

**Verbesserte Vorhersage der Rückfederung bei
der Blechumformung durch weiterentwickelte
Werkstoffmodelle**

Zur Erlangung des akademischen Grades
eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

bei der Fakultät für Maschinenbau
der Universität Karlsruhe

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Andriy Krasovskyy
geb. am 24.04.1979 in Kiew

Tag der mündlichen Prüfung:	20.06.2005
Hauptreferent:	Prof. Dr. H. Riedel
Korreferent:	Prof. Dr. P. Gumbsch

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik (IWM) in Freiburg.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. Hermann Riedel für die wohlwollende Förderung und Unterstützung meiner Forschungstätigkeit. Die umgehende und gründliche Durchsicht der Arbeit in seiner Eigenschaft als Doktorvater möchte ich in diesem Zusammenhang besonders hervorheben.

Ebenso möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr. Peter Gumbsch für die Realisierung optimalen wissenschaftlichen Umfeldes für Jungwissenschaftler im Institut und die Übernahme des Korreferats bedanken.

Herrn Dr. Matthias Sester und Herrn Dr. Winfried Schmitt danke ich für die Anregung des Themas und Schaffung eines guten Fundaments für die weitere Forschung.

Den Herren Erhard Haas und Michael Deissenbeck danke ich für die Durchführung der Zug-Druckversuche und der Streifenziehbiegeversuche.

Allen Kollegen am Institut und vor allem im Geschäftsfeld 4 möchte ich für das außerordentlich angenehme und fruchtbare Arbeitsklima danken. Besonders bei den Herren Dr. Oleg Benevolenski, Dr. Holger Brehm, Franz Doll, Jan Hülsberg, Kersten Korn, Gerhard Maier, Tobias Schenk, Thomas Seifert, Dr. Igor Varfolomeyev und Dr. Tom Walde sowie bei Frau Dr. Florence Andrieux und Frau Helgard Nisalke möchte ich mich für die wertvollen Hinweise, zahlreichen anregenden Diskussionen und die Hilfe bei der sprachlichen Korrektur bedanken.

Ebenfalls zu Dank verpflichtet bin ich den Industriepartnern für die interessanten Projekte und die Hinweise, die meine Arbeit in die Richtung anwendungsorientierter Forschung geführt haben. In dem Zusammenhang möchte ich insbesondere Herrn Dr. Jörg Gerlach und Herrn Klaus Blümel von ThyssenKrupp Stahl AG, Herrn Dr. Steffen Kulp von Volkswagen AG, Herrn Gerhard Kortmann von Karmann AG, Herrn Lutz Naumann von Tower Automotive, Herrn Prof. Dr. Karl Roll von DaimlerChrysler AG und die Mitglieder des Projektbegleitenden Ausschusses des EFB/AIF-Projekts „Beurteilung der Leistungsfähigkeit von Materialmodellen zur Blechumformsimulation“ erwähnen.

Schließlich danke ich meinen Eltern, die mich aus weiter Ferne unterstützt haben und Angela, die mich während der gesamten Arbeit aufmunternd begleitet hat.

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	3
1 Einleitung	6
1.1 Problemstellung	6
1.2 Zielsetzung	8
1.3 Aufbau der Arbeit	8
2 Grundlagen	10
2.1 Grundgleichungen der Kontinuumsmechanik.....	10
2.2 Finite-Element-Methode	14
2.2.1 Räumliche Diskretisierung.....	15
2.2.2 Explizite und implizite Zeitintegrationsverfahren	17
2.2.3 Integration des elasto-viskoplastischen Stoffgesetzes	19
2.3 Physikalische Verformungsmechanismen	21
2.4 Werkstoffmodelle.....	22
2.4.1 Texturmodelle	22
2.4.2 Phänomenologische Werkstoffmodelle	23
3 Besonderheiten der Rückfederungsmodellierung	28
3.1 Spannungs-Dehnungsanalyse beim Tiefziehen	28
3.2 Anforderungen an das Werkstoffmodell.....	32
3.3 Numerische Besonderheiten.....	34
4 Zug-Druckversuch für Blechwerkstoffe	38
4.1 Versuchsaufbau	39
4.2 FE-Analyse des Spannungszustandes in der Probe.....	40
5 Werkstoffmodelle für Wechselplastizität.....	43
5.1 Prager-Modell	43
5.2 Modell von Armstrong und Frederik	44
5.3 Chaboche-Modell.....	44
5.4 Chaboche-Modell mit mehreren Rückspannungskomponenten	48
5.5 Beschreibung zyklischer Spannungs-Dehnungskurven mit dem Chaboche-Modell.....	50
5.6 Anwendungsgrenzen des Chaboche-Modells	53
5.6.1 Frühe Rückplastifizierung.....	54
5.6.2 Anisotropie.....	57
6 Werkstoffmodelle für Anisotropie	60
6.1 Beschreibung elastischer Anisotropie	60
6.1.1 Orthotropes Material	60
6.1.2 Elastische Anisotropie von Ein- und Polykristallen	61
6.2 Beschreibung plastischer Anisotropie und ihrer Entwicklung.....	67
6.3 Erweiterung des Chaboche-Modells mit anisotropen Fließfunktionen und formativer Verfestigung.....	75
7 Werkstoffbezogene Aspekte der Rückfederungssimulation	84
7.1 Verfestigung.....	84

7.1.1	Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die Rückfederung beim Streifenziehbiegeversuch	84
7.1.2	Wechselplastifizierung beim Durchgang durch die Ziehleiste	88
7.1.3	Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die Rückfederung beim Innenhochdruckumformen	90
7.2	Frühe Plastifizierung	91
7.3	Anisotropie	94
7.3.1	Elastische Anisotropie	94
7.3.2	Plastische Anisotropie	95
7.4	Dehnrateneffekte	97
7.5	Diskussion der Ergebnisse	101
8	Andere Aspekte der Rückfederungssimulation	104
8.1	Technologische Einflussgrößen	104
8.1.1	Ziehradius und Ziehspalt	104
8.1.2	Blechhalterkraft und Ziehleisten	107
8.1.3	Kontakt und Reibung	108
8.2	Numerische Einflussgrößen	112
8.2.1	Elementtyp	112
8.2.2	Elementgröße	118
8.2.3	Symmetriebedingungen	122
8.3	Eigenspannungen nach dem Walzen	124
8.4	Simulation mehrstufiger Prozesse	127
8.5	Kopplung Umformen-Crashsimulation	128
8.6	Diskussion der Ergebnisse	133
9	Zusammenfassung und Ausblick	135
	Anhang	141
	Literaturverzeichnis	142
	Lebenslauf	153

Symbolverzeichnis

Die hier aufgeführten Symbole entsprechen ihrer Verwendung in Rahmen dieser Arbeit. Falls sie im Einzelfall anders verwendet werden, so wird im Text darauf hingewiesen.

Skalare

t	Zeit
S	Fläche
V	Volumen
ρ	Dichte
ν	Querkontraktionszahl
E	Elastizitätsmodul
G	Schubmodul
μ	Reibungskoeffizient
f	Fließfunktion
Φ	plastisches Fließpotenzial
σ_0	Fließgrenze
σ_{eq}	Vergleichsspannung
J_1, J_2, J_3	Invarianten des deviatorischen Spannungstensors \mathbf{S}
λ	Lagrange-Multiplikator
p	kumulierte plastische Vergleichsdehnung
χ	innere Variablen
R	isotrope Verfestigungsvariable
Q, b, r, c	Materialkonstanten für das Chaboche-Modell
n	Dehnratenexponent
K	Viskosität
$c_\beta, b_\beta, c_\gamma, b_\gamma$	Materialkonstanten für die formative Verfestigung

E_0, A, s	Materialkonstanten für das Modell mit variablem E -Modul
r_0, r_{45}, r_{90}	r -Werte zur Charakterisierung der Anisotropie
θ	Winkel zur Walzrichtung
F, G, H, L, M, N	Anisotropiekonstanten für das Hill '48-Kriterium
m, a, h, p	Anisotropiekonstanten für das Barlat-3k-Kriterium

Vektoren und Tensoren höheren Stufen

In den Kapiteln, die eine allgemeine Bedeutung haben, werden Tensoren mit fett gedruckten Symbolen wie \mathbf{A} bezeichnet. Ansonsten wird die Indexschreibweise A_{ij} verwendet.

\mathbf{x}	Ortsvektor in der aktuellen Konfiguration
\mathbf{X}	Ortsvektor in der Referenzkonfiguration
\mathbf{u}	Verschiebungsvektor
\mathbf{v}	Geschwindigkeitsvektor
\mathbf{F}	Deformationsgradient
\mathbf{U}	Rechts-Streck-Tensor
\mathbf{R}	orthogonaler Rotationstensor
\mathbf{D}	Dehnratentensor
\mathbf{L}	Geschwindigkeitsgradient
$\mathbf{\Omega}, \mathbf{W}$	Spintensoren
$\boldsymbol{\varepsilon}^{el}, \boldsymbol{\varepsilon}^{pl}, \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$	elastischer, plastischer bzw. viskoplastischer Dehnungstensor
\mathbf{t}^{appl}	Vektor der Oberflächenkräfte
\mathbf{n}	Normaleneinheitsvektor
$\boldsymbol{\sigma}$	Cauchy'scher Spannungstensor
\mathbf{S}	deviatorischer Spannungstensor
\mathbf{C}	Tensor der elastischen Moduln
\mathbf{N}	Formfunktion
\mathbf{K}	Steifigkeitsmatrix
\mathbf{J}	Jakobi-Matrix

I	Einheitstensor
α	Rückspannungstensor
\mathbf{S}^{ef}	effektiver deviatorischer Spannungstensor, $\mathbf{S}^{ef} = \mathbf{S} - \alpha$
σ^{ef}	effektiver Spannungstensor, $\sigma^{ef} = \sigma - \alpha$
M	Tensor anisotroper Konstanten für das Hill'48-Kriterium
β	Verfestigungstensor 4. Stufe
γ	Verfestigungstensor 6. Stufe

Operatoren

Bei der Verwendung der Indexschreibweise gilt die Einstein'sche Summenkonvention: über den doppelt auftretenden Index ist zu summieren.

\mathbf{A}^T	Transponierte eines Tensors
\mathbf{A}^{-1}	Inverse eines Tensors
$\mathbf{A}^{-T} = (\mathbf{A}^{-1})^T$	Transponierte der Inversen eines Tensors
$\mathbf{C} = \mathbf{A} \cdot \mathbf{B}$	Skalarprodukt, $C_{ij} = A_{ik} B_{kj}$
$c = \mathbf{A} : \mathbf{B}$	Doppelskalarprodukt, $c = A_{ij} B_{ij}$
$\partial(\dots)$	partielle Ableitung
$d(\dots)$	totale Ableitung
$\delta(\dots)$	Variation
$\Delta(\dots)$	Inkrement
$\det(\dots)$	Determinante
$\text{div}(\dots)$	Divergenz
$\dot{\mathbf{A}}$	materielle Zeitableitung
$\nabla_{\mathbf{A}}$	materielle und mitrotierende Zeitableitung

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Die Forderungen nach einer Reduzierung des Energie- und Ressourcenverbrauchs aus ökonomischen und ökologischen Gründen bedingen eine konsequente Verbesserung der Herstellungsprozesse, Umsetzung neuer Werkstoffe und wachsende Anwendung von numerischen Simulationsverfahren. Die Bedeutung der Simulation als Werkzeug für die virtuelle Produktentwicklung, vor allem für die Auto- und für die Luftfahrtindustrie, ist kaum zu überschätzen. Immer breiter wird Simulation auch bei Formgebungsprozessen eingesetzt. Beim Blechumformen können mit Finite-Element-Programmen die Geometrie und die Eigenschaften des Bauteils vorhergesagt werden und durch eine gezielte Variation der Prozessparameter und der Werkzeugform optimiert werden. Das Tiefziehen zählt zu den am häufigsten angewendeten Umformverfahren bei der Blechverarbeitung. Eine hinreichend genaue Simulation des Tiefziehprozesses ist von großer Bedeutung, da damit Zeit und Kosten für die Entwicklung von Tiefziehwerkzeugen deutlich gesenkt werden können. Die steigende Leistungsfähigkeit von Hard- und Software macht die numerische Simulation gegenüber dem klassischen Vorgehen, Bauteile und Herstellungsprozesse durch Versuch und Irrtum zu optimieren, noch attraktiver. Dabei sollten die Rechenmodelle auf einem guten physikalischen Prozess- und Werkstoffverständnis beruhen und durch experimentelle Daten abgesichert werden.

Einer der größten Konsumenten von Blechprodukten ist die Autoindustrie. Die Karosserie von modernen Autos besteht zum größten Teil aus Blechteilen, die in der Regel hohe Anforderungen an die Formgenauigkeit haben. Ein typisches Problem beim Blechumformen ist die rückfederungsbedingte Formänderung. Beim Entlasten, am Ende des Umformprozesses oder beim Schneiden, federt das verformte Werkstück zurück, so dass das Bauteil nicht mehr die Sollgeometrie der Werkzeuge hat. Auf Grund immer breiterer Anwendung neuer Materialien werden an den Autohersteller noch höhere Anforderungen in Bezug auf Herstellbarkeit und Qualität der Blechteile gestellt. Die Schwierigkeiten und damit die hohen Entwicklungskosten für die Werkzeugherstellung sind ein Grund dafür, dass sich neue Leichtbauwerkstoffe

in der Automobilindustrie bisher nur schwer durchsetzen konnten - trotz aller Vorteile für das Endprodukt. Die steigende Anzahl von Karossen in den modernen Autos hat zu Folge, dass der Bedarf zu kürzeren Produktentwicklungszeiten im Karosseriebau größer wird. Die Problematik der Rückfederung wird dadurch noch mehr verschärft.

Das Ziel vieler Forschungsarbeiten ist eine höhere Genauigkeit der Rückfederungsvorhersage mit Hilfe der numerischen Simulation. Der aktuelle Stand in [101] kann jedoch nicht als zufriedenstellend bezeichnet werden.

Bei der Simulation von Umformprozessen und der folgenden Entlastung spielen viele Faktoren eine Rolle, die die Größe der Rückfederung beeinflussen. Einer der wichtigsten Einflussfaktoren bei solchen Simulationen ist die Beschreibung des Werkstoffverhaltens. Durch die vermehrte Verwendung neuer Werkstoffe wie der hochfesten Stähle, Aluminium-, Magnesium- und Titanlegierungen wird dieser Faktor noch wichtiger. Jede dieser Werkstoffklassen zeigt in der Regel eine größere Rückfederung als die herkömmlichen Stähle (Bild 1.1).

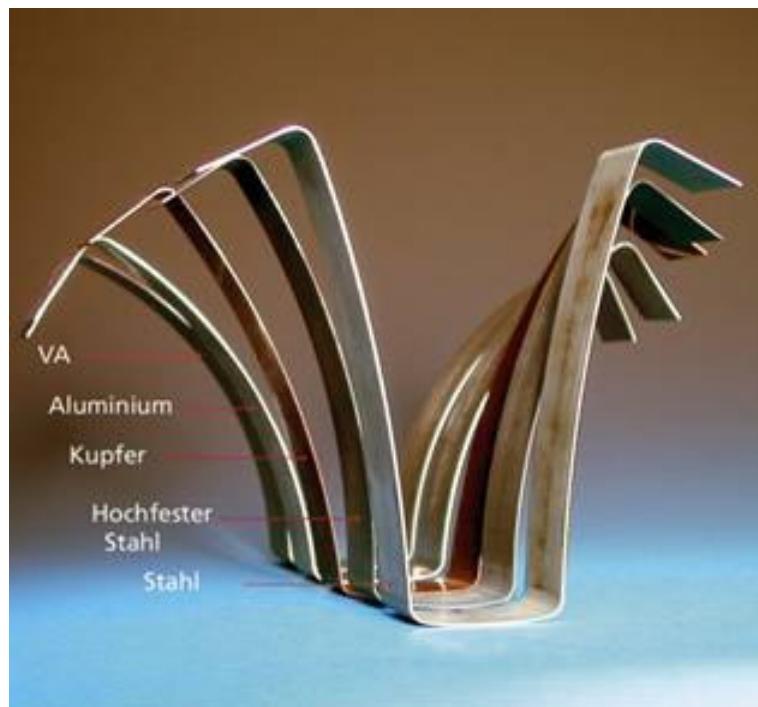


Bild 1.1. Jeder Werkstoff federt anders zurück

Die mikromechanischen Verformungsmechanismen, die bei den neuen Werkstoffen auftreten, sind oft komplex und können nicht mehr mit konventionellen Werkstoffmodellen, die für die Beschreibung von üblichen unlegierten Stählen lange Zeit erfolgreich waren, nachgebildet werden. Auch die Sensibilität, mit welcher die

gerechnete Rückfederung auf die Variation der Materialparameter reagiert, stellt neue Anforderungen an die Genauigkeit bei der Werkstoffbeschreibung und fordert eine vielseitige Materialcharakterisierung unter Berücksichtigung von solchen Materialeigenschaften, die bei der Simulationen anderer Prozesse vernachlässigt werden können.

1.2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist es, die Vorhersagbarkeit der Rückfederung bei Blechumformprozessen mittels numerischer Simulation vor allem durch eine genauere Beschreibung des Werkstoffverhaltens zu verbessern. Es soll eine Methodik zum Erreichen des angesprochenen Ziels, die auf neuen numerischen und experimentellen Lösungen basiert, erarbeitet werden.

Die Anwendbarkeit fortschrittlicher phänomenologischer Werkstoffmodelle soll im Hinblick auf ihren Einfluss auf die Rückfederung untersucht werden. Die Werkstoffmodelle sollen kritisch bezüglich der Grenzen ihrer Gültigkeit für verschiedene Werkstoffe bewertet und Vorschläge zu ihrer Weiterentwicklung gegeben werden. Auch der Einfluss anderer numerischer und technologischer Faktoren soll im Bezug auf die Rückfederung untersucht werden. Zur Parameterermittlung für die Beschreibung der Wechsellastizität wird eine neuartige experimentelle Anlage für Zug-Druckversuche an dünnen Blechen verwendet. Für die Beschreibung der anisotropen mechanischen Eigenschaften sollen die phänomenologischen Modelle bezüglich ihrer Möglichkeit, die Ergebnisse von Texturmodellen nachzubilden, untersucht werden.

Die fortschrittlichen phänomenologischen Werkstoffmodelle sollen in das kommerzielle Finite-Element-Programm ABAQUS implementiert werden. Die vorgeschlagene Methodik für eine verbesserte Rückfederungssimulation soll an komplexen industriellen Bauteilen überprüft werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Die Arbeit beginnt mit einer kurzen Beschreibung der Grundlagen der Kontinuumsmechanik und der Finite-Element-Methode (FEM) sowie der allgemeinen Form

konstitutiver Materialgleichungen und ihrer Implementierung in FEM. Außerdem werden in Kapitel 2 die physikalischen Verformungsmechanismen dargestellt, die im Weiteren implizit mit phänomenologischen Modellen beschrieben werden. Sowohl Texturmodelle, von denen nur Ergebnisse benutzt werden, als auch phänomenologische Werkstoffmodelle werden in diesem Kapitel vorgestellt.

In Kapitel 3 werden die physikalischen und numerischen Besonderheiten einer Simulation des Tiefziehens und der Rückfederung beschrieben. Die Anforderungen an die Werkstoffmodelle sowie an das FE-Modell werden definiert.

In Kapitel 4 wird ein neuartiger Versuchsaufbau für zyklische Zug-Druckversuche an dünnen Blechen beschrieben. Der Spannungs-Dehnungszustand in der Probe wird mit Hilfe der FE-Simulation analysiert.

Abschnitt 5 stellt fortschrittliche Werkstoffmodelle zur Beschreibung der Wechselplastifizierung, ihre Möglichkeiten die experimentelle Spannungs-Dehnungskurven aus dem Zug-Druckversuch zu beschreiben sowie ihre Weiterentwicklung vor.

In Kapitel 6 geht es um die phänomenologischen Werkstoffmodelle zur Beschreibung der elastischen und plastischen Anisotropie sowie ihrer Entwicklung während der plastischen Verformung. Es wird vorgeschlagen, wie man das Chaboche-Modell mit verschiedenen Fließkriterien erweitern kann. Die Modelle werden an Ergebnissen aus Textursimulationen bewertet.

In Kapitel 7 werden die in Kapitel 5 und 6 beschriebenen Materialmodelle zur Simulation verschiedener z. T. industrieller Bauteile eingesetzt. Es wird untersucht, wie die Variation verschiedener Modellparameter die Simulationsergebnisse beeinflusst.

Die übrigen numerischen und technologischen Aspekte der Rückfederungssimulation werden in Abschnitt 8 diskutiert. Der Einfluss verschiedener Faktoren, wie die Elementformulierung oder das Reibungsmodell wird untersucht. Die Besonderheiten bei der Simulation mehrstufiger Prozessen werden ebenfalls kurz diskutiert. Am Beispiel der Prozesskette eines industriellen Bauteils wird demonstriert wie die Ergebnisse aus der Umformsimulation die Genauigkeit weiterer Crashsimulation erhöhen können.

Schließlich werden in Kapitel 9 alle wichtigen in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse und Ergebnisse zusammengefasst und bewertet.

2 Grundlagen

In diesem Kapitel werden die wichtigsten Prinzipien der Kontinuumsmechanik deformierbarer Festkörper und ihre diskretisierte Formulierung beschrieben, worauf im Weiteren dieser Arbeit hingewiesen wird. Es werden die physikalischen Verformungsmechanismen in metallischen Werkstoffen und die Grundgleichungen der klassischen Elastizitäts- und Plastizitätstheorien vorgestellt, die diese Prozesse auf makroskopischem Niveau beschreiben. Kurz werden die Texturmodelle beschrieben, deren Ergebnisse in späteren Kapiteln verwendet werden.

2.1 Grundgleichungen der Kontinuumsmechanik

Im Gegensatz zur Festkörperphysik nimmt die Kontinuumsmechanik keine Rücksicht auf die diskrete Struktur des Stoffes. Es wird angenommen, dass die Materie im Raum kontinuierlich verteilt ist. Eine zusammenhängende Ansammlung von Materie in einem definierten Gebiet des dreidimensionalen Raums bildet einen Körper [90].

Die Kinematik eines Körpers kann durch einen funktionalen Zusammenhang zwischen der Position $\mathbf{x} \in \Omega_t$ jedes Teilchens zu der Zeit t und ihrer Referenzkonfiguration $\mathbf{X} \in \Omega_0$ ($\Omega_0 \subset R^3$) zu der Zeit t_0

$$\mathbf{x} = \mathbf{x}(\mathbf{X}, t) \quad (2.1)$$

beschrieben werden (s. Bild 2.1).

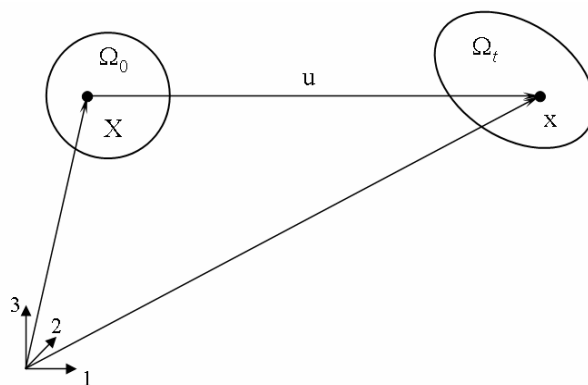


Bild 2.1: Abbildung zwischen Referenz- und Momentankonfiguration

Der Verschiebungsvektor ergibt sich aus der Differenz

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}, t) = \mathbf{x}(\mathbf{X}, t) - \mathbf{X} \quad (2.2)$$

Je nach Formulierung können für die Beschreibung des Verschiebungsfeldes \mathbf{u} und anderer Feldgrößen entweder die ortsfesten Vektoren des Referenzkoordinatensystems (Euler-Formulierung) oder die materiellen Ortsvektoren (Lagrange-Formulierung) als unabhängige Variable verwendet werden [90]. Da in der FEM üblicherweise der Lagrange-Formalismus benutzt wird [73][106], wird auch hier in materiellen Koordinaten gearbeitet.

Die Geschwindigkeit ergibt sich als materielle Zeitableitung der Verschiebung

$$\mathbf{v}(\mathbf{X}, t) = \frac{\partial \mathbf{u}(\mathbf{X}, t)}{\partial t} = \frac{\partial \mathbf{x}(\mathbf{X}, t)}{\partial t} \quad (2.3)$$

Der Deformationsgradient ist definiert als

$$\mathbf{F} = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}} = \mathbf{1} + \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{X}} \quad (2.4)$$

Mittels polarer Zerlegung kann man die Starrkörperanteile abspalten und ein Deformationsmaß bestimmen. Es gilt eine eindeutige Aufspaltung

$$\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{V} \cdot \mathbf{R} \quad (2.5)$$

in die positiv definiten und symmetrischen Abbildungen, die das Materialverhalten beeinflussen

$$\mathbf{V} = \sqrt{\mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^T} \quad \text{und} \quad \mathbf{U} = \sqrt{\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F}} \quad (2.6)$$

sowie in einen orthogonalen Drehtensor, der Starrkörperdrehung beschreibt

$$\mathbf{R} = \mathbf{F} \cdot \mathbf{U}^{-1} = \mathbf{V}^{-1} \cdot \mathbf{F} \quad (2.7)$$

Für die Beschreibung zeitabhängiger Prozesse wird der Geschwindigkeitsgradient \mathbf{L} benötigt. Seine Formulierung bezüglich der materiellen Koordinaten ist

$$\mathbf{L} = \dot{\mathbf{F}} \cdot \mathbf{F}^{-1} \quad (2.8)$$

Der symmetrische Anteil von \mathbf{L}

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2} (\mathbf{L} + \mathbf{L}^T) \quad (2.9)$$

ist ein Maß für Deformationsgeschwindigkeit (oder Dehnrage) und sein antisymmetrischer Anteil

$$\mathbf{W} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} - \mathbf{L}^T) \quad (2.10)$$

macht eine Aussage über die Rotationsgeschwindigkeit.

Für die Betrachtung des gesamten Verformungsprozesses wird der Deformationsgradient multiplikativ in einen elastischen und viskoplastischen Anteil [64]

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}^{el} \cdot \mathbf{F}^{vp} \quad (2.11)$$

zerlegt. Für metallische Werkstoffe wird angenommen, dass das Material bei der plastischen Verformung inkompressibel bleibt,

$$\det \mathbf{F}^{vp} = 1 \quad (2.12)$$

Mit Berücksichtigung von (2.8) führt dies zu einer additiven Darstellung der Geschwindigkeitsgradienten

$$\mathbf{L} = \mathbf{L}^{el} + \mathbf{L}^{vp} = \dot{\mathbf{F}}^{el} \cdot \mathbf{F}^{el-1} + \mathbf{F}^{el} \cdot \dot{\mathbf{F}}^{vp} \cdot \mathbf{F}^{vp-1} \cdot \mathbf{F}^{el-1} \quad (2.13)$$

Ein geeignetes Deformationsmaß bei der Lagrange-Formulierung ist der Cauchy-Green-Deformationstensor \mathbf{G}

$$\mathbf{G} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} \quad (2.14)$$

Als Deformationsmaß wird auch der Green-Lagrange-Deformationstensor

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2}(\mathbf{G} - \mathbf{1}) \quad (2.15)$$

oder der Tensor der natürlichen Dehnungen

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} \ln \mathbf{G} \quad (2.16)$$

verwendet.

Als Maß für die Spannungen gilt der Cauchy-Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$. Die Komponenten von $\boldsymbol{\sigma}$ werden auch als die wahren Spannungen bezeichnet, da die Oberflächenkräfte \mathbf{t}^{appl} in der Momentankonfiguration auf ein Flächenelement dieser deformierten Konfiguration bezogen werden.

Der mathematischen Behandlung dienen folgende Spannungsmaße: Kirchhoff'scher Spannungstensor $\boldsymbol{\tau}$

$$\boldsymbol{\tau} = \det \mathbf{F} \boldsymbol{\sigma} \quad (2.17)$$

erster Piola-Kirchhoff'scher Spannungstensor \mathbf{P}

$$\mathbf{P} = \det \mathbf{F} \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{F}^{-T} \quad (2.18)$$

und zweiter Piola-Kirchhoff'scher Spannungstensor \mathbf{Z}

$$\mathbf{Z} = \det \mathbf{F} \mathbf{F}^{-1} \cdot \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{F}^{-T} \quad (2.19)$$

Die zeitliche Änderung einer Tensorgröße \mathbf{A} (z. B. des Spannungstensors) in einem nicht rotierenden Koordinatensystem ist aus einem materiellen und einem zusätzlichen kinematischen Anteil zusammengesetzt

$$\overset{\nabla}{\mathbf{A}} = \dot{\mathbf{A}} - \boldsymbol{\Omega} \cdot \mathbf{A} + \mathbf{A} \cdot \boldsymbol{\Omega} \quad (2.20)$$

wobei $\boldsymbol{\Omega}$ ein antisymmetrischer Tensor ist, der die Starrkörperrotation beschreibt. Daraus ergibt sich ein objektiver Zusammenhang zwischen materieller Änderungsgeschwindigkeit und mitrotierender Zeitableitung bei bekannter Starrkörperrotation. Es gibt verschiedene konkurrierende Ansätze für $\boldsymbol{\Omega}$. Nach Jaumann ist

$$\boldsymbol{\Omega} = \mathbf{W} \quad (2.21)$$

und nach Green-Naghdi [2]

$$\boldsymbol{\Omega} = \dot{\mathbf{R}} \cdot \mathbf{R}^T \quad (2.22)$$

In der Kontinuumsmechanik existiert eine Reihe von Bilanzgleichungen, die ein Kontinuum unabhängig von seinen Materialeigenschaften global beschreiben. Diese sind die Erhaltungsgesetze für den Impuls, den Drehimpuls und die Masse. Die Forderung nach Impuls- und Drehimpulserhaltung wird durch das 1. und 2. Bewegungsgesetz von Cauchy beschrieben

$$\operatorname{div} \boldsymbol{\sigma} + \rho(\mathbf{b} - \ddot{\mathbf{u}}) = 0 \quad (2.23)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}^T \quad (2.24)$$

wobei ρ die Dichte und die Größen $\rho \mathbf{b}$ und $\rho \ddot{\mathbf{u}}$ die Volumen- bzw. Beschleunigungskräfte sind. Bei der Lagrange-Formulierung ist die Massenbilanz a priori erfüllt, da keinen Materiefluss über die Berandung des Kontrollvolumens stattfindet. Für das Spannungsfeld gilt die Randbedingung

$$\mathbf{t}^{appl} = \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} \quad (2.25)$$

wobei \mathbf{n} der nach außen gerichtete Normalenvektor der Oberfläche ist.

Um das Problem vollständig zu beschreiben, müssen die Bilanzgleichungen nur noch durch die konstitutiven Gleichungen ergänzt werden.

Im Gegensatz zu den Bilanzgleichungen beschreiben die konstitutiven Gleichungen die Eigenschaften der einzelnen Volumenelemente eines Kontinuums. Hierzu gehört die Beschreibung elastischen und plastischen Deformationsverhaltens. Diese Materialgleichungen sollen physikalisch zulässig und ebenfalls objektiv formuliert werden.

Bei der Modellierung metallischer Werkstoffe, bei denen die elastischen Dehnungen normalerweise klein sind, wird oft der Dehnratentensor \mathbf{D} additiv in einen elastischen und einen viskoplastischen Anteil zerlegt [90]

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}^{el} + \mathbf{D}^{vp} \quad (2.26)$$

In dieser Arbeit wird der elastische Anteil der Deformation mit einem hypoelastischen Gesetz beschrieben

$$\mathbf{D}^{el} = \mathbf{C}^{-1} : \overset{\nabla}{\boldsymbol{\sigma}} \quad (2.27)$$

wobei \mathbf{C} der Tensor 4. Stufe der elastischen Moduln ist.

Der Tensor der viskoplastischen Dehnraten \mathbf{D}^{vp} kann durch eine Entwicklungsgleichung der Form

$$\mathbf{D}^{vp} = \mathbf{n} \dot{p}(p, \chi) \quad (2.28)$$

beschrieben werden. Wobei \mathbf{n} die Richtung des plastischen Fließens definiert, p die kumulierte viskoplastische Vergleichsdehnung und χ die inneren Variablen repräsentiert.

2.2 Finite-Element-Methode

Im vorigen Abschnitt wurde das mechanische Verhalten eines deformierbaren Körper mit Hilfe von Bilanz- und konstitutiven Gleichungen charakterisiert. Dabei beschreiben die werkstoffunabhängigen Bilanzgleichungen ein Kontinuum im globalen Sinne und die werkstoffspezifischen Materialgleichungen die Eigenschaften einzelner Materialteilchen lokal. Daraus resultiert ein Randwertproblem, das sich mit Hilfe der FEM lösen lässt.

Das Prinzip der virtuellen Arbeit im statischen Fall und bei Vernachlässigung der Volumenkräfte hat folgende Form [73]

$$\int_{(V)} \boldsymbol{\sigma} : \delta \boldsymbol{\varepsilon} \, dV = \int_{(S)} \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{u} \, dS \quad (2.29)$$

Es besagt, dass die im Volumen V vom Spannungsfeld $\boldsymbol{\sigma}$ an dem Verschiebungsfeld $\delta \mathbf{u}$ geleistete Arbeit gleich der von Oberflächenkräften (2.25) geleisteten Arbeit ist. $\delta \boldsymbol{\varepsilon}$ ist der aus $\delta \mathbf{u}$ berechnete virtuelle Dehnungstensor.

2.2.1 Räumliche Diskretisierung

Die räumliche Diskretisierung eines Gebietes in der FEM ist dadurch charakterisiert, dass der Körper in eine endliche Zahl von Elementen unterteilt wird. Die Elemente sind über Knoten entlang der Elementberandung verbunden. Durch die Verformung des diskretisierten Körpers ändert sich die Lage der Elementknoten. Die Knotenverschiebungen sind bei der verschiebungsbasierten FEM die gesuchten Größen. In den finiten Elementen werden die Knotenverschiebungen mit so genannten Formfunktionen interpoliert. Das gesamte Verschiebungsfeld, auch an beliebigen Punkten innerhalb der Elemente, ergibt sich aus den Knotenverschiebungen u^m

$$\mathbf{u}(\mathbf{X}) = \mathbf{N}_m(\mathbf{X})u^m \quad (2.30)$$

oder für die zugeordnete virtuelle Größe $\delta \mathbf{u}(\mathbf{X})$

$$\delta \mathbf{u}(\mathbf{X}) = \mathbf{N}_m(\mathbf{X})\delta u^m \quad (2.31)$$

wobei \mathbf{N}_m die Formfunktion ist, die von dem Ort innerhalb des Elementes abhängig ist. Der Index m nummeriert die Freiheitsgrade aller Elementknoten.

Die Formfunktion \mathbf{N}_m hängt vom Typ und von der Geometrie des Elements ab. Jeder kommerzielle FE-Code verfügt über mehrere Elementtypen, die sich für verschiedene Probleme eignen. In dieser Arbeit werden zwei Elementtypen verwendet: Volumen- und Schalenelemente. Hier wird die Theorie bezüglich der Elementformulierung nicht diskutiert. Eine genauere Beschreibung der verwendeten Elemente findet man in [2][106].

Bei den meisten Elementen wird die gleiche Interpolation auch für den Koordinatenvektor verwendet

$$\mathbf{x}(\mathbf{X}) = \mathbf{N}_m(\mathbf{X})\mathbf{x}^m \quad (2.32)$$

Elemente, die die gleiche Formfunktion \mathbf{N}_m in Gleichungen (2.30) und (2.32) haben, heißen isoparametrische Elemente [73][106].

Die virtuelle Dehnung $\delta\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{X})$ ist

$$\delta\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{X}) = \boldsymbol{\beta}_m(\mathbf{X})\delta u^m \quad (2.33)$$

mit

$$\boldsymbol{\beta}_m(\mathbf{X}) = \frac{1}{2} \left[\frac{\partial \mathbf{N}_m(\mathbf{X})}{\partial \mathbf{X}} + \left(\frac{\partial \mathbf{N}_m(\mathbf{X})}{\partial \mathbf{X}} \right)^T \right] \quad (2.34)$$

In Verbindung mit (2.31) - (2.33) ist die schwache Form des Gleichgewichts (2.29)

$$\delta u^m \int_{(V)} \boldsymbol{\beta}_m : \boldsymbol{\sigma} \, dV = \delta u^m \int_{(S)} \mathbf{N}_m \mathbf{t}^{appl} \, dS \quad (2.35)$$

Da Gleichung (2.35) für beliebige virtuelle Verschiebungen gelten muss, kann man δu^m auf beiden Seiten streichen. Die Gleichung (2.35) ist dann genau erfüllt wenn

$$\int_{(V)} \boldsymbol{\beta}_m : \boldsymbol{\sigma} \, dV = \int_{(S)} \mathbf{N}_m \mathbf{t}^{appl} \, dS \quad (2.36)$$

wobei der rechte Teil die äußeren Lasten sind. Das Volumenintegral in Gleichung (2.36) wird elementweise numerisch ausgewertet [73].

Für linear elastische Probleme substituiert man in Gleichung (2.36) das Hooke'sche Gesetz

$$\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{X}) = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{X}) \quad (2.37)$$

Für kleine Dehnungen ist

$$\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{X}) = \boldsymbol{\beta}_n(\mathbf{X})u^n \quad (2.38)$$

Damit erhält man:

$$\int_{(V)} \boldsymbol{\beta}_m : \mathbf{C} : \boldsymbol{\beta}_n \, dV \, u^n = \int_{(S)} \mathbf{N}_m \mathbf{t}^{appl} \, dS \quad (2.39)$$

Gleichung (2.39) stellt ein lineares Gleichungssystem für die Knotenverschiebungen u^n dar:

$$K_{mn}u^n = r_m \quad (2.40)$$

mit der Steifigkeitsmatrix

$$K_{mn} = \int_{(V)} \boldsymbol{\beta}_m : \mathbf{C} : \boldsymbol{\beta}_n dV \quad (2.41)$$

und dem Kraftvektor

$$r_m = \int_{(S)} \mathbf{N}_m \cdot \mathbf{t}^{appl} dS \quad (2.42)$$

Für nichtlineare Probleme wird auch das Gleichungssystem nichtlinear, das in den meisten Fällen nur inkrementell und iterativ zu behandeln ist. Da die in dieser Arbeit betrachtete Klasse von elasto-viskoplastischen Materialgleichungen (2.27), (2.28) in einer nichtlinearen Ratenformulierung vorliegt, stehen zu ihrer Lösung zwei Methoden zur Verfügung: explizite und implizite Integrationsverfahren.

2.2.2 Explizite und implizite Zeitintegrationsverfahren

Je nach der Problemstellung ist bei FEM abzuwägen, ob man explizite oder implizite Zeitintegrationsverfahren verwendet. In dieser Arbeit geht es um Tiefziehprozesse bei der Blechumformung, wobei beide Verfahren zum Einsatz kommen. Für die Simulation von Umformprozessen empfehlen sich explizit-dynamische Solver, während es für die Rückfederung viel effizienter ist, einen impliziten Code zu verwenden [1][75].

Implizite Codes

Bei implizitem Integrationsverfahren werden die Gleichgewichtsgleichungen (2.36) iterativ innerhalb jedes Inkrements gelöst [73], z.B. mit dem Newton-Verfahren. Dabei werden die Gleichungen um eine existierende Näherung u_i^n (i steht für Iteration) linearisiert und die Korrektur c_{i+1}^n für die Verschiebungen mit Hilfe der Jakobi-Matrix J_i^{mn} berechnet

$$u_{i+1}^n = u_i^n + c_{i+1}^n \quad (2.43)$$

$$F_i^m + J_{i+1}^{mn} c_{i+1}^n = 0 \quad (2.44)$$

wobei

$$F^m(u^n) = K_{mn} u^n - r_m \quad (2.45)$$

Die Jakobi-Matrix erhält man durch die Differentiation von F^m

$$J^{mn} = \frac{\partial F^m}{\partial u^n} = \int_{(V)} \left(\frac{\partial \boldsymbol{\beta}_m}{\partial u^n} : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\beta}_m : \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial u^n} \right) dV - \frac{\partial r_m}{\partial u^n} \quad (2.46)$$

Der rechte Teil des Integrals enthält den Tangentenmodul, welcher vom Materialgesetz bestimmt wird,

$$\frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial u^n} = \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} : \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}}{\partial u^n} = \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} : \boldsymbol{\beta}_n \quad (2.47)$$

Es wird so lange iteriert bis die Gleichung (2.44) mit einer bestimmten Genauigkeit (wird vom Konvergenzkriterium definiert) erfüllt wird. Die Korrektur für die nächste Iteration wird aus

$$c_{i+1}^n = -[J_i^{mn}]^{-1} F_i^m \quad (2.48)$$

berechnet.

Explizit dynamische Codes

Die explizite Integrationsregel ist einfacher, allerdings ist sie als solche rechnerisch nicht effizient. Die Effizienz ergibt sich erst bei der Anwendung von dynamisch expliziten Verfahren.

Bei einem dynamischen Verfahren werden die Trägheitskräfte in der Gleichgewichtsgleichung mitberücksichtigt. Wie in (2.23) werden die d'Alembert-Kräfte $-\rho \ddot{\mathbf{u}}$ zu den Volumenkräften $\rho \mathbf{b}$ addiert [73]. Die Gleichgewichtsbedingung kann man dann so formulieren

$$M^{nm} \ddot{u}^m + F^n(u^m) = 0 \quad (2.49)$$

wobei M^{nm} die Massenmatrix ist. Um die Rechnung zu beschleunigen, wird die Massenmatrix normalerweise künstlich diagonal gemacht (engl. lumping). Dies entspricht der Zusammenfassung der Masse als Punktmasse auf den Elementknoten und es erlaubt die numerische Inversion der Massenmatrix zu vermeiden [2].

Die explizite Prozedur integriert über die Zeit und wird durch eine große Anzahl kleiner Zeitinkremente charakterisiert. Bei der explizit dynamischen Zeitintegration in ABAQUS/Explicit und PAM-STAMP 2G wird die Methode der zentralen Differenzen benutzt [1][75]. Aus den bekannten Beschleunigungen zum Beginn des aktuellen Inkrements

$$\ddot{u}_i^n = -\frac{1}{M^{nn}} F^n(u_i^m), \quad (2.50)$$

werden die Geschwindigkeiten und die Verschiebungen am Ende des Inkrements

$$\dot{u}_{i+1/2}^n = \dot{u}_{i-1/2}^n + \frac{\Delta t_{i+1} + \Delta t_i}{2} \ddot{u}_i^n \quad (2.51)$$

$$u_{i+1}^n = u_i^n + \Delta t_{i+1} \dot{u}_{i+1/2}^n \quad (2.52)$$

bestimmt. Damit können die Feldgrößen, wie die Spannungen, am Ende jedes Zeitschrittes explizit berechnet werden. M^{nn} sind die Diagonalelemente der diagonalisierten Massenmatrix.

Ein explizites dynamisches Integrationsverfahren muss das Stabilitätskriterium berücksichtigen. Bei mechanischen Problemen muss der Zeitschritt kleiner sein als die Zeit, die eine longitudinale Schallwelle der Geschwindigkeit c_d zur Durchquerung der kleinsten geometrischen Elementgröße L_{\min} braucht

$$\Delta t \leq \frac{L_{\min}}{c_d} \quad (2.53)$$

Die Größe c_d hängt von der Dichte und den elastischen Konstanten ab. In [73] ist für den ebenen Dehnungszustand,

$$\Delta t \leq \mu L_{\min} \left(\frac{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}{E(1-\nu)} \right)^{1/2} \quad (2.54)$$

wobei der Koeffizient μ vom Elementtyp abhängt.

Um die Rechenzeiten, die bei den expliziten Rechnungen hoch sind, zu minimieren, wird normalerweise die so genannte Massenskalierung verwendet, wobei die Materialdichte künstlich erhöht wird. Bei einer Vergrößerung der Dichte um den Faktor X wird die Rechenzeit um den Faktor $X^{1/2}$ reduziert [56]. Man wird also versuchen diesen Faktor möglichst groß zu machen. Dies funktioniert allerdings nur so lange bis das Ergebnis durch zu große Trägheitseffekte verfälscht wird.

2.2.3 Integration des elasto-viskoplastischen Stoffgesetzes

Durch eine konsequente Trennung von Kinematik und Materialgleichungen bietet das Programm ABAQUS die Möglichkeit, konstitutive Gleichungen beliebiger Form mit den Schnittstellen VUMAT für ABAQUS/Explicit bzw. UMAT für ABAQUS/Standard einzubinden [1]. Diese Schnittstellen sollen die Materialantwort

auf ein gegebenes Dehnungsinkrement $\Delta\varepsilon$ in Form der Zustandsänderung von Spannungen und inneren Variablen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ berechnen. Dabei erwartet das Hauptprogramm von der VUMAT das Spannungsinkrement $\Delta\sigma$ und von der UMAT zusätzlich den Tangentenmodul $\partial\Delta\sigma/\partial\Delta\varepsilon$, der für die Bildung der Jacobi-Matrix (s. Abschnitt 2.2.2) bei einem impliziten Code notwendig ist. Für die Integration konstitutiver Entwicklungsgleichungen ist eine Zeitintegration erforderlich. Dafür stehen verschiedene explizite, implizite und semi-implizite Integrationsmethoden zur Verfügung.

Die Werkstoffmodelle, die in dieser Arbeit diskutiert werden, sind hauptsächlich für die Umformsimulationen gedacht und wurden in ABAQUS/Explicit implementiert. Deswegen wird hier die Integration eines Stoffgesetzes in eine VUMAT-Routine betrachtet.

Eine allgemeine Formulierung elasto-viskoplastischer Materialmodelle wird durch additive Zerlegung der Dehnraten (2.26) beschrieben,

$$\overset{\nabla}{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C} : (\mathbf{D} - \mathbf{D}^{vp}) = \mathbf{C} : \mathbf{D} - \dot{p}\mathbf{C} : \mathbf{n} \quad (2.55)$$

Man definiert das Inkrement der viskoplastischen Vergleichsdehnung

$$\Delta p = p(t + \Delta t) - p(t) \quad (2.56)$$

und man verwendet eine inkrementelle Interpolation

$$\Delta p \approx \Delta t [(1 - \theta)\dot{p}_t + \theta\dot{p}_{t+\Delta t}] \quad (2.57)$$

wobei der Parameter θ das Integrationsschema bestimmt: $\theta = 0$ entspricht einem rein expliziten und $\theta = 1$ einem rein impliziten Verfahren.

Alle in dieser Arbeit beschriebenen und in ABAQUS implementierten Materialmodelle werden mit einer semi-impliziten Methode von Pierce und Mitarbeiter [79] integriert. Bei einer Kopplung mit einem expliziten Code bietet dieses Verfahren einen guten Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenzeit [88]. Bei diesem Verfahren wird das Gleichungssystem über eine Taylorentwicklung der konstitutiven Gleichungen um die bekannte Lösung vom Vorinkrement zu der Zeit t approximiert

$$\dot{p}_{t+\Delta t} = \dot{p}_t + \left(\frac{\partial \dot{p}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial \dot{p}}{\partial \chi} \dot{\chi} \right) \Delta t \quad (2.58)$$

Mit Berücksichtigung von (2.57)

$$\Delta p \approx \Delta t \left[\dot{p}_t + \theta \left(\frac{\partial \dot{p}}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial \dot{p}}{\partial \chi} \dot{\chi} \right) \Delta t \right] \quad (2.59)$$

In dieser Arbeit wird $\theta = 1$ verwendet.

Die konstitutiven Gleichungen sind in der VUMAT im mitrotierenden Koordinatensystem, das auf der Formulierung von Green-Naghdi basiert ist, zu formulieren [1]. Die Gleichung (2.22) in inkrementeller Form lautet

$$\Delta \mathbf{\Omega} = \Delta \mathbf{R} \cdot \mathbf{R}^T \quad (2.60)$$

Weitere Informationen zur Integration konstitutiver Gleichungen findet man in [89].

2.3 Physikalische Verformungsmechanismen

Metallplastizität beruht in erster Linie auf der Bildung und Bewegung von Versetzungen [53][85]. Bei relativ tiefen Temperaturen kommt bei manchen Metallen (z.B. bei ferritischen Stählen und Magnesium) Zwillingsbildung hinzu. Ein anderer Mechanismus, der bei manchen Stählen (z.B. bei TRIP-Stählen) genutzt wird, ist die spannungsinduzierte Phasenumwandlung, die makroskopisch wie eine plastische Verformung wirkt [8]. Bei hohen Temperaturen treten diffusionskontrollierte Mechanismen auf, die aber in dieser Arbeit keine Rolle spielen.

Die meisten technischen Werkstoffe sind Polykristalle. Die Einkristalle haben oft stark anisotrope elastische und plastische Eigenschaften. Das Verhalten des polykristallinen Verbundes kann isotrop sein, wenn die Kornorientierungen regellos verteilt sind. Viele Herstellungsprozesse, insbesondere das Walzen, führen jedoch zu einer bevorzugten Kornorientierung, ein Phänomen, welches als kristallographische Textur bezeichnet wird. Als Folge der Textur verhält sich der Polykristall anisotrop.

Die wichtigste Ursache für die Texturentwicklung ist die plastische Verformung. Deshalb wird sich die Textur und damit die Anisotropie auch beim Tiefziehen weiter verändern. Ein anderer wichtiger Faktor, der die Textur beeinflusst, ist die Rekristallisation, die meist bei höheren Temperaturen abläuft und deshalb beim Kaltumformen kaum eine Rolle spielt.

2.4 Werkstoffmodelle

In dieser Arbeit werden ausschließlich phänomenologische Werkstoffmodelle untersucht, die keinen unmittelbaren Bezug zu den physikalischen Verformungsmechanismen herstellen. Diese Modelle sind rechnerisch relativ günstig, stehen in großer Vielfalt in kommerziellen FE-Programmen zur Verfügung und werden bereits bei der Simulation komplexer Bauteile eingesetzt. Da die phänomenologischen Modelle keine direkte Verbindung zwischen den physikalischen Verformungsmechanismen und dem makroskopischen Materialverhalten (z.B. zwischen Textur und Anisotropie) haben, wird ihr Gültigkeitsbereich in späteren Kapiteln durch Vergleich mit experimentellen Ergebnissen und mit den Ergebnissen aus Textursimulationen untersucht. Alle Textursimulationen, deren Ergebnisse in dieser Arbeit verwendet wurden, wurden von Tom Walde im Rahmen der parallel laufenden Doktorarbeit [97] durchgeführt.

In Abschnitt 2.4.1 werden kurz die Modelle zur Beschreibung kristallographischer Textur erwähnt.

In Abschnitt 2.4.2 werden die Grundlagen der phänomenologischen Werkstoffmodelle zur Beschreibung des elasto-plastischen Materialverhaltens dargestellt.

2.4.1 Texturmodelle

Von großer Bedeutung bei der Rückfederungssimulation ist die Ermittlung von mechanischen Eigenschaften wie die Verfestigung, elastische und plastische Anisotropie vor dem Umformen sowie deren Entwicklung während den weiteren Prozessschritten. Dabei können die Modelle, die mikrostrukturelle Verformungsmechanismen beschreiben (z.B. textur- und versetzungsbasierte) zur Unterstützung der phänomenologischen Werkstoffmodelle dienen und den Prüfaufwand durch so genannte „virtuelle Werkstoffkennwertermittlung“ minimieren. Mit diesen Modellen ist es möglich, die Entwicklung der Materialeigenschaften während des Umformprozesses (z.B. Walzen) und bei den weiteren virtuellen Versuchen zu beschreiben.

Am Fraunhofer IWM wurde das viskoplastische-selbstkonsistente Texturmodell nach Lebenson und Tomé [62] mittels eines Unterprogrammes VUMAT in den FE-Code ABAQUS/Explicit implementiert [97]. Ein Korn wird in diesem Modell als ellipsoider Einschluss in einer Matrix, welche die übrigen Körner repräsentiert, mit

effektiven mechanischen Eigenschaften betrachtet. Dabei befinden sich Korn und Matrix im mechanischen Gleichgewicht. Das Modell nach Lebenson und Tomé kann auch für die Beschreibung mehrphasiger Werkstoffe und der mechanischen Zwillingsbildung verwendet werden. Dieses Modell wurde im Zusammenhang mit dem Verfestigungsgesetz nach Peeters [77][78] weiterentwickelt. In dieser Arbeit werden einige Ergebnisse aus der Simulationen mit diesem Modell verwendet.

2.4.2 Phänomenologische Werkstoffmodelle

Bei der klassischen phänomenologischen Beschreibung des Materialverhaltens metallischer Werkstoffe in der Kontinuumsmechanik wird angenommen, dass sich die totale Dehnrate aus elastischen und plastischen Anteilen zusammensetzt:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{el} + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl} \quad (2.61)$$

Elastizität

Linear elastisches Materialverhalten wird durch das Hooke'sche Gesetz beschrieben

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (2.62)$$

Man bezeichnet C_{ijkl} als Elastizitätstensor. Wegen seiner Symmetrien

$$C_{ijkl} = C_{jikl} = C_{ijlk} = C_{klij} \quad (2.63)$$

wird die Anzahl unabhängiger Komponenten von 81 auf 21 reduziert. Die Inverse dieses Tensors S_{ijkl} hat die gleichen Symmetrieeigenschaften. Die Tensoren C_{ijkl} und S_{ijkl} werden oft (auch in dieser Arbeit) in einer reduzierten Matrizenform c_{ij} und s_{ij} nach Voigt geschrieben.

Für den ebenen Spannungszustand ($\sigma_{i3} = 0, i = 1,2,3$) und auch für konventionelle Schalenelemente [1] ist die Beziehung zwischen σ_{ij} und ε_{ij} für einen isotropen Werkstoff

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{12} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix}, \quad (2.64)$$

$$\varepsilon_{33} = -\nu(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}), \quad \varepsilon_{13} = \varepsilon_{23} = 0,$$

wobei der Schubmodul

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.65)$$

ist und die Anzahl der unabhängigen Komponenten in (2.64) zwei beträgt. Die Formulierung für anisotrope Bleche folgt in Abschnitt 6.1.

Plastizität

Beschreibung des nichtelastischen Materialverhaltens in dieser Arbeit basiert auf der klassischen Plastizitätstheorie [37][63][70][80][81][84]. In diesem Abschnitt werden die Hauptmerkmale der klassischen dehnratenunabhängigen Plastizität vorgestellt.

Aus (2.61) und (2.62) folgt

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl}(\dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^{pl}) \quad (2.66)$$

Das plastische Fließen erfolgt, wenn die Funktion $F(\sigma_{ij}, R)$ die Fließspannung erreicht,

$$F(\sigma_{ij}, R) - \sigma_0 = 0 \quad (2.67)$$

wobei $F(\sigma_{ij}, R)$ eine homogene Funktion des Spannungstensors und R eine innere Verfestigungsvariable ist. Der linke Teil in Gleichung (2.67) ist die Fließfunktion f , die den Bereich, in dem sich das Material rein elastisch verformt, beschreibt:

$$f = F(\sigma_{ij}, R) - \sigma_0 \quad (2.68)$$

Der Zusammenhang zwischen den Spannungen und plastischen Dehnraten wird durch die Fließregel gegeben,

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{pl} = \dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.69)$$

wobei λ ein Lagrange-Multiplikator und Φ das plastische Potenzial ist, das die Richtung des plastischen Fließens definiert. Daraus folgt die Normalität des Vektors

$\dot{\epsilon}_{ij}^{pl}$ zu der Fließfläche bei einer assoziierten Fließregel ($\Phi = f$). Das Postulat der maximalen Dissipation (Drucker-Postulat) [42][80] im Zusammenhang mit der Gleichung (2.69) stellt eine zusätzliche Bedingung an die Fließfläche - sie muss eine konvexe Form haben.

Die Konsistenzbedingung für ein elasto-plastisches Material fordert, dass plastische Spannungszustände immer auf der Fließfläche bleiben,

$$f(\sigma_{ij} + d\sigma_{ij}) = 0 \quad (2.70)$$

Für ein isotropes Material kann die Funktion f von den drei Invarianten des Spannungstensors abhängen. Unter der Annahme der plastischen Inkompressibilität und der Unabhängigkeit des plastischen Fließens von der hydrostatischen Belastung kann man die Fließbedingung als Funktion der zweiten und dritten Invarianten des Spannungsdeviators formulieren [37],

$$f(J_2, J_3, R) = 0 \quad (2.71)$$

Nach von Mises spielt nur die zweite Invariante des Spannungsdeviators eine Rolle:

$$\sqrt{3J_2} - R(p) - \sigma_0 = 0 \quad (2.72)$$

mit

$$J_2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} \quad (2.73)$$

wobei

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (2.74)$$

der Spannungsdeviator ist.

Der erste Term in (2.72) ist die Vergleichsspannung σ_{eq} nach von Mises. Die konstitutive Gleichung für R beschreibt die Verfestigungskurve und ist eine Funktion der plastischen Vergleichsdehnung p . Die Fließregel (2.69) lautet dann

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{pl} = \dot{\lambda} \sqrt{\frac{3}{2}} n_{ij} \quad (2.75)$$

wobei

$$n_{ij} = \frac{S_{ij}}{\|S\|} \quad (2.76)$$

der Normalenvektor auf die Fließfläche im Deviatorraum ist mit

$$\|\mathbf{S}\| = \sqrt{S_{ij}S_{ij}} \quad (2.77)$$

$\dot{\lambda}$ findet man, indem man (2.75) in die Gleichung für die plastische Vergleichsdehnrate

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^{pl} \dot{\epsilon}_{ij}^{pl}} \quad (2.78)$$

einsetzt. Daraus folgt

$$\dot{\lambda} = \dot{p} \quad (2.79)$$

Die Verfestigungsvariable R , die von der Vergleichsdehnung abhängt, ist ein Skalar. D.h. die Fließfläche wird sich isotrop in alle Richtungen entwickeln, unabhängig davon, in welche Richtung die Belastung erfolgt. Soweit die Belastung proportional und nicht zyklisch ist, ist diese Annahme gerechtfertigt. Wenn es sich aber um eine zyklische oder nichtproportionale Beanspruchung handelt, verlieren die Modelle mit isotroper Verfestigung für viele Werkstoffe ihre Gültigkeit. Diese können nicht den Bauschinger-Effekt beschreiben, der für fast alle Metalle charakteristisch ist. Unter dem Bauschinger-Effekt versteht man die Reduzierung der Fließgrenze durch eine vorangegangene entgegengesetzte Belastung. Man kann das so verstehen, dass das Material sich gleichzeitig mit der Verfestigung in der Belastungsrichtung in der entgegengesetzten Richtung entfestigt. Den reinen Bauschinger-Effekt kann man mit einem kinematischen Verfestigungsgesetz beschreiben. Im mehrachsigen Spannungsraum kann man sich dies als eine Translation der Fließfläche vorstellen. Bild 2.2 zeigt den Unterschied bei der Entwicklung der Fließfläche zwischen dem isotropen und kinematischen Verfestigungsgesetz. Die zwei Flächen haben am Ende nur einen gemeinsamen Punkt, nämlich auf der Achse σ_{11} , die der Belastungsrichtung entspricht.

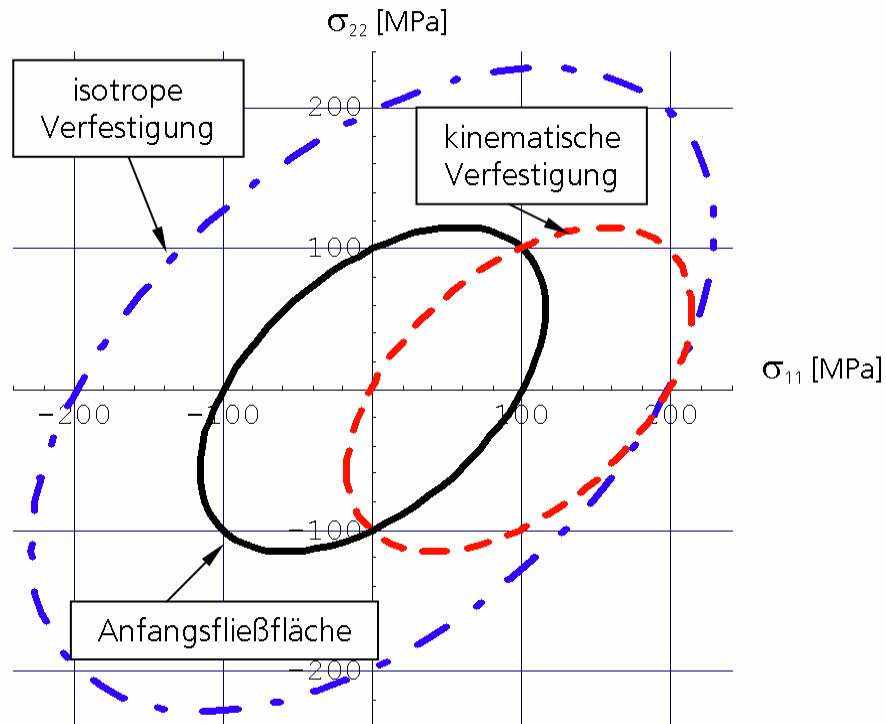


Bild 2.2. Entwicklung der Fließfläche mit isotropem und kinematischem Verfestigungsgesetz

Werkstoffmodelle mit kinematischer und kombinierter isotrop-kinematischer Verfestigung werden in Kapitel 5 beschrieben.

Die konstitutiven Gleichungen zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens basieren in der Regel auf einem von zwei Konzepten, wobei der aktuelle Zustand des Materials entweder nur von den aktuellen Größen und der Geschichte der beobachteten Variablen (Vergleichsdehnung, Temperatur etc.) oder von den beiden beobachteten Variablen und inneren Variablen abhängt [20]. Plastisches Verhalten von Metallen hängt nicht nur vom aktuellen Dehnungszustand sondern auch von der Dehnungsgeschichte ab, die mit ausreichender Anzahl der inneren Variablen repräsentiert werden kann. In dieser Arbeit werden die Werkstoffmodelle nach dem zweiten Konzept betrachtet.

3 Besonderheiten der Rückfederungsmodellierung

Im Kapitel 3.1 wird zunächst eine grobe Analyse des Spannungs-Dehnungszustandes während des Umformens und bei der Entlastung gemacht. Alle wichtigen Merkmale, die dann im Weiteren detaillierter analysiert werden, werden zuerst hier erwähnt.

Die Anforderungen an die Werkstoffmodelle werden in Abschnitt 3.2 dargestellt.

Die wichtigsten Aspekte bei der FE-Modellierung von Umformprozessen einschließlich Rückfederung aus numerischer Sicht werden im Kapitel 3.3 behandelt.

3.1 Spannungs-Dehnungsanalyse beim Tiefziehen

Für die Erforschung der Rückfederungsproblematik wird in dieser Arbeit ein Tiefziehprozess bis auf den Streifenziehbiegeversuch simplifiziert. Dieser Versuch beinhaltet alle wichtigen Elemente der konventionellen Tiefziehprozesse. Der Versuchsaufbau ist in Bild 3.1 dargestellt.

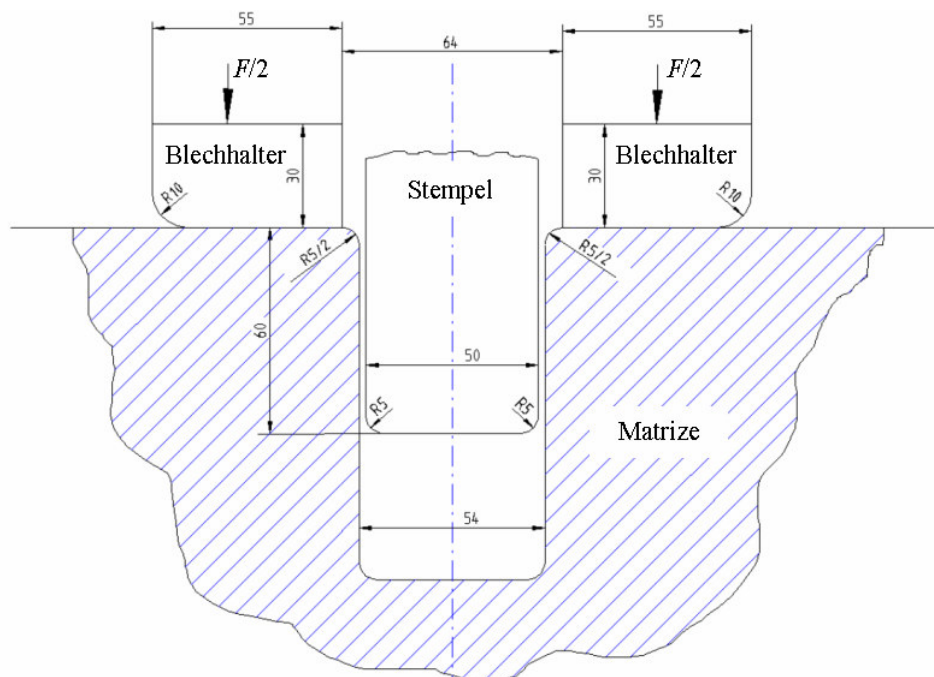


Bild 3.1. Aufbau des Streifenziehbiegeversuchs

Zuerst wird der Blechstreifen vom Blechhalter mit der Kraft F gegen die Matrize gepresst. Als nächstes drückt der Stempel das Blech in die Matrize. Die Blechhalterkraft soll den Materialfluss kontrollieren und wird so gewählt, dass die Bewegung des Bleches zwischen Matrize und Blechhalter gewährleistet ist und das Reißen des Bleches verhindert wird. Der Blechstreifen bekommt am Ende des Versuches die Form eines Hutprofils. Nach der Entnahme aus den Werkzeugen federt das Blech zurück. Die experimentelle Anlage einer solchen Geometrie wurde am Fraunhofer IWM aufgebaut und wird in späteren Kapiteln auch für die numerischen Studien mehrfach verwendet. Die Konstruktion der Anlage erlaubt es, die Größe des Ziehradius und des Ziehspaltes zwischen Matrize und Stempel sowie die Blechhalterkraft zu variieren.

Ein optisch vermessenes Hutprofil nach der Rückfederung ist in Bild 3.2 zu sehen.

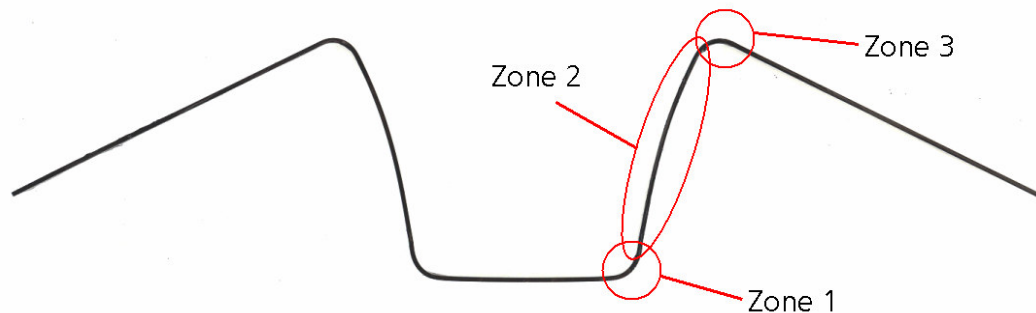


Bild 3.2. Hutprofil und Rückfederungsquellen

Die Rückfederung entsteht dabei hauptsächlich in drei Zonen. Jede dieser Zonen erfährt eine eigene Spannungs-Dehnungsgeschichte. In Zone 1 wird das Blechmaterial um den Stempelradius gebogen. Das Material in Zone 2 wird gleichzeitigem Biegen und Ziehen durch den Matrizenradius unterzogen und durch eine fast konstante Krümmung nach der Entlastung charakterisiert. In der Zone 3 wird das Blech am Ende des Prozesses um den Matrizenradius gebogen.

Besonders schwierig ist es bei der Rückfederungssimulation, eine gute Übereinstimmung für Zone 2 zu erreichen. Von Interesse ist dabei der Durchgang durch den Ziehradius der Matrize. Da die Blechhalterkraft die Bewegung des Blechs zwischen Matrize und Blechhalter erlaubt, wird das Material schließlich zurück gebogen und weiter nach unten gezogen. In Bild 3.3 ist schematisch die Entwicklung der Längsspannungen über die Blechdicke dargestellt.

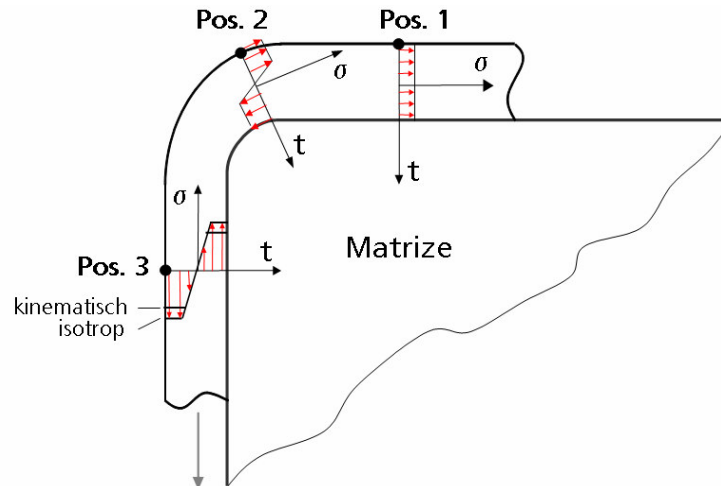


Bild 3.3. Schematische Darstellung der Spannungsentwicklung über die Blechdicke beim Durchgang durch den Ziehradius

Pos. 1 entspricht einer homogenen Spannungsverteilung, wobei das Blech wegen der Reibungskräfte im Zug belastet wird. Die Spannungen liegen dabei in der Regel noch im elastischen Bereich. Später wird das Blech so um den Ziehradius gebogen, dass an der inneren Blechseite Druck- und an der äußeren Zugspannungen entstehen. Die Dehnungen liegen dabei schon weit im plastischen Bereich und das Material verfestigt sich (Pos. 2). Bei dem weiteren Ziehen über den Matrizenradius wird das Blech zurück gebogen und der Spannungsgradient über die Blechdicke ändert sein Vorzeichen. Bild 3.4 zeigt schematisch eine mögliche Spannungs-Dehnungsgeschichte während des Umformens und der folgenden Entlastung für einen Materialpunkt, der an der äußeren Blechseite liegt.

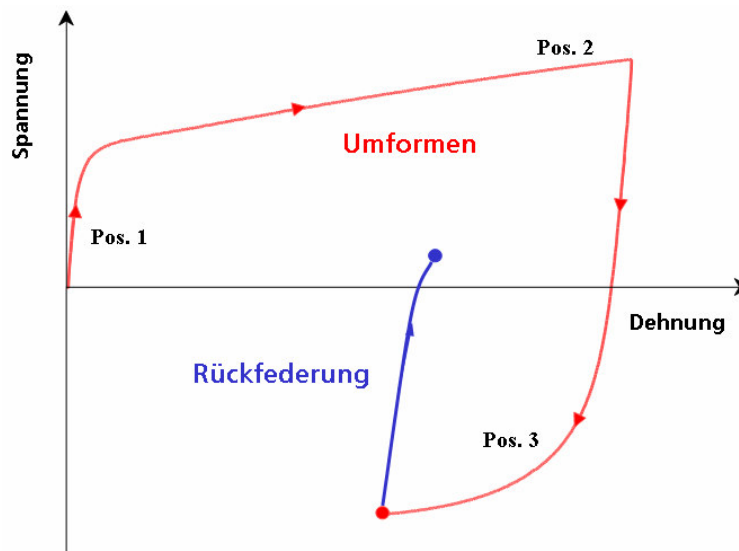


Bild 3.4. Mögliche Spannungs-Dehnungsgeschichte eines Materialpunktes beim Tiefziehen und beim Entlasten

Das Material erfährt eine Hin- und Rückplastifizierung. Beim Entlasten, während das Hutprofil aus den Werkzeugen entnommen wird, relaxieren die Spannungen. Durch die Inhomogenität bei der Spannungsverteilung kommt es zur Formänderung. Der asymmetrische Spannungsgradient über die Blechdicke produziert ein Biegemoment, das in der Regel zu einer gekrümmten Wand in Zone 2 des Hutprofils führt.

Für eine Aussage bezüglich der Rückfederung ist es einerseits wichtig, den Spannungszustand am Ende des Umformprozesses zu berechnen und andererseits die Dehnungsfreisetzung bei der Spannungsrelaxation richtig zu beschreiben.

Wegen der Wechselplastifizierung hängt der Spannungszustand in der Simulation vom Verfestigungsmodell ab. Wenn mit isotropem Verfestigungsgesetz gerechnet wird, kann der Spannungsgradient über die Blechdicke überschätzt werden. Dagegen werden mit kinematischer Verfestigung die Spannungen zu klein vorhergesagt (s. Bild 3.3).

Wie die Simulationsergebnisse zeigen, kann sich der Spannungsgradient beim Durchgang durch den Ziehradius auch nach einem anderen Szenario als in Bild 3.3 entwickeln. Wenn der Ziehradius im Verhältnis zur Blechdicke klein ist und der Ziehspalt es zulässt, kann eine zusätzliche dritte Biegeoperation auftreten (Bild 3.5).

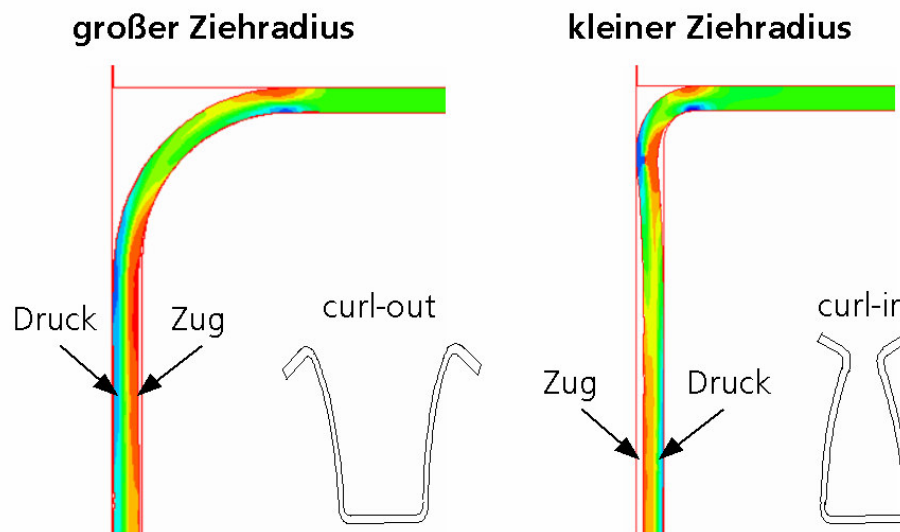


Bild 3.5. Spannungsverteilung im Blech beim Durchgang durch verschiedene Ziehradien und die resultierende Rückfederung

Im Fall eines kleinen Ziehradius ist der Spannungsgradient im senkrechten Bereich des Blechs wegen der dritten Biegeoperation gegensinnig zu dem beim großen Ziehradius. Dies bedeutet, dass das Biegemoment bei der Entlastung in die andere Richtung wirken wird. Das wurde auch bei den Experimenten mehrmals bestätigt,

wobei das Hutprofil bei großen Ziehradien nach außen und bei kleinen Ziehradien in der Regel nach innen zurückfederte (engl. curl-out bzw. curl-in). Da die Spannungen über die Blechdicke bei kleinen Ziehradien ihr Vorzeichen ein Mal mehr ändern, wird die Verwendung eines richtigen Verfestigungsgesetzes dabei noch relevanter. In [56] gibt es einige Beispiele, die zeigen, dass je nach Verfestigungsmodell bei kleinen Ziehradien sogar die Richtung der gerechneten Rückfederung unterschiedlich sein kann.

Die Wechsellastifizierung tritt allerdings nicht nur beim Durchgang durch den Ziehradius auf. Bei vielen Werkzeugen werden so genannte Ziehleisten eingesetzt (Bild 3.6). Diese werden am Blechhalter und der Matrize platziert. Ihr Ziel ist es, den Materialfluss zu kontrollieren, indem sie Reaktionskräfte produzieren und das Blech zusätzlich einspannen. So kann man beispielsweise die Faltenbildung vermeiden. Bild 3.6 zeigt die Spannungsverteilung im Blech beim Durchgang durch die Ziehleiste mit einer typischen Geometrie.

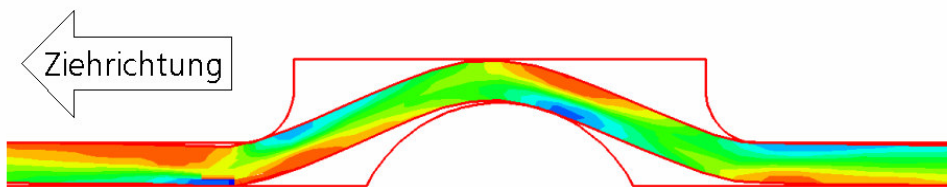


Bild 3.6. Spannungsverteilung im Blech beim Durchgang durch die Ziehleiste (rot ist für Zugspannungen, blau ist für Druckspannungen)

Die Simulation zeigt mehrere Biegeoperationen nacheinander. Wenn auch das Material, welches über die Ziehleiste gelaufen ist, oft bei späteren Herstellungsoperationen abgeschnitten wird, sind alle Bereiche am Bauteil von den Reaktionskräften betroffen. In Abschnitt 7.1 wird gezeigt, dass diese Kräfte vom Verfestigungsgesetz abhängen.

3.2 Anforderungen an das Werkstoffmodell

Auf Basis der Beanspruchungsanalyse Kapitel 3.1 werden hier die Anforderungen an das Werkstoffmodell für die Rückfederungssimulation erörtert.

Das Werkstoffmodell für die Rückfederungssimulation bei den Tiefziehprozessen soll vor allem den Bauschinger-Effekt (s. Abschnitt 2.4.2) berücksichtigen. Dabei

sollen die Extremfälle von rein kinematischer und isotroper Verfestigung sowie beliebige Kombinationen der beiden Anteile nachgebildet werden.

Da die Dehnungen bei Tiefziehprozessen hohe Werte erreichen können, soll das Modell auch in der Lage sein, die Verfestigung bei solchen Dehngraden zu beschreiben. Die Spannungs-Dehnungskurven aus den konventionellen Zugversuchen können dabei nur bis zur Gleichmaßdehnung verwendet werden.

Bestimmte Anforderungen werden an das Fließkriterium gestellt, welches den Fließbeginn genau abbilden soll. Dazu gehört sowohl die Beschreibung der plastischen Anisotropie, als auch des elasto-plastischen Überganges, der nicht nur bei der Belastungsumkehr, sondern auch beim Entlasten auftreten kann. Wenn man Tiefziehvorgänge analysiert, bemerkt man, dass die Verformung oft unter ebener Dehnung erfolgt, das heißt eine Dehnungskomponente in der Blechebene ist nahezu Null und die Spannungskomponenten stehen im Verhältnis 2:1. Das bedeutet, dass das Fließkriterium das Fließen im ebenen Dehnungszustand gut nachbilden sollte. Hat das Material unterschiedliche Eigenschaften im Zug und Druck, soll die Fließfunktion auch dies nachbilden. Durch die hohe plastische Verformung beim Tiefziehen wird sich die Textur und damit die Anisotropie mechanischer Eigenschaften weiterentwickeln [52][57][58][71][77]. In [51] wird 20% plastische Dehnung als die Grenze genannt, ab welcher die Textur sich deutlich ändern kann. Da die Dehnungen bei den Tiefziehprozessen höher sein können, sollte das Werkstoffmodell die Formänderung der Fließfläche beschreiben.

Weil die Spannungen beim Entlasten hauptsächlich elastisch relaxieren, sollte die Elastizität sorgfältig beschrieben werden. Dazu gehört die elastische Anisotropie, die genau wie die plastische wegen der kristallographischen Textur in gewalzten Blechen vorhanden ist [50]. Die Dehnungsfreisetzung beim Entlasten kann zum Teil auch nichtlinear ablaufen [14][103]. Das entspricht früh auftretender Plastizität, die das Materialmodell auch beim Entlasten berücksichtigen sollte.

Die Dehnraten können unter bestimmten Bedingungen auch eine Rolle spielen [58]. Das Werkstoffmodell sollte also die Dehnratenabhängigkeit des Materials mitberücksichtigen.

In dieser Arbeit werden ausschließlich Tiefziehprozesse unter isothermen Bedingungen behandelt. Alle Versuche und Experimente in dieser Arbeit wurden bei der Raumtemperatur durchgeführt.

Kurz gefasst soll das konstitutive Materialgesetz für die Rückfederungssimulation bei Tiefziehprozessen folgende Phänomene beschreiben:

- elastisches Verhalten;
- plastisches Verhalten bei hohen Dehngraden;
- Verfestigung bei Wechselverformung (Bauschinger-Effekt);
- elastisch-plastische Übergänge;
- elastische Anisotropie;
- plastische Anisotropie;
- Form der Fließfläche, besonders in der Umgebung des ebenen Dehnungszustands;
- unterschiedliche Eigenschaften im Zug und Druck;
- Entwicklung der Anisotropie während der Verformung;
- Zeit- bzw. Dehnrateneffekte.

Im Rahmen der klassischen Plastizitätstheorie (s. Kapitel 2.4.2) kann man nur die ersten beiden Aspekte beschreiben. Im Weiteren werden Werkstoffmodelle beschrieben, die alle angesprochenen Aspekte des Werkstoffverhaltens phänomenologisch nachbilden.

3.3 Numerische Besonderheiten

Den gesamten Prozess der Rückfederungssimulation kann man aus der numerischen Sicht in zwei Teile trennen. Einerseits in die Umformsimulation mit einer hohen Nichtlinearität und andererseits in die Simulation der Entlastung, wo die Spannungen zum Gleichgewichtszustand gebracht werden sollen.

Die Umformsimulation wird durch große plastische Verformungen charakterisiert. Dazu kommen numerische Probleme bei der Simulation des Kontaktes. Wie in Kapitel 2.2.2 erwähnt wurde, ist der dynamisch explizite Integrationsalgorithmus bei

der Modellierung von solchen Problemen besonders effizient. In [44] wurde die Möglichkeit untersucht, die statische explizite Methode bei der Umformsimulation einzusetzen. Einige kommerzielle FE-Codes wie z.B. Autoform und INDEED [47] verfügen über einen speziellen Kontaktalgorithmus, der es erlaubt, das Umformen auch implizit zu simulieren.

Für die Entlastung ist es aus Gründen der Rechenzeit und der Genauigkeit viel effizienter, mit dem impliziten Algorithmus zu rechnen. Es ist durchaus auch möglich, die Rückfederung vollständig explizit zu rechnen, allerdings benötigt man dazu eine Dämpfung der Schwingungen, die durch Trägheitseffekte bei einem dynamischen Code entstehen [1]. Um den richtigen Dämpfungsfaktor zu wählen, sollte man zuerst in einer Rechnung das Werkstück frei vibrieren lassen und eine Frequenzanalyse durchführen. Diese Prozedur ist aufwendig und die Rückfederungsrechnung dauert selbst mit optimaler Dämpfung manchmal länger als der Umformvorgang.

Für eine Umformsimulation einschließlich Rückfederung ist es optimal, die beiden Integrationsalgorithmen zu kombinieren. In dieser Arbeit wurde mit den FE-Programmen ABAQUS und PAM-STAMP 2G gerechnet. Dabei wurden die Ergebnisse von einer Umformsimulation aus ABAQUS/Explicit nach ABAQUS/Standard für die weitere Rückfederungssimulation exportiert [1]. Die gleiche Strategie wird auch für den FE-Code PAM-STAMP 2G verwendet [75].

In Kapitel 2.2.2 wurde die Notwendigkeit erwähnt, eine Massenskalierung bei der expliziten dynamischen Integration zu verwenden. Außer einer Dichteerhöhung kann man den selben Effekt erreichen, indem man die Prozessgeschwindigkeit erhöht. Die Erhöhung der Masse oder der Geschwindigkeit vergrößert automatisch die Trägheitskräfte des Systems, was zu fehlerhaften Ergebnissen führen kann. Deswegen wird in [74] empfohlen, für die üblichen Tiefziehprozesse mit Blechhalter die Stempelgeschwindigkeit in der Simulation nicht höher als 5 m/s zu setzen. Dabei ist zu beachten, dass die verschiedenen Metalle unterschiedliche Dichten und elastische Konstanten haben. Da das globale Zeitinkrement vom minimalen Zeitinkrement eines kritischen Elementes (z.B. mit kleinstem Volumen) abhängt, bieten viele kommerzielle explizite FE-Programme wie ABAQUS/Explicit und PAM-STAMP die Möglichkeit, die Massenskalierung nur für die kritischen Elemente durchzuführen. Um eine unendliche Beschleunigung zu vermeiden, sollte die Geschwindigkeit des Stempels kontinuierlich aufgebracht werden.

Eine akkurate Erfüllung der Kontaktbedingungen ist wichtig bei der Simulation des Blechumformens. Dafür ist eine gute FE-Diskretisierung der Geometrie der Kontaktkörper notwendig [31]. Bestimmte Kriterien stellt man an die Auswahl der Elementgröße für die Blechdiskretisierung und an die Qualität des FE-Netzes allgemein. In [56][69] wurde der Einfluss der Elementgröße für die Blechdiskretisierung auf die Rückfederungsergebnisse untersucht. In [74] wird ein Kriterium zur Auswahl der Elementgröße empfohlen, wobei diese vom minimalen Krümmungsradius R_{\min} am Werkzeug, über welchen das Blech gezogen wird, und von der Blechdicke t abhängt

$$l \leq 0.25(R_{\min} + 0.5t) \quad (3.1)$$

Dieses Kriterium bleibt gültig, selbst wenn für die Schalenelemente $l < t$, da nicht das einzelne Element, sondern die gesamte Struktur, die als Schale gilt, entscheidend ist. Als minimale Anzahl der Integrationspunkte über die Blechdicke für die Rückfederungssimulation wird in [74] 7 empfohlen. Die Schalenelemente sollen dabei die Integrationsregel nach Gauß über die Dicke haben. Bei einer Diskretisierung mit Volumenelementen kann ebenfalls Formel (3.1) verwendet werden. Allerdings benötigt man mehrere Elemente über die Blechdicke. In den Rechnungen mit Volumenelementen werden in dieser Arbeit mindestens 5 Elemente über die Blechdicke verwendet. Da das Zeitinkrement bei einer expliziten Zeitintegration von der Größe des kleinsten Elements abhängt (s. Gleichung (2.53)), ist es empfehlenswert, das FE-Netz für die Diskretisierung eines deformierbaren Körpers möglichst homogen zu machen.

Da die Bauteile, besonders in der Automobilindustrie, oft groß sind, werden üblicherweise Schalenelemente für ihre Diskretisierung verwendet. Die Rechenzeiten mit Schalenelementen liegen oft um mehr als einen Faktor drei unter denen mit Volumenelementen. Die Schalenelemente basieren in der Regel auf der klassischen Kirchhoff'schen Schalentheorie (dünne Schalen) oder auf der Mindlin'schen Schalentheorie (dicke Schalen). In dieser Arbeit wird bei den Rechnungen mit ABAQUS ein S4R-Element benutzt [1], das Lösungen für dicke und dünne Schalen bietet. Das Element hat einen Integrationspunkt in der Ebene und eine beliebige Anzahl über die Blechdicke. Die konventionellen Schalenelemente haben einen reduzierten Spannungstensor, der einem ebenen Spannungszustand entspricht [73][106]. Dabei sind die Spannungskomponenten σ_{i3} , $i = 1, 2, 3$ in Dickenrichtung 3 gleich Null und die Dehnung ϵ_{33} wird aus anderen Dehnungskomponenten ausgerechnet. Die Genauigkeit, insbesondere bei der Rückfederungssimulation, kann aber dabei leiden [65]. In Kapitel 8.2.1 wird eine numerische Analyse zu den

Grenzen der Anwendbarkeit von Schalenelementen durchgeführt. Die Volumenelemente, die in dieser Arbeit verwendet werden, sind isoparametrische Hexaeder mit acht Knoten und reduzierter Integration d.h. mit einem Integrationspunkt in der Mitte (Bezeichnung in ABAQUS - C3D8R [1]).

Für die Beschreibung der Werkzeuggeometrie stehen zwei Möglichkeiten zur Verfügung: die FE-Beschreibung und die CAD-Beschreibung [31]. Bei einer FE-Diskretisierung werden die Werkzeuge wie das Blech mit finiten Elementen vernetzt. Bei der CAD-Beschreibung werden die Kontaktflächen der Werkzeuge analytisch mit Polynomen höherer Stufen diskretisiert. Die zweite Methode ist rechnerisch effizienter, kann allerdings nicht bei allen FE-Programmen verwendet werden. In dieser Arbeit wird die FE-Diskretisierung für die Werkzeuge benutzt. Für die Diskretisierung der Werkzeuge wird in [74] ein Winkelkriterium empfohlen. Wobei die Winkeldifferenz zwischen den Nachbarelementen kleiner als 7.5° sein soll. D.h. für einen Ziehradius sollte mit mindestens 12 Elementen diskretisiert werden. Die Werkzeuge werden in dieser Arbeit als starre Körper betrachtet.

4 Zug-Druckversuch für Blechwerkstoffe

In Kapitel 3.2 wurden die Anforderungen an das Werkstoffmodell dargestellt. Da der Werkstoff beim Tiefziehen einer Wechselflastifizierung unterzogen wird, spielt die Beschreibung des Bauschinger-Effekts eine zentrale Rolle. Aufgrund des unterschiedlichen Verhaltens verschiedener Werkstoffe bei Wechselbeanspruchung sind zyklische Versuche mit zwei oder drei Halbzyklen zur Anpassung der Modellparameter erforderlich. Dabei soll die Dehnungsamplitude nach Möglichkeit solche Werte erreichen, wie sie auch im Umformprozess auftreten.

Bis jetzt existiert für solche Experimente weltweit kein Standard. Zyklische Versuche an Blechen sind extrem schwierig wegen des Ausknickens der dünnen Probe bei Druckbeanspruchung. Verschiedene Forschungsgruppen benutzen dafür unterschiedliche Versuchsarten [91][95]. In [77][92] ist eine Kombination aus zwei Versuchstypen vorgeschlagen: Zugversuche liefern die Information über die Verfestigung im Zug und zyklische Scherversuche über den im Material vorhandenen Bauschinger-Effekt. Eine andere Vorgehensweise findet man in [27][104][105], wo der Blechstreifen einem zyklischen Biegen unterzogen wird. In diesem Fall benötigt man eine inverse Modellierung des Versuchs, um die Materialparameter zu bestimmen. Diese Strategie ist rechnerisch ungünstig und setzt eine große Erfahrung des Benutzers voraus, da die Simulationsergebnisse durch viele numerische und physikalische Faktoren beeinflusst werden [29]. In [103] wird eine weitere Methode vorgestellt. Bei dieser werden 5 Blechproben, die in der Dickenrichtung Kontakt miteinander haben und mit zusätzlichen Stützen gegen Ausknicken gesichert sind, gleichzeitig zyklisch mit Zug-Druck belastet.

Ziel war es, einen Messaufbau zu konstruieren, mit dem sich zyklische Zug-Druckversuche an dünnen Blechen ohne Ausknicken durchführen lassen. Der Spannungs-Dehnungszustand in der Probe soll dabei nach Möglichkeit einachsrig homogen bleiben, um inverse Modellierung bei der Modellanpassung zu vermeiden.

4.1 Versuchsaufbau

Am Fraunhofer IWM wurde ein spezieller Messaufbau entwickelt, mit welchem in Verbindung mit einer Kleinprobentechnik auch dünne Bleche geprüft werden können. Bild 4.1 zeigt den Messaufbau und die Probengeometrie.

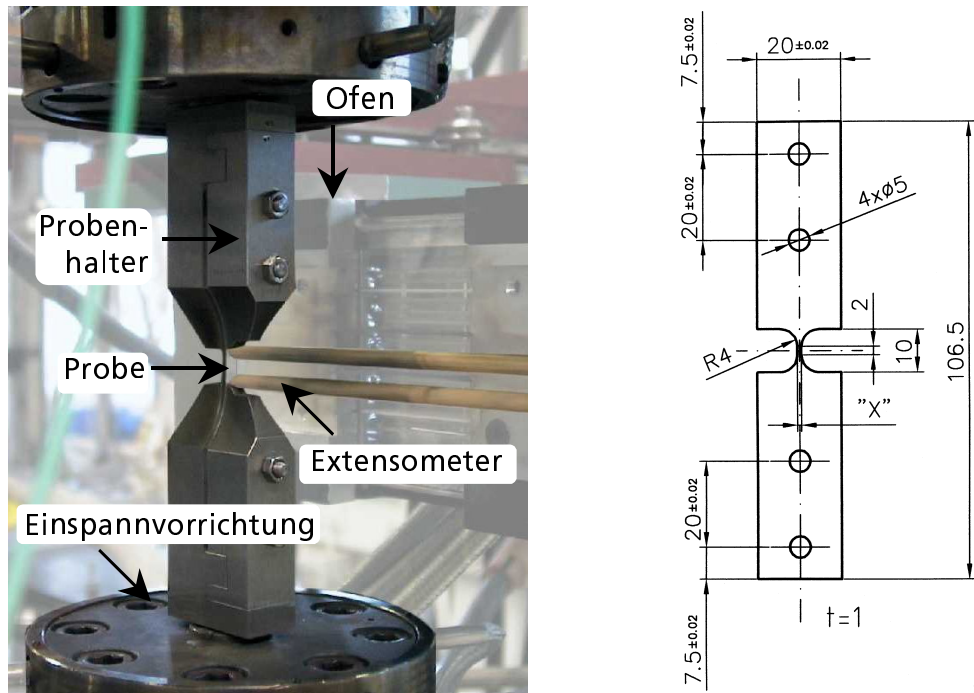


Bild 4.1. Messaufbau und Probengeometrie für die Messung von zyklischen Spannungs-Dehnungskurven

Die Wahl der Breite des Prüfbereichs (auf der Zeichnung als „X“ markiert) hängt von der Blechdicke ab. Sehr präzise Einspannvorrichtungen, spezielle steife Probenhalter und ein kurzer Prüfbereich der Probe erlauben es die Zug-Druckversuche mit Dehnungsamplituden von bis zu 20% Prozent (je nach Werkstoff und Blechdicke) durchzuführen.

Mit dem Versuch wurde eine Vielfalt verschiedener Werkstoffe von Kupfer-, Magnesium- und Aluminiumlegierungen bis zu hochfesten Stählen mit Blechdicken von 0.6 bis 2 mm getestet [54][55][57][58][82]. Das Experiment liefert in der Regel reproduzierbare Ergebnisse, die im Zugbereich eine gute Übereinstimmung mit konventionellen Flachzugversuchen zeigen. Bild 4.2 zeigt gemessene Spannungs-Dehnungskurven für die Aluminiumlegierung AA6016.

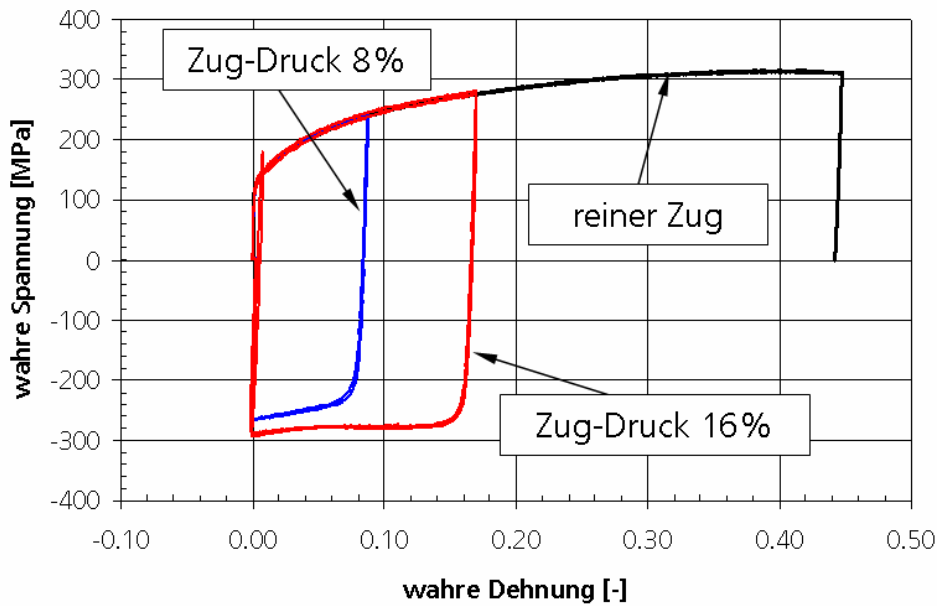


Bild 4.2. Gemessene Spannungs-Dehnungskurven. Werkstoff AA6016

Da der Probenquerschnitt im Prüfbereich klein ist, kann es bei grobkörnigen Werkstoffen zu Streuungen zwischen verschiedenen Versuchen kommen. In diesem Fall braucht man eine größere Zahl von Versuchen unter identischen Bedingungen.

Die Gefahr des Ausknickens wird weiter reduziert, wenn der Versuch mit einem Druck-Halbzyklus beginnt.

4.2 FE-Analyse des Spannungszustandes in der Probe

Die Probe für die Zug-Druckversuche (Bild 4.1) besitzt einen kurzen Prüfbereich und relativ große Querschnittsänderungen. Dabei stellt sich die Frage, ob die Spannungsverteilung im Querschnitt der Probe wirklich homogen ist. Um das zu prüfen wurde ein solcher Zug-Druckversuch nachgerechnet. Bild 4.3 zeigt das FE-Modell. Wegen der Symmetrie wurde ein Achtel der Probe modelliert. Die Probe wurde mit Volumenelementen vernetzt.

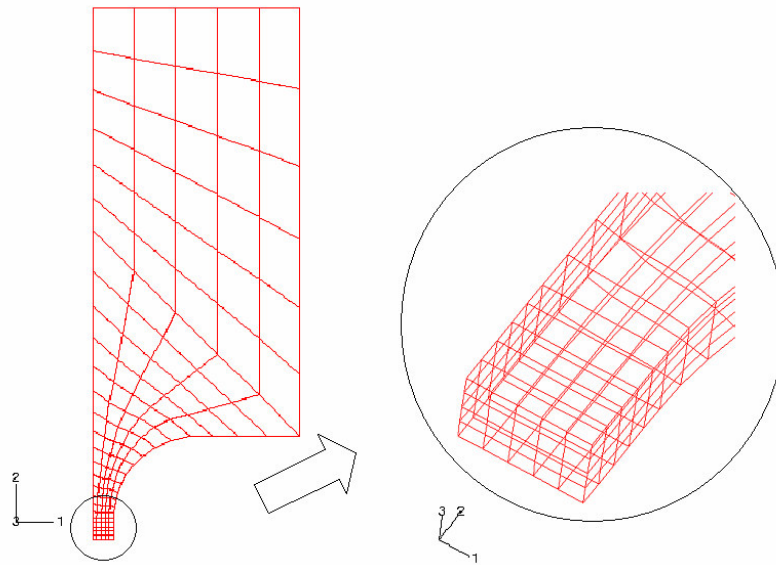
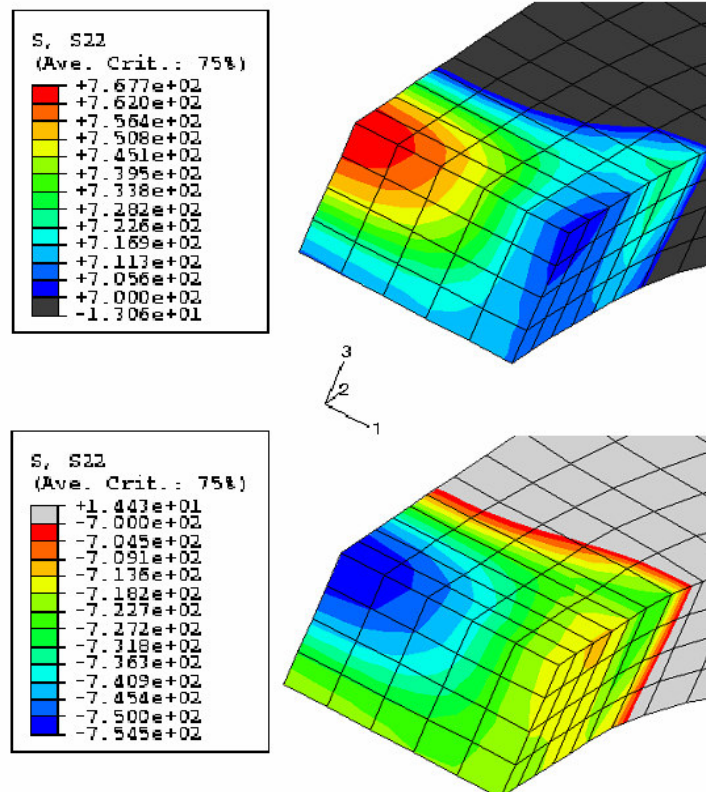


Bild 4.3. FE-Modell der Probe für Zug-Druckversuch

In der Simulation wurde die Probe aus einem hochfesten Stahl der Blechdicke 1.2 mm einem weggeregelten Zug-Druckversuch unterzogen. Bild 4.4 zeigt die Verteilung der axialen Spannung σ_{22} im Probenquerschnitt für Zug und Druck.

Bild 4.4. Spannung σ_{22} im Probenquerschnitt. Oben beim Zug, unten beim Druck

Es entsteht eine gewisse Inhomogenität der Spannungsverteilung. Allerdings beträgt der Unterschied zwischen der über den Querschnitt gemittelten (das was eigentlich im Experiment gemessen wird) und der maximalen Spannung lediglich 4%.

In Bild 4.5 sind zwei zyklische Spannungs-Dehnungskurven dargestellt: die eine wurde als Eingabe für Materialdaten verwendet; die zweite wurde aus der Kraft-Verschiebungskurve in der Simulation berechnet. Die Verschiebung wurde in einem Knoten ausgewertet, der der Position des Extensometers im Experiment entspricht. Die Spannung wurde aus der Reaktionskraft ermittelt.

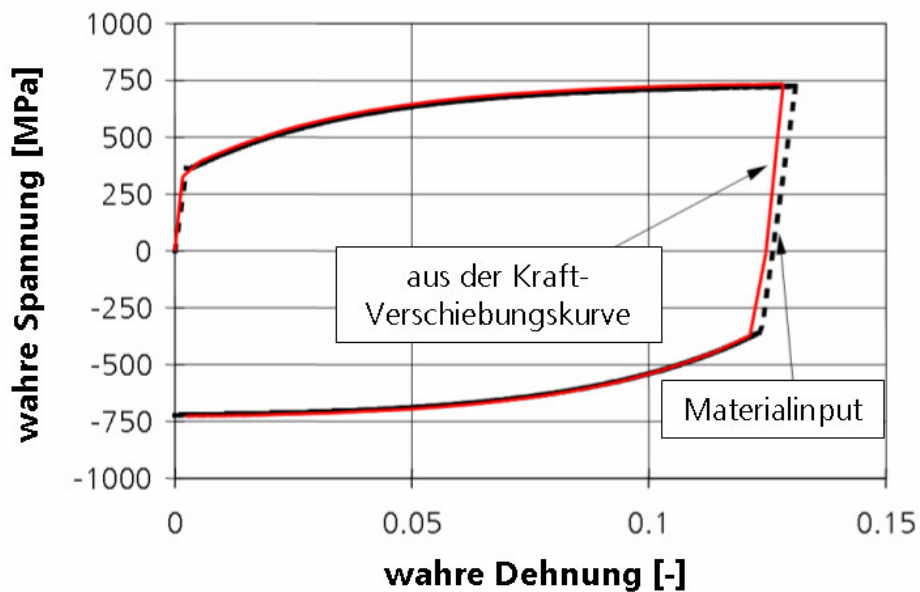


Bild 4.5. Wahre Spannungs-Dehnungskurven

Es gibt kaum Unterschiede zwischen beiden Spannungs-Dehnungskurven. Man kann den Spannungszustand in der Probe als einachsig ansehen. Für die Anpassung der Modellparameter braucht man in diesem Fall keine inverse Modellierung.

5 Werkstoffmodelle für Wechselplastizität

In diesem Kapitel werden phänomenologische elasto-viskoplastische Werkstoffmodelle zur Beschreibung der zyklischen Verfestigung vorgestellt. Ebenfalls werden ihre Möglichkeiten untersucht, die Spannungs-Dehnungskurven aus den Zug-Druckversuchen zu beschreiben.

5.1 Prager-Modell

Das klassische Gesetz für kinematische Verfestigung nach Prager [80] ist durch einen linearen Zusammenhang zwischen einer tensoriellen Verfestigungsvariablen α_{ij} (auch Rückspannung genannt) und der plastischen Dehnung ε_{ij}^p charakterisiert. Der Rückspannungstensor definiert die aktuelle Position der Fließfläche im Spannungsraum. Die Fließfunktion wird wie folgt geschrieben

$$f = \sqrt{\frac{3}{2}(S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij})} - \sigma_0 \quad (5.1)$$

Die Dehnrate ergibt sich aus der Normalitätsregel

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} \quad (5.2)$$

für α_{ij} gilt die Entwicklungsgleichung

$$\dot{\alpha}_{ij} = C \left(-\dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} \right) = C \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad (5.3)$$

wobei C eine Materialkonstante ist, die aus einachsigen Zugversuchen bestimmt werden kann.

5.2 Modell von Armstrong und Frederick

Armstrong und Frederick [6] haben ein Modell vorgeschlagen, in dem die Entwicklungsgleichung für α_{ij} eine Gleichung des Bailey-Orowan-Typs mit positiver Verfestigungskomponente und negativer Erholungskomponente ist,

$$\dot{\alpha}_{ij} = \frac{2}{3} C_1 \dot{\epsilon}_{ij}^p - C_2 \alpha_{ij} \dot{p} \quad (5.4)$$

Hier sind C_1 und C_2 Materialkonstanten und \dot{p} ist in (2.78) definiert.

Die nichtlineare Verfestigungsvariable α_{ij} führt zu einer nichtassozierten Fließregel:

$$\Phi = f + \frac{3C_2}{4C_1} \alpha_{ij} \alpha_{ij} \quad (5.5)$$

mit

$$\dot{\alpha}_{ij} = \frac{2}{3} C_1 \left(-\dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial \alpha_{ij}} \right) \quad (5.6)$$

Die Größe der Rückspannungskomponenten wird in diesem Fall nicht nur von den aktuellen plastischen Dehnungen, sondern auch von der gespeicherten kumulierten plastischen Vergleichsdehnung abhängen. Damit werden ein nichtlinearer Charakter und der Gedächtniseffekt beschrieben. Eine solche Modellformulierung bietet eine bessere Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen als das Modell nach Prager, kann aber wie das Modell nach Prager nur eine reine Translation der Fließfläche berücksichtigen.

5.3 Chaboche-Modell

Chaboche und Mitarbeiter [19] haben 1979 eine Erweiterung des Modells von Armstrong und Frederick vorgeschlagen. Das Modell ist elasto-viskoplastisch und erlaubt eine beliebige Kombination von isotroper und kinematischer Verfestigung. Da das Chaboche-Modell die Basis für die weiteren Untersuchungen in dieser Arbeit ist, wird es hier detaillierter beschrieben.

Die Fließfunktion des Chaboche-Modells ist [63]

$$f = \sigma_{eq} - R - \sigma_0 \quad (5.7)$$

mit äquivalenten Spannung

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij}^{ef} S_{ij}^{ef}} \quad (5.8)$$

und dem effektivem Spannungsdeviator

$$S_{ij}^{ef} = S_{ij} - \alpha_{ij} \quad (5.9)$$

Die Verfestigungsvariable R beschreibt isotrope Verfestigung bzw. die Vergrößerung der Fließfläche; σ_0 ist ein Materialparameter.

Plastisches Fließen in einem dehnratenunabhängigen Fall erfolgt, wenn $f = 0$ und $\dot{f} = 0$. Das Fließgesetz gehorcht der Normalitätsregel (2.75)

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} = \dot{p} \frac{3 S_{ij}^{ef}}{2 \sigma_{eq}} \quad (5.10)$$

Die Vergleichsdehnrate \dot{p} ergibt sich aus der Konsistenzbedingung

$$\frac{\partial f}{\partial S_{ij}} \dot{S}_{ij} + \frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} \dot{\alpha}_{ij} + \frac{\partial f}{\partial R} \dot{R} = 0 \quad (5.11)$$

Um die nichtlineare kinematische Verfestigung in das Modell einzubinden, ist ein Verzicht auf die assoziierte Plastizität nötig [63]. Das plastische Potenzial ist

$$\Phi = f + \frac{3}{4r} \alpha_{ij} \alpha_{ij} + \frac{1}{2Q} R^2 \quad (5.12)$$

Daraus lassen sich die Entwicklungsgleichungen für α_{ij} und R ableiten:

$$\dot{\alpha}_{ij} = \frac{2}{3} rc \left(-\lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \alpha_{ij}} \right) = c \left(\frac{2}{3} r \dot{\epsilon}_{ij}^{vp} - \alpha_{ij} \dot{p} \right) \quad (5.13)$$

wobei r und c Materialparameter sind. Mit Berücksichtigung von (5.10) kann die Gleichung (5.13) auch als

$$\dot{\alpha}_{ij} = c \left(r \sqrt{\frac{2}{3}} n_{ij} - \alpha_{ij} \right) \dot{p} \quad (5.14)$$

formuliert werden, mit

$$n_{ij} = \frac{S_{ij}^{ef}}{\|S^{ef}\|} \quad (5.15)$$

Die Entwicklungsgleichung für R ist

$$\dot{R} = bQ(-\dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial R}) = b(Q - R)\dot{p} \quad (5.16)$$

wobei Q und b Materialparameter sind.

Zur Modellierung der Zeit- oder Dehnratenabhängigkeit wird die Konsistenzbedingung der Plastizitätstheorie durch eine explizite Bestimmungsgleichung für die Dehnratenrate ersetzt. Im zeitabhängigen Chaboche-Modell wird die viskoplastische Verfestigung bezüglich des skalaren plastischen Parameter \dot{p} formuliert

$$\dot{p} = \left\langle \frac{\sigma_{eq} - R - \sigma_0}{K} \right\rangle^n \quad (5.17)$$

wobei n der Dehnratenexponent und K die Viskosität ist. Die spitze Klammer bedeutet, dass das Argument nur für positive Werte ausgewertet wird

$$\langle x \rangle = \frac{x + |x|}{2} \quad (5.18)$$

Gleichung (5.17) definiert die Spannung als Summe von Verfestigungs- und Viskositätsstermen. Es ist auch möglich das Modell mit den multiplikativen viskoplastischen Gesetzen [63] zu ergänzen.

Zur numerischen Berechnung kann (2.59) speziell für das Chaboche-Modell folgendermaßen formuliert werden:

$$\dot{p} \approx \dot{p}_t + \theta \left(\frac{\partial \dot{p}}{\partial \sigma_{eq}} \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\sigma}_{ij} + \frac{\partial \dot{p}}{\partial \sigma_{eq}} \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \alpha_{ij}} \dot{\alpha}_{ij} + \frac{\partial \dot{p}}{\partial R} \dot{R} \right) \Delta t \quad (5.19)$$

Mit Berücksichtigung von (2.55), (5.14), (5.16) und Auflösen nach \dot{p} erhält man

$$\dot{p} \approx \frac{\dot{p}_t + \Delta t \theta \frac{\partial \dot{p}}{\partial \sigma_{eq}} \sqrt{\frac{3}{2}} n_{ij} C_{ijkl} \dot{\epsilon}_{kl}}{1 + \Delta t \theta \left[\frac{\partial \dot{p}}{\partial \sigma_{eq}} \left(\frac{3}{2} n_{ij} C_{ijkl} n_{kl} + c r n_{ij} n_{ij} - \sqrt{\frac{3}{2}} c n_{ij} \alpha_{ij} \right) - \frac{\partial \dot{p}}{\partial R} b(Q - R) \right]} \quad (5.20)$$

Damit stehen auf der rechten Seite nur die von Vorinkrement bekannten Größen.

Chaboche gibt in [17] eine qualitative mikroskopische Interpretation seines Modells so, dass die isotrope Variable R das Anwachsen der Versetzungsdichte und die richtungsabhängige kinematische Variable α_{ij} die Remobilisierung der Versetzungen und die Absenkung der Versetzungsdichte bei Belastungsumkehr oder beim Entlasten beschreibt. Mit dieser Modellformulierung kann man eine beliebige

Kombination von isotroper und kinematischer Verfestigung erreichen und damit ein breites Werkstoffspektrum beschreiben.

Die unterschiedlichen plastischen Eigenschaften im Zug und im Druck bei einigen Werkstoffen, die z.B. durch Zwillingsbildung bedingt sind, kann man auch auf eine einfache Weise mit dem Chaboche-Modell beschreiben. Da der Tensor α_{ij} die Position der Fließfläche im Spannungsraum definiert, kann man durch Wahl der Startwerte ein asymmetrisches Verhalten nachbilden.

Die Lösung der Differenzialgleichung (5.16) ergibt eine Exponentialfunktion

$$R = Q \cdot (1 - e^{-bp}) \quad (5.21)$$

Q ist ein Sättigungswert, der die Dimension einer Spannung hat und b ist die dimensionslose Sättigungsrate. Gleichung (5.14) ergibt im einachsigen Fall nach einer Integration ebenfalls eine Exponentialfunktion. Dabei ist r der Sättigungswert des kinematischen Anteils und c die Sättigungsrate.

Da sich diese Sättigungswerte der Verfestigung auch für beliebige Belastungsgeschichten ergeben, kann man neben der Fließfläche auch eine Grenzfläche für das maximal verfestigte Material definieren:

$$F = \sqrt{\frac{3}{2}} S_{ij} S_{ij} - Q - r - \sigma_0 = 0 \quad (5.22)$$

Bild 5.1 zeigt das Verhalten des isotrop-kinematischen Gesetzes im Spannungsraum und bei zyklischer Belastung.

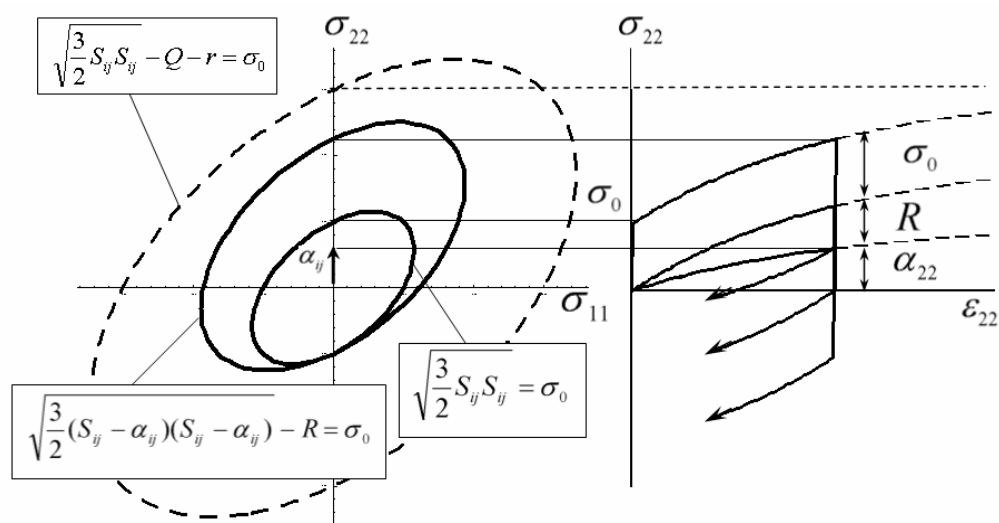


Bild 5.1. Chaboche-Modell im Spannungsraum und beim einachsigen Zug-Druck

Bei einer solchen Modellformulierung ist die Grenzfläche von Anfang an definiert und bleibt unverändert. Die Fließfläche kann sich nur innerhalb der Grenzfläche verschieben und vergrößern. Dies macht das Modell ziemlich unflexibel für die Materialbeschreibung bei hohen Umformgraden. Um den Gültigkeitsbereich des Modells auch auf größere Dehnungen auszuweiten, wurde ein so genanntes Multi-flächen-Konzept [17][28][102] vorgeschlagen.

In [28] wurde eine Modifikation der Gleichung (5.14) vorgestellt, die die Verschiebung und Vergrößerung der Grenzfläche erlaubt

$$\dot{\alpha}_{ij} = c(r \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} n_{ij} - (\alpha_{ij} - \beta_{ij})) \dot{p} \quad (5.23)$$

wobei β_{ij} eine zusätzliche tensorielle Variable ist, die den Zentrumskoordinaten der Grenzfläche entspricht. Die Entwicklungsgleichung für β_{ij} entspricht einem kombinierten Verfestigungsgesetz, das isotrope und kinematische Entwicklung der Grenzfläche beschreibt. Das Modell kann deutlich besser die elastisch-plastischen Übergangsbereiche bei der Belastungsumkehr mit niedrigen Fließgrenzen und schneller Verfestigung sowie die dauerhafte Verfestigung bei großen Dehnungsamplituden beschreiben.

5.4 Chaboche-Modell mit mehreren Rückspannungskomponenten

Als Alternative zum Multiflächen-Konzept haben Chaboche und Rousselier [20] vorgeschlagen, gleichzeitig mehrere Rückspannungskomponenten zu benutzen. Das gesamte α_{ij} wird dabei als Summe von mehreren $\alpha_{ij}^{(m)}$ dargestellt,

$$\alpha_{ij} = \sum_{m=1}^M \alpha_{ij}^{(m)} \quad (5.24)$$

Jede Komponente m des gesamten α_{ij} hat eine eigene Entwicklungsgleichung und eigene Konstanten $r^{(m)}$ und $c^{(m)}$,

$$\dot{\alpha}_{ij}^{(m)} = c^{(m)} (r^{(m)} \sqrt{\frac{2}{3}} n_{ij} - \alpha_{ij}^{(m)}) \dot{p} \quad (5.25)$$

Mit steigender Anzahl von Rückspannungskomponenten steigen auch die Möglichkeiten zur Beschreibung zyklischer Spannungs-Dehnungskurven [17][18][63]. Jede

Komponente $\alpha_{ij}^{(m)}$ kann mit einem bestimmten Bereich der Kurve verknüpft werden. Eine Kombination von kleinerem r_1 und größerem c_1 kann den elasto-plastischen Übergangsbereich mit steilen plastischen Tangenten nachbilden. r_2 und c_2 beschreiben den Bereich mit mittlerem Tangentenmodul. Schließlich kann die dritte Rückspannungskomponente mit linearem Entwicklungsgesetz

$$\dot{\alpha}_{ij}^{(3)} = c^{(3)} \sqrt{\frac{2}{3}} n_{ij} \dot{p} \quad (5.26)$$

den linearen Charakter der Verfestigung bei hohen Dehnungen beschreiben. In diesem Fall existiert keine Grenzfläche, sondern es gibt eine Asymptote (Bild 5.2).

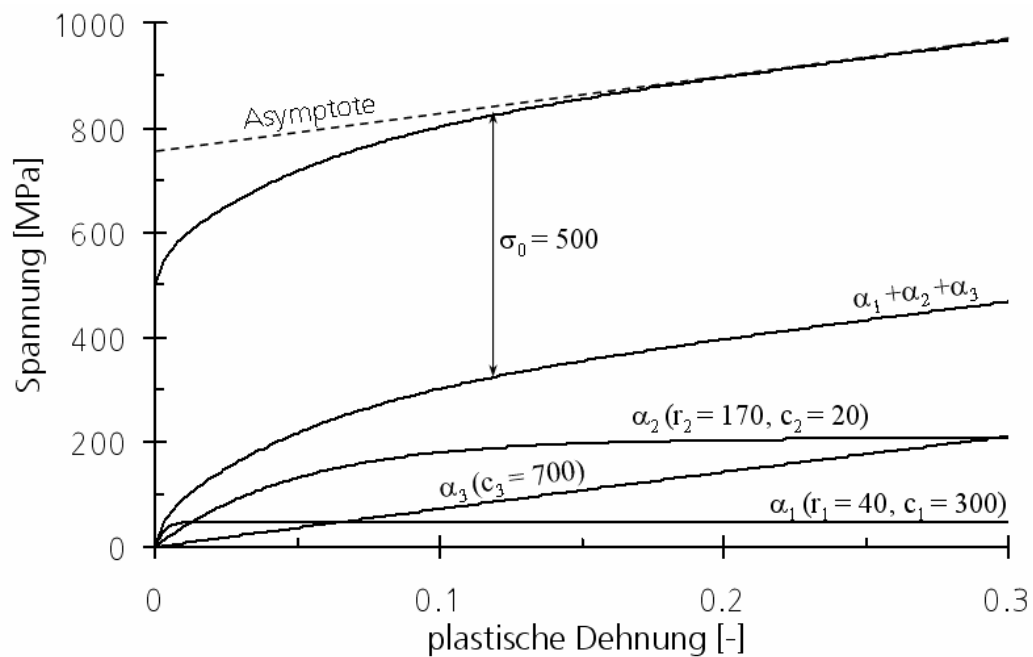


Bild 5.2. Beschreibung der Spannungs-Dehnungskurve mit drei Rückspannungskomponenten

Die Zerlegung von α_{ij} bringt im Wesentlichen die gleichen Vorteile bei der Beschreibung von zyklischen Spannungs-Dehnungskurven wie das Multiflächen-Konzept [17], ist aber einfacher formuliert und lässt sich leicht mit explizitem Verfahren integrieren.

Es ist auch möglich, die isotrope Verfestigungsvariable mit mehreren Komponenten zu formulieren [21]. Das kann z.B. bei der Beschreibung von Werkstoffen mit weniger stark ausgeprägtem Bauschinger-Effekt hilfreich sein.

Zurzeit existieren zahlreiche Varianten und Modifikationen des Chaboche-Modells zur Beschreibung anderer Phänomene bei zyklischer Belastung wie z.B. Ratcheting [18][43]. Diese spielen allerdings beim Blechumformen eine untergeordnete Rolle und werden in dieser Arbeit nicht weiter verfolgt.

Im nächsten Kapitel wird gezeigt, wie man mit Hilfe des zyklischen Zug-Druckversuchs die Parameter des Chaboche-Modells anpasst.

5.5 Beschreibung zyklischer Spannungs-Dehnungskurven mit dem Chaboche-Modell

Bei einachsiger Spannung mit $\sigma_{11} = \sigma$ und $\sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$ sind die Tensoren der deviatorischen Spannungen und Rückspannungen [63]

$$S_{ij} = \begin{pmatrix} \frac{2}{3}\sigma & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{3}\sigma & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{3}\sigma \end{pmatrix}, \quad \alpha_{ij} = \begin{pmatrix} \frac{2}{3}\alpha & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{3}\alpha & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{3}\alpha \end{pmatrix} \quad (5.27)$$

Unter solchen Bedingungen wird (5.8) gleich

$$\sigma_{eq} = |\sigma - \alpha| \quad (5.28)$$

und das Fließgesetz (5.10) erhält die Form

$$\dot{\epsilon}^{vp} = \dot{p}N = \left\langle \frac{|\sigma - \alpha| - R - \sigma_0}{K} \right\rangle^n N \quad (5.29)$$

wobei $N = \text{Sign}(\sigma - \alpha)$ positiv für Zug und negativ für Druck ist. Die Gleichung (5.14) für den einachsigen Spannungszustand ist

$$\dot{\alpha} = cr\dot{p}N - c\dot{p} \quad (5.30)$$

Nach einer Integration ist für jeden Zweig der Zug-Druckkurve

$$\alpha = Nr + (\alpha(p_0) - Nr)e^{-c(p-p_0)} \quad (5.31)$$

p_0 und $\alpha(p_0)$ sind die Größen von p beim letzten Wechsel der plastischen Dehnrate bzw. der Rückspannung bei p_0 . Für die Modellformulierung mit mehreren Rückspannungskomponenten wird (5.31) geschrieben als

$$\alpha = \sum_{m=1}^M [Nr^{(m)} + (\alpha(p_0)^{(m)} - Nr^{(m)})e^{-c^{(m)}(p-p_0)}] \quad (5.32)$$

Für die skalare isotrope Verfestigungskomponente bleibt Gleichung (5.21) unverändert.

Die Entwicklung der Spannung für ein dehnratunabhängiges Material für einen beliebigen Halbzyklus ist dann

$$\sigma = \sum_{m=1}^M [Nr^{(m)} + (\alpha(p_0)^{(m)} - Nr^{(m)})e^{-c^{(m)}(p-p_0)}] + N(Q(1 - e^{-bp}) + \sigma_0) \quad (5.33)$$

Im zeitabhängigen Fall kommt die viskose Spannung hinzu

$$\sigma^v = K N \dot{p}^{1/n} \quad (5.34)$$

Die Gleichung (5.33) wurde im Programm Mathematica implementiert und zusammen mit der Option NonlinearRegress für die Modellanpassung an die experimentellen zyklischen Kurven verwendet. NonlinearRegress führt eine Anpassung nach dem Levenberg-Marquardt-Algorithmus [83] durch, welcher die

Größe $\chi^2 = \sum_{i=1}^n y_i^2$ minimiert. y_i sind die Differenzen in jedem Punkt zwischen den

experimentellen Größen und angepassten Modellwerten. Es besteht die Möglichkeit,

die Anpassung mit einer Gewichtung durchzuführen, so dass gilt: $\chi^2 = \sum_{i=1}^n w_i y_i^2$. w_i

sind die Gewichte für jeden Datenpunkt. Der Benutzer kann die Gewichte selbst in Abhängigkeit davon setzen, welche Genauigkeit für welche Bereiche der Hysterese benötigt wird.

Bild 5.3 zeigt die Anpassung des Modells mit einer Rückspannungskomponente an die experimentelle Zug-Druckkurve für die Aluminiumlegierung AA6016.

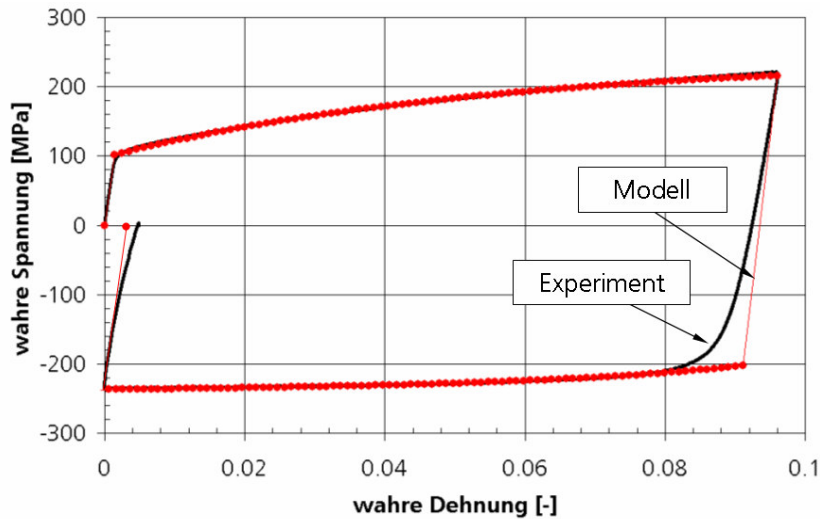


Bild 5.3. Anpassung des Chaboche-Modells mit einer Rückspannungskomponente an AA6016

Die angepassten Parameter für das Chaboche-Modell sind: $\sigma_0 = 101.4$ MPa, $Q = 134.4$ MPa, $b = 17.4$, $r = 8.5$ MPa, $c = 50.9$. Das Modell beschreibt die experimentelle Hysterese mit Ausnahme der Bereiche unmittelbar nach der Belastungsumkehr recht gut. Die früh auftretende Plastifizierung, die gleich bei der Belastungsumkehr einsetzt, ist charakteristisch für viele Materialien.

Den Bereich der frühen Plastifizierung bei der Belastungsumkehr kann man mit zwei Rückspannungskomponenten gut beschreiben (Bild 5.4), indem man die Sättigungsrate für die zweite Komponente sehr hoch setzt.

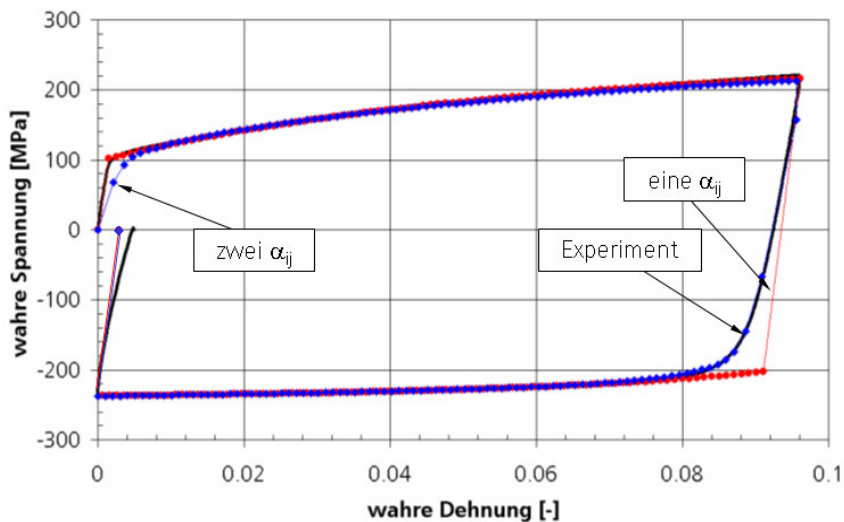


Bild 5.4. Anpassung des Chaboche-Modells mit zwei Rückspannungskomponenten an AA6016

Der Parametersatz für die Anpassung in Bild 5.4 entspricht einer Streckgrenze gleich Null, d.h. der Fließort existiert am Anfang nicht, sondern entwickelt sich mit der isotropen Verfestigungsvariable. Der gesamte Parametersatz ist: $\sigma_0 = 0$ MPa, $Q = 131.2$ MPa, $b = 15.1$, $r_1 = 24.4$ MPa, $c_1 = 132.4$, $r_2 = 116.4$ MPa, $c_2 = 1095.3$. In diesem Fall leidet die Genauigkeit im Bereich der ersten Belastung. Allerdings sind die Bereiche mit kleinen Dehnungen für das Tiefziehen irrelevant, da die Rückfederung hauptsächlich aus den Zonen kommt, wo das Material stark plastifiziert war. Der Benutzer sollte selbst entscheiden, welche Bereiche der Spannungs-Dehnungskurve von Bedeutung für die weitere Simulation sind und die entsprechende Gewichtung bei der Anpassung vorgeben.

Wie schon erwähnt, haben manche Werkstoffe unterschiedliche Fließgrenzen im Zug und Druck. D.h. allein der Zug-Druckversuch kann in diesem Fall nicht ausreichend sein, da sich die Zug-Druckasymmetrie, die schon von Anfang an im Werkstoff vorhanden ist, mit dem Bauschinger-Effekt überlagert und man die relativen Anteile der beiden Effekte dann nicht quantifizieren kann. In diesem Fall sind zusätzlich Druckversuche erforderlich.

Die Umformgrade beim Tiefziehen sind in der Regel höher als die Dehnungsamplitude bei den Zug-Druckversuchen. Sollte das Modell nur an die zyklischen Spannungs-Dehnungskurven angepasst werden, kann es zu einer falschen Beschreibung des Materialverhaltens bei hohen Dehnungen führen. Daher ist es notwendig auch diesen Bereich an der Spannungs-Dehnungskurve zu berücksichtigen und z.B. gleichzeitig an Zug-Druckversuche und Bulge-Tests anzupassen. Bulge-Tests sind stabil gegen Einschnürung und eignen sich deshalb für Untersuchungen bei hohen Dehnungen.

5.6 Anwendungsgrenzen des Chaboche-Modells

Im Rahmen von mehreren Industrieprojekten wurden Zug-Druckversuche für verschiedene Blechwerkstoffe durchgeführt. Das Chaboche-Modell kann die experimentellen Zug-Druckkurven für viele Materialien mit hinreichender Genauigkeit beschreiben. Es gibt jedoch Aspekte, die vom Chaboche-Modell schlecht oder gar nicht nachgebildet werden können.

5.6.1 Frühe Rückplastifizierung

In Kapitel 5.5 wurde bereits am Beispiel der zyklischen Spannungs-Dehnungskurven erwähnt, dass man bei vielen Werkstoffen die frühe Plastifizierung bei Belastungsumkehr und bei Entlastung beobachten kann. Gerade letzteres kann für die Rückfederungssimulation entscheidend sein, da das Materialverhalten beim Entlasten nach zwei oder drei Belastungs-Halbzyklen für die Endform des Bauteils von großer Bedeutung ist.

In der Literatur findet man einige Studien [23][25][93][94][102][103], die auf das gleiche Werkstoffverhalten hinweisen. In diesen Studien wird das Phänomen als Abnahme des effektiven E -Moduls bezeichnet. In [93][94] wurde der E -Modul eines TRIP-Stahls mit einer vibrometrischen Methode gemessen. Die Resonanzfrequenz wurde für unterschiedlich vorbelastete Bleche gemessen und daraus die Größe des E -Moduls berechnet. Die Messungen zeigten, dass die Größe des E -Moduls nicht nur vom Walzgrad (Reduzierung der Blechdicke beim Walzen) abhängt, sondern auch deutlich (über 20%) bei weiterer plastischer Verformung sinkt. In [25] wurden drei hochfeste Stähle in einem Schwingfestigkeitsversuch mit verschiedenen Verformungsgraden getestet. Für alle drei Werkstoffe wurde ein ähnliches Verhalten registriert. Die Abnahme des E -Moduls wurde zu ca. 20% bei einer Dehnung von 10% gemessen. Der gleiche Charakter wurde bei Messungen mit Ultraschall und in konventionellen Zugversuchen [102][103] beobachtet.

Auch bei den Zug-Druckversuchen ist es für viele geprüfte Werkstoffe gut zu sehen, dass das Spannungs-Dehnungsverhältnis beim Entlasten quasi linear ist, was makroskopisch an eine Senkung des effektiven E -Moduls erinnert. Bild 5.5 zeigt ein extremes Verhalten für den Stahl DP-K 34/60+Z.

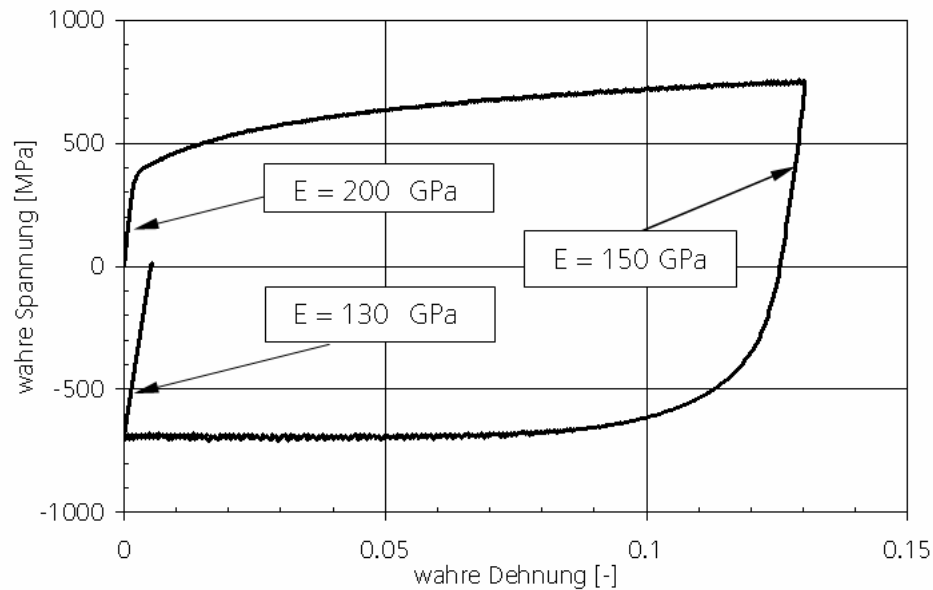


Bild 5.5. Senkung des effektiven E -Moduls für DP-K 34/60+Z (in Zusammenarbeit mit ThyssenKrupp Stahl AG)

Den Begriff „Senkung des E -Moduls“ sollte man allerdings nur mit Vorsicht verwenden, da es sich auf mikroskopischer Ebene wahrscheinlich um Mechanismen handelt, die wenig mit Elastizität zu tun haben. Mögliche Ursachen für dieses Materialverhalten können die folgenden sein: Rückgleiten aufgestauter Versetzungen; Änderung der kristallographischen Textur bei plastischer Verformung; spannungsinduzierte Phasenumwandlung; Porenwachstum.

Die Abnahme des E -Moduls bei Verformung kann man nur teilweise durch die Texturentwicklung beim Walzen und weiteren Umformen erklären. Die damit vorhergesagten Effekte sind selbst für stark elastisch anisotropes Kupfer wesentlich kleiner als die beobachteten (s. Abschnitt 6.1). Phasenumwandlungen lassen sich ebenfalls als Hauptursache für die Abnahme des effektiven E -Moduls ausschließen, da für die untersuchten Werkstoffe (z.B. Aluminium, einphasige Stähle) keine spannungsinduzierten Phasenumwandlungen zu erwarten sind. Der Porenanteil in gewalzten Blechen ist in der Regel sehr gering und selbst nach einer plastischen Dehnung um 10% bleibt er vernachlässigbar klein.

Es ist also zu vermuten, dass im Wesentlichen Versetzungsbewegungen zum Verhalten bei Entlastung beitragen. Aus Gründen der Praktikabilität wird das Verhalten trotzdem durch einen reduzierten E -Modul beschrieben. Die experimentellen Ergebnisse in der Literatur lassen sich mit dem exponentiellen Ansatz als Funktion der kumulierten plastischen Dehnung beschreiben:

$$E = E_0 - A(1 - e^{-s \cdot p}) \quad (5.35)$$

wobei E_0 eine Anfangsgröße des E -Moduls ist, und A und s Materialkonstanten sind. Bild 5.6 zeigt, wie die Gleichung (5.35) mit den Parametern $E_0 = 200$ GPa, $A = 70$ GPa und $s = 10$ den Abfall des E -Moduls für Stahl DP-K 34/60+Z nachbilden kann.

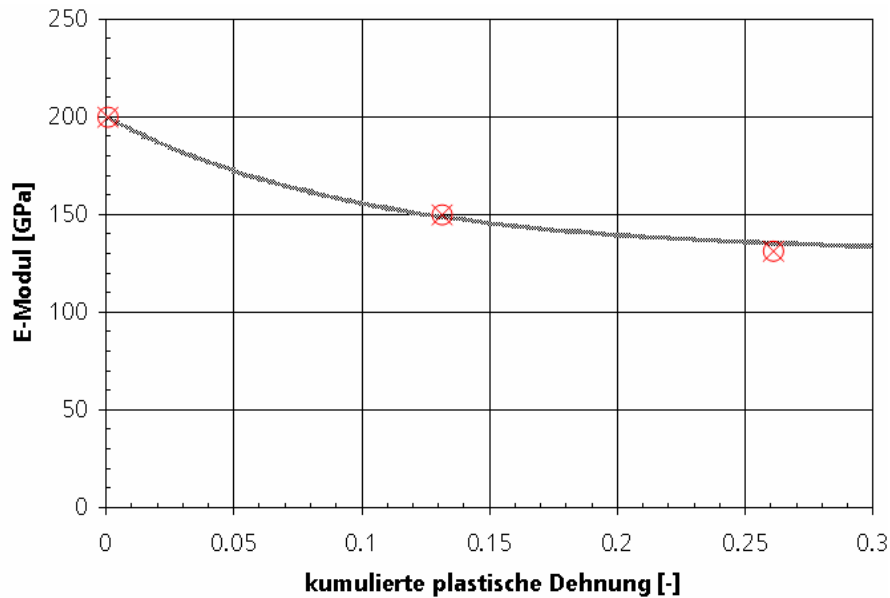


Bild 5.6. Senkung des effektiven E -Moduls für Stahl DP-K 34/60+Z beschrieben mit Formel (5.35)

Dieses Modell wurde mit dem Chaboche-Modell gekoppelt, um die Genauigkeit bei der Rückfederungssimulation zu verbessern und als Unterprogramm für ABAQUS/Explicit und ABAQUS/Standard implementiert. Neben den üblichen Statusvariablen wurde auch die kumulierte plastische Vergleichsdehnung p in die implizite Rückfederungssimulation importiert, die dann zur Berechnung des E -Moduls dient.

Die zyklische Spannungs-Dehnungskurve für den Stahl DP-K 34/60+Z (s. Bild 5.5), insbesondere die Bereiche unmittelbar nach der Spannungsumkehr und beim Entlasten, kann mit dieser Annahme wesentlich besser beschrieben werden (Bild 5.7).

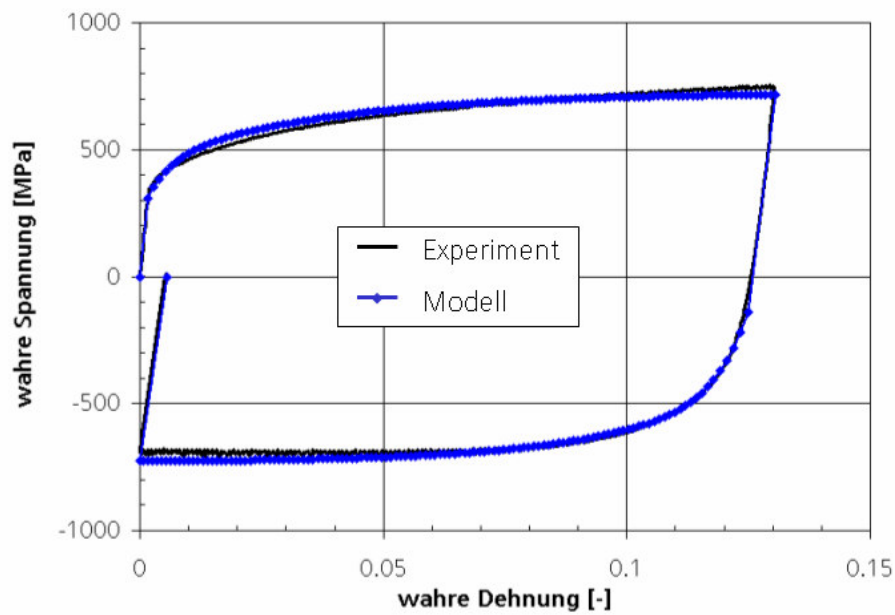


Bild 5.7. Beschreibung der experimentellen Zug-Druckkurve mit dem Modell mit variablem effektiven E -Modul

Der Parametersatz ist dabei: $\sigma_0 = 309.7$ MPa, $Q = 131.2$ MPa, $b = 20.1$, $r_1 = 140$ MPa, $c_1 = 39.8$, $r_2 = 150.1$ MPa, $c_2 = 249.9$, $E_0 = 200$ GPa, $A = 70$ GPa und $s = 10$. Der Einfluss des variablen E -Moduls auf die Rückfederung ist in Kapitel 7.2 dargestellt.

5.6.2 Anisotropie

Viele Materialeigenschaften machen Magnesium im Vergleich zu anderen Metallen besonders attraktiv für den Automobilbau [26][45]. Zu den wichtigsten gehören die spezifische Dichte, die ca. $2/3$ der von Aluminium und ca. $1/4$ der von Eisen ist; das Verhältnis E/ρ , welches höher als bei Stahl und Aluminium ist; geringe thermische Dehnung und hohe Wärmeleitfähigkeit [45]. Das mechanische Verhalten von Magnesiumblech ist auf der Ebene der Kontinuumsmechanik allerdings schwierig nachzubilden. Auch das Chaboche-Modell ist nicht geeignet, die zyklische Verfestigung zu beschreiben [12]. Magnesium ist ein Metall, bei welchem Zwillingsbildung stattfindet und eine ausgeprägte Zug-Druckasymmetrie verursacht [3]. Die mit einem Texturmodell für drei Dehnraten gerechnete Fließfläche für die Magnesiumlegierung AZ31 [57] ist in Bild 5.8 dargestellt (2-Richtung ist WR).

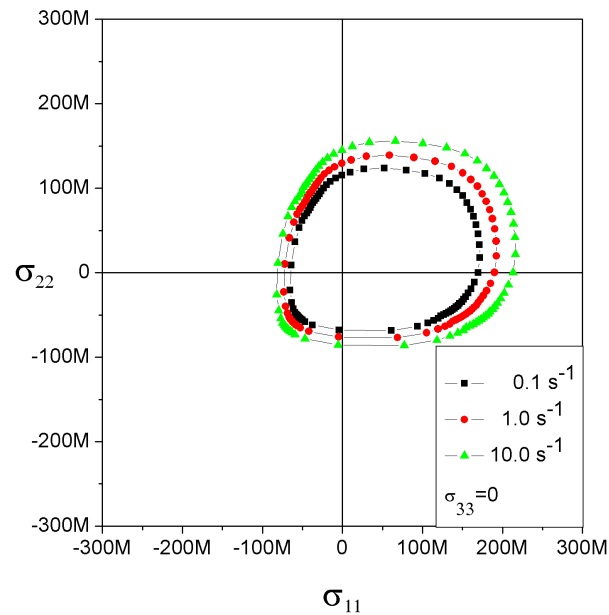


Bild 5.8. Mit einem selbstkonsistenten Texturmodell gerechneten Fließflächen für AZ31 nach dem Walzen bei verschiedenen Dehnraten [57]

Die Fließfläche nach dem Walzen ist anisotrop und ihre Form kann mit dem von Mises Fließkriterium nicht nachgebildet werden. Es ist durchaus möglich, das Chaboche-Modell mit einem anisotropen Fließkriterium zu ergänzen (s. Kapitel 6.3). Das Problem liegt aber darin, dass die Zwillinge sich auch während dem weiteren Umformen bilden und zu einem anomalen Verhalten der Hysterese führen. Bild 5.9 zeigt eine typische für AZ31 gemessene Spannungs-Dehnungskurve für drei Zug-Druckzyklen.

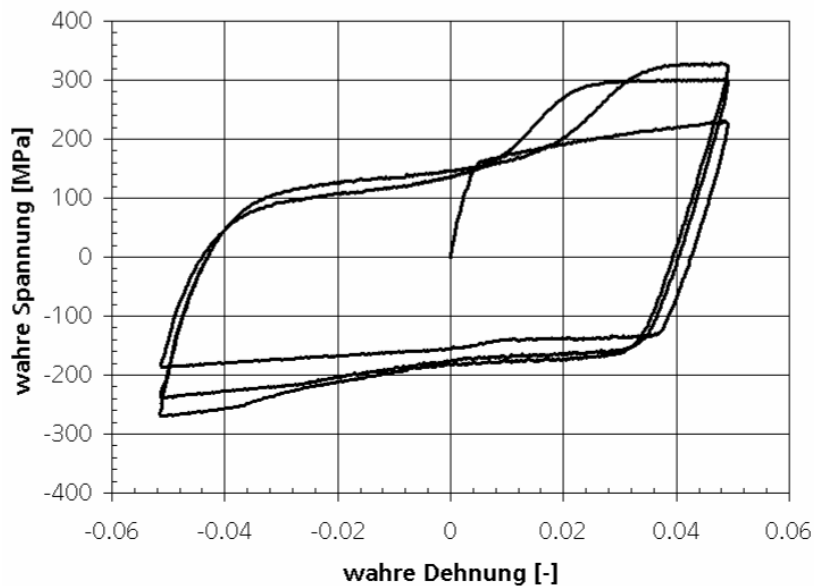


Bild 5.9. Gemessene zyklische Spannungs-Dehnungskurve für AZ31

Die sprungartige Spannungssteigerung im Zug sowie im Druck wurde auch bei der Textursimulation vorhergesagt und weist auf zwillingsbedingte Verfestigung hin. Diese Phänomene können natürlich eine Rolle bei der Umformsimulation spielen und sollten betrachtet werden. Das Chaboche-Modell ist dafür ungeeignet. Versuche, das Verhalten von Magnesium phänomenologisch zu beschreiben, kann man in [68] finden.

Zu den weiteren Nachteilen des Chaboche-Modells muss man die Unfähigkeit zählen, die Formänderung der Fließfläche während der plastischen Verformung zu berücksichtigen. Zahlreiche experimentelle Ergebnisse sowie die Berechnungen mit Texturmodellen weisen darauf hin, dass die Fließfläche während großer Verformungen, wie beim Tiefziehen, nicht nur ihre Position und die Größe sondern auch ihre Form ändern kann [52][58][71][72][77]. Bild 5.10 zeigt, wie sich die Fließfläche für die Magnesiumlegierung AZ31 nach der Belastung und anschließender Beanspruchung mit 10% Dehnung im Druck in WR (2-Richtung), ausgehend von der Fließfläche nach dem Walzen (s. Bild 5.8) verändert.

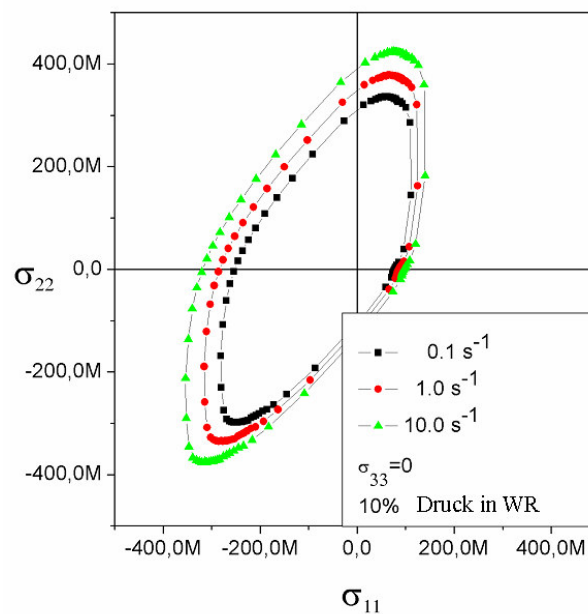


Bild 5.10. Fließfläche für AZ31 nach Walzen und 10% Druckverformung in Walzrichtung [57]

6 Werkstoffmodelle für Anisotropie

In diesem Abschnitt werden phänomenologische Werkstoffmodelle zur Beschreibung der elastischen und plastischen Anisotropie sowie ihrer Entwicklung beim Umformen vorgestellt. Ihr Potenzial wird anhand von Ergebnissen aus Textursimulationen überprüft.

6.1 Beschreibung elastischer Anisotropie

Bei der Rückfederung ist die Verformung hauptsächlich elastisch. Daher ist es wichtig, die elastischen Eigenschaften möglichst genau zu beschreiben. Neben der schon angesprochenen Reduzierung des effektiven E -Moduls muss bei manchen Materialien die elastische Anisotropie betrachtet werden. Die anisotropen elastischen Eigenschaften in polykristallinen Strukturen hängen von der Textur des Polykristalls und von der Anisotropie der Einkristalle ab [50].

6.1.1 Orthotropes Material

Bleche haben als Folge der Walzverformung eine orthotrope Anisotropie, zu deren Beschreibung neun elastischen Konstanten erforderlich sind. Im Koordinatensystem von Walz-, Quer- und Dickenrichtung kann man diese Konstanten bezeichnen als: drei E -Moduln E_1 , E_2 und E_3 ; drei Querkontraktionszahlen ν_{12} , ν_{13} und ν_{23} ; und drei Schermoduln G_{12} , G_{13} und G_{23} . Hier wird eine Matrixschreibweise nach Voigt verwendet um den Tensor 4. Stufe darzustellen.

$$s_{ij} = \begin{pmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} \end{pmatrix} \quad (6.1)$$

wobei $\nu_{ij}/E_i = \nu_{ji}/E_j$ gilt. Im Fall des ebenen Spannungszustandes (Schalenelemente) sind nur vier unabhängige Parameter [61] E_1 , E_2 , ν_{12} und G_{12} notwendig,

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{12} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{12} \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (6.2)$$

Die Dehnung in Dickenrichtung ergibt sich aus

$$\varepsilon_{33} = -\frac{\nu_x(\sigma_{11} + \sigma_{22})}{E_3} \quad (6.3)$$

Hier ist ν_x der Mittelwert von ν_{13} und ν_{23} . Je nach Formulierung der Schalenelemente können auch die Größen G_{13} und G_{23} für die Berechnung der transversalen Scherdehnung benötigt werden [1].

Die experimentellen Methoden zur Ermittlung der elastischen Eigenschaften orthotroper Materialien sind in [61] beschrieben.

6.1.2 Elastische Anisotropie von Ein- und Polykristallen

Am Beispiel von Kupfer wird hier gezeigt, wie die elastische Anisotropie im gewalzten Blech von den elastischen Konstanten der Einkristalle und von der kristallographischen Textur abhängt.

Kupfer ist ein kfz-Metall. Im Fall der kubischen Symmetrie kann man die Eigenschaften des Einkristalls mit drei elastischen Konstanten beschreiben. Der Tensor

$S_{ijkl} = (C_{ijkl})^{-1}$ hat dann in der Notation nach Voigt die Form [16],

$$\begin{pmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{12} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{11} & s_{12} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{12} & s_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44} \end{pmatrix} \quad (6.4)$$

Für Kupfer ist [34]: $s_{11} = 14.5 \text{ (TPa)}^{-1}$, $s_{12} = -6.05 \text{ (TPa)}^{-1}$ und $s_{44} = 14.6 \text{ (TPa)}^{-1}$.

Anisotropes elastisches Materialverhalten kann man graphisch als richtungsabhängigen E -Modul und Schubmodul G präsentieren. Dafür verwendet man folgender Transformationsverfahren [4]:

$$\mathbf{S}' = \mathbf{A}^T \cdot \mathbf{A}^T \cdot \mathbf{S} \cdot \mathbf{A} \cdot \mathbf{A} \quad (6.5)$$

wobei \mathbf{A} die Drehmatrix ist.

Die Größe des E -Moduls in eine beliebige Richtung E' lässt sich damit für kubische Einkristalle folgendermaßen berechnen (hier in der Notation nach Voigt):

$$E' = [s_{11}(a_{11}^2 + a_{12}^2 + a_{13}^2) + (2s_{12} + s_{44})(a_{11}^2 a_{12}^2 + a_{11}^2 a_{13}^2 + a_{12}^2 a_{13}^2)]^{-1} \quad (6.6)$$

Die Richtungsabhängigkeit des Schubmoduls G' ergibt sich aus

$$G' = [s_{44} + 4(s_{11} - s_{12} - \frac{s_{44}}{2})(a_{11}^2 a_{12}^2 + a_{11}^2 a_{13}^2 + a_{12}^2 a_{13}^2)]^{-1} \quad (6.7)$$

wobei a_{ij} die Komponenten von \mathbf{A} sind.

Bild 6.1 zeigt die charakteristischen Oberflächen der beiden Moduln für Cu-Einkristall nach Formeln (6.6) und (6.7). Die Achsen entsprechen den kubischen Achsen der Kristallstruktur.

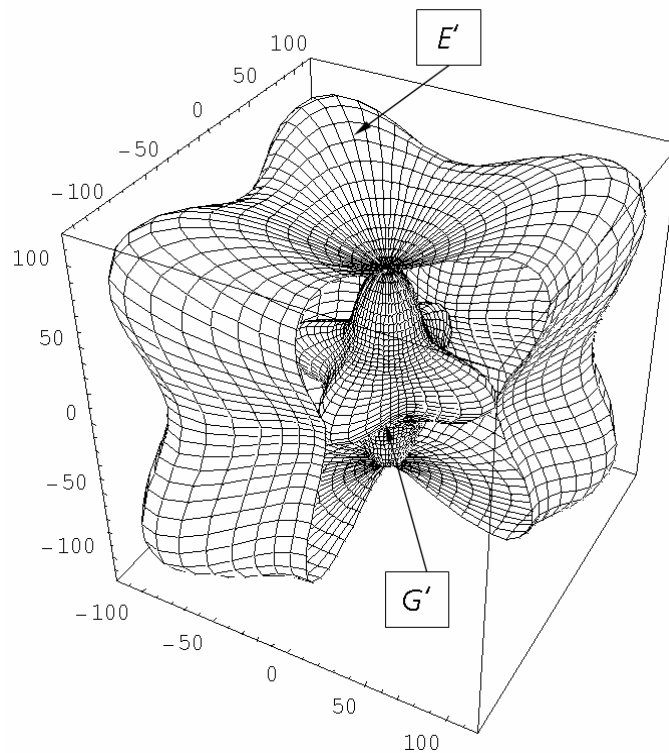


Bild 6.1. Anisotropie des E - und G -Moduls für einen Cu-Einkristall in GPa

Bild 6.2 zeigt die Abhängigkeit des E -Moduls vom Winkel θ in den dichtest gepackten Kristallebenen $\{111\}$. Diese Ebenen in kfz-Kristallen sind gleichzeitig die günstigsten Gleitebenen.

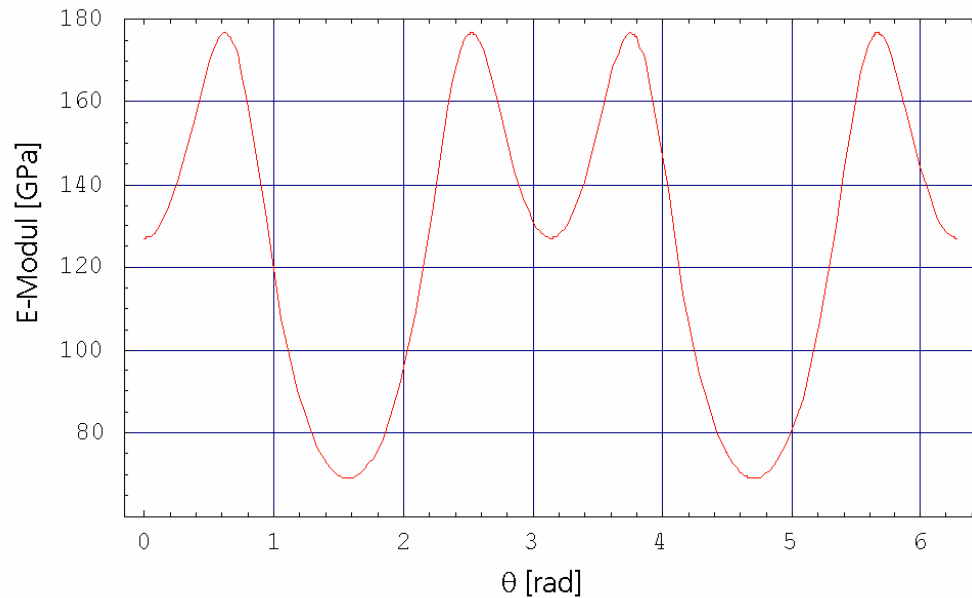


Bild 6.2. Anisotropie des E -Moduls beim Cu-Einkristall in $\{111\}$ -Ebenen

Die Größe des E -Moduls variiert zwischen 68.97 GPa und 176.47 GPa. Als grobe Näherung für den elastischen Tensor des Polykristalls mit grauer Textur gelten die Mittelungen nach Voigt (Dehnungskompatibilität) und Reuss (Spannungskompatibilität) [34]. Die tatsächliche Größe der Moduln muss zwischen den beiden Werten liegen. Die Voigt-Mittelung liefert eine obere Schranke E_V , während die Reuss-Annahme die untere Schranke E_R ergibt. Für Kupfer ist $E_V = 109$ GPa und $E_R = 144$ GPa. Experimentell ist $E = 123$ GPa [34].

Um die Anisotropie im gewalzten Blech zu berechnen, wurde die Walzsimulation mit dem selbstkonsistenten Texturmodell (s. Kapitel 2.4.1) für Kupfer durchgeführt. Bild 6.3 zeigt die aus der Textursimulation ermittelte Richtungsabhängigkeit des E -Moduls in der Blechebene für drei verschiedene Walzgrade 18%, 46% und 80%.

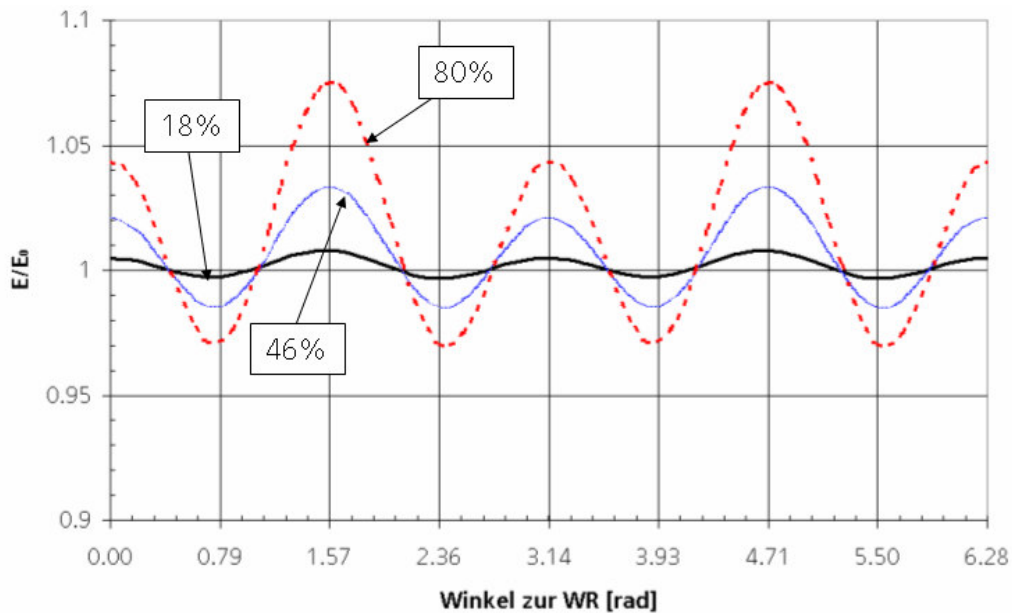


Bild 6.3. Anisotropie des E -Moduls in der Blechebene für ein Kupferblech je nach Walzgrad

E_0 entspricht dabei dem E -Modul für eine graue Textur (isotroper Polykristall). Je größer der Walzgrad umso ausgeprägter ist die elastische Anisotropie im Blech. Bei 80% Blechdickenreduzierung unterscheiden sich die Größen des E -Moduls bei 45° und 90° zur WR um ca. 10%. Solche Abweichungen können bei einer Rückfederungssimulation eine Rolle spielen. Ähnliche Ergebnisse findet man in [13] und [50].

Mit dem Verfahren (6.5) kann man auch die Matrix in (6.2) transformieren. Die Richtungsabhängigkeit des E -Moduls für (6.2) ergibt sich dann aus:

$$E' = \left[\frac{1}{E_1} a_{11}^4 + \frac{1}{E_2} a_{12}^4 - 2 \frac{\nu_{12}}{E_1} a_{11}^2 a_{12}^2 + \frac{1}{G_{12}} a_{11}^2 a_{12}^2 \right]^{-1} \quad (6.8)$$

Mit einer Anpassung an die Ergebnisse aus der Textursimulation (80% Walzgrad) kann man das in Bild 6.3 dargestellte elastische Verhalten des Polykristalls sehr gut beschreiben (Bild 6.4).

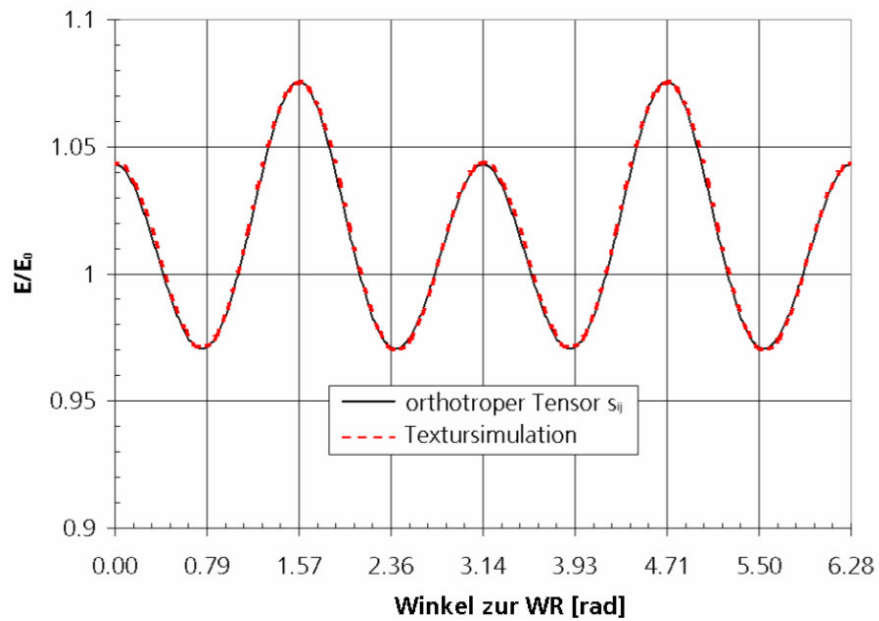


Bild 6.4. Beschreibung der elastischen Anisotropie aus der Textursimulation für einen Cu-Polykristall mit einem orthotropen makroskopischen elastischen Tensor

Um zu sehen, wie sich die elastische Anisotropie während der weiteren Belastung entwickelt, wurden drei weitere Rechnungen durchgeführt. Dafür wurde das gewalzte Blech mit 80% Walzgrad bis 10% Dehnung im Zug in WR, QR und 45° zur WR belastet (Bild 6.5).

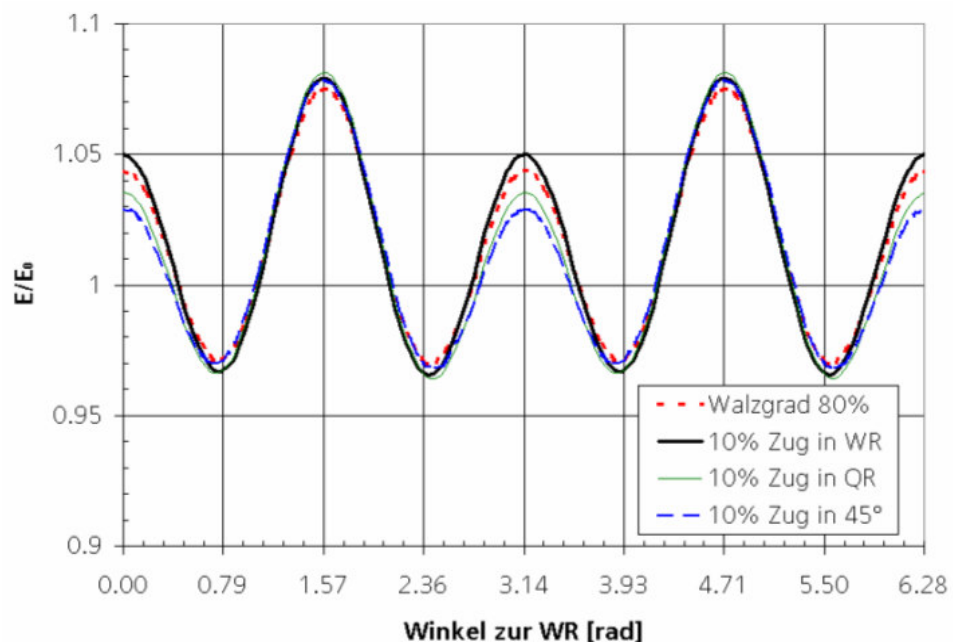


Bild 6.5. Entwicklung der elastischen Anisotropie in der Blechebene beim Verformen

Es lässt sich die Tendenz erkennen, dass der E -Modul sich in Lastrichtung vergrößert. Allerdings sind die Unterschiede besonders in QR und 45° zur WR marginal und in erster Näherung kann man diese bei einer weiteren Modellierung mit phänomenologischen Ansätzen vernachlässigen.

Nicht nur gewalzte Kupferbleche können eine starke elastische Anisotropie haben. Beispielsweise zeigen IF-Stähle, Ni-Fe-Legierungen oder Molybdän eine ausgeprägte Richtungsabhängigkeit des E -Moduls [7][97]. Für viele metallische Legierungen lässt sich ein ähnlicher Charakter der Anisotropie feststellen, wobei der geringste E -Modul in Richtung 45° zur WR ist [13][50][61]. Rekristallisation verändert die Textur und damit die Anisotropie oft in der Weise, dass dann die diagonale Richtung den höchsten E -Modul aufweist.

Experimentell wurde festgestellt, dass polykristalline Metalle mit hexagonalem Gitter in der Regel eine höhere elastische Anisotropie als die mit kubischem Gitter haben [7]. Das gilt natürlich nur für die Metalle mit anisotropen Einkristallen. Obwohl Magnesium ein hdp-Metall ist, sind seine Kristalle elastisch quasi isotrop und nach dem Walzen wird der Polykristall elastisch isotrop bleiben.

Unter Berücksichtigung hexagonaler Symmetrie [16] wird aus Formel (6.6)

$$E' = [s_{11} - ((s_{11} - s_{33})a_{13}^2 + (2s_{11} - 2s_{13} - s_{44})(a_{11}^2 + a_{12}^2))a_{13}^2]^{-1} \quad (6.9)$$

Bild 6.6 zeigt die Anisotropie des E -Moduls für einen Mg-Einkristall. Die Größe des E -Moduls schwankt nur zwischen 45.7 GPa und 42.2 GPa.

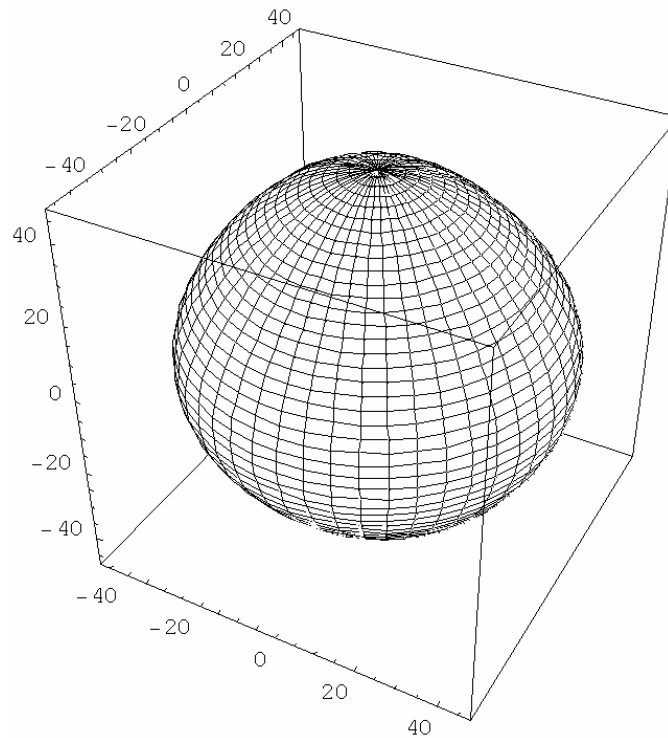


Bild 6.6. Anisotropie des E -Moduls für Mg-Einkristal in GPa

In der Praxis werden Metalle selten in reinem Zustand benutzt. Legierungselemente können die elastischen Eigenschaften der Polykristalle beeinflussen [7].

Um die elastische Anisotropie bei der Rückfederungssimulation zu berücksichtigen, wurde das Chaboche-Modell mit orthotropem Tensor (6.1) modifiziert und in ABAQUS implementiert. In Kapitel 7.3 wird der Einfluss der elastischen Anisotropie für Kupferblech gezeigt.

6.2 Beschreibung plastischer Anisotropie und ihrer Entwicklung

Für die Beschreibung plastischer Anisotropie existiert eine Reihe von phänomenologischen Werkstoffmodellen. In diesem Kapitel werden verschiedene anisotrope Fließkriterien vorgestellt sowie Modelle mit formativer Verfestigung, die die Formänderung der Fließfläche beim Umformen berücksichtigen.

Hill hat 1948 [36] eine quadratische anisotrope Fließfunktion für orthotrope Anisotropie als Erweiterung des von Mises-Kriteriums vorgeschlagen. Wegen seiner einfachen Formulierung ist das Hill'48-Modell zu einem der populärsten Kriterien zur Beschreibung der plastischen Anisotropie in heutigen FE-Programmen geworden.

Diese Fließfunktion kann den Fließort nach dem Walzen für viele Stähle ausreichend gut beschreiben. Die Fließfunktion nach Hill'48 wird mit Komponenten des Spannungsdeviators formuliert:

$$f = F(S_{22} - S_{33})^2 + G(S_{33} - S_{11})^2 + H(S_{11} - S_{22})^2 + 2N S_{12}^2 + 2M S_{31}^2 + 2L S_{23}^2 - \sigma_0^2 \quad (6.10)$$

oder mit den Spannungskomponenten,

$$f = F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2N \sigma_{12}^2 + 2M \sigma_{31}^2 + 2L \sigma_{23}^2 - \sigma_0^2 \quad (6.11)$$

wobei F , G , H , L , M und N die Anisotropiekonstanten des Materials sind.

Man kann die Funktion (6.10) mit Hilfe eines Tensors 4. Stufe M_{ijkl} darstellen

$$f = S_{ij} M_{ijkl} S_{kl} - \sigma_0^2 \quad (6.12)$$

wobei M_{ijkl} ein symmetrischer, positiv definiten Tensor ist, der die Anisotropiekonstanten enthält. Mit diesen Konstanten kann die Fließfläche im Spannungsraum gedreht und ausgedehnt werden, wobei die orthotrope Symmetrie der Fließfläche erhalten bleibt. Der Tensor M_{ijkl} wird bezüglich der drei Symmetrieachsen formuliert und hat die folgenden Symmetrien:

$$M_{ijkl} = M_{klij} = M_{jikl} = M_{ijlk} \quad (6.13)$$

Bezüglich der Koordinaten entlang der Hauptrichtungen der Orthotropie des gewalzten Bleches hat dieser Tensor im ebenen Spannungszustand ($\sigma_{3i} = 0$, $i = 1,2,3$) nur vier Parameter F , G , H und N . Es gilt:

$$\begin{aligned} M_{1111} &= H + G, & M_{2222} &= F + H, & M_{3333} &= F + G, \\ M_{1122} &= M_{2211} = -H, & M_{1133} &= M_{3311} = -G, & M_{2233} &= M_{3322} = -F, \\ M_{1212} &= M_{2121} = M_{2112} = M_{1221} = \frac{1}{2}N. \end{aligned}$$

Alle anderen Komponenten sind Null.

Die Fließfunktion (6.10) ist dann:

$$f = F(S_{22} - S_{33})^2 + G(S_{33} - S_{11})^2 + H(S_{11} - S_{22})^2 + 2N S_{12}^2 - \sigma_0^2 \quad (6.14)$$

oder im Spannungsraum,

$$f = G\sigma_{11}^2 + F\sigma_{22}^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2N \sigma_{12}^2 - \sigma_0^2 \quad (6.15)$$

Wenn man σ_0 als Streckgrenze in Walzrichtung definiert, ist $G + H = 1$. Wenn $F = G = H = 1/2$ und $N = 3/2$, reduziert sich die Hill'48-Funktion zu einer isotropen nach von Mises.

Für die Bestimmung der Anisotropiekonstanten gibt es verschiedene Methoden. Normalerweise werden diese aus den r -Werten oder aus den Fließspannungen von Zugversuchen in drei Richtungen (WR, QR und 45° zur WR) ermittelt (s. Anhang). Der r -Wert ist das Verhältnis zwischen der plastischen Dehnrates in der Blechebene normal zur Belastungsrichtung und in Blechdickenrichtung. Also bei Zug in die 1-Richtung:

$$r_0 = \frac{\dot{\epsilon}_{22}}{\dot{\epsilon}_{33}}, \quad (6.16)$$

wobei die Achse 3 normal zur Blechebene ist.

Der r -Wert als Funktion des Winkels θ zur WR ergibt sich nach Hill'48 aus

$$r_\theta = \frac{H + (2N - F - G - 4H)\sin^2 \theta \cos^2 \theta}{F \sin^2 \theta + G \cos^2 \theta} \quad (6.17)$$

Bild 6.7 zeigt die r -Werte im Intervall von $\theta = 0^\circ$ bis 90° , wobei $r_0 = 1.54$, $r_{90} = 1.31$ und $r_{45} = 1.72$.

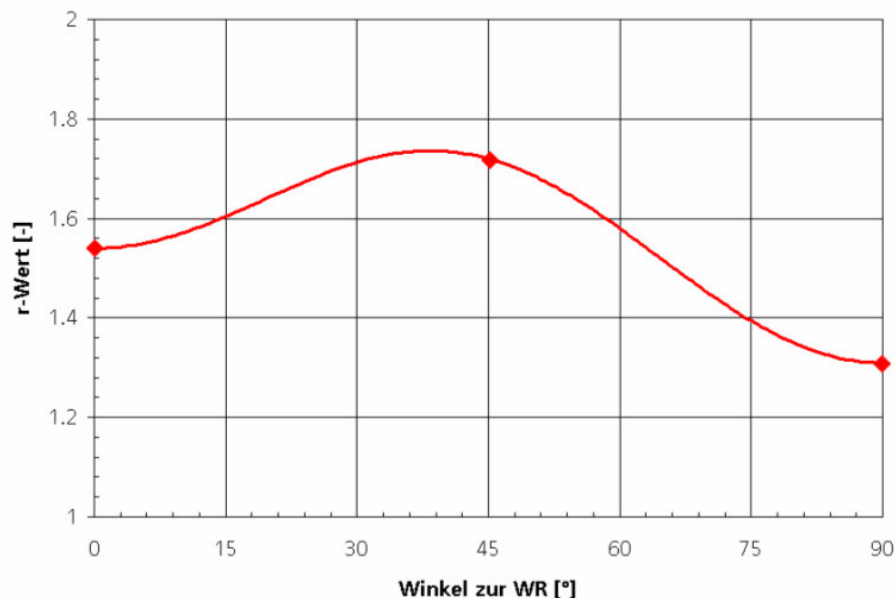


Bild 6.7. Vorhersage des r -Werts mit Hill'48-Fließkriterium

Das Hill'48-Kriterium hat Anwendungsgrenzen und ist vor allem für Werkstoffe mit $r < 1$ ungeeignet [28][99]. So kann beispielsweise die Anisotropie für Aluminium

nur schlecht beschrieben werden. Der Einfluss des r -Werts auf die Fließfläche ist in Bild 6.8 für den Fall $r = r_0 = r_{90}$ dargestellt.

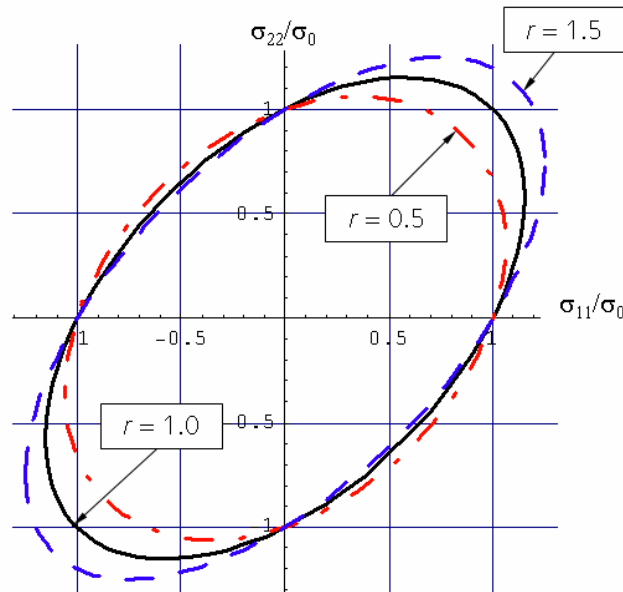


Bild 6.8. Einfluss des r -Werts auf die Form der Fließfläche ($r = r_0 = r_{90}$)

In (6.11) gibt es keinen Unterschied zwischen Fließgrenze im Zug und Druck, d.h. das Zentrum der symmetrischen Fließfläche liegt bei Null. Um eventuelle Unterschiede bei der Verfestigung im Zug und Druck zu berücksichtigen, kann man zwei zusätzliche Parameter P und Q einführen und man erhält das Fließkriterium nach Tsai [63]

$$f = F'(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G'(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H'(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2N'\sigma_{12}^2 + 2M'\sigma_{31}^2 + 2L'\sigma_{23}^2 + P\sigma_{11} + Q\sigma_{22} - (P+Q)\sigma_{33} - \sigma_0^2 \quad (6.18)$$

Weil das Hill'48-Modell das Verhalten von Metallen mit $r < 1$ nicht ausreichend gut beschreiben kann, hat Hill 1979 [38] eine nicht-quadratische Fließfunktion vorgeschlagen,

$$f = F|\sigma_{22} + \sigma_{33}|^m + G|\sigma_{33} + \sigma_{11}|^m + H|\sigma_{11} + \sigma_{22}|^m + L|2\sigma_{11} - \sigma_{22} - \sigma_{33}|^m + M|2\sigma_{22} - \sigma_{33} - \sigma_{11}|^m + N|2\sigma_{33} - \sigma_{11} - \sigma_{22}|^m - \sigma_0^m \quad (6.19)$$

Der Vorteil dieses Modells ist, dass es gut mit dem auf der Taylor-Bishop-Hill Annahme beruhendem Texturmodell übereinstimmt [11]. Ein Nachteil dagegen ist, dass die Schubkomponenten und damit die kontinuierliche Variation der plastischen Eigenschaften zwischen zwei Hauptachsen der Orthotropie nicht berücksichtigt werden kann.

1989 haben Barlat und Lian [11] eine nicht-quadratische Fließfunktion für den ebenen Spannungszustand unter Berücksichtigung der Schubspannung vorgeschlagen. Diese Funktion ist auch unter Barlat-3k (3 unabhängige Komponenten) Kriterium bekannt,

$$f = a|K_1 + K_2|^m + a|K_1 - K_2|^m + (1-a)|2K_2|^m - \sigma_0^m \quad (6.20)$$

wobei

$$K_1 = \frac{\sigma_{11} + h\sigma_{22}}{2}, \quad K_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{11} - h\sigma_{22}}{2}\right)^2 + p^2\sigma_{12}^2} \quad (6.21)$$

Die Ermittlung der Parameter a , h und p aus den r -Werten ist im Anhang beschrieben. Für kfz-Metalle wird die beste Übereinstimmung mit $m=8$ und für krz mit $m=6$ erreicht [67]. Bild 6.9 und Bild 6.10 zeigen die Fließflächen nach Barlat-3k, Hill'48 und von Mises im Spannungsraum für den Stahl DX53 mit $r_0 = 1.54$, $r_{90} = 1.31$ und für eine hoch anisotrope Aluminiumlegierung Al 2090-T3 mit $r_0 = 0.21$, $r_{90} = 0.69$ [5]. Die Potenz m im Barlat-Kriterium wurde in beiden Fällen gleich 8 gewählt.

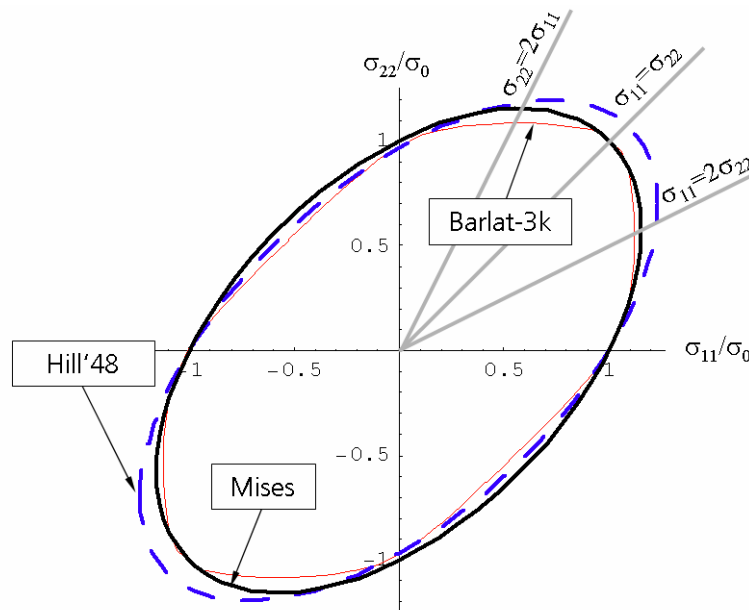


Bild 6.9. Anisotrope Fließflächen für den Stahl DX53 nach Barlat-3k, Hill'48 und von Mises

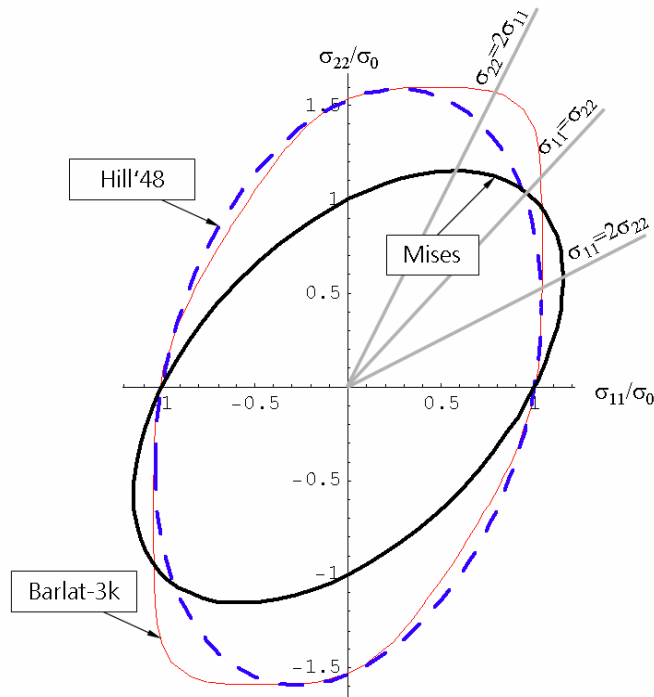


Bild 6.10. Anisotrope Fließflächen für eine Aluminiumlegierung Al 2090-T3 nach Barlat-3k, Hill'48 und von Mises

Für beide Werkstoffe liegen die Unterschiede zwischen den Kriterien nach Barlat-3k und Hill'48 in Bereichen des ebenen Dehnungszustandes ($\sigma_{22} \approx 2\sigma_{11}$, $\sigma_{11} \approx 2\sigma_{22}$) und des biaxialen Zugs bzw. Drucks ($\sigma_{11} \approx \sigma_{22}$).

Wie in Kapitel 3.2 erwähnt wurde, wird das Material beim Tiefziehen häufig unter ebener Dehnung verformt. Deswegen ist es wichtig, bei einer Simulation ein solches Fließkriterium zu benutzen, das nicht nur die Anisotropie, sondern auch die Form der Fließfläche richtig nachbilden kann. In dieser Hinsicht hat eine Fließfunktion höherer Potenz, wie Barlat-3k, mehr Flexibilität. Zusätzliche Zugversuche unter ebener Dehnung sind für die Materialcharakterisierung in diesem Fall notwendig [60].

Die Besonderheiten bei der Kopplung des Chaboche-Modells mit Fließkriterien nach Hill'48 und Barlat-3k werden in Kapitel 6.3 vorgestellt.

Hill hat 1990 [39] einen alternativen Weg zur Berücksichtigung der Schubkomponenten vorgeschlagen, der jedoch in der vorliegenden Arbeit nicht weiter verfolgt wird. Als Fließfunktion schlägt er vor:

$$f = \{b(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 - 2a(\sigma_{11}^2 - \sigma_{22}^2)\} |\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + 2\sigma_{12}^2|^{(m/2)-1} + |\sigma_{11} + \sigma_{22}|^m + (\sigma_B^m / \tau^m) |(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4\sigma_{12}^2|^{m/2} - (2\sigma_B)^m \quad (6.22)$$

wobei σ_B die Fließgrenze bei biaxialem Zug ist.

1991 hat Barlat ein 6-Komponenten Kriterium [10] vorgeschlagen. Es basiert auf der folgenden Formulierung der Fließfunktion von Hershey [40][41]

$$f = |S_{11} - S_{22}|^m + |S_{22} - S_{33}|^m + |S_{33} - S_{11}|^m - 2\sigma_0^m \quad (6.23)$$

Barlat schlägt vor, die Spannungskomponenten mit einem Tensor 4. Stufe zu gewichten:

$$S_{ij} \Rightarrow L_{ijkl} \sigma_{kl} \quad (6.24)$$

Auch in [46] wird ein Tensor 4. Stufe für die Beschreibung plastischer Anisotropie verwendet. Andere nichtquadratische Fließkriterien haben Banabic und Mitarbeiter [9][15] entwickelt.

Die Fließfunktionen höherer Ordnung, insbesondere die beiden letztgenannten können sehr präzise die plastische Anisotropie für viele Werkstoffe beschreiben. Ein Nachteil aller oben beschriebenen Fließkriterien ist, dass diese nur eine momentane Anisotropie beschreiben. Die Form der Fließfläche bleibt unverändert. Zahlreiche experimentelle Untersuchungen [51][52][72] zeigen eine deutliche Formveränderung der Fließfläche bei großen plastischen Verformungen, wie sie auch beim Tiefziehen auftreten. Die experimentell ermittelten r -Werte sind selten konstant und hängen von der plastischen Dehnung ab [99]. Rechnungen mit Texturmodellen zeigen den selben Effekt. Nicht nur Metalle mit hexagonalem Gitter wie Magnesium weisen eine Verzerrung der Fließfläche auf (s. Abschnitt 5.6).

Bild 6.11 zeigt die mit dem Texturmodell gerechnete Fließfläche für Aluminium nach dem Kaltwalzen und ihre Entwicklung nach zusätzlicher 50% Zugdehnung in WR und QR.

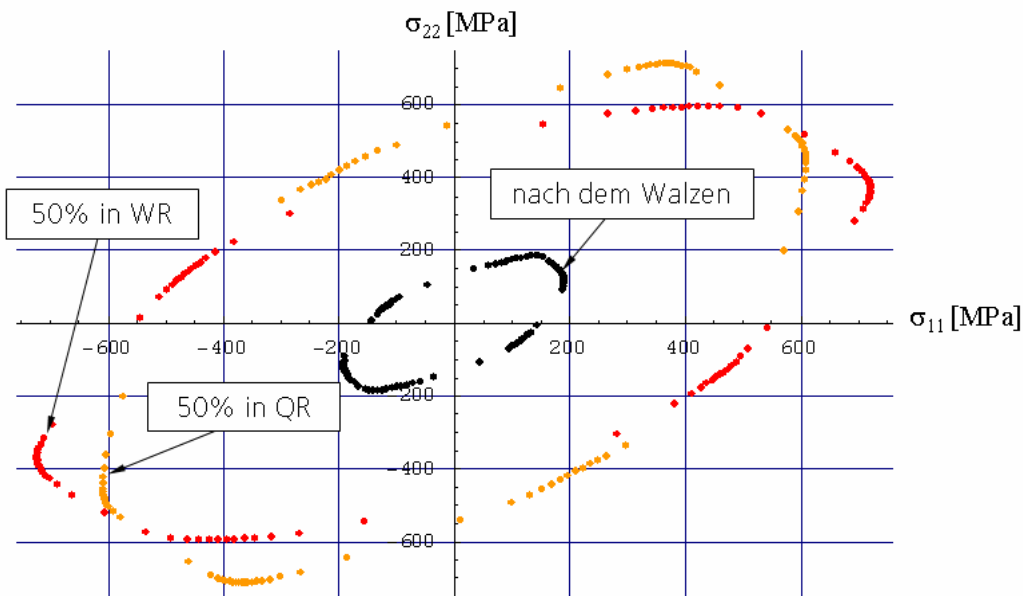


Bild 6.11. Gerechnete Fließflächen für Aluminium nach dem Kaltwalzen und folgenden 50% Zugdehnung in WR und QR

Die Textur passt sich an die Belastung an und die Fließfläche dreht sich in diesem Fall in die Lastrichtung. Es gibt keine Translation der Fließfläche, weil die Textursimulation ohne Berücksichtigung des Bauschinger-Effekts durchgeführt wurde.

Für die Beschreibung der Formentwicklung der Fließfläche stehen phänomenologische Werkstoffmodelle mit so genannten formativen Verfestigungsgesetzen (engl. *distortional hardening*) zur Verfügung. In [52] wurde gezeigt, wie man mit Verfestigungstensoren 4. oder 6. Ordnung die experimentellen Ergebnisse für den Stahl Fe 510 deutlich besser als mit dem klassischen Plastizitätsmodell beschreiben kann.

Es wird vorgeschlagen, die Fließfunktion in Form eines Polynoms mit steigender Komplexität zu schreiben,

$$f = V^{(0)} + V_{ij}^{(1)} S_{ij} + S_{ij} V_{ijkl}^{(2)} S_{kl} + S_{ij} S_{kl} V_{ijklmn}^{(3)} S_{mn} \quad (6.25)$$

wobei die Verfestigungstensoren \mathbf{V} innere Variablen sind.

Das klassische Chaboche-Modell entspricht einer isotropen Fließfunktion 2. Ordnung:

$$V_{ijkl}^{(2)} = \frac{3}{2} I_{ijkl} \quad (6.26)$$

wobei I_{ijkl} der Einheitstensor ist. Die Möglichkeit, mit Gleichung (6.25) die Ergebnisse der Textursimulation für Aluminium (Bild 6.11) zu beschreiben, wird in Abschnitt 6.3 überprüft.

Teodosiu [92] hat ein Modell mit anisotropem Verfestigungsgesetz vorgeschlagen, wobei drei Tensoren, die sich als inneren Variablen entwickeln, für die Beschreibung des anisotropen makroskopischen Verhaltens zuständig sind. Die Entwicklungsgleichungen für diese Tensoren sind z. T. physikalisch basiert und entsprechen den Versetzungsmechanismen.

Die Veränderung der Fließflächenform mit der plastischen Verformung wird bei der Umformsimulationen meist vernachlässigt. Das Problem dabei ist, dass viele Versuche notwendig sind, um die Fließfläche und ihre Entwicklung charakterisieren zu können. Die Kennwertermittlung mittels der Texturmodelle, die die grundlegenden Mechanismen der Entstehung der Anisotropie beschreiben können, ist eine günstigere Alternative [51].

6.3 Erweiterung des Chaboche-Modells mit anisotropen Fließfunktionen und formativer Verfestigung

Die Fließkriterien nach Hill'48 und nach Barlat-3k sowie das Modell mit formativer Verfestigung (6.45) wurden in ABAQUS/Explicit und in Mathematica als Erweiterung des Chaboche-Modells implementiert. Hier werden die Hauptmerkmale bezüglich der Kopplung mit dem Chaboche-Modell beschrieben.

Die Fließfunktion nach Hill'48 (6.12) kann man mit isotrop-kinematischem Verfestigungsgesetz als

$$f = \sqrt{S_{ij}^{ef} M_{ijkl} S_{kl}^{ef}} - R - \sigma_0 \quad (6.27)$$

formulieren.

Ausgehend von der Normalitätsregel ergibt Gleichung (2.75) für Hill'48

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} = \dot{\lambda} \frac{M_{ijkl} S_{kl}^{ef}}{\sigma_{eq}} \quad (6.28)$$

mit

$$\sigma_{eq} = \sqrt{S_{ij}^{ef} M_{ijkl} S_{kl}^{ef}} \quad (6.29)$$

Die äquivalente Dehnrage \dot{p} ist mit folgender Gleichung definiert:

$$\dot{p} \sigma_{eq} = S_{ij}^{ef} \dot{\epsilon}_{ij}^{vp} \quad (6.30)$$

Daraus folgt

$$\dot{p} = \dot{\lambda} = \sqrt{\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} m_{ijkl} \dot{\epsilon}_{kl}^{vp}} \quad (6.31)$$

wobei m_{ijkl} die Inverse von M_{ijkl} ist.

Wenn man nun die Entwicklungsgleichungen für die Rückspannung (5.13) und für die isotrope Verfestigungskomponente (5.16) unverändert wie in [28][76][96] lässt, erkennt man bei ihrer Lösung für einen einachsigen Spannungszustand, dass α und R nicht mehr wie im isotropen Fall (5.29) gleichwertig sind, sondern sich unterschiedlich entwickeln. Im einachsigen Spannungszustand ($\sigma_{22} = \sigma$, $\sigma_{11} = \sigma_{33} = 0$) erhält man

$$\dot{p} = \left\langle \frac{\sqrt{M_{2222}} |\sigma - \alpha| - R - \sigma_0}{K} \right\rangle^n \quad (6.32)$$

und die Entwicklungsgleichung für die Rückspannung

$$\dot{\alpha} = c \sqrt{M_{2222}} N r \dot{p} - c \alpha \dot{p} \quad (6.33)$$

wobei $N = \text{Sign}(\sigma - \alpha)$. Nach einer Integration gilt für den monotonen Zug in 2-Richtung

$$\alpha = r \sqrt{M_{2222}} (1 - e^{-cp}) \quad (6.34)$$

Für die isotrope Komponente gilt Gleichung (5.21). Unter Berücksichtigung von (6.32) stellt man fest, dass isotrope und kinematische Verfestigungsanteile je nach Belastungsrichtung unterschiedliche Sättigungswerte haben. Um die Gleichwertigkeit zwischen Verfestigungskomponenten sicher zu stellen, kann man das Fließpotenzial so formulieren:

$$\Phi = f + \frac{1}{2r} \alpha_{ij} M_{ijkl} \alpha_{kl} + \frac{1}{2Q} R^2 \quad (6.35)$$

mit f aus Gleichung (6.27). Daraus ergibt sich die Entwicklungsgleichung für die Rückspannungen

$$\dot{\alpha}_{ij} = r c m_{ijkl} \left(-\dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial \alpha_{kl}} \right) = c \left(r \frac{S_{ij}^{ef}}{\sigma_{eq}} - \alpha_{ij} \right) \dot{p} \quad (6.36)$$

Bild 6.12 zeigt wie sich die anisotrope Fließfläche nach Hill '48 mit isotroper und kinematischer Verfestigung bei Belastung in 1-Richtung und in 2-Richtung entwickelt.

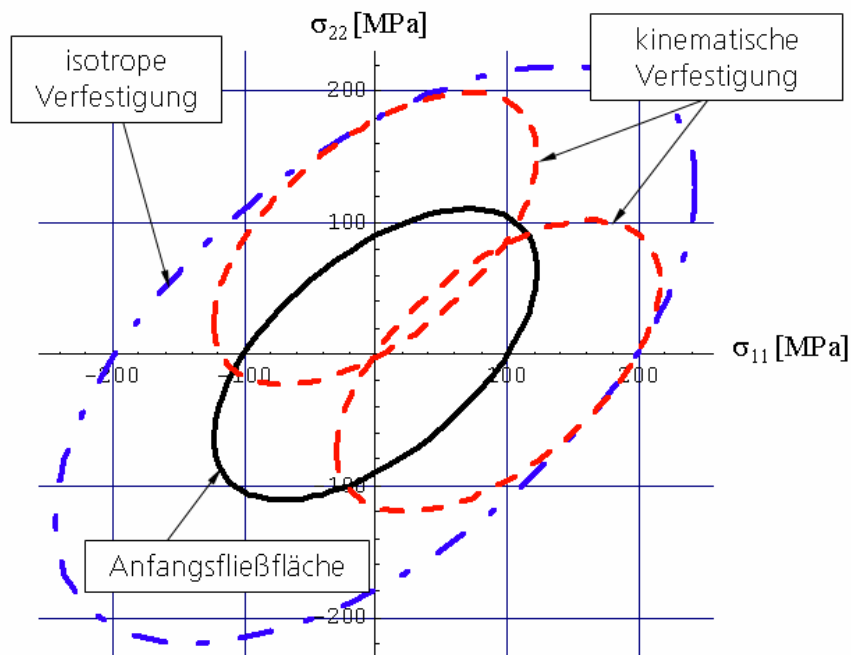


Bild 6.12. Entwicklung der anisotropen Fließfläche nach Hill '48 mit isotroper und kinematischer Verfestigung

Andere Varianten einer Kombination von isotrop-kinematischen Verfestigungsgesetzen mit anisotropen Fließkriterien findet man in [86][99][100].

Analog kann das Chaboche-Modell mit dem Fließkriterium nach Barlat-3k erweitert werden:

$$f = \sqrt[m]{a|K_1 + K_2|^m + a|K_1 - K_2|^m + (1-a)|2K_2|^m} - R - \sigma_0 \quad (6.37)$$

Man kann (6.21) schreiben als

$$K_1 = \frac{\sigma_{11}^{ef} + h\sigma_{22}^{ef}}{2}, \quad K_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{11}^{ef} - h\sigma_{22}^{ef}}{2}\right)^2 + p^2 \sigma_{12}^{ef^2}} \quad (6.38)$$

mit

$$\sigma_{ij}^{ef} = \sigma_{ij} - \alpha_{ij} \quad (6.39)$$

Die Fließregel (5.10) wird im Spannungsraum definiert

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6.40)$$

und die Entwicklungsgleichung für die Rückspannungen

$$\dot{\alpha}_{ij} = c \left(r \frac{\sigma_{ij}^{ef}}{\sigma_{eq}} - \alpha_{ij} \right) \dot{p} \quad (6.41)$$

wobei

$$\sigma_{eq} = \sqrt[m]{a|K_1 + K_2|^m + a|K_1 - K_2|^m + (1-a)|2K_2|^m} \quad (6.42)$$

Wenn man die Komponenten $\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$ des Gradienten der Fließfläche ausschreibt, stellt

man fest, dass dort mehrmals der Term der Form

$$G = \frac{0.25(\sigma_{11}^{ef} - h\sigma_{22}^{ef})}{((p\sigma_{12}^{ef})^2 + 0.25(\sigma_{11}^{ef} - h\sigma_{22}^{ef})^2)^{0.5}} \quad (6.43)$$

auftritt. Bei bestimmten Bedingungen, wie z. B. bei einem isotropen Material und wenn $\sigma_{11}^{ef} = \sigma_{22}^{ef}$ und $\sigma_{12}^{ef} = 0$, führt (6.43) zu einer Singularität. Um die Division durch Null zu vermeiden, wird in der Materialroutine eine Überprüfung der Schubkomponente σ_{12}^{ef} eingeführt:

$$G = \begin{cases} 0.5 & \text{wenn } \sigma_{12}^{ef} = 0 \\ G & \text{wenn } \sigma_{12}^{ef} \neq 0 \end{cases} \quad (6.44)$$

Bild 6.13 zeigt wie sich die anisotrope Fließfläche nach Barlat-3k mit isotroper und kinematischer Verfestigung bei Belastung in 1-Richtung und in 2-Richtung entwickelt.

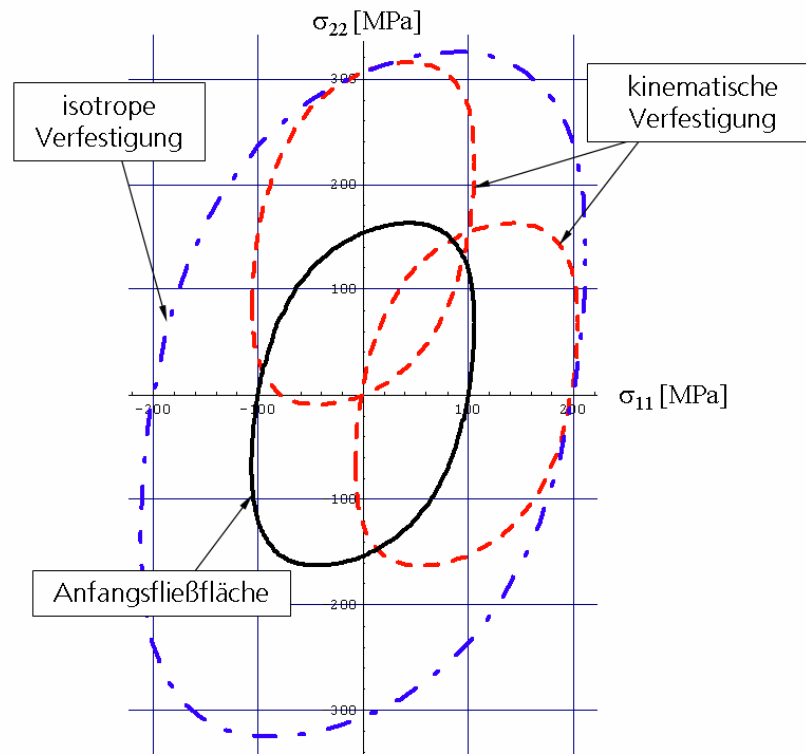


Bild 6.13. Entwicklung der anisotropen Fließfläche nach Barlat-3k mit isotroper und kinematischer Verfestigung

Um eine Formänderung der Fließfläche zu bewirken, kann man die Fließfunktion nach Chaboche (5.7) mit anisotropen Verfestigungstensoren 4. und 6. Ordnung analog zu (6.25) formulieren,

$$f = \frac{3}{2} [S_{ij}^{ef} \beta_{ijkl} S_{kl}^{ef} + S_{ij}^{ef} S_{kl}^{ef} \gamma_{ijklmn} S_{mn}^{ef}] - (\sigma_0 + R)^2 \quad (6.45)$$

Dabei kann der Tensor β_{ijkl} die Achsenlängen variieren und die Fließfläche rotieren. Die elliptische Form wird dabei erhalten. Der Tensor 6. Stufe γ_{ijklmn} ändert die Krümmung der Fließfläche. Die Symmetrie geht dabei verloren.

Als Entwicklungsgleichungen für die beiden Anisotropietensoren wurden in [52] Gleichungen vom Bailey-Orowan-Typ (wie für α_{ij} im Chaboche-Modell) vorgeschlagen,

$$\dot{\beta}_{ijkl} = c_\beta \left(b_\beta \frac{\partial f}{\partial \beta_{ijkl}} - \beta_{ijkl} \right) \dot{p} \quad (6.46)$$

$$\dot{\gamma}_{ijklmn} = c_\gamma \left(b_\gamma \frac{\partial f}{\partial \gamma_{ijklmn}} - \gamma_{ijklmn} \right) \dot{p} \quad (6.47)$$

wobei c_β , b_β , c_γ und b_γ die Materialkonstanten sind.

Für die Beschreibung der Anfangsanisotropie bietet der Tensor β_{ijkl} die gleiche Möglichkeiten wie der Tensor M_{ijkl} bei dem Hill'48-Kriterium (6.12). β_{ijkl} hat folgende Symmetrien:

$$\beta_{ijkl} = \beta_{klij} = \beta_{jikl} = \beta_{ijlk} \quad (6.48)$$

Die Fließregel ist

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \dot{p} \frac{\partial f}{\partial S_{ij}^{ef}} \quad (6.49)$$

und die plastische Vergleichsdehnrate ist

$$\dot{p} = \left\langle \frac{\frac{3}{2} [S_{ij}^{ef} \beta_{ijkl} S_{kl}^{ef} + S_{ij}^{ef} S_{kl}^{ef} \gamma_{ijklmn} S_{mn}^{ef}] - (\sigma_0 + R)^2}{K} \right\rangle^n \quad (6.50)$$

Um die Möglichkeiten des Modells zu bewerten, wurde es in das Programm Mathematica implementiert. Parallel wurde das Kaltwalzen und verschiedene nachfolgende Belastungen in verschiedene Richtungen für Aluminium mit einem selbstkonsistenten Texturmodell simuliert (s. Bild 6.11). Die Fließfläche nach dem Walzen hat eine anisotrope und für Aluminium typische eckige Form. Mit einer Fließfunktion nach von Mises oder mit dem isotropen Tensor β_{ijkl} kann diese nicht genau beschrieben werden. Man kann eine wesentlich bessere Übereinstimmung mit dem Texturmodell erreichen, wenn man β_{ijkl} anisotrop definiert (Bild 6.14).

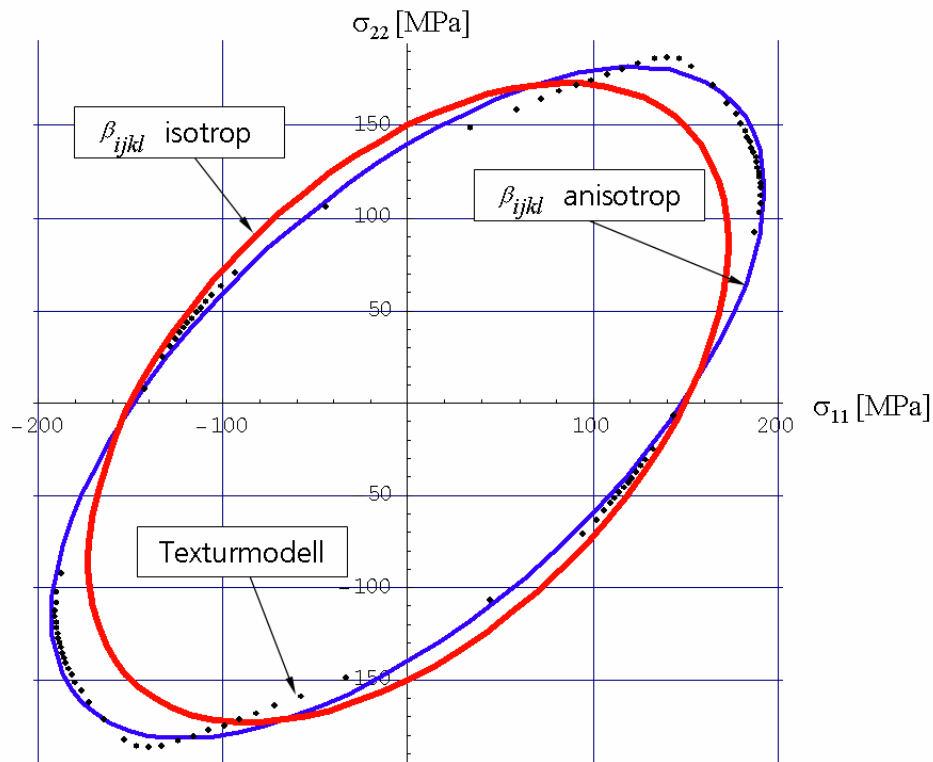


Bild 6.14. Mit dem selbstkonsistenten Texturmodell berechnete Fließfläche nach dem Walzen und ihre Beschreibung mit dem Tensor β_{ijkl}

Beim weiteren Verformen werden die Unterschiede zwischen den Modellen mit und ohne formatives Verfestigungsgesetz noch deutlicher. Bild 6.15 und Bild 6.16 zeigen die Entwicklung der Fließfläche, gerechnet mit dem Chaboche-Modell gekoppelt mit dem Hill'48-Kriterium und mit dem anisotropen Verfestigungsmodell im Vergleich zur Texturrechnung nach 50% Zugdehnung in WR bzw. in QR. Kinematische Verfestigungskomponenten wurden in beiden Modellen wie in der Textursimulation abgeschaltet. Bei der anisotropen Verfestigung wurde nur der Tensor 4. Stufe β_{ijkl} aktiviert.

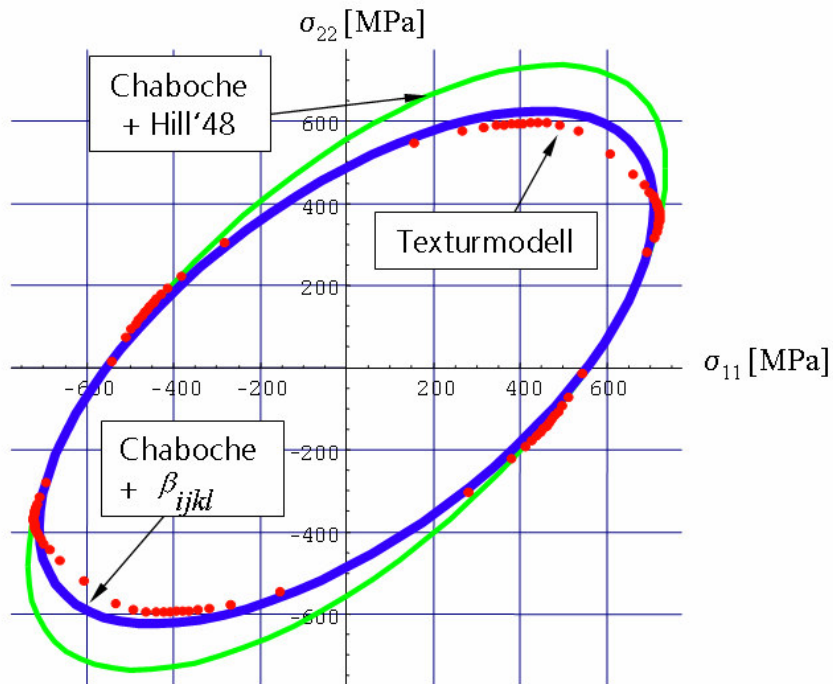


Bild 6.15. Entwicklung der Fließfläche bei Belastung in WR

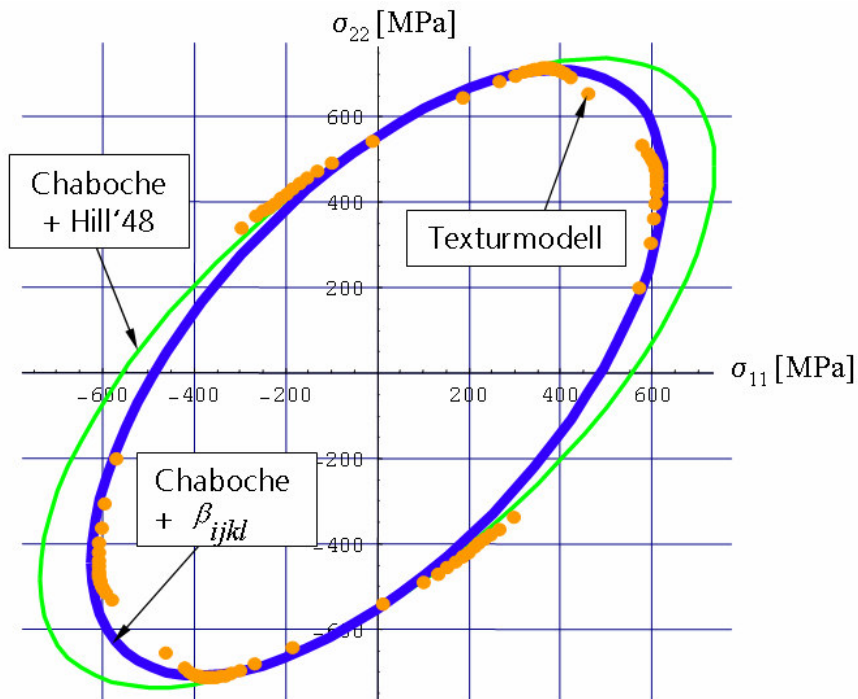


Bild 6.16. Entwicklung der Fließfläche bei der Belastung in QR

Das Modell mit formativer Verfestigung kann die Entwicklung der Fließfläche in beiden Richtungen wesentlich besser als das Chaboche-Modell mit Hill'48-Fließkriterium beschreiben.

Bei den vorhergehenden Rechnungen wurde der Tensor γ_{ijklmn} nicht eingesetzt, weil es in diesem Fall nicht nötig war. Die experimentellen Ergebnisse in [52] zeigen aber, dass die Fließfläche für viele Werkstoffe deutlich von einer elliptischen Form abweichen kann, zu deren Beschreibung also auch der Tensor γ_{ijklmn} benötigt werden kann. Bild 6.17 zeigt die Entwicklung der Fließfläche unter Berücksichtigung der isotropen Verfestigung R und den Verfestigungstensoren α_{ij} , β_{ijkl} und γ_{ijklmn} .

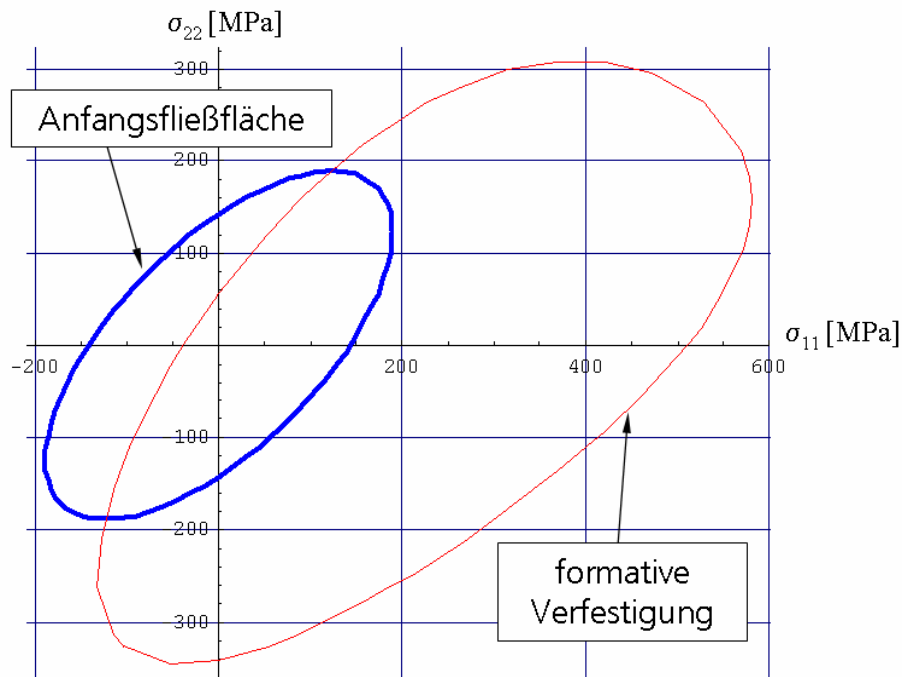


Bild 6.17. Entwicklung der Fließfläche mit formativer Verfestigung einschließlich Entwicklungstensoren 2., 4. und 6. Stufe

Das Modell bietet insgesamt eine hohe Flexibilität bei der Beschreibung der Entwicklung der Fließfläche.

7 Werkstoffbezogene Aspekte der Rückfederungssimulation

Was können die im vorigen Kapitel beschriebenen fortschrittlichen Werkstoffmodelle gegenüber den konventionellen besser? Wie sensibel reagieren die Simulationsergebnisse? In diesem Kapitel soll versucht werden die Antworten auf diese Fragen zu geben. An verschiedenen Beispielen, teilweise aus industriellen Projekten, werden die Einflüsse verschiedener Parameter und Modelle bei der Materialbeschreibung untersucht.

7.1 Verfestigung

In früheren Kapiteln wurde schon mehrfach erwähnt, dass bei mehreren Tiefziehprozessen das Material an vielen Stellen einer Wechselplastifizierung ausgesetzt wird. Je nach Geometrie der Werkzeuge, Blechdicke und Materialeigenschaften können sogar mehrere Biegeoperationen auftreten (s. Kapitel 3.1). Die Werkstoffmodelle in Kapitel 5 können das gemessene Materialverhalten bei zyklischer Beanspruchung gut nachbilden. Am Beispiel eines Streifenziehbiegeversuchs wird zunächst rein numerisch der Einfluss des Verfestigungsmodells auf die Spannungs-Dehnungsentwicklung und auf die resultierende Rückfederung gezeigt. Ebenfalls wird der Einfluss des Bauschinger-Effektes auf das Materialverhalten beim Durchgang durch die Ziehleiste untersucht. Schließlich wird überprüft, ob beim Innenhochdruckumformen die Berücksichtigung des Verfestigungsmodells wichtig ist.

7.1.1 Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die Rückfederung beim Streifenziehbiegeversuch

Für die numerische Untersuchung des Einflusses des Verfestigungsgesetzes wurden zunächst Streifenziehbiegeversuche (s. Bild 3.1) mit zwei Radien, 1 mm und 8 mm, bei einer Blechdicke von 1.5 mm in ABAQUS gerechnet. Für jeden Radius wurden Rechnungen mit rein kinematischer und rein isotroper Verfestigung durchgeführt. Die Geometrie der Werkzeuge ist in Bild 3.1 dargestellt. Als Werkstoffmodell wurde das klassische Chaboche-Modell (s. Abschnitt 5.3) verwendet. Die Modellparameter

wurden an die Spannungs-Dehnungskurve aus dem Zugversuch für H220-Stahl angepasst. Im Fall rein isotroper Verfestigung sind die Parameter: $\sigma_0 = 200$ MPa, $Q = 265.1$ MPa, $b = 8.4$, $r = 0$ MPa, $c = 0$; für rein kinematische Verfestigung: $\sigma_0 = 200$ MPa, $Q = 0$ MPa, $b = 0$, $r = 265.1$ MPa, $c = 8.4$. Es wurde ein konstanter E -Modul $E = 210000$ MPa eingesetzt. Die Rechnungen wurden mit Volumenelementen durchgeführt.

Schon während der Umformsimulation sind die Unterschiede zwischen den Verfestigungsmodellen deutlich zu sehen. Bild 7.1 und Bild 7.2 zeigen die Verteilung der Spannungen (in Ziehrichtung) über die Blechdicke nach dem Durchgang durch den Ziehradius. Jeder Punkt in der Grafik entspricht einem Integrationspunkt eines von fünf Elementen über die Blechdicke.

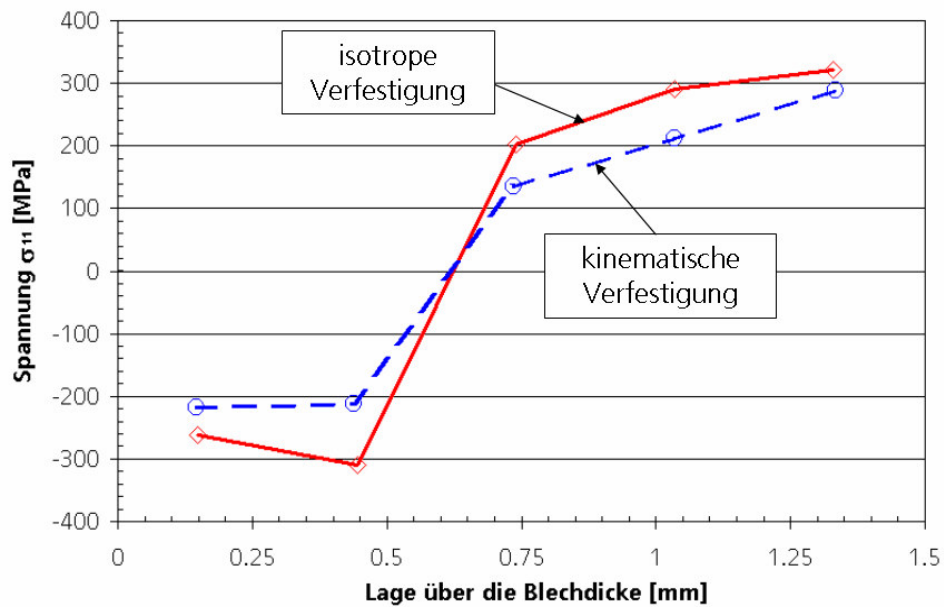


Bild 7.1. Spannungsgradient über die Blechdicke (Ziehradius 8 mm)

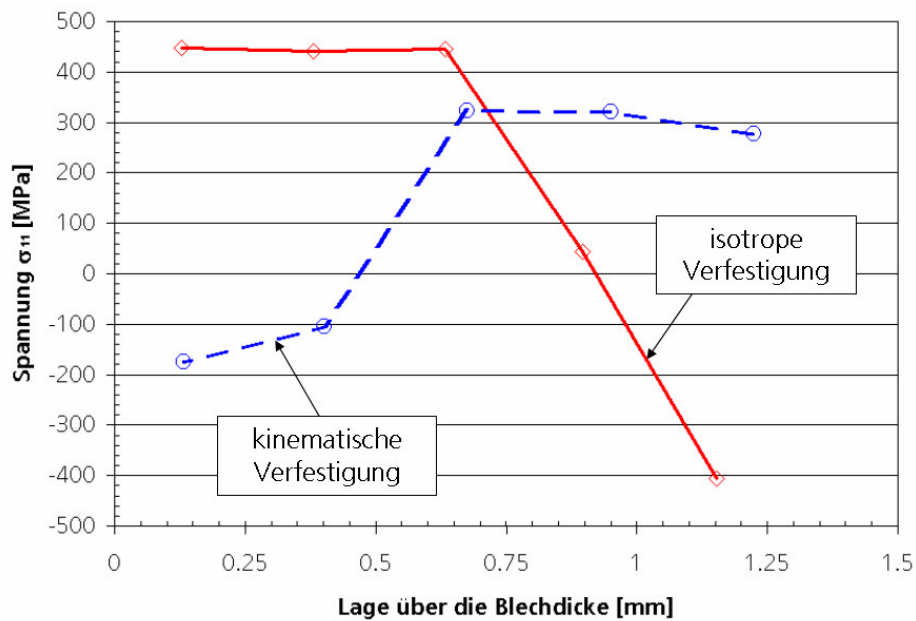


Bild 7.2. Spannungsgradient über die Blechdicke (Ziehradius 1 mm)

Schon bei einem Radius von 8 mm beträgt der Unterschied bei der Spannungsverteilung bis zu 100 MPa. Im Fall des kleineren Ziehradius ist sogar das Vorzeichen des Gradienten zwischen beiden Rechnungen unterschiedlich. Bild 7.3 und Bild 7.4 zeigen die Wirkung auf die Rückfederung.

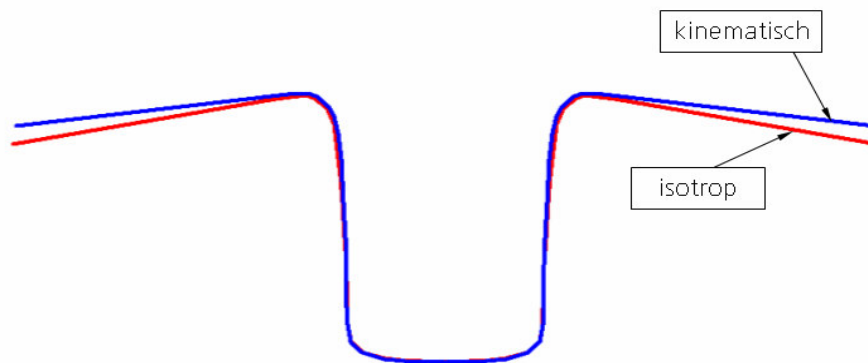


Bild 7.3. Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die Rückfederung (Ziehradius 8 mm)

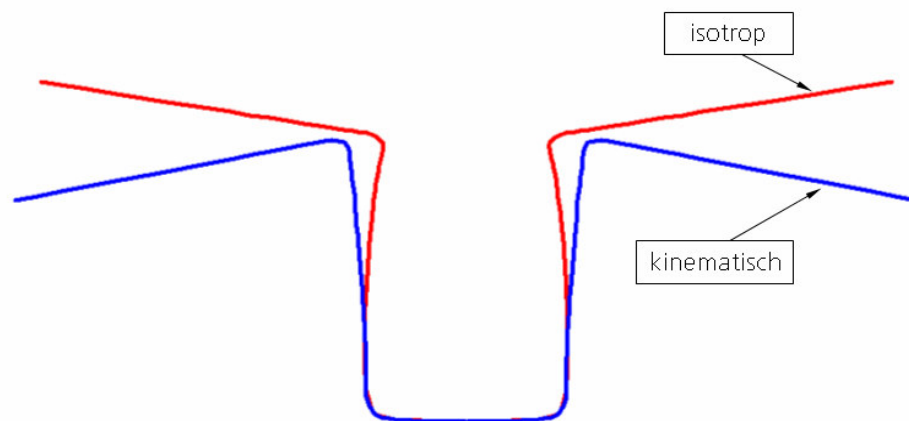


Bild 7.4. Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die Rückfederung
(Ziehradius 1 mm)

Mit abnehmendem Verhältnis von Ziehradius zu Blechdicke steigt der Einfluss des Verfestigungsgesetzes.

Das Bild 7.5 illustriert die Spannungs-Dehnungsentwicklung beim Umformen für die Spannungskomponente σ_{11} (Ziehrichtung) in zwei Integrationspunkten in der Nähe der äußeren und inneren (Kontakt mit der Matrize) Blechoberfläche für den Radius 1 mm bei der Rechnung mit isotroper Verfestigung.

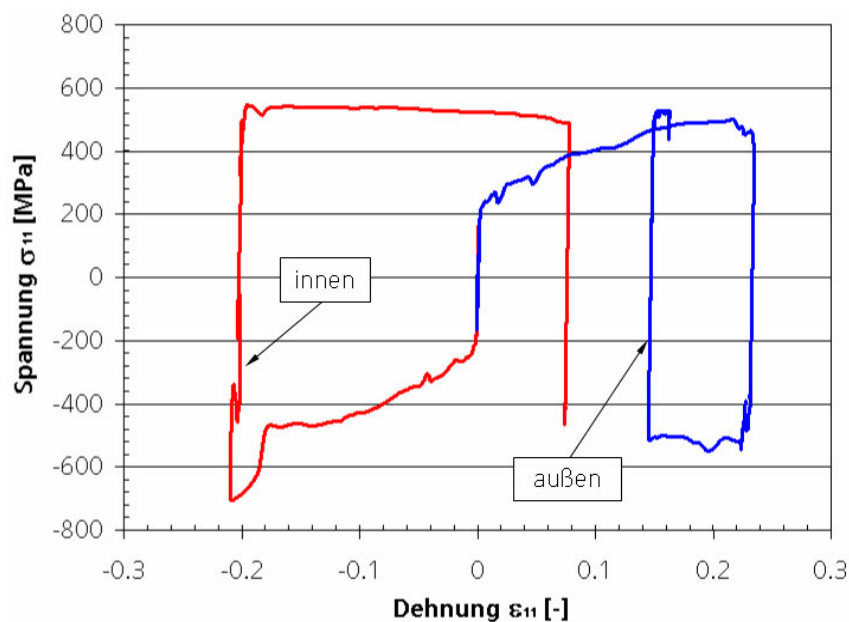


Bild 7.5. Spannungs-Dehnungsentwicklung beim Durchgang durch den Ziehradius
Beide Integrationspunkte durchlaufen Verformungspfade mit jeweils mehr als einem Vorzeichenwechsel in der Spannung. Die Anpassung an das Werkstoffmodell muss daher an Versuche mit mehr als einem Verformungszyklus erfolgen. Der plötzliche Spannungsanstieg im Druck erfolgt zu dem Zeitpunkt, in dem das Material durch den

Ziehradius läuft und eine hohe kompressive Kontaktspannung σ_{33} erfährt (s. Kapitel 8.2.1).

7.1.2 Wechselplastifizierung beim Durchgang durch die Ziehleiste

Nicht nur beim Durchgang durch den Ziehradius spielt das Verfestigungsmodell eine Rolle. In Kapitel 3.1 wurde gezeigt, dass das Material auch beim Durchgang durch die Ziehleiste einer Wechselplastifizierung ausgesetzt wird. Dabei ist die Anzahl der Biegeoperationen größer als beim Durchgang durch den Ziehradius. Mit Hilfe der Simulation wird hier die Spannungsentwicklung über die Blechdicke analysiert und der Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die resultierende Ziehkraft überprüft.

Der Durchgang eines Blechstreifens durch die Ziehleiste mit einer typischen Geometrie wurde in ABAQUS/Explicit mit Volumenelementen modelliert. Die Randbedingungen des Streifens entsprechen dem ebenen Dehnungszustand. Zuerst wird das Blech zwischen zwei Starrkörpern mit einer Druckspannung von 7 MPa (entspricht einer typischen Blechhalterkraft) eingepresst und durch die Ziehleiste in 1-Richtung gezogen. Die Materialparameter für das Chaboche-Modell sind die gleichen wie im Kapitel 7.1.1. Bild 7.6 zeigt die berechnete Verteilung der Spannung σ_{11} mit zwei Verfestigungsmodellen beim Durchgang durch die Ziehleiste.

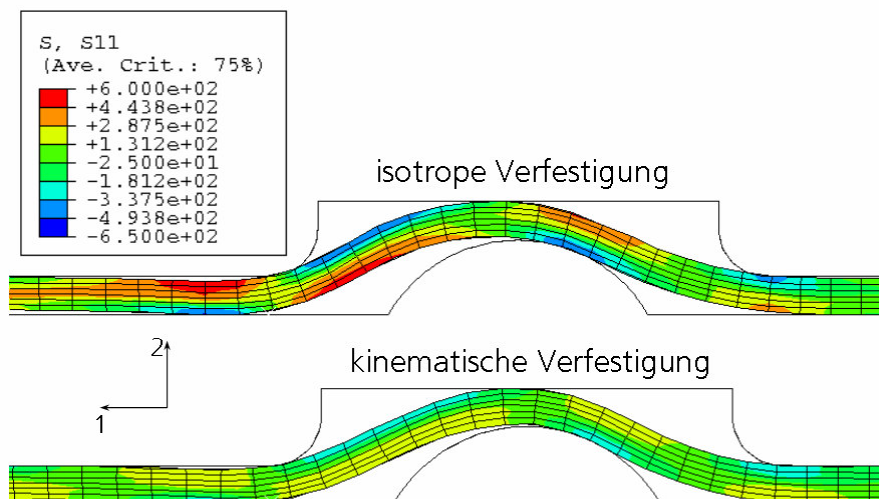


Bild 7.6. Spannungsverteilung (in MPa) über die Blechdicke beim Durchgang durch die Ziehleiste

Das Spannungsniveau ist bei der Rechnung mit isotroper Verfestigung viel höher als mit kinematischer. Das Material verfestigt in diesem Fall gleichzeitig in allen

Richtungen und bei einer Belastungsumkehr leistet es einen deutlich größeren Widerstand. Bild 7.7 zeigt die Entwicklung der Spannung σ_{11} für zwei Volumenelemente an der oberen und unteren Blechoberfläche.

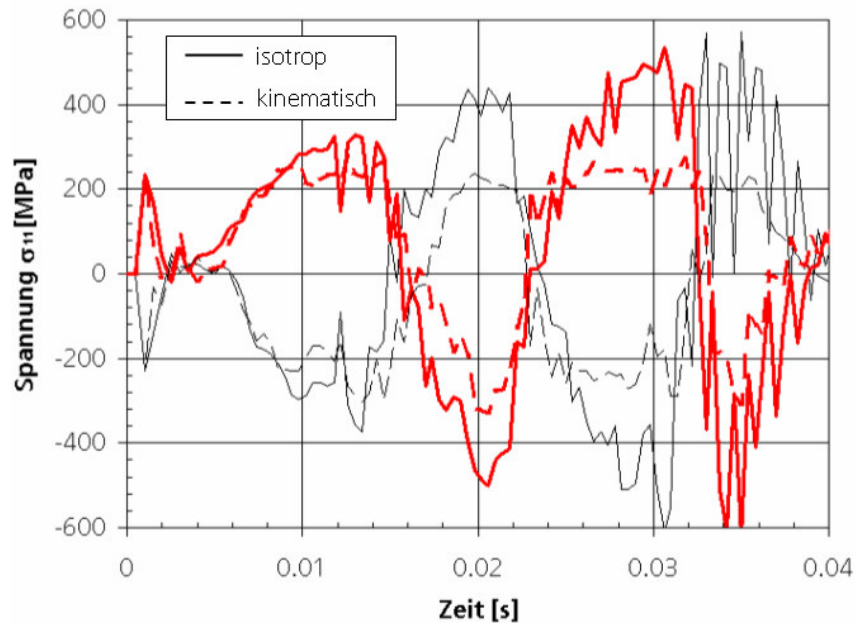


Bild 7.7. Entwicklung von σ_{11} beim Durchgang durch die Ziehleiste für Elemente an der oberen (dünne Linien) und unteren Blechoberfläche

Mehrere Biegeoperationen, die nach einander auftreten, führen dazu, dass der Unterschied beim Spannungsniveau ab der zweiten Biegung für die isotrope Verfestigung fast doppelt so groß ist wie für die kinematische.

Bild 7.8 zeigt den Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die Entwicklung der Rückhalterkraft (Komponente der Reaktionskraft in 1-Richtung).

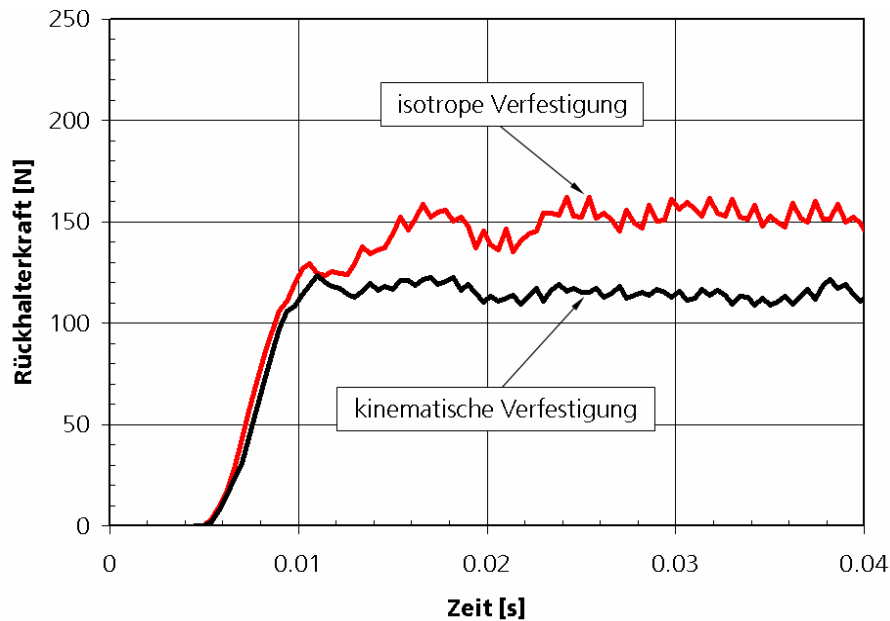


Bild 7.8. Rückhalterkraft gerechnet mit zwei Verfestigungsmodellen

Die Unterschiede zwischen den beiden Verfestigungsmodellen liegen im Bereich von ca. 20%. Das ist eine Größenordnung, die bei der Rückfederungssimulation nicht vernachlässigbar ist.

Da die Blechbereiche, die die Ziehleiste durchlaufen haben, bei späteren Prozessstufen in der Regel abgeschnitten werden, kann man bei der Umformsimulation ein Ersatzmodell mit Rückhalterkräften verwenden. Ein solches Ersatzmodell bietet z.B. der FE-Code PAM-STAMP, wobei die Ziehleiste durch Bar-Elemente [75] ersetzt wird. Beim Kontakt mit dem Blech üben die Bar-Elemente die Rückhalterkräfte aus. Um diese Kräfte zu bestimmen, muss zunächst eine Rechnung durchgeführt werden, bei der ein Blechstreifen durch die Ziehleiste durchgezogen wird. Wie hier gezeigt wurde, spielt dabei das Verfestigungsgesetz eine große Rolle.

7.1.3 Einfluss des Verfestigungsgesetzes auf die Rückfederung beim Innenhochdruckumformen

Beim Innenhochdruckumformen (IHU) wird ein rohrförmiger Rohling zeitgleich durch Axialkraft und Innendruck zum gewünschten Bauteil geformt. Der Innendruck kann dabei Werte von bis zu 10.000 bar erreichen.

Die Rückfederung ist bei IHU-Prozessen genauso bedeutend wie beim Tiefziehen. Das Material erfährt jedoch eine andere Spannungs-Dehnungsgeschichte. Die

Belastung ist nahe dem biaxialen Spannungszustand und das Material wird dabei weniger zyklisch plastifiziert. Es ist deswegen zu erwarten, dass der Einfluss des Verfestigungsgesetzes in diesem Fall geringer ist. Dies sollte die Simulation von IHU-Prozessen gegenüber dem Tiefziehen einfacher machen.

Während dieser Arbeit wurde nur ein IHU-Prozess simuliert. Ein Rohr aus Aluminium wurde zunächst gebogen dann vorgeformt und bei Rekristallisationstemperatur gegläht. Danach wurde die IHU-Stufe einschließlich Rückfederung simuliert. Da keine zyklische Belastung auftritt, ist die Rückfederung für isotrope und kinematische Verfestigung praktisch gleich (Bild 7.9).

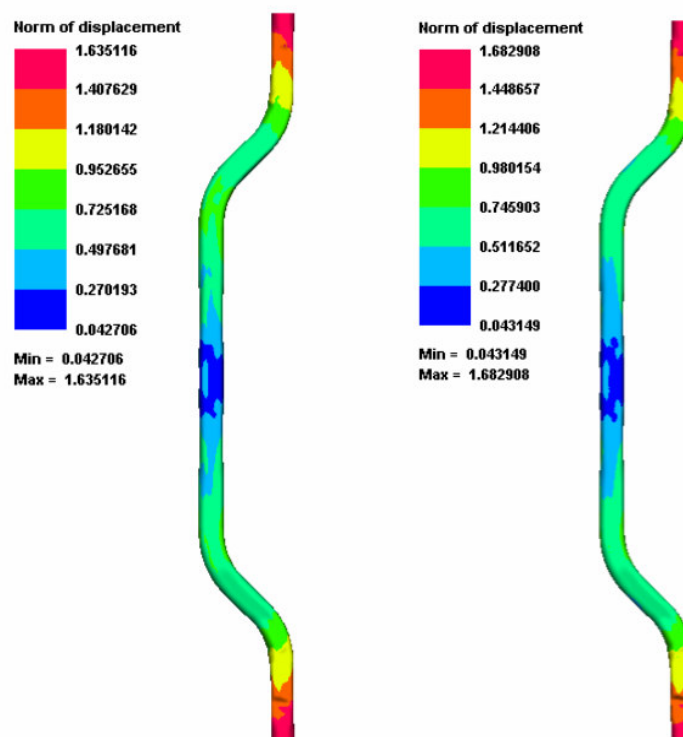


Bild 7.9. Rückfederung nach dem IHU-Prozess mit isotroper (links) und kinematischer Verfestigung (in Zusammenarbeit mit Firma Tower Automotive)

Die Rückfederung ist mit 1.6 mm in beiden Rechnungen gering im Vergleich zur gesamten Bauteillänge von mehr als 1.5 m.

7.2 Frühe Plastifizierung

Das folgende Beispiel illustriert, wie wichtig eine genaue Beschreibung der Spannungs-Dehnungskurve einschließlich früher Rückplastifizierung bei der Rück-

federungssimulation ist. Bild 7.10 zeigt die Anpassung an den zyklischen Zug-Druckversuch und an den konventionellen Zugversuch für H220-Stahl.

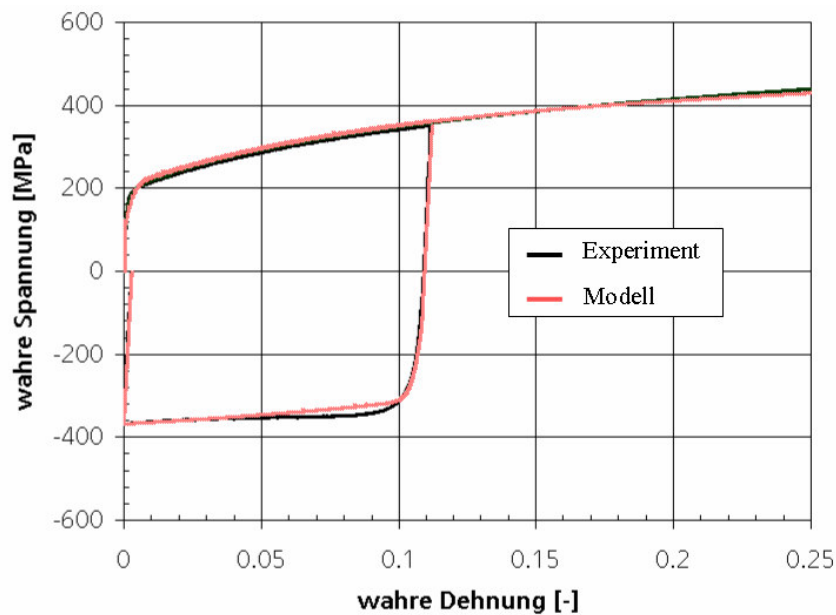


Bild 7.10. Modellanpassung an die Spannungs-Dehnungskurven für Stahl H220 (aus dem laufenden EFB/AiF-Projekt „Beurteilung der Leistungsfähigkeit von Materialmodellen zur Blechumformsimulation“ (Forschungsvorhaben AiF 13530 BG))

Eine gute Beschreibung der experimentellen Spannungs-Dehnungskurven von Zug- und zyklischem Zug-Druckversuch gelingt bei der Modellformulierung mit zwei Rückspannungskomponenten und variablem E -Modul (5.35): $\sigma_0 = 115.0$ MPa, $Q = 171.8$ MPa, $b = 12.5$, $r_1 = 91.0$ MPa, $c_1 = 503.4$, $r_2 = 9996.6$ MPa, $c_2 = 0.024$, $E_0 = 200$ GPa, $A = 70$ GPa und $s = 10$. Dabei beschreibt die erste α -Komponente den Bereich des elasto-plastischen Übergangs und die zweite die Verfestigung bei hohen Dehnungen. Bild 7.11 zeigt den Vergleich zwischen der gerechneten und gemessenen Rückfederung im Streifenziehbiegeversuch.

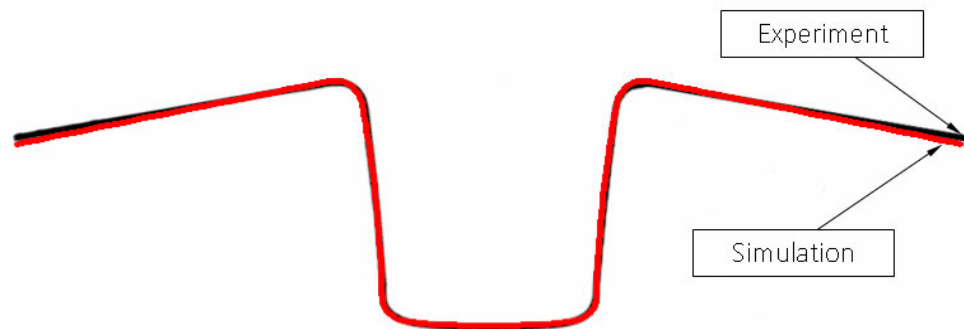


Bild 7.11. Gerechnetes und gemessenes Hutprofil nach der Rückfederung.
Stahl H220

Bild 7.12 zeigt den Einfluss des variablen effektiven E -Moduls auf die Rückfederung im Vergleich zu einer Rechnung mit konstantem E -Modul.

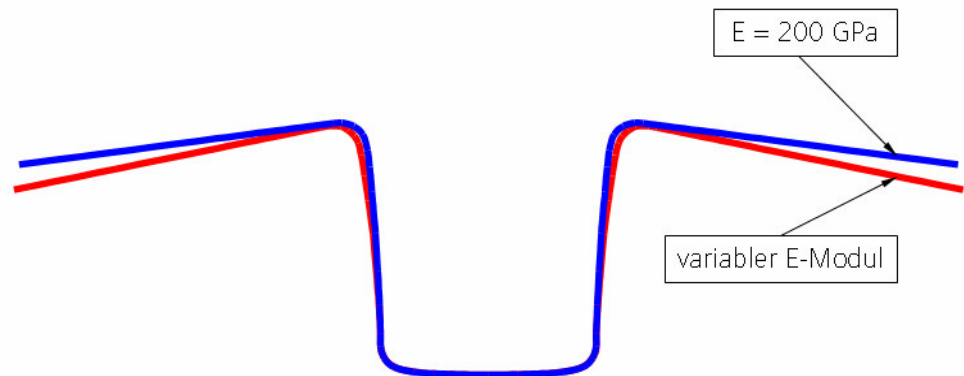


Bild 7.12. Einfluss des E -Moduls auf die Rückfederung

Im folgenden Beispiel wurde ein hutprofilähnliches Bauteil aus dem Stahl DP-K 34/60+Z mit zwei Werkstoffmodellen nachgerechnet: mit variablem E -Modul und zwei Rückspannungskomponenten; und mit dem konventionellen Chaboche-Modell mit zwei Rückspannungskomponenten (s. Kapitel 5.6.1). Bild 7.13 zeigt eine Fotografie des Bauteils und den Vergleich zwischen gemessener und gerechneter Rückfederungen beider Modelle.

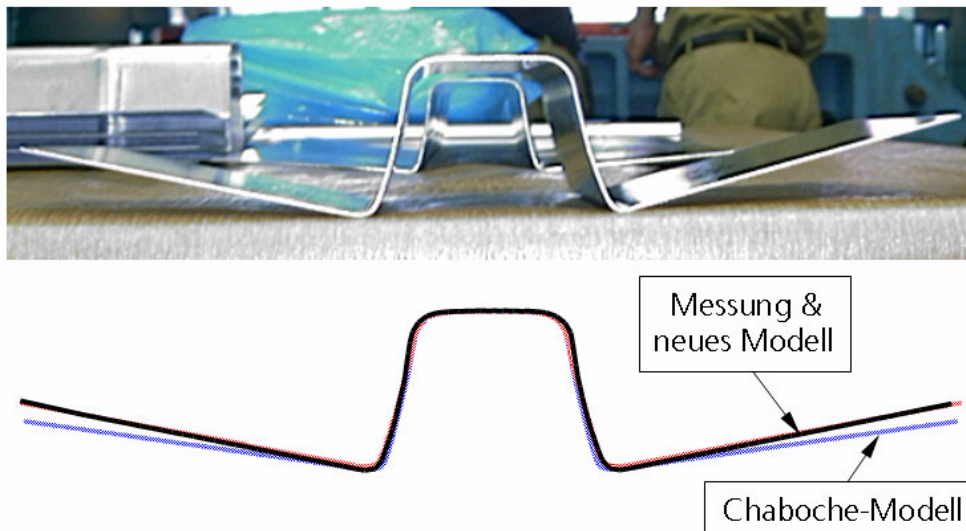


Bild 7.13. Foto des Bauteils und Simulationsergebnisse im Vergleich mit den Messungen (in Zusammenarbeit mit ThyssenKrupp Stahl AG)

Gut ist im Bild 7.13 der Einfluss der Größe des E -Moduls bei der Simulation auf die Endgeometrie des Bauteils zu erkennen.

7.3 Anisotropie

Den Einfluss der Anisotropie kann am besten an Bauteilen beobachtet werden, die in beide Richtungen in der Blechebene gezogen wurden [22]. Besonders sensibel reagieren darauf die Bauteile, die eine geringe Biegesteifigkeit gegen Rückfederung haben. Bei denen führen kleine Unterschiede in der Spannungsverteilung vor dem Entlasten zu unterschiedlichen Endformen des Bauteils. Die Anisotropie in Dickenrichtung kann ebenfalls eine Rolle spielen, besonders dann, wenn die Spannungs-komponenten in dieser Richtung hoch sind.

7.3.1 Elastische Anisotropie

Um die Auswirkung der elastischen Anisotropie auf die Rückfederung zu zeigen, wurden zwei Streifenziehbiegeversuche für Kupferblech in QR und 45° zur QR (wo der Unterschied des E -Moduls am größten ist, s. Abschnitt 6.1.2) mit Schalenelementen gerechnet. Folgende elastischen Konstanten wurden dabei verwendet: $E_1 = 128.4$ GPa, $E_2 = 132.4$ GPa, $\nu_{12} = 0.343$, $G_{12} = 42.6$ GPa. Es wurde ein

Chaboche-Modell mit isotropem Verfestigungsgesetz verwendet. Die Materialparameter sind: $\sigma_0 = 310$ MPa, $Q = 50$ MPa, $b = 30$. Die Blechdicke beträgt 1.5 mm und der Ziehradius 5 mm. Bild 7.14 zeigt die Blechkonturen nach der Rückfederung.

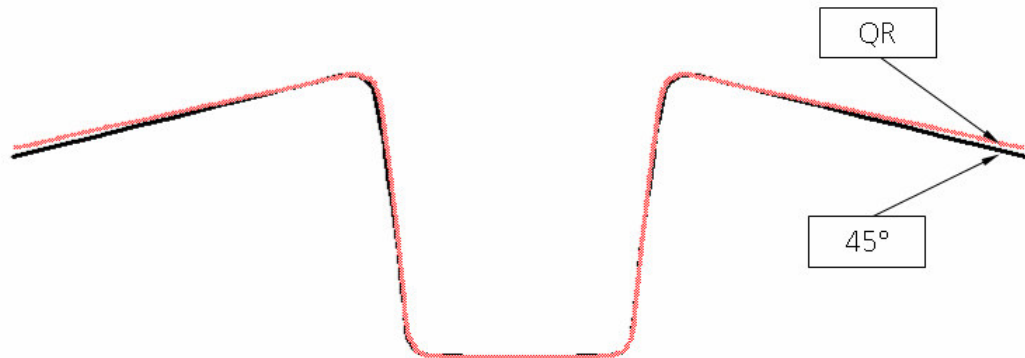


Bild 7.14. Gerechnete Rückfederung für den Kupferstreifen in QR und 45° zur QR

Der Spannungszustand beim Umformen ist für beide Rechnungen praktisch gleich, da die elastischen Dehnungen gegenüber plastischen vernachlässigbar sind. Die Rechnung mit niedrigem E -Modul (45° zur QR) ergibt eine etwas größere Rückfederung.

Gewalztes Kupfer wird vor allem für Steckverbindungen benutzt, wobei bei der Fertigung Umformprozesse wie Biegen und Tiefziehen eingesetzt werden [82]. Für solche Teile werden in der Regel sehr strenge Anforderungen an die Formgenauigkeit gestellt, so dass die Werkstoffmodelle für die Rückfederungsvorhersage besonders genau sein müssen.

7.3.2 Plastische Anisotropie

Bei der Simulation vieler technologischer Prozesse ist die plastische Anisotropie von größerer Bedeutung. Je nach Stärke der Textur können sich die Fließgrenzen sowie die Verfestigung zwischen Walz-, Quer- und Diagonalrichtung um mehr als 20% unterscheiden. Der absolute Unterschied im Spannungsniveau wird größer, je fester der Werkstoff ist. Für hochfeste Stähle kann dies schon einige hundert Megapascal bedeuten.

In Abschnitt 6.2 wurden verschiedene phänomenologische Fließkriterien zur Beschreibung der plastischen Anisotropie vorgestellt. Um den Einfluss plastischer

Anisotropie auf die Rückfederung zu zeigen, wurde der Streifenziehbiegeversuch für das Material Al 2090-T3 (s. Bild 6.10) mit zwei Blechorientierungen simuliert. Als Fließkriterium wurde das Hill'48-Modell mit den Koeffizienten $F = 0.252$, $G = 0.826$, $H = 0.174$ und $N = 2.242$ verwendet. Die Parameter für das Chaboche-Modell wurden an die Verfestigungsfunktion in [5] angepasst: $\sigma_0 = 279.6$ MPa, $Q = 271.0$ MPa und $b = 5.9$. Da keine Information über das Materialverhalten bei Wechselplastifizierung vorliegt, wird hier mit rein isotroper Verfestigung und mit konstantem E -Modul gleich 69 GPa gerechnet.

Es wurden zwei Simulationen für die Blechstreifen in WR und in QR durchgeführt. Die Blechdicke beträgt 1.6 mm und die Größe des Ziehradius 5 mm. Bild 7.15 zeigt, dass der Einfluss der Blechorientierung auf die Rückfederung in diesem Fall erheblich ist.

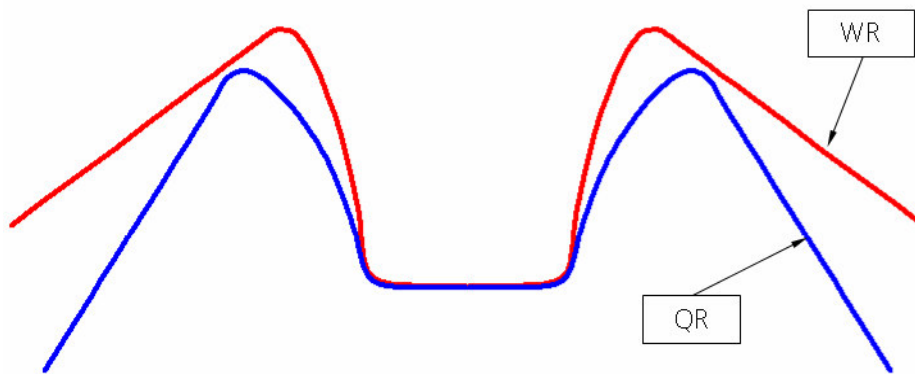


Bild 7.15. Einfluss der plastischen Anisotropie auf die Rückfederung

Selbst wenn der Werkstoff isotrop ist, spielt die Form der Fließfläche eine Rolle. Wie Bild 6.9 zeigt, gibt es große Unterschiede in den Bereichen des ebenen Dehnungszustandes bei der Beschreibung der Fließfläche mit unterschiedlichen Fließkriterien (quadratischer und höherer Ordnung). Um den möglichen Einfluss auf die Rückfederung abzuschätzen, wurden die Streifenziehbiegeversuche mit Ziehradius 5 mm mit Fließkriterien nach Hill'48 und nach Barlat-3k simuliert. Die Anisotropieparameter entsprechen in beiden Fällen einem isotropen Material mit $r_0 = r_{90} = r_{45} = 1.0$. Für das Barlat-Kriterium wurde $m = 8$ (kfz-Metall) angesetzt.

Bild 7.16 und Bild 7.17 zeigen Ergebnisse der Simulation. Die Unterschiede zwischen beiden Fließkriterien sind signifikant.

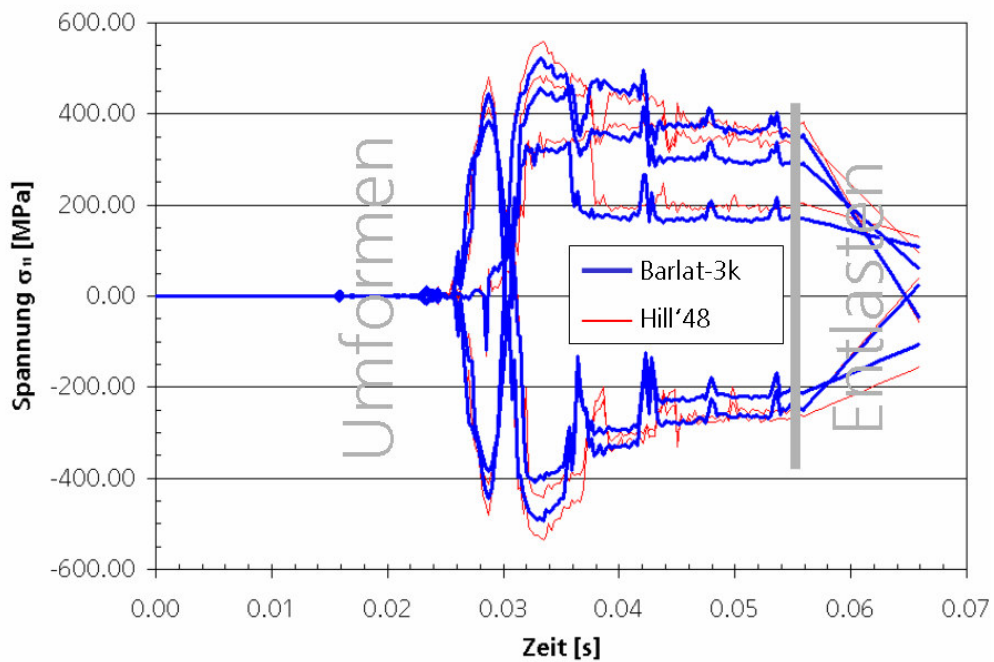


Bild 7.16. Einfluss des Fließkriteriums auf die Spannungsentwicklung bei isotropem Material

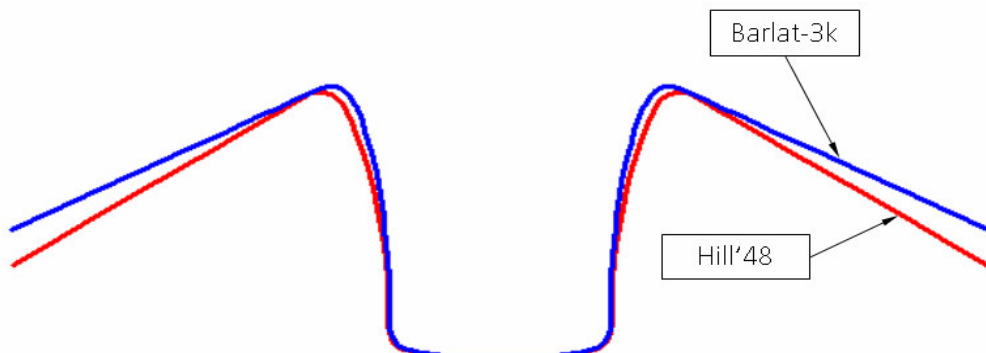


Bild 7.17. Einfluss des Fließkriteriums auf die Rückfederung bei isotropem Material
Die höheren Spannungen in der Rechnung mit dem Hill'48-Modell führen auch dazu, dass die Rückfederung größer als in der Rechnung mit Modell nach Barlat-3k wird.

7.4 Dehnrateneffekte

Die Stempelgeschwindigkeiten bei Tiefziehprozessen können je nach Bauteilgröße und Presseigenschaften im Bereich von wenigen hundertstel bis mehreren m/s liegen. Die Stempelgeschwindigkeit allein sagt jedoch noch nichts über die Dehnraten aus, die im Material entstehen. Wichtig ist auch die Geometrie der Werkzeuge.

Das Material kann beim Durchgang durch den Ziehradius hohen Dehnraten ausgesetzt werden. Bild 7.18 und Bild 7.19 zeigen die gerechneten Dehnratenverläufe für die Integrationspunkte über die Blechdicke eines Schalenelements beim Durchgang durch den Ziehradius. Dabei wurde der Streifenziehbiegeversuch für den Stahl DP-K 34/60+Z (Abschnitt 5.6) mit zwei Ziehradien 8 mm und 1 mm mit relativ langsamer kontinuierlich aufgebrachtener Stempelgeschwindigkeit mit maximalem Wert von 0.06 m/s simuliert. Die Blechdicke betrug 1.5 mm.

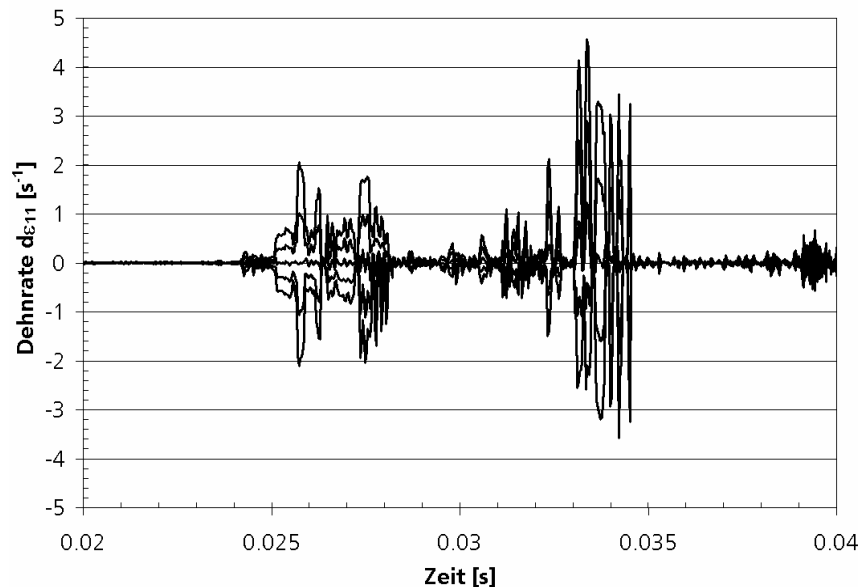


Bild 7.18. Zeitlicher Verlauf der Dehnraten an fünf Integrationspunkten beim Durchgang durch den Ziehradius 8 mm

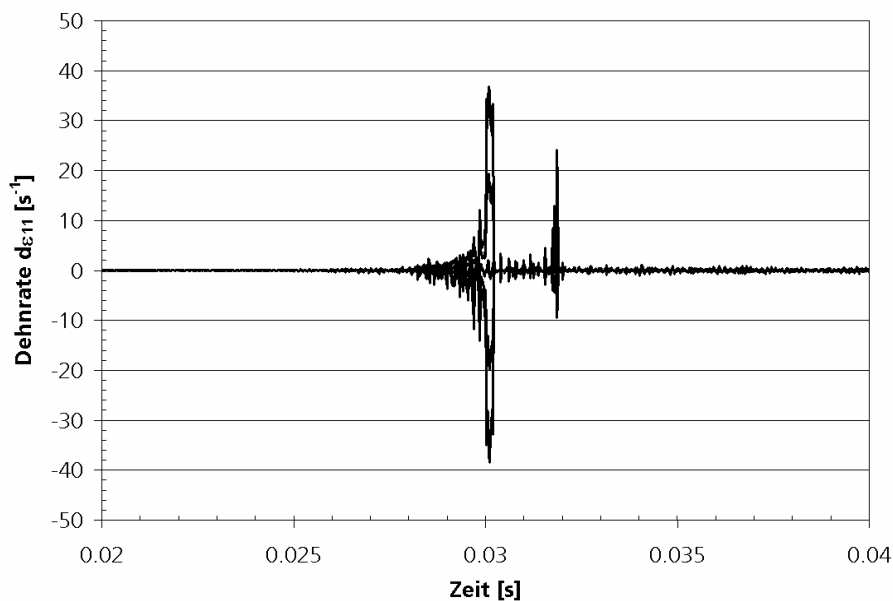


Bild 7.19. Zeitlicher Verlauf der Dehnraten an fünf Integrationspunkten beim Durchgang durch den Ziehradius 1 mm

Während bei größerem Ziehradius die Dehnraten relativ niedrig sind und an den äußeren Blechschichten einen maximalen Wert von 4 s^{-1} erreichen, ist das Material bei einem Radius von 1 mm einer Belastung mit Dehnraten bis 40 s^{-1} ausgesetzt.

Da die Stempelgeschwindigkeit bei Tiefziehprozessen kontinuierlich aufgebracht wird, werden die Dehnraten beim Durchgang durch den Ziehradius zu verschiedenen Prozesszeiten unterschiedlich. Daher ist es wichtig, den Geschwindigkeitsverlauf in der Simulation wie im Prozess zu benutzen.

Für die Betrachtung der Dehnratenabhängigkeit kann man das Chaboche-Modell mit einem additiven viskoplastischen Verfestigungsgesetz ergänzen (s. Abschnitt 5.3). Gleichung (5.17) kann bezüglich der Spannung für einachsigen Zug folgendermaßen formuliert werden:

$$\sigma = \sigma_0 + \alpha + R + K\dot{\epsilon}^{1/n} \quad (7.1)$$

Aus der Literatur [48] sind die Modellparameter für die multiplikativen viskoplastischen Gesetze nach Johnson-Cook und Cowper-Symonds für Stahl DP-K 34/60+Z bekannt. Die Anpassung an das ratenabhängigen Chaboche-Modell ergibt: $n = 4.8$ und $K = 60 \text{ MPa s}$. Ausgehend von diesen Parametern kann man die Fließkurven für verschiedene Dehnraten vergleichen (Bild 7.20).

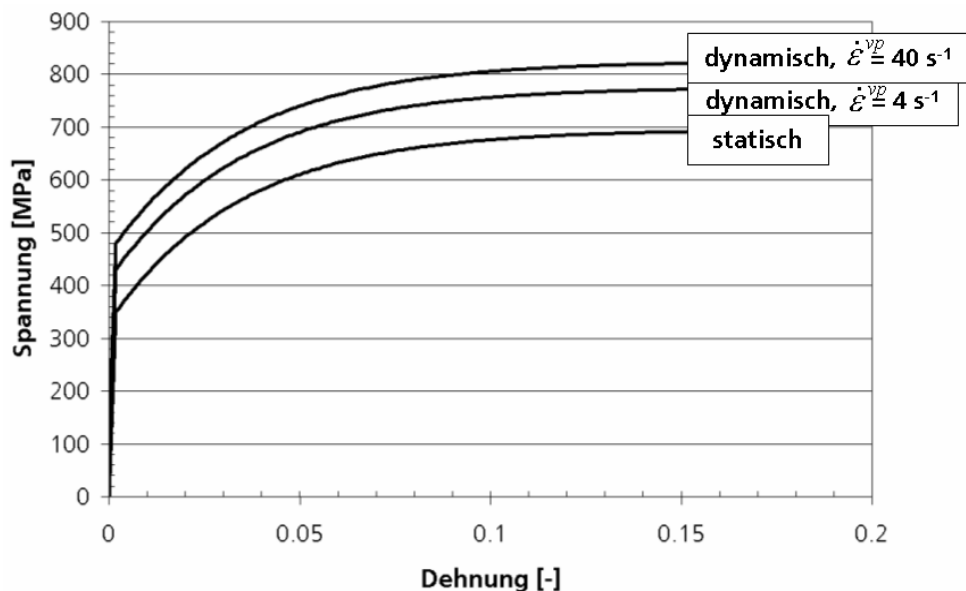


Bild 7.20. Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit mit dem Norton-Gesetz für Stahl DP-K 34/60+Z

Bild 7.21 und Bild 7.22 zeigen die Spannungsentwicklung über die Blechdicke beim Umformen und anschließender Entlastung für zwei Ziehradien im Fall des dehn-

ratenabhängigen und -unabhängigen (als dynamisch bzw. statisch bezeichnet) Werkstoffmodells.

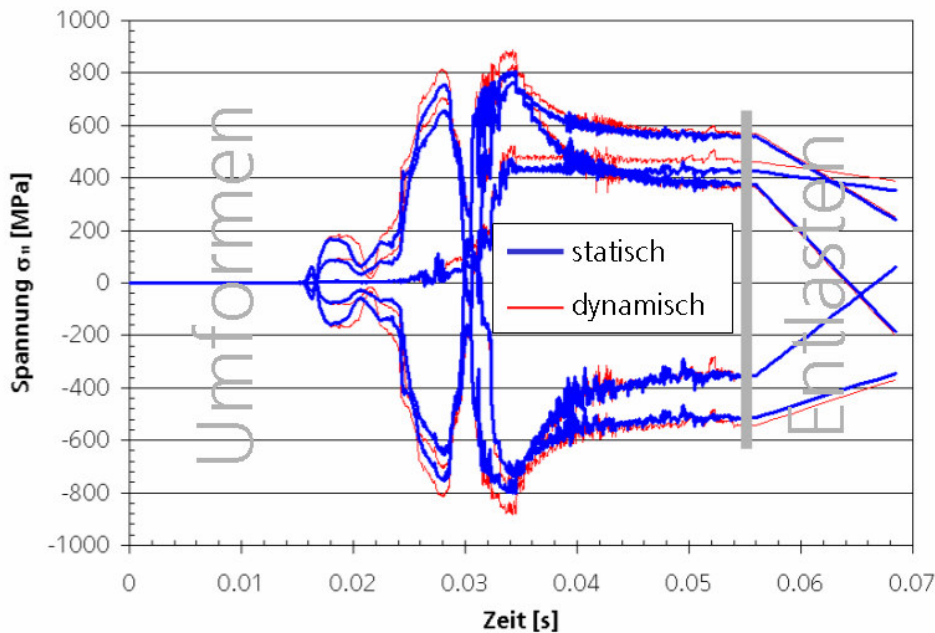


Bild 7.21. Spannungsentwicklung über die Blechdicke im statischen und dynamischen Fall. Ziehradius 8 mm

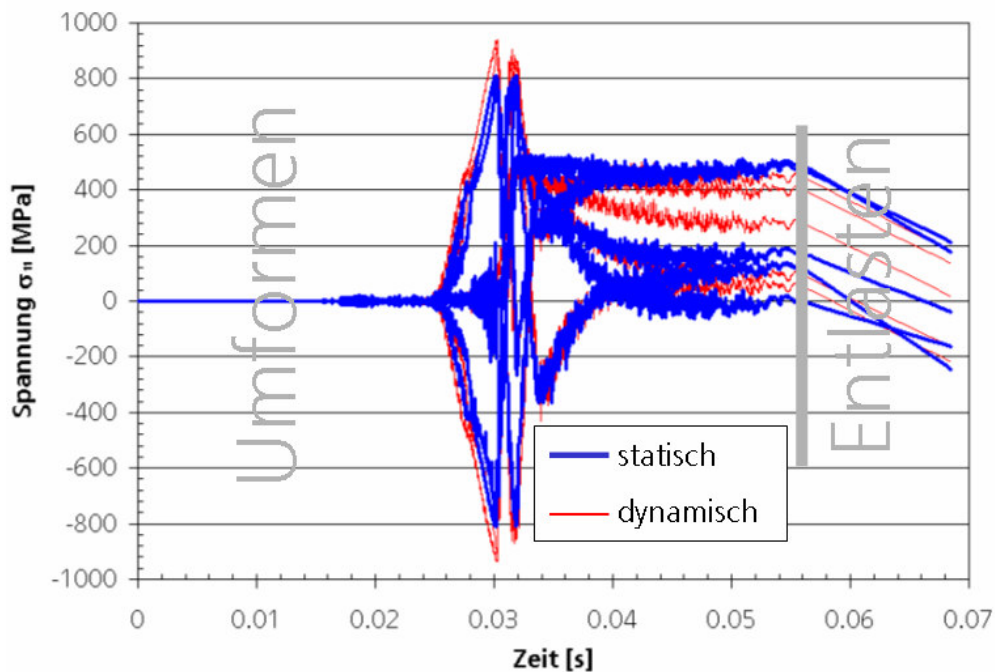


Bild 7.22. Spannungsentwicklung über die Blechdicke im statischen und dynamischen Fall. Ziehradius 1 mm

Für die beiden Radien gilt, dass das Spannungsniveau beim Durchgang durch den Ziehradius bei einer dynamischen Rechnung höher ist. Allerdings beeinflusst dies die

weitere Spannungsentwicklung nur im Fall des kleineren Radius. Bei großem Ziehradius sind die Unterschiede in der Spannungsverteilung am Ende des Umformens und nach dem Entlasten gering. Bild 7.23 und Bild 7.24 zeigen den Einfluss der Dehnrateneffekte auf die gerechnete Rückfederung für zwei Ziehradien.

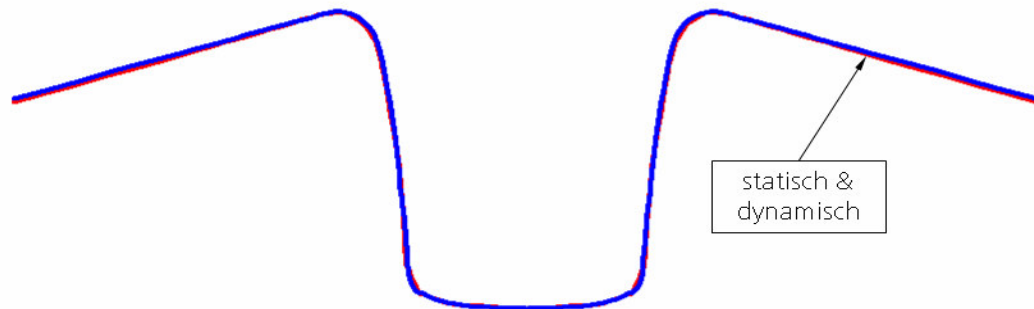


Bild 7.23. Hutprofil nach der Rückfederung im statischen und dynamischen Fall.
Ziehradius 8 mm

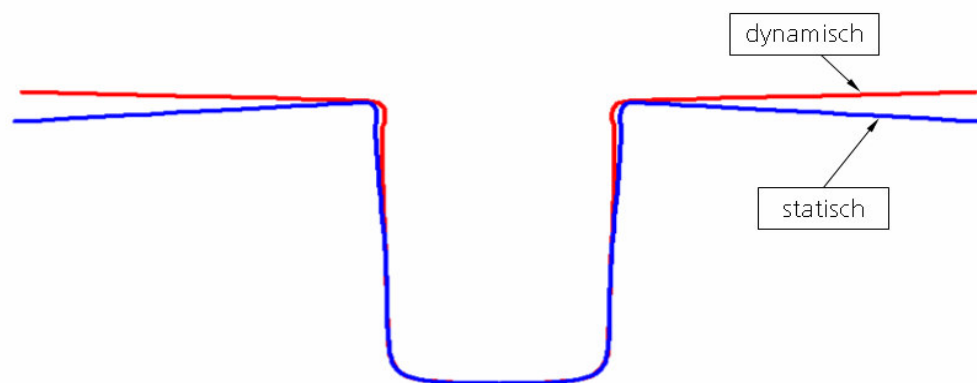


Bild 7.24. Hutprofil nach der Rückfederung im statischen und dynamischen Fall.
Ziehradius 1 mm

Die Dehnrateneffekte können besonders bei kleinen Ziehradien eine merkliche Rolle spielen. Bei großen Ziehradien und mäßigen Umformgeschwindigkeiten ist der Einfluss auf die Rückfederung kaum spürbar.

7.5 Diskussion der Ergebnisse

Am Beispiel des Streifenziehbiegeversuches wurde in diesem Kapitel untersucht, welchen Einfluss verschiedene werkstoffbezogene Aspekte, wie die Verfestigungsart (isotrop/kinematisch), frühe Plastifizierung, elastische und plastische Anisotropie, Dehnrateneffekte, bei der Umformsimulation auf die Rückfederung haben können.

Eine Analyse der Simulationsergebnissen mit verschiedenen Materialmodellen ermöglicht die folgenden Schlüsse:

- Der Bauschinger-Effekt kann die Spannungsentwicklung über die Blechdicke beim Durchgang über den Ziehradius und als Folge die Rückfederung stark beeinflussen. Mit fallendem Verhältnis von Ziehradius zu Blechdicke steigt der Einfluss des Verfestigungsgesetzes. Bei sehr kleinen Verhältnissen kann sogar die Richtung der mit rein isotroper und mit rein kinematischer Verfestigung gerechneten Rückfederung unterschiedlich sein.
- Die Wechselplastifizierung beim Tiefziehen tritt auch auf, wenn das Blech über die Ziehleiste durchläuft. D.h. bei der Kalibrierung des Ersatzmodells für die Ziehleiste, das in machen kommerziellen FE-Programmen vorhanden ist, muss man den Bauschinger-Effekt betrachten. Ansonsten werden die Rückhaltekräfte falsch berechnet.
- Bei der Simulation von IHU-Prozessen hat das Verfestigungsmodell (isotrop oder kinematisch) kaum einen Einfluss auf die Rückfederung, da der Werkstoff überwiegend biaxial und wenig zyklisch plastifiziert.
- Weil bei kleinen Ziehradien oder bei Ziehleisten mehr als zwei Biegeoperationen auftreten können, sollte die Anpassung an das Werkstoffmodell an die Versuche mit mehr als einem Verformungszyklus erfolgen.
- Die Qualität der Rückfederungsvorhersage steigt, wenn man mehrere Rückspannungskomponenten und einen variablen E -Modul verwendet, der von der ersten Belastung über die Entlastung zur Wiederbelastung abfällt. Wenn dieses Vorgehen auch keine physikalische Grundlage hat, so eignet es sich offenbar doch zur phänomenologischen Beschreibung des Verhaltens unmittelbar nach Umkehrung der Belastungsrichtung.
- Es hat sich gezeigt, dass die elastische Anisotropie einen eher geringen Einfluss auf die Rückfederung hat, der nur für spezielle Fälle bei hohen Genauigkeitsanforderungen berücksichtigt werden muss. Die plastische Anisotropie hingegen kann einen großen Einfluss haben, wie an der stark anisotropen Aluminiumlegierung Al 2090-T3 demonstriert wurde.
- Die Form der Fließfläche spielt selbst für einen isotropen Werkstoff eine wichtige Rolle. Die beiden hier untersuchten Fließfunktionen nach Hill´48

und nach Barlat-3k unterscheiden sich in Bereichen des ebenen Dehnungszustandes, was zu deutlich unterschiedlichen Rückfederungen führen kann.

- Die Dehnraten können beim Tiefziehen insbesondere bei den kleinen Ziehradien hohe Werte erreichen. In solchen Fällen sollte die Ratenabhängigkeit im Werkstoffmodell berücksichtigt werden.

Bei einer Optimierung der Prozessparameter bezüglich der Rückfederung mittels numerischer Simulation sollten andere Probleme wie Rissbildung, Faltenbildung oder Oberflächenrauheit nicht vergessen werden. Man kann z.B. nicht beliebig die Größe des Ziehradius variieren, da bei kleinen Radien das Verformungsvermögen des Materials erschöpft werden kann [49].

8 Andere Aspekte der Rückfederungssimulation

In diesem Kapitel werden die übrigen Einflussfaktore neben dem Werkstoffmodell untersucht, die die Ergebnisse bei der Rückfederungssimulation beeinflussen können. Man kann diese in zwei Gruppen aufteilen: die technologischen und die numerischen Einflussgrößen. Mit der Variation der technologischen Einflussgrößen lässt sich die Rückfederung in der Realität sowie in der Simulation steuern. Die numerischen Einflussgrößen sind nur in der Simulation aktuell und können die Genauigkeit der Rechnung beeinflussen. Ihre Berücksichtigung und möglichst akkurate Beschreibung bei der FE-Modellierung kann genauso wichtig wie die Materialcharakterisierung sein. Die Empfehlungen bezüglich der Modellierung von Tiefziehprozessen und Rückfederung basieren auf eigenen Erfahrungen und sind mit Beispielen aus zahlreichen industriellen Projekten abgesichert.

8.1 Technologische Einflussgrößen

Zu den technologischen Parametern die die Rückfederung bei Tiefziehprozessen beeinflussen, gehören die Blechhalterkraft und das Schmiermittel sowie die geometrischen Größen wie die Ziehradien, Ziehspalt und Ziehleisten. Durch eine gezielte Variation dieser Parameter kann die rückfederungsbedingte Formänderung in vielen Fällen zum größten Teil beseitigt werden.

8.1.1 Ziehradius und Ziehspalt

Die Größe des Ziehradius gehört zu den Parametern bei Tiefziehprozessen, mit welchen die Rückfederung in einem breiten Bereich gesteuert werden kann. Die numerische Simulation des Streifenziehbiegeversuchs mit verschiedenen Ziehradien sowie die experimentellen Ergebnisse für drei Stähle in [56] haben gezeigt, dass sich mit der richtigen Wahl des Ziehradius der Spannungsgradient über die Blechdicke ändert und damit die Rückfederung stark reduzieren lässt.

Im Laufe dieser Arbeit wurden schon mehrmals die Ergebnisse der Simulation mit verschiedenen Radien dargestellt. Je nach Verhältnis der Blechdicke zum Ziehradius und zum Ziehspalt kann eine zusätzliche Biegeoperation auftreten (s. Bild 3.5), die die Spannungsverteilung über die Blechdicke und damit die Rückfederung minimieren oder sogar invertieren kann (Bild 8.1). Hier ist eine Gegenüberstellung der Ergebnissen von Bild 7.3 und Bild 7.4 dargestellt: Rechnungen mit Volumenelementen und rein isotroper Verfestigung im Vergleich für zwei Radien.

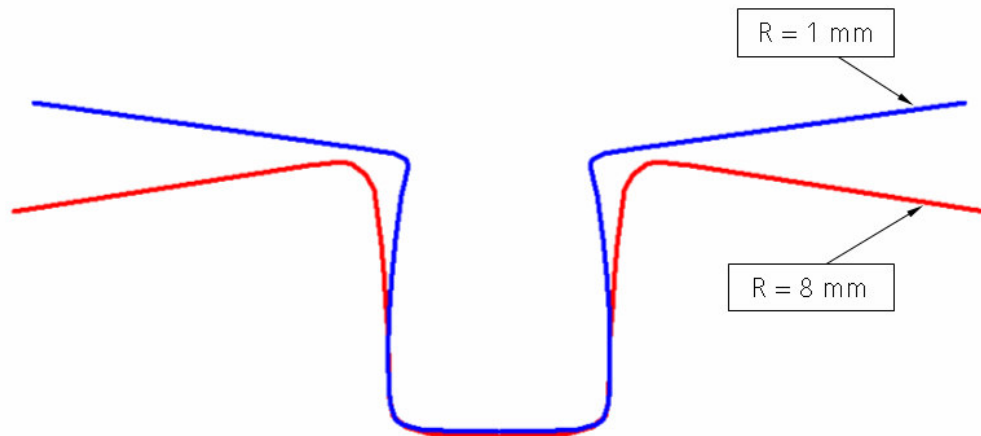


Bild 8.1. Einfluss des Ziehradius auf die Rückfederung

Auch die Größe des Ziehspaltes ist für die Entstehung einer dritten Biegeoperation wichtig. Bild 8.2 zeigt die Entwicklung der Spannungen über die Blechdicke im Bereich des Ziehradius ($R = 2 \text{ mm}$) für die zwei verschiedenen Ziehspalte.

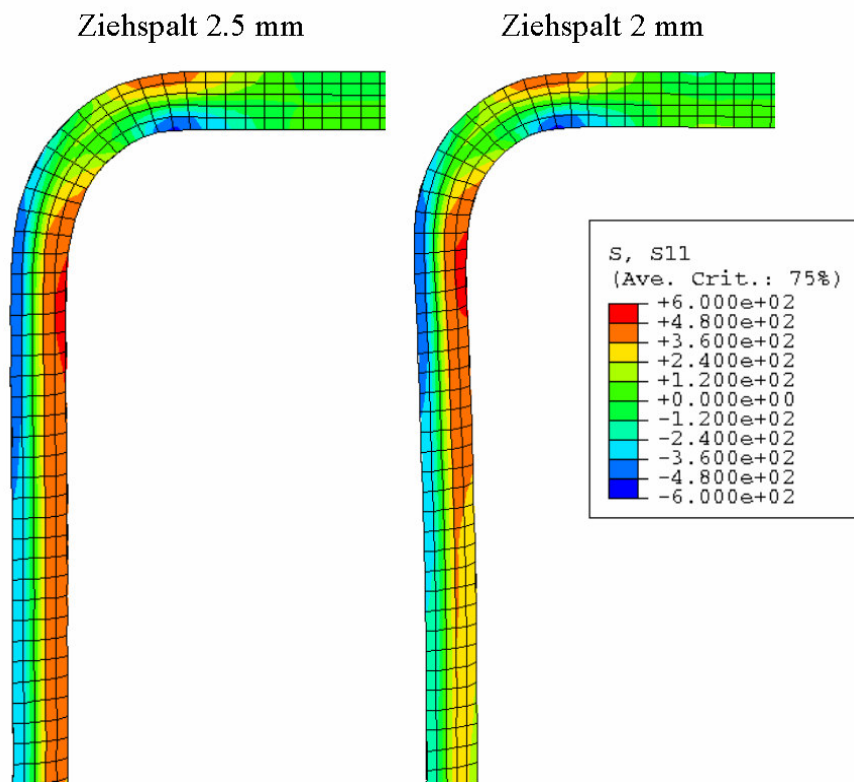


Bild 8.2. Einfluss des Ziehspaltes auf die Spannungsverteilung

Beim größeren Ziehspalt findet nach der Rückbiegung keine dritte Plastifizierung statt und der starke Gradient über die Blechdicke bleibt erhalten. Beim engeren Ziehspalt erfährt das Blech eine dritte Plastifizierung. Dies führt zu einer homogenen Spannungsverteilung über die Blechdicke und als Folge zu einer deutlich kleineren Rückfederung (Bild 8.3).

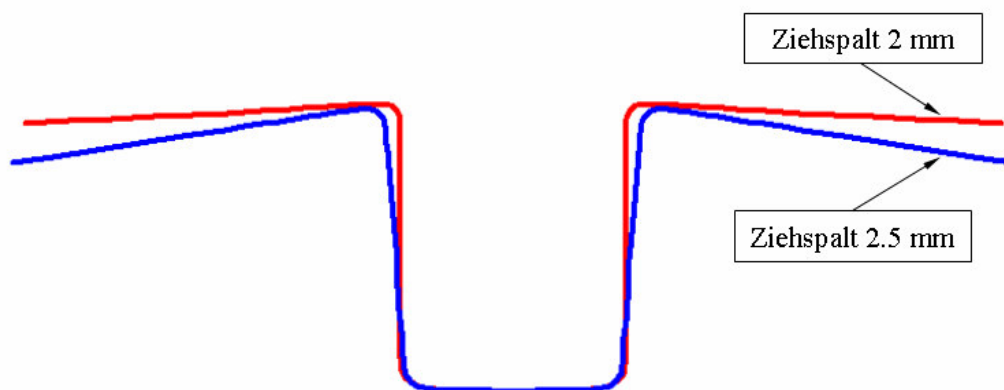


Bild 8.3. Einfluss des Ziehspaltes auf die Rückfederung

8.1.2 Blechhalterkraft und Ziehleisten

Durch die Reibung zwischen Blech und Werkzeugen erzeugt die Blechhalterkraft die Zugspannungen im Blech und kann nicht nur den Materialfluss kontrollieren, sondern auch den Spannungsgradient über die Blechdicke und dadurch auch die Rückfederung beeinflussen [66]. Bild 8.4 und Bild 8.5 zeigen, wie sich die Spannungsverteilung über die Blechdicke (am Ende des Umformens an der markierten Stelle) und die Endform nach der Rückfederung in Abhängigkeit von der Blechhalterkraft ändert. Diese Kraft wirkt auf eine Blechbreite von 30 mm (s. auch Bild 3.1).

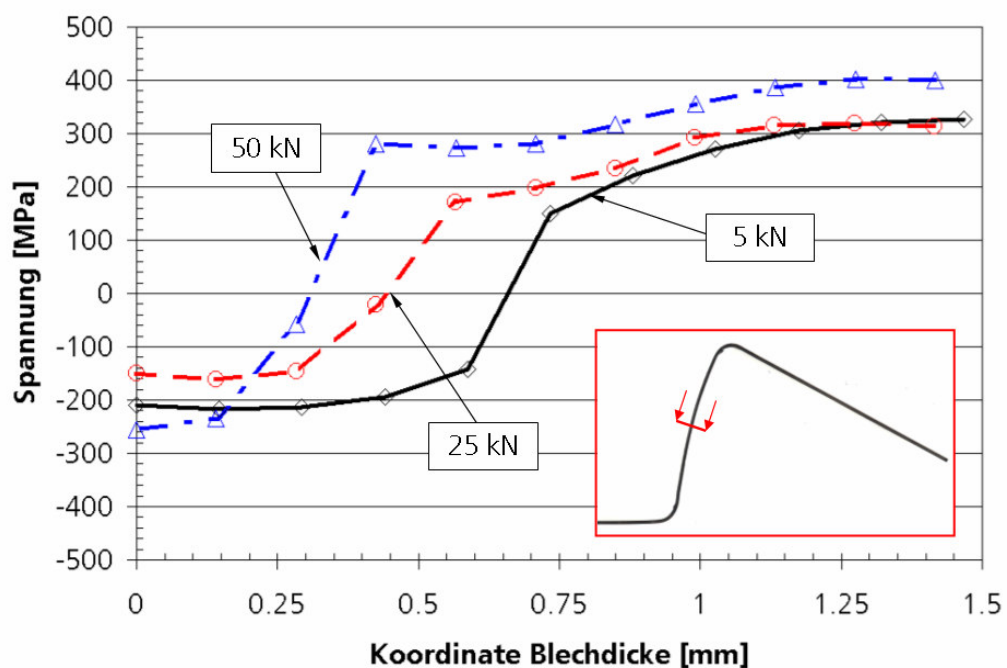


Bild 8.4. Verteilung der Spannung in der Ziehrichtung über die Blechdicke bei verschiedenen Blechhalterkräften

Mit steigender Blechhalterkraft steigt der Anteil der Zugspannungen im Blech, die Blechdickenreduzierung wird dadurch höher und der Flanscheinzug geringer.

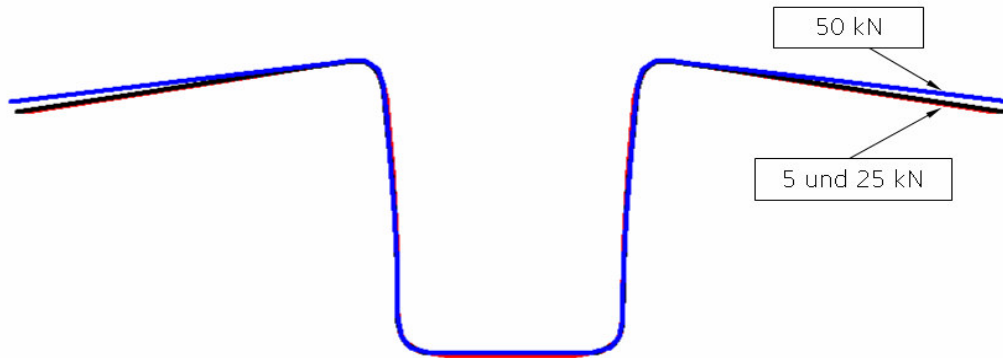


Bild 8.5. Rückfederung bei verschiedenen Blechhalterkräften

Einen ähnlichen Einfluss auf die Rückfederung wie die Blechhalterkraft können die Ziehleisten haben, die bereits in Kapitel 7.1.2 untersucht wurden.

Oft wird das Schmiermittel bei Tiefziehprozessen variiert um optimale tribologische Verhältnisse zu erhalten. In der Rechnung mit einem einfachen Coulomb-Modell, das üblicherweise bei der Simulation von Tiefziehprozessen verwendet wird, ist der Einfluss dieser Variation proportional zu der Variation der Kontaktspannung (s. auch Kapitel 8.1.3).

8.1.3 Kontakt und Reibung

Da die Kontaktflächen im Verhältnis zum umgeformten Volumen (besonders bei großen Bauteilen) groß sind, spielt die Kontaktbeschreibung bei der Simulation der Tiefziehprozesse eine wichtige Rolle. In der Praxis werden die Reibungskräfte als Steuerungsparameter für die Kontrolle des Materialflusses eingesetzt. Damit kann man z.B. die Falten- oder die Rissbildung verhindern. Bild 8.6 zeigt, wie das Material auf die Änderung des Reibungskoeffizienten μ bei der Umformsimulation eines Getriebetunnels reagiert. Die Simulationen wurden im Rahmen eines industriellen Projektes mit dem FE-Programm PAM-STAMP mit konstantem Reibungskoeffizient durchgeführt (wegen der Symmetrie des Bauteils ist nur die Hälfte dargestellt).

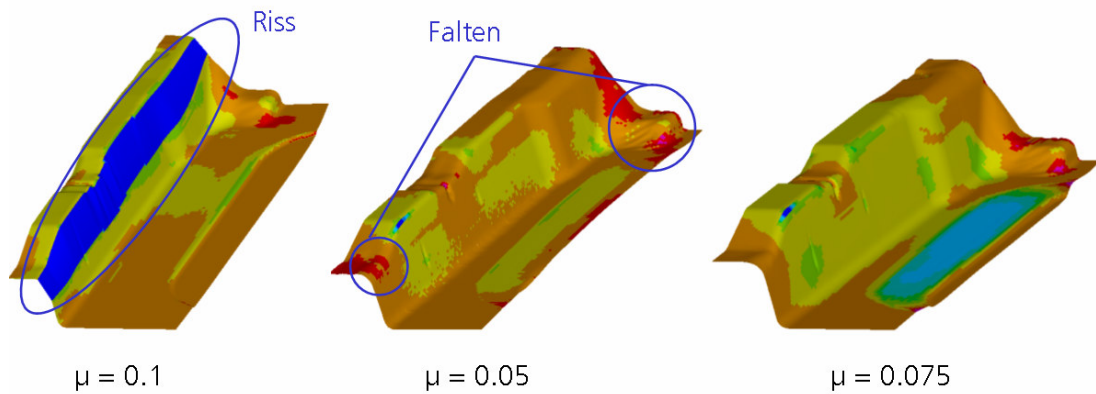


Bild 8.6. Umformsimulation eines Getriebetunnels mit verschiedenen Reibungskoeffizienten (in Zusammenarbeit mit Müller Weingarten AG)

Bei einem großen Reibwert sind die Reibungskräfte so hoch, dass das Material zwischen der Matrize und dem Blechhalter nicht fließen kann und ein Riss entsteht (linkes Teilbild von Bild 8.6). Dagegen sind bei einem kleinen Reibwert die Reibungskräfte ungenügend, um Faltenbildung zu vermeiden. Mit einem mittlerem μ -Wert kann man die Rissbildung verhindern und die Faltenbildung wesentlich reduzieren.

In der Realität sind die tribologischen Verhältnisse, vor allem für Systeme mit Schmierstoff, viel komplexer [24][30][98] und können mit dem linearen Coulomb-Gesetz nur schlecht beschrieben werden. Die Reibzustände beim Tiefziehen bleiben keineswegs konstant über den gesamten Prozess und werden durch die ständige Veränderung der makroskopischen (wie die Werkzeuggeometrie), mesoskopischen (wie die Geometrie und Einformung der Rauheitsspitzen) und mikroskopischen (wie die Gefügerauheit) tribologischen Gegebenheiten gekennzeichnet. Aufgrund fertigungsbedingter Schwankungen kann die Oberflächenqualität lokal innerhalb der Werkzeuge oder des Blechs sehr unterschiedlich sein.

Bei der Blechumformung mit Schmierstoffen ist zwischen vier Klassen von Reibungszuständen zu unterscheiden. Dies sind die Festkörperreibung, die durch einen direkten Kontakt der beteiligten Kontaktflächen ohne Oxidschicht gekennzeichnet ist; die Grenzreibung, die bei einem Kontakt über eine Grenzschicht (z.B. Oxidschicht oder dünne Schmierstoffschicht) auftritt; die Mischreibung, wobei an manchen Stellen ein direkter Kontakt der Reibpartner und an anderen eine vollständige Trennung der Oberflächen durch einen Schmierfilm besteht; und die hydrodynamische Reibung, bei der Werkzeuge und Werkstück durch einen Schmierfilm vollständig voneinander getrennt sind. Klassisch werden diese tribologische Zustände im Stribeck-Diagramm [30][35] dargestellt (Bild 8.7). Es wird ange-

nommen, dass der Reibungskoeffizient μ im Wesentlichen von einer Größe, der Stribeckzahl $\eta v/P$, abhängig ist [30], wobei η die dynamische Viskosität des Schmiermittels ist, v die Gleitgeschwindigkeit und P der Druck im Kontaktbereich ist.

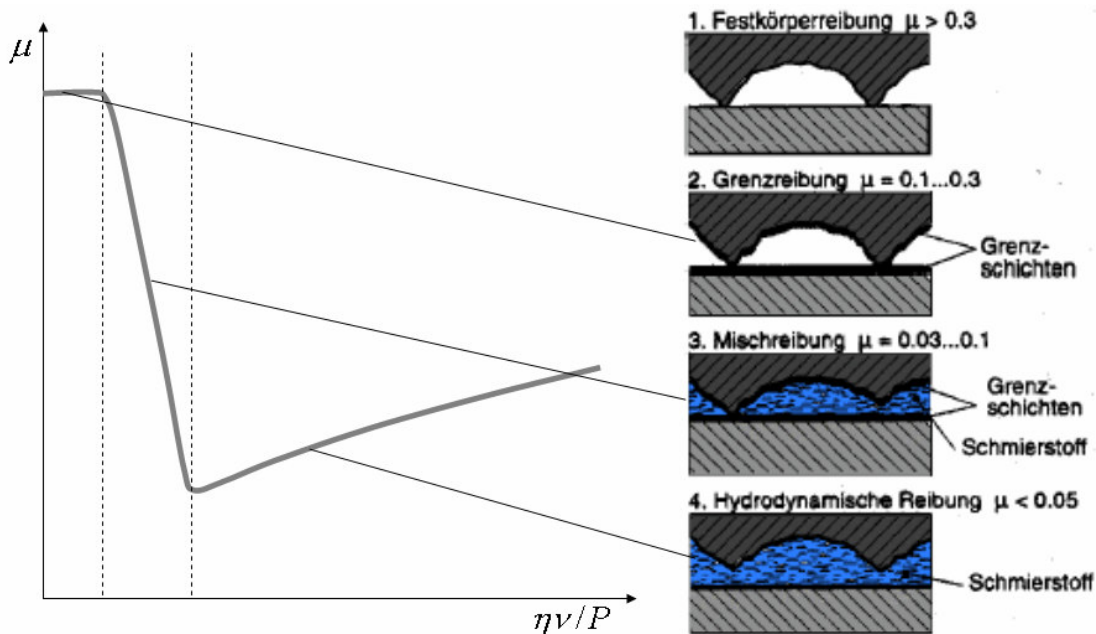


Bild 8.7. Stribeck-Diagramm und vier Klassen von Reibungszustände [35]

Während dieser Arbeit wurden keine Experimente zur Bestimmung des Stribeck-Diagramms durchgeführt. Die Gleitgeschwindigkeit wird von der Stempelgeschwindigkeit definiert und sollte an allen Stellen ungefähr gleich sein. In der Literatur [35][87] findet man experimentelle Daten, die eine Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten vom Kontaktdruck zeigen.

Die experimentellen Ergebnisse zeigen bei einem Öl als Schmiermittel eine große Abnahme des Reibungskoeffizienten über dem Kontaktdruck [35][87]. Bei einer Druckspannung 100 MPa sinkt der Reibungskoeffizient um mehr als das Dreifache im Vergleich zu den Kontaktspannungen im Bereich 1-10 MPa (Blechhalterkraft). Die Kurve lässt sich sehr gut mit einer exponentiellen Funktion beschreiben

$$\mu = \mu_{\infty} + (\mu_0 - \mu_{\infty})e^{-Pc} \quad (8.1)$$

wobei μ_0 und μ_{∞} die Reibungskoeffizienten bei unendlich kleinen bzw. großen Druckspannung P sind und c ein empirischer Koeffizient ist. Dieses Modell wurde in ABAQUS/Explicit als Unterprogramm VFRIC für die benutzerdefinierte Reibungsbeschreibung implementiert. Dann wurde der Streifenziehbiegeversuch mit dem standardmäßigen Coulomb-Modell und dem druckabhängigen Modell simuliert.

Die Größe des Ziehradius wurde gleich 2 mm gewählt. Bei der Rechnung mit dem Coulomb-Modell war $\mu = 0.12$. Für die zweite Rechnung mit VFRIC wurden folgende Parameter eingesetzt: $\mu_0 = 0.123$, $\mu_\infty = 0.033$ und $c = 0.02 \text{ MPa}^{-1}$. Dies entspricht einem Wert vom $\mu = 0.12$ bei der Kontaktspannung 1.6 MPa, die von der Blechhalterkraft erzeugt wird (Bild 8.8).

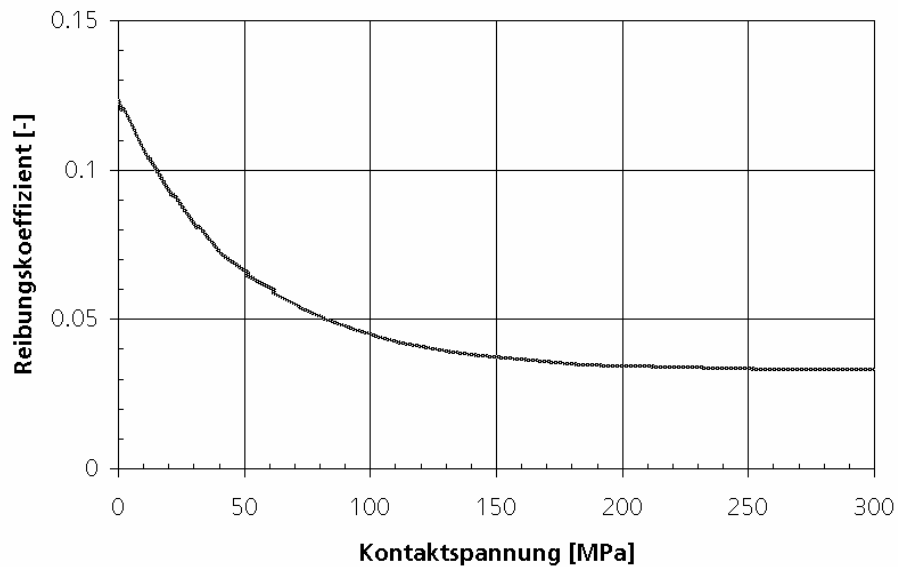


Bild 8.8. Einfluss des Kontaktdrucks auf den Reibungskoeffizient

Die mit den beiden Reibungsmodellen gerechneten Hutprofile nach der Rückfederung zeigt Bild 8.9. Der Einfluss auf die gerechnete Rückfederung ist klar zu sehen.

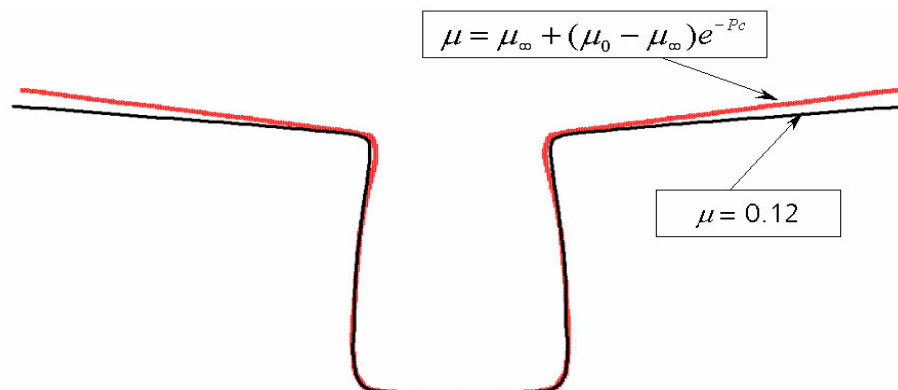


Bild 8.9. Einfluss des Reibungsmodells auf die Rückfederung

8.2 Numerische Einflussgrößen

In diesem Kapitel werden folgende numerische Einflussgrößen kurz analysiert: der Elementtyp, die Elementgröße und die Symmetriebedingungen. Der Einfluss des Integrationsverfahrens wird hier nicht untersucht. Einige Hinweise dazu findet man in Kapitel 2.2.

8.2.1 Elementtyp

Die Umformprozesse beim Tiefziehen von dünnen Blechen werden sehr oft mit Schalenelementen simuliert. Wie in Abschnitt 2.2.1 erwähnt wurde, haben die klassischen Schalen eine vereinfachte Elementformulierung, die einen wesentlichen Gewinn bei der Rechenzeit gegenüber Volumenelementen erzeugt. In der klassischen Schalentheorie wird die Spannung in Dickenrichtung vernachlässigt und der Spannungstensor hat nur drei Komponenten. In [65] wurden Rechnungen mit Schalen- und Volumenelementen bei verschiedenen Verhältnissen von Ziehradius zu Blechdicke durchgeführt. Es wurde empfohlen, beim Verhältnis kleiner als 5-6 die Volumenelemente zu verwenden. Hier soll überprüft werden, wie gut sich Schalenelemente für solche Simulationen eignen und was die Ursachen für fehlerhafte Ergebnisse sein können.

Die Ergebnisse in diesem Kapitel beziehen sich zum Teil auf Experimente und Rechnungen, die in Rahmen des laufenden EFB/AiF-Projektes „Beurteilung der Leistungsfähigkeit von Materialmodellen zur Blechumformsimulation“ (Forschungsvorhaben AiF 13530 BG) durchgeführt wurden. In diesem Projekt wurden Streifen aus vier verschiedenen Stählen und einer Aluminiumlegierung mit dem Streifenziehbiegeversuch (Bild 3.1) tiefgezogen. Die Versuche wurden mit zwei verschiedenen Ziehradien (5 mm und 2 mm) durchgeführt. Danach wurden alle Hutprofile nachgerechnet.

Für die Materialcharakterisierung wurden Zug-Druckversuche durchgeführt. Da Streifenziehbiegeversuche auch mit kleinen Ziehradien vorgesehen waren, wurden die Proben zwei Zyklen ausgesetzt. Das Chaboche-Modell in der klassischen Formulierung mit einer Rückspannungskomponente wurde an die zyklischen Spannungs-Dehnungskurven angepasst.

Die Streifenziehbiegeversuche wurden zuerst in PAM-STAMP 2G mit Schalenelementen nachgerechnet und mit optisch vermessenen Hutprofilen nach der Rückfederung verglichen. Beim Vergleich stellte sich heraus, dass für alle Werkstoffe die Übereinstimmung mit dem Experiment bei großem Radius besser als bei kleinem ist. Um zu überprüfen, ob die Abweichungen durch die Elementformulierung verursacht sind, wurden die gleichen Rechnungen mit Volumen- und Schalenelementen in ABAQUS nachgerechnet.

Die Ergebnisse mit Volumenelementen zeigen, dass die Übereinstimmung mit den Experimenten für den großen und für den kleinen Radius gleich gut ist. Die Schalenelemente in PAM-STAMP 2G und ABAQUS liefern dabei vergleichbare Ergebnisse bezüglich der Rückfederung. Alle weiteren Ergebnisse mit beiden Elementtypen beziehen sich deswegen auf die Rechnungen in ABAQUS. Bild 8.11 zeigt die gerechnete und gemessene Rückfederung für den Stahl H220 (s. Kapitel 7.1.1) als Beispiel für einen von fünf im Projekt untersuchten Werkstoffen.

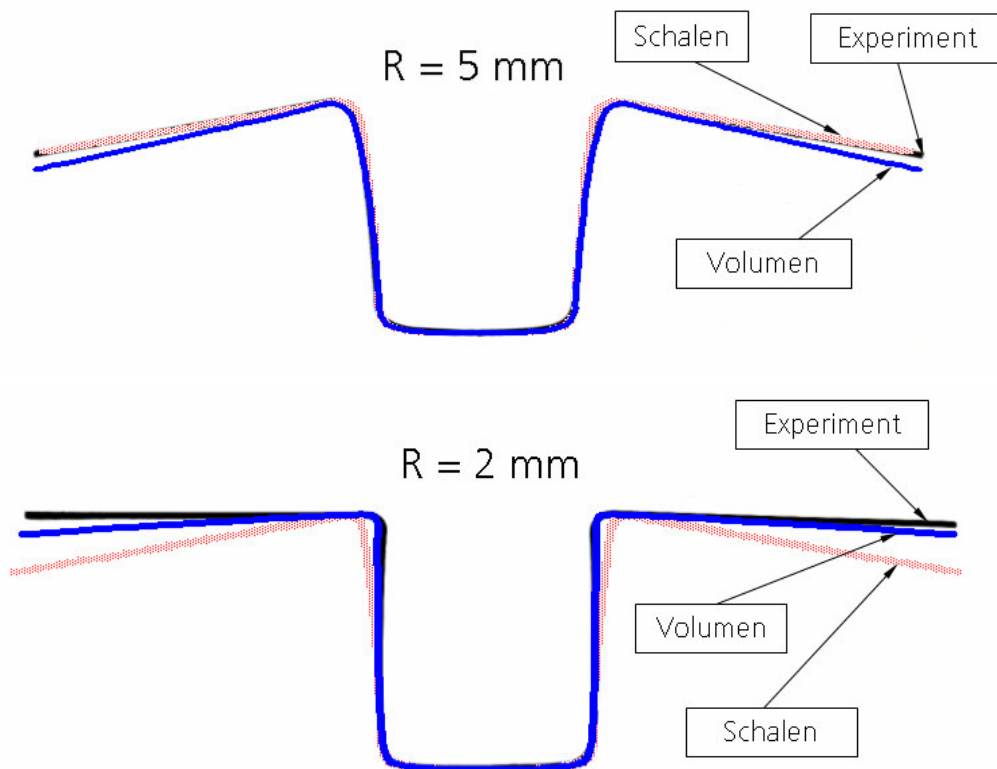


Bild 8.10. Gemessene und gerechnete Rückfederung für H220 (aus dem laufenden EFB/AiF-Projekt „Beurteilung der Leistungsfähigkeit von Materialmodellen zur Blechumformsimulation“ (Forschungsvorhaben AiF 13530 BG))

Volumenelemente bieten die Möglichkeit die Spannungsverteilung über die Blechdicke anzuschauen. Bild 8.11 zeigt die Verteilung der Spannungskomponente σ_{33} (normal zu der Blechebene) beim Durchgang durch zwei verschiedene Ziehradien.

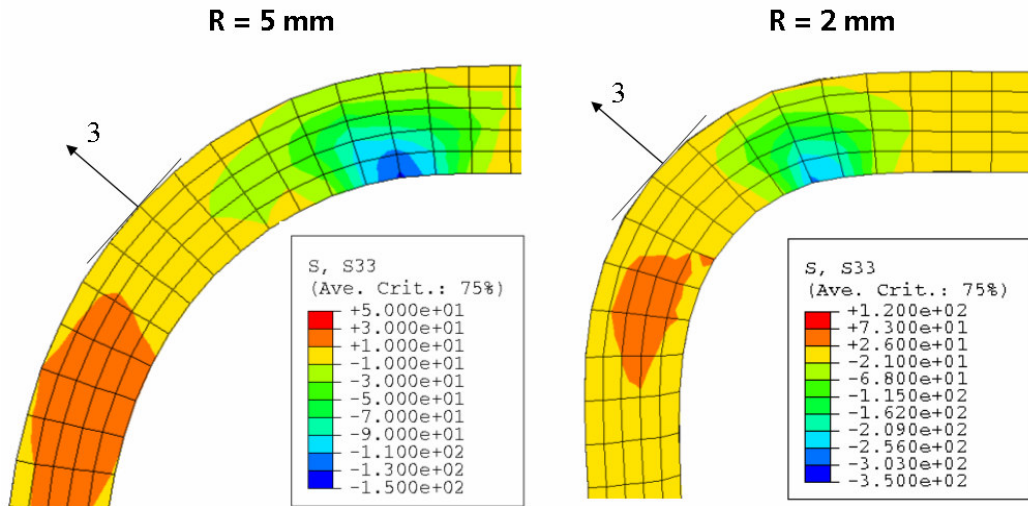
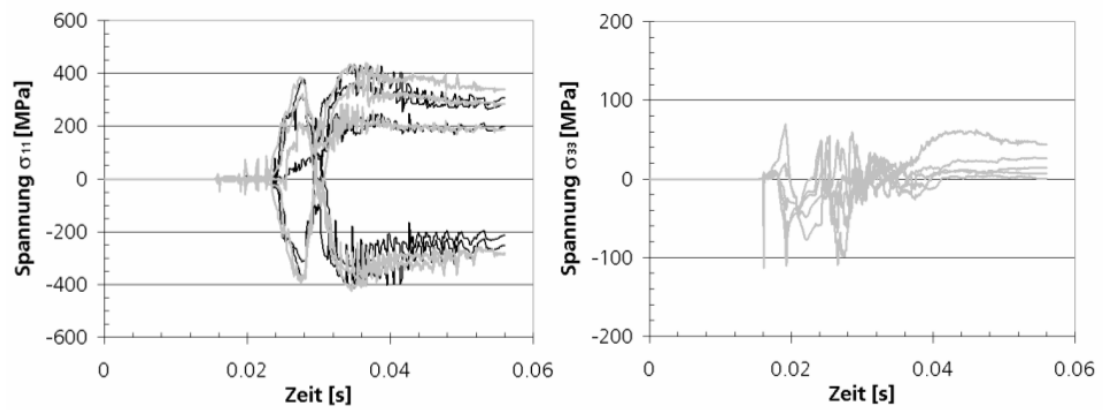


Bild 8.11. Verteilung von σ_{33} beim Durchgang durch den Ziehradius
(in Zusammenarbeit mit Volkswagen AG)

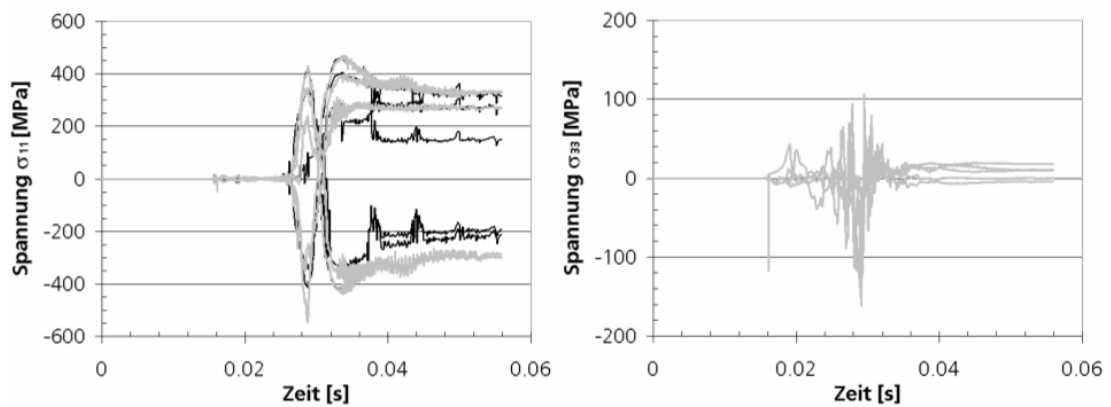
Die Spannungsanalyse zeigt, dass σ_{33} an der unteren Blechoberfläche für den kleineren Radius mehr als doppelt so hoch ist wie für den größeren und im Bereich von 350 MPa liegt. Das ist ein hohes Niveau, das auch die anderen Spannungskomponenten (über die Vergleichsspannung) wesentlich beeinflussen wird.

Für die Rückfederung eines Hutprofils sind hauptsächlich die Spannungen in Längsrichtung σ_{11} von Bedeutung. Bild 7.12 zeigt, wie unterschiedlich sich diese Spannungskomponente in den Rechnungen mit Schalen- und Volumenelementen entwickelt. Als Beispiel dient hier der 1.5 mm dicke H220-Stahl mit Radien 8, 5, 2 und 1 mm und mit Ziehspalt 2 mm. Damit die Integrationspunkte die gleichen Positionen über die Blechdicke für Schalen- und Volumenelementen haben, wurden 5 Volumenelemente und 11 Integrationspunkte für die Schalen über die Blechdicke ausgewählt.

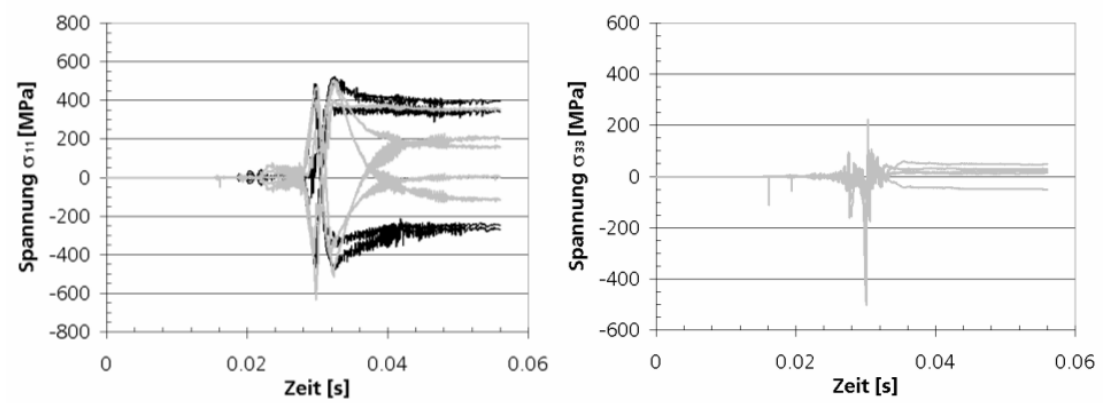
R = 8 mm



R = 5 mm



R = 2 mm



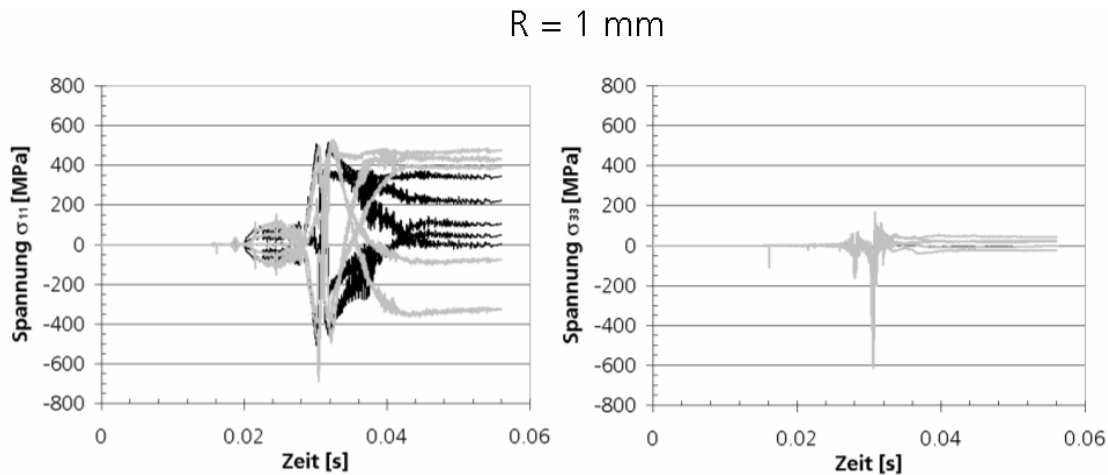
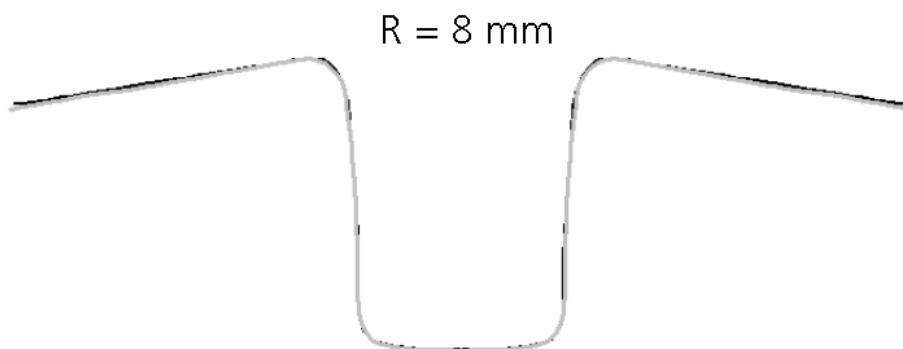


Bild 8.12. Einfluss der Normalspannung σ_{33} auf die Verteilung der Spannungskomponente σ_{11} über die Blechdicke bei Schalen- (schwarz) und Volumenelementen (grau)

Mit kleiner werdendem Ziehradius steigt die Normalspannung σ_{33} im Kontaktbereich: von -100 MPa bei $R = 8$ mm bis -600 MPa bei $R = 1$ mm. Da diese Spannungskomponente in der Gleichung für die Vergleichsspannung σ_{eq} bei einer Formulierung für den ebenen Spannungszustand (Schalenelemente) nicht einbezogen ist, werden damit auch die anderen Komponenten des Spannungstensors betroffen. Das sieht man an den obigen Diagrammen an dem steigenden Unterschied in σ_{11} zwischen Schalen- und Volumenelementen. Das Material wird sich dadurch anders verfestigen, insbesondere in den Blechschichten, die im Kontakt mit der Matrize sind. Die Rechnungen mit Volumenelementen ergeben eine dritte Biegeoperation schon beim Radius 2 mm, während Schalenelemente dies erst beim Radius 1 mm voraussagen. Den Einfluss dieser Ungenauigkeiten auf die Rückfederung zeigt Bild 8.13.



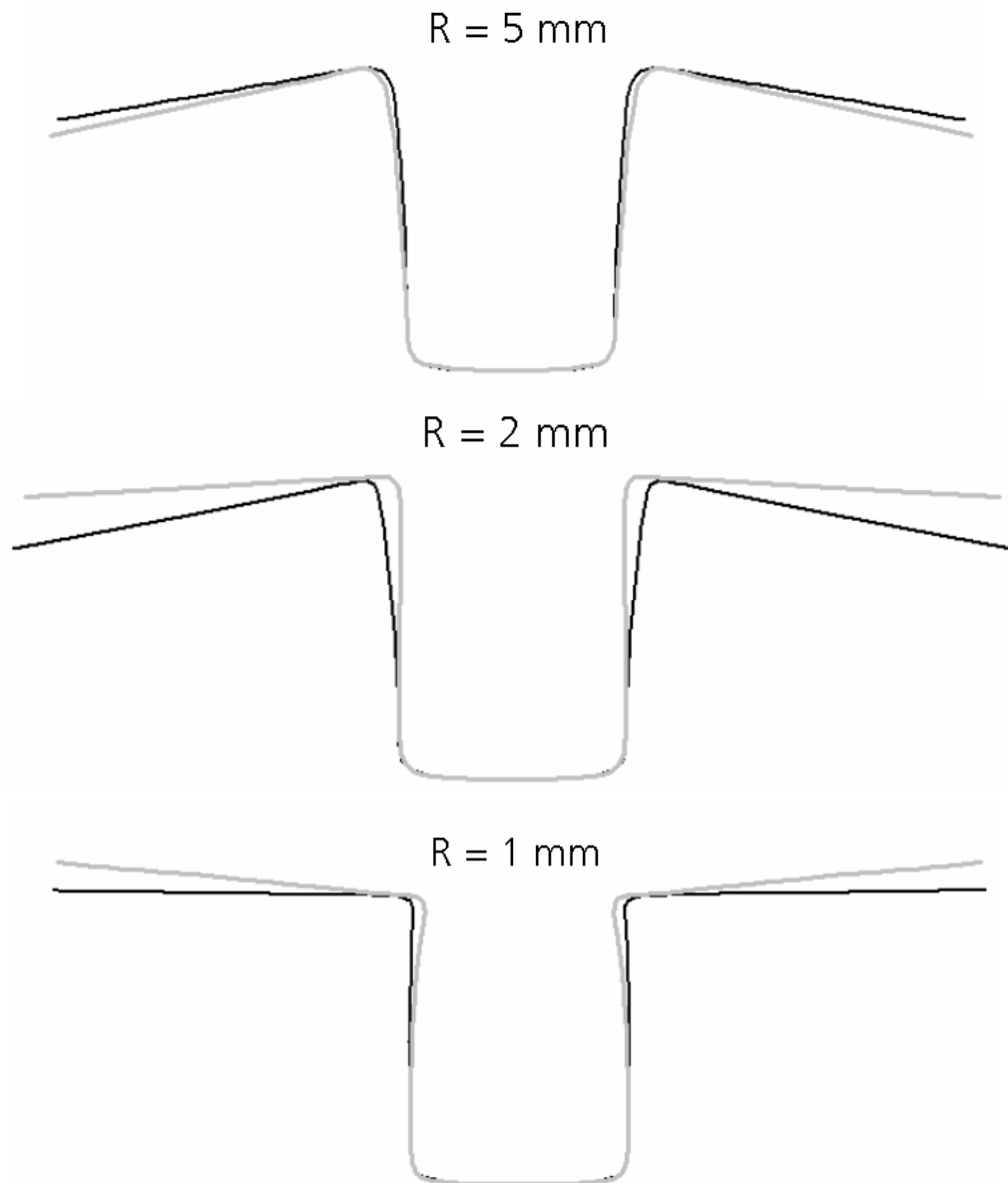


Bild 8.13. Hutprofile nach der Rückfederung. Vergleich zwischen Schalen- (schwarz) und Volumenelementen (grau)

Eine weitere Folge der durch Schalenelemente verursachten Ungenauigkeiten ergab sich in einem industriellen Projekt. Dort wurden hutprofilähnliche Bauteile aus fünf verschiedenen Werkstoffen tiefgezogen. Der Vergleich der mit Schalenelementen durchgeführten Rechnungen mit Experimenten ergab, dass in allen Fällen die Blechdickenreduzierung in den Rechnungen niedriger bzw. der Flanscheinzug höher als im Experiment war. Dies kann man dadurch erklären, dass die Dehnungen ϵ_{33} ohne Berücksichtigung von Druckspannungen σ_{33} beim Durchgang durch den Ziehradius unterschätzt werden. Wegen der Volumenkonstanz führt eine zu geringe Blechdickenreduzierung zu einem zu hohen Flanscheinzug. Auch in Bild 8.13 ist zu

sehen, dass schon für den Radius 8 mm die Schalenelemente einen größeren Flansch-einzug als die Volumenelemente ergeben.

Die klassischen Schalenelemente sollten also bei Tiefziehprozessen mit Vorsicht verwendet werden, da sie einen bestimmten Gültigkeitsbereich haben. Üblicherweise wird der Gültigkeitsbereich durch ein rein geometrisches Kriterium für das Verhältnis Schalendicke/Krümmungsradius beschrieben. Hier wurde gezeigt, dass Kontaktspannungen den Gültigkeitsbereich zusätzlich einschränken können. Es ist auch zu erwarten, dass die Kontaktspannungen beim Durchgang durch die Ziehleiste hohe Werte erreichen können, so dass nur Volumenelemente verwendet werden sollten. Bei Tiefziehprozessen, bei denen höhere Kontaktspannungen auftreten können, sollten entweder Volumenelemente (zumindest lokal) oder weiter entwickelte Schalenelemente [32][33], die die Verformung in der Dickenrichtung besser beschreiben können, eingesetzt werden. Beide Lösungen erhöhen allerdings die Rechenzeiten.

8.2.2 Elementgröße

Die Genauigkeit, mit welcher die Werkzeuge und vor allem das Blech diskretisiert wird, gehört zu den wichtigsten Faktoren, die die Ergebnisse der Umformsimulation beeinflussen können.

Ein Kriterium für die Auswahl der Elementgröße, abhängig von der maximalen Krümmung an den Werkzeugen, wurde bereits in Kapitel 3.3 vorgestellt und wurde bei den Rechnungen in dieser Arbeit erfolgreich verwendet. Einige Programme bieten auch die Möglichkeit, das FE-Netz im Prozess zu verfeinern. Die adaptive Netzverfeinerung (adaptive meshing) ist eine Option in PAM-STAMP [75], die nach benutzerdefinierten Kriterien während die Simulation das Netz verfeinert. Das kann in vielen Fällen die Rechenzeit wesentlich verkürzen, da das Netz nur an den Stellen verfeinert wird, wo die Krümmung bzw. Verformung groß ist.

Diese Option in PAM-STAMP wurde in einem industriellen Projekt im Hinblick auf ihren Einfluss auf Rückfederung überprüft. Ein Streifenziehbiegeversuch wurde dreimal gerechnet, wobei bei einer Simulation das Netz von Anfang an fein war und bei den anderen zwei, ausgehend von einem groben Netz, während der Simulation verfeinert wurde. Als Kriterium wurde ein Winkelkriterium gewählt: sobald im Verlauf der Rechnung der Winkel zwischen den Normalen zweier benachbarter Schalen-

elemente größer als 7° ist (wird in [75] empfohlen), werden diese in jeweils vier neue Elemente mit der halben Seitenlänge verfeinert. Die durch diese Prozedur an der Grenze zu den nicht verfeinerten Elementen entstehenden so genannten T-Knoten werden durch eine Zwangsbedingung auf der Mitte der gemeinsamen Seite gehalten, so dass die Kompatibilität des Netzes gewährleistet bleibt (s. Bild 8.14). Der Spannungs- und Dehnungszustand des „Mutterelements“ wird auf die neuen Elemente übertragen. Es wurden insgesamt zwei Verfeinerungsstufen 1 bzw. 2 getestet; das heißt, aus einem ursprünglichen Element können maximal 16 neue Elemente entstehen.

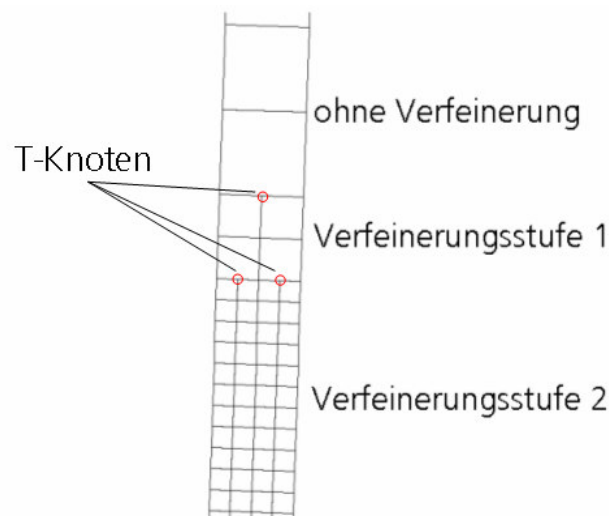


Bild 8.14. Netzverfeinerung in PAM-STAMP

Die Simulationen wurden mit dem kombinierten isotrop-kinematischen an die zyklischen Spannungs-Dehnungskurven angepassten Verfestigungsmodell durchgeführt. Damit lassen sich die Simulationsergebnisse auch mit den gemessenen Hutprofilen vergleichen. Die Anfangs-Elementlänge bei Stufe 1 war 1 mm bzw. bei Stufe 2 - 2mm. Dies entsprach einer Elementlänge im verfeinerten Zustand von jeweils 0.5 mm wie in der Rechnung ohne Netzverfeinerung. In Bild 8.15 ist offensichtlich, dass die Netzverfeinerung nicht ausreicht, um die Rückfederung zu reproduzieren, die sich in der Rechnung mit von Anfang feinerem Netz ergibt.

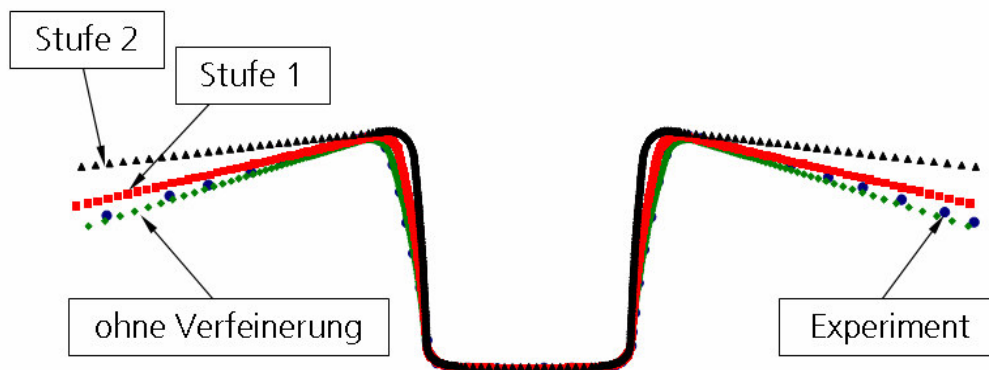


Bild 8.15. Einfluss der adaptiven Netzverfeinerung auf die Rückfederung
(in Zusammenarbeit mit Karmann AG)

Nur die Rechnung mit dem von Anfang an feinem Netz und ohne Netzverfeinerung liefert eine gute Übereinstimmung mit der Messung.

Auch bei Bauteilsimulationen ist der Einfluss einer Netzverfeinerung erkennbar. Es wurde eine A-Säule aus dem Stahl ZStE340 in PAM-STAMP simuliert. Eine Rechnung wurde ohne Netzverfeinerung mit der Elementgröße 5 mm und eine andere mit der Verfeinerungsstufe 1 und Elementgröße am Anfang 10 mm durchgeführt. Bild 8.16 zeigt die Verteilung der von Mises Vergleichsspannung am Ende des Umformens. Dabei sind kaum signifikante Unterschiede zwischen den zwei Rechnungen zu bemerken.

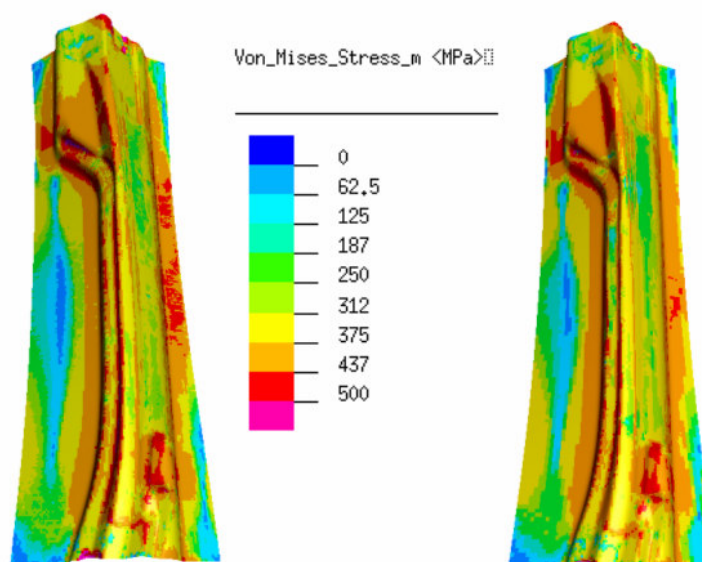


Bild 8.16. Umformsimulation eine A-Säule mit (links) und ohne Netzverfeinerung
(in Zusammenarbeit mit Karmann AG)

Deutliche Unterschiede ergeben sich bei der Rückfederung. Die Rückfederung wurde in den vier Eckpunkten ausgewertet (Bild 8.17). Auf dem Bild sind die Stellen, wo das Netz verfeinert wurde, gut zu erkennen (die dunklen Stellen).

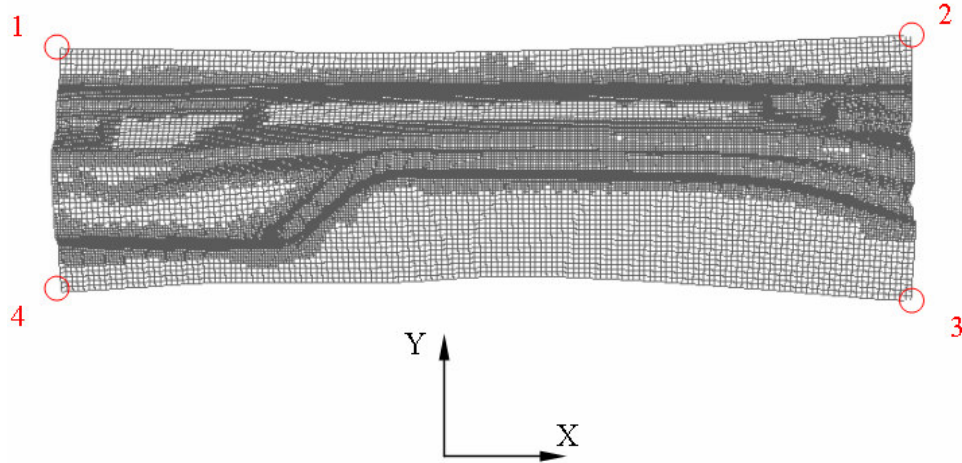


Bild 8.17. Punkte für die Auswertung der Rückfederung

Tabelle 8.1 zeigt die Verschiebungen der Eckpunkte beim Entlasten für beide Rechnungen.

Punkt	ohne Verfeinerung			Verfeinerungsstufe 1		
	Verschiebung, mm					
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	-1.51	1.13	-2.75	-2.14	1.60	-1.01
2	0.78	0.62	-5.82	0.58	-3.03	-13.09
3	-0.16	-10.20	29.50	-1.85	-17.99	35.93
4	1.11	-18.00	15.80	-0.03	-19.11	19.66

Tabelle 8.1. Verschiebungen der Eckpunkten

Die Verschiebungen von mehr als 30 mm bei der Rückfederung können bei der späteren Montage der gesamten Karosserie zu Problemen führen. Die Unterschiede zwischen beiden Rechnungen, insbesondere für den Punkt 3, deuten darauf hin, dass solche Verfeinerungsalgorithmen bei einer Rückfederungssimulation nur mit Vorsicht verwendet werden sollten.

Rechenzeit kann man auch ohne Genauigkeitsverlust einsparen, indem man von Anfang an das Netz in den Bereichen, die den Ziehradius durchlaufen werden, feiner generiert als in den Zonen mit kleineren Verformungen.

8.2.3 Symmetriebedingungen

In den Anleitungen von vielen FE-Programmen wird empfohlen, die Symmetrie der Prozesse auszunutzen und mit Hilfe symmetrischer Randbedingungen nur einen repräsentativen Teil des Problems zu modellieren. Da symmetrische Bauteile keine Seltenheit beim Blechumformen sind, wird oft nur die Hälfte betrachtet (wie bei allen Streifenziehbiegeversuchen in dieser Arbeit). Dies ist richtig bezüglich des Umformprozesses und kann viel Rechenzeit sparen. Bei der Rückfederungssimulation kann das allerdings zu Fehlern führen. Wenn ein dünnwandiges Bauteil große Dimensionen und eine geringe Biegesteifigkeit hat, kann es zu einer asymmetrischen Rückfederung beim Entlasten kommen, die mit symmetrischen Randbedingungen in der Simulation nicht beschreibbar ist.

Eine solche Art der Rückfederung wurde in einem industriellen Projekt beobachtet. Ein Dachrahmen hat nach dem Umformen im Experiment sowie in der Simulation nicht nur die übliche Biegerückfederung, sondern auch eine Torsionsrückfederung. Bild 8.18 zeigt die in PAM-STAMP gerechneten Verschiebungen nach der Rückfederung in Z-Richtung.

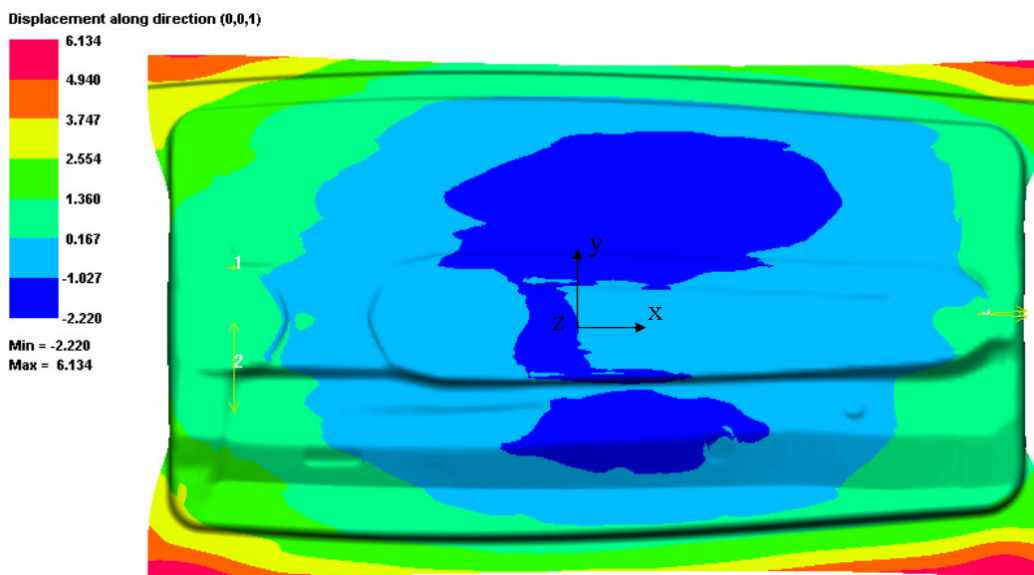


Bild 8.18. Asymmetrische Rückfederung (in Zusammenarbeit mit Volkswagen AG)

Obwohl die Werkzeuge symmetrisch zur X-Z-Ebene sind, ist das gemessene sowie auch das gerechnete Bauteil nach der Entlastung asymmetrisch. Es gibt zwei gleichwertige Torsionsmoden, von denen sich zufallsbedingt die eine oder die andere einstellt. In diesem Fall war die Torsionsrückfederung beim Experiment und bei den Rechnungen in verschiedenen Richtungen. Deswegen war beim Vergleich eine

Spiegelung der Ergebnisse notwendig. Bild 8.19 zeigt die drei Messlinien, entlang welcher die Rückfederung zwischen Messung und Rechnungen verglichen wurde.

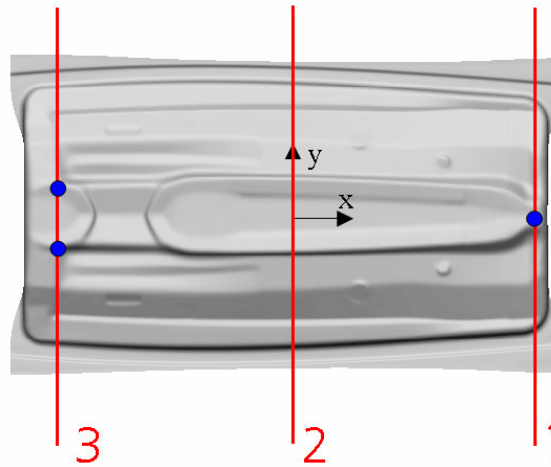


Bild 8.19. Messlinien und Auflagepunkte für die Rückfederungsauswertung
(in Zusammenarbeit mit Volkswagen AG)

Bild 8.20 zeigt den Vergleich der Messung mit den Rechnungen mit ABAQUS und PAM-STAMP 2G. Die Rechnungen wurden dabei mit dem Chaboche-Modell und mit dem anisotropen Fließkriterium nach Hill´48 durchgeführt.

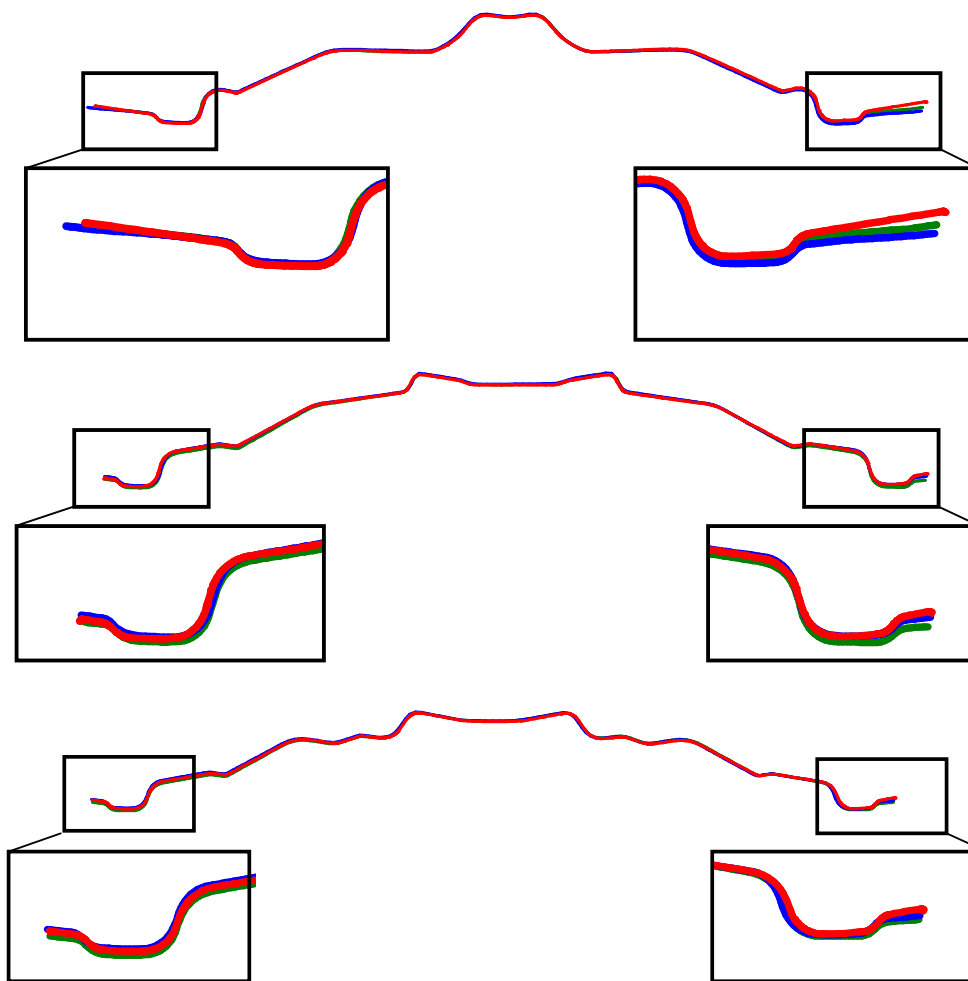


Bild 8.20. Auswertung der Rückfederung mit Berücksichtigung der Torsion (in Zusammenarbeit mit Volkswagen AG). Von oben nach unten: Linie 1, 2, 3
 Rot: Messung, blau: ABAQUS, grün: PAM-STAMP 2G

Die Übereinstimmung der Rechnungen mit dem Experiment ist als sehr gut zu bewerten.

Auch weil jede geometrische Abweichung von der Symmetrie die gerechnete Rückfederung beeinflussen kann, ist es besser nicht die CAD-Daten mit Soll-Geometrie sondern optisch vermessene Werkzeugflächen bei der Simulation zu verwenden.

8.3 Eigenspannungen nach dem Walzen

Gewalzte Bleche haben, besonders wenn sie nicht wärmebehandelt wurden, in der Regel einen Gradienten der Eigenspannungen über die Dicke sowie über die Breite. FE-Rechnungen und Messungen der Eigenspannungen ergeben Werte von mehreren

hundert MPa je nach Werkstoff und Walzgrad. Bild 8.21 zeigt eine typische Verteilung der Spannungskomponente σ_{11} (in WR) im Blech. Wegen der Symmetrie ist nur ein Viertel des Bleches dargestellt.

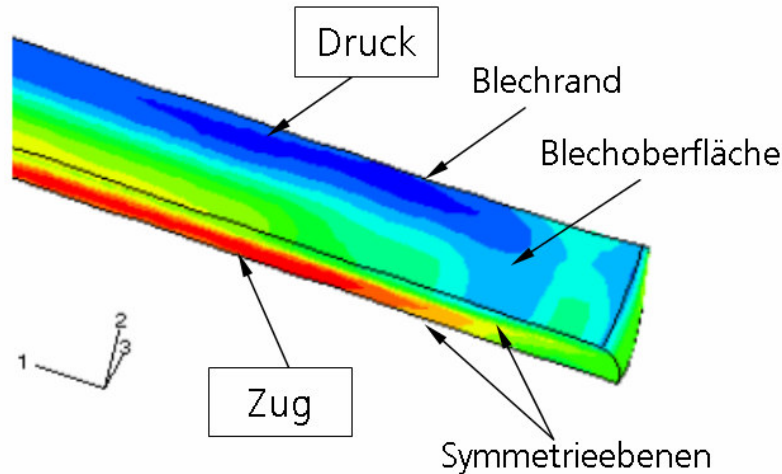


Bild 8.21. Verteilung der Eigenspannungen in Längsrichtung im Blech nach dem Walzen

In der Blechmitte liegen Zugspannungen, an der Oberfläche Druckspannungen in Längsrichtung vor. Diese Spannungsverteilung ändert sich entlang der Breite. Je nachdem aus welcher Stelle des Bleches die Proben entnommen werden, wird der Gradient unterschiedlich.

Um zu prüfen, ob die Eigenspannungen im Blech bei der Rückfederungssimulation eine Rolle spielen, wurden Streifenziehbiegeversuche in ABAQUS mit und ohne Berücksichtigung von Eigenspannungen simuliert. Zwei verschiedene Spannungsgradienten wurden dabei als Anfangszustand eingegeben (Bild 8.22). Einer ist symmetrisch und entspricht einem homogenen Material, der andere ist asymmetrisch (wie z.B. bei beschichteten Blechen). Jedes von fünf Volumenelementen über die Dicke entspricht einer Spannungsgröße. Die resultierende Kraft und das resultierende Moment sollen über die Dicke im Gleichgewicht sein.

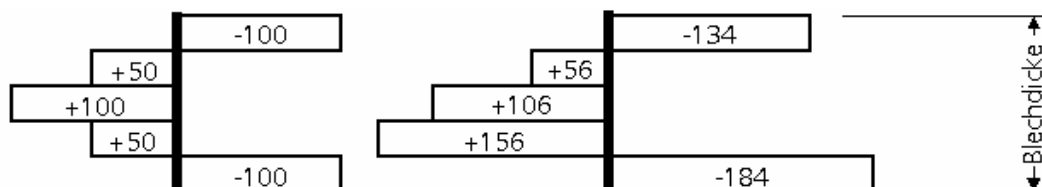


Bild 8.22. Symmetrischer und asymmetrischer Gradienten der Eigenspannungen über die Blechdicke in MPa

Die wichtigsten Prozessparameter in der Simulation sind: Blechdicke 1.25 mm, Ziehradius 1.5 mm, Stempelweg 60 mm. Das Material wurde als isotrop mit isotroper Verfestigung betrachtet: $\sigma_0 = 350$ MPa, $Q = 380$ MPa, $b = 30$.

Bild 8.23 und Bild 8.24 zeigen die Ergebnisse der Umformsimulation. Die Verteilung der Spannung σ_{11} beim Durchgang durch den Ziehradius und die Spannungsgeschichte werden hier für drei Rechnungen dargestellt: ohne Gradient und mit symmetrischem und asymmetrischem Gradient.

ohne Eigenspannungen symmetrischer Gradient asymmetrischer Gradient

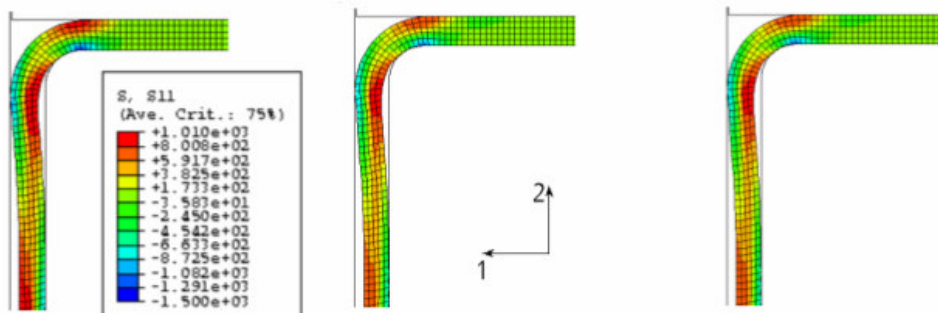


Bild 8.23. Verteilung der Spannungen über die Blechdicke ohne und mit Eigenspannungen (in Zusammenarbeit mit ThyssenKrupp Stahl AG)

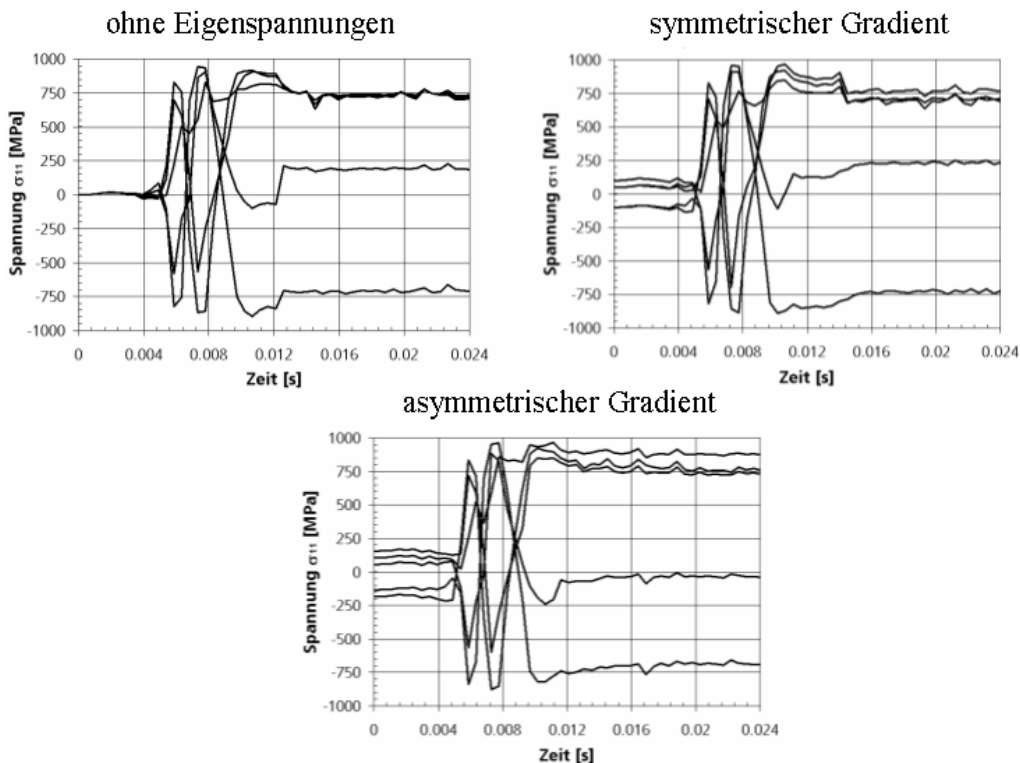


Bild 8.24. Entwicklung der Spannungen über die Blechdicke ohne und mit Eigenspannungen (in Zusammenarbeit mit ThyssenKrupp Stahl AG)

Schon beim Durchgang durch den Ziehradius wird der Gradient der Eigenstressen ausgelöscht, so dass es danach kaum Unterschiede zwischen den beiden Rechnungen gibt. Die Spannungsgradienten im senkrechten Bereich sind identisch. Bild 8.25 zeigt die für die drei Fälle gerechnete Rückfederung.

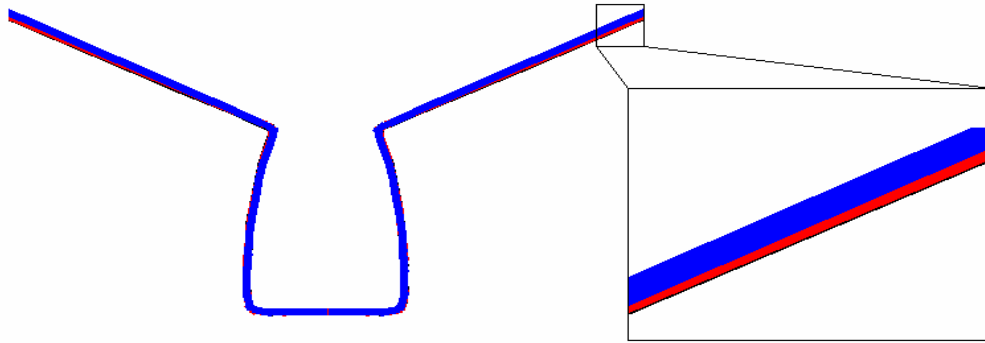


Bild 8.25. Einfluss von Eigenspannungen auf die Rückfederung

Wie zu erwarten, ist der Einfluss der Eigenspannungen, die im Blech nach dem Walzen entstehen, auf die Rückfederung vernachlässigbar.

8.4 Simulation mehrstufiger Prozesse

Oft werden Bauteile in einem mehrstufigem Verfahren hergestellt. Das können z.B. mehrere Tiefziehstufen mit Schneideoperationen dazwischen sein. Bei der Simulation solcher Prozesse ist es wichtig, die Rückfederung am Ende jedes Prozessschrittes unter den realen Randbedingungen zu berechnen und damit die Formänderung und das Spannungsniveau richtig im der nächsten Schritt zu berücksichtigen. Je nachdem, ob man die Rückfederung vor dem Schneiden simuliert oder nicht, kann das Material an unterschiedlichen Stellen abgeschnitten werden. Auch nach dem Schneiden werden sich die Eigenspannungen erneut ins Gleichgewicht setzen und produzieren damit eine Rückfederung.

Bild 8.26 zeigt den Betrag der Verschiebungen in der A-Säule (s. Abschnitt 8.2.2) nach dem Schneiden. Für das Schneiden verfügt das Programm PAM-STAMP über die Möglichkeit, die Schnittkontur auf das Objekt zu projizieren und die Elemente außerhalb zu löschen. Eine lokale Verformung der Schnittzone wird dabei vernachlässigt. Die Knoten der Elemente, die an der Schnittkontur liegen, werden an die Schnittlinie angepasst.

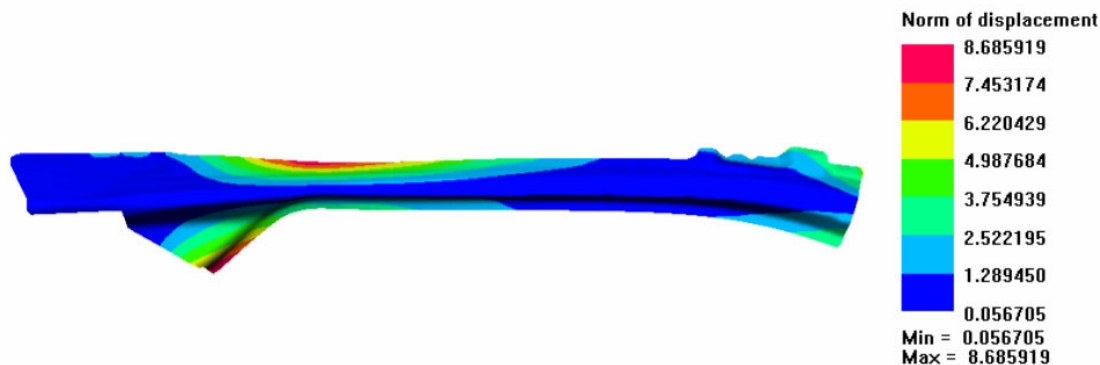


Bild 8.26. Verschiebungen in der A-Säule, die die Rückfederung nach dem Schneiden charakterisieren (in Zusammenarbeit mit Karmann AG)

Die rückfederungsbedingte Formänderung erreicht einen maximalen Wert von 8,7 mm, was für die nächste Stufe von Bedeutung sein kann.

8.5 Kopplung Umformen-Crashsimulation

Da die Tiefziehprozesse in der Regel eine Zwischenstufe in der gesamten Prozesskette sind, können die Ergebnisse einer Tiefziehsimulation nicht nur zur Prozessoptimierung dienen, sondern auch die Simulationsgenauigkeit der Folgeprozesse oder der Crashsimulation erhöhen [29]. Die Energieabsorption bei einer dynamischen Belastung ist mit den Materialeigenschaften, der Geometrie und den Eigenspannungen des Bauteils direkt verknüpft. Da das Material beim Umformen an vielen Stellen plastisch stark verformt wird, unterscheiden sich die mechanischen Eigenschaften lokal teilweise sehr stark und sind anders als beim gewalzten Blech. Die Umformsimulation eines crash-relevanten Bauteils kann die Information über die lokalen Verformungsgrade, Verfestigung, Eigenspannungen, Blechdickenverteilung und Geometrie nach der Rückfederung liefern.

Es wurde auf Basis von den Programmen PAM-STAMP und PAM-CRASH eine Kopplung der Umform- und Crashsimulationen durchgeführt. Ein sechsstufiger Umformvorgang einer B-Säule aus dem hochfestem Stahl CPW800 einschließlich Tiefziehen, Lochen, Schneiden und Nachformen wurde in PAM-STAMP 2G simuliert. Die Rückfederung wurde nach jeder dieser Stufen simuliert. Das Chaboche-Modell konnte an zyklische Spannungs-Dehnungskurven angepasst werden (aus Vertraulichkeitsgründen können die Modellparameter hier nicht angegeben werden). Plastische Anisotropie wurde mit dem Hill'48-Kriterium be-

schrieben. Nach der Simulation der letzten Stufe wurde die gerechnete Geometrie mit der optisch vermessenen verglichen. Die Abstände zwischen aufeinander gelegten Bauteilflächen zeigt Bild 8.27.

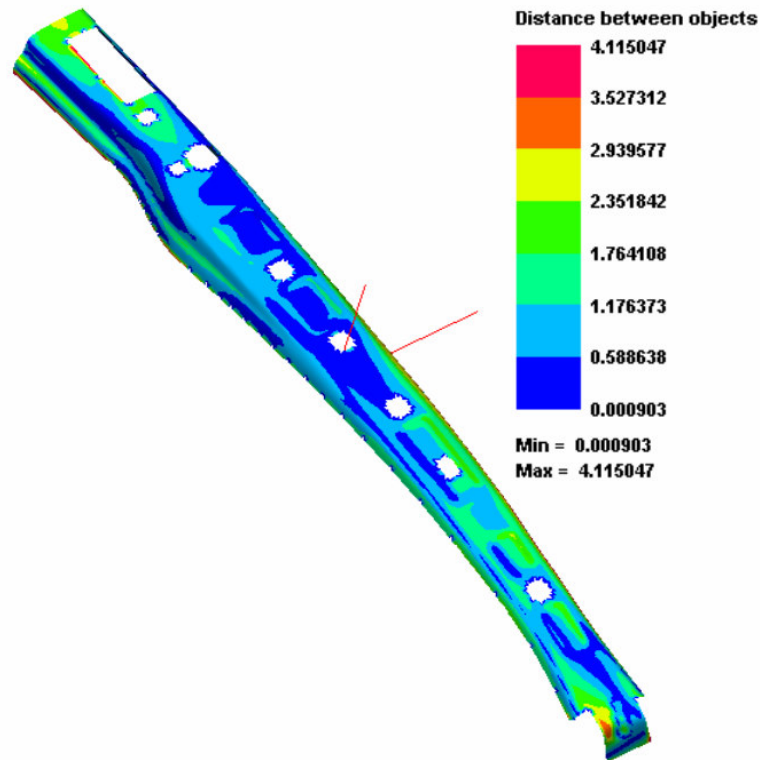


Bild 8.27. Abstand (in mm) zwischen der optisch vermessenen und gerechneten Bauteilflächen (Geometriedaten von Volkswagen AG)

Der maximale Unterschied zwischen der Rechnung und dem Experiment beträgt 4.1 mm, weshalb die Genauigkeit der Umformsimulation als hoch bewertet werden kann. Die Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung und den Blechdicken ist im Bild 8.28 und Bild 8.29 dargestellt.

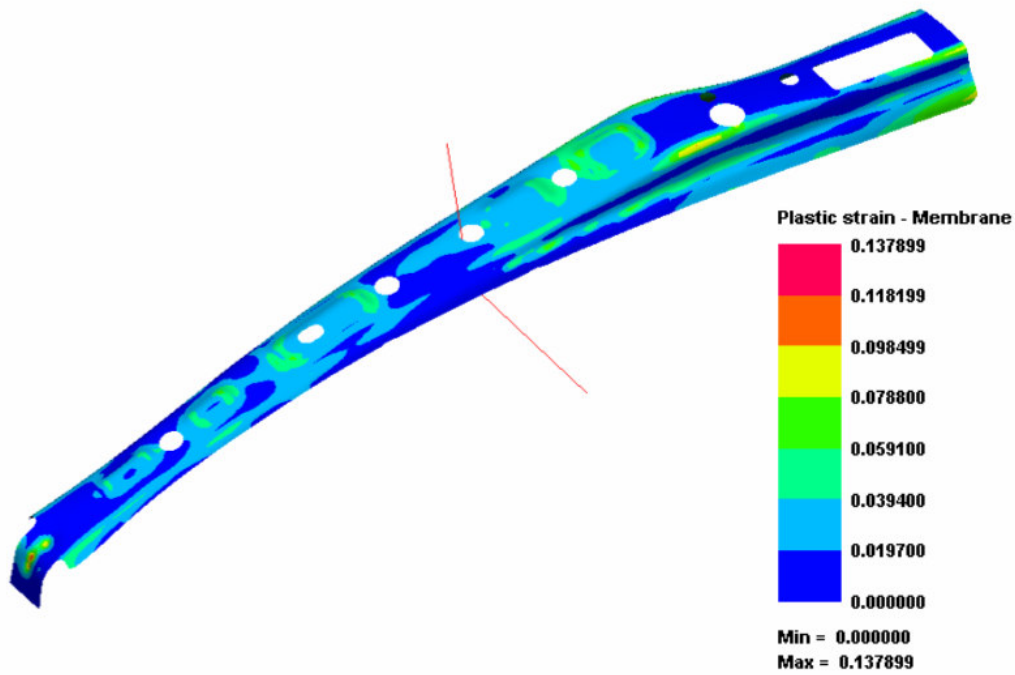


Bild 8.28. Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung im Bauteil
(Geometriedaten von Volkswagen AG)

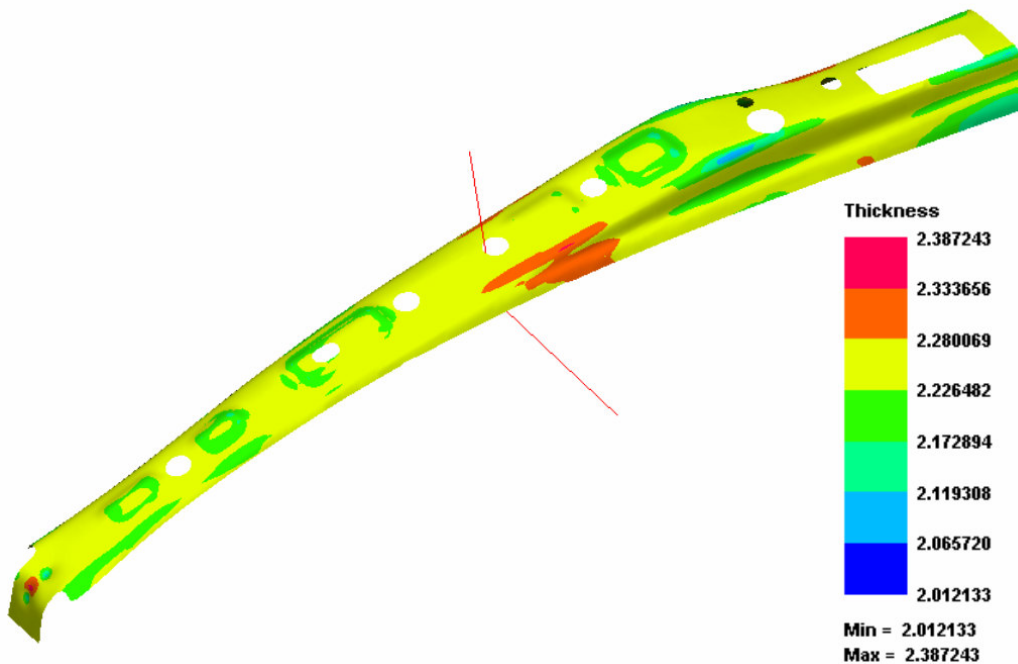


Bild 8.29. Blechdickenverteilung im Bauteil
(Geometriedaten von Volkswagen AG)

Nach der gesamten Umform- und Rückfederungssimulation wurden das FE-Netz, die Blechdicken, die Eigenspannungen und die Dehnungen in das Programm PAM-

CRASH exportiert um einen statischen Drei-Punkt-Biegeversuch mit Berücksichtigung der Umformgeschichte zu modellieren (Bild 8.30). Eine andere Rechnung wurde ohne die Berücksichtigung der Umformgeschichte durchgeführt, wobei die Werkstoffparameter dem gewalzten Blech entsprechen.

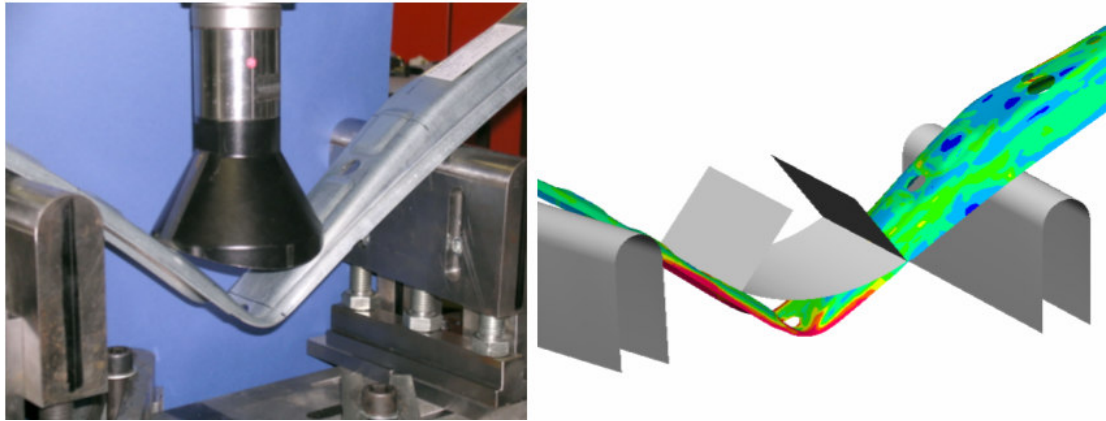


Bild 8.30. Drei-Punkt-Biegeversuch einer B-Säule

Der Vergleich zwischen experimentellen und numerischen Ergebnisse bei maximaler Kraft ergab eine gute Übereinstimmung (Bild 8.31). Die ungenaue Vorhersage bei einem Stempelweg >50 mm ist dadurch zu erklären, dass bei der Simulation keine Schädigung berücksichtigt wurde.

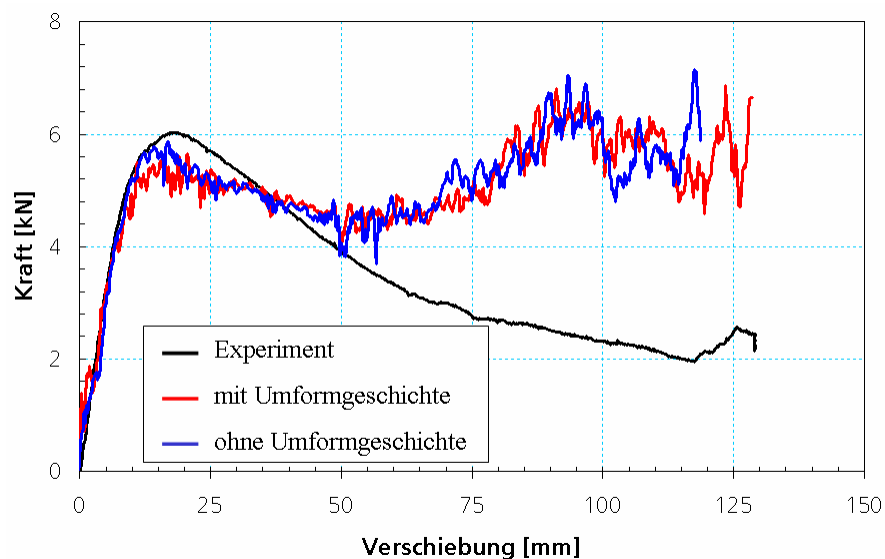


Bild 8.31. Vergleich zwischen gerechneten und gemessenen Kraft-Verschiebungskurven

Der Einfluss der Umformgeschichte konnte nicht beobachtet werden. Die Ursache dafür ist die relativ geringe Verfestigung bei dem Material (aus Vertraulichkeitsgründen kann die Fließkurve hier nicht dargestellt werden). Um den Effekt der Um-

formgeschichte deutlicher zu machen, wurde der gleiche Prozess für den Stahl RAK800, einen Werkstoff mit hoher Verfestigung (Bild 8.32) nachgerechnet.

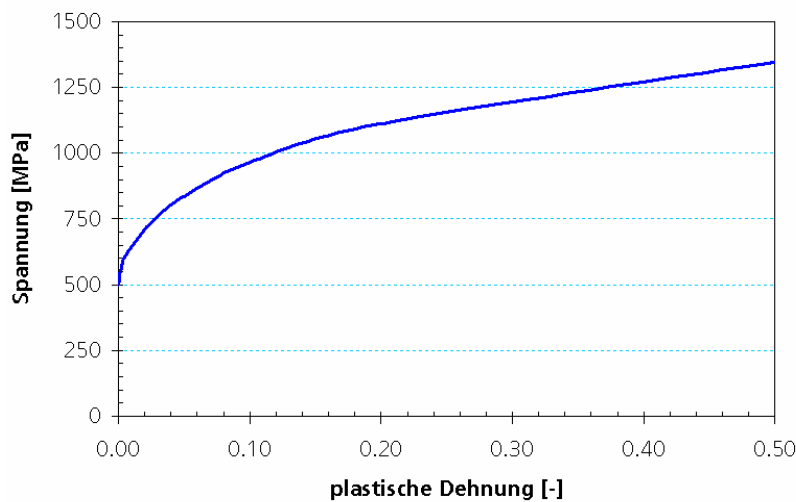


Bild 8.32. Spannungs-Dehnungskurve für Stahl RAK800

Der Unterschied in der Fließspannung zwischen unverformtem und bei 10% Dehnung verfestigtem Werkstoff beträgt ca. 450 MPa. Die Ergebnisse aus der Simulation des Drei-Punkt-Biegeversuchs sind in Bild 8.33 dargestellt.

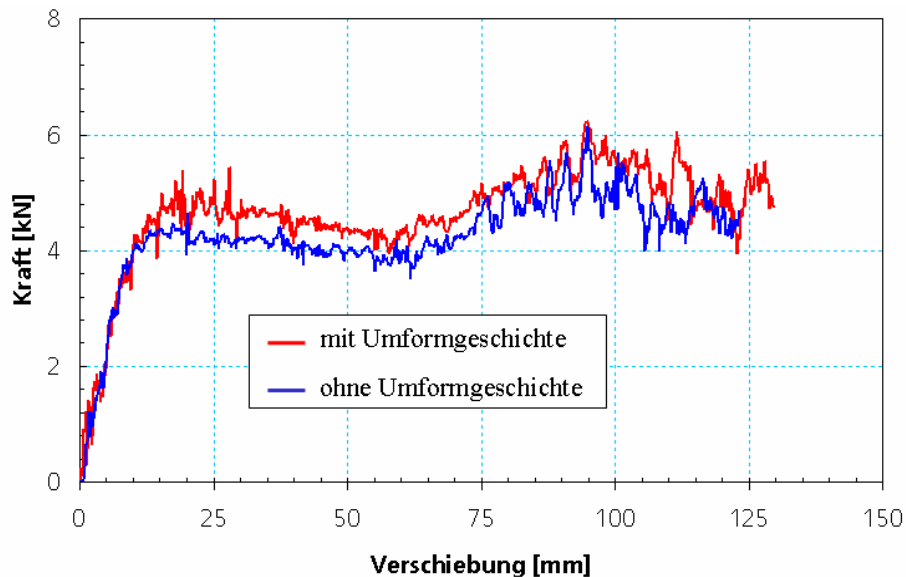


Bild 8.33. Vergleich zwischen gerechneten mit und ohne Berücksichtigung der Umformgeschichte Kraft-Verschiebungskurven für Stahl RAK800

Der verformte Werkstoff leistet mehr Widerstand. Der Unterschied in der maximalen Kraft (bei ca. 20 mm Verschiebung) zwischen beiden Rechnungen beträgt 0.75 kN.

8.6 Diskussion der Ergebnisse

In diesem Kapitel wurde untersucht, welchen Einfluss verschiedene technologische und numerische Aspekte auf die berechnete Rückfederung haben können. Es ergeben sich folgende Schlussfolgerungen:

- Mit einer Variation des Ziehradius und Ziehspaltes kann man die Spannungsentwicklung über die Blechdicke und die Rückfederung gezielt beeinflussen.
- Mit der Änderung der Blechhalterkraft und der Reibung kann der Zuganteil bei der Spannungsverteilung über die Blechdicke beeinflusst werden. Eine Erhöhung des Wertes dieser Parameter führt zu einer Zunahme der Zugspannungen und in der Regel zu einer Verringerung des Spannungsgradienten über die Blechdicke und als Folge zu einer Verringerung der Rückfederung.
- Die Reibung spielt in der Simulation wie in der Praxis eine wichtige Rolle. Eine Rechnung mit einem druckabhängigen Reibungskoeffizienten hat gezeigt, wie sensibel die Rückfederung auf das Reibungsmodell reagiert.
- Schalenelemente haben einen bestimmten Gültigkeitsbereich. Da die klassischen Schalen die Spannungen in Normalenrichtung nicht berücksichtigen, führen sie zu ungenauen Ergebnissen insbesondere bei kleinen Ziehradien, wenn die Kontaktspannungen hoch sind. Eine falsche Berechnung der Spannungen bei Schalen führt zu Fehlern bei den Dehnungsberechnungen (Blechdicken, Flanscheinzug).
- Die Elementgröße ist ebenfalls ein wichtiger Parameter bei Umformsimulationen. Für die Rückfederungssimulation sind die Diskretisierungsanforderungen noch höher. Adaptive Vernetzungsalgorithmen sollten mit Vorsicht eingesetzt werden, da sie die berechnete Rückfederung verfälschen können.
- Bei der Simulation mehrstufiger Prozesse sollte die Rückfederung nach jeder Prozessstufe simuliert werden, da sonst die Folgeoperationen mit falscher Geometrie und falschen Spannungen simuliert werden.
- Bei der Simulation symmetrischer Bauteile sollte beachtet werden, dass asymmetrische Rückfederungsmoden auftreten können. Wenn nur ein Teil

des Bauteils mit symmetrischen Randbedingungen simuliert wird, werden diese asymmetrischen Moden unterdrückt.

- Es wurde der Einfluss von Eigenspannungen auf die Rückfederung untersucht. Simulationen mit einem symmetrischen und einem asymmetrischen Spannungsgradient über die Blechdicke zeigen einen sehr geringen Einfluss auf die Rückfederung.
- Eine Kopplung von Umform- und Crashsimulation kann die Genauigkeit der Crashsimulation erhöhen und den Prüfaufwand reduzieren. Im untersuchten Fall ist der Einfluss der Kopplung zwar gering, aber in anderen Fällen kann es durchaus erheblich sein.

9 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurde eine experimentell-numerische Vorgehensweise zur Verbesserung der Rückfederungsvorhersage bei Blechumformprozessen vorgestellt. Der Schwerpunkt lag dabei auf einer genauen Werkstoffcharakterisierung unter Berücksichtigung aller wichtigen Aspekte, die beim Blechumformen einen Einfluss auf die numerischen Ergebnisse haben können. Wegen dem anwendungsorientierten Thema dieser Arbeit wurden ausschließlich phänomenologische Werkstoffmodelle untersucht, die bereits in der Praxis bei der Simulation komplexer Prozesse eingesetzt werden können. Für die Ermittlung der Modellparameter wurden einerseits ein neuartiger zyklischer Zug-Druckversuch an dünnen Blechen und andererseits die Ergebnisse von Texturmodellen verwendet. Die Werkstoffmodelle wurden in das kommerzielle FE-Programm ABAQUS implementiert und ihre Anwendbarkeit wurde bei den Simulationen zahlreicher industrieller Bauteile aus verschiedenen Werkstoffen überprüft. Außerdem wurden die anderen technologischen und numerischen Faktoren untersucht, die die Rückfederung in der Praxis und bei der Simulation beeinflussen können.

Die Erfahrung, die der Autor bei der Entstehung dieser Arbeit gesammelt hat, führt zu der Schlussfolgerung, dass die Rückfederung nur mit einer vielseitigen genauen und numerisch objektiven Beschreibung des Materialverhaltens sowie der tribologischen Verhältnisse gelingen kann. Viele der hier erarbeiteten Lösungen und Vorschläge sind direkt anwendbar und können in der Industrie eingesetzt werden. Die Empfehlungen zur Weiterentwicklung der Modelle können bei den Softwarehäusern, die die Genauigkeit ihrer Programme bei der Simulation von Blechumformprozessen erhöhen wollen, mitberücksichtigt werden.

In diesem Kapitel werden die wichtigsten Aspekte der Untersuchungen zusammengefasst und die Empfehlungen für künftige Arbeiten gegeben.

Rückfederung als Folge von Spannungsgradienten

Die ersten Simulationen des Streifenziehbiegeversuchs und des folgenden Entlastens ergaben, dass die Hauptursache der Rückfederung bei Tiefziehprozessen die asymmetrische Verteilung der Spannungen über die Blechdicke ist. Bei der Entnahme aus dem Werkzeug kann je nach Bauteilgeometrie ein mehr oder weniger

großer Anteil dieser Spannungen relaxieren, wobei sich das Bauteil verformt. Diese Verformung wird mit Rückfederung bezeichnet, obwohl sie nicht notwendigerweise entgegen der makroskopischen Umformung erfolgt (s. curl-in vs. curl-out, Kapitel 3.1). Besonders ausgeprägt ist die Neigung zum Rückfedern bei offenen Profilen wie beim Streifenziehbiegeversuch, bei denen die Biegesteifigkeit der Struktur in einer Richtung viel kleiner ist als in der anderen. Weniger ausgeprägt ist das Rückfedern bei geschlossenen (z.B. axisymmetrischen) Strukturen.

Bei großen Bauteilen können auch die Spannungsgradienten in der Blechebene zu einer Rückfederung führen. Die Rückfederung hat dann oft den Charakter einer instabilen Verformung, die nicht die Symmetrie des Bauteils hat und zwei (oder mehr) äquivalente Moden aufweist. Als Beispiel wurde ein symmetrisches Teil diskutiert, welches torsionsartig in die eine oder andere Richtung auffedert.

Das Ziel ist bei einer FE-Simulation einerseits, den Spannungszustand am Ende des Umformvorganges und andererseits die Dehnungsfreisetzung und damit die Rückfederung bei der Spannungsrelaxation genau zu beschreiben.

Werkstoffmodell

Die Untersuchung des Spannungs-Dehnungszustandes beim Tiefziehen zeigt, dass das Blechmaterial eine komplexe Verformungsgeschichte erfährt. Dabei wird das Material wechselnd zu hohen Dehnungen belastet. Je nach seiner Größe können beim Durchgang durch den Radius zwei oder drei Biegeoperationen entstehen. Bei den für solche Prozesse üblichen Ziehleisten, können noch mehr Rückplastifizierungen auftreten. Die wichtigste Anforderung an das Materialmodell ist damit die Beschreibung des Werkstoffverhaltens bei der zyklischen Belastung unter Berücksichtigung des Bauschinger-Effekts. Dafür wurde das elasto-viskoplastische Chaboche-Modell mit isotrop-kinematischem Verfestigungsgesetz in das FE-Programm ABAQUS als benutzerdefiniertes Unterprogramm implementiert. Dies dient als Basis für die Untersuchungen und Weiterentwicklungen in dieser Arbeit.

Da sich alle Werkstoffe bei zyklischer Belastung unterschiedlich verhalten, wurde am Fraunhofer IWM eine neuartige Versuchseinrichtung für zyklische Zug-Druckversuche an dünnen Blechen entwickelt. Durch eine sehr steife Einspannvorrichtung in Verbindung mit Kleinprobentechnik erlaubt die Anlage reproduzierbare zyklische Spannungs-Dehnungsversuche bis zu hohen Dehnungen ohne Ausknicken. Verschiedene Werkstoffe wie die hochfesten Stähle, Aluminium-, Magnesium- und Kupferlegierungen wurden damit untersucht. Die FE-Simulation und der Vergleich

mit den Ergebnissen aus konventionellen Zugversuchen ergaben, dass die Spannungsverteilung im Probenquerschnitt quasi homogen und die Beanspruchung einachsig ist. Dies ermöglicht eine analytische Anpassung des Chaboche-Modells ohne inverse Modellierung. Für die Anpassung wurden die Entwicklungsgleichungen für die inneren Variablen für den einachsigen Spannungszustand integriert und in das Programm Mathematica implementiert. Das Programm macht dann die Anpassung der Materialparameter an die zyklischen Hysteresen nach der Levenberg-Marquardt-Methode.

Das Chaboche-Modell kann die zyklischen Spannungs-Dehnungskurven für viele Materialien gut mit drei Rückspannungskomponenten beschreiben. Eine davon sollte einen linearen Entwicklungscharakter haben, um die dauerhafte Verfestigung bei hohen Dehnungen nachzubilden. Die zweite beschreibt die früh auftretende Plastifizierung nach Belastungsumkehr, die für viele Werkstoffe charakteristisch ist, und die dritte beschreibt die Verfestigung bei niedrigen Dehnungen. Damit kann der Spannungszustand beim Umformen unter der Bedingung, dass das Material isotrop ist und der Prozess quasi statisch abläuft, hinreichend gut beschrieben werden. Für eine gute Rückfederungsvorhersage kann dies allerdings unzureichend sein.

Die in dieser Arbeit gemessenen zyklischen Spannungs-Dehnungskurven und zahlreiche Untersuchungen in der Literatur weisen darauf hin, dass die Steigung der Spannungs-Dehnungskurve nach einer Belastungsumkehr nicht der Anfangssteigung entspricht. Unabhängig vom physikalischen Grund dieses Phänomen wird es in dieser Arbeit durch eine exponentielle Abnahme des E -Moduls als Funktion der kumulierten plastischen Dehnung beschrieben. Da der effektive E -Modul beim Entlasten bis zu 30% geringer als am Anfang sein kann, ist eine gute Rückfederungssimulation nur unter Berücksichtigung dieses Effekts zu erreichen.

Zu Folge der kristallographischen Textur haben gewalzte Bleche in der Regel eine Anisotropie der mechanischen Eigenschaften. Für die Beschreibung plastischer Anisotropie stehen bereits mehrere phänomenologische Fließfunktionen zur Verfügung. Zwei davon, nämlich die so genannte Hill'48 und Barlat-3k wurden mit dem Chaboche-Modell gekoppelt und in ABAQUS implementiert. Fließfunktionen höherer Ordnung können im Prinzip die momentane Anisotropie der plastischen Eigenschaften für viele Materialien gut beschreiben. Das Problem ist, dass die Textur und die Anisotropie sich bei hohen Dehnungen, die beim Tiefziehen typisch sind, weiter entwickeln. Dies wird oft vernachlässigt. Um die Anisotropieentwicklung zu berücksichtigen, wurde das Chaboche-Modell mit einem formativen Ver-

festigungsgesetz in das Programm Mathematica implementiert. Neben skalaren und tensoriellen Variablen für die Beschreibung isotroper und kinematischer Verfestigung sind noch zwei zusätzliche Tensoren 4. und 6. Stufe mit eigenen Entwicklungsgleichungen für die Anisotropiebeschreibung involviert. Diese Modellformulierung erhöht insgesamt die Flexibilität des Modells, braucht aber eine große Anzahl an Versuchen für die Parameterermittlung. Als günstigere Alternative dafür können Ergebnisse aus der Textursimulation verwendet werden. Das vorgestellte Modell kann deutlich besser als das Chaboche-Modell die plastische Anisotropie für Aluminium nach dem Walzen und während der weiteren Verformung beschreiben, wie sie mit dem selbstkonsistenten Texturmodell vorhergesagt wird.

Da die Rückfederung stark von den elastischen Eigenschaften abhängig ist, wurde auch die im Blech vorhandene elastische Anisotropie untersucht. Am Beispiel Kupfer wurde gezeigt, wie die elastische Anisotropie sich beim Walzen entwickelt, wobei beim Walzgrad 80% die Anisotropie des E -Moduls ca. 10% beträgt. Simulationen mit Berücksichtigung der elastischen Anisotropie zeigen einen mäßigen Einfluss auf die Rückfederung, der nur für spezielle Fälle bei hohen Genauigkeitsanforderungen berücksichtigt werden sollte.

Dehnrateneffekte sollten bei Rückfederungssimulationen in manchen Fällen ebenfalls mitberücksichtigt werden. Insbesondere bei kleinen Ziehradien können die Dehnraten hohe Werte erreichen. In diesem Fall wird der Spannungsgradient über die Blechdicke deutlich größer als im statischen Fall und die Rückfederung wird anders.

Trotz aller vorgeschlagenen Weiterentwicklungen der phänomenologischen Werkstoffmodelle haben diese einen begrenzten Gültigkeitsbereich und können das Verhalten mancher Werkstoffe nur sehr schlecht nachbilden. Magnesium z.B. weist ein komplexes Verhalten bei zyklischer Belastung auf. Durch die beim Walzen auftretende Zwillingsbildung hat die Fließfläche eine Zug-Druckasymmetrie. Das Chaboche-Modell ist zwar in der Lage, eine solche Asymmetrie nachzubilden, kann die Zwillingsbildung während der weiteren Verformung aber nicht berücksichtigen und damit die zyklische Spannungs-Dehnungskurve nur schlecht beschreiben.

Übrige Einflussgrößen

Eine hinreichend genaue Rückfederungssimulation kann nur mit Berücksichtigung aller physikalischen und numerischen Aspekte durchgeführt werden. Außer der

mathematischen Beschreibung des Materialverhaltens sollte der Benutzer auch auf die anderen Einflussfaktoren achten.

Ein Simulationsprogramm sollte vor allem über eine FE-Formulierung mit objektiver zeitlicher und räumlicher Integration verfügen. Für eine höhere Effizienz sollte die Rechnung der Umformstufe mit einem expliziten und das Entlasten mit einem impliziten Integrationsverfahren gerechnet werden. Spezielle Anforderungen stellt man an die räumliche Diskretisierung. Für die bessere Erfüllung des Kontaktalgorithmus soll die Werkzeugegeometrie sehr akkurat beschrieben werden. An die Elementgröße bei der Blechdiskretisierung sind ebenfalls spezielle Anforderungen zu stellen.

Wegen der hohen Rechenzeiten bei Volumenelementen werden bei Tiefzieh-simulationen üblicherweise Schalenelemente verwendet. Wie die Untersuchungen in dieser Arbeit gezeigt haben, haben Schalenelemente einen gewissen Gültigkeitsbereich. Da die klassischen Schalen einen reduzierten Spannungstensor haben und die Spannung normal zur Blechebene nicht berücksichtigen, können sie nur dann relevante Ergebnisse zeigen, wenn diese Spannungskomponente vernachlässigbar klein ist. Beim Tiefziehen, insbesondere bei kleinen Ziehradien, sind die Kontaktspannungen jedoch so hoch, dass sie auch die anderen Spannungskomponenten beeinflussen können. Die Spannungsverteilung über die Blechdicke und die Rückfederung für Schalen- und Volumenelemente wird in diesem Fall gänzlich anders. Wegen der falsch berechneten Spannungen werden auch die Dehnungen falsch vorhergesagt.

Da die Kontaktflächen beim Tiefziehen im Verhältnis zum Volumen groß sind, spielen die tribologischen Verhältnisse eine wichtige Rolle. Das Coulomb-Modell, das für Trockenreibung entwickelt wurde, kann nur ungenau die Tribologie in Kontaktpaaren mit Schmiermittel beschreiben. Verschiedene Studien zeigen, dass die Reibungsverhältnisse in solchen Systemen vor allem von drei Parametern abhängen: dem Kontaktdruck, der tangentialen Geschwindigkeit zwischen den Kontaktpartnern und der dynamischen Viskosität des Schmiermittels. In dieser Arbeit wurde nur der Einfluss des ersten Faktors auf die Rückfederung untersucht.

Bei der Simulation mehrstufiger Prozesse sollten die Randbedingungen der Realität entsprechen und die Rückfederung nach jeder Umformstufe gerechnet werden. Ansonsten kann das Bauteil mit falscher Geometrie und überschätzten Eigen-spannungen zur nächsten Stufe exportiert werden.

Bei der Betrachtung der Symmetriebedingungen in der Simulation sollte sich der Benutzer bewusst sein, dass trotz der Symmetrie des Umformprozesses die Rückfederung asymmetrisch verlaufen kann.

Da die Eigenspannungen, die beim Kaltwalzen im Blech entstehen, in der Regel hoch sind, wurde ihre Entwicklung beim weiteren Umformen untersucht. Die Rechnungen haben gezeigt, dass diese eine sehr geringe Rolle spielen und bei der Rückfederungssimulation vernachlässigt werden können.

Am Beispiel von B-Säule wurde gezeigt wie die Umformsimulation für die weitere Simulation des Crashvorganges hilfreich sein kann. Viele Parameter die bei der Simulation von Herstellungsprozess ermittelt werden können, beeinflussen die Energieabsorption beim Crash.

Künftige Arbeiten

Künftige Arbeiten sollten den Gültigkeitsbereich phänomenologischer Modelle auf neue Blechwerkstoffe erweitern. Dabei sollten die Modelle besser an die physikalischen Verformungsmechanismen angekoppelt werden. Die Entwicklung der plastischen und elastischen Eigenschaften beim Umformen sollte tiefgreifender untersucht werden. Mit Hilfe der Texturmodelle können die mikrostrukturellen Verformungsprozesse besser verstanden werden und ihre Homogenisierung auf makroskopischem Niveau mittels phänomenologischer Beschreibung effizienter gestaltet werden. Vor allem die Entwicklung der plastischen und elastischen Eigenschaften beim Umformen sollte detaillierter untersucht werden. Das Phänomen der frühen Rückplastifizierung sollte ebenfalls besser verstanden werden.

Die vorhandenen Werkstoffmodelle in kommerziellen FE-Programmen, wie ABAQUS oder PAM-STAMP, bieten kaum Möglichkeiten für eine ausreichende Beschreibung der Rückfederung. Der Benutzer muss in vielen Fällen mit Hilfe der verfügbaren Schnittstellen selbst die Modelle implementieren und ergänzen. Außer den Werkstoffmodellen sollten auch die Reibungsmodelle den realen Verhältnissen entsprechen. Die klassischen Schalenelemente sollten durch fortschrittliche Elemente, die die Normalkomponenten der Spannung berücksichtigen und die bereits in der Literatur beschrieben sind, ersetzt werden.

Anhang

Bestimmung der anisotropen Konstanten für das Hill´48-Kriterium

Die Anisotropieparameter können aus den r -Werten bei 0° , 45° und 90° zu der WR aus den einachsigen Zugversuchen ermittelt werden,

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)}, \quad G = \frac{1}{1+r_0}, \quad H = \frac{r_0}{1+r_0}, \quad N = \frac{(r_0+r_{90})(1+2r_{45})}{2r_{90}(1+r_0)} \quad (\text{A.1})$$

Die Verhältnisse zwischen den Dehnraten sind:

Beim Zug in die 1-Richtung:

$$\dot{\epsilon}_{11} : \dot{\epsilon}_{22} : \dot{\epsilon}_{33} = (G+H) : -H : -G \quad (\text{A.2})$$

und beim Zug in die 2-Richtung:

$$\dot{\epsilon}_{11} : \dot{\epsilon}_{22} : \dot{\epsilon}_{33} = -H : (F+H) : -F \quad (\text{A.3})$$

Bestimmung der anisotropen Konstanten für das Barlat-3k-Kriterium

Die Anisotropieparameter a , h und p können ebenfalls aus den r -Werten bestimmt werden,

$$a = 1 - \sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \frac{r_{90}}{1+r_{90}}}, \quad h = \sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \frac{1+r_{90}}{r_{90}}} \quad (\text{A.4})$$

p kann nicht analytisch bestimmt werden. Normalerweise benutzt man folgende Gleichung für die iterative Bestimmung des p -Werts:

$$r_\theta = \frac{2m(\sigma_0)^m}{\left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_{11}} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{22}}\right)\sigma_\theta} - 1 \quad (\text{A.5})$$

wobei σ_θ die Fließgrenze im einachsigen Zugversuch mit Winkel θ zur Walzrichtung ist.

Literaturverzeichnis

- [1] ABAQUS, Analysis user's manual, Version 6.4. Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. (2004)
- [2] ABAQUS, Theory manual, Version 6.4. Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. (2004)
- [3] S.R. Agnew, M.H. Yoo, C.N. Tome: Application of texture simulation to understanding mechanical behavior of Mg and solid solution alloys containing Li or Y. *Acta mater.* **49** (2001) 4227-4289
- [4] M.A. Akiwis, W.W. Goldberg (in rus.): *Tensornoje ischislenije*. Izdatel'stvo Nauka, Moskwa (1972)
- [5] H. Aretz, R. Kopp: Anisotropic FEM formulation for sheet metal forming using solid elements. *Int. J. Numer. Meth. Engng.* **00** (2000) 1-6
- [6] P.J. Armstrong, C.O. Frederick: A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. C.E.G.B. Report RD/B/N 731, Berkley Nuclear Laboratories (1966)
- [7] E.K. Ashkenazi, E.W. Ganow (in rus.): *Anisotropija konstrukzionnih materialow*. Izdatel'stvo Mashinostrojenije, Leningrad (1980)
- [8] D.J. Bammann, V.C. Prantil, J.F. Lathrop: A plasticity model for materials undergoing phase transformations. In: *Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications*, Shen & Dawson (eds), Balkema, Rotterdam (1995) 219-223
- [9] D. Banabic, T. Balan, D.S. Cosma: A new yield criterion for orthotropic sheet metals under plane-stress conditions. In: *Proc. 7th Cold Metal Forming Conference*, May 11-12, 2000, Cluj Napoca, Romania (2000) 217-224
- [10] F. Barlat, D.J. Lege, J.C. Brem: A six-component yield function for anisotropic materials. *Int. J. Plasticity* **7** (1991) 693-712

-
- [11] F. Barlat, J. Lian: Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I: A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions. *Int. J. Plasticity* **5** (1989) 51-66
- [12] O.I. Benevolenski, A.A. Krasowsky, H. Riedel, W. Schmitt: Advances in the simulation of spring-back in metal sheet forming. In: *Proc. Materialica-2002 Conference, Munich, Germany* (2002)
- [13] A. Bertram, T. Böhlke: Simulation of texture induced elastic anisotropy of polycrystalline copper, *Comp. Mater. Sci.* **16** (1999) 2-9
- [14] D. Besdo: On numerical problems with the simulation of the spring back phase of sheet metal forming processes. In: *Proc. The Eighth International Symposium on Plasticity and Its Current Applications* (2000)
- [15] M.C. Butuc, D. Banabic, A. Barata da Rocha, J.J. Gracio, J. Ferreira Duarte, P. Jurco, D.S. Comsa: The performance of Yld96 and BBC2000 yield functions in forming limit prediction. *J. Mater. Proc. Technol.* **125-126** (2002) 281-286
- [16] A. Cazzani, M. Rovati: Extrema of Young's modulus for cubic and transversely isotropic solids. *Int. J. of Solids and Struct.* **40** (2003) 1713-1744
- [17] J.L. Chaboche: Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity. *Int. J. Plasticity* **2** (1986) 149-188
- [18] J.L. Chaboche: On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects. *Int. J. Plasticity* **7** (1991) 661-678
- [19] J.L. Chaboche, K. Dang-Wan, G. Cordier: Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steels. *SMiRT-5, Div. L, Paper No. L. 11/3* (1979)
- [20] J.L. Chaboche, G. Rousselier: On the plastic and viscoplastic constitutive equations – Part 1: Rules developed with internal variable concept. *J. Press. Vessel Technol.* **105** (1983) 153-158
- [21] B.K. Chun, H.Y. Kim, J.K. Lee: Modeling the Bauschinger effect for sheet metals, part I: theory. *Int. J. Plasticity* **18** (2002) 571-592
- [22] B.K. Chun, J.T. Jinn, J.K. Lee: Modeling the Bauschinger effect for sheet metals, part II: applications. *Int. J. Plasticity* **18** (2002) 597-616

- [23] R.M. Cleveland, A.K. Ghosh: Inelastic effects on springback in metals. *Int. J. Plasticity* **18** (2002) 769-785
- [24] C. Dane, E. van der Heide: The influence of lubricants and tooling on galling and tool wear of galvanized steel. In: Proc. IDDRG-2004, Sindelfingen, Germany (2004) 182-191
- [25] E. Doege, H. Zenner, H. Palkowski, A. Hatscher, R. Schmidt-Jürgensen, S. Kulp, C. Sunderkötter: Einfluss elastischer Kennwerte auf die Eigenschaften von Blechformteilen. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* **33** (2002) 667-672
- [26] U. Draugelates, R. Poss: Eigenschaften und Blechherstellung feinkörniger Magnesiumlegierungen. In: Proc. Drittes Industriekolloquium SFB 362, (2002) 70-79
- [27] L. Geng, Y. Shen, R.H. Wagoner: Anisotropic hardening equations derived from reverse-bend testing. *Int. J. Plasticity* **18** (2002) 743-767
- [28] L. Geng, R.H. Wagoner: Role of plastic anisotropy and its evolution on springback. *Int. J. Plasticity* **44** (2002) 123-148
- [29] J. Gerlach, L. Keßler: Material parameters for FEM-Simulations – impact of advanced material models on forming and part properties. In: Proc. IDDRG-2003 Conference, Bled, Slovenia (2003)
- [30] R. ter Haar: Friction in sheet metal forming, the influence of (local) contact conditions and deformation. Thesis Universiteit Twente, Netherlands (1996)
- [31] J. O. Hallquist, B. Wainscott, K. Schweizerhof: Improved simulation of thin-sheet metalforming using LS-DYNA3D on parallel computers. *J. Mater. Proc. Technol.* **50** (1995) 144-157
- [32] M. Harnau, K. Schweizerhof. About linear and quadratic Solid-shell' elements at large deformations. *Comp. + Struct.* **80** (2002) 805 – 817
- [33] R. Hauptman, S. Doll, M. Harnau, K. Schweizerhof: 'Solid-Shell' elements with linear and quadratic shape functions at large deformations with nearly incompressible materials. *Comp. + Struct.* **79** (2001) 1671-1685
- [34] R.F.S. Hearmon: An introduction to applied anisotropic elasticity. Oxford University Press (1961)

-
- [35] W. Hild: Mikrohydrodynamik an oberflächenmodifizierten Reibpaarungen. Diplomarbeit Technische Universität Ilmenau (2002)
- [36] R. Hill: A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. Proc. Roy. Soc. **A193** (1948) 281-297
- [37] R. Hill: The mathematical theory of plasticity. Oxford University Press (1956)
- [38] R. Hill: Theoretical plasticity of textured aggregates. Math. Proc. Cambridge Phil. Soc. **85** (1979) 179-191
- [39] R. Hill: Constitutive modeling of orthotropic plasticity in sheet metals. J. Mech. Phys. Solids **38** (1990) 405-417
- [40] A.V. Hershey: The plasticity of an isotropic aggregate of anisotropic face centered cubic crystals. J. Appl. Mech. Trans. ASME **21** (1954) 241
- [41] W.F. Hosford: A generalized isotropic yield criterion. J. Appl. Mech. Trans. ASME **E39** (1972) 607
- [42] D.D. Iwlejew, G.I. Bikowzew (in rus.): Teorija uprochniajushegosia plasticheskogo tela. Izdatel'stvo Nauka, Moskwa (1971)
- [43] Y. Jiang, P. Kurath: Characteristics of the Armstrong-Frederick type plasticity models. Int. J. Plasticity **12** (1996) 387-415
- [44] D.W. Jung: Static-explicit finite element method and its application to drawbead process with spring-back. J. Mater. Proc. Technol. **128** (2002) 292-301
- [45] K.U. Kainer, D. Letzig, J. Göken: Potentiale des Magnesiumeinsatzes im Automobil. In: Proc. Drittes Industriekolloquium SFB 362 (2002) 59-69
- [46] A.P. Karafillis, M.C. Boyce: A general anisotropic yield criterion using bounds and a transformation weighting tensor. J. Mech. Phys. Solids **41** (1993) 1859-1886
- [47] K.R. Kassem, F. Fuchs, M. Hillmann, A. Kabisch, F.U. Mathiak, R. Sünkel: Mathematical modeling of the sheet metal forming process with INDEED. Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Chenot, Wood & Zienkiewicz, Balkema, Rotterdam (1992)

-
- [48] L. Kessler, Th. Gerber: Characterisation and behaviour of steel sheet materials for linking FEM-Simulation in successive stamping and crash processes. In: Proc. EUROPAM 2001, Heidelberg, Germany (2001)
- [49] M. Kleiber, J. Rojek, R. Stocki: Reliability for sheet metal forming operations. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* **191** (2002) 4511-4532
- [50] U.F. Kocks, C.N. Tome, H.-R. Wenk: Preferred orientations in polycrystals and their effect on Materials properties. *Texture and Anisotropy*. Cambridge University Press (1998)
- [51] K. Kowalczyk, W. Gambin: Model of plastic anisotropy evolution with texture-dependent yield surface. *Int. J. Plasticity* **20** (2003) 19-54
- [52] U. Kowalsky, H. Ahrens, D. Dinkler: Distorted yield surfaces-modeling by higher order anisotropic hardening tensors. *Comp. Mater. Sci.* **16** (1999) 81-88
- [53] A.J. Krasowsky (in rus.): *Fizicheskije osnovi prochnosti*. Naukowa dumka, Kiew (1977)
- [54] A.A. Krasowsky, H. Riedel, W. Schmitt, O.I. Benevolenski: Spring-back simulation based on characterization of sheet metals under reverse plastic strains. In: Proc. Second MIT Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics, MIT, Cambridge, USA, Vol.1 (2003) 403-407
- [55] A.A. Krasowsky, W. Schmitt, F. Andrieux, E. Haas, H. Riedel: Springback simulation in metal sheet forming. In: Proc. 1. Sommerschule Umformtechnik, Teichalm, Austria (2003) 134-144
- [56] A. Krasowsky, M. Sester: Simulation des elastischen Rückfederns beim Streifenziehbiegeversuch mit sehr kleinen Ziehradien. Diplomarbeit, IWM-Bericht V 57/01 (2001)
- [57] A.A. Krasowsky, T. Walde, W. Schmitt, F. Andrieux, H. Riedel: Springback simulation in sheet metal forming using material formulation based on combined isotropic-kinematic hardening with elasto-plastic anisotropy. In: Proc. IDDRG-2004, Sindelfingen, Germany, (2004) 104-113

-
- [58] A.A. Krasowsky, T. Walde, W. Schmitt, H. Riedel: Fortschrittliche Werkstoffmodelle für bessere Rückfederungsvorhersage. Submitted Materialica-2004 Conference, Munich, Germany (2004)
- [59] A. Krawietz, F. Mathiak: Constitutive behavior of sheet metal – theoretical and experimental investigations. In: Proc. COMPLAS II, Barcelona (1989)
- [60] T. Kubawara, Y. Asano, S. Ikeda, H. Hayashi: An evaluation method for springback characteristics of sheet metals based on a stretch bending test. In: Proc. IDDRG-2004, Sindelfingen, Germany (2004) 55-64
- [61] T. Lauwagie, H. Sol, G. Roebben, W. Heylen, Y. Shi, O. Van der Biest: Mixed numerical-experimental identification of elastic properties of orthotropic metal plates. *NTDT&E Int.* **36** (2003) 487-495
- [62] R.A. Lebensohn, C.N. Tomé: A self-consistent anisotropic approach for the simulation of plastic deformation and texture development of polycrystals: Application to zirconium alloys. *Acta metal. Mater.* **41** (1993) 2611-2624
- [63] J. Lemaitre, J.L. Chaboche: *Mechanics of solid materials*. Cambridge University Press (1990)
- [64] M.C. Lewerenz: Zur numerischen Behandlung von Werkstoffmodellen für zeitabhängigen plastisches Materialverhalten. *Braunschweiger Schriften zur Mechanik*, No. 29-1997 (1997)
- [65] K.P. Li, W.P. Carden, R.H. Wagoner: Simulation of springback. *Int. J. Mech. Sci.* **44** (2002) 103-122
- [66] G. Liu, Z. Lin, W. Xu, Y. Bao: Variable blankholder force in U-shaped part forming for eliminating springback error. *J. Mater. Proc. Technol.* **120** (2002) 259-264
- [67] R.W. Logan, W.F. Hosford: Upper-bound anisotropic yield locus calculations assuming $\langle 111 \rangle$ pencil glide. *Int. J. Mech. Sci.* **22** (1980) 419-430
- [68] K. Mathis, Z. Trojanova, P. Lukac: Hardening and softening in deformed magnesium alloys. *Mat. Sci. Eng.* **A324** (2002) 141-144

- [69] K. Mattiasson, A. Strange, P. Thilderkvist, A. Samuelsson: Simulation of springback in sheet metal forming. *Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications*, Shen & Dawson (eds), Balkema, Rotterdam (1995) 115-124
- [70] M.S. Mozharowsky (in ukr.): *Teorija pruzhnosti, plastychnosti i powzuchosti*. Visha shkola, Kiew (2002)
- [71] E.V. Nesterova, B. Bacroix, C. Teodosiu: Experimental observation of microstructure evolution under strain-path changes in low-carbon IF steel. *Mater. Sci. Eng.* **A309-310** (2001) 495-499
- [72] M. Ortiz, E. Popov: Distortional hardening rules for metal plasticity. *J. Engrg. Mech.* **109** (1983) 1042-1057
- [73] D.R.J. Owen, E. Hinton: *Finite elements in plasticity: theory and practice*. Pineridge Press Limited, Swansea, U.K. (1980)
- [74] PAM-STAMP 2G, User's guide, Version 2002. ESI Software (2002)
- [75] PAM-STAMP 2G, Reference manual, Version 2003. ESI Software (2003)
- [76] P. Papadopoulos, J. Lu: On the formulation and numerical solution of problems in anisotropic finite plasticity. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* **190** (2001) 4889-4910
- [77] B. Peeters, S.R. Kalidindi, C. Teodosiu, P. Van Houtte, E. Aernoudt: A theoretical investigation of the influence of dislocation sheets on evolution of yield surfaces in single-phase B.C.C. polycrystals. *J. Mech. Phys. Solids*, **50**, (2002) 783-807
- [78] B. Peeters, M. Seefeldt, C. Teodosiu, S.R. Kalidindi, P. van Hautte, E. Aernoudt: Work-hardening/softening behaviour of b.c.c. polycrystals during changing strain paths: I. an integrated model based on substructure and texture evolution, and its predictions of the stress-strain behaviour of an IF steel during two-stage strain paths. *Acta mater.* **49** (2001) 1607-1619
- [79] D. Peirce, C.F. Shih, A. Needleman: A tangent method for rate dependent solids. *Comput. Struct.* **18** (1984) 875-887

-
- [80] G.S. Pisarenko, N.S. Mozharowsky (in rus.): Urawnenija i krajewije zadachi teorii plastichnosti i polzuchesti. Naukowa dumka, Kiew (1981)
- [81] G.S. Pisarenko, A.A. Lebedew (in rus.): Deformirowanije i prochnost' materialow pri slozhnom napriazhennom sostojanii. Naukowa dumka, Kiew (1976)
- [82] C. Poizat, W. Schmitt, A. Krasowsky, F. Andrieux, E. Haas, R. Möll: Evaluation and improvement of the bending process by finite element simulations. In: Proc. IFAMST'4 Conference, Troyes, France (2004)
- [83] W.H. Press, B.P. Flannery, S.A. Teukolsky, W.T. Vettering: Numerical recipies. The art of scientific computing. Cambridge University Press (1986)
- [84] J.N. Rabotnow (in rus.): Mechanika deformirujemogo twerdogo tela. Izdatel'stwo Nauka, Moskwa (1979)
- [85] H. Riedel: Fracture Machanisms. In: Materials Science and Technology, R.W. Cahn, P. Haasen and E.J. Kramer, Eds., Vol. 6: Plastic Deformation and Fracture of Materials (1993) 565-633
- [86] B.S. Sarbayev: On the theory of plasticity of anisotropic solids with isotropic and kinematic hardening. *Comp. Mater. Sci.* **6** (1996) 211-224
- [87] D. Schmoeckel, M. Prier, J. Staeves: Topography deformation of steel metal during the forming process and its influence on friction. *Annals of the CIRP*, 175-178 (1997)
- [88] M. Sester: Fortschrittliche Werkstoffmodelle im Rahmen der Kontinuumsmechanik. Thesis Technische Hochschule Darmstadt, Germany (1995)
- [89] J.C. Simo, T.J.R. Hughes: Computational inelasticity. Springer-Verlag New York, Inc. (1998)
- [90] A.J.M. Spencer: Continuum mechanics. Longman, London and New York (1980)
- [91] Z. Tan, C. Magnusson, B. Persson: The Bauschinger effect in compression-tension of sheet metals. *Mater. Sci. Eng.* **A183** (1994) 31-38

- [92] C. Teodosiu, Z. Hu: Microstructure in the continuum modelling of plastic anisotropy. In: Proc. 19th Risø International Symposium on Material Science: Modelling of Structure and Mechanics of Materials from Microscale to Product, Roskilde, Denmark (1998)
- [93] S. Thibaud, N. Boudeau, J.C. Gelin: On the influence of the Young modulus evolution on the dynamic behaviour and springback of a sheet metal forming component. In [101] (2002) 149-154
- [94] S. Thibaud, J.C. Gelin: Influence of initial and induced hardening on the formability in sheet metal forming. *IJFP Material Processing Defects* **5** (2002) 505-520
- [95] F.Kh. Tomilov, D.V. Khvan, S.A. Tolstov: The Bauschinger effect estimated by testing standard plane specimens under tension-compression cycle loading. *Ind. Lab.* **61** (1995) 51-53
- [96] T. Uemori, T. Okada, F. Yoshida: FE analysis of springback in hat-bending with consideration of initial anisotropy and the Bauschinger effect. *Key Engrg. Mat.* **177-180** (2000) 497-502
- [97] T. Walde: Modellierung der Textur- und Anisotropieentwicklung beim Walzen – Kopplung der Finite Elemente Methode mit mikrostrukturbasierten Modellen. Thesis Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe, Germany (2004)
- [98] J.D. Westeneng, D.J. Schipper, R. ter Haar: Influence of deformation and roughness on friction in sheet metal forming processes. *Transact. Mech. Engrg. ME24* (2000) 53-57
- [99] H.-C. Wu: Anisotropic plasticity for sheet metals using the concept of combined isotropic-kinematic hardening. *Int. J. Plasticity* **18** (2002) 1661-1682
- [100] H.-C. Wu, H.-K. Hong, Y.-P. Shiao: Anisotropic plasticity with application to sheet metals. *Int. J. Mech. Sci.* **41** (1999) 703-724
- [101] D.Y. Yang, S.I. Oh, H. Huh, Y.H. Kim: *NUMISHEET 2002: Proceedings of 5th international conference and workshop on numerical simulation of 3D sheet forming processes*, Jeju Island, Korea, Vol.1 (2002)

-
- [102] F. Yoshida, T. Uemori: A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation. *Int. J. Plasticity* **18** (2002) 661-686
- [103] F. Yoshida, T. Uemori, K. Fujiwara: Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain. *Int. J. Plasticity* **18** (2002) 633-659
- [104] F. Yoshida, M. Urabe, V.V. Toropov: Identification of material parameters in constitutive model for sheet metals from cyclic bending test. *Int. J. Mech. Sci.* **40** (1998) 237-249
- [105] K.M. Zhao, J.K. Lee: Finite element analysis of the three-point bending of sheet metals. *J. Mater. Proc. Technol.* **122** (2002) 6-11
- [106] O.C. Zienkiewicz: *The finite element Method*. Mc Graw-Hill Book Company ltd., U.K. (1977)

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Andriy Krasovskyy
Geboren: 24.04.1979 in Kiew
Familienstand: ledig
Staatsangehörigkeit: Ukrainisch

Ausbildung

1985 – 1993 Gymnasium, Kiew
1993 – 1995 Technisches Lyzeum in Kiew. Fachrichtung: Chemie und Ökologie
1995 – 2001 Studium an der Nationalen Technischen Universität der Ukraine in Kiew, Fakultät für Maschinenbau. Fachrichtung: Dynamik und Festigkeit der Maschinen
09.1999 Diplom „Bakkalaureus der Ingenieurmechanik“
06.2001 Diplom „Magister der Mechanik“
09.2000 – 04.2001 Diplomarbeit am Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik (IWM), Freiburg

Berufstätigkeit

07.1998 – 08.1998 Praktikum am Fraunhofer IWM
07.1999 – 08.1999 Wissenschaftliche Hilfskraft am Fraunhofer IWM
seit 09.2001 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer IWM

