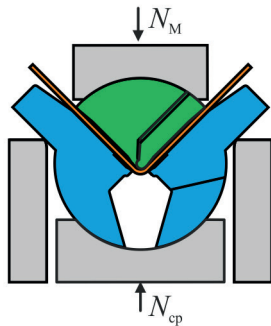


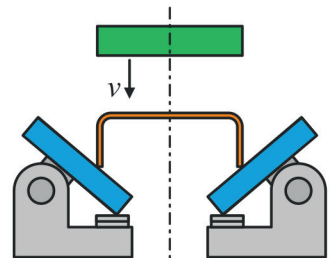
Rickmer Meya

Schädigungskontrolliertes Blechbiegen mittels Druckspannungsüberlagerung

Biegen mit radialer Spannungsüberlagerung

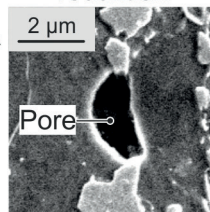


Verbesserte Leistungsfähigkeit



Einstellung der Triaxialität

Schädigungsreduktion



Analyse der Bauteileigenschaften

Schädigungskontrolliertes Blechbiegen mittels Druckspannungsüberlagerung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Rickmer Meya M. Sc.

aus

Münster

Dortmund, 2020

Vorsitzender der Prüfungskommission: AR Priv.-Doz. Dr.-Ing. Jobst Bickendorf
Berichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
Prof. Dr.-Ing. Jörn Mosler
Tag der mündlichen Prüfung: 14. Mai 2020

Dortmunder Umformtechnik

Band 108

Rickmer Meya

**Schädigungskontrolliertes Blechbiegen
mittels Druckspannungsüberlagerung**

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag
Düren 2020

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Zugl.: Dortmund, Technische Univ., Diss., 2020

Copyright Shaker Verlag 2020

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-7510-6

ISSN 1619-6317

Shaker Verlag GmbH • Am Langen Graben 15a • 52353 Düren

Telefon: 02421 / 99 0 11 - 0 • Telefax: 02421 / 99 0 11 - 9

Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund. Wesentliche Ergebnisse dieser Arbeit wurden im Rahmen des durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft geförderten Sonderforschungsbereiches TRR188, insbesondere im Teilprojekt A05, erzielt. An dieser Stelle möchte ich den zahlreichen Personen, die mich bei dieser Arbeit sowohl fachlich als auch menschlich unterstützt haben, herzlich danken.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya, der mir diese Promotion ermöglicht hat. Sein umfassendes Wissen in der Umformtechnik, das kritische Hinterfragen und die stets konstruktiven Hinweise waren ein wichtiger Baustein für das Gelingen dieser Arbeit. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk von der TU München für die Übernahme des Koreferats. Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörn Mosler und Herrn AR Priv.-Doz. Dr.-Ing. Jobst Bickendorf danke ich für die Mitwirkung in der Prüfungskommission. Ferner möchte ich mich bei der gesamten Prüfungskommission bedanken, dass die Prüfung trotz der Corona-Pandemie stattfinden konnte.

Zudem bedanke ich mich bei allen Projektpartnerinnen und -partner innerhalb des TRR188 für die Unterstützung und die vielen hilfreichen Diskussionen rund um die Dissertation. Besonders erwähnen möchte ich an dieser Stelle Carl Kusche, Anthony Dunlap und Kerstin Möhring. Darüber hinaus bedanke ich mich bei Herrn Michael Breitwieser der Firma IMETER/MSB Breitwieser Messsysteme für die Unterstützung bei der hochpräzisen Dichtemessung.

Ferner danke ich allen derzeitigen und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am Institut für Umformtechnik und Leichtbau für die stets angenehme Atmosphäre und die abteilungsübergreifende Hilfsbereitschaft. Besonders bedanken möchte ich mich bei Dr.-Ing. Christian Löbbe und Oliver Hering für die konstruktiven Diskussionen und Kommentare zur Dissertation. Ferner gilt mein Dank Juri Martschin für die gewissenhafte Durchsicht der Arbeit. Weiterhin bin ich dankbar für das Verständnis der Abteilung Profil- und Blechumformung, die mir in der letzten Phase der Promotion den Rücken freigehalten hat. Weiterhin möchte ich mich beim gesamten technischen Personal für die stetige Unterstützung bedanken. Besonders hervorheben möchte ich Dirk Hoffmann und Werner Feurer für die Unterstützung im experimentellen Bereich. Weiterhin danke ich Jeanette Brandt und Nina Hänisch für ihre Unterstützung bei jeglichen organisatorischen Fragen innerhalb des Instituts. Bei Frau Beate Ulm-Brandt bedanke ich mich recht herzlich für die sprachliche Korrektur dieser Arbeit.

Außerdem bedanke ich mich bei allen Projekt-, Bachelor- und Masterarbeitern sowie bei meinen studentischen Hilfskräften für die außerordentlich gute und erfolgreiche Zusammenarbeit. Dieser Dank geht insbesondere an Nicolas Triebert und Gerrit Bosse.

Ganz besonders möchte ich mich bei meinen Eltern Birgit und Hans bedanken, die mir meinen akademischen Werdegang ermöglicht haben und mich in allen Belangen des Lebens bedingungslos unterstützen. Insbesondere möchte ich meinem Vater für die fachliche Unterstützung und Diskussion rund um diese Arbeit danken. Außerdem möchte ich meinen Großeltern Cäcilia und Erich großen Dank aussprechen, die diesen Schritt der akademischen Laufbahn leider nicht mehr erleben können, aber die wesentlichen Grundsteine dafür gelegt haben. Darüber hinaus gilt mein besonderer Dank meiner Partnerin Marie, die mir jederzeit während der Erstellung der Arbeit verständnisvoll zur Seite stand und mich in vielfältiger Weise unterstützt hat.

A handwritten signature in blue ink, appearing to read 'Meza', written in a cursive style.

Werne, im Juni 2020

Abstract

In the current product design of bent sheet metal components, often only the properties of the virgin material are included. In some cases, the deformation-induced strain hardening and residual stresses are also taken into account. Damage induced by the forming process is not considered. The process of damage is defined as the nucleation, growth and coalescence of voids. As a result of the unknown influence of damage on the product performance, the manufactured components are often oversized. This uncertainty is compensated by enlarged safety factors that increase the primary and secondary energy used. Therefore, this work shows for the first time, which influence damage has on the performance of bent components.

It is shown, that in the case of air bending conventional process parameters are not influencing the load path while maintaining the equivalent plastic strain. To influence damage, the load path must be changed during plastic deformation. For this purpose, a stress superposition is necessary. Since the conventional processes with stress superposition, such as elastomer bending, are not able to apply predictable compressive stresses, a new bending process is developed. The so-called bending with radial stress superposition can apply adjustable stress superposition during the process. The new process is described with an analytical model and examined by the FEM. The stress superposition leads to up to 50 % reduced void area fractions while maintaining the geometry of the product. The density reduction, as a measure of the volumetric damage, is also significantly decreased by the counter pressure.

New test methods are being developed to test the bent components for the corresponding applications. The effects acting on the performance in addition to the damage are separated. By manufacturing geometrically identical components, strain hardening can be neglected as the cause of increased performance. The residual stresses and the roughness remain almost constant. The component damage is thus the cause of up to 19 % reduction in energy consumption in impact tests. Damage control can increase the energy consumption of safety-relevant components such as crash boxes. Furthermore, a component with less damage is stiffer, which is particularly relevant for the design of springs and carriers. The effect of damage is even increased at low temperatures because of notch effects. Due to the known influences of damage on the performance, it can already be included in the product design process as a product property.

Kurzzusammenfassung

Bei der derzeitigen Produktauslegung gebogener Bauteile werden häufig nur die Eigenschaften des Ausgangsmaterials einbezogen. In einigen Fällen werden zudem die umformtechnisch induzierten Verfestigungen und Eigenspannungen berücksichtigt. Die durch den Umformvorgang eingebrachte Schädigung wird nicht betrachtet. Der Prozess der Schädigung wird in dieser Arbeit als Porennukleation, -wachstum und -zusammenschluss definiert. Da der negative Einfluss der Schädigung auf die Leistungsfähigkeit unbekannt ist, werden Bauteile häufig überdimensioniert. Dieses Unkenntnis wird über erhöhte Sicherheitsfaktoren kompensiert, die die genutzte Primär- und Sekundärenergie unnötig vergrößern. Daher wird in dieser Arbeit erstmals dargestellt, inwiefern die Schädigung beim Biegen eingestellt werden kann und welchen Einfluss die Schädigung auf die Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile hat.

Es wird gezeigt, dass beim Freibiegen über konventionelle Prozessparameter keine Beeinflussung des Lastpfades bei gleichem Umformgrad möglich ist. Zur Beeinflussung der Schädigung muss der Lastpfad während der plastischen Umformung verändert werden. Dazu ist zwingend eine Spannungsüberlagerung notwendig. Da die konventionellen Prozesse mit Spannungsüberlagerung, wie das Elastomerbiegen, nicht in der Lage sind, kontrolliert Druckspannungen aufzubringen, wird ein neues Biegeverfahren entwickelt. Das sogenannte Biegen mit radialer Spannungsüberlagerung kann während des Prozesses einstellbare Druckspannungen aufbringen. Der neue Prozess wird anhand eines analytischen Modells ausgelegt und mittels der FEM untersucht. Die zusätzliche Spannungsüberlagerung führt bei identischem Umformgrad zu bis zu 50 % reduzierten Porenflächen. Die Dichtereduktion, ein Maß für die volumetrische Schädigung, wird ebenfalls durch die niedrigere Triaxialität deutlich verringert.

Zur Prüfung bereits gebogener Bauteile werden neue Testverfahren für die entsprechenden Einsatzfälle von Biegeteilen entwickelt. Anhand dieser wird der Einfluss der Schädigung auf das Bauteilverhalten bewertet. Die neben der Schädigung auf die Leistungsfähigkeit wirkenden Effekte werden separiert. Durch die Fertigung geometrisch identischer Bauteile kann die Verfestigung als Ursache erhöhter Leistungsfähigkeiten ausgeschlossen werden. Die Eigenspannungen und die Rauheit bleiben nahezu konstant und sind daher vernachlässigbar. Die Bauteilschädigung ist somit die Ursache für eine bis zu 19 % verringerte Energieaufnahme im Schlagversuch. Durch die Schädigungskontrolle kann die Energieaufnahme von sicherheitsrelevanten Bauteilen, wie Crashboxen, erhöht werden. Ferner ist ein Bauteil mit geringerer Schädigung steifer, was insbesondere bei der Auslegung von Federn und Trägern relevant ist. Der Einfluss der Schädigung ist bei niedrigen Temperaturen aufgrund der Kerbwirkungen erhöht. Durch die bekannten Einflüsse auf die Leistungsfähigkeit kann die Schädigung bereits im Entwicklungsprozess als Produkteigenschaft miteinbezogen werden.

Inhaltsverzeichnis

Vorabveröffentlichung von Inhalten	iii
Formelzeichen und Abkürzungen	v
1 Einleitung	1
2 Stand der Kenntnisse	3
2.1 Blechbiegen.....	3
2.1.1 Grundlagen des Biegens.....	3
2.1.2 Elementare Biegetheorie.....	4
2.1.3 Mechanische Eigenschaften.....	9
2.1.4 Auslegung von Biegeteilen.....	11
2.1.5 Versagen von Biegeteilen.....	12
2.2 Duktile Schädigung.....	15
2.2.1 Schädigungsentstehung und –entwicklung.....	15
2.2.2 Spannungszustandsabhängige Schädigungsentwicklung.....	19
2.2.3 Schädigungscharakterisierung.....	24
2.2.4 Einfluss der Schädigung auf die Bauteileigenschaften.....	28
2.3 Blechbiegeverfahren mit Drucküberlagerung.....	28
2.3.1 Dreiwalzenrunden mit zusätzlicher Walze.....	29
2.3.2 Elastomerbiegen.....	29
2.3.3 Dreipunktbiegen.....	31
2.3.4 Biegen mit inkrementeller Spannungsüberlagerung.....	31
2.3.5 Hydromechanisches Tiefziehen.....	32
2.4 Fazit.....	33
3 Zielsetzung	35
4 Lastpfadbeeinflussung beim Biegen	37
4.1 Einfluss der Prozessparameter auf den Lastpfad.....	37
4.2 Spannungsüberlagerungen beim Blechbiegen.....	44
4.2.1 Reine hydrostatische Spannungsüberlagerung.....	44
4.2.2 Tangentiale Spannungsüberlagerung.....	45
4.2.3 Axiale Spannungsüberlagerung.....	49
4.2.4 Radiale Spannungsüberlagerung.....	51
4.3 Fazit.....	61
5 Biegetechnologie mit gezielter radialer Spannungsüberlagerung	63
5.1 Anforderungen an die Werkzeugtechnologie.....	63
5.2 Werkzeugkonzept.....	63
5.3 Prozesscharakteristika.....	67
5.4 Technologische Umsetzung.....	69
5.5 Ermittlung der wirkenden Kräfte und Momente.....	74
5.6 Verwendete Versuchs- und Messaufbauten.....	80

5.7	Fazit.....	84
6	Prozessanalyse des Biegens mit radialer Spannungsüberlagerung	85
6.1	Analytische Modellierung des Spannungszustandes	85
6.1.1	Annahmen.....	85
6.1.2	Analytisches Modell zur Spannungs- und Dehnungsvorhersage.....	86
6.2	Numerische Beschreibung der Lastpfade	90
6.2.1	Aufbau des Simulationsmodells.....	90
6.2.2	Vorhersage des Spannungszustandes in Abhängigkeit vom Gegendruck ..	93
6.2.3	Untersuchung der Dehn- und Lastpfade.....	96
6.3	Fazit.....	101
7	Lastpfadeinfluss auf die Schädigungsentwicklung	103
7.1	Methoden zur Schädigungscharakterisierung	103
7.1.1	Mikroskopische Untersuchungen	103
7.1.2	Dichtemessung	110
7.2	Schädigungsentwicklung bei Grundversuchen	114
7.2.1	Zugversuche	114
7.2.2	Torsionsversuche.....	117
7.3	Schädigungsentwicklung in gebogenen Bauteilen.....	118
7.3.1	Hoefnagels-Tasan-Methode	120
7.3.2	Rasterelektronenmikroskopie.....	121
7.3.3	Dichte	124
7.4	Fazit.....	126
8	Einfluss der Schädigung auf das Bauteilverhalten	127
8.1	Separation der Effekte.....	127
8.2	Steifigkeit von gebogenen Bauteilen	134
8.3	Ermüdungsfestigkeit	136
8.4	Statisches Weiterbiegen	137
8.5	Crashverhalten.....	138
8.6	Kerbschlagarbeit	141
8.7	Übertragbarkeit auf Aluminium.....	145
8.8	Fazit.....	147
9	Nutzen für die Industrie und Ausblick	149
	Literaturverzeichnis	159
	Anhang – Kapitel 4	171
	Anhang – Kapitel 5	172
	Anhang – Kapitel 7	176
	Anhang – Kapitel 8	177
	Lebenslauf	179

Vorabveröffentlichung von Inhalten

Nachfolgend sind die Veröffentlichungen aufgeführt, die im Rahmen dieser Dissertation entstanden sind. Die Vorabveröffentlichung der Forschungsergebnisse erfolgte mit Zustimmung des Promotionsausschusses.

- Meya, R., Tekkaya, A.E., 2016. Vorrichtung und Verfahren zum ebenen oder räumlichen Biegen von Profilen durch einen Walzvorgang. DE 10 2016 013 672.3, Patent.
- Meya, R., Löbbe, C., Hering, O., Tekkaya, A.E., 2017a. New bending process with superposition of radial stresses for damage control, in: Proceedings of the Forming Technology Forum. Enschede.
- Meya, R., Löbbe, C., Tekkaya, A.E., 2017c. Vorrichtung zum Blechbiegen mittels gezielter Druckspannungsüberlagerung. DE 10 2017 006 218.8, Patent.
- Meya, R., Löbbe, C., Tekkaya, A.E., 2018. Stress State Control by a Novel Bending Process and its Effect on Damage Evolution, in: Volume 2: Materials; Joint MSEC-NAMRC-Manufacturing USA. American Society of Mechanical Engineers, College Station, Texas.
- Meya, R., Kusche, C., Löbbe, C., Al-Samman, T., Korte-Kerzel, S., Tekkaya, A.E., 2019a. Global and high-resolution damage quantification in dual-phase steel bending samples with varying stress states. *Metals* 9 (3), S. 319.
- Meya, R., Löbbe, C., Tekkaya, A.E., 2019b. Stress state analysis of radial stress superposed bending. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 20 (1), S. 53–66.
- Meya, R., Löbbe, C., Tekkaya, A.E., 2019c. Stress state control by a novel bending process and its effect on damage evolution and product performance. *International Journal of Manufacturing Science and Engineering* 141 (10)
- Münstermann, S., Sparrer, Y., Yao, Y., Lian, J., Meya, R., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2019. Effect of plastic strain and ductile damage on elastic modulus of multiphase steel and its impact on springback prediction, in: Proceedings of 22nd Edition of the International ESAFORM Conference on Material Forming, Vitoria-Gasteiz, Spanien.
- Sprave, L., Schowtjak, A., Meya, R., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., Menzel, A., 2020. On mesh dependencies in finite-element-based damage prediction: Application to sheet metal bending. *Production Engineering in Druck*.
- Tekkaya, A.E., Ben Khalifa, N., Hering, O., Meya, R., Myslicki, S., Walther, F., 2017. Forming-induced damage and its effects on product properties. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 66 (1), S. 281–284.

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
α	°	Biegewinkel
α_{ax}	°	Durch einachsigen Spannungszustand entstehender Winkel am Rand des Biegeteils
β	°	Hilfswinkel zur Berechnung des idealen Biegewinkels
γ	°	Kontaktwinkel der Kräfte zwischen Lagerschalen und rotierenden Werkzeugen
ε	-	Dehnung
$\dot{\varepsilon}_p^*$	s ⁻¹	Kriechnrate des geschädigten Materials
$\dot{\varepsilon}_p$	s ⁻¹	Kriechnrate des ungeschädigten Materials
ζ	-	Dritte normierte Invariante
λ	-	Nicht-negative reelle Zahl in der Fließregel
κ	mm ⁻¹	Krümmung
η	-	Spannungsmehrachsigkeit / Triaxialität
μ	-	Reibzahl
σ	MPa	Spannung
σ'_{ij}	MPa	Deviatorischer Spannungsanteil
σ_b	MPa	Tangentiale Biegespannung
σ_h	MPa	Hydrostatische Spannung
σ_{ij}^h	MPa	Hydrostatischer Spannungsanteil
σ_M	MPa	Mittlere Spannung
σ_r	MPa	Radialspannung beim RSS-Biegen
σ_{vM}	MPa	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_{zyk}	MPa	Zyklische Spannungsamplitude des ungeschädigten Materials

Zeichen	Einheit	Beschreibung
σ_{zyk}^*	MPa	Zyklische Spannungsamplitude des geschädigten Materials
τ	MPa	Scherspannung
ν	-	Querkontraktionszahl
θ_{L}	°	Lode-Winkel
$\bar{\theta}$	-	Lode-Winkel-Parameter
φ	-	Umformgrad
φ_{m}	-	Umformgrad bei der Einschnürung im Zugversuch
φ_{ra}	-	Umformgrad in Biegerichtung am Außenbogen im Zeitpunkt der maximalen Spannungsüberlagerung beim RSS-Biegen
$\dot{\varphi}$	s ⁻¹	Logarithmische Dehnrage
φ_{v}	-	Vergleichsumformgrad
ρ	g · cm ⁻³	Ausgangsdichte
$\tilde{\rho}$	g · cm ⁻³	Dichte des geschädigten Materials
ρ_{v}	m/m ³	Versetzungsdichte
ψ	-	Biegeverhältnis
A_{p}	mm ²	Fläche einer einzelnen Pore
b	mm	Blechbreite
b_{h}	mm	Nutttiefe
C_{ij}	MPa	Werkstoffparameter des Elastomers
C_{g}	GPa	Extrapolationsparameter nach Gosh
D	-	Schädigungsvariable
D_{A}	μm ²	Durchschnittliche Porenfläche
D_{M}	-	Martensitbruchanteil
D_{MF}	-	Martensit-Ferrit-Ablösungs-Anteil

Zeichen	Einheit	Beschreibung
D_S	-	Porenflächenanteil
d_r	mm	Pressbreite in der Kontaktzone der radialen Spannungsüberlagerung
E	GPa	Elastizitätsmodul des Halbzeuges
E_{kin}	J	Kinetische Energie
E_m	GPa	Mittlerer Elastizitätsmodul der Kontaktpartner
\tilde{E}	GPa	Elastizitätsmodul des geschädigten Bauteils
E_L	-	Grad der Erfüllung bei der Lösungsbewertung
F	N	Kraft
F_i	N	Gewichtskräfte bei der Dichtemessung
F_w	N	Eine durch Werkzeuge aufgebrachte Kraft zur Erreichung einer Funktion in der Funktionsstruktur
F_U	N	Aufgebrachte Kraft beim Anbiegen zur Steifigkeitsbestimmung
f	Hz	Frequenz
f_i	mm	Elastische Durchbiegung im Punkt i
G_L	-	Gewichtsfaktor zur Lösungsbewertung
H	HV	Härte des ungeschädigten Materials
H^*	HV	Härte des geschädigten Materials
h	mm	Stempelweg
h_f	mm	Fallhöhe im Fallturm
h_{HV}	mm	Gesamtbreite bei der Härtemessung
h_p	mm	Probenhöhe
I	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment
I_i	-	Spannungsinvarianten
k_f	MPa	Fließspannung

Zeichen	Einheit	Beschreibung
L	-	Lode-Parameter
l	mm	Länge
M_b	Nm	Biegemoment
m	kg	Masse
N	N	Normalkraft
N_b	N	Schematische Normalkraft, die das Biegemoment erzeugt
$N_{b,1}$	N	Normalkraft, die einen Teil des Biegemomentes beim RSS-Biegen auslöst
$N_{b,2}$	N	Normalkraft, die einen Teil des Biegemomentes beim RSS-Biegen auslöst
N_{bs}	N	Kontaktkraft zwischen unterer Lagerschale und rotierendem Werkzeug
N_{cp}	N	Hydraulikkraft, die an der unteren Lagerschale aufgebracht wird
N_d	N	Am Gesenk wirkende Kraft beim RSS-Biegen
N_i	N	Normalkräfte beim RSS-Biegen
N_l	N	Kontaktkraft zwischen oberem Werkzeug und Blech beim RSS-Biegen zur Blechführung
N_M	N	Kraft, die von der Biegemaschine beim RSS-Biegen bereitgestellt wird
N_p	N	Kontakt zwischen oberem Werkzeug und Innenbogen des Biegeteils beim RSS-Biegen
N_r	N	Radialkraft, die auf die Biegezone am Außenbogen beim RSS-Biegen wirkt
N_z	-	Zykluszahl
n	-	Anzahl durchgeführter Versuche
n_g	-	Extrapolationsparameter nach Gosh
p	MPa	Druck

Zeichen	Einheit	Beschreibung
p_g	-	Extrapolationsparameter nach Gosh
p_r	-	Flächenpressung beim RSS-Biegen
R	-	Spannungsverhältnis
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
r	mm	Radius
r_c	mm	Werkzeugradius des unteren rotierenden Werkzeuges im Kontakt mit der Umformzone
r_m	mm	Radius der mittleren Faser
r_{rt}	mm	Radius der unteren Lagerschale
r_{so}	mm	Kontaktradius des oberen Werkzeuges am Innenbogen des zu biegenden Bleches
r_{up}	mm	Radius der oberen Lagerschale
S	mm^2	Untersuchte Fläche im REM
S_F	μm	Ferritkorngröße
s	mm	Blechdicke
s_f	-	Informationsfluss in der Funktionsstruktur
s_i	mm	Durch Biegewerkzeuge vorgegebene Abstände
T_k	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur beim Kerbschlagversuch
$T_{b,1}$	N	Reibkraft, die einen Teil des Biegemomentes beim RSS-Biegen auslöst
$T_{b,2}$	N	Reibkraft, die einen Teil des Biegemomentes beim RSS-Biegen auslöst
T_{bs}	N	Reibkraft zwischen unterer Lagerschale und rotierendem Werkzeug
T_d	N	Am Gesenk wirkende Reibkraft beim RSS-Biegen
T_i	N	Tangentialkräfte beim RSS-Biegen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
T_r	N	Reibkraft, die in der Biegezone am Außenbogen beim RSS-Biegen wirkt
T_{ps}	N	Reibkraft zwischen oberem Werkzeug und oberer Lagerschale
t	s	Zeit
V	Ω	Elektrischer Widerstand des ungeschädigten Materials
V_M	%	Martensitanteil
\tilde{V}	Ω	Elektrischer Widerstand des geschädigten Materials
V_L	mm/s	Ultraschallgeschwindigkeit im Halbzeug
\tilde{V}_L	mm/s	Ultraschallgeschwindigkeit im geschädigten Bauteil
v	mm/s	Auftreffgeschwindigkeit des Gewichtes im Falltest
W	J	Kerbschlagarbeit
W_i	g	Wägewert
w	mm	Gesenkweite
w_f	-	Energiefluss in der Funktionsstruktur
y	mm	Position auf der Blechdicke

Indizes

Index	Beschreibung
0	Initialwert
a	Außen
ave	Durchschnittswert
ax	Axial wirkend
B	Bruch
b	Aus der Biegung resultierend
crit	Kritisch
D	Geschädigt

DW	Drückwalzen
fl	Flüssigkeit
fk	Festkörper
fb	Beim Freibiegen wirkend
g	Am Gesenk wirkend
HZ	Halbzeug
i	Innen
L	Luft
max	Maximal
min	Minimal
N	Aus der Normalkraft resultierend
o	Obere Grenze
r	Aus Reibung resultierend
RS	Unter Radialspannung wirkend
st	Stempel
u	Untere Grenze
zyk	Zyklisch
θ	In Tangentialrichtung

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
AZ	Ausgangszustand
bez	bezogen
C	Drehpunkt der rotierenden Werkzeuge beim RSS-Biegen
CP-Stahl	Komplexphasen-Stahl (C omplex p hase-Steel)
CPE4R	4-Knoten-Element, ebener Formänderungszustand, reduzierte Integration

CT	C omputer- T omograph
DP-Stahl	D ualphasen-Stahl
EBT	Equi-Biaxialer-Zug (E qui- b iaxial- t ension)
EBSD	E lectron B ackscatter D iffraction
ECAP	E qual C hannel A ngular P ressing
EFÄZ	E bener F ormänderungszustand
F	F errit
FKG	F errit- F errit- K orngrenzenablösung
FEM	F inite- E lemente- M ethode
H	H orizontal
E	E inschluss
M	M artensit
MB	M artensitbruch
MF	M artensit- F errit- A blösung
PST	E bener F ormänderungszustand und Z ugbelastung (P lane s train t ension)
REM	R asterelektronen m ikroskopie
RSS	R adial S tress S uperposed
SH	S cherung
TRIP-Stahl	T ransformation I nduced P lasticity S tahl
UT	Einachsiger Zug (U niaxial t ension)
WR	W alzrichtung
V	V ertikal
QR	Belastung 90° zur Walzrichtung (Q uerrichtung)

1 Einleitung

Die bisherige Prozessauslegung eines Umformprozesses beschränkt sich meistens auf die Erzeugung einer vorgegebenen Bauteilgeometrie, um mit einer geeigneten Werkstoffauswahl eine gewünschte Beanspruchbarkeit zu erreichen (Tekkaya et al., 2015). Dabei werden hauptsächlich die Werkstoffeigenschaften des Ausgangsmaterials betrachtet. Jedoch beeinflusst die Umformung auch maßgeblich die mechanischen und physikalischen Eigenschaften eines gefertigten Bauteils. Durch die Auslegung entsprechend diesen Eigenschaften können die Bauteilgeometrien belastungsangepasst erzeugt werden und somit der Sicherheitsfaktor durch unbekannte Einflüsse aus dem Umformvorgang reduziert werden. Bekannt ist bereits, dass durch den Umformvorgang Eigenstressungen und Verfestigungen induziert werden, die je nach Einsatzfall die Leistungsfähigkeit begünstigen oder mindern. Selbst der Einfluss der Verfestigung wird noch nicht in jeder Prozessauslegung genutzt (Biermann et al., 2010). Eine bislang nicht betrachtete Eigenschaft eines umgeformten Bauteils ist die Schädigung. Der Prozess der Schädigung ist hier als Porennukleation, -wachstum und -zusammenschluss definiert. Die Schädigung tritt häufig bei höheren Triaxialitäten und gleichzeitiger Formänderung auf. Daher ist bei Biegebauteilen der zugbelastete Außenbogen schädigungsbehaftet, wohingegen der Innenbogen keine ausgeprägte Schädigungsevolution zeigt. Die Schädigungsmechanismen treten werkstoff- und belastungsabhängig vor dem makroskopischen Versagen an Materialinhomogenitäten auf (**Bild 1.1**).

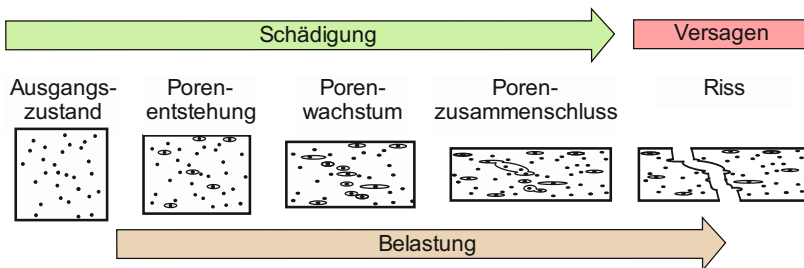


Bild 1.1: Schädigungsentwicklung, angepasst von Reusch (2003)

Für die Automobilindustrie werden Dualphasenstähle, hauptsächlich bestehend aus einer weichen Ferritmatrix mit eingebetteten harten Martensitinseln, weiterhin eine wichtige Rolle spielen (**Bild 1.2**) (Fonstein, 2017). Diese Werkstoffklasse neigt zu einer ausgeprägten Schädigungsentwicklung bereits deutlich vor dem Versagen. Die Schädigungsentwicklung kann eine Ursache für eine verminderte Leistungsfähigkeit sein, was insbesondere in sicherheitsrelevanten Bauteilen entscheidend ist. Durch den Einbezug der Schädigung bei der Bauteilauslegung können gewichtsoptimierte Bauteile gefertigt werden. Dadurch kann die benötigte Primärenergie bei der Fertigung durch geringere

Umformkräfte aufgrund der gewichtsoptimierten Bauteile reduziert werden. Die benötigte Sekundärenergie wird ebenfalls reduziert, da geringere Massen im Einsatz bewegt werden. Eine schadigungskontrollierte Bauteilauslegung ist somit wichtig für die Schadstoffminimierung und eine ressourcenoptimierte Fertigung. In dieser Arbeit wird daher der Einfluss der induzierten Schädigung auf die Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile gezeigt.

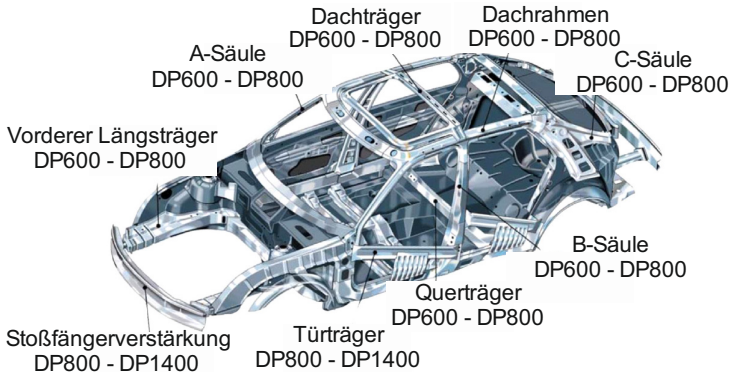


Bild 1.2: Beispiele für den Einsatz von Dualphasenstählen in einem SAAB (angepasst von Olsson et al., 2006)

Im *Kapitel 2* wird ein Überblick über den Stand der Kenntnisse gegeben.

Im *Kapitel 3* wird die Zielsetzung dieser Arbeit aus dem Stand der Kenntnisse abgeleitet.

Im *Kapitel 4* wird der Einfluss konventioneller Prozessparameter beim Freibiegen auf den Spannungszustand erarbeitet. Es werden technologische Möglichkeiten zur Lastpfadbeeinflussung mittels Spannungsüberlagerung aufgezeigt sowie die Spannungsüberlagerung in Radialrichtung anhand des Elastomerbiegens untersucht.

Im *Kapitel 5* wird eine neue Biegetechnologie mit radialer Druckspannungsüberlagerung hergeleitet und technologisch umgesetzt.

Im *Kapitel 6* wird der Prozess hinsichtlich des wirkenden Spannungszustandes untersucht und analytisch modelliert sowie die Lastpfade numerisch analysiert.

Im *Kapitel 7* werden die Methoden zur Schädigungscharakterisierung auf Biegeteile übertragen und der Lastpfad einfluss auf die Schädigungsentwicklung analysiert.

Im *Kapitel 8* wird die Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile in Abhängigkeit der Schädigung analysiert. Nach der Definition der Leistungsfähigkeit werden neue Prüfversuche in Abhängigkeit des Einsatzfalles erarbeitet. Die auf die Leistungsfähigkeit wirkenden Effekte werden separiert und der Einfluss der Schädigung aufgezeigt.

Im *Kapitel 9* wird der Nutzen für die Industrie und mögliche weitere Arbeiten zur schadigungskontrollierten Auslegung von Biegeteilen diskutiert.

2 Stand der Kenntnisse

Innerhalb dieses Kapitels werden die theoretischen Grundlagen des Blechbiegens sowie die resultierenden mechanischen Eigenschaften nach dem Biegen beschrieben. Es wird erläutert, auf Basis welcher Kriterien Biegeteile ausgelegt werden und wie sich ein Versagen unter Biegebeanspruchung äußert. Anschließend wird ein Überblick über die dem Versagen vorhergehenden Schädigungsmechanismen auf Mikrostrukturebene und über die Möglichkeiten der Schädigungscharakterisierung gegeben. Abschließend werden technologische Möglichkeiten der Spannungsüberlagerung beim Biegen aufgezeigt. Diese Biegetechnologien werden bisher zur Erhöhung der Umformbarkeit eingesetzt und können im Rahmen der Arbeit als Möglichkeit zur Schädigungsminimierung genutzt werden.

2.1 Blechbiegen

Das Biegen ist ein Blechumformverfahren und wird nach DIN 8586 als das Umformen definiert, bei dem im Wesentlichen der plastische Zustand durch eine Biegebeanspruchung herbeigeführt wird (DIN 8586, 2003). Das Biegen kann in *Biegen mit geradliniger* oder mit *drehender Werkzeugbewegung* eingeteilt werden. Weiterhin gibt es zahlreiche Verfahrenserweiterungen, die nicht in der Norm aufgenommen sind, wie beispielsweise das Biegen mit inkrementeller Spannungsüberlagerung (Weinrich, 2015) oder das Biegen mit Gegendruck durch einen starren Gegenstempel (Cupka et al., 1973).

2.1.1 Grundlagen des Biegens

Das Blechbiegen ist eines der häufigsten angewandten Blechumformverfahren und in den meisten Fällen ein Umformen bei Raumtemperatur (Lange, 1990). Es ist sowohl für die Massenfertigung von Kleinteilen als auch zur Einzelfertigung im Großmaschinenbau geeignet. Von den Biegeverfahren ist das Freibiegen das industriell wichtigste (**Bild 2.1a**).

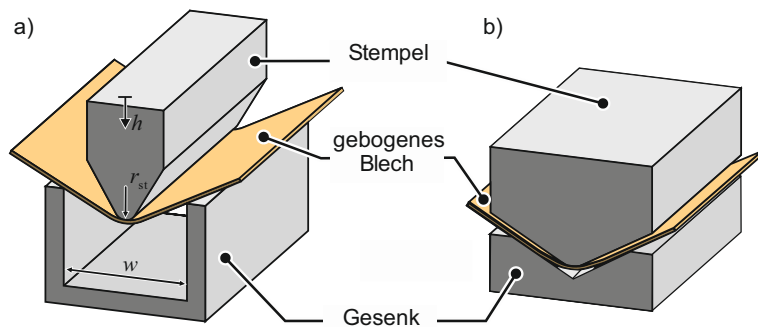


Bild 2.1: Schematische Darstellung des a) Frei- und b) Gesenkbiegens

Das Freibiegen zeichnet sich durch drei Berührungslinien zwischen Werkzeug und Werkstück aus. Die Werkzeuge dienen lediglich zur Übertragung der Kräfte und Momente auf das Blech, sodass sich die Umformzone frei ausbildet (Lange, 1990). Die Gestalt des Bieeteils wird prozesstechnisch maßgeblich durch die Gesenkweite w , den Stempelradius r_{st} und die Stempelzustellung h vorgegeben (Bild 2.1a).

Beim Gesenkbiegen wird das Blech zur Erhöhung der Formgenauigkeit in das Gesenk nachgedrückt (Bild 2.1b). Folglich muss für jede unterschiedliche Bieegeometrie beim Gesenkbiegen ein eigener Werkzeugsatz genutzt werden.

Zur Beseitigung der Einflüsse von etwaigen Oberflächendefekten durch hohe Flächenpressungen an den Gesenkkanten beim Freibiegen wurde das Biegen mit drehenden Gesenkelementen entwickelt (**Bild 2.2**) (Rothstein, 1990).

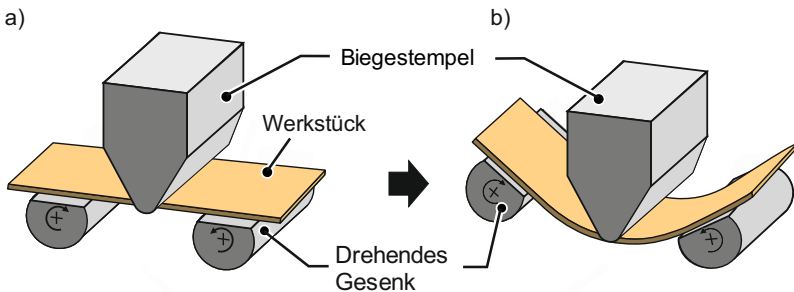


Bild 2.2: Blechbiegen mit drehenden Gesenken im a) Ausgangszustand und b) beim Biegevorgang

2.1.2 Elementare Biegetheorie

In den meisten industriell angewandten Prozessen wirken neben dem Biegemoment zusätzliche Beanspruchungen aus Querkraften, Reibung oder Drücken (Lange, 1990). Zur theoretischen Betrachtung des Biegens wird als Grundlage das querkraftfreie Biegen genutzt. Als querkraftfreies Biegen wird die Aufbringung eines Biegemomentes M_b ohne weitere Querkräfte bezeichnet. Im **Bild 2.3** sind die wichtigsten Bezeichnungen zur Beschreibung eines Bieeteils schematisch dargestellt.

Die Achse, um die gebogen wird, wird als Bieearchse bezeichnet. Die Blechdicke s wird während des querkraftfreien Biegens als konstant angenommen. Die Krümmung des Bieeteils kann über den Radius der neutralen Faser r_m bestimmt werden, wobei die jeweilige Faserlänge mit l bezeichnet wird. Der Radius der inneren und äußeren Faser wird mit r_{bi} und r_{ba} gekennzeichnet. Der Biegewinkel wird mit α bezeichnet.

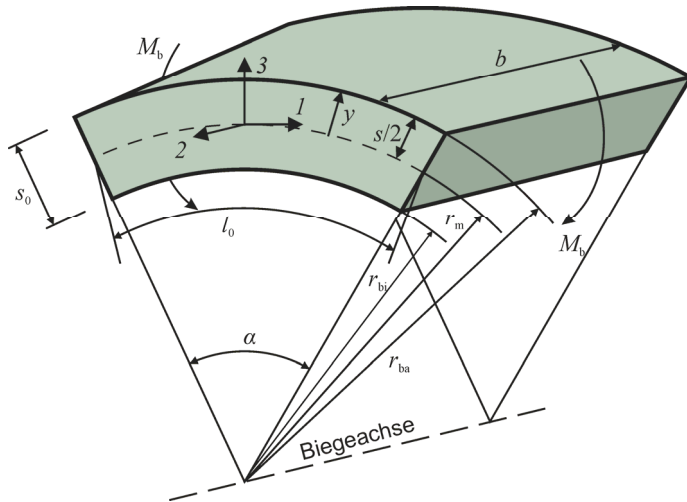


Bild 2.3: Definition der Bezeichnungen am Biegebogen beim querkraftfreien Biegen; Darstellung nach (Lange, 1990)

Zahlreiche Arbeiten befassen sich mit der Vorhersage der Spannungs- und Dehnungskomponenten, der Eigenspannungen, der Rückfederung, der Krümmung bzw. Biegelinie, dem Biegemoment oder der Lage einzelner Fasern. Die in tangentialer Richtung wirkende Biegespannung wird im Folgenden mit σ_1 bezeichnet, die wirkende Axialspannung mit σ_2 und die wirkende Radialspannung mit σ_3 (Lange, 1990). Die Radialspannung wirkt dabei stets normal zum Außenbogen.

Die Grundlagen zur Beschreibung der Formänderungen und Spannungen beim plastischen Biegen werden durch Ludwik (1903) mit einer geschlossenen Lösung erarbeitet. Die darauf aufbauenden Modellierungsansätze unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Art des Werkstoffverhaltens. Ludwik (1903) nutzt ein elastisch-plastisches Materialverhalten mit linearer Verfestigung. Dies ermöglicht auch die Beschreibung der Biegelinie. Die getroffenen Annahmen beinhalten eine querkraftfreie Biegemomenteneinleitung, eine ebene Formänderung, eine konstante Blechdicke und die Beibehaltung des ebenen und senkrechten Blechquerschnitts. Zudem sind die Spannungen in Zug- und Druck symmetrisch zum Nullpunkt und die Spannungen in Blechbreiten- und Dickenrichtung werden vernachlässigt. Es herrscht der einachsige Spannungszustand.

Aus der Längung der jeweiligen Fasern kann die Dehnung in Tangentialrichtung in Abhängigkeit des Abstandes zur neutralen Faser y bestimmt werden (Bild 2.3):

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{y}{r_m}. \quad (2.1)$$

Für die Außenfaser bei $y = \frac{s_0}{2}$ gilt dann zur Bestimmung der Maximaldehnung in Tangentialrichtung:

$$\varepsilon_1 = \frac{s_0}{2 \cdot r_m} \quad (2.2)$$

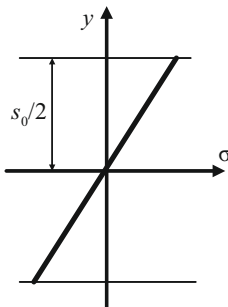
Der Umformgrad in Tangentialrichtung kann dann mit

$$\varphi_1 = \ln \left(1 + \frac{y}{r_m} \right) \quad (2.3)$$

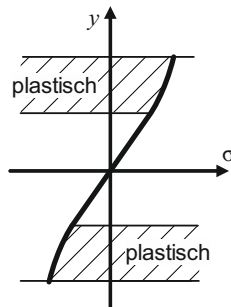
bestimmt werden.

Die Dehnungen sind laut den Annahmen symmetrisch zur Blechmitte, sodass die Mittelfaser zugleich die ungelängte Faser bleibt. Aus den getroffenen Annahmen folgt eine lineare Dehnungs- und Spannungsverteilung (**Bild 2.4**).

a) Elastische Biegung



b) Teilplastische Biegung



c) Ideale vollplastische Biegung

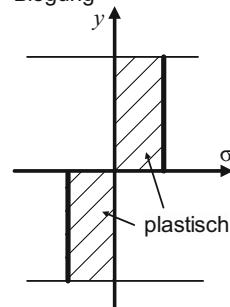


Bild 2.4: Spannungen im Biegestreifen nach elementarer Biegetheorie bei a) elastischer, b) teilplastischer und c) ideal-vollplastischer Biegung (Lange, 1990)

Es findet bei einem schmalen Blech so lange eine elastische Formänderung statt, bis die Biegespannungen die jeweilige Fließspannung an der entsprechenden Faser erreichen:

$$|\sigma_1| = k_f \quad (2.4)$$

Der resultierende Spannungs- und Dehnungszustand ist im **Bild 2.5a** dargestellt. Beim Biegen von breiten Blechen kann der einachsige Spannungszustand nicht angenommen werden. Eine freie Dehnung in Blechbreitenrichtung findet nicht mehr statt und der ebene Formänderungszustand stellt sich ein. Bei diesem sind die Spannungen in Blechbreitenrichtung nicht vernachlässigbar. Es stellen sich zusätzlich Zugspannungen am Außenbogen und Druckspannungen am Innenbogen in Blechbreitenrichtung ein (Bild 2.5). Anhand der Volumenkonstanz, der Levy-Mises Fließregel und der Fließfunktion

nach v. Mises können die Biegespannungen σ_1 im Verhältnis zur Fließspannung für breite Bleche ermittelt werden:

$$|\sigma_1| = \frac{2}{\sqrt{3}} k_f. \quad (2.5)$$

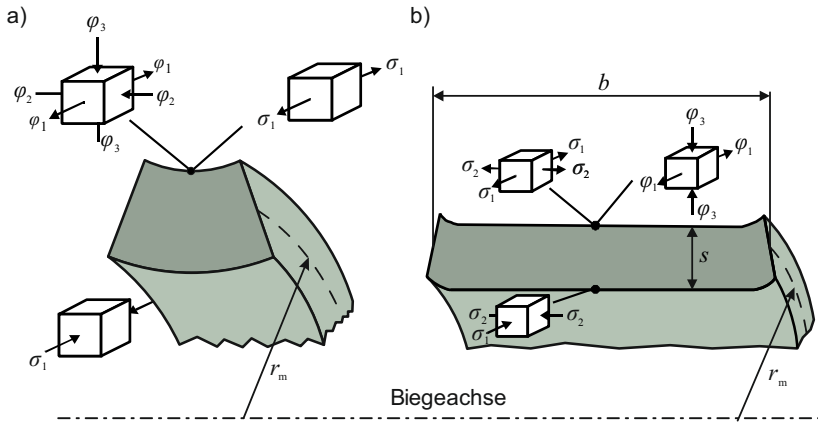


Bild 2.5: Spannungs- und Dehnungszustände bei a) schmalen ($b \approx s$) und b) breiten Blechen ($b \gg s$) (angepasst von Marciniak et al., 2002)

Daraus kann auch für den Grenzfall der vollplastischen Biegung eine obere Grenze für das Biegemoment abgeschätzt werden:

$$M_b = \frac{1}{2\sqrt{3}} \cdot k_f \cdot b \cdot s^2. \quad (2.6)$$

Im zeitlichen Verlauf wurde die elementare Biegetheorie stetig mit neuen Modellierungsansätzen erweitert, die im Folgenden zusammengefasst werden.

Anfang der 50er-Jahre werden die von Ludwik (1903) aufgestellten Annahmen unabhängig voneinander von Lubahn und Sachs (1950), Hill (1950) sowie Wolter (1952) infrage gestellt und nahezu zeitgleich erweitert. Die Berücksichtigung der Dickenabnahme während der Biegeumformung wird zunächst von Lubahn und Sachs (1950) für den Fall der ebenen Formänderung bei starr-plastischem Verhalten erarbeitet. Hill (1950) zeigt zeitgleich eine Lösung zur Beschreibung der Formänderungen auf. Wolter (1952) hingegen untersucht das Frei- und Schwenkbiegen zunächst experimentell. Er zeigt, dass eine Vernachlässigung der Faserverschiebung nur bei schwachen Krümmungen angenommen werden kann. Bei starken Krümmungen verschiebt sich die spannungsfreie Faser und die Blechdicke nimmt ab. Wolter (1952) teilt zur Darstellung der Faserverschiebung das Blech in zehn Segmente mit gleicher Höhe ein. Anhand dieser

Segmente können der Dehnungsverlauf und die Dickenänderungen der einzelnen Schichten dargestellt werden (**Bild 2.6**).

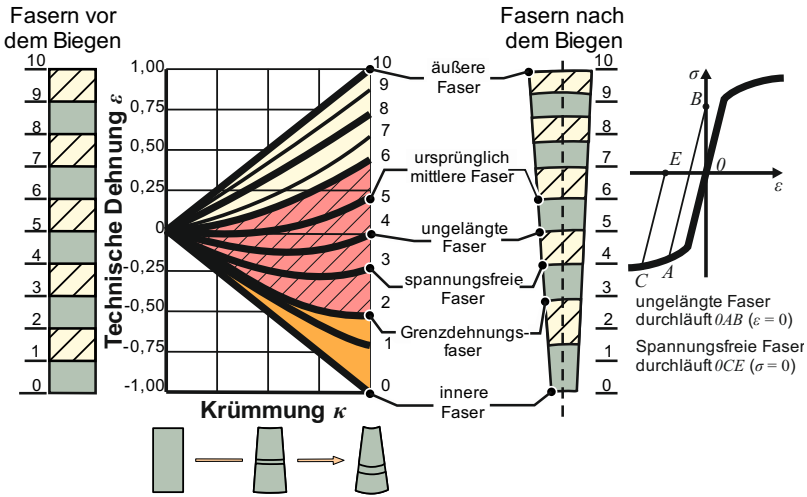


Bild 2.6: Dehnungsverläufe der Fasern beim Biegen (Kienzle, 1952), Darstellung nach Weinrich (2015)

Weiterhin wird die Lage der ungelängten und der spannungsfreien Faser im Spannungs-Dehnungsdiagramm dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die äußeren Fasern zehn bis sechs mit steigender Krümmung ausschließlich eine Zugbelastung aufweisen. Die Fasern drei bis fünf werden während des Biegevorganges zunächst gestaucht und anschließend aufgrund der Verschiebung der spannungsfreien, auch neutrale Faser genannt, gestreckt. Als ungelängte Faser wird die Faser definiert, die ihre ursprüngliche Länge erhält. Die Fasern null bis zwei unterliegen während der Biegung nur einer Stauchung. Die Faser zwischen den ausschließlich gestauchten Fasern und den Fasern mit Dehnungsumkehr wird als Grenzdehnungsfaser definiert. Anhand der Volumenkonstanz kann gezeigt werden, dass die am Außenbogen gedehnten Fasern entlang der Blechbreite länger werden und ausdünnen, wohingegen die gestauchten Fasern aufdicken und in der Länge gestaucht werden. Wolter (1952) erweitert maßgeblich das Verständnis des Biegens, da die neutrale Faser nicht mehr als ortsfest in der Blechmitte anzunehmen ist, sondern deren Verschiebung beschrieben werden kann. Dadurch können Rückfederungsvorhersagen (Schwark, 1952) und Biegemomentenberechnungen stark vorangetrieben werden. Hill (1950) erweitert den Ansatz mit einem starr-idealplastischen Werkstoffverhalten und berücksichtigt den dreidimensionalen Spannungszustand durch Betrachtung der radialen Druckspannungen. Proksa (1958) hat dem erweiterten Modell eine lineare Verfestigung sowie einen vereinfachten Bauschinger-Effekt hinzugefügt.

Eine geschlossene Lösung für ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten kann durch de Boer und Bruhns (1969) aufgestellt werden. Eine Erweiterung um ein nichtlineares Werkstoffverhalten ist durch Weinrich (2015) erarbeitet worden. Löbke (2018) hat das Überbiegen, die Rückfederung und den thermischen Verzug beim temperaturunterstützten Biegen halbanalytisch beschrieben.

2.1.3 Mechanische Eigenschaften

Durch die Umformung werden nicht nur die Gestalt des Bauteils, sondern auch dessen mechanische und physikalische Eigenschaften beeinflusst (Tekkaya et al., 2015). Es ist bekannt, dass sowohl Eigenspannungen als auch die Verfestigung einen Einfluss auf die statische Festigkeit (Cruise und Gardner, 2008), die Ermüdungsfestigkeit (Webster und Ezeilo, 2001), die Festigkeit im Crash (Zeng et al., 2002) und Korrosionsfestigkeit (Toribio und Kharin, 2004) von umgeformten Bauteilen aufweisen. Der inhomogene Dehnungsverlauf während des Biegens resultiert in gradierten Härte- und Eigenspannungsverläufen im Biegebauteil.

Solange der Stempelradius beim Freibiegen kleiner ist als der Innenradius des Bleches, wirkt das maximale Biegemoment in der Scheitelachse des Bleches. Dies verursacht dort die maximale Dehnung am Außenbogen und damit auch die größte Härte. Durch die Verschiebung der neutralen Faser ist zudem eine größere Härte im Zugbereich als im Druckbereich des Bleches zu erwarten (Kienzle, 1952).

Eine weitere wichtige Eigenschaft eines Biegeteils sind die Eigenspannungen. Die Eigenspannungen entstehen aufgrund des elastischen Rückstellmomentes und erzeugen bleibende Restspannungen unterhalb der Fließgrenze im Bauteil. Eine Auslegung des Biegeteils rein anhand der mit dem Biegevorgang verbundenen Verfestigung von Bauteilen, wie zum Beispiel bei der Festigkeitssteigerung von Kaltprofilen (Preller, 1968), reicht nicht aus, da auch die charakteristischen Eigenspannungen und deren Verteilung zu berücksichtigen sind (Lange, 1990).

Die Eigenspannungen können das Bauteil im Einsatz sowohl positiv als auch negativ beeinflussen. Beim klassischen Freibiegen weisen Biegeteile aufgrund des Rückstellmomentes Druckeigenspannungen am Außenbogen und Zugeigenspannungen am Innenbogen auf (Böcklen, 1951). Ebenso liegt ein Nulldurchgang der Eigenspannungen in der Nähe der neutralen Faser vor.

Der Einfluss der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften wird neben theoretischen Betrachtungen auch über Bauteiltests untersucht. Es ist jedoch aufgrund der vielen Einflussfaktoren schwierig, durch Versuche am umgeformten Werkstück eine verallgemeinerte Aussage über die Einseitseigenschaften treffen zu können (Pöhländt, 1986). Daher werden die Gebrauchseigenschaften des Bauteils an den jeweiligen Einzelfall angepasst. Bei der konventionellen Werkstoffprüfung ist dies durch eine Normung möglich. Beispielsweise wird zur Ermittlung der zyklischen Eigenschaften von Werkstoffen

der zyklische Biegeversuch von ungebogenen Blechen genutzt (DIN EN ISO 7799, 2000).

Für bereits umgeformte Biegeteile sind wenige Bauteiltests zur Prüfung des Einflusses mechanischer Eigenschaften bekannt. Für gebogene Bauteile mit verschiedenen Biegeverhältnissen $\psi = r_m/s$ zeigen Talemi et al. (2017) am Beispiel des Werkstoffes S700MC, dass die zyklische Leistungsfähigkeit von der Umformung abhängt (**Bild 2.7**). Dazu werden die Profile mit verschiedenen Biegeverhältnissen zur Spannungskonzentration in der Biegezone eingekerbt. Weiterhin werden jeweils zwei Profile getestet, die an den Schenkeln verschweißt sind, um Verkippungen zu vermeiden.

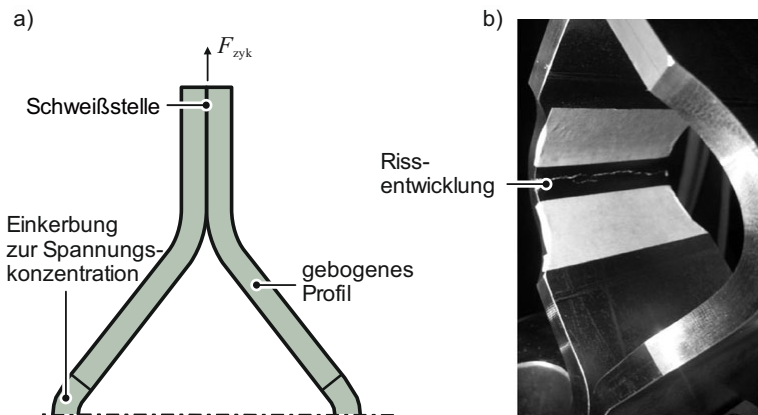


Bild 2.7: a) Probengeometrie von zwei verschweißten Profilen für zyklische Belastungstests und b) am Innenbogen versagtes Biegeteil, Darstellung nach Talemi et al. (2017)

Eine größere Umformung und dementsprechend ein kleineres Biegeverhältnis führen zu geringeren Ermüdungsfestigkeiten. Der Einfluss der Geometrieunterschiede auf diese Ergebnisse wird nicht untersucht. Gothivarekar et al. (2018) zeigen, dass bei einem Spannungsverhältnis von $R = \sigma_n/\sigma_o = 0,1$ im Zugschwellbereich die Rissentstehung am Innenbogen eingeleitet wird. Als Ursache wird die Zugbelastung am Innenbogen während des Tests aufgeführt. Zusätzlich befinden sich am Innenbogen Zugeigenspannungen, die das Versagen begünstigen.

Im Allgemeinen sind Druckeigenspannungen vorteilhaft für die zyklische Festigkeit (Reed und Viens, 1960), wohingegen Zugeigenspannungen die Ermüdungsfestigkeit deutlich herabsetzen. Daher werden Bauteile gegebenenfalls durch nachgeschaltete Maßnahmen wie Kugelstrahlen (Reed und Viens, 1960) behandelt.

Der Einfluss der Anfangsfließspannungen und der Verfestigung auf die zyklische Festigkeit wird von Sperle (1985) für Dualphasenstähle dargestellt. Bei den untersuchten Dualphasenstählen wächst die zyklische Festigkeit mit zunehmender Anfangsfließspannung. Bei Einbringung einer Verfestigung durch eine 2%-ige Vordehnung wird eine Zunahme in der Dauerfestigkeit um circa 50 % der Zunahme der Fließgrenze ermittelt.

Aus allgemeiner umformtechnischer Sicht wird beispielsweise der Einfluss des Gesenkenschmiedens auf das Ermüdungsverhalten (Flemming, 1972) oder der Einfluss des Schulteröffnungswinkels und des Umformgrades auf die Dauerfestigkeit beim Vollvorwärtsfließpressen (Schwab und Lange, 1985) untersucht. Es wird experimentell ohne physikalische Erläuterung ermittelt, dass mit steigendem Umformgrad die Ermüdungsfestigkeit fließgepresster Bauteile zunimmt.

2.1.4 Auslegung von Bieeteilen

Eine Abschätzung der Biebarkeit kann über den Mindestbiegeradius in Abhängigkeit des Werkstoffes vorgenommen werden. Eine erste Einteilung nimmt Oehler im Jahr 1963 vor. In diversen Literaturstellen, Normen (bspw. (DIN 6935, 2011)) und Nachschlagwerken wird der minimale Innenradius in Abhängigkeit der Blechdicke als Maß für die mögliche Umformung angegeben. Des Weiteren kann die Bruchdehnung beim Biegen anhand von Zugversuchen im ebenen Formänderungszustand abgeschätzt werden (Lin et al., 2009). Ebenso muss die Biegerichtung berücksichtigt werden, da eine Biegung parallel zur Walzrichtung größere Mindestbiegeradien aufweist (Lange, 1990).

Weiterhin werden standardisierte Biegetests zur Analyse der Eignung eines Werkstoffes zum Biegen genutzt. Diese sind beispielsweise der Biegetest nach DIN EN ISO 7438 (2016) und der VDA 238-100 (2010). Bei diesen Versuchen findet jedoch keine Bewertung der Formänderung statt, sondern lediglich eine Bewertung der Biebarkeit über den Biegewinkel. Vallance und Matlock (1992) stellen einen Test vor, der in der Lage ist, den Reibungseinfluss von unterschiedlichen Beschichtungen auf die Biebarkeit zu untersuchen. Hudgins et al. (2010) erweitern den Versuch in Bezug auf eine höhere Reproduzierbarkeit und weitere Verringerung des Reibungseinflusses. Bei der Untersuchung des kritischen Bieeverhältnisses $\psi_{\text{crit}} = r_m/s_c$ von hochfesten Stählen kann ein steigendes Mindestbiegeverhältnis mit steigender Zugfestigkeit festgestellt werden.

Als Formänderungsvermögen wird die Größe des Vergleichsumformgrades φ_v bezeichnet, die ein Werkstoff ohne Versagen (Bruch, Rissbildung oder Einschnüren) erfahren kann. Die sogenannten Grenzformänderungsdiagramme werden in der Blechumformung genutzt, um ein Versagen vorherzusagen. Diese sind jedoch nicht für die Bieeumformung geeignet, da eine starke Inhomogenität der Spannungen und Dehnungen über der Blechdicke herrscht.

Für die Ermittlung der Formänderungsgrenzen beim Biegen werden daher hauptsächlich Biegeexperimente genutzt (Marciniak und Kuczyński, 1979). Für das Freibiegen erarbeiten Kaupper und Merklein (2013) einen Versuchsstand, durch den der Versagenseintritt bei gleichzeitiger Dehnungsmessung aufgenommen werden kann.

2.1.5 Versagen von Biegeteilen

Allgemein kann das Versagen von Metallen in sprödes sowie duktiles Versagen eingeteilt werden (Pineau et al., 2016). Beim duktilen Versagen wird zudem zwischen Versagen durch Porenvereinigung oder durch plastische Instabilität unterschieden (**Bild 2.8**). Bei dem Versagen durch plastische Instabilität kann die Lokalisierung bereits vor einer Porenevolution stattfinden. Während des Einschnürungsvorganges treten Poren auf. Ebenso kann die plastische Instabilität aufgrund der Porenevolution eintreten. Bei dem Versagen durch Porenvereinigung führt der Zusammenschluss gewachsener Poren zum Riss.

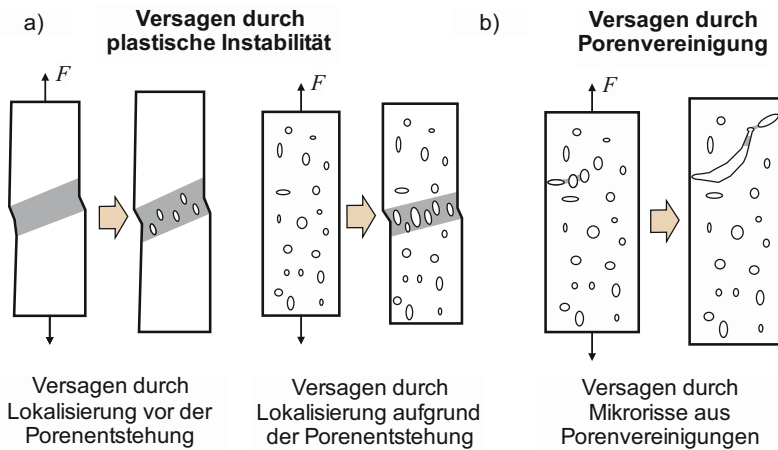


Bild 2.8: Grundlegende Versagensmechanismen auf Mikrostrukturebene a) Plastische Instabilität und b) Porenzusammenschluss (Pineau et al., 2016)

Die Phasen des Versagens beim Biegen werden erstmals von Akeret (1978) für einen Aluminium-Werkstoff beschrieben. Das erste Anzeichen des Versagens beim Biegen ist eine ungerichtete Aufrauung, auch bezeichnet als Oranjenhaut (**Bild 2.9**). Aufgrund des Dehnungsgradienten über der Blechdicke findet keine komplette Einschnürung des Biegeteils statt (Atkins, 1995). Der Mechanismus des Versagens kann somit generell von dem diffusen Einschnüren der Zugproben im Zugversuch unterschieden werden. Es entsteht eine Oberflächenrauheit, bevor eine Einschnürung des gesamten Teils beginnen

kann. Bei fortschreitender Biegung in Form von ansteigenden Krümmungen und Biege-
winkeln bilden sich Rautäler, die hauptsächlich parallel zur Biegekante verlaufen. Diese
duktilen Einschnitte wachsen unter der Weiterbelastung bis hin zum Schiebruch.

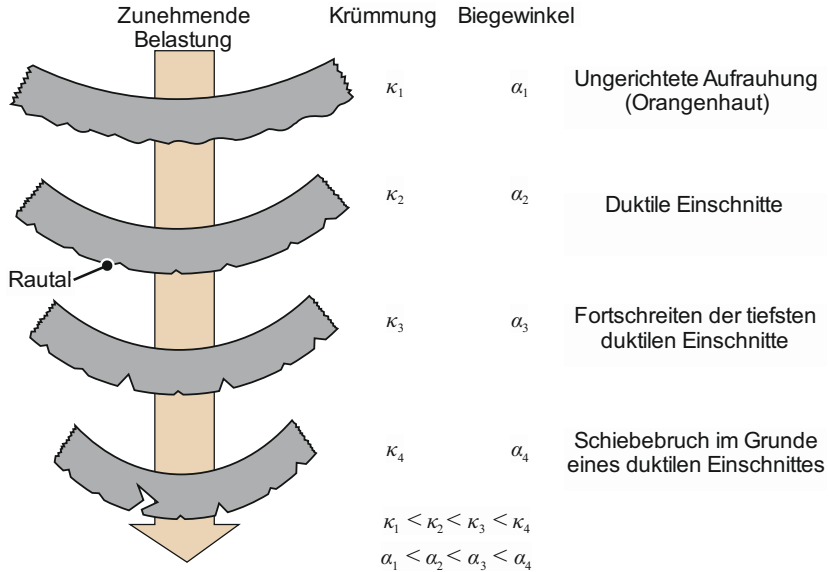


Bild 2.9: Phasen der Rissbildung bei der Biegeumformung mit steigender Belastung, Darstellung nach Akeret (1978)

Eine Porenbildung als Ausgangspunkt für die Erweiterung der Rautäler wird durch In-situ-REM-Untersuchungen bestätigt (Sarkar et al., 2001). Die Rissinitiation findet an den Rautälern statt und das Versagen wird durch einen duktilen Bruchmodus charakterisiert. Die Dehnungslokalisierung findet dabei aufgrund der Porenbildung statt (Soyarslan et al., 2012). Die Oberflächenrisse bilden sich, wie beispielsweise für einen Dualphasenstahl DP1000 gezeigt, mit wachsenden Krümmungen aus (**Bild 2.10**).

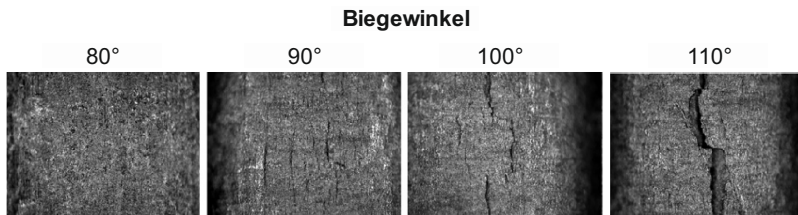


Bild 2.10: Oberflächenbeeinflussung in der Biegezone bei steigendem Biegewinkel (Soyarslan et al., 2012)

Soyarslan et al. (2012) zeigen weiterhin, dass sich der Rissfortschritt in Zick-Zack-Linien an der Oberfläche ausbreitet. Kupper und Merklein (2013) zeigen anhand des Werkstoffes DP780, dass eine Porenentstehung und –vereinigung bereits vor der Lokalisierung stattfindet. In TRIP-Stählen beginnt eine Porenevolution vom Außenbogen an oder knapp unter der Oberfläche, bevor sich ein Riss an der Oberfläche ausbildet (Rèche et al., 2011).

Zur numerischen Versagensvorhersage während der Umformung können Schädigungskriterien oder Schädigungsmodelle genutzt werden. Schädigungskriterien akkumulieren die Spannungen mit den zugehörigen Dehnungen zur Erreichung einer akkumulierten Schädigung, ohne die effektive Spannung zu verändern (Cockcroft und Latham, 1968).

Das Versagen setzt dann bei einem vorher kalibrierten maximalen Schädigungswert D ein. Phänomenologische Modelle nutzen den Ansatz der effektiven Spannungen und setzen die Spannungen mit zunehmender Schädigung herab (Lemaitre, 1986). Mithilfe des Lemaitre-Modells kann der Versagenseintritt beim Biegen beispielsweise für den Werkstoff HCT980C erfolgreich modelliert werden (**Bild 2.11**). Durch die Nutzung des Lemaitre-Modells kann ebenso der durch die Schädigung sinkende Elastizitätsmodul mit steigender Umformung abgebildet werden (Hambli et al., 2003).

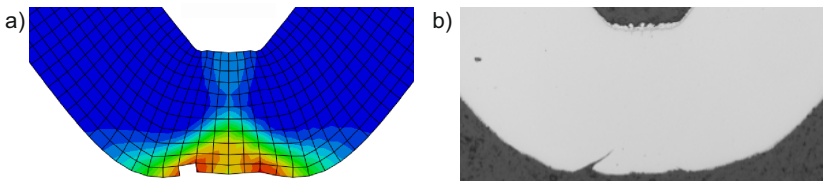


Bild 2.11: a) Numerisch und b) experimentell ermittelter Versagenseintritt beim Biegen von HCT980C (El Budamusi et al., 2015)

Die mikromechanischen Schädigungsmodelle sind physikalisch motiviert und modellieren das Porenvolumen innerhalb des Werkstücks und setzen daraus die Tragfähigkeit einer Struktur herab, wie beispielsweise das Gurson-Modell (Gurson, 1977). Bei den mikromechanisch motivierten Modellen wird die Degradation des Elastizitätsmoduls vernachlässigt, die eine wichtige Bauteileigenschaft darstellt, um beispielsweise die Rückfederung beim Biegen korrekt vorherzusagen (Yue et al., 2018). Soyarslan et al. (2012) haben die einzelnen Parameter des Gurson-Modells im Hinblick auf die entstehende Schädigung beim Biegen untersucht. Zusätzlich wird gezeigt, dass die Schädigungsentwicklung stark netzabhängig ist. Weiterhin entspricht die Schädigungsvorhersage bei einem breiten Blech mit einem 2D-Modell im ebenen Formänderungszustand der Vorhersage im 3D-Modell. Allen Modellen ist hingegen gemein, dass diese netzabhängig sind und eine netzabhängige Parameteridentifikation benötigen. Aktuelle Arbeiten befassen sich demnach mit der Etablierung netzunabhängiger Schädigungsmodelle (Kiefer et al., 2018).

2.2 Duktile Schädigung

Eine eindeutige allgemeingültige Definition des Schädigungsbegriffs ist aufgrund der weiten Anwendungsgebiete nicht möglich. Die Schädigung kann als ungewünschte Evolution der Mikrostruktur, die die Bauteileigenschaften herabsetzt, definiert werden (Tekkaya et al., 2020). Der eigentliche Prozess der duktilen Schädigung wird als Porenkultation, deren Wachstum und dem Porenzusammenschluss definiert und tritt bei der plastischen Umformung auf. Der genaue Zeitpunkt der Schädigungsentstehung ist jedoch aufgrund der Auflösung der mikroskopischen Untersuchungsmöglichkeiten nur schwer zu detektieren. Weiterhin ist die Schädigungsentstehung auch nicht eindeutig von Plastizitätsmechanismen, wie beispielsweise durch Versetzungsbewegungen entstehende Hohlräume, auf der Atomskala zu trennen. Kontinuumsmechanisch wird die Schädigung als das Herabsetzen der mechanischen Eigenschaften des Materials beschrieben. Diese Definition erzeugt die Schwierigkeit, dass nicht nur ausschließlich Schädigung (also die Porenevolution) die Bauteileigenschaften herabsetzt.

Zunächst werden die ersten experimentellen Arbeiten zur Schädigungsentstehung ohne das Vorhandensein eines makroskopischen Risses dargestellt. Aufgrund der spannungszustandsabhängigen Schädigungsentwicklung wird zunächst die Möglichkeit der Klassifizierung von Spannungszuständen dargestellt. Ferner wird die Spannungszustandsabhängigkeit an Dualphasenstählen aufgezeigt. Aufgrund der Nutzung von Dualphasenstählen innerhalb dieser Arbeit wird primär auf diese eingegangen. Abschließend werden Charakterisierungsmethoden dargestellt und der bisher bekannte Einfluss der Schädigung auf die Bauteileigenschaften diskutiert.

2.2.1 Schädigungsentstehung und –entwicklung

Das Vorhandensein von Schädigung in Stählen kann bis in die 20er-Jahre zurückverfolgt werden (Ludwik, 1926). Ludwik zeigt, dass in einer ungebrochenen und äußerlich nicht versagten Aluminiumzugprobe Hohlräume oder Risse im Inneren zu finden sind (Bild 2.12).

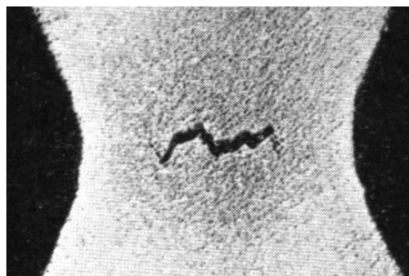


Bild 2.12: Poren in der Einschnürung einer makroskopisch nicht gerissenen Zugprobe von reinem Aluminium (Ludwik, 1926)

Remmers (1930) zeigt später anhand des Drahtziehens von Aluminium und Kupfer, dass Chevron-Risse und unterschiedlich große Poren im Innern in der Mitte des Drahtes in Abhängigkeit der Umformparameter entstehen.

Bereits 1945 zeigt Bridgman, dass die Bruchdehnung verschiedener Werkstoffe stark von dem zusätzlich eingebrachten hydrostatischen Druck während eines Zugversuches abhängt. Die erhöhte Duktilität wird auch in den unterschiedlichen Bruchcharakteristika deutlich (**Bild 2.13**).

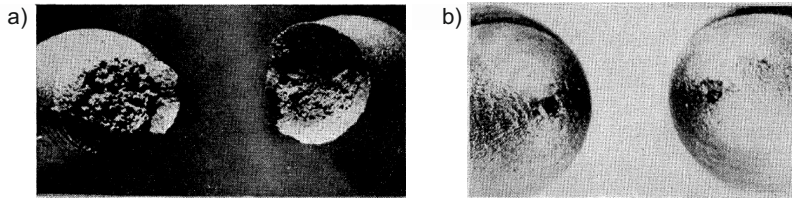


Bild 2.13: Gebrochene Zugprobe desselben Werkstoffes bei a) Umgebungsdruck und bei b) 2670 MPa hydrostatischem Druck (Bridgman, 1945)

Im Jahr 1949 stellt Tipper die Vermutung auf, dass Versagen aufgrund des Wachstums von Poren eintritt, die durch eine Matrixablösung von Einschlüssen entstehen. Er bringt jedoch keinen eindeutigen experimentellen Beweis. Plateau et al. (1957) zeigen anhand von REM-Untersuchungen, dass wabenförmige Strukturen (sogenannte *Dimples*) bei duktil gebrochenen Werkstoffen auftreten. Diese sind ein Indiz für eine Porenentwicklung vor dem Riss. Erstmals kann durch Puttick (1959) mittels mikroskopischer Aufnahmen die Entstehung von Poren an Einschlüssen oder durch Matrixablösung gezeigt werden.

Rogers (1960) zeigt anhand eines Zugversuches an Kupfer, dass die Einschnürung aufgrund der Koaleszenz innerer Poren stattfindet. Er vermutet weiterhin, dass die Überlagerung von hohen hydrostatischen Drücken eine Ursache für eine Verzögerung der Porenentstehung ist.

Im Jahr 1968 hat McClintock das erste Modell für das Wachstum von einer einzelnen Pore in Abhängigkeit der Zug- und Scherspannungen hergeleitet. Nahezu zeitgleich wird das erste Kriterium für die Schädigungsevolution in Abhängigkeit der größten Zugspannung entwickelt (Cockcroft und Latham, 1968). Rice und Tracey weiten dies auf komplexere Spannungszustände aus und stellen fest, dass die Bruchdehnung mit sinkendem hydrostatischem Druck stark abnimmt (Rice und Tracey, 1969).

Die Porenentstehungsorte sind häufig auf Materialinhomogenitäten innerhalb der Mikrostruktur zurückzuführen. Diese Inhomogenitäten werden beispielsweise durch Phasengrenzen, Korngrenzen oder Einschlüsse hervorgerufen. Die Porenentstehung und Entwicklung an unterschiedlichen Phasengrenzen wird durch Greenfield und Margolin

(1972) gezeigt. Die mechanischen Eigenschaften der umschließenden Matrix haben dabei einen Einfluss auf die Schädigungsmechanismen (Babout et al., 2004). Bei weicherem Matrixmaterial kann anhand verschiedener Aluminiumwerkstoffe gezeigt werden, dass hauptsächlich eine Partikelablösung als Porenentstehungsmechanismus stattfindet. Bei hartem Matrixmaterial tritt häufiger der Partikelbruch auf, wodurch beispielsweise an gebrochenen Einschlüssen Poren entstehen. Eine Entstehung von Poren an dreifachen Korngrenzen wird von Tan et al. (2007) in Titanlegierungen beobachtet.

Nach Hoefnagels et al. (2015) treten während plastischer Formänderungen verschiedene Schädigungsmechanismen auf, die je nach Werkstoff unterschiedlich stark ausgeprägt sind. Diese können für Dualphasenstähle in folgende Mechanismen eingeteilt werden:

- Porenentstehung durch Martensitbruch
- Poren an Martensit-Ferrit-Phasengrenzen.
- Poren an Ferrit-Ferrit-Korngrenzen
- Poren innerhalb des Ferrits
- Poren an Einschlüssen.

Die beiden Erstgenannten stellen die Hauptschädigungsmechanismen dar (**Bild 2.14**).

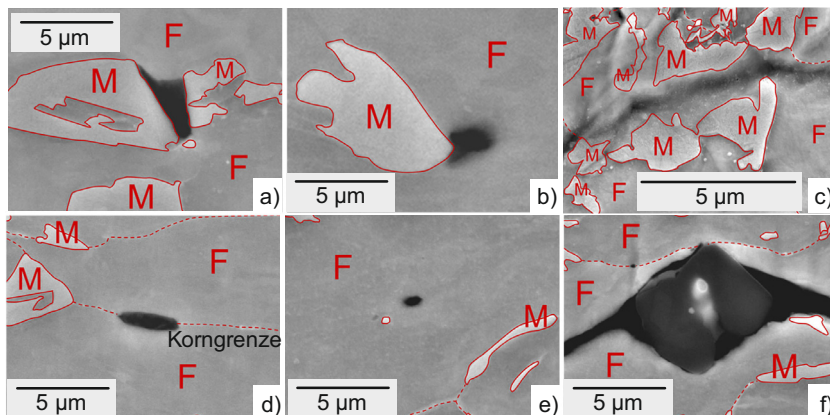


Bild 2.14: Entstehungsmechanismen der Schädigung im DP-Stahl: a) Martensitbruch b) und c) Martensit-Ferrit-Ablösung d) Ablösung von Ferritkorngrenzen e) Entstehung innerhalb eines Ferritkorns und f) Ablösung der Matrix von Einschlüssen; Darstellung nach (Hoefnagels et al., 2015)

Calcagnotto et al. (2011) zeigen den Einfluss der Ferrit-Korngröße auf die Schädigungsmechanismen anhand von Dualphasenstählen. Bei gleichen Martensitanteilen und größeren Ferritkörnern ist der Hauptschädigungsmechanismus der Martensitbruch. Bei feineren Körnern ist die Ferrit-Martensit-Ablösung der Hauptmechanismus. Tasan et al.

(2015) stellen eine kombinierte Übersicht auf, welchen Einfluss der Martensitanteil und die Ferritkorngröße auf die Schädigungsmechanismen haben (**Bild 2.15**). Bei erhöhtem Martensitanteil sind die Martensitinseln häufig miteinander verbunden, wodurch sich die Häufigkeit eines Martensitbruchs erhöht. Bei großen Ferritkorngrößen und gleichzeitig geringen Martensitanteilen ist die Korngrenzendeckohäsion der dominierende Schädigungsmechanismus. Durch die Einstellung der Mikrostruktur im Hinblick auf die gewünschte Festigkeit beziehungsweise Duktilität stellen sich verschiedene Schädigungsmechanismen ein.

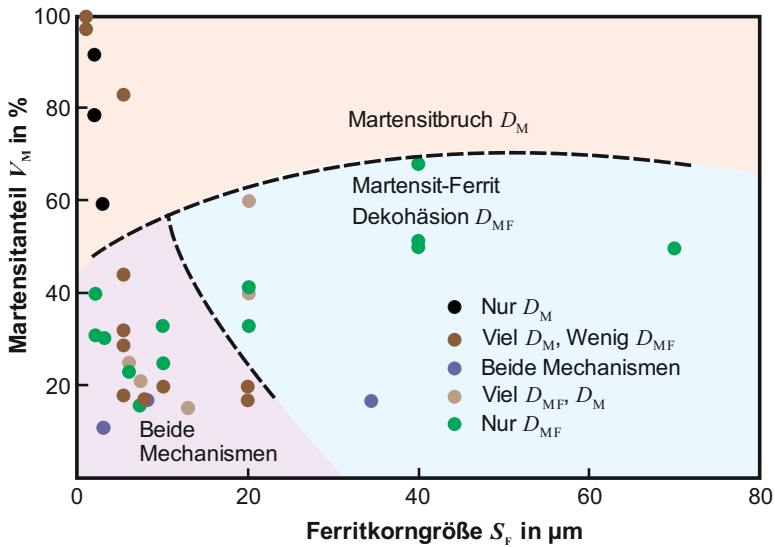


Bild 2.15: Einfluss des Martensitanteils und der Ferritkorngröße auf die Schädigungsmechanismen in Dualphasenstählen (Tasan et al., 2015)

Die gezeigten Schädigungsmechanismen sind sowohl werkstoff- als auch belastungsabhängig. Generell ist unter einer monotonen Zugbelastung mit steigender Dehnung die Porenevolution und damit die Schädigung ansteigend (Horstemeyer, 2012). Die Schädigungsmechanismen und die Anzahl der Entstehungsorte variieren mit der erreichten Vergleichsdehnung und dem wirkenden Spannungszustand (**Bild 2.16**). Es wird die Anzahl der Schädigungsvorkommnisse im einachsigen Spannungszustand und ebenen Formänderungszustand untersucht.

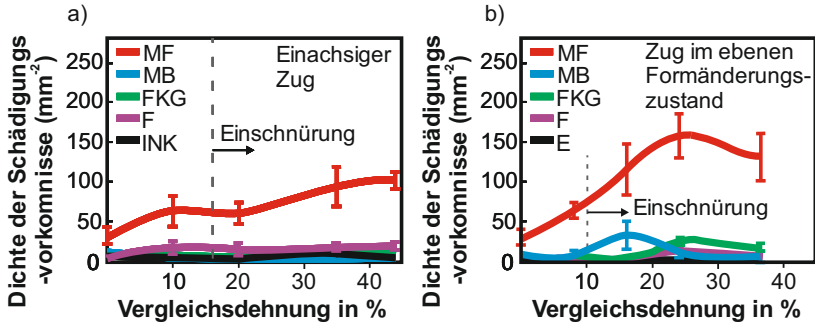


Bild 2.16: Belastungsabhängige Schädigungsentstehungsorte: beim a) einachsigen Zugversuch und b) Zugversuch im ebenen Formänderungszustand. (Hoefnagels et al., 2015) (DP600); Martensit-Ferrit-Ablösung (MF), Martensitbruch (MB), Ferrit-Ferrit-Ablösung (FKG), innerhalb eines Ferrits (F) und an Einschlüssen (E)

Entgegen der konventionellen Darstellung, dass Schädigung stets mit der Vergleichsdehnung wächst, wird in der Untersuchung von Hoefnagels et al. (2015) am Beispiel des Werkstoffes DP600 gezeigt, dass Schädigung auch zu Beginn der Umformung initiiert wird. Bei steigender Dehnung findet nicht zwangsläufig ein Anstieg der Schädigung statt.

2.2.2 Spannungszustandsabhängige Schädigungsentwicklung

Aufgrund der Spannungszustandsabhängigkeit der Schädigung muss der herrschende Spannungszustand berücksichtigt werden. Der Cauchy-Spannungstensor σ_{ij} kann in einen hydrostatischen Spannungsanteil σ_{ij}^h und einen deviatorischen Spannungsanteil σ'_{ij} aufgeteilt werden:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^h + \sigma'_{ij}. \quad (2.7)$$

Die hydrostatische Spannung σ_h wird als mittlere Spannung bezeichnet:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}. \quad (2.8)$$

Der deviatorische Spannungstensor, der für die plastische Formänderung verantwortlich ist, wird wie folgt definiert:

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^h = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} - \sigma_h & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma_h & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{yy} - \sigma_h \end{pmatrix}. \quad (2.9)$$

Während der Umformung ist der hydrostatische Spannungsanteil für das Porenwachstum (McClintock, 1968) und der deviatorische Spannungsanteil (Barsoum und Faleskog, 2007) maßgeblich für die Gestalt der Pore verantwortlich.

Die Beschreibung der Spannungszustände über die Triaxialität η und den Lode-Winkel-Parameter $\bar{\theta}$ ist ein üblich verwendetes Mittel im Stand der Kenntnisse. Die Parameter können jeweils physikalisch mit dem Porenwachstum und der Porenform korreliert werden. Die Triaxialität gibt die auf die von Mises-Vergleichsspannung σ_{VM} normierte hydrostatische Spannung wieder und ist wie folgt definiert:

$$\eta = \frac{\sigma_h}{\sigma_{VM}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3 \cdot \sqrt{1/2 \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}} \quad (2.10)$$

Die Normalspannung in der Ebene der maximalen Scherspannung (**Bild 2.17**) wird als σ_M bezeichnet und kann folgendermaßen berechnet werden:

$$\sigma_M = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}. \quad (2.11)$$

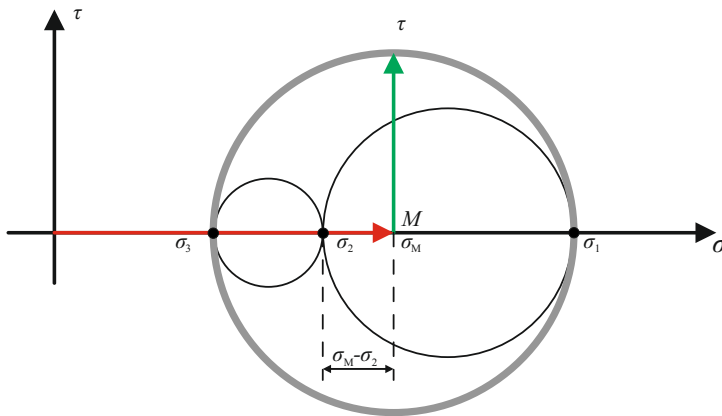


Bild 2.17: Mohr'scher Spannungskreis zur Darstellung der Hauptspannungen

Die größte Scherspannung τ wird wie folgt berechnet:

$$\tau = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}. \quad (2.12)$$

Der Lode-Parameter L (Lode, 1926) wird ursprünglich über die Lage der mittleren Hauptspannung definiert:

$$L = \frac{\sigma_2 - \sigma_M}{\tau}. \quad (2.13)$$

In Hauptspannungen ausgedrückt führt dies zu:

$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \tag{2.14}$$

Eine weitere Beschreibung der deviatorischen Spannungsanteile ist über den Lode-Winkel θ_L möglich. Dieser kann im Haigh-Westergaard-Koordinatensystem geometrisch in der π -Ebene interpretiert werden (**Bild 2.18**).

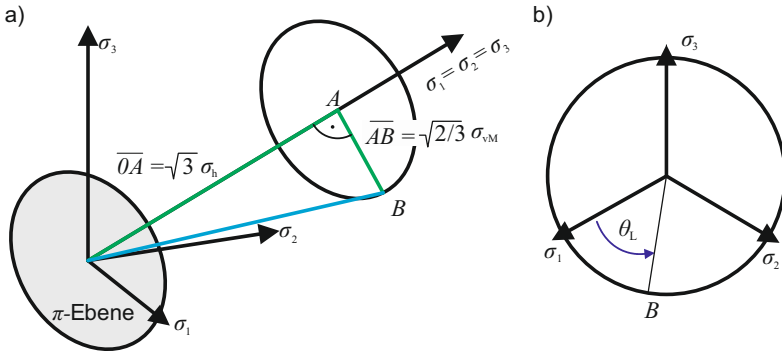


Bild 2.18: Geometrische Darstellung des Spannungs-Vektors \vec{OB} im Hauptspannungsraum und b) Definition des Lode-Winkels θ_L in der π -Ebene; Darstellung nach Basaran (2011)

Anstelle des Lode-Winkels kann auch die dritte normierte Invariante ξ zur Beschreibung des Spannungszustandes genutzt werden:

$$\xi = \frac{27 \det(\sigma'_{ij})}{2 \sigma_{vM}^3} = \frac{27/2 \cdot (\sigma_1 - \sigma_h) \cdot (\sigma_2 - \sigma_h) \cdot (\sigma_3 - \sigma_h)}{\sqrt{[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]/2}} \tag{2.15}$$

Die dritte normierte Invariante kann wie folgt mit dem Lode-Winkel θ_L ins Verhältnis gebracht werden (detaillierte Erläuterungen s. Ottosen und Ristinmaa (2005)):

$$\xi = \cos(3\theta_L) \tag{2.16}$$

Der Lode-Winkel ist in einem Wertebereich von $0 \leq \theta_L \leq \pi/3$ definiert, der Wertebereich der normierten dritten Invariante von $-1 \leq \xi \leq 1$. Der Lode-Winkel kann zudem normalisiert werden:

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos(\xi) \approx -L \tag{2.17}$$

Der Wertebereich des sogenannten Lode-Winkel-Parameters $\bar{\theta}$ liegt bei $-1 \leq \bar{\theta} \leq 1$ und entspricht als Näherung dem negativen Lode-Parameter. Die exakten Beziehungen sind in Lou et al. (2014) dargestellt. Damit können alle Belastungsarten durch die beiden

Parameter $(\bar{\theta}, \eta)$ eindeutig beschrieben werden. Die Belastungsamplitude wird über die Fließspannung des Materials definiert.

Der Einfluss des Spannungszustandes auf die Schädigungsentwicklung beziehungsweise den Versagenseintritt kann über experimentelle Untersuchungen an Grundversuchen gezeigt werden (Hancock und Brown, 1983). Verschiedene Grundversuche (u. a. Zugversuch, gekerbter Zugversuch, Torsionsversuch, Druckversuch, Nakajimaversuch) erzeugen unterschiedliche Spannungszustände (**Bild 2.19a**) (Roth und Mohr, 2016). Der Spannungszustand während des idealen einachsigen Zugversuches vor der Einschnürung entspricht beispielsweise $\eta = 1/3$ und $\bar{\theta} = 1$. Bridgman (1953) zeigt anhand von Zugversuchen von neun unterschiedlichen Werkstoffen, dass das Umformvermögen signifikant unter hydrostatischem Druck, also sinkender Triaxialität, steigt.

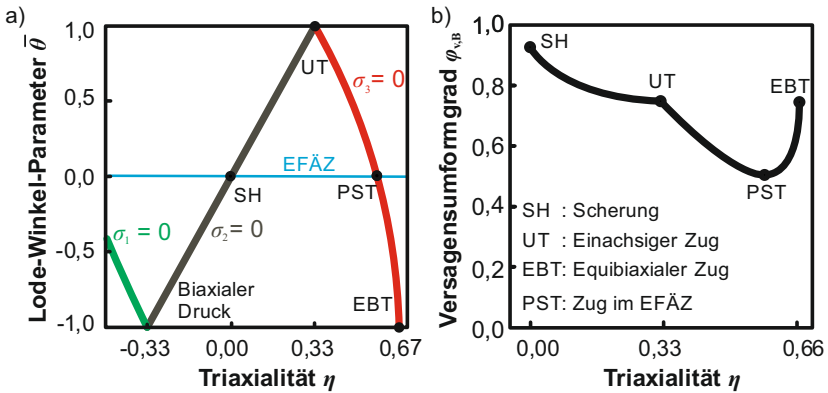


Bild 2.19: a) Spannungszustände der Grundversuche und des ebenen Formänderungszustandes und b) Bruchkurve eines DP780 im ebenen Spannungszustand (Roth und Mohr, 2016) (EFÄZ: Ebener Formänderungszustand)

Für den ebenen Spannungszustand kann aus diesen Versuchen eine Bruchkurve ermittelt werden (**Bild 2.19b**). Für einen DP780 steigt die Bruchdehnung vom ebenen Formänderungszustand zur reinen Scherung hin an. Bei Spannungszuständen außerhalb des ebenen Spannungszustandes kann ein Bruchlokus genutzt werden (Wierzbicki et al., 2005). Dieser gibt den Versagensumformgrad in Abhängigkeit von der Triaxialität und des Lode-Winkel-Parameters an und wird experimentell und numerisch über Kalibrierungsversuche ermittelt. Dieser gilt nur bei nahezu proportionalen Lastpfaden. Papisidero et al. (2015) haben die Experimente zur Bestimmung des Bruchlokus für den Aluminiumwerkstoff 2024-T351 erneut durchgeführt und die Ergebnisse von Wierzbicki et al. (2005) infrage gestellt. Sie zeigen, dass kein lokales Minimum der Bruchkurve bei reiner Scherung vorliegt und die Bruchdehnung bei Scherung höher

liegt als im einachsigen Zugversuch. Weiterhin haben Papisidero et al. (2015) dargestellt, dass eine Vordehnung unter Zugbelastung die Bruchdehnung bei proportionaler Weiterbelastung herabsetzt, wohingegen eine Vordehnung unter Druckbelastung eine Erhöhung der Bruchdehnung hervorruft. Dieser Effekt ist unabhängig von der Art der Weiterbelastung (Zug, Scherung). Die Erweiterung auf nicht-proportionale Lastpfade kann über eine Gewichtung der einzelnen Dehnungsanteile vorgenommen werden (Münstermann et al., 2018).

Am Beispiel des Werkstoffes DP780 kann durch Roth und Mohr (2016) gezeigt werden, dass der Versagensumformgrad bei konstantem Lode-Winkel-Parameter bei sinkender Triaxialität ansteigt (**Bild 2.20**). Ebenso ist keine reduzierte Bruchdehnung bei reiner Scherung ($\eta = 0, \bar{\theta} = 0$) zu erkennen.

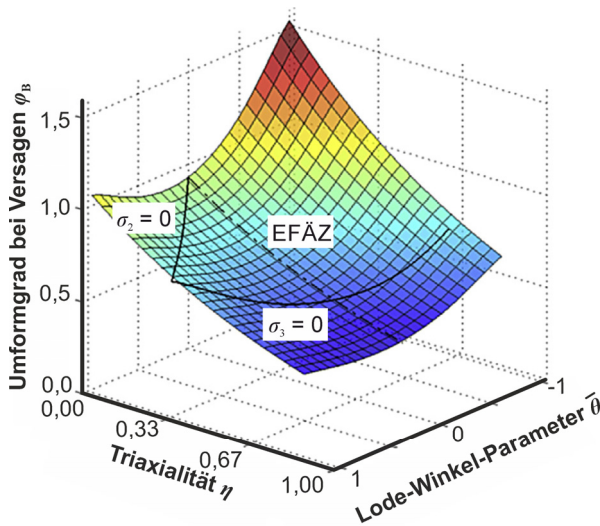


Bild 2.20: Bruchlokusdarstellung mittels des Hosford-Coulomb-Modells in Abhängigkeit des Spannungszustandes für einen DP780 (Roth und Mohr, 2016)

Tasan et al. (2009b) haben eine experimentelle Studie über den Einfluss des Dehnpfades auf die Schädigungsentwicklung und Formänderungsgrenzen anhand des Nakajima-Versuches durchgeführt. Es wird gezeigt, dass bei mehrphasigen Stählen mit komplexen Mikrostrukturen die Schädigung einen signifikanten Einfluss auf die Lokalisierung und das Versagen hat. Eine höhere Bruchdehnung im Bruchloкус kann im Umkehrschluss auf eine verzögerte Porenentwicklung schließen, da die Porenkoaleszenz letztendlich zum Riss führt. Bei negativen Triaxialitäten treten laut Brünig et al. (2018) keine Poren auf. Es bilden sich Scherbänder, die das Versagen auslösen. Gross und Ravi-Chandar (2017) können in situ am Beispiel einer Al6061-T6-Legierung zeigen, dass unter Biegebelastung Poren entstehen.

2.2.3 Schädigungscharakterisierung

Die quantitative Charakterisierung der Schädigung in umgeformten Bauteilen ist für die Parameteridentifikation von Schädigungsmodellen essenziell. Ferner ist die Analyse der zugrunde liegenden Entstehungsmechanismen zur Werkstoff- und Bauteiloptimierung notwendig. Lemaitre und Dufailly (1987) stellen acht Methoden zur Schädigungsmessung vor und teilen diese in zwei Arten der Messung ein:

- Direkte Messmethoden: Quantifizierung der Schädigung ohne mathematisches Modell
- Indirekte Messmethoden: Indirekte Modellierung der Schädigung über mechanische und physikalische Eigenschaften

Weiterhin stellen Lemaitre und Dufailly (1987) eine Übersicht auf, inwiefern welche Methoden zur Charakterisierung der duktilen Schädigung geeignet sind (**Tabelle 2.1**). Im Folgenden werden relevante Arbeiten zu den geeigneten Methoden dargestellt. Ebenso werden die Einflüsse der Probenpräparation auf die mikroskopischen Aufnahmen aufgezeigt.

Tabelle 2.1: Eignung verschiedener Methoden zur Schädigungscharakterisierung (* = eventuell geeignet; ** = gut geeignet; *** = sehr gut geeignet); Darstellung nach Lemaitre und Dufailly (1987)

Methoden	Schädigungsvariable $D = []$	Eignung
Direkte Methoden		
Mikrografie	$\frac{S_D}{S}$	**
Dichte	$\left(1 - \frac{\tilde{\rho}}{\rho}\right)^{2/3}$	**
Indirekte Methoden		
Elastizitätsmodul	$1 - \frac{\tilde{E}}{E}$	***
Ultraschallwellen	$1 - \frac{\sqrt{\tilde{V}_L^2}}{V_L^2}$	**
Zyklische Spannungsamplitude	$1 - \frac{\Delta\sigma_{zyk}}{\Delta\sigma_{zyk}^*}$	*
Kriechen	$1 - \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p^*}{\dot{\varepsilon}_p}\right)^{\frac{1}{N}}$	*
Mikrohärte	$1 - \frac{H}{H^*}$	***
Elektrischer Widerstand	$1 - \frac{V}{\tilde{V}}$	**

Probenpräparation

Die direkten mikroskopischen Methoden benötigen oftmals eine Präparation der Proben in Form von Trennen, Polieren, Ätzen und Schleifen. Durch die Präparation wird die Mikrostruktur beeinflusst. Samuels (1957) zeigt, dass mechanisches Polieren eine Verfestigung im Material an der Oberfläche auslöst. Ebenso können Verschmierungseffekte durch die mechanische Politur anhand unterschiedlicher Politurstufen gezeigt werden (Zhong und Hung, 2002). Die elektronische Politur und das Ätzen können die Dimensionen der Poren vergrößern (Tasan et al., 2012). Daher stellt die Probenpräparation eine große Herausforderung dar. Zur Verringerung dieser Effekte kann bei der Präparation Ionenfeinstrahlen genutzt werden (Isik et al., 2016).

Eine geeignete Methode zur Präparation von Proben zur Schädigungsanalyse ohne mechanische Verfälschung der Mikrostruktur wird in Hoefnagels et al. (2008) dargestellt. Dabei werden konventionelle Zugproben an definierten Stellen durch geeignete Einkerbungen und nach Unterkühlung mit flüssigem Stickstoff durchschlagen. Durch das Durchtrennen unterhalb der Duktil-Spröd-Übergangstemperatur verformen sich die Poren beim Zerschlagen nicht weiter. Die Methodik erlaubt die dreidimensionale Darstellung der Poren durch Untersuchung der beiden entstehenden Bruchflächen ohne verfälschte Mikrostruktur (**Bild 2.21**). Eine quantitative Analyse ist schwierig, da keine ebenen Flächen betrachtet werden.

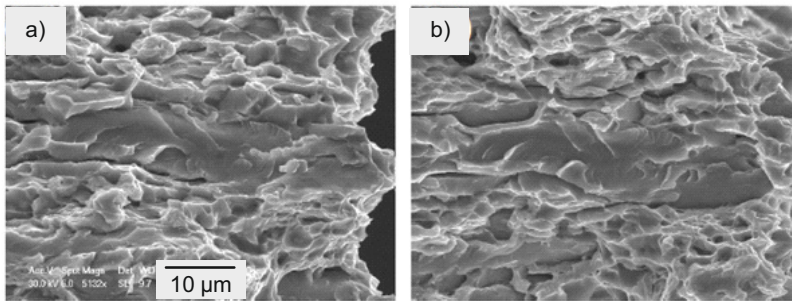


Bild 2.21: Zwei gegenüberliegende Bruchflächen in der Einschnürung einer Zugprobe (DP600). Darstellung b) ist vertikal gespiegelt (Hoefnagels et al., 2008)

Radiografie

Eine Methode zur Darstellung von Poren ohne Materialentfernung stellt die Radiografie dar. Hierbei kann die Schädigungsentwicklung zerstörungsfrei in allen drei Dimensionen des Materials abgebildet werden. Buffière et al. (1999) zeigen am Beispiel einer 6061-Aluminiumlegierung, dass die Methode in der Lage ist, die Schädigungsinitiierung bei In-situ-Zugversuchen darzustellen. Die Methode ist auf Dualphasenstähle übertragbar, jedoch in der Auflösung auf 2 µm beschränkt (Maire et al., 2008). Dadurch

können nicht alle Porenentstehungen erkannt werden, aber die für das Versagen relevanten Mechanismen können detektiert werden. Zudem wird für den Werkstoff DP600 herausgestellt, dass der mittlere Porendurchmesser mit steigender Umformung nahezu konstant bleibt. Dies wird auf in gleichem Maß wachsende und neu entstehende kleinere Poren zurückgeführt.

Dichtemessung

Eine integrale Messmethode zur Schädigungscharakterisierung stellt die Dichtemessung dar. Hordon und Averbach (1961) zeigen von anhand reinem Kupfer und Aluminium, dass die makroskopische Dichte mit zunehmender Formänderung abnimmt. Garofalo und Wriedt (1962) nutzen das Archimedische Prinzip, um die Dichteabnahme bei Zug- und Druckversuchen am Beispiel eines austenitischen Edelstahls zu bestimmen. Die Dichteabnahme unter Zugbelastung ist dabei um den Faktor 1,8 größer als bei Druckbelastung bei identischer Dehnung. Garofalo und Wriedt (1962) vermuten, dass diese Änderungen auf Mikrorisse im Material zurückzuführen sind. Der Einfluss der Verfestigung kann durch die vergleichbare Formänderung ausgeschlossen werden.

Schmitt et al. (1981) zeigen anschließend, dass unterschiedliche Dehnpfade bei der Umformung zu unterschiedlichen relativen Dichten führen. Bompard (1986) stellt daraufhin den Zusammenhang zwischen Dichteänderung und Porenentwicklung bei Zugproben her. In späteren Arbeiten werden Dichtemessungen an gekerbten Zugversuchen (Pardoen und Delannay, 1998) und an ECAP-Proben (Lapovok, 2002) erfolgreich zur Schädigungsmessung angewendet. Öchsner et al. (2001) zeigen anhand der Aluminiumlegierung AlMgSi0.5, dass bei steigender Umformung im Zugversuch die Dichte aufgrund der Schädigung abnimmt. Tasan et al. (2009a) stellen fest, dass bei zu geringem Probenvolumen von weniger als 1 mm³ die Messung nach dem Archimedischen Prinzip oder auch die direkte Messung des Volumens über eine taktile Messung nicht ausreichend genau ist.

Bestimmung des Elastizitätsmoduls

Die Abnahme des Elastizitätsmoduls wird von Lemaitre (1987) als Maß für die Schädigung als sehr gut geeignet betrachtet (Tabelle 2.1). Es kann sowohl über die makroskopische Spannungs-Dehnungskurve als auch über Resonanzmessungen gezeigt werden, dass der Elastizitätsmodul im Zugversuch mit steigender Schädigung sinkt (Gerstein et al., 2017). Der Elastizitätsmodul kann im Zugversuch sowohl bei Be- als auch Entlastung bestimmt werden. Mashayekhi et al. (2007) haben am Beispiel eines A533-B1-Stahls gezeigt, dass die Unterschiede in den beiden Modulen geringer als 2 % sind.

Gerstein et al. (2018) vergleichen die Schädigungswerte, die anhand der Methoden der Abnahme des Elastizitätsmoduls, der Resonanzmessung, der Ultraschallmessung und des Elektronenmikroskop ermittelt worden sind. Die ermittelten Schädigungswerte liegen dabei beispielsweise für einen DC04-Stahl in einer vergleichbaren Größenordnung.

Härtemessung

Bei den indirekten Methoden wird die Härtemessung von Lemaitre und Dufailly (1987) als sehr geeignet vorgestellt. Bei einem 99,99 %-igen Kupferwerkstoff nimmt die Härte ab dem Einsetzen der Schädigungsentwicklung mit zunehmender Umformung ab. Dies wird mit einer steigenden Porenevolution begründet. Diese Härteabnahme im Zugversuch findet nicht bei jedem Werkstoff statt, da durch die zunehmende Umformung eine Verfestigung auftritt (Cotterell et al., 2002). Ebenso wird die kinematische Verfestigung nicht berücksichtigt, die die Härtemessung beeinflussen kann. Später bestimmen Guelorget et al. (2007) die Schädigung über die Abnahme des Eindringmoduls bei der Nanoindentierung, welche von Oliver und Pharr (1992) angeregt wurde.

Nach Tasan et al. (2009) sind diese Methoden jedoch aufgrund der veränderten Mikrostruktur (unter anderem Verfestigung, Eigenspannungen, Kornorientierungen) durch die Umformung nicht direkt zur Bestimmung der Schädigung nutzbar. Tasan et al. (2010) stellen darauf aufbauend eine Methode vor, welche darauf abzielt, die weiteren mikrostrukturellen Effekte durch Wärmebehandlung bei Dualphasenstählen zu normalisieren, ohne den Schädigungszustand zu beeinflussen. Bei Anwendung einer geeigneten Wärmebehandlung können sowohl die absolute Härte als auch das Eindringmodul zur Ermittlung eines verlässlichen Schädigungsparameters genutzt werden.

Quantitativer Vergleich der Charakterisierungsmethoden

Tasan et al. (2012) stellen die verschiedenen Charakterisierungsmethoden zur Parameteridentifikation für die Modellierung anhand eines Dualphasenstahls DP600 gegenüber. Die ermittelte Schädigung im Zugversuch mit unterschiedlichen Charakterisierungsmethoden weicht deutlich voneinander ab (**Bild 2.22**). Dies ist auf die unterschiedlichen Auflösungen der Messverfahren sowie auf die systematischen Fehler in der Probenprüfung, wie beispielsweise die Präparation, zurückzuführen.

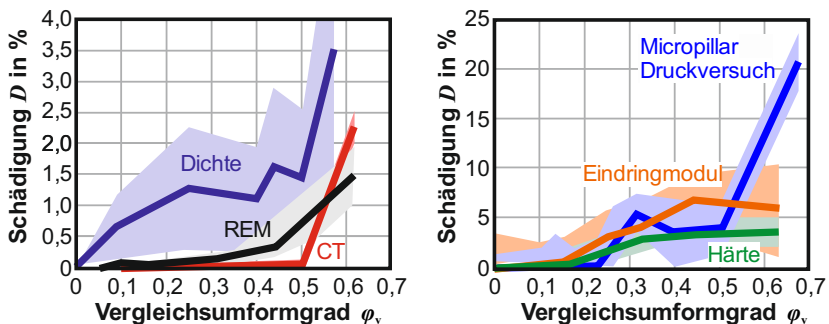


Bild 2.22: Entwicklung der errechneten Schädigung für verschiedene Charakterisierungsmethoden anhand eines DP600 (Tasan et al., 2012)

In-situ-Betrachtung der Schädigungsevolution

Eine In-situ-Betrachtung der Porenevolution ist in Miniaturversuchen im Rasterelektronenmikroskop möglich. Diese ist aufgrund der hohen Vergrößerung im Mikroskop in ihrer zu untersuchenden Probenfläche determiniert. Mishnaevsky et al. (1999) zeigen anhand einer Aluminiumlegierung, dass mittels der In-situ-Betrachtung im REM die Schädigungsevolution von der Porenentstehung bis zum makroskopischen Riss verfolgt werden kann. Durch eine In-situ-Betrachtung der Oberflächen in einem Miniatur-Biegeversuch und einer gekoppelten EBSD-Analyse wird bei einem DP600 der Martensitbruch als Versagensinitiierungsort unter Biegebeanspruchung ermittelt (Ramazani et al., 2013).

2.2.4 Einfluss der Schädigung auf die Bauteileigenschaften

Eine prozesstechnische Beeinflussung der Spannungszustände beim Biegen zur Reduktion der Schädigung in einem Gutteil wurde bislang nicht untersucht. In anderen umformtechnischen Anwendungen wird die Schädigung ebenso bisher kaum berücksichtigt. Fayolle et al. (2014) zeigen anhand von geclinchten Verbindungen, dass die Schädigung zur Vorhersage der Verbindungsfestigkeit berücksichtigt werden muss. Anhand von Lochaufweitungsversuchen wird gezeigt, dass die Porenentwicklung einen negativen Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit hat (Yoon et al. 2016). Besserer et al. (2016) stellen heraus, dass beim Taumelschmieden sowohl durch die Belastung während der Umformung als auch durch eine zyklische Belastung im Einsatz die duktile Schädigung im Bauteil erhöht wird. Zudem wird ohne experimentellen Nachweis aufgezeigt, dass die aus dem Umformprozess resultierende Verfestigung einen positiven Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat, wohingegen die Schädigung einen negativen Effekt aufweist.

Werkstoffseitige Maßnahmen zur Verzögerung der Porenentwicklung sind beispielsweise gradierte oder schädigungsresistente Mikrostrukturen (Yan et al., 2015). Einen Zusammenhang zwischen unterschiedlichen Mikrostrukturen und deren Auswirkungen auf die Porenentwicklung stellen Ryde et al. (2013) dar. Heibel et al. (2018) haben hochfeste Werkstoffe anhand ihrer Eignung für globale und lokale Umformoperationen eingeteilt und die zugrunde liegenden Schädigungsmechanismen analysiert.

2.3 Blechbiegeverfahren mit Drucküberlagerung

Im Stand der Kenntnisse werden Spannungsüberlagerungen beim Blechbiegen genutzt, um die Rissentstehung zu verzögern oder die Rückfederung zu verringern. Eine zusätzliche Druckspannungsüberlagerung beim Biegen führt zu geringeren Triaxialitäten. Aus Abschnitt 2.2.2 ist bekannt, dass eine geringere Triaxialität die Porenbildung verzögert. Nur bei der Einbringung einer rein hydrostatischen Druckspannungsüberlagerung kann eine Beeinflussung der Geometrie vermieden werden.

Eine technologische Umsetzung der Druckspannungsüberlagerung beim Biegen kann durch zusätzliche starre Werkzeuge oder inkompressible Medien in der Umformzone realisiert werden. Dadurch werden die Zugtangentialspannungen beim Biegen reduziert und das Biegeergebnis positiv beeinflusst (Meier et al., 2005). Ferner kann durch zusätzlichen hydrostatischen Druck das Formänderungsvermögen erweitert werden (Bridgman, 1945). Technologisch hat sich die Überlagerung von lokalen Druckspannungen über zusätzliche Werkzeuge bewährt. Die wichtigsten Technologien zum Blechbiegen mit Spannungsüberlagerung werden im folgendem Abschnitt dargestellt. Da beim Tiefziehen auch Biegeoperationen im Blech stattfinden, werden auch Möglichkeiten der Spannungsüberlagerung beim Tiefziehen aufgezeigt.

2.3.1 Dreiwälzenrunden mit zusätzlicher Walze

Das Dreiwälzenrunden mit zusätzlicher Walze stellt eine Erweiterung des konventionellen Walzenrundens dar (**Bild 2.23**). Es werden über axial zustellbare und angetriebene Druckrollen zusätzliche Druckspannungen in der Umformzone während der Biegung eingebracht. Die Druckwalze kann sowohl aus einem starren Werkzeug als auch aus einem Elastomer bestehen (Gänsicke, 2002). Durch die Spannungsüberlagerung kann der Mindestbiegeradius signifikant verringert werden (Meier et al., 2005). Ebenso wird am Beispiel von Aluminium-Werkstoffen eine Erweiterung der Formänderungsgrenzen gezeigt. Dieses Biegeverfahren wird in Meier et al. (2005) ($2 \text{ mm} < \text{Blechdicke } s < 20 \text{ mm}$; AlMg3) aufgrund der Rollengeometrie bei Biegeverhältnissen $\psi = r_m/s_c$ deutlich größer als 10 angewendet.

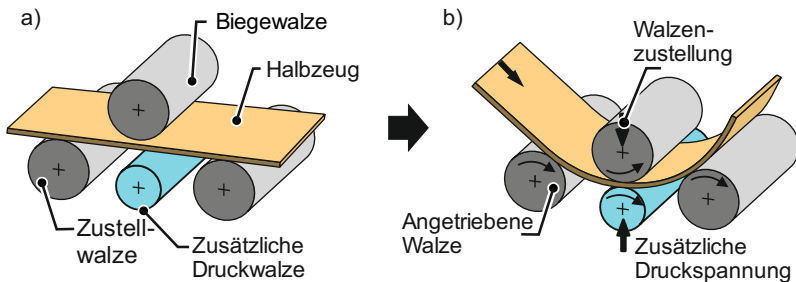


Bild 2.23: Schematische Darstellung des Dreiwälzenrundens mit zusätzlicher Druckwalze im a) Ausgangszustand und b) während des Biegevorganges; Darstellung nach Weinrich (2015)

2.3.2 Elastomerbiegen

Für die Druckspannungsüberlagerung von dünnen Blechen und bei engen Biegeverhältnissen eignet sich das Elastomerbiegen, da das Elastomer von den Dimensionen frei gestaltet werden kann (**Bild 2.24**). Bei diesem Verfahren wird ein Elastomer beliebiger

Härte und Form in dem Freibiegegesenk platziert. Durch die Stempelbewegung wird eine elastische Formänderung im Elastomer hervorgerufen, die eine Spannungsüberlagerung im Blech während des gesamten Umformvorganges erzeugt. Es wird gezeigt, dass das Elastomerbiegen die Umformbarkeit von kaltgewalzten Feinblechen erhöht (Schiefenbusch, 1983).

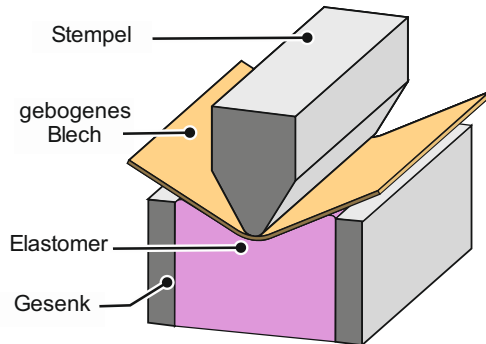


Bild 2.24: Schematische Darstellung des Elastomerbiegens

Es kann experimentell ermittelt werden, dass durch die Druckspannungen der Versagenseintritt am Beispiel des mehrphasigen CP1000-Stahls verzögert wird (**Bild 2.25**) (El Budamusi et al., 2015).

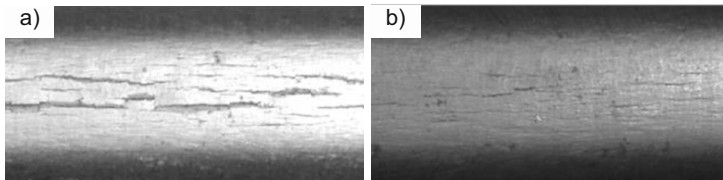


Bild 2.25: Aufnahmen eines Außenbogens eines a) frei- und b) elastomergebogenen Bauteils (HCT1180C) (El Budamusi et al., 2015)

Der verzögerte Versagenseintritt kann ebenso numerisch mittels des Lemaitre-Modells abgebildet werden. Die Shore-Härte, die Geometrie und die Position des Elastomers beeinflussen die Spannungsüberlagerung. Diese ist aufgrund der Plastifizierung des Elastomers begrenzt. Ferner ist die Druckspannungsüberlagerung aufgrund der unterschiedlichen elastischen Elastomerdeformationen über den Umfang inhomogen und vom Stempelweg abhängig. Weiterhin wird durch das Elastomer ein zusätzliches Biegemoment auf das Blech erzeugt, welches die Krümmung des Biegeteils beeinflusst (Nock, 2005). Eine kontrollierte, einstellbare Umformung wird dadurch erschwert.

2.3.3 Dreipunktbiegen

Für die Überlagerung von höheren Druckspannungen bei dünnen Blechen und geringen Biegeverhältnissen eignet sich das Dreipunktbiegen, da die Drucküberlagerung nicht durch eine Elastomerplastifizierung begrenzt ist. (**Bild 2.26a**).

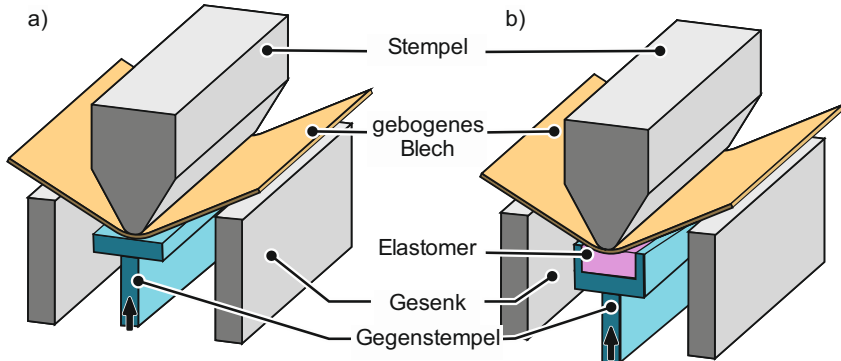


Bild 2.26: Schematische Darstellung a) des konventionellen Dreipunktbiegens und b) des Dreipunktbiegens mit zusätzlichem Elastomer

Zu den konventionellen zwei Auflagerpunkten am Gesenk wird ein dritter Auflagerpunkt im Gegenstempel erzeugt. Darüber wird während des Biegevorgangs ein Gegenruck aufgebracht (Cupka et al. 1973). Es wird gezeigt, dass die Spannungsüberlagerung zu einem verzögerten Bruch führt. Jedoch erzeugt die starre Geometrie auch eine Abflachung der Biegekante am Außenbogen (Cupka et al., 1973). Zudem werden die Prozesskräfte deutlich erhöht. Mittels einer Kombination von Elastomer- und Dreipunktbiegen können die Vorteile beider Verfahren genutzt werden (**Bild 2.26b**).

2.3.4 Biegen mit inkrementeller Spannungsüberlagerung

Zur Biegekraftverringering gegenüber dem Dreipunktbiegen können die Druckspannungen inkrementell auf das Blechteil aufgebracht werden (**Bild 2.27**) (Kleiner, 2006). Hierbei wird das Blech konventionell freigebogen und unter Last gehalten. Dann werden über eine entlang der Biegelinie verfahrenende Rolle Druckspannungen von unten auf das Blech aufgeprägt. Es findet eine schrittweise Plastifizierung der Biegezone nach jeweils einem Biegeschritt statt. Durch die Plastifizierung wird die Bauteilrückfederung reduziert (Weinrich et al., 2012). Die Formänderungen während des reinen Biegevorgangs finden ohne Spannungs- und Dehnungsüberlagerung statt, da die Plastifizierung nach dem jeweiligen Biegeschritt durchgeführt wird. Eine Verminderung der Rissgefahr wird in Weinrich (2016) gezeigt. Dies ist auf verringerte Biegespannungen zurückzuführen. Zusätzlich wird bei diesem Prozess der Außenbogen des Bleches abgeflacht.

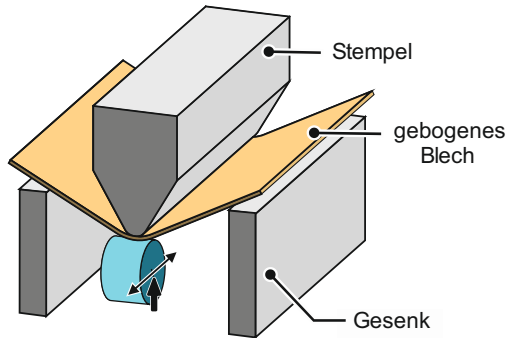


Bild 2.27: Schematische Darstellung der inkrementellen Spannungsüberlagerung

2.3.5 Hydromechanisches Tiefziehen

Für die Überlagerung von Druckspannungen beim Tiefziehen eignet sich das hydromechanische Tiefziehen (**Bild 2.28**). Dieses findet hauptsächlich in der Luftfahrt- und Automobilindustrie Anwendung (Nakamura und Nakagawa, 1987). In dem Verfahren wird während des Tiefziehens entweder ein zusätzlicher Druck auf das in der Matrize befindliche Medium aufgebracht, oder es wird aufgrund der Kompression des Mediums selbst erzeugt. Durch das hydromechanische Tiefziehen wird das Versagen verzögert und damit das maximale Ziehverhältnis erhöht (Amino et al., 1990). Ebenso kann eine geringere Rückfederung und eine erhöhte Fertigungsgenauigkeit erreicht werden (Nakamura und Nakagawa, 1987).

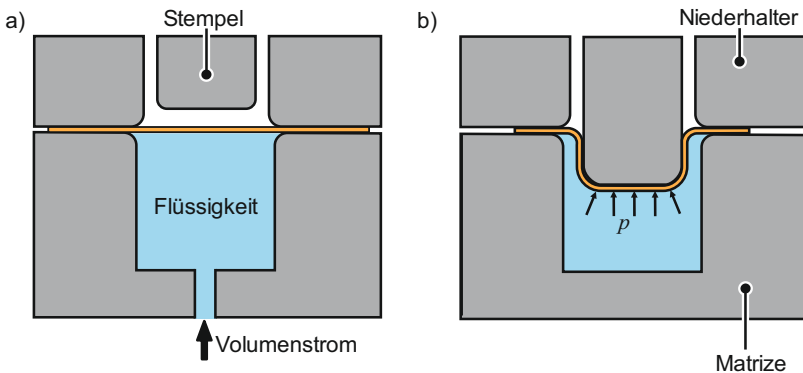


Bild 2.28: Hydromechanisches Tiefziehen a) mit zusätzlicher Druckbeaufschlagung und b) durch inneren Druck (Nakamura und Nakagawa, 1987)

2.4 Fazit

In diesem Kapitel sind die Grundlagen des Blechbiegens dargestellt. Das Biegen erzeugt aufgrund der inhomogenen Spannungs- und Dehnungsverteilung gradierte Eigenschaften über der Blechdicke. Die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften sind beispielsweise verschiedene Härten oder Eigenspannungen, welche für die Dimensionierung des Bauteils neben der Geometrie wichtig sind. Weiterhin sind die auftretenden Versagensmechanismen beim Biegen dargestellt. Der Riss äußert sich beim Biegen in Form von duktilen Einschnitten, die von Rautälern von der Außenkante nach innen fortschreiten. Bereits vor diesen Rissen findet eine Schädigungsentwicklung auf Mikrostrukturebene statt. Die Schädigung tritt also auch ohne das Vorhandensein von makroskopischen Rissen bei der plastischen Umformung auf. Die Schädigung in Form von entstandenen, wachsenden und zusammenschließenden Poren ist spannungs-, dehnungs- und werkstoffabhängig. Daher sind die bekannten Mechanismen der Porenentstehung für die in der Arbeit verwendeten Dualphasenstähle dargestellt. Ebenso ist die Eignung unterschiedlicher Methoden zur Schädigungscharakterisierung dargelegt. Der Einfluss der Schädigung auf die Bauteileigenschaften ist bei umformtechnisch hergestellten Produkten weitestgehend unbekannt. Für Biegeteile ist der Einfluss der Schädigung auf die Leistungsfähigkeit aufgrund fehlender Prüfverfahren ebenfalls nicht untersucht. Anschließend ist die Spannungsabhängigkeit der Schädigung über veränderte Porenevolutionen und Formänderungsgrenzen anhand von Grundversuchen gezeigt worden. Zur Beeinflussung des Spannungszustandes beim Biegen ist eine Vielzahl von technologischen Möglichkeiten bekannt. Diese Verfahren sind in der Lage, das Versagen zu verzögern. Weiterhin verändert sich häufig bei diesen Verfahren der Dehnpfad in Form von abgeflachten Biegezonen. Einige Verfahren sind hinsichtlich der Höhe der Spannungsüberlagerung restriktiert. Ferner sind die Spannungsüberlagerungen über den Umfang inhomogen und vom Stempelweg abhängig.

Daher besteht ein Forschungsbedarf, inwiefern die Schädigung durch konventionelle Prozessparameter oder Spannungsüberlagerung beim Blechbiegen beeinflusst werden kann. Zur Schädigungsquantifizierung müssen bekannte Charakterisierungsmethoden auf Biegeteile übertragen werden. Ebenso ist unklar, welchen Einfluss die reduzierte Schädigung auf die Produkteigenschaften hat.

3 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist das Schaffen eines Verständnisses über die Schädigungsevolution beim Blechbiegen und deren Einfluss auf die Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile. Aus dem vorangegangenen Kapitel ist anhand von Grundversuchen ersichtlich, dass eine Verringerung der Triaxialität eine verzögerte Porenentwicklung hervorruft. Aus dem Stand der Kenntnisse sind Technologien zur Beeinflussung des Spannungszustandes beim Biegen bekannt, jene wurden aber nicht hinsichtlich der Schädigungsentwicklung untersucht. Zudem sind die bekannten Verfahren nicht in der Lage, kontrolliert und einstellbar Druckspannungen zu überlagern. Daher ist eine wesentliche Erweiterung zum Stand der Kenntnisse die Neuentwicklung eines kontrollierbaren Biegeverfahrens zur Reduktion der Schädigung.

Die zentrale Herausforderung besteht darin, den Zusammenhang zwischen der Schädigungsreduktion und der daraus resultierenden verbesserten Leistungsfähigkeit eines gebogenen Bauteils zu ermitteln.

Zur Erweiterung des Kenntnisstandes werden folgende wissenschaftliche Fragestellungen untersucht und beantwortet:

1. Inwiefern kann der Lastpfad beim Freibiegen über die Variation der konventionellen Prozessparameter eingestellt werden?
2. Welche technologischen Möglichkeiten zur Spannungsüberlagerung beim Blechbiegen gibt es? Inwiefern erfüllen diese Prozesse die Anforderungen an eine einstellbare und reproduzierbare Spannungsüberlagerung?
3. Wie lässt sich eine kontrollierbare radiale Druckspannungsüberlagerung aufbringen?
4. Wie lassen sich die Zusammenhänge zwischen der zusätzlichen Druckspannungsüberlagerung und dem resultierenden Spannungszustand in einem analytischen Modell beschreiben?
5. Welchen Einfluss hat der Spannungszustand auf die Schädigungsentwicklung beim Blechbiegen?
6. Welchen Lastfällen sind Biegeteile ausgesetzt? Welche gegebenenfalls neu entwickelten Testverfahren prüfen diese Lastfälle?
7. Welchen Einfluss hat die Schädigungsentwicklung auf die Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile?
8. Wie können die Effekte der Schädigung von weiteren mechanischen und geometrischen Einflüssen separiert werden?

Aus dem übergeordneten Ziel und den offenen Fragestellungen ergeben sich mehrere Teilziele. Zur Erreichung dieser Ziele ist die Arbeit in fünf Bereiche gegliedert, die jeweils einem Kapitel entsprechen (**Tabelle 3.1**). Zum Abschluss der Arbeit wird der Nutzen für die Industrie dargelegt.

Tabelle 3.1: Aufbau und zu erreichende Teilziele dieser Arbeit

Teilziele	Kapitel	
<ol style="list-style-type: none"> 1. Ermittlung der auftretenden Spannungszustände beim Freibiegen 2. Ermittlung des Einflusses der konventionellen Prozessparameter auf den Lastpfad bei konstantem Umformgrad 3. Kenntnisse über die technologischen Möglichkeiten der Spannungsüberlagerung beim Biegen 4. Erprobung von aus dem Stand der Kenntnisse bekannten Prozessen mit Spannungsüberlagerung 	4	Lastpfadbeeinflussung beim Biegen
<ol style="list-style-type: none"> 5. Entwicklung einer neuen Biegetechnologie 6. Analyse der wichtigsten Prozesscharakteristika 7. Herleitung der wirkenden Kräfte 8. Werkzeug- und Prozessauslegung 	5	Biegetechnologie mit gezielter radialer Spannungsüberlagerung
<ol style="list-style-type: none"> 9. Herleitung eines analytischen Modells zur Vorhersage des Spannungszustandes 10. Kenntnisse über die entstehenden Lastpfade bei dem neuen Biegeprozess 	6	Prozessanalyse des Biegens mit radialer Spannungsüberlagerung
<ol style="list-style-type: none"> 11. Kenntnisse über Methoden der Schädigungsquantifizierung bei gebogenen Bauteilen 12. Kenntnisse über den Einfluss des Lastpfades auf die Schädigungsentwicklung 	7	Lastpfadeinfluss auf die Schädigungsentwicklung
<ol style="list-style-type: none"> 13. Ermittlung neuer Bauteiltests für die Belastungsfälle von Biegeteilen 14. Einfluss der Schädigung auf die Leistungsfähigkeit bei identischer Bauteilgeometrie 15. Separation mechanischer und geometrischer Einflussfaktoren 	8	Einfluss der Schädigung auf das Bauteilverhalten

4 Lastpfadbeeinflussung beim Biegen

In diesem Kapitel wird der Einfluss konventioneller Freibiegeparameter auf die Triaxialität und den Lode-Winkel-Parameter erarbeitet. Diese dienen als Maß für die entstehende Schädigung. Der Umformgrad wird dabei konstant gehalten, da dieselbe Formänderung unabhängig von den Prozessparametern erreicht werden soll. Ferner werden technologische Möglichkeiten zur einstellbaren und reproduzierbaren Spannungsüberlagerung in Axial-, Tangential- und Radialrichtung aufgezeigt und deren Einfluss auf den Lastpfad diskutiert. Abschließend werden die Grenzen und Möglichkeiten eines etablierten Biegeprozesses mit Spannungsüberlagerungen (Elastomerbiegen) aufgezeigt.¹

Zur Beschreibung des Spannungszustandes beim Biegen werden die im Abschnitt 2.1.3 definierten Parameter Triaxialität η und Lode-Winkel-Parameter $\bar{\theta}$ genutzt. Eine verminderte Triaxialität führt bei gleichbleibendem Lode-Winkel-Parameter zu einer verzögerten Schädigungsentwicklung. Daher wird analysiert, inwiefern durch klassische Prozessparameter oder Spannungsüberlagerung die Triaxialität verringert werden kann.

4.1 Einfluss der Prozessparameter auf den Lastpfad

Zur Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter auf die Triaxialität beim Freibiegen (**Bild 4.1**) werden numerische Methoden angewandt. Die zu variierenden Parameter sind der Stempelradius, der Gesenkkantenradius, die Reibung und die Gesenkweite (**Tabelle 4.1**). Es wird jeweils ein Parameter gegenüber der angegebenen Normalkonfiguration variiert.

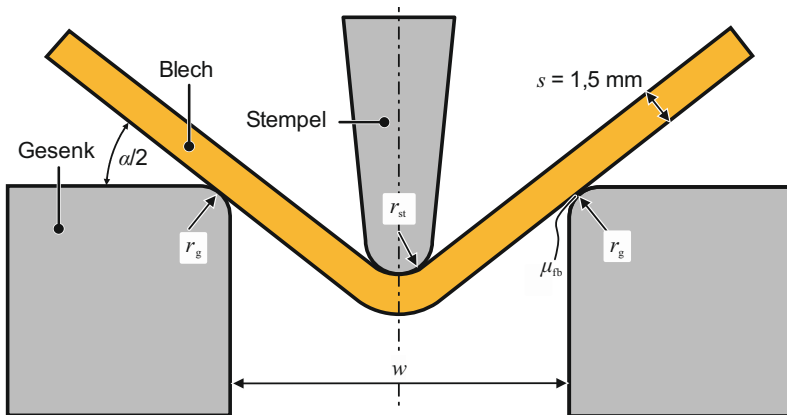


Bild 4.1: Schematischer Versuchsaufbau und Prozessparameter beim Freibiegen

¹ Auszüge aus diesem Kapitel sind in Tekkaya et al. (2017) veröffentlicht.

Für die Beurteilung der entstehenden Schädigungsevolution ist zunächst nur der Zugbereich des Biegeteils am Außenbogen relevant. Am Innenbogen wird aufgrund des Druckspannungszustandes keine Porenentwicklung erwartet. In der Nähe der neutralen Faser sind die Dehnungen für eine Porenentwicklung vernachlässigbar.

Tabelle 4.1: Parametervariation beim Freibiegen (Blechbreite $b = 50$ mm, DP800)

Parameter	Normalkonfiguration	Variation
Stempelradius r_{st}/s	2/3	1 und 4/3
Reibung μ_{tb}	0,1	0,3, 0,5 und 0,5
Gesenkweite w	24 mm	7 mm und 12 mm
Gesenkkantenradius r_g	1 mm	2 mm und 3 mm

Aus Abschnitt 2.1.2 ist bekannt, dass die Dehnung am Außenbogen maßgeblich vom Biegeradius und der Blechdicke abhängt. Bei gleichbleibender Blechdicke wird die maximale Krümmung daher konstant gehalten. Zu Vergleichszwecken wird für die Untersuchung ein maximaler Umformgrad am Außenbogen auf der Scheitelachse von $\varphi = 0,3$ festgelegt. Zur numerischen Modellierung des Freibiegeprozesses wird die elastisch-plastische FEM genutzt (Abaqus 2016, Implizit 2D). Für das Blech wird der ebene Formänderungszustand angenommen, da die Blechbreite ($b = 50$ mm) deutlich größer ist als die Blechdicke ($s = 1,5$ mm). Das Material wird elastisch-plastisch mit isotroper Verfestigung modelliert. Das Gesenk und der Stempel werden als starr angenommen. Als Werkstoff wird der Dualphasenstahl DP800 genutzt (**Tabelle 4.2**).

Tabelle 4.2: Chemische Zusammensetzung des Dualphasenstahls DP800 in Massen-% (Pütz et al., 2019)

C	Si	Mn	Cr	Mo	Cu
0,15	0,21	1,67	0,73	0,01	0,044

Die Fließkurve des DP800 wird über Zugversuche ermittelt und nach Gosh extrapoliert (**Bild 4.2**). Die Zugversuche werden mit einer Zwick Universalprüfmaschine Z250 mit einem taktilen Makro-Extensometer (Messlänge 80 mm, ZwickRoell GmbH) und mit einer Dehnrates von $0,0067 \text{ s}^{-1}$ durchgeführt (DIN EN ISO 6892-1, 2017). Es werden Zugversuche genutzt, um eine Belastung senkrecht zur Walzrichtung zu erzeugen. In den folgenden Biegeversuchen liegt die Walzrichtung parallel zur Biegeachse. Somit ist die Hauptbelastung ebenfalls senkrecht zur Walzrichtung.

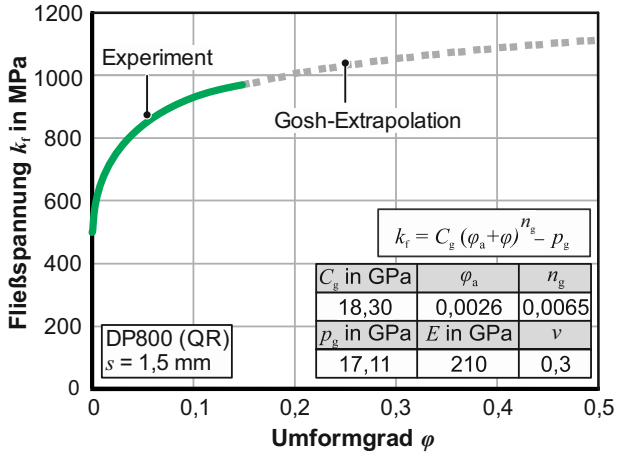


Bild 4.2: Im einachsigen Zugversuch ermittelte und nach Gosh extrapolierte Fließkurve des DP800, ($n = 3$)

Die Abnahme des Elastizitätsmoduls in Abhängigkeit der Umformung wird über Zugversuche mit Hystereseschleifen ermittelt. Es wird in jeweils 0,5 mm-Schritten mit einer geringen konstanten Geschwindigkeit von 0,1 1/s entlastet, um die aus der Relaxation entstehenden Spannungen zu vermindern. Die jeweiligen Belastungsmodule werden ermittelt und über den Umformgrad dargestellt (**Bild 4.3**). Es ist eine Abnahme des Elastizitätsmoduls um 8 % bereits bei Umformgraden von $\varphi_v \approx 0,01$ zu erkennen. Bei Umformgraden von $\varphi_v \approx 0,10$ wird eine Abnahme von 13 % erreicht.

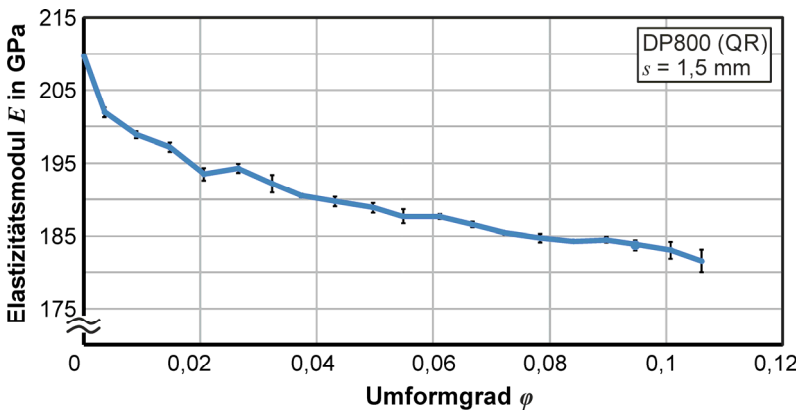


Bild 4.3: Abnahme des Elastizitätsmoduls im Zugversuch beim DP800 ($n = 3$)

Zur numerischen Modellierung des Bleches wird eine Elementkantenlänge in der Biegezone von 0,05 mm und von 0,1875 mm im Schenkel genutzt (Element typ: CPE4R, 4-Knoten, ebener Formänderungszustand, reduzierte Integration). Die Reibung wird nach dem Coulomb-Modell angenommen. Die numerischen Simulationen werden anhand der Kraft-Weg-Verläufe validiert (**Bild 4.4**).

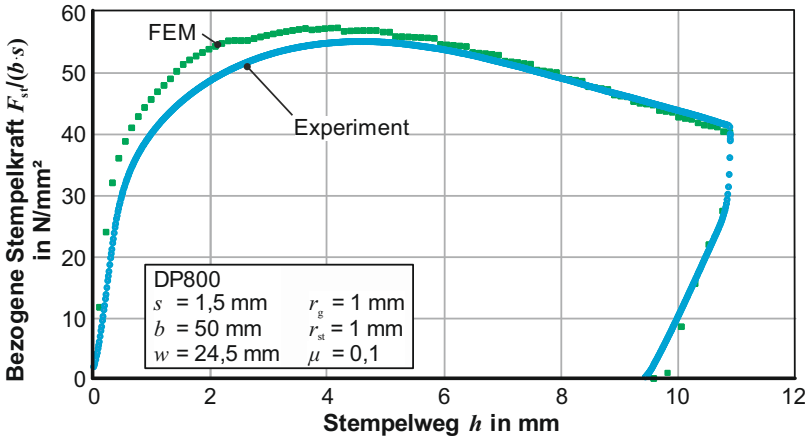


Bild 4.4: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe von Experiment und Simulation

Die experimentell und numerisch ermittelten Stempelkräfte weichen weniger als 10 % voneinander ab. Der Verlauf stimmt qualitativ überein. Differenzen können durch das komplexe Materialverhalten von Dualphasenstählen, die als starr modellierten Werkzeuge und durch die nicht betrachtete kinematische Verfestigung begründet werden. Das Halbzeug ist kaltgewalzt, sodass im druckbelasteten Innenbogen der Bauschinger-Effekt bei der Biegeumformung auftritt. Weiterhin findet der Bauschinger-Effekt während der Verschiebung der neutralen Faser statt. Weitere Ursachen für die Abweichungen können die angenommene Reibung und die Annahme des ebenen Formänderungszustandes sein. Für die Betrachtung der Triaxialität ist diese Übereinstimmung hinreichend. Zur Analyse der Triaxialität wird der Spannungszustand unter Last auf der gesamten Scheitelachse in den Knoten ausgewertet (**Bild 4.5**).

Der Lode-Winkel-Parameter ist zu jeder Zeit gleich null, da der ebene Formänderungszustand angenommen wird. Zur Erreichung des konstanten Vergleichsumformgrades von $\varphi_v = 0,3$ am Außenbogen auf der Symmetrieachse wird bei unterschiedlichen Parametern (Tabelle 4.1, S. 37) der Stempelweg angepasst. Zunächst wird der Einfluss des Stempelradius auf die Triaxialität untersucht (**Bild 4.6**).

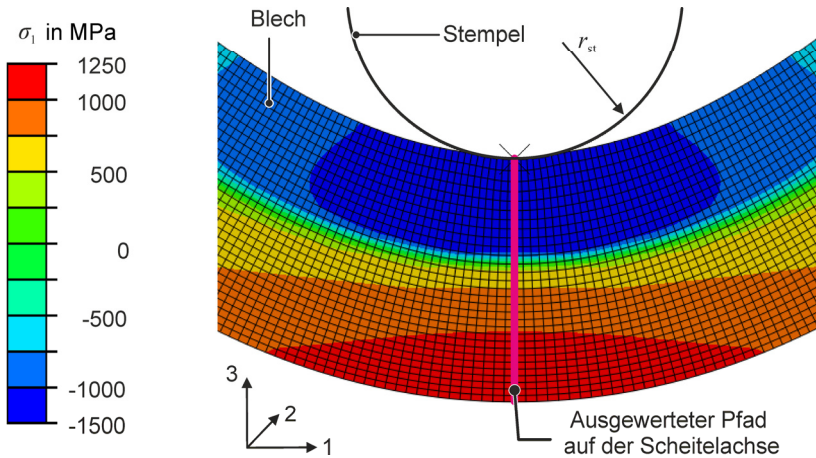


Bild 4.5: Ausgewerteter Pfad bei der Analyse des Freibiegens (DP800, $s = 1,5 \text{ mm}$)

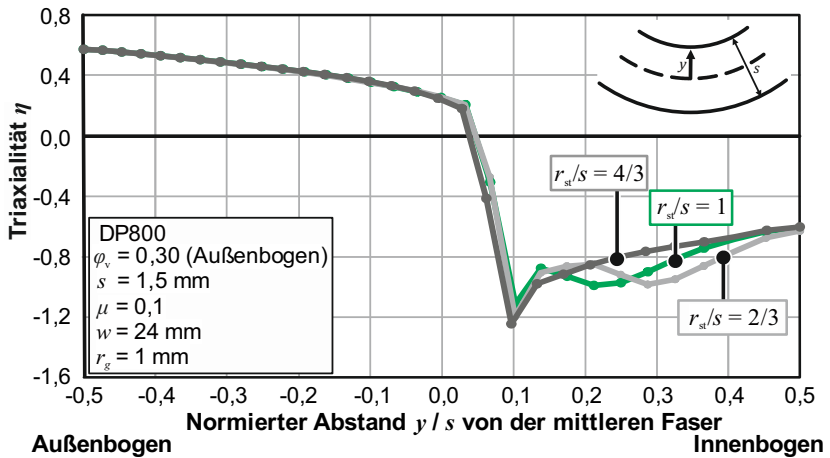


Bild 4.6: Verlauf der Triaxialität über der Blechdicke entlang der Scheitelachse bei variierendem Stempelradius

Es wird deutlich, dass die Triaxialität direkt am Außenbogen für alle untersuchten Stempelradien mit $\eta = 0,57$ identisch ist. Eine theoretische Herleitung dieser Triaxialität am Außenbogen findet im Abschnitt 4.2.3 statt. Am Innenbogen unterscheiden sich die Triaxialitätsverläufe, da die Kontaktpunkte des Bleches mit dem Stempel vom Stempel-

radius abhängig sind. Bei verschiedenen Kontaktpunkten breitet sich der Druck unterschiedlich auf der Scheitelachse aus. Daher variiert die Triaxialität genau auf der Symmetrieachse.

Eine Variation der Gesenkwerte w führt bei gleichbleibendem Umformgrad am Außenbogen ebenso zu keiner signifikanten Veränderung der Triaxialität im zugbelasteten Bereich (**Bild 4.7**).

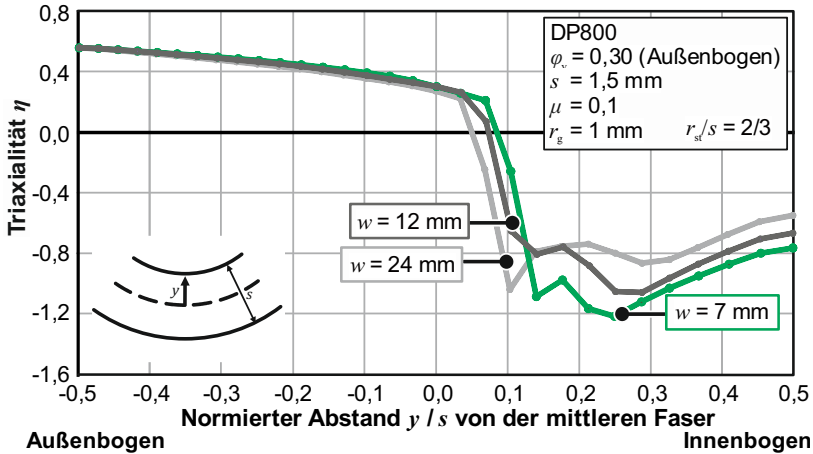


Bild 4.7: Verlauf der Triaxialität über der Blechdicke entlang der Scheitelachse unter Variation der Gesenkwerte

Auch eine Änderung der Reibung wirkt sich nicht auf die Triaxialität bei gleichem Umformgrad aus (**Bild 4.8**). Die aus der Reibung resultierenden Zugspannungen wirken in dieselbe Richtung wie die Biegespannungen, die aus dem Biegemoment erzeugt werden. Dadurch wird die neutrale Faser in Richtung Innenbogen verschoben. Dies beeinflusst das benötigte Biegemoment und die entstehende Geometrie, aber die Spannungsmehrschichtigkeit bleibt identisch. Die Triaxialität wird durch die ebene Formänderung und die vernachlässigbaren Radialspannungen bestimmt.

Der Gesenkkantenradius r_g hat auch keinen signifikanten Einfluss auf die Triaxialität am Außenbogen. Es lässt sich für das Freibiegen festhalten, dass die Variation der untersuchten Prozessparameter die Triaxialität und den Lode-Winkel Parameter bei gleichbleibendem Umformgrad nicht beeinflusst.

Durch die Variation der Prozessparameter werden unterschiedliche Biegewinkel erreicht, da die Krümmung über den Umfang nicht identisch ist (**Bild 4.9**). Die Vorhersage der Biegewinkel ist aufgrund der Nichtberücksichtigung der kinematischen Verfestigung als qualitative und vergleichende Aussage zu betrachten.

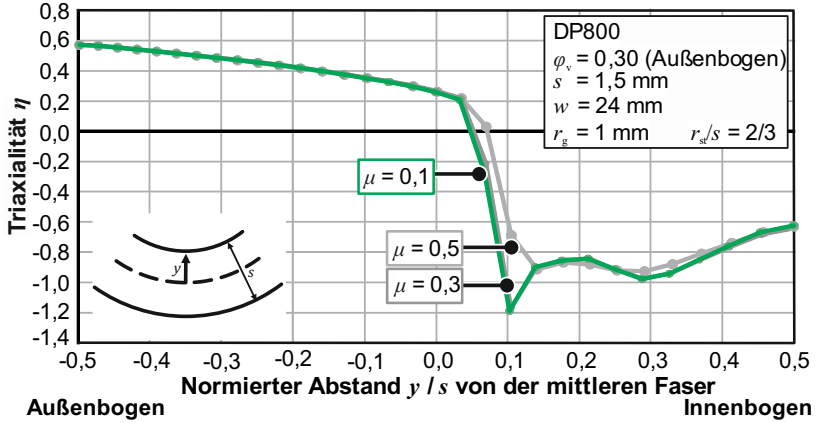


Bild 4.8: Verlauf der Triaxialität über der Blechdicke entlang der Scheitelachse in Abhängigkeit der Reibung

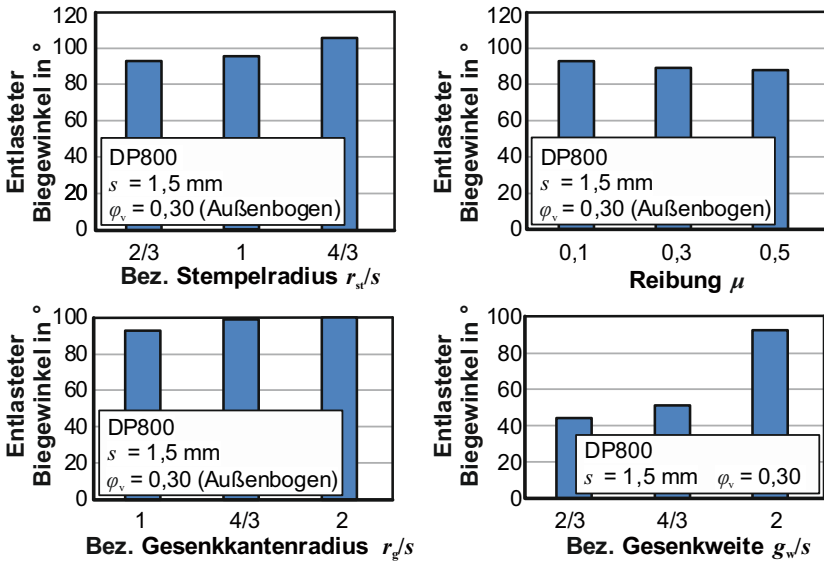


Bild 4.9: Entlastete Biegewinkel in Abhängigkeit der Prozessparameter bei gleichem Umformgrad am Außenbogen

Zur Lastpfadbeeinflussung müssen demnach Spannungsüberlagerungen aufgebracht werden, die den Dehnpfad des Bleches während der Umformung nicht signifikant ändern. Nur auf diese Weise können geometrisch identische Bauteile mit unterschiedlicher Schädigungsentwicklung gefertigt werden.

4.2 Spannungsüberlagerungen beim Blechbiegen

In diesem Abschnitt wird untersucht, welche Richtung der Spannungsüberlagerung beim Blechbiegen eine Veränderung des Lastpfades hervorruft. Diese Untersuchungen werden an einem Dualphasenstahl DP1180 (Fließkurve, s. **Bild A.1**, Anhang) durchgeführt. Dazu stehen neben der reinen hydrostatischen Überlagerung prinzipiell die drei Möglichkeiten

- Tangentiale Überlagerung
- Axiale Überlagerung
- Radiale Überlagerung

zur Verfügung (**Bild 4.10**). Diese werden im Folgenden sowohl analytisch und numerisch als auch technologisch und experimentell untersucht.

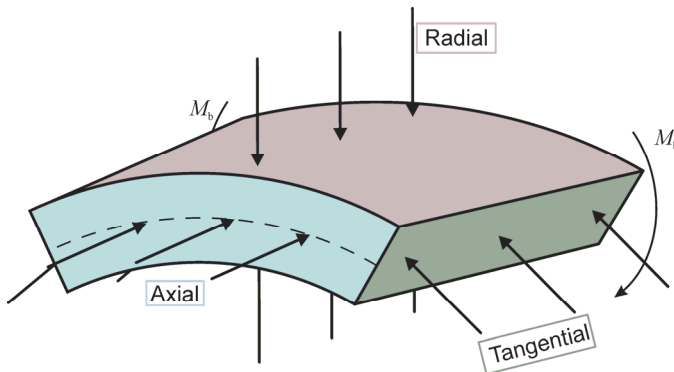


Bild 4.10: Prinzipielle technologische Überlagerungsrichtungen während der Biegung eines Bogensegmentes

4.2.1 Reine hydrostatische Spannungsüberlagerung

Eine hydrostatische Spannungsüberlagerung wird über einen allseitigen zusätzlichen Druck oder Zug dargestellt. Am Blechbogen ist dies eine Spannungsüberlagerung in Blechdickenrichtung sowie der Blechebene. Bridgman (1964) zeigt, dass bei zusätzlichen Drücken von bis zu 2757 MPa die Bruchdehnung für verschiedene Stähle im Zugversuch um mehr als 100 % erhöht wird. Zur Aufbringung der hohen Drücke wird eine aufwendige Vorrichtung mit massiven Armierungsringen benötigt. In dieser können Probengrößen von maximal 1,27 cm im Durchmesser und 10 cm in der Höhe platziert

werden. Es wird auf kleinem Raum ein großer Druck erzeugt, jedoch ist eine entsprechende Vorrichtung für Biegeteile mit üblichen Größenordnungen von mehreren Zentimetern in alle Raumrichtungen nicht umsetzbar. Um einen positiven Effekt auf die Schädigungsentwicklung zu erzielen, würde eine hydrostatische Drucküberlagerung von mindestens 100 – 300 MPa (1000 – 3000 bar) bei dem genutzten DP800 ($k_{f0} = 494$ MPa) benötigt. Eine Umsetzung ist weder praktikabel noch wirtschaftlich und wird als Spannungsüberlagerung trotz vielversprechender Versuche am Laborzugversuch nicht weiter betrachtet.

4.2.2 Tangentiale Spannungsüberlagerung

Eine Druckspannungsüberlagerung in Tangentialrichtung ist im Hinblick auf die Porenentwicklung anzustreben. Es wird zusätzlich untersucht, welchen Einfluss eine tangentielle Zugspannung auf die Triaxialität hat. Diese Art der Spannungsüberlagerung findet beim konventionellen Streckbiegen statt. Zur Fixierung für die Drucküberlagerung wird das Blech jeweils in den Schenkeln eingeklemmt (**Bild 4.11**). Zusätzlich zur Biegung werden Druck- beziehungsweise Zugkräfte F_{θ} über die Klemmung eingeleitet.

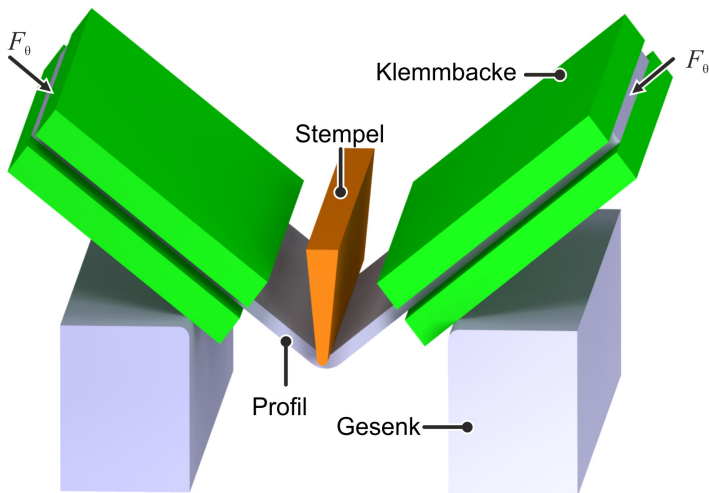


Bild 4.11: Technologische Umsetzung des Freibiegens mit Druckspannungsüberlagerung in Tangentialrichtung

Der Einfluss der zusätzlichen tangentialen Druckspannungen auf die Biegespannungen in der Umformzone wird analytisch betrachtet. Die wirkenden Kräfte und Momente werden zur Bestimmung des Spannungszustandes freigeschnitten (**Bild 4.12**). Die Klemmbacken zur Blechfixierung liegen auf dem Gesenk auf. Der Stempel leitet die

Für das Flächenträgheitsmoment I_b wird das Flächenträgheitsmoment für gekrümmte Flächen (z-Integral, **Gl. (4.4)**) mit dem Radius der mittleren Faser r_m angewandt:

$$I_b = b \cdot r_m^3 \cdot \left[\ln \left(\frac{1 + \frac{s}{2r_m}}{1 - \frac{s}{2r_m}} \right) - \frac{s}{r_m} \right]. \quad (4.4)$$

Es wird das z-Integral genutzt, da der maximale Anteil an zusätzlichen Normalspannungen in Bezug auf die Biegespannungen ermittelt werden sollen. Dadurch werden die Biegespannungen geringer als bei Anwendung des Flächenträgheitsmomentes für ebene Flächen. Die Normalspannungen errechnen sich aus der wirkenden Normalkraft, bezogen auf die belastete Fläche:

$$\sigma_{\theta,N,1} = \frac{N_{\theta}}{b \cdot s}. \quad (4.5)$$

Durch das Erhöhen der zusätzlichen Druckkraft F_{θ} wird die Stempelkraft F_{st} geringer. Erreicht die Druckkraft einen systemabhängigen Maximalwert, hebt das Blech vom Stempel ab und eine unkontrollierte Biegung findet statt. Dieses Abheben stellt den Grenzfall der Biegung unter tangentialem Druck dar. Der Einfluss der Verschiebung der neutralen Faser wird hier vernachlässigt, jedoch später numerisch überprüft. Zur Verdeutlichung des Einflusses des zusätzlichen Druckes werden zwei Grenzfälle für einen Biegewinkel von 70° betrachtet (**Tabelle 4.3**):

- Biegen ohne zusätzlichen Druck
- Biegen mit hohem tangentialem Druck.

Die aktuelle Fließspannung wird für einen DP1180 und einen Umformgrad von $\varphi_v = 0,3$ zu 1350 MPa angenommen. Die aufzubringenden Tangentialspannungen $\sigma_{\theta,v}$ zur Erreichung der Fließgrenze betragen:

$$\sigma_{\theta,v} = \frac{2}{\sqrt{3}} k_f = 1558 \text{ MPa}. \quad (4.6)$$

Bei dem Lastfall ohne zusätzlichen Druck wirken die Normalspannungen aufgrund der Reibung in Richtung der Biegespannungen am Außenbogen. Dies entspricht einer Zugkraft in Tangentialrichtung. Infolgedessen werden die Biegespannungen zum Erreichen der Fließgrenze verringert. Die resultierenden Normalspannungen betragen 0,19 % der Biegespannungen und sind somit vernachlässigbar.

Bei dem Lastfall mit hohem Druck werden die Biegespannungen um 3 % erhöht. Der Anteil der Normalspannungen an den Biegespannungen beträgt 2,7 %. Der Einfluss der zusätzlichen Druckspannungen kann somit ebenfalls vernachlässigt werden, da keine hohen Drücke ohne Abheben des Bleches realisiert werden können. Es wird lediglich eine Verschiebung der neutralen Faser zum Außenbogen erreicht.

Tabelle 4.3: Biege- und Normalspannungen bei unterschiedlichem tangentialen Druck

	Ohne zusätzlichen Druck	Mit Druck
Fließspannung k_f	1350 MPa	
Biegewinkel α	70°	
Druckkraft F_0	0	2800 N
Stempelkraft F_{st}	3158 N	105 N
Normalspannung $\sigma_{0,N}$	3 MPa	-43 MPa
Biegespannung $\sigma_{0,b,1}$	1555 MPa	1601 MPa
$\sigma_{0,N} / \sigma_{0,b,1}$	0,0019	-0,027

Zur Ermittlung des Effektes von zusätzlichen tangentialen Zugspannungen auf den Spannungszustand wird numerisch das Streckbiegen betrachtet (**Bild 4.13**).

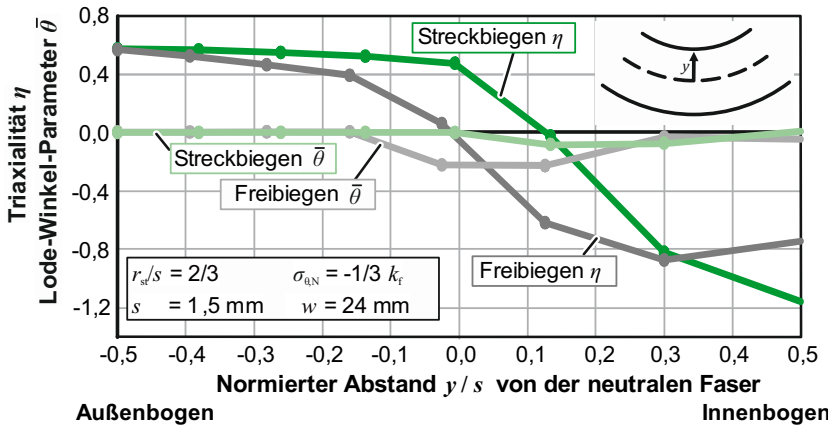


Bild 4.13: Verlauf von Triaxialität und Lode-Winkel-Parameter beim Frei- und Streckbiegen über der Blechdicke auf der Scheitelachse (DP800)

Beim Streckbiegen verschiebt sich die neutrale Faser im Gegensatz zum Freibiegen stärker zum Innenbogen hin, was sich durch den verschobenen Nulldurchgang der Triaxialität äußert. Der Lode-Winkel Parameter weicht bei der Zugspannungsüberlagerung innerhalb des elastischen Bereiches von null ab, da dort die zugrunde liegenden Annahmen der Plastizität nicht gelten. Durch das Streckbiegen wird die maximale Triaxialität am Außenbogen nicht verändert, es findet lediglich eine Verschiebung der neutralen Faser statt. Am Innenbogen unterscheiden sich die Triaxialitäten, da dort aufgrund der

Zugüberlagerung veränderte Kontaktbedingungen herrschen. Das Streckbiegen verändert also den erwarteten Gradienten der Schädigung über der Blechdicke. Die Maximalschädigung bleibt identisch. Es ist davon auszugehen, dass gerade diese Maximalschädigung am Außenbogen das Versagen im Einsatz begünstigt. Ferner ist am Außenbogen der Ort mit den höchsten Formänderungen beim Biegen.

4.2.3 Axiale Spannungsüberlagerung

Beim Biegen mit Spannungsüberlagerung in axialer Richtung wird eine zusätzliche Druckspannung senkrecht zu den wirkenden Biegespannungen in Blechbreitenrichtung aufgebracht. Derzeit wird dieses Verfahren in der Theorie dazu genutzt, um die Rückfederung beim Biegen zu senken (Schilp et al., 2012). Eine entsprechende technologische Umsetzung hat bisher nicht stattgefunden. Eine axiale Druckspannung kann theoretisch über zwei zusätzliche axiale verschiebbare Werkzeuge erzeugt werden (**Bild 4.14**).

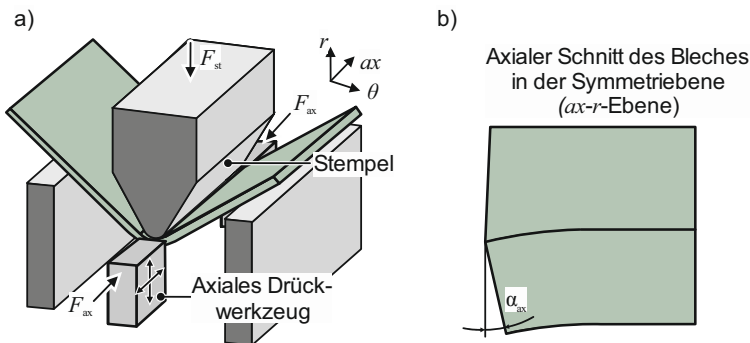


Bild 4.14: a) Schematische Umsetzung des Biegens mit axialer Spannungsüberlagerung und b) Schnittdarstellung des entstehenden Winkels α_{ax}

Diese Werkzeuge werden während der Biegung zueinander gefahren und erzeugen Druckspannungen. Aus dem einachsigen Spannungszustand an den jeweiligen Rändern des Bleches beim Biegen und der Volumenkonstanz resultiert, dass der Außenbogen des Bleches in axialer Richtung gestaucht wird. Der Kontaktwinkel α_{ax} wächst mit fortschreitender Biegung (Bild 4.14). Der Kontakt zwischen dem axialen Drückwerkzeug und dem Blech ist somit nicht konstant. Eine aufwendige und auf Annahmen basierende Werkzeugauslegung zur Sicherstellung eines Kontaktes am Außenbogen ist notwendig. Der Effekt der Spannungsüberlagerung auf die Biegespannungen wird in einem dreidimensionalen Finite-Elemente-Modell in Abaqus 2016 untersucht (**Bild 4.15**).

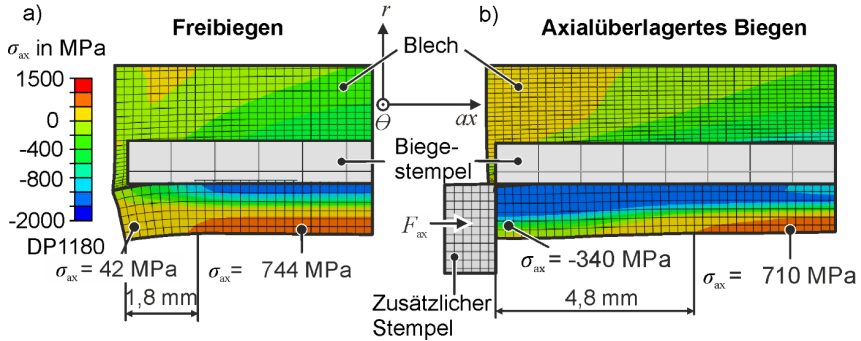


Bild 4.15: Blechsausschnitte zur Darstellung der Axialspannungen a) beim Freibiegen und b) beim axialspannungsüberlagerten Biegen (Blechdicke $s = 1,2$ mm; Blechbreite $b = 50$ mm)

Die Zustellung der zusätzlichen Werkzeuge erfolgt weggesteuert auf eine maximale Zustellung von 0,4 mm mit konstanter Geschwindigkeit. Die maximale Zustellung erzeugt eine axiale Druckspannung von $\sigma_{ax} = -340$ MPa. Die Druckspannungen wirken nur direkt am Blechrand und können außerhalb der Randzone vernachlässigt werden (Bild 4.15b), da das Blech zum Ausknicken neigt. Zur Reduktion des Druckspannungsabfalls kann theoretisch ein vollflächig aufliegendes Werkzeug genutzt werden. Die maximal möglichen Druckkräfte $F_{ax,krit}$ werden nach der Euler-Knickformel (Fall 2) über die Blechbreite b , den Elastizitätsmodul E , das Flächenträgheitsmoment I_b und einen Sicherheitsfaktor $s_f = 1,5$ abgeschätzt:

$$F_{ax,krit} = \frac{\pi^2}{s_f \cdot b^2} \cdot E \cdot I_b. \quad (4.7)$$

Der Elastizitätsmodul wird mit 210 GPa für ein undeformiertes Blech ($s = 1,2$ mm; $b = 50$ mm; $l = 100$ mm) angenommen. Die maximale Druckkraft beträgt $F_{ax,crit} = 8300$ N. Die resultierende maximale Druckspannungsüberlagerung $\sigma_{ax,max}$ beträgt

$$\sigma_{ax,max} = \frac{F_{ax,crit}}{s \cdot l} = 70 \text{ MPa} \quad (4.8)$$

und ist für eine schadigungskontrollierte Umformung von hochfesten Stählen nicht ausreichend. Durch die beidseitig wirkenden Druckkräfte entstehen hohe Reibkräfte. Diese wirken entgegen der Blechbewegung. Die Reibkräfte verhindern somit eine kontrollierte Umformung. Zudem ist die Druckspannungsüberlagerung durch den variablen Kontaktwinkel α_{ax} nicht einstellbar. Daher wird der Ansatz der Spannungsüberlagerung in axialer Richtung trotz möglicher geringer positiver Effekte auf die Schädigungsentwicklung nicht weiter untersucht.

4.2.4 Radiale Spannungsüberlagerung

Die radiale Spannungsüberlagerung wirkt analog zur axialen Spannungsüberlagerung senkrecht zu den Biegespannungen, jedoch in Blechdickenrichtung. Es findet zunächst eine theoretische Betrachtung des Spannungszustandes statt. Anschließend wird das zur radialen Spannungsüberlagerung genutzte Elastomerbiegen numerisch hinsichtlich der Triaxialität untersucht. Anhand von experimentellen Untersuchungen wird der Einfluss der Spannungsüberlagerung auf die Schädigungsentwicklung über mikroskopische Aufnahmen ermittelt. Abschließend werden zyklische Bauteiltests in Form von Laststeigerungsversuchen an den geometrisch identischen Bauteilen durchgeführt.

Theoretische Betrachtung

Die Spannungen in Blechdickenrichtung am Außenbogen sind beim konventionellen Freibiegen zu vernachlässigen, da diese dort gleich null sind. Trotz radialer Spannungsüberlagerung soll eine vergleichbare Bauteilgeometrie erreicht werden. Zur Beibehaltung des plastischen Dehnpfades muss die Überlagerung möglichst aus einer hydrostatischen Spannungsüberlagerung resultieren. Aufgrund der Spannungsüberlagerung herrscht ein dreiachsiger Spannungszustand (**Bild 4.16**). Es wird weiterhin der ebene Formänderungszustand angenommen.

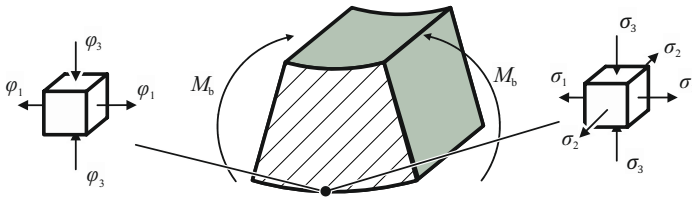


Bild 4.16: Dehnungs- und Spannungszustand beim Biegen mit radialer Spannungsüberlagerung am Außenbogen

Anhand der Annahme des ebenen Formänderungszustandes ($b \gg s$) können die Umformgrade ins Verhältnis gebracht werden:

$$\varphi_2 = 0 \text{ und } \varphi_1 = -\varphi_3. \quad (4.9)$$

Aus der Fließregel nach Levy-Mises für die plastische Umformung gilt:

$$d\varphi_1 = -d\varphi_3, \quad (4.10)$$

$$d\varphi_1 = \frac{d\varphi_v}{k_f} \cdot \left[\sigma_1 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_2 + \sigma_3) \right], \quad (4.11)$$

$$d\varphi_3 = \frac{d\varphi_v}{k_f} \cdot \left[\sigma_3 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) \right]. \quad (4.12)$$

Nach dem Einsetzen von **Gl. (4.11)** und **Gl. (4.12)** in **Gl. (4.10)** wird folgender Zusammenhang zwischen den Hauptspannungen deutlich:

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}. \quad (4.13)$$

Die hydrostatische Spannung kann dann wie folgt bestimmt werden:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}. \quad (4.14)$$

Bei der radialen Spannungsüberlagerung wird im Vergleich zum Freibiegen ein unveränderter Dehnpfad und Vergleichsumformgrad angenommen. Der deviatorische Spannungszustand bleibt somit unverändert. Unter diesen Annahmen sind die Vergleichsspannungen beim konventionellen Biegen $\sigma_{\text{VM,FB}}$ und beim überlagerten Biegen $\sigma_{\text{VM,RS}}$ identisch:

$$\sigma_{\text{VM,RS}} = \sigma_{\text{VM,FB}}. \quad (4.15)$$

Die von Mises-Vergleichsspannung für das Biegen im ebenen Formänderungszustand errechnet sich wie folgt:

$$\sigma_{\text{VM,FB}} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \sigma_{1,\text{FB}}. \quad (4.16)$$

Durch die Kenntnis über die von Mises-Vergleichsspannung und die hydrostatische Spannung kann die Triaxialität η bei bekannter Spannungsüberlagerung σ_3 berechnet werden. Zur Berechnung der Triaxialität am Außenbogen wird beim Freibiegen eine vernachlässigbare radiale Spannungsüberlagerung $\sigma_3 \approx 0$ MPa vorausgesetzt.

Zur Aufbringung der radialen Druckspannung wird in diesem Teil der Arbeit das Elastomerbiegen genutzt. Aufgrund der Plastifizierung des eingesetzten Elastomers werden Drücke bis maximal $\sigma_3 = -130$ MPa erreicht. Dieser Wert wird zur Berechnung der unteren Grenze für die minimal erreichbare Triaxialität gewählt (**Tabelle 4.4**).

Tabelle 4.4: Spannungszustände beim Frei- und Elastomerbiegen

	Freibiegen	Elastomerbiegen
σ_3	0	$-130 < \sigma_3 < 0$ MPa
Triaxialität η	0,577	$0,483 < \eta < 0,577$
Lode-Winkel-Parameter $\bar{\theta}$	0	0

Die dritte normierte Invariante $\bar{\theta}$ bleibt konstant gleich null, da der ebene Formänderungszustand vorliegt. Die ermittelte minimale Triaxialität beim Freibiegen ist um 19 %

größer als beim Elastomerbiegen. Die Wirkung der zusätzlichen Spannungsüberlagerung kann vereinfacht anhand der Fließortkurve mit isotroper Verfestigung am Beispiel eines schmalen Bleches dargestellt werden (**Bild 4.17**). Beim Grenzfall der elastischen Biegung befinden sich die Biegespannungen auf der Fließortkurve. Für breite Bleche wird zum Erreichen der Fließgrenze zusätzlich die Spannung in Blechbreitenrichtung berücksichtigt (vgl. **Gl. (4.16)**). Beim Erreichen der Fließgrenze expandiert die Fließortkurve aufgrund der Verfestigung (Bild 4.17a). Bei zusätzlicher radialer Druckspannung σ_3 verschieben sich die Fließorte und die neutrale Faser zum Innenbogen (Bild 4.17b). Die Biegespannungen am Außenbogen sinken in Abhängigkeit des radialen Druckes um $\Delta\sigma_1$ (Bild 4.17c).

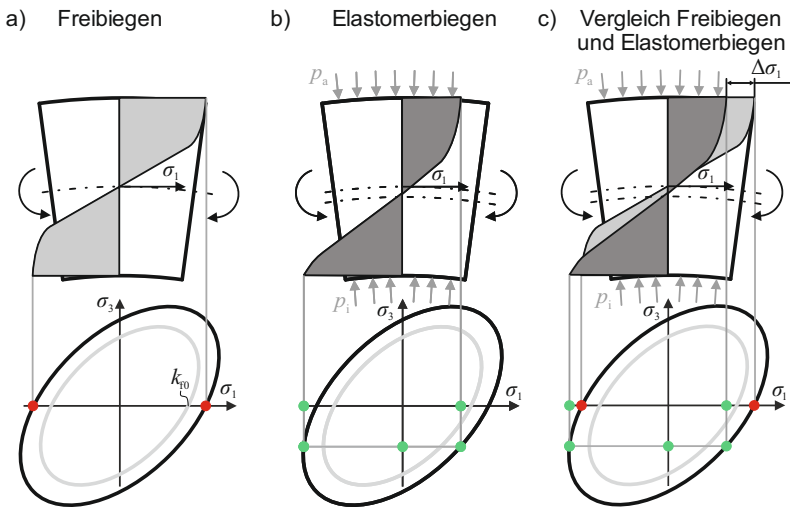


Bild 4.17: Schematische Darstellung der Fließortkurve und der Biegespannungen im elastisch-plastischen Bereich für a) Freibiegen, b) Elastomerbiegen und c) Vergleich beider Verfahren

Aufbau des Simulationsmodells für das Elastomerbiegen

Mittels der Numerik wird der Einfluss der Elastomerdeformation auf den Spannungszustand ermittelt. Es wird sowohl der Freibiege- als auch der Elastomerbiegeprozess modelliert (Abaqus 2016, 2D, Explicit). Der numerische Aufbau des Elastomerbiegeprozesses und die Biegespannungen in Scheitelnähe sind im **Bild 4.18** dargestellt. Die Werkzeuge sind als starr und das Blech (DP1180) als elastisch-plastisch mit isotroper Verfestigung nach Swift modelliert. Die Gesenckweite beträgt $w = 24$ mm. Das Elastomer wird nach dem hyperelastischen Mooney-Rivlin-Gesetz (**Gl. (4.17)**) modelliert.

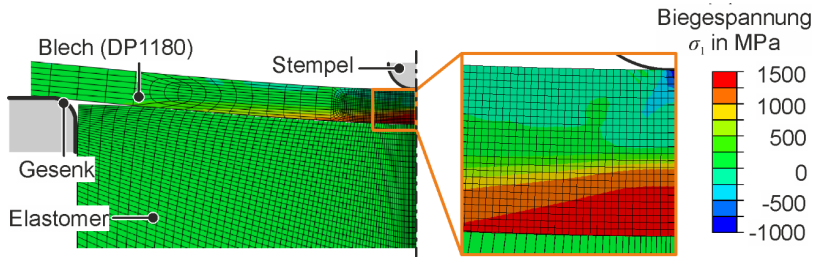


Bild 4.18: Numerisches Modell des Elastomerbiegens

Nach Weinrich (2015) kann für den einachsigen Spannungszustand, unter Annahme einer InkompRESSIBILITÄT des Elastomers, folgender Zusammenhang zwischen Spannung und Formänderung aufgestellt werden:

$$\sigma(\varepsilon) = 2 \left(C_{10} + \frac{C_{01}}{1 + \varepsilon} \right) \left(1 + \varepsilon - \frac{1}{(1 + \varepsilon)^2} \right). \quad (4.17)$$

Die Parameter für das hyperelastische Materialverhalten C_{10} und C_{01} sind ausgehend von dem Startwert eines bereits identifizierten weicheren Elastomers ermittelt (**Tabelle 4.5**) (Weinrich, 2015). Die Parameter werden invers über die geringste Abweichung der experimentellen und numerischen Kraftkurve ermittelt.

Tabelle 4.5: Mooney-Rivlin-Parameter für das hyperelastische Werkstoffverhalten des Elastomers

Dichte in g/cm ³	C_{10} in MPa	C_{01} in MPa
1,13	14,5	5,8

Numerische Untersuchung des Spannungszustandes

Zur Beurteilung des Spannungszustandes beim Frei- und Elastomerbiegen werden die Triaxialität und die Biegespannungen unter Belastung untersucht. Zur Vergleichbarkeit zwischen Frei- und Elastomerbiegen wird die entstehende Bauteilgeometrie konstant gehalten. Beim Freibiegen werden daher die Prozessparameter (Stempelradius, Stempelweg) so lange angepasst, bis die entstehenden Formänderungen im Vergleich zum Elastomerbiegen am Außenbogen identisch sind.

Die Triaxialität am Ende des Biegeprozesses ist beim Freibiegen am Außenbogen um 19 % höher als beim Elastomerbiegen (**Bild 4.19**). Die Biegespannungen σ_θ sind beim Elastomerbiegen unter Maximallast, also der Last vor Plastifizierung des Elastomers, um 9 % geringer. Die Umformgradabweichung ist geringer als 1 % und kann somit vernachlässigt werden.

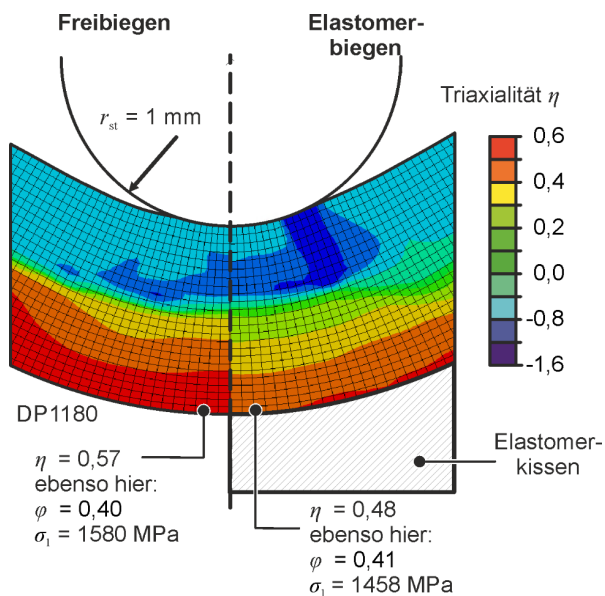


Bild 4.19: Triaxialität beim Frei- und Elastomerbiegen am Ende des Biegeprozesses

Die Annahme einer hydrostatischen Überlagerung unter den gegebenen Randbedingungen wird über die jeweiligen Spannungstensoren beim Frei- und Elastomerbiegen am Außenbogen geprüft (**Tabelle 4.6**).

Tabelle 4.6: Vergleichsumformgrad und Spannungstensoren beim Frei- und Elastomerbiegen

	Freibiegen	Elastomerbiegen
Vergleichsumformgrad φ_v	0,404	0,406
Spannungstensor σ	$\begin{pmatrix} 1580 & 0 & 0 \\ 0 & 785 & 0 \\ 0 & 0 & -9 \end{pmatrix} \text{MPa}$	$\begin{pmatrix} 1458 & 0 & 0 \\ 0 & 666 & 0 \\ 0 & 0 & -129 \end{pmatrix} \text{MPa}$
Deviatorischer Spannungstensor σ^d	$\begin{pmatrix} 794 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -794 \end{pmatrix} \text{MPa}$	$\begin{pmatrix} 793 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -794 \end{pmatrix} \text{MPa}$
Hydrostatischer Spannungstensor σ_h	$\begin{pmatrix} 785 & 0 & 0 \\ 0 & 785 & 0 \\ 0 & 0 & 785 \end{pmatrix} \text{MPa}$	$\begin{pmatrix} 665 & 0 & 0 \\ 0 & 665 & 0 \\ 0 & 0 & 665 \end{pmatrix} \text{MPa}$

Es findet eine Aufteilung des Spannungstensors in den deviatorischen und den hydrostatischen Anteil statt. Die deviatorischen Spannungstensenoren sind bei beiden Verfahren nahezu identisch. Daher wird eine gleiche Bauteilgeometrie erreicht. Die Belastungszustände der beiden Verfahren unterscheiden sich nur in ihren hydrostatischen Spannungsanteilen. Beim Elastomerbiegen wird in Radialrichtung ein zusätzlicher Druck aufgebracht. Dieser Druck führt zu einer Verringerung der hydrostatischen Spannung. Die Überlagerung wirkt hydrostatisch, obwohl kein allseitiger zusätzlicher Druck vorliegt. Durch die Randbedingung der ebenen Formänderung wird eine Zugspannung in Axialrichtung ohne Formänderung erzeugt. Diese Zugspannung verringert sich mit steigendem Gegendruck.

Schädigungsentwicklung in Abhängigkeit der Biegeverfahren

Im Folgenden wird der Einfluss der verringerten Triaxialität auf die Schädigungsentwicklung bei identischer Bauteilgeometrie untersucht. Die Bauteilherstellung findet in der Universalprüfmaschine ZwickZ100 statt. Es werden undeformierte, auf das Gesenk zugeschnittene Elastomere genutzt. Die zugehörigen Materialkennwerte des Elastomers sind in **Tabelle 4.7** dargestellt. Der entlastete Biegewinkel beträgt 60° . Die gebogenen Bauteile weisen keine makroskopischen Risse auf.

Tabelle 4.7: Materialkennwerte des Elastomerwerkstoffes Eladur 315

	Eladur 315
Hersteller	Veith AG
Shore-Härte D	75 ± 1
Elastizität	5 %

Zur Analyse der Porenentwicklung werden im entlasteten Bauteil nach der Umformung Schliffbilder von der Biegezone aufgenommen. Dazu wird das Rasterelektronenmikroskop Tescan MIRA 3XMU mit einer Auflösung von 1 nm genutzt. Die Bauteile werden in Biegerichtung getrennt und jeweils im Bereich des ebenen Formänderungszustandes untersucht. Zur Probenpräparation sind folgende Schritte notwendig:

1. Trennen
2. Einbetten
3. Schleifen (Körnung 180, 320, 800, 1200, 2400, 4000)
4. Polieren (3 μm , 1 μm , OPS)
5. Ätzen (3 %-Nital)

Nach der Präparation sind die Phasen Ferrit und Martensit über die verschiedenen Graustufen voneinander unterscheidbar. Der weiche Ferrit erscheint dunkelgrau, der

Martensit hellgrau. Durch die unterschiedlichen Graustufen können die Entstehungsorte der Poren untersucht werden, wobei die Porenzahl im Fokus dieser Untersuchung steht. Diese ist beim Freibiegen am Außenbogen deutlich höher als beim Elastomerbiegen (**Bild 4.20**). Am Innenbogen der Bauteile sind bei beiden Biegeverfahren nahezu keine Poren zu erkennen. Der häufigste Mechanismus der Porenentstehung beim Biegen von DP1180 ist qualitativ der Martensitbruch. Dies ist auf den hohen Martensitanteil im Gefüge zurückzuführen. Die Porengröße im Schliiff beträgt im Durchmesser weniger als $1\ \mu\text{m}$, da der Werkstoff eine niedrige Duktilität aufweist.

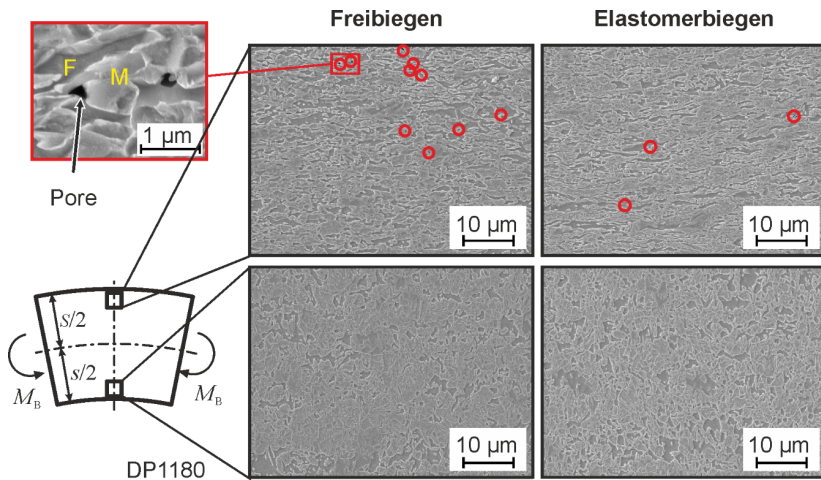


Bild 4.20: REM-Aufnahmen des Außen- und Innenbogens bei frei- und elastomergebogenen Bauteilen (Probenanzahl $n = 16$)

Leistungsfähigkeit in Abhängigkeit der Schädigungsentwicklung

Es ist bekannt, dass die umformtechnisch induzierte Verfestigung und die Eigenspannungen die Leistungsfähigkeit eines Bauteils maßgeblich beeinflussen. Im Folgenden wird der Einfluss der Schädigung auf die zyklische Leistungsfähigkeit untersucht. Dazu werden die geometrisch identischen Bauteile zyklisch und hochfrequent zur Ermittlung des Ermüdungsverhaltens geprüft.

Das Bauteil wird in einer Klemmvorrichtung eingespannt und zyklisch mit einem Biegemoment be- und entlastet, um ein Versagen am schädigungsbehafteten Außenbogen zu initiieren (**Bild 4.21**). Zur zeiteffizienten Prüfung wird der Laststeigerungsversuch genutzt (Dengel und Harig, 1980). Die Klemmvorrichtung ist über ein Zylinderrollenlager mit der Versuchsmaschine verbunden. Als Versuchsmaschine wird eine servohydr-

raulische Prüfvorrichtung (Schenck PC63M) genutzt.² Die Klemmvorrichtung wird vertikal zugestellt, sodass eine Biegung in der Umformzone entsteht. Aufgrund des inneren Momentes $M_{b,zyk}$, welches aus der Einspannung resultiert, entsteht zusätzlich eine Rückbiegung. Der Test erzeugt also keine reine Biegung des Außenbogens.

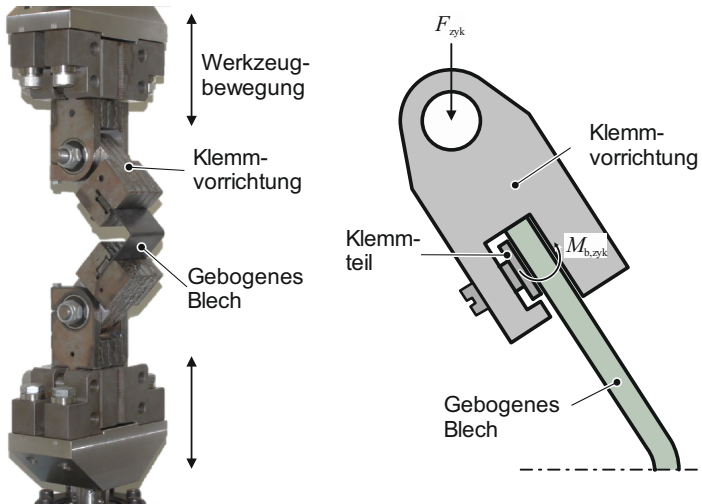


Bild 4.21: Klemmvorrichtung für zyklische Versuche

Während der Prüfung wölben sich die undeformierten Biegeschenkel. Dies ist auf den ansteigenden Biegemomentenverlauf und die zusätzliche Rückbiegung zurückzuführen. Die Laststeigerung erfolgt durch einen sukzessiv erhöhten Zustellweg und die Prüffrequenz beträgt $f = 1$ Hz. Die Kraft F_{zyk} wird in Abhängigkeit der Zustellung und der Zyklenzahl gemessen (**Bild 4.22**).

Neben dem 15 % höheren erreichten Kraftniveau versagen die freigebogenen Bauteile im Laststeigerungsversuch eher. Der Grund für die ~ 20 % größere Zykluszahl N_z kann in der Verfestigung, den Eigenspannungen, der Rauheit oder der Schädigung liegen. Die Rauheit spielt bei zyklischen Versuchen eine signifikante Rolle (DIN 743-2, 2012). Die Verfestigung kann als Grund für die abweichende Leistungsfähigkeit ausgeschlossen werden, da die Krümmung und der Umformgrad der gebogenen Teile identisch sind.

² Die Laststeigerungsversuche wurden vom Fachgebiet Werkstoffprüftechnik der TU Dortmund durchgeführt.

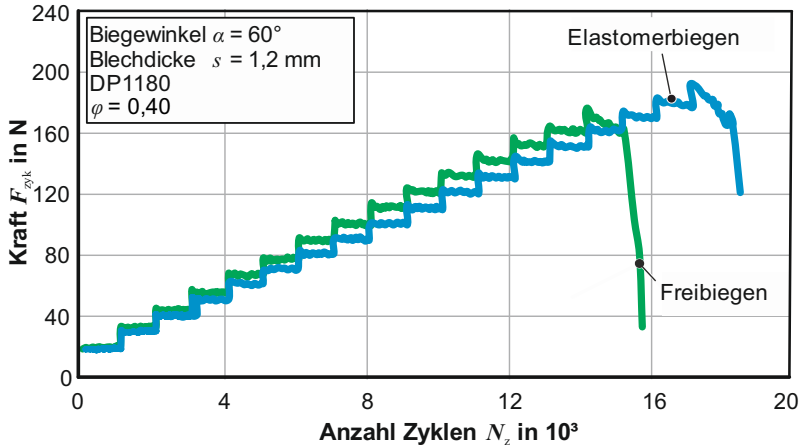


Bild 4.22: Laststeigerungsversuche von verschiedenen gebogenen Bauteilen³

Die Eigenspannungen werden an jeweils drei Proben an drei Stellen am Außenbogen mit dem Röntgendiffraktometer XStress 3000 gemessen (**Bild 4.23**). Es werden die Eigenspannungen in tangentialer Richtung nach Entlastung bestimmt.

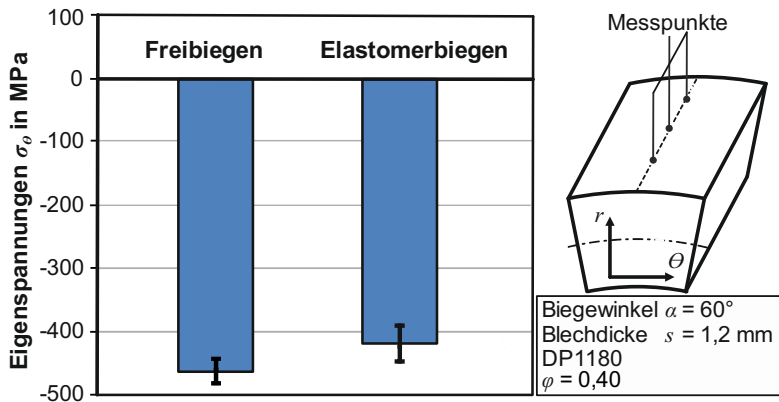


Bild 4.23: Gemessene Eigenspannungen von freiegebogenen und elastomergebogenen Bauteilen ($n = 18$)

³ Die Laststeigerungsversuche wurden am Fachgebiet für Werkstoffprüftechnik der TU Dortmund durchgeführt und ausgewertet sowie in Tekkaya et al. (2017) veröffentlicht.

Die gemessenen Druckeigenspannungen beim Freibiegen sind betragsmäßig 10 % größer als beim Elastomerbiegen. Druckeigenspannungen erhöhen die Ermüdungsfestigkeit (Webster und Ezeilo, 2001). Die Leistungsfähigkeit der freigebogenen Bauteile ist jedoch geringer. Die Eigenspannungen werden daher als Grund für die verminderte Leistungsfähigkeit ausgeschlossen.

Die Oberflächenrauheit des Außenbogens wird taktil an je fünf Stellen der frei- und elastomergebogenen Bauteile mit einem Perthometer S2 (Fa. Mahr) ermittelt. Analysiert wird hierbei die gemittelte Rautiefe R_z in axialer Richtung auf der Scheitelachse. Eine größere Rautiefe beeinflusst die zyklische Leistungsfähigkeit negativ. Die Abweichung zwischen den beiden Verfahren ist kleiner als 2 % und liegt im Bereich der Messgenauigkeit (**Bild 4.24**) und ist somit vernachlässigbar.

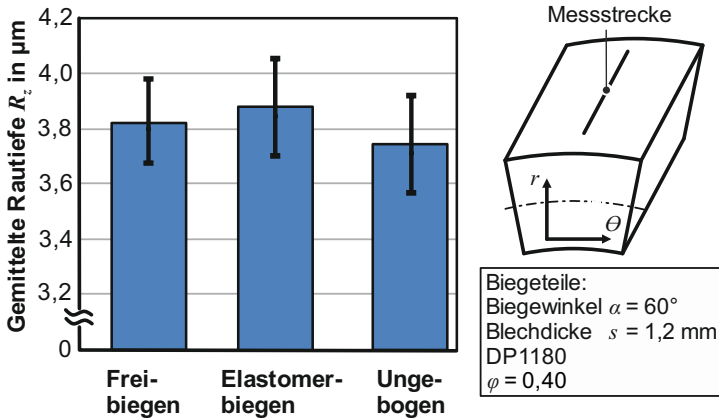


Bild 4.24: Gemittelte Rautiefe bei unterschiedlichen Biegeverfahren im Vergleich zu ungebogenen DP1180-Proben ($n = 15$)

Die verminderte zyklische Leistungsfähigkeit der Freibiegeteile ist nach Separation der weiteren Effekte demnach auf die Schädigung zurückzuführen. Somit wird deutlich, dass die Porenentwicklung einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf die Leistungsfähigkeit hat und die Schädigung bei der Bauteilauslegung berücksichtigt werden sollte.

Zur Beeinflussung der Schädigung sollte ein Verfahren angewendet werden, welches eine reproduzierbare Einstellung des Spannungszustandes erlaubt. Deshalb wird analysiert, inwiefern das Elastomerbiegen für eine kontrollierte Spannungsüberlagerung geeignet ist. Aus technologischer und industrieller Sicht ist der Prozess aufgrund der Verschleißigenschaften des Elastomers unrentabel. Das Elastomer weist veränderliche

Eigenschaften über die Lebensdauer auf. Die Kontrollierbarkeit wird durch die stempelwegabhängige Spannungsüberlagerung erschwert. Durch die fortschreitende elastische Formänderung des Elastomers steigt die Höhe der Spannungsüberlagerung während des Prozesses an. Zudem ist die Spannungsüberlagerung über den Umfang nicht gleichmäßig. Da an den Rändern des Elastomers eine geringere Formänderung auftritt, sind auch die überlagerten Spannungen dort geringer. Es wird also eine inhomogene Schädigungsverteilung im Blech erzeugt.

Selbst im Bereich der maximal möglichen elastischen Formänderung des Elastomers kann nur eine Druckspannung von 130 MPa erzeugt werden (Zum Vergleich: Dies beträgt ca. 10 % der Fließspannung von DP1200). Dadurch wird die Triaxialität auf $\eta = 0,48$ gesenkt. Zur weiteren Schädigungsminimierung werden jedoch höhere Drücke und bestenfalls negative Triaxialitäten benötigt. Ein härteres Elastomer würde bei noch geringeren Formänderungen plastifizieren und wäre nicht einsetzbar. Daher eignet sich das Elastomerbiegen nicht für eine kontrollierte und einstellbare Auslegung eines Biegeprozesses. Durch Elastomeranpassungen (Werkstoff, Geometrie) sind die Spannungsüberlagerungen zwar beeinflussbar, aber über Prozess, Umfang und Lebensdauer unkontrolliert. Daher wird ein neuer Prozess zur Schädigungskontrolle benötigt.

4.3 Fazit

Es wird erstmals gezeigt, dass der Spannungszustand am Außenbogen unabhängig von den konventionellen Prozessparametern beim Freibiegen ist. Die Prozessparameter haben einen Einfluss auf den Umformgrad über den Umfang und den Biegewinkel, aber die Belastung am Außenbogen auf der Scheitelachse ist konstant. Daraus leitet sich ab, dass der Biegewinkel kein Maß für die Umformung oder die Schädigungsentwicklung darstellt.

Zur Beeinflussung der Belastung muss eine Spannungsüberlagerung am Blech erfolgen. Die vier Möglichkeiten der zusätzlichen Spannungsüberlagerung (hydrostatisch, axial, tangential und radial) sind sowohl analytisch als auch numerisch untersucht. Aufgrund der schwierigen technologischen Umsetzung kann die axiale Spannungsüberlagerung beim Blechbiegen nicht sinnvoll umgesetzt werden. Die tangential Überlagerung hat unter den Randbedingungen, dass das Blech noch Stempelkontakt aufweist, keinen Einfluss auf die Biegespannungen oder die Triaxialität. Das Streckbiegen beeinflusst den Spannungszustand am Außenbogen ebenfalls nicht. Es findet lediglich eine Verschiebung der neutralen Faser statt. Diese Verschiebung ändert den Schädigungsgradienten, aber nicht die Maximalschädigung.

Mittels radialer Spannungsüberlagerung kann der Lastpfad ohne Beeinflussung der resultierenden Formänderungen variiert werden. Ein entsprechender Prozess aus dem Stand der Kenntnisse ist das Elastomerbiegen. Durch die verminderte Triaxialität beim

Elastomerbiegen wird die Porenentwicklung bei gleichbleibender Formänderung verzögert. Die Porenanzahl in den elastomergebogenen Bauteilen ist deutlich geringer als bei den freiegebogenen.

Die Bauteile, die durch Elastomerbiegen gefertigt werden, weisen eine höhere zyklische Leistungsfähigkeit auf. Die erhöhte Leistungsfähigkeit ist maßgeblich von der Schädigung abhängig, da die weiteren Effekte der Eigenspannungen, Verfestigung und Rauheit separiert werden können.

Das Elastomerbiegen ist prozesstechnisch im Hinblick auf veränderliche Lastpfade nicht ausreichend einstellbar und verschleißanfällig, sodass ein neues Verfahren zum schädigungskontrollierten Biegen entwickelt werden muss.

5 Biegetechnologie mit gezielter radialer Spannungsüberlagerung

Die bekannten Biegetechnologien sind nicht in der Lage, kontrollierbar den Lastpfad beim Biegen zu beeinflussen. In diesem Kapitel wird daher ein neues Biegeverfahren entwickelt, das kontrolliert Druckspannungen in radialer Richtung überlagert. Die Prozesscharakteristika werden dargestellt. Zur Prozessauslegung wird eine Berechnung aller wirkenden Kräfte und Momente benötigt. Die ermittelten Kräfte dienen als Grundlage zur Vorhersage des resultierenden Spannungszustandes am Außenbogen.⁴

5.1 Anforderungen an die Werkzeugtechnologie

Zunächst werden die Anforderungen an ein neues Biegeverfahren festgelegt. Diese werden anhand der Hauptmerkmale *Funktion*, *Stoff*, *Energie* und *Information* eingeteilt (**Tabelle A.1**, Anhang). Zudem werden die Merkmale in Fest- und Wunschforderung kategorisiert.

Anhand der Anforderungen werden eine Funktionsstruktur, ein morphologischer Kasten, ein Entwurf und die Ausarbeitung einer neuen Biegevorrichtung entwickelt. Die wichtigsten Merkmale sind:

- Krümmen von Blechen mit einstellbarer Spannungsüberlagerung (Nr. 1, 2, 5)
- Der unbeeinflusste Dehnpfad (Nr. 4)
- Reproduzierbarkeit über geringen Verschleiß (Nr. 6)

5.2 Werkzeugkonzept

Zur methodischen Erarbeitung einer neuen Technologie hat sich die Vorgehensweise nach VDI-Richtlinie 2221 (1993) bewährt. Durch das schrittweise Vorgehen können Fehler im Konstruktionsprozess vermieden sowie die Kreativität für komplexe Lösungen erweitert werden. Bei der Konstruktionssystematik werden nach Pahl et al. (2007) die Schritte von der Planung über Konzeption zum Entwurf und schließlich zur Ausarbeitung durchlaufen.

Funktionsstruktur

Auf Basis der Anforderungsliste wird eine Funktionsstruktur erstellt. In einer ersten Betrachtung fungiert die Hauptfunktion als Systemgrenze (**Bild 5.1**). Das Merkmal *Stoff* beschreibt in der Hauptfunktion das zu biegende Halbzeug mit dessen Werkstoffeigenschaften. Die zuzuführende *Energie* zur Erreichung der Umformarbeit ist an dieser Stelle unklar, da sie durch die entstehende Biegetechnologie vorgegeben wird. Das

⁴ Auszüge aus diesem Kapitel sind in (Meya et al., 2017a), (Meya et al., 2017b), (Meya et al., 2017c), (Meya et al., 2018) und (Meya et al., 2019b) veröffentlicht.

Merkmal *Information* beinhaltet die Soll-Geometrie und die Definition der Höhe der zusätzlichen Spannungsüberlagerung.

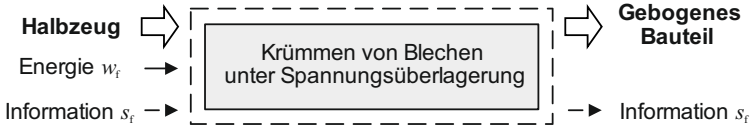


Bild 5.1: Zentrale Funktion des technischen Systems

Die zentrale Funktion der Krümmung von Blechen unter Spannungsüberlagerung wird in Haupt- und Nebenfunktionen aufgeteilt (**Bild 5.2**). Die Kraft F_w beschreibt eine externe Last, die durch Werkzeuge zur Erfüllung der jeweiligen Funktion aufgebracht wird.

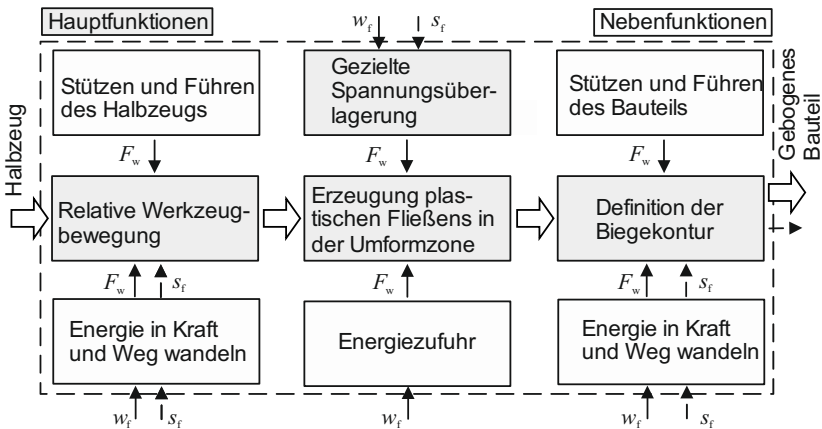


Bild 5.2: Haupt- und Nebenfunktionen des neuen Biegeverfahrens

Drei Hauptfunktionen sind in Reihe geschaltet. Die Hauptfunktion *Erzeugung plastischen Fließens* weist zusätzlich noch die Hauptfunktion *gezielte Spannungsüberlagerung* auf. Über die Hauptfunktion *relative Werkzeugbewegung* werden die Werkzeuge gestützt, geführt und bewegt. Durch die Relativbewegung der Werkzeuge wird in der zweiten Hauptfunktion *plastisches Fließen* erzeugt. Die Besonderheit des Verfahrens ist, dass gezielt und einstellbar Spannungen überlagert werden sollen, um die Materialschädigung zu verzögern. In der letzten Hauptfunktion wird die gewünschte Biegekontur durch die Führung des Bauteils vorgegeben.

Lösungskonzepte

Zur Ermittlung möglicher Lösungskonzepte wird ein morphologischer Kasten mit den Hauptfunktionen der Funktionsstruktur erarbeitet (**Bild 5.3**). Für jede Hauptfunktion werden mehrere Prinziplösungen aufgestellt. Aus der Kombination der einzelnen Lösungen lassen sich verschiedene Konzepte ableiten. Aus denen werden drei unterschiedliche Gesamtlösungen erarbeitet, die anschließend bewertet werden.

Das Konzept 1 beschreibt ein Verfahren ohne relative Werkzeugbewegung. Sowohl das plastische Fließen als auch die letztendliche Definition der Biegekontur wird über eine Wärmequelle vorgenommen. Der zusätzliche Druck während der Umformung wird über granulare Medien erzeugt.

Das Konzept 2 nutzt sowohl rotierende Gesenk- als auch axiale Stempelbewegungen. Das zum Krümmen benötigte Biegemoment wird über Querkräfte eingeleitet. Die Definition der Biegekontur findet über die rotierenden Gesenke statt. Die gezielte Spannungsüberlagerung auf das Blech wird mechanisch aufgebracht. Dies ist beispielsweise über Hydraulikzylinder, Federn oder Servomotoren möglich.

Das Konzept 3 weist eine axiale relative Stempelbewegung auf. Das Biegemoment wird über Querkräfte erzeugt. Die Definition der Kontur im Laufe des Biegeprozesses wird über die axiale Stempelbewegung vorgegeben. Die Drucküberlagerung findet hydrostatisch statt.

Lösungsbewertung

Die Bewertung der erarbeiteten Konzepte über technische Kriterien dient zur Auswahl der optimalen Lösung. Es wird der Erfüllungsgrad E_L der gestellten Anforderungen anhand einer fiktiven Ideallösung bewertet. Ebenso findet eine Gewichtung G_L dieser statt, da nicht alle Anforderungen gleichwertig sind. Die Erfüllungs- und Gewichtungsfaktoren reichen von null bis vier beziehungsweise eins bis vier (**Tabelle A.2**, Anhang)

Die drei Varianten aus Abschnitt 0 werden anhand der Summe aller gewichteten Erfüllungen der Anforderungen $\sum E_L \cdot G_L$ bewertet (**Tabelle A.3**, Anhang). Insbesondere das Krümmen unter radialer und einstellbarer Spannungsüberlagerung ist für die Bewertung wichtig. Die Spannungsüberlagerung soll zudem jederzeit einstellbar und ablesbar sein. Die zweite Variante weist die höchste technische Wertigkeit der erarbeiteten Konzepte auf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch die mechanische Überlagerung der radialen Spannungen eine Einstellung der Druckspannung jederzeit möglich ist. Zudem ist die Überlagerung im Gegensatz zum granularen Medium in der Höhe unbeschränkt. Durch die direkte Kraftübertragung ist auch eine Ermittlung des Überlagerungsdruckes möglich. Die hydrostatische Spannungsüberlagerung ist konstruktiv zu aufwendig, sodass nur geringe Biegungen bei geringen Drücken erzeugt werden können. Diese weisen aber keinerlei Beeinflussung des Dehnpfades auf. Aufgrund der technischen Wertigkeit wird daher das Konzept 2 ausgearbeitet.

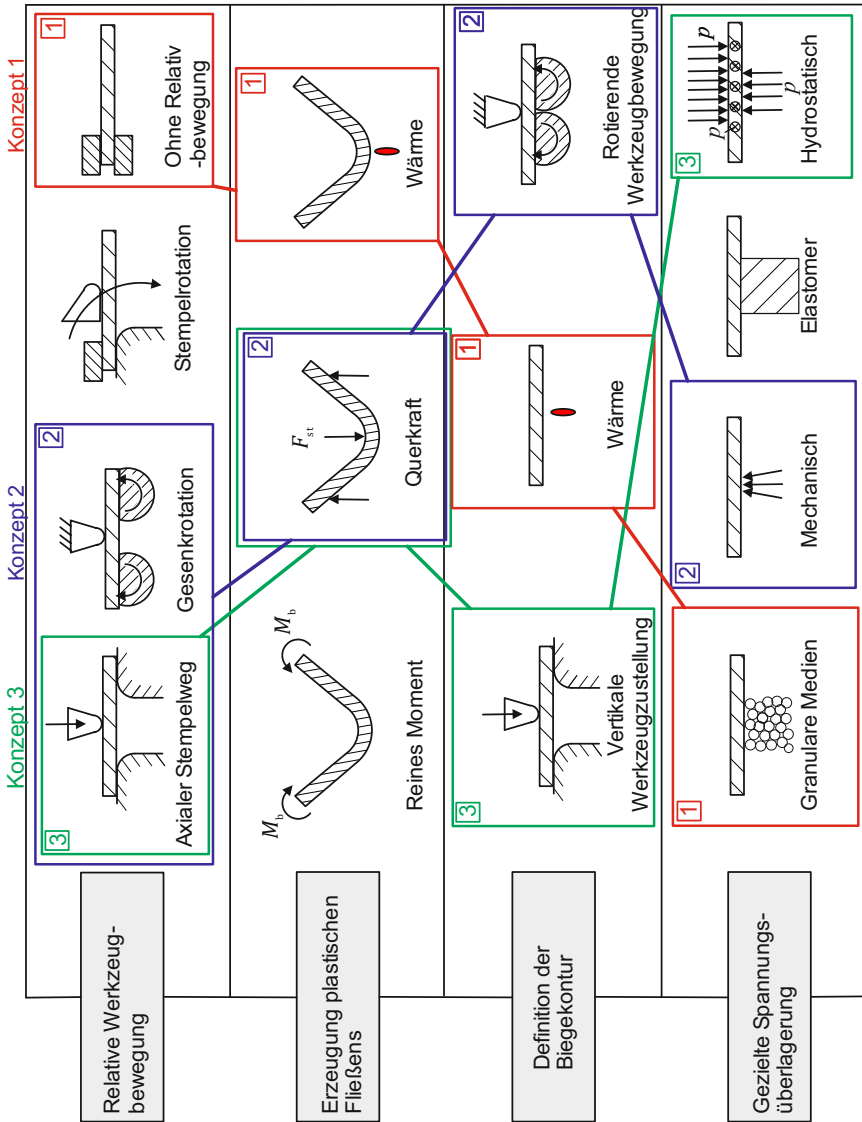


Bild 5.3: Morphologischer Kasten für die neue Blechbiegetechnologie

5.3 Prozesscharakteristika

Im Folgenden werden die wichtigsten Prozesscharakteristika des neuen Biegeprozesses aufgezeigt. Der Prozess wird Biegen mit radialer Spannungsüberlagerung genannt (kurz RSS-Biegen, abgeleitet aus radial stress superposed bending). Das RSS-Biegen ist in der Lage, gezielt Radialspannungen während der Biegung in der aktuellen Biegezone zu überlagern. Die zusätzlichen Druckspannungen werden über rotierende Werkzeuge aufgebracht. Die senkrecht wirkenden Kräfte beim RSS-Biegen werden mit N_i und die tangential wirkenden mit T_i bezeichnet. Während des Prozesses erzeugt die Kraft N_r in der aktuellen Biegezone eine Spannungsüberlagerung (**Bild 5.4**). Die Kraft N_r wandert am Außenbogen des Bleches entlang und ist stets normal zu dieser gerichtet. Das Biegemoment wird über die Kraft N_b aufgebracht. Das Biegemomentenmaximum wird in der Kontaktfläche zwischen Blech und Biegestempel erzeugt. Das Blech wird so geführt, dass eine Durchbiegung in den Schenkeln verringert wird. Zudem ist das Blech aufgrund von Führungen stets in bekannter vordefinierter Position.

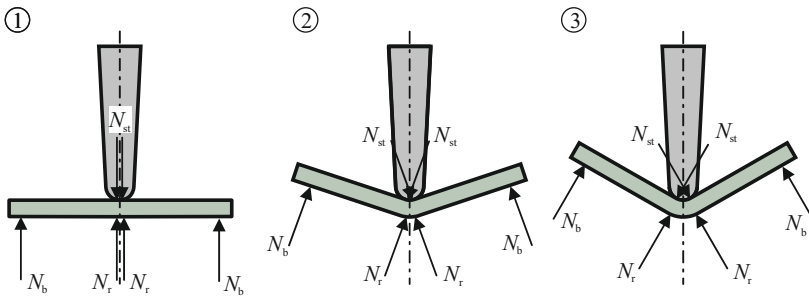


Bild 5.4: Prinzipdarstellung des Biegens mit radialer Spannungsüberlagerung im fortschreitenden Biegeprozess (1 bis 3)

Konstantes Biegemoment

Beim konventionellen Freibiegen ist das maximale Biegemoment und die größte Dehnung im Scheitelpunkt am Außenbogen. Dies gilt solange der Radius des Biegestempels kleiner als der Biegehalbmesser ist. Das RSS-Biegen zeichnet sich dadurch aus, dass das Biegemoment zwischen den Stempelanlageflächen konstant ist (**Bild 5.5**). Die Kräfte N_b und N_i lösen ein Biegemoment aus, welches sich am Innenbogen an der Kraftangriffsstelle von N_{st} abstützt und in der bereits umgeformten Zone nicht weiter ansteigt. Die Kraft N_i dient der Führung des Bleches und wirkt einer Durchbiegung der Schenkel entgegen.

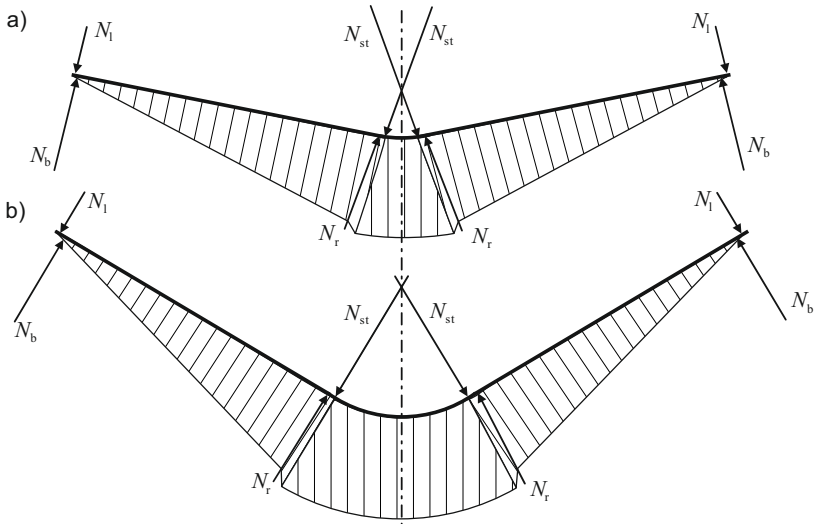


Bild 5.5: Biegemomentenverlauf beim a) Anbiegen b) bei fortgeschrittener Biegung (Zur Verdeutlichung des Biegeprinzips wird auf die Darstellung der später berücksichtigten Reibkräfte verzichtet)

Krümmungseinstellung durch Biegemoment

Beim Freibiegen wird die Krümmung durch die Werkzeugbewegung vorgegeben. Solange der Stempelinnenradius kleiner als der Blechradius ist, wirkt das maximale Biegemoment in der Scheitelachse. Beim RSS-Biegen wird die Krümmung des Außenbogens durch das maximale Biegemoment erzeugt. Der Biegeradius wird nicht über die Werkzeugbewegung definiert, sondern über das wirkende Biegemoment. Daraus folgt, dass die Umformzone entlang des Umfangs wandert und idealisiert eine konstante Krümmung abbildet.

Ort und Höhe der Radialspannungsüberlagerung

Die Radialspannung zur Beeinflussung der Triaxialität wird durch die Kraft N_r (**Bild 5.6**) aufgebracht. Die resultierenden Radialspannungen nehmen dabei aufgrund der vergrößerten Krafteinflusszone in Richtung Blechmitte ab. Diese Radialspannung wirkt stets dort, wo plastisches Fließen stattfindet. Daher kann der Lastpfad, der während der plastischen Umformung im Material herrscht, durch die Spannungsüberlagerung gesteuert werden. Die Überlagerungskraft N_r ist konstruktiv nicht kollinear zu der Abstützungskraft N_{st} und dem Ort des maximalen Biegemomentes (**Bild 5.6**). Daher finden für einen fixen Materialpunkt zwei unterschiedliche Belastungsarten zeitlich nacheinander statt. Es findet zuerst eine Biegung wie an der Stelle A unter Druck statt und anschlie-

ßend ein Freibiegevorgang wie bei Stelle B. An der Stelle A ist das maximale Biegemoment und somit der Ort Biegung. An der Stelle B wird das für das plastische Fließen benötigte Biegemoment aufgrund der zusätzlichen Spannungsüberlagerung reduziert.

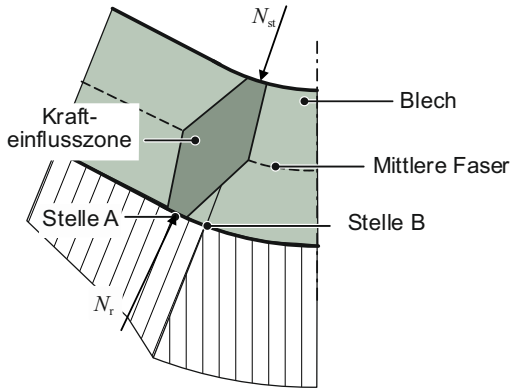


Bild 5.6: Ort der maximalen Spannungsüberlagerung (Stelle A, vereinfacht als Punktlast eingezeichnet) und schematischer Verlauf der resultierenden Kraftflusszone im Vergleich zum Ort des maximalen Biegemomentes (Stelle B)

Zudem ist das Material aufgrund der geringeren Formänderung weniger verfestigt als an Stelle B. Deshalb wird auch Stelle A plastisch gekrümmt. Je näher die Stelle A an der Stelle B ist, desto größer ist der Anteil der drucküberlagerten Biegung. Durch die einstellbare Kraft N_r lässt sich die Höhe der Spannungsüberlagerung σ_r während des Prozesses kontrollieren. Das Verfahren ist somit in der Lage, die Triaxialität zu minimieren. Eine Grenze des Verfahrens stellt die Ausdünnung des Bleches dar, die bei Radialspannungen in Höhe der Fließspannung auftreten kann.

5.4 Technologische Umsetzung

Die technologische Umsetzung des RSS-Biegens ist im **Bild 5.7** dargestellt. Zwei rotierende Unterwerkzeuge sind in einer axialbeweglichen Lagerschale geführt. Die Lagerschalen sind so ausgelegt, dass sich die rotierenden Werkzeuge um den Mittelpunkt C des gedachten Stempels drehen. An der unteren Lagerschale kann ein Hydraulikzylinder angeschlossen werden. Dieser stellt, geregelt über den Stempelweg, eine Gegenkraft N_{cp} ein. Die Kraft N_r ist über den Druck im Hydraulikzylinder steuerbar. Der Zusammenhang zwischen der Hydraulikkraft N_{cp} und der Kraft N_r wird im Abschnitt 5.5 hergeleitet. Zur Führung und Stützung des Bleches sind die Oberwerkzeuge ebenfalls rotierend ineinander angeordnet. Dadurch sind die Anlageflächen mit dem Blech definiert. Die vertikalbewegliche obere Lagerschale ist mit dem Oberwerkzeug einer konventionellen Biegepresse verbunden.

Charakteristika der Führungswerkzeuge

Die drehenden Führungswerkzeuge zur Spannungsüberlagerung sind in einer Schale gelagert. Die Berührfläche zwischen der Lagerschale und dem rotierenden Führungswerkzeug ist so zu wählen, dass das Werkzeug nicht verkippt und ausreichend große Biegewinkel ermöglicht (Bild 5.7). Durch die Wahl eines gemeinsamen Drehpunktes der Ober- und Unterwerkzeuge (**Bild 5.9**) wird gewährleistet, dass der Ort der Spannungsüberlagerung mit der Umformzone wandert.

Durch Variation des Drehpunktes an die Unterkante des Bleches (Drehpunkt *B*) kann aufgrund der Reibung eine zusätzliche Druckspannung in tangentialer Richtung erreicht werden. Aus Abschnitt 4.2.2 ist allerdings bekannt, dass die Reibung keinen signifikanten Einfluss auf den Spannungszustand am Außenbogen hat.

Durch die Nut im Unterwerkzeug werden die Berührungspunkte des Bleches mit dem Werkzeug und damit auch der Ort der Radialspannungsüberlagerung vordefiniert. Der Werkzeugradius r_c beeinflusst somit maßgeblich die Höhe der erzeugten Radialspannung. Mit steigendem Werkzeugradius verringert sich die Flächenpressung und daraus resultierend auch die überlagerte Spannung.

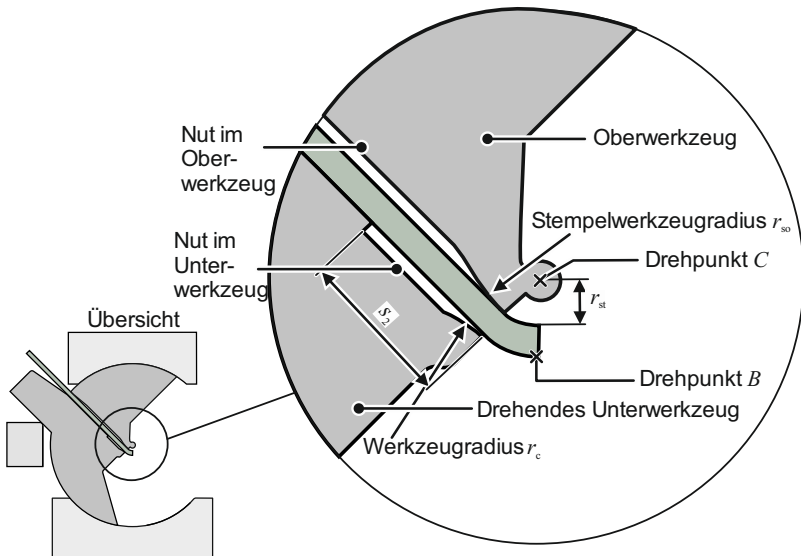


Bild 5.9: Werkzeugcharakteristika beim RSS-Biegen

Auch im Oberwerkzeug werden über die Nut die Berührungspunkte mit dem Blech sowohl in Stempelnähe als auch am Ende des Oberwerkzeuges vorgegeben. Durch die Wahl des

resultierenden Stempelradius r_{st} wird die Innenkontur des Bleches definiert. Eine Einstellung der Flächenpressung am oberen Werkzeug findet über den Radius r_{so} statt. Der hintere Kontaktpunkt hält das Blech in Position (**Bild 5.10**).

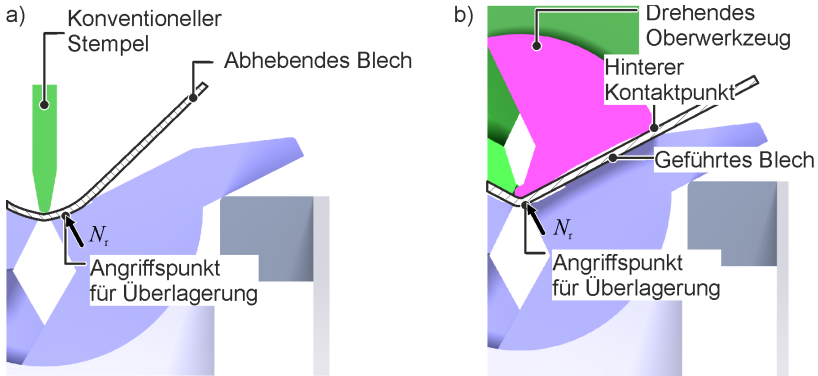


Bild 5.10: Durchbiegung des Bleches und Verlagerung des Kraftangriffspunktes der Überlagerung bei a) einem konventionellen Biegestempel und b) einem rotierenden Biegestempel

Dadurch kann die elastische Durchbiegung des Bleches im Vergleich zu einer Nutzung eines konventionellen Biegestempels reduziert werden. Erst durch die exakte Blechführung kann der Kontaktpunkt zwischen Blech und rotierendem Unterwerkzeug eingestellt werden. Der Angriffspunkt für die kontrollierte Spannungsüberlagerung muss möglichst in der Umformzone am Ort des maximalen Biegemomentes wirken (vgl. Abschnitt 5.3).

Die Lagerung der Oberwerkzeuge ist entweder durchgehend oder verzahnt (**Bild 5.11**). Durch die Verzahnung wird über den ganzen Biegeprozess ein Biegestempel an der Innenseite des Bleches abgebildet. Der Drehpunkt wird über eine zusätzliche Lagerung außerhalb des Bleches festgelegt. Trotz der klein gewählten Zwischenräume zwischen den Zähnen von 0,1 mm zeichnet sich ein Muster auf der Innenseite ab. Dieses Problem wird über eine durchgehende Lagerung gelöst (Bild 5.7 und Bild 5.11). Eines der oberen Werkzeuge weist zur Lagerung einen Außenradius auf, der im Innenradius des anderen Werkzeuges geführt wird. Aufgrund der geringen Dimensionen der Lagerung wird im Gegensatz zur Verzahnung ein festerer Werkzeugstahl benötigt. Da der Einfluss eines Musters am Innenbogen auf die Leistungsfähigkeit nicht separiert werden kann, wird die durchgehende Lagerung gewählt.

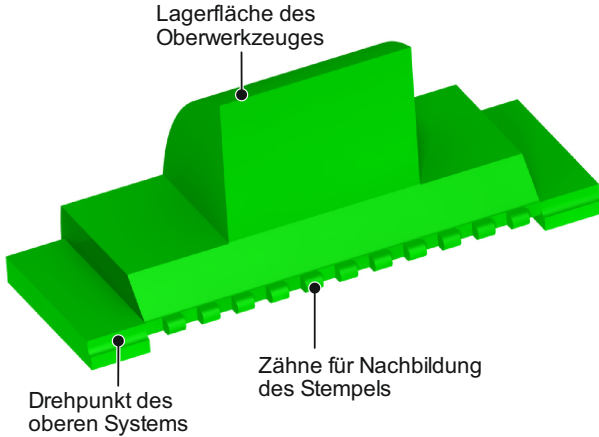


Bild 5.11: Führung der Oberwerkzeuge über eine Verzahnung und einer außenliegenden Führung

Berechnung des belasteten Biegewinkels

Der theoretisch belastete Biegewinkel α ist nur von der Werkzeug- und Bauteilgeometrie sowie vom Stempelweg h abhängig. Der Drehpunkt des Systems verschiebt sich bei fortschreitendem Stempelweg von C zu C' (**Bild 5.12**).

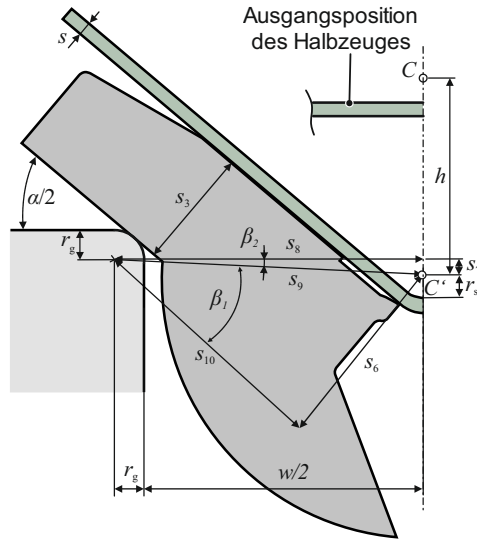


Bild 5.12: Abhängigkeit des Biegewinkels von dem Stempelweg

Zur Berechnung des Biegewinkels werden zunächst Hilfsgrößen ermittelt. Diese stellen konstante und veränderliche Abstände zwischen definierten Punkten in den Werkzeugen dar:

$$s_6 = r_g + s_3 + s + r_{st}, \quad (5.1)$$

$$s_7 = h - s_6, \quad (5.2)$$

$$s_8 = \frac{w}{2} + r_g, \quad (5.3)$$

$$s_9 = \sqrt{s_7^2 + s_8^2}, \quad (5.4)$$

$$s_{10} = \sqrt{s_9^2 - s_6^2}. \quad (5.5)$$

Mithilfe der Hilfsgrößen kann der belastete Biegewinkel über Winkelbeziehungen errechnet werden:

$$\beta_1 = \arctan\left(\frac{s_6}{s_{10}}\right), \quad (5.6)$$

$$\beta_2 = \arctan\left(\frac{s_7}{s_8}\right), \quad (5.7)$$

$$\alpha = 2 \cdot (\beta_1 + \beta_2). \quad (5.8)$$

Für den Biegewinkel α in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie und des Stempelweges folgt:

$$\alpha(h) = 2 \cdot \left[\arctan\left(\frac{s_6}{\sqrt{(h - s_6)^2 - s_6^2 + s_8^2}}\right) + \arctan\left(\frac{h - s_6}{s_8}\right) \right]. \quad (5.9)$$

5.5 Ermittlung der wirkenden Kräfte und Momente

Zur Prozessauslegung und als Grundlage für die Modellierung der herrschenden Spannungszustände werden die Prozesskräfte analytisch ermittelt. Durch einen jeweiligen Freischnitt der Werkzeuge werden die Kontaktkräfte im statischen Gleichgewicht dargestellt. Die freizuschneidenden Bauteile sind die rotierenden Führungswerkzeuge, die Oberwerkzeuge, das Blech sowie das Gesamtsystem. Das für die Biegung benötigte Biegemoment wird über die elementare Biegetheorie ermittelt. Das System ist einfach statisch unbestimmt, sodass eine Gleichung für geringe elastische Formänderungen hinzugefügt wird. Das System besteht dann aus n Gleichungen mit n Unbekannten und ist dadurch lösbar. Durch die analytische Ermittlung der Prozesskräfte ist die Basis für die Berechnung des wirkenden Spannungszustandes gegeben (**Bild 5.13**).

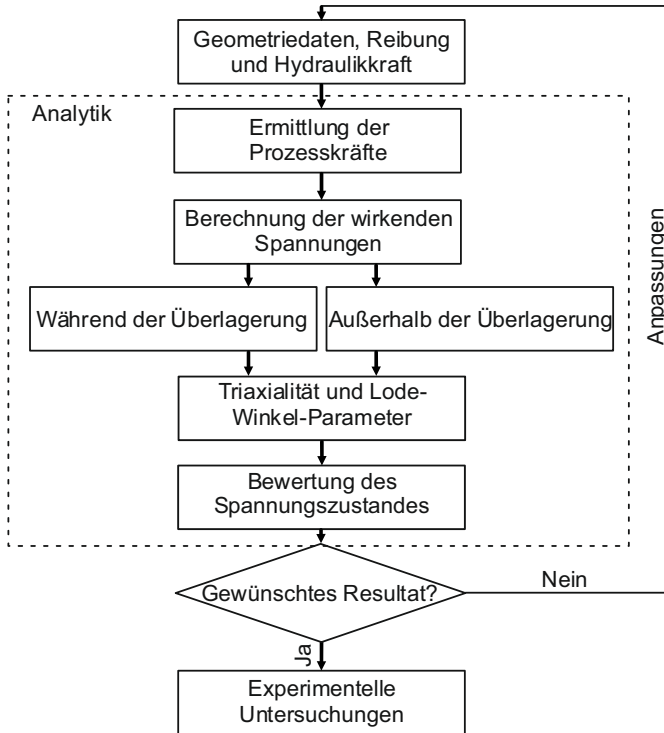


Bild 5.13: Vorgehensweise bei der analytischen Prozessauslegung des Biegens mit radialer Spannungsüberlagerung

Der wirkende Spannungszustand wird sowohl für den Fall mit Spannungsüberlagerung als auch ohne ermittelt. Falls der erzielte Spannungszustand unter Überlagerung nicht den Anforderungen entspricht, können die Werkzeuggeometrie oder der Gegendruck variiert werden. Anschließend werden experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung des Effektes der Überlagerung auf die Schädigung und die Leistungsfähigkeit durchgeführt.

Zur Berechnung der Dehnungsverteilung beim Biegen von Blechen wird das Modell von Wolter (1952) genutzt. Unter Berücksichtigung der Bernoulli-Hypothese und gleichzeitiger Vernachlässigung elastischer Dehnungen kann der Umformgrad am Außenbogen ermittelt werden:

$$\varphi_1^{\max} = \ln \left(1 + \frac{s}{2 \cdot r_m} \right). \quad (5.10)$$

Der Vergleichsumformgrad für ein breites Blech beträgt:

$$\varphi_v = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot |\varphi_1|. \quad (5.11)$$

Zur Anpassung der radialen Spannungskomponente σ_r wird die Gegenkraft N_{cp} über den Prozess gesteuert (Bild 5.7, S. 70). Diese Kraft N_{cp} entspricht nicht der Kraft zur Spannungsüberlagerung N_r . Es wird daher ein Modell für den Zusammenhang dieser Kräfte benötigt. Die weiteren ermittelten Kräfte dienen der Werkzeugauslegung an kritischen Stellen hoher Werkzeugbelastung, wie beispielsweise bei der Lagerung der oberen Werkzeuge im Drehpunkt. Über die Vorhersage der Stempelkraft N_M wird das Modell validiert. Die Vorhersage der Kräfte und Momente findet im Gleichgewichtszustand statt. Die tangentialen Reibkräfte werden mit T_i bezeichnet und wirken entgegen der Bewegungsrichtung der Werkzeuge. Diese Reibkräfte werden über die Multiplikation der Normalkräfte mit der dort herrschenden Reibzahl ermittelt:

$$T_i = N_i \cdot \mu_i. \quad (5.12)$$

Die Reibzahlen sind aufgrund unterschiedlicher Schmierung im Prozess nicht an allen Stellen identisch (**Tabelle 5.1**).

Tabelle 5.1: Definition der Reibzahlen

Schmierung	Reibzahl	Wirkflächen
Ja	μ_1	Untere Lagerschale/ Rotierende Werkzeuge
	μ_3	Untere rotierende Werkzeuge/ Blech
	μ_4	Blech/ Obere rotierende Werkzeuge
Nein	μ_2	Gesenk/ Untere rotierende Werkzeuge
	μ_5	Obere Lagerschale/ Rotierende Werkzeuge

Das Blech ist beidseitig geschmiert. Die unteren in der Lagerschale rotierenden Werkzeuge sind ebenfalls geschmiert, damit eine möglichst hohe Kraft auf das Blech übertragen wird. Zwischen dem Gesenk und den rotierenden Werkzeugen ist keine Schmierung notwendig. Auf eine Schmierung zwischen den oberen Werkzeugen und der oberen Lagerschale wird verzichtet, um eine systembedingte Mindestklemmkraft N_1 zu erreichen (Bild 5.7, S. 70). Im gesamten System sind elf Prozessgrößen (Kräfte, Momente und Kontaktwinkel) in den fünf relevanten Freischnitten zu ermitteln.

Durch die Summe aller vertikalen Kräfte im gesamten System (Bild 5.7, S. 70) gilt:

$$N_M = N_{cp} + 2 \cdot N_d \cdot \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \mu_2 \right]. \quad (5.13)$$

Die Freischnitte der unteren und oberen Lagerschale sind im **Bild 5.14** dargestellt. Die Kraft N_{cp} ist in Abhängigkeit des Stempelweges über den angeschlossenen Hydraulikzylinder einstellbar. Die flächige Stempelkraft N_M und die Hydraulikkraft N_{cp} werden jeweils auf eine Einzellast auf der Scheitelachse der Lagerschalen reduziert.

Die Summe der vertikalen Kräfte in der unteren Lagerschale führt zu:

$$N_{cp} = 2 \cdot N_{bs} \cdot [\cos(\gamma_1) - \sin(\gamma_1) \cdot \mu_1]. \quad (5.14)$$

Der Kontaktwinkel γ_1 ist kein geometrisch definierter Kontaktwinkel. Der Kontaktwinkel ergibt sich über das Gleichgewicht aus den jeweils am rotierenden Werkzeug angreifenden Kräften.

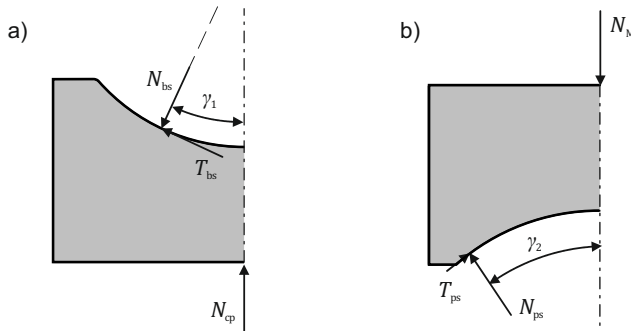


Bild 5.14: Wirkende Kräfte an der a) unteren und b) oberen Lagerschale (N_{cp} und N_M werden nicht gespiegelt)

Die Summe der vertikalen Kräfte an der oberen Lagerschale führt zu:

$$N_M - 2 \cdot N_{ps} \cdot [\cos(\gamma_2) + \sin(\gamma_2) \cdot \mu_5] = 0. \quad (5.15)$$

Der Kontaktwinkel γ_2 ist nur von der Werkzeuggeometrie der Lagerschale abhängig. Die Kraft N_{ps} wirkt stets am äußeren Teil der Lagerschale aufgrund der elastischen Formänderungen und des Kippens der oberen Werkzeuge.

Die oberen rotierenden Werkzeuge drehen um den Punkt C und bilden einen Stempelradius r_{st} ab, der die Innenkontur des Bleches definiert (**Bild 5.15**). Das Momentengleichgewicht um den Drehpunkt C gilt für jeweils beide oberen Werkzeuge und führt zu:

$$(N_1 + N_p) \cdot r_{st} \cdot \mu_4 + N_{ps} \cdot r_{up} \cdot \mu_5 - N_1 \cdot (s_4 - s_5) = 0. \quad (5.16)$$

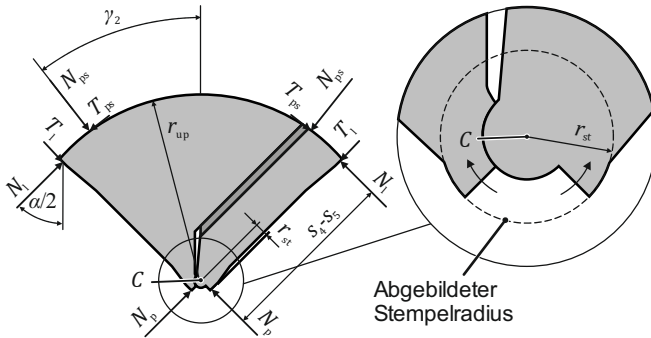


Bild 5.15: Wirkende Kräfte an den oberen rotierenden Werkzeugen

Die beiden oberen rotierenden Werkzeuge können ebenso gemeinsam freigeschnitten werden, da diese über eine zylindrische Lagerung verbunden sind. Die Summe der vertikalen Kräfte in beiden Werkzeugen führt zu:

$$2 \cdot (N_1 + N_p) \cdot \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) - \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \mu_4 \right] - 2 \cdot N_{ps} \cdot [\cos(\gamma_2) + \sin(\gamma_2) \cdot \mu_5] = 0. \tag{5.17}$$

Der Freischnitt der unteren rotierenden Werkzeuge ist für ein einzelnes Werkzeug vorgenommen, da diese identisch sind (**Bild 5.16a**).

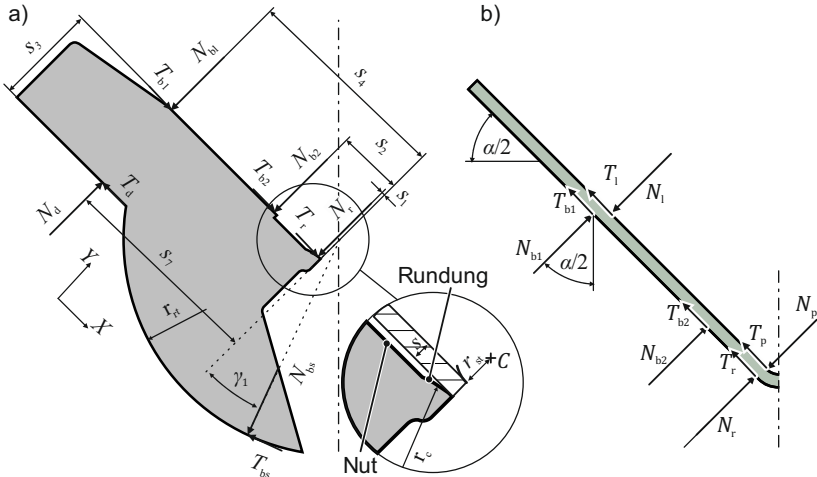


Bild 5.16: Wirkende Kräfte a) an dem unteren rotierenden Werkzeug und b) am Blech

Die Summe der Kräfte in Y -Richtung am unteren rotierenden Werkzeug führt zu **Gl. (5.18)**, die Summe der Kräfte in X -Richtung zu **Gl. (5.19)** (vgl. Bild 5.16a in Richtung X und Y):

$$N_{b1} + N_{b2} + N_r - N_d - N_{bs} \cdot \cos(\gamma_1) + T_{bs} \cdot \sin(\gamma_1) = 0, \quad (5.18)$$

$$T_{b1} + T_{b2} + T_r - T_d - T_{bs} \cdot \cos(\gamma_1) - N_{bs} \cdot \sin(\gamma_1) = 0. \quad (5.19)$$

Das Momentengleichgewicht um den Drehpunkt C führt zu:

$$\begin{aligned} N_{b1} \cdot s_4 + T_{b1} \cdot (s + r_{st}) + N_{b2} \cdot s_2 + T_{b2} \cdot (s + r_{st}) + N_r \cdot s_1 \\ + T_r \cdot (s + r_{st}) - N_d \cdot s_7 - T_d \cdot (s + s_3 + r_{st}) + T_{bs} \cdot r_{rt} = 0. \end{aligned} \quad (5.20)$$

N_r ist die Kontaktkraft, die die Spannungsüberlagerung in radialer Richtung erzeugt und im Fokus dieser Berechnung steht. Die auf das Profil wirkenden Kräfte sind im **Bild 5.16b** dargestellt. Die Summe der am Blech angreifenden vertikalen Kräfte führt zu **Gl. (A.1)** (s. Anhang - Kapitel 5).

Die Kräfte N_p und N_r sind nicht kollinear. Die Kraft N_r erzeugt ein zusätzliches Biegemoment in der Biegezone (**Bild 5.17**). Das ideale benötigte Biegemoment für die vollplastische Biegung ohne Spannungsüberlagerung um die Stelle M wird aus der elementaren Biegetheorie errechnet:

$$M_b = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{3}} \cdot k_f \cdot b \cdot s^2. \quad (5.21)$$

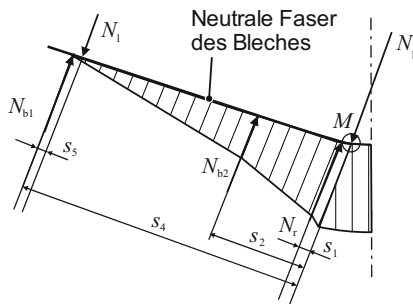


Bild 5.17: Schematischer Verlauf des Biegemomentes entlang der neutralen Faser des Bleches (Der Einfluss der Reibkräfte ist im Biegemomentenverlauf nicht eingezeichnet, jedoch im Modell berücksichtigt)

Zur Ermittlung der Fließspannung k_f wird die experimentell im Zugversuch aufgenommene Fließkurve mit dem nichtlinearen Verfestigungsgesetz nach Gosh extrapoliert (Bild 4.2, S. 39). Zur Errechnung des erforderlichen Biegemomentes zur plastischen

Biegung werden alle Normal- und Reibkräfte mit ihrem jeweiligen Hebelarm zur Umformzone (Punkt M , Bild 5.17) multipliziert (T_i siehe Bild 5.16b)

$$M_b = N_{b2} \cdot s_2 - N_1 \cdot (s_4 - s_5) + N_{b1} \cdot s_4 + N_r \cdot s_1 + \frac{s}{2} \cdot (T_r + T_{b1} + T_{b2} \cdot -T_l). \quad (5.22)$$

Da das System statisch unbestimmt ist, werden zur Lösung zusätzlich Gleichungen für kleine elastische Formänderungen genutzt. Die Herleitung dieser zusätzlichen Gleichungen ist im Anhang – Kapitel 5 dargestellt und erläutert. Mit diesen zusätzlichen Gleichungen ist das Gleichungssystem lösbar. Zur Lösung des Gleichungssystems wird das Einsetzungsverfahren genutzt. Alle internen und externen Kräfte und Momente können errechnet werden. Die Gleichungen (5.14), (5.18) und (5.19) sind nicht in geschlossener Form lösbar, da der Kontaktwinkel γ_1 in mehreren Winkelfunktionen genutzt wird und nicht geometrisch vorgegeben ist. Auch über Vernachlässigungen kann keine geschlossene Lösung ermittelt werden. Daher wird zur Lösung des Gleichungssystems der Winkel γ iterativ um $0,001^\circ$ variiert, bis das Gleichgewicht erfüllt ist. Auf die gleiche Weise wird die Durchbiegungsgleichung (Gl. (A.5), Anhang) gelöst, da die Variablen in verschiedenen Winkelfunktionen gleichermaßen vorkommen. In jedem Berechnungsschritt wird die Plausibilität der Kräfte und Momente überprüft. Mit der Ermittlung aller wirkenden Kräfte ist die Basis für die analytische Modellierung der Spannungsüberlagerung und damit der Prozessauslegung gegeben.

5.6 Verwendete Versuchs- und Messaufbauten

Der Versuchsstand wird in der Gesenkbiegemaschine TrumaBend V1300 X (Fa. Trumpf) eingesetzt (Bild 5.18).

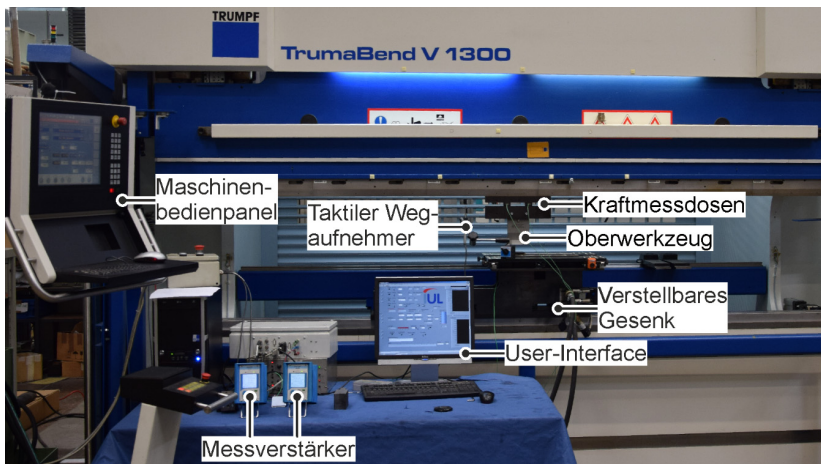


Bild 5.18: Gesenkbiegemaschine TrumaBend V 1300X

Das Gesenk ist im Rahmen einer Diplomarbeit ausgearbeitet worden (Ben Khalifa, 2005) und die Gesenkweite ist von 0 mm bis zu 100 mm verstellbar. Die Stempel- und Hydraulikkraft werden über an den Lagerschalen montierte Kraftmessdosen gemessen. Der Stempelweg wird über taktile Wegaufnehmer aufgenommen. Der experimentelle Aufbau beim Biegen mit radialer Spannungsüberlagerung besteht im Wesentlichen aus mehreren rotierenden Werkzeugen, die in Lagerschalen um vordefinierte Drehpunkte drehen (**Bild 5.19**). Die genutzten Geometrie- und Prozessdaten sind in **Tabelle 5.2** dargestellt und die jeweiligen Variablen sind in der Prozessübersicht im Bild 5.7 zu finden.

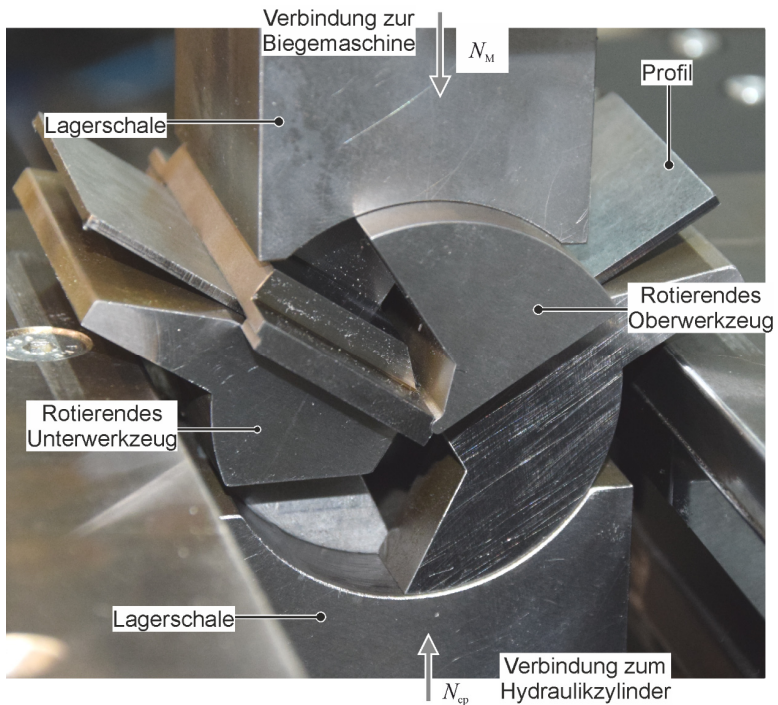


Bild 5.19: Experimenteller Aufbau beim Biegen mit radialer Spannungsüberlagerung

Die Werkzeuge sind aus dem Vergütungsstahl 42CrMo4+QT gefertigt. Zur Variation des Biegeverhältnisses und der Blechdicke werden aufgrund der unterschiedlichen Drehpunkte verschiedene Unter- und Oberwerkzeuge benötigt. Die Einstellung des Gegendruckes erfolgt ohne Variation der Werkzeuge. Die verschiedenen Stempelradien führen zu einem maximalen Vergleichsumformgrad (errechnet aus der elementaren Biegetheorie) von $0,21 < \varphi_{v,max} < 0,41$.

Tabelle 5.2: Geometrie- und Prozessdaten

Variable	Wert	Variable	Wert
Ausgangsblechdicke s	1,5 mm	γ_2	40°
Blechbreite b	50 mm	Elastizitätsmodul E	210 GPa
Blechlänge l	100 mm	Querkontraktionszahl ν	0,3
Stempelradius r_{st}	1; 1,5; 2; 3 mm	Kontaktradius r_c	16 mm
Gesenkweite w	58 bis 64 mm	Werkzeugradius r_{rt} (untere Lagerschale)	28 mm
Gesenkkantenradius r_g	1 mm	Bezogene, Überlagerungs- kraft N_{cp}/b	1,12 - 1,40 kN/mm
Reibzahlen μ_1, μ_3, μ_4	0,02	Angenommener Umform- grad bei maximaler Span- nungsüberlagerung	25 % von $\phi_{v,max}$
Reibzahlen μ_2, μ_5	0,1		

Für eine gleichbleibende Spannungsüberlagerung wird die Hydraulikkraft N_{cp} über den Stempelweg geregelt. Bei Nutzung des hergeleiteten analytischen Modells wird deutlich, dass bei einem konstanten Gegendruck an der Lagerschale im Verlauf der Biegung eine steigende Kraft zur Spannungsüberlagerung in Bezug auf die Anfangskraft $N_{r,0}$ erzeugt wird (**Bild 5.20**).

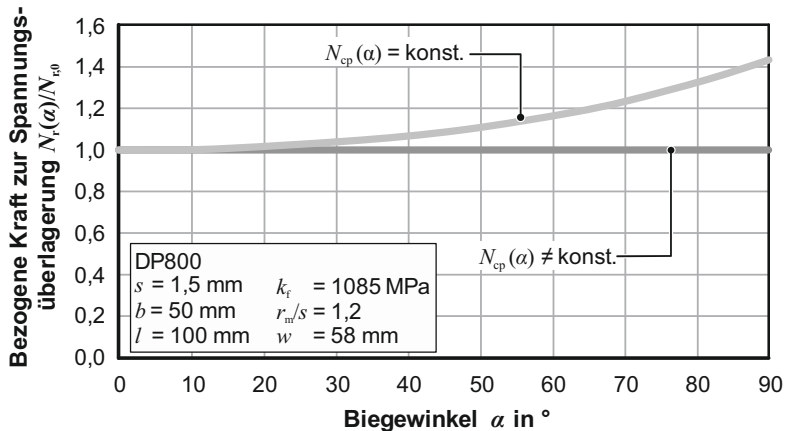


Bild 5.20: Analytisch ermittelte bezogene Kraft zur Spannungsüberlagerung über den Biegewinkel bei konstantem und einem geregelten nicht konstanten Gegendruck

Zur Erreichung einer vergleichbaren Spannungsüberlagerung für jeden Punkt am Außenbogen wird die Hydraulikkraft über den Biegewinkel reduziert. Im **Bild 5.21** ist die auf den Ausgangswert bezogene benötigte Hydraulikkraft dargestellt. Für die gewählte Werkzeuggeometrie muss die Hydraulikkraft bei einem Endwinkel von $\alpha = 90^\circ$ um circa 30 % reduziert werden.

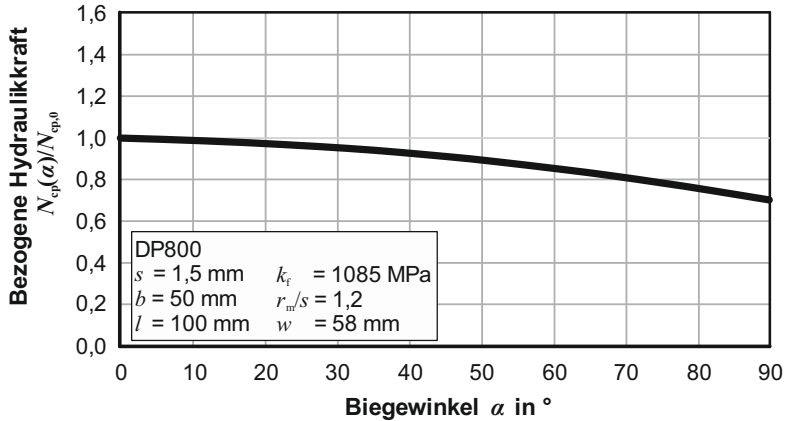


Bild 5.21: Analytisch ermittelte benötigte bezogene Gegenkraft für eine konstante Spannungsüberlagerung über dem Umfang

Die Regelung der Hydraulikkraft erfolgt über die Einstellung des bereitgestellten Drucks und Volumenstroms des Hydraulikaggregats. Die Steuerung zur Aufprägung des Druckes in Abhängigkeit des Stempelweges ist in LabVIEW programmiert (Meya et al., 2017a). Die Hydraulikkraft wird anhand der analytischen Prozessauslegung in Abhängigkeit des Stempelweges vorgegeben. Der benötigte analytisch ermittelte Druck wird fortlaufend mit dem Ist-Wert verglichen. Gegebenenfalls wird über den Volumenstrom des Hydraulikaggregats der Gegendruck über den PID-Regler nachgeregelt (**Bild 5.22**).

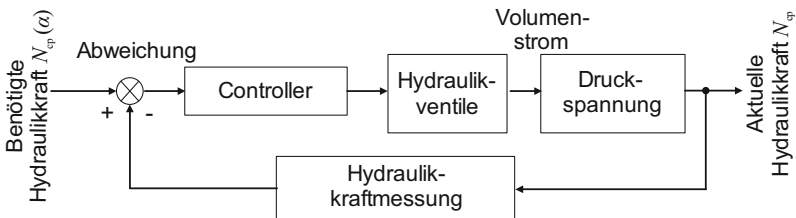


Bild 5.22: Regelkreis für die gezielte Einstellung der benötigten Hydraulikkraft für eine einstellbare Spannungsüberlagerung

Zur Überprüfung des Modells werden die analytisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte gegenübergestellt. Der Unterschied in den analytisch und experimentell ermittelten Stempelkräften beträgt abseits des elastischen Anbiegens weniger als $< 8\%$ (Bild 5.23). Die Abweichungen zu Beginn des Biegevorganges sind darauf zurückzuführen, dass die Werkzeuge in der Analytik als starr angenommen werden und der elastische Anteil der Biegung vernachlässigt wird.

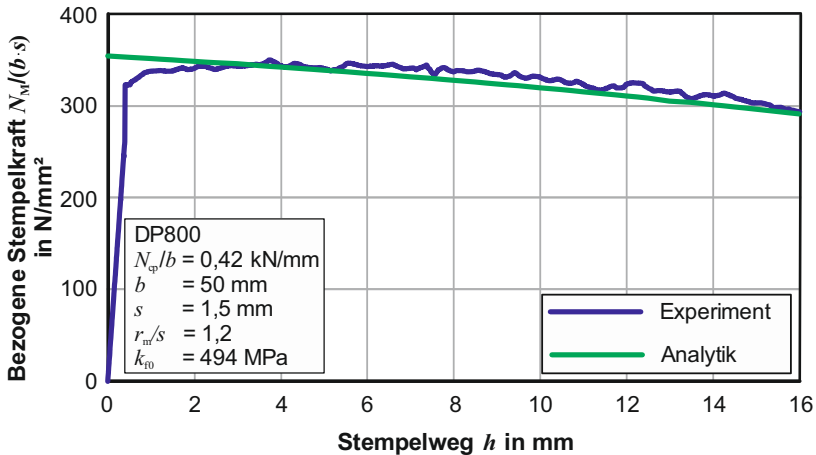


Bild 5.23: Vergleich von analytisch und experimentell ermittelter bezogener Stempelkraft beim RSS-Biegen

5.7 Fazit

Innerhalb dieses Kapitels sind die Anforderungen an eine einstellbare radiale Spannungsüberlagerung definiert worden. Anschließend ist methodisch ein neuer Biegeprozess sowie dessen technologische Umsetzung hergeleitet worden. Die wichtigsten Prozesscharakteristika und die analytische Ermittlung der wirkenden Kräfte sind dargestellt. Die wirkenden Prozesskräfte sind dabei sowohl für die Werkzeugauslegung als auch für die im folgenden Kapitel zu ermittelnden Spannungszustände essenziell. Die Abweichung der analytisch und experimentell bestimmten Stempelkräfte ist geringer als 8% . Ebenso sind die verwendeten Versuchs- und Messaufbauten sowie die Regelung der Hydraulikeinheit dargestellt und die wichtigsten Prozessparameter definiert.

6 Prozessanalyse des Biegens mit radialer Spannungsüberlagerung

In diesem Kapitel wird der wirkende Spannungszustand beim RSS-Biegen ermittelt und dem Freibiegen gegenübergestellt. Dazu wird ein analytisches Modell für die Berechnung der minimalen Triaxialität in Abhängigkeit des Gegendrucks beim RSS-Biegen erarbeitet. Ebenso wird die Triaxialität über die Blechdicke analytisch berechnet. Das analytische Modell wird anschließend anhand einer Finite-Element-Berechnung validiert. Mittels FEM wird der Lastpfad in Abhängigkeit des Gegendruckes dargestellt. Durch das Prozessmodell ist es möglich, für jeden Punkt am Außenbogen eine einstellbare radiale Spannungsüberlagerung vorherzusagen und aufzubringen⁵.

6.1 Analytische Modellierung des Spannungszustandes

Aus dem vorherigen Kapitel sind alle Kräfte für die Prozessauslegung bekannt. Zudem ist die Überlagerungskraft in Abhängigkeit der Hydraulikkraft für alle Werkzeuggeometrien ermittelt. Anhand dieser Kraft zur Spannungsüberlagerung wird über die Hertz'sche Flächenpressung (Hertz, 1881) die resultierende Druckspannung bestimmt. Der genutzte Ansatz besagt, dass die radiale Spannungsüberlagerung dem Kontaktdruck zwischen einer ungekrümmten Fläche und einem Zylinder entspricht. Durch die gezielte Werkzeugauslegung ist der Radius der Kontaktfläche vorgegeben. Aus der durch Wolter (1952) weiterentwickelten Biegetheorie wird die Dehnungsverteilung über die Blechdicke abgeleitet. Ferner wird die resultierende Spannungsverteilung auf das ebene Blechbiegen übertragen und um eine Radialspannungskomponente erweitert.

6.1.1 Annahmen

Anfang letzten Jahrhunderts hat Ludwik (1903) ein Modell zur analytischen Beschreibung des plastischen Biegens entwickelt. Die grundlegenden Annahmen daraus, die in der vorliegenden Arbeit genutzt werden, sind:

- Die Biegung des Bleches wird durch ein reines Biegemoment erzeugt. Die Krümmung der Biegelinie ist konstant.
- Das Blech ist wesentlich breiter als dick, sodass ein ebener Formänderungszustand angenommen wird (keine Dehnungen in Blechbreitenrichtung). Randeffekte können vernachlässigt werden.
- Beim Biegevorgang bleibt die Blechdicke und die Querschnittsform unverändert.
- Der Werkstoff ist isotrop und das Fließverhalten ist unter Zug- und Druckbeanspruchung identisch.
- Ebene Querschnitte verbleiben eben und senkrecht zur Oberfläche.

⁵ Auszüge aus diesem Kapitel sind in (Meya et al., 2019a), (Meya et al., 2019b) und (Meya et al., 2019c) veröffentlicht.

Im Gegensatz zur elementaren Biegetheorie des querkraftfreien Biegens ist die radiale Spannungskomponente σ_3 nun ungleich null (**Bild 6.1**).

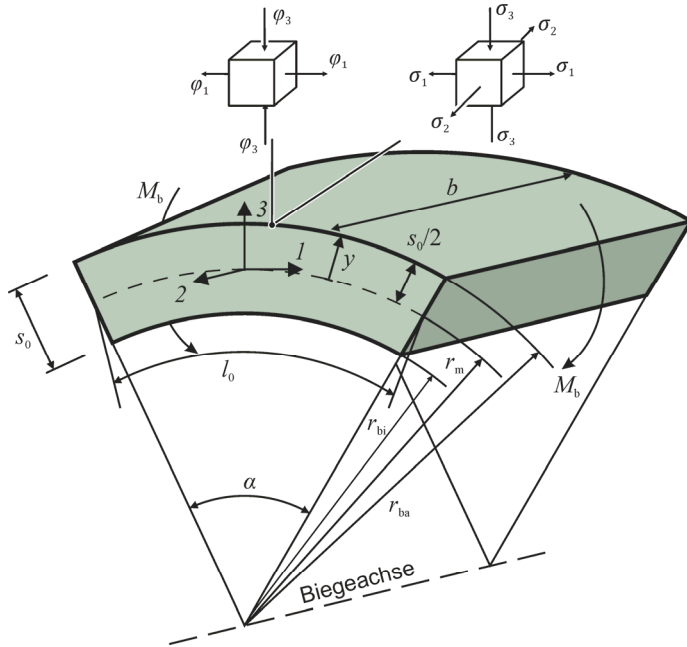


Bild 6.1: Definition der Parameter für ein gebogenes Biegesegment und die Spannungs- und Dehnungsverteilung für breite Bleche mit $b/s > 10$ unter radialer Spannungsüberlagerung

Es wird daher ein Modell zur Vorhersage des resultierenden Spannungszustands bei radialer Überlagerung in Abhängigkeit des Gegendrucks benötigt. Eine Faserverschiebung wird über die Biegetheorie nach Schwark (1952) berücksichtigt.

6.1.2 Analytisches Modell zur Spannungs- und Dehnungsvorhersage

Aus der Volumenkonstanz ist unter der Annahme, dass keine Dickenreduktion durch die Überlagerung stattfindet, folgender Zusammenhang der Formänderungen gegeben:

$$\varphi_1 = -\varphi_3. \tag{6.1}$$

Die Annahme, dass keine zusätzliche Dickenreduktion durch die Überlagerung stattfindet, ist darauf begründet, dass die Spannungsüberlagerung wie beim Elastomerbiegen nahezu hydrostatisch wirkt. Dies wird in einem folgenden Teil der Arbeit überprüft.

Unter Zuhilfenahme der Bernoulli-Hypothese und der Vernachlässigung von elastischen Dehnungen kann der maximale Umformgrad in Biegerichtung wie folgt beschrieben werden:

$$\varphi_{1,\max} = \ln \left(1 + \frac{s}{2 \cdot r_m} \right). \quad (6.2)$$

Die Dehnungsverteilung in Biegerichtung über der Blechdicke wird über das Modell nach Schwark (1952) abgebildet. Das Modell berücksichtigt im Gegensatz zur elementaren Biegetheorie zusätzlich die Faserverschiebung und ist nicht linear:

$$\varphi_1(y) = -1 + \sqrt{1 + \varphi_{1,\max}^2 + 4 \cdot \varphi_{1,\max} \cdot \frac{y}{s}}. \quad (6.3)$$

Der Vergleichsumformgrad für ein breites Blech beträgt:

$$\varphi_v = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \varphi_1. \quad (6.4)$$

Die Beschreibung des Einflusses der Spannungsüberlagerung auf den Spannungszustand der zugbelasteten Fasern (oberer Teil des Profils, Bild 6.1) ist ausreichend, da die Schädigung erwartungsgemäß nur dort auftritt.

Anhand der **Gl. (6.1)** und der Levy-Mises-Fließregel für den plastischen Bereich der Biegung

$$d\varphi_{ij} = d\lambda \cdot \sigma'_{ij} \quad (6.5)$$

kann ein Zusammenhang der Hauptspannungen analog zum Elastomerbiegen (vgl. Abschnitt 4.2.3) ermittelt werden, der aufgrund des ebenen Formänderungszustandes in einem breiten Blech gilt:

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}. \quad (6.6)$$

Für die hydrostatische Spannung gilt:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}. \quad (6.7)$$

Aus **Gl. (6.6)** und **(6.7)** folgt unmittelbar unter der Annahme des ebenen Formänderungszustandes, dass die zweite Hauptspannung der hydrostatischen Spannung entspricht. Die zweite deviatorische Spannungskomponente σ'_{22} ist somit gleich null. Folglich ist die dritte Invariante J_3 des deviatorischen Spannungstensors ebenfalls gleich null:

$$J_3 = \sigma'_{11} \cdot \sigma'_{22} \cdot \sigma'_{33} = 0. \quad (6.8)$$

Damit herrscht während der plastischen Formänderung ein Lode-Winkel θ und ein Lode-Winkel-Parameter $\bar{\theta}$, der null entspricht und nicht einstellbar ist. Eine Einstellung kann nur über eine Änderung der Blechbreite zu einem schmalen Blech ($b = s$) erreicht werden. Das schmale Blech hat jedoch bei Blechdicken von $s = 1,5$ mm keine Relevanz.

Mit der Fließbedingung nach von Mises, der Fließspannung k_f und der radialen Spannungsüberlagerung σ_3 kann die Biegespannung σ_1 errechnet werden:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot k_f. \quad (6.9)$$

Mit steigendem Gegendruck (sinkendem σ_3) werden bei konstanter Fließspannung die Zugbiegespannungen geringer. Die radiale Spannungskomponente beim RSS-Biegen σ_3 wird über den Kontaktdruck zwischen dem Blech und dem unteren rotierenden Werkzeug ermittelt (**Bild 6.2**).

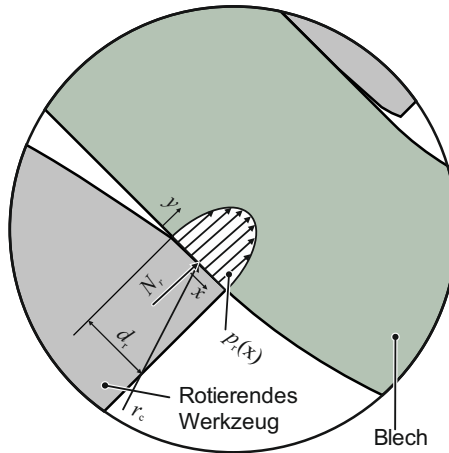


Bild 6.2: Flächenpressung in der Kontaktfläche zwischen rotierendem Unterwerkzeug und dem Profil

Das untere rotierende Werkzeug weist zur Spannkonzentration eine runde Kontur auf. Mittels des Modells nach Hertz (1881) wird die Breite der Druckfläche d_r über die Querkontraktionszahl ν , die Radialkraft N_r , die Blechbreite b , den Kontaktradius r_c und den mittleren Elastizitätsmodul E_m ermittelt:

$$d_r = 2 \cdot \sqrt{\frac{\frac{8}{\pi} \cdot (1 - \nu^2) \cdot N_r \cdot r_c}{b \cdot E_m}}. \quad (6.10)$$

Der mittlere Elastizitätsmodul wird über die Module der jeweiligen Kontaktpartner E_1 (Blech) und E_2 (Werkzeug) ermittelt:

$$E_m = \frac{2 \cdot E_1 \cdot E_2}{E_1 + E_2}. \quad (6.11)$$

Eine elastische Annahme ist möglich, da aufgrund der zusätzlichen Druckspannungen in Blechdickenrichtung deutlich unter der Fließspannung keine zusätzlichen plastischen Formänderungen stattfinden. Zur Modellierung der minimalen Triaxialität wird der Dehnungszustand zum Zeitpunkt der maximalen Spannungsüberlagerung benötigt. Es wird zur Vorhersage des Spannungszustandes angenommen, dass die ersten 50 % der Umformung unter radialer Spannungsüberlagerung stattfinden. Bei diesem Anteil wird bei 50 % der Umformung das Maximum der Spannungsüberlagerung erreicht (vgl. Abschnitt 5.3). Die restliche Umformung findet unter einem konventionellen Biegezustand statt. Der Umformgrad bei maximaler Spannungsüberlagerung am Außenbogen φ_{ra} kann daher wie folgt empirisch beschrieben werden:

$$\varphi_{ra} = 0,25 \cdot \varphi_{v,max}. \quad (6.12)$$

Für die Berechnung der maximalen überlagerten Radialspannung $\sigma_{3,max}$ wird die Druckkraft auf die Pressfläche bezogen:

$$\sigma_3 = \frac{N_r}{d_r \cdot b}. \quad (6.13)$$

Zur Beschreibung des Spannungszustandes wird neben der maximalen Überlagerung und der Kontaktbreite die Ausbreitung der Druckspannungen in Blechdickenrichtung benötigt. Diese wird über die Druckverteilung nach Hertz (1881) über der Position auf der Achse y , der Pressbreite d_r und der Radialspannung am Außenbogen $\sigma_{3,max}$ errechnet:

$$\sigma_3(y) = \sigma_{3,max} \cdot \left(1 + \frac{y^2}{(d_r/2)^2}\right)^{-1}. \quad (6.14)$$

Das Modell zur Berechnung der radialen Spannungsüberlagerung und der Auswirkungen auf den Spannungszustand ermöglicht die Kontrolle des Lastpfades durch Anpassung der Gegenkraft zur Erreichung voreingestellter Triaxialitäten. Durch die Ermittlung der drei Hauptspannungskomponenten, der Triaxialität und dem konstanten Lode-Winkel-Parameter kann der Spannungszustand eindeutig beschrieben werden. Der Verlauf der Triaxialität über die Umformung kann daher als Bewertung für die erwartete Schädigungsevolution genutzt werden.

Mittels des Modells können die Einflüsse von Geometrie-, Prozess- und Werkstoffparametern auf die erzielbare Triaxialität bei ansonsten konstant gehaltenen Parametern ermittelt werden (**Tabelle 6.1**).

Tabelle 6.1: Einfluss der Versuchsparameter auf die Radialspannung

Einflussgröße	Triaxialität	Ursache
Steigende Gegenkraft N_{cp}	↓	Höhere Überlagerungskraft N_r
Steigender Biegeradius r_m	↓	Geringere Fließspannung k_f
Steigende Blechbreite b	↑	Anteil der Überlagerungskraft wird geringer
Steigender Werkzeugradius r_c	↑	Geringere Flächenpressung
Höherfester Werkstoff	↑	Höhere Fließspannung k_f

Bei steigender Gegenkraft N_{cp} steigt die Radialkraft N_r , die die Überlagerung auslöst. Folglich wird eine betragsmäßig höhere Radialspannung σ_3 aufgebracht, die die Triaxialität reduziert. Bei größerem Biegeradius r_m bleibt die Radialspannung nahezu konstant und die Fließspannung sinkt. Dadurch verringert sich die Triaxialität, weil die auf die Fließspannung bezogene Radialspannung steigt. Mit steigender Blechbreite wird die gleichbleibende Hydraulikkraft auf eine größere Fläche verteilt und die Triaxialität steigt. Mit steigendem Werkzeugradius r_c in der Kontaktzone wird die Flächenpressung verringert und der Anteil der radialen Spannungsüberlagerung sinkt.

6.2 Numerische Beschreibung der Lastpfade

Durch die analytische Modellierung ist eine Vorhersage der minimalen Triaxialität über der Blechdicke möglich. Zur Beschreibung des kompletten Lastpfades eines materiellen Punktes im Zugbereich des Biegeteils wird die Finite-Elemente-Methode eingesetzt. Das analytische Modell zur Triaxialitätsvorhersage wird anhand der Numerik validiert. Ferner werden die Prozesscharakteristika der wandernden Umformzone sowie die Lastpfadverläufe in Abhängigkeit des Gegendruckes aufgezeigt.

6.2.1 Aufbau des Simulationsmodells

Für die numerische Modellierung des RSS-Biegens wird die elastisch-plastische FEM genutzt (Abaqus 2016, Implizit), **Bild 6.3**. Neben der ebenen Symmetrie wird der ebene Formänderungszustand angenommen, um die Rechenzeit zu reduzieren. Eine ebene Symmetrie ist zulässig, da alle Werkzeuge in den Kontaktzonen auf beiden Biegeseiten identisch sind. Der ebene Formänderungszustand kann angenommen werden, da dieser bis auf innerhalb der Randzone gültig ist und die Schädigungsvorhersage dadurch nicht beeinträchtigt (Soyarslan et al., 2012). Die Randzonen sind für die Schädigung weniger relevant, da der für die Schädigungsentwicklung kritischere Spannungszustand im Zentrum vorherrscht ($\bar{\theta} = 0$ im Zentrum und $\bar{\theta} = 1$ in der Randzone).

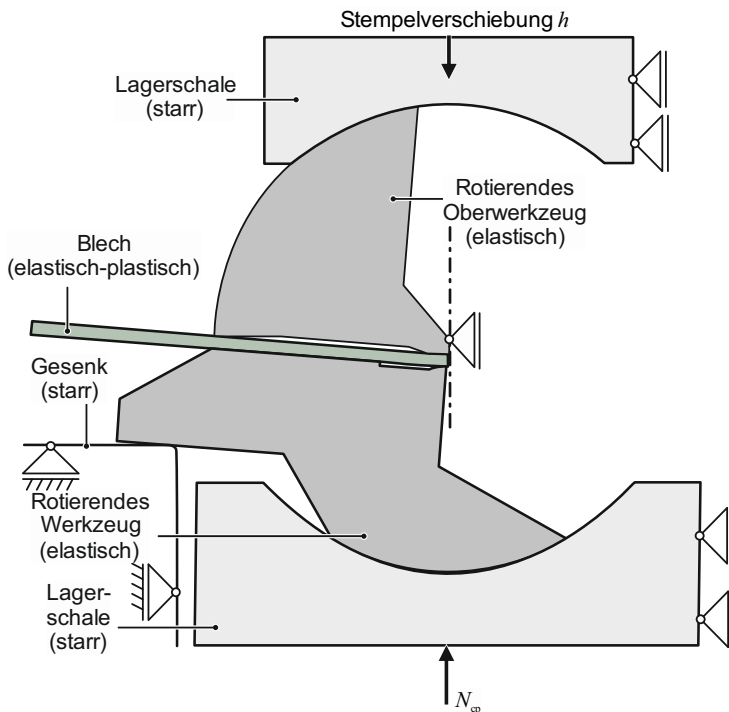


Bild 6.3: Vereinfachter Aufbau zur numerischen Simulation des RSS-Biegens

Die Walzrichtung liegt parallel zur Biegeachse, da dies eine Porenentwicklung während der Biegung aufgrund des Auftrennens einzelner Fasern begünstigt. Das Blech ist mit einem isotropen elastisch-plastischen Materialverhalten mit isotroper Verfestigung abgebildet. Diese wird über das Gosh-Modell anhand von Zugversuchen in 90° -Walzrichtung extrapoliert (Bild 4.2, S. 39). Im numerischen Modell sind die rotierenden Werkzeuteile als elastisch angenommen, da die elastischen Formänderungen in den Kontaktbereichen an Werkzeug und Blech abgebildet werden sollen. Die Lagergehäuse können aufgrund des großflächigen Kontaktes und der damit verbundenen niedrigen Spannungen als Starrkörper modelliert werden. Zur ortsaufgelösten Druckvorhersage zwischen dem Blech und den rotierenden Unterwerkzeugen sind kleine Elementkantenlängen notwendig. Daher wird die Anzahl der Elemente in den relevanten Kontaktzonen so klein gewählt, dass keine signifikante Änderung in den ermittelten überlagerten Radialspannungen stattfindet (**Bild 6.4**).

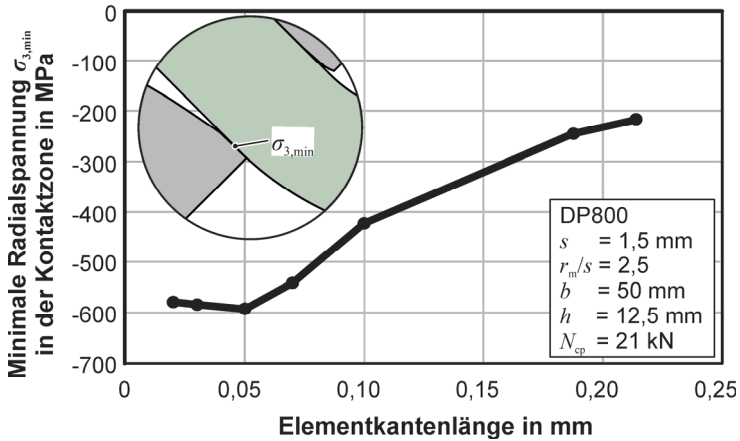


Bild 6.4: Einfluss der Elementkantenlänge auf die minimale Radialspannung

Bei einer Elementgröße von 0,05 mm wird die betragsmäßig maximale überlagerte Radialspannung nicht mehr maßgeblich verändert. Im elastischen Bereich des Biegeschenkels ist die Elementgröße zu 0,3 mm gewählt, um die Rechenzeit zu reduzieren. Der gewählte Elementtyp für das Blech ist CPE4R, also ein vier Knoten bilineares Element mit reduzierter Integration und *Hour-Glass*-Kontrolle. Aus der Elementgröße resultieren 30 Elemente über der Blechdicke in der Umformzone und fünf Elemente über der Blechdicke in den Schenkeln.

Die Reibung zwischen dem oberen rotierenden Werkzeug und der Lagerschale sowie zwischen dem unteren Werkzeug und dem Gesenk ist mit einer Reibzahl nach dem Coulomb-Gesetz von $\mu = 0,1$ modelliert, da hier keine Schmierung stattfindet. Alle weiteren Kontaktflächen sind mit dem Schmierfett der Fa. Klüber (Presspate, SEM 95/800) geschmiert ($\mu = 0,02$).

Die Hydraulikkraft N_{cp} , die von unten abhängig vom Stempelweg auf die untere Lagerschale wirkt, wird analog zur Analytik als Einzellast aufgebracht. Die Stempelkraft während des Biegevorgangs wird zur Validierung genutzt. Die maximale Kraftabweichung der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte ist kleiner als 10 % (**Bild 6.5**). Die Abweichungen sind auf das komplexe Materialverhalten von DP800 zurückzuführen. Zudem sind die Lagerschalen in der Numerik als starr angenommen.

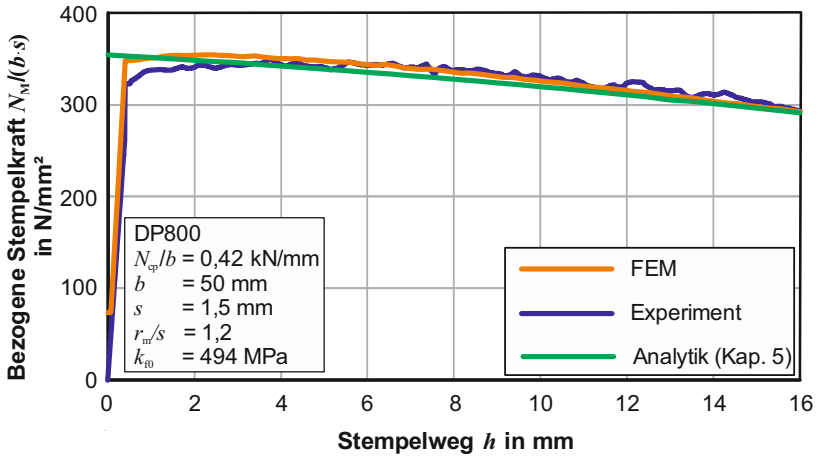


Bild 6.5: Vergleich der analytisch, numerisch und experimentell ermittelten bezogenen Stempelkraft

6.2.2 Vorhersage des Spannungszustandes in Abhängigkeit vom Gegendruck

Das analytische Modell wird über die Radialspannungen und die Triaxialität sowohl direkt am Außenbogen als auch als Verlauf über den Zugbereich des Bleches anhand der Numerik validiert. Ferner werden die Auswirkungen der Radialspannungsüberlagerung auf die Biegespannungen abgebildet. Es werden dabei verschiedene Biegeverhältnisse und Gegendrucke untersucht (**Tabelle 6.2**).

Tabelle 6.2: Untersuchte Biegeverhältnisse und errechnete ideale Vergleichsumformgrade am Außenbogen

Biegeverhältnis $\psi = r_m/s$	Idealer Vergleichsumformgrad am Außenbogen ϕ_v	Bezogene Biegekraft N_{cp}/b in kN/mm
1,2	0,41	0,30; 0,42; 0,60
1,5	0,33	
1,8	0,28	

Aus Kapitel 4 ist bekannt, dass mit dem Elastomerbiegen eine minimale Triaxialität von $\eta_{min,EB} = 0,48$ bei einem DP1180 erreicht werden kann. Die minimale Triaxialität kann beim RSS-Biegen deutlich auf bis zu $-0,1$ reduziert werden, da der Druck über starre Werkzeuge aufgebracht wird (**Bild 6.6**).

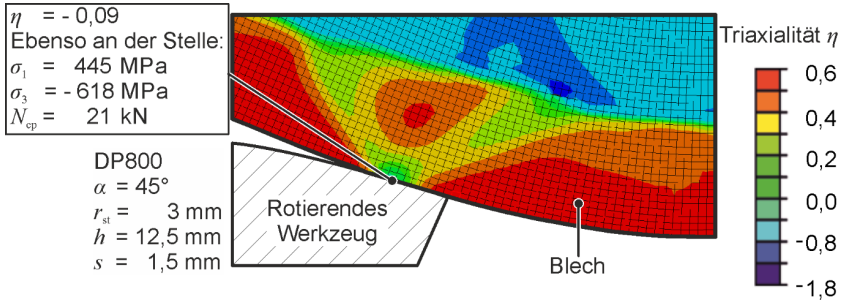


Bild 6.6: Radial- und Biegespannungen sowie Triaxialität beim RSS-Biegen

Zur Analyse der Spannungen über der Blechdicke wird der Außenbereich des Bleches im Zugspannungszustand betrachtet. Die analytisch und numerisch vorhergesagte Radialspannungsverteilung am Punkt der maximalen Spannungsüberlagerung über die Blechdicke ist im **Bild 6.7** dargestellt.

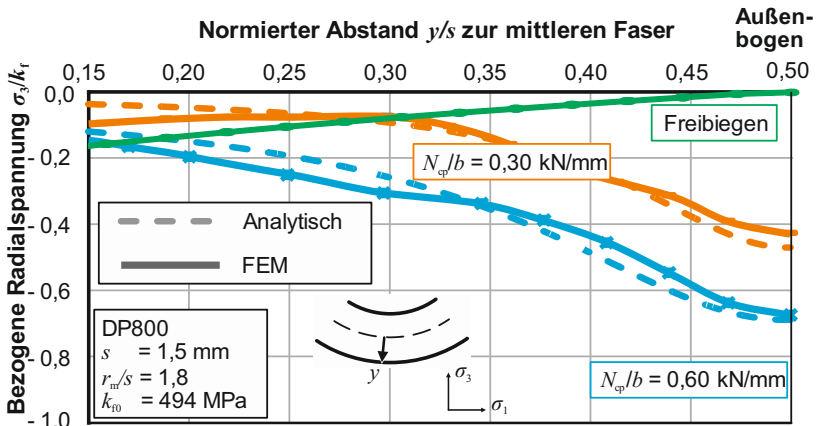


Bild 6.7: Analytisch und numerisch vorhergesagte bezojene Radialspannungen über der Blechdicke beim RSS-Biegen im Vergleich zum Freibiegen (Stempelweg: $h = 15 \text{ mm}$)

Mit steigender Gegenkraft steigt auch der Betrag der radialen Spannungsüberlagerung. Die maximale Abweichung der analytisch und numerisch vorhergesagten bezojenen Radialspannungen am schädigungsrelevanten Außenbogen beträgt 10 %.

Beim konventionellen Freibiegen sind die Radialspannungen am Außenbogen gleich null, da kein Kontakt zu einem weiteren Werkzeug stattfindet. Aufgrund des Stempelkontaktes am Innenbogen treten Radialspannungen über der Blechdicke auf (Bild 6.7).

Die Vernachlässigung der Radialspannungen in der Analytik können Abweichungen in der analytisch und numerisch bestimmten Radialspannungen in der Nähe der mittleren Faser des Bleches hervorrufen. Die Spannungen in der Nähe der mittleren Faser sind für die Schädigungsvorhersage nicht relevant, da dort eine wesentlich geringere Formänderung als am Außenbogen stattfindet (vgl. **Gl. (6.3)**). Die durch den Kontakt am Innenbogen resultierenden Radialspannungen sind im Bereich des Außenbogens vernachlässigbar.

Im nächsten Schritt wird der Einfluss verschiedener Gegendrücke und Biegeverhältnisse auf die analytische und numerische Vorhersage der Biegespannungen analysiert (**Bild 6.8**). Die Biegespannungen werden bei steigendem Gegendruck geringer. Durch eine bezogene Gegenkraft von 0,6 kN/mm sind die bezogenen Biegespannungen beim RSS-Biegen um 60 % kleiner als beim Freibiegen. Die Abweichung zwischen analytischer und numerischer Vorhersage ist dabei kleiner als 9 %. Die bezogene Biegespannung beträgt nach der elementaren Biegetheorie beim konventionellen Freibiegen am Außenbogen $\sigma_1/k_f = 1,15$ (vgl. **Gl. (6.9)**).

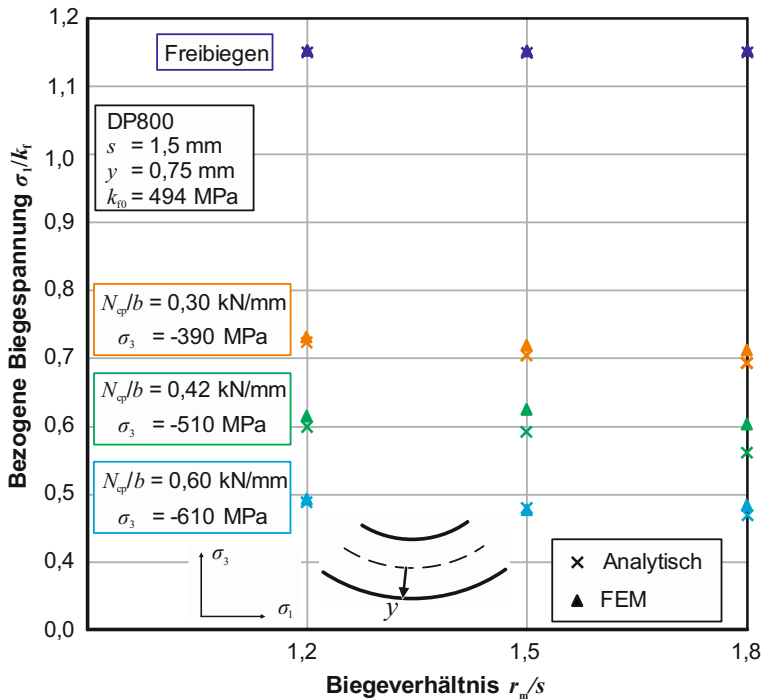


Bild 6.8: Vorhersage der bezogenen Biegespannungen in Abhängigkeit des Biegeverhältnisses und der Gegenkraft ($h = 15$ mm)

Anhand der Fließkurve, der radialen Spannungsüberlagerung und der Biegespannungen kann der Verlauf der Triaxialität über die Blechdicke bestimmt werden (**Bild 6.9**).

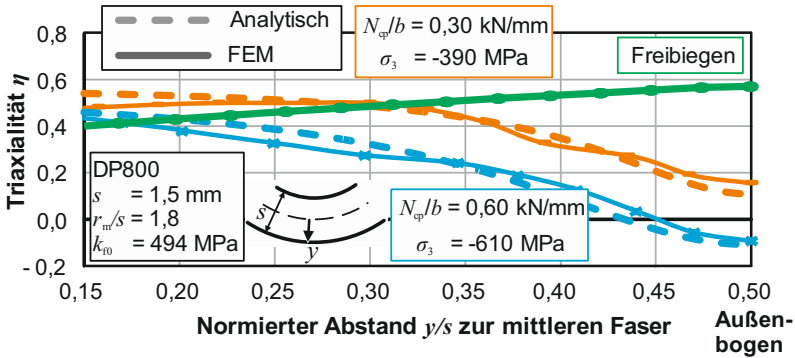


Bild 6.9: Verlauf der Triaxialität über der Blechdicke für verschiedene Gegenkräfte ($h = 15 \text{ mm}$)

Der Verlauf der Triaxialität ist qualitativ vergleichbar zu den Verläufen der Radial- und Biegespannungen. Die Spannungsmehrachsigkeit ist am Außenbogen am geringsten, da dort die höchsten Druckspannungen aufgebracht werden. Im Vergleich zu der Triaxialität von 0,57 beim Freibiegen und 0,48 beim Elastomerbiegen können mittels RSS-Biegen sogar negative Triaxialitäten erzeugt werden.

Die analytische Vorhersage der minimalen Triaxialität (**Bild 6.10**) weicht abhängig von der Gegenkraft um einen maximalen Triaxialitätswert von 0,041 von der numerischen ab. Die Triaxialität kann durch das RSS-Biegen in negative Bereiche verringert werden, bei denen keine duktile Porenentwicklung zu erwarten ist. Die Vorhersage kann daher zur Abschätzung der Schädigungsentwicklung genutzt werden.

6.2.3 Untersuchung der Dehn- und Lastpfade

Die Schädigungsevolution ist neben dem Spannungszustand signifikant abhängig von der zugehörigen plastischen Formänderung. Zur Schädigungsanalyse muss der Spannungszustand und die plastische Formänderung simultan betrachtet werden. Der Schädigungszustand kann nur positiv beeinflusst werden, wenn die Spannungsüberlagerung während einer plastischen Formänderung aufgebracht wird. Daher ist eine charakteristische Eigenschaft des RSS-Biegeprozesses die wandernde Biegezone mit der mitlaufenden Spannungsüberlagerung (**Bild 6.11**). Die plastische Dehnrates $\dot{\varphi}$ ist an dem Ort der Spannungsüberlagerung bei der Rundung des unteren rotierenden Werkzeuges am stärksten konzentriert. Auch nach der Spannungsüberlagerung findet eine geringe plastische Formänderung aufgrund des maximalen Biegemomentes statt.

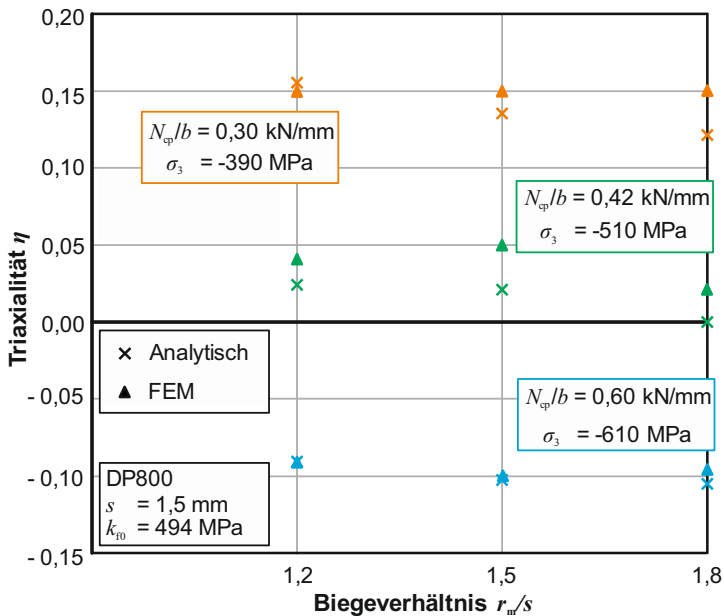


Bild 6.10: Vorhersage der Triaxialität abhängig vom Umformgrad und der Spannungsüberlagerung ($h = 15 \text{ mm}$)

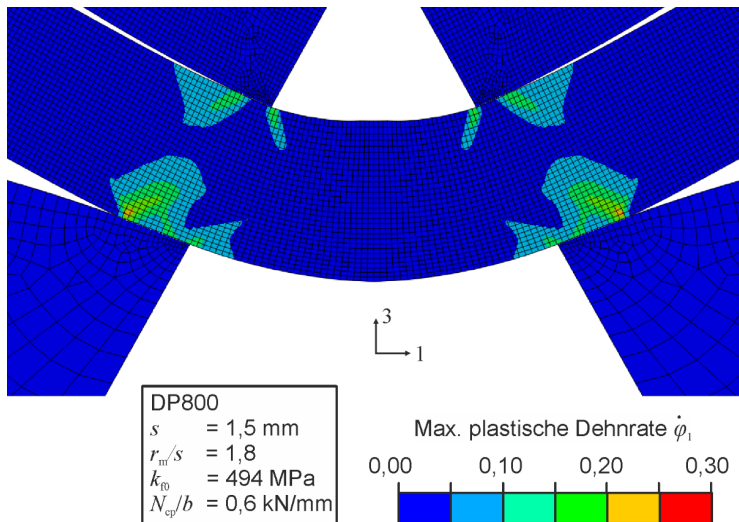


Bild 6.11: Plastische Vergleichsdehnrate beim RSS-Biegen

Die Spannungsüberlagerung (Bild 6.6, S. 94) findet an der Stelle statt, an der die derzeitige Umformzone ist. Durch die wandernde Umformzone erfährt jeder Kontaktpunkt am Außenbogen eine einstellbare Spannungsüberlagerung bei vergleichbarer Formänderung. Dies führt zu einer nahezu konstanten Dehnungsverteilung über den Außenbogen. Die Dehnungsverteilung wird durch den Biegeradius vorgegeben, der bei der Auslegung vordefiniert wird (**Bild 6.12**).

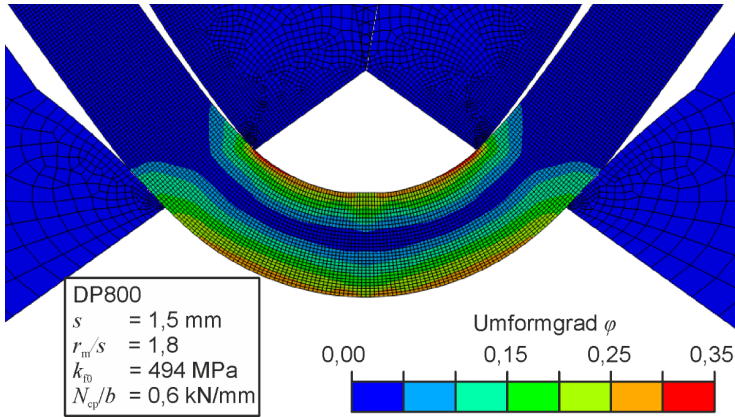


Bild 6.12: Umformgradverteilung beim RSS-Biegen

Zur Analyse des gesamten Lastpfades wird ein einzelnes Element am Außenbogen numerisch betrachtet (**Bild 6.13**). Es findet zunächst, wie theoretisch erwartet, eine Biegung unter radialer Spannungsüberlagerung statt (Triaxialität $\eta < 0,57$ und zunehmender Umformgrad). Anschließend findet für den betrachteten Punkt eine Biegung ohne Spannungsüberlagerung statt ($\eta = 0,57$). Die wandernde Umformzone ist der Grund für den konstanten Umformgrad ab dem Stempelweg von 14 mm.

Der Anteil der Spannungsüberlagerung im gesamten Lastpfad und die Höhe der Überlagerung können durch Variation der Gegenkraft und der Werkzeuggeometrie eingestellt werden. Eine höhere Gegenkraft erhöht die radiale Druckspannungsüberlagerung im gesamten überlagerten Anteil des Lastpfades. Diese ist proportional zur wirkenden Kraft an der Kontaktfläche. Eine erhöhte radiale Spannungsüberlagerung verringert die Triaxialität.

Die Lastpfade schneiden sich bei Erhöhung des Gegendruckes jeweils nicht (**Bild 6.14**). Der Umformgrad am Ende des Prozesses bleibt nahezu konstant. Die Triaxialität ist im Prozessverlauf nicht konstant, da sich das rotierende Werkzeug um den analysierten Punkt bewegt. Es wird hier aus prozesstechnischer Sicht ein Element 0,4 mm vom Scheitelpunkt entfernt dargestellt, da für dieses Element das elastische Anbiegen beim

ersten Kontakt mit dem Gegendruckwerkzeug für alle untersuchten Gegendrucke bereits überwunden ist.

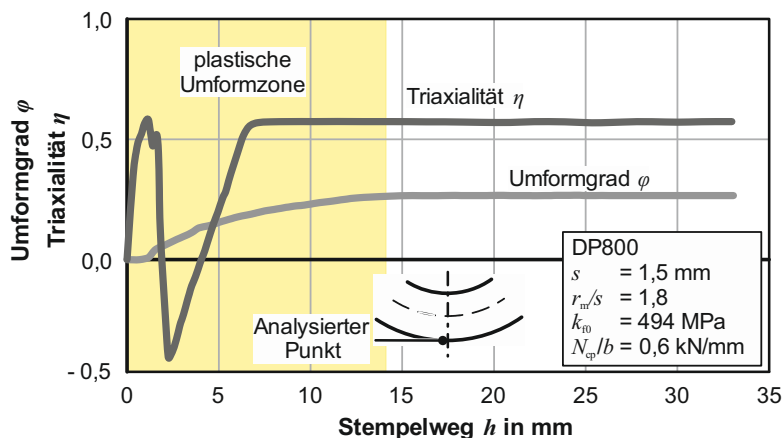


Bild 6.13: Triaxialität und Vergleichsumformgrad am Außenbogen während des RSS-Biegens

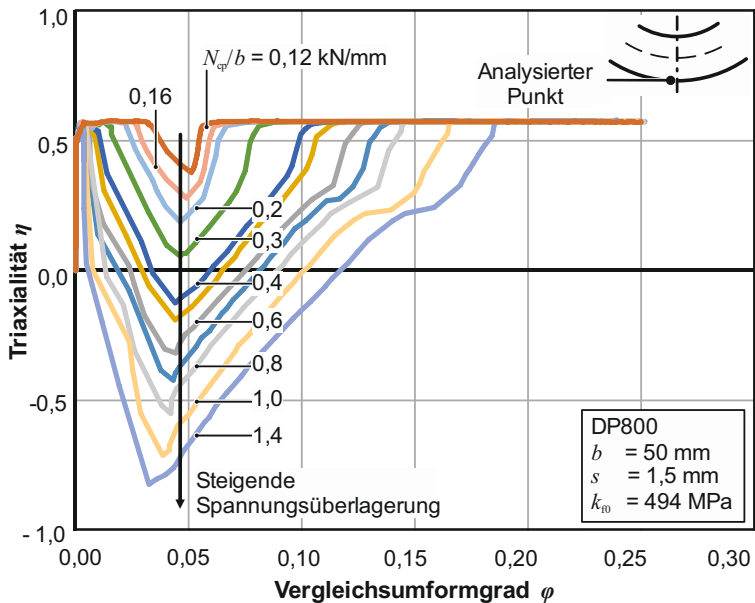


Bild 6.14: Lastpfade beim RSS-Biegen in Abhängigkeit der Spannungsüberlagerung

Die Spannungsüberlagerung wird im analytischen Modell als hydrostatisch angenommen. Daher muss der deviatorische Spannungszustand für eine gegebene Krümmung vergleichbar sein. Die numerisch bestimmten deviatorischen und hydrostatischen Spannungstensoren der verschiedenen Spannungsüberlagerungen zeigen, dass diese Annahme für den genutzten Bereich der Spannungsüberlagerung gilt (**Tabelle 6.3**).

Tabelle 6.3: Deviatorischer und hydrostatischer Spannungszustand während der Spannungsüberlagerung am Außenbogen für zwei Gegendrucke

	$\sigma_3/k_f = -0,50$	$\sigma_3/k_f = -0,65$
	$N_{cp}/b = 0,30 \text{ kN/mm}$	$N_{cp}/b = 0,42 \text{ kN/mm}$
Deviatorischer Spannungstensor σ^d	$\begin{pmatrix} 479,6 & 0 & 0 \\ 0 & 8 & 0 \\ 0 & 0 & -487,6 \end{pmatrix} \text{ MPa}$	$\begin{pmatrix} 481,8 & 0 & 0 \\ 0 & 3,9 & 0 \\ 0 & 0 & -485,7 \end{pmatrix} \text{ MPa}$
Hydrostatischer Spannungstensor σ_h	$\begin{pmatrix} 47 & 0 & 0 \\ 0 & 47 & 0 \\ 0 & 0 & 47 \end{pmatrix} \text{ MPa}$	$\begin{pmatrix} -87 & 0 & 0 \\ 0 & -87 & 0 \\ 0 & 0 & -87 \end{pmatrix} \text{ MPa}$

Die Spannungsüberlagerung im schädigungsrelevanten Bereich kann als hydrostatisch wirkend angesehen werden. Die Dehnungsverteilung über der Blechdicke am Außenbogen unterscheidet sich um weniger als 10 % (**Bild 6.15**). An den äußersten Fasern ist die Abweichung geringer als 6 %.

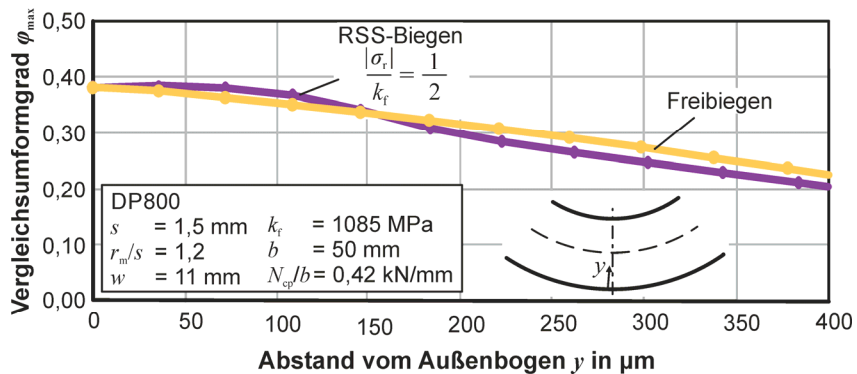


Bild 6.15: Umformgradverläufe über der Blechdicke bei unterschiedlichen gebogenen Bauteilen

6.3 Fazit

Das vorgestellte analytische Modell ist in der Lage, die wirkenden Kräfte und Spannungen vorherzusagen. Durch die Vorhersage der resultierenden Triaxialität kann die erwartete Schädigungsentwicklung abgeschätzt werden. Mittels des RSS-Biegens sind negative Triaxialitäten einstellbar, die die Porenentwicklungen verhindern. Die minimale Triaxialität beim Elastomerbiegen wird deutlich unterschritten. Die theoretisch erwarteten Prozesscharakteristika der nahezu konstanten Dehnung im Außenbogen der Umformzone und der wandernden Umformzone sind nachgewiesen. Das neue Biegeverfahren mit radialer Druckspannungsüberlagerung bietet das Potenzial der Lastpfadeinstellung und damit der Schädigungskontrolle. Dadurch, dass die Lastpfade sich bei steigendem Gegendruck nicht schneiden, kann die Triaxialität als Maß für die erwartete Schädigung genutzt werden.

7 Lastpfadeinfluss auf die Schädigungsentwicklung

In diesem Kapitel werden zunächst die genutzten Methoden zur Schädigungscharakterisierung dargestellt. Anschließend werden Grundversuche durchgeführt, um die Porenentwicklung bei unterschiedlichen Spannungszuständen zu charakterisieren. Dabei ist die Schädigungsentwicklung bei Belastungen, die für das Blechbiegen relevant sind, vordergründig. Geometrisch identische Biegeteile werden über unterschiedliche Prozessrouten gefertigt und auf deren Schädigungsentwicklung untersucht, um den Einfluss des Lastpfades auf die Schädigung zu analysieren.⁶

7.1 Methoden zur Schädigungscharakterisierung

Für die qualitative und quantitative Ermittlung der Porenfläche oder des Porenvolumens und der Detektion der wirkenden Schädigungsmechanismen werden mikroskopische Methoden genutzt. Zur quantitativen Analyse der Porenfläche in mikroskopischen Aufnahmen werden Bildverarbeitungsmethoden benötigt, um die Poren von den weiteren einzelnen Phasen, wie Ferrit, Martensit, und von Inhomogenitäten, wie Einschlüssen, zu separieren. Für die integrale Analyse des Porenvolumens kann die Dichtemessung genutzt werden.

7.1.1 Mikroskopische Untersuchungen

Bei der mikrostrukturellen Untersuchung werden einzelne Schlibfbilder im Lichtmikroskop oder im Rasterelektronenmikroskop nach der Umformung analysiert. Dabei werden die zu untersuchenden Proben jeweils an der gewünschten Stelle getrennt, die Schnittflächen präpariert und untersucht. Dadurch können zweidimensionale Analysen der Poren durchgeführt werden. Eine quasi dreidimensionale Abbildung der Poren ist über schichtweises Materialabtragen möglich, jedoch sehr aufwendig.

Eine weitere Methode der Materialtrennung stellt das unterkühlte Durchschlagen nach Hoefnagels-Tasan dar. Diese Methode benötigt neben dem Durchschlagen keine weitere Probenpräparation. Im Folgenden werden sowohl die genutzte konventionelle Probenpräparation als auch die Hoefnagels-Tasan-Methode erläutert.

Konventionelle Probenpräparation

Für die mikroskopischen Untersuchungen wird folgende Präparationsmethode genutzt:

1. Trennen
2. Einbetten
3. Schleifen (Körnung: 180, 320, 800, 1200, 2400, 4000)
4. Polieren (3 μm , 1 μm , 0,25 μm)
5. Ätzen in 1 %-iger Nital-Lösung für 10 s

⁶ Auszüge aus diesem Kapitel sind in (Münstermann et al., 2019) und (Meya et al., 2019a) veröffentlicht.

Durch die Ätzung ist es möglich, die einzelnen Gefügebestandteile über die entstehenden Höhenprofile zu separieren. Damit können die Entstehungsorte der Schädigung identifiziert werden.

Probenpräparation nach Hoefnagels-Tasan

Die Präparationsmethode zur dreidimensionalen Porenanalyse nach Hoefnagels-Tasan ist bereits an Zugproben erprobt (Hoefnagels et al., 2008). Die Methodik wird in dieser Arbeit auf gebogene Bauteile übertragen und ist im **Bild 7.1** dargestellt.

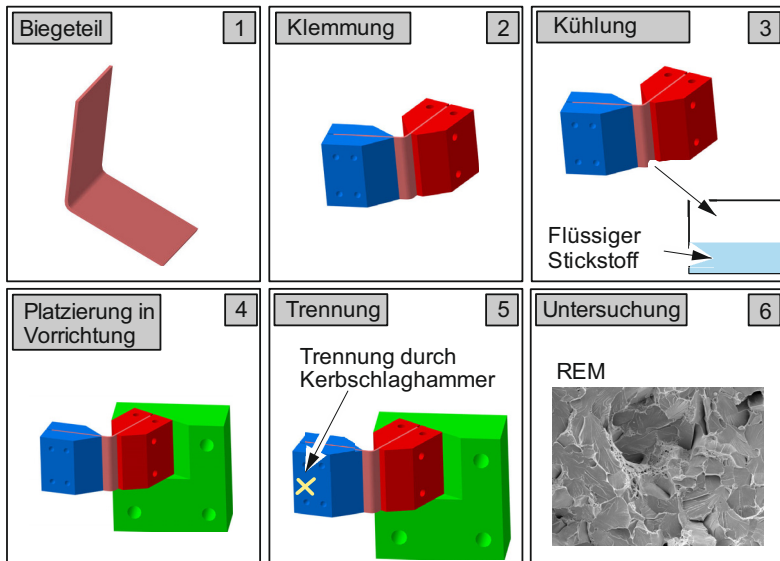


Bild 7.1: Versuchsmethodik der Hoefnagels-Tasan-Methode für gebogene Bauteile

Ein Biegeteil wird mitsamt einer Klemmung in flüssigem Stickstoff gekühlt. Anschließend wird die Klemmung in einer Vorrichtung, die mit einem konventionellen Kerbschlagbiegehammer verbunden ist, platziert. Die Vorrichtung ist so zu konzipieren, dass diese rasch im Kerbschlagbiegehammer fixiert werden kann. Nach der Trennung durch den Kerbschlaghammer werden beide Bruchflächen ohne weitere Präparation im Rasterelektronenmikroskop untersucht. Die Biegeprobe bricht dabei in der Scheitelachse, da bereits eine Schwächung durch die Porenevolution in der Umformzone stattgefunden hat. Durch das Unterkühlen der Proben mit flüssigem Stickstoff (-196 °C) wird die Duktil-Spröd-Übergangstemperatur des Werkstückes unterschritten. Dadurch werden duktile Verformungen während des Durchschlagens weitestgehend verhindert. Es treten spröde Risse entlang der Poren aufgrund der Schwächung des Querschnittes auf. Die

Kerbschlagenergie in Abhängigkeit von der Temperatur ist für einen DP780 im **Bild 7.2** dargestellt. Das Unterschreiten der Übergangstemperatur (ca. $T_k = -40\text{ °C}$) resultiert in einer deutlich gesunkenen Kerbschlagenergie.

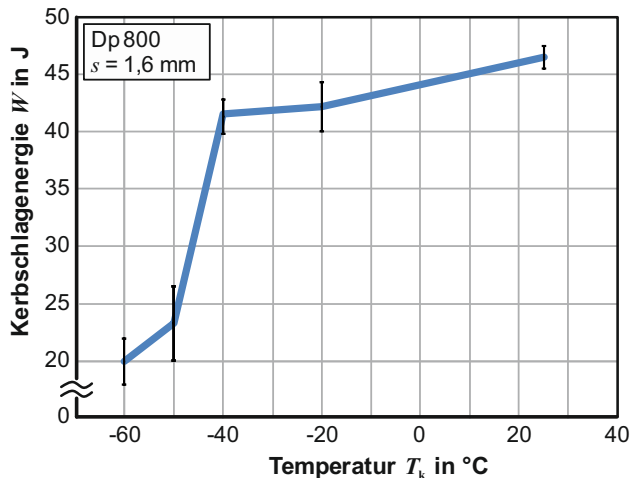


Bild 7.2: Temperaturabhängigkeit der Kerbschlagenergie eines Dualphasenstahls DP780; Darstellung nach Fang et al. (2018)

Die genutzte Vorrichtung⁷ zur Probenklemmung und raschen Platzierung im Kerbschlagbiegehammer ist im **Bild 7.3** gezeigt. Zur Durchtrennung von gebogenen Bauteilen ist ein Adapter für den Kerbschlagbiegehammer entwickelt worden, der an dessen Widerlager montiert wird. Die Biegeprobe wird mit den beiden farbig markierten Klemmungen in flüssigem Stickstoff gekühlt. Anschließend wird das Blech mitsamt Klemmungen in der Probenaufnahme platziert. Dies kann rasch ohne eine Verschraubung in das Lager stattfinden. Die Probenaufnahme ist vor dem Versuch auf den jeweiligen Biegewinkel im Lager anzupassen, sodass der Hammer reproduzierbar senkrecht auf die Probenoberfläche trifft. Die Biegeprobe wird so eingesetzt, dass beim Durchschlagen der Außenbogen unter Zugspannungen belastet ist. Damit wird eine Rissinitiierung in dem schädigungsrelevanten Außenbogen gewährleistet.

⁷ Entwicklung und Konstruktion der Vorrichtung im Rahmen der Projektarbeit von G. Bosse und P. Rethmann: Entwicklung einer Vorrichtung zum Trennen von Blechproben durch Sprödbruch, Technische Universität Dortmund, 2018, betreut durch R. Meya und A.E. Tekkaya.

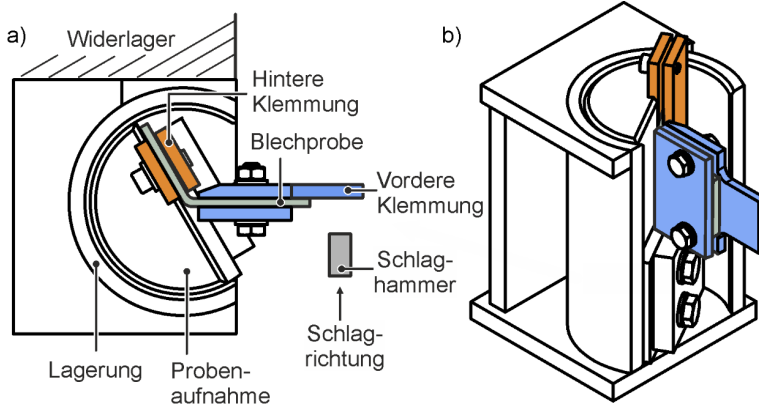


Bild 7.3: a) Draufsicht der Vorrichtung des Schlagversuchs zur unterkühlten spröden Durchtrennung von Biegeteilen und b) Isometrische Ansicht

Lichtmikroskopische Aufnahmen

Die lichtmikroskopischen Aufnahmen von präparierten Biegeproben werden mit dem Zeiss Auflichtmikroskop Axio Imager.M1m aufgenommen. Die maximale Vergrößerung des genutzten Lichtmikroskops ist 1000-fach. Für eine repräsentative Aussage ist eine geringe Anzahl von Aufnahmen pro Probe notwendig, da große Bildausschnitte aufgenommen werden können (bei 200- bis 500-facher Vergrößerung). Eine lichtmikroskopische Aufnahme am Außenbogen einer ungeätzten Biegeprobe weist keinen großen Detailgrad auf (**Bild 7.4**).

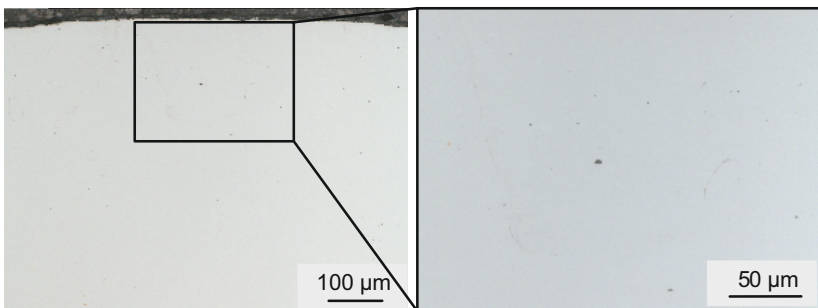


Bild 7.4: Lichtmikroskopische Aufnahme des Außenbogens eines gebogenen Bauteils bei 200-facher (links) und 500-facher Vergrößerung (rechts)

Es wird deutlich, dass die dunklen Stellen in der Aufnahme keiner dehnungsbasierten Häufigkeitsverteilung folgen. Aufgrund der steigenden Dehnung zum Außenbogen hin

sollten dort Defekte deutlich vermehrt auftreten. Geringe Porengrößen ($\approx 1 \mu\text{m}^2$) können nicht detektiert werden. Auch bei höherer Vergrößerung im Lichtmikroskop können keine Rückschlüsse auf die Entstehung der Poren getroffen werden. Es werden hauptsächlich Einschlüsse dargestellt. Eine quantitative Analyse ist aufgrund der fehlenden Vergrößerung und der Unschärfe nicht möglich.

Rasterelektronenmikroskopie

Zur Erreichung höherer Vergrößerungen (bis zu 20000-fach) wird das Rasterelektronenmikroskop (REM) genutzt. Dies ermöglicht, die im Lichtmikroskop unerkannten Poren ($<1 \mu\text{m}^2$) zu detektieren und die Porenentstehungsmechanismen zu analysieren. Das REM rastert die Objekt Oberfläche mittels eines feingebündelten Elektronenstrahls ab. Es werden in dieser Arbeit sowohl das Großkammer-REM Mira XI (Fa. Visitec) als auch das LEO 1530 (Fa. Carl Zeiss Microscopy GmbH)⁸ sowie das FEI Helios 600i zur Porenanalyse genutzt.

In den geätzten Schlifflinien erscheint der Ferrit in einem dunklen Grau und liegt tiefer, da dieser stärker geätzt wird als der Martensit. Die hellgrauen Flächen sind harte Martensitinseln (**Bild 7.5**).

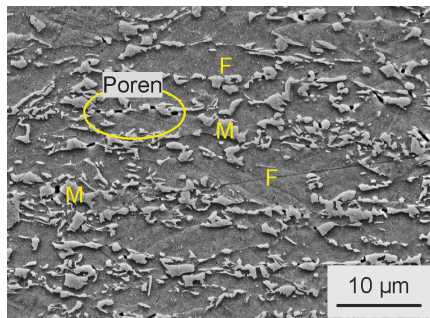


Bild 7.5: Mikrostruktur des geätzten DP800

Der Nachteil einer hochauflösenden REM-Untersuchung ist der kleine aufgenommene Bildabschnitt einer einzelnen Aufnahme ($100 \mu\text{m} \times 100 \mu\text{m}$). Dadurch muss eine Vielzahl von Bildern aufgenommen werden, um repräsentative Daten zu generieren. Diese Einzelbilder können zur Analyse zu einem Panorama über Bildverarbeitung zusammengefügt werden. Die Methodik der Erstellung und der Auswertung des entstehenden Panoramas ist im **Bild 7.6** dargestellt.

⁸ Die Untersuchung an diesem REM wurde von Carl Kusche, IMM der RWTH Aachen, durchgeführt.

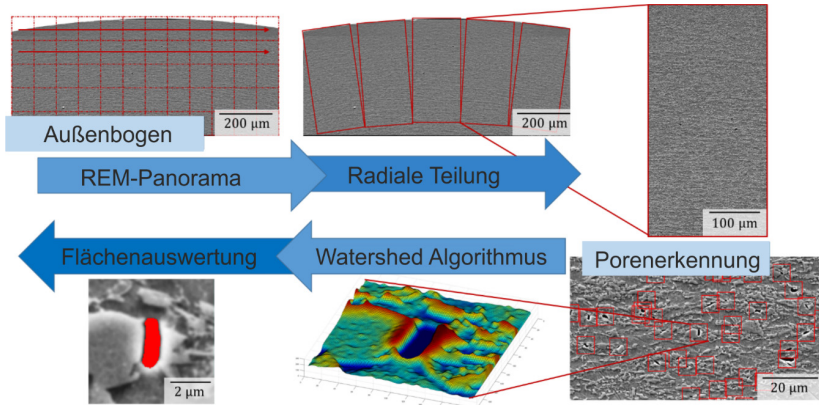


Bild 7.6: Methodische Vorgehensweise bei der Panoramaerstellung im Rasterelektronenmikroskop, der Porenerkennung und Flächenauswertung; Darstellung nach Meya et al. (2019a)

Es werden Bilder mit einer flächenmäßigen Überlappung von 20 % aufgenommen, damit im post-processing nahtlose Bilder erzeugt werden können. Dazu wird der Stitchingalgorithmus, der auf der VLFeat Matlab toolbox (Vedaldi und Fulkerson, 2010) basiert, genutzt⁹. So entsteht ein sogenanntes *Panorama* mit den Abmessungen 1000 µm x 500 µm. Durch die Panoramaaufnahme ist es möglich, an jeder Stelle mit hoher Auflösung Detailbetrachtungen durchzuführen (**Bild 7.7**).

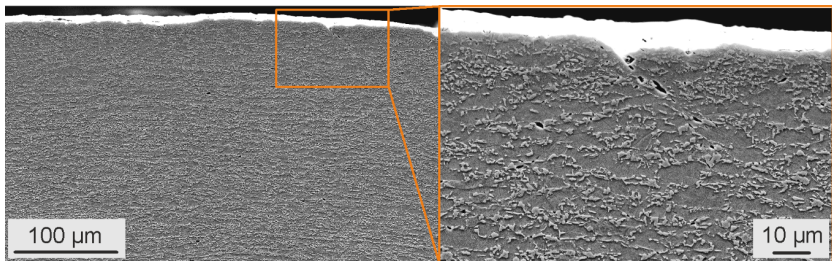


Bild 7.7: Panorama eines Außenbogens eines makroskopisch fehlerfreien Bauteils (links), Nahaufnahme vor der Porenvereinigung und Rissentstehung (rechts)

Anschließend werden fünf einzelne radiale Streifen mit einer Länge von 3000 Pixel in dieses Panorama gelegt, um ortsaufgelöst den Porenflächenanteil über der Blechdicke zu bestimmen. Die Auflösung liegt bei 32 nm/px. Die äußerste gemittelte Porenfläche wird 48 µm von der Außenkante ausgewertet. Die weiteren Porenflächenanteile werden

⁹ Die Untersuchung und Methodik wurde von Carl Kusche, IMM der RWTH Aachen, erarbeitet.

fortlaufend in Abständen von 20 μm ausgewertet. Die Porenevolution wird quantitativ im Querschliff untersucht (**Bild 7.8**). Da die Schädigung volumetrisch im Bauteil auftritt, müssten theoretisch die Porenflächenanteile in allen Schnittrichtungen identisch sein. Entlang des Querschliffes findet am Außenbogen eine Längung der Biegefasern statt, sodass auch von einer Längung der Poren auszugehen ist. Im Längsschliff bleiben die einzelnen Porenflächen aufgrund der Stauchung in Richtung der Blechdicke gering. Es ist daher statistisch im Querschliff weniger wahrscheinlich, eine Pore zu detektieren. Eine detektierte Pore ist hingegen größer als im Längsschliff. Aufgrund der Verschmierungseffekte während der Präparation, insbesondere bei geringen Porengrößen, wird der Querschliff detailliert untersucht.

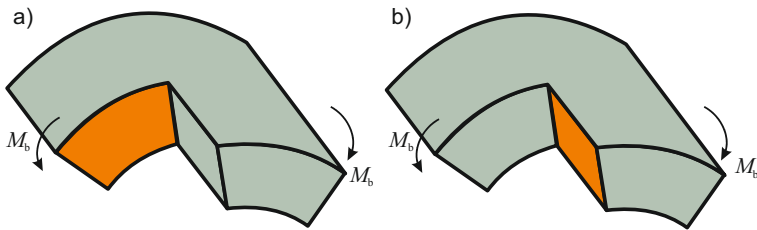


Bild 7.8: Betrachtete Flächen im a) Quer- und b) Längsschliff zur Panoramaerstellung

Die Poren in der Mikrostruktur werden über Grauwerte identifiziert. Eine Auswertung der Porenflächen findet über *Watershed* Algorithmus (Vincent und Soille, 1991) statt. Der Algorithmus interpretiert die Grauwerte als topologische Höhen. Anhand der maximal erreichbaren Fläche „ohne Überlaufen“ wird dann die Porenfläche ermittelt. Bei der Porenanalyse sind weiterhin Poren an Einschlüssen zu beachten. Durch die Probenpräparation können Einschlüsse aus der Matrix fallen, die dann in der Aufnahme fälschlicherweise als Poren detektiert werden. Die Morphologie der Poren an Einschlüssen unterscheidet sich dabei deutlich von den weiteren Porenentstehungsmechanismen im untersuchten Werkstoff DP800. Die in Biegeteilen beispielhaft identifizierte Porenentstehungsmechanismen sind im **Bild 7.9** dargestellt. Es treten alle aus dem Stand der Kenntnisse für DP800 bekannten Porenentstehungsmechanismen beim Biegen auf. In der Nähe des Außenbogens bei gebogenen Bauteilen findet auch bereits eine Porenkoaleszenz ohne makroskopische Risse an der Oberfläche statt (**Bild 7.9c**).

Zur Separation der Poren, die durch herausgefallene Einschlüsse (typischerweise TiN) entstanden sind, wird ein Maschine-Learning-System genutzt (Kusche et al., 2018). Kusche et al. (2019) zeigen für den genutzten Werkstoff DP800 anhand eines einachsigen Zugversuchs, dass der Anteil der Poren, die an Einschlüssen entstehen, gegenüber den Poren, die an Phasengrenzen entstehen, bei Umformgraden über 0,16 vernachlässigt werden kann.

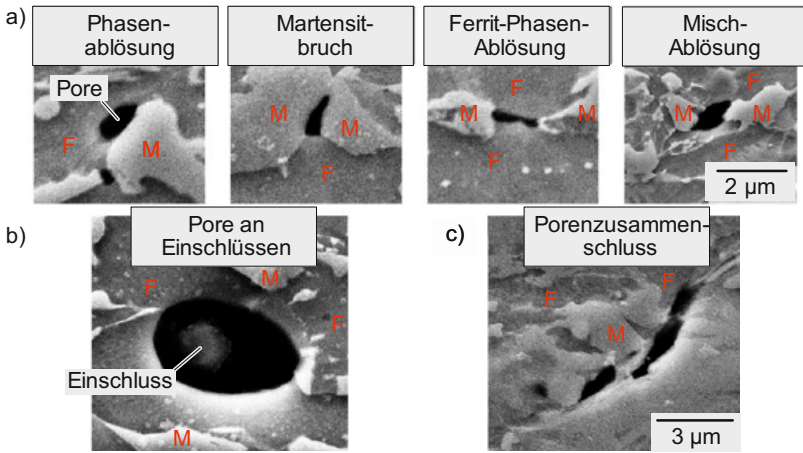


Bild 7.9: Beispiele für die Schädigungsmechanismen im untersuchten DP800: a) Porenstehungsmechanismen an Phasengrenzen b) Poren an Einschlüssen und c) Porenzusammenschluss nahe dem Außenbogen

7.1.2 Dichtemessung

Nach Lemaitre und Dufailly (1987) stellt die Dichtemessung eine Möglichkeit der Bestimmung des Porenvolumens dar. Die makroskopische Dichte des gesamten Bauteils nimmt mit zunehmendem Porenvolumen ab. Der Schädigungswert D kann nach Bompard (1986) über die Dichte des ungeschädigten Bauteils ρ im Verhältnis zum geschädigten Bauteil $\tilde{\rho}$ unter Annahme von kugelförmigen Poren wie folgt dargestellt werden:

$$D = \left(1 - \frac{\tilde{\rho}}{\rho}\right)^{2/3}. \quad (7.1)$$

Der Kern der Dichtemessung ist die hydrostatische Wägung. Das physikalische Prinzip beinhaltet, dass ein in Flüssigkeit getauchter Körper seine Gewichtskraft entsprechend der Gewichtskraft des verdrängten Flüssigkeitsvolumens reduziert. Das Prinzip kann sowohl für Flüssigkeits- als auch für Feststoffdichtemessungen genutzt werden. Dazu muss entweder die Dichte des eingetauchten Körpers oder die Dichte der Messflüssigkeit bekannt sein. Im Gegensatz zur klassischen Archimedischen Dichtemessung wird nicht das Volumen der verdrängten Flüssigkeit durch einen Überlauf gemessen, sondern es werden Wägedifferenzen gemessen (**Bild 7.10**).

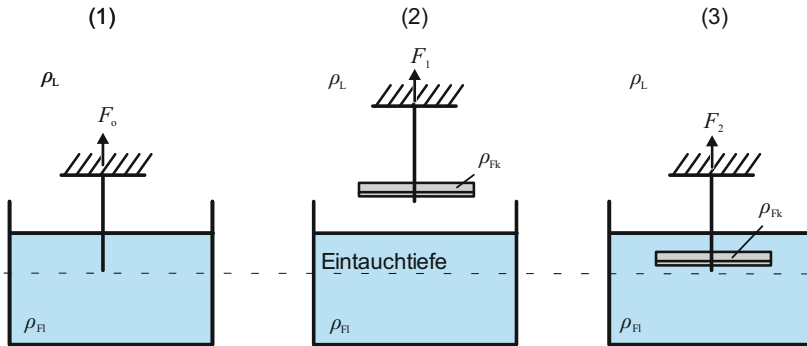


Bild 7.10: Ablauf der Dichtemessung: (1) Kalibrierung der Probenaufhängung, (2) Luftwägung, (3) Probenwägung in der Messflüssigkeit

Es findet nach der Eliminierung des Einflusses der Halterung durch Tarieren (1) eine Wägung der Probe in der Umgebungsluft statt (2). Anschließend wird die Probe untergetaucht und erneut gewogen (3). Dieser Vorgang wird beliebig oft und lang durchgeführt, um Einflüsse von Gasblasen oder der Temperatur auszuschließen.

Die Dichte eines Festkörpers ρ_{FK} kann nach den physikalischen Zusammenhängen wie folgt bestimmt werden (Gl. (7.2)):

$$\rho_{FK} = \frac{\rho_{FL} - \rho_L}{1 - \frac{W_2}{W_1}} + \rho_L \quad (7.2)$$

Es werden die Dichte der Messflüssigkeit ρ_{FL} und der Umgebungsluft ρ_L , der Festkörperwägewert außerhalb der Messflüssigkeit W_1 und untergetaucht in der Messflüssigkeit W_2 benötigt.

Anhand von Messnormalen wird die Dichte der Messflüssigkeit geprüft und gegebenenfalls neu bestimmt. Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Messungen wird entweder Ethanol oder Diiodmethan genutzt. Bei geringen Messvolumina findet aufgrund der höheren Messauflösung Diiodmethan (CH_2I_2) Anwendung. Diiodmethan ist eine Schwerflüssigkeit und erzeugt einen größeren Auftrieb, der die Messgenauigkeit der Wägezelle erhöht. In der Literatur wird die Dichte von Diiodmethan mit $3,325 \text{ g/cm}^3$ bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$ angegeben (Rappoport, 1967). Messungen des genutzten Diiodmethan ergeben eine Dichte von $3,3406 \text{ g/cm}^3$ (Breitwieser, 2018). Das genutzte Ethanol weist dabei je nach Reinheitsgrad eine Dichte von $0,798 \text{ g/cm}^3$ auf.

Zur hochpräzisen Messung der Dichte wird das von IMETER entwickelte Dichtemesssystem IMETER V6 benutzt (Bild 7.11). Die Dichtemessung findet in einer Behausung

statt, um Einflüsse der Luftströmung zu verringern. Die Proben werden über einen dünnen Wolfram-Draht ($D = 40 \mu\text{m}$) und einem Magneten mit der Wägezelle (Fa. Sartorius) verbunden. Die Temperierung der Messflüssigkeit erfolgt über ein externes, an das Doppelwandgefäß angeschlossenes Thermostat.

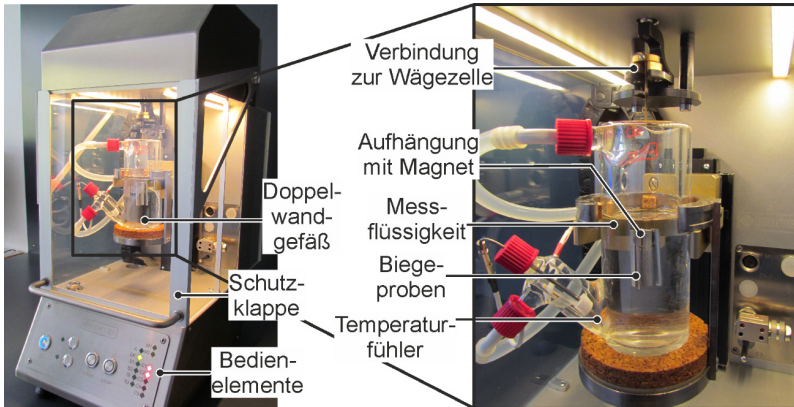


Bild 7.11: Genutztes Dichtemessgerät IMETER V6 und vergrößerte Ansicht des Messgefäßes

Die wichtigsten Kenngrößen des Systems sind in **Tabelle A.1** im Anhang dargestellt. Im Gegensatz zu konventionellen Dichtemessgeräten erlaubt dieses die automatisierte Dichtemessung in einem temperierten Gefäß bei hoher Messgenauigkeit ($< 0,004 \text{ g/cm}^3$). Die Messgenauigkeit bei der Dichtebestimmung hängt von dem zu prüfenden Bauteil, dessen Rohdichte und den Umgebungseigenschaften ab. Daher werden die Umwelteinflüsse Temperatur, Druck und Luftfeuchte während der Messung dokumentiert und in der Auswertung berücksichtigt. Die Fehlereinflüsse auf die Dichtemessung und dessen Kompensation sind in **Tabelle 7.1** dargestellt.

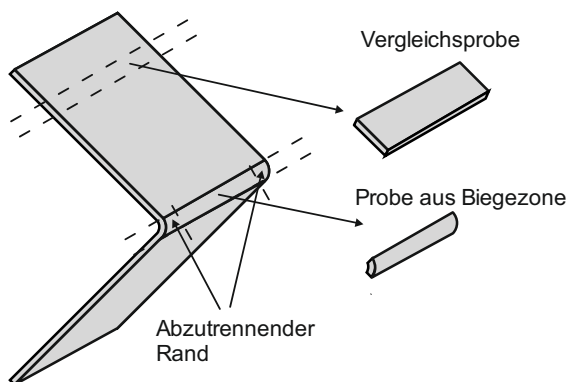
Der Einfluss anhaftender Gasblasen oder Temperaturdifferenzen zwischen Probe und Messflüssigkeit wird durch mehrfache Messungen eliminiert. Der Fehler durch entstehende Flüssigkeitsmeniski kann über eine intelligente Versuchsdurchführung ausgeschlossen werden (Breitwieser, 2003). Die Richtigkeit der Wägungen wird durch automatische Justierung der Wägezelle sichergestellt.

Die Dichtemessung wird in dieser Arbeit sowohl für Zugproben als auch Biegeproben genutzt. Bei Zugproben werden die einzelnen Dichteproben aus einem Bereich innerhalb der Messlänge präpariert. Die Biegeprobe wird entlang der Umformzone herausgetrennt (**Bild 7.12**).

Tabelle 7.1: Fehlereinflüsse und dessen Kompensation beim IMETER V6 Dichtemessgerät

Fehlereinfluss	Kompensation/Verringerung
Temperatur der Flüssigkeit	Umwälzthermostat, Doppelwandtemperiergefäß und Temperaturmessung in der Messflüssigkeit
Gasblasen	Mehrfaches automatisches Ein- und Austauschen der Probe
Wägefehler/ Fehler von Gewichts- und Auftriebsmessung	Stetige Kalibrierung und intelligente Messungen sowie externe Probenwägungen möglich
Drift	Kurze Zeitspanne zwischen den Messungen
Luftdichte	Messung der Luftdichte vor jeder Messung
Flüssigkeitswulst an der Aufhängung in der Phasengrenze und Auftrieb des Befestigungsmaterials	Methode der Meniskuseliminierung (Breitwieser, 2003)

Zusätzlich wird der Rand der Biegezone getrennt, da dort während der Umformung kein ebener Formänderungszustand herrscht. Zum Vergleich werden Proben ähnlichen Volumens aus dem undeformierten Schenkel getrennt. Die herausgetrennten Proben werden je nach Anwendungsfall gebündelt, da ein höheres Probenvolumen die Messgenauigkeit verbessert.

**Bild 7.12:** Probenentnahmeorte bei gebogenen Bauteilen

7.2 Schädigungsentwicklung bei Grundversuchen

Im ersten Schritt wird die Schädigungsevolution an Grundversuchen untersucht. Diese erzeugen grundlegende und bekannte Belastungen. Anhand der Grundversuche wird die Anwendbarkeit der im Abschnitt 2.2.3 und 7.1 beschriebenen Methoden zur Schädigungscharakterisierung für den genutzten DP800 untersucht. Die Porenentwicklung wird bei Spannungszuständen analysiert, die für das Biegen relevant sind. Dies sind aufgrund der Zugspannungszustände am Außenbogen während der Biegung der konventionelle Zugversuch und der Zugversuch im ebenen Formänderungszustand. Durch den zusätzlich aufgebrachtten Gegendruck beim RSS-Biegen werden hydrostatische Spannungen überlagert, die die Triaxialität senken. Daher wird als Versuch der ebene Torsionsversuch mit Nut untersucht, da niedrige Triaxialitäten bei gleichem Lode-Winkel-Parameter auftreten.

7.2.1 Zugversuche

Die Schädigungsevolution wird sowohl anhand konventioneller A80-Zugproben (DIN EN ISO 6892-1, 2017) als auch anhand von Zugversuchen im ebenen Formänderungszustand untersucht.

Konventionelle Zugversuche

Zur Analyse der Schädigungsentwicklung in Zugversuchen ($\eta = 1/3, \bar{\theta} = 1$) werden Dichtemessungen an gestoppten Zugproben durchgeführt sowie die Abnahme des Elastizitätsmoduls über dem Umformgrad bestimmt.

Dichtemessung

Die Dichte wird im Ausgangszustand und bei verschiedenen Umformgraden ermittelt (Bild 7.13).

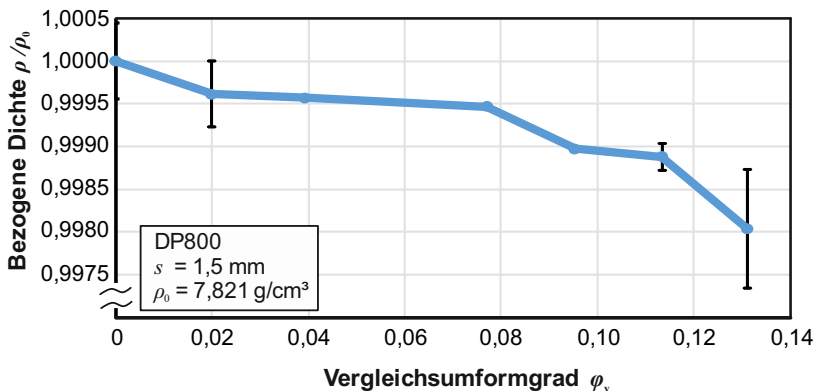


Bild 7.13: Bezogene Dichte in Abhängigkeit des Umformgrades bei konventionellen Zugversuchen des genutzten DP800

Bei einem Umformgrad von $\varphi_v = 0,10$ nimmt diese um 0,1 % im Vergleich zum Ausgangszustand ab. Dies ist sowohl auf das steigende Porenvolumen, als auch auf die höhere Versetzungsdichte durch die Umformung zurückzuführen. Die Dichteabnahme steigt bei wachsendem Umformgrad. Ein exponentieller Anstieg der Porenanzahl mit steigender Umformung kann anhand von gestoppten Zugversuchen für dasselbe Material in Kusche et al. (2019) mittels Rasterelektronenmikroskopie gezeigt werden.

Abnahme des Elastizitätsmoduls

Eine weitere Methode zur Bestimmung der Schädigungsentwicklung ist die Messung der Abnahme des Elastizitätsmoduls. In der Literatur wird eine Degradation des Elastizitätsmoduls beispielsweise von Lemaitre und Dufailly (1987) auf die steigende Schädigung zurückgeführt. Einen Zusammenhang zwischen der Schädigung und der Abnahme des Elastizitätsmoduls unter Separation des Plastizitätseinflusses können Hering und Tekkaya (2019) für die Kaltmassivumformung nachweisen.

Für den genutzten Werkstoff DP800 kann eine Degradation des Elastizitätsmoduls von 13 % bei einem Umformgrad von $\varphi_v = 0,1$ festgestellt werden (vgl. 4.1, S. 39), was deutlich höher ist als die relative Dichteänderung ($\approx 0,1$ %). Eine Abnahme des Elastizitätsmoduls von bis zu 20 % kann auch in weiteren Arbeiten für den Werkstoff DP1000 festgestellt werden (Münstermann et al., 2019).

Zugversuch im ebenen Formänderungszustand

Zur Erreichung des ebenen Formänderungszustandes unter Zugbelastung werden Proben mit einer einseitigen Nut verwendet (**Bild 7.14**).

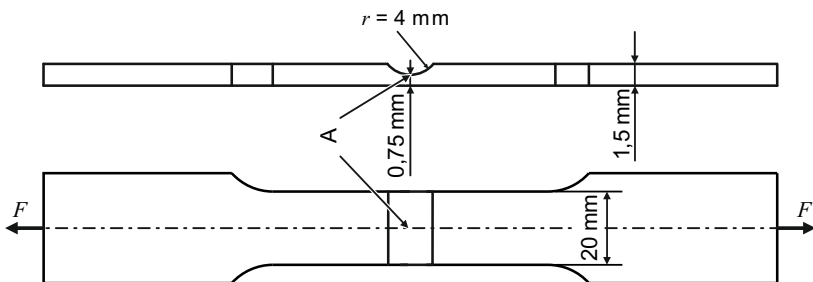


Bild 7.14: Genutzte Probengeometrie für Zugversuche im ebenen Formänderungszustand

In diesem Versuch wird im Punkt *A* eine Belastung hervorgerufen, die der Belastung an der äußersten Faser beim Blechbiegen ($\eta = 0,57, \bar{\theta} = 0$) ähnlich ist. Der Verlauf der Triaxialität und des Lode-Winkel-Parameters über dem Umformgrad ist im **Bild 7.15** dargestellt. Die Bruchdehnung beim Zugversuch im ebenen Formänderungszustand erreicht einen experimentell mit ARAMIS innerhalb der Nut gemessenen Umformgrad

von maximal $\varphi_B = 0,16$. Der Umformgrad beim Versagen liegt damit deutlich unter den maximal erreichbaren Formänderungen beim Freibiegen von DP800 ($\varphi_B \approx 0,5$). Dies ist auf die Stützfunktion der mittleren Fasern im Biegeteil zurückzuführen, da diese unter geringeren Triaxialitäten belastet sind (vgl. Bild 6.9, S. 96).

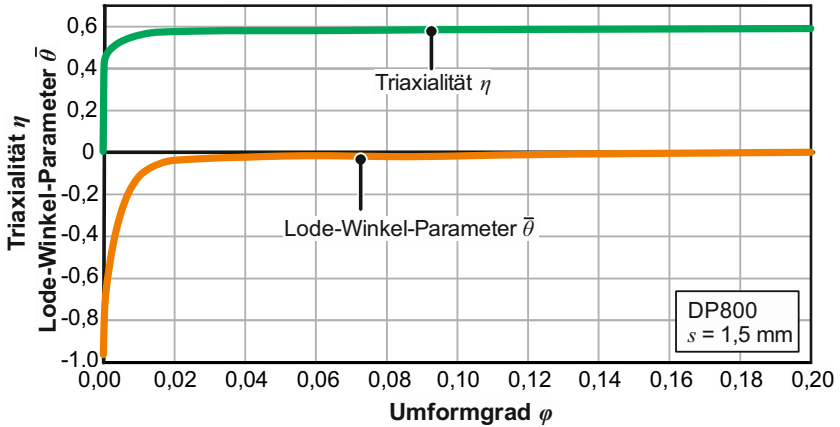


Bild 7.15: Numerisch bestimmter Verlauf von Triaxialität und Lode-Winkel-Parameter in Abhängigkeit des Umformgrades beim Zugversuch im ebenen Formänderungszustand

In REM-Untersuchungen ist zu erkennen, dass unter ebener Formänderung im Zugversuch bei einem Umformgrad von $\varphi_v = 0,14$ Poren im Material vorhanden sind (**Bild 7.16**). Diese sind teilweise bereits vereinigt. Es findet also eine Porenentwicklung bei Belastungszuständen, die dem Biegen ähnlich sind, statt.

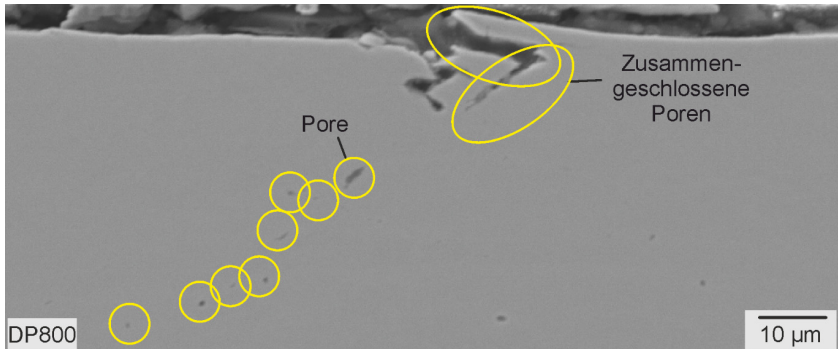


Bild 7.16: Porenentwicklung beim Zugversuch unter ebener Formänderung an der Nut bei einem Umformgrad von $\varphi_v = 0,14$.

7.2.2 Torsionsversuche

Beim RSS-Biegen wird die Triaxialität bei gleichbleibendem Lode-Winkel-Parameter verringert. Die Triaxialität kann sogar negative Werte während der Überlagerung annehmen (Bild 6.10, S.97). Zur Ermittlung der Porenentwicklung bei verringerter Triaxialität wird der ebene Torsionsversuch mit Nut genutzt. Durch die Nut im Blech wird die Formänderung lokalisiert und unerwünschte Randeffekte werden vermieden. Der Versuch erzeugt insbesondere im Nutboden eine Belastung von $\eta = 0$ und $\bar{\theta} = 0$ (Yin, 2014). Der ebene Torsionsversuch zeichnet sich dadurch aus, dass der ideale Scherzustand deutlich länger aufrechterhalten wird als bei konventionellen Scherzugproben. Dadurch sind höhere Vergleichsumformgrade erreichbar (Pöhländt und Tekkaya, 1985). Die genutzte Probengeometrie ist im **Bild 7.17** dargestellt. Am äußeren Blechrand wird ein Torsionsmoment aufgebracht, welches über eine feste Einspannung am inneren Ring aufgenommen wird.

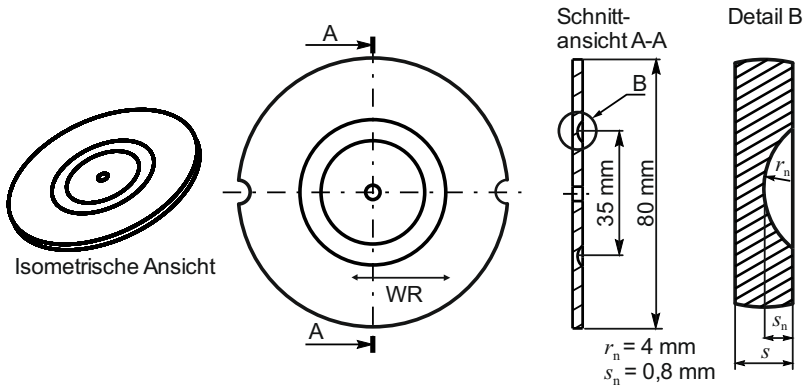


Bild 7.17: Genutzte Probengeometrie für ebene Torsionsversuche mit Nut; Darstellung nach Yin (2014) (WR = Walzrichtung, $s = 1,5$ mm)

Der ebene Torsionsversuch wird mit dem optischen Messsystem Aramis in der Nut ausgewertet. Es werden im Torsionsversuch kurz vor dem Bruch maximale Vergleichsumformgrade in der Nut von bis zu $\varphi_{B,vM} = 0,62$ erreicht, die die beim Zugversuch erreichten ($\varphi_m \approx 0,14$) weit übertreffen. Die Torsionsversuche werden zur Analyse der Porenentstehung in gestoppten Versuchen bei einem Vergleichsumformgrad $\varphi_v \approx 0,46$ mikrostrukturell untersucht. Es ist keine signifikante Porenentwicklung zu erkennen (**Bild 7.18**). Daraus folgt, dass eine Porenbildung unter Scherung stark verzögert wird, da selbst bei hohen Vergleichsumformgraden von $\varphi_v \approx 0,46$ noch keine signifikante Porenentwicklung in der Nähe des Nutbodens detektiert werden kann.

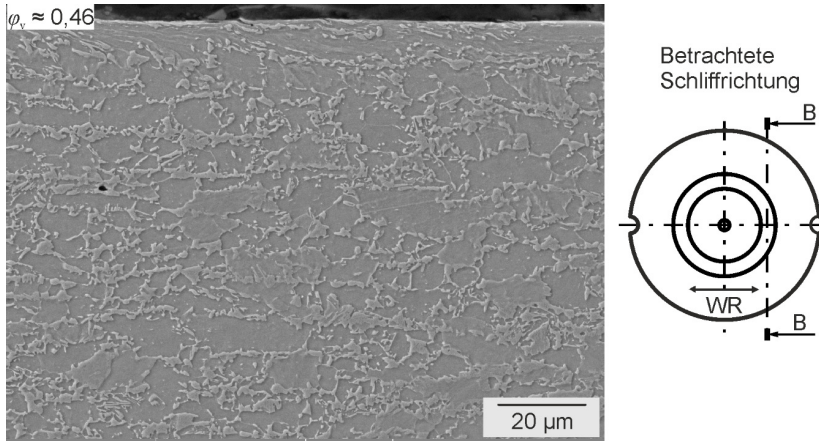


Bild 7.18: REM-Aufnahmen einer Torsionsprobe bei $\varphi_v \approx 0,46$ in der dargestellten Schliffrichtung innerhalb der Nut

Aus den Grundversuchen lässt sich ableiten, dass unter ebener Formänderung und einer einachsigen Zugbelastung eine Porenentwicklung stattfindet, wohingegen im Torsionsversuch bei höheren Umformgraden keine signifikante Porenentwicklung im REM detektierbar ist. Bei der Belastung des genutzten DP800 im einachsigen Zug wächst die Schädigung exponentiell mit dem Umformgrad. Die Belastung der genuteten Probe unter Zug ist mit der Belastung beim Freibiegen am Außenbogen vergleichbar. Die Bruchdehnung des Zugversuches im ebenen Formänderungszustand ist jedoch nicht direkt übertragbar, da die beim Biegen vorhandene Stützfunktion der mittleren Fasern nicht vorhanden ist. Bei verringerter Triaxialität und identischem Lode-Winkel-Parameter findet im ebenen Torsionsversuch bei hohen Umformgraden keine signifikante Porenentwicklung statt.

7.3 Schädigungsentwicklung in gebogenen Bauteilen

Innerhalb dieses Kapitels wird die Schädigungsentwicklung in Bauteilen mit identischer Geometrie untersucht. Dazu werden die etablierten Methoden zur Schädigungscharakterisierung auf gebogene Bauteile übertragen. Im Vordergrund der Untersuchung steht der Einfluss der radialen Spannungsüberlagerung im Vergleich zum konventionellen Freibiegen auf die Schädigung für identische Bauteilgeometrien. Ferner wird der Einfluss der Höhe der radialen Spannungsüberlagerung und unterschiedlicher Biegeradien aufgezeigt. Die durch das RSS-Biegen zusätzlich aufgebrachte maximale radiale Spannungskomponente wird in diesem Kapitel mit σ_r bezeichnet.

Die Voraussetzung für einen Vergleich der Biegeteile, die durch unterschiedliche Prozesse hergestellt wurden, ist eine identische Bauteilgeometrie. Es findet ein Vergleich

zwischen dem konventionellen Freibiegen und dem RSS-Biegen bei unterschiedlichen Drücken und Biegeradien statt. Die variierten Biegeverhältnisse, die zugehörigen Umformgrade und unterschiedlichen Drücke beim RSS-Biegen sind in **Tabelle 7.2** aufgeführt.

Tabelle 7.2: Variation der für die Schädigungsentwicklung relevanten Parameter

Parameter	Variation
Biegeverhältnis	$\psi = 1,8; 1,5 \text{ und } 1,16 \approx 1,2$
Berechneter idealer Vergleichsumformgrad am Außenbogen	$\varphi_v = 0,28; 0,33 \text{ und } 0,41$
Maximale radiale Überlagerung	$\frac{ \sigma_r }{k_f} = 0 \text{ bis } \frac{1}{2}$
Biegewinkel	$\alpha = 60 - 90^\circ$

Der Umformgrad am Außenbogen wird durch den Stempelradius und damit dem Biegemomentenverlauf beim RSS-Biegen vorgegeben. Je kleiner dieser Werkzeugradius ist, desto größer ist die Formänderung am Außenbogen des Biegeteils. Die Formänderung ist unabhängig von dem Biegewinkel, dieser wird aber dennoch zu Vergleichszwecken konstant gehalten. Die Erzeugung identischer Bauteilgeometrien erfolgt über die Anpassung der Prozessparameter beim Freibiegen. Bei kleineren Biegestempeln oder größeren Gesenkweiten wird die Formänderung am Außenbogen beim Freibiegen bei identischen Biegewinkeln geringer (Bild 4.9, S.43).

Zur Prüfung der Annahme der vergleichbaren Bauteilgeometrie werden taktil mit dem 3D-Koordinatenmessgerät Zeiss PRISMO VAST 5 HTG Krümmungsverläufe aufgenommen. Diese sind im **Bild 7.19** für frei- und druckgebogene Bauteile dargestellt.

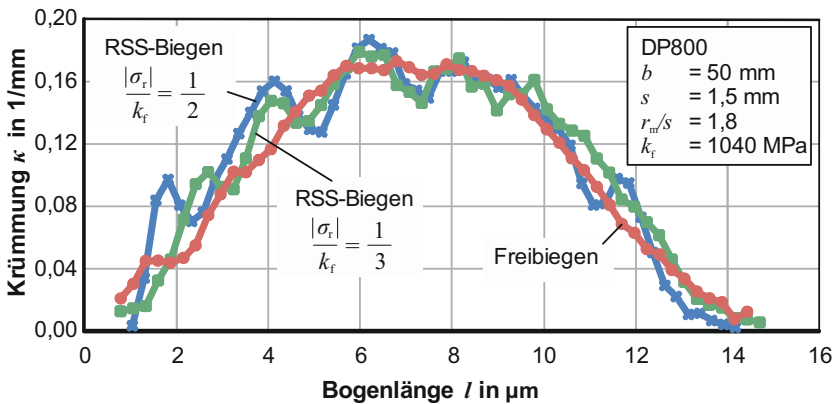


Bild 7.19: Krümmungsverläufe unterschiedlich gebogener Bauteile am Außenbogen

Durch die vergleichbaren Krümmungen beim Frei- und RSS-Biegen mit unterschiedlichen Gegendrücken kann gezeigt werden, dass die Fertigung geometrisch gleicher Bauteile über unterschiedliche Prozessrouten möglich ist.

Im Folgenden wird zunächst die Präparationsmethode nach Hoefnagels-Tasan auf Biegeteile übertragen. Anschließend werden die Porenflächen- beziehungsweise Porenvolumenanteile beim Frei- und RSS-Biegen über REM-Aufnahmen und Dichtemessungen ermittelt und gegenübergestellt.

7.3.1 Hoefnagels-Tasan-Methode

Die Methode des unterkühlten Durchschlagens nach Hoefnagels-Tasan wird auf Biegeteile übertragen. Anhand der Bruchflächen wird deutlich, dass das Versagen beim unterkühlten Durchschlagen hauptsächlich durch einen Spröbruch hervorgerufen wurde, da wabenförmige Bruchmechanismen nicht zu erkennen sind (**Bild 7.20**). Zu Vergleichszwecken sind Biegeteile, die bis zum Versagen gebogen sind, untersucht. Nur bei den duktil bis zum Versagen gebogenen Proben sind deutliche Wabenstrukturen zu erkennen. Der Deformationszustand der Poren wird also beim kalten Durchschlagen deutlich geringer duktil beeinflusst. Anhand der im Bild 7.20 markierten schwarzen Flächen am Außenbogen lassen sich Poren detektieren. Quantitative Analysen sind mit dieser Methode nicht durchführbar, da ein Abgleich der Graustufen durch die vielen Erhebungen nicht eindeutig möglich ist.

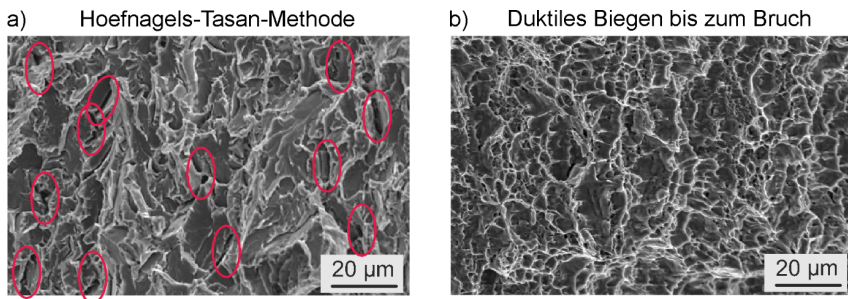


Bild 7.20: REM-Untersuchung der Bruchflächen am Außenbogen von a) unterkühltdurchgeschlagenen und b) duktil bis zum Bruch umgeformten Biegeproben (DP800)

Die Methode ist laut dem Stand der Kenntnisse dafür geeignet, dreidimensionale Informationen über die Porengestalt zu generieren. Dazu werden jeweils beide Bruchseiten im REM untersucht. Für ausgewählte Stellen in der Biegeprobe ist ein eindeutiges Betrachten exakt gegenüberliegender Flächen möglich, jedoch ist das Zuordnen aufwendig und teils mehrdeutig. Es ist selbst bei höherer Vergrößerung von 2000-fach nicht möglich, jede gegenüberliegende Stelle zu identifizieren, da trotz der Methode sehr lokale Deformationen auftreten oder Einschlüsse herausbrechen können. Der im **Bild 7.21** grün

markierte Bereich ist wahrscheinlich gegeneinander zuzuordnen. Es ist jedoch nur schwer möglich gegenüberliegende Poren an den beiden Bruchflächen einander zuzuordnen. Somit wird diese Methode zur Schädigungscharakterisierung für den DP800 und Biegeproben nicht weiterverfolgt.

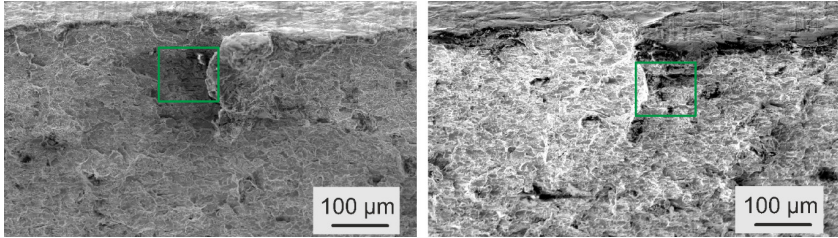


Bild 7.21: REM-Aufnahmen von gegenüberliegenden Bruchflächen von unterkühlt-durchtrennten Biegeproben und dessen Vergrößerungen (DP800)

7.3.2 Rasterelektronenmikroskopie

Mittels der REM-Panorama-Methode können neben der Analyse der Entstehungsmechanismen auch quantitative Aussagen über die duktile Schädigungsevolution getroffen werden. Es findet dabei ein Vergleich der Schädigungsentwicklung von frei- und RSS-gebogenen Bauteilen statt. Als Vergleichsgrößen werden im Querschliff der Porenflächenanteil über die Blechdicke, die gemittelte Porenfläche einer einzelnen Pore sowie die absolute Porenanzahl genutzt. Im **Bild 7.22** ist der Porenflächenanteil über der Blechdicke im Querschliff dargestellt.

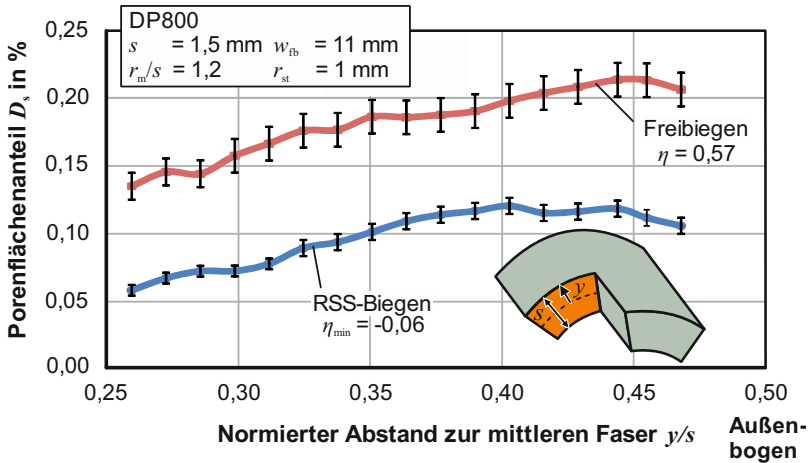


Bild 7.22: Porenflächenanteil über den Abstand vom Außenbogen beim Frei- und RSS-Biegen in Biegerichtung im Querschliff ($n = 8$)

Durch die Druckspannungsüberlagerung beim RSS-Biegen und die teilweise sogar negative Triaxialität findet eine verringerte Porenentwicklung statt. Der Porenflächenanteil am Außenbogen beim RSS-gebogenen Bauteil ist bis zu 50 % geringer. Beim Freibiegen findet eine nahezu monotone Steigung des Porenflächenanteils zum Außenbogen hin statt. Dies resultiert zum einen aus dem leicht steigendem Triaxialitätsverlauf (**Bild 7.23**), aber auch aus den wachsenden Formänderungen (Bild 6.15, S. 100). Beim RSS-Biegen ist die Triaxialität im gesamten untersuchten Bereich geringer als beim Freibiegen, wodurch die geringeren Porenflächenanteile der druckgebogenen Bauteile zu begründen sind.

Bei einem normierten Abstand zur mittleren Faser von $y/s > 0,40$ (Bild 7.22) wird der aufgrund der Dehnung monoton steigende Verlauf des Porenflächenanteils beim RSS-Biegen maßgeblich durch die Triaxialität nahe null beeinflusst. Somit interagieren die beiden schädigungsbeeinflussenden Größen der steigenden Formänderungen und des überlagerten Spannungszustands während der Umformung.

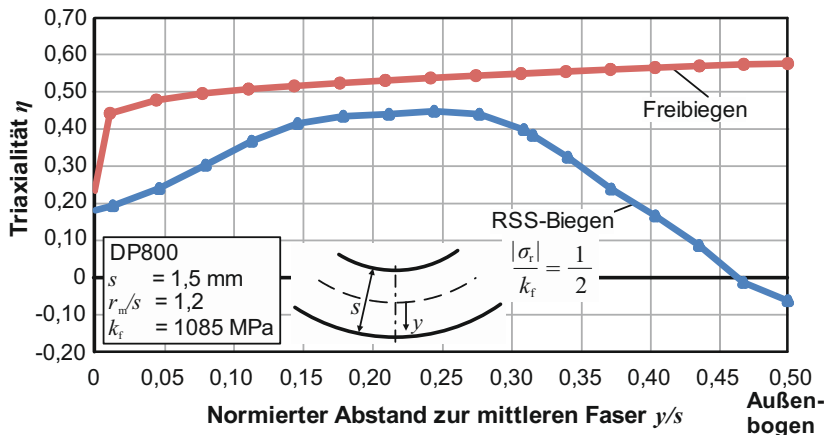


Bild 7.23: Triaxialitätsverlauf am Außenbogen beim RSS- und Freibiegen

Neben der Beeinflussung der Porenflächenanteile wird auch die durchschnittliche Porenfläche einer einzelnen Pore durch das RSS-Biegen verringert (**Bild 7.24**). Beim Freibiegen beträgt am Außenbogen die gemittelte Porenfläche einer einzelnen Pore $0,37 \mu\text{m}^2$, wohingegen diese beim RSS-gebogenen Bauteil mit $0,30 \mu\text{m}^2$ um 19 % geringer ist. Es ist kein deutlicher Gradient der durchschnittlichen Porenfläche einer einzelnen Pore über der Blechdicke erkennbar.

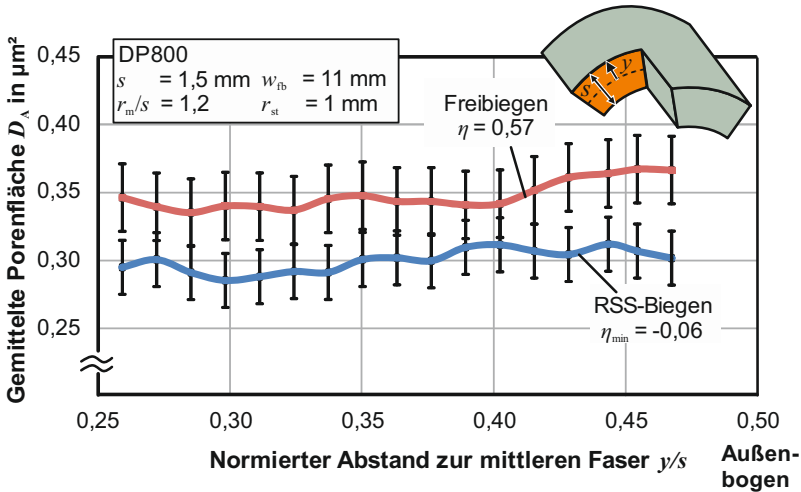


Bild 7.24: Durchschnittliche Porenfläche in Abhängigkeit vom Abstand vom Außenbogen und vom Biegeverfahren im Querschliff ($n = 8$)

Weiterhin unterscheidet sich die Porenanzahl von frei- und druckgebogenen Bauteilen. Insgesamt können am Außenbogen eine Anzahl von 5345 Poren pro mm^2 für die freigebogenen Proben und 3589 Poren pro mm^2 für die RSS-gebogenen Proben ermittelt werden. Neben der Größe verringert sich demnach auch die Porenanzahl um 50 % durch die Drucküberlagerung am Außenbogen. Bei einem normierten Abstand von 0,26 vom Außenbogen werden 30 % weniger Poren beim Freibiegen (3714 Poren pro mm^2) und 43 % weniger Poren beim RSS-Biegen (2066 Poren pro mm^2) gegenüber der Anzahl am Außenbogen detektiert.

Aus dem geringen Gradienten der gemittelten Porengröße einer einzelnen Pore lässt sich schließen, dass zum Außenbogen hin ein steigendes Porenwachstum stattfindet und gleichzeitig weitere kleinere Poren nukleieren. Das unterschiedliche Porenwachstum bei Drucküberlagerung zeigt sich auch in den maximalen Porengrößen. Beim Freibiegen ist die maximale Porenfläche einer einzelnen Pore in den untersuchten Panoramen mit $2,26 \mu\text{m}^2$ um 85 % größer als beim RSS-gebogenen Bauteil ($1,22 \mu\text{m}^2$).

Beispielhafte gewachsene Poren in Abhängigkeit des Biegeverfahrens und des bezogenen Abstands zum Außenbogen sind im **Bild 7.25** dargestellt. In den druckbelasteten Fasern sind nahezu keine Poren erkennbar. Die maximalen Porenflächen wachsen bei beiden Biegeverfahren zum Außenbogen hin an.

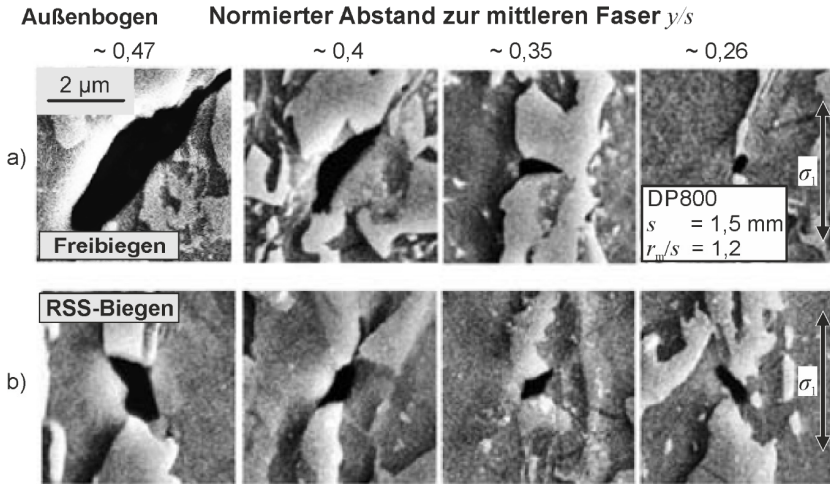


Bild 7.25: Repräsentative gewachsene Poren im Querschliff in Abhängigkeit vom Abstand zum Außenbogen a) beim Freibiegen und b) beim RSS-Biegen (Die Hauptbelastungsrichtung verläuft senkrecht in den Bildern)

7.3.3 Dichte

Die Dichte gebogener Bauteile wird als integraler Wert genutzt, um die Porenevolution über das gesamte Bauteil zu bewerten. Die Messung wird automatisiert wiederholt durchgeführt, um Einflüsse wie Blasen bei der Probenwägung in der Flüssigkeit oder Temperaturdifferenzen zwischen Probe und temperierter Flüssigkeit auszuschließen.

Im **Bild 7.26** sind die auf den Ausgangszustand bezogenen Dichten von Biegeteilen bei unterschiedlichen Biegeverhältnissen und Gegendrücken dargestellt. Die Dichten der RSS-gebogenen Bauteile sind bei identischem Umformgrad höher als die der freigebogenen Bauteile. Weiterhin ist die Schädigungsentwicklung in Form des Porenvolumens mit steigendem Gegendruck geringer (Bild 7.26). Ferner ist die Schädigung beim Biegen vom Biegeverhältnis, also vom Umformgrad, abhängig. Mit steigender Formänderung wird sowohl für die Freibiegeteile als auch für die RSS-gebogenen Bauteile eine höhere Abnahme der Dichte erreicht. Es ist beim RSS-Biegen möglich, Bauteile mit höherem Umformgrad als beim Freibiegen zu erzeugen, die jedoch eine geringere Schädigungsentwicklung aufweisen. Dadurch wird deutlich, dass neben der plastischen Formänderung auch die Triaxialität eine tragende Rolle spielt. Die Dichteänderung befindet sich in einer ähnlichen Größenordnung wie die Ergebnisse der Porenflächenanteile anhand der REM-Messungen.

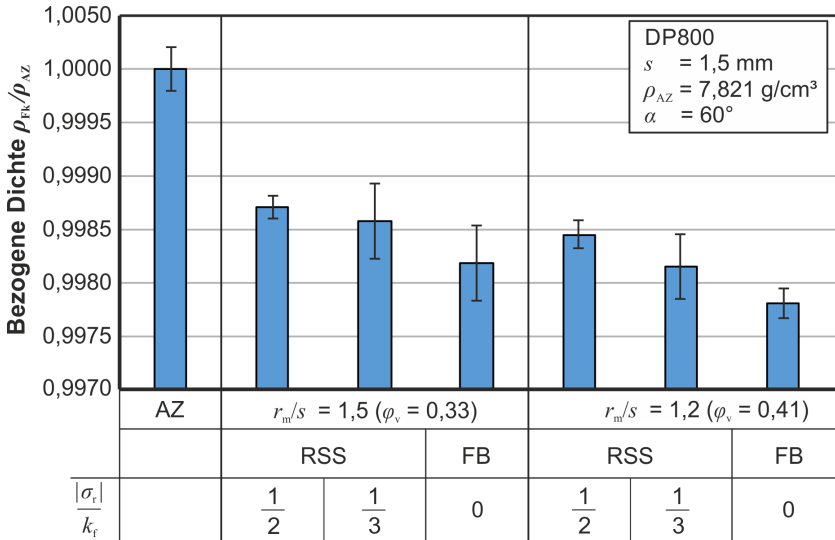


Bild 7.26: Dichte des Biegebogens in Abhängigkeit des Biegeverhältnisses bei verschiedenen Biegeverfahren mit unterschiedlicher Spannungsüberlagerung (FB = Freibiegen, RSS = RSS-Biegen, AZ = Ausgangszustand) (jeweils drei Proben à zehn Messwerte)

Ein quantitativer Vergleich der beiden Messmethoden zeigt, dass die Dichtemessungen einen 20-fach höheren Schädigungswert als die Rasterelektronenmikroskopie ermittelt (Tabelle 7.3) (Annahmen zur Umrechnung zwischen Dichte und Porenfläche s. Anhang – Kapitel 7).

Tabelle 7.3: Ermittlung des Schädigungsparameters D über REM und Dichte für gebogene DP800-Bauteile ($s = 1,5$ mm, $r_m/s = 1,2$) (Annahme der Fläche für die gebogenen Bauteile s. Anhang – Kapitel 7)

Verfahren	Mikrografie	Dichte
	$D = \frac{S_D}{S}$	$D = \left(1 - \frac{\tilde{\rho}}{\rho}\right)^{2/3}$
Freibiegen	0,0011	0,0168
RSS-Biegen	0,0006	0,0133

Der Einfluss der steigenden Versetzungsdichte und der damit verbundenen makroskopischen Dichteabnahme wird hier vernachlässigt. Die erhöhte Schädigungsvorhersage

mittels der Dichtemethodik wird darauf zurückgeführt, dass eine Vielzahl von Mikroporen im REM aufgrund der Auflösung nicht detektierbar sind. Ferner werden Poren auch während der mechanischen Präparation zugeschmiert beziehungsweise verkleinert (Tasan et al., 2012).

7.4 Fazit

Innerhalb des Kapitels ist anhand von Grundversuchen erarbeitet worden, dass beim einachsigen Zugversuch und beim Zugversuch im ebenen Formänderungszustand eine Porenentwicklung bei dem untersuchten Werkstoff DP800 stattfindet, wohingegen bei verringerter Triaxialität im ebenen Torsionsversuch die Schädigungsentwicklung verzögert wird. Eine Herabsetzung der Triaxialität während der Umformung ist somit anzustreben.

Weiterhin wurde die Schädigung von Biegeteilen über verschiedene Methoden charakterisiert. Die Hoefnagels-Tasan-Methode zur Probenpräparation für die quantitative Beurteilung des Schädigungszustandes konnte nicht auf Biegeteile übertragen werden. Über die Methode können makroskopisch gegenüberliegende Bruchflächen identifiziert werden. Es ist jedoch schwierig, eindeutig einzelne Poren zu erkennen oder gegenüberliegende Poren zu identifizieren, sodass die Methode nicht weiterverfolgt wurde.

Eine Untersuchung der Schädigung im Lichtmikroskop ist aufgrund der geringen Auflösung nicht zielführend. Daher wurden zur Schädigungsanalyse die Rasterelektronenmikroskopie und die Dichtemessung genutzt. Die drucküberlagerten Biegeproben weisen bei identischem Umformgrad im Vergleich zum freigebogenen Bauteil bei beiden Messmethoden eine geringere Schädigung auf. Qualitativ stimmen die beiden Messmethoden REM und Dichtemessung überein. Durch die im REM nicht auflösbaren Mikroporen und den Präparationseinfluss stimmen die Ergebnisse quantitativ nicht überein. Die Dichtemethode indiziert eine höhere Schädigungsentwicklung. Es wird ebenso deutlich, dass bei steigendem Umformgrad beim Biegen die Schädigung ansteigt. Durch die Drucküberlagerung beim neu entwickelten RSS-Biegen wird sowohl die Porenanzahl als auch die Porenfläche beziehungsweise das Porenvolumen in Abhängigkeit des Gegendruckes geringer. Am Innenbogen entstehen aufgrund des Druckspannungszustandes keine Poren.

8 Einfluss der Schädigung auf das Bauteilverhalten

In diesem Kapitel wird der Einfluss der zuvor ermittelten Schädigungsevolution auf die Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile untersucht. Diese wird hier wie folgt definiert:

Die Leistungsfähigkeit ist die Beanspruchbarkeit eines Bauteils im für die Auslegung relevanten Lastfall.¹⁰

Die Leistungsfähigkeit ist somit vom Einsatzgebiet der Biegeteile abhängig. Mögliche Arten der Belastung und zugehörige Bauteilbeispiele sind in **Tabelle 8.1** gegeben.

Tabelle 8.1: Belastungsarten mit zugehörigen gebogenen Bauteilbeispielen

Art der Belastung	Bauteilbeispiele
Zyklisch	Strahlenblende, Strukturbauteile
Elastisch	Federn, Pfeiler, Säulen
Schlagartig	Crashboxen, Strukturbauteile
Duktil	Stützpfiler

Zusätzlich können die gebogenen Bauteile auch bei verschiedenen Temperaturen belastet werden. Beispielsweise sind Crashboxen von Automobilen auch auf Temperaturen unter 0 °C auszulegen. Es werden für die dargestellten Belastungsfälle eines gebogenen Bauteils Prüfverfahren erarbeitet und angewandt.¹¹ Eine Separation der neben der Schädigung auf die Leistungsfähigkeit wirkenden Effekte wird durchgeführt. Abschließend wird die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf eine Aluminiumlegierung AlMg3 aufgezeigt.

8.1 Separation der Effekte

Zur Rückführung der unterschiedlichen Leistungsfähigkeit auf die Schädigung müssen die weiteren wirkenden Effekte

- geometrische Größen
- Eigenspannung
- Verfestigung /Härte
- Rauheit

separiert werden. Die Oberflächenrauheit spielt beispielsweise eine entscheidende Rolle bei zyklischen Versuchen, kann aber bei Versuchen zur Ermittlung der Steifigkeit weitestgehend vernachlässigt werden. Die Einflüsse weiterer Effekte auf die Leistungsfähigkeit neben der Schädigung sind somit vom Belastungsfall abhängig.

¹⁰ Definition nach Münstermann et al. (2018).

¹¹ Auszüge aus diesem Kapitel sind bereits in (Meya et al., 2019c) veröffentlicht.

Die Bauteile werden so erzeugt, dass aus identischen Halbzeugen nahezu geometrisch gleiche Bauteile über die beiden Verfahren Frei- und RSS-Biegen hergestellt werden (**Bild 8.1**). Das RSS-Biegen wird hinsichtlich der zusätzlichen Druckspannungsüberlagerung σ_r und der Biegeverhältnisse ψ variiert. Der entlastete Biegewinkel beträgt bei den Versuchen zur Bauteilprüfung 60° , sofern nicht anders angegeben. Der Biegewinkel ist, wie im Kapitel 4 gezeigt, kein Maß für die Umformung, wird aber zu Vergleichszwecken im jeweiligen Test identisch gehalten.

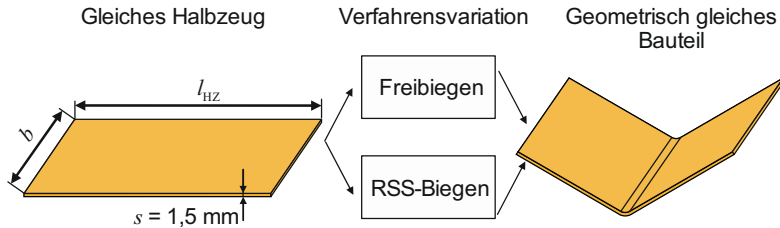


Bild 8.1: Schematische Darstellung der Bauteilherstellung

Geometrische Einflüsse

Zur Separation der Effekte von unterschiedlichen Endgeometrien wird die mittlere Krümmung am Außenbogen mittels des Lichtmikroskops gemessen. Die untersuchten Biegeverhältnisse sowie die berechneten Umformgrade am Außenbogen und die gemessenen zugehörigen Krümmungen sind in **Tabelle 8.2** dargestellt.

Tabelle 8.2: Gemessene Krümmung in Abhängigkeit des Biegeverfahrens und Biegeverhältnisses

Verfahren	Biegeverhältnis r_m/s	Berechneter Vergleichsum- formgrad am Außenbogen φ_v	Gemessene mittlere Krümmung in 1/mm
Freibiegen ($w = 8 \text{ mm}$)	1,2	0,41	0,307
	1,5	0,33	0,244
RSS-Biegen ($w = 58 \text{ mm}$)	1,2	0,41	0,310
	1,5	0,33	0,244

Der Unterschied in den gemessenen maximalen Krümmungen beträgt 1 % und weist eine Standardabweichung von maximal $\pm 0,04 \text{ 1/mm}$ auf. Zusätzlich sind im vorherigen Kapitel bereits detaillierte Krümmungsmessungen (Bild 7.19, S. 119) gezeigt worden.

Weiterhin wird die Annahme der ähnlichen Dicke in der Umformzone im Lichtmikroskop überprüft. Die Dickenunterschiede sind geringer als 1,5 %, was innerhalb der herstellbedingten und genormten (DIN EN 10131, 2006) Schwankung des Bleches liegt und aufgrund der geringen Abweichungen im Folgenden vernachlässigt wird.

Eigenspannungen

Die Eigenspannungen am Außenbogen des Biegeteils werden in dieser Arbeit mittels Röntgendiffraktometrie gemessen. Aufgrund der beim DP800 vorhandenen Zinkschicht zum Korrosionsschutz können die Eigenspannungen nicht unmittelbar gemessen werden. Die Zinkschicht wird durch eine zehnstündige Ätzung in einer 10 %-igen Natronlauge entfernt. Die Eigenspannungen in Tangentialrichtung werden anschließend an drei Messstellen mit dem Röntgendiffraktometer XStress 3000 gemessen (**Bild 8.2**).

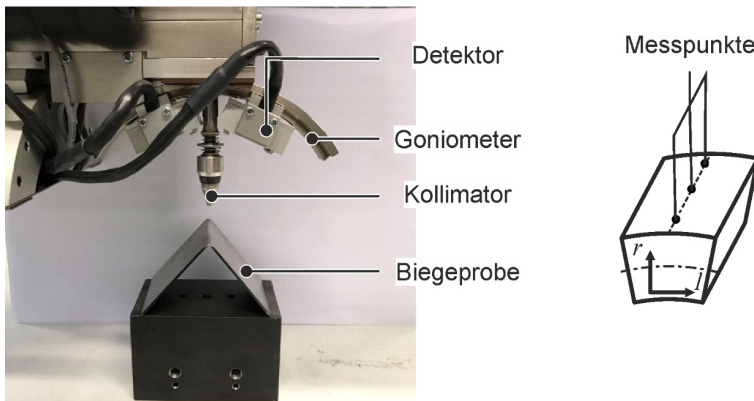


Bild 8.2: Versuchsaufbau der Eigenspannungsmessung und die gewählten Messpunkte

Die Eigenspannungen befinden sich am Außenbogen, wie aus der Theorie zu erwarten ist (vgl. Abschnitt 2.1.3, S. 9), im Druckspannungsbereich (**Bild 8.3**). Die gemessenen normierten Eigenspannungen der unterschiedlichen Biegeproben weichen um maximal 3 % ab. Zudem bauen sich die Eigenspannungen bei der plastischen Verformung während der Belastungstests ab. Aufgrund der geringen Unterschiede zwischen den Bauteilen wird kein Einfluss auf die Leistungsfähigkeit erwartet.

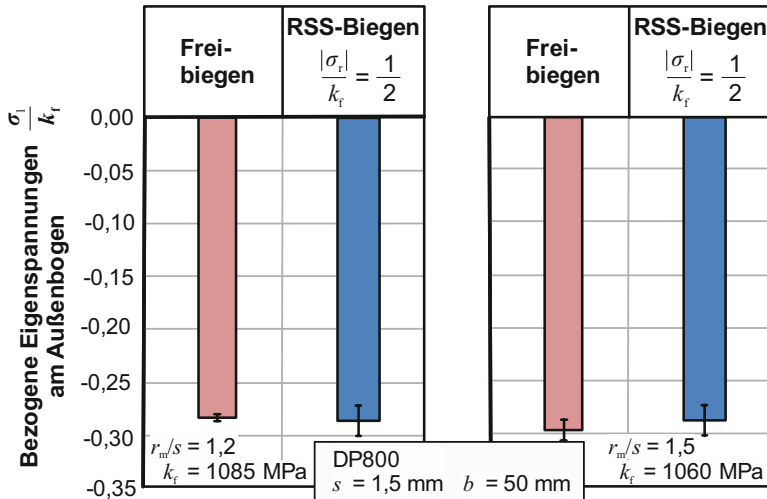


Bild 8.3: Bezogene Eigenspannungen an unterschiedlich gebogenen Bauteilen mit identischer Bauteilgeometrie ($n = 12$)

Verfestigung und Härte

Die untersuchten Proben weisen zur Separation des Einflusses der Verfestigung auf die Leistungsfähigkeit des Biegeteils jeweils eine nahezu identische Krümmung auf. Eine identische Verfestigung kann über eine vergleichbare Versetzungsdichte und Härte nachgewiesen werden.

Zur Messung der Versetzungsdichte¹² wird eine Map aus EBSD-Daten erstellt. In dieser Map wird die Orientierung jedes einzelnen Messpunktes mit den Orientierungen der benachbarten Messpunkte verglichen. Unter Berücksichtigung der Gitterparameter (Bravais-Gitter, Gleitebene, Burgersvektor) wird berechnet, wie viele geometrische Versetzungen notwendig sind, um die gemessene Orientierung zu realisieren. Daraus können die Dichte der Versetzungen bestimmt und eine Häufigkeitsverteilung zur Bewertung der Verfestigung erstellt werden (**Bild 8.4**). Der Martensit wird anhand der Korngröße herausgefiltert und die Verfestigung in den Ferrit-Körnern wird dargestellt. Die Versetzungsdichten des ungebogenen Schenkels sind in einer üblichen Größenordnung von $\rho_v = 1000 \cdot 10^{12}/\text{m}^2$, wobei diese bei der Umformung auf Werte um $\rho_v = 8000 \cdot 10^{12}/\text{m}^2$ ansteigen. Zwischen den drucküberlagerten und freigebogenen Bauteilen ist kein signifikanter Unterschied in der Versetzungsdichte erkennbar.

¹² Die Messung und Auswertung der Versetzungsdichte wurde im Rahmen des TRR188 von Anthony Dunlap und Dr. Alexander Schwedt, GFE der RWTH Aachen, durchgeführt.

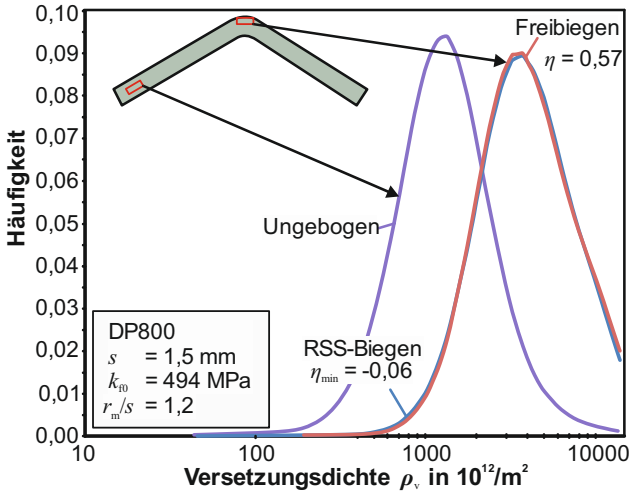


Bild 8.4: Häufigkeitsverteilung der Versetzungsdichte bei unterschiedlich gebogenen Bauteilen ($n = 3$)

Zur Bestätigung der vergleichbaren Verfestigung werden Härtemessungen mit der Härteprüfmaschine HMV – G21 D der Fa. Shimadzu über den Umfang des Bleches und über der Blechdicke durchgeführt. Zur Untersuchung wird die Vickers-Härte HV0,1 (Prüfkraft $980,7 \cdot 10^{-3}$ N) genutzt. Die Eindrücke werden für zehn Sekunden belastet und der Abstand zwischen den einzelnen Messpunkten entspricht mit 0,075 mm der Norm (DIN EN ISO 6507-1, 2018). Hierbei ist kein signifikanter Unterschied in der Härte am Außenbogen über der Krümmung sichtbar (**Bild 8.5**).

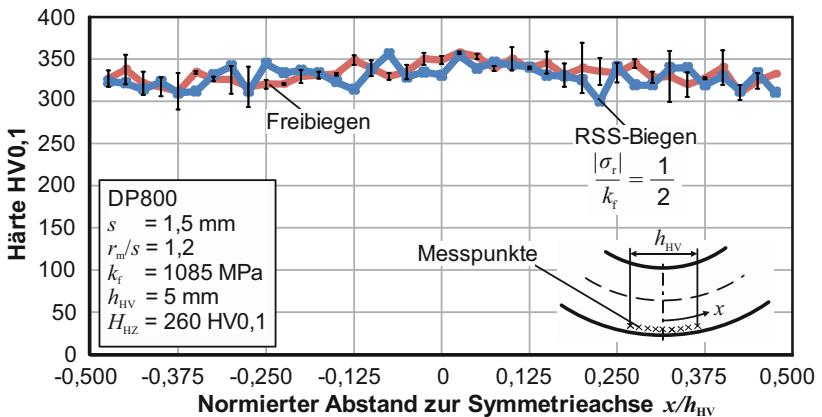


Bild 8.5: Härteverteilung über den Umfang bei unterschiedlich gebogenen Bauteilen ($n = 4$)

Die Schädigungsevolution hat einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Mikrohärtigkeit, da die Mechanismen der Verfestigung überwiegen (Tasan et al., 2010). Daher kann die Härte als Indiz zur Separation des Einflusses der Verfestigung genutzt werden. Der Unterschied in der gemittelten Härte zwischen dem frei- und RSS-gebogenen Bauteil beträgt weniger als 1 % (Bild 8.6). Die Härte bleibt ebenfalls bei unterschiedlichem Gegendruck nahezu konstant.

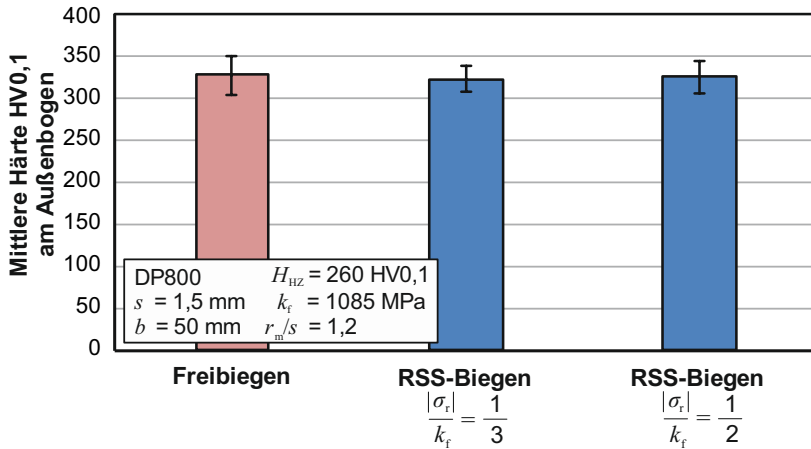


Bild 8.6: Mittlere Härte am Außenbogen bei unterschiedlichen Biegeverfahren ($n = 40$ für je zwei Proben)

Da der Verlauf der Umformung über die Blechdicke insbesondere am Außenbogen von Bedeutung ist, werden Härtemessungen in Blechdickenrichtung durchgeführt (Bild 8.7).

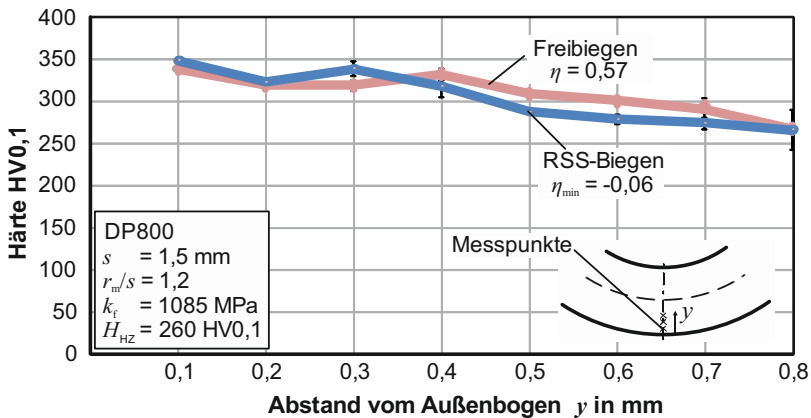


Bild 8.7: Härteverteilung über die Blechdicke bei unterschiedlich gebogenen Bauteilen ($n = 4$)

Der Härteverlauf stimmt qualitativ mit der simulierten Dehnungsverteilung überein (Bild 6.15, S. 100). Die maximale Abweichung der gemessenen Härte zwischen den beiden Verfahren ist kleiner als 10 % an Orten nahe der neutralen Faser. Die für die Rissinitiierung bei Bauteiltests relevanten Härten am Außenbogen weisen Abweichungen unter 3 % auf und sind somit vernachlässigbar.

Rauheitsmessung

Die Rauheitsmessung erfolgt, wie bei den elastomergebogenen Bauteilen (vgl. Bild 4.24, S. 60), taktil mit dem Perthometer S2 der Firma Mahr. Die Messlänge während der Messung beträgt 5,6 mm. Der maximale Unterschied in der gemittelten Rautiefe R_z zwischen frei- und druckgebogenen Bauteilen ist geringer als 1,4 μm (Bild 8.8).

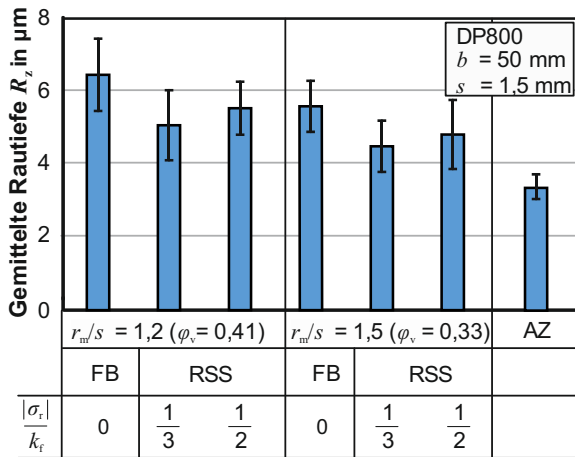


Bild 8.8: Rauheitsmessung an unterschiedlich gebogenen Bauteilen und im Ausgangszustand (AZ)

Dieser Unterschied in der Rautiefe würde beispielsweise bei der Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen nach DIN 743-2 (2012) eine Änderung der Ermüdungsfestigkeit von unter 1 % hervorrufen. Es können also keine signifikanten Unterschiede in der Rauheit ermittelt werden, die in einer unterschiedlichen Leistungsfähigkeit münden. Typische Rauheitsgrößen, die beispielsweise die zyklischen Festigkeiten maßgeblich beeinflussen, sind Unterschiede von $R_z = 32 \mu\text{m}$ zu $R_z = 6 \mu\text{m}$ und erzielen eine Änderung in der Ermüdungsfestigkeit von 10 %.

8.2 Steifigkeit von gebogenen Bauteilen

Die Schädigung hat einen Effekt auf die elastischen Eigenschaften eines Bauteils (Lemaitre und Dufailly, 1987) und kann zur lokalen Analyse der Schädigungsentwicklung genutzt werden. In vielen Einsatzfällen spielt die Steifigkeit eines gesamten Bauteiles eine wichtige Rolle. Das sind Bauteile, die nur bis zu einem vordefinierten Maß durchbiegen dürfen, also beispielsweise Strukturbauteile in Luft- und Raumfahrt oder in der Automobilindustrie, sowie Ausleger in Kränen oder Brückenteile. Zur Erhöhung der Steifigkeit des Bauteils bei gleichem Querschnitt sind höhere Elastizitätsmodule erforderlich. Ebenso ist für die Auslegung von Federn die exakte Kenntnis des Elastizitätsmoduls für die Steifigkeit von Bedeutung. Zur Ermittlung des Einflusses der Biegung auf die Steifigkeit werden bereits gebogene Bauteile erneut elastisch belastet. Dafür wird das gebogene Profil in einem Gesenk mit möglichst geringer Gesenkweite platziert und mit einer Kraft F_u zum Aufbiegen belastet (**Bild 8.9**). Das Profil wird über externe Vorrichtungen exakt symmetrisch platziert. Beim Herabsenken des Oberwerkzeuges wird sowohl der Stempelweg h als auch die benötigte Kraft F_u gemessen.

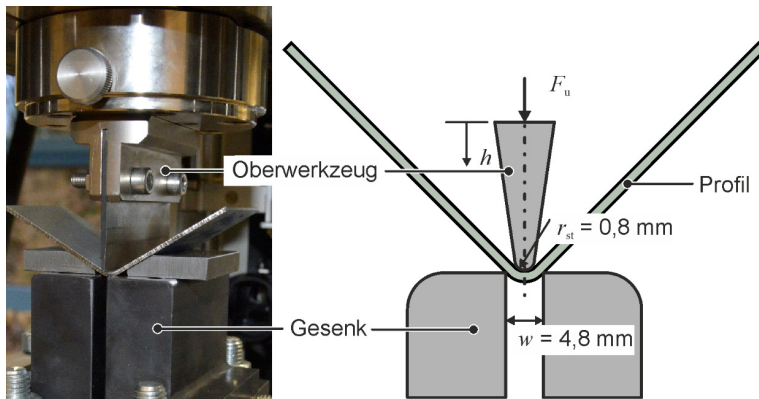


Bild 8.9: Vorrichtung zur Ermittlung der Steifigkeit gebogener Bauteile durch Weiterbiegen

Bei der Vorrichtung zum Weiterbiegen ist nachteilig, dass sich die Kontaktbedingungen am Innenbogen während des Tests geringfügig verschieben und die geringe Gesenkweite in Verbindung mit der Kante am Auflager eine hohe Flächenpressung im Schenkel erzeugt. Dies führt zu Aufrauungen an der Oberfläche des Schenkels, was den Kraft-Weg-Verlauf beeinflusst. (**Bild 8.10**).

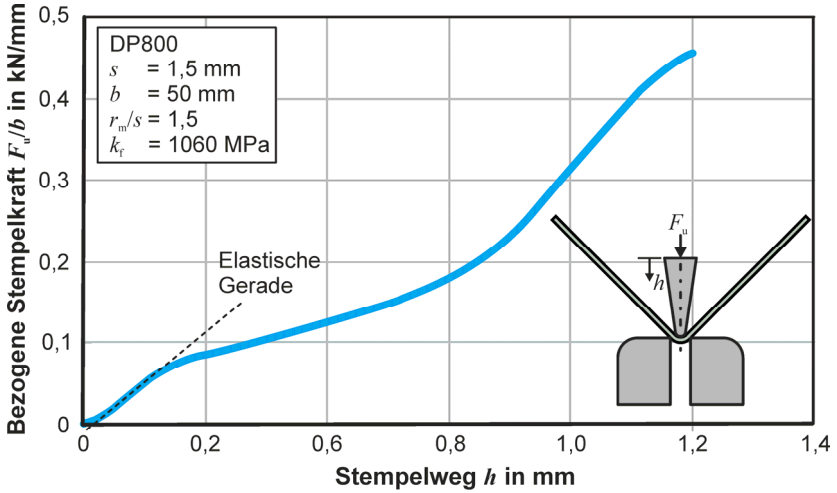


Bild 8.10: Kraft-Weg-Verlauf beim Weiterbiegen

Anhand der elastischen Geraden kann mittels linearer Regression das Kraft-Verschiebungsmodul ermittelt werden (Bild 8.10). Das Bestimmtheitsmaß R^2 zwischen der Trendlinie und den experimentell ermittelten Werten ist dabei größer als 0,998. Die Kraft-Verschiebungsmodule für frei- und RSS-gebogene Bauteile sind im **Bild 8.11** dargestellt.

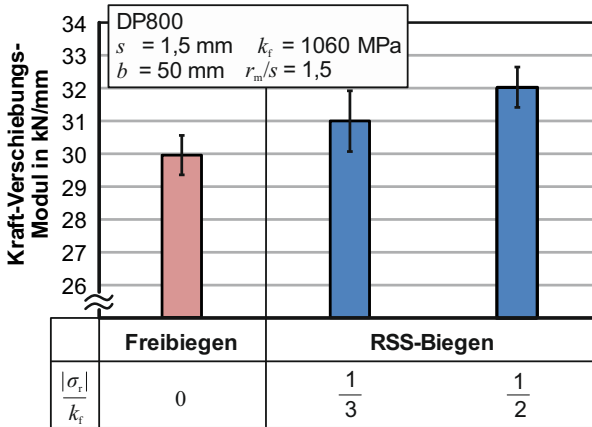


Bild 8.11: Kraft-Verschiebungsmodule von unterschiedlich gebogenen Bauteilen beim Weiterbiegen ($n = 12$)

Mit steigender Schädigung nimmt die Steifigkeit ab. Der maximale Unterschied in der Steifigkeit zwischen frei- und druckgebogenen Bauteilen beträgt 8 %. Eine quantitative Umrechnung des Kraft-Verschiebungs-Moduls zu einem Elastizitätsmodul ist aufgrund der Reibung am Gesenk und der nicht konstanten Auflagerbedingungen während des Anbiegens nicht zielführend. Zudem führt die Flächenpressung am Gesenk zu geringfügigen Einkerbungen im Blech.

8.3 Ermüdungsfestigkeit

Die gesteigerte Ermüdungsfestigkeit bei Bauteilen aufgrund geringerer Schädigung ist bereits im Abschnitt 4.2.4 anhand des Elastomerbiegens mittels des DP1200 gezeigt worden. Dieselbe Prüfmethodik¹³ wird nun auf freigebogene und RSS-gebogene Proben aus dem Werkstoff DP800 angewandt (Bild 4.21, S. 58). Die Kraft F_{zyk} wird ausschließlich im Druckbereich mit einem R-Verhältnis von $R = 10$ aufgebracht. Die Wegamplitude wird alle 1.000 Zyklen um 0,5 mm erhöht. Die Bruchlastspielzahl $N_{z,b}$ bei druckgebogenen Biegeproben ist 4,5 % höher als bei freigebogenen Proben (**Bild 8.12**). Die erreichte Maximalkraft ist ebenfalls 4,3 % höher. Bei RSS-gebogenen Proben weisen die Innenbögen im Gegensatz zum Elastomerbiegen aufgrund der rotierenden Werkzeuge Riefen auf, die als potenzielle Rissinitiierungsstellen wirken können. Weiterhin sind die Rissinitiierungsstellen zwischen dem Innen- und Außenbogen schwankend. Vereinzelt werden die Risse auch an den Kanten ausgelöst. Ebenso kann der Rauheitseinfluss bei den zyklischen Versuchen nicht vollständig ausgeschlossen werden. Daher findet keine eindeutig separierte Betrachtung des Schädigungseinflusses bei den zyklischen Versuchen statt.

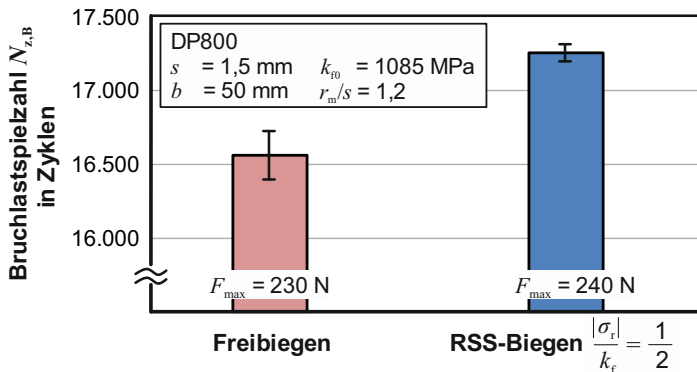


Bild 8.12: Bruchlastspielzahl in Zyklen bei frei- und RSS- gebogenen Bauteilen

¹³ Die Laststeigerungsversuche der gebogenen Bauteile wurden von Kerstin Möhring, WPT, TU Dortmund, durchgeführt und ausgewertet.

8.4 Statisches Weiterbiegen

Eine mögliche Belastungsart von Bieeteilen ist die statische Belastung. Diese findet in sicherheitsrelevanten Bauteilen während des Einsatzes statt. Dies sind beispielsweise Schienen von Autositzen, die einer statischen oder dynamischen Last ausgesetzt sind. Die bereits gebogenen Bauteile werden in zwei Werkzeuge geklemmt und duktil bis zum Bruch weiterbelastet (**Bild 8.13a**). Die axiale Verschiebung bis zum Bruch wird über eine Zwick250-Prüfmaschine aufgebracht und ausgewertet.

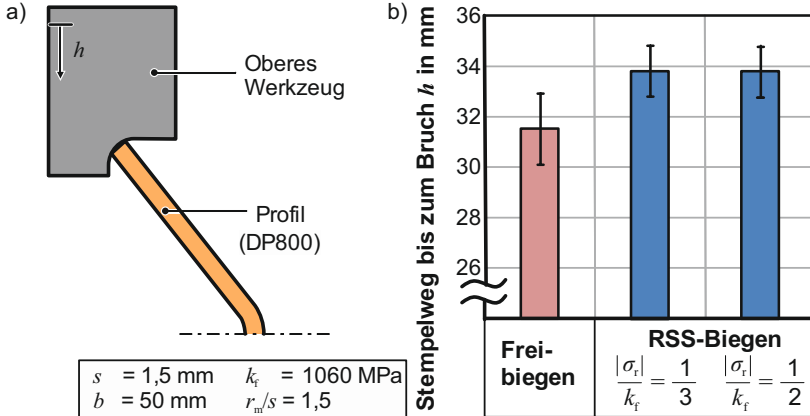


Bild 8.13: a) Vorrichtung für statisches Weiterbiegen gebogener Bauteile und b) Stempelweg bis zum Bruch für unterschiedliche Biegebeanspruchungen

Zur Vermeidung eines Einflusses der sich wölbenden Schenkel sind die Bieeteile auf eine Schenkellänge von 25 mm gekürzt. Der Stempelweg bis zum Bruch ist bei den druckgebogenen Proben um 8 % höher als bei freiegebogenen Proben (**Bild 8.13b**).

Zur Analyse der Formänderungen während des statischen Weiterbiegens wird das System Aramis zur optischen Dehnungsanalyse genutzt. Es werden die Formänderungen, die während der Prüfung vor dem endgültigen Riss auftreten, gemessen (**Bild 8.14a**). Die größte Formänderung findet in Biegerichtung statt. Diese konzentriert sich zunächst neben dem Scheitelpunkt der Biegung, da das Material dort noch nicht im gleichen Maße verfestigt ist. Der Rissinitiierungsort ist beim Versagen stets in der Nähe des Scheitelpunktes. Die Auswertung der Hauptformänderung kurz vor dem Versagenseintritt zeigt einen 53 % höheren Umformgrad durch die Weiterbelastung bei den druckgebogenen Bauteilen (**Bild 8.14b**). Dies ist darauf zurückzuführen, dass weniger Poren im Material vorhanden sind, die als mögliche Rissinitiierungsstellen wirken. Eine verringerte Duktilität durch unterschiedliche Umformgrade während der Bauteilfertigung kann, wie im Abschnitt 8.1 gezeigt, über die Krümmung und die Verfestigung ausgeschlossen werden.

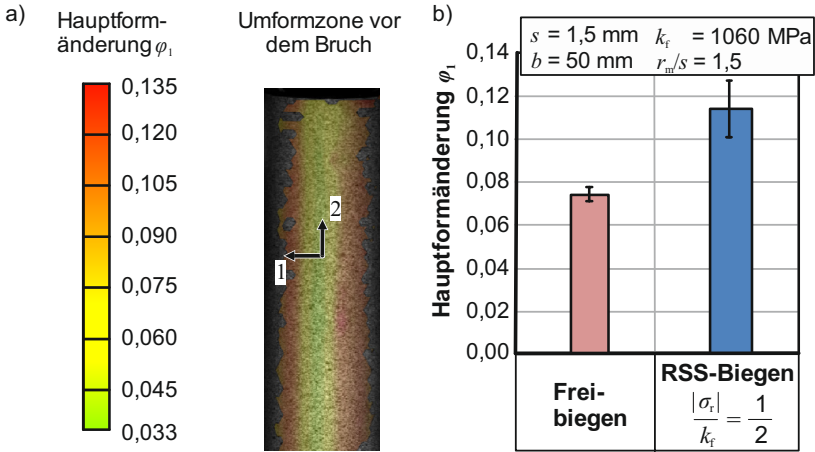


Bild 8.14: a) Hauptformänderungsverteilung bei Auswertung mit Aramis und b) maximale Hauptformänderung beim Versagen bei unterschiedlich gebogenen Bauteilen (DP800)

8.5 Crashverhalten

Gebogene Profile werden auch in crashrelevanten Strukturen, wie beispielsweise in Crashboxen im Automobil, eingesetzt. Daher wird die Biegezone auf deren Crash-Eigenschaften untersucht. Ohne weitere Versuchsaufbauten lassen sich die beiden im **Bild 8.15** gezeigten Probengeometrien im Fallturm testen. Ein Gewicht mit der Masse $m = 23,7 \text{ kg}$ wird aus einer Höhe von $h_F = 247 \text{ mm}$ auf die Probe fallen gelassen. Die gemessene Aufprallgeschwindigkeit ist $v = 2,15 \text{ m/s}$ und erzeugt eine errechnete Aufprallenergie von $E_{kin} = 54,8 \text{ J}$.

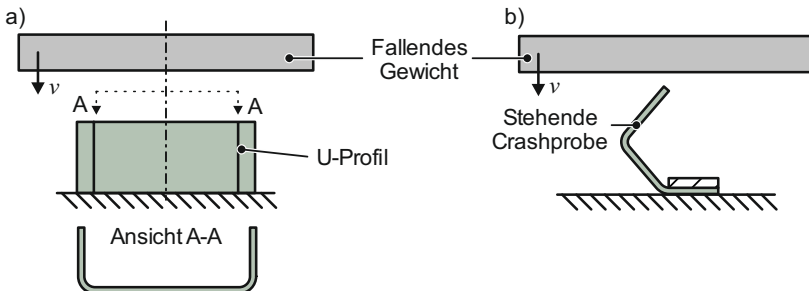


Bild 8.15: Crash-Versuche ohne weitere Vorrichtungen im Fallturm und die jeweils deformierten Proben für ein a) axial belastetes Profil und b) ein in Biegerichtung belastetes aufrecht stehendes Profil

Die U-Profile weisen bei axialer Belastung eine unregelmäßige Probendeformation nach dem Aufpralltest auf, sodass diese Art der Belastung in dieser Arbeit nicht weiterverfolgt wird. Die Fallproben des in Biegerichtung belasteten Profils hingegen weisen eine vergleichbare Geometrie nach der Deformation auf. Zur Quantifizierung der aufgenommenen Energie werden die Stauchhöhen nach der Verformung gemessen und auf die Ausgangshöhe bezogen (**Bild 8.16**).

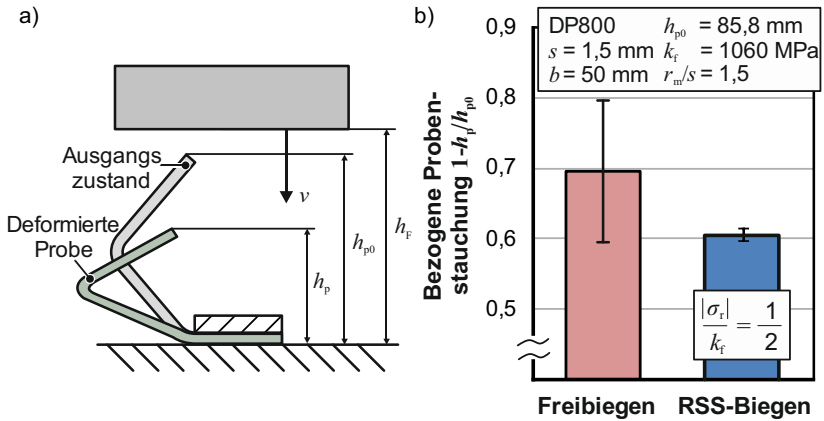


Bild 8.16: a) Definition der untersuchten Höhen während des Crashversuchs und
 b) normierte Probenstauchung bei unterschiedlich gebogenen Biegeproben ($n = 14$)

Die freie gebogenen Bauteile werden durchschnittlich um 15 % weiter gestaucht als die RSS-gebogenen Proben. Die nach der Deformation gemessene mittlere Krümmung des Außenbogens beträgt bei den freie gebogenen Bauteilen 0,304 1/mm und bei den druck gebogenen Bauteilen 0,322 1/mm. Die Krümmung und der Biegewinkel der unteren Biegung an der Einspannung ist vergleichbar. Die relativ große Streuung in den Versuchsergebnissen bei freie gebogenen Bauteilen (Bild 8.16) lässt sich darauf zurückführen, dass teilweise bereits Risse aufgetreten sind. Bei der optischen Auswertung der Proben nach dem Crash-Versuch weisen 70 % der freie gebogenen Bauteile deutliche makroskopische Risse (Risslänge ist größer als halbe Probenbreite) auf, wohingegen 25 % der RSS-gebogenen Proben bei identischer Fallhöhe leichte Risse (Risslänge ist kleiner als halbe Probenbreite) aufweisen. Die druck gebogenen Bauteile sind somit in der Lage, eine höhere Energie aufzunehmen. Dies ist anhand der Schädigung aus dem Biegeprozess zu begründen, da die entwickelten Poren potenzielle Entstehungsorte für makroskopische Risse und Schwachstellen im Material darstellen.

Aufgrund der Streuung der Versuchsergebnisse wird ein neuer Crashversuchsstand entwickelt. Dieser hat das Ziel, die Belastung der Bauteile vordefiniert einzustellen und

einen realen Lastfall abzubilden. Es werden daher U-Profile, die auch in Crashboxen Anwendung finden, geprüft. Diese werden auf einer neu entwickelten Vorrichtung platziert, die im **Bild 8.17** dargestellt ist. Das U-Profil wird auf drehbare Auflager platziert. Anhand des Auftreffwinkels β wird die Belastung des Profils eingestellt. Je größer dieser Winkel ist, desto stärker ist die im Versuch auftretende Weiterbiegung. Es gibt einen minimalen Grenzwinkel β_g , ab dem keine Risse im Bauteil auftreten. Dieser Winkel charakterisiert dann das Crashverhalten in Abhängigkeit des jeweiligen Biegeverfahrens. Auf das U-Profil wird zur Kraftübertragung ein Zwischenstück gestellt, da sonst das fallende Gewicht mit den Auflagern kollidiert.

Da mit der derzeitigen gewählten Konstruktion des RSS-Biegeprozesses keine Biegebögen mit 90° erzeugt werden können, erfolgt die Bauteilfertigung zweistufig. Zur Vergleichbarkeit mit dem Freibiegen werden die Freibiegeproben ebenfalls zweistufig gefertigt. Es wird zunächst nach den bekannten Parametern ein Biegewinkel von 60° gefertigt (s. Tabelle 5.2, S. 81). Anschließend wird mit einem Freibiegeprozess mit großer Gesenkeweite ($w = 17 \text{ mm}$) der entlastete Biegewinkel bei beiden Bauteilen auf 90° erhöht. Das genutzte Fallgewicht beträgt $m = 23,7 \text{ kg}$ und die Fallhöhe ist $h_f = 590 \text{ mm}$ über der Probe. Dies führt zu einer errechneten kinetischen Aufprallenergie von $E_{\text{kin}} = 137,17 \text{ J}$.

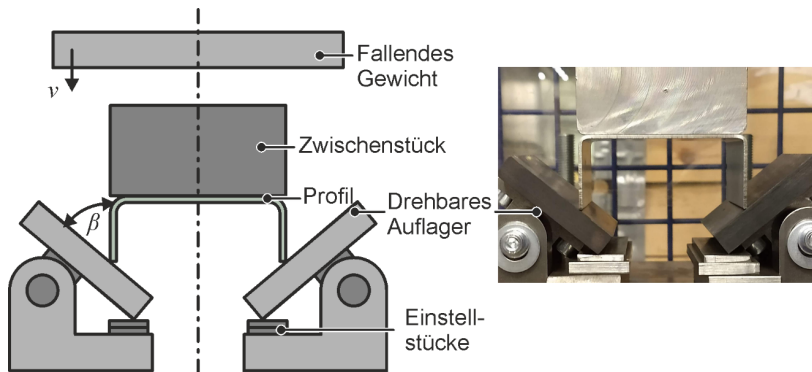


Bild 8.17: Neuer Versuchsstand für einstellbare Crashversuche

Zur Quantifizierung der Ergebnisse wird der kritische Aufprallwinkel für unterschiedlich gebogene Biegeteile ermittelt. Dazu wird der Aufprallwinkel sukzessive für beide Bauteile erhöht und das entstehende Bauteil hinsichtlich einer makroskopischen Rissentstehung bewertet (**Bild 8.18**). Bei dem freiegebogenen Bauteil treten bei einem Auftreffwinkel von $\beta = 52^\circ$ reproduzierbar keine Risse auf, wohingegen bei einem Win-

kel $\beta = 52,5^\circ$ stets Risse auftreten. Bei den RSS-gebogenen Bauteilen kann der Auftreffwinkel bis auf $\beta = 57^\circ$ ohne Auftreten von makroskopischen Rissen erhöht werden. Der kritische Aufprallwinkel ist somit bei den freigebogenen Bauteilen um 10 % geringer.

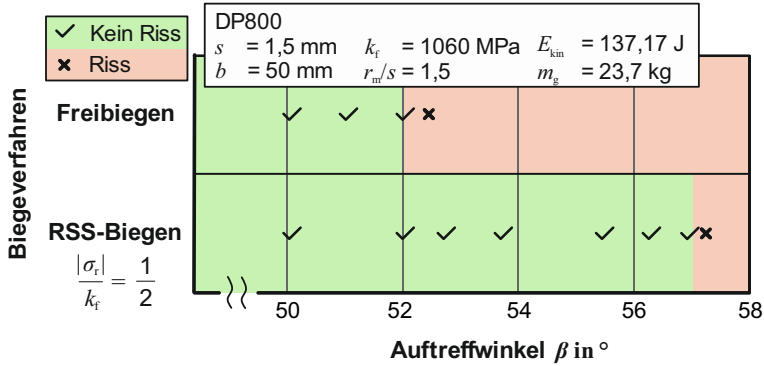


Bild 8.18: Kritischer Auftreffwinkel β im Crashversuch bei unterschiedlich gebogenen Bauteilen ($n = 17$)

Zur Bewertung der entstehenden Formänderung nach dem Crash-Test wird die Krümmung am Außenbogen lichtmikroskopisch ermittelt (**Tabelle 8.3**). Die Krümmung bei einem Auftreffwinkel von $\beta = 52^\circ$ unterscheidet sich zwischen den beiden Bauteilen um 1 %. Beide Bauteile werden demnach vergleichbar belastet. Die versagensfrei erreichte Krümmung ist beim RSS-Biegen um 10 % höher.

Tabelle 8.3: Krümmung nach dem Aufprall für unterschiedliche Auftreffwinkel

Verfahren	Kritischer Auftreffwinkel β in $^\circ$	Gemessene mittlere Krümmung in 1/mm	Standardabweichung in 1/mm
Freibiegen	52	0,316	$\pm 0,005$
RSS-Biegen	52	0,319	$\pm 0,001$
RSS-Biegen	57	0,340	$\pm 0,001$

8.6 Kerbschlagarbeit

Der Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy wird zur Ermittlung der Kerbschlagzähigkeit eines Werkstoffes genutzt (DIN EN ISO 148-1, 2017). Dabei ist üblicherweise eine genormte Probengeometrie zu verwenden. Für die Versuchsdurchführung wird ein Pendelschlagwerk genutzt. Der genutzte Kerbschlagbiegehammer des Typs PSW300 von MFL System (Maximale Energie 300 J) weist eine Wiederholgenauigkeit von $\pm 0,2 \text{ J}$ beim Leerschwingen ohne Probe auf. Die Auftreffgeschwindigkeit bei den Versuchen

beträgt $v = 5,42 \text{ m/s}$. In der Literatur ist bereits dargelegt, dass Materialimperfectionen wie Sulfideinschlüsse die Kerbschlagarbeit negativ beeinflussen (Biswas et al., 1992). Zudem ist bekannt, dass im Material entstehende Poren die Tragfähigkeit eines Bauteils herabsetzen (Lemaitre und Dufailly, 1987). Im Rahmen dieser Arbeit werden sowohl Kerbschlagversuche bei Raumtemperatur als auch bei Temperaturen deutlich unter $0 \text{ }^\circ\text{C}$ durchgeführt.

Kerbschlagversuche eines Biegeteils bei $T_k \ll 0 \text{ }^\circ\text{C}$

Die benötigte Energie zum Durchschlagen der Biegeprobe wird über den Kerbschlagbiegehammer aufgebracht. Dazu wird eine Vorrichtung genutzt, die bereits zum unterkühlten Durchschlagen für die Hoefnagels-Tasan-Methode angewendet wurde (Bild 7.3, S. 106). Die Probe ist derart in die Vorrichtung zu platzieren, dass beim Auftreffen der schädigungsbelastete Außenbogen unter einem Zugspannungszustand beansprucht wird. Aufgrund der Abmessungen des Pendelschlagwerkes werden die Proben von 50 mm Breite auf 34 mm verkleinert.

Zur Erreichung der Temperaturen $T_k < 0 \text{ }^\circ\text{C}$ wird die Probe mitsamt der Probenaufnahme in flüssigem Stickstoff auf $-196 \text{ }^\circ\text{C}$ für 20 Minuten gekühlt. Anschließend wird die Kerbschlagarbeit in Abhängigkeit vom Biegeverfahren und des Biegeverhältnisses aufgenommen (**Bild 8.19**).

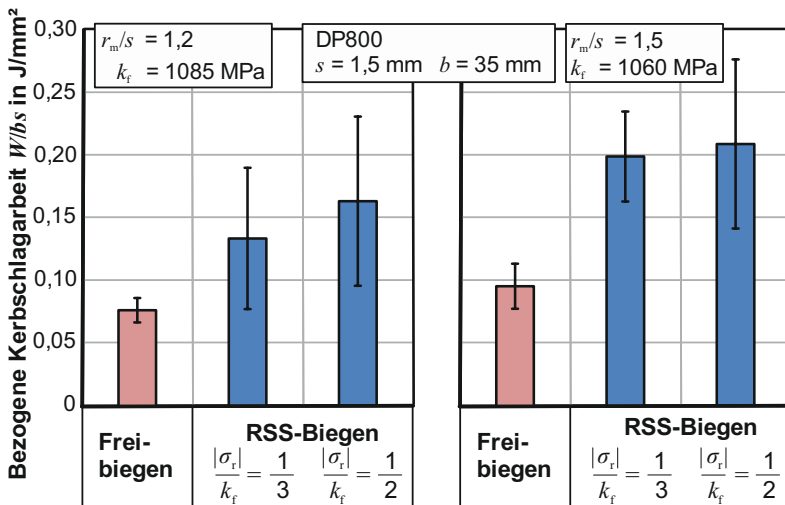


Bild 8.19: Bezogene Kerbschlagarbeit in Abhängigkeit vom Biegeverhältnis bei $T_k \ll 0 \text{ }^\circ\text{C}$

Die Kerbschlagarbeit nimmt mit geringerer Schädigung bei den RSS-gebogenen Proben mit höherer Drucküberlagerung bis zu 230 % zu. Bei geringeren Biegeverhältnissen, also kleinerem Biegeradius, nimmt die Kerbschlagarbeit zu, da sich der Hebelarm zwischen Auftreffen des Hammers und dem Scheitel der Biegezone verringert und sich die Kraftkomponente beim Durchschlagen ändert.

Kerbschlagversuche bei Raumtemperatur

Wird nun derselbe Versuch mit Proben bei Raumtemperatur durchgeführt, liegt die höchste Belastung während des Tests in der Biegezone, diese ist jedoch durch die vorhergegangene Verfestigung nicht die Schwachstelle des Bauteils. Die Probe verbiegt sich um den nicht verfestigten Übergang zum Schenkel und ein Versagen tritt nicht auf (**Bild 8.20**).

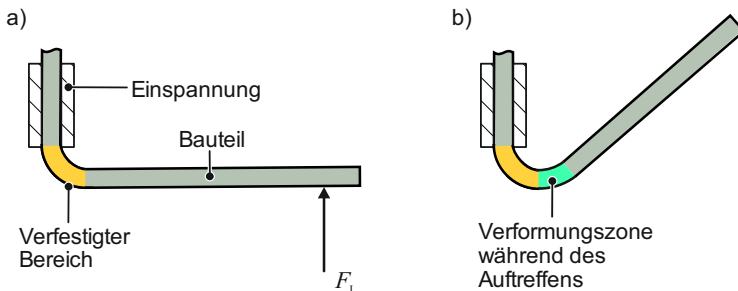


Bild 8.20: a) Vorgefestigte Biegezone und b) Verformter Bereich während des Auftreffens des Kerbschlaghammers bei Raumtemperatur

Die Kerbschlagenergie kann für diesen Fall nicht zur Beurteilung der Biegezone genutzt werden, da die Energie lediglich zum Weiterbiegen des undeformierten Schenkels und nicht zum Durchschlagen genutzt wird. Zur Ermittlung der Kerbschlagarbeit bei Raumtemperatur wird daher die Probengeometrie angepasst und als *M*-Probe¹⁴ bezeichnet (**Bild 8.21**). Die Einbringung einer Nut erzeugt eine Spannungskonzentration direkt in der Umformzone. Die Probe ist mehrfach gebogen, damit der Hammer beim Auftreffen kein zusätzliches Moment auf die Biegezone erzeugt. Die Fertigung erfolgt mit der Laserabtragmaschine LaserTec und die exakte Probentiefe von 7,8 mm ist über ein nachträgliches Schleifen sichergestellt. Durch die Spannungsüberlagerung beim RSS-Biegen und die damit verbundene reduzierte Schädigung kann die aufnehmbare Schlagenergie um bis zu 19 % erhöht werden (**Bild 8.22**).

¹⁴ Die Probenform ist im Rahmen der Masterarbeit von N. Triebert: Analyse der Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile, Technische Universität Dortmund, 2019, betreut durch R. Meya und A.E. Tekkaya, entstanden.

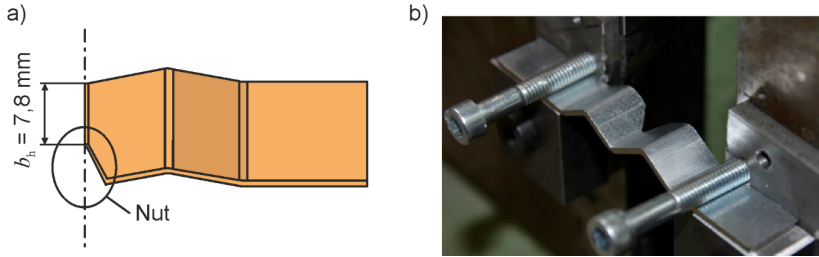


Bild 8.21: a) Probengeometrie der *M*-Probe zur Ermittlung der Kerbschlagarbeit bei Raumtemperatur und b) eingesetzte Probe im Kerbschlagbiegehammer

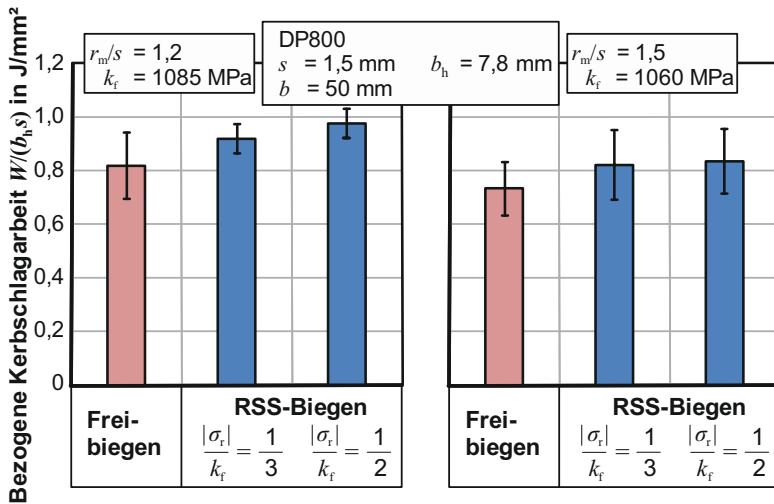


Bild 8.22: Kerbschlagarbeit bei Raumtemperatur (Grundmaterial: $0,55 \text{ J/mm}^2$)

Bei der *M*-Probe verändern sich die Hebelarme mit steigendem Biegeverhältnis nicht. Der Hebel zwischen dem Scheitelpunkt des Biegeteiles und dem Auflager des Kerbschlagbiegehammers ist stets konstant. Durch das höhere Biegeverhältnis und den damit verbundenen 24 % höheren Umformgrad (s. Tabelle 8.2, S. 128) steigt die aufgenommene bezogene Kerbschlagenergie ebenfalls um 13 %. Dieser Anstieg der Kerbschlagenergie ist auf die Verfestigung zurückzuführen.

Bei Unterkühlung der genutzten *M*-Proben kann eine Erhöhung der Kerbschlagarbeit von 31 % für RSS-gebogene Proben im Gegensatz zu freigelegenen Bauteilen für ein Biegeverhältnis von $r_m/s = 1,2$ festgestellt werden. Die Kerbwirkungen durch die Poren nehmen somit bei geringeren Temperaturen zu. Die erhöhte Kerbwirkung bei tiefen

Temperaturen konnte beispielsweise bereits anhand von Ermüdungsversuchen nachgewiesen werden (Radaj, 2003). Der Kerbfaktor erhöht sich am Beispiel des genutzten Baustahls St50 von 1,47 bei Raumtemperatur auf 3,2 bei $-188\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Die erhöhten aufnehmbaren Energien können zur Reduktion der Blechdicke genutzt werden. Für den Fall des Kerbschlagversuchs können bei Raumtemperatur, bei Annahme eines linearen Zusammenhanges zwischen Blechdicke und aufnehmbarer Energie, je nach Einsatzzweck bis zu 19 % in der Dicke reduziert werden, um identische Energien wie beim etablierten Freibiegen aufzunehmen. Bei dem Einsatz in deutlich unterkühlten Temperaturen $T_k < 0\text{ }^{\circ}\text{C}$ kann die Dicke bis zu 30 % reduziert werden

8.7 Übertragbarkeit auf Aluminium

Zur Übertragbarkeit auf andere Werkstoffe wird neben der Schädigungsbeeinflussung anhand der Dualphasenstähle DP800 und DP1180 auch die Aluminiumlegierung AlMg3 untersucht. Die Fließkurve wird im einachsigen Zugversuch ermittelt (**Bild A.3**, Anhang).

Mit dem analytischen Modell aus Abschnitt 6.1 wird die benötigte Kraft beim RSS-Biegen für die Erzeugung einer Spannungsüberlagerung größer als $k_f/2$ errechnet. Die Gegenkraft 21,4 kN aus den Untersuchungen für DP800 kann nicht mehr genutzt werden, da diese aufgrund der geringeren Anfangsfließspannung der Aluminiumlegierung zu einer Plastifizierung in Blechdickenrichtung führt. Daher wird eine Gegenkraft von 5 kN genutzt, die nach dem analytischen Modell eine Spannungsüberlagerung in Höhe $\sigma_r = 0,9 \cdot k_f$ erzeugt. Der Biegewinkel wird auf 60° eingestellt und die Gesenkweite beim Freibiegen beträgt $w = 7\text{ mm}$. Die im Lichtmikroskop gemessenen maximalen Krümmungen betragen beim freigebogenen Bauteil 0,434 1/mm und beim RSS-gebogenen Bauteil 0,442 1/mm. Die Unterschiede in der Verfestigung sind aufgrund der Krümmungsunterschiede unter 2 % vernachlässigbar. Die identische Verfestigung kann weiterhin über die vergleichbare Härte von $92,03\text{ HV}0.1 \pm 3,5$ beim freigebogenen und $92,7\text{ HV}0.1 \pm 1,8$ beim RSS-gebogenen Bauteil abgeleitet werden. Es kann also von identischen Bauteilgeometrien mit vergleichbarer Verfestigung ausgegangen werden.

Der Aluminiumwerkstoff AlMg3 zeigt im Gegensatz zu den Dualphasenstählen einen anderen Schädigungsmechanismus. Die Poren treten nun an metallischen Einschlüssen auf und nicht mehr an Phasengrenzen (**Bild 8.23**).

Die Einschlüsse brechen und an den Bruchstellen entstehen aufgrund der duktilen Umformung Hohlräume. Diese sind qualitativ bei den freigebogenen Bauteilen häufiger zu finden. Die qualitativ ermittelte unterschiedliche Porenanzahl und -fläche lässt sich anhand von Dichtemessungen nachweisen. Aufgrund der vergleichbaren Verfestigung kann die Dichte als Maß für den Porenvolumenanteil genutzt werden (**Bild 8.24**).

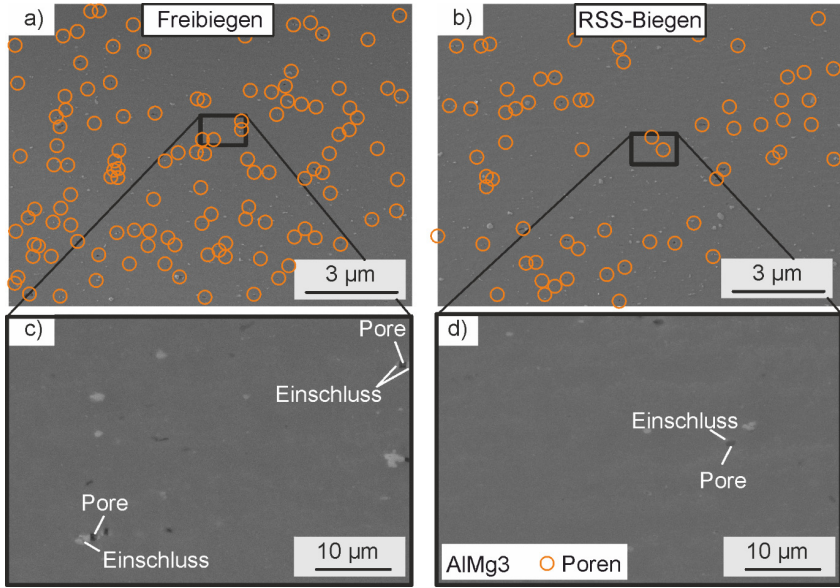


Bild 8.23: Porenentwicklung bei a) freigebogenen und b) RSS-gebogenen Bauteilen (AlMg3) und vergrößerte Ansichten zur Darstellung c) des Porenmechanismus des Einschlussbruches sowie d) der Porenentstehung an Einschlüssen

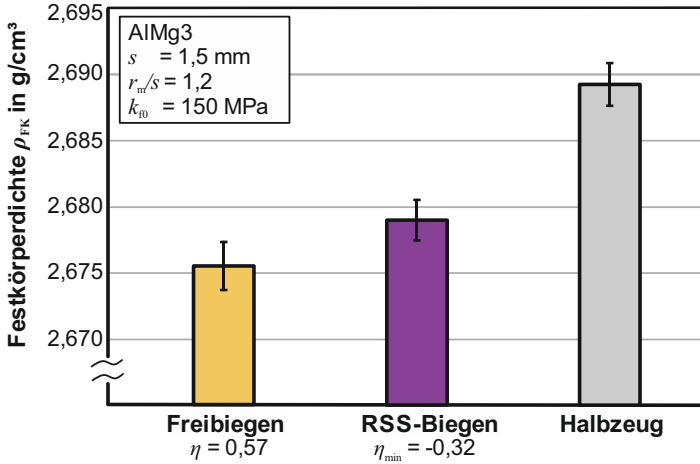


Bild 8.24: Dichteentwicklung bei unterschiedlich gebogenen Bauteilen aus AlMg3 sowie die Dichte des Halbzeugs ($n = 3$)

Die Dichteabnahme ist beim freigebogenen Bauteil um 47 % größer. Die jeweiligen Schädigungswerte D betragen für das freigebogene Bauteil $D = 0,033$ und für das RSS-gebogene Bauteil $D = 0,018$.

Diese Bauteilschädigung hat auch bei dem Aluminium-Werkstoff AlMg3 einen Einfluss auf die Leistungsfähigkeit in Form von veränderter Steifigkeit. Es wird der im Abschnitt 8.2 dargestellte Versuch zur Steifigkeitsermittlung durch Weiterbiegen genutzt. Dieser Versuch zeichnet sich dadurch aus, dass keine Probenpräparation benötigt wird. Durch die Druckspannungsüberlagerung und die damit verbundene geringere Schädigungsevolution wird die Steifigkeit um 11 % erhöht (**Bild 8.25**).

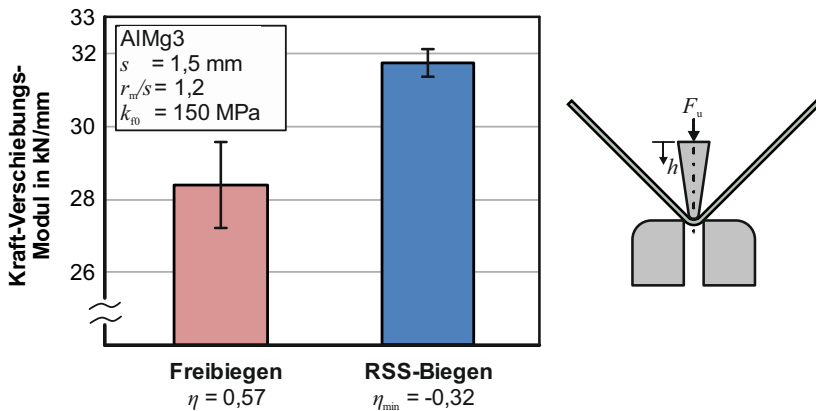


Bild 8.25: Steifigkeit von unterschiedlich gebogenen AlMg3-Proben beim Weiterbiegen ($n = 8$)

8.8 Fazit

Innerhalb dieses Kapitels wurde zunächst der Begriff Leistungsfähigkeit definiert und typische Biegebauteile mit den zugehörigen Belastungen im Einsatz dargestellt. Da aus dem Stand der Kenntnisse neben dem zyklischen Belastungstest keine Bauteiltests für weitere Belastungen vorhanden sind, sind entsprechende Prüfverfahren neu entwickelt worden. Anhand von geometrisch gleichen Bauteilen, die mittels Frei- und RSS-Biegen hergestellt wurden, wurde die Leistungsfähigkeit analysiert. Durch die neu entwickelten Bauteiltests können Biegeteile nach der Umformung hinsichtlich der entsprechenden Einsatzgebiete bewertet werden. Dazu sind in **Tabelle 8.4** die erreichten maximalen Verbesserungen durch RSS-Biegen bei den jeweiligen Tests dargestellt.

Tabelle 8.4: Ermittlung der Leistungsfähigkeit gebogener DP800-Bauteile (Biegeverhältnis $\psi = 1,2$ ($\varphi_v = 0,41$) und $\psi = 1,5$ ($\varphi_v = 0,33$)) sowie Einfluss der Schädigung auf die Leitungsfähigkeit in unterschiedlichen Einsatzfällen

Methode	ψ	Freibiegen	RSS-Biegen	Relative Verbesserung durch RSS-Biegen in %	Abschnitt
Steifigkeit in kN/mm	1,5	29,9	32,2	8	8.4
Statisches Weiterbiegen in mm	1,5	31,6	33,8	7	8.4
Crash-Belastung in mm/mm	1,5	0,7	0,6	16	8.5
Kritischer Crash Winkel in °	1,5	52	57	10	8.5
Kerbschlagarbeit					
$T = 25 \text{ °C}$ (M-Probe) in J/mm ²	1,2	0,82	0,98	19	8.6
	1,5	0,73	0,86	18	
$T \ll 0 \text{ °C}$ (M-Probe) in J/mm ²	1,2	0,13	0,17	31	
$T \ll 0 \text{ °C}$ (Profil) in J/mm ²	1,2	0,075	0,17	226	
	1,5	0,094	0,21	223	

Der Einfluss der neben der Schädigung auf die Leistungsfähigkeit wirkenden Effekte, wie die Verfestigung und Eigenspannungen, wurden separiert. Durch die geometrische Ähnlichkeit wird von einer vergleichbaren Verfestigung ausgegangen, welche anhand von Härtemessungen und der Bestimmung der geometrisch notwendigen Versetzungen bestätigt wurde. Mittels Röntgendiffraktometrie können die Eigenspannungen als Ursache für die unterschiedlichen Leistungsfähigkeiten ausgeschlossen werden. Der Rauheitseinfluss kann ebenso aufgrund der geringen Differenzen vernachlässigt werden.

Es wird deutlich, dass die Schädigung einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf die Bauteileigenschaften hat. Durch die Schädigungskontrolle können Verbesserungen in den Bauteilleistungsfähigkeiten bei Raumtemperatur bis zu 19 % und bei niedrigen Temperaturen bis zu 226 % erreicht werden.

Zur Prüfung der Übertragbarkeit sind ausgewählte Methoden zur schädigungskontrollierten Umformung erfolgreich auf den Aluminiumwerkstoff AlMg3 übertragen worden. Die Verbesserungen in der Steifigkeit liegen trotz der unterschiedlichen Schädigungsmechanismen in ähnlicher Größenordnung. Die Kontrolle der Schädigung ist somit für eine akkurate Bauteilauslegung unverzichtbar.

9 Nutzen für die Industrie und Ausblick

Innerhalb dieses Kapitels werden sowohl die wichtigsten Erkenntnisse der Arbeit zusammengefasst als auch der Nutzen für die Industrie herausgestellt. Weiterhin wird ein Ausblick auf mögliche weitere Arbeiten gegeben. Der aus der vorliegenden Arbeit ableitbare Nutzen für die Industrie, der im Folgenden näher erläutert wird, ist:

- Ein Paradigmenwechsel für eine akkurate, schädigungskontrollierte Bauteilauslegung von Biegeteilen
- Eine neue Technologie zum druckspannungsüberlagerten Biegen (RSS-Biegen)
- Ein analytisches Modell zur effizienten Beschreibung der Triaxialität beim RSS-Biegen
- Effiziente Methoden zur Schädigungscharakterisierung von Biegeteilen
- Kenntnisse über die Mechanismen der Schädigungsentstehung beim Biegen
- Der Zusammenhang zwischen Lastpfad, Schädigung und Leistungsfähigkeit
- Neue Bauteiltests für gebogene Bauteile
- Ableitbare Designrichtlinien für Biegeprozesse

Paradigmenwechsel

Eine konventionelle Prozessauslegung erzwingt einen hohen Sicherheitsfaktor bei der Bauteilauslegung, da nicht alle umforminduzierten Effekte betrachtet werden. Eine Auslegung rein anhand einer Anfangsfließspannung des Halbzeuges zur Erreichung einer vordefinierten Geometrie resultiert in einem erhöhten Bauteilgewicht (**Bild 9.1**). Durch Berücksichtigung der umforminduzierten Verfestigung und der Eigenspannungen kann der Sicherheitsfaktor gesenkt werden. Es konnte im Kapitel 8 gezeigt werden, dass die Produkteigenschaft *Schädigung* einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Bauteileigenschaften hat.

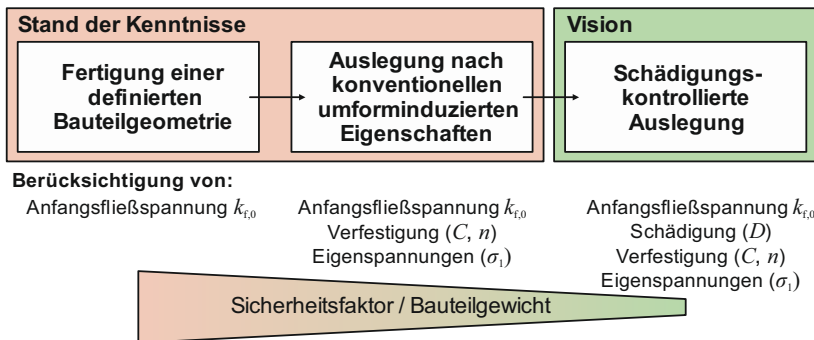


Bild 9.1: Angestrebter Paradigmenwechsel durch die schädigungskontrollierte Bauteilauslegung

Eine Berücksichtigung der Schädigung verringert durch die Reduktion des Sicherheitsfaktors weiter das Bauteilgewicht. Damit kann der anzustrebende Paradigmenwechsel von der alleinigen Auslegung nach der Bauteilgeometrie zur Auslegung nach verbesserter Nutzbarkeit im Einsatz umgesetzt werden. Dazu ist die Bauteileigenschaft *Schädigung* zwingend heranzuziehen.

RSS-Biegeverfahren

Zur Beeinflussung der Schädigung bei gleichbleibender Bauteilgeometrie muss der Lastpfad während der Umformung variiert werden. Beim Freibiegen ist dies über konventionelle Prozessparameter ohne Geometrieänderung des Bauteils nicht möglich. Daher wird die Druckspannungsüberlagerung als Ansatz zur Lastpfadbeeinflussung genutzt. Es konnte gezeigt werden, dass derzeit genutzte Blechbiegeprozesse mit Spannungsüberlagerung, wie das Elastomerbiegen, in der Lage sind, den Schädigungszustand zu beeinflussen. Das Elastomerbiegen ist jedoch hinsichtlich der Kontrollierbarkeit der Drucküberlagerung und aufgrund der Verschleißigenschaften nur bedingt geeignet.

Zur Schädigungskontrolle wurde daher das Biegen mit radialer Spannungsüberlagerung (RSS-Biegen) entwickelt. Der Industrie wird ein neues Biegeverfahren zur Verfügung gestellt, welches in der Lage ist, einstellbare Radialspannungen während der Umformung aufzubringen. Durch das hergeleitete analytische Modell können der Prozess und die Werkzeuge zeiteffizient ohne numerische Modellierung ausgelegt werden. Ferner kann die minimal auftretende Triaxialität errechnet werden, die eine geeignete Stellgröße für die entstehende Schädigung darstellt.

Effiziente Schädigungscharakterisierung und Schädigungsmechanismen

Es konnte gezeigt werden, dass sich die Schädigung während der Umformung durch Porenentstehung und -wachstum äußert, ohne zwangsläufig einen makroskopischen Riss zu erzeugen. Die Schädigungsevolution beim Blechbiegen beginnt am Außenbogen. Es entstehen Poren bei plastischer Formänderung unter Zugspannungszuständen. Simultan wachsen bereits nukleierte Poren. Die hauptsächlich zugrunde liegenden Schädigungsmechanismen sind beim DP1200 der Martensitbruch und beim DP800 eine Kombination aus Martensitbruch und Martensit-Ferrit-Ablösung. Bei der Aluminiumlegierung AlMg3 ist eine Ablösung der Matrix von Einschlüssen der Hauptentstehungsmechanismus. Durch Kenntnisse über die Schädigungsmechanismen in Abhängigkeit des Werkstoffes können zukünftig schädigungstolerante Mikrostrukturen für die jeweilige Belastung im Einsatz erzeugt werden.

Zur Messung der Schädigung im Biegeteil können REM-Aufnahmen genutzt werden. Durch Maschine-Learning kann die benötigte Zeit zur Klassifizierung der Schädigungsmechanismen und damit auch zur Bestimmung der Porenfläche und -anzahl deutlich reduziert werden. Ein manuelles Klassifizieren eines Schädigungsortes dauert für einen

geübten Betrachter ~20 s, was zu einer Dauer von 5,5 Stunden bei ~1000 Schädigungsstellen führt. Bei einer automatisierten Bestimmung über Machine Learning wird nach dem Einlernen weniger als eine Minute benötigt (Kusche et al., 2019).

Die erstmals an Biegeteilen genutzte Dichtemessung stellt bei vergleichbaren Umformgraden eine schnelle und effektive Methode zur Schädigungsbewertung dar. Die Methode kann kostengünstig in die Industrie übertragen werden, da es neben einfachen, etablierten Dichtemessgeräten auch Dienstleister zur hochpräzisen Dichtemessung gibt. Die Dichtemessung von beispielsweise zehn Biegeproben benötigt eine Messzeit (Messung der Flüssigkeitsdichte und wiederholte Messung der Festkörperdichte) von ~ 20 min/Probe.

Zusammenhang Lastpfad, Schädigung und Leistungsfähigkeit

Die Leistungsfähigkeit eines gebogenen Bauteils wird signifikant durch die Schädigung beeinflusst. Die Höhe der Bauteilschädigung kann über die Prozessführung während der Fertigung beeinflusst werden. Die durch druckspannungsüberlagertes Biegen hergestellten Bauteile weisen eine reduzierte Schädigung auf (**Bild 9.2**).

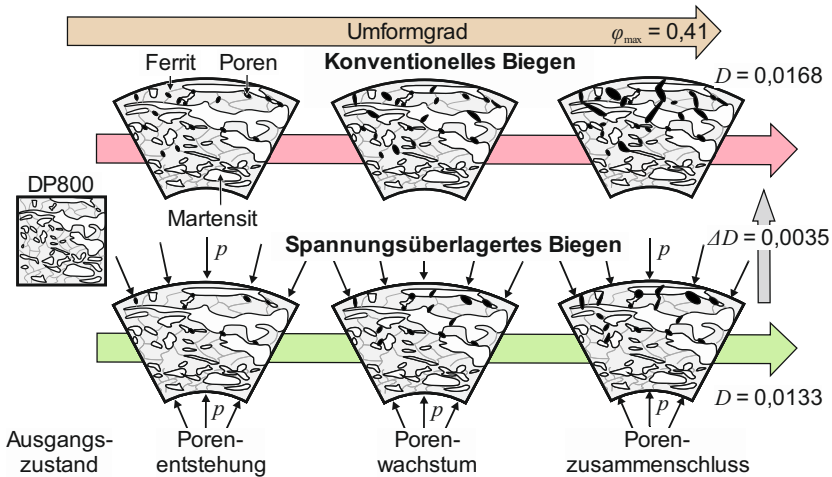


Bild 9.2: Verringerte Schädigungsentwicklung bei Spannungüberlagerung

Ebenso ist die maximale Porengröße und die absolute Anzahl der Poren bei druckgebo- genen Bauteilen geringer. Es ist durch die Drucküberlagerung sogar möglich, Bauteile mit höherem Umformgrad, aber geringerer Schädigung im Vergleich zu freigebo- genen Bauteilen zu fertigen.

Zur Prüfung der resultierenden Leistungsfähigkeiten werden der Industrie neue Bauteiltests vorgeschlagen, um das bereits umgeformte Biegeteil reproduzierbar zu testen. Mittels eines neu entwickelten Schlagversuches für gebogene Bauteile können die maximal aufnehmbaren Schlagenergien ermittelt werden. Eine absolute Verringerung des D -Wertes in der Dichtemessung von $\Delta D = 0,0035$ (26 % höhere Schädigung beim Freibiegen) durch die schädigungskontrollierte Auslegung führt zu bis zu 19 % höheren aufnehmbaren Energien bei Raumtemperatur (**Bild 9.3**). Bei Unterkühlung sind sogar bis zu 30 % höhere Energien aufnehmbar.

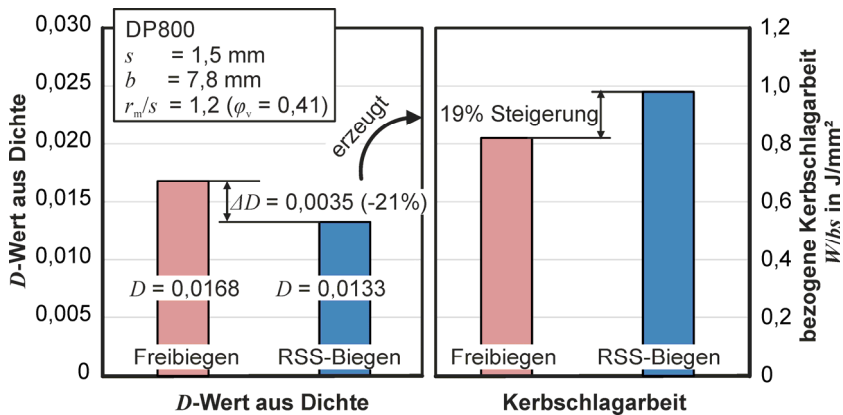


Bild 9.3: Einfluss des beeinflussten D -Wertes auf die Kerbschlagarbeit bei Raumtemperatur

Die Schädigung beeinflusst neben der Kerbschlagarbeit maßgeblich die Bauteilleistungsfähigkeit in Form von Verbesserungen der Steifigkeit, der statischen Belastbarkeit oder dem Crashvermögen (**Tabelle 9.1**).

Für sicherheitsrelevante Bauteile kann über einen neuartigen Crashversuch nachgewiesen werden, dass die aufnehmbare Crashenergie von schädigungsminimierten Bauteilen ansteigt. Zudem kann gezeigt werden, dass bei statischer Weiterbelastung die Bauteile mit geringerer Schädigung deutlich später zu Rissen neigen. Durch die bisher unberücksichtigte Schädigung verringert sich zudem die Steifigkeit von gebogenen Bauteilen. Anhand der neuen Bauteiltests zur Ermittlung der Steifigkeit können beispielsweise Federn exakt ausgelegt werden. Die Bauteilleistungsfähigkeit kann also durch gezielte Prozessführung des RSS-Biegens und die damit verbundene Schädigungskontrolle verbessert werden. Dies ist in vergleichbaren Größenordnungen für den DP800 und die

Aluminiumlegierung AlMg3 möglich. Durch die Kenntnis über die bekannte Verringerung der Leistungsfähigkeit durch die umforminduzierte Schädigung können die Bauteile dünner und damit leichter gestaltet werden.

Tabelle 9.1: Schädigungsparameter aus der Dichte D_{Frei} (Freibiegen) und D_{RSS} (RSS-Biegen) für gebogene DP800-Bauteile in Abhängigkeit des Biegeverhältnisses ψ und des maximalen Umformgrades φ_v am Außenbogen ($\psi = 1,2$ ($\varphi_v = 0,41$) und $\psi = 1,5$ ($\varphi_v = 0,33$)) sowie Einfluss der Schädigung auf die Leistungsfähigkeit in unterschiedlichen Einsatzfällen

Schädigungscharakterisierung					
Methode	ψ	D_{Frei}	D_{RSS}	ΔD	Abschnitt
Dichte	1,2	0,0168	0,0133	0,0035 (- 21 %)	7.3.3
	1,5	0,0149	0,0118	0,003 (- 21 %)	
Leistungsfähigkeit					
Methode	ψ	Kennwerte der Leistungsfähigkeit		Rel. Verbesserung durch RSS-Biegen in %	
		Frei-biegen	RSS-Biegen		
Steifigkeit in kN/mm	1,5	29,9	32,2	8	8.4
Statisches Weiterbiegen in mm	1,5	31,6	33,8	7	8.4
Crash-Belastung in mm/mm	1,5	0,7	0,6	16	8.5
Kritischer Crash-Winkel in °	1,5	52	57	10	8.5
Kerbschlagarbeit					
$T = 25 \text{ °C}$ (M-Probe) in J/mm ²	1,2	0,82	0,98	19	8.6
	1,5	0,73	0,86	18	
$T \ll 0 \text{ °C}$ (M-Probe) in J/mm ²	1,2	0,13	0,17	31	
	1,2	0,075	0,17	226	
$T \ll 0 \text{ °C}$ (Profil) in J/mm ²	1,2	0,075	0,17	226	
	1,5	0,094	0,21	223	

Designrichtlinien zur schädigungskontrollierten Umformung

Aus den gewonnenen Erkenntnissen aus der vorliegenden Arbeit lassen sich Designrichtlinien für eine schädigungskontrollierte Umformung ableiten (**Tabelle 9.2**). Diese Richtlinien dienen dazu, bereits bestehende Umformprozesse dahingehend zu modifizieren, dass die entstehende Schädigung reduziert wird.

Tabelle 9.2: Designrichtlinien für schädigungskontrollierte Biegeprozesse

Gewonnene Erkenntnisse beim Blechbiegen	Anwendung in weiteren Biegeverfahren
Bei Biegebelastungen im ebenen Deformationszustand und ohne zusätzliche Spannungsüberlagerung ist keine Beeinflussung der Triaxialität über Prozessparameter möglich.	Externe Druckspannungen sind zur Beeinflussung des Spannungszustandes im ebenen Deformationszustand notwendig.
Hohe Triaxialitäten bei der Umformung wirken sich negativ auf die Schädigung aus.	Überlagerung von Druckspannungen durch externe Drücke oder geeignete Wahl von Prozessparametern zur Erreichung verringerter Triaxialität
Eine reduzierte Schädigungsentwicklung bei höherem Vergleichsumformgrad durch verringerte Triaxialität ist möglich.	Eine alleinige Berücksichtigung des Umformgrades ist nicht zielführend.

Umsetzung der Designrichtlinien in einem Profilbiegeprozess

Die Drucküberlagerung zur Triaxialitätsminderung kann beispielsweise mit dem von Meya und Tekkaya (2016) patentierten Verfahren des Drückwalzens mit überlagerter Biegung (**Bild 9.4a**) auf geschlossene Profile übertragen werden. Ein entsprechendes Verfahren wurde entwickelt und in Martschin et al. (2019) vorgestellt¹⁵. Bei dem Verfahren werden während der Biegung Druckspannungen über flexible (**Bild 9.4a**) oder starre Rollen (**Bild 9.5b**) auf ein Profil aufgebracht.

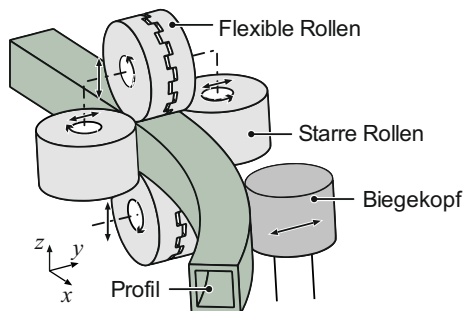


Bild 9.4: Schematische Darstellung des Drückwalzens mit überlagerter Biegung durch flexible Rollen

¹⁵ Die gezeigten Ergebnisse sind im Rahmen der Masterarbeit von J. Martschin: Drucküberlagerung beim Profilbiegen: Verfahrensentwicklung und Prozessanalyse, Technische Universität Dortmund, 2018, betreut durch R. Meya, C. Löbbe und A.E. Tekkaya, entstanden.

Die geteilten Rollen sind so gelagert, dass eine Zustellung während des Prozesses möglich ist. Dadurch ist es möglich, flexible Bauteilgeometrien entlang der Längsachse zu fertigen. Durch die Wahl eines geeigneten Dornes kann die Profilwandstärke während des Prozesses eingestellt werden. Die Walzen verjüngen das Profil und sind selbst über Zahnräder, Kardanwellen und Getriebemotoren angetrieben (**Bild 9.5**).

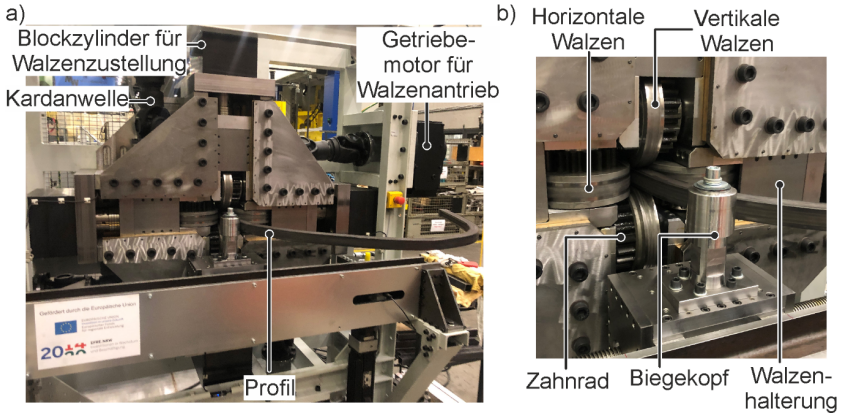


Bild 9.5: a) Maschine zum Drückwalzen mit überlagerter Biegung und b) Nahansicht der Walzenanordnung

Die Zustellung der Walzen wird über Blockzylinder realisiert. Das Biegemoment wird über einen Biegekopf eingeleitet. Es findet somit simultan eine Biegung und ein Auswalzen des Profils statt. Es wird eine numerische Analyse in Abaqus 2016 (3D, Explizit) durchgeführt. Die überlagerte Druckspannung verringert die Biegespannungen während der Umformung (**Bild 9.6**).

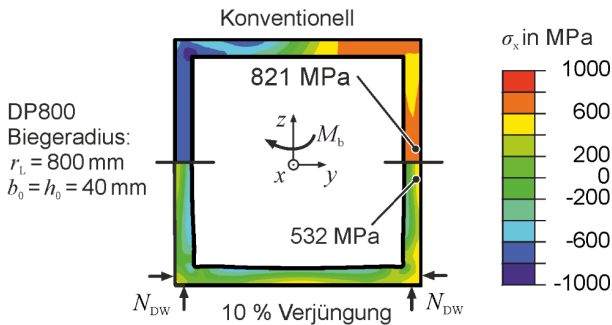


Bild 9.6: Biegespannungen bei identischem belastetem Biegeradius in Abhängigkeit der Verjüngung (Martschin et al., 2019)

Durch die Verjüngung der Außengeometrie um 10 % werden die Biegespannungen um ca. 35 % bei gleichem Biegeradius unter Last verringert. Das zusätzliche Auswalzen erhöht auch die plastische Vergleichsdehnung im Vergleich zum Profilbiegen ohne Drücken bei gleichem Biegeradius. Zur Ermittlung des Einflusses des zusätzlichen Walzens auf die Triaxialität, den Lode-Winkel-Parameter und den Vergleichsumformgrad wird ein Materialpunkt bei verschiedenen Zustellungen bei gleichem Biegeradius über den Prozess verfolgt (**Bild 9.7**).

Bei erhöhter Werkzeugzustellung tritt eine niedrigere Triaxialität aufgrund der zusätzlichen Druckspannungen auf. Der Lode-Winkel-Parameter sinkt ebenso bei steigender Zustellung. Aufgrund des Triaxialitätsverlaufes unterhalb von null ist davon auszugehen, dass in dem stärker verjüngten Bauteil eine geringere Schädigungsentwicklung trotz höherem Umformgrad vorherrscht. Der Lode-Winkel-Parameter verändert sich von 0,8 auf -0,3. Der Einfluss dieser Änderung ist anhand des Blechbiegens aufgrund des ebenen Deformationszustandes noch nicht erforscht. Anhand des Bruchlokus (Bild 2.20, S. 23) wird jedoch deutlich, dass in diesem Fall die Triaxialitätsänderung das ausschlaggebende Maß für die Schädigungsentwicklung ist.

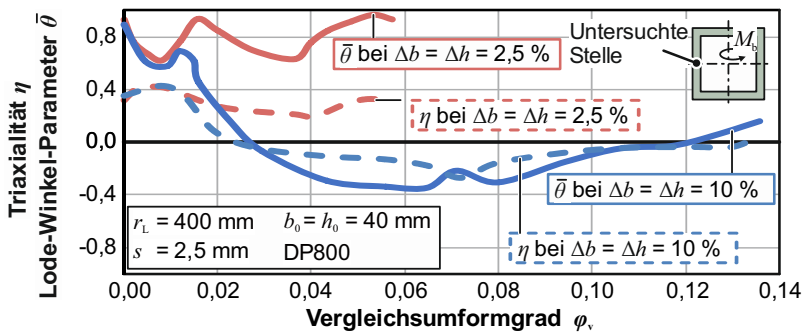


Bild 9.7: Verlauf von Triaxialität und Lode-Winkel-Parameter über dem Umformgrad bei unterschiedlicher Verjüngung in Profilbreiten- Δb und Profilhöhenrichtung Δh

Ausblick

Der Ausblick ist auf möglichen Nutzen für die Industrie fokussiert und in die folgenden Unteraspekte gegliedert:

- Technologie und Prozesskette
- Schädigungsmodellierung
- Temperaturunterstützte Umformung.

Technologie und Prozesskette

Zukünftig gilt es zu überprüfen, inwiefern die gewonnenen Erkenntnisse aus dem Frei- und RSS-Biegen bei etablierten Prozessen zur Profilherstellung und -biegung angewendet werden können. Bei dem Drückwalzen mit überlagerter Biegung müssen noch experimentelle Studien zur Schädigungsentwicklung bei gleichzeitiger Änderung des Lode-Winkel-Parameters, der Triaxialität und des Vergleichsumformgrades durchgeführt werden. Beim Rollformen, einem inkrementellen Prozess zur Profilherstellung, gibt es prinzipiell die Möglichkeit, die Methode des Elastomerbiegens zu übertragen (Bild 9.8). Dies bietet den Vorteil, kontinuierlich den Lastpfad durch ein zwischen die Rollen eingesetztes Elastomer zu beeinflussen. Die Eigenschaften des Elastomers können zusätzlich durch eine axiale Zustellung der Rollen kontrolliert werden. Ein Mechanismus mit Federelementen wäre aufgrund der Einstellbarkeit der Spannungsüberlagerung und der Verschleißkriterien vorteilhafter.

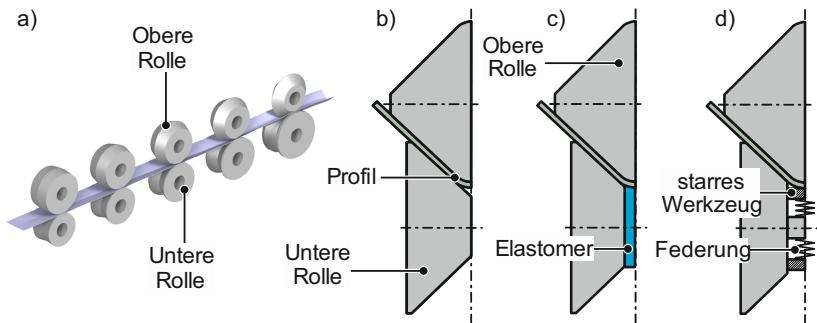


Bild 9.8: a) Schematische Darstellung des Rollformens mit einer b) konventionellen Rolle und mögliche Prozessmodifikationen zur Spannungsüberlagerung durch ein c) Elastomer und d) eine mechanische Überlagerung über eine Federung

Weiterhin kann in zukünftigen Arbeiten die gesamte Prozesskette betrachtet werden. In ersten Versuchen von Liebsch et al. (2019) wurde gezeigt, dass die Schädigung beim Flachwalzen zur Halbzeugherstellung durch eine geeignete Wahl der Prozessparameter beeinflusst wird. Es ist davon auszugehen, dass auch die Halbzeugfertigung einen Einfluss auf die Schädigungsentwicklung während des Blechbiegens oder der Profilherstellung hat.

Durch geeignete Mikrostrukturen, beispielsweise gradierte Strukturen über der Blechdicke, könnte daher das Biegeresultat im Hinblick auf die Schädigungsentwicklung optimiert werden. Die Wechselwirkung zwischen Mikrostruktur des Halbzeugs und der

Schädigungstoleranz während der Biegeumformung und des Einsatzes sind noch unerforscht und stellen zukünftige Forschungsfelder dar.

Schädigungsmodellierung

Die Vorhersage des quantitativen Zusammenhangs zwischen der Bauteilschädigung und der Leistungsfähigkeit steht noch aus. Dazu werden Schädigungsmodelle benötigt, die einerseits den Porenanteil vorhersagen können, aber auch den Einfluss des Porenvolumens auf die Leistungsfähigkeit abbilden. Dies ist neben dem Nutzen für die Industrie durch die akkurate Bauteilauslegung auch für akademische Untersuchungen von Bedeutung. Sobald eine schädigungsabhängige Modellierung der Leistungsfähigkeit möglich ist, können Schädigungseffekte numerisch von den weiteren Effekten der Verfestigung und Eigenspannungen separiert werden.

In weiteren Untersuchungen¹⁶ wurde die Netzabhängigkeit der Schädigungsentwicklung beim Biegen analysiert. Es wird deutlich, dass die Schädigung beim Blechbiegen mit steigender Umformung stark netzabhängig ist. Daher wird ein netzunabhängiges Schädigungsmodell benötigt, um den Aufwand der Parameteridentifikation zu verringern. Dies ist insbesondere für die Industrie von Nutzen, da nicht für jedes Netz eine neue Parameteridentifikation durchgeführt werden muss.

Temperaturunterstützte Umformung

Im Bereich der Blechumformung ist das Presshärten eine gängige Methode, um beispielsweise sicherheitsrelevante Bauteile aus MnB-Stählen zu fertigen. Daher ist zukünftig zu untersuchen, wie sich Schädigung bei der kombinierten Umformung und Umwandlungshärtung äußert. Mittels Zugversuchen und Induktionserwärmung sowie Druckluftabkühlung wurde in ersten Versuchen anhand des Presshärtestahls 22MnB5 die Entstehung von Schädigung bei der Kalt- und Warmumformung und bei alleiniger Wärmebehandlung untersucht¹⁷. Durch eine reine Wärmebehandlung mit Phasenumwandlung sind neue Poren nukleiert. Ebenso entstehen Poren bei Warmumformung mit nachgeschalteter Abschreckung. Um ein Verständnis für die wirkenden Mechanismen beim temperaturunterstützten Umformen zu erlangen, sollte die Schädigungsentwicklung bei erhöhten Temperaturen für eine akkurate Bauteilauslegung erforscht werden.

¹⁶ Die numerischen Untersuchungen zur Netzabhängigkeit der Schädigungsmodellierung beim genutzten Werkstoff DP800 sind von Leon Sprave, Institut für Mechanik, TU Dortmund, und Alexander Schowtjak, Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund, durchgeführt worden und gemeinsam in Sprave et al. (2020) veröffentlicht.

¹⁷ Die Zugversuche wurden von Sigrid Hess vom Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund, durchgeführt.

Literaturverzeichnis

- Akeret, R., 1978. Versagensmechanismen beim Biegen von Aluminiumblechen und Grenzen der Biegefähigkeit. *Aluminium* 54, S. 117–123.
- Amino, H., Nakamura, K., Nakagawa, T., 1990. Counter-pressure deep drawing and its application in the forming of automobile parts. *Journal of Materials Processing Technology* 23 (3), S. 243–265.
- Atkins, A.G., 1995. Deformability versus fracture limit diagrams. *Studies in Applied Mechanics* 43, S. 251–264.
- Babout, L., Maire, E., Fougères, R., 2004. Damage initiation in model metallic materials: X-ray tomography and modelling. *Acta Materialia* 52 (8), S. 2475–2487.
- Barsoum, I., Faleskog, J., 2007. Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments. *International Journal of Solids and Structures* 44 (6), S. 1768–1786.
- Basaran, M., 2011. Stress state dependent damage modeling with a focus on the Lode angle influence. Dr.-Ing.-Dissertation, RWTH Aachen University, Shaker Verlag, Aachen.
- Ben Khalifa, N., 2005. Entwicklung einer neuen Vorrichtung zur Rückfederungskompensation beim Freibiegen durch inkrementelle Druckspannungsüberlagerung. Diplomarbeit, Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund.
- Besserer, H.-B., Hildenbrand, P., Gerstein, G., Rodman, D., Nürnberger, F., Merklein, M., Maier, H.J., 2016. Ductile Damage and Fatigue Behavior of Semi-Finished Tailored Blanks for Sheet-Bulk Metal Forming Processes. *Journal of Materials Engineering and Performance* 25 (3), S. 1136–1142.
- Biermann, D., Tekkaya, A.E., Tillmann, W., 2010. Tailor Made Properties - Visions for the Future of Manufacturing, in: 1st International Conference on Product Property Prediction. Dortmund, S. 77–97.
- Biswas, D.K., Venkatraman, M., Narendranath, C.S., Chatterjee, U.K., 1992. Influence of sulfide inclusion on ductility and fracture behavior of resulfurized HY-80 steel. *Metallurgical Transactions A* 23 (5), S. 1479–1492.
- Böklen, R., 1951. Einige Beobachtungen an Stählen bei reiner, statischer Biegung. *Zeitschrift für Metallkunde* 42, S. 170–174.
- Bompard, D.P., 1986. Effets endommageants de la porosité sur la propagation des fissures dans le Nickel fritté. Université de technologie de compiegne, PhD Thesis.
- Breitwieser, M., 2018. Bestimmungsmethoden der Dichte - IMETER. www.imeter.de, Zuletzt zugegriffen am 02.10.2019.
- Breitwieser, M., 2003. Vorrichtung und Verfahren zur Dichtemessung nach der Auftriebsmethode mit Wäge- und Positioniervorrichtung. Deutsches Patent, DE10340555B3.

- Bridgman, P.W., 1964. *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*. Zweite Edition, Harvard University Press, Cambridge, Massachusetts.
- Bridgman, P.W., 1953. The Effect of Pressure on the Tensile Properties of Several Metals and Other Materials. *Journal of Applied Physics* 24 (5), S. 560–570.
- Bridgman, P.W., 1945. Effects of High Hydrostatic Pressure on the Plastic Properties of Metals. *Reviews of Modern Physics* 17 (1), S. 2–4.
- Brünig, M., Gerke, S., Schmidt, M., 2018. Damage and failure at negative stress triaxialities: Experiments, modeling and numerical simulations. *International Journal of Plasticity* 102, S. 70–82.
- Buffière, J.-Y., Maire, E., Cloetens, P., Lormand, G., Fougères, R., 1999. Characterization of internal damage in a MMCp using X-ray synchrotron phase contrast microtomography. *Acta Materialia* 47 (5), S. 1613–1625.
- Calcagnotto, M., Adachi, Y., Ponge, D., Raabe, D., 2011. Deformation and fracture mechanisms in fine- and ultrafine-grained ferrite/martensite dual-phase steels and the effect of aging. *Acta Materialia* 59 (2), S. 658–670.
- Cockcroft, M.G., Latham, D.J., 1968. Ductility and workability of metals. *Journal of the Institute of Metals* (99), S. 33–39.
- Cotterell, M., Schambergerova, J., Ziegelheim, J., Janovec, J., 2002. Dependence of micro-hardness on deformation of deep-drawing steel sheets. *Journal of Materials Processing Technology* 124 (3), S. 293–296.
- Cruise, R.B., Gardner, L., 2008. Strength enhancements induced during cold forming of stainless steel sections. *Journal of Constructional Steel Research* 64 (11), S. 1310–1316.
- Cupka, V., Nakagawa, T., Tiyamoto, H., 1973. Fine bending with counter pressure. *Annals of the CIRP* 22, S. 73–74.
- de Boer, R., Bruhns, O., 1969. Zur Berechnung der Eigenspannungen bei einem durch eine endliche Biegung verformten inkompressiblen Plattenstreifen. *Acta Mechanica* 8, S. 146–159.
- Dengel, D., Harig, H., 1980. Estimation of the fatigue limit by progressively-increasing load tests. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 3 (2), S. 113–128.
- DIN 6935, 2011. Kaltbiegen von Flacherzeugnissen aus Stahl. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN 743-2, 2012. Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen - Teil 2: Formzahlen und Kerbwirkungszahlen. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN 8586, 2003. Fertigungsverfahren Biegeumformen. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

- DIN EN 10131, 2006. Kaltgewalzte Flacherzeugnisse ohne Überzug und mit elektrolytischem Zink- oder Zink-Nickel-Überzug aus weichen Stählen sowie aus Stählen mit höherer Streckgrenze zum Kaltumformen – Grenzabmaße und Formtoleranzen. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 148-1, 2017. Metallische Werkstoffe - Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy - Teil 1: Prüfverfahren. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 6507-1, 2018. Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 6892-1, 2017. Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 7438, 2016. Biegeversuch. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 7799, 2000. Bleche und Bänder mit einer Dicke unter 3 mm - Hin- und Herbiegeversuch. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- El Budamusi, M., Becker, C., Clausmeyer, T., Gebhard, J., Chen, L., Tekkaya, A.E., 2015. Erweiterung der Formänderungsgrenzen von höherfesten Stahlwerkstoffen bei Biegeumformprozessen durch innovative Prozessführung und Werkzeuge. Bericht zum Vorhaben IGF-Nr. 16585 N/FOSTA P930.
- Fang, G., Song, L.F., Feng, Y., Zhang, J.P., Ma, M.T., 2018. Study on low temperature brittleness and hydrogen embrittlement of automotive dual phase steel sheets, in: Proceedings of the 4th International Conference on Advanced High Strength Steel and Press Hardening (ICHSU2018). S. 159–166.
- Fayolle, S., Bouchard, P.-O., Mocellin, K., 2014. Modelling the strength of self-piercing riveted joints, in: Self-Piercing Riveting. Elsevier, S. 79–107.
- Flemming, G., 1972. Mechanische Eigenschaften von Stahl bei statischer und wechselnder Beanspruchung nach einer Massivumformung. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Hochschule, Darmstadt.
- Fonstein, N., 2017. Dual-phase steels, in: Automotive Steels. Woodhead Publishing, Atlanta, S. 169–216.
- Gänsicke, B., 2002. Verbesserung des Formänderungsvermögens bei der Blechumformung mittels partiell überlagerter Druckspannung. Dr.-Ing.-Dissertation, Ruhr Universität Bochum, Shaker Verlag.
- Garofalo, F., Wriedt, H., 1962. Density change in an austenitic stainless steel deformed in tension or compression. Acta Metallurgica 10 (11), S. 1007–1012.

- Gerstein, G., Briukhanov, A., Gutknecht, F., Volchok, N., Clausmeyer, T., Nürnberger, F., Tekkaya, A.E., Maier, H.J., 2018. Evaluation of micro-damage by acoustic methods. *Procedia Manufacturing* 15, S. 527–534.
- Gerstein, G., Clausmeyer, T., Isik, K., Nürnberger, F., Tekkaya, A.E., Bruchanov, A.A., Maier, H.J., 2017. Experimental analysis of anisotropic damage in dual-phase steel by resonance measurement. *International Journal of Damage Mechanics* 26 (8), S. 1147–1169.
- Gothivarekar, S., Coppieters, S., Talemi, R.H., Debruyne, D., 2018. Experimental Model Validation and Fatigue Behaviour of Cold-Formed High Strength Steel. *Proceedings* 2 (8), S. 373.
- Greenfield, M.A., Margolin, H., 1972. The mechanism of void formation, void growth, and tensile fracture in an alloy consisting of two ductile phases. *Metallurgical Transactions* 3 (10), S. 2649–2659.
- Gross, A.J., Ravi-Chandar, K., 2017. On the deformation and failure of Al 6061-T6 in plane strain tension evaluated through in situ microscopy. *International Journal of Fracture* 208 (1–2), S. 27–52.
- Guelorget, B., François, M., Lu, J., 2007. Microindentation as a local damage measurement technique. *Materials Letters* 61 (1), S. 34–36.
- Gurson, A.L., 1977. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. *Journal of Engineering Materials and Technology* 99 (1), S. 2–15.
- Hambli, R., Mkaddem, A., Potiron, A., 2003. Damage prediction in L-bending processes using FEM. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 22 (1–2), S. 12–19.
- Hancock, J.W., Brown, D.K., 1983. On the role of strain and stress state in ductile failure. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 31 (1), S. 1–24.
- Heibel, S., Dettinger, T., Nester, W., Clausmeyer, T., Tekkaya, A., 2018. Damage Mechanisms and Mechanical Properties of High-Strength Multiphase Steels. *Materials* 11 (5), S. 761.
- Hering, O., Tekkaya, A.E., 2019. Damage-induced performance variations of cold forged parts. *Journal of Materials Processing Technology* (submitted).
- Hertz, H., 1881. Über die Berührung fester elastischer Körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92, S. 156–171.
- Hill, R., 1950. *The mathematical theory of plasticity*. Erste Ausgabe, Oxford University Press, Oxford.
- Hoefnagels, J.P.M., Tasan, C.C., Maresca, F., Peters, F.J., Kouznetsova, V.G., 2015. Retardation of plastic instability via damage-enabled microstrain delocalization. *Journal of Materials Science* 50 (21), S. 6882–6897.

- Hoefnagels, J.P.M., Tasan, C.C., Pradelle, M., Geers, M.G.D., 2008. Brittle Fracture-Based Experimental Methodology for Microstructure Analysis. *Applied Mechanics and Materials* 13–14, S. 133–139.
- Hordon, M., Averbach, B., 1961. Precision density measurements on deformed Copper and Aluminum single crystals. *Acta Metallurgica* 9 (3), S. 247–249.
- Horstemeyer, M.F., 2012. *Integrated Computational Materials Engineering (ICME) for Metals*. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, NJ, USA.
- Hudgins, A.W., Matlock, D.K., Speer, J.G., Van Tyne, C.J., 2010. Predicting instability at die radii in advanced high strength steels. *Journal of Materials Processing Technology* 210 (5), S. 741–750.
- Isik, K., Gerstein, G., Clausmeyer, T., Nürnberger, F., Tekkaya, A.E., Maier, H.J., 2016. Evaluation of Void Nucleation and Development during Plastic Deformation of Dual-Phase Steel DP600. *steel research international* 87 (12), S. 1583–1591.
- Kaupper, M., Merklein, M., 2013. Bendability of advanced high strength steels—A new evaluation procedure. *CIRP Annals* 62 (1), S. 247–250.
- Kiefer, B., Waffenschmidt, T., Sprave, L., Menzel, A., 2018. A gradient-enhanced damage model coupled to plasticity—multi-surface formulation and algorithmic concepts. *International Journal of Damage Mechanics* 27 (2), S. 253–295.
- Kienzle, O., 1952. Untersuchungen über das Biegen. *Mitteilungen der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung* 3, S. 57–65.
- Kleiner, M., 2006. Verfahren und Biegevorrichtung zum Biegen von flächigen metallischen Werkstücken. *Deutsches Patent* DE102006014093.
- Kusche, C., Reclik, T., Freund, M., Al-Samman, T., Kerzel, U., Korte-Kerzel, S., 2019. Large-area, high-resolution characterisation and classification of damage mechanisms in dual-phase steel using deep learning. *PLOS ONE* 14 (5), S. e0216493.
- Kusche, C., Reclik, T., Freund, M., Al-Samman, T., Kerzel, U., Korte-Kerzel, S., 2018. High-resolution, yet statistically relevant, analysis of damage in DP steel using artificial intelligence. *arXiv e-prints* S. arXiv:1809.09657.
- Lange, K., 1990. *Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 3: Blechbearbeitung*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York.
- Lapovok, R., 2002. Damage evolution under severe plastic deformation. *International Journal of Fracture* 115 (2), S. 159–172.
- Lemaitre, J., 1986. Local approach of fracture. *Engineering Fracture Mechanics* 25 (5–6), S. 523–537.
- Lemaitre, J., Dufailly, J., 1987. Damage measurements. *Engineering Fracture Mechanics* 28 (5–6), S. 643–661.

- Liebsch, C., Li, X., Lohmar, J., Hirt, G., 2019. Influence of process conditions and pore morphology on the closure rate of pores in hot rolling of steel, in: Numiform2.
- Lin, G., Hu, S.J., Cai, W., 2009. Evaluation of Formability in Bending/Hemming of Aluminum Alloys Using Plane-Strain Tensile Tests. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 131 (5), S. 051009–1.
- Löbbecke, C., 2018. Temperaturunterstütztes Biegen und Wärmebehandeln in mehrstufigen Werkzeugen. Dr.-Ing.-Dissertation, TU Dortmund, Shaker Verlag, Aachen.
- Lode, W., 1926. Versuche über den Einfluß der mittleren Hauptspannung auf das Fließen der Metalle Eisen, Kupfer und Nickel. *Zeitschrift für Physik* 36 (11–12), S. 913–939.
- Lou, Y., Yoon, J.W., Huh, H., 2014. Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality. *International Journal of Plasticity* 54, S. 56–80.
- Lubahn, J., Sachs, G., 1950. Bending of an ideal plastic metal. *Transaction ASME* 72, S. 201–208.
- Ludwik, P., 1926. Bestimmung der Reißfestigkeit aus der gleichmäßigen Dehnung. *Zeitschrift für Metallkunde* 18 (9), S. 269–272.
- Ludwik, P., 1903. Technologische Studie über Blechbiegung. *Technische Blätter* S. 133–159.
- Maire, E., Bouaziz, O., Di Michiel, M., Verdu, C., 2008. Initiation and growth of damage in a dual-phase steel observed by X-ray microtomography. *Acta Materialia* 56 (18), S. 4954–4964.
- Marciniak, Z., Duncan, J.L., Hu, S.J., 2002. *Mechanics of Sheet Metal Forming*. Zweite Ausgabe, Elsevier, Oxford.
- Marciniak, Z., Kuczyński, K., 1979. The forming limit curve for bending processes. *International Journal of Mechanical Sciences* 21 (10), S. 609–621.
- Martschin, J., Meya, R., Löbbecke, C., Tekkaya, A.E., 2019. Novel roll stand for flexible profile bending, in: *The 38th International Deep Drawing Research Group Annual Conference*. Enschede, Netherlands.
- Mashayekhi, M., Ziaei-Rad, S., Parvizian, J., Niklewicz, J., Hadavinia, H., 2007. Ductile crack growth based on damage criterion: Experimental and numerical studies. *Mechanics of Materials* 39 (7), S. 623–636.
- McClintock, F.A., 1968. A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. *Journal of Applied Mechanics* 35 (2), S. 363–371.
- Meier, H., Gänsicke, B., Dewald, O., 2005. Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Walzrunden für wenig duktile hochfeste Werkstoffe. Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074 - Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Hochschule Otto von Guericke.

- Meya, R., Kusche, C., Löbbecke, C., Al-Samman, T., Korte-Kerzel, S., Tekkaya, A.E., 2019a. Global and high-resolution damage quantification in dual-phase steel bending samples with varying stress states. *Metals* 9 (3), S. 319.
- Meya, R., Löbbecke, C., Hering, O., Tekkaya, A.E., 2017a. New bending process with superposition of radial stresses for damage control, in: *Proceedings of the Forming Technology Forum*. Enschede.
- Meya, R., Löbbecke, C., Hering, O., Tekkaya, A.E., 2017b. Bleche Biegen unter radialer Druckspannung. *Umformtechnik - Blech Rohre Profile*.
- Meya, R., Löbbecke, C., Tekkaya, A.E., 2019b. Stress state analysis of radial stress superposed bending. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 20 (1), S. 53–66.
- Meya, R., Löbbecke, C., Tekkaya, A.E., 2019c. Stress State Control by a Novel Bending Process and its Effect on Damage and Product Performance. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 141 (10).
- Meya, R., Löbbecke, C., Tekkaya, A.E., 2018. Stress State Control by a Novel Bending Process and its Effect on Damage Evolution, in: *Volume 2: Materials; Joint MSEC-NAMRC-Manufacturing USA*. American Society of Mechanical Engineers, College Station, Texas.
- Meya, R., Löbbecke, C., Tekkaya, A.E., 2017c. Vorrichtung zum Blechbiegen mittels gezielter Druckspannungsüberlagerung. *Deutsches Patent DE 10 2017 006 218.8*.
- Meya, R., Tekkaya, A.E., 2016. Vorrichtung und Verfahren zum ebenen oder räumlichen Biegen von Profilen durch einen Walzvorgang. *Deutsches Patent DE 10 2016 013 672.3*.
- Mishnaevsky, J., Lippmanna, N., Schmauder, S., Gumbsch, P., 1999. In-situ observation of damage evolution and fracture in AlSi7MgO . 3 cast alloys 63, S. 395–411.
- Münstermann, S., Clausmeyer, T., Hering, O., Tekkaya, A.E., Samfaß, L., Walther, F., 2018. Methoden zur Bewertung der Leistungsfähigkeit, in: *1. Industriekolloquium TRR188*. Dortmund.
- Münstermann, S., Sparrer, Y., Yao, Y., Lian, J., Meya, R., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2019. Effect of plastic strain and ductile damage on elastic modulus of multiphase steel and its impact on springback prediction, in: *Proceedings of 22nd Edition of the International ESAFORM Conference on Material Forming*, Vitoria-Gasteiz, Spanien.
- Nakamura, K., Nakagawa, T., 1987. Sheet Metal Forming with Hydraulic Counter Pressure in Japan. *Annals of the CIRP* 36 (1), S. 191–194.
- Nock, M., 2005. Biegeumformen mit Elastomerwerkzeugen - Modellierung, Prozessauslegung und Abgrenzung des Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens. Dr.-Ing. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Meisenbach Verlag.

- Öchsner, A., Gegner, J., Winter, W., Kuhn, G., 2001. Experimental and numerical investigations of ductile damage in aluminium alloys. *Materials Science and Engineering: A* 318 (1–2), S. 328–333.
- Oliver, W.C., Pharr, G.M., 1992. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. *Journal of Materials Research* 7 (6), S. 1564–1583.
- Olsson, K., Gladh, M., Hedin, J.-E., Larsson, J., 2006. Microalloyed High-strength-steels. *Advanced Materials & Processes* 164 (8), S. 44–46.
- Ottosen, N.S., Ristinmaa, M., 2005. *The Mechanics of Constitutive Modeling*. Elsevier.
- Pahl, G., Beitz, W., Feldhusen, J., Grote, K.-H., 2007. *Konstruktionslehre*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- Papasidero, J., Doquet, V., Mohr, D., 2015. Ductile fracture of aluminum 2024-T351 under proportional and non-proportional multi-axial loading: Bao–Wierzbicki results revisited. *International Journal of Solids and Structures* 69–70, S. 459–474.
- Pardoën, T., Delannay, F., 1998. Assessment of void growth models from porosity measurements in cold-drawn copper bars. *Metallurgical and Materials Transactions A* 29 (7), S. 1895–1909.
- Pineau, A., Benzerga, A.A., Pardoën, T., 2016. Failure of metals I: Brittle and ductile fracture. *Acta Materialia* 107, S. 424–483.
- Plateau, J., Henry, G., Crussard, C., 1957. Quelques nouvelles applications de la microfractographie. *Revue de Métallurgie* 54 (3), S. 200–216.
- Pöhlndt, K., 1986. *Werkstoffprüfung für die Umformtechnik, WFT Werkstoff-Forschung und -Technik*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- Pöhlndt, K., Tekkaya, A.E., 1985. Torsion testing – plastic deformation to high strains and strain rates. *Materials Science and Technology* 1 (11), S. 972–977.
- Preller, H., 1968. Kaltprofile - Herstellverfahren und ihre qualitativen Grenzen. *Mitteilungen der Deutschen Forschungsgemeinschaft für Blechverarbeitung und Oberflächenbehandlung* 13, S. 209–221.
- Proksa, F., 1958. *Zur Theorie des plastischen Blechbiegens bei großen Formänderungen*. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Universität Hannover.
- Puttick, K.E., 1959. Ductile fracture in metals. *Philosophical Magazine* 4 (44), S. 964–969.
- Pütz, F., Shen, F., Könemann, M., Münstermann, S., 2019. The differences of damage initiation and accumulation of DP steels: a numerical and experimental analysis. *International Journal of Fracture* (eingereicht).
- Radaj, D., 2003. *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*. 2. Ausgabe, Springer Verlag, Berlin.

- Ramazani, A., Schwedt, A., Aretz, A., Prah, U., 2013. Failure Initiation in Dual-Phase Steel. *Key Engineering Materials* 586, S. 67–71.
- Rappoport, Z., 1967. *CRC Handbook of Tables for Organic Compound Identification*. CRC Press/Taylor and Francis, Boca Raton, FL.
- Rèche, D., Sturel, T., Bouaziz, O., Col, A., Gourgues-Lorenzon, A.F., 2011. Damage development in low alloy TRIP-aided steels during air-bending. *Materials Science and Engineering: A* 528 (15), S. 5241–5250.
- Reed, E.C., Viens, J.A., 1960. The Influence of Surface Residual Stress on Fatigue Limit of Titanium. *Journal of Engineering for Industry* 82 (1), S. 76.
- Remmers, W.E., 1930. Causes of cuppy wire. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME* 89, S. 107–120.
- Reusch, F., 2003. *Entwicklung und Anwendung eines nicht-lokalen Materialmodells zur Simulation duktiler Schädigung in metallischen Werkstoffen*. Dr.-Ing.-Dissertation, TU Dortmund, Verlag für neue Wissenschaft GmbH.
- Rice, J.R., Tracey, D.M., 1969. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17 (3), S. 201–217.
- Rogers, H.C., 1960. The tensile fracture of ductile metals. *Transactions of The Metallurgical Society of AIME* 218, S. 498–506.
- Roth, C.C., Mohr, D., 2016. Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories. *International Journal of Plasticity* 79, S. 328–354.
- Rothstein, R., 1990. *Einsatz der Prozeßsimulation zur Analyse und Weiterentwicklung von Gesenkbiegeverfahren*. Dr.-Ing.-Dissertation, TU Dortmund, VDI-Verlag.
- Ryde, L., Lindell, D., Pichler, A., Garcia Ferreno, J., YWerner, E.V.G., Fillafer, A., Wesenjak, R., Tsipouridis, P., Nitschke, A., 2013. *Micro-scale damage tolerance of AHSS steels as function of microstructure and stress/strain state (Microdamage)*. Final Report: RFSR-CT-2008-00027, European Commission: Research Fund for Coal and Steel.
- Samuels, L.E., 1957. The nature of mechanically polished metal surfaces: The surface deformation produced by the abrasion and polishing of 70: 30 brass. *Wear* 1 (3), S. 261.
- Sarkar, J., Kutty, T.R.G., Conlon, K.T., Wilkinson, D.S., Embury, J.D., Lloyd, D.J., 2001. Tensile and bending properties of AA5754 aluminum alloys. *Materials Science and Engineering: A* 316 (1–2), S. 52–59.
- Schiefenbusch, J., 1983. *Untersuchungen zur Verbesserung des Umformverhaltens von Blechen beim Biegen*. Dr.-Ing.-Dissertation, TU Dortmund.
- Schilp, H., Suh, J., Hoffmann, H., 2012. Reduction of springback using simultaneous stretch-bending processes. *International Journal of Material Forming* 5 (2), S. 175–180.

- Schmitt, J.H., Jalinier, J.M., Baudelet, B., 1981. Analysis of damage and its influence on the plastic properties of copper. *Journal of Materials Science* 16 (1), S. 95–101.
- Schwab, W., Lange, K., 1985. Effect of Process Parameters in Metalforming on Fatigue Behaviour. *CIRP Annals* 34 (1), S. 215–219.
- Schwark, H.-F., 1952. Rückfederung an bildsam gebogenen Blechen. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Hochschule Hannover.
- Soyarslan, C., Malekipour Gharbi, M., Tekkaya, A.E., 2012. A combined experimental–numerical investigation of ductile fracture in bending of a class of ferritic–martensitic steel. *International Journal of Solids and Structures* 49 (13), S. 1608–1626.
- Sperle, J., 1985. Fatigue strength of high strength dual-phase steel sheet. *International Journal of Fatigue* 7 (2), S. 79–86.
- Sprave, L., Schowtjak, A., Meya, R., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., Menzel, A., 2020. On mesh dependencies in finite-element-based damage prediction: application to sheet metal bending. *Production Engineering*.
- Talemi, R.H., Chhith, S., De Waele, W., 2017. Experimental and numerical study on effect of forming process on low-cycle fatigue behaviour of high-strength steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 40 (12), S. 2050–2067.
- Tan, M.J., Zhu, X.J., Thiruvarduchelvan, S., 2007. Cavitation phenomenon of commercially pure titanium. *Journal of Materials Processing Technology* 191 (1–3), S. 202–205.
- Tasan, C.C., Diehl, M., Yan, D., Bechtold, M., Roters, F., Schemmann, L., Zheng, C., Peranio, N., Ponge, D., Koyama, M., Tsuzaki, K., Raabe, D., 2015. An Overview of Dual-Phase Steels: Advances in Microstructure-Oriented Processing and Micromechanically Guided Design. *Annual Review of Materials Research* 45 (1), S. 391–431.
- Tasan, C.C., Hoefnagels, J.P.M., Geers, M.G.D., 2012. Identification of the continuum damage parameter: An experimental challenge in modeling damage evolution. *Acta Materialia* 60 (8), S. 3581–3589.
- Tasan, C.C., Hoefnagels, J.P.M., Geers, M.G.D., 2010. Indentation-based damage quantification revisited. *Scripta Materialia* 63 (3), S. 316–319.
- Tasan, C.C., Hoefnagels, J.P.M., Geers, M.G.D., 2009. A critical assessment of indentation-based ductile damage quantification. *Acta Materialia* 57 (17), S. 4957–4966.
- Tasan, C. C., Hoefnagels, J.P.M., ten Horn, C.H.L.J., Geers, M.G.D., 2009. Experimental analysis of strain path dependent ductile damage mechanics and forming limits. *Mechanics of Materials* 41 (11), S. 1264–1276.

- Tekkaya, A.E., Allwood, J.M., Bariani, P.F., Bruschi, S., Cao, J., Gramlich, S., Groche, P., Hirt, G., Ishikawa, T., Löbbecke, C., Lueg-Althoff, J., Merklein, M., Misiolek, W.Z., Pietrzyk, M., Shivpuri, R., Yanagimoto, J., 2015. Metal forming beyond shaping: Predicting and setting product properties. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 64 (2), S. 629–653.
- Tekkaya, A.E., Ben Khalifa, N., Hering, O., Meya, R., Myslicki, S., Walther, F., 2017. Forming-induced damage and its effects on product properties. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 66 (1), S. 281–284.
- Tekkaya, A.E., Bouchard, P.-O., Bruschi, S., Tasan, C.C., 2020. Damage in metal forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2 in Druck.
- Tipper, C.F., 1949. The fracture of metals. *Metallurgia* 39 (231), S. 133–137.
- Toribio, J., Kharin, V., 2004. Role of crack tip mechanics in stress corrosion cracking of high-strength steels. *International Journal of Fracture* 126 (3), S. 57–63.
- Vallance, D.W., Matlock, D.K., 1992. Application of the bending-under-tension friction test to coated sheet steels. *Journal of Materials Engineering and Performance* 1 (5), S. 685–693.
- VDA 238-100, 2010. Plättchen-Biegeversuch für metallische Werkstoffe. Verband der Automobilindustrie e. V., Bietigheim-Bissingen.
- VDI Richtlinie 2221, 1993. Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte. Verein Deutscher Ingenieure, Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- Vedaldi, A., Fulkerson, B., 2010. VIfeat, in: *Proceedings of the International Conference on Multimedia - MM '10*. ACM Press, New York, New York, USA, S. 1469.
- Vincent, L., Soille, P., 1991. Watersheds in digital spaces: an efficient algorithm based on immersion simulations. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence* 13 (6), S. 583–598.
- Webster, G.A., Ezeilo, A.N., 2001. Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes. *International Journal of Fatigue* 23 (1), S. 375–383.
- Weinrich, A., 2015. Das Freibiegen mit inkrementeller Spannungsüberlagerung. Dr.-Ing.-Dissertation, TU Dortmund, Shaker Verlag, Aachen.
- Weinrich, A., Hermes, M., Chatti, S., Tekkaya, A.E., 2012. Experimental and Numerical Investigations on Incremental Stress Superposition in Air bending, in: *Proceedings of the 14th International Conference on Metal Forming*. Krakow, S. 423–426.
- Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y.-W., Bai, Y., 2005. Calibration and evaluation of seven fracture models. *International Journal of Mechanical Sciences* 47 (4–5), S. 719–743.
- Wolter, K.H., 1952. Freies Biegen von Blechen, VDI-Forschungsheft. Deutscher Ingenieur-Verlag GmbH, Düsseldorf, Germany.

- Yan, D., Tasan, C.C., Raabe, D., 2015. High resolution in situ mapping of microstrain and microstructure evolution reveals damage resistance criteria in dual phase steels. *Acta Materialia* 96, S. 399–409.
- Yin, Q., 2014. Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch. Dr.-Ing.-Dissertation, TU Dortmund, Shaker Verlag, Aachen.
- Yoon, J.I., Jung, J., Lee, H.H., Kim, G.-S., Kim, H.S., 2016. Factors governing hole expansion ratio of steel sheets with smooth sheared edge. *Metals and Materials International* 22 (6), S. 1009–1014.
- Yue, Z., Qi, J., Zhao, X., Badreddine, H., Gao, J., Chu, X., 2018. Springback Prediction of Aluminum Alloy Sheet under Changing Loading Paths with Consideration of the Influence of Kinematic Hardening and Ductile Damage. *Metals* 8 (11), S. 950.
- Zeng, D., Liu, S.D., Makam, V., Shetty, S., Zhang, L., Zweng, F., 2002. Specifying Steel Properties and Incorporating Forming Effects in Full Vehicle Impact Simulation. *SAE Transactions* 111, S. 398–404.
- Zhong, Z., Hung, N.P., 2002. Grinding of alumina/aluminum composites. *Journal of Materials Processing Technology* 123 (1), S. 13–17.

Anhang – Kapitel 4

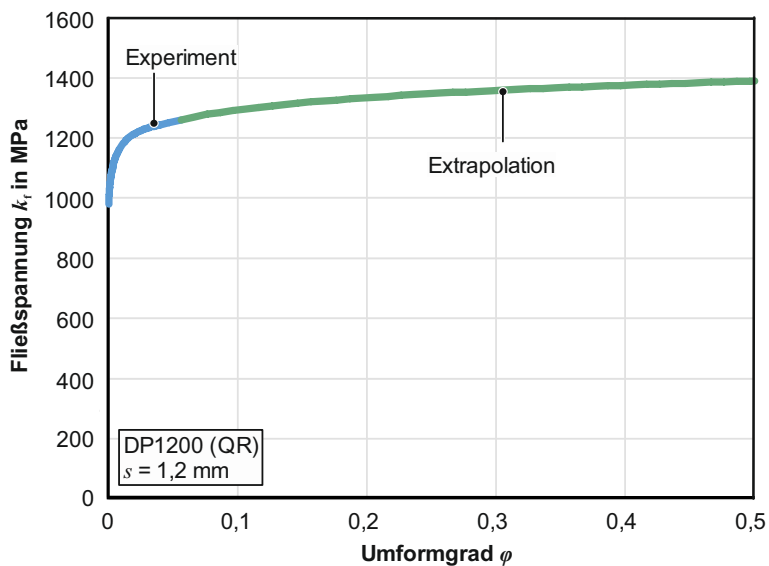


Bild A.1: Im Zugversuch ermittelte und extrapolierte Fließkurve eines Dualphasenstahls DP1200 ($n = 3$)

Anhang – Kapitel 5

Tabelle A.1: Anforderungen an die Biegevorrichtung

Nr.	Hauptmerkmal	Anforderung	Wunsch/ Festforderung
1	Funktion	Krümmen von Blechen	Festforderung
2		Krümmen von Blechen unter radialer Spannungsüberlagerung	Festforderung
3		Die Höhe der Spannungsüberlagerung muss eine Triaxialitätsänderung hervorrufen können, die die Materialschädigung beeinflusst.	Festforderung
4		Dehnpfad möglichst unbeeinflusst	Festforderung
5		Einstellbare Spannungsüberlagerung	Festforderung
6		Verschleißarm	Festforderung
7		Biegewinkel nahezu unabhängig vom Biegeradius einstellbar	Wunsch
8		Oberflächeneigenschaften bleiben möglichst erhalten.	Wunsch
9		Keine Temperatureinflüsse	Wunsch
10		Maximale Spannungsüberlagerung in Höhe der Fließspannung	Wunsch
11	Stoff	Ausgangsmaterial sind gerade Bleche aus einem metallischen Werkstoff ($k_f > 800$ MPa; $s > 1,5$ mm), die nach dem Prozess definiert gekrümmt sind.	Festforderung
12	Energie	Beliebige technisch relevante Energieformen sind einsetzbar und stellen die Basis für die Umformenergie dar.	Wunsch
13	Information	Ermittlung der Überlagerungskraft	Festforderung
14		Messung der Biegekraft	Festforderung
15		Die überlagerte Spannung ist jederzeit einstellbar und ablesbar.	Festforderung

Tabelle A.2: Gewichtungs- und Erfüllungsfaktoren zur technischen Bewertung der Konzepte

Erfüllung	Faktor E_L	Gewichtung	Faktor G_L
Ideal	4	Sehr wichtig	4
Gut	3	Wichtig	3
Ausreichend	2	Interessant	2
Gerade noch tragbar	1	Weniger wichtig	1
Unbefriedigend	0		

Tabelle A.3: Technische Bewertung der Konzeptvarianten

Technische Anforderung	G_L	Konzept 1		Konzept 2		Konzept 3	
		E_L	$E_L \cdot G_L$	E_L	$E_L \cdot G_L$	E_L	$E_L \cdot G_L$
Krümmen von Blechen unter radialer Spannungsüberlagerung	4	1	4	4	16	1	4
Dehnpfad bleibt identisch	2	1	2	4	8	4	8
Einstellbare Spannungsüberlagerung	4	2	8	4	16	4	16
Verschleißarm	3	4	12	3	9	4	12
Biegewinkel einstellbar unabhängig vom Biegeradius	2	2	4	3	6	0	0
Oberflächeneigenschaften bleiben erhalten	3	1	3	3	9	4	12
Wenig Temperatureinflüsse	2	1	2	4	8	4	8
Spannungsüberlagerung in Höhe der Fließspannung	3	2	6	4	12	1	3
Ermittlung der Kraft zur Überlagerung	4	1	4	3	12	4	16
Messung der Biegekraft	2	0	0	4	8	2	4
Die überlagerte Spannung soll jederzeit einstellbar und ablesbar sein	4	1	4	3	12	4	16
Summe			49		116		99
Ideale Lösung					132		
Technische Wertigkeit			0,37		0,88		0,75

Gleichgewicht aller vertikalen Kräfte, die am Blech angreifen:

$$\begin{aligned}
 & 2 \cdot N_{b1} \cdot \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \mu_3 \right] + 2 \cdot N_{b2} \cdot \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \mu_3 \right] \\
 & + 2 \cdot N_r \cdot \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \mu_3 \right] - 2 \cdot N_i \\
 & \cdot \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) - \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \mu_4 \right] - 2 \cdot N_p \\
 & \cdot \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) - \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \mu_4 \right] = 0.
 \end{aligned} \tag{A.1}$$

Zusätzliche Gleichungen aus kleinen elastischen Formänderungen

Die Nut in den unteren rotierenden Werkzeugen (Bild 5.16) konzentriert die Kraft N_r in einer vorgegebenen Lage. Die Nut erlaubt eine elastische Durchbiegung der Biegeschenkel (Bild A.2).

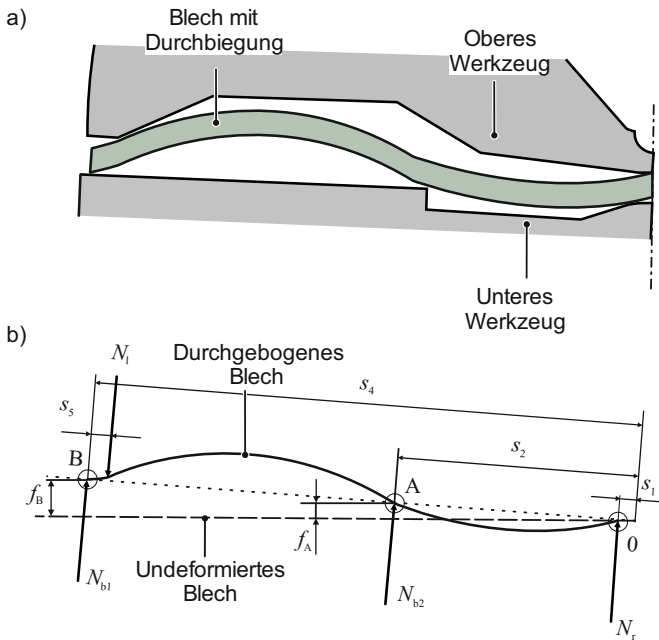


Bild A.2: a) Schematische Durchbiegung des Bleches (die geringen elastischen Durchbiegungen sind deutlich übertrieben dargestellt) und b) Freischnitt der Durchbiegungen

Die Kräfte N_{b1} und N_{b2} erzeugen eine elastische Durchbiegung des Bleches in Biegerichtung. Die Kraft $N_{1,n}$ hält das Blech entgegen der Biegerichtung. Die jeweiligen Kontaktpunkte A und B zwischen dem Blech und den rotierenden Werkzeugen sind durch die Werkzeuggeometrie vorgegeben. Die Nuten geben vor, an welchen Stellen Kontakt vorherrscht und wie die Kontaktpunkte A und B zueinander angeordnet sind. An den Kontaktstellen A und B wird jeweils die elastische Durchbiegung f_A und f_B ermittelt. Die elastische Durchbiegung des Bleches ist von den entsprechend wirkenden Kräften N_i , dem Elastizitätsmodul E , dem Trägheitsmoment I_b und den Hebelarmen s_i abhängig:

$$f_A = g(N_{b1}, N_{b2}, N_1, E, I_b, s_i), \quad (\text{A.2})$$

$$f_B = g(N_{b1}, N_{b2}, N_1, E, I_b, s_i). \quad (\text{A.3})$$

Durch die gewählte Werkzeuggeometrie sind die Durchbiegungen f_A und f_B so vorgegeben, dass diese auf einer Linie \overline{OAB} angeordnet sind (Bild A.2b)). Mit gegebenen Hebelarmen können daher die beiden Durchbiegungen in Beziehung zueinander gesetzt werden:

$$f_A \cdot (s_2 - s_1) = f_B \cdot (s_4 - s_1). \quad (\text{A.4})$$

Für die Durchbiegung am Punkt A ergibt sich:

$$f_A = N_1 \cdot \left\{ \frac{(s_4 - s_5 - s_1)^3}{3 \cdot E \cdot I_b} \cdot \left[1 - 1,5 \cdot \frac{s_4 - s_5 - s_2}{s_4 - s_5 - s_1} + 0,5 \cdot \left(\frac{s_4 - s_5 - s_2}{s_4 - s_5 - s_1} \right)^3 \right] \right\} - N_{b1} \cdot \left\{ \frac{(s_4 - s_1)^3}{3 \cdot E \cdot I_b} \cdot \left[1 - 1,5 \cdot \frac{s_4 - s_2}{s_4 - s_1} + 0,5 \cdot \left(\frac{s_4 - s_2}{s_4 - s_1} \right)^3 \right] \right\} - N_{b2} \cdot \frac{(s_2 - s_1)^3}{3 \cdot E \cdot I_b}. \quad (\text{A.5})$$

Für die Durchbiegung am Punkt B ergibt sich:

$$f_B = N_1 \cdot \frac{(s_4 - s_5 - s_1)^3}{3 \cdot E \cdot I_b} - N_{b1} \cdot \frac{(s_4 - s_1)^3}{3 \cdot E \cdot I_b} - N_{b2} \cdot \frac{(s_2 - s_1)^3}{3 \cdot E \cdot I_b} - \tan \left[N_{b2} \cdot \frac{(s_4 - s_1)^2}{2 \cdot E \cdot I_b} \right] \cdot (s_4 - s_2) + \tan \left[N_1 \cdot \frac{(s_4 - s_5 - s_1)^2}{2 \cdot E \cdot I_b} \right] \cdot (s_4 - s_5). \quad (\text{A.6})$$

Anhang – Kapitel 7

Tabelle A.1: Kenngrößen des Dichtemessgerätes IMETER V6

Spezifikation	Leistungsmerkmale	Spezifikation	Leistungsmerkmale
Wägezelle		Luftfeuchte	
Wägebereich	220 g	Messbereich	0 bis 99 %
Linearität	0,2 mg	Auflösung	0,1 %
Temperaturmessung		Drucksensor	
Messbereich	-50 °C bis 150 °C	Auflösung	0,005 kPa
Auflösung	0,001 °C	Messbereich	30 – 125 kPa
Unsicherheit	± 0,01 °C	Positioniereinrichtung	
		Bewegliche Last	10 kg
		Wegauflösung	0,001 mm

Bestimmung des D-Wertes über Mikrografie:

$$D = \frac{\delta S_D}{\delta S}$$

Mit δS_D = geschädigte Fläche und δS = Untersuchte Fläche

1) Berechnung der untersuchten Fläche:

$$\text{Untersuchte Fläche } \delta S = \frac{\pi \cdot \alpha}{360} \cdot (r_{ba}^2 - r_{bi}^2)$$

Geometriedefinition siehe Bild 2.3, S. 5

Annahme zur Biegegeometrie:

Biegewinkel $\alpha = 66^\circ$

Biegeverhältnis: $r_m/s = 1,2$ mm; $s = 1,5$ mm; DP800

Außenradius $r_{ba} = 2,42$ mm

Innenradius: $r_{bi} = 1$ mm

2) Berechnung der absoluten Porenfläche

Annahme der gemittelten Porenflächenanteile bis zur mittleren Faser ($y = 0$ mm):

Freibiegen: $\delta S_D = 0,0017 \cdot \delta S$

RSS-Biegen: $\delta S_D = 0,0009 \cdot \delta S$

Anhang – Kapitel 8

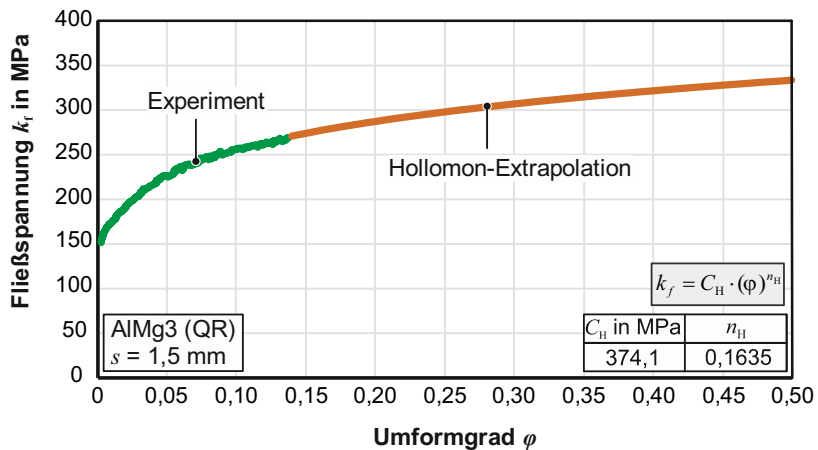


Bild A.3: Experimentell ermittelte und nach Hollomon extrapolierte Fließkurve der Aluminiumlegierung AlMg3 ($n = 3$)

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Rickmer Meya
Geburtsdatum	19.03.1990
Geburtsort	Münster
Staatsangehörigkeit	Deutsch

Beruflicher Werdegang

03/2020 – heute	Abteilungsleiter – Profil- und Blechumformung Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund
01/2020 – heute	Stellvertretender Geschäftsführer SFB/TRR188 Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund
04/2015 – 02/2020	Wissenschaftlicher Mitarbeiter Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund
07/2014 – 03/2015	Konstrukteur Maurer SE, Lünen

Akