzial, Abbildung 4.22), BBC mit $M = 5$ (VaBBC M5, Tabelle E.23, Abbildung 4.23), BBC mit $M = 6$ (VaBBC M6, Tabelle E.24, Abbildungen 4.22, 4.23 und 4.24), BBC mit $M = 6$ und Spannungsverhältnissen bei äquivalenter plastischer Dehnung (VaBBC M6 äpD, Tabelle E.25, Abbildung 4.23), BBC mit $M = 6$ und r_b -Wert aus dem Schichtstauchversuch (VaBBC M6 rbSSV, Tabelle E.27, Abbildung 4.24) sowie BBC mit $M = 6$ und r_b -Wert entsprechend Gleichung 4.60 (VaBBC M6 rbHill48,r, Tabelle E.26, Abbildung 4.24) untersucht. Ferner wird ein Vegter Modell nicht wie für alle anderen Modelle in dieser Arbeit in 45°-Schritten bezüglich der Walzrichtung (0°, 45°, 90°), sondern deutlich feiner aufgelöst in 15°-Schritten (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°) kalibriert. Die Punkte unter ebener Dehnung werden für jede kalibrierte Orientierung separat aus BBC mit $M = 6$ abgeleitet (VaBBC M6 15deg, Tabelle E.28, Abbildung E.28). Die Unterschiede in den Parameterinterpolationen des Vegter-Modells für die Kalibrierung in 15°-Schritten im Vergleich zu 45°-Schritten sind in Abbildung 4.25 visualisiert, wobei sich insbesondere Unterschiede in den Parametern unter 15° und 30° zur Walzrichtung zeigen. Abbildung 4.26 zeigt den Modellvergleich in dreidimensionaler Darstellung. Die Dehnratenabhängigkeit der Referenz-Fließkurve, die in Abbildung 4.28 aufgezeigt ist, wird mit einem m -Wert von $m = 0,0100$ bei einer Referenzdehnrate von $\dot{\varphi}_{p,0} = 0,00025 \text{ s}^{-1}$ modelliert.

Tabelle 4.5: Materialkennwerte HC260Y.

Y_0^*	Y_{15}^\dagger	Y_{30}^\dagger	Y_{45}^\dagger	Y_{60}^\dagger	Y_{75}^\dagger	Y_{90}^\dagger
1	0,9948	0,9764	0,9665	0,9751	0,9928	0,9933
r_0^\dagger	r_{15}^\dagger	r_{30}^\dagger	r_{45}^\dagger	r_{60}^\dagger	r_{75}^\dagger	r_{90}^\dagger
1,6990	1,8804	2,0532	1,7691	1,5287	1,3072	1,2007
Y_b^\ddagger	r_b^\ddagger	r_b^\S	r_b^\P	$Y_{45}^\dagger\parallel$	$Y_{90}^\dagger\parallel$	$Y_b^\ddagger\parallel$
1,0972	1,0115	1,3239	1,4149	0,9602	0,9924	1,1273

*Per Definition

†Ermittelt im Zugversuch

‡Ermittelt im hydraulischen Tiefungsversuch

§Ermittelt im Schichtstauchversuch

¶Entsprechend Gleichung 4.60

|| Bei äquivalenter plastischer Dehnung nach von Mises

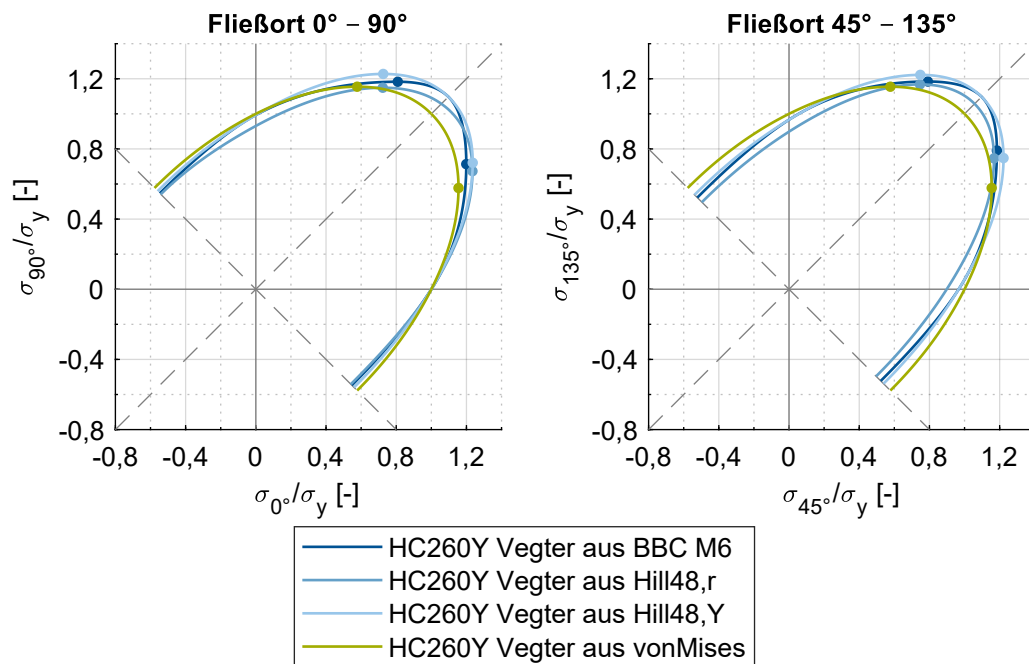


Abbildung 4.22: Vergleich der untersuchten Fließortmodelle VaBBC M6, VaHill48,r, VaHill48,Y und VavonMises für das Material HC260Y.

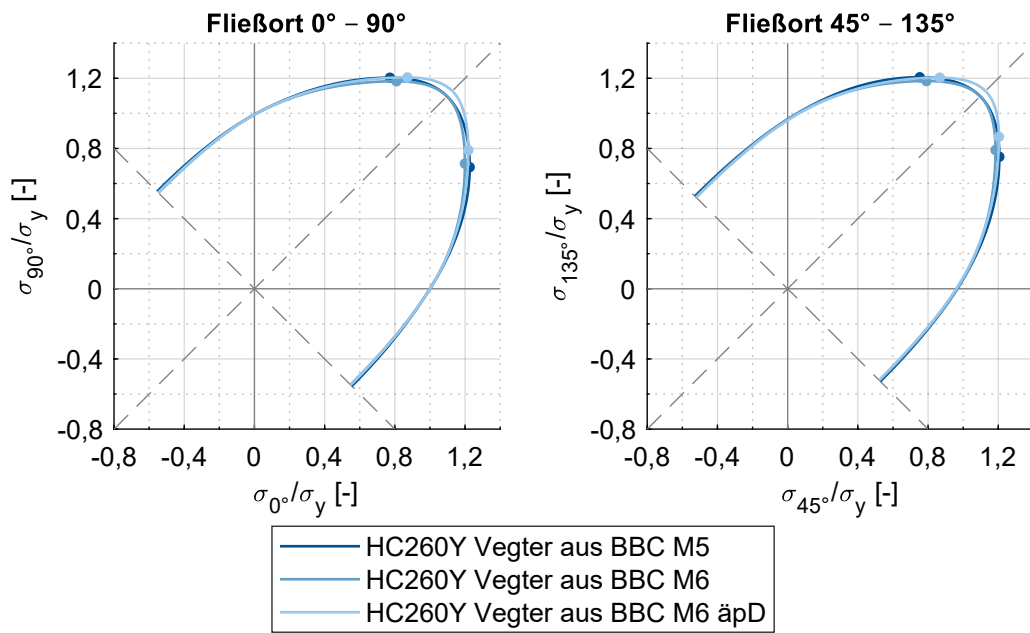


Abbildung 4.23: Vergleich der untersuchten Fließortmodelle VaBBC M5, VaBBC M6 und VaBBC M6 äpD für das Material HC260Y.

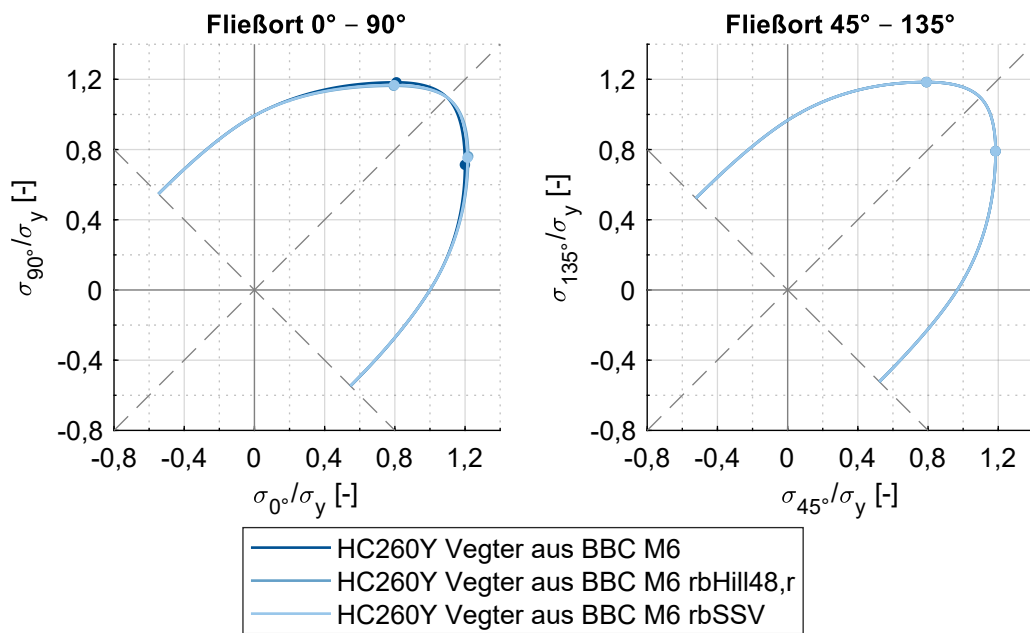


Abbildung 4.24: Vergleich der untersuchten Fließortmodelle VaBBC M6, VaBBC M6 rbHill48,r und VaBBC M6 rbSSV für das Material HC260Y.

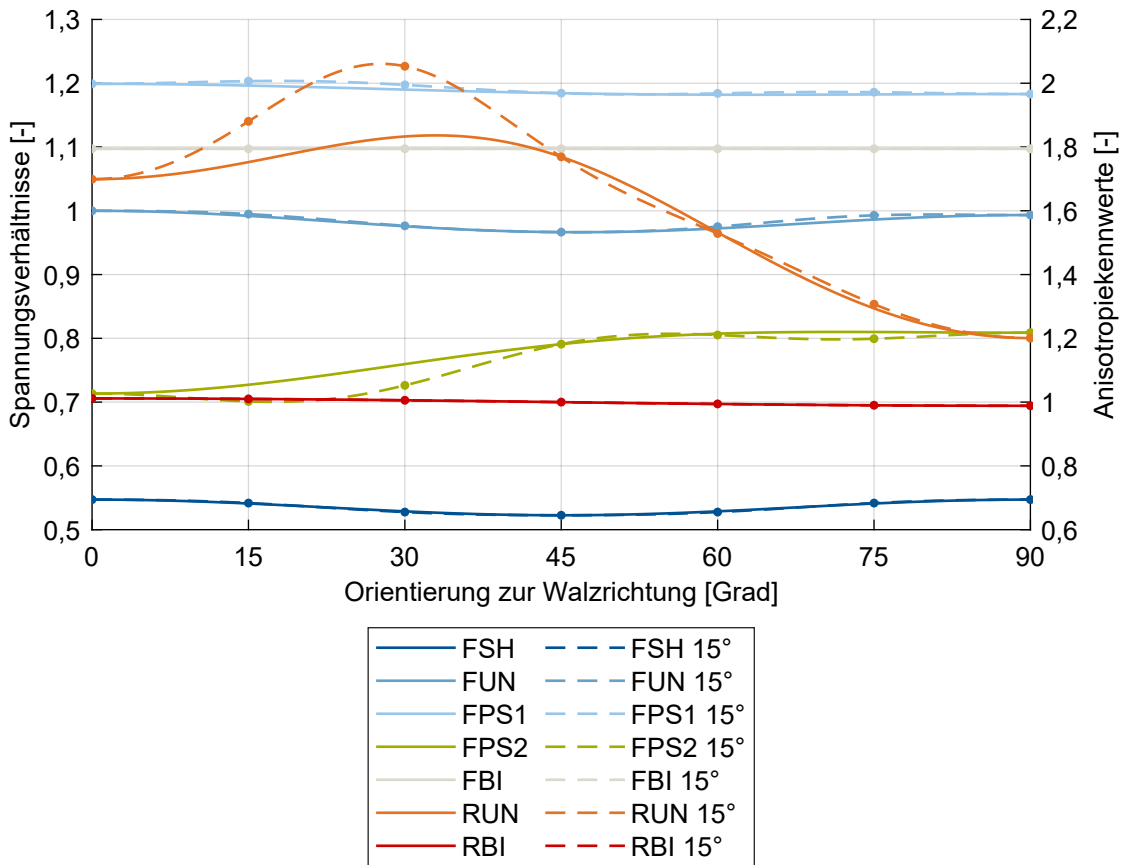
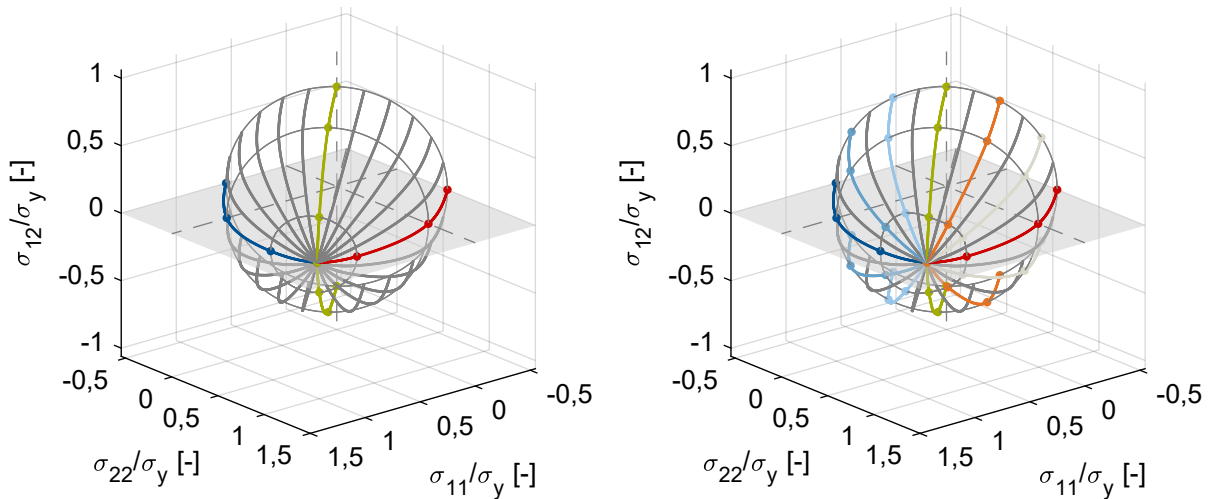


Abbildung 4.25: Vergleich der Materialmodellparameter und deren auf dem Vegter-Modell basierenden Interpolation für das Modell Vegter aus BBC M6 und dem in 15°-Schritten kalibrierten Modell VaBBC M6 15deg.



(a) Kalibrierung in 45°-Schritten.

(b) Kalibrierung in 15°-Schritten.

Abbildung 4.26: Fließortmodell für das Material HC260Y nach Vegter für unterschiedliche Kalibrierungsschritte in 3D-Darstellung.

HC340LA

Der mikrolegierte Stahl HC340LA (DIN EN 10027-1) mit der Werkstoffnummer 1.0548 (DIN EN 10027-2) entspricht nach VDA 239-100 einem CR300LA. Für dieses Material wurde ein Blech mit einer Dicke von 1,0 mm untersucht. Die Referenz-Fließkurve ist Abbildung 4.28 zu entnehmen. Mit einem m -Wert von $m = 0,0048$ und einer Referenzdehnrate von $\dot{\varphi}_{p,0} = 0,00025 \text{ s}^{-1}$ wird die Dehnratensensitivität des Materials beschrieben. Die ermittelten Materialkennwerte sind Tabelle 4.6 zu entnehmen. Neben einem Hill48,r-Modell (VaHill48,r, Tabelle E.29) wird damit basierend auf einem BBC-Modell mit $M = 6$ ein Vegter-Fließortmodell kalibriert (VaBBC, Tabelle E.30). Die graphische Darstellung des Fließorts ist in Abbildung 4.27 enthalten.

Tabelle 4.6: Materialkennwerte HC340LA.

Y_0^*	Y_{45}^\dagger	Y_{90}^\dagger	r_0^\dagger	r_{45}^\dagger	r_{90}^\dagger	Y_b^\ddagger	r_b^\S
1	0,9780	1,0255	0,6680	1,0620	0,9040	1,0506	0,7389

*Per Definition

†Ermittelt im Zugversuch

‡Ermittelt im hydraulischen Tiefungsversuch

§Entsprechend Gleichung 4.60

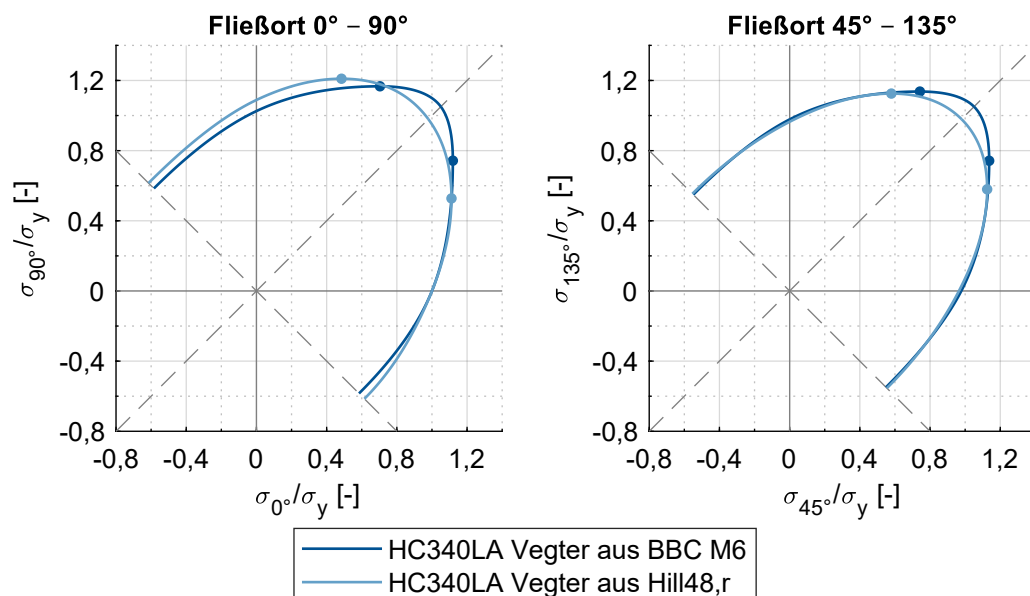


Abbildung 4.27: Fließorte VaBBC und VaHill48,r für den Werkstoff HC340LA.

Vergleich der Tiefziehstähle

Abbildung 4.28 zeigt die Referenz-Fließkurven der untersuchten Tiefziehstähle im Vergleich. Ausgewählte Fließortmodelle mit gleicher Anzahl an Freiheitsgraden sind in Abbildung 4.29 gegenübergestellt.

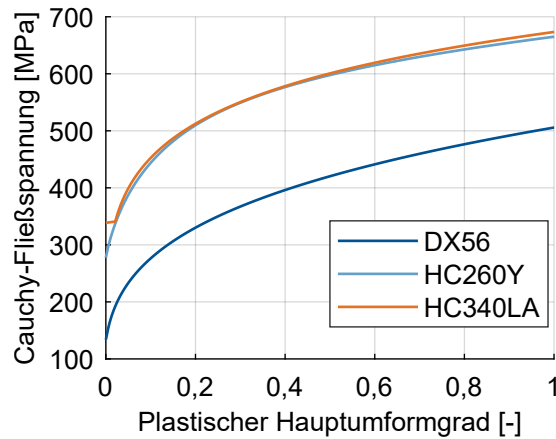


Abbildung 4.28: Fließkurven der untersuchten Tiefziehstähle im Vergleich.

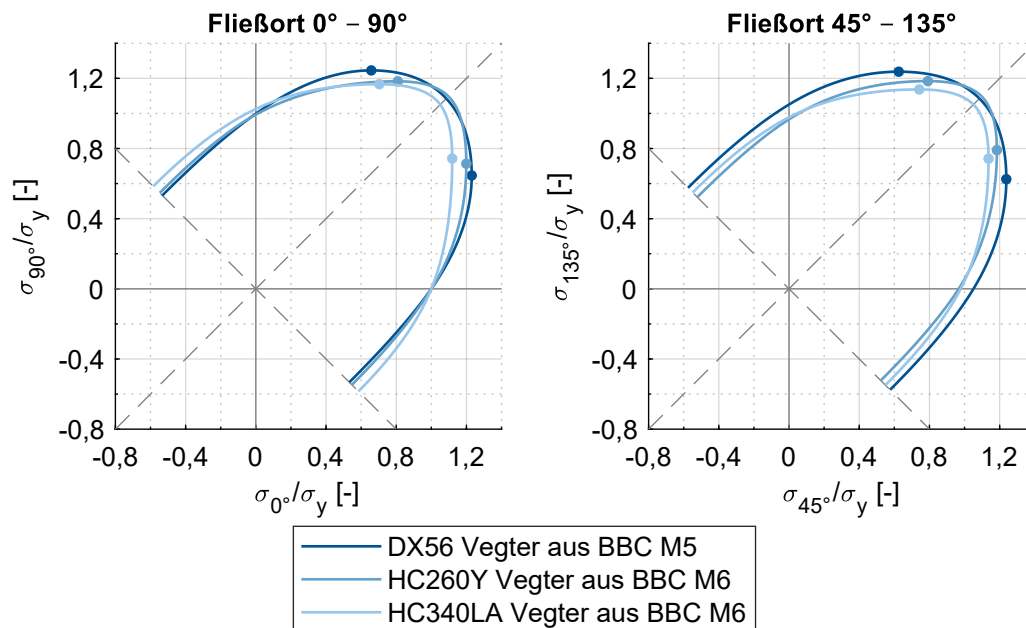


Abbildung 4.29: Fließorte VaBBC der untersuchten Tiefziehstähle im Vergleich.

5 Der MUC-Test

In diesem Abschnitt wird das neu entwickelte Werkzeug zur Validierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe, der MUC-Test, vorgestellt. Der Name des Tests leitet sich als Akronym des englischen Ausdrucks *material under control* her. Abschnitt 5.1 beschreibt das Werkzeug und die zugrundeliegende Idee. Die eingesetzte Peripherie ist in Abschnitt 5.2 aufgezeigt. Die Daten, die experimentell mit dem MUC-Test generiert werden und als Basis für eine Materialmodellvalidierung herangezogen werden, sind in Abschnitt 5.3 aufgeführt. Darauf folgen in Abschnitt 5.4 experimentelle Untersuchungen, inwiefern der MUC-Test die allgemeinen Anforderungen an einen Validierungstest, die in Abschnitt 2.4 beschrieben sind, erfüllt.

5.1 Werkzeug

Abbildung 5.1a zeigt das dreiteilige MUC-Test-Werkzeug bestehend aus Stempel, Matrize und Blechhalter. Die grundlegende Idee für den MUC-Test kann anhand der allgemeinen Anforderungen aus Abschnitt 2.4, die folgend nochmals aufgezeigt seien, motiviert werden:

- Einfache Versuchsdurchführung
- Geringe Versuchsanzahl
- Geringer Reibungseinfluss
- Komplexe Dehnverteilung zwischen uniaxialem (UZ) und äquibiaxialem Zug (BZ)
- Kontinuierliche Datengenerierung

Um eine *einfache Versuchsdurchführung* zu ermöglichen, orientiert sich das Werkzeugkonzept am Nakajima-Test. Dieser ist genormt in DIN EN ISO 12004-2 und gilt demnach als etabliertes Konzept. Entsprechend wird eine dreiteilige Werkzeugkonstruktion bestehend aus Stempel, Blechhalter und Matrize zum Einsatz in der Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 (Abschnitt 4.1.2) umgesetzt. Die Montagepunkte werden entsprechend des Nakajima-Versuchs konstruiert, was einfachen Werkzeugeinbau und kurze Rüstzeiten erlaubt. Da der MUC-Test keine Rotationssymmetrie bezüglich der z-Achse aufweist, wird dieser Freiheitsgrad zusätzlich festgesetzt. Zudem wird der Einsatz rechteckiger Probengeometrien angestrebt, da dadurch aufwändige Probenpräparation durch Laserbeschnitt, Fräsbearbeitung, Drahterodieren oder Ähnliches entfallen kann. Zur Herstellung rechteckiger Proben ist der Einsatz einer Tafelschere hinreichend. Für den MUC-Test werden die in Abbildung 5.1b gezeigten Probengeometrien mit

Abmessungen von $x \times y = 200 \text{ mm} \times 70 \text{ mm}$, $200 \text{ mm} \times 110 \text{ mm}$ und $200 \text{ mm} \times 230 \text{ mm}$ eingesetzt. Als Probenbezeichnung wird jeweils die variierende Abmessung gewählt (70 mm, 110 mm, 230 mm). Die 230 mm Probe ist umlaufend durch die Sicke geklemmt, weshalb diese auch als Vollprobe bezeichnet wird.

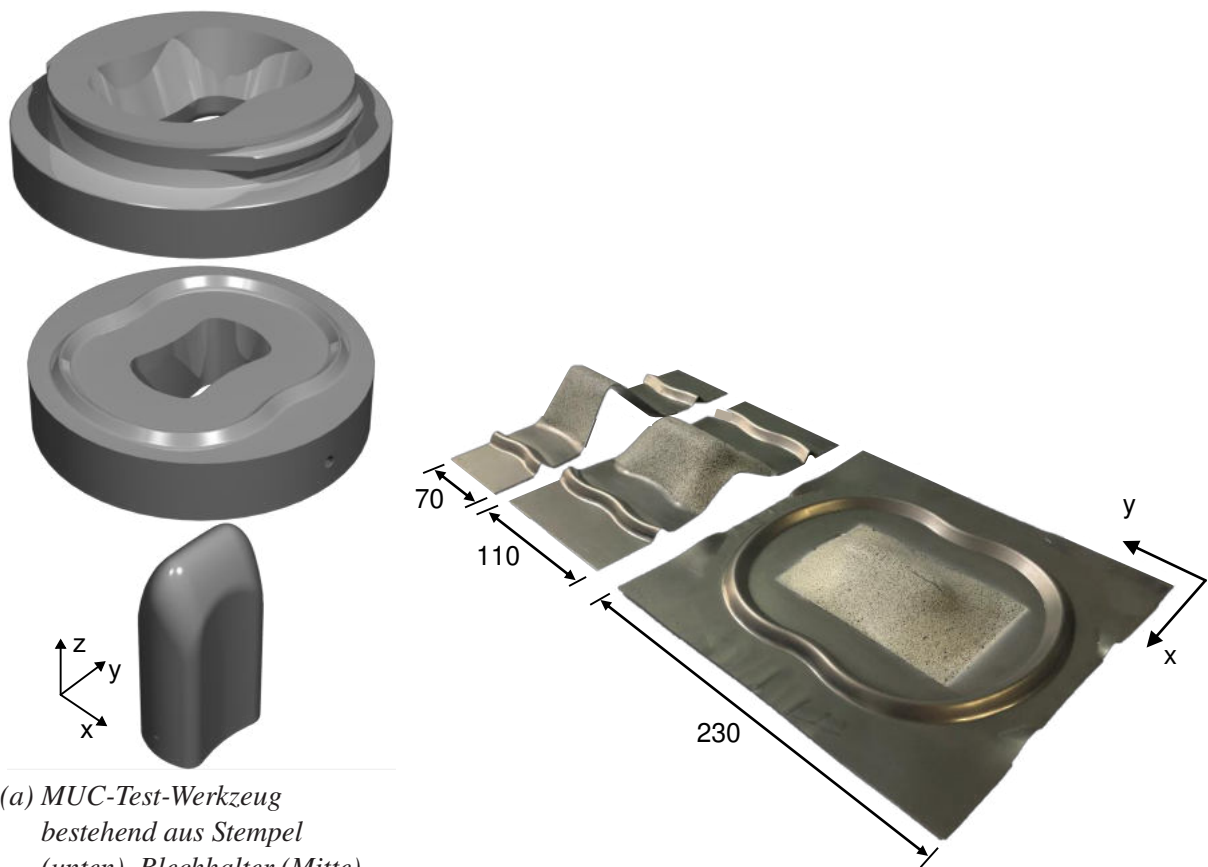
Analog zum Nakajima-Versuch wird eine Sperrsicke zwischen Blechhalter und Matrize eingesetzt, um Nachfließen beziehungsweise Blecheinzug zu unterbinden und damit einen *geringen Reibungseinfluss* im Versuch zu realisieren. Die Reibung zwischen Stempel und Blechprobe wird mit einem Schmierkonzept bestehend aus zwei Lagen dünner, beidseitig mit Lanolin geschmierter Tiefziehfolie reduziert. Da die Validierung auf einem Vergleich zwischen experimentellen und numerischen Daten basiert, ist eine möglichst genaue Reproduktion der Geometrie als wesentlicher Einfluss auf das Tiefziehergebnis (vgl. Tabelle 2.4) essentiell. Folglich ist der Einsatz eines einige Millimeter dicken PVC-Pads, wie es bei Nakajima-Versuchen verwendet wird, nicht zielführend, da dadurch die Stempelgeometrie verändert wird. Somit wäre ein numerisches Modell des PVC-Pads vonnöten, was die Komplexität der digitalen Abbildung erheblich steigern würde. Folglich wird das gewählte geometrienerhaltende Schmierkonzept eingesetzt.

Im Nakajima-Versuch werden für die zeitliche Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) *Dehnungen* auf der Blechoberseite *quasi-kontinuierlich* durch eine Öffnung in der Matrize unter Einsatz eines optischen Messsystems detektiert. Dieser Ansatz wird bei der Gestaltung des MUC-Tests übernommen.

Das Ziel *geringer Versuchszahl* korreliert mit der Anforderung an *komplexe Dehnverteilungen zwischen uniaxialem (UZ) und äquibiaxialem Zug (BZ)*. Essentiell für eine umfassende Materialmodellvalidierung ist es, möglichst den gesamten relevanten Bereich abzudecken. Je komplexer und breiter gefächert die Dehnverteilung einzelner Proben ist, desto weniger Proben werden in Summe als Basis für eine umfassende Validierung benötigt. Diese beiden Anforderungen werden durch spezielle Geometriemerkmale im Werkzeug adressiert. Grundlegende Idee des MUC-Tests ist eine konvex-konkave Geometrie in x-y-Ebene, die in komplexen Dehnverteilungen in den Prüfblechen resultiert. Diese Werkzeugidee wurde im CAD-Programm CATIA geometrisch umgesetzt und im FEM-Simulationstool AutoForm hinsichtlich der resultierenden Dehnverteilungen für unterschiedliche Materialklassen untersucht. Die aus mehreren manuell-iterativen Schritten resultierende Werkzeuggeometrie wurde gefertigt. Wesentliche Geometriemerkmale werden anhand des Stempels in Abbildung 5.2 erläutert. Der Stempel hat eine Gesamtabmessung von $B_x \times B_y \approx 60 \text{ mm} \times 96 \text{ mm}$. Durch den vergleichsweise großen Radius R_2 in Kombination mit einer Breite von etwa 50 mm resultieren für die 70 mm Probe negative Nebenformänderungen. Die sukzessive kleiner werdenden Radien in y-Richtung resultieren in einer größeren Rückhal-

tekraft für breitere Probengeometrien, was sich in größeren Nebenformänderungen abbildet. An den Stempellecken sind die Radien in x- und y-Richtung in etwa gleich groß ($R_1 \approx R_3$), was bei Vollproben zu näherungsweise äquibiaxialen Dehnungen führt.

In der x-y-Ebene bildet das Werkzeug eine Schmetterlingsform. Der Wechsel zwischen konkaver und konvexer Krümmung unterstützt die Komplexität der resultierenden Dehnverteilungen. Der Spalt zwischen Stempel und Matrize beträgt umlaufend 5,0 mm. Durch die bezüglich der Stempelmitte konkaven Radien R_4 und R_5 wird Materialfluss reduziert, wohingegen der konvexe Radius R_6 Dehnungen auf der Stempelmitte forciert.



(a) MUC-Test-Werkzeug bestehend aus Stempel (unten), Blechhalter (Mitte) und Matrize (oben).

(b) Probengeometrien für den MUC-Test (Maße in Millimeter).

Abbildung 5.1: MUC-Test Werkzeug und Probengeometrien

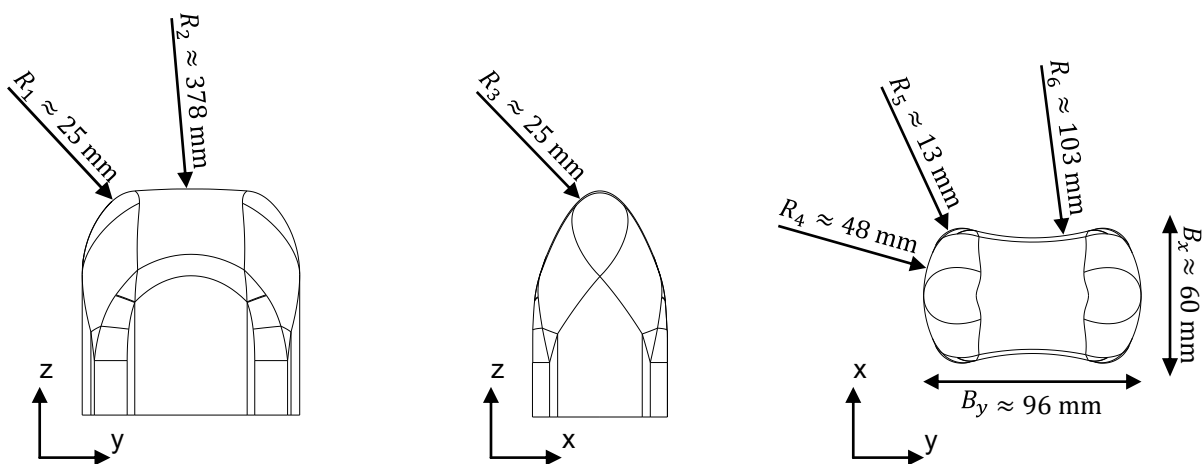


Abbildung 5.2: Wesentliche Geometriemerkmale des Stempels.

5.2 Testmaschine, Prozessparameter und Messequipment

Das MUC-Test-Werkzeug wird auf der Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 (Abschnitt 4.1.2) betrieben. In Anlehnung an den Nakajima-Versuch wird eine Stempelgeschwindigkeit von 1,0 mm/s gewählt. Der Blechhalter wird mit einer Kraft von 400 kN beaufschlagt. Die zur Umformung benötigte Stempelkraft wird mittels einer Piezo-Kraftmessdose detektiert. Um die Reibung zwischen Stempel und Prüfblech zu reduzieren und die Stempelgeometrie möglichst wenig zu beeinflussen, werden zwei Lagen dünner Tiefziehfolie, jeweils beidseitig mit Lanolin geschmiert, eingesetzt. Die Kontakte zwischen Prüfblech und Matrize und Blechhalter werden nicht geschmiert.

Die Orientierung der Probengeometrien bezüglich der Walzrichtung wird als Winkel zur x-Achse angegeben (vgl. Abbildung 5.1b). Für eine umfassende Datenbasis werden die drei Orientierungen mit 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung für die drei Probengeometrien 70 mm, 110 mm, 230 mm untersucht. Jede dieser neun Konfigurationen wird mindestens dreifach wiederholt, um die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse darzulegen. Daraus ergibt sich für ein zu untersuchendes Material ein Versuchsumfang von 27 Experimenten mit einer Gesamtfläche aller Probengeometrien von $0,738 \text{ m}^2$.

Die Dehnungen auf Blechoberseite werden über die Matrizenöffnung mittels des optischen Messsystems ARAMIS 4M (Abschnitt 4.2.1) ermittelt. Die Facettengröße wird mit 19 Pixeln festgelegt, der Facettenabstand mit 16 Pixeln. Daraus resultiert für die bestehende Anordnung eine Referenzdehnlänge (RDL) von etwa 1,45 mm. Die Bildaufnahme erfolgt mit einer Frequenz von 10 Hz. Über die Öffnung in der Matrize ist für das optische Messsystem nur der in

Abbildung 5.3 mit dem Farbverlauf von blau nach rot gekennzeichnete Ausschnitt der Probenoberfläche sichtbar. Für diesen Bereich werden Dehnungen der Blechoberfläche detektiert.

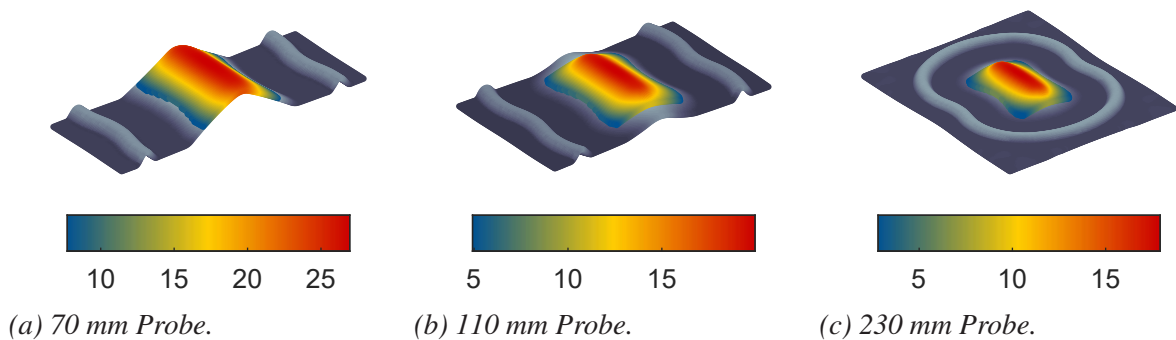


Abbildung 5.3: Für das Messsystem erfassbare Bereiche der Probengeometrien. Der sichtbare Bereich ist als Farbverlauf von blau nach rot entsprechend der z -Koordinate koloriert. Maße der Legende in mm.

5.3 Messdaten

In den Experimenten werden die Stempelkraft der Blechumform-Prüfmaschine sowie die Dehnungen auf der Blechoberseite mithilfe des Bildkorrelationssystems ARAMIS aufgenommen. Der Export der Daten erfolgt über die jeweilige Messsoftware. Die weitere Datenverarbeitung erfolgt mit der Software MATLAB der Firma The MathWorks, Inc.

Als Ergebnis der Dehnungsmessung auf der Blechoberfläche werden die Koordinaten der Facetmittelpunkte und die zugehörigen Haupt- und Nebenformänderungen für alle aufgenommenen Zustände ausgelesen. Im Allgemeinen liegen Abweichungen zwischen den Koordinatensystemen des Werkzeugs und des Dehnungsmesssystems vor. Um die beiden Koordinatensysteme in Überlagerung zu bringen, wird eine Ebene an die ermittelten Koordinaten des unverformten Blechs angepasst und mit der x - y -Ebene des Werkzeugkoordinatensystems in Übereinstimmung gebracht. Damit verbleiben die Translation in x - y -Ebene und die Rotation um die z -Achse als Freiheitsgrade. Abbildung 5.4 zeigt die Geometriemerkmale, die zur Ermittlung der Werkzeugkoordinatenachsen in x - und y -Richtung eingesetzt werden. Die Lage der y -Achse des Werkzeugs wird im verformten Zustand ermittelt. Durch die spezielle Stempelform resultiert die Orientierung der Achse aus der Anpassung einer Geraden an alle Punkte, die im oberen Bereich der z -Koordinate liegen. Zur Eruierung der Stempel- x -Achse wird herangezogen, dass sich die konvexen Radien der Matrize im sichtbaren Bereich der Dehnungsmessung wiederfinden. Durch diese Geometriemerkmale werden quadratische Gleichungen gelegt. Die Senkrechte zur y -Achse wird entsprechend des geringsten Abstands durch die Extrempunkte der Parabeln gelegt, woraus

die x -Achse des Stempels resultiert. Aus dem Schnittpunkt der ermittelten Achsen ergibt sich die Translation der Datenpunkte in x - y -Ebene. Die verbleibende Rotation um die z -Achse wird über den verbleibenden Winkelfehler der ermittelten y -Achse realisiert. Aus dieser Koordinatentransformation wird sichergestellt, dass das Koordinatensystem der Dehnungsmessung mit dem des Werkzeugs beziehungsweise der Maschine übereinstimmt. Dies ist insbesondere für den Vergleich experimenteller Daten mit numerischen Daten essentiell, worauf in Abschnitt 7.1 näher eingegangen wird. Ferner wird der Zeitpunkt des ersten Stempelkontakts auf Basis der optisch bestimmten Koordinaten ermittelt. Hierbei hat sich als zielführend erwiesen, die gemittelten z -Komponenten aller Koordinaten zu betrachten. Beträgt die Änderung dieser Größe einen Wert von 0,02 mm, wird die vorhergehende Stufe als Stempelingriff definiert.

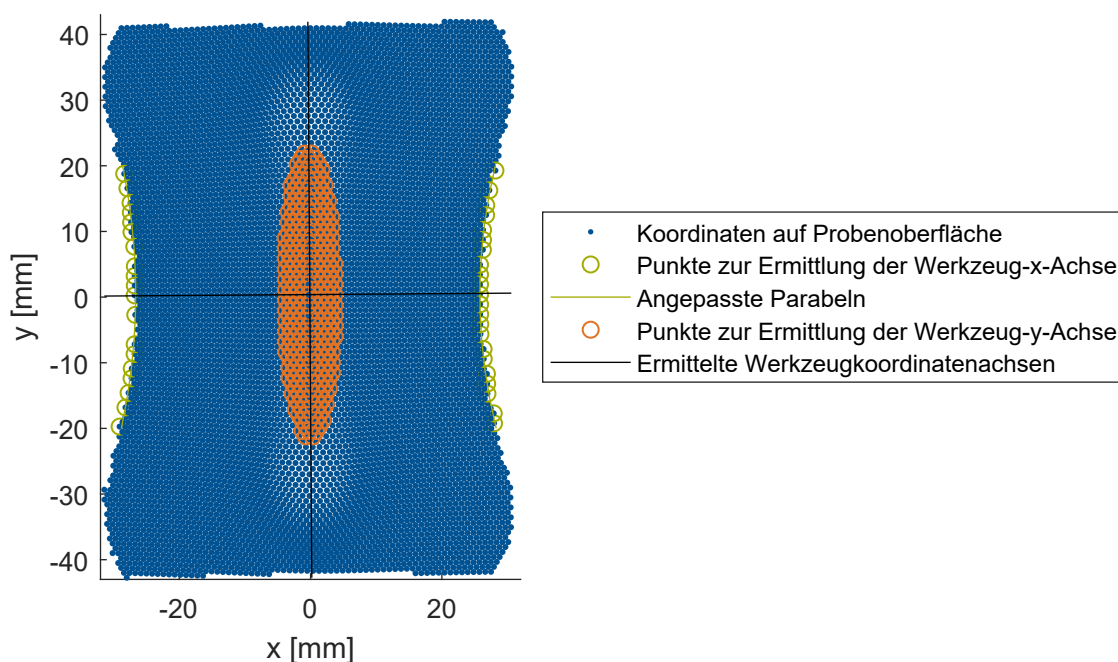


Abbildung 5.4: Geometriemerkmale, die zur Ermittlung Werkzeugkoordinatenachsen in x - und y -Richtung eingesetzt werden.

Die Aufnahme der Stempelkraft erfolgt mit 100 Hz. Die Daten der Messsysteme zur Dehnungsmessung und Kraftmessung sind über deren Messzeit synchronisiert. Dies erlaubt die Zuordnung der Stempelkraft zu jedem detektierten Dehnungszustand.

5.4 Eignung des MUC-Tests zur Validierung von Materialmodellen

In diesem Abschnitt werden anfangs die Charakteristika der experimentellen Ergebnisse aufgezeigt, was als Basis für weitere Untersuchungen dient. Darauf folgend wird auf experimenteller

Grundlage die Eignung der Ergebnisse als Basis für eine Materialmodellvalidierung untersucht. Dabei werden unterschiedliche Probenbreiten, die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse, Effekte des Stempelschmierkonzepts sowie die Sensitivität der Ergebnisse hinsichtlich variierender Materialeigenschaften untersucht. Als Material für diese Untersuchungen wird der mikrolegierte Stahl HC340LA (Abschnitt 4.3.3) eingesetzt.

5.4.1 Charakteristika experimenteller Ergebnisse

Abbildung 5.6a zeigt für die drei untersuchten Probengeometrien 70 mm, 110 mm und 230 mm mit Walzrichtung in x-Richtung (0°) die resultierenden Stempelkräfte in Abhängigkeit des Stempelhubes für das Material HC340LA. In allen folgenden Abbildungs-Legenden wird für eine prägnantere Bezeichnung bei den Probengeometrieabmessungen und der Walzrichtungsorientierung auf die Einheiten (z.B. 70 0 statt 70 mm 0°) sowie auf den Stempelhub verzichtet. Die Stempelkraft bildet ein integrales Maß für die Festigkeit des Prüfblechs und kann als einfach zu messende Größe neben den Dehnungen gewinnbringend zur Materialmodellvalidierung herangezogen werden.

Für duktile Materialien wird Versagen mit Beginn lokalisierender Einschnürung definiert (Volk und Hora, 2011). Dieser Zustand bestimmt die physikalisch sinnvolle Grenze für eine Materialmodellvalidierung ohne implementiertes Versagensmodell. Beginnende Einschnürung kann über die zeitliche Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) bestimmt werden. Da Versagen im MUC-Test nicht immer im sichtbaren Bereich auftritt, kann diese Methode allerdings nicht durchgehend zur Bestimmung des Versagenszeitpunktes im MUC-Test verwendet werden. Im Fall des Materials HC260Y tritt für die untersuchten Probengeometrien 70 mm, 110 mm und 230 mm mit Probenorientierung in Walzrichtung (0°) Versagen jeweils im sichtbaren Bereich auf, was hier die zeitliche Auswertemethode zur Bestimmung einsetzender Instabilität ermöglicht. Entsprechende Ergebnisse sind in Abbildung 5.5 gezeigt. Aus der Anwendung der zeitlichen Auswertemethode an diesem Beispiel folgt, dass die einsetzende Instabilität nicht mit dem Stempelkraftmaximum korreliert. Je nach Material und Probengeometrie beginnen die Dehnungen vor oder nach dem Stempelkraftmaximum zu lokalisieren. Eine genaue Identifikation beginnender Instabilität ist somit auf Basis der Stempelkraft nicht möglich. Allerdings lässt sich auf Basis der Ergebnisse in Abbildung 5.5 abschätzen, dass bis 80 % des maximalen Stempelhubes keine Dehnungslokalisierung auftritt und damit die Umformung stabil ist. Zudem bietet eine Grenze von 80 % einen ausreichenden Sicherheitsabstand vom Versagen, weshalb dieses Kriterium in Folgendem als Grenze für die Validierung verwendet wird. Diese 80 %-Grenze ist in den Abbildungen 5.5 und 5.6a als gestrichelte senkrechte Linie markiert.

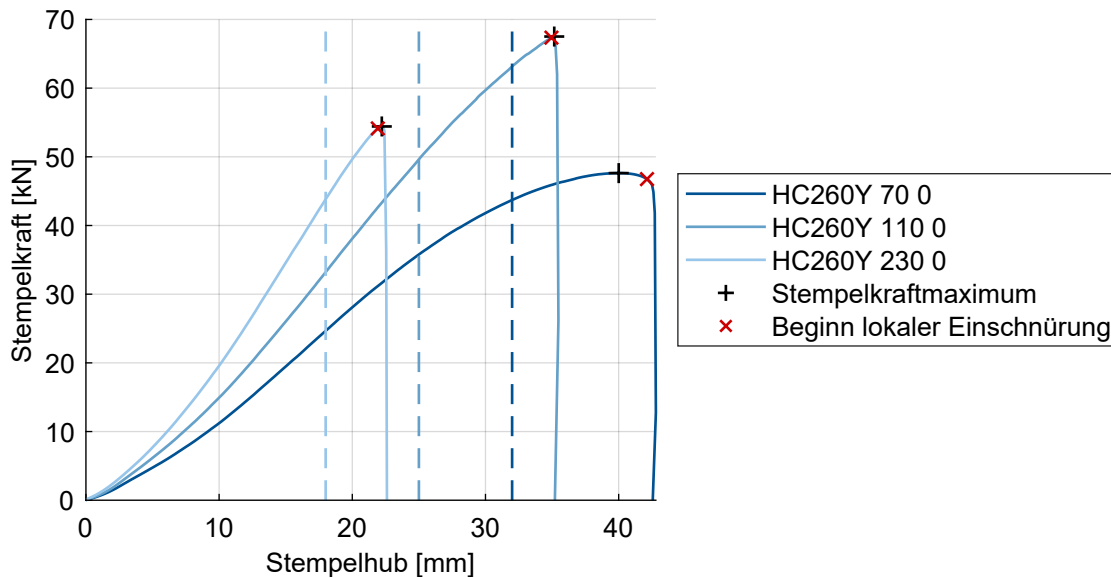
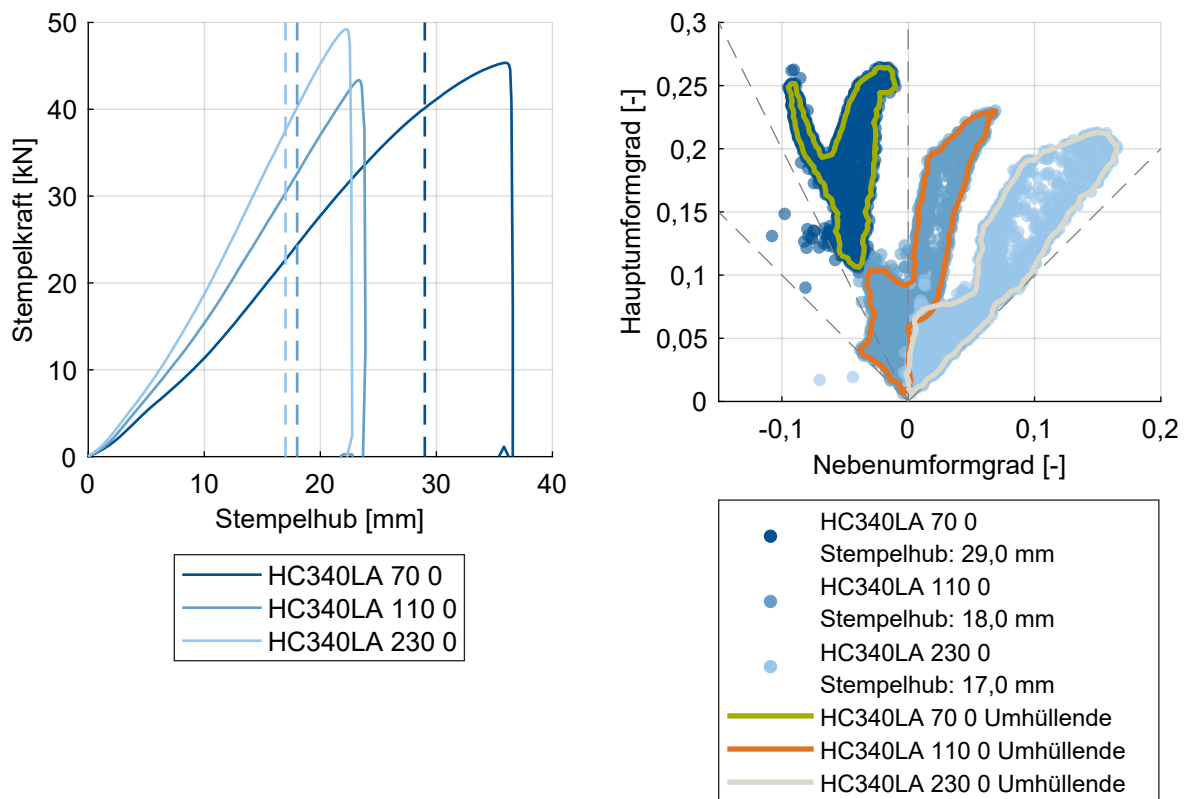


Abbildung 5.5: Stempelkräfte über Stempelhub des Materials HC260Y für die drei Probengeometrien 70 mm, 110 mm und 230 mm mit Walzrichtung in x -Richtung (0°). Die Stempelkraftmaxima sowie der Beginn lokaler Einschnürung sind jeweils markiert. Die Stempelhübe bei 80 % des Stempelhubes mit maximaler Stempelkraft sind durch gestrichelte senkrechte Linien gekennzeichnet.

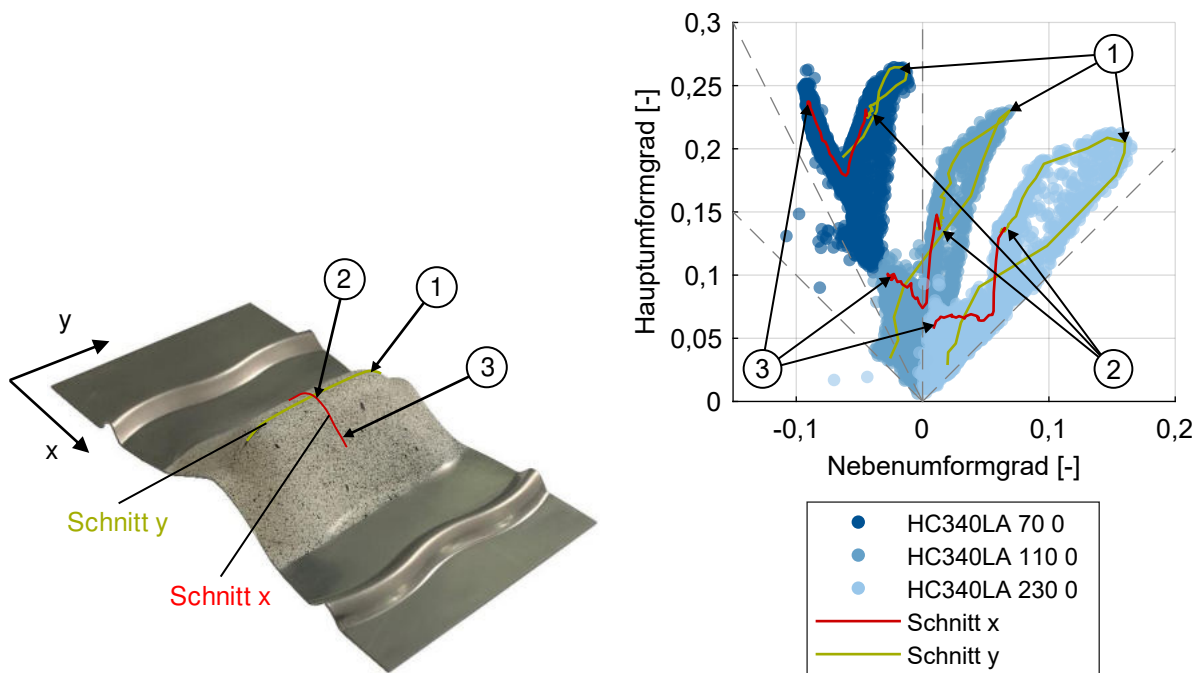
Für diese Stempelhübe sind die Dehnverteilungen der drei Probengeometrien in Abbildung 5.6b gezeigt. Zusätzlich sind die Umhüllenden der Dehnverteilungen gezeigt, die die Charakteristik der Dehnverteilung widerspiegeln und in Folgendem für Vergleichszwecke unterschiedlicher Dehnverteilungen herangezogen werden. Für das Verständnis der Dehncharakteristika ist es hilfreich, charakteristische Punkte auf der Probengeometrie auszuweisen sowie Dehnungen entlang von Schnitten zu betrachten. Abbildung 5.7a zeigt am Beispiel der 110 mm Probe die Lage der Schnitte in x - und y -Richtung im sichtbaren Bereich sowie die drei charakteristischen Punkte auf den Stempelecken (1), der Stempelmitte (2) und auf dem Schnitt in x -Richtung im Zargenbereich (3). Die Lage der Schnitte und der charakteristischen Punkte in den Dehnverteilungen ist in Abbildung 5.7b gezeigt. Diese Darstellung zeigt einerseits, dass die verwendeten Probengeometrien den Bereich zwischen uniaxialem und äquibiaxialem Zug hinreichend abdecken. Andererseits wird auch die Komplexität der Dehnverteilungen verdeutlicht. Die Charakteristik der 70 mm Probe wird im Wesentlichen durch die Stempelecken (1) und den Zargenbereich (3) definiert, wodurch sich eine V-Form ausbildet. Für die 110 mm Probe ist der linke Ast der Dehnverteilung im Ansatz erkennbar, die Charakteristik wird maßgeblich durch die Stempelecke definiert. Für die 230 mm Probe gilt Entsprechendes bei größeren Nebenformänderungen.



(a) Stempelkräfte über Stempelhub. Die Stempelhübe bei 80 % des Stempelhubes mit maximaler Stempelkraft sind durch gestrichelte senkrechte Linien gekennzeichnet.

(b) Exemplarische Dehnverteilungen und deren Umhüllende. Die Zustände sind jeweils bei 80 % des Stempelhubes mit maximaler Stempelkraft gezeigt.

Abbildung 5.6: Charakteristische Messergebnisse des MUC-Tests für das Material HC340LA für die drei Probengeometrien 70 mm, 110 mm und 230 mm mit Walzrichtung in x -Richtung (0°).

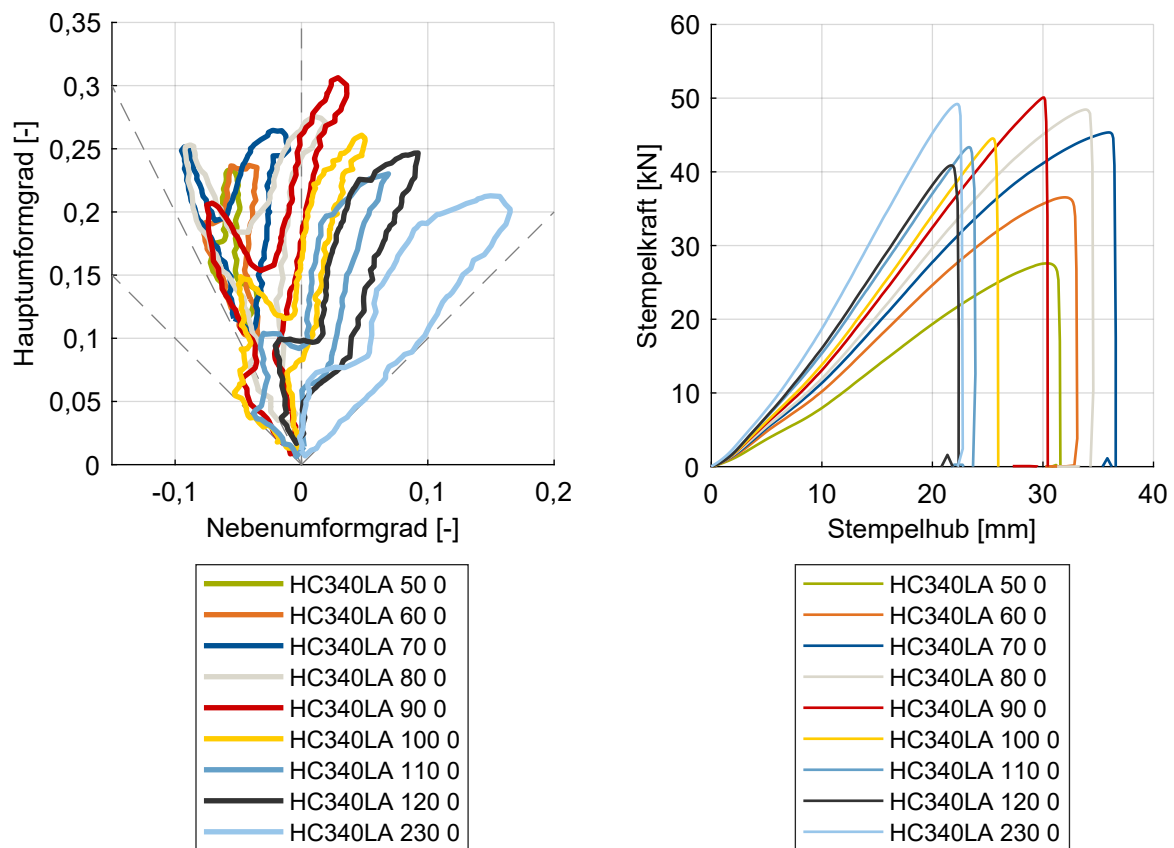


(a) Schnitte entlang der x - und y -Achse sowie Lage charakteristischer Punkte am Beispiel einer 110 mm Probe. (b) Dehnverteilungen aus Abbildung 5.6b mit Markierung der charakteristischen Punkte und Schnitte.

Abbildung 5.7: Lage der Schnitte in x - und y -Richtung sowie der charakteristischen Punkte auf der Probengeometrie und in den Dehnverteilungen.

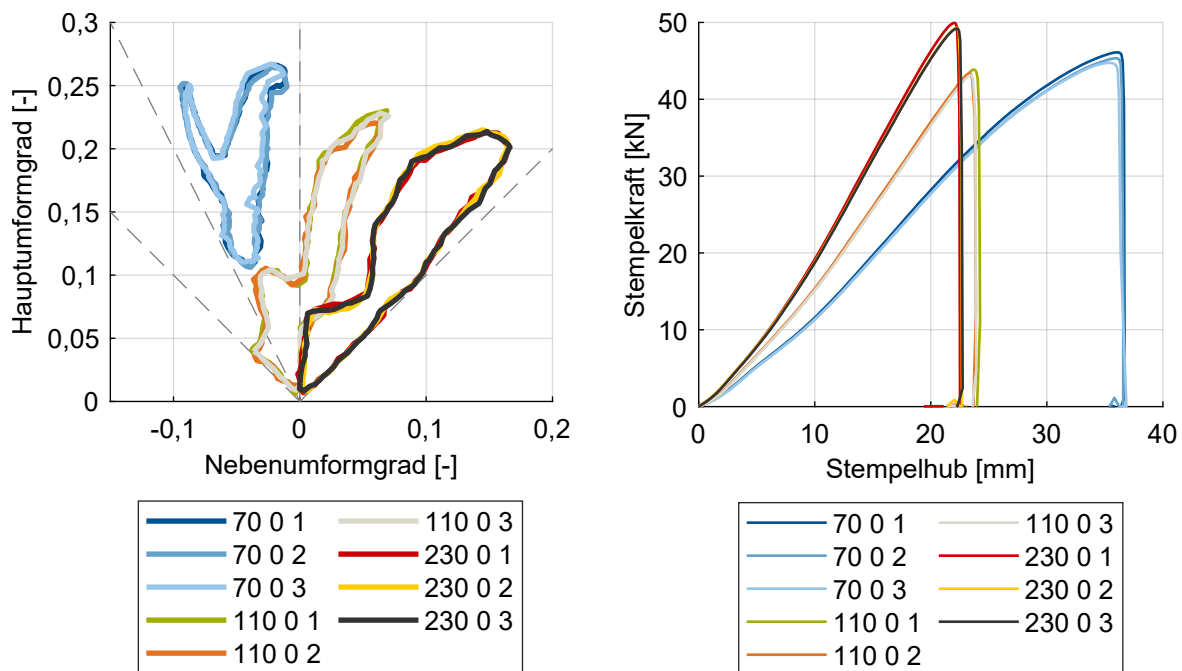
5.4.2 Abhängigkeit der Ergebnisse von der Probenbreite

Die Abbildungen 5.8a und 5.8b zeigen die Abhängigkeit der Stempelkräfte und Dehnverteilungen für unterschiedliche Probenbreiten. Es wird deutlich, dass mit der Wahl der drei Probengeometrien mit den Breiten von 70 mm, 110 mm und 230 mm der Bereich zwischen uniaxialem und äquibiaxialem Zug hinreichend abgedeckt wird und die Anforderung geringer Proben- beziehungsweise Versuchsanzahl gewährleistet ist.

(a) *Dehnverteilungen.*(b) *Stempelkraftverläufe.*Abbildung 5.8: *Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe für verschiedene Probenbreiten.*

5.4.3 Reproduzierbarkeit

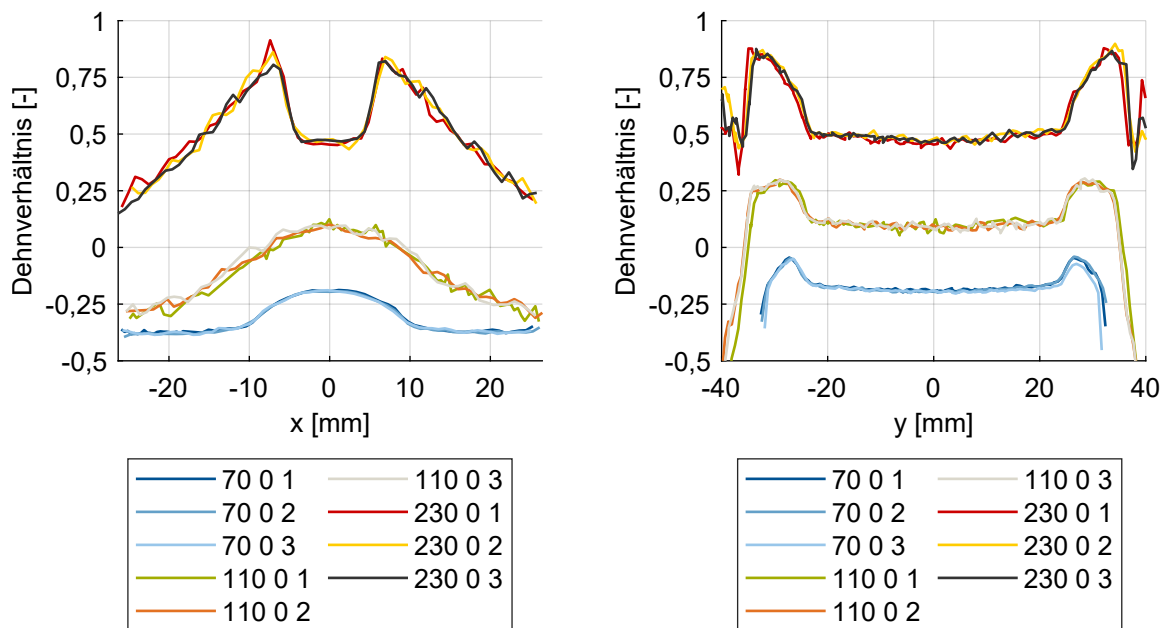
Neben den in Abschnitt 2.4 gelisteten generellen Anforderungen an einen Validierungstest ist die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse eine essenzielle Anforderung. Gezeigt wird die Reproduzierbarkeit der MUC-Test-Ergebnisse für je drei Wiederholungen der drei Probengeometrien in 0° . Abbildung 5.9b zeigt, dass für die Stempelkräfte nur geringe Abweichungen auftreten. Abbildung 5.9a zeigt die Umhüllenden der Dehnverteilungen bei einem Stempelhub von 29,0 mm, 18,0 mm und 17,0 mm respektive für die 70 mm, 110 mm und 230 mm Probe. Die Umhüllenden weisen geringe Streuungen auf, eine detailliertere Einschätzung ist in dieser Darstellung aufgrund fehlender lokaler Information allerdings nicht möglich. Folglich werden die Dehnverhältnisse entlang der Schnitte in x-Richtung (Abbildung 5.10a) und y-Richtung (Abbildung 5.10b) untersucht. Aus diesen Abbildungen kann geschlossen werden, dass der MUC-Test auch in den Dehnungen hinreichend reproduzierbare Ergebnisse liefert.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkraftverläufe.

Abbildung 5.9: Ergebnisse für das Material HC340LA bei je drei Versuchswiederholungen.



(a) Schnitt in x-Richtung.

(b) Schnitt in y-Richtung.

Abbildung 5.10: Dehnverhältnisse entlang von Schnitten für das Material HC340LA bei je drei Wiederholungen.

5.4.4 Experimentelle Untersuchungen zur Stempelreibung

Die Reibung zwischen Prüfblech und Werkzeug bildet einen wesentlichen Einfluss auf das Umformergebnis (vgl. Tabelle 2.4). Um die Sensitivität der Stempelreibung auf das Ergebnis des MUC-Tests zu überprüfen, werden zwei unterschiedliche Schmierkonzepte eingesetzt. Neben der Standardschmierung mit zwei Lagen Tiefziehfolie und Lanolin wird eine reine Ölschmierung untersucht. Die daraus resultierenden Dehnverteilungen sind in Abbildung 5.11 dargestellt. Die Lageänderungen der charakteristischen Punkte von der Standardschmierung zur Ölschmierung sind durch Pfeile verdeutlicht. Es zeigt sich, dass der Reibungseinfluss bei Ölschmierung im Vergleich zur Standardschmierung steigt, da Kontaktbereiche zwischen Platine und Werkzeug geringere Dehnungen erfahren, frei überstreckte Bereiche hingegen größere Dehnungen. Folglich haben die Stempelschmierung und damit die Stempelreibung Einfluss auf das Umformergebnis und müssen somit in der Etablierung eines digitalen Abbilds Beachtung finden. Trotz des erkennbaren Einflusses der Stempelreibung bleibt die charakteristische Form der Dehnverteilungen erhalten. Dies zeigt, dass der Versuch zwar nicht reibungsfrei, aber nicht von Reibungseffekten dominiert ist. Dies ist eine wichtige Feststellung für die notwendige Separierung der Einflüsse von Materialmodellen von den weiteren Einflussfaktoren (Tabelle 2.4), insbesondere der Reibung.

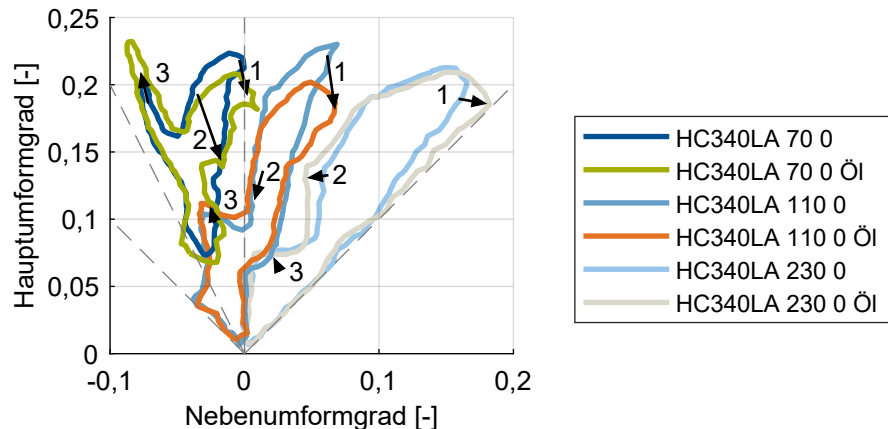
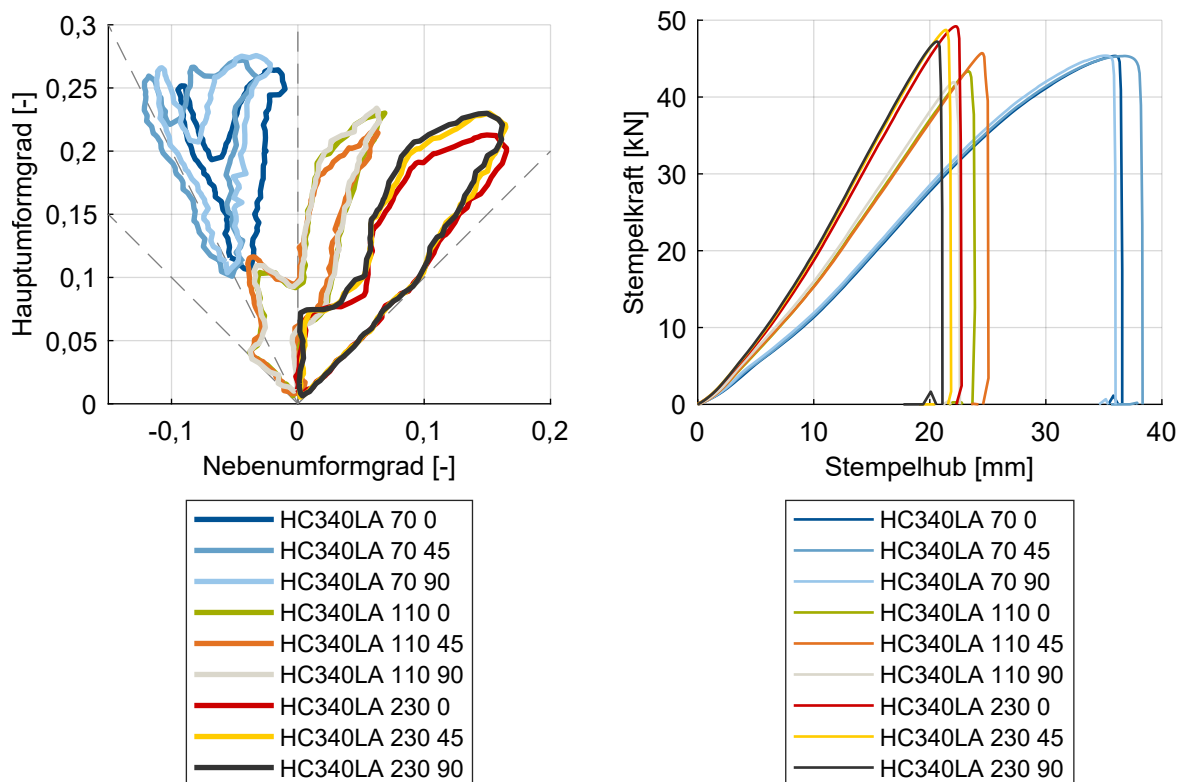


Abbildung 5.11: Dehnverteilungen für unterschiedliche Stempelschmierkonzepte. Die Änderung der Lage der charakteristischen Punkte (1: Stempelecke, 2: Stempelmitte, 3: Zargenbereich) für die beiden Schmierungskonzepte ist durch einen Pfeil gekennzeichnet.

5.4.5 Einfluss unterschiedlicher Materialeigenschaften

Eine weitere wichtige Eigenschaft, die ein Validierungstest erfüllen muss, ist, dass er sensitiv hinsichtlich variierender Materialeigenschaften ist. Um diese Sensitivität experimentell zu untersuchen, werden bezüglich der Walzrichtung drei unterschiedliche Probenorientierungen verglichen. Die Stempelkräfte in Abbildung 5.12b zeigen kleinere, die Dehnverteilungen in Abbildung 5.12a deutliche Unterschiede. Insbesondere für die 70 mm Proben ist eine Verschiebung in Richtung der Nebenformänderungen erkennbar. Mit der Annahme, dass sich die Spannungszustände für die 70 mm Probe wesentlich im Bereich uniaxialen Zugs befinden, korreliert dies mit den gemessenen r -Werten für dieses Material von $r_0 = 0,6680$, $r_{45} = 1,0620$ und $r_{90} = 0,9040$ (vgl. Tabelle 4.6). Nach Gleichung 2.39 sinkt das Dehnverhältnis für steigende r -Werte, was einer Verschiebung der Dehnverteilung zu negativeren Nebenformänderungen gleich kommt. Zudem formt sich in der 70 mm Probe unter 45° ein dritter Ast aus, der auf Dehnungen auf der Stempelmitte (charakteristischer Punkt 2) zurückzuführen ist.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkraftverläufe.

Abbildung 5.12: Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe für unterschiedliche Probenorientierungen bzgl. der Walzrichtung.

6 Numerische Abbildung des MUC-Tests

Neben der experimentellen Generierung von Daten bildet die numerische Abbildung der Experimente deren komplementäre Datenbasis für eine Validierung. In dieser Arbeit wird zur Erstellung einer digitalen Abbildung die FEM-Software LS-DYNA der Firma Livermore Software Technology eingesetzt (Livermore Software Technology, 2022). Abschnitt 6.1 beschreibt den Aufbau des Simulationsmodells in dessen Referenz-Version. Entsprechende Parameterstudien, die die Wahl dieser Referenz-Parameter begründen, werden in Abschnitt 7.2.2 gezeigt. Im Abschnitt 6.2 werden wesentliche Schritte der Datenaufbereitung in MATLAB aufgezeigt.

6.1 Aufbau des Simulationsmodells

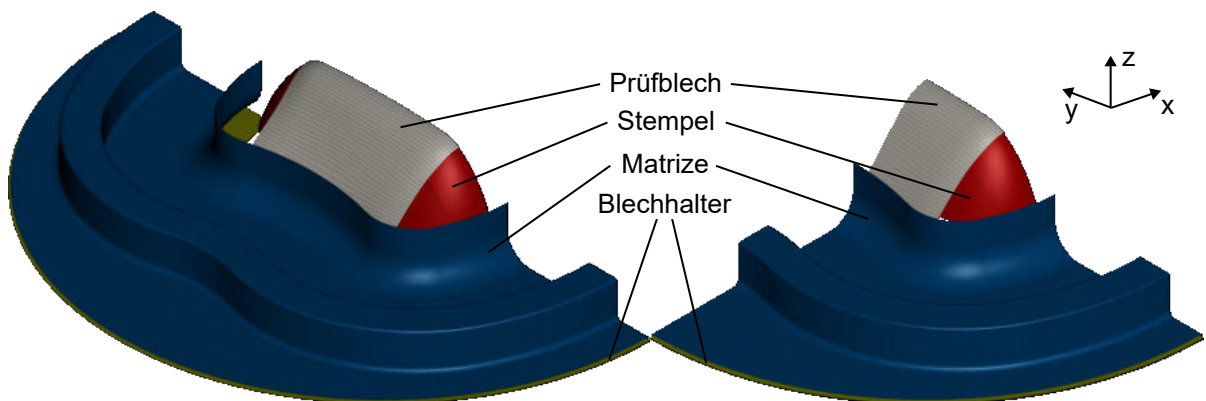


Abbildung 6.1: Digitales Abbild des MUC-Tests als FEM-Halb- und -Viertelmodell.

Abbildung 6.1 zeigt das digitale Abbild des MUC-Tests als LS-DYNA Modell. Die Werkzeuge des MUC-Tests werden als Starrkörper modelliert, was die Repräsentation des Werkzeugs als Funktionsflächen, die während der Umformung mit dem Prüfblech in Kontakt kommen, erlaubt. Wie in der Blechumformung standardmäßig üblich, wird das Prüfblech als Schalenmodell abgebildet. Bezüglich der x- und y-Achse besitzt das Werkzeug eine doppelte Symmetrie, was diesbezüglich eine Modellreduktion vom Vollmodell auf ein Viertelmodell ermöglicht. Ein weiterer Aspekt bei der geometrischen Modellreduktion ist die Orientierung der Walzrichtung in Kombination mit den Symmetrien im Materialmodell. Hier gelten aufgrund der Annahme orthotropen Verhaltens die Symmetrien $\sigma_v(\theta) = \sigma_v(-\theta)$ und $\sigma_v(90^\circ + \theta) = \sigma_v(90^\circ - \theta)$ (vgl. Kapitel 2), die eine Modellreduzierung auf ein Viertelmodell nur für eine Orientierung der

Walzrichtung in 0° und 90° zur x-Achse erlauben. Für alle anderen Orientierungen kann das Modell lediglich zu einem Halbmodell reduziert werden. In dieser Arbeit folgt daraus, dass standardmäßig die Konfigurationen der Walzrichtungen 0° und 90° im Viertelmodell simuliert werden, die Konfiguration mit Walzrichtung 45° im Halbmodell. Entsprechende Randbedingungen, die eine zu den Symmetrieebenen orthogonale Bewegung unterbinden, werden aktiviert. Die Werkzeugelemente werden mit vierknotigen, bilinearen Elementen und einer Kantenlänge von 0,5 mm vernetzt. Die Prüfbleche werden verformbar, ebenfalls mit vierknotigen, bilinearen Elementen und einer Kantenlänge von 1,0 mm nachgebildet. Als Elementtyp wird ein vollintegriertes Schalenelement (LS-DYNA: Elementtyp 16) mit fünf Integrationspunkten über die Blechdicke eingesetzt. Da im Experiment Dehnungen auf der Blechoberseite detektiert werden, müssen entsprechende Größen auch im digitalen Abbild berechnet werden. Dazu wird die Lobatto-Integration eingesetzt, deren äußerste Integrationspunkte auf den Blechoberflächen liegen (Livermore Software Technology, 2020). Für die Modellierung der Kontakte zwischen Prüfblech und Werkzeug wird eine einseitige, segmentbasierte Formulierung (LS-DYNA: Automatic one way surface to surface, Soft=2) mit Coulomb'scher Reibung verwendet. Aufgrund der Modellierung als Viertel- beziehungsweise Halbmodell wird nur ein entsprechender Anteil der im Experiment eingesetzten Blechhalterkraft als Krafterandbedingung aufgebracht. Neben der geometrischen Modellreduktion erlaubt auch eine zeitliche Skalierung eine deutliche Reduktion der benötigten Rechenzeit. Hierbei wird das Schließen des Blechhalters mit einer Geschwindigkeit von 1000 mm/s, die Umformung mit einer Stempelgeschwindigkeit von 2500 mm/s simuliert. Die dabei notwendige Skalierung der Dehnratensensitivitäten in Materialmodellen wird berücksichtigt. Aus den experimentellen Untersuchungen resultieren zeitlich abhängige Koordinaten- und Dehnungsfelder auf Blechoberfläche sowie der Stempelkraftverlauf. Neben diesen Daten erlaubt die Simulation auch einen Blick in die Spannungswelt, der experimentell nicht ohne Weiteres möglich ist. Folgende Auflistung zeigt die in dieser Arbeit verwendeten simulativ ermittelten Daten. Standardmäßig werden diese ab Stempelleingriff in 1,0 mm Stempelhubschritten ausgelesen.

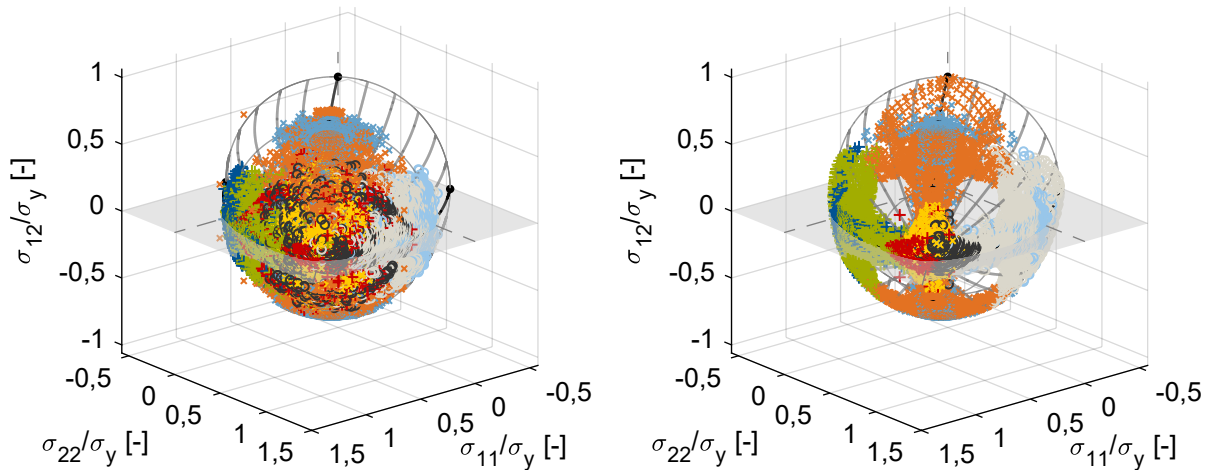
- Knotenkoordinaten und deren Konnektivität
- Cauchy-Spannungstensor
- Cauchy-Vergleichsspannung
- Hencky-Dehnungstensor
- Stempelkraft
- Stempelweg

6.2 Aufbereitung der Daten

Die aus der Simulation ausgeschriebenen Daten werden mit einer in MATLAB programmierten Anwendung ausgelesen und aufbereitet. Dazu werden die Knoten und deren Konnektivität eingelesen und entsprechend des im Experiment sichtbaren Bereichs zugeschnitten. Die aktuelle Blechdicke wird auf Basis der Blechdickendehnung in Mittelebene unter Verwendung der Gleichungen 2.6 und 2.7 berechnet. Für den Vergleich mit dem Experiment werden Dehnungen und Spannungen auf der Blechoberseite ausgelesen. Aufgrund der Verwendung der Lobatto-Integration kann hierfür der oberste Integrationspunkt über die Blechdicke verwendet werden. Aus dem allgemeinen Dehnungstensor werden die Haupt- und Nebenformänderungen berechnet. Für den Datenvergleich zwischen Experiment und Simulation ist es vonnöten, die Elementknoten von der Mittelebene auf die Blechoberfläche zu projizieren. Dafür werden für alle Elemente Flächennormalen berechnet. Jeder Knoten wird entlang der gemittelten Flächennormalen der angrenzenden Elemente um die halbe aktuelle Blechdicke auf die Blechoberseite transferiert. Die Knoten, die auf einer Symmetrieebene liegen, werden tangential zur Symmetrieebene verschoben. Um eine einheitliche Datenhandhabung zu ermöglichen, werden alle ermittelten Größen an den Elementknoten berechnet. Dabei kommt das isoparametrische Konzept, wie es in Abschnitt 2.3.1 gezeigt ist, zum Einsatz, woraus bis zu vier Werte für einen Knoten resultieren. Aufgrund der Kompatibilitätsbedingung sind Knotenverschiebungen über verschiedene Elemente hinweg kontinuierlich, was im Allgemeinen nicht für Spannungen und Dehnungen gilt. Folglich wird für jeden Knoten als repräsentativer Wert der Mittelwert aus den in den angrenzenden Elementen berechneten Knotenwerten verwendet. Neben der Stempelkraft und dem Stempelweg als skalare Größe über die Zeit stehen damit für alle ausgelesenen Simulationszeitpunkte Dehnungen und Spannungen an den Elementknoten zur Verfügung. Durch Anwendung des isoparametrischen Konzepts können die Knotenwerte innerhalb eines Elements für beliebige Koordinaten interpoliert werden.

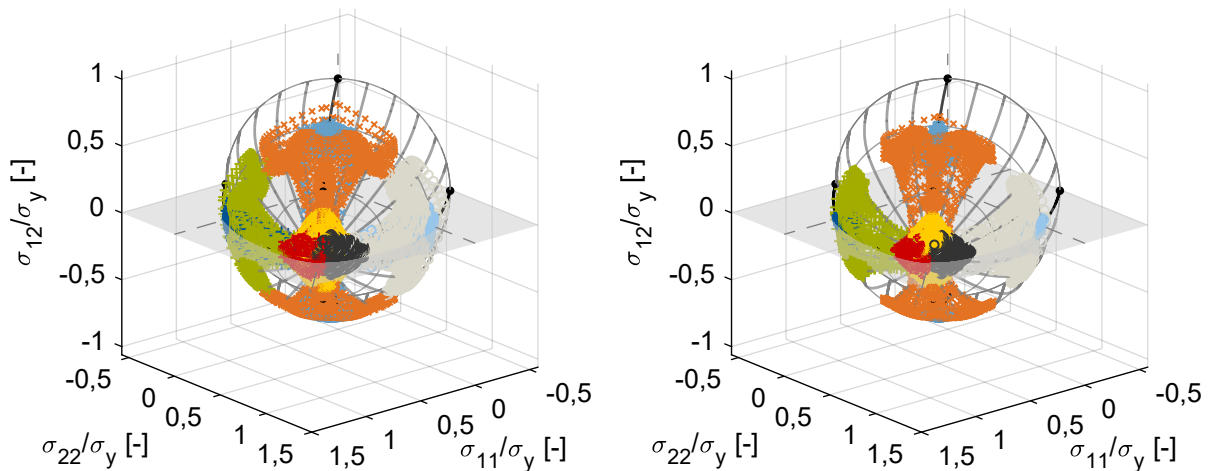
Mithilfe der digitalen Abbildung werden neben Dehnungen auch Spannungen berechnet. Am Beispiel des Materialmodells Vegter aus BBC M6 des Materials DP600HD (Tabelle E.11) sind in Abbildung 6.2 die resultierenden Spannungsverteilungen auf Blechoberseite für die drei untersuchten Probengeometrien mit den Breiten 70 mm, 110 mm und 230 mm mit den Orientierungen der x-Achse zur Walzrichtung von 0° , 45° und 90° für unterschiedliche Stempelhübe abhängig vom Stempelhub bei Kraftmaximum gezeigt. Die Symmetrien der Fließortbeschreibung wurden hier berücksichtigt und ergänzt. Es ist ersichtlich, dass die Spannungszustände im Blech über die Umformung nicht konstant sind. Bei geringen Stempelhüben werden die Krümmungen der Werkzeuggeometrie in das Prüfblech eingeformt, wodurch kein eng begrenzter Spannungszustand für

die unterschiedlichen Proben vorherrscht (vgl. Abbildung 6.2a). Im Laufe der Umformung stellt sich für die verschiedenen Probengeometrien zunehmend eine charakteristische Spannungsverteilung ein. Die Abbildungen zeigen, dass die gewählten Konfigurationen über den gesamten Stempelhub den Fließort großflächig abdecken. Neben der Komplexität in den Dehnverteilungen zeigt die komplexe Spannungsverteilung das Potenzial des MUC-Tests, Materialmodelle umfassend über einen weiten Umformbereich effektiv zu untersuchen.



(a) Stempelhub 20 % des Kraftmaximums.

(b) Stempelhub 40 % des Kraftmaximums.



(c) Stempelhub 60 % des Kraftmaximums.

(d) Stempelhub 80 % des Kraftmaximums.

+	70 0	+	110 0	+	230 0
×	70 45	×	110 45	×	230 45
○	70 90	○	110 90	○	230 90

Abbildung 6.2: Spannungsverteilungen auf der Blechoberseite der untersuchten Probenkonfigurationen für das Materialmodell Vegter aus BBC M6 des Materials DP600HD (Tabelle E.11) für vier unterschiedliche Stempelhübe.

7 Validierungsstrategie und Sensitivitätsanalyse

Die Validierung von Materialmodellen für die Blechumformung basiert auf einem Vergleich von experimentellen Ergebnissen mit denen eines digitalen Abbilds. In Kapitel 5 wurde der MUC-Test vorgestellt, in Kapitel 6 dessen digitale Abbildung in Form einer FEM-Simulation. In diesem Kapitel wird nun in Abschnitt 7.1 die Strategie zum Vergleich der beiden Datenbasen vorgestellt. Unter Verwendung dieser Validierungsstrategie werden in Abschnitt 7.2 mithilfe des digitalen Abbilds umfangreich Sensitivitäten unterschiedlicher Parameter untersucht. Basierend auf diesen Ergebnissen wird in Abschnitt 7.3 eine Strategie zur Reibungsmodellierung für die Kontaktpaarungen zwischen Prüfblech und Werkzeug abgeleitet.

7.1 Validierungsstrategie

Abbildung 7.1 zeigt schematisch die Vorgehensweise des Datenvergleichs für Sensitivitätsanalysen und Validierungen. Bei einer Validierung bilden experimentelle Daten (Exp) die Referenz (Ref). Daten des digitalen Abbilds (Sim) bilden die zu untersuchenden Daten (Inv, aus engl. *investigated data*). Neben einer derartigen Validierung sind auch Sensitivitätsanalysen von Interesse, bei denen die Einflüsse unterschiedlicher Parameter systematisch untersucht werden. Dabei ist ein Vergleich numerischer Daten zielführend. Somit liefert die digitale Abbildung sowohl Referenz- als auch zu untersuchende Daten (Ref: Sim, Inv: Sim). Um die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus den Sensitivitätsanalysen auf die Validierung sicherzustellen, wird der Datenvergleich so realisiert, dass er für Sensitivitätsanalysen und Validierung in gleicher Weise erfolgt. Aus dem Datenvergleich resultiert ein Maß für den Unterschied zwischen Referenzdaten und zu untersuchenden Daten.

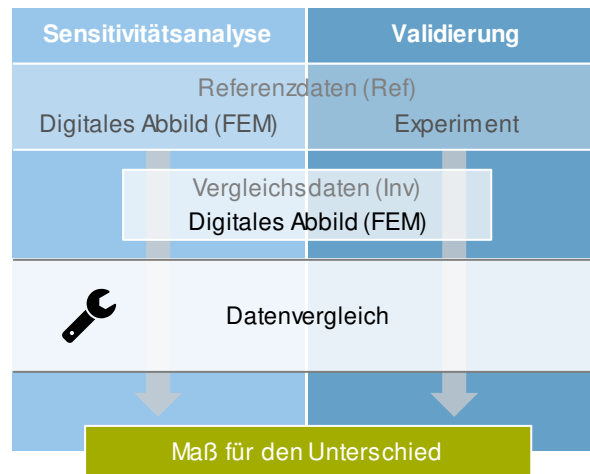


Abbildung 7.1: Schematischer Ablauf des Datenvergleichs für Sensitivitätsanalysen und Validierungen.

Die hier vorgestellte Validierungsstrategie basiert auf einem Vergleich von Stempelkräften und Dehnungen. Die Stempelkraft stellt für jeden ermittelten Zeitpunkt sowohl für die Referenzdaten wie auch für die zu untersuchenden Daten einen skalaren Wert dar, welcher jeweils unmittelbar miteinander verglichen werden kann. Die Vorgehensweise ist in folgendem Abschnitt 7.1.1 erläutert. Die Dehnungen werden im MUC-Test im sichtbaren Bereich orts- und zeitabhängig ermittelt, wodurch eine komplexere Vergleichsstrategie vonnöten ist. Ein Ansatz, bei dem die gesamte ermittelte Datenmenge mit einbezogen wird, ist eine vollflächige Vergleichsmethode, die entsprechend des englischen Ausdrucks auch *full-field*-Vergleich genannt wird (Stander et al., 2018). Der für den MUC-Test umgesetzte Vollfeld-Vergleich ist in Abschnitt 7.1.2 ausgeführt. Wie in Abschnitt 5.4.1 erläutert, werden die Daten vom Stempelingriff bis zu einem Stempelhub von 80 % des Stempelhubes bei maximaler Stempelkraft ausgewertet ($0 \dots 80 \% h(F_{\max})$). Die experimentellen Daten liegen in dieser Arbeit mit einer Frequenz von 10 Hz vor, was bei einer Stempelgeschwindigkeit von 1,0 mm/s einem Bildabstand von 0,1 mm entspricht (vgl. Abschnitt 5.2). Die numerischen Daten werden mit einem Stempelhubabstand von 1,0 mm ausgelesen (Abschnitt 6.1). Die Daten werden für jede Stufe der zu untersuchenden Daten verglichen, was zu einer quasi-kontinuierlichen Information über Abweichungen zwischen Referenzdaten und zu untersuchenden Daten führt.

In der Simulation werden für jeden berechneten Zeitschritt basierend auf der Fließregel Dehnraten ermittelt (Abschnitt 2.1.4). Gesamtdehnungen resultieren aus einem Integral der Dehnraten über die Zeit (Gleichung 2.3). Entsprechend liegt anstatt eines Dehnungsvergleichs ein Vergleich von numerisch und experimentell ermittelten Dehnraten als Basis für eine Modellvalidierung nahe. Im Gegensatz zur Simulation basieren die Dehnraten im Experiment auf einer zeitlichen Ableitung ermittelter Dehnungen mittels eines zentralen Differenzenquotienten (gom, 2020).

Abbildung 7.2 zeigt am Beispiel der 110 mm Probe des Materials HC340LA experimentell ermittelte Dehnpfade der charakteristischen Punkte aus Abbildung 5.7a und die daraus abgeleiteten Dehnraten als skalierte Dehnraten. Es zeigt sich, dass die experimentell ermittelten Dehnraten einer Streuung unterliegen, die keinen sinnvollen Vergleich mit numerischen Daten erlaubt. Die experimentell ermittelten Dehnungen unterliegen einer geringeren Streuung, wodurch sich der in dieser Arbeit umgesetzte Vergleich zwischen experimentellen und numerischen Dehnungen im Gegensatz zu einem Dehnratenvergleich als zielführend erweist.

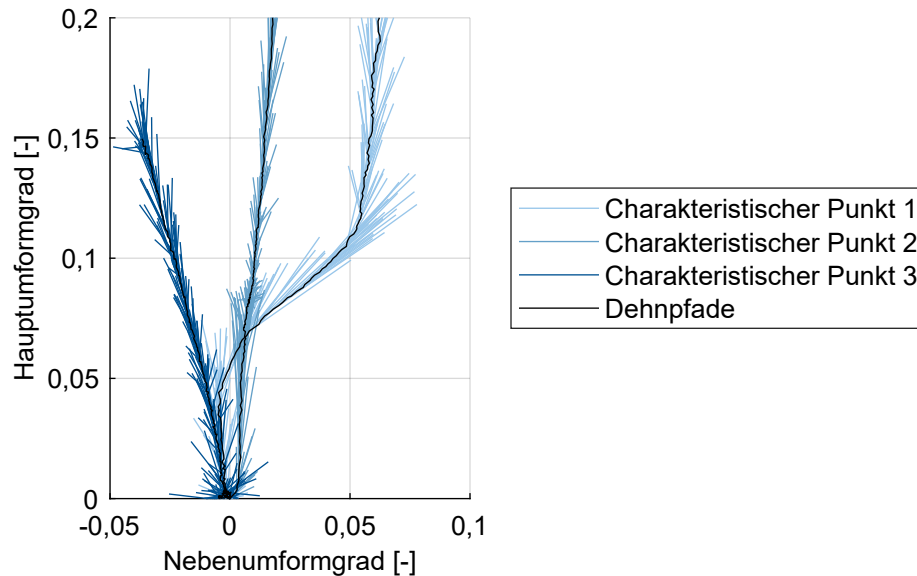


Abbildung 7.2: Experimentell ermittelte Dehnpfade der charakteristischen Punkte aus Abbildung 5.7a für die 110 mm Probe des Materials HC340LA (schwarz). Für jede ermittelte Stufe sind die Dehnraten als skalierte Dehnraten farblich visualisiert.

7.1.1 Vergleich der Stempelkräfte

Für den Vergleich der Stempelkräfte werden die Ref-Stempelkräfte für die Stempelhöhe, bei denen Inv-Daten vorliegen, durch lineare Interpolation ermittelt. Damit liegen für äquivalente Zustände jeweils skalare Werte vor, deren Unterschiede mittels eines Maßes quantifiziert werden können. Dazu wird das Hölder-Mittel, das auch als verallgemeinertes Mittel oder p -tes Mittel in der Literatur zu finden ist, verwendet (Bullen, 2003). In Gleichung 7.61 bezeichnet H das Hölder-Mittel, p den Grad des Mittels und F die Stempelkraft. Es werden k Stufen ausgewertet, die mit der Laufvariablen $i \in [1, \dots, k]$ durchlaufen werden. Für das Hölder-Mittel gilt allgemein, dass es bezüglich des Grades p monoton steigend ist. Für den Grenzwert $p \rightarrow -\infty$ ergibt sich das Minimum der Abweichungen, für den Grenzwert $p \rightarrow \infty$ das Maximum der Abweichungen.

gen. Der Grad p des Hölder-Mittels beeinflusst damit, wie stark große Unterschiede gewichtet werden. Abbildung 7.3 zeigt exemplarische Verläufe von Ref- und Inv-Stempelkräften über dem Stempelhub und deren absolute Abweichungen $H_p F_i$ sowie die zugehörigen Hölder-Mittel für $p = 1, 2, 3, 4$. Zur Verdeutlichung der Funktionsweise des Hölder-Mittels zeigt Abbildung 7.4 für das Beispiel in Abbildung 7.3 die Abhängigkeit vom Grad des Mittels p . In Abschnitt 8.1.2 wird der Einfluss der Hölder-Parameter auf das Ergebnis der Validierung gezeigt und untersucht. Daraus wird abgeleitet, dass in dieser Arbeit standardmäßig das Mittel mit $p = 2$ entsprechend Gleichung 7.62 verwendet wird, was dem quadratischen Mittel entspricht.

$$H_p F = \left(\frac{1}{k} \sum_{i=1}^k |i_F^{\text{Inv}} - i_F^{\text{Ref}}|^p \right)^{\frac{1}{p}} \quad (7.61)$$

$$H_2 F = \sqrt{\frac{1}{k} \sum_{i=1}^k (i_F^{\text{Inv}} - i_F^{\text{Ref}})^2} \quad (7.62)$$

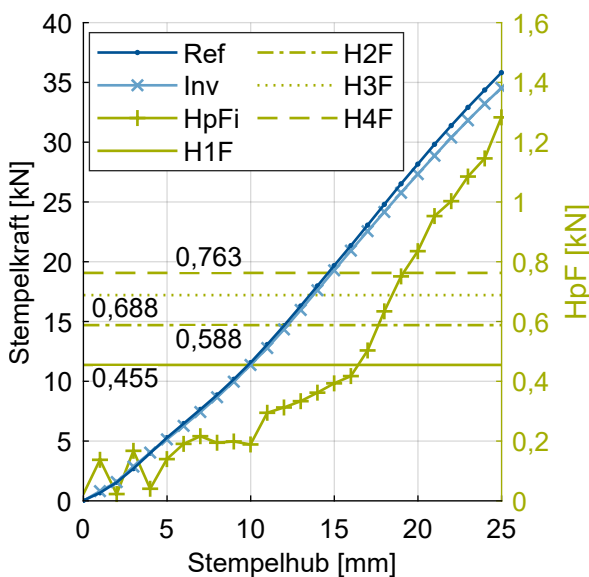


Abbildung 7.3: Exemplarische Stempelkraft-Stempelhub-Verläufe (Achse links) sowie deren stempelhubabhängige absolute Abweichung ($H_p F_i$) und resultierendes Hölder-Mittel für $p = 1, 2, 3, 4$ (Achse rechts).

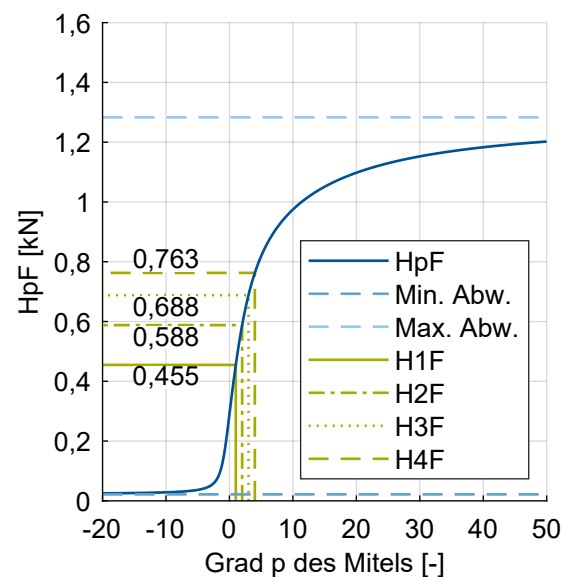


Abbildung 7.4: Hölder-Mittel für die absoluten Abweichungen in Abbildung 7.3 abhängig vom Grad p des Mittels.

7.1.2 Vollfeld-Vergleich der Dehnungen

Neben einer Stempelhubabhängigkeit weisen die detektierten Dehnungsdaten auch eine räumliche Auflösung auf. Um diese gesamte Information zu nutzen, wird ein Vollfeld-Vergleich umgesetzt. Dadurch wird vermieden, dass wichtige Informationen aufgrund von nicht geeigneter Datenreduktion nicht in Betracht gezogen werden. Andererseits muss sichergestellt werden, dass wichtige Information durch die Mittelung großer Datenmengen nicht verloren geht. Im speziellen Fall muss sichergestellt sein, dass Sensitivitäten verschiedener Parameter auch nach Mittelung hinreichend abgebildet werden.

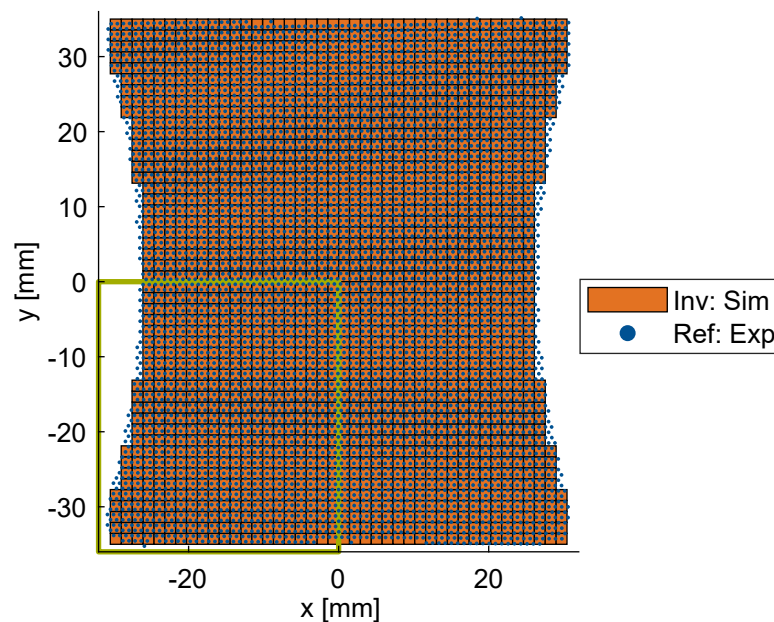


Abbildung 7.5: Ausrichtung der Koordinaten im sichtbaren Bereich (Abbildung 5.3) für experimentelle Referenz-Daten (Ref: Exp) und simulative Vergleichsdaten (Inv: Sim), wie sie bei der Validierung vorgenommen wird. Für Parameterstudien im Viertelmodell (Ref: Sim, Inv: Sim) ist es hinreichend, die Daten der Viertelmodelle zu vergleichen (grün umrandeter Bereich).

Erste wesentliche Anforderung bei einem Vollfeld-Vergleich ist, dass Daten, die verglichen werden sollen, äquivalenten Punkten entsprechen. Im Fall des Dehnungsfeldes ist dies gegeben, wenn äquivalente materielle Punkte über den gesamten Stempelhub verglichen werden. Dies wird sichergestellt, indem die Dehnungen der Inv-Daten an den Koordinaten, an denen die Ref-Dehnungen bekannt sind, berechnet werden. Aufgrund der in Abschnitt 5.3 beschriebenen Ausrichtung der experimentellen Daten liegen Ref- und Inv-Daten im gleichen Koordinatensystem vor. Abbildung 7.5 zeigt die Überlagerung am Beispiel experimenteller Ref-Daten und simulativer Inv-Daten, wie sie bei einer Validierung umgesetzt wird. Im Falle von Parameterstu-

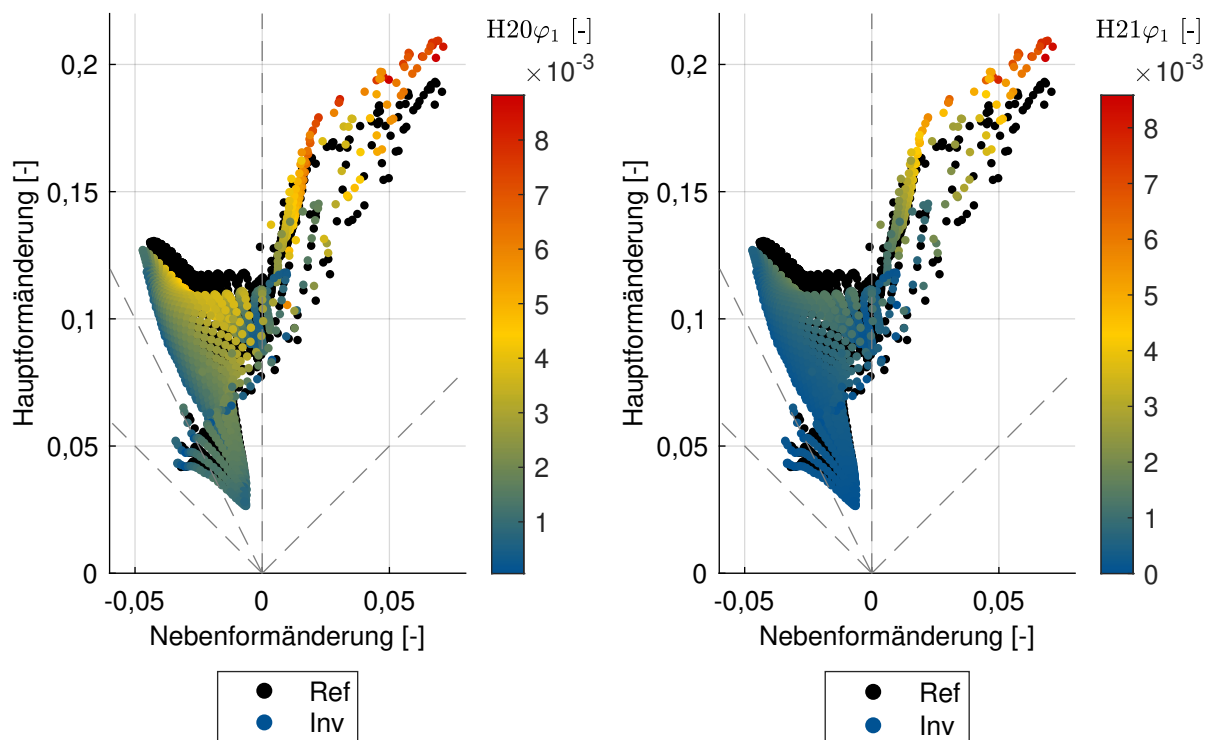
dien werden zwei simulative Datensätze verglichen (Ref: Sim, Inv: Sim), welche standardmäßig als Halb- oder Viertelmodell modelliert sind. Folglich ist es hierbei hinreichend, die Daten der Halb- oder Viertelmodelle zu vergleichen. Da für Inv-Daten stets FEM-Daten eingesetzt werden (vgl. Abbildung 7.1) und für jedes Element die Knotendaten bekannt sind (vgl. Abschnitt 6.2), kann das isoparametrische Konzept entsprechend Gleichung 2.56 eingesetzt werden, um an den Koordinaten der Ref-Daten entsprechende Dehnungen der Inv-Daten zu berechnen. Dazu werden in unverformtem Zustand (Abbildung 7.5) für jedes Inv-Element innerhalb oder auf dessen Kante liegende Ref-Knoten ermittelt. Für diese Knoten wird die Lage innerhalb der Elemente mithilfe der isoparametrischen Parameter ξ und η bestimmt. Die isoparametrischen Parameter werden lediglich in unverformtem Zustand ermittelt und bleiben über den gesamten Stempelhub konstant. Dadurch bleibt die Lage des Punktes innerhalb des Elements konstant, was den Vergleich gleicher materieller Punkte über den gesamten Stempelhub realisiert. Mit dem isoparametrischen Ansatz nach Gleichung 2.56 werden damit für alle Knoten der Ref-Daten für alle ermittelten Inv-Stempelhübe Haupt- und Nebenformänderungen ermittelt. Die Ref-Daten aller Knoten werden für die berechneten Inv-Stempelhübe linear interpoliert, wodurch die Ref- und Inv-Datensätze örtlich und zeitlich gleich aufgelöst sind und direkt unter Zuhilfenahme eines Maßes für den Unterschied verglichen werden können.

Im Falle der Dehnungen werden die absoluten Unterschiede durch das in Gleichung 7.63 gezeigte modifizierte Hölder-Mittel zu einem Skalar verrechnet. Neben den bereits in Gleichung 7.61 eingeführten Variablen stellt $j \in [1, \dots, n]$ die Laufvariable für alle untersuchten Ref-Knoten dar. Somit bildet die Summe über i die zeitliche, die Summe über j die örtliche Dimension ab. Die Variable φ_v bezeichnet die Vergleichsdehnung nach Gleichung 2.37. Der Faktor $\left[\frac{i,j}{\varphi_v^{Inv}} / \max(i, \varphi_v^{Inv}) \right]$ bildet eine Gewichtung der Dehnungsdaten. Dabei werden die Dehnungen für jeden Knoten mit dessen Vergleichsdehnung bezüglich der maximalen, in der gleichen Stufe auftretenden Vergleichsdehnung normiert. Dies resultiert darin, dass Bereiche höherer Verfestigung stärker gewichtet werden. In den Dehnverteilungen entspricht dies einer stärkeren Gewichtung äußerer Bereiche. Folglich werden die innen liegenden Bereiche, in denen eine Vielzahl von Punkten liegen, weniger stark gewichtet, was zur Folge hat, dass die charakteristische Form der Dehnverteilungen stärker berücksichtigt wird. Auch hinsichtlich der Validierung von Materialmodellen erscheint es sinnvoll, stark verfestigte Bereiche mehr zu gewichten, da sich, wie Abbildung 5.12a zeigt, im MUC-Test unterschiedliche Materialeigenschaften signifikant in der Charakteristik der Dehnverteilung widerspiegeln. Um diesen Gewichtungseffekt unterschiedlich stark einfließen lassen zu können, wird ein Exponent q für diese Gewichtung eingeführt. Der Einfluss der Parameter p und q auf die Validierungsergebnisse wird in Abschnitt 8.1.2 gezeigt. Diese Herangehensweise der Dehnungsgewichtung stellt eine Möglichkeit

im Vollfeld-Vergleich dar, für die Untersuchung wichtige Daten stärker zu gewichten, wodurch wesentliche Sensitivitäten verschiedener Parameter trotz Mittelung abgebildet werden und zudem keine fehleranfällige Datenreduktion notwendig ist. Standardmäßig wird in dieser Arbeit ein quadratischer Mittelwert mit einer einfachen Dehnungsgewichtung eingesetzt, woraus die Darstellung in Gleichung 7.64 resultiert.

$$H_{pq}\varphi_{1,2} = \left(\frac{1}{k n} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^n \left| \left(i_{i,j}^{\text{Inv}} \varphi_{1,2} - i_{i,j}^{\text{Ref}} \varphi_{1,2} \right) \left(\frac{i_{i,j}^{\text{Inv}} \varphi_v}{\max(i \varphi_v^{\text{Inv}})} \right)^{q|p} \right| \right)^{\frac{1}{p}} \quad (7.63)$$

$$H_{21}\varphi_{1,2} = \sqrt{\frac{1}{k n} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^n \left(\left(i_{i,j}^{\text{Inv}} \varphi_{1,2} - i_{i,j}^{\text{Ref}} \varphi_{1,2} \right) \frac{i_{i,j}^{\text{Inv}} \varphi_v}{\max(i \varphi_v^{\text{Inv}})} \right)^2} \quad (7.64)$$

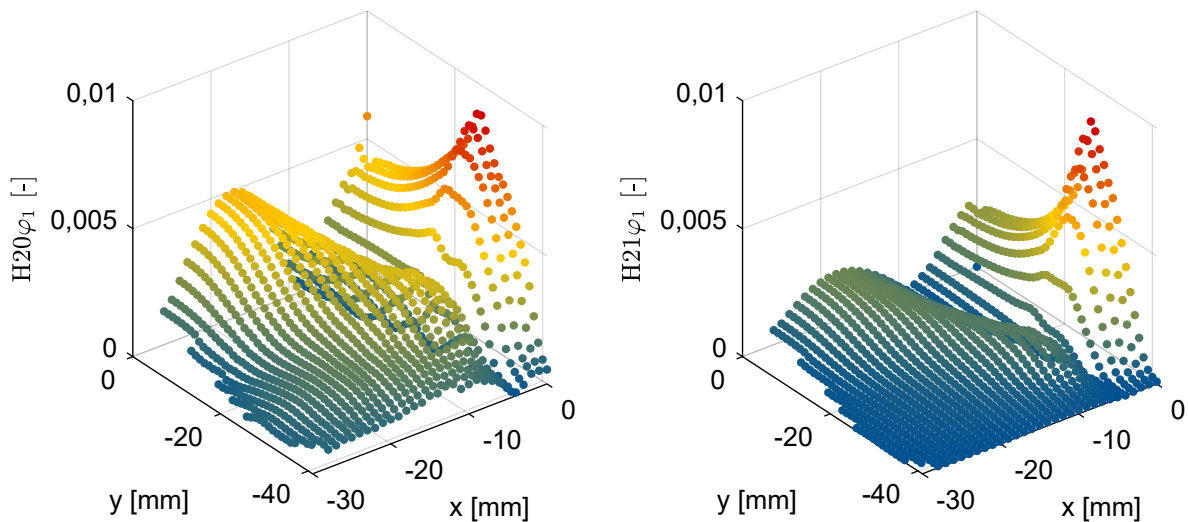


(a) Ohne Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.

(b) Gewichtet bezüglich der normierten Vergleichsdehnung mit Exponent $q = 1$.

Abbildung 7.6: Für jeden materiellen Punkt über den gesamten Stempelhub gemittelter Unterschied der Hauptformänderungen zweier Simulationen berechnet mit dem Hölder-Mittel vom Grad $p = 2$ gezeigt im Dehnungsraum mit Vergleich hinsichtlich der Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.

Wird in Gleichung 7.63 lediglich über die Laufvariable der Stufen i summiert, resultiert ein mittlerer Unterschied für jeden materiellen Punkt, der anhand der Dehnverteilungen (Abbildung 7.6) oder örtlich aufgelöst (Abbildung 7.7) visualisiert werden kann. Der Vergleich der Abweichungen in der Darstellung im Dehnungsraum in Abbildung 7.6 zeigt, dass die Gewichtung mit der normierten Vergleichsdehnung den gewünschten Effekt erzielt und außenliegende Bereiche der Dehnverteilung stärker gewichtet. Die örtlich aufgelöste Darstellung in Abbildung 7.7 verknüpft diese Information mit der Lage auf der Probengeometrie. Die Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung betont die Abweichungen im Bereich der Stempelcke und reduziert die Unterschiede im Zargenbereich.



(a) Ohne Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.

(b) Gewichtet bezüglich der normierten Vergleichsdehnung mit Exponent $q = 1$.

Abbildung 7.7: Für jeden materiellen Punkt über den gesamten Stempelhub gemittelter Unterschied der Hauptformänderungen zweier Simulationen berechnet mit dem Hölder-Mittel vom Grad $p = 2$ gezeigt in örtlicher Auflösung mit Vergleich hinsichtlich der Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.

Alternativ kann die Summierung in Gleichung 7.63 nur über die Laufvariable j aller materiellen Punkte erfolgen, woraus ein mittlerer Unterschied für jeden ermittelten Zwischenzustand resultiert. Abbildung 7.8 zeigt diesen Verlauf exemplarisch für zwei Simulationen für ein Hölder-Mittel von Grad $p = 2$ ohne Gewichtung hinsichtlich der normierten Vergleichsdehnung ($q = 0$) im Vergleich zu einer einfachen Gewichtung ($q = 1$) und die daraus resultierenden Gesamtabweichungen. Diese Darstellung erlaubt eine Einschätzung der stempelhubabhängigen Unterschiede, die als Maß für die Güte der Verfestigungsmodellierung herangezogen werden kann.

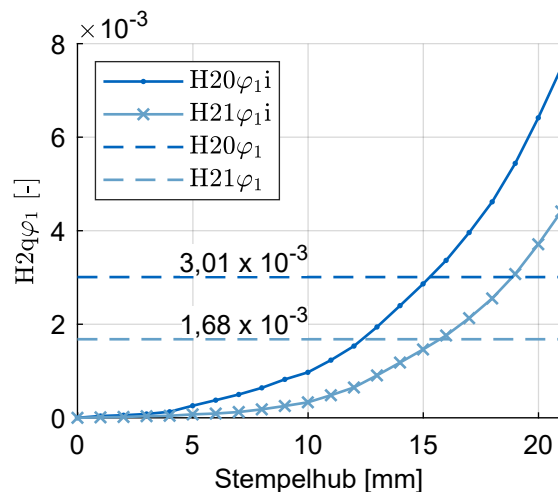


Abbildung 7.8: Für jede Stufe über alle materiellen Punkte gemittelter Unterschied der Hauptformänderungen zweier Simulationen berechnet mit dem Hölder-Mittel vom Grad $p = 2$ mit Vergleich hinsichtlich der Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.

7.1.3 Berechnung eines Gesamtunterschieds

Unter Verwendung der in den vorhergehenden Abschnitten gezeigten Validierungsstrategie resultieren jeweils skalare Werte für den Unterschied in den Stempelkräften (Gleichung 7.61) sowie den Haupt- und Nebenformänderungen (Gleichung 7.63). Über einen Gewichtungsansatz entsprechend Gleichung 7.65 kann daraus ein einzelner skalarer Wert berechnet werden, der als Maß für den Gesamtunterschied zwischen Ref- und Inv-Daten herangezogen werden kann. Dazu ist eine Skalierung notwendig, um die unterschiedlichen Größenordnungen der Größen zu normieren. Zu diesem Zweck werden Skalierungsfaktoren s eingeführt, die auf Basis der Materialmodellparameterstudien in Abschnitt 7.2.5 entsprechend Gleichung 7.67 definiert werden. Die Gewichtungen w , deren Summe nach Gleichung 7.66 eins ergeben muss, können dabei entsprechend spezieller Anforderungen angepasst werden. Liegt der Fokus numerischer Untersuchungen beispielsweise auf einer möglichst genauen Abbildung der Dehnungen, so kann dies in der Validierungsstrategie über eine entsprechend stärkere Gewichtung der Dehnungen über $w\varphi_1$ und $w\varphi_2$ erreicht werden. Standardmäßig werden Gewichtungsfaktoren von $w\varphi_1 = w\varphi_2 = wF = 1/3$ verwendet, was einer gleich starken Gewichtung von Haupt-, Nebenformänderung und Stempelkraft entspricht.

$$H_{pq} = w\varphi_1 s\varphi_1 H_{pq\varphi_1} + w\varphi_2 s\varphi_2 H_{pq\varphi_2} + wF sF H_{pqF} \quad (7.65)$$

$$w\varphi_1 + w\varphi_2 + wF \stackrel{!}{=} 1 \quad (7.66)$$

7.2 Sensitivitätsanalysen

Die in Kapitel 7.1 vorgestellte Vorgehensweise zum Datenvergleich erlaubt es, experimentelle und simulative Daten miteinander zu vergleichen und deren Unterschiede mithilfe eines Maßes zu quantifizieren. Dieses Instrument wird nun eingesetzt, um Sensitivitäten unterschiedlicher Parameter zu untersuchen. Nach der Verifizierung der Auswertesoftware werden die Einflüsse auf das Ergebnis des Umformprozesses entsprechend Tabelle 2.4 systematisch untersucht. Diese Parameterstudien werden rein numerisch umgesetzt, da in diesem Fall Parameter isoliert geändert und deren Einflüsse konkret untersucht werden können. Anfangs werden die numerischen Parameter der digitalen Abbildungen auf deren Sensitivität bezüglich der Stempelkraft und der Dehnungen im MUC-Test untersucht, wodurch die Wahl der Simulationsparameter verifiziert wird. Darauf folgend werden die Einflüsse geometrischer Änderungen der Prüfbleche sowie die Sensitivitäten verschiedener Prozessparameter untersucht. Abschließend werden die Materialmodellparameter des Vegter-Modells (vgl. Abbildung 2.5) systematisch geändert und die Auswirkung auf das Simulationsergebnis ermittelt. Neben einem umfassenden Verständnis des MUC-Tests ist das Ziel dieser Parameterstudien, die Einflüsse aus numerischen Parametern, Geometrie und Prozessparametern von den Einflüssen des Materialmodells zu trennen, um eine explizite Validierung des Materialmodells zu ermöglichen.

Für die Materialbeschreibung wird das in Tabelle E.11 gezeigte, auf BBC mit $M = 6$ basierende, Vegter-Modell eingesetzt. Untersucht werden die Probengeometrien mit den Breiten 70 mm, 110 mm und 230 mm, jeweils mit Walzrichtung in 0° . Sofern nicht explizit erwähnt, werden für die numerische Abbildung die Parameter aus Abschnitt 6.1 verwendet.

7.2.1 Verifizierung des Auswerteprogramms

Die Verifizierung des Auswertetools erfolgt durch den Vergleich einer Simulation mit sich selbst (Ref: Sim, Inv: Sim). Abbildung 7.9 zeigt, dass die Unterschiede, die sich für die Dehnungen ergeben in der vernachlässigbaren Größenordnung von 10^{-20} liegen. Im Fall der Stempelkräfte resultiert ein Fehler von Null. Anhand dieser Untersuchung kann die erstellte Datenvergleichssoftware als verifiziert angesehen werden.

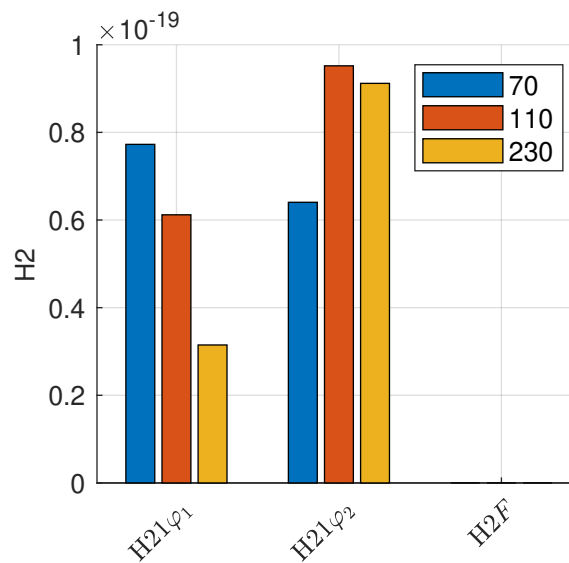


Abbildung 7.9: Mittlere Abweichungen in Haupt-, Nebenformänderung und Stempelkraft für die drei untersuchten Probengeometrien der Breiten 70 mm, 110 mm und 230 mm resultierend aus dem Datenvergleich bei Verwendung derselben Simulation als Ref- und Inv-Daten.

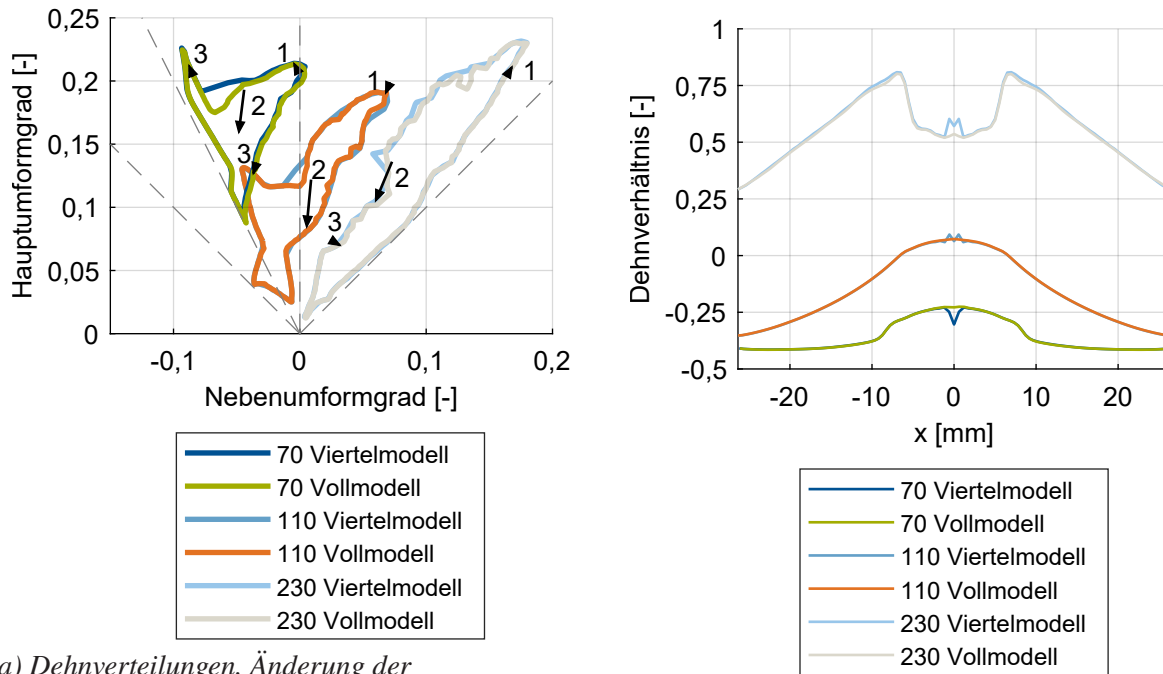
7.2.2 Numerische Parameter

Im nächsten Schritt wird die Robustheit der digitalen Abbildung hinsichtlich numerischer Parameter untersucht. In der FEM gibt es unterschiedliche Ansätze, welche die Rechenzeit reduzieren, was im Allgemeinen mit einem Kompromiss bezüglich der Modellgenauigkeit einhergeht. Folglich wird in diesem Abschnitt eine vergleichsweise fein aufgelöste Referenz-Simulation eingesetzt, die nach entsprechenden Untersuchungen sukzessive angepasst wird. Für die Referenzsimulation wird eine Netzgröße von 0,5 mm bei neun Integrationspunkten über die Blechdicke für die Platinen verwendet. Massenskalierung wird dabei nicht eingesetzt.

Geometrische Modellreduktion

Abbildung 7.10a zeigt die Umhüllenden der Dehnverteilungen für die untersuchten Probengeometrien resultierend aus Viertel- und Vollmodellen des MUC-Tests. Die Charakteristika der Dehnverteilungen sind im wesentlichen deckungsgleich. Die größten Unterschiede zeigen sich für den Stempelmittelpunkt, an dem im Falle des Viertelmodells die beiden Symmetrierandbedingungen zusammenlaufen. Die in Abbildung 7.10b gezeigten Dehnverhältnisse entlang des Schnittes in x-Richtung zeigen, dass diese Artefakte lediglich im Bereich des Stempelmittelpunkts auftreten. Bei Verwendung eines Viertelmodells kann im Vergleich zum Vollmodell die

Rechenzeit um den Faktor 4,5 reduziert werden. Die als gering zu klassifizierenden Abweichungen in den Dehnungen sind in Anbetracht der Rechenzeiterparnis akzeptabel. Für den Vergleich zwischen Halb- und Vollmodell zeigen sich nochmals geringere Abweichungen in den charakteristischen Punkten.



(a) Dehnverteilungen. Änderung der charakteristischen Punkte von Voll- zu Viertelmodell sind mit Pfeilen gekennzeichnet.

(b) Dehnverhältnisse entlang des Schnittes in x-Richtung.

Abbildung 7.10: Vergleich zwischen Viertel- und Vollmodell.

Netzgröße

Um den Einfluss der Vernetzung auf die Ergebnisse des MUC-Tests zu untersuchen, wurden Simulationen mit Netzgrößen von 0,5 mm, 1,0 mm, 1,45 mm, 2,0 mm sowie 3,0 mm durchgeführt. Davon ausgewählte resultierende Dehnverteilungen sind in Abbildung 7.11 gezeigt. Für die 70 mm Probe zeigt der Vergleich, dass mithilfe einer Netzgröße von 0,5 mm die Stempelecken detaillierter aufgelöst werden als mit einer Netzgröße von 1,0 mm, was zu kleineren Unterschieden in der Dehnverteilung führt. Für Netzgrößen größer als 1,0 mm resultiert eine deutliche Verschiebung der Dehnverteilungen, wodurch deren Ergebnisse nicht mehr als repräsentativ angesehen werden können. Im Falle der 110 mm Probe sind geringe Unterschiede erkennbar, für die 230 mm Probe verringert sich die Ausdehnung der Dehnverteilung mit zunehmender Netzgröße. Der Einsatz einer Netzgröße von 1,0 mm reduziert die Rechenzeit im Vergleich zu der Referenzgröße von 0,5 mm um den Faktor 10. Aufgrund der gezeigten Untersuchungen

erscheint eine Netzgröße von 1,0 mm als akzeptabler Kompromiss zwischen Rechenzeit und Genauigkeit und wird für weitere Untersuchungen eingesetzt.

Wie in Abschnitt 5.2 erläutert, wird im Experiment eine Referenzdehnlänge (RDL) von 1,45 mm verwendet. Damit unterscheiden sich die Dehnreferenzlängen in Experiment und digitalem Abbild. Daher muss sichergestellt werden, dass die resultierenden Dehnverteilungen dennoch aussagekräftig miteinander verglichen werden können. Dazu sind in Abbildung 7.12 experimentell generierte Dehnverteilungen, ausgewertet für Dehnreferenzlängen von 1,0 mm und 1,45 mm, visualisiert. Es zeigt sich, dass die Änderung der RDL lediglich Einfluss auf die Anzahl der Punkte, jedoch nicht auf die Charakteristik der Dehnverteilungen hat. Zudem nimmt die Streuung der Punkte mit zunehmender RDL ab. Daraus kann geschlossen werden, dass ein Vergleich zwischen numerischen Daten bei einer Netzgröße von 1,0 mm und experimentellen Daten bei einer RDL von 1,45 mm zulässig ist.

Neben einer konstanten Netzgröße ist die Verwendung eines Netzes mit variabler, bedarfsrechter Elementgröße denkbar, was zu einer Reduzierung der Rechenzeit führen könnte. Eine entsprechende Netzanpassung wird in dieser Arbeit nicht untersucht, da durch die Wahl eines homogenen Netzes, ähnlich wie im Experiment, die örtliche Auflösung der simulativen Daten gleichförmig verteilt ist und eine konstante Referenzdehnlänge verwendet wird.

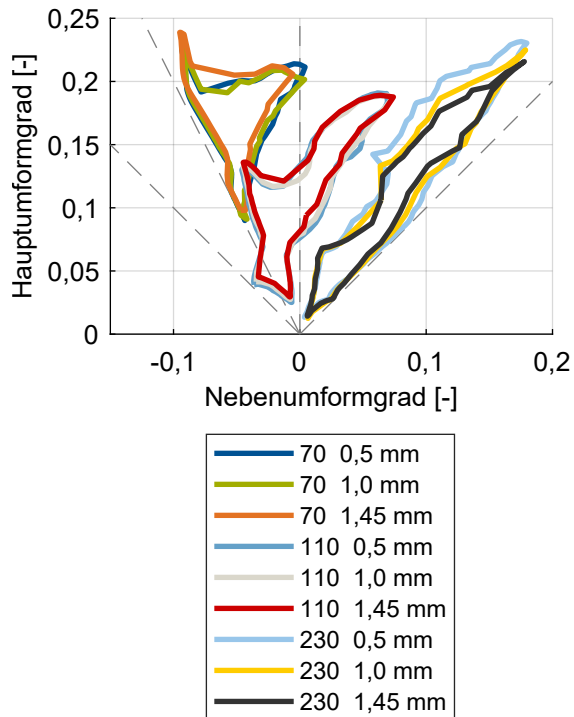


Abbildung 7.11: Umhüllende der Dehnverteilungen für Netzgrößen von 0,5 mm, 1,0 mm und 1,45 mm.

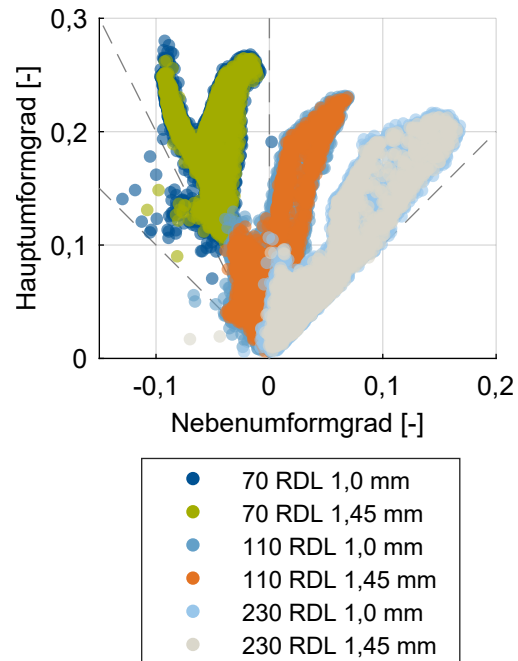


Abbildung 7.12: Experimentelle Dehnverteilungen für Referenzdehnlängen (RDL) von 1,0 mm und 1,45 mm.

Zeit- und Massenskalierung

Die Zeitskalierung ist eine wesentliche Methode zur Reduzierung der Simulationsdauer. Folglich wurden Simulationen mit unterschiedlichen Stempelgeschwindigkeiten (v_S) durchgeführt. Die Dehnratensensitivitäten wurden entsprechend der erhöhten Werkzeuggeschwindigkeiten skaliert. Die resultierenden Dehnverteilungen in Abbildung 7.13 zeigen keine signifikante Abhängigkeit von der Werkzeuggeschwindigkeit, weshalb standardmäßig eine simulative Stempelgeschwindigkeit von 2500 mm/s verwendet wird.

Neben der Zeitskalierung bietet die Massenskalierung Potenzial für eine Reduzierung der Simulationszeit. Dabei wird für die Simulation ein minimaler Zeitschritt vorgegeben. Entsprechend des Courant-Kriteriums ist der maximal mögliche Zeitschritt für eine stabile numerische Berechnung von der Größe des kleinsten Elements abhängig (Courant et al., 1928; DYNAMore, 2022). Folglich kann Massenskalierung insbesondere bei inhomogener Vernetzung gewinnbringend eingesetzt werden, bei der einzelne Elemente den maximal möglichen Zeitschritt limitieren. Da in dieser Arbeit die Probengeometrien mit einem homogenen Netz von 1,0 mm Kantenlänge

modelliert sind, bietet eine Massenskalierung nicht das eigentliche Potenzial, weshalb für die numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit auf eine Massenskalierung durch Vorgabe eines minimalen Zeitschritts verzichtet wird.

Elementformulierung

Abbildung 7.14 zeigt simulative Untersuchungen des MUC-Tests mit unterschiedlichen Elementtypen bei gleicher Netzgröße. Neben dem standardmäßig eingesetzten vollintegrierten Schalenelement (LS-DYNA: Elementtyp 16) wird der äquivalente Elementtyp mit reduzierter Integration (LS-DYNA: Elementtyp 2) simuliert. Entsprechende Ergebnisse in Abbildung 7.14 zeigen, dass die numerische Abbildung in bestehender Modellierung eines vollintegrierten Elements bedarf. Locking-Probleme, die bei Einsatz vollintegrierter Elemente auftreten können, zeigen sich bei der verwendeten Vernetzung nicht. Somit kann der Vorteil der höheren lokalen Auflösung des vollintegrierten Elements bei gleicher Netzgröße genutzt werden.

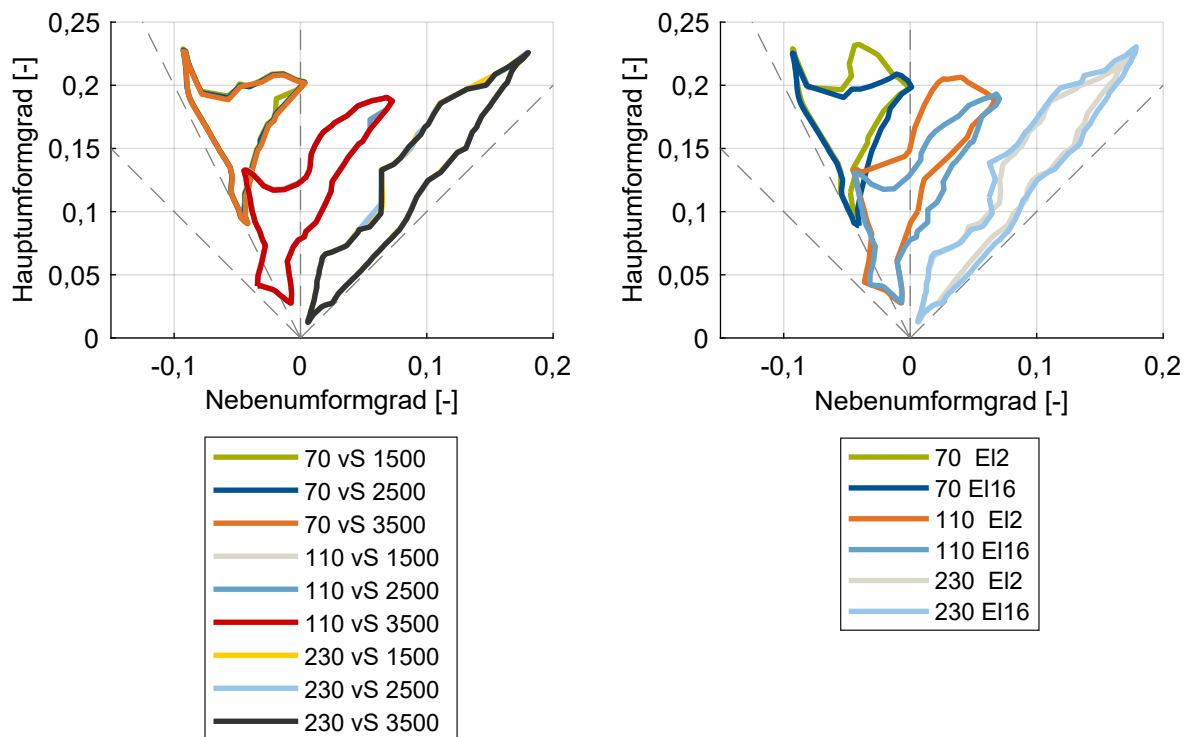


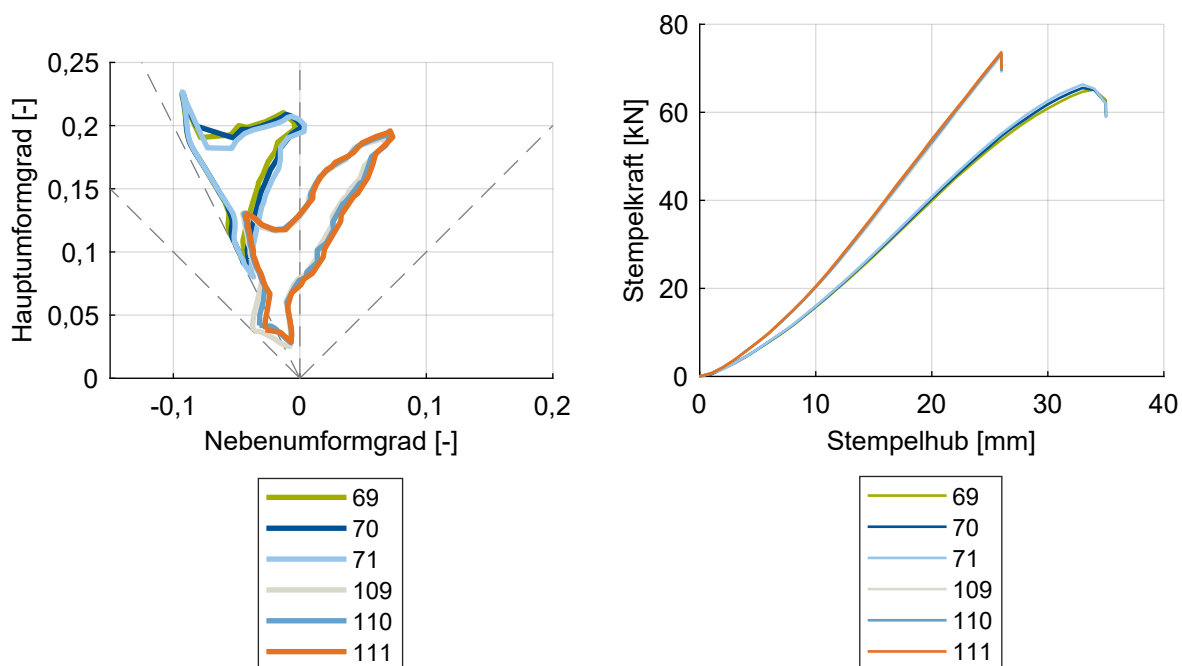
Abbildung 7.13: Dehnverteilungen für verschiedene Stempelgeschwindigkeiten (vS).

Abbildung 7.14: Dehnverteilungen für verschiedene Elementtypen.

Weitere numerische Parameter

Neben den gezeigten Sensitivitätsanalysen wurden weitere numerische Parameter untersucht, die hier nicht in entsprechender Tiefe gezeigt werden. Für die Kontaktbedingungen wurden unterschiedliche Formulierungen untersucht, wodurch die Robustheit der verwendeten Modellierung nachgewiesen werden konnte (Abbildung E.1). Der FEM-Löser mit einfacher Genauigkeit (single precision) benötigt im Vergleich zum Löser mit doppelter Genauigkeit (double precision) vergleichbare Rechenzeit, weshalb die höhere Genauigkeit der Berechnung standardmäßig eingesetzt wird. Für die Anzahl der Integrationspunkte konnte die Anzahl ohne Genauigkeitseinbußen auf fünf reduziert werden (Abbildung E.2).

7.2.3 Geometrieparameter



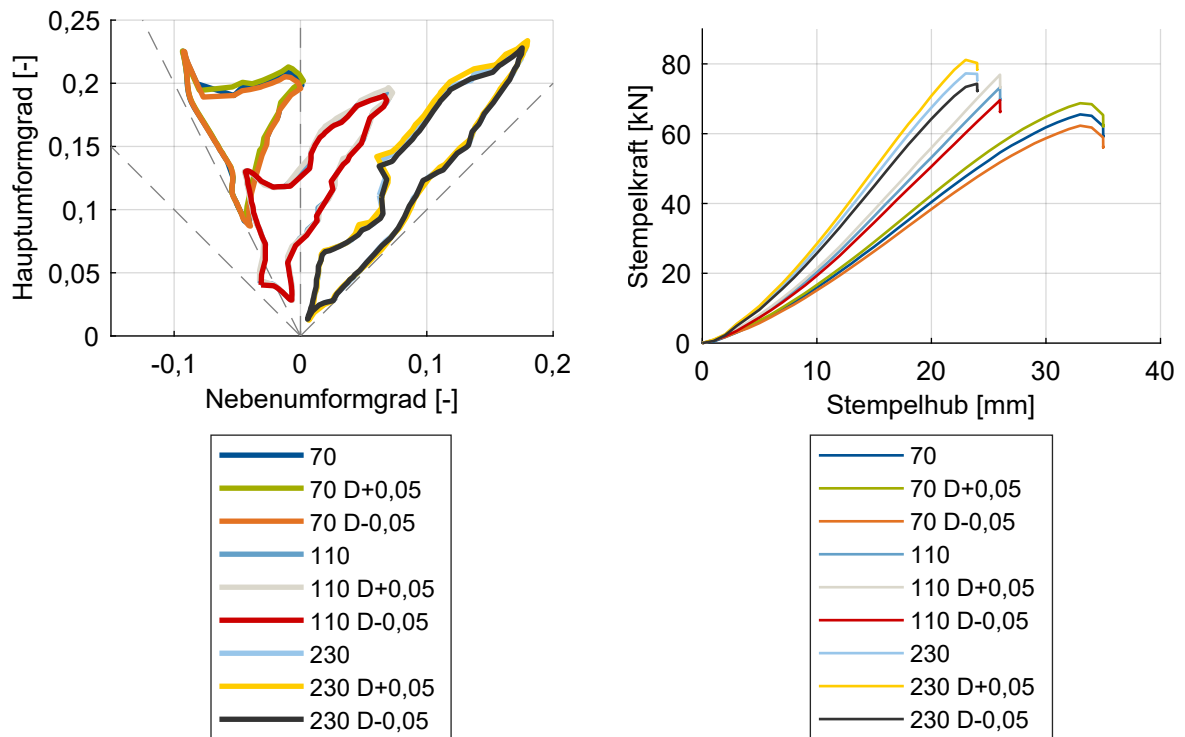
(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkraftverläufe.

Abbildung 7.15: Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe bei variierender Probenbreite.

Die Einflüsse der Geometrie auf die Ergebnisse des MUC-Tests werden ausschließlich anhand der Probengeometrien untersucht. Geometrieänderungen des Werkzeugs werden nicht untersucht, da das Werkzeug ohne Nacharbeit auf Basis von CAD-Daten gefertigt wurde, wodurch Unsicherheiten der Werkzeuggeometrie ausgeschlossen werden können. Die Abbildungen 7.15a

und 7.15b zeigen den Einfluss der Probenbreite auf die Dehnverteilungen sowie die Stempelkraftverläufe für die 70 mm und 110 mm Proben, der für die untersuchte Parametervariierung von ± 1 mm als gering anzusehen ist. Die 230 mm Probe wird hier nicht untersucht, da diese als Vollprobe umlaufend durch die Sperrsicke geklemmt ist und demnach nicht auf eine Breitenänderung sensitiv ist. Im Fall einer Variierung der Blechdicke um $\pm 0,05$ mm zeigt sich für die Dehnverteilungen in Abbildung 7.16a keine deutliche Abhängigkeit, wohingegen die Stempelkraftverläufe in Abbildung 7.16b eine deutliche Abhängigkeit zeigen. Die Sensitivitätsanalyse der Geometrieparameter zeigt, dass die Probengeometrien für reproduzierbare Ergebnisse möglichst auf die vorgegebene Breite zugeschnitten werden müssen. Wichtig ist zudem, dass die Geometriemerkmale vor jedem Experiment ermittelt werden, wodurch Einflüsse der Probengeometrie auf die Ergebnisse des MUC-Tests ausgeschlossen werden können.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkraftverläufe.

Abbildung 7.16: Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe bei variierender Blechdicke.

7.2.4 Prozessparameter

Weitere wesentliche Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess sind unter dem Begriff Prozessparameter zusammengefasst (vgl. Tabelle 2.4). Der Einfluss der Prozesstemperatur wird hier

vernachlässigt, da es sich bei dem Prozess um Kaltumformung handelt. Den wichtigsten Einflussfaktor bildet die Reibung zwischen Prüfblech und den Werkzeugaktivflächen. In dieser Arbeit werden die Kontakte zwischen Prüfblech mit Matrize und Blechhalter gleichwertig behandelt, da für beide Kontaktpaarungen keine Schmierung eingesetzt wird. Mit der Verwendung der Coulomb'schen Reibung resultiert dies in der jeweils gleichen Reibzahl. Für den Stempelkontakt wird ein Schmierkonzept umgesetzt, weshalb dieser Kontakt separat behandelt wird. Neben der Reibung wird der Einfluss der Blechhalterkraft und der Stempelgeschwindigkeit aufgezeigt.

Blechhalter- und Matrizenreibung

Abbildung 7.17 zeigt den Einfluss der Coulomb'schen Reibzahl der Kontakte zwischen Prüfblech mit Blechhalter und Matrize (f_{BM}) auf die Dehnverteilungen im MUC-Test. Insbesondere die 70 mm Probe reagiert sensitiv auf entsprechende Änderungen in Form einer Verschiebung hin zu größeren Haupt- und Nebenformänderungen mit steigender Reibzahl. Je größer die Reibzahl, desto größer sind die tangentialen Kräfte, die zwischen Blechhalter und Matrize auf das Blech wirken, was in einer reduzierten Umformung in diesem Bereich resultiert. Folglich müssen für größere Reibzahlen bei gleichem Stempelhub höhere Umformgrade im Bereich, der nicht mit Blechhalter und Matrize in Kontakt ist, auftreten, was zu dem beschriebenen Verschiebungseffekt der Dehnverteilungen im sichtbaren Bereich führt. Mit zunehmender Probenbreite nimmt die potenzielle Relativbewegung zwischen dem Blech und Blechhalter beziehungsweise Matrize ab, sodass diese Probengeometrien weniger empfindlich auf Reibung reagieren. Eine auf diesen Ergebnissen basierende Kalibrierung der Reibung zwischen Prüfblech und Blechhalter und Matrize ist in Abschnitt 7.3.1 gezeigt.

Stempelreibung

Für den Einfluss der Stempelreibung auf die Ergebnisse des MUC-Tests wurden in Abschnitt 5.4.4 experimentelle Untersuchungen gezeigt. Diese zeigen, dass das gewählte Schmierkonzept aus zwei Lagen Tiefziehfolie und Lanolin die Reibungseinflüsse deutlich besser als eine Ölschmierung reduziert. Basierend darauf wurde für die Stempelreibung (f_S) ein Parameterbereich der Coulomb'schen Reibzahl von $f_S = 0 \dots 0,020$ gewählt. Abbildung 7.18 zeigt die Auswirkung der Parametervariation auf die Dehnverteilungen des MUC-Tests mit dem Ergebnis, dass die Dehnverteilungen im gewählten Parameterbereich keine starke Abhängigkeit aufweisen. Eine Möglichkeit zur Kalibrierung der Stempelreibung ist in Abschnitt 7.3.2 gezeigt.

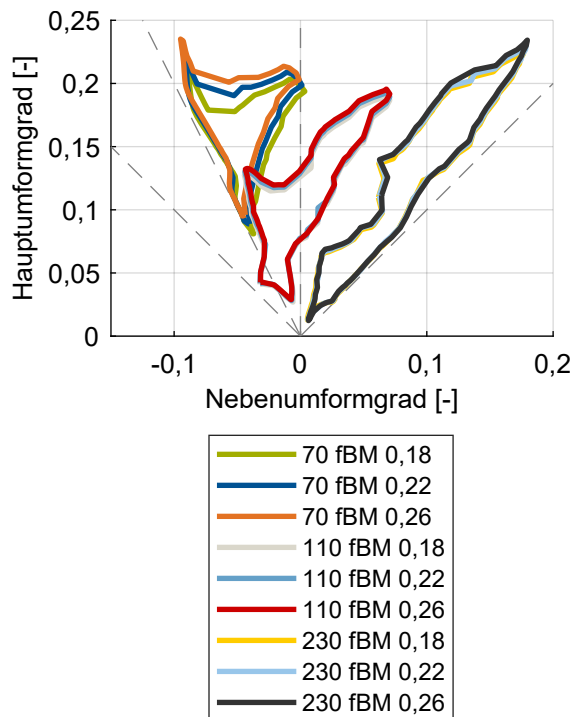


Abbildung 7.17: Dehnverteilungen für variierende Coulomb'sche Reibzahlen für Blechhalter- und Matrizenkontakte des Prüfblechs (fBM).

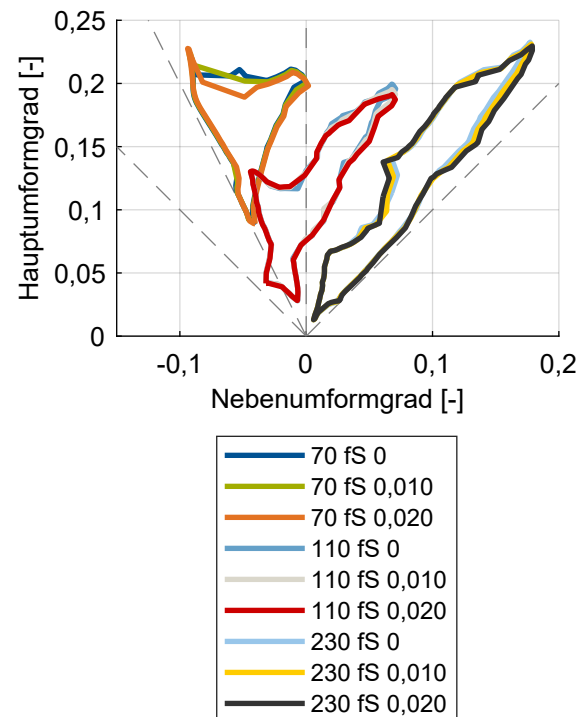


Abbildung 7.18: Dehnverteilungen für variierende Coulomb'sche Reibzahlen für Stempelkontakt des Prüfblechs (fS).

Blechhalterkraft

Die Änderung der Blechhalterkraft um $\pm 10\%$ bezüglich des Referenzwerts von $F_{BM} = 400\text{ kN}$ zeigt, wie in Abbildung 7.19 ersichtlich, keine wesentlichen Auswirkungen auf die Dehnverteilungen im MUC-Test. Für stärkere Änderungen der Blechhalterkräfte zeigt sich ein ähnlicher Effekt wie durch die Blechhalter- und Matrizenreibung (Abbildung 7.17), was auch hier auf die reduzierte Umformung im Bereich zwischen Blechhalter und Matrize mit steigender Blechhalterkraft zurückzuführen ist. Da es sich bei der Blechhalterkraft um einen Einstellparameter der Maschine handelt, ist mit einer Schwankung von $\pm 10\%$ der Unsicherheitsbereich mehr als abgedeckt. Da für diesen Bereich keine deutliche Abhängigkeit auftritt, kann der Einfluss der Blechhalterkraft vernachlässigt werden.

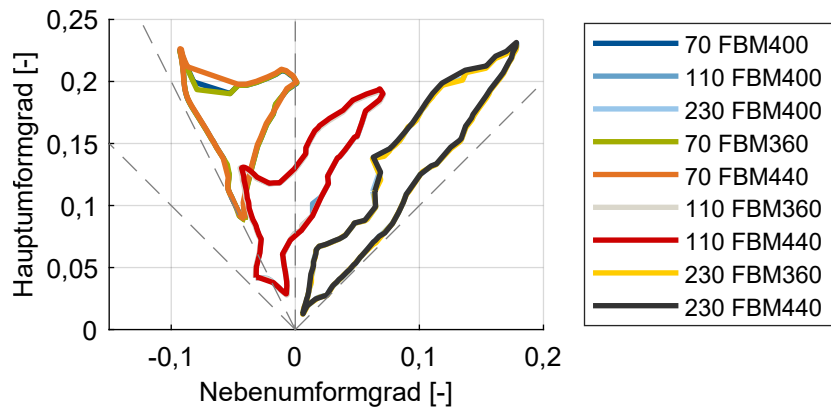
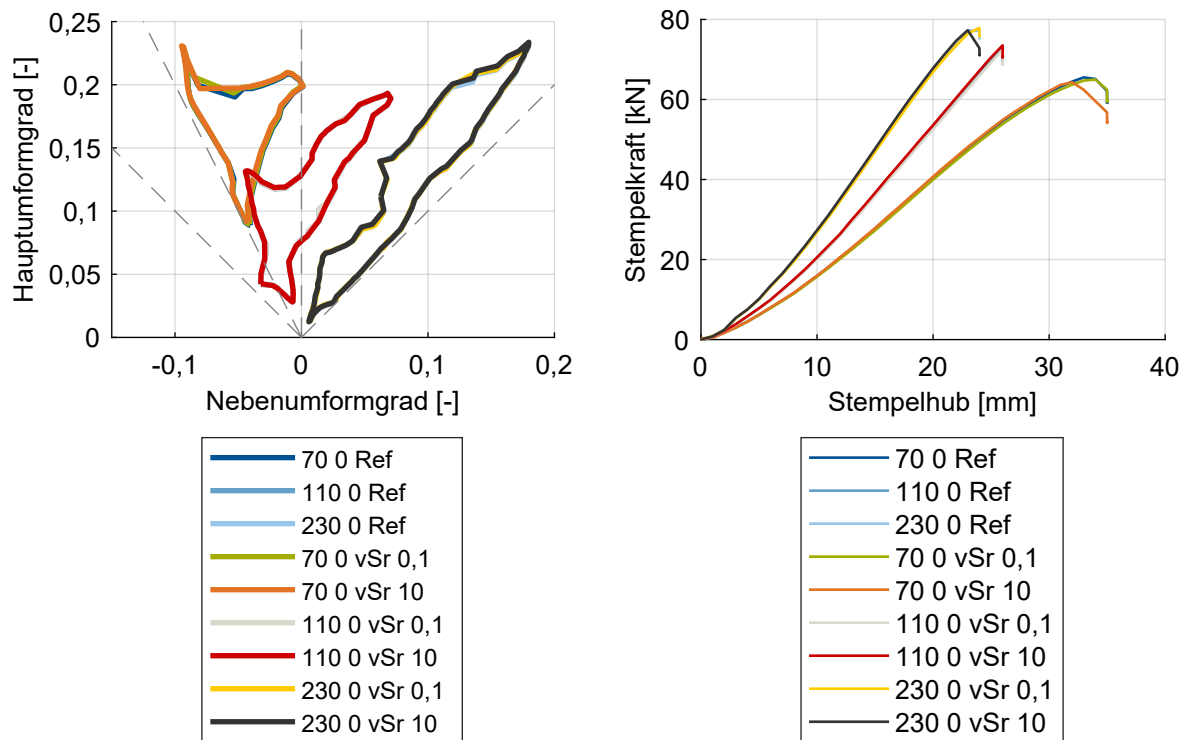


Abbildung 7.19: Dehnverteilungen für variierende Blechhalterkräfte (FBM).

Stempelgeschwindigkeit

Als die Prozessparameter abschließende Größe wird die reale Stempelgeschwindigkeit untersucht. Die Abbildungen 7.20a und 7.20b zeigen, dass dieser Parameter keinen großen Einfluss aufweist. Dieser Parameter ist in bestehender Modellierung kein reiner Prozessparameter, da die Effekte über die Dehnratensensitivität der Fließkurve abgebildet werden. Da für das verwendete Referenzmaterial die Dehnratensensitivität mit einem m -Wert von $m = 0,0052$ modelliert ist, können diese Ergebnisse zumindest für dieses Material als repräsentativ angesehen werden. Für andere Materialien ist ein deutlicher Einfluss lediglich für eine wesentlich stärker ausgeprägte Dehnratensensitivität zu erwarten. Entsprechende Untersuchungen der Materialmodellparametersensitivitäten werden in folgendem Abschnitt behandelt.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung 7.20: Sensitivitäten der 0° Proben für variierende reale Stempelgeschwindigkeiten.

7.2.5 Materialmodellparameter

Nach der Untersuchung der Einflussfaktoren Geometrie, Prozess und Numerik verbleibt entsprechend Tabelle 2.4 nun die Kategorie der Materialmodellparameter für die Sensitivitätsanalyse. Diese Untersuchungen bilden einen wesentlichen Schritt hinsichtlich des Verständnisses des MUC-Tests und damit für die Validierungsstrategie. Zum einen wird die Referenzfließkurve durch Änderung ihrer absoluten Lage ($\sigma_y \pm 25$ MPa), durch Änderung der Steigung (σ_y flacher, σ_y steiler) sowie durch Änderung der Dehnratenabhängigkeit (m) modifiziert. Zum anderen werden die Fließortparameter (FSH0, FUN0, RUN0, FPS10, ALPS0, FBI, RBI0, vgl. Abbildung 2.5) systematisch variiert. Wie in Folgendem erläutert, wird die Variation der Parameter so gewählt, dass sich das Ausmaß der Fließortänderungen jeweils entspricht. Dies erlaubt sowohl einen qualitativen als auch einen quantitativen Vergleich der Einflüsse der Modellparameter auf das numerische Ergebnis. Die absoluten Werte der Parameteränderungen werden dafür durch eine Änderung der normierten Spannungswerte um 0,03 bestimmt. Wie in Abbildung 7.21 erkennbar, führt dies zu einer deutlichen, aber moderaten Änderung des Fließorts.

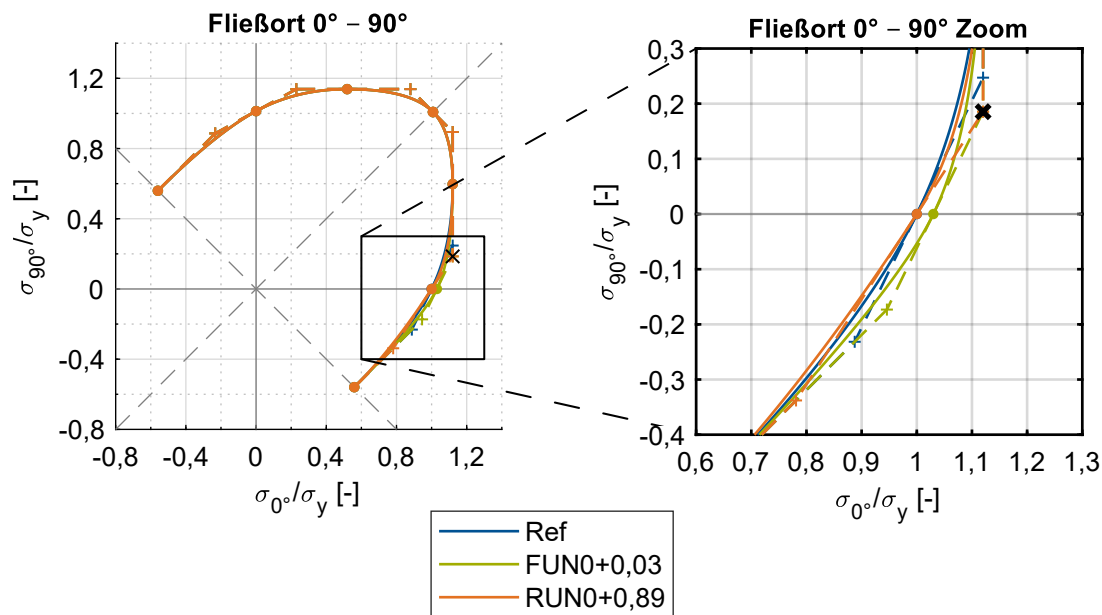


Abbildung 7.21: Fließorte in der Ebene $0^\circ-90^\circ$ für die Parametervariationen $FUN0+0,03$ und $RUN0+0,89$ im Vergleich zur Referenz (Ref). Der Ausschnitt im rechten Teil der Abbildung zeigt die Strategie zur Festlegung weiterer Parametervariationen. Der Parameter $RUN0$ wird so verändert, dass derselbe Angelpunkt wie bei der grundlegenden Parametervariation $FUN0+0,03$ verwendet wird (mit einem schwarzen Kreuz markiert).

Die Vergleichbarkeit der Parametervariationen wird dadurch erreicht, dass die Änderung verschiedener Parameter immer zu den gleichen Änderungen in den Angelpunkten führt. Das Verfahren wird am Beispiel des Parameters $RUN0$ und der Änderung von $FUN0+0,03$ erläutert. Durch die angegebene Änderung des Parameters $FUN0$ um $+0,03$ ergeben sich zwei veränderte Angelpunkte, die beide näher an den einachsigen Zugpunkt heranrücken, vgl. Abbildung 7.21. Der Parameter $RUN0$ beeinflusst die Tangente am einachsigen Zugpunkt $FUN0$. Mit einer Änderung des Parameters $RUN0$ bewegt sich also ein Angelpunkt näher an den einachsigen Zugpunkt, der andere Angelpunkt in die entgegengesetzte Richtung. Der Parameter $RUN0$ wird nun so verändert, dass der Angelpunkt, der im Bereich zwischen einachsiger und biaxialer Spannung liegt, die gleichen Koordinaten hat wie bei der Veränderung des Parameters $FUN0$ um $+0,03$. Dies resultiert in einer Änderung von $+0,89$ für $RUN0$. Alle weiteren Parameteränderungen werden entsprechend abgeleitet. Bei der Änderung des Parameters $ALPS0$ ändern sich die Angelpunkte nicht. In diesem Fall wird der Parameter auf die Werte 0,2 und 0,8 festgelegt. In der Fließkurve ergibt der im Fließort verwendete Spannungsfaktor von 0,03 bei Gleichmaßdehnung einen Wert von etwa 25 MPa, der als Absolutwert für die Fließkurvenverschiebung verwendet wird (Abbildung 7.22a). Die flachere beziehungsweise steilere Modellierung der Fließkurve wurde derart umgesetzt, dass die gewählten Extrapolationsansätze sinnvoll verwendet werden können (Ab-

bildung 7.22b). Der Parameter der Dehnratensensitivität m wird ausgehend vom Referenzwert als doppelter und negativer Wert untersucht sowie zu Null gesetzt.

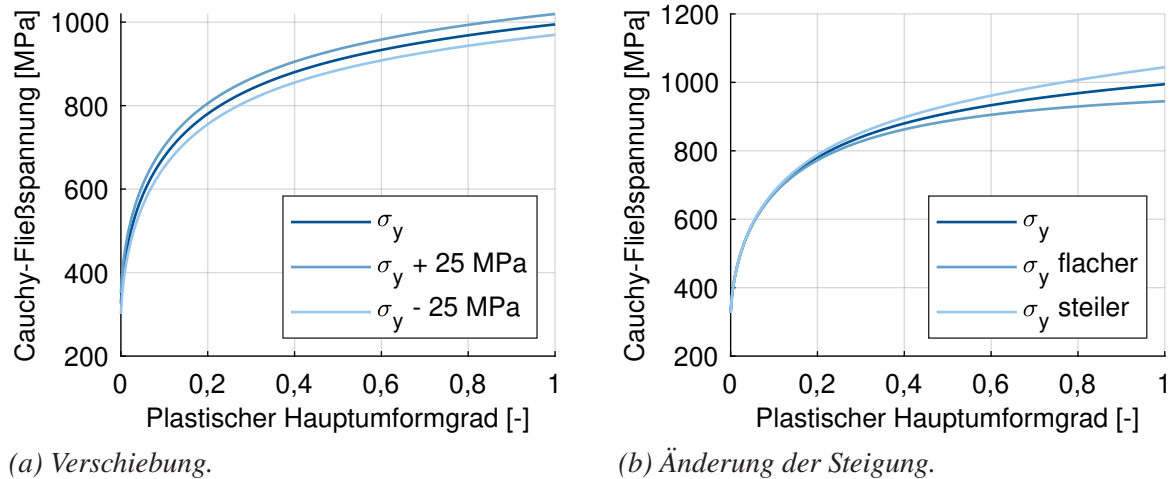


Abbildung 7.22: Änderung der Referenz-Fließkurve für die Parameterstudien.

Die aus den Parameteruntersuchungen resultierenden Fließortkurven, die Dehnverteilungen sowie die Stempelkraftverläufe sind im Anhang E.3 gezeigt. Neben den rein visuellen Einflüssen der Parameter auf die Dehnungen und Kräfte können diese mithilfe der in Abschnitt 7.1 vorgestellten Vergleichssoftware quantifiziert werden. Die resultierenden Abweichungen für die Probengeometrien in 0° sind für die Hauptformänderung in Abbildung 7.23, für die Nebenformänderung in Abbildung 7.24 und für die Stempelkräfte in Abbildung 7.25 gezeigt. Anhand dieser Ergebnisse können die Parameter hinsichtlich deren Einflüsse kategorisiert werden. Es werden Grenzen definiert, oberhalb derer der Parameter als *groß* eingestuft wird. Die gewählten Grenzen von $\text{Lim}\varphi_1 = 0,001$, $\text{Lim}\varphi_2 = 0,001$ und $\text{Lim}F = 600$ N orientieren sich dabei an der Hälfte der maximal auftretenden Abweichung. Diese Grenzen werden verwendet, um die Skalenunterschiede der untersuchten Größen zu definieren und werden entsprechend Gleichung 7.67 reziprok in Gleichung 7.65 zur Ausgleichung dieser Größenunterschiede eingesetzt. Neben dieser Skalierung werden die Grenzen verwendet, um die Einflüsse der Parameter auf die Ergebnisse des MUC-Tests zu kategorisieren. Tabelle 7.1 zeigt die Einteilung in große (+), mittlere (0) und geringe Einflüsse (-) für die Haupt- (φ_1), Nebenformänderung (φ_2) und Stempelkraft (F) in der Übersicht. Liegen Abweichungen oberhalb der jeweiligen Grenze, wird der Parametereinfluss als *groß* (+) definiert. Ist die Abweichung kleiner als die Hälfte der Grenze, liegt *geringer Einfluss* (-) vor. Ansonsten wird die Sensitivität als *moderat* definiert (0). Die Parameteränderung im Fließort wurde ausschließlich für die Parameter in 0° durchgeführt und deren Auswirkung auf alle Probengeometrien und Walzrichtungen untersucht. Es wird angenommen, dass das Verhalten vice versa ebenso gilt. Die Übersicht bildet die Basis einerseits zur Bewertung auftretender

Abweichungen, andererseits zur Etablierung einer Optimierungsstrategie, was exemplarisch in Abschnitt 8.3 gezeigt wird.

Tabelle 7.1: Kategorisierung von Parameteränderungen auf die Abweichungen in Haupt- (φ_1), Nebenformänderung (φ_2) und Stempelkraft (F) auf die neun Versuchskategorien (Probengeometrien 70 mm, 110 mm, 230 mm, Walzrichtung $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$) in großen Einfluss (+), mittleren Einfluss (0), geringen Einfluss (-).

	0°									45°									90°								
	70 mm			110 mm			230 mm			70 mm			110 mm			230 mm			70 mm			110 mm			230 mm		
	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F	φ_1	φ_2	F
FSH0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
FUN0	0	+	+	+	0	+	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
RUN0	+	+	-	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
FPS10	0	+	-	+	0	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
ALPS0	0	+	-	+	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	0	-	-
FBI	-	-	-	-	-	-	+	+	+	-	-	-	-	-	-	+	+	+	-	-	-	-	-	-	+	+	+
RBI0	0	-	-	0	-	-	+	-	-	-	-	-	-	-	-	+	+	-	-	0	-	0	-	-	+	0	0
σ_y	-	-	+	-	-	+	-	-	+	+	-	+	-	-	+	-	-	+	0	-	+	-	-	+	-	-	+
m	0	-	+	-	-	+	-	-	+	0	-	+	-	-	+	-	-	+	0	-	+	-	-	+	-	-	+

Zur Bewertung der Fließortparameter muss die verwendete assoziierte Fließregel (Gleichung 2.25) in Betracht gezogen werden. Somit ist zu erwarten, dass Parameter, die den Gradienten der Fließfläche ändern, Einfluss auf die Dehnverteilung nehmen. Eine Lageänderung im Spannungsraum resultiert in einer Änderung der Spannungen, was sich in den Stempelkräften widerspiegelt. Für Parameter, die den Gradienten der Fließortbeschreibung, nicht aber deren Lage wesentlich beeinflussen (RUN θ , RBI0), ist demnach zu erwarten, dass sie insbesondere Einfluss auf die Dehnverteilung, jedoch keine signifikante Auswirkung auf die Stempelkräfte zeigen. Eine isolierte Änderung eines Spannungspunkts (FUN θ , FPS1 θ , FBI) führt zu einer lokalen Krümmungsänderung, weshalb neben einem Einfluss auf die Stempelkräfte auch eine Auswirkung auf die Dehnungen zu erwarten ist. In Tabelle 7.1 zeigt sich für den Spannungspunkt unter Scherung FSH θ keine Sensitivität, weshalb dieser Parameter mithilfe des MUC-Tests nicht validiert werden kann. Die Spannungsparameter FUN θ , FPS1 θ und FBI zeigen wie erwartet sowohl Einfluss auf Dehnungen als auch auf Stempelkräfte, wobei das uniaxiale Spannungsverhältnis keine wesentliche Auswirkung auf die Vollprobe zeigt und der Einfluss des biaxialen Spannungsverhältnisses FBI auf die Vollprobe begrenzt ist. Die Parameter RUN θ , ALPS θ und RBI0 resultieren in keiner deutlichen Änderung der Lage im Spannungsraum, ändern jedoch die Krümmung des Fließorts, was die Sensitivität der Parameter bezüglich der Dehnungen erklärt.

Im Fall der Fließkurve (σ_y, m) zeigt sich insbesondere ein Einfluss auf die Stempelkräfte aller Konfigurationen. Die Auswirkung auf die Dehnungen ist dabei untergeordnet.

Diese Darstellung kann in umgekehrter Richtung dazu verwendet werden, um Parameter zu finden, die sensitiv hinsichtlich einer sich zeigenden Abweichung sind. Dies kann im Rahmen einer Validierung Hinweise auf Schwachstellen im Materialmodell liefern, woraus weitere Schritte, wie eine angepasste Versuchsauswertung zur Materialmodellkalibrierung, abgeleitet werden können.

$$s\varphi_1 = (\text{Lim}\varphi_1)^{-1} = 1000, \quad s\varphi_2 = (\text{Lim}\varphi_2)^{-1} = 1000, \quad sF = (\text{Lim}F)^{-1} = (600 \text{ N})^{-1} \quad (7.67)$$

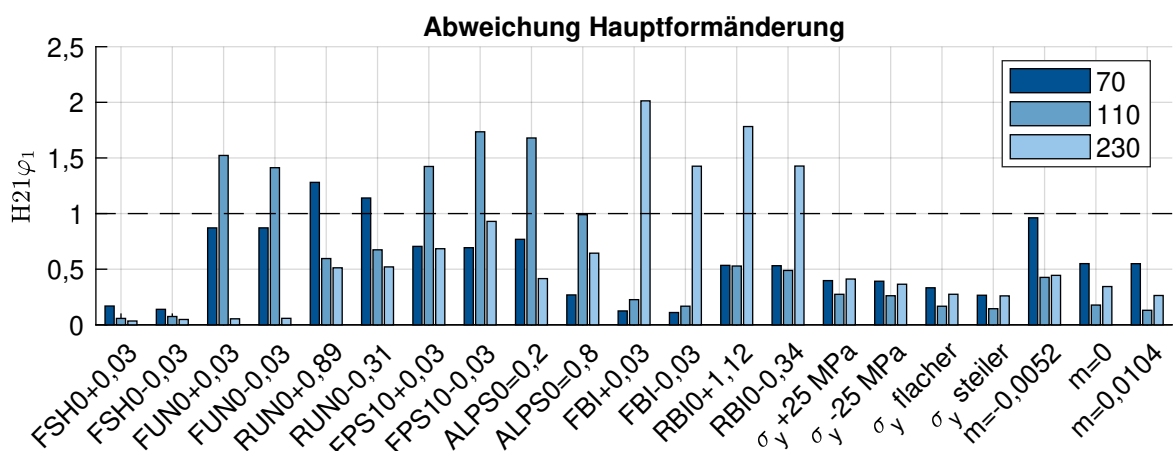


Abbildung 7.23: Abweichungen in der Hauptformänderung, die sich aus den Materialmodellparameteruntersuchungen ergeben. Die gestrichelte Linie zeigt die Grenze, die zur Klassifizierung verwendet wird.

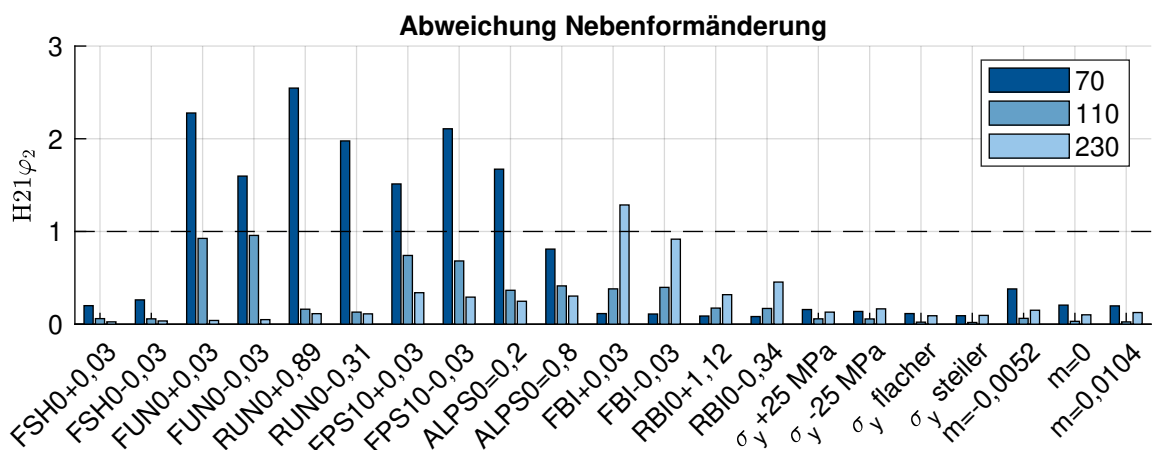


Abbildung 7.24: Abweichungen in der Nebenformänderung, die sich aus den Materialmodellparameteruntersuchungen ergeben. Die gestrichelte Linie zeigt die Grenze, die zur Klassifizierung verwendet wird.

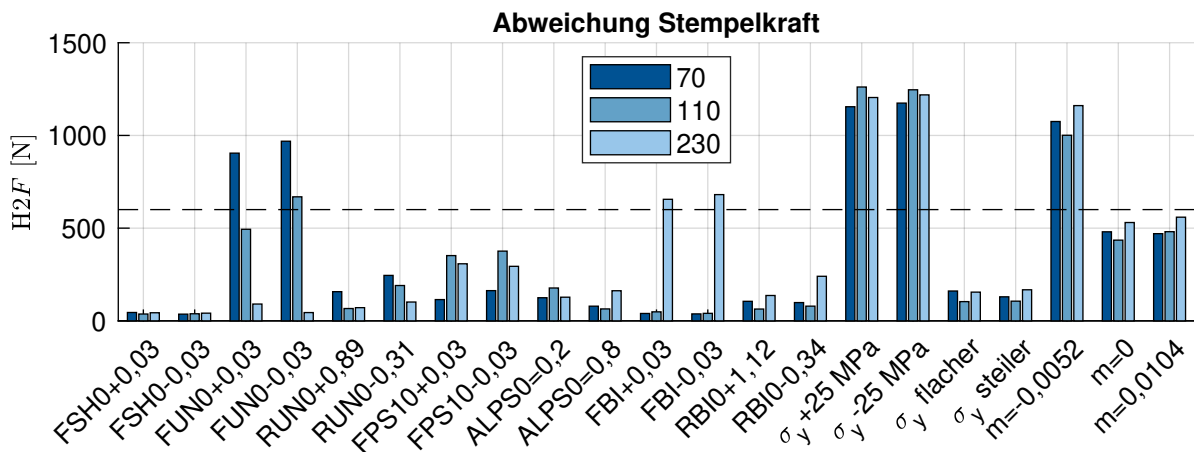


Abbildung 7.25: Abweichungen in der Stempelkraft, die sich aus den Materialmodellparameteruntersuchungen ergeben. Die gestrichelte Linie zeigt die Grenze, die zur Klassifizierung verwendet wird.

7.3 Modellierung der Reibung

Für eine effektive Validierung von Materialmodellen ist es essentiell, dass neben dem Materialmodell die Einflussparameter Geometrie, Prozessparameter und numerische Parameter (Tabelle 2.4) hinreichend modelliert sind, sodass deren Einfluss bekannt ist und die digitale Abbildung nicht signifikant von diesen beeinflusst wird. Auf Basis der gezeigten Sensitivitätsanalysen wurden numerische Parameter gewählt, die eine robuste Abbildung des MUC-Tests erlauben. Ebenso kann ein wesentlicher Einfluss von Geometriemerkmalen ausgeschlossen werden. Bei den Prozessparametern verbleibt die Reibung als Parameter, der, auch wenn das Experiment nicht von Reibung dominiert ist, Einfluss auf die Ergebnisse zeigt. Die umfassenden Parameterstudien werden herangezogen, um eine phänomenologische Strategie zur Kalibrierung der Reibung abzuleiten. Dazu werden Charakteristika aller Sensitivitäten verglichen und solche isoliert, die ausschließlich der Reibung zuzuordnen sind. Diese isolierten Charakteristika erlauben die in Folgendem vorgestellte phänomenologische Reibungskalibrierung.

7.3.1 Kalibrierung der Blechhalter- und Matrizenreibung

Die Parametervariation der Reibzahl im Kontakt zwischen Prüfblech und Blechhalter sowie Matrize zeigt für die 70 mm Probe eine in Abbildung 7.17 gezeigte Verschiebung der Dehnverteilung nach links oben. Diese Sensitivitätscharakteristik zeigt sich für keinen der untersuchten

Materialmodellparameter (vgl. Abschnitt E.3). Bei den Prozessparametern zeigt die Blechhalterkraft (Abbildung 7.19) einen ähnlichen Effekt auf die Dehnverteilungen. Da diese Größe allerdings eine einstellbare und messbare Größe darstellt und zudem der Einfluss der Blechhalterkraft bei einer vergleichsweise großen Änderung von $\pm 10\%$ deutlich geringer ist, kann auch dieser Parameter hinsichtlich der relevanten Sensitivitätscharakteristik vernachlässigt werden, was die phänomenologische Kalibrierung der Reibung zwischen Prüfblech, Matrize und Blechhalter anhand dieses Effekts erlaubt. Dieses Phänomen kann darauf reduziert werden, dass die entsprechende Reibung adäquat modelliert ist, wenn die Achse des rechten Astes der Dehnverteilung (rot gestrichelte Linie in Abbildung 7.26) von Experiment und numerischer Abbildung in guter Übereinstimmung ist. Für das in Abbildung 7.26 gezeigte Beispiel ergibt sich für die Kontaktpaarungen zwischen Blech und Matrize sowie Blechhalter eine Reibzahl von $f_{BM} = 0,22$. Dieser Wert erscheint in Anbetracht dessen, dass diese Kontaktpaarung nicht geschmiert ist, realistisch.

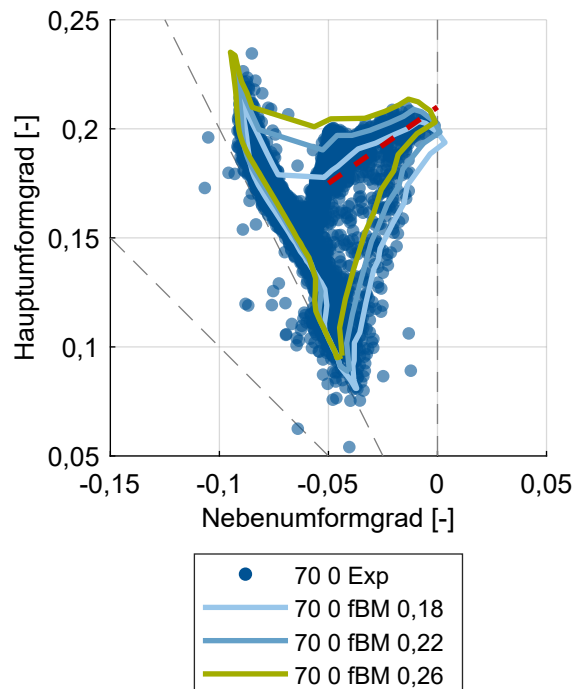


Abbildung 7.26: Dehnverteilungen der 70 mm Probe aus Experiment und Simulation für unterschiedliche Reibzahlen f_{BM} im Vergleich. Die Reibzahl, welche die rot gestrichelte Achse der experimentellen Dehnverteilung am besten nachbildet, wird zur Reibungsmodellierung verwendet.

7.3.2 Kalibrierung der Stempelreibung

Die Sensitivitätsanalyse der Stempelreibung zeigt in Abbildung 7.18 für den Parameterbereich von Interesse einen lediglich geringen Einfluss auf das Ergebnis der MUC-Test-Simulation. Nichtsdestominder wird hier eine Vorgehensweise gezeigt, mit der eine phänomenologische Feinabstimmung der Stempelreibung möglich ist. Dazu wird für die 70 mm Probe der Nebenumformgrad entlang des Schnittes in x -Richtung betrachtet. Dieser weist einen Drehpunkt auf, um den sich der Nebenumformgrad bei variierender Stempelreibung dreht (Abbildung 7.27). Dieser Effekt zeigt sich für keinen weiteren Parameter, wodurch sich diese Charakteristik zur phänomenologischen Kalibrierung der Stempelreibung qualifiziert. Da weitere Parameter eine Verschiebung des Verlaufs in Ordinatensrichtung bedingen, werden die Verläufe derart verschoben, dass sie am Drehpunkt auf der Abszisse liegen (Nebenumformgrad mod.). Dies ist für experimentelle und numerische Verläufe in Abbildung 7.28 gezeigt, woraus sich eine Reibzahl für den Kontakt zwischen Prüfblech und Stempel von $f_S = 0,005$ ableiten lässt.

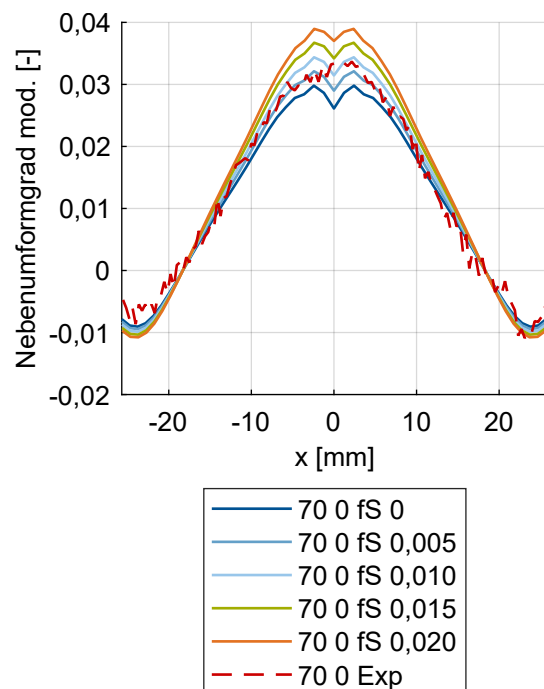
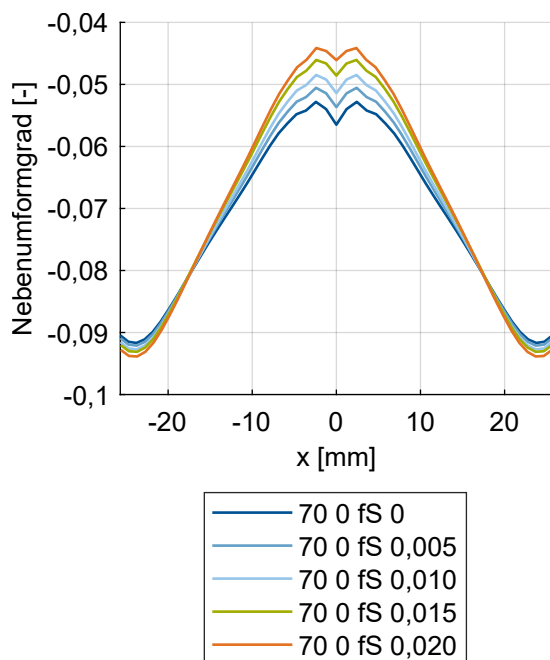


Abbildung 7.27: Einfluss der Reibzahl für den Kontakt zwischen Prüfblech und Stempel (f_S) auf die Nebenumformung entlang des Schnittes in x -Richtung.

Abbildung 7.28: Am Kippunkt ausgerichtete Nebenumformungen entlang des Schnittes in x -Richtung für unterschiedliche Reibzahlen f_S und ein exemplarisches Experiment.

8 Validierung unterschiedlicher Materialmodelle und Übertragbarkeit

Nach der Vorstellung des MUC-Tests als innovatives Werkzeug in Abschnitt 5 und dessen numerischer Abbildung in Abschnitt 6 wurde in Kapitel 7 eine Strategie aufgezeigt, die einen Datenvergleich aus realer und numerischer Welt erlaubt. Damit folgt in diesem Kapitel die Anwendung der gezeigten Validierung auf die untersuchten Materialien und Modelle aus Abschnitt 4. Anfangs wird am Beispiel des Materials DP600HD (Abschnitt 4.3.2) und des Materialmodells Vegter aus BBC M6 (Tabelle E.11) das Ergebnis einer Materialmodellvalidierung gezeigt. Darauf folgt eine Untersuchung des Einflusses der Validierungsparameter auf das Ergebnis, bevor die Validierungsergebnisse aller untersuchten Materialien und Materialmodelle gezeigt und interpretiert werden. Abschließend wird exemplarisch eine Optimierung ausgewählter Parameter durchgeführt und die Übertragbarkeit der Ergebnisse anhand des Kreuznapfs (Abbildung 2.8) untersucht.

8.1 Validierung der Materialmodelle

8.1.1 Validierung am Beispiel DP600HD

Der experimentelle Umfang des MUC-Tests umfasst die drei Probengeometrien 70 mm, 110 mm sowie 230 mm mit den Orientierungen 0° , 45° und 90° der Walzrichtung bezüglich der x-Achse. Die Experimente werden für jede dieser neun Konfigurationen dreifach wiederholt, wodurch für jedes Material 27 Experimente durchgeführt werden. Abbildung 8.1 zeigt für das Material DP600HD exemplarisch für die 0° -Richtung jeder Probengeometrie den Vergleich zwischen simulativ ermittelten Dehnverteilungen und einer Versuchsdurchführung bei einem Stempelhub von 80 % des Stempelhubes maximaler Stempelkraft. Im Vergleich dazu sind die unter Verwendung des Materialmodells Vegter aus BBC M6 (VaBBC, Tabelle E.11) numerisch ermittelten Umhüllenden der Dehnverteilungen der entsprechenden Versuchskonfigurationen für die gleichen Stempelhübe gezeigt. Die Unterschiede in den charakteristischen Punkten (Abbildung 5.7a) sind durch Pfeile vom Experiment zur Simulation verdeutlicht. Für den charakteristischen Punkt auf der Stempelmitte ist zu beachten, dass aufgrund des Einsatzes eines Viertelmodells die Werte an diesem Punkt etwas verfälscht sind (vgl. Abbildung 7.10b). Abbildung 8.2 zeigt den

entsprechenden Vergleich der Stempelkraftverläufe. Durch Anwendung der in Kapitel 7.1 gezeigten Validierungsstrategie resultiert für jeden Vergleich zwischen Experiment und digitalem Abbild je ein skalarer Wert für die Unterschiede in Haupt-, Nebenformänderung und Stempelhub. Mittels der Gleichungen 7.65 und 7.66 wird daraus ein Gesamtunterschied berechnet. Die resultierenden Unterschiede werden für jede Konfiguration gemittelt, wodurch sich aus den Versuchswiederholungen eine mittlere Abweichung mit Standardabweichung ergibt. Diese gemittelten Abweichungen sind in Abbildung 8.3a für die Hauptformänderung, in Abbildung 8.3b für die Nebenformänderung, in Abbildung 8.3c für die Stempelkraft sowie in Abbildung 8.3d für den Gesamtunterschied gezeigt. Die Balkenhöhe entspricht dabei der mittleren Abweichung, die Fehlerbalken repräsentieren die Standardabweichung. Der Mittelwert des Gesamtunterschieds H_{pqm} bildet einen einzigen Skalar, der die Güte der Abbildung beschreibt und zum Vergleich mit weiteren Validierungen herangezogen werden kann.

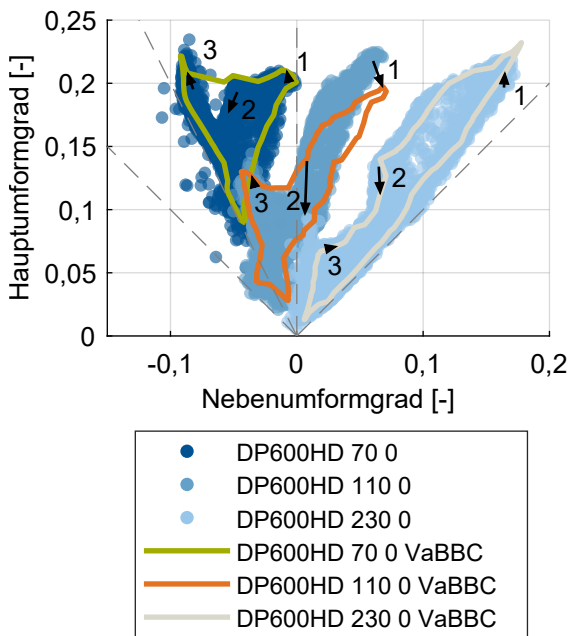


Abbildung 8.1: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Dehnverteilungen für das Material DP600HD. Die Unterschiede in der Lage der charakteristischen Punkte ist mit einem Pfeil (Exp → Sim) verdeutlicht.

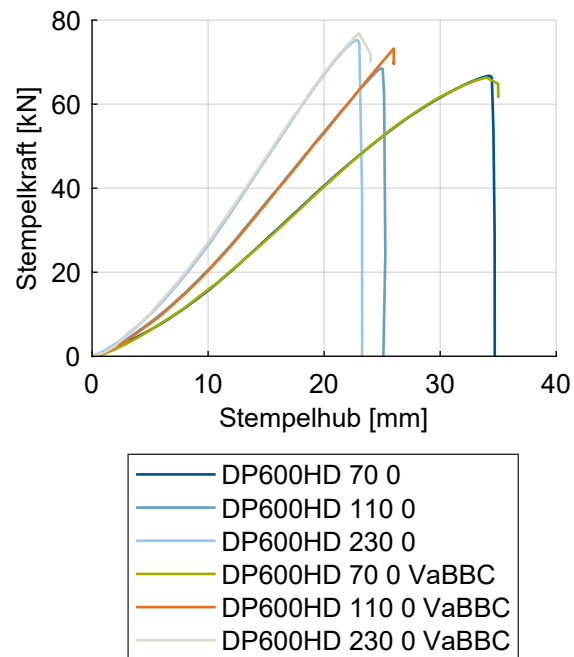
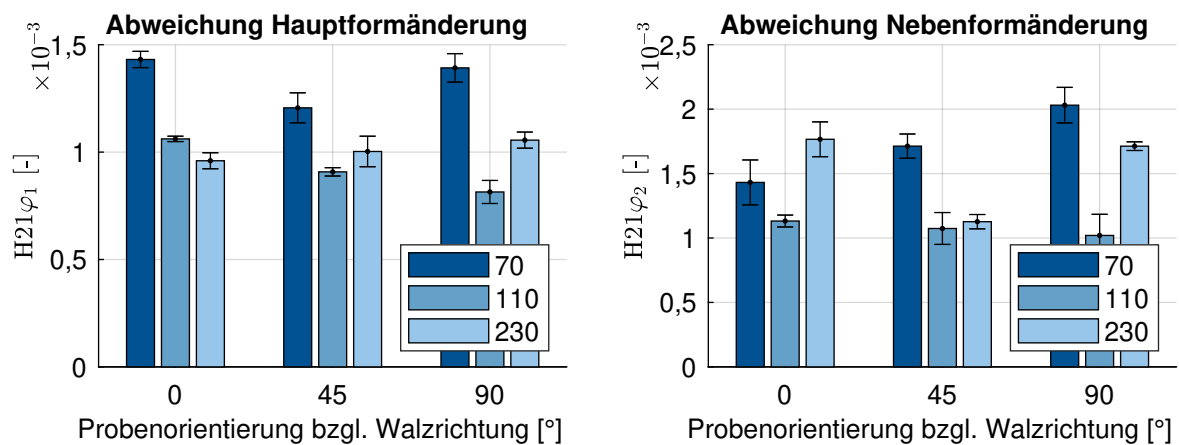
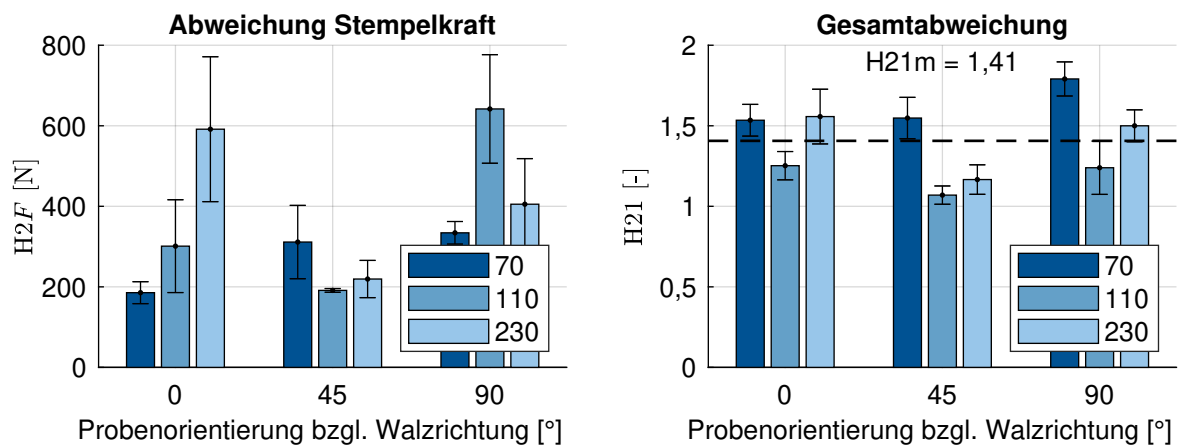


Abbildung 8.2: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Stempelkraftverläufe für das Material DP600HD.



(a) Abweichungen in der Hauptformänderung.

(b) Abweichungen in der Nebenformänderung.



(c) Abweichungen in der Stempelkraft.

(d) Gesamtabweichungen.

Abbildung 8.3: Abweichungen für das Material DP600HD bei Verwendung des Materialmodells Vegter aus BBC M6.

8.1.2 Einfluss der Validierungsparameter

Abbildung 8.4 zeigt, inwiefern die Ergebnisse der Validierung von dem Exponenten p des Hölder-Mittels in den Gleichungen 7.63 und 7.61 abhängen. Dabei zeigt sich das in Abschnitt 7.1.1 erläuterte Verhalten der steigenden Monotonie des Hölder-Mittels von dessen Grad p . Neben den Absolutwerten spiegelt sich diese auch in den Standardabweichungen wider. Abgesehen von dieser Monotonie zeigt sich kein wesentlicher Einfluss auf die Verhältnisse der Abweichungen innerhalb eines Grades, weshalb der standardmäßigen Verwendung des Grades $p = 2$ nichts im Wege steht. Abbildung 8.5 visualisiert den Einfluss des Exponenten q des modifizierten Hölder-Mittels für die Bewertung der Dehnungsabweichungen aus Gleichung 7.63 auf das Gesamtergebnis. Die Validierung der Stempelkräfte ist von diesem Faktor nicht betroffen. Hierbei

zeigt sich ein wesentlicher Unterschied im Übergang von einer nicht bezüglich der maximalen Vergleichsdehnung gewichteten Auswertung mit $q = 0$ zu einer Gewichtung mit $q = 1$. Dabei verändern sich die Verhältnisse der Abweichungen innerhalb einer untersuchten Walzrichtung. Eine weitere Änderung dergleichen ist für höhere Exponenten q nicht mehr erkennbar. Für die Nutzung des Effekts der Gewichtung bezüglich der maximalen Vergleichsdehnung ist somit ein Exponent von $q = 1$ hinreichend. Abbildung 8.6 zeigt die mittleren Gesamtfehler $H_{p,q}$ zusätzlich für weitere Kombinationen in der Übersicht.

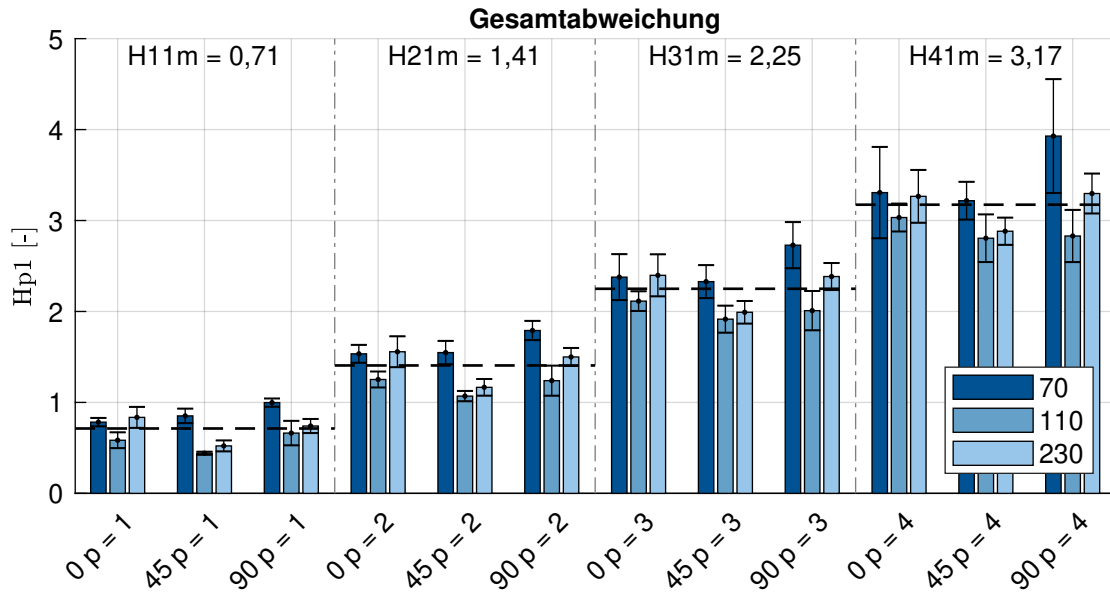


Abbildung 8.4: Einfluss des Exponenten p des Hölder-Mittels auf die Validierungsergebnisse.

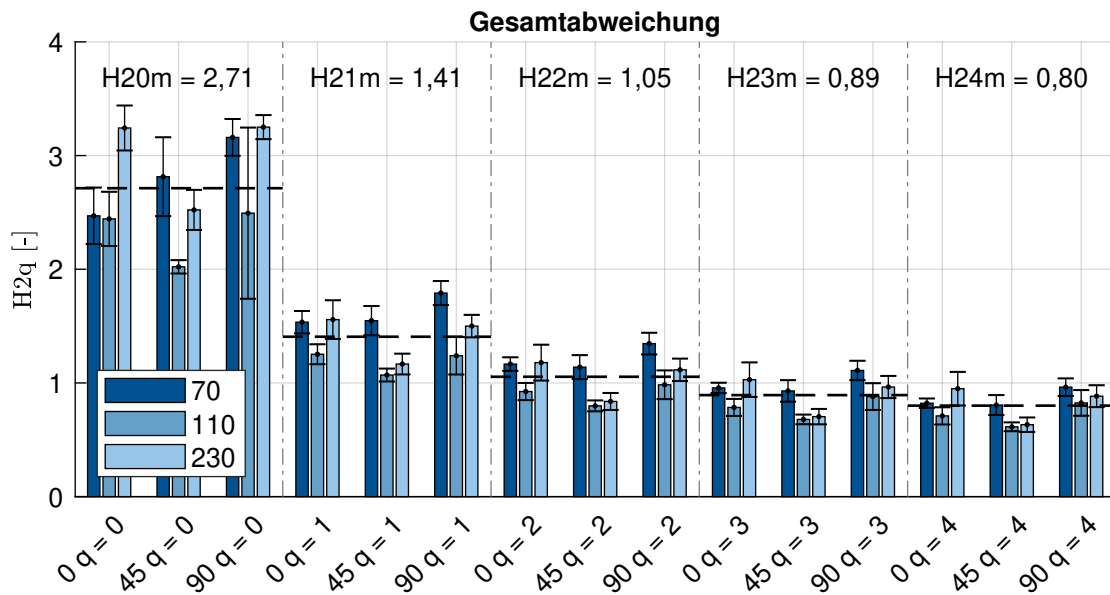


Abbildung 8.5: Einfluss des Exponenten q des Hölder-Mittels auf die Validierungsergebnisse.

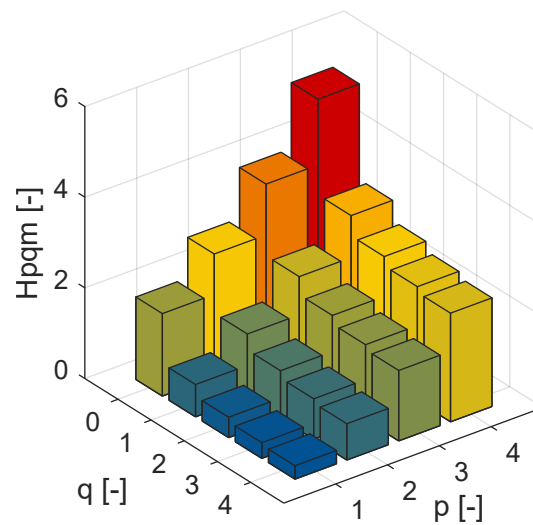
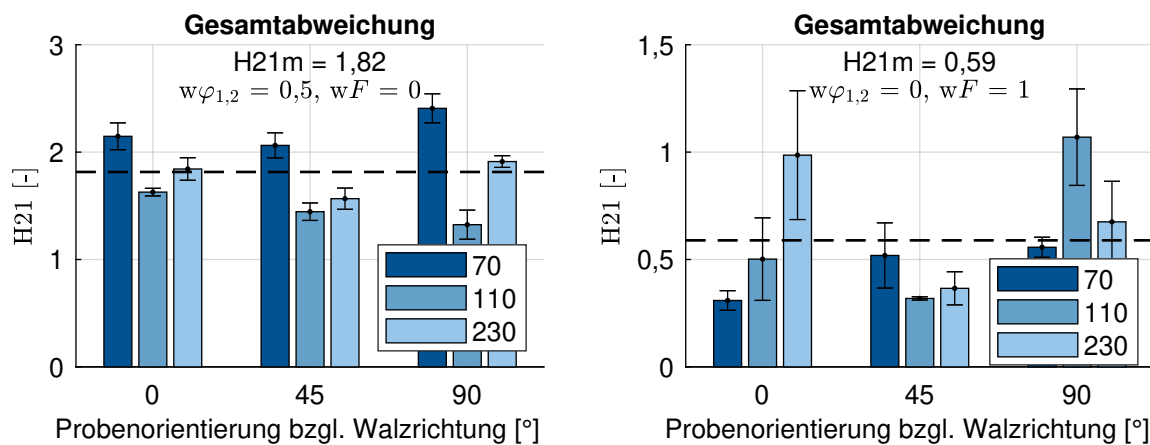


Abbildung 8.6: Einfluss der Exponenten p und q des Hölder-Mittels auf die Validierungsergebnisse.

Als weitere Parameter nehmen die Gewichtungen w der untersuchten Größen auf die Berechnung einer Gesamtabweichung entsprechend Gleichung 7.65 Einfluss. Die Gewichtungen w erlauben es, die Validierung entsprechend der individuellen Anforderungen anzupassen. Die standardmäßigen Gewichtungen von $w_{\varphi_1} = w_{\varphi_2} = w_F = 1/3$ resultieren in einer gleichmäßigen Gewichtung von Stempelkräften und Dehnungen (Abbildung 8.3d). In Abbildung 8.7 sind Validierungen mit anderen Gewichtungen gezeigt. Dabei werden die beiden Extremwerte so gewählt, dass lediglich die Dehnungen zu gleichen Teilen in die Validierung einfließen (Abbildung 8.7a) sowie dass ausschließlich die Stempelkräfte Einfluss auf die Validierungsergebnisse haben (Abbildung 8.7b). Es zeigt sich, dass die Ergebnisse stark von der Wahl der Gewichtungsfaktoren abhängen. Je nach spezieller Anforderung an die Modelle kann damit die Validierung entsprechend angepasst werden.



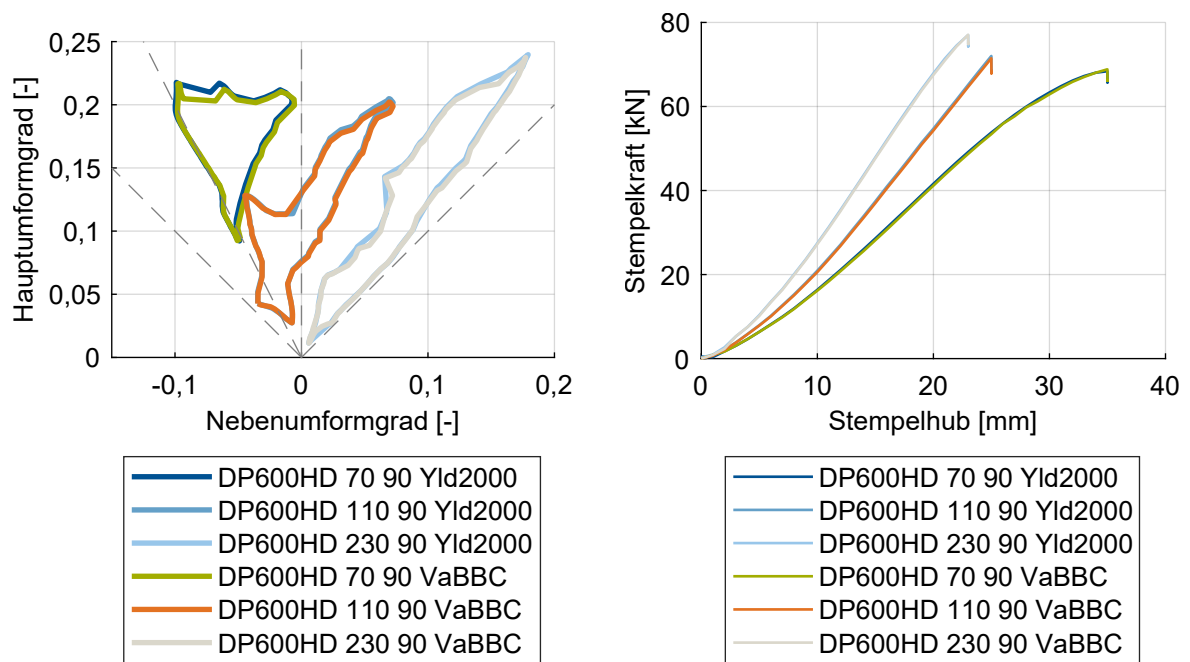
(a) $w\varphi_1 = w\varphi_2 = 0,5, wF = 0$.

(b) $w\varphi_1 = w\varphi_2 = 0, wF = 1$.

Abbildung 8.7: Einfluss der Gewichtungsfaktoren aus Gleichung 7.65 auf die Validierungsergebnisse.

8.1.3 Modellierungsäquivalenz des Vegter-Modells

In der vorliegenden Arbeit wird vorwiegend das Fließortmodell nach Vegter eingesetzt (Abschnitt 2.1.5). Die Parameter $FPS1\theta$, $ALPS\theta$ und $FSH\theta$ werden dabei von Materialmodellbeschreibungen nach BBC, Yld2000 oder Hill48 übernommen (vgl. Kapitel 4). Somit repräsentieren die Materialmodellbeschreibungen nach Vegter eine äquivalente Modellierung wie die der Modelle BBC, Yld2000 bzw. Hill48. Folgende Abbildungen zeigen die Ergebnisse des Datenvergleichs der ursprünglichen Modelle (Yld2000, Hill48,r, Hill48,Y) als Referenz und die aus dem gleichen Datensatz modellierten Beschreibungen nach Vegter (VaBBC, VaHill48,r, VaHill48,Y) als zu untersuchende Daten. Die Abbildungen 8.8a und 8.8b zeigen am Beispiel des Modellierungsvergleichs DP600HD Yld2000 und DP600HD VaBBC (BBC als äquivalente Beschreibung für Yld2000, vgl. Tabellen E.11 und E.12) für die Probenorientierung von 90° den Vergleich der Dehnverteilungen und Stempelkräfte. Die Probenorientierung 90° wurde gewählt, da hier die größten Abweichungen auftreten, wie der Vergleich der Datenbasen in Abbildung 8.9 zeigt. Diese Untersuchung zeigt, dass die unterschiedlichen Modellierungen vergleichbare Ergebnisse mit kleineren Unterschieden liefern. Die insgesamt geringen Abweichungen erlauben damit eine gegenseitige Substitution.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung 8.8: Vergleich der Modellierung nach Yld2000 und einer von der gleichen Datenbasis abgeleiteten Beschreibung nach Vegter für Probenorientierung 90°.

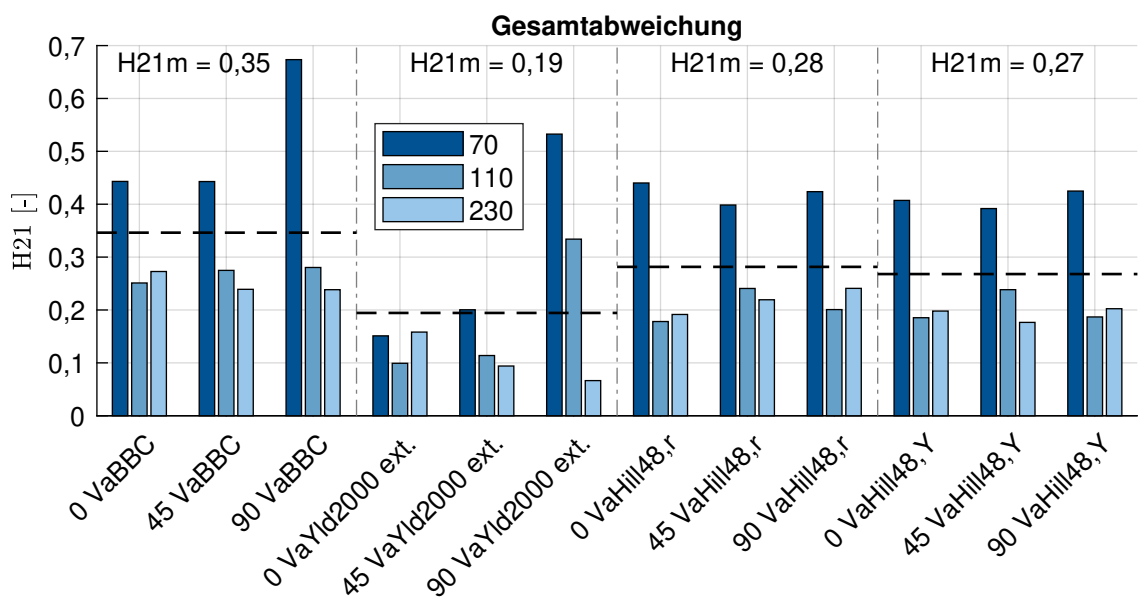


Abbildung 8.9: Vergleich der numerischen MUC-Test-Ergebnisse bei Verwendung der Materialmodelle Yld2000, Hill48,r, Hill48,Y und einer davon abgeleiteten Beschreibung mithilfe des Vegter-Modells des Materials DP600HD.

8.1.4 Validierung der untersuchten Materialmodelle

Dieser Abschnitt zeigt die Ergebnisse der durchgeführten Validierungsuntersuchungen auf. Um den Umfang überschaubar zu halten, werden hier nur die Gesamtunterschiede gezeigt. Die entsprechenden Unterschiede in den Hauptform- und Nebenformänderungen sowie in den Stempelkräften sind im Anhang E.4 aufgezeigt. Ebenso sind im Anhang exemplarisch für die Proben in 0° -Richtung Vergleiche der Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe jeweils für das Materialmodell mit geringster Gesamtabweichung gezeigt.

Abbildung 8.10 zeigt die Gesamtunterschiede für die untersuchten Materialmodelle des Aluminiumwerkstoffs AA5083. Es zeigt sich, dass die Modellierung mit dem Modell Yld2000 zu geringeren Abweichungen führt als bei Verwendung des Modells VaHill48,r mit weniger Freiheitsgraden in der Modellierung, was im Wesentlichen aus einem größeren Unterschied in den Nebenformänderungen resultiert (vgl. Abbildung E.23). Zudem ist ersichtlich, dass die Fließkurvenextrapolation unter Verwendung von Miyauchi-Versuchen (M) leicht geringere Unterschiede liefert als bei Verwendung des hydraulischen Tiefungsversuchs (HT), was insbesondere durch die Stempelkräfte bedingt ist (vgl. Abbildung E.24).

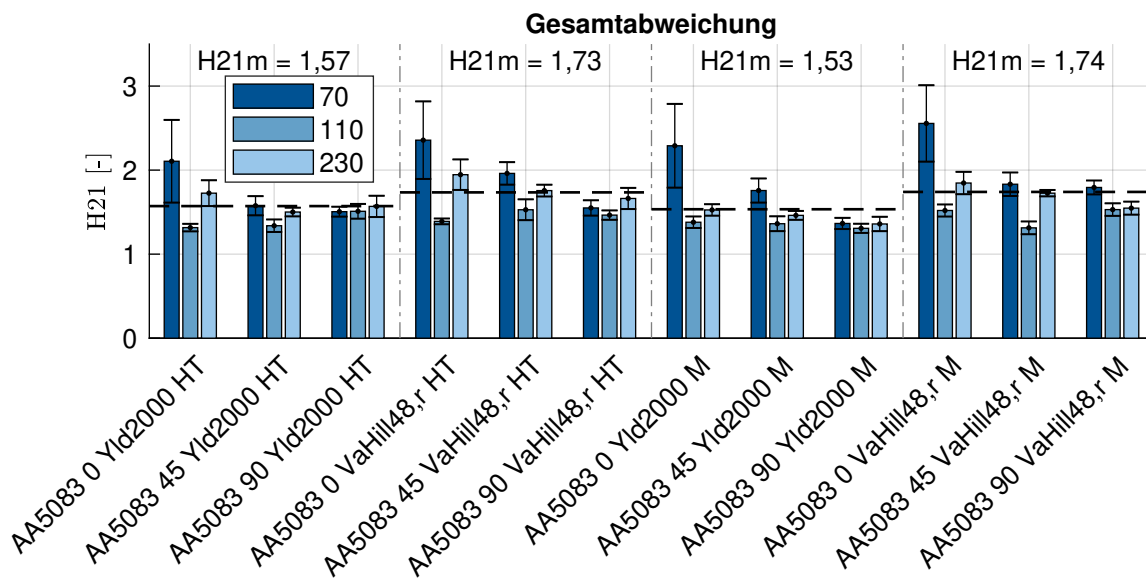


Abbildung 8.10: Gesamtabweichungen für das Material AA5083.

In Abbildung 8.11 sind die Gesamtunterschiede für das Material AA5754 gezeigt. Für die untersuchten Materialmodelle zeigt sich das Modell VaBBC mit dem Literaturwert für Aluminiumwerkstoffe von $M = 8$ als Modell mit der besten Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. Auffallend bei dieser Validierung ist eine vergleichsweise große Abweichung in

den Nebenformänderungen der 230 mm Proben, die sich in einer zu schmalen Ausdehnung der Dehnverteilung äußert (vgl. Abbildung E.21 und E.26). Das Modell mit $M = 6$ resultiert in etwas höheren Abweichungen. Eine Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit im Bereich äquibiaxialer Spannungen, die insbesondere von der 230 mm Probe abgedeckt wird (vgl. Abbildung 6.2), kann damit nicht nachgewiesen werden. Auch der Einsatz der Lévy-Mises-Fließregel mit einer Fließfunktion nach Hill48 sowie einer nicht-assoziierten Fließregel basierend auf dem Modell Hill48 zeigt für keine Konfiguration bessere Abbildungen. Die erhöhten Abweichungen gründen vornehmlich auf einer schlechteren Abbildung der Stempelkräfte (Abbildung E.27). Die Abbildung der Dehnungen verschlechtert sich insbesondere für die 70 mm Probe, für die 230 mm Probe resultieren größere Abweichungen in der Nebenformänderung (Abbildungen E.25 und E.26).

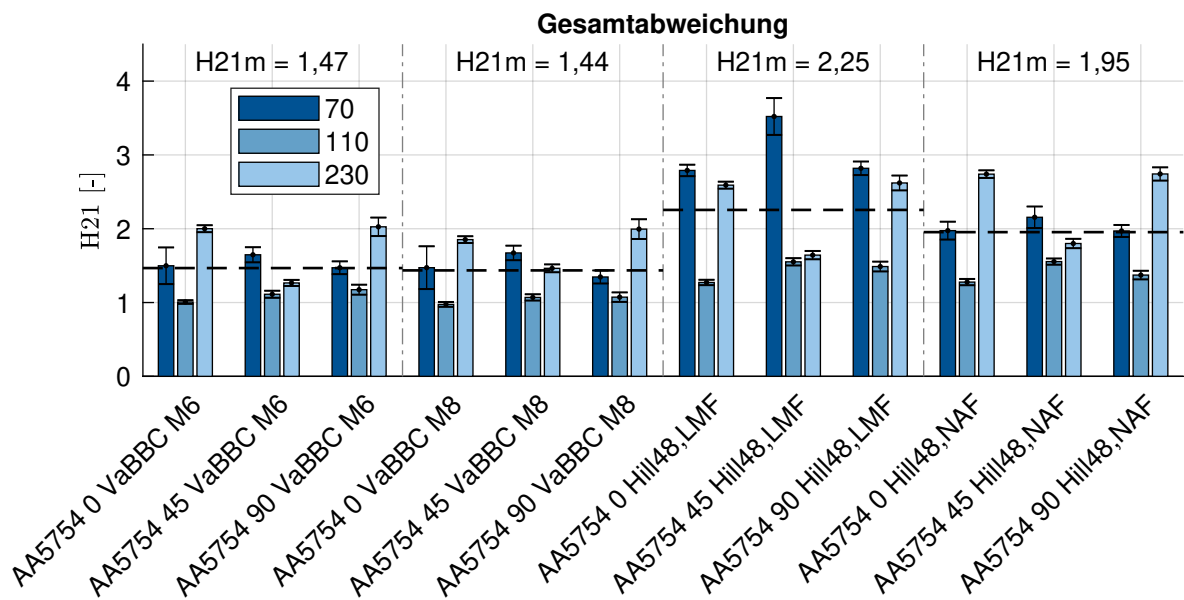


Abbildung 8.11: Gesamtabweichungen für das Material AA5754.

Abbildung 8.12 zeigt die Gesamtunterschiede für die konventionellen Dualphasenstähle DP600, DP800 und DP1000. Wie in Abschnitt 4.3.2 bereits erwähnt, wurden die Materialmodelle für diese Werkstoffe anhand einer anderen Charge kalibriert als die, mit welchen MUC-Test-Experimente durchgeführt wurden. Folglich entspricht es der Erwartung, dass hier die mittleren Gesamtfehler im Vergleich zu den Aluminiumwerkstoffen höher liegen. Der deutlich kleinere Unterschied für das Material DP800 basiert im Wesentlichen auf geringeren Abweichungen in den Hauptformänderungen und den Stempelkräften (vgl. Abbildung E.31 und E.33). Für das Material DP600 basiert die geringere mittlere Gesamtabweichung des Modells Yld2000 sowohl auf den Dehnungen als auch auf den Stempelkräften (vgl. Abbildung E.31, E.32 und E.33). Auffallend hierbei ist, dass das Modell VaBBC die Stempelkräfte für die 70 mm und 110 mm

Proben unter 45° mit deutlich geringerer Abweichung abbildet als die anderen Probengeometrien und -orientierungen.

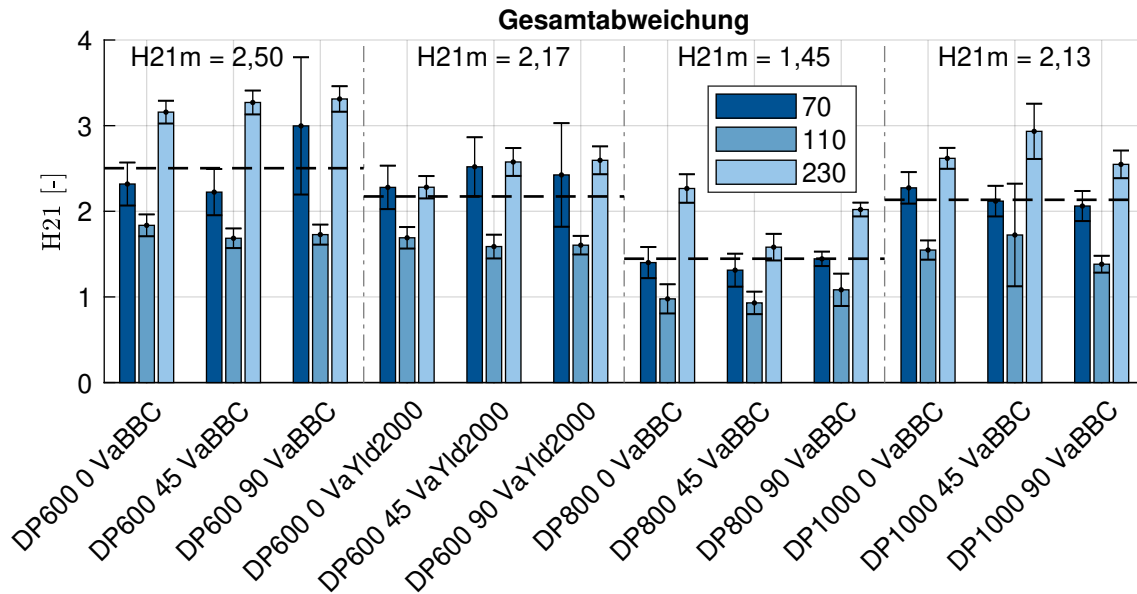


Abbildung 8.12: Gesamtabweichungen für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.

In Abbildung 8.13 sind die Gesamtabweichungen für die untersuchten Materialmodelle des Werkstoffs DP600HD gezeigt. Das Modell VaHill48,r ist ausschließlich im Dehnungsraum kalibriert, was sich in vergleichsweise großen Abweichungen in der Fließortdarstellung (Abbildung 4.9) äußert. Dies resultiert in Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus Tabelle 7.1 in vergleichsweise großen, den Gesamtunterschied dominierenden Abweichungen in den Stempelkräften. Für die Kalibrierung des VaHill48,Y-Modells ergeben sich Werte für Spannungsverhältnisse und r -Werte nahe eins (siehe Tabelle E.9), weshalb eine mit dem VavonMises vergleichbare Gesamtabweichung resultiert. Die weiteren Modelle (VaBBC, VaBBC ext., VaYld2000 ext.) verwenden die gleiche Anzahl an Freiheitsgraden und wurden für die gleiche Materialcharge kalibriert. Aus den sich unterscheidenden Gesamtabweichungen zeigt sich, dass die Güte eines Materialmodells wesentlich von der Kalibrierungsstrategie abhängt. Die geringere mittlere Gesamtabweichung des Modells VaBBC basiert im Wesentlichen auf einer besseren Abbildung der realen Stempelkräfte (Abbildung E.36).

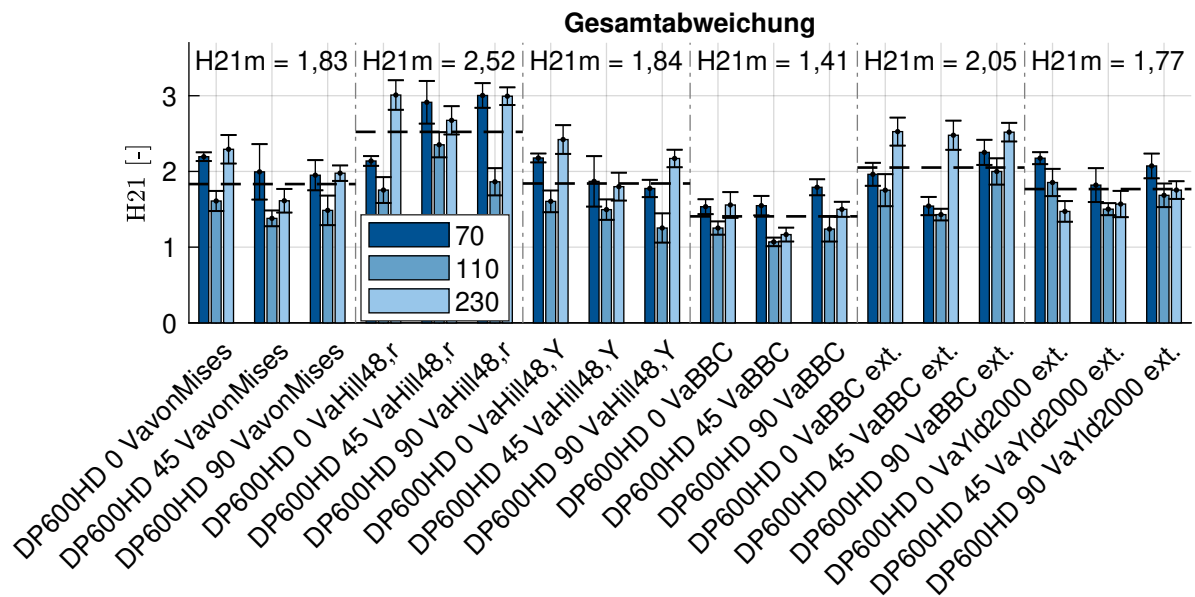


Abbildung 8.13: Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.

Die Gesamtabweichungen für die Materialien DP800HD und DP1000HD sind in Abbildung 8.14 dargestellt. Für diese Werkstoffe wurden die MUC-Test-Experimente und die Materialcharakterisierung für die gleiche Charge durchgeführt. Das Materialmodell des Werkstoffs DP800HD liefert eine Abbildung mit geringeren Gesamtabweichungen als die Modelle des Materials DP1000HD. Hier zeigt das Modell VaBarlat89 geringere Unterschiede, was in einer besseren Abbildung der Stempelkräfte für die 230 mm Proben Erklärung findet (vgl. Abbildung E.41).

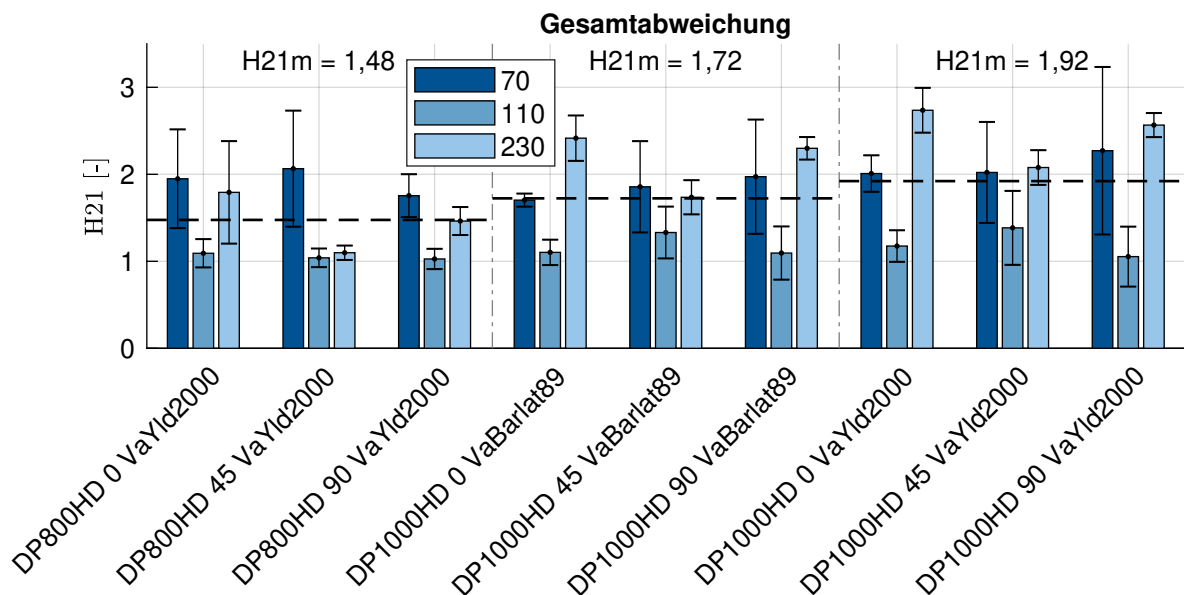


Abbildung 8.14: Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.

Für den Tiefziehstahl HC260Y wurden unterschiedliche Modelle und Kalibrierungsstrategien bei gleicher Datenbasis untersucht. Die Übersicht über die Gesamtfehler ist den Abbildungen 8.15, 8.16 und 8.17 zu entnehmen. Die größten Abweichungen weisen die Modelle Hill48,LMF, VavonMises und VaHill48,r auf. Die Abweichungen bei Verwendung des Modells Hill48 mit Lévy-Mises Fließregel basieren im Wesentlichen auf einer ungenauen Dehnungsabbildung der 70 mm und 110 mm Proben (vgl. Abbildungen E.43 und E.46). Für das Modell VavonMises ergeben sich für die 70 mm Proben in 0° und 45° große Abweichungen in den Nebenformänderungen. Interessant ist, dass das isotrope Modell im Vergleich zu allen weiteren eingesetzten Modellen für die 110 mm Proben die geringste Abweichung in der Hauptformänderung liefert (vgl. Abbildung E.43, E.44 und E.45). Im Fall des Modells VaHill48,r gründen die Abweichungen insbesondere auf großen Unterschieden in der Stempelkraft (vgl. Abbildung E.49). Der Vergleich der Krümmungsexponenten $M = 5$ und $M = 6$ resultiert in geringeren Unterschieden zwischen Experiment und Simulation für den Wert $M = 6$. Die Modellierung dieses Modells in 15° -Schritten liefert ein Modell, das eine vergleichbare Abbildungsgenauigkeit besitzt. Die größeren Gesamtunterschiede für das auf Basis der äquivalenten plastischen Dehnung (VaBBC M6 äpD) kalibrierte Modell gründen insbesondere auf der Dehnungsabbildung der 110 mm Proben. Die unterschiedliche Kalibrierung der r_b -Werte zeigt keinen großen Einfluss auf die Gesamtabweichung der Simulationen bezüglich der Experimente.

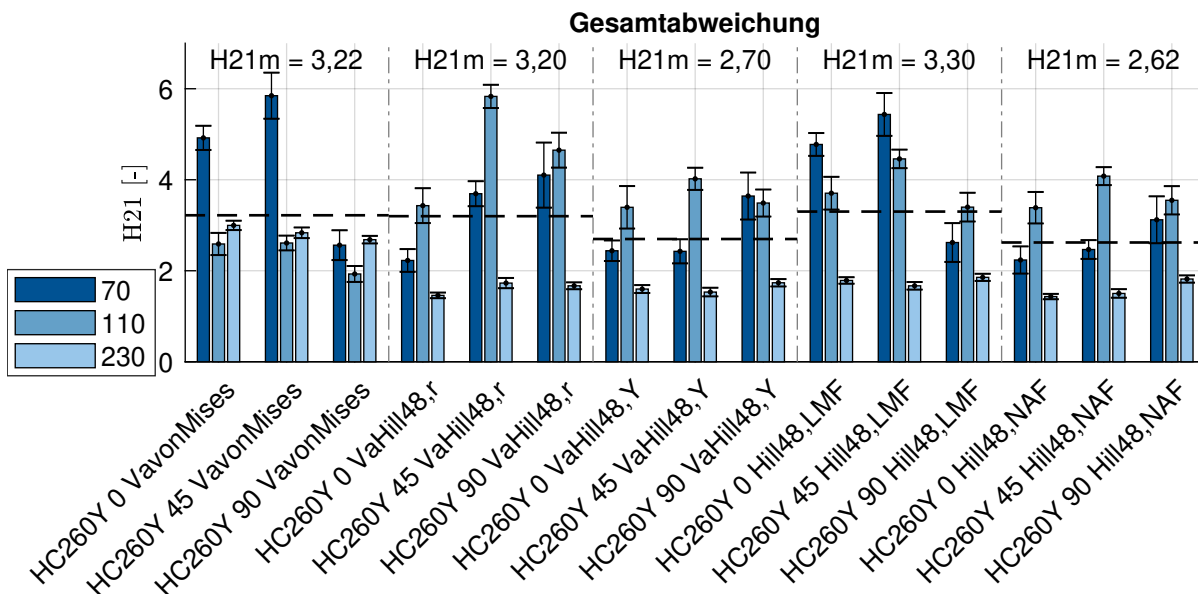


Abbildung 8.15: Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.

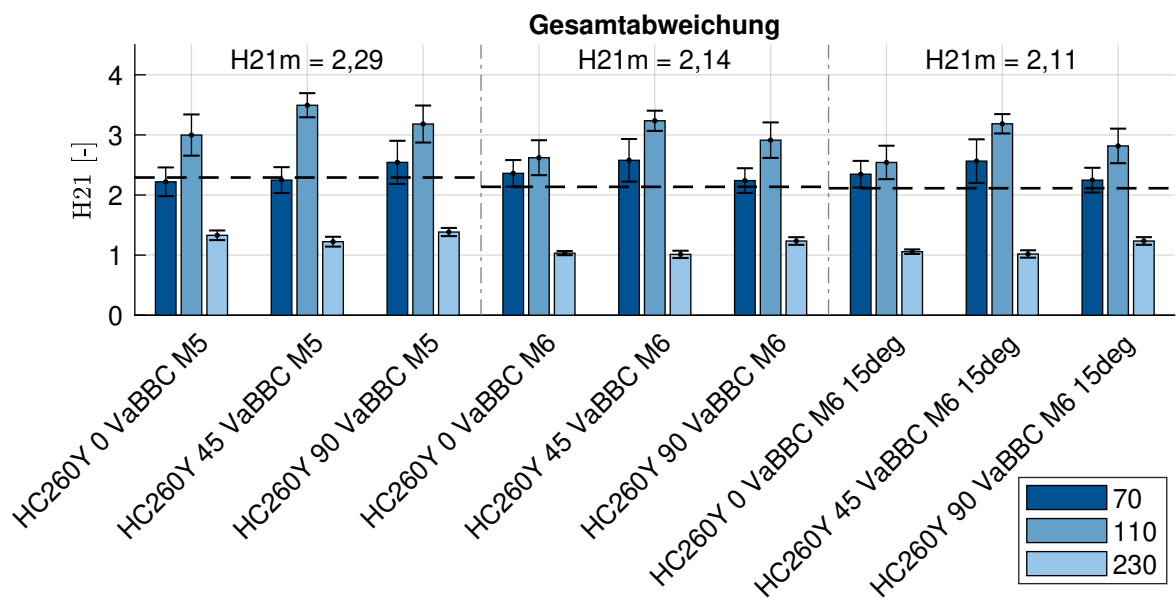


Abbildung 8.16: Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.

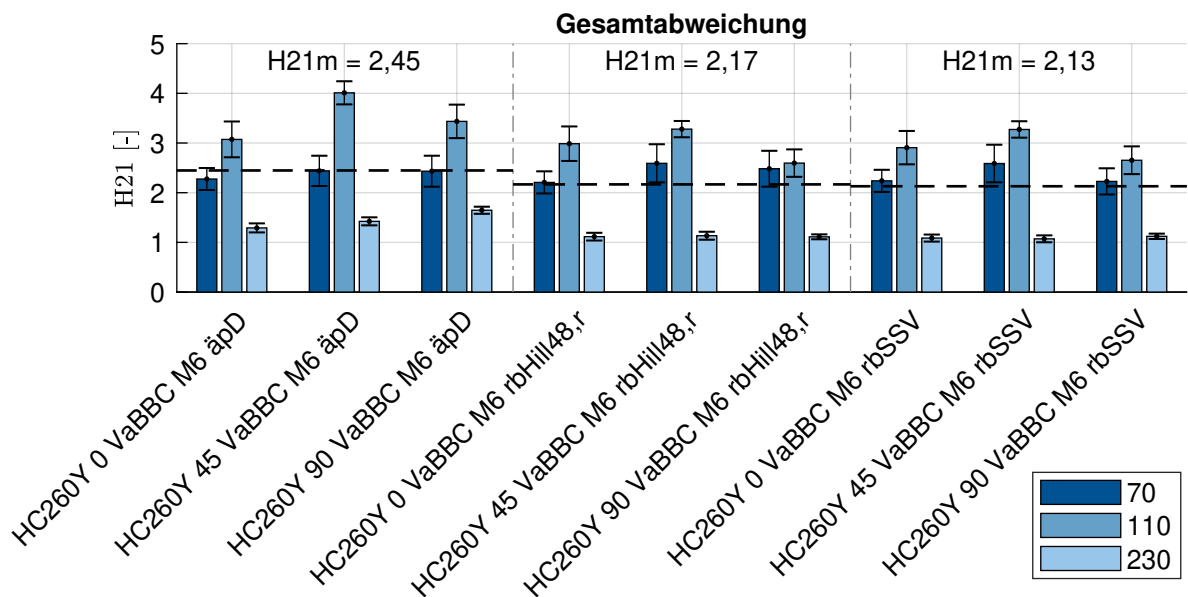


Abbildung 8.17: Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.

Abbildung 8.18 zeigt die Gesamtabweichungen für die restlichen untersuchten Materialmodelle der Tiefziehstähle. Für das Material DX56 resultiert die größte mittlere Gesamtabweichung aller untersuchten Materialmodelle, was insbesondere auf die Dehnungen, aber auch auf die Stempelkräfte zurückzuführen ist. Die Abweichungen für das Material HC340LA resultieren maßgeblich aus den Unterschieden in der Hauptformänderung (vgl. Abbildungen E.54, E.55

und E.56).

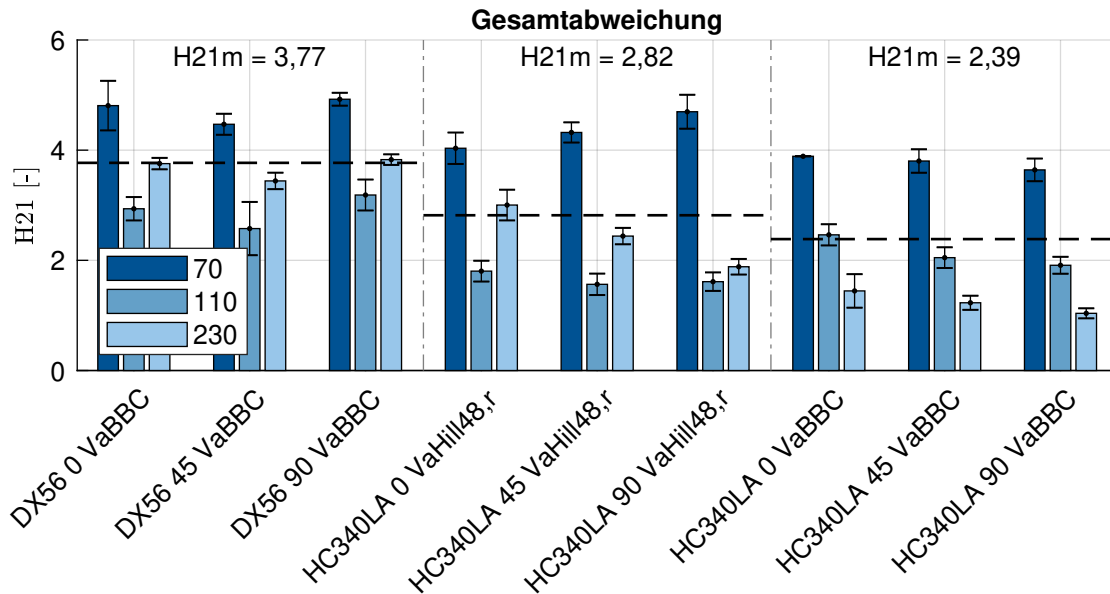


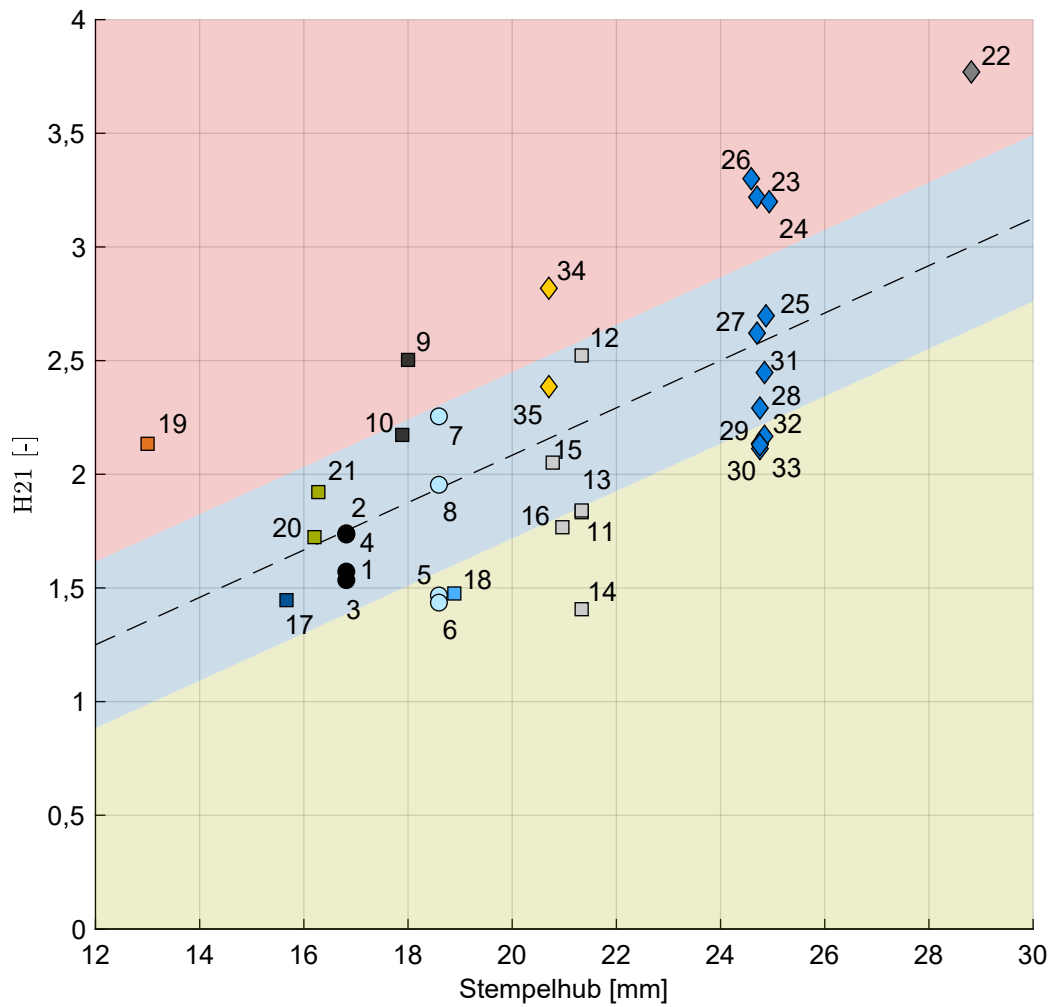
Abbildung 8.18: Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.

8.2 Bewertung der Validierungsergebnisse

8.2.1 Bewertung des Gesamtunterschieds

Eine Validierung bedarf einer abschließenden Kategorisierung der ermittelten Abweichungen. Dafür werden die mittleren Gesamtabweichungen aller untersuchten Materialmodelle herangezogen. Aufgrund des Einsatzes verschiedener Modelle mit variierenden Freiheitsgraden und unterschiedlichen Kalibrierungsstrategien ist davon auszugehen, dass die durchgeführten Untersuchungen einen repräsentativen Querschnitt gängiger Materialmodelle darstellen, wodurch sich aus den Untersuchungen eine allgemeine Kategorisierung ableiten lässt. Entsprechend der verschiedenen maximalen Stempelhub erfolgt die Validierung unterschiedlicher Materialien in unterschiedlichen Stempelhubbereichen. Prinzipiell ist davon auszugehen, dass Abweichungen mit steigendem Stempelhub zunehmen (vgl. Abbildung 7.3 und 7.8). Daher wird für die Kategorisierung der Materialmodelle das Mittel der maximal ausgewerteten Stempelhub für alle Versuchskonfigurationen als Freiheitsgrad herangezogen. Abbildung 8.19 zeigt die mittleren Gesamtabweichungen über die mittleren Stempelhub für alle untersuchten Materialmodelle. Durch diese Daten wird eine Ausgleichsgerade gelegt, die den Trend der stempelhubabhängigen Abweichungen abbildet. Daraus ergibt sich eine Gerade der Form $H21 = 0,1042 \text{ mm}^{-1} h + 0,0010$.

Für jeden Datenpunkt wird der minimale Abstand zu dieser Geraden berechnet, woraus sich ein mittlerer Abstand aller Auswertungspunkte von 0,3641 berechnet. Alle Materialmodelle, deren Abweichungen in einem Abstand zur Geraden resultieren, der kleiner als dieser mittlere Abstand aller Datenpunkte ist, werden als Materialmodelle mit durchschnittlicher Qualität definiert. Dieser Bereich ist begrenzt durch die Geraden der Gleichungen $H_{21} = 0,1042 \text{ mm}^{-1} h - 0,3671$ und $H_{21} = 0,1042 \text{ mm}^{-1} h + 0,3650$ und ist in Abbildung 8.19 als blauer Bereich gekennzeichnet. Materialmodelle, deren Abweichungen oberhalb dieses Bereichs liegen, werden als Materialmodelle, deren Qualität mit Vorsicht zu genießen ist, qualifiziert (roter Bereich in Abbildung 8.19). Liegt die Abweichung der Materialmodelle unterhalb des blauen Bereichs, wird das Materialmodell als überdurchschnittlich gut eingeordnet (grüner Bereich in Abbildung 8.19). Aus dieser Klassifizierung lassen sich die untersuchten Materialmodelle, wie in Tabelle 8.1 gezeigt, hinsichtlich deren Güte absteigend sortieren.



● 1 - AA5083 Yld2000 HT	■ 19 - DP1000 VaBBC
● 2 - AA5083 VaHill48,r HT	■ 20 - DP1000HD VaBarlat89
● 3 - AA5083 Yld2000 M	■ 21 - DP1000HD VaYld2000
● 4 - AA5083 VaHill48,r M	◆ 22 - DX56 VaBBC
○ 5 - AA5754 VaBBC M6	◆ 23 - HC260Y VavonMises
○ 6 - AA5754 VaBBC M8	◆ 24 - HC260Y VaHill48,r
○ 7 - AA5754 Hill48,LMF	◆ 25 - HC260Y VaHill48,Y
○ 8 - AA5754 Hill48,NAF	◆ 26 - HC260Y Hill48,LMF
■ 9 - DP600 VaBBC	◆ 27 - HC260Y Hill48,NAF
■ 10 - DP600 VaYld2000	◆ 28 - HC260Y VaBBC M5
□ 11 - DP600HD VavonMises	◆ 29 - HC260Y VaBBC M6
□ 12 - DP600HD VaHill48,r	◆ 30 - HC260Y VaBBC M6 15deg
□ 13 - DP600HD VaHill48,Y	◆ 31 - HC260Y VaBBC M6 äpD
□ 14 - DP600HD VaBBC	◆ 32 - HC260Y VaBBC M6 rbHill48,r
□ 15 - DP600HD VaBBC ext.	◆ 33 - HC260Y VaBBC M6 rbSSV
□ 16 - DP600HD VaYld2000 ext.	◆ 34 - HC340LA VaHill48,r
■ 17 - DP800 VaBBC	◆ 35 - HC340LA VaBBC
■ 18 - DP800HD VaYld2000	

Abbildung 8.19: Mittlere Gesamtabweichungen für alle untersuchten Modelle.

Tabelle 8.1: Validierung der untersuchten Materialmodelle in Form einer Klassifizierung.

Modellnummer	Modellname	Mittlere Gesamtabweichung	Abstand zur Ausgleichsgeraden
Überdurchschnittliche Materialmodelle			
14	DP600HD VaBBC	1,4064	0,8120
6	AA5754 VaBBC M8	1,4355	0,4990
18	DP800HD VaYld2000	1,4756	0,4898
5	AA5754 VaBBC M6	1,4669	0,4677
30	HC260Y VaBBC M6 15deg	2,1128	0,4643
33	HC260Y VaBBC M6 rbSSV	2,1296	0,4475
29	HC260Y VaBBC M6	2,1364	0,4407
32	HC260Y VaBBC M6 rbHill48,r	2,1671	0,4195
16	DP600HD VaYld2000 ext.	1,7671	0,4149
11	DP600HD VavonMises	1,8331	0,3876
13	DP600HD VaHill48,Y	1,8408	0,3800

Durchschnittliche Materialmodelle			
28	HC260Y VaBBC M5	2,2913	0,2867
3	AA5083 Yld2000 M	1,5343	0,2164
17	DP800 VaBBC	1,4463	0,1848
1	AA5083 Yld2000 HT	1,5718	0,1790
31	HC260Y VaBBC M6 äpD	2,4475	0,1405
15	DP600HD VaBBC ext.	2,0513	0,1130
2	AA5083 VaHill48,r HT	1,7350	0,0167
4	AA5083 VaHill48,r M	1,7404	0,0114
8	AA5754 Hill48,NAF	1,9538	0,0166
20	DP1000HD VaBarlat89	1,7234	0,0351
27	HC260Y Hill48,NAF	2,6210	0,0470
25	HC260Y VaHill48,Y	2,6974	0,1051
21	DP1000HD VaYld2000	1,9216	0,2246
35	HC340LA VaBBC	2,3856	0,2271
12	DP600HD VaHill48,r	2,5226	0,2981
10	DP600 VaYld2000	2,1731	0,3077
7	AA5754 Hill48,LMF	2,2548	0,3160

Tabelle 8.2: Validierung der untersuchten Materialmodelle in Form einer Klassifizierung – Fortsetzung.

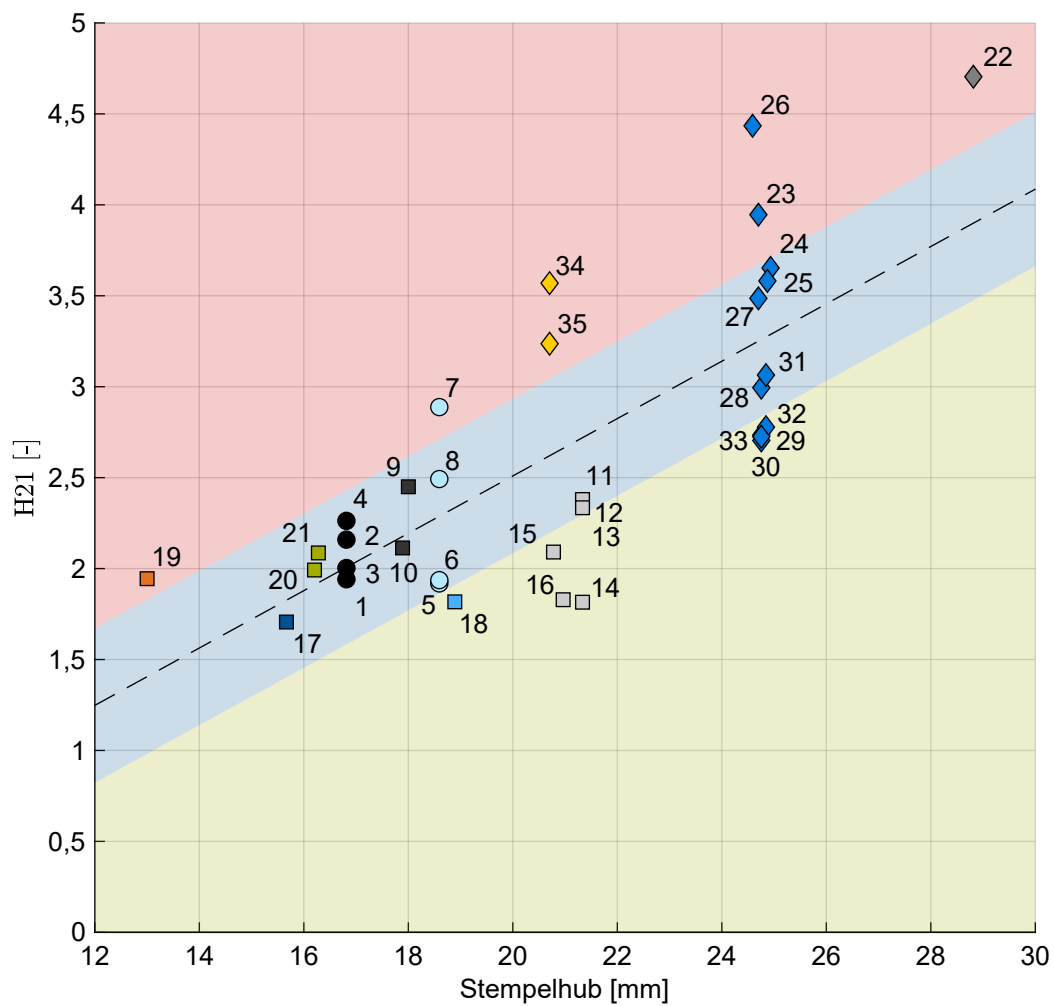
Modellnummer	Modellname	Mittlere Gesamtabweichung	Abstand zur Ausgleichsgeraden
Unterdurchschnittliche Materialmodelle			
24	HC260Y VaHill48,r	3,1990	0,5977
9	DP600 VaBBC	2,5031	0,6244
23	HC260Y VavonMises	3,2191	0,6418
34	HC340LA VaHill48,r	2,8183	0,6575
26	HC260Y Hill48,LMF	3,3003	0,7341
22	DX56 VaBBC	3,7699	0,7630
19	DP1000 VaBBC	2,1340	0,7757

Aus den Ergebnissen von Tabelle 8.1 folgt, dass die Bewertung der Materialmodelle durch den Abstand zur Ausgleichsgeraden im Vergleich zur Einordnung über die mittlere Gesamtabweichung zu teils veränderten Einordnungen der Materialmodellqualität führt. Insbesondere am Beispiel des Materialmodells DP1000 VaBBC (19) zeigt sich, dass sich dadurch die Einschätzung von dessen Güte deutlich verschlechtert. Der Übersicht ist zu entnehmen, dass vor allem Modellierungen basierend auf den Fließortbeschreibungen BBC oder Yld2000, die eine höhere Anzahl an Freiheitsgraden als die Modelle vonMises und Hill48 besitzen, eine überdurchschnittliche Materialmodellqualität erreichen. Dies zeigt, dass sich bei Bedarf einer Materialmodellierung mit realitätsnaher Abbildung der erhöhte Aufwand zur Kalibrierung der komplexeren Materialmodelle auszahlt. Die zusätzliche Kalibrierung für weitere Orientierungen zur Walzrichtung (30) liefert einen geringen Mehrwert zur in 45° Schritten kalibrierten Referenz (29). Bezüglich der Untersuchungen der Kalibrierungsstrategie des r_b -Werts zeigt sich, dass die Materialmodellqualität für Kalibrierungen basierend auf dem hydraulischen Tiefungsversuch (29, $r_b = 1,0115$) und dem Schichtstauchversuch (33, $r_b = 1,3239$) zu vergleichbaren Ergebnissen führen. Etwas schlechter zeigt sich das Materialmodell, dessen r_b -Wert auf Basis von Hill48,r errechnet wurde (27, $r_b = 1,4149$). Folglich zeigt der r_b -Wert für das untersuchte Material HC260Y keinen großen Einfluss auf die Materialmodellqualität, was auch in Übereinstimmung mit den visuell kleinen Unterschieden in der Fließortdarstellung von Abbildung 4.24 ist. Der geringe Einfluss des r_b -Werts ist auf den vergleichsweise hohen Wert $FBI = 1,0972$ (Tabelle E.24) zurückzuführen, was die Krümmung des Fließorts stabilisiert. Am Beispiel des Materials DP600HD zeigt sich, dass die isotrope Modellierung nach vonMises (11) zu besseren Ergebnissen führen kann als die Modellierung nach Hill48,r (12). Dies gründet insbesondere auf der Tatsache, dass das Hill48,r-Modell ausschließlich im Dehnungsraum kalibriert ist, wodurch die Spannungs-

verhältnisse mit großem Fehler angenommen werden. Abbildung 4.9 zeigt, dass das Modell Hill48,r die Spannungsverhältnisse für den Großteil der Spannungszustände überschätzt. Der Vergleich der Krümmungsexponenten $M = 5$ (28) und $M = 6$ (29) für das Material HC260Y zeigt, dass dieser Parameter deutlichen Einfluss auf die Güte des Materialmodells hat und bei Materialmodellkalibrierungen dementsprechende Beachtung finden sollte. Die Untersuchung der Fließkurvenextrapolation für das Material AA5083 (1-3 und 2-4) zeigt geringere Einflüsse als die Wahl der Fließortbeschreibung (1-2, 3-4). Für das Material HC260Y liefert die Kalibrierung entsprechend äquivalenter plastischer Arbeit (29) bessere Ergebnisse als die Kalibrierung entsprechend äquivalenter plastischer Dehnung (äpD, 31). Die Materialmodelle der klassischen Dualphasenstähle (10, 17, 19), deren Versuche zur Kalibrierung mit einer anderen Charge als die MUC-Test-Versuche durchgeführt wurden, zeigen größere Abweichungen als die Modelle der Dualphasenstähle mit erhöhter Duktilität (14, 18, 20), für die zur Kalibrierung und Validierung dieselbe Charge zum Einsatz kam. Der Einfluss verschiedener Fließregeln wurde am Beispiel des Materials HC260Y untersucht. Wie erwartet zeigt sich, dass bei Verwendung der nicht-assozierten Fließregel mit Fließfunktion aus Hill48,Y und plastischem Potenzial Hill48,r (27) geringere Gesamtabweichungen resultieren als bei Einsatz der Einzelfunktionen mit assoziierter Fließregel (24, 25). Dadurch zeigt sich das Potenzial des Einsatzes einer nicht-assozierten Fließregel. Dennoch liegen die Gesamtabweichungen deutlich oberhalb der Modelle basierend auf BBC (28 bis 33). Für eine genauere Abbildung der Realität unter Verwendung einer nicht-assozierten Fließregel müssen demnach Fließfunktionen und plastische Potenziale mit größerer Flexibilität eingesetzt werden, wie beispielsweise von Yoon et al. (2007) vorgeschlagen. Der Einsatz der Fließfunktion Hill48,Y mit Lévy-Mises Fließregel (26) resultiert in größeren Abweichungen als das Modell nach von Mises und ist folglich in diesem Fall nicht zielführend. Für das Aluminium AA5754 ergibt sich, dass der Literaturwert für den Exponenten der Fließortbeschreibung $M = 8$ (6) zu besseren Ergebnissen führt als die Verwendung eines Exponenten von $M = 6$ (5) und der Einsatz der Modelle nach Hill48 mit Lévy-Mises Fließregel (7) bzw. nicht-assoziierter Fließregel (8).

8.2.2 Bewertung des Gesamtunterschieds basierend auf Dehnungen

Anstatt einer gleichwertigen Betrachtung der Dehnungen und Stempelkräfte können die Materialmodelle durch die Wahl der Gewichtungsfaktoren $w\varphi_1 = w\varphi_2 = 0,5$, $wF = 0$ in Gleichung 7.65 lediglich auf Basis der Dehnungen qualifiziert werden. Abbildung 8.20 zeigt die entsprechenden mittleren Gesamtabweichungen. Daraus ergibt sich eine Ausgleichsgerade der Form $H21 = 0,1577 \text{ mm}^{-1} h - 0,6441$. Mit den Begrenzungsgeraden der Form $H21 = 0,1577 \text{ mm}^{-1} h - 1,0684$ und $H21 = 0,1577 \text{ mm}^{-1} h - 0,2199$ ergibt sich die Einteilung nach Tabelle 8.3. Insbesondere auffällig ist in dieser Aufstellung, dass sich drei Modelle des Materials DP600HD positiv auszeichnen (14 bis 16). Ferner erweisen sich die komplexeren Materialmodelle für das Material HC260Y (29, 30, 33) als gut in der Repräsentation des Dehnungsraums. Für das Aluminium AA5754 (5, 6) resultiert im Gegensatz zur Betrachtung mit Stempelkräften lediglich ein durchschnittliches Ergebnis.



● 1 - AA5083 Yld2000 HT	■ 19 - DP1000 VaBBC
● 2 - AA5083 VaHill48,r HT	■ 20 - DP1000HD VaBarlat89
● 3 - AA5083 Yld2000 M	■ 21 - DP1000HD VaYld2000
● 4 - AA5083 VaHill48,r M	◆ 22 - DX56 VaBBC
○ 5 - AA5754 VaBBC M6	◆ 23 - HC260Y VavonMises
○ 6 - AA5754 VaBBC M8	◆ 24 - HC260Y VaHill48,r
○ 7 - AA5754 Hill48,LMF	◆ 25 - HC260Y VaHill48,Y
○ 8 - AA5754 Hill48,NAF	◆ 26 - HC260Y Hill48,LMF
■ 9 - DP600 VaBBC	◆ 27 - HC260Y Hill48,NAF
■ 10 - DP600 VaYld2000	◆ 28 - HC260Y VaBBC M5
□ 11 - DP600HD VavonMises	◆ 29 - HC260Y VaBBC M6
□ 12 - DP600HD VaHill48,r	◆ 30 - HC260Y VaBBC M6 15deg
□ 13 - DP600HD VaHill48,Y	◆ 31 - HC260Y VaBBC M6 äpD
□ 14 - DP600HD VaBBC	◆ 32 - HC260Y VaBBC M6 rbHill48,r
□ 15 - DP600HD VaBBC ext.	◆ 33 - HC260Y VaBBC M6 rbSSV
□ 16 - DP600HD VaYld2000 ext.	◆ 34 - HC340LA VaHill48,r
■ 17 - DP800 VaBBC	◆ 35 - HC340LA VaBBC
■ 18 - DP800HD VaYld2000	

Abbildung 8.20: Mittlere Gesamtabweichungen für alle untersuchten Modelle bei ausschließlicher Betrachtung der Dehnungen.

Tabelle 8.3: Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Dehnungen.

Modellnummer	Modellname	Mittlere Gesamtabweichung	Abstand zur Ausgleichsgeraden
Überdurchschnittliche Materialmodelle			
14	DP600HD VaBBC	1,8151	0,8935
16	DP600HD VaYld2000 ext.	1,8288	0,8223
30	HC260Y VaBBC M6 15deg	2,7044	0,5480
15	DP600HD VaBBC ext.	2,0909	0,5345
33	HC260Y VaBBC M6 rbSSV	2,7251	0,5276
29	HC260Y VaBBC M6	2,7345	0,5183
18	DP800HD VaYld2000	1,8171	0,5108
32	HC260Y VaBBC M6 rbHill48,r	2,7776	0,4895

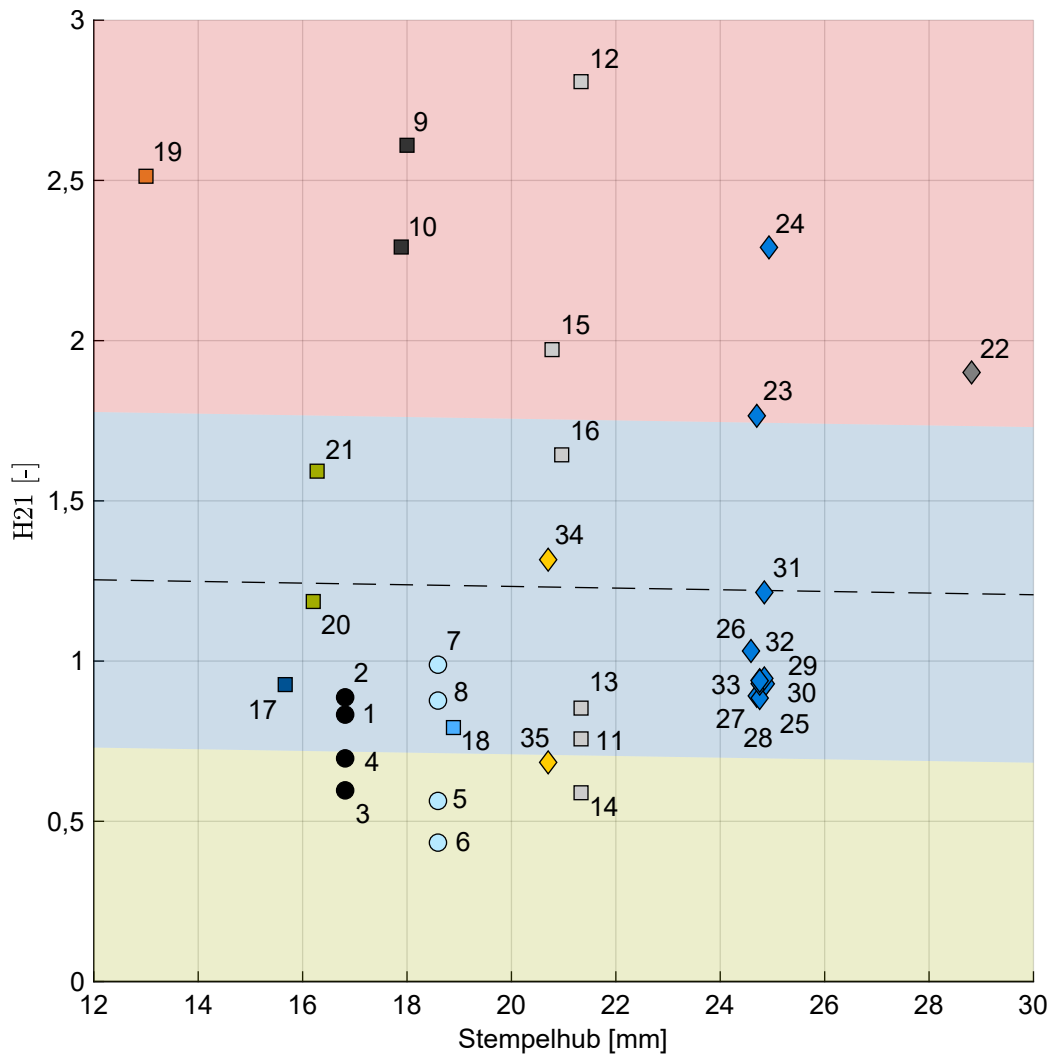
Durchschnittliche Materialmodelle			
13	DP600HD VaHill48,Y	2,3345	0,3804
5	AA5754 VaBBC M6	1,9186	0,3644
6	AA5754 VaBBC M8	1,9365	0,3467
11	DP600HD VavonMises	2,3711	0,3443
12	DP600HD VaHill48,r	2,3798	0,3357
28	HC260Y VaBBC M5	2,9947	0,2613
31	HC260Y VaBBC M6 äpD	3,0641	0,2066
17	DP800 VaBBC	1,7061	0,1185
1	AA5083 Yld2000 HT	1,9413	0,0651
10	DP600 VaYld2000	2,1136	0,0622
3	AA5083 Yld2000 M	2,0031	0,0040
20	DP1000HD VaBarlat89	1,9921	0,0803
2	AA5083 VaHill48,r HT	2,1591	0,1501
21	DP1000HD VaYld2000	2,0861	0,1616
8	AA5754 Hill48,NAF	2,4923	0,2024
27	HC260Y Hill48,NAF	3,4858	0,2325
4	AA5083 VaHill48,r M	2,2624	0,2521
9	DP600 VaBBC	2,4498	0,2527
25	HC260Y VaHill48,Y	3,5816	0,3003
24	HC260Y VaHill48,r	3,6530	0,3613

Tabelle 8.4: Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Dehnungen – Fortsetzung.

Modellnummer	Modellname	Mittlere Gesamtabweichung	Abstand zur Ausgleichsgeraden
Unterdurchschnittliche Materialmodelle			
19	DP1000 VaBBC	1,9445	0,5323
7	AA5754 Hill48,LMF	2,8879	0,5931
35	HC340LA VaBBC	3,2364	0,6085
23	HC260Y VavonMises	3,9459	0,6869
22	DX56 VaBBC	4,7044	0,7954
34	HC340LA VaHill48,r	3,5692	0,9373
26	HC260Y Hill48,LMF	4,4346	1,1871

8.2.3 Bewertung des Gesamtunterschieds basierend auf Stempelkräften

Werden durch die Wahl der Gewichtungsfaktoren $w_{\varphi_1} = w_{\varphi_2} = 0$, $w_F = 1$ in Gleichung 7.65 ausschließlich Abweichungen in der Stempelkraft berücksichtigt, resultiert die Darstellung der Gesamtabweichungen in Abbildung 8.21. Aus den Daten errechnet sich die Ausgleichsgerade zu $H21 = -0,0026 \text{ mm}^{-1} h + 1,2852$. Dabei zeigt sich im Gegensatz zu den Dehnungen keine ausgeprägte Abhängigkeit der Abweichungen vom Stempelhub. Mit den Begrenzungsgeraden in der Form $H21 = -0,0026 \text{ mm}^{-1} h + 0,7615$ und $H21 = -0,0026 \text{ mm}^{-1} h + 1,8089$ folgt die Einteilung nach Tabelle 8.5. Hier zeigen sich die Materialmodelle beider Aluminiumwerkstoffe (3 bis 6) als sehr gut die Stempelkraft repräsentierend. Auch das Materialmodell HC340LA VaBBC (35) weist hier eine geringe Abweichung auf. In der Gesamtbetrachtung resultiert für dieses Materialmodell eine deutlich schlechtere Kategorisierung (vgl. Tabelle 8.1), was auf die großen Abweichungen im Dehnungsraum zurückzuführen ist (vgl. Tabelle 8.3). Zudem ist ersichtlich, dass die Modelle Hill48,r, die nur im Dehnungsraum kalibriert sind, schlechtere Ergebnisse liefern als die im Spannungsraum kalibrierten Hill48,Y-Modelle (12-13, 24-25), was sich mit der Erkenntnis aus der Materialmodellparameterstudie (Tabelle 7.1) deckt.



● 1 - AA5083 Yld2000 HT	■ 19 - DP1000 VaBBC
● 2 - AA5083 VaHill48,r HT	■ 20 - DP1000HD VaBarlat89
● 3 - AA5083 Yld2000 M	■ 21 - DP1000HD VaYld2000
● 4 - AA5083 VaHill48,r M	◆ 22 - DX56 VaBBC
○ 5 - AA5754 VaBBC M6	◆ 23 - HC260Y VavonMises
○ 6 - AA5754 VaBBC M8	◆ 24 - HC260Y VaHill48,r
○ 7 - AA5754 Hill48,LMF	◆ 25 - HC260Y VaHill48,Y
○ 8 - AA5754 Hill48,NAF	◆ 26 - HC260Y Hill48,LMF
■ 9 - DP600 VaBBC	◆ 27 - HC260Y Hill48,NAF
■ 10 - DP600 VaYld2000	◆ 28 - HC260Y VaBBC M5
□ 11 - DP600HD VavonMises	◆ 29 - HC260Y VaBBC M6
□ 12 - DP600HD VaHill48,r	◆ 30 - HC260Y VaBBC M6 15deg
□ 13 - DP600HD VaHill48,Y	◆ 31 - HC260Y VaBBC M6 äpD
□ 14 - DP600HD VaBBC	◆ 32 - HC260Y VaBBC M6 rbHill48,r
□ 15 - DP600HD VaBBC ext.	◆ 33 - HC260Y VaBBC M6 rbSSV
□ 16 - DP600HD VaYld2000 ext.	◆ 34 - HC340LA VaHill48,r
■ 17 - DP800 VaBBC	◆ 35 - HC340LA VaBBC
■ 18 - DP800HD VaYld2000	

Abbildung 8.21: Mittlere Gesamtabweichungen für alle untersuchten Modelle bei ausschließlicher Betrachtung der Stempelkräfte.

Tabelle 8.5: Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Stempelkräfte.

Modellnummer	Modellname	Mittlere Gesamtabweichung	Abstand zur Ausgleichsgeraden
Überdurchschnittliche Materialmodelle			
6	AA5754 VaBBC M8	0,4335	0,8030
5	AA5754 VaBBC M6	0,5636	0,6728
3	AA5083 Yld2000 M	0,5966	0,6445
14	DP600HD VaBBC	0,5891	0,6402
35	HC340LA VaBBC	0,6839	0,5470
4	AA5083 VaHill48,r M	0,6964	0,5447

Durchschnittliche Materialmodelle			
11	DP600HD VavonMises	0,7572	0,4721
18	DP800HD VaYld2000	0,7926	0,4431
1	AA5083 Yld2000 HT	0,8329	0,4082
13	DP600HD VaHill48,Y	0,8533	0,3760
8	AA5754 Hill48,NAF	0,8768	0,3597
2	AA5083 VaHill48,r HT	0,8868	0,3543
28	HC260Y VaBBC M5	0,8847	0,3356
27	HC260Y Hill48,NAF	0,8914	0,3290
17	DP800 VaBBC	0,9267	0,3175
25	HC260Y VaHill48,Y	0,9291	0,2909
30	HC260Y VaBBC M6 15deg	0,9295	0,2908
33	HC260Y VaBBC M6 rbSSV	0,9387	0,2816
29	HC260Y VaBBC M6	0,9404	0,2799
32	HC260Y VaBBC M6 rbHill48,r	0,9460	0,2740
7	AA5754 Hill48,LMF	0,9887	0,2478
26	HC260Y Hill48,LMF	1,0315	0,1892
20	DP1000HD VaBarlat89	1,1860	0,0568
31	HC260Y VaBBC M6 äpD	1,2144	0,0056
34	HC340LA VaHill48,r	1,3164	0,0855
21	DP1000HD VaYld2000	1,5927	0,3502
16	DP600HD VaYld2000 ext.	1,6436	0,4134

Tabelle 8.6: Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Stempelkräfte – Fortsetzung.

Modellnummer	Modellname	Mittlere Gesamtabweichung	Abstand zur Ausgleichsgeraden
Unterdurchschnittliche Materialmodelle			
23	HC260Y VavonMises	1,7654	0,5450
22	DX56 VaBBC	1,9008	0,6911
15	DP600HD VaBBC ext.	1,9720	0,7413
10	DP600 VaYld2000	2,2922	1,0539
24	HC260Y VaHill48,r	2,2910	1,0712
19	DP1000 VaBBC	2,5130	1,2619
9	DP600 VaBBC	2,6097	1,3717
12	DP600HD VaHill48,r	2,8083	1,5790

8.3 Parameteroptimierung

Die in dieser Arbeit gezeigte Vorgehensweise zur Validierung von Materialmodellen resultiert in einer Bewertung derselben in Form eines Skalars. So können für Modelle unterschiedlicher Parameterkonfiguration Abweichungen berechnet werden, wodurch dieser Skalar als Funktion der untersuchten Parameter aufgefasst werden kann. Diese Funktion kann im Rahmen einer Optimierung als Zielfunktion eingesetzt werden, um ein Parameterset möglichst geringer Abweichung zu finden. Das in dieser Arbeit eingesetzte Vegter-Modell besitzt 15 Freiheitsgrade (vgl. Tabelle 2.1). Zudem zeigt die Fließkurve Einflüsse auf die Validierungsergebnisse, wie im Rahmen der Materialmodellparameterstudie in Abschnitt 7.2.5 gezeigt wurde. Werden für die Fließkurve die Freiheitsgrade der Verschiebung, Steigungsänderung und Dehnratensensitivität gewählt, resultiert ein Parameterraum von 18 Parametern, die für eine Optimierung zur Verfügung stehen. Eine vollfaktorielle Optimierung der 18 Parameter bei neun Versuchskonfigurationen (3 Probegeometrien \times 3 Walzrichtungen) ist hinsichtlich des Aufwands nicht realisierbar. Für zwei Änderungsstufen jedes Parameters würden dabei mehr als $2 \cdot 10^6$ Simulationen benötigt werden. Folglich muss eine Strategie entwickelt werden, die den Aufwand einer Optimierung deutlich reduziert. Als Basis dafür werden die Materialmodellparameterstudien aus Abschnitt 7.2.5 herangezogen, die eine Verbindung zwischen Materialmodellparametern und Abweichungen in den MUC-Test-Ergebnissen für die verschiedenen Konfigurationen herstellen. Aus den in Tabelle 7.1 gezeigten Abhängigkeiten werden für Abweichungen relevante Parameter und Konfigurationen identifiziert, was zur Erstellung einer Optimierungsstrategie herangezogen werden

kann. Im Rahmen dieser Arbeit wird keine umfassende Optimierung aller Materialmodellparameter umgesetzt. Vielmehr wird für ein Materialmodell die Realisierbarkeit einer Optimierung für ausgewählte Parameter gezeigt. Dazu wird das Materialmodell DP600HD VaBBC herangezogen. Dabei handelt es sich um das Materialmodell mit dem geringsten Gesamtfehler (vgl. Tabelle 8.1). Damit wird sichergestellt, dass die Fließkurve und die Fließortparameter, die nicht optimiert werden, die Realität gut widerspiegeln, was die Komplexitätsreduktion der Optimierung durch die Reduzierung auf die untersuchten Parameter ermöglicht. Die Parameter $FUN\theta$, $RUN\theta$, FBI des Vegter-Modells basieren auf experimentellen Untersuchungen. Die Parameter $FPS1\theta$, $ALPS\theta$, und $RBI0$ weisen hingegen größere Kalibrierungsunsicherheiten auf. Folglich liegt der Fokus dieser exemplarischen Optimierung auf diesen Parametern. Aus Tabelle 7.1 wird die Optimierungsstrategie abgeleitet, anfangs den $RBI0$ -Wert anhand der 230 mm Proben in den drei untersuchten Walzrichtungen zu optimieren, da dieser keine großen Einflüsse auf die Probengeometrien 70 mm und 110 mm zeigt. Darauf folgend werden die Parameter $FUN1\theta$ und $ALPS\theta$ in Kombination für die Probengeometrien 70 mm und 110 mm optimiert, wobei die Walzrichtungen jeweils getrennt voneinander betrachtet werden. Dies ist möglich, da die Parameterstudien keine deutliche walzrichtungsübergreifende Sensitivität für diese Parameter zeigen. Mit dieser Herangehensweise wird einerseits die Flexibilität des Vegter-Modells ausgenutzt, dessen Kalibrierpunkte lokal geändert werden können, andererseits wird die Komplexität der Optimierungsaufgabe deutlich reduziert.

8.3.1 Optimierung des Parameters $RBI0$

Prinzipiell werden im Rahmen einer sequenziellen Optimierung für ausgewählte Parameterwerte die Werte der Zielfunktion berechnet, die als Stützpunkte für eine Interpolation durch eine vordefinierte Funktion dienen. Für die Optimierung des $RBI0$ -Werts bildet der Mittelwert aus den Gesamtabweichungen $H21m$ der 230 mm Proben mit den drei Orientierungen 0° , 45° und 90° der Walzrichtung bezüglich der x-Achse die Zielfunktion. Abbildung 8.22 zeigt die Abhängigkeit der Gesamtabweichungen vom $RBI0$ -Wert einzeln für die Orientierungen der Walzrichtung sowie als mittlere Gesamtabweichung. Darin zeigen sich gegenläufige Abhängigkeiten für die Walzrichtungen. In der mittleren Gesamtabweichung $H21m$ heben sich die gegenläufigen Sensitivitäten nahezu auf, wodurch die Zielfunktion keine starke Abhängigkeit vom Parameter zeigt. Als der daraus abgeleitete Wert wird $RBI0 = 0,96$ im Weiteren verwendet.

Das Ergebnis dieser Untersuchung zeigt, dass die bestehenden Freiheitsgrade des verwendeten Materialmodells nicht ausreichen, das Materialverhalten für die bestehende Problemstellung abzubilden. Ein Ansatz, eine Modellierung dieses Effekts zu erlauben, ist die Verwendung

einer nicht-assozierten Fließregel, die es ermöglicht, die Dehnraten vom Fließortgradienten zu entkoppeln und damit für die unterschiedlichen Spannungszustände entsprechend anzupassen. Abbildung 6.2 zu Folge sind in diesem Fall die Spannungsbereiche zwischen ebener Dehnung und äquibiaxialem Zug betroffen. Die Untersuchungen mit nicht-assoziierter Fließregel (vgl. Abschnitt 8.2.1) zeigen, dass für eine adäquate Modellierung Fließfunktionen und plastische Potenziale mit erhöhter Anzahl an Freiheitsgraden, wie beispielsweise das Modell Yld2000 (Yoon et al., 2007), benötigt werden.

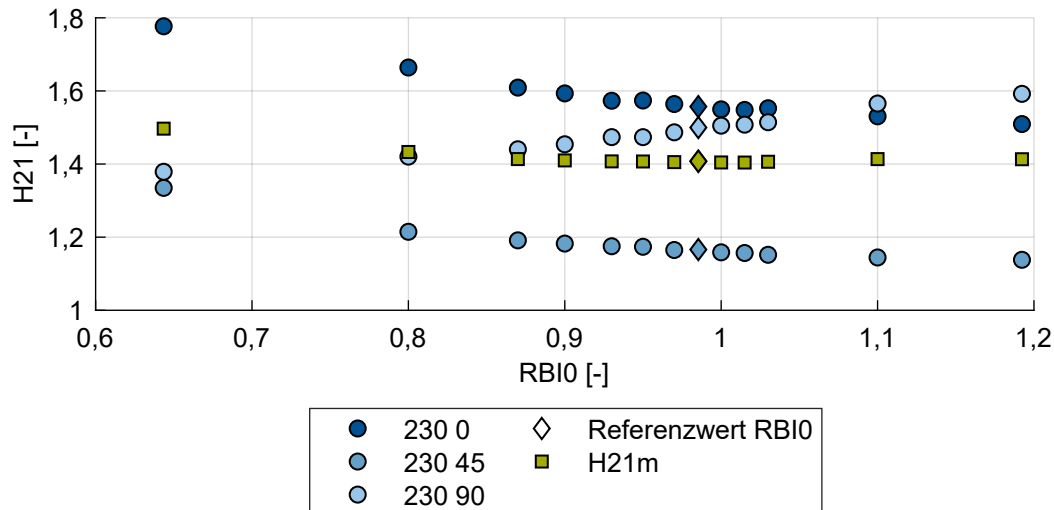


Abbildung 8.22: Gesamtabweichung H_{21} in Abhängigkeit des r_b -Werts für die 230 mm Probe in drei Walzrichtungen und mittlere Gesamtabweichung H_{21m} .

8.3.2 Optimierung der Parameter $FPS_{1\theta}$ und $ALPS_{\theta}$

Als nächster Schritt der Optimierung wird der Spannungspunkt unter ebener Dehnung betrachtet, der über die beiden Parameter $FPS_{1\theta}$ und $ALPS_{\theta}$ definiert ist. Hierbei zeigen sich in Tabelle 7.1 Abhängigkeiten von der 70 mm und der 110 mm Probe, weshalb als Zielfunktion die gemittelte Gesamtabweichung der beiden Proben definiert wird. Ferner ist der Tabelle zu entnehmen, dass sich keine wesentlichen Einflüsse der Parameter auf andere Walzrichtungen zeigen, weshalb jede Walzrichtung isoliert betrachtet wird. Es werden wiederum Stützpunkte im Parameterraum berechnet, die in diesem Fall durch eine biquadratische Funktion interpoliert werden (Abbildung 8.23). Das Minimum der interpolierten Fläche wird als Stützpunkt für weitere Untersuchungen herangezogen. Aus dieser Vorgehensweise resultieren die Parameter $FPS_{10} = 1,1100$, $ALPS_{0} = 0,5000$, $FPS_{145} = 1,1260$, $ALPS_{45} = 0,3506$, $FPS_{190} = 1,1486$, $ALPS_{90} = 0,4406$.

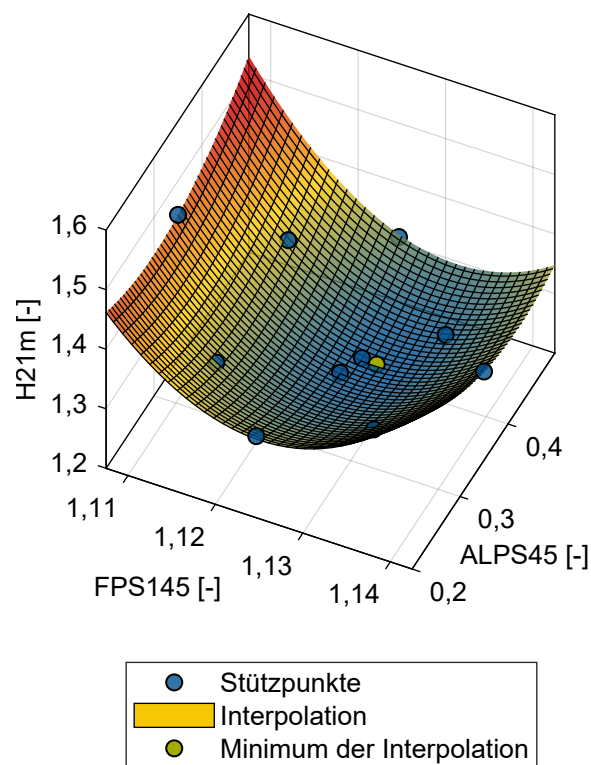


Abbildung 8.23: Mittlere Gesamtabweichung H_{21m} der 70 mm und 110 mm Proben mit Walzrichtung in 45° in Abhängigkeit der Parameter FPS145 und ALPS45. Die biquadratische Interpolation erfolgt auf Basis der Stützpunkte, woraus ein Minimum resultiert.

8.3.3 Optimierter Fließort

Tabelle 8.7 zeigt die Materialmodellparameter des Ausgangsmodells, das auch in Tabelle E.11 zu finden ist. Im Vergleich dazu sind in Tabelle 8.8 die optimierten Parameter gelistet. Da das Referenzmodell bereits geringe Gesamtabweichungen aufweist, sind die optimierten Parameter nicht wesentlich von den Ursprünglichen abweichend. Die graphische Darstellung des Vergleichs ist in Abbildung 8.24 gezeigt. Die resultierenden Gesamtabweichungen H_{21m} sind für beide Materialmodelle in Abbildung 8.25 gezeigt. Trotz des geringen Unterschieds beider Modelle hinsichtlich deren Parameter resultieren für das optimierte Materialmodell geringere Abweichungen. Diese exemplarische Untersuchung zeigt, dass eine Optimierung von Materialmodellen auf Basis der im MUC-Test generierten Daten unter der Verwendung des vorgestellten Vorgehens zum Datenvergleich mit dem resultierenden skalaren Wert als Zielfunktion möglich ist. Zudem zeigt sich, dass der MUC-Test in der Lage ist, kleinere Unterschiede in Materialmodellen auflösen und abbilden zu können. Als weiteres Potenzial zeigt sich, dass mithilfe der Daten aus dem MUC-Test auch komplexere Materialmodelle kalibriert werden können.

Tabelle 8.7: DP600HD

Materialmodellparameter
 Vegter aus BBC M6
 (Tabelle E.11).

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5595	0,5753	0,5595
FUN θ	1	1,0177	1,0132
RUN θ	0,9458	0,8630	1,2003
FPS1 θ	1,1202	1,1247	1,1384
ALPS θ	0,5412	0,4977	0,4450
FBI	=	1,008	=
RBI0	0,9854	-	-

Tabelle 8.8: DP600HD

Materialmodellparameter
 Vegter aus Yld2000 M6
 optimiert.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5595	0,5753	0,5595
FUN θ	1	1,0177	1,0132
RUN θ	0,9458	0,8630	1,2003
FPS1 θ	1,1100	1,1260	1,1486
ALPS θ	0,5000	0,3506	0,4406
FBI	=	1,008	=
RBI0	0,9600	-	-

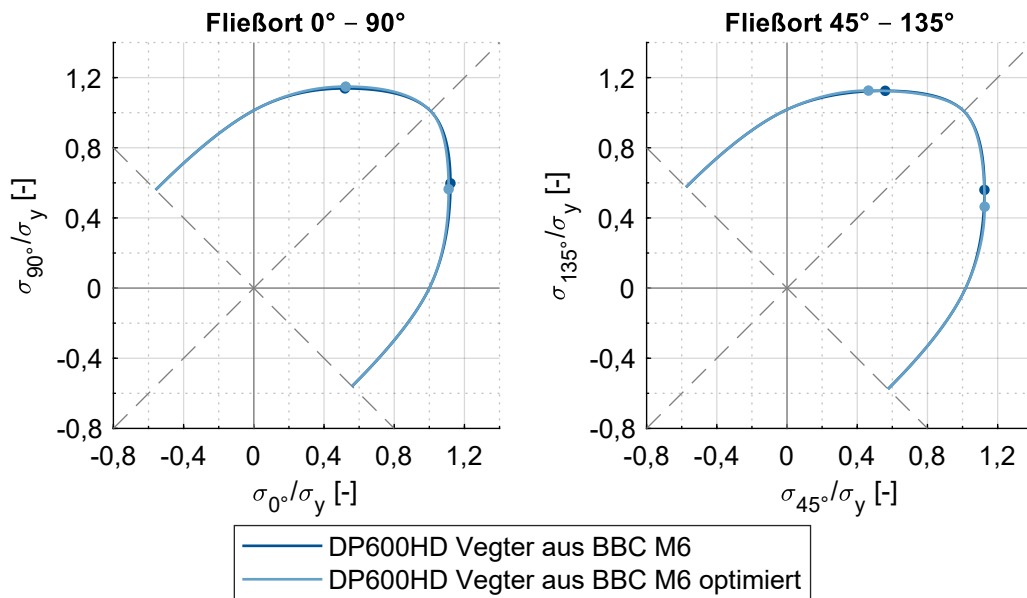


Abbildung 8.24: Darstellung der optimierten Fließortbeschreibung im Vergleich zur Referenz-Fließortbeschreibung.

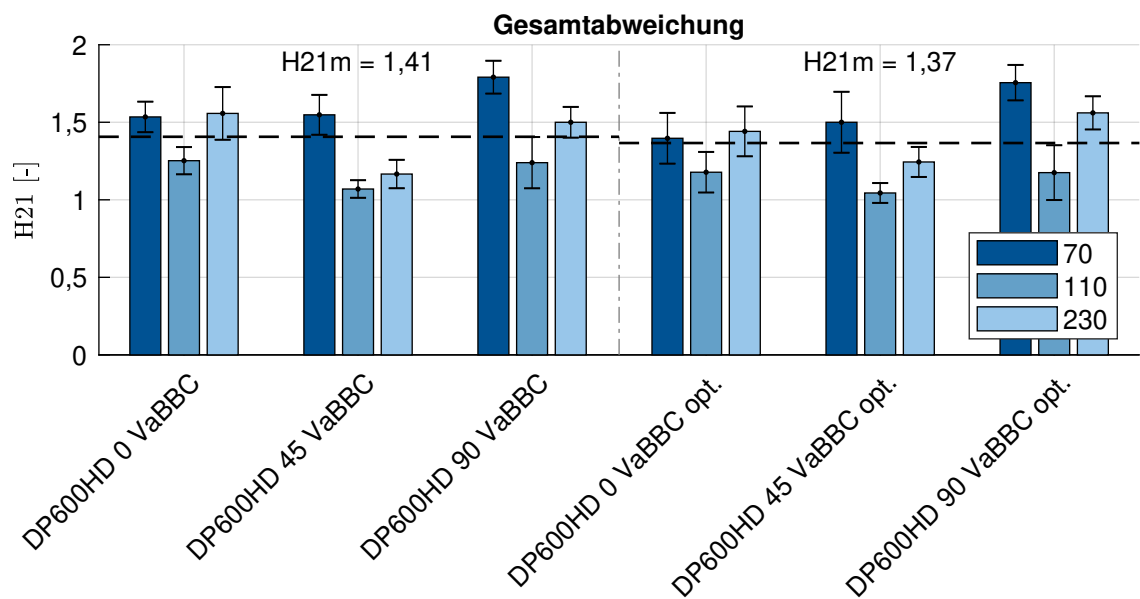


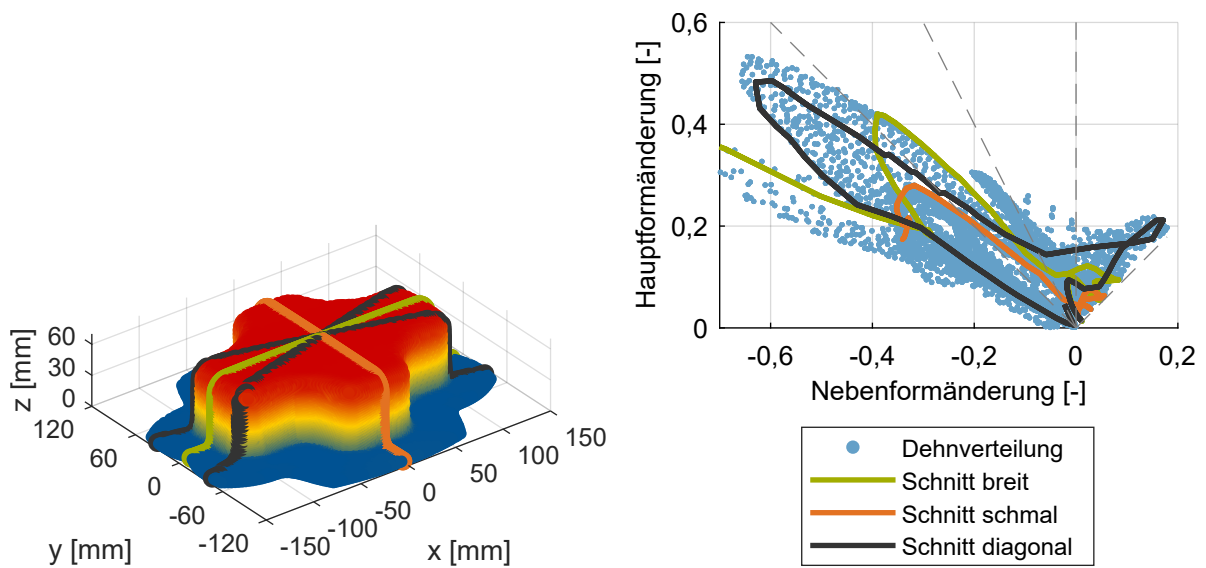
Abbildung 8.25: Gesamtabweichungen für das Referenzmodell (DP600HD VaBBC) im Vergleich zum optimierten Modell (DP600HD VaBBC opt.).

8.4 Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Realbauteil

Abschließend nach der Validierung von Materialmodellen stellt sich die Frage, ob und inwiefern die Ergebnisse der MUC-Test-Validierung auf andere Bauteile und Prozesse übertragbar sind. Nur falls diese Übertragbarkeit gegeben ist, ist die vorgestellte Methodik zur Validierung von Materialmodellen abschließend als effektiv einzuschätzen.

In Abschnitt 2.4 wurden Napfziehversuche als zur Validierung von Materialmodellen eingesetzte Experimente vorgestellt. Diese zeichnen sich insbesondere durch einen anwendungsnahen Prozess und das Auftreten komplexer Dehnverteilungen aus. Somit ist der Kreuznapf zwischen Materialmodellvalidierung und Realprozess einzuordnen, weshalb dieser hier für die Untersuchung der Übertragbarkeit herangezogen wird. Dazu wird eine digitale Abbildung des Kreuznapfversuchs aufgebaut, dessen simulativ ermittelte Dehnungen mit denen des realen Bauteil verglichen werden. Die Kreuznäpfe wurden aus dem Material DP600HD (Abschnitt 4.3.2) hergestellt. Die Einstellungen des digitalen Abbilds orientieren sich an der in Abschnitt 6.1 vorgestellten Simulation des MUC-Tests. Zusätzlich wurde nach Erreichen des maximalen Stempelhubes eine Rückfederung berechnet. Die Vernetzung der Werkzeuge wird mit variabler Netzgröße realisiert, die Platine wird mit einer Kantenlänge von 2,0 mm vernetzt. Eine wesentliche Herausforderung bei der numerischen Abbildung dieses Umformprozesses ist die Modellierung der Reibung (vgl. Abschnitt 2.4.8). Hierfür wird in dieser Arbeit der Platineneinzug als Maß verwendet, der sich

hinsichtlich Reibung als deutlich sensitiver erweist als das Materialmodell. Die Bauteilkanten der experimentell hergestellten Kreuznapfgeometrien werden aus der Geometriemessung mittels des Stereo-Kamerasystems ATOS (Abschnitt 4.2.3) exzerpiert. Aus einem Vergleich zwischen realem und numerischem Einzug resultiert eine Reibzahl von 0,01 für die Kontakte zwischen der Platine und den Werkzeugaktivflächen. Mit diesem digitalen Abbild werden Kreuznäpfe unter Verwendung des Materialmodells DP600HD VaBBC (Tabelle E.10), dessen optimierten Pendants DP600HD VaBBC opt. (Tabelle 8.8) und des hinsichtlich Modellgüte schlechter bewerteten Modells (vgl. Tabelle 8.19) DP600HD VaHill48,r (Tabelle E.8) simuliert. Der Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse erfolgt in Form von Dehnungen entlang von Schnitten, die in Abbildung 8.26a gezeigt sind. Die experimentell auftretenden Dehnungen werden mit dem photogrammetrischen System ARGUS (Abschnitt 4.2.2) ermittelt. Die Lage der Schnitte innerhalb der Dehnverteilung ist in Abbildung 8.26b ersichtlich, wobei sich zeigt, dass durch die Wahl der Schnitte alle relevanten Bereiche der Dehnverteilung betrachtet werden. Die deutlichsten Unterschiede entlang dieser Schnitte zeigen sich für die Hauptformänderung auf der Blechoberfläche. Dieser Vergleich ist für den breiten Schnitt in Abbildung 8.27, für den schmalen Schnitt in Abbildung 8.28 und für den diagonalen Schnitt in Abbildung 8.29 gezeigt. Neben den experimentellen und simulativen Dehnungen ist auf der rechten Ordinate die z-Koordinate entlang des Schnittes gezeigt, wodurch der Bezug zur Lage auf dem Kreuznapf, insbesondere der Lage des Radius im Übergang vom Ziehteilboden zur Zarge, hergestellt werden kann. Die Abbildungen zeigen, dass die Dehnungsmessung im Experiment einer Streuung unterliegt und die Ergebnisse teils unsymmetrisch sind, was die Interpretation erschwert. Insgesamt zeigt sich allerdings das Bild, dass das Materialmodell VaHill48,r die realen Dehnungen schlechter repräsentiert als die Modelle VaBBC und VaBBC opt., wobei Letztere visuell nicht unterscheidbar sind. Damit spiegelt sich der Trend der MUC-Test-Validierung in diesen Ergebnissen wieder, in dem das Modell VaHill48,r als schlechter im Vergleich zu den Modellen VaBBC und VaBBC opt. bewertet wird. Damit ist die Übertragbarkeit der Validierungsergebnisse aus dem MUC-Test auf andere Tiefziehprozesse gezeigt. Allerdings zeigt sich auch, dass es mittels des Kreuznapfs kaum möglich ist, Materialmodelle hinsichtlich deren Güte in einer der MUC-Test-Validierung vergleichbaren fein gradierten Abstufung einzuordnen.



(a) Kreuznapf.

(b) Dehnverteilung.

Abbildung 8.26: Lage der untersuchten Schnitte auf dem Kreuznapf und in der Dehnverteilung.

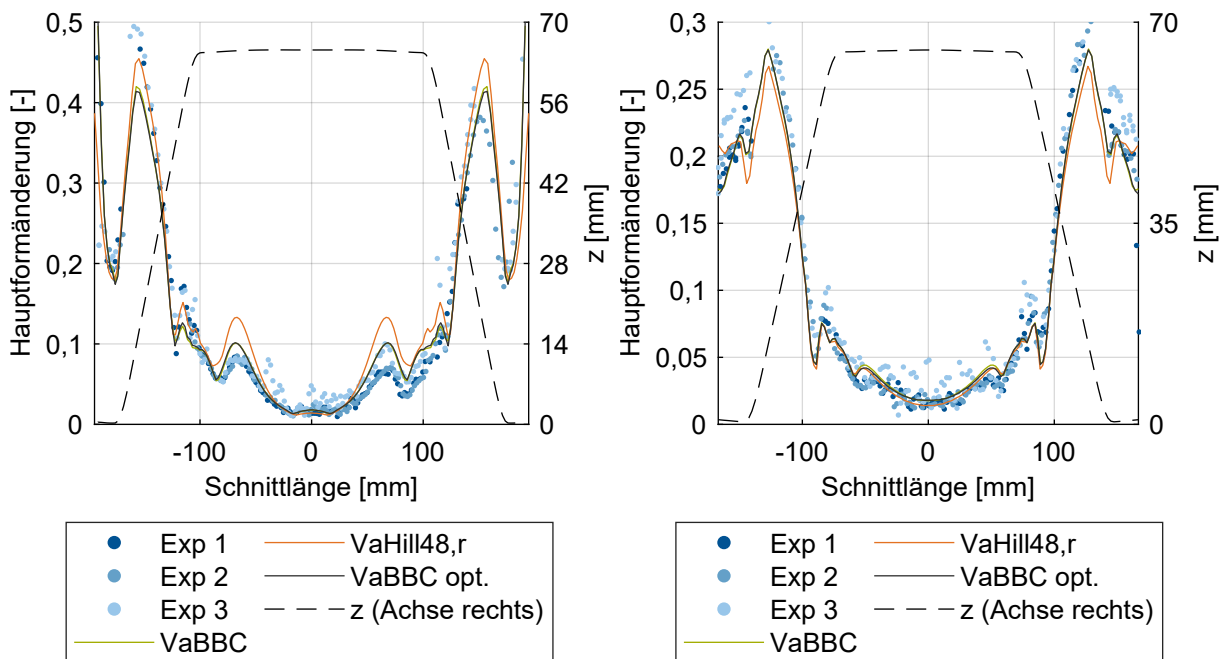


Abbildung 8.27: Dehnungsvergleich entlang des breiten Schnittes.

Abbildung 8.28: Dehnungsvergleich entlang des schmalen Schnittes.

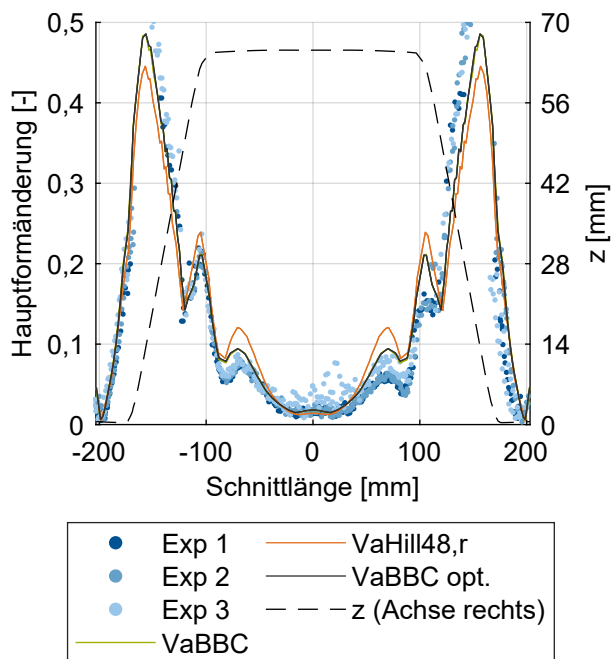


Abbildung 8.29: Dehnungsvergleich entlang des diagonalen Schnittes.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die Validierung von Modellen stellt eine grundlegende Herausforderung dar, die jeder und jede Modell-Einsetzende in Betracht ziehen sollte. Neben der Verifizierung, die untersucht, ob das Modell das Beabsichtigte macht, stellt die Validierung die Frage, ob das Modell die Realität in ausreichender Genauigkeit und Präzision abbildet. Erst wenn diese Frage beantwortet werden kann und das Ergebnis mit den eigenen Anforderungen an die Modellgenauigkeit abgeglichen ist, kann ein Modell gewinnbringend eingesetzt werden. Die Arten und Vorgehensweisen von Validierungen sind dabei so vielfältig wie die Modelle selbst. Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Validierung von Materialmodellen, die zur Modellierung von Blechumformprozessen eingesetzt werden. Neben der Abbildung der Geometrie, den Prozessparametern und numerischen Parametern stellt das Materialmodell dabei einen wesentlichen Einflussfaktor auf die Aussagekraft eines digitalen Abbilds dar. Der Stand der Technik zeigt, dass aktuell verschiedene Ansätze zur Validierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe verfolgt werden, die alle Vor- und Nachteile aufweisen. Eine durchgängige effektive und effiziente Validierungsmethodik ist bisher nicht etabliert. Hier setzt die Arbeit an, um diese Forschungslücke zu schließen.

Der MUC-Test (Akronym für den englischen Ausdruck *material under control*) als Werkzeugidee vereint verschiedene Vorteile bestehender Validierungsmethoden. So erlaubt der MUC-Test eine einfache Versuchsdurchführung, deren Ergebnisse nicht von Reibung dominiert sind. Mithilfe nur weniger Versuche lässt sich eine fundierte Datenbasis generieren, deren Dehnverteilungen den für die Blechumformtechnik relevanten Bereich abdecken. Die Komplexität der Dehnverteilungen sowie die zeitlich fein aufgelösten Daten stellen in der numerischen Abbildung eine große Herausforderung an Materialmodelle, was eine fundierte Aussage über deren Qualität erlaubt. Auf experimenteller Basis wurde die Eignung des MUC-Tests als Basis für eine Validierung untersucht. Die Validierung basiert auf einem Vergleich experimenteller mit numerisch generierten Daten. Zur Modellierung des digitalen Abbilds wird die Finite-Elemente-Methode-Software LS-DYNA eingesetzt. Damit werden dem Experiment vergleichbare Daten des Hauptumformgrads, Nebenumformgrads und Stempelkraft generiert, die miteinander verglichen werden. Die Stempelkraft stellt einen skalaren Wert in Abhängigkeit des Stempelhubes beziehungsweise der Zeit dar, was für äquivalente Stempelhübe einen direkten Vergleich zwischen realen und numerischen Daten ermöglicht. Die Dehnungen stellen hingegen eine Größe dar, die sowohl zeitlich über den Stempelhub als auch örtlich auf der Probenoberfläche aufgelöst sind. Der Vergleich wird hier in Form eines Vollfeld-Vergleichs realisiert. Dabei werden die Dehnungswerte äquivalenter

materieller Punkte zweier miteinander zu vergleichenden Datensätze mithilfe des isoparametrischen Prinzips berechnet. Eine umformtechnisch motivierte Gewichtung der Vergleichsdaten entsprechend der auftretenden Vergleichsdehnung wurde dabei implementiert. Damit stehen örtlich und zeitlich aufgelöst Skalare als Vergleichsbasis zur Verfügung. Als Maß für die mittlere Abweichung wird der Hölder-Mittelwert unterschiedlicher Grade verwendet.

Mit dem erstellten Vergleichstool wurden umfangreiche Sensitivitätsanalysen durchgeführt, um die Einflüsse von Geometrie, Prozessparametern und numerischer Parameter zu kennen und von den Einflüssen der Materialmodellparameter zu trennen. Auf dieser Basis ist es einerseits möglich, die Eignung des MUC-Tests neben experimentellen auch mit numerischen Untersuchungen zu bestätigen. Andererseits wurde damit eine phänomenologische Strategie zur Kalibrierung der Reibzahlen für die Kontakte zwischen Prüfblech und Werkzeug abgeleitet. Die Sensitivitätsanalyse der Materialmodellparameter wurde derart umgesetzt, dass das Ausmaß der Parameteränderungen jeweils vergleichbar ist, wodurch auch die resultierenden Abweichungen der numerischen Ergebnisse sowohl qualitativ als auch quantitativ vergleichbar sind. Daraus wurden Skalierungsfaktoren abgeleitet, die eine Berechnung von Gesamtabweichungen aus Stempelkräften und den Dehnungen erlauben. Damit resultiert ein einzelner skalarer Wert, der den Unterschied zweier untersuchter Datensätze quantifiziert. Ferner wurden die Einflüsse aller untersuchten Materialmodellparameter inklusive deren Einfluss auf andere Walzrichtungen kategorisiert, was einerseits die Einflüsse der Materialmodellparameter auf den MUC-Test verdeutlicht und andererseits als Grundlage für die Deutung von Validierungsergebnissen herangezogen werden kann, um damit potenzielle Schwachstellen eines Materialmodells zu identifizieren.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden 35 Materialmodelle von elf Materialien aus den Klassen der Aluminiumwerkstoffe, Dualphasenstähle und Tiefziehstähle untersucht. Unter der Annahme, dass die untersuchten Materialmodelle hinsichtlich deren Qualität repräsentativ für allgemein in der Blechumformung eingesetzte Materialmodelle sind, wurde aus diesen Ergebnissen eine Kategorisierung der Materialmodellqualitäten abgeleitet, welche die Klassifizierung untersuchter Modelle bezüglich deren Qualität in überdurchschnittlich, durchschnittlich und unterdurchschnittlich erlaubt. Unter Verwendung der skalaren Bewertung der Modellqualität als Zielfunktion wurden ausgewählte Parameter eines Materialmodells exemplarisch optimiert. Neben der prinzipiellen Eignung des MUC-Tests als Basis für eine Materialmodelloptimierung zeigte sich, dass die verwendeten Modelle bezüglich der Abbildung der Realität an deren Grenzen kommen und dass Modelle höherer Freiheitsgrade für eine genauere Beschreibung der Realität zum Einsatz kommen müssen. Abschließend wurde am Beispiel des Kreuznapfs die Übertragbarkeit der Validierungsergebnisse auf reale Umformprozesse gezeigt, wodurch der Vorteil des MUC-Tests einer fein aufgelösten Validierung bestätigt werden konnte.

Diese Arbeit bietet eine durchgängige, effektive und effiziente Methodik zur Qualifizierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe, die den gesamten für die Umformtechnik relevanten Modellbereich abdeckt. Naheliegende fortführende Untersuchungen liegen nun darin, weitere Materialien und Modelle zu untersuchen, um die Datenbasis für die Klassifizierung von Materialmodellen auszudehnen und die Einordnung damit weiter repräsentativ zu machen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden Bleche mit Dicken von 1,0 mm und 1,8 mm untersucht. Inwiefern der MUC-Test auch für Feinst- oder Dickbleche einsetzbar ist, ist eine interessante Fragestellung für weitere Untersuchungen. Auch die Ausdehnung des Materialportfolios auf andere Materialklassen und Werkstoffe erweitert die Validierungserfahrungen mit dem MUC-Test. Eine immer wieder in industriellen Anwendungen auftretende Herausforderung ist die Schwankung von Materialeigenschaften verschiedener Chargen. Mithilfe des MUC-Tests lässt sich herausarbeiten, inwiefern sich verschiedene Chargen auf die Materialeigenschaft auswirken und mit welcher Genauigkeit bestehende Materialkarten übertragbar sind. Als Hinweis darauf wurde in vorliegender Arbeit bereits erarbeitet, dass Materialmodelle, die für eine andere Charge kalibriert als validiert wurden, schlechtere Abbildungsqualität zeigen.

Die Methodik zur Validierung von Materialmodellen wurde für Parameter der Fließkurve und des Fließorts mit isotroper Verfestigung etabliert. Das Validierungsprogramm verwendet lediglich Dehnungen und Spannungen der digitalen Abbildung, wodurch das zugrundeliegende Materialmodell als *Black Box* angesehen werden kann. Somit kann die bestehende Validierungsstrategie für beliebige weitere Materialmodelle eingesetzt werden, wobei lediglich der Export aus dem digitalen Abbild sowie deren Import in die Vergleichssoftware als Schnittstelle angepasst werden muss. Eine Erweiterung des Materialmodells, die bezüglich der Materialmodellgüte von Interesse ist, ist die Verwendung einer nicht-isotropen Fließortverfestigung. Diese kann durch isotrop-kinematische Verfestigung, durch anisotrope Verfestigung oder die als *distortional hardening* bezeichnete Verfestigungsmodellierung realisiert werden. Eine effektive Untersuchung der Modellierung ergibt sich, wenn für den MUC-Test hinsichtlich Spannungs- und Dehnungszustand und auch hinsichtlich Walzrichtung unterschiedlich vorgedehnte Prüfbleche eingesetzt werden. Durch die Vordehnung erfährt der Fließort eine Verfestigung, die sich für verschiedene Spannungszustände je nach Verfestigungsmodellierung unterschiedlich auswirkt. Durch Wechsel des vorliegenden Spannungszustands oder Walzrichtung von Vordehnung zur Nachdehnung im MUC-Test ergibt sich ein entsprechender Sprung in Spannungsraum des Materialmodells, wodurch die Sensitivität der Untersuchung hinsichtlich der Modellverfestigung forciert wird. Im Rahmen der exemplarischen Optimierung hat sich gezeigt, dass die Modelle an die Grenze der Abbildungsgenauigkeit kommen. Folglich ist eine Erweiterung der Freiheitsgrade von Interesse, was über dehnungsabhängige Modellparameter oder durch Verwendung

einer nicht-assoziierten Fließregel mit flexiblen Fließfunktionen und plastischen Potenzialen realisiert werden kann. Auch wird im Rahmen dieser Arbeit kein Versagensmodell verwendet. Eine Überlegung, inwiefern diese Modelle mithilfe des MUC-Tests untersucht werden können, sind dabei von Interesse.

In vorliegender Arbeit werden Dehnungen und Stempelkräfte als Grundlage für die Materialmodellvalidierung herangezogen. In der Simulation werden Dehnungen als Integral von Dehnraten, die entsprechend der Fließregel ermittelt werden, berechnet. Folglich stellt sich ein Vergleich von Dehnraten als Basis für eine Validierung als interessante Fragestellung dar. Im Rahmen dieser Arbeit wurde dies nicht weiter verfolgt, da die experimentellen Daten der Dehnraten einer Streuung unterliegen, die einen derartigen Vergleich nicht sinnvoll erlauben (vgl. Abbildung 7.2). Hartmann et al. (2021) stellten eine Messmethodik vor, die eine robuste Ermittlung höherer Ableitungen von Dehnungen erlaubt. Diese Methodik bildet eine interessante messtechnische Grundlage, mithilfe derer ein Vergleich zwischen experimentellen und numerischen Dehnraten sinnvoll realisierbar erscheint.

Eine weitere Idee zur Modifizierung der bestehenden Vollfeld-Auswertestrategie besteht darin, für einzelne Modellparameter relevante Bereiche auf der MUC-Test Probe zu identifizieren. Dieser Ansatz könnte in Form einer geometrischen Gewichtung in Abhängigkeit des lokal auftretenden Dehnungsgradienten umgesetzt werden. Mit dieser Herangehensweise würde die Validierung vereinfacht und im Aufwand reduziert.

Wie bereits durch die exemplarische Durchführung angedeutet, bildet die Optimierung von Materialmodellen ein vielversprechendes Einsatzgebiet für den MUC-Test. Eine grundlegende Herausforderung bei einer Optimierung stellt die Definition und Bestimmung einer Zielfunktion dar. Dieser Punkt ist in vorliegender Arbeit abgedeckt, da der resultierende Skalar der Materialmodellbewertung als solche eingesetzt werden kann. Eine wesentliche Herausforderung für eine umfassende Optimierung von Materialmodellen stellt die teils große Parameteranzahl, im Fall des Vegter-Fließortmodell von 15, in Kombination mit den neun Versuchskonfigurationen dar. Eine vollfaktorielle Optimierung ist damit bezüglich des Rechenaufwands nicht realisierbar. Folglich muss eine Strategie entwickelt werden, welche die Komplexität des Gesamtproblems reduziert. Hilfreich dabei ist die erarbeitete Einflussmatrix der Materialmodellparameter auf die Ergebnisse des MUC-Tests. Daraus kann ein Vorschlag erarbeitet werden, in welcher Reihenfolge unter Verwendung welcher Versuchskonfigurationen Parameter optimiert werden. Die Berücksichtigung von Validierungsergebnissen sowie weitergehende Überlegungen zu Genauigkeiten der Parameteridentifikationen können den Umfang einer Optimierung zusätzlich reduzieren. Ferner können weitere Parameteruntersuchungen die Wirkzusammenhänge im MUC-Test zusätzlich verdeutlichen. Dabei ist ein semi-analytischer Ansatz denkbar, bei dem die Ergebnisse

des MUC-Tests mit Parameteränderungen in Relation gesetzt werden. Falls sich Fließortparametersensitivitäten unterschiedlichen Positionen auf der Probe zuordnen lassen, erlaubt auch diese Herangehensweise die Möglichkeit, die Komplexität einer Optimierung zu reduzieren. Eine zentrale Fragestellung, die sich im Rahmen einer Optimierung stellt, ist, inwiefern die entwickelte Optimierungsstrategie eindeutig und übertragbar ist.

Ein alternativer Ansatz, die Modellkomplexität zu händeln, ist der Einsatz künstlicher Intelligenz. Mithilfe eines künstlichen neuronalen Netzes können die Zusammenhänge zwischen Parameteränderungen und den Ergebnissen des MUC-Tests erfasst und modelliert werden, was sowohl bei einer Fließortermittlung als auch bei adäquatem Einsatz einer Modelloptimierung zur Unterstützung gereichen kann.

A Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1	Schematisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm für uniaxiale Belastung typischer Metallwerkstoffe.	4
Abbildung 2.2	Fließortbeschreibung nach von Mises im Hauptspannungsraum. Für den ebenen Spannungszustand ergibt sich eine Ellipse ($\sigma_3 = 0$, grau gepunktet).	9
Abbildung 2.3	Unterschied zwischen der Lévy-Mises-Fließregel, der assoziierten Fließregel und der nicht-assozierten Fließregel am Beispiel der Fließfunktion Hill48,Y und dem plastischen Potenzial Hill48,r (Abschnitt 2.1.5, Gleichungen 2.38 und 2.41), kalibriert für das Material HC260Y (Abschnitt 4.3.3).	11
Abbildung 2.4	Schematische Darstellung isotroper und kinematischer Fließortverfestigung (links) mit Verknüpfung zur Fließkurve (rechts).	13
Abbildung 2.5	Freiheitsgrade des Fließortmodells Vegter exemplarisch für eine Orientierung bezüglich der Walzrichtung θ im Hauptspannungsraum.	21
Abbildung 2.6	Für das Vegter-Modell kalibrierte Orientierungen bezüglich der Walzrichtung: 0° blau, 90° rot, 45° ($\hat{=} 135^\circ$) grün.	22
Abbildung 2.7	Dreidimensionale Darstellung des Vegter-Modells für einen allgemeinen ebenen Spannungszustand. Die kalibrierten Orientierungen bezüglich der Walzrichtung sind farblich markiert: 0° blau, 90° rot, 45° ($\hat{=} 135^\circ$) grün.	22
Abbildung 2.8	Geometrie und Dehnverteilung auf Blechoberseite des Kreuznapfs exemplarisch für den Werkstoff DP600HD bei einer Ziehtiefe von 65 mm. Die Daten sind entsprechend des Dehnverhältnisses β eingefärbt.	25
Abbildung 2.9	Funktionsweise des isoparametrischen Konzepts (nach Yang (2018), S. 124).	26
Abbildung 2.10	Exemplarische Dehnverteilungen resultierend aus dem Nakajima-Versuch für Probengeometrien mit Stegbreiten von 20 mm, 110 mm und die Vollprobe für das Material HC260Y (vgl. Abschnitt 4.3.3).	33
Abbildung 3.1	Aufbau und Vorgehen der Forschungsarbeit.	38
Abbildung 4.1	Blechumform-Prüfmaschine BUP 1000 mit optischem Messsystem ARAMIS 4M zur Dehnungsermittlung.	42
Abbildung 4.2	Referenz-Fließkurven des Materials AA5083 in Walzrichtung mit Extrapolationen auf Basis von hydraulischen Tiefungsversuchen (HT) und Miyauchi-Versuchen (M) im Vergleich (nach Gruber et al., 2021).	46
Abbildung 4.3	Fließorte Yld2000 und VaHill48,r des Materials AA5083. Parameter entsprechend Tabellen E.2 und E.3; markiert sind die Punkte ebener Dehnung.	46

Abbildung 4.4	Fließorte AA5754 Vegter aus BBC M8 (VaBBC M8), Vegter aus BBC M6 (VaBBC M6), Hill48 mit Lévy-Mises-Fließregel (Hill48,LMF) und Hill48 mit nicht-assoziiertes Fließregel (Hill48,NAF). Parameter entsprechend Tabellen 4.2, E.4 und E.5.	48
Abbildung 4.5	Fließkurven der Werkstoffe AA5083 und AA5754 im Vergleich.	49
Abbildung 4.6	Fließorte der Werkstoffe AA5083 (Yld2000) und AA5754 (VaBBC M8) im Vergleich.	49
Abbildung 4.7	Fließorte VaBBC und VaYld2000 für den Werkstoff DP600.	51
Abbildung 4.8	Referenz-Fließkurven für den Werkstoff DP600HD.	52
Abbildung 4.9	Fließorte VaBBC, VavonMises, VaHill48,r und VaHill48,Y für den Werkstoff DP600HD.	53
Abbildung 4.10	Fließorte VaBBC, VaBBC ext. und VaYld2000 ext. für den Werkstoff DP600HD.	53
Abbildung 4.11	Fließort Vegter aus BBC M5 (VaBBC) für den Werkstoff DP800.	54
Abbildung 4.12	Fließort Vegter aus Yld2000 M6 (VaYld2000) für den Werkstoff DP800HD.	55
Abbildung 4.13	Fließort Vegter aus BBC M7 (VaBBC) für den Werkstoff DP1000.	55
Abbildung 4.14	Fließorte VaBarlat89 und VaYld2000 für den Werkstoff DP1000HD.	56
Abbildung 4.15	Referenz-Fließkurven der untersuchten Dualphasenstähle.	57
Abbildung 4.16	Fließorte VaBBC der Materialien DP600 und DP600HD im Vergleich.	57
Abbildung 4.17	Fließorte der Materialien DP800 (VaBBC) und DP800HD (VaYld2000) im Vergleich.	58
Abbildung 4.18	Fließorte der Materialien DP1000 (VaBBC) und DP1000HD (VaYld2000) im Vergleich.	58
Abbildung 4.19	Fließorte VaBBC der konventionellen Dualphasenstähle im Vergleich.	59
Abbildung 4.20	Fließorte VaBBC bzw. VaYld2000 der HD-Dualphasenstähle im Vergleich.	59
Abbildung 4.21	Fließort Vegter aus BBC M5 (VaBBC) für den Werkstoff DX56.	60
Abbildung 4.22	Vergleich der untersuchten Fließortmodelle VaBBC M6, VaHill48,r, VaHill48,Y und VavonMises für das Material HC260Y.	62
Abbildung 4.23	Vergleich der untersuchten Fließortmodelle VaBBC M5, VaBBC M6 und VaBBC M6 äpD für das Material HC260Y.	63
Abbildung 4.24	Vergleich der untersuchten Fließortmodelle VaBBC M6, VaBBC M6 rbHill48,r und VaBBC M6 rbSSV für das Material HC260Y.	63
Abbildung 4.25	Vergleich der Materialmodellparameter und deren auf dem Vegter-Modell basierenden Interpolation für das Modell Vegter aus BBC M6 und dem in 15°-Schritten kalibrierten Modell VaBBC M6 15deg.	64
Abbildung 4.26	Fließortmodell für das Material HC260Y nach Vegter für unterschiedliche Kalibrierungsschritte in 3D-Darstellung.	64
Abbildung 4.27	Fließorte VaBBC und VaHill48,r für den Werkstoff HC340LA.	65
Abbildung 4.28	Fließkurven der untersuchten Tiefziehstähle im Vergleich.	66
Abbildung 4.29	Fließorte VaBBC der untersuchten Tiefziehstähle im Vergleich.	66
Abbildung 5.1	MUC-Test Werkzeug und Probengeometrien	69
Abbildung 5.2	Wesentliche Geometriemerkmale des Stempels.	70

Abbildung 5.3	Für das Messsystem erfassbare Bereiche der Probengeometrien. Der sichtbare Bereich ist als Farbverlauf von blau nach rot entsprechend der z-Koordinate koloriert. Maße der Legende in mm.	71
Abbildung 5.4	Geometriemerkmale, die zur Ermittlung Werkzeugkoordinatenachsen in x- und y-Richtung eingesetzt werden.	72
Abbildung 5.5	Stempelkräfte über Stempelhub des Materials HC260Y für die drei Probengeometrien 70 mm, 110 mm und 230 mm mit Walzrichtung in x-Richtung (0°). Die Stempelkraftmaxima sowie der Beginn lokaler Einschnürung sind jeweils markiert. Die Stempelhübe bei 80 % des Stempelhubes mit maximaler Stempelkraft sind durch gestrichelte senkrechte Linien gekennzeichnet.	74
Abbildung 5.6	Charakteristische Messergebnisse des MUC-Tests für das Material HC340LA für die drei Probengeometrien 70 mm, 110 mm und 230 mm mit Walzrichtung in x-Richtung (0°).	75
Abbildung 5.7	Lage der Schnitte in x- und y-Richtung sowie der charakteristischen Punkte auf der Probengeometrie und in den Dehnverteilungen.	76
Abbildung 5.8	Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe für verschiedene Probenbreiten.	77
Abbildung 5.9	Ergebnisse für das Material HC340LA bei je drei Versuchswiederholungen.	78
Abbildung 5.10	Dehnverhältnisse entlang von Schnitten für das Material HC340LA bei je drei Wiederholungen.	78
Abbildung 5.11	Dehnverteilungen für unterschiedliche Stempelschmierkonzepte. Die Änderung der Lage der charakteristischen Punkte (1: Stempellecke, 2: Stempelmitte, 3: Zargenbereich) für die beiden Schmierkonzepte ist durch einen Pfeil gekennzeichnet.	79
Abbildung 5.12	Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe für unterschiedliche Probenorientierungen bzgl. der Walzrichtung.	80
Abbildung 6.1	Digitales Abbild des MUC-Tests als FEM-Halb- und -Viertelmodell. . .	81
Abbildung 6.2	Spannungsverteilungen auf der Blechoberseite der untersuchten Probenkonfigurationen für das Materialmodell Vegter aus BBC M6 des Materials DP600HD (Tabelle E.11) für vier unterschiedliche Stempelhübe. . .	84
Abbildung 7.1	Schematischer Ablauf des Datenvergleichs für Sensitivitätsanalysen und Validierungen.	86
Abbildung 7.2	Experimentell ermittelte Dehnpfade der charakteristischen Punkte aus Abbildung 5.7a für die 110 mm Probe des Materials HC340LA (schwarz). Für jede ermittelte Stufe sind die Dehnraten als skalierte Dehnraten farbig visualisiert.	87
Abbildung 7.3	Exemplarische Stempelkraft-Stempelhub-Verläufe (Achse links) sowie deren stempelhubabhängige absolute Abweichung ($H_p F_i$) und resultierendes Hölder-Mittel für $p = 1, 2, 3, 4$ (Achse rechts).	88
Abbildung 7.4	Hölder-Mittel für die absoluten Abweichungen in Abbildung 7.3 abhängig vom Grad p des Mittels.	88

Abbildung 7.5	Ausrichtung der Koordinaten im sichtbaren Bereich (Abbildung 5.3) für experimentelle Referenz-Daten (Ref: Exp) und simulative Vergleichsdaten (Inv: Sim), wie sie bei der Validierung vorgenommen wird. Für Parameterstudien im Viertelmodell (Ref: Sim, Inv: Sim) ist es hinreichend, die Daten der Viertelmodelle zu vergleichen (grün umrandeter Bereich).	89
Abbildung 7.6	Für jeden materiellen Punkt über den gesamten Stempelhub gemittelter Unterschied der Hauptformänderungen zweier Simulationen berechnet mit dem Hölder-Mittel vom Grad $p = 2$ gezeigt im Dehnungsraum mit Vergleich hinsichtlich der Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.	91
Abbildung 7.7	Für jeden materiellen Punkt über den gesamten Stempelhub gemittelter Unterschied der Hauptformänderungen zweier Simulationen berechnet mit dem Hölder-Mittel vom Grad $p = 2$ gezeigt in örtlicher Auflösung mit Vergleich hinsichtlich der Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.	92
Abbildung 7.8	Für jede Stufe über alle materiellen Punkte gemittelter Unterschied der Hauptformänderungen zweier Simulationen berechnet mit dem Hölder-Mittel vom Grad $p = 2$ mit Vergleich hinsichtlich der Gewichtung bezüglich der normierten Vergleichsdehnung.	93
Abbildung 7.9	Mittlere Abweichungen in Haupt-, Nebenformänderung und Stempelkraft für die drei untersuchten Probengeometrien der Breiten 70 mm, 110 mm und 230 mm resultierend aus dem Datenvergleich bei Verwendung derselben Simulation als Ref- und Inv-Daten.	95
Abbildung 7.10	Vergleich zwischen Viertel- und Vollmodell.	96
Abbildung 7.11	Umhüllende der Dehnverteilungen für Netzgrößen von 0,5 mm, 1,0 mm und 1,45 mm.	98
Abbildung 7.12	Experimentelle Dehnverteilungen für Referenzdehnlängen (RDL) von 1,0 mm und 1,45 mm.	98
Abbildung 7.13	Dehnverteilungen für verschiedene Stempelgeschwindigkeiten (vS).	99
Abbildung 7.14	Dehnverteilungen für verschiedene Elementtypen.	99
Abbildung 7.15	Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe bei variierender Probenbreite.	100
Abbildung 7.16	Dehnverteilungen und Stempelkraftverläufe bei variierender Blechdicke.	101
Abbildung 7.17	Dehnverteilungen für variierende Coulomb'sche Reibzahlen für Blechhalter- und Matrizenkontakte des Prüfblechs (fBM).	103
Abbildung 7.18	Dehnverteilungen für variierende Coulomb'sche Reibzahlen für Stempelkontakt des Prüfblechs (fS).	103
Abbildung 7.19	Dehnverteilungen für variierende Blechhalterkräfte (FBM).	104
Abbildung 7.20	Sensitivitäten der 0° Proben für variierende reale Stempelgeschwindigkeiten.	105

Abbildung 7.21	Fließorte in der Ebene 0° - 90° für die Parametervariationen FUN0+0,03 und RUN0+0,89 im Vergleich zur Referenz (Ref). Der Ausschnitt im rechten Teil der Abbildung zeigt die Strategie zur Festlegung weiterer Parametervariationen. Der Parameter RUN0 wird so verändert, dass derselbe Angelpunkt wie bei der grundlegenden Parametervariation FUN0+0,03 verwendet wird (mit einem schwarzen Kreuz markiert).	106
Abbildung 7.22	Änderung der Referenz-Fließkurve für die Parameterstudien.	107
Abbildung 7.23	Abweichungen in der Hauptformänderung, die sich aus den Materialmodellparameteruntersuchungen ergeben. Die gestrichelte Linie zeigt die Grenze, die zur Klassifizierung verwendet wird.	109
Abbildung 7.24	Abweichungen in der Nebenformänderung, die sich aus den Materialmodellparameteruntersuchungen ergeben. Die gestrichelte Linie zeigt die Grenze, die zur Klassifizierung verwendet wird.	109
Abbildung 7.25	Abweichungen in der Stempelkraft, die sich aus den Materialmodellparameteruntersuchungen ergeben. Die gestrichelte Linie zeigt die Grenze, die zur Klassifizierung verwendet wird.	110
Abbildung 7.26	Dehnverteilungen der 70 mm Probe aus Experiment und Simulation für unterschiedliche Reibzahlen f_{BM} im Vergleich. Die Reibzahl, welche die rot gestrichelte Achse der experimentellen Dehnverteilung am besten nachbildet, wird zur Reibungsmodellierung verwendet.	111
Abbildung 7.27	Einfluss der Reibzahl für den Kontakt zwischen Prüfblech und Stempel (f_S) auf die Nebenformänderung entlang des Schnittes in x-Richtung.	112
Abbildung 7.28	Am Kippunkt ausgerichtete Nebenformänderungen entlang des Schnittes in x-Richtung für unterschiedliche Reibzahlen f_S und ein exemplarisches Experiment.	112
Abbildung 8.1	Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Dehnverteilungen für das Material DP600HD. Die Unterschiede in der Lage der charakteristischen Punkte ist mit einem Pfeil (Exp \rightarrow Sim) verdeutlicht.	114
Abbildung 8.2	Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Stempelkraftverläufe für das Material DP600HD.	114
Abbildung 8.3	Abweichungen für das Material DP600HD bei Verwendung des Materialmodells Vegter aus BBC M6.	115
Abbildung 8.4	Einfluss des Exponenten p des Hölder-Mittels auf die Validierungsergebnisse.	116
Abbildung 8.5	Einfluss des Exponenten q des Hölder-Mittels auf die Validierungsergebnisse.	116
Abbildung 8.6	Einfluss der Exponenten p und q des Hölder-Mittels auf die Validierungsergebnisse.	117
Abbildung 8.7	Einfluss der Gewichtungsfaktoren aus Gleichung 7.65 auf die Validierungsergebnisse.	118
Abbildung 8.8	Vergleich der Modellierung nach Yld2000 und einer von der gleichen Datenbasis abgeleiteten Beschreibung nach Vegter für Probenorientierung 90°	119

Abbildung 8.9	Vergleich der numerischen MUC-Test-Ergebnisse bei Verwendung der Materialmodelle Yld2000, Hill48,r, Hill48,Y und einer davon abgeleiteten Beschreibung mithilfe des Vegter-Modells des Materials DP600HD.	119
Abbildung 8.10	Gesamtabweichungen für das Material AA5083.	120
Abbildung 8.11	Gesamtabweichungen für das Material AA5754.	121
Abbildung 8.12	Gesamtabweichungen für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.	122
Abbildung 8.13	Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.	123
Abbildung 8.14	Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.	123
Abbildung 8.15	Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.	124
Abbildung 8.16	Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.	125
Abbildung 8.17	Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.	125
Abbildung 8.18	Gesamtabweichungen für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.	126
Abbildung 8.19	Mittlere Gesamtabweichungen für alle untersuchten Modelle.	128
Abbildung 8.20	Mittlere Gesamtabweichungen für alle untersuchten Modelle bei ausschließlicher Betrachtung der Dehnungen.	133
Abbildung 8.21	Mittlere Gesamtabweichungen für alle untersuchten Modelle bei ausschließlicher Betrachtung der Stempelkräfte.	136
Abbildung 8.22	Gesamtabweichung H21 in Abhängigkeit des r_b -Werts für die 230 mm Probe in drei Walzrichtungen und mittlere Gesamtabweichung H21m.	140
Abbildung 8.23	Mittlere Gesamtabweichung H21m der 70 mm und 110 mm Proben mit Walzrichtung in 45° in Abhängigkeit der Parameter FPS145 und AL-PS45. Die biquadratische Interpolation erfolgt auf Basis der Stützpunkte, woraus ein Minimum resultiert.	141
Abbildung 8.24	Darstellung der optimierten Fließortbeschreibung im Vergleich zur Referenz-Fließortbeschreibung.	142
Abbildung 8.25	Gesamtabweichungen für das Referenzmodell (DP600HD VaBBC) im Vergleich zum optimierten Modell (DP600HD VaBBC opt.).	143
Abbildung 8.26	Lage der untersuchten Schnitte auf dem Kreuznapf und in der Dehnverteilung.	145
Abbildung 8.27	Dehnungsvergleich entlang des breiten Schnittes.	145
Abbildung 8.28	Dehnungsvergleich entlang des schmalen Schnittes.	145
Abbildung 8.29	Dehnungsvergleich entlang des diagonalen Schnittes.	146
Abbildung E.1	Dehnverteilungen für exemplarische Kontaktformulierungen (SOFT0: Penalty-Kontaktformulierung, SOFT2: Segmentbasierte Kontaktformulierung, twoWay: zweiseitige Kontaktsuche).	182
Abbildung E.2	Dehnverteilungen bei variierender Anzahl an Integrationspunkten über die Blechdicke (NIP).	182
Abbildung E.3	Sensitivitäten der 0° Proben bei Verschiebung der Fließkurve.	183

Abbildung E.4	Sensitivitäten der 0° Proben für unterschiedliche Steigungen der Fließkurve.	184
Abbildung E.5	Sensitivitäten der 0° Proben für den Dehnratensensitivitätsparameter m	185
Abbildung E.6	Fließorte für die untersuchten FSH0-Parameterkonfigurationen.	186
Abbildung E.7	Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FSH0.	186
Abbildung E.8	Fließorte für die untersuchten FUN0-Parameterkonfigurationen.	187
Abbildung E.9	Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FUN0.	187
Abbildung E.10	Fließorte für die untersuchten RUN0-Parameterkonfigurationen.	188
Abbildung E.11	Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter RUN0.	188
Abbildung E.12	Fließorte für die untersuchten FPS10-Parameterkonfigurationen.	189
Abbildung E.13	Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FPS10.	189
Abbildung E.14	Fließorte für die untersuchten ALPS0-Parameterkonfigurationen.	190
Abbildung E.15	Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter ALPS0.	190
Abbildung E.16	Fließorte für die untersuchten FBI0-Parameterkonfigurationen.	191
Abbildung E.17	Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FBI0.	191
Abbildung E.18	Fließorte für die untersuchten RBI0-Parameterkonfigurationen.	192
Abbildung E.19	Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter RBI0.	192
Abbildung E.20	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material AA5083, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M6 YieldCurve Miyachi (Yld2000 M).	193
Abbildung E.21	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material AA5083, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M6 YieldCurve Miyachi (Yld2000 M).	194
Abbildung E.22	Abweichung in den Hauptformänderungen für das Material AA5083.	194
Abbildung E.23	Abweichung in den Nebenformänderungen für das Material AA5083.	195
Abbildung E.24	Abweichung in den Stempelkräften für das Material AA5083.	195
Abbildung E.25	Abweichung in den Hauptformänderungen für das Material AA5754.	196
Abbildung E.26	Abweichung in den Nebenformänderungen für das Material AA5754.	196
Abbildung E.27	Abweichung in den Stempelkräften für das Material AA5754.	197
Abbildung E.28	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP600, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M5.	197
Abbildung E.29	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP800, modelliert mit dem Materialmodell BBC M5.	198
Abbildung E.30	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP1000, modelliert mit dem Materialmodell BBC M7.	198
Abbildung E.31	Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.	199
Abbildung E.32	Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.	199
Abbildung E.33	Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.	200
Abbildung E.34	Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.	200
Abbildung E.35	Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.	201

Abbildung E.36	Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.	201
Abbildung E.37	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP800HD, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M6.	202
Abbildung E.38	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP1000HD, modelliert mit dem Materialmodell Barlat89 M5.	202
Abbildung E.39	Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.	203
Abbildung E.40	Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.	203
Abbildung E.41	Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.	204
Abbildung E.42	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material HC260Y, modelliert mit dem Materialmodell BBC M6.	204
Abbildung E.43	Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.	205
Abbildung E.44	Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.	205
Abbildung E.45	Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.	206
Abbildung E.46	Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.	206
Abbildung E.47	Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.	207
Abbildung E.48	Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.	207
Abbildung E.49	Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.	208
Abbildung E.50	Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.	208
Abbildung E.51	Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.	209
Abbildung E.52	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DX56, modelliert mit dem Materialmodell BBC M5.	209
Abbildung E.53	Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material HC340LA, modelliert mit dem Materialmodell BBC M6.	210
Abbildung E.54	Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.	210
Abbildung E.55	Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.	211
Abbildung E.56	Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.	211

B Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1	Parameter verwendeter Fließortmodelle für drei kalibrierte Orientierungen bzgl. der Walzrichtung.	23
Tabelle 2.2	Isoparametrische Knoten- und Integrationspunktkoordinaten bei bekannten Größen an den Knoten.	26
Tabelle 2.3	Isoparametrische Knoten- und Integrationspunktkoordinaten bei bekannten Größen an den Integrationspunkten.	27
Tabelle 2.4	Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess. Rein für die Simulation relevante Faktoren sind grau gekennzeichnet.	28
Tabelle 2.5	Dreistufige Bewertung der in der Literatur vorgestellten Ansätze zur Validierung von Materialmodellen hinsichtlich der allgemeinen Anforderungen an einen Validierungstest: Anforderung erfüllt (+), Anforderung bedingt erfüllt (0), Anforderung nicht erfüllt (-).	36
Tabelle 4.1	Materialkennwerte AA5083.	46
Tabelle 4.2	Materialkennwerte AA5754.	47
Tabelle 4.3	Materialkennwerte DP600HD.	52
Tabelle 4.4	Materialkennwerte DX56.	60
Tabelle 4.5	Materialkennwerte HC260Y.	62
Tabelle 4.6	Materialkennwerte HC340LA.	65
Tabelle 7.1	Kategorisierung von Parameteränderungen auf die Abweichungen in Haupt- (φ_1), Nebenformänderung (φ_2) und Stempelkraft (F) auf die neun Versuchskategorien (Probengeometrien 70 mm, 110 mm, 230 mm, Walzrichtung 0° , 45° , 90°) in großen Einfluss (+), mittleren Einfluss (0), geringen Einfluss (-).	108
Tabelle 8.1	Validierung der untersuchten Materialmodelle in Form einer Klassifizierung.	129
Tabelle 8.2	Validierung der untersuchten Materialmodelle in Form einer Klassifizierung – Fortsetzung.	130
Tabelle 8.3	Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Dehnungen.	134
Tabelle 8.4	Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Dehnungen – Fortsetzung.	135
Tabelle 8.5	Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Stempelkräfte.	137
Tabelle 8.6	Validierung der untersuchten Materialmodelle bei ausschließlicher Betrachtung der Stempelkräfte – Fortsetzung.	138
Tabelle 8.7	DP600HD Materialmodellparameter Vegter aus BBC M6 (Tabelle E.11).	142
Tabelle 8.8	DP600HD Materialmodellparameter Vegter aus Yld2000 M6 optimiert.	142
Tabelle E.1	Materialmodellparameter Vegter aus von Mises.	173

Tabelle E.2	AA5083	Materialmodellparameter	Yld2000	M8	entsprechend	
		Barlat et al., 2003.				173
Tabelle E.3	AA5083	Materialmodellparameter	Vegter	aus Hill48,r.		174
Tabelle E.4	AA5754	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6.		174
Tabelle E.5	AA5754	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M8.		174
Tabelle E.6	DP600	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M5.		175
Tabelle E.7	DP600	Materialmodellparameter	Vegter	aus Yld2000 M6.		175
Tabelle E.8	DP600HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus Hill48,r.		175
Tabelle E.9	DP600HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus Hill48,Y.		175
Tabelle E.10	DP600HD	Materialmodellparameter	Yld2000	M6	entsprechend	
		Barlat et al., 2003.				175
Tabelle E.11	DP600HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6.		176
Tabelle E.12	DP600HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus Yld2000 M6.		176
Tabelle E.13	DP600HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6	extern.	176
Tabelle E.14	DP600HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus Yld2000 M6	extern.	176
Tabelle E.15	DP800	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M5.		177
Tabelle E.16	DP800HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus Yld2000 M6.		177
Tabelle E.17	DP1000	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M7.		177
Tabelle E.18	DP1000HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus Barlat89 M5.		178
Tabelle E.19	DP1000HD	Materialmodellparameter	Vegter	aus Yld2000 M4.		178
Tabelle E.20	DX56	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M5.		178
Tabelle E.21	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus Hill48,r.		178
Tabelle E.22	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus Hill48,Y.		179
Tabelle E.23	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M5.		179
Tabelle E.24	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6.		179
Tabelle E.25	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6 für äquivalente	Vergleichsdehnung.	179
Tabelle E.26	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6	rb aus Hill48,r.	180
Tabelle E.27	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6 rb	aus Schicht-	180
					stauchversuch.	
Tabelle E.28	HC260Y	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6 in 15°-Schritten	kalibriert.	180
Tabelle E.29	HC340LA	Materialmodellparameter	Vegter	aus Hill48,r.		181
Tabelle E.30	HC340LA	Materialmodellparameter	Vegter	aus BBC M6.		181

C Literaturverzeichnis

- ALTENBACH, H. (2012). *Kontinuumsmechanik*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-64224-118-5. DOI: 10.1007/978-3-642-24119-2.
- AN, Y. G., H. VEGTER und L. ELLIOTT (2004). „A Novel and Simple Method for the Measurement of Plane Strain Work Hardening“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 155-156, S. 1616–1622. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.344.
- ANDRADE-CAMPOS, A., S. COPPIETERS und M. STRANO (2022). „Optimization and Inverse Analysis in Metal Forming: Scientific State-of-the-Art and Recent Trends“. In: *International Journal of Material Forming* 15.3, S. 44. ISSN: 1960-6206. DOI: 10.1007/s12289-022-01690-8.
- BANABIC, D. (2010). *Sheet Metal Forming Processes: Constitutive Modelling and Numerical Simulation*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-54088-112-4. DOI: 10.1007/978-3-540-88113-1.
- BANABIC, D., H. ARETZ, D.-S. COMSA und L. PARAIANU (2005). „An Improved Analytical Description of Orthotropy in Metallic Sheets“. In: *International Journal of Plasticity* 21.3, S. 493–512. DOI: 10.1016/j.ijplas.2004.04.003.
- BANABIC, D., H.-J. BUNGE, K. PÖHLANDT und A. E. TEKKAYA (2000). *Formability of Metallic Materials*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-64208-750-9. DOI: 10.1007/978-3-662-04013-3.
- 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“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 45.5, S. 797–811. DOI: 10.1016/S0020-7403(03)00139-5.
- BANABIC, D., L. LAZARESCU, L. PARAIANU, I. CIOBANU, I. NICODIM und D.-S. COMSA (2013). „Development of a New Procedure for the Experimental Determination of the Forming Limit Curves“. In: *CIRP Annals* 62.1, S. 255–258. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2013.03.051.
- BARLAT, F., J. C. BREM, J.-W. YOON, K. CHUNG, R. E. DICK, D. J. LEGE, F. POURBOGHRAT, S.-H. CHOI und E. CHU (2003). „Plane Stress Yield Function for Aluminum Alloy Sheets: Part 1: Theory“. In: *International Journal of Plasticity* 19.9, S. 1297–1319. DOI: 10.1016/S0749-6419(02)00019-0.
- BARLAT, F. und K. LIAN (1989). „Plastic Behavior and Stretchability of Sheet Metals: Part I: a Yield Function for Orthotropic Sheets under Plane Stress Conditions“. In: *International Journal of Plasticity* 5.1, S. 51–66. DOI: 10.1016/0749-6419(89)90019-3.
- BARLAT, F., S.-Y. YOON, S.-Y. LEE, M.-S. WI und J.-H. KIM (2020). „Distortional Plasticity Framework with Application to Advanced High Strength Steel“. In: *International Journal of Solids and Structures* 202, S. 947–962. ISSN: 00207683. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2020.05.014.

- BENKERT, T., C. HARTMANN, M. EDER, F. SPECKMAIER und W. VOLK (2019). „MaterialModeler - From Experimental Raw Data to a Material Model“. In: *SoftwareX* 10, S. 100249. ISSN: 23527110. DOI: 10.1016/j.softx.2019.100249.
- BETTEN, J. (2001). *Kontinuumsmechanik: Elastisches und inelastisches Verhalten isotroper und anisotroper Stoffe*. Berlin und Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-64262-645-6.
- BIGONI, D. (2012). *Nonlinear Solid Mechanics: Bifurcation Theory and Material Instability*. Cambridge University Press. ISBN: 978-1-10702-541-7.
- BULLEN, P. S. (2003). *Handbook of Means and their Inequalities*. Dordrecht: Springer Netherlands. ISBN: 978-9-04816-383-0. DOI: 10.1007/978-94-017-0399-4.
- CONSIDERE, M. (1885). „L'emploi du Fer et Lacier dans les Constructions“. In: *Annales Des Ponts* 9, S. 574–775.
- COURANT, R., K. FRIEDRICHS und H. LEWY (1928). „Über die partiellen Differenzengleichungen der mathematischen Physik“. In: *Mathematische Annalen* 100.1, S. 32–74. ISSN: 0025-5831. DOI: 10.1007/BF01448839.
- DOEGE, E. und B.-A. BEHRENS (2016). *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-66243-890-9. DOI: 10.1007/978-3-662-43891-6.
- DUDEN (2022). „Materie“. In: *Duden*. Bibliographisches Institut GmbH. URL: <https://www.duden.de/rechtschreibung/Materie> (besucht am 31. 10. 2022).
- DUNCOMBE, E. (1972). „Plastic Instability and Growth of Grooves and Patches in Plates or Tubes“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 14.5, S. 325–337. DOI: 10.1016/0020-7403(72)90087-2.
- DYNAMORE, Hrsg. (2022). *LS-DYNA User's Guide: Time Step Size*. URL: <https://www.dynasupport.com/tutorial/ls-dyna-users-guide/time-step-size> (besucht am 31. 10. 2022).
- EDER, M., M. GRUBER, N. MANOPULO und W. VOLK (2021). „Potentials for Material Card Validation using an Innovative Tool“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1157.1, S. 012067. DOI: 10.1088/1757-899X/1157/1/012067.
- EDER, M., M. GRUBER und W. VOLK (2022). „Validation of Material Models for Sheet Metals using New Test Equipment“. In: *International Journal of Material Forming* 15.5, S. 64. ISSN: 1960-6206. DOI: 10.1007/s12289-022-01710-7. URL: <https://link.springer.com/article/10.1007/s12289-022-01710-7>.
- FELIPPA, C. A. (2004). *Introduction to Finite Element Methods: Material Assembled from Lecture Notes for the Course Introduction to Finite Elements Methods*. Boulder, Colorado, USA.
- GHOSH, A. K. (1977). „Tensile Instability and Necking in Materials with Strain Hardening and Strain-rate Hardening“. In: *Acta Metallurgica* 25.12, S. 1413–1424. ISSN: 00016160. DOI: 10.1016/0001-6160(77)90072-4.
- GOM (2020). *GOM Software 2019: Direkthilfe*. Hrsg. von CARL ZEISS GOM METROLOGY GMBH. Braunschweig.

- GOTHIVAREKAR, S., S. COPPIETERS, A. VAN DE VELDE und D. DEBRUYNE (2020). „Advanced FE Model Validation of Cold-forming Process using DIC: Air Bending of High Strength Steel“. In: *International Journal of Material Forming* 13.3, S. 409–421. ISSN: 1960-6206. DOI: 10.1007/s12289-020-01536-1.
- GREVE, R. (2003). *Kontinuumsmechanik: Ein Grundkurs für Ingenieure und Physiker*. Berlin und Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-64262-463-6.
- GROSS, D., W. HAUGER und P. WRIGGERS (2011). *Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. 8. Aufl. Springer-Lehrbuch. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-64216-828-4.
- GRUBER, M., Y. YANG, C. ILLGEN, P. FRINT, M. F.-X. WAGNER und W. VOLK (2021). „Thermomechanical Analysis and Experimental Validation of ECAP for Aluminum Sheet Metal“. In: *Forming the Future*. Hrsg. von G. DAEHN, J. CAO, B. L. KINSEY, A. E. TEKKAYA, A. VIVEK und Y. YOSHIDA. The Minerals, Metals & Materials Series. Cham: Springer International Publishing, S. 1775–1790. ISBN: 978-3-03075-380-1. DOI: 10.1007/978-3-030-75381-8_149.
- HARTMANN, C., P. LECHNER und W. VOLK (2021). „In-situ Measurement of Higher-order Strain Derivatives for Advanced Analysis of Forming Processes using Spatio-temporal Optical Flow“. In: *CIRP Annals* 70.1, S. 251–254. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2021.04.033.
- HAUPT, P. (2002). *Continuum Mechanics and Theory of Materials*. Second edition. Advanced texts in physics. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-66204-775-0.
- HENCKY, H. (1928). „Über die Form des Elastizitätsgesetzes bei ideal elastischen Stoffen“. In: *Zeitschrift für technische Physik* 9, S. 215–220. URL: https://www.uni-due.de/imperia/md/content/mathematik/ag_neff/hencky1928.pdf (besucht am 31. 10. 2022).
- HESS, D. J. (1997). *Science Studies: An Advanced Introduction*. New York University Press. ISBN: 0-814-73563-0.
- HILL, R. (1948). „A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals“. In: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 193.1033, S. 281–297. ISSN: 1364-5021. DOI: 10.1098/rspa.1948.0045.
- (1950). *The Mathematical Theory of Plasticity*. Oxford classic texts in the physical sciences. Oxford: Clarendon Press. ISBN: 0-198-50367-9.
- HIPPKE, H., B. BERISHA und P. HORA (2020). „A Full-field Optimization Approach for Iterative Definition of Yielding for Non-quadratic and Free Shape Yield Models in Plane Strain“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 967, S. 012084. DOI: 10.1088/1757-899X/967/1/012084.
- HOCKETT, J. E. und O. D. SHERBY (1975). „Large Strain Deformation of Polycrystalline Metals at Low Homologous Temperatures“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 23.2, S. 87–98. ISSN: 00225096. DOI: 10.1016/0022-5096(75)90018-6.
- HOFFMANN, H., R. NEUGEBAUER und G. SPUR (2012). *Handbuch Umformen*. München: Carl Hanser Fachbuchverlag. ISBN: 978-3-44642-778-5.

- HOOKE, R. (1678). *De Potentia Restitutiva: or of Spring. Explaining the Power of Springing Bodies*. London.
- HU, Q., J.-W. YOON, N. MANOPULO und P. HORA (2021). „A Coupled Yield Criterion for Anisotropic Hardening with Analytical Description under Associated Flow Rule: Modeling and Validation“. In: *International Journal of Plasticity* 136, S. 102882. DOI: 10.1016/j.ijplas.2020.102882.
- ITSKOV, M. (2007). *Tensor Algebra and Tensor Analysis for Engineers: With Applications to Continuum Mechanics*. Berlin und Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-54036-046-9.
- JPL, C., Hrsg. (2022). *Small-Body Database Lookup: 103903 (2000 DX56)*. URL: https://ssd.jpl.nasa.gov/tools/sbdb_lookup.html#/?sstr=103903&view=VOPDA (besucht am 31. 10. 2022).
- KALPAKJIAN, S., E. WERNER und S. R. SCHMID (2011). *Werkstofftechnik*. München: Pearson Studium. ISBN: 978-3-86894-006-0.
- KLOCKE, F. (2017). *Fertigungsverfahren: 4 Umformen*. 6. Aufl. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-66254-713-7. DOI: 10.1007/978-3-662-54714-4.
- KUHN, H. und D. MEDLIN (2000). *Mechanical Testing and Evaluation*. ASM handbook. Ohio: ASM International. ISBN: 978-1-61503-233-4.
- KUWABARA, T., K. HASHIMOTO, E. IIZUKA und J.-W. YOON (2011). „Effect of Anisotropic Yield Functions on the Accuracy of Hole Expansion Simulations“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 211.3, S. 475–481. ISSN: 09240136. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2010.10.025.
- KUWABARA, T., S. IKEDA und K. KURODA (1998). „Measurement and Analysis of Differential Work Hardening in Cold-rolled Steel Sheet under Biaxial Tension“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 80-81, S. 517–523. ISSN: 09240136. DOI: 10.1016/S0924-0136(98)00155-1.
- KUWABARA, T., T. MORI, M. ASANO, T. HAKOYAMA und F. BARLAT (2017). „Material Modeling of 6016-O and 6016-T4 Aluminum Alloy Sheets and Application to Hole Expansion Forming Simulation“. In: *International Journal of Plasticity* 93, S. 164–186. DOI: 10.1016/j.ijplas.2016.10.002.
- KUWABARA, T. und F. SUGAWARA (2013). „Multiaxial Tube Expansion Test Method for Measurement of Sheet Metal Deformation Behavior under Biaxial Tension for a Large Strain Range“. In: *International Journal of Plasticity* 45, S. 103–118. DOI: 10.1016/j.ijplas.2012.12.003.
- LADAMO, O.-G., O. ENGLER, S. KELLER, T. BERSTAD, K. O. PEDERSEN und O. S. HOPPERSTAD (2009). „Identification and Validation of Constitutive Model and Fracture Criterion for AlMgSi Alloy with Application to Sheet Forming“. In: *Materials and Design* 30.8, S. 3005–3019. DOI: 10.1016/j.matdes.2008.12.020.
- LANGE, K. (1990). *Umformtechnik: Band 3: Blechbearbeitung*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-66210-687-7. DOI: 10.1007/978-3-662-10686-0.

- LANKFORD, W. T., S. C. SNYDER und J. A. BAUSHER (1950). „New Criteria for Predicting the Press Performance of Deep Drawing Sheets“. In: *Transactions of the American Society of Metals* 42, S. 1197–1232.
- LAZARESCU, L., D.-S. COMSA, I. NICODIM, I. CIOBANU und D. BANABIC (2012). „Characterization of Plastic Behaviour of Sheet Metals by Hydraulic Bulge Test“. In: *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 22, S. 275–279. ISSN: 10036326. DOI: 10.1016/S1003-6326(12)61719-1.
- LAZARESCU, L., I. NICODIM, I. CIOBANU, D. S. COMȘA und D. BANABIC (2013). „Determination of Material Parameters of Sheet Metals using the Hydraulic Bulge Test“. In: *Acta Metallurgica Slovaca* 19.1. ISSN: 1335-1532. DOI: 10.12776/ams.v19i1.81.
- LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY, Hrsg. (2020). *LS-DYNA Keyword User's Manual: Volume I: LS-DYNA R12*. California.
- Hrsg. (2022). *LS-DYNA*. URL: <https://lsdyna.ansys.com/> (besucht am 31. 10. 2022).
- LOGAN, R. W. und W. F. HOSFORD (1980). „Upper-bound Anisotropic Yield Locus Calculations Assuming <111>-pencil Glide“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 22.7, S. 419–430. DOI: 10.1016/0020-7403(80)90011-9.
- LOSSAU, S. und B. SVENDSEN (2009). „Forming Simulations based on Parameters Obtained in Microstructural Cold Rolling Simulations in Comparison to Conventional Forming Simulations“. In: *Proceedings of the 7th European LS-DYNA Conference*. Stuttgart: DYNAmore. URL: <https://www.dynamore.de/en/downloads/papers/09-conference/papers/C-I-01.pdf> (besucht am 31. 10. 2022).
- LUDWIK, P. (1909). *Elemente der Technologischen Mechanik*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-66239-265-2. DOI: 10.1007/978-3-662-40293-1.
- MACVEAN, D. B. (1968). „Die Elementararbeit in einem Kontinuum und die Zuordnung von Spannungs- und Verzerrungstensoren“. In: *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik ZAMP* 19.2, S. 157–185. ISSN: 0044-2275. DOI: 10.1007/BF01601465.
- MANG, H. A. und G. HOFSTETTER (2018). *Festigkeitslehre*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN: 978-3-66257-563-5. DOI: 10.1007/978-3-662-57564-2.
- MANOPULO, N., C. RAEMY und P. HORA (2018). „A Discussion of the Associated Flow Rule based on the FAY Model and Nakajima Tests“. In: *Journal of Physics: Conference Series*. DOI: 10.1088/1742-6596/1063/1/012090.
- MARCINIAK, Z., J. L. DUNCAN und S. J. HU (2002). *Mechanics of Sheet Metal Forming*. Oxford und Boston: Butterworth-Heinemann. ISBN: 0-750-65300-0.
- MERKLEIN, M. und A. KUPPERT (2009). „A Method for the Layer Compression Test Considering the Anisotropic Material Behavior“. In: *International Journal of Material Forming* 2, S. 483–486. DOI: 10.1007/s12289-009-0592-8.
- MIYAUCHI, K. (1984). „A Proposal for a Planar Simple Shear Test in Sheet Metals“. In: *Scientific papers of the Institute of Physical and Chemical Research* 78.3, S. 27–40.

- MULDER, J., H. VEGTER, H. ARETZ, S. KELLER und A. H. VAN DEN BOOGAARD (2015). „Accurate Determination of Flow Curves using the Bulge Test with Optical Measuring Systems“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 226, S. 169–187. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2015.06.034.
- MUTRUX, A., B. HOCHHOLDINGER und P. HORA (2008). „A Procedure for the Evaluation and Validation of the Hydraulic Biaxial Experiment“. In: *Proceedings of the 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (Numisheet 2008)*. Hrsg. von P. HORA. Interlaken und Switzerland, S. 67–71. ISBN: 978-3-90938-680-2.
- OLIVEIRA, M. C., D. M. NETO, J. L. ALVES und L. F. MENEZES (2020). „Study on the Influence of the Yield Surface Shape in the Hole Expansion Test“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 967.1, S. 012085. DOI: 10.1088/1757-899X/967/1/012085.
- PARAIANU, L., D.-S. COMSA und D. BANABIC (2014). „Influence of the Identification Procedure of the Yield Criterion on the Thickness Prediction of the Square Cup“. In: *Key Engineering Materials* 611-612, S. 70–75. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.611-612.70.
- PILTHAMMAR, J., D. BANABIC und M. SIGVANT (2021). „BBC05 with Non-integer Exponent and Ambiguities in Nakajima Yield Surface Calibration“. In: *International Journal of Material Forming* 14.4, S. 577–592. DOI: 10.1007/s12289-020-01545-0.
- PRICE, D. J. d. S. (1965). *Little Science, Big Science*. New York: Columbia University Press. ISBN: 0-231-08562-1.
- RIECKE, J., Hrsg. (2014). *Duden - das Herkunftswörterbuch: Etymologie der deutschen Sprache*. 5. Aufl. Bd. 7. Berlin: Dudenverlag. ISBN: 978-3-41104-075-9.
- RÖSLER, J., H. HARDERS und M. BÄKER (2012). *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Wiesbaden: Springer Fachmedien. ISBN: 978-3-83481-818-8. DOI: 10.1007/978-3-8348-2241-3.
- SHABANA, A. A. (2008). *Computational Continuum Mechanics*. Cambridge University Press. ISBN: 978-0-52188-569-0.
- SHIRATORI, E. und K. IKEGAMI (1968). „Experimental Study of the Subsequent Yield Surface by using Cross-shaped Specimens“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 16.6, S. 373–394. ISSN: 00225096. DOI: 10.1016/0022-5096(68)90002-1.
- SOUTO, N., A. ANDRADE-CAMPOS und S. THUILLIER (2017). „Mechanical Design of a Heterogeneous Test for Material Parameters Identification“. In: *International Journal of Material Forming* 10.3, S. 353–367. ISSN: 1960-6206. DOI: 10.1007/s12289-016-1284-9.
- SPISAK, E., J. MAJERNIKOVA, J. SLOTA und L. KASCAK (2019). „Numerical and Experimental Study of Strain Distribution of Trip Steel Sheet using Hydraulic Bulge Test“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 651, S. 012090. DOI: 10.1088/1757-899X/651/1/012090.

- STANDER, N., K. WITOWSKI, C. ILG, A. BASUDHAR, A. SVEDIN, I. GANDIKOTA, A. HAUFE, S. DU BOIS und D. KIRPICEV (2018). „DIC-based Full-field Calibration using LS-OPT: An Update“. In: *Proceedings of the 15th International LS-DYNA Conference & Users Meeting*.
- STOUGHTON, T. B. (2002). „A Non-associated Flow Rule for Sheet Metal Forming“. In: *International Journal of Plasticity* 18.5-6, S. 687–714. DOI: 10.1016/S0749-6419(01)00053-5.
- STOUGHTON, T. B. und J.-W. YOON (2009). „Anisotropic Hardening and Non-associated Flow in Proportional Loading of Sheet Metals“. In: *International Journal of Plasticity* 25.9, S. 1777–1817. DOI: 10.1016/j.ijplas.2009.02.003.
- SWIFT, H. W. (1952). „Plastic Instability under Plane Stress“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1.1, S. 1–18. ISSN: 00225096. DOI: 10.1016/0022-5096(52)90002-1.
- TEKKAYA, A. E., K. PÖHLANDT und K. LANGE (1982). „Determining Stress-Strain Curves of Sheet Metal in the Plane Torsion Test“. In: *CIRP Annals* 31.1, S. 171–174. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)63291-0.
- TRAPHÖNER, H. (2020). „Erweiterung der Anwendungsgrenzen des ebenen Torsionsversuchs“. Diss. Technische Universität Dortmund. DOI: 10.17877/DE290R-21865. URL: https://eldorado.tu-dortmund.de/bitstream/2003/39976/1/Dissertation_HeinrichTraphoener_Online-Version.pdf (besucht am 31. 10. 2022).
- VEGTER, H. und A. H. VAN DEN BOOGAARD (2006). „A Plane Stress Yield Function for Anisotropic Sheet Material by Interpolation of Biaxial Stress States“. In: *International Journal of Plasticity* 22.3, S. 557–580. DOI: 10.1016/j.ijplas.2005.04.009.
- VIEHOF, M. und H. WINNER (2017). „Stand der Technik und der Wissenschaft: Modellvalidierung im Anwendungsbereich der Fahrdynamiksimulation“. Forschungsbericht. Technische Universität Darmstadt. URL: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/6662/1/Viehof%2C%20Winner%20-%20Stand%20der%20Technik%20und%20Wissenschaft%20Validierung.pdf> (besucht am 31. 10. 2022).
- VITZTHUM, S. J., M. EDER, C. HARTMANN und W. VOLK (2018). „Investigation on Strain Dependent Elastic Behavior for Accurate Springback Analysis“. In: *Journal of Physics: Conference Series* 1063, S. 012118. DOI: 10.1088/1742-6596/1063/1/012118.
- VOCE, E. (1948). „The Relationship Between Stress and Strain for Homogeneous Deformation“. In: *Journal of the Institute of Metals* 74, S. 537–562.
- VOLK, W., P. GROCHE, A. BROSIUS, A. GHIOTTI, B. L. KINSEY, M. LIEWALD, L. MADEJ, J. MIN und J. YANAGIMOTO (2019). „Models and Modelling for Process Limits in Metal Forming“. In: *CIRP Annals* 68.2, S. 775–798. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2019.05.007.
- VOLK, W. und P. HORA (2011). „New Algorithm for a Robust User-independent Evaluation of Beginning Instability for the Experimental FLC Determination“. In: *International Journal of Material Forming* 4.3, S. 339–346. DOI: 10.1007/s12289-010-1012-9.

- VOLK, W., J.-K. KIM, J. SUH und H. HOFFMANN (2013). „Anisotropic Plasticity Model Coupled with Strain Dependent Plastic Strain and Stress Ratios“. In: *CIRP Annals* 62.1, S. 283–286. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2013.03.055.
- VON MISES, R. (1913). „Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand“. In: *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse* 40.4, S. 582–592.
- VOYIADJIS, G. Z. und M. YAGHOUBI (2019). *Size Effects in Plasticity: From Macro to Nano*. London u. a.: Academic Press. ISBN: 978-0-12812-236-5. DOI: 10.1016/C2016-0-03366-1.
- WALDMÜLLER, A. (1928). „Ueber Stickoxydverbindungen des Palladiums“. Dissertation. München: Technische Hochschule München.
- WIKIPEDIA (2022). *Ockhams Rasiermesser: Dieser Artikel wurde am 3. Juni 2005 in die Liste der lesenswerten Artikel aufgenommen*. Hrsg. von WIKIMEDIA FOUNDATION INC. URL: https://de.wikipedia.org/wiki/Ockhams_Rasiermesser (besucht am 31. 10. 2022).
- WISSELINK, H. H., M. S. NIAZI und J. HUETINK (2011). „Validation of Advanced Material Models using the Crossdie Test“. In: *15th International Deep Drawing Research Group Conference 2011*. Hrsg. von INTERNATIONAL DEEP DRAWING RESEARCH GROUP, IDDRG. URL: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_2_11.pdf (besucht am 20. 09. 2022).
- YANG, K.-H., Hrsg. (2018). *Basic Finite Element Method as Applied to Injury Biomechanics*. Amsterdam: Academic Press. ISBN: 978-0-12809-832-5.
- YIN, Q., B. ZILLMANN, S. SUTTNER, G. GERSTEIN, M. BIASUTTI, A. E. TEKKA-YA, M. F.-X. WAGNER, M. MERKLEIN, M. SCHAPER, T. HALLE und A. BROSIUS (2014). „An Experimental and Numerical Investigation of Different Shear Test Configurations for Sheet Metal Characterization“. In: *International Journal of Solids and Structures* 51.5, S. 1066–1074. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2013.12.006.
- YOON, J.-W., T. B. STOUGHTON und R. E. DICK (2007). „Earing Prediction in Cup Drawing Based on Non-associated Flow Rule“. In: *AIP Conference Proceedings* 908, S. 685–690. DOI: 10.1063/1.2740890.
- YOSHIDA, K., J. HAYASHI, K. NIYAUCHI und M. HIRATA (1981). „Assessment of Fitting Behaviour and Shape Fixation by Yoshida Buckling Test: A Way to Overall Formability“. In: *Proceedings: International Symposium on New Aspects of Sheet Metal Forming (NASMF)*. Hrsg. von THE IRON AND STEEL INSTITUTE OF JAPAN, S. 125–150.
- YU, H.-S. (2006). *Plasticity and Geotechnics*. Bd. 13. Advances in mechanics and mathematics. New York: Springer. ISBN: 038-7-33597-8.
- ZHANG, Y., S. COPPIETERS, S. GOTHIVAREKAR, A. VAN DE VELDE und D. DEBRUYNE (2021). „Independent Validation of Generic Specimen Design for Inverse Identification of Plastic Anisotropy“. In: *ESAFORM 2021*. DOI: 10.25518/esaform21.2622.

D Normenverzeichnis

- ANSI H 35.1/H 35.1M (2017). *Standard Alloy and Temper Designation Systems for Aluminum*. American National Standards Institute.
- ASTM B 831 (2019). *Standard Test Method for Shear Testing of Thin Aluminum Alloy Products*. Beuth Verlag, Berlin: ASTM International.
- ASTM E 527 (2016). *Standard Practice for Numbering Metals and Alloys in the Unified Numbering System (UNS)*. Beuth Verlag, Berlin: ASTM International.
- DIN 1725-1 (1983). *Aluminiumlegierungen - Knetlegierungen*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN 50125 (2016). *Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN 8580 (2020). *Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN 8584-3 (2003). *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen - Teil 3: Tiefziehen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 10027-1 (2017). *Bezeichnungssysteme für Stähle - Teil 1: Kurznamen*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 10027-2 (2015). *Bezeichnungssysteme für Stähle - Teil 2: Nummernsystem*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 10338 (2015). *Warmgewalzte und kaltgewalzte Flacherzeugnisse ohne Überzug aus Mehrphasenstählen zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 10346 (2015). *Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 573-2 (1994). *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 2: Bezeichnungssystem mit chemischen Symbolen*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN ISO 10113 (2017). *Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der senkrechten Anisotropie*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN ISO 12004-2 (2021). *Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve - Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN ISO 16808 (2022). *Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.

- DIN EN ISO 6892-1 (2020). *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*. Beuth Verlag, Berlin: Deutsches Institut für Normung e.V.
- ISO 16842:2021 (2021). *Metallic Materials - Sheet and strip - Biaxial tensile testing method using a cruciform test piece*. Beuth Verlag, Berlin: International Organization for Standardization.
- VDA 239-100 (2016). *Flacherzeugnisse aus Stahl zur Kaltumformung*. Verband der Automobilindustrie e. V.

E Anhang

E.1 Parameter eingesetzter Materialmodelle

Materialunabhängiges Fließortmodell nach von Mises

*Tabelle E.1: Materialmodellparameter
Vegter aus von Mises.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	$\sqrt{3}/3$	$\sqrt{3}/3$	$\sqrt{3}/3$
FUN θ	1	1	1
RUN θ	1	1	1
FPS1 θ	$2\sqrt{3}/3$	$2\sqrt{3}/3$	$2\sqrt{3}/3$
ALPS θ	0,5	0,5	0,5
FBI	=	1	=
RBI0	1	-	-

Aluminiumwerkstoffe

*Tabelle E.2: AA5083 Materialmodellparameter Yld2000 M8 entsprechend
Barlat et al., 2003.*

M	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8
8	0,9430	1,0465	1,0065	1,0417	1,0245	1,0396	1,0262	1,0155

Tabelle E.3: AA5083

*Materialmodellparameter
Vegter aus Hill48,r.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5906	0,5324	0,5906
FUN θ	1	0,9232	0,9921
RUN θ	0,7411	1,0145	0,7209
FPS1 θ	1,1032	1,0686	1,0944
ALPS θ	0,4289	0,5031	0,5906
FBI	=	0,9266	=
RBI0	1,0280	-	-

Tabelle E.4: AA5754

*Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5707	0,5781	0,5707
FUN θ	1	0,9815	0,9771
RUN θ	0,7360	0,5953	0,6647
FPS1 θ	1,0927	1,0720	1,0712
ALPS θ	0,4994	0,5737	0,5517
FBI	=	0,9758	=
RBI0	1,1072	-	-

Tabelle E.5: AA5754

*Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M8.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5523	0,5570	0,5523
FUN θ	1	0,9815	0,9771
RUN θ	0,7360	0,5953	0,6647
FPS1 θ	1,0683	1,0514	1,0502
ALPS θ	0,4878	0,6447	0,6059
FBI	=	0,9758	=
RBI0	1,1072	-	-

Dualphasenstähle

Tabelle E.6: DP600

*Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M5.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5677	0,5970	0,5677
FUN θ	1	1,0405	0,9893
RUN θ	0,7837	0,7567	0,9527
FPS1 θ	1,0911	1,1233	1,1011
ALPS θ	0,4170	0,3687	0,4268
FBI	=	0,9369	=
RBI0	0,9661	-	-

Tabelle E.7: DP600

*Materialmodellparameter
Vegter aus Yld2000 M6.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5642	0,5777	0,5642
FUN θ	1	1,0147	1,0026
RUN θ	0,7828	0,7547	0,9570
FPS1 θ	1,0927	1,1008	1,1046
ALPS θ	0,4777	0,4288	0,4201
FBI	=	0,9721	=
RBI0	0,9953	-	-

Tabelle E.8: DP600HD

*Materialmodellparameter
Vegter aus Hill48,r.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5910	0,6318	0,5910
FUN θ	1	1,0809	1,0594
RUN θ	0,9458	0,8630	1,2003
FPS1 θ	1,1666	1,2196	1,2358
ALPS θ	0,5399	0,4679	0,4882
FBI	=	1,0432	=
RBI0	0,7880	-	-

Tabelle E.9: DP600HD

*Materialmodellparameter
Vegter aus Hill48,Y.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5808	0,5895	0,5808
FUN θ	1	1,0177	1,0132
RUN θ	0,9802	0,9623	1,0332
FPS1 θ	1,1559	1,1677	1,1712
ALPS θ	0,5071	0,4917	0,4957
FBI	=	1,008	=
RBI0	0,9487	-	-

*Tabelle E.10: DP600HD Materialmodellparameter Yld2000 M6 entsprechend
Barlat et al., 2003.*

M	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8
6	0,9556	1,0406	1,0505	0,9811	0,9969	0,9431	0,9696	0,9978

*Tabelle E.11: DP600HD
Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5595	0,5753	0,5595
FUN θ	1	1,0177	1,0132
RUN θ	0,9458	0,8630	1,2003
FPS1 θ	1,1202	1,1247	1,1384
ALPS θ	0,5412	0,4977	0,4450
FBI	=	1,008	=
RBI0	0,9854	-	-

*Tabelle E.12: DP600HD
Materialmodellparameter
Vegter aus Yld2000 M6.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5595	0,5753	0,5595
FUN θ	1	1,0177	1,0132
RUN θ	0,9458	0,8630	1,2003
FPS1 θ	1,1202	1,1247	1,1384
ALPS θ	0,5443	0,4994	0,4458
FBI	=	1,008	=
RBI0	0,9854	-	-

*Tabelle E.13: DP600HD
Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6
extern.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5592	0,5864	0,5592
FUN θ	1	1,0514	1,0125
RUN θ	0,9140	0,9051	1,1590
FPS1 θ	1,1068	1,1428	1,1278
ALPS θ	0,5592	0,3760	0,4144
FBI	=	0,9864	=
RBI0	0,9681	-	-

*Tabelle E.14: DP600HD
Materialmodellparameter
Vegter aus Yld2000 M6
extern.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5641	0,5783	0,5641
FUN θ	1	1,0208	1,0200
RUN θ	0,9069	0,8588	1,1840
FPS1 θ	1,1320	1,1321	1,1427
ALPS θ	0,5908	0,5224	0,4310
FBI	=	1,0194	=
RBI0	1,0861	-	-

Tabelle E.15: DP800

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M5.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5929	0,5718	0,5929
FUN θ	1	0,9926	1,0139
RUN θ	0,6157	0,8463	0,7809
FPS1 θ	1,1008	1,1085	1,1183
ALPS θ	0,5120	0,4843	0,4390
FBI	=	0,9737	=
RBI0	1	-	-

Tabelle E.16: DP800HD

Materialmodellparameter
Vegter aus Yld2000 M6.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5679	0,5480	0,5679
FUN θ	1	0,9945	1,0194
RUN θ	0,8109	1,1839	1,0705
FPS1 θ	1,1124	1,1247	1,1349
ALPS θ	0,5629	0,4987	0,4380
FBI	=	1,0054	=
RBI0	0,9752	-	-

Tabelle E.17: DP1000

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M7.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5628	0,5426	0,5628
FUN θ	1	1,0120	1,0264
RUN θ	0,6419	1,2855	0,9339
FPS1 θ	1,0576	1,1010	1,0963
ALPS θ	0,3345	0,3086	0,2791
FBI	=	0,9322	=
RBI0	0,9226	-	-

*Table E.18: DP1000HD
Materialmodellparameter
Vegter aus Barlat89 M5.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5838	0,5707	0,5838
FUN θ	1	0,9919	1,0170
RUN θ	0,7810	0,8730	0,8300
FPS1 θ	1,1132	1,1161	1,1321
ALPS θ	0,4932	0,5068	0,4783
FBI	=	0,9878	=
RBI0	0,9180	-	-

*Table E.19: DP1000HD
Materialmodellparameter
Vegter aus Yld2000 M4.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5968	0,5845	0,5968
FUN θ	1	0,9987	1,0152
RUN θ	0,7878	0,8874	0,8023
FPS1 θ	1,1391	1,1455	1,1501
ALPS θ	0,5058	0,5041	0,4916
FBI	=	0,9982	=
RBI0	0,9698	-	-

Tiefziehstähle

*Table E.20: DX56
Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M5.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5326	0,5756	0,5326
FUN θ	1	1,0508	0,9983
RUN θ	2,2761	1,5261	2,4450
FPS1 θ	1,2301	1,2379	1,2453
ALPS θ	0,5270	0,5070	0,5270
FBI	=	1,0849	=
RBI0	0,9309	-	-

*Table E.21: HC260Y
Materialmodellparameter
Vegter aus Hill48,r.*

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5413	0,4963	0,5413
FUN θ	1	0,8985	0,9310
RUN θ	1,6990	1,7691	1,2007
FPS1 θ	1,2341	1,1679	1,1490
ALPS θ	0,5381	0,6182	0,6134
FBI	=	1,2572	=
RBI0	1,4149	-	-

Tabelle E.22: HC260Y

Materialmodellparameter
Vegter aus Hill48, Y.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5593	0,5383	0,5593
FUN θ	1	0,9665	0,9933
RUN θ	1,4475	1,5775	1,4011
FPS1 θ	1,2357	1,2221	1,2274
ALPS θ	0,5713	0,5956	0,5784
FBI	=	1,0972	=
RBI0	1,0331	-	-

Tabelle E.23: HC260Y

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M5.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5544	0,5278	0,5544
FUN θ	1	0,9665	0,9933
RUN θ	1,6990	1,7691	1,2007
FPS1 θ	1,2262	1,2060	1,2032
ALPS θ	0,5475	0,6157	0,6397
FBI	=	1,0972	=
RBI0	1,0115	-	-

Tabelle E.24: HC260Y

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5472	0,5226	0,5472
FUN θ	1	0,9665	0,9933
RUN θ	1,6990	1,7691	1,2007
FPS1 θ	1,1991	1,1843	1,1830
ALPS θ	0,5838	0,6724	0,6959
FBI	=	1,0972	=
RBI0	1,0115	-	-

Tabelle E.25: HC260Y

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6 für
äquivalente
Vergleichsdehnung.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5486	0,5207	0,5486
FUN θ	1	0,9602	0,9924
RUN θ	1,6990	1,7691	1,2007
FPS1 θ	1,2183	1,2035	1,2049
ALPS θ	0,6419	0,7246	0,7307
FBI	=	1,1273	=
RBI0	1,0115	-	-

Tabelle E.26: HC260Y

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6
rb aus Hill48,r.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5465	0,5226	0,5465
FUN θ	1	0,9665	0,9933
RUN θ	1,6990	1,7691	1,2007
FPS1 θ	1,2178	1,1845	1,1634
ALPS θ	0,6240	0,6719	0,6964
FBI	=	1,0972	=
RBI0	1,4149	-	-

Tabelle E.27: HC260Y

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6 rb aus
Schichtstauchversuch.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5466	0,5226	0,5466
FUN θ	1	0,9665	0,9933
RUN θ	1,6990	1,7691	1,2007
FPS1 θ	1,2137	1,1843	1,1669
ALPS θ	0,6181	0,6725	0,6966
FBI	=	1,0972	=
RBI0	1,3239	-	-

Tabelle E.28: HC260Y Materialmodellparameter Vegter aus BBC M6 in
15°-Schritten kalibriert.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]						
	0	15	30	45	60	75	90
FSH θ	0,5472	0,5417	0,5276	0,5226	0,5276	0,5417	0,5472
FUN θ	1	0,9948	0,9764	0,9665	0,9751	0,9928	0,9933
RUN θ	1,6990	1,8804	2,0532	1,7691	1,5287	1,3072	1,2007
FPS1 θ	1,1991	1,2033	1,1974	1,1843	1,1840	1,1859	1,1830
ALPS θ	0,5838	0,5673	0,5944	0,6724	0,6919	0,6877	0,6959
FBI	=	=	=	1,0972	=	=	=
RBI0	1,0115	-	-	-	-	-	-

Tabelle E.29: HC340LA

Materialmodellparameter
Vegter aus Hill48,r.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,6149	0,5541	0,6149
FUN θ	1	0,9646	1,0888
RUN θ	0,6680	1,0620	0,9040
FPS1 θ	1,1112	1,1253	1,2099
ALPS θ	0,4775	0,5130	0,4143
FBI	=	0,9794	=
RBI0	0,7389	-	-

Tabelle E.30: HC340LA

Materialmodellparameter
Vegter aus BBC M6.

Parameter	Walzrichtung θ [deg]		
	0	45	90
FSH θ	0,5843	0,5489	0,5843
FUN θ	1	0,9780	1,0255
RUN θ	0,6680	1,0620	0,9040
FPS1 θ	1,1190	1,1368	1,1667
ALPS θ	0,6743	0,6613	0,6090
FBI	=	1,0506	=
RBI0	0,7389	-	-

E.2 Diagramme zur Sensitivitätsanalyse numerischer Parameter

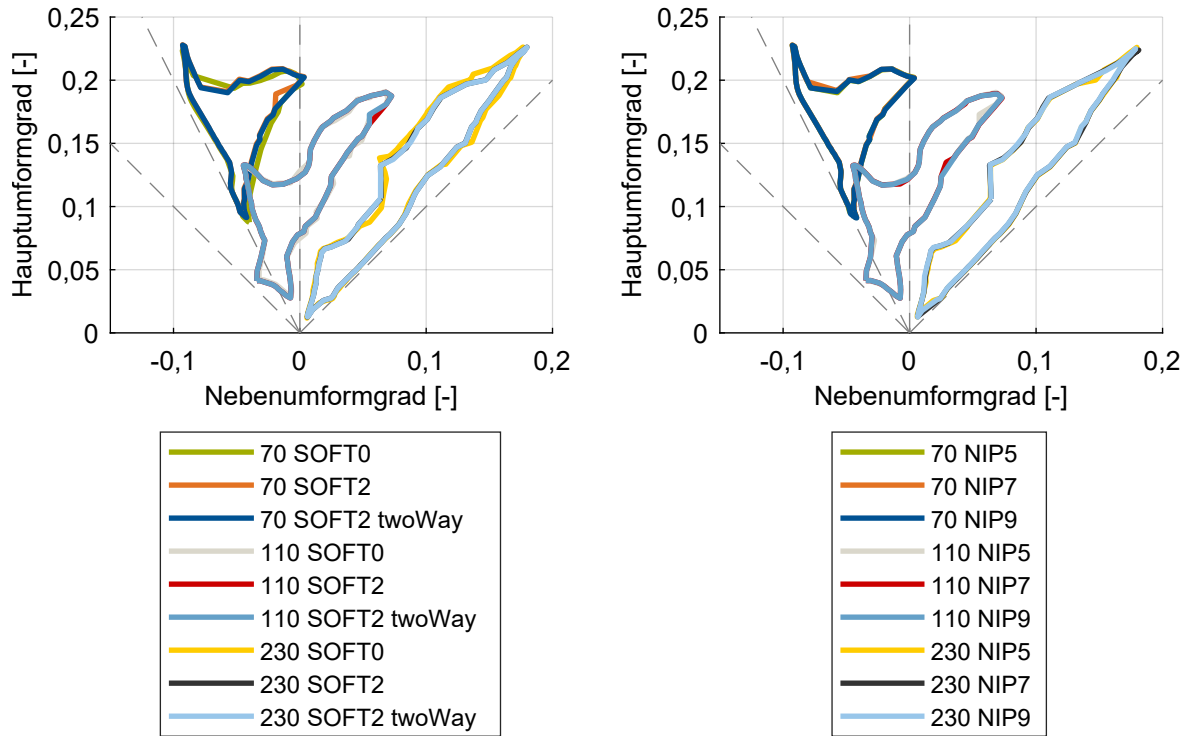
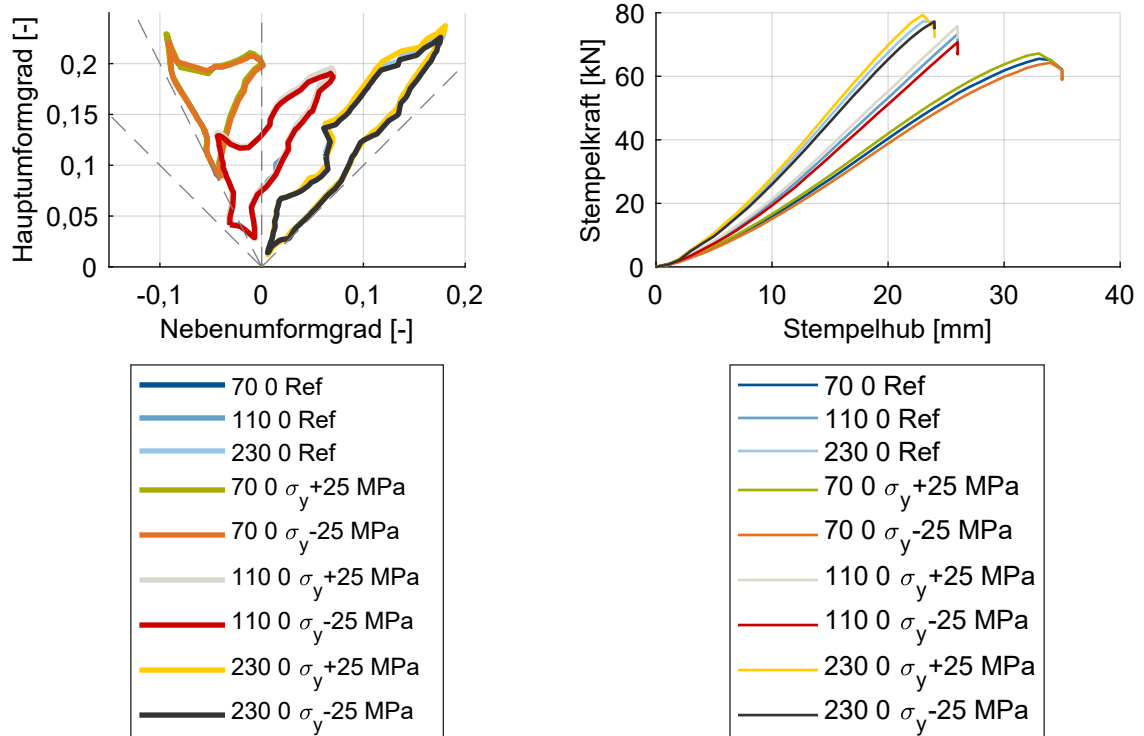


Abbildung E.1: Dehnverteilungen für exemplarische Kontaktformulierungen (SOFT0: Penalty-Kontaktformulierung, SOFT2: Segmentbasierte Kontaktformulierung, twoWay: zweiseitige Kontaktsuche).

Abbildung E.2: Dehnverteilungen bei variierender Anzahl an Integrationspunkten über die Blechdicke (NIP).

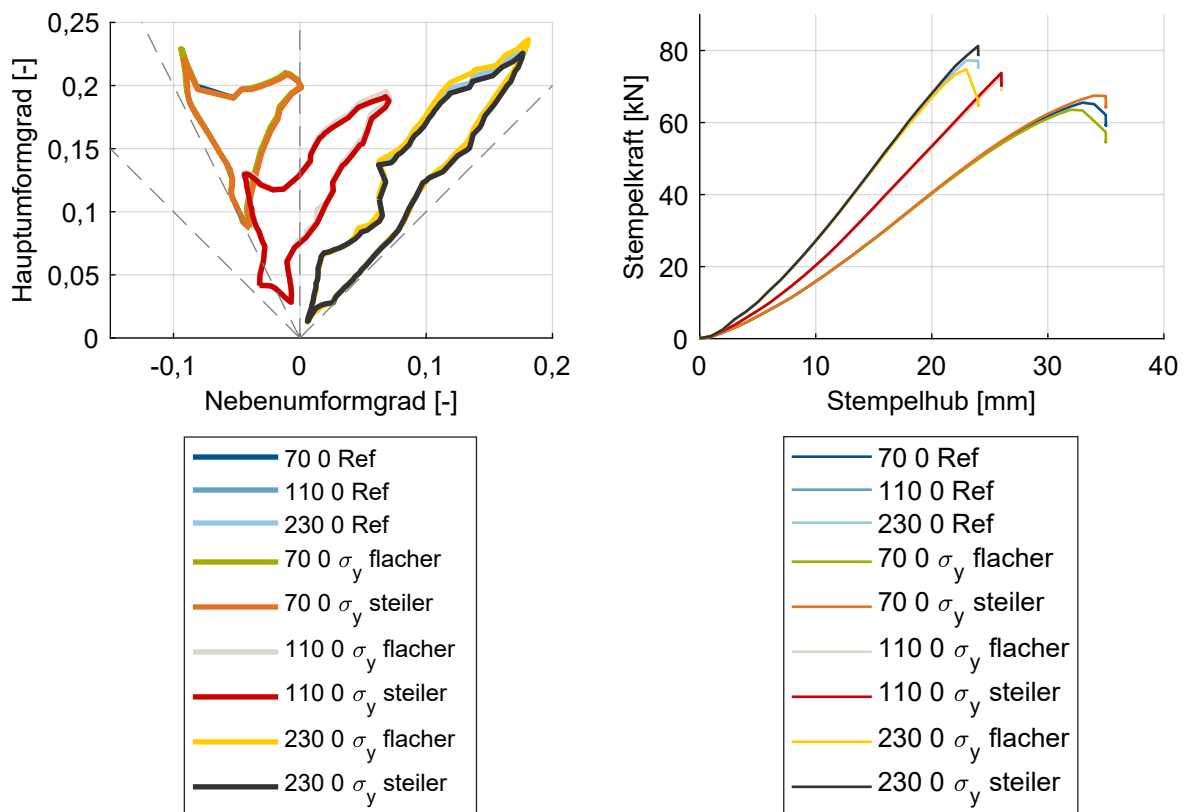
E.3 Diagramme zur Sensitivitätsanalyse der Materialmodellparameter



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

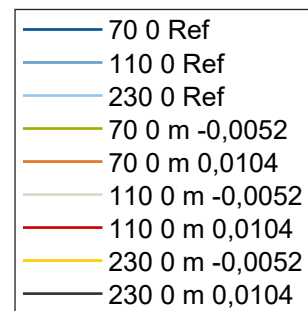
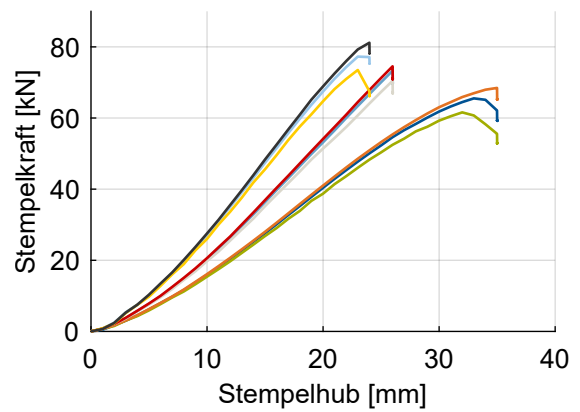
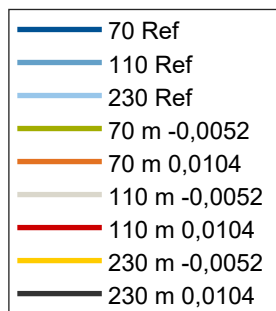
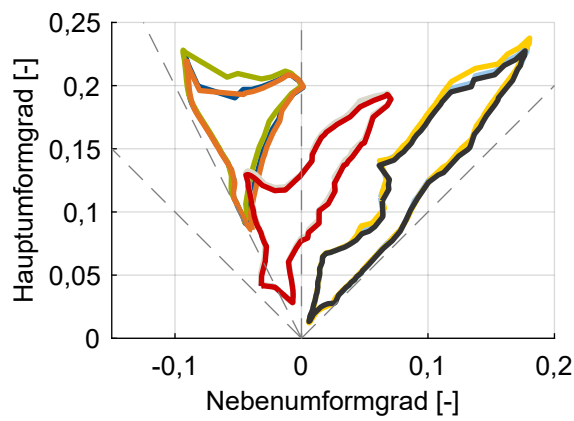
Abbildung E.3: Sensitivitäten der 0° Proben bei Verschiebung der Fließkurve.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.4: Sensitivitäten der 0° Proben für unterschiedliche Steigungen der Fließkurve.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.5: Sensitivitäten der 0° Proben für den Dehnratensensitivitätsparameter m .

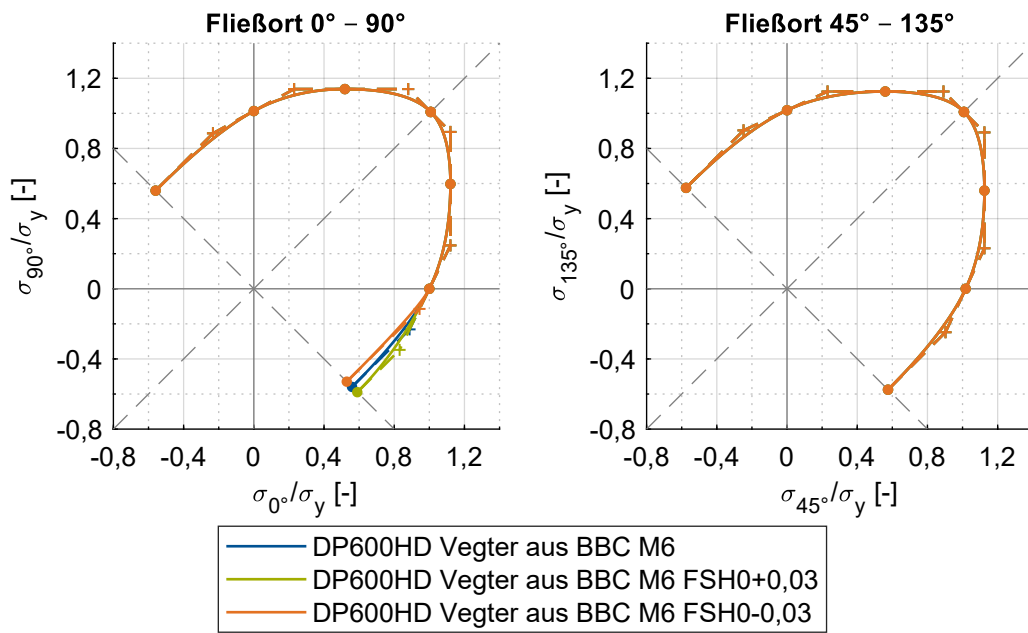
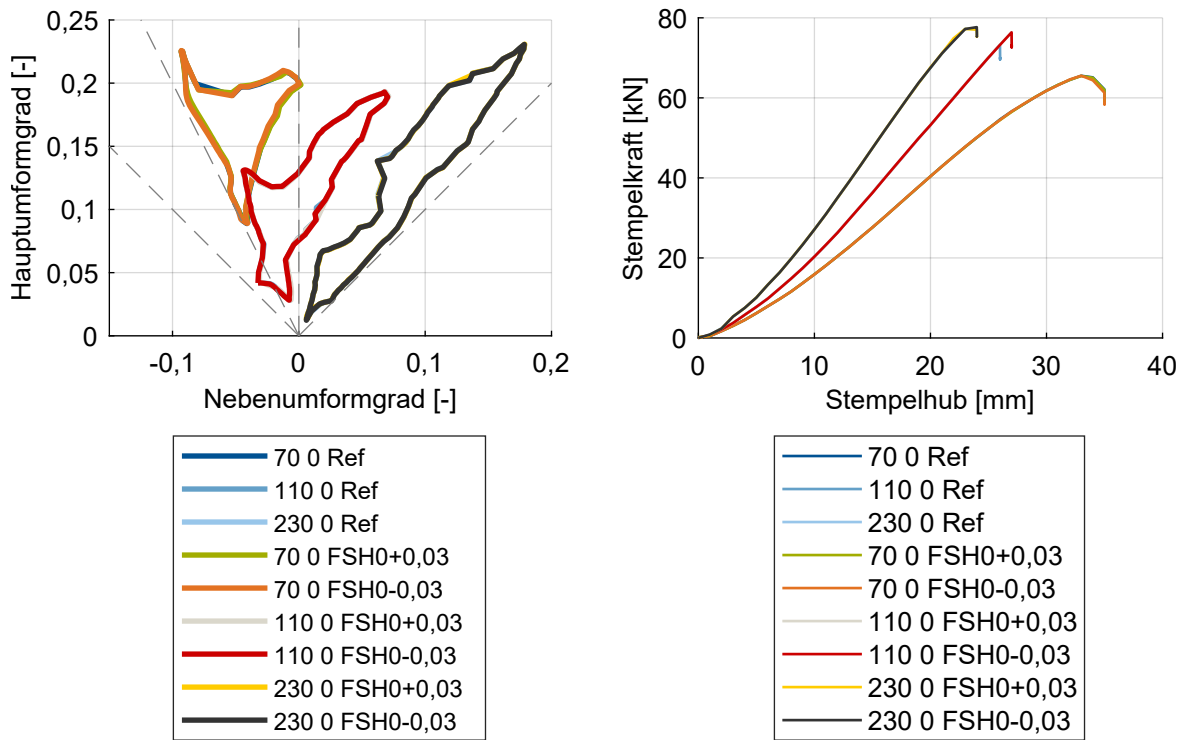


Abbildung E.6: Fließorte für die untersuchten FSH0-Parameterkonfigurationen.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.7: Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FSH0.

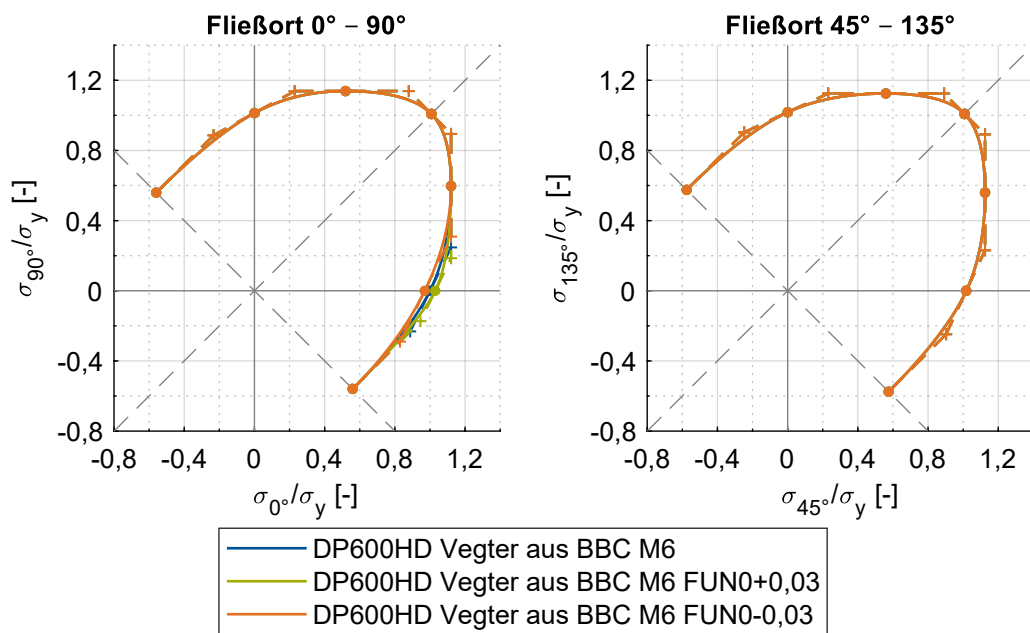


Abbildung E.8: Fließorte für die untersuchten FUN0-Parameterkonfigurationen.

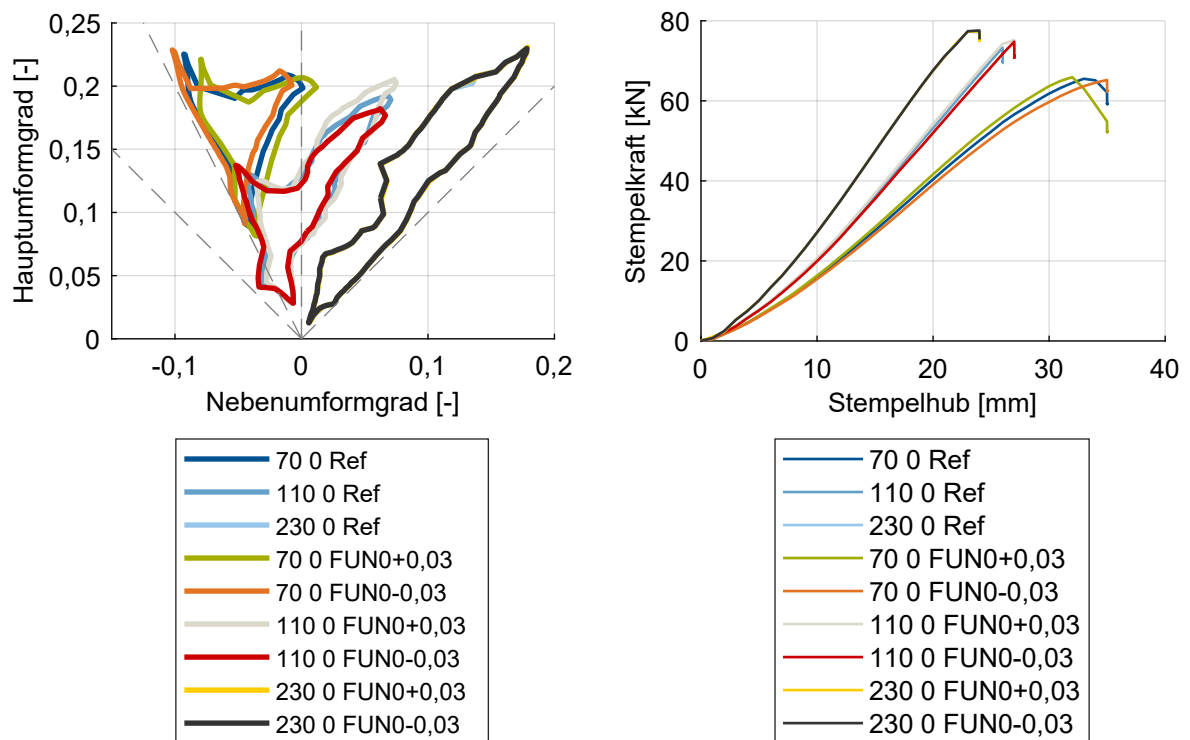


Abbildung E.9: Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FUN0.

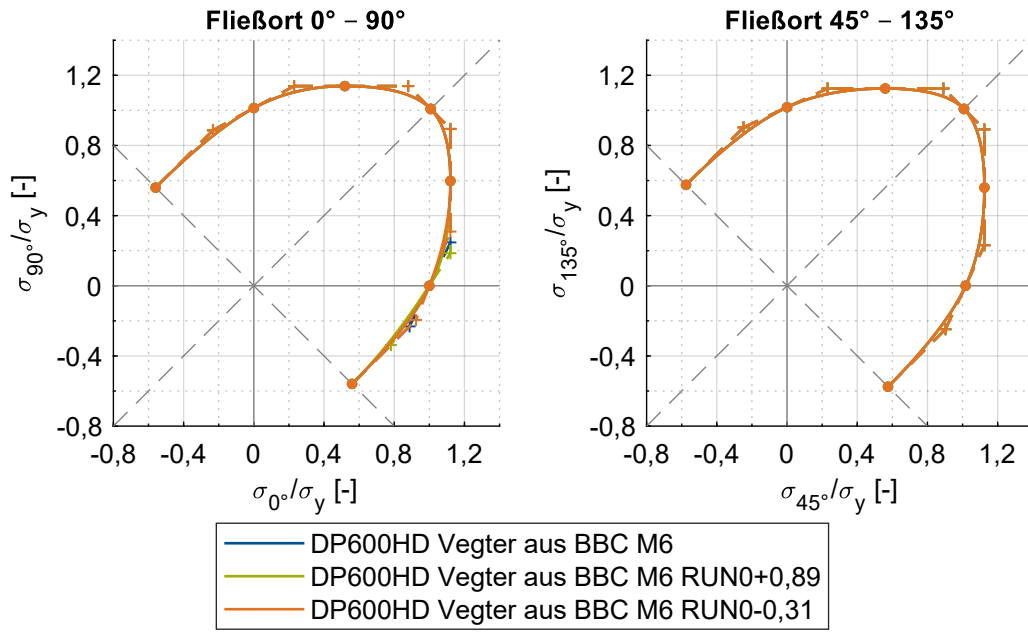
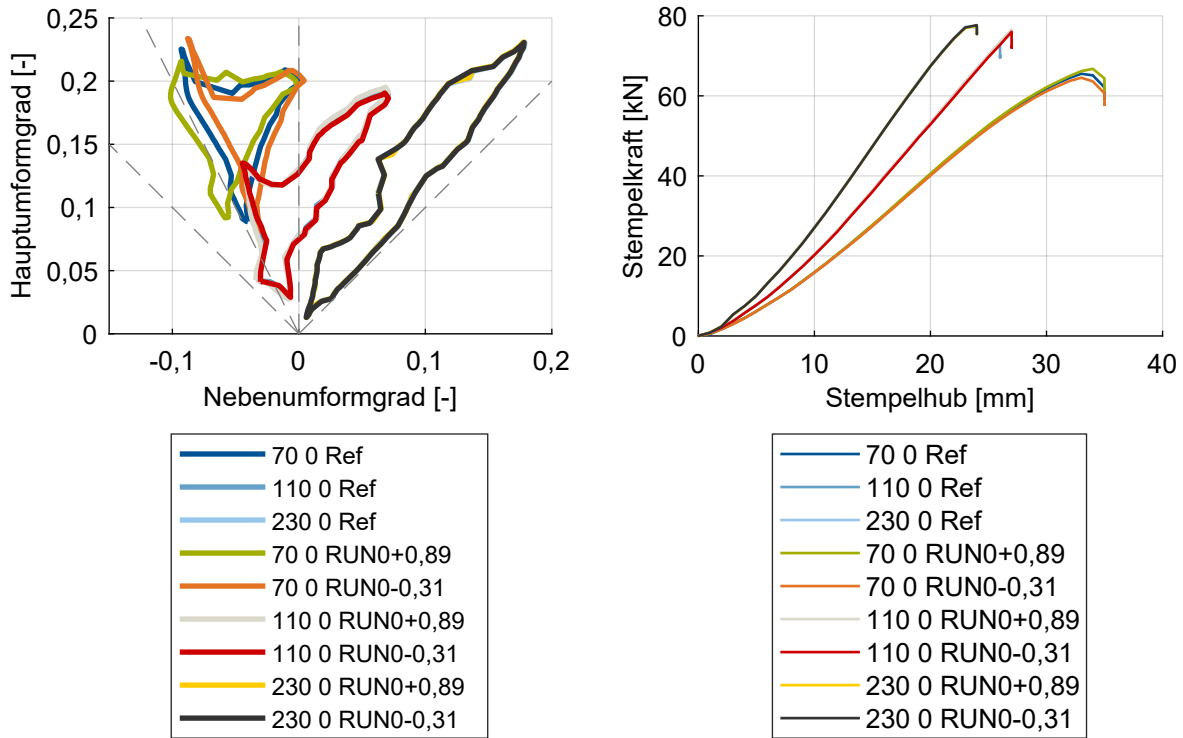


Abbildung E.10: Fließorte für die untersuchten RUN0-Parameterkonfigurationen.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.11: Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter RUN0.

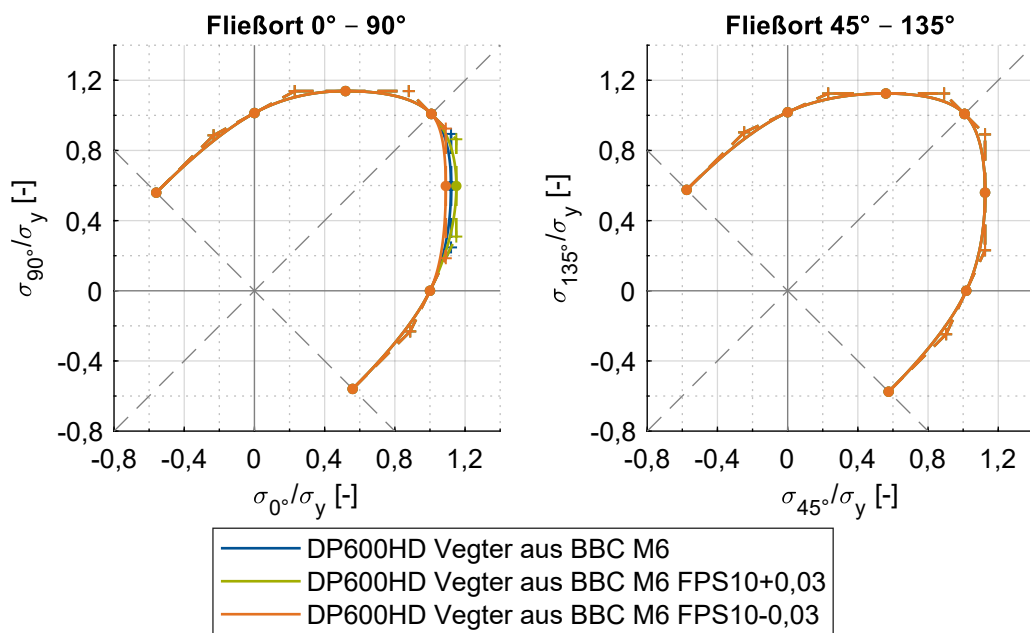


Abbildung E.12: Fließorte für die untersuchten FPS10-Parameterkonfigurationen.

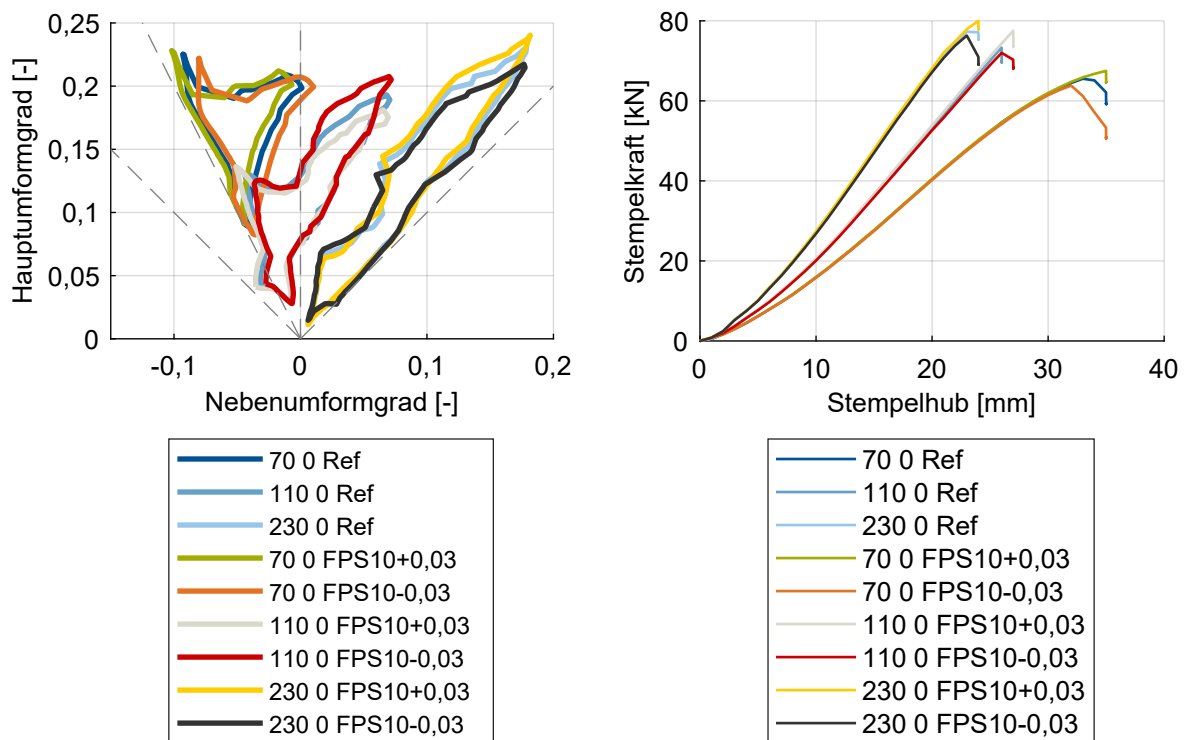


Abbildung E.13: Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FPS10.

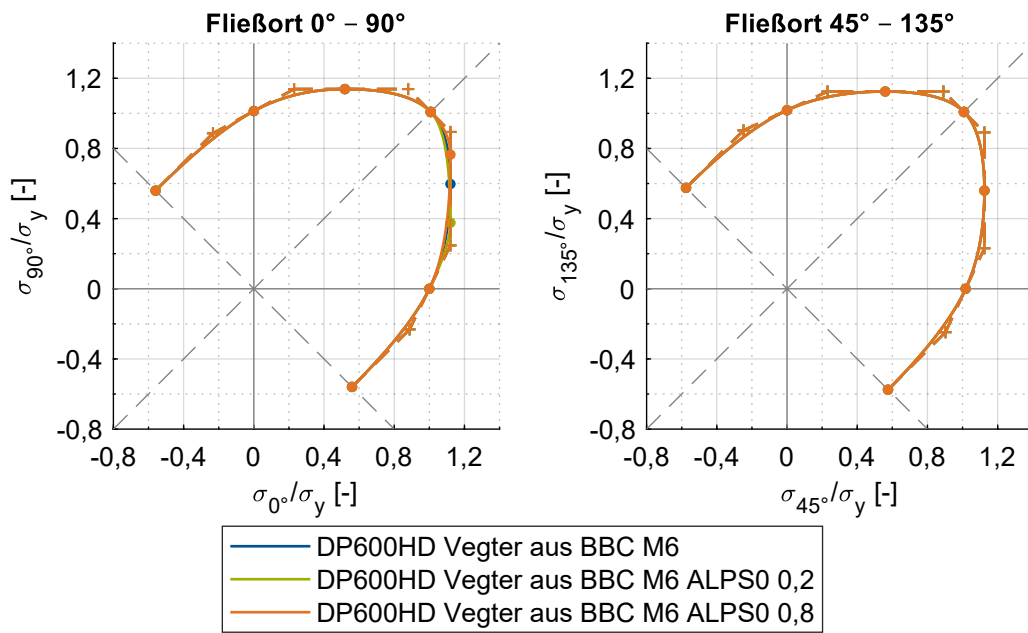
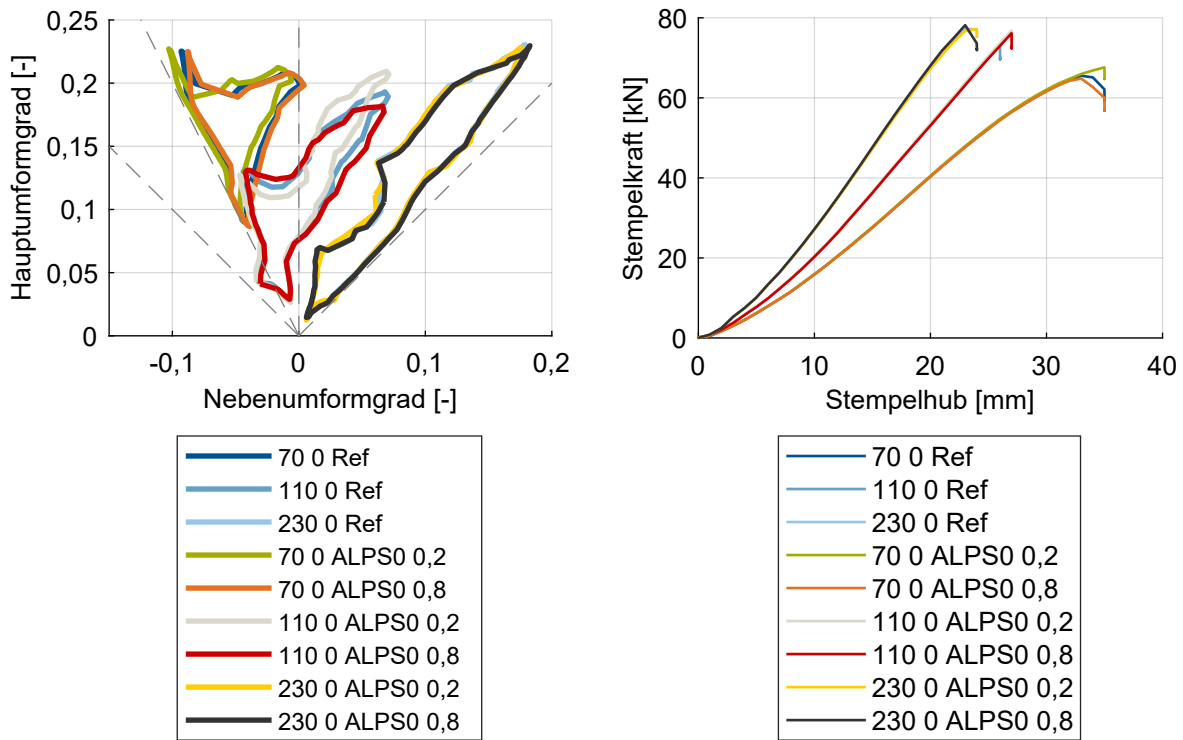


Abbildung E.14: Fließorte für die untersuchten ALPS0-Parameterkonfigurationen.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.15: Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter ALPS0.

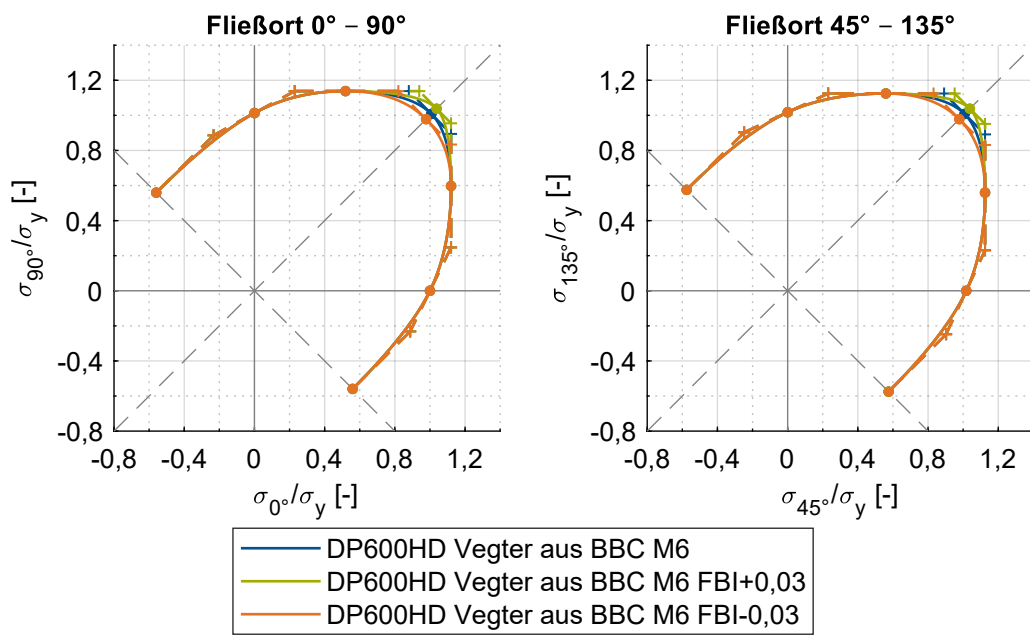


Abbildung E.16: Fließorte für die untersuchten FBI0-Parameterkonfigurationen.

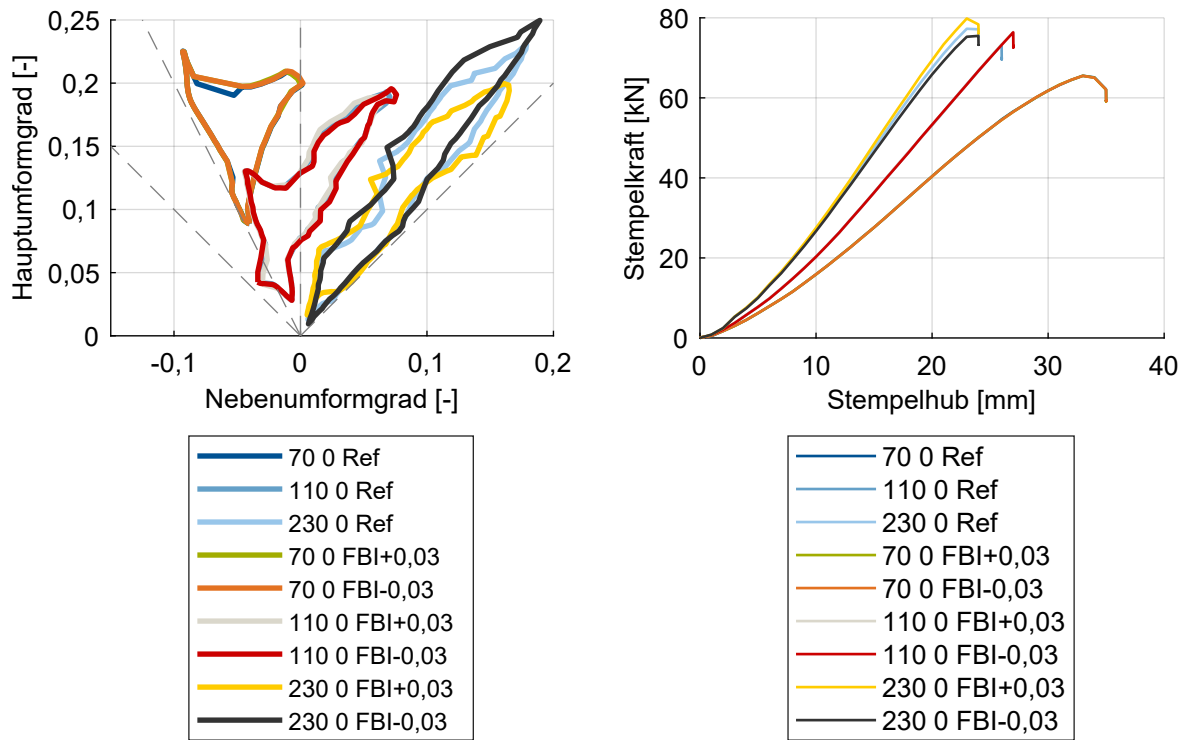


Abbildung E.17: Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter FBI0.

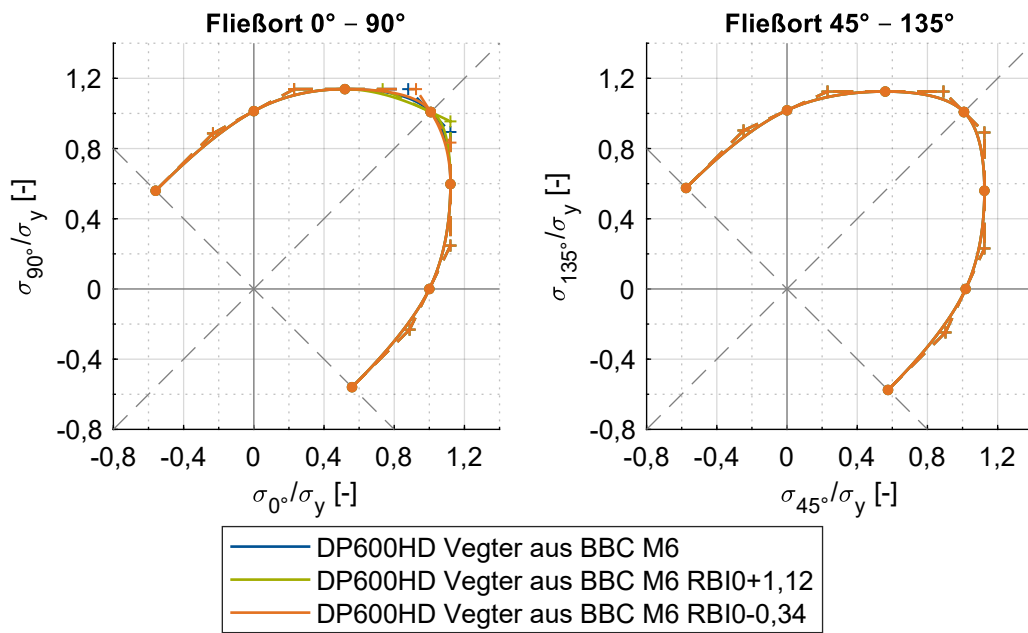
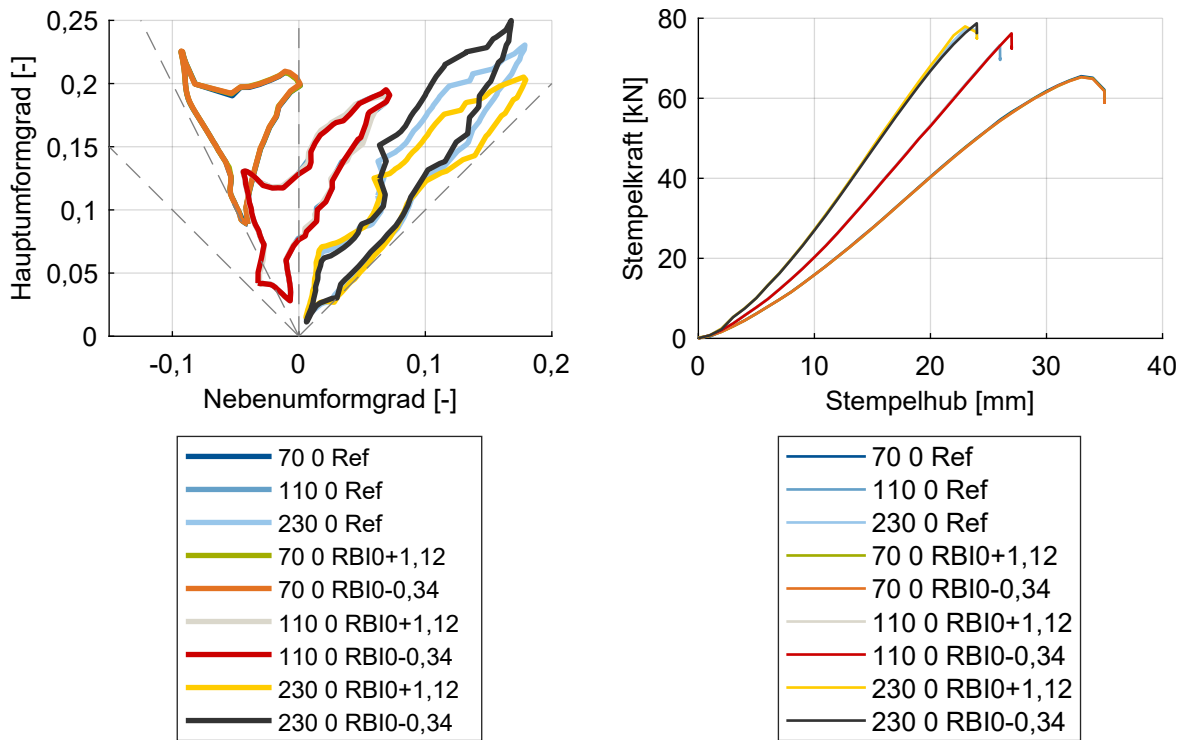


Abbildung E.18: Fließorte für die untersuchten RBI0-Parameterkonfigurationen.



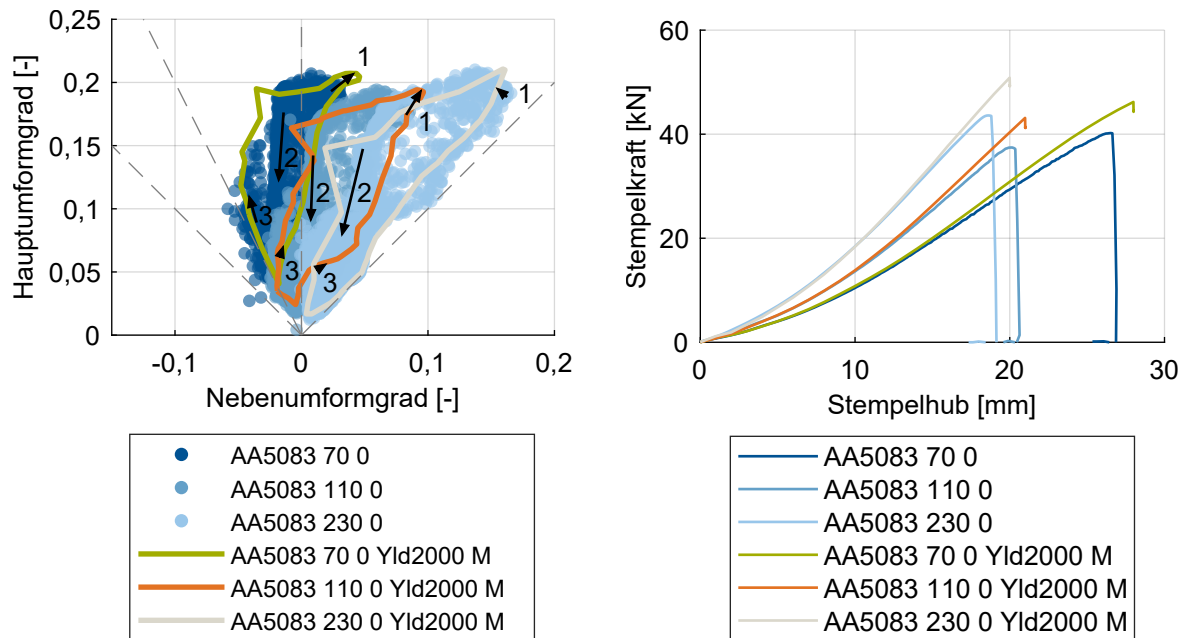
(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.19: Sensitivitäten der 0° Proben für den Parameter RBI0.

E.4 Diagramme zur Materialmodellvalidierung

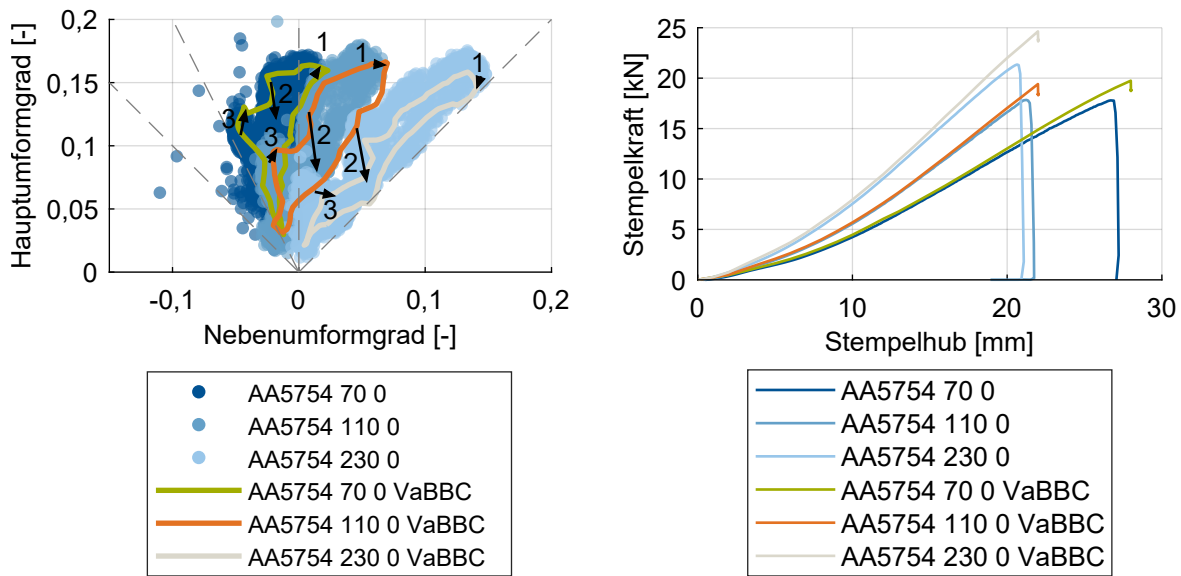
Aluminiumwerkstoffe



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.20: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material AA5083, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M6 YieldCurve Miyauchi (Yld2000 M).



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.21: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material AA5083, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M6 YieldCurve Miyachi (Yld2000 M).

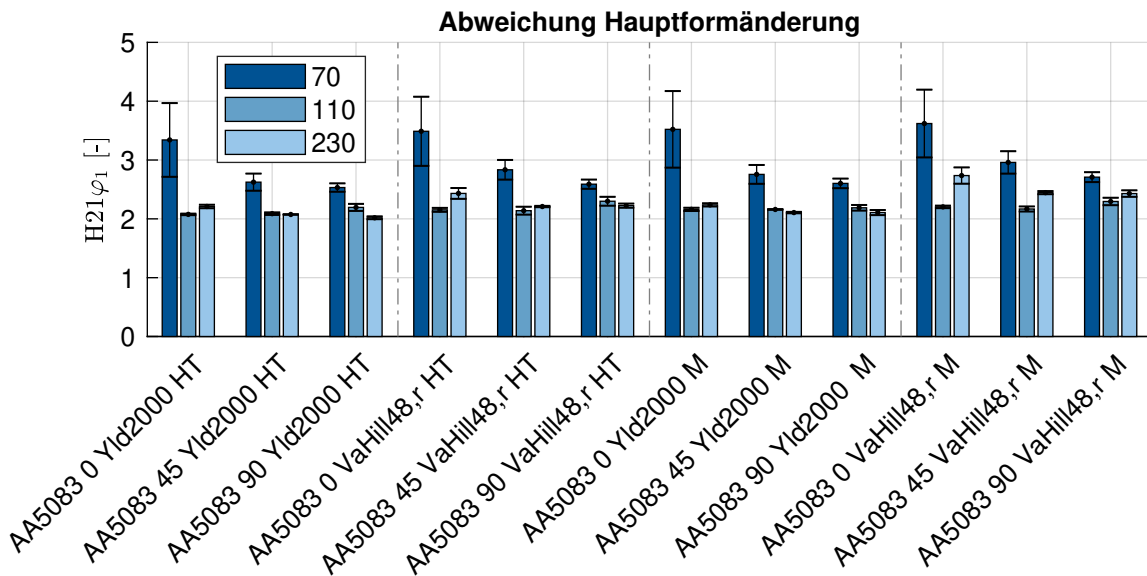


Abbildung E.22: Abweichung in den Hauptformänderungen für das Material AA5083.

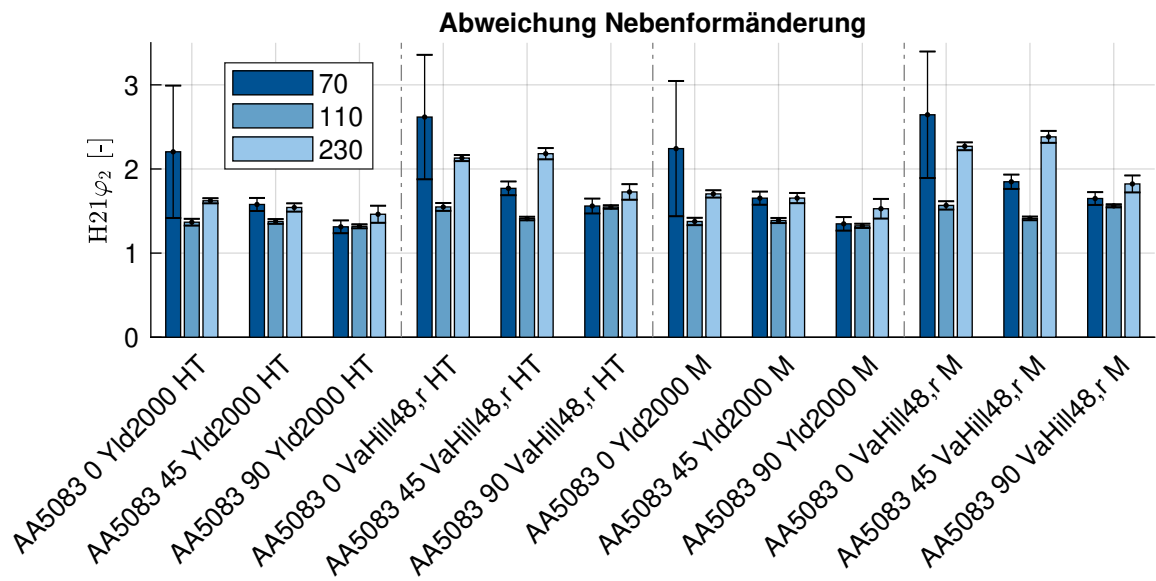


Abbildung E.23: Abweichung in den Nebenformänderungen für das Material AA5083.

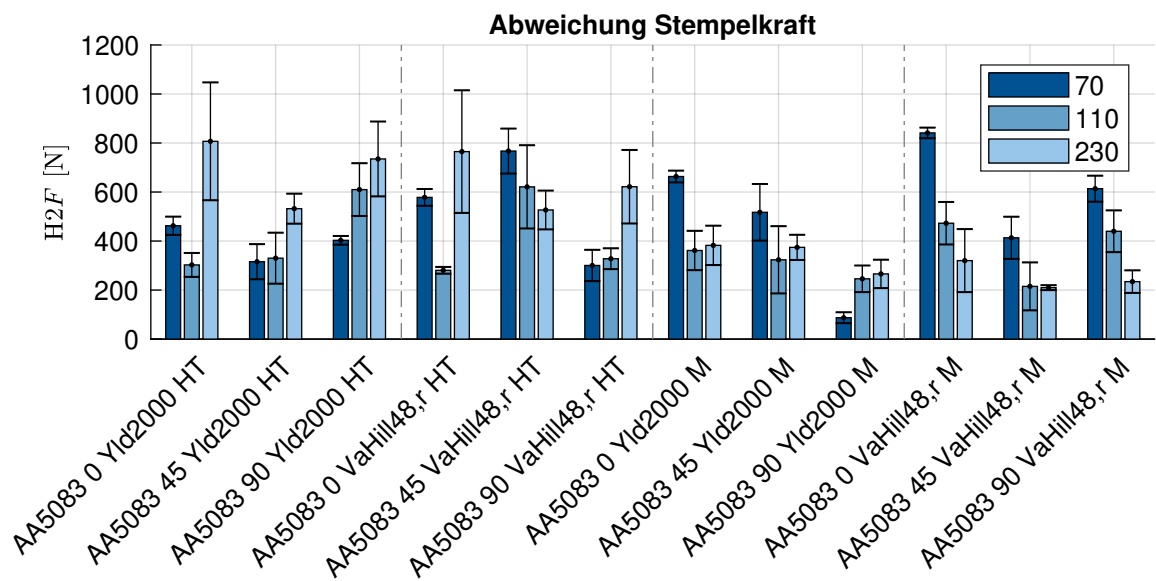


Abbildung E.24: Abweichung in den Stempelkräften für das Material AA5083.

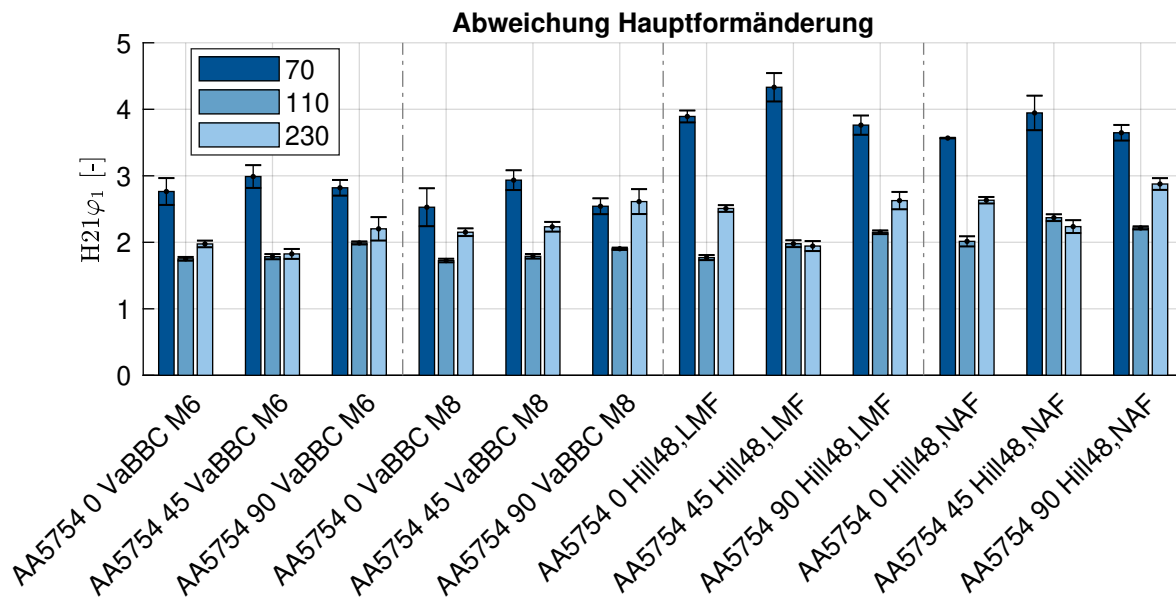


Abbildung E.25: Abweichung in den Hauptformänderungen für das Material AA5754.

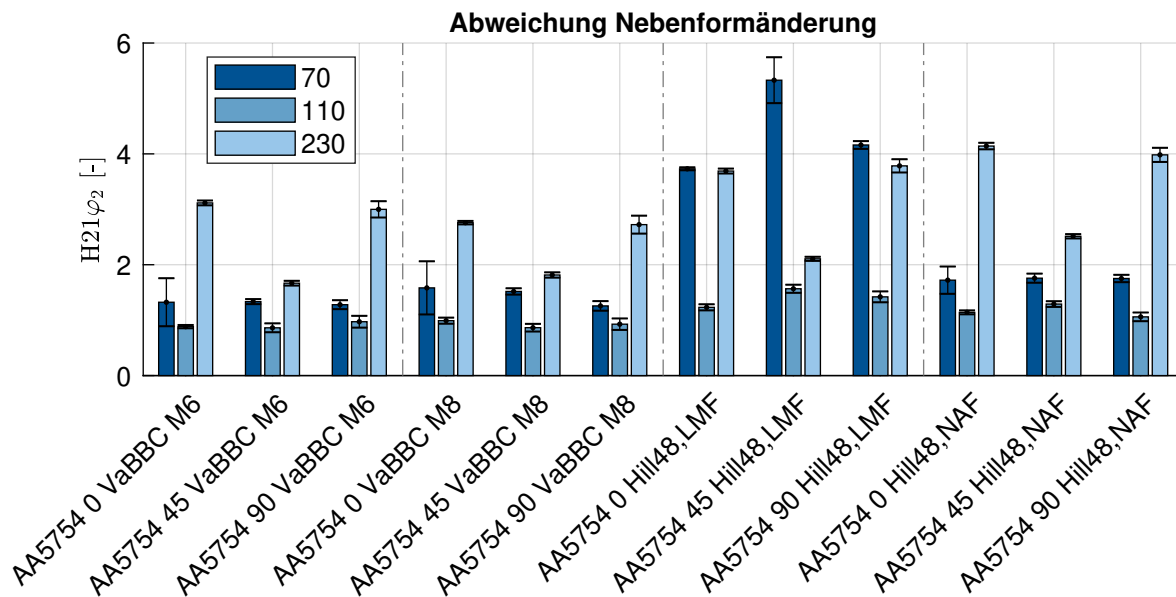


Abbildung E.26: Abweichung in den Nebenformänderungen für das Material AA5754.

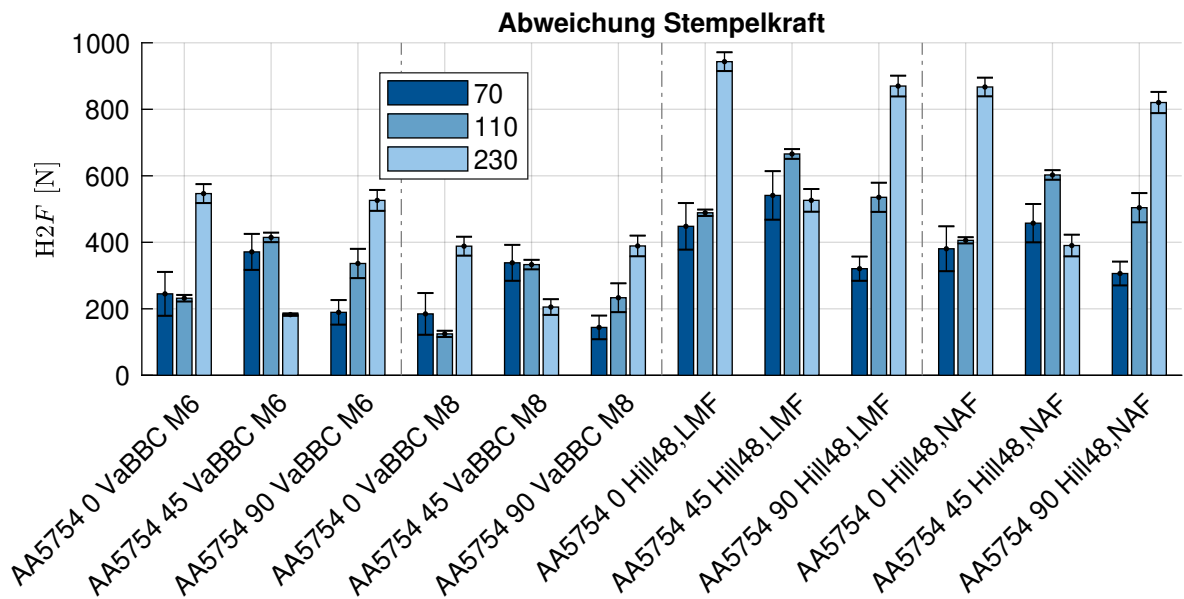
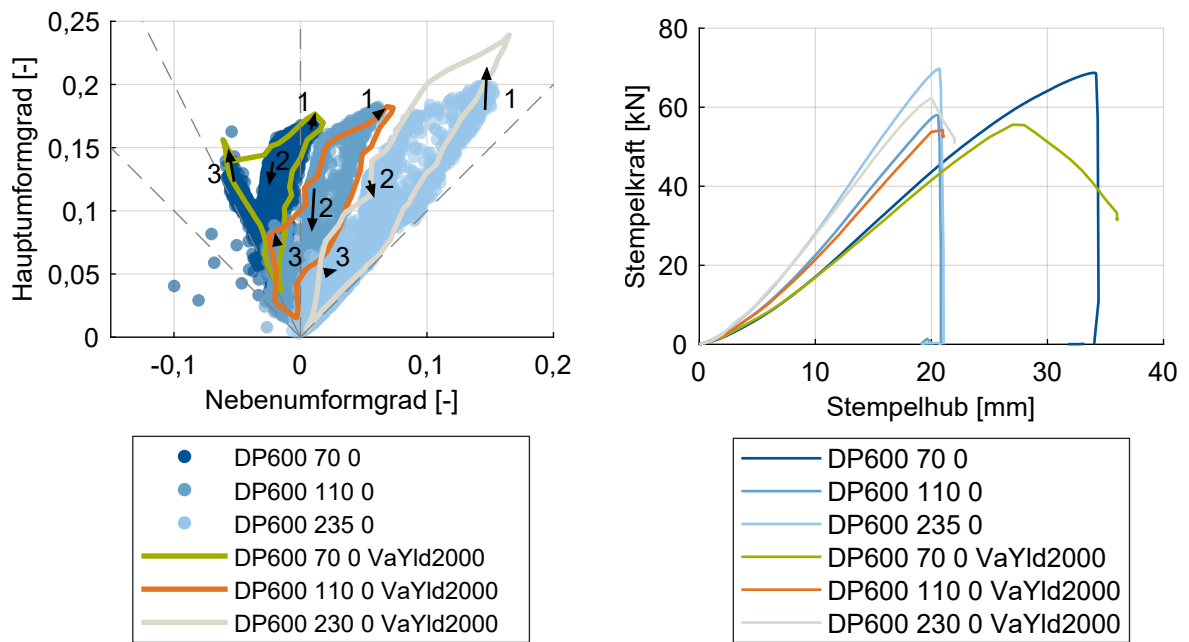


Abbildung E.27: Abweichung in den Stempelkräften für das Material AA5754.

Dualphasenstähle



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.28: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP600, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M5.

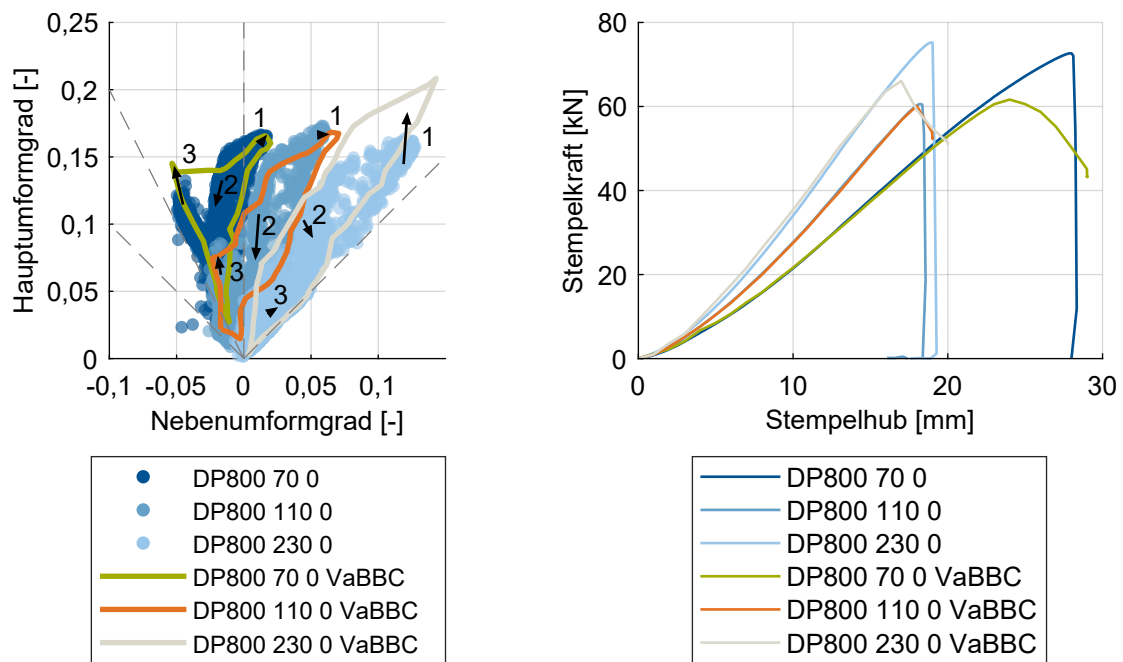
(a) *Dehnverteilungen*(b) *Stempelkräfte.*

Abbildung E.29: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP800, modelliert mit dem Materialmodell BBC M5.

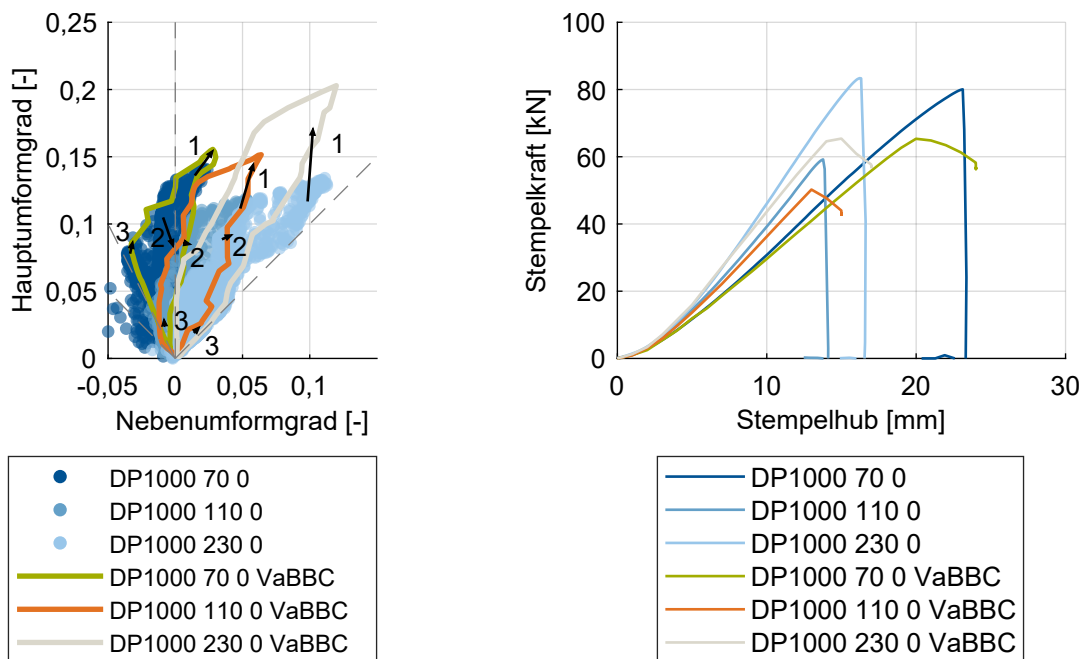
(a) *Dehnverteilungen*(b) *Stempelkräfte.*

Abbildung E.30: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP1000, modelliert mit dem Materialmodell BBC M7.

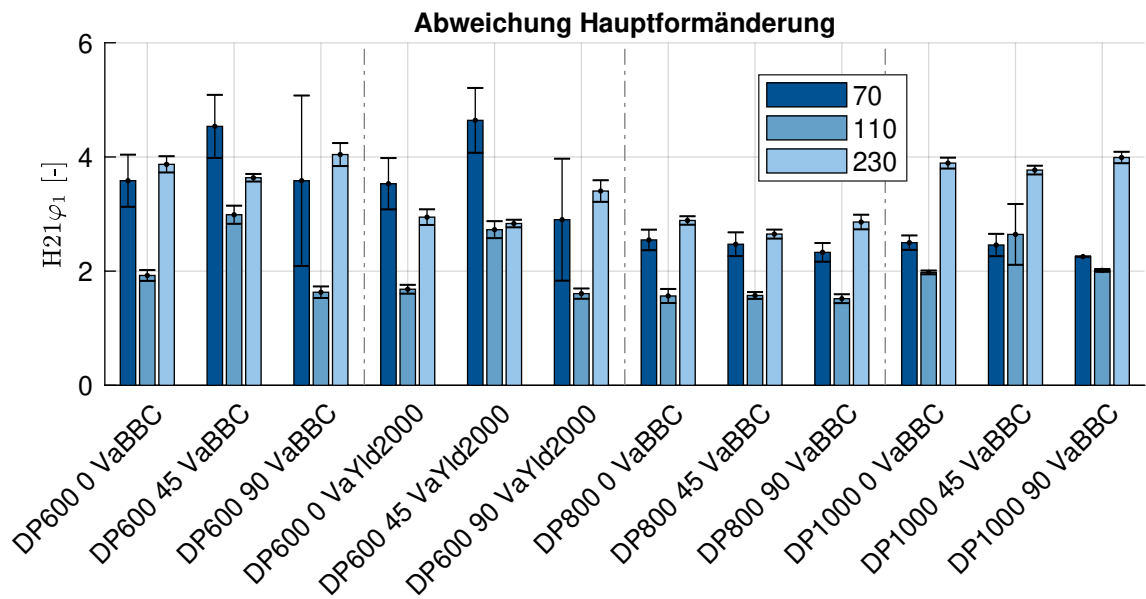


Abbildung E.31: Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.

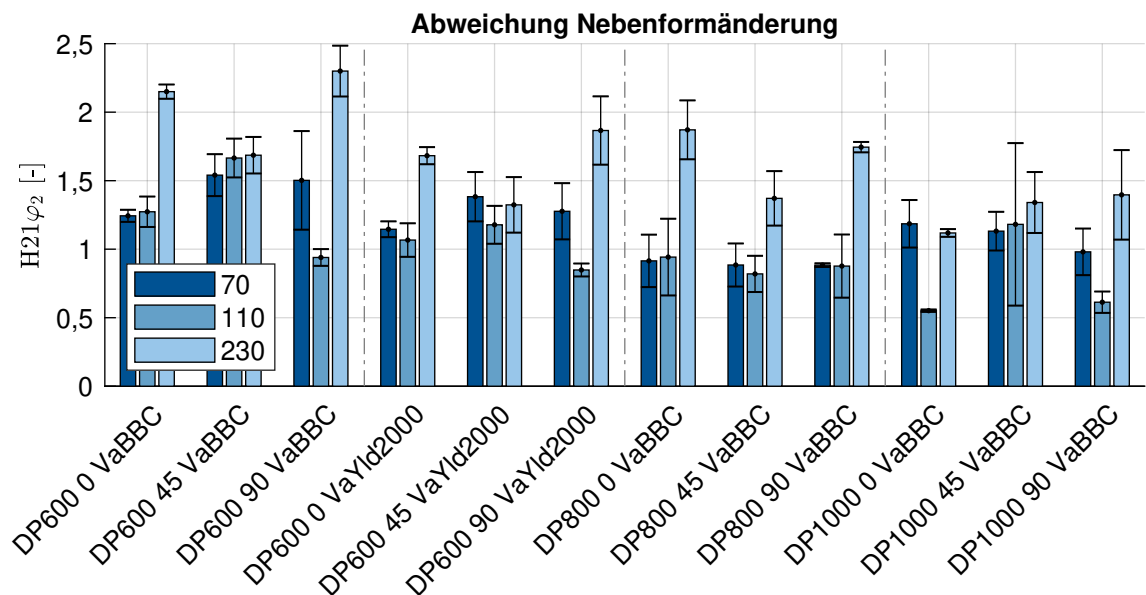


Abbildung E.32: Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.

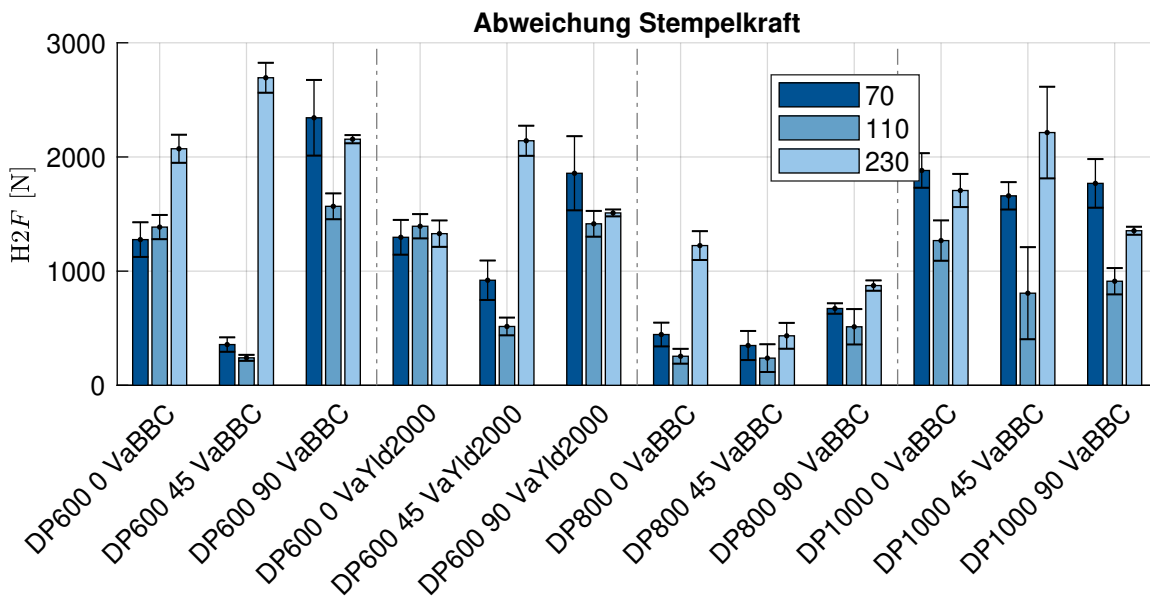


Abbildung E.33: Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten klassischen Dualphasenstähle.

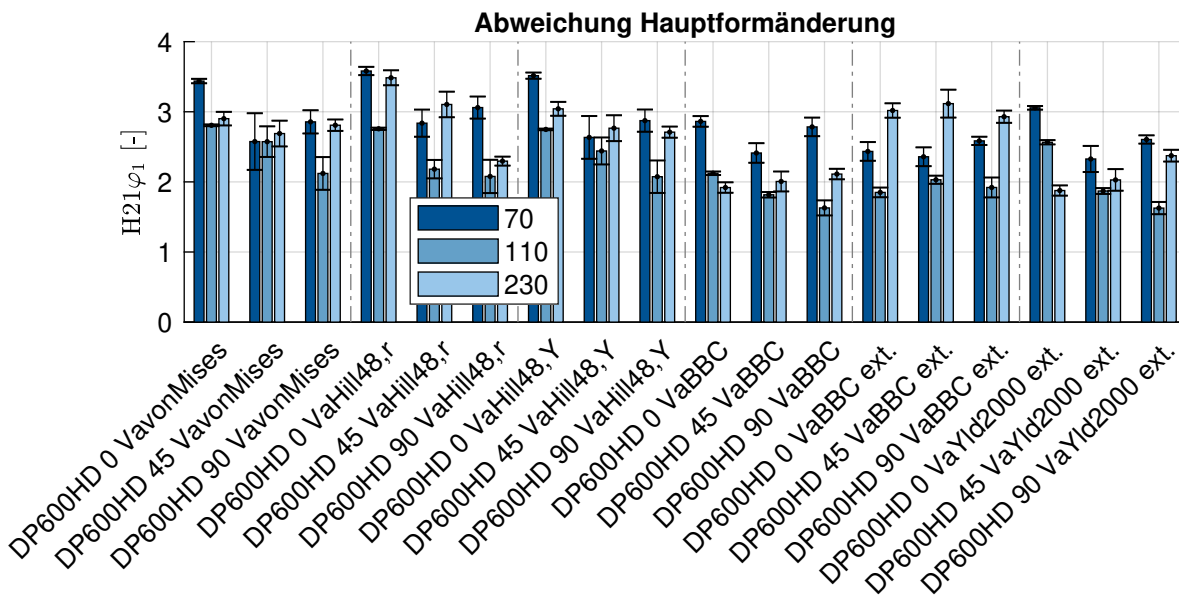


Abbildung E.34: Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.

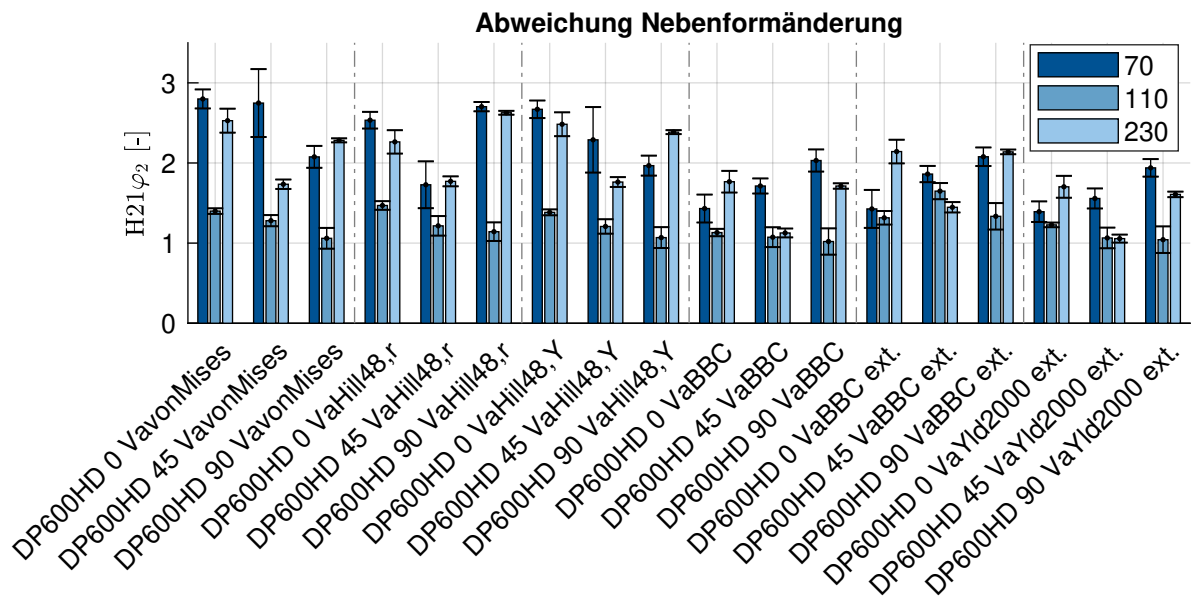


Abbildung E.35: Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.

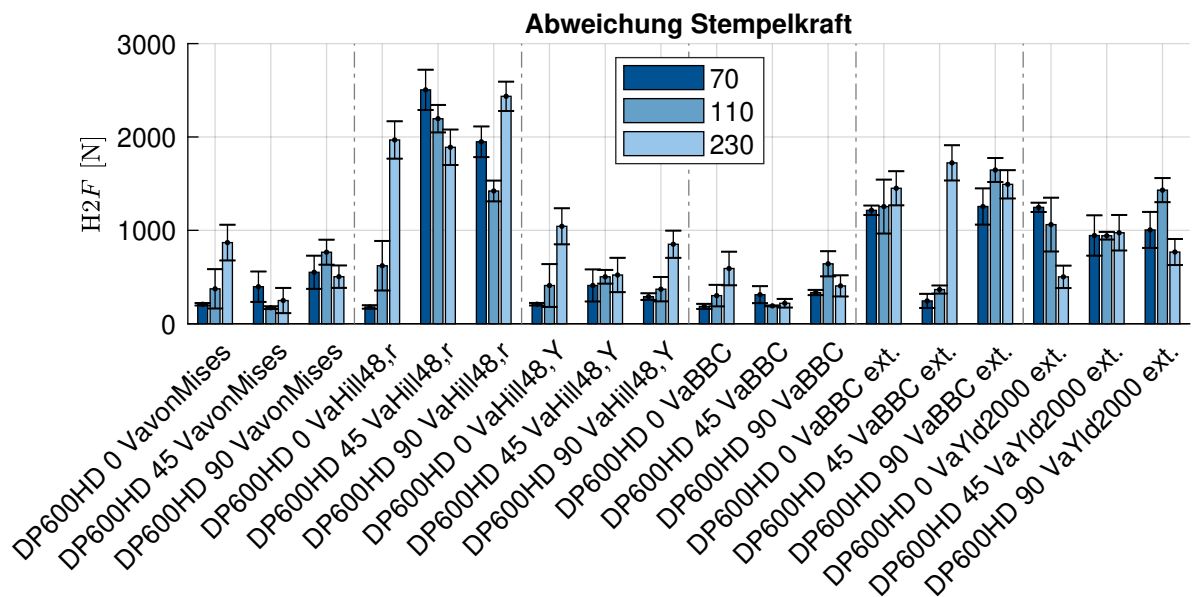
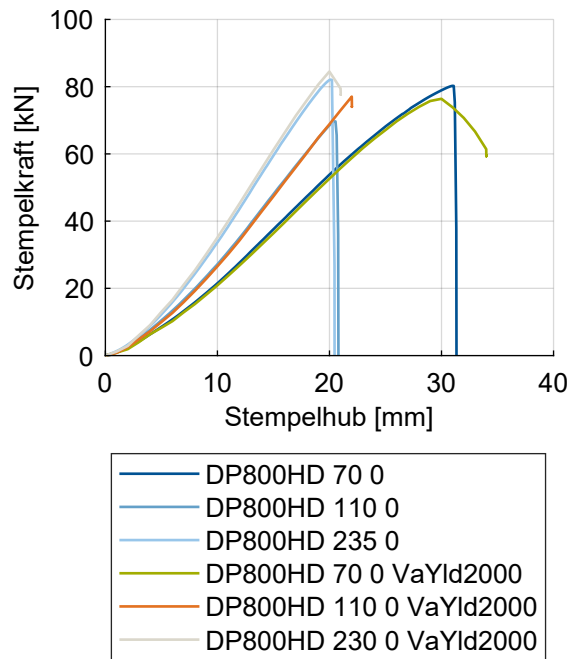
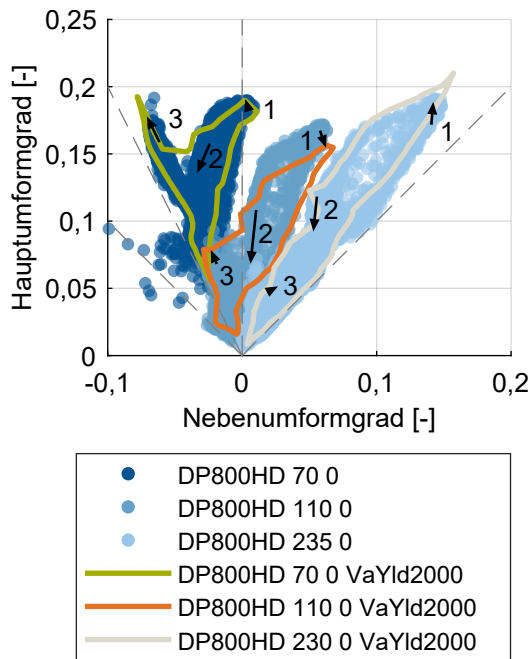


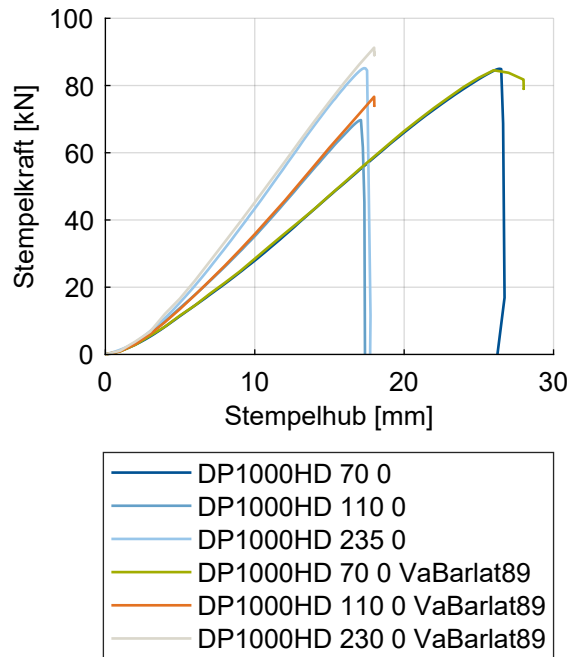
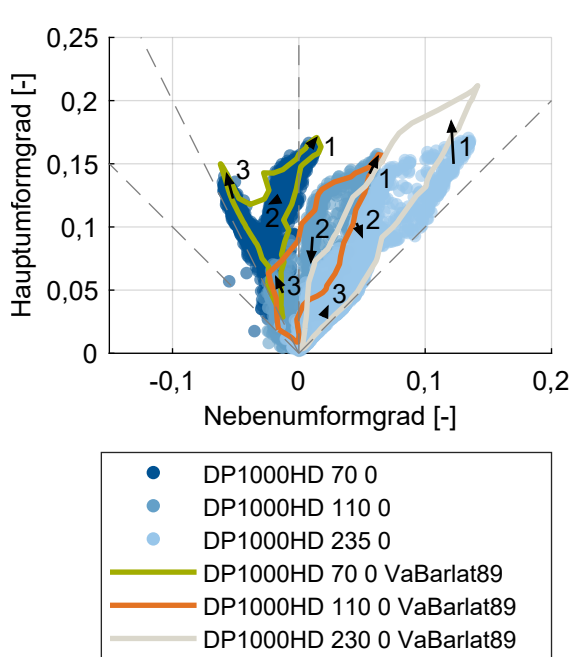
Abbildung E.36: Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials DP600HD.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.37: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP800HD, modelliert mit dem Materialmodell Yld2000 M6.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.38: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DP1000HD, modelliert mit dem Materialmodell Barlat89 M5.

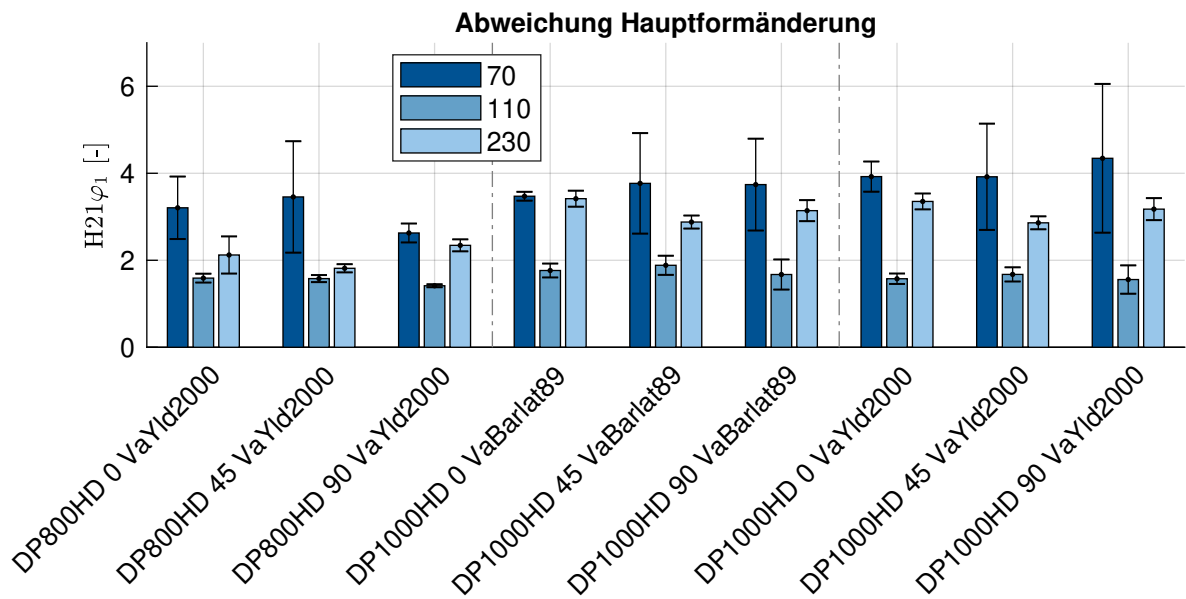


Abbildung E.39: Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.

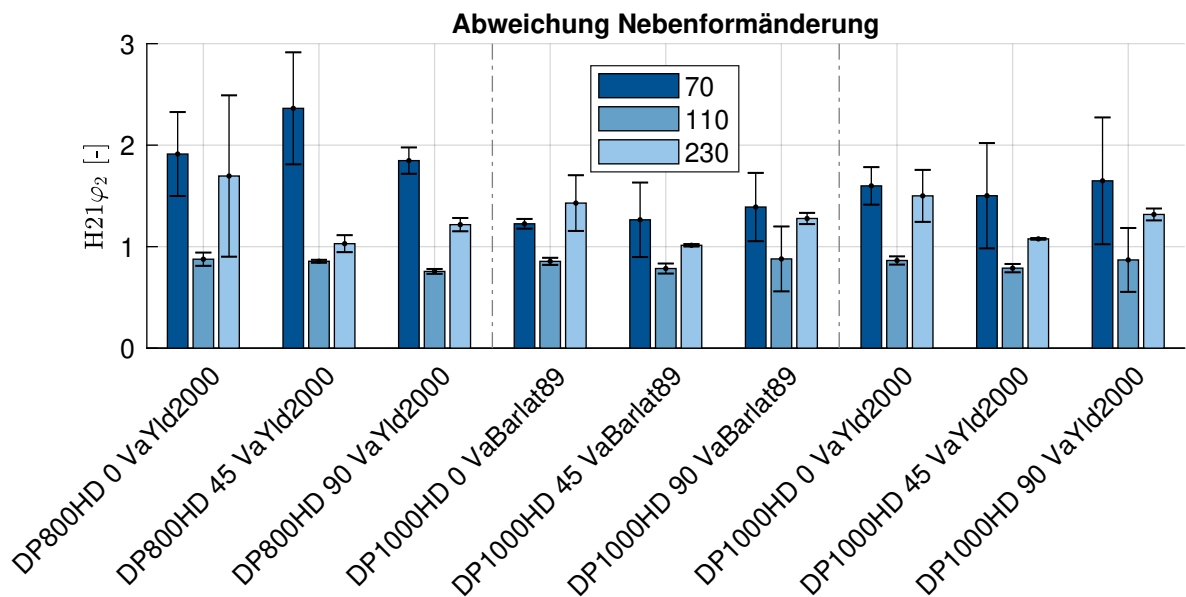


Abbildung E.40: Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.

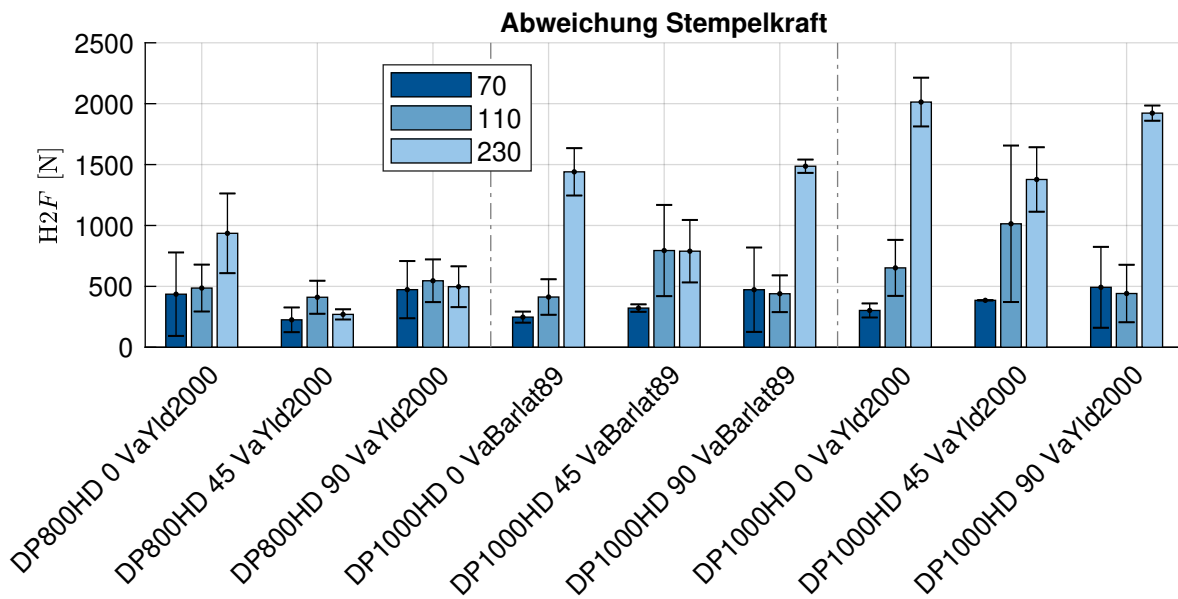
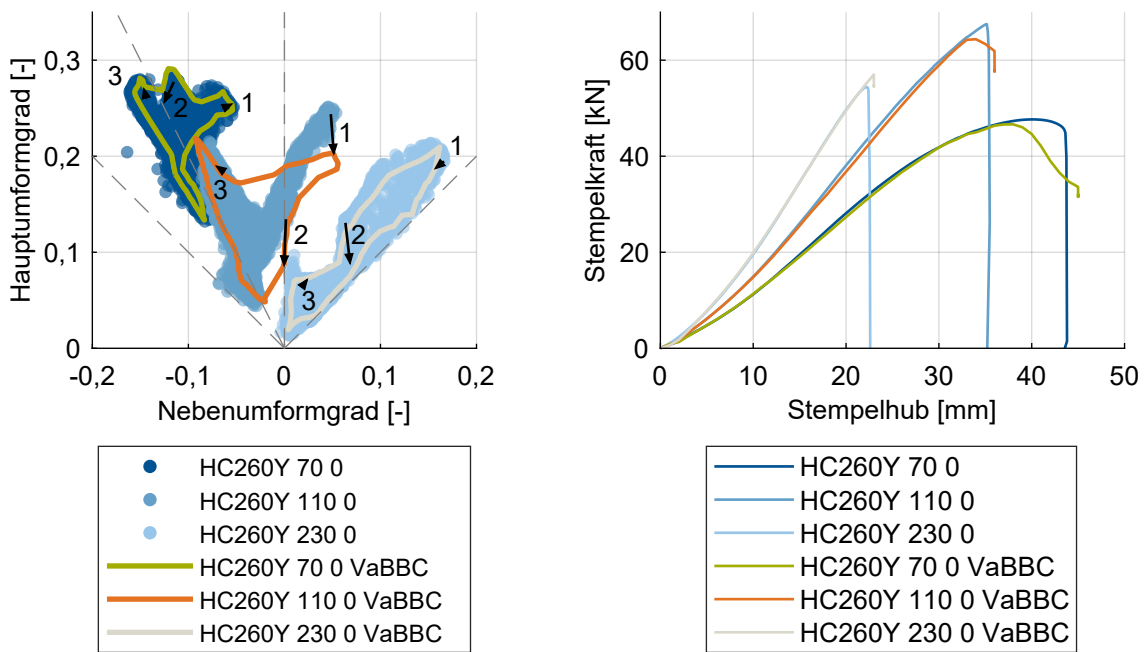


Abbildung E.41: Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle der Materialien DP800HD und DP1000HD.

Tiefziehstähle



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.42: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material HC260Y, modelliert mit dem Materialmodell BBC M6.

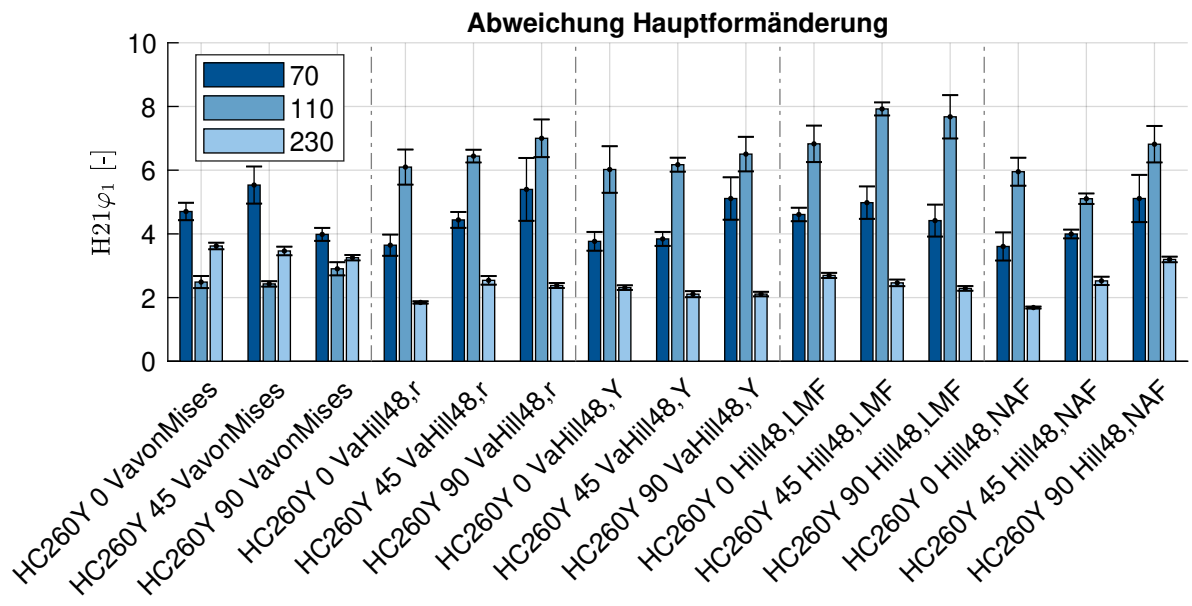


Abbildung E.43: Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.

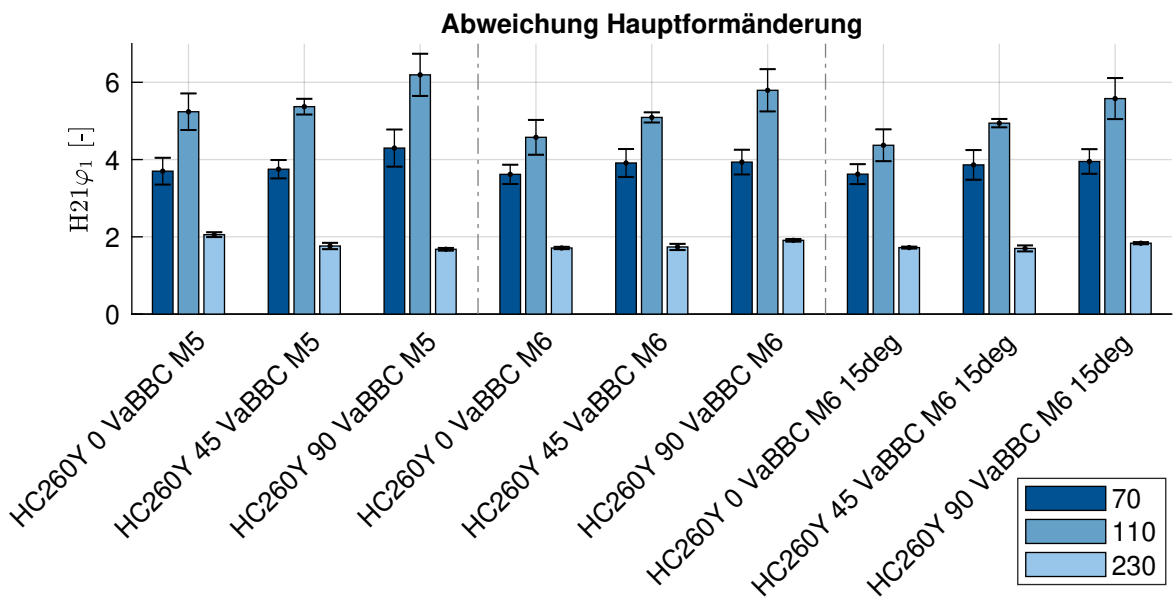


Abbildung E.44: Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.

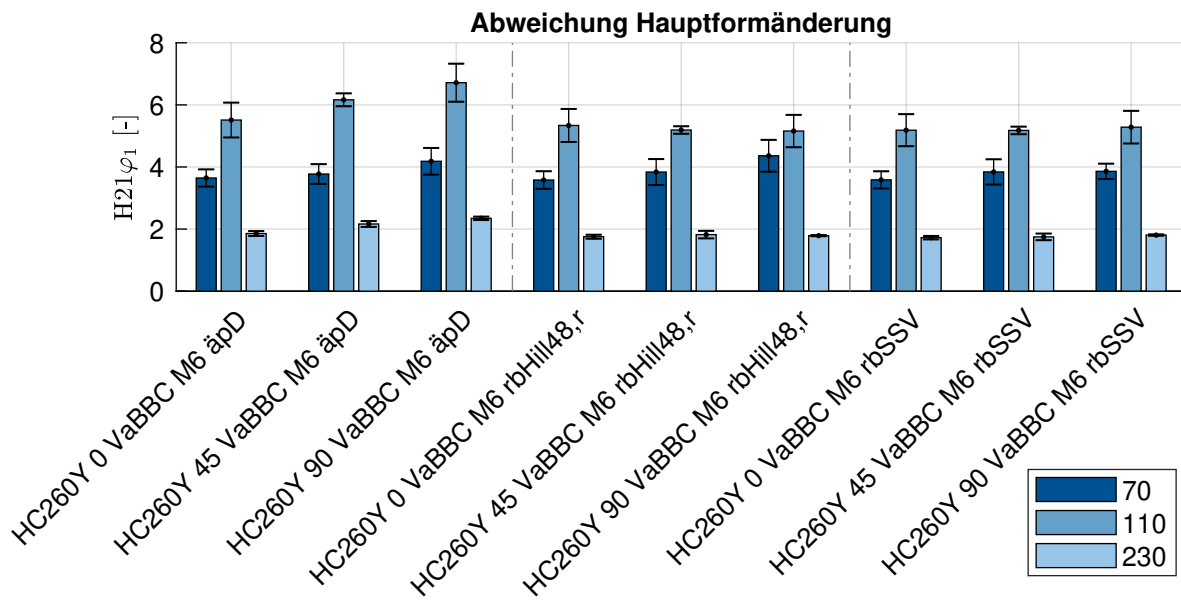


Abbildung E.45: Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.

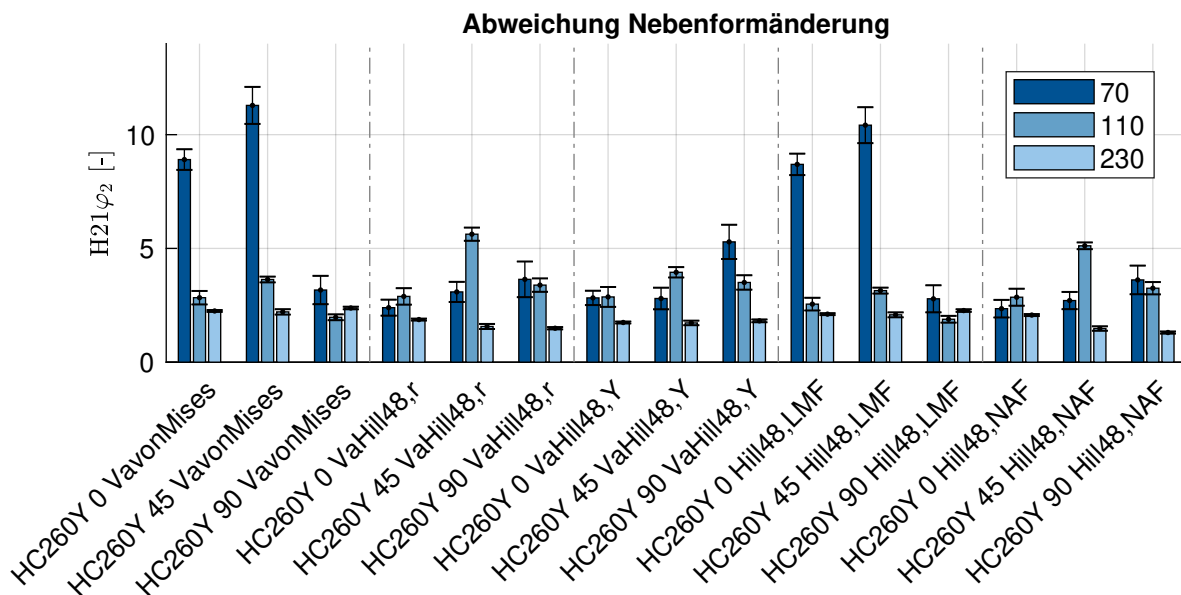


Abbildung E.46: Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.

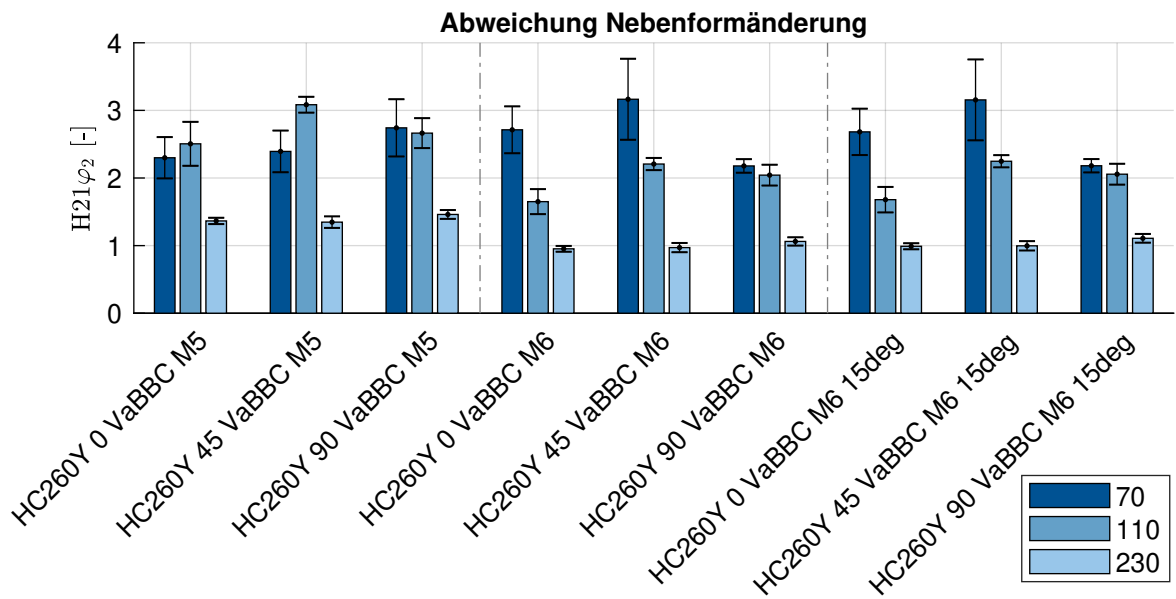


Abbildung E.47: Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.

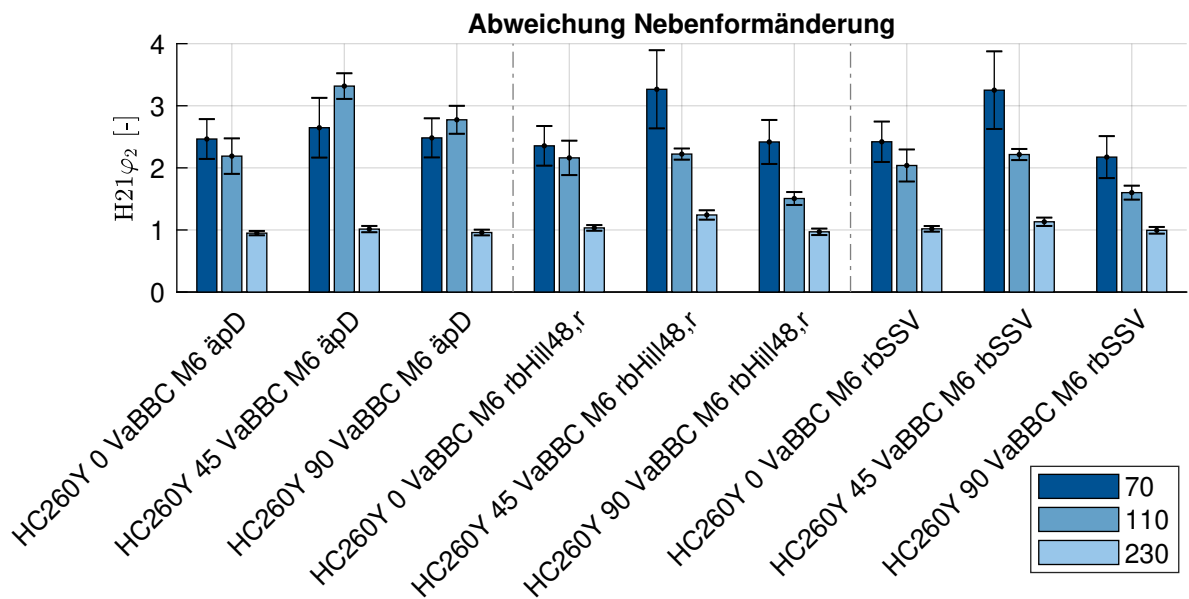


Abbildung E.48: Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.

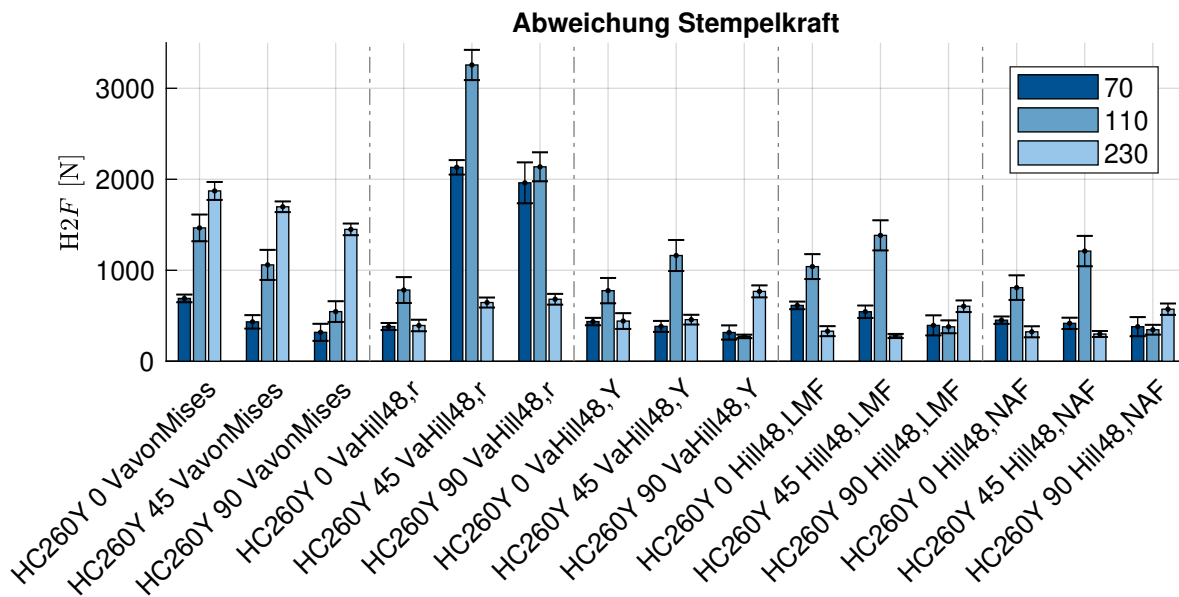


Abbildung E.49: Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 1.

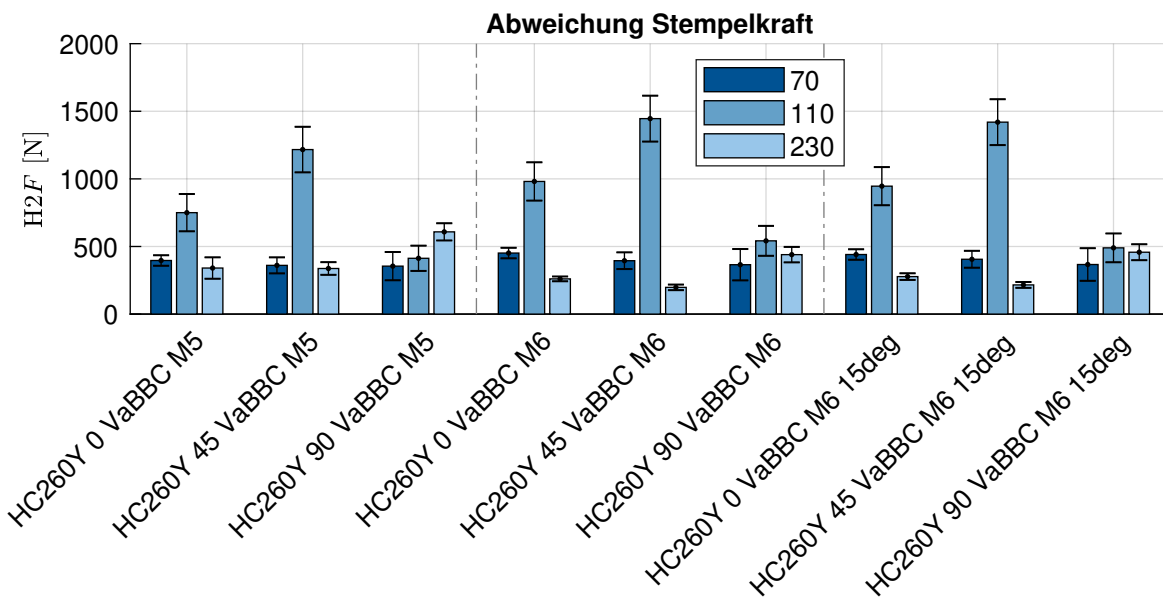


Abbildung E.50: Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 2.

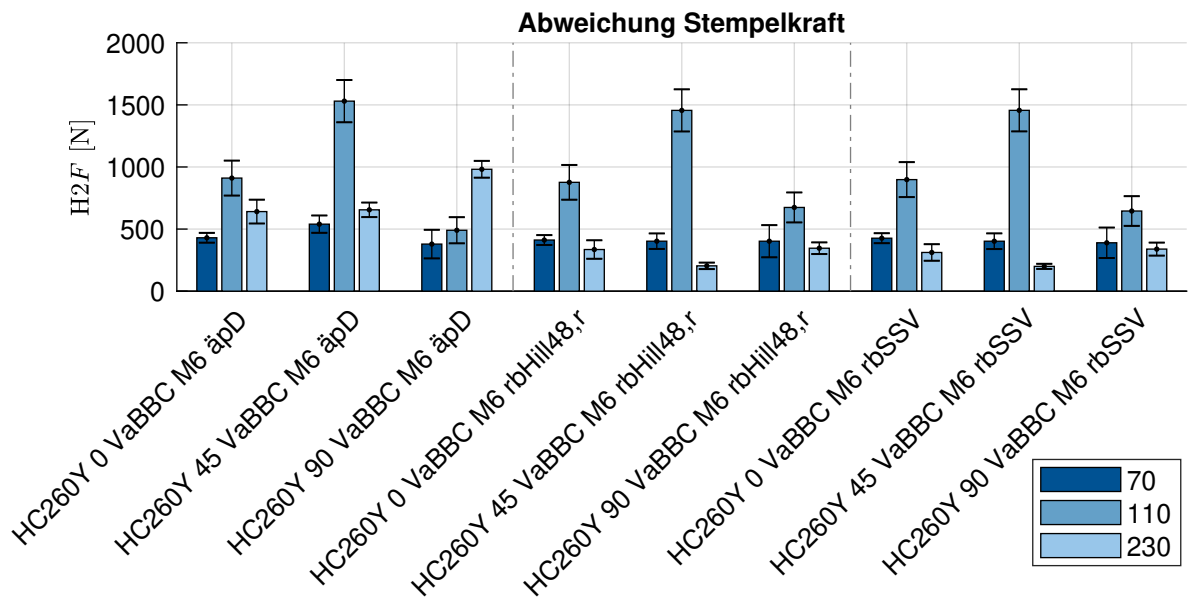
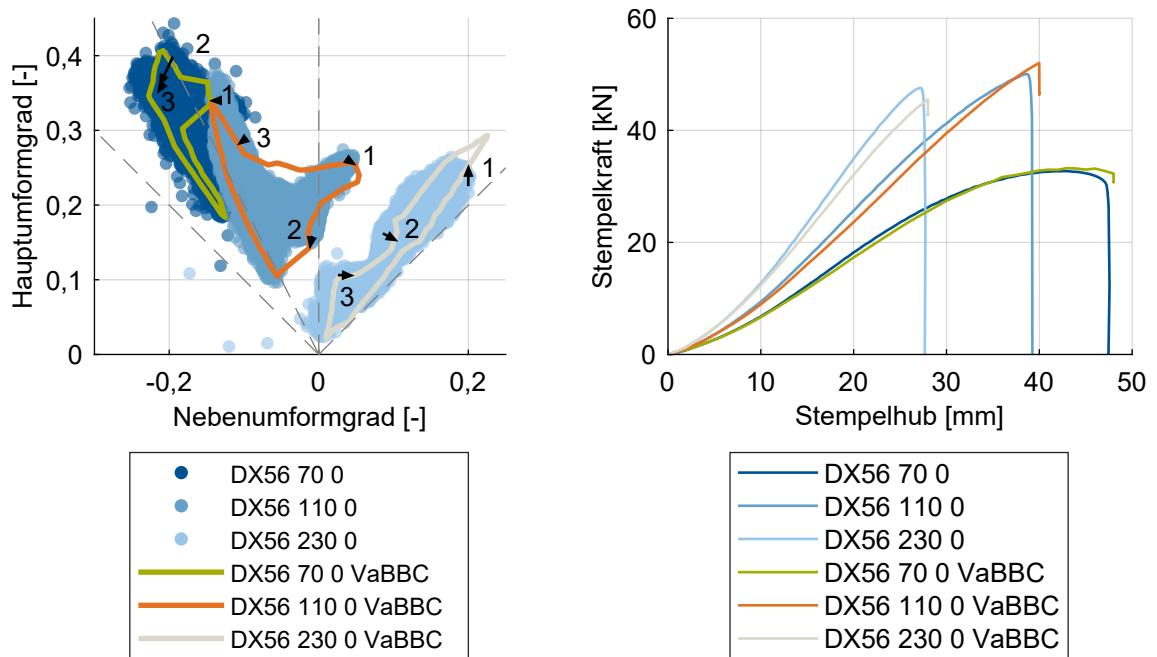


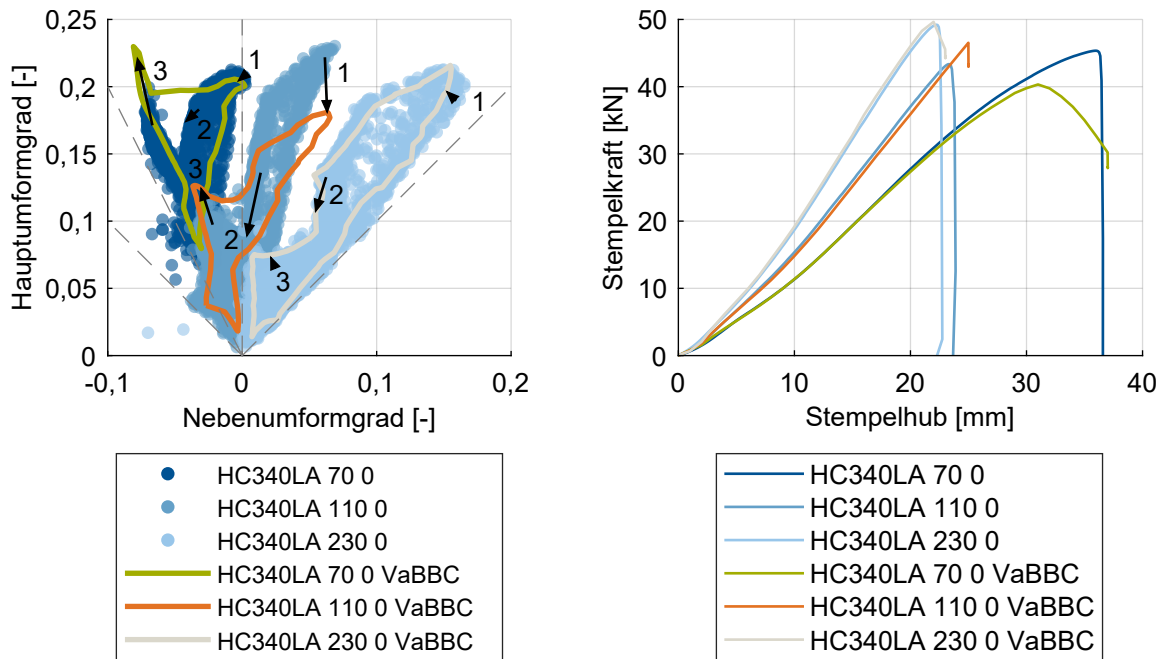
Abbildung E.51: Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle des Materials HC260Y - Teil 3.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.52: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material DX56, modelliert mit dem Materialmodell BBC M5.



(a) Dehnverteilungen.

(b) Stempelkräfte.

Abbildung E.53: Vergleich zwischen Experiment und Simulation für das Material HC340LA, modelliert mit dem Materialmodell BBC M6.

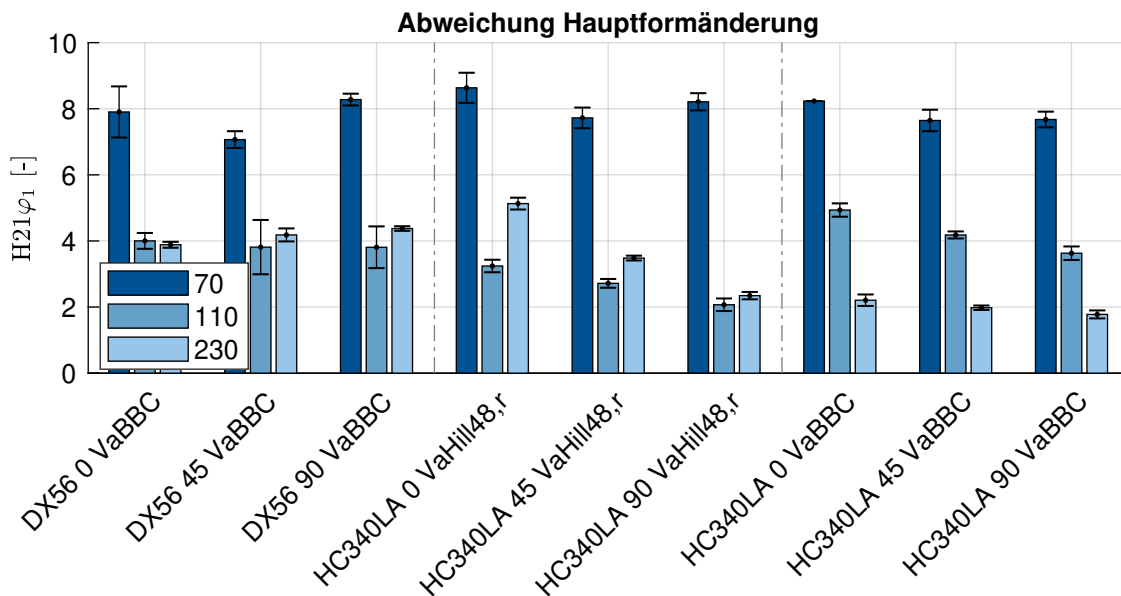


Abbildung E.54: Abweichung in den Hauptformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.

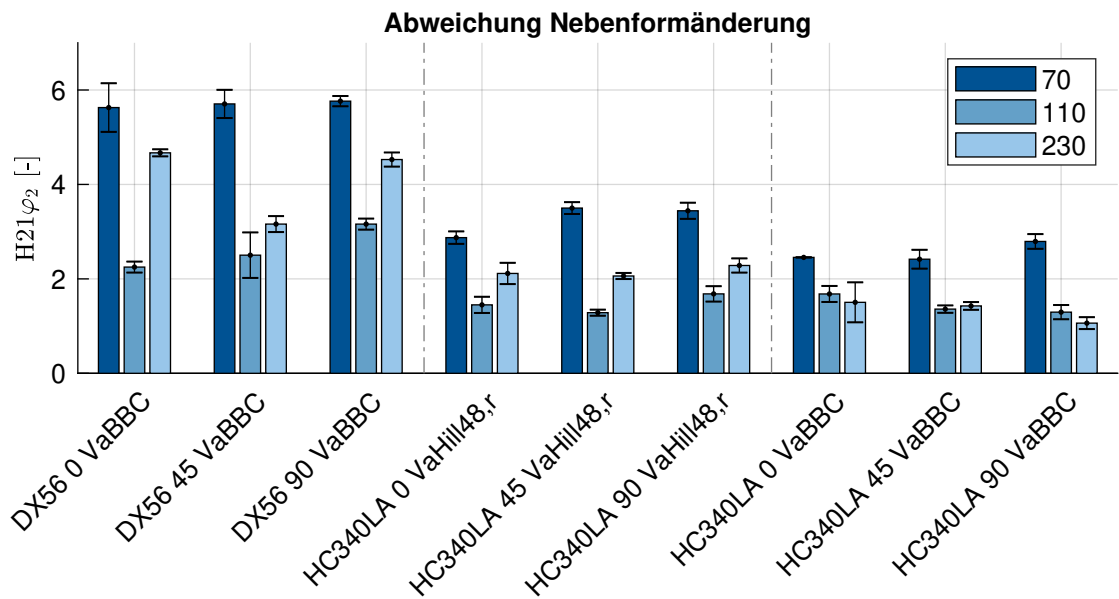


Abbildung E.55: Abweichung in den Nebenformänderungen für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.

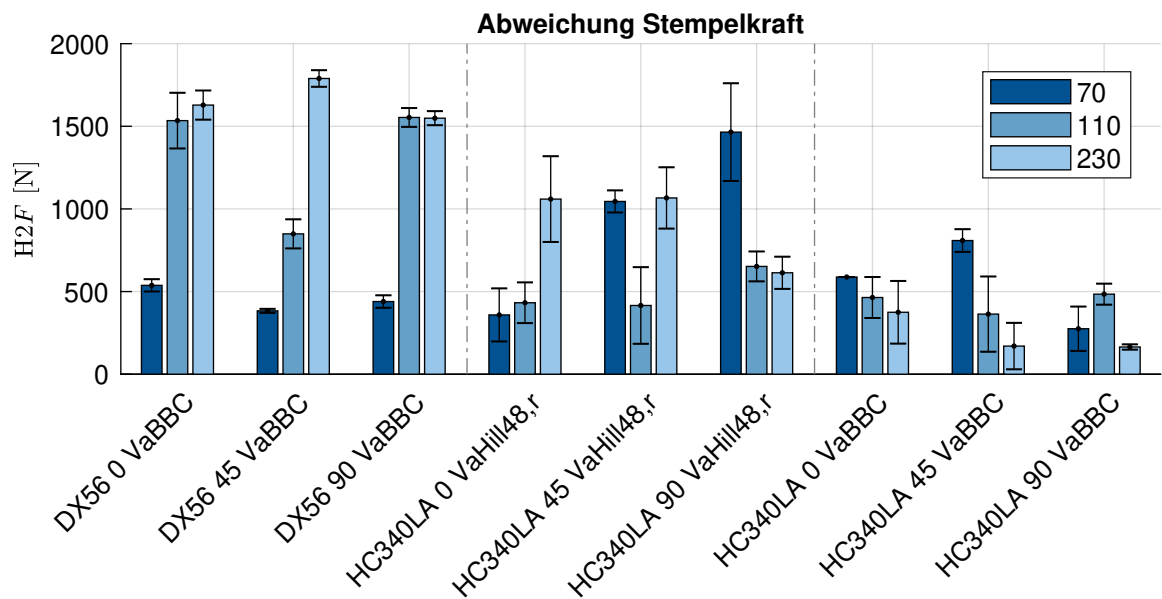


Abbildung E.56: Abweichung in den Stempelkräften für die untersuchten Modelle der Materialien DX56 und HC340LA.

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; ISBN: 978-3-95884-007-2

- 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

- 10 *Christoph Kaiser*
Effiziente Produkt- und Prozessabsicherung für gefalzte Karosseriebauteile durch ein metamodellbasiertes Assistenzsystem;
2018; ISBN: 978-3-95884-018-8

- 11 *Daniel Marian Opritescu*
Risikominimale Überbrückung von Kapazitätsengpässen im Presswerksverbund der Automobilindustrie;
2018; ISBN: 978-3-95884-020-1

- 12 *Maria Anna Hiller*
Fügen durch Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung;
2019; ISBN: 978-3-95884-024-9

- 13 *Hannes Alois Weiss*
Fertigung effizienter Elektromotoren;
2019; ISBN: 978-3-95884-037-9

- 14 *Wan-Gi Cha*
Formability Consideration in Bead Optimization to stiffen Deep Drawn Parts;
2019; ISBN: 978-3-95884-036-2

- 15 *Sven Peter Jansen*
Methodik zur Auslegung konturnaher Temperiersysteme in Druckgusswerkzeugen;
2019; ISBN: 978-3-95884-035-5

- 16 *Georg Baumgartner*
Das mikromechanische Verhalten von binären Aluminium-Silizium-Legierungen unter Last;
2019; ISBN: 978-3-95884-032-4

- 17 *Simon Vogt*
Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von verpressten Spulen für effizientere E-Traktionsantriebe;
2019; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20191001-1483133-1-0>

- 18 *Patrick Thomas Helmut Woisetschläger*
Beitrag zur Optimierung der Schichtanbindung bei thermisch gespritzten Zylinderlaufflächen im Verbrennungsmotor;
2020; ISBN: 978-3-95884-042-3

- 19 *Michael Walter Krinninger*
Ansätze zur Reduzierung der prozessbedingten Flitterbildung
beim Scherschneiden von Aluminiumblechen im offenen Schnitt;
2020; ISBN: 978-3-95884-045-4

- 20 *Tim Benkert*
Blechräderkörper für Leichtbauzahnäder – Eine Machbarkeitsstudie zur Herstellung von
tiefgezogenen und feingeschnittenen Innenteilen mehrteiliger Zahnäder;
2020; ISBN: 978-3-95884-046-1

- 21 *Benjamin Himmel*
Material Jetting of Aluminium – Analysis of a Novel Additive Manufacturing Process;
2020; ISBN: 978-3-95884-049-2

- 22 *Florian Martin Hofbauer*
Großserientaugliche Umsetzung von dünnwandigem Stahlguss für den Automobilbau;
2020; ISBN: 978-3-95884-050-8

- 23 *Annika Weinschenk*
Simulative und experimentelle Untersuchungen zur Detektion und Prävention von
Einfallstellen in Außenhautbauteilen;
2020; ISBN: 978-3-95884-052-2

- 24 *Florian Heilmeier*
Ermittlung schwindungsbedingter Gussteilspannungen mit Hilfe
eingegossener, faseroptischer Dehnungssensoren;
2020; ISBN: 978-3-95884-053-9

- 25 *Ferdinand Neumayer*
Ermittlung und Auswirkung der Durchbruchkraft beim Scherschneiden;
2020; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20200729-1530885-1-5>

- 26 *Manuel Pintore*
Gießtechnische Herstellung und technologische Charakterisierung
von Kupfer-Aluminium-Schichtverbunden;
2021; ISBN: 978-3-95884-059-1

- 27 *Tim Mittler*
Verbundstranggießen von Kupferwerkstoffen;
2021; ISBN: 978-3-95884-058-4

- 28 *Christoph Hartmann*
Spatio-Temporal Optical Flow Methods for Process Analysis
– Robust Strain, Strain Rate, and Crack Propagation Measurement in Shear Cutting;
2021; ISBN: 978-3-95884-066-9

- 29 *Marco Raupach*
Simulationsbasierte Konstruktionsmethodik zur Herstellung markanter Bauteilradien im Karosseriebau;
2021; ISBN: 978-3-95884-068-3
- 30 *Fabian Zgoll*
Methodik zur maschinenoptimalen Werkzeugeinbearbeitung durch virtuelle Kompensation der Werkzeug- und Pressendurchbiegung;
2021; ISBN: 978-3-95884-067-6
- 31 *Phillipp Johnathan Lechner*
A Material Model for Foundry Cores
– The Brittle Fracture Behaviour of Chemically-Bound Foundry Sands;
2021; ISBN: 978-3-95884-073-7
- 32 *Martin Feistle*
Edge-Fracture-tensile-Test – Neues Kantenrissprüfverfahren für duktile metallische Werkstoffe;
2021
- 33 *Thomas Greß*
Vertical Continuous Compound Casting of Copper Aluminium Semi-Finished Products
– Design of a Resource-Efficient Production Technology for the Formation of Metallurgically Bonded Bilayer Parts;
2021; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20210721-1579499-1-7>
- 34 *Jens-Michael Stahl*
Residual stresses induced by shear cutting – Targeted use for manufacturing functional surfaces with an improved fatigue behavior;
2021; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20210802-1593943-1-2>
- 35 *Florian Ettmeyer*
Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme;
2021; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20211011-1601398-1-3>
- 36 *Lucas Schulte-Vorwick*
In-Line-Richten von Fahrzeugstrukturteilen aus Leichtmetalldruckguss;
2021; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20211015-1585266-0-9>
- 37 *Martin Günther Landesberger*
Characterization and Design of Enhanced Ductile Irons;
2022; ISBN: 978-3-9820746-9-6
- 38 *Nikolas Viktor Beulich*
Entwicklung einer Methodik zur Auslegung und Absicherung des Freiformbiegens mit bewegter Matrize für dreidimensionale Biegegeometrien;
2022; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20221219-1652106-1-5>

- 39 *Philipp Maximilian Tröber*
Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden und Tiefziehen unter Berücksichtigung von
Temperatur und thermoelektrischen Strömen;
2023; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20230130-1688200-1-4>
- 40 *Matthias Eder*
Validierung von Materialmodellen
– Der MUC-Test als Methodik zur Qualifizierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe;
2023; ISBN: 978-3-9820746-8-9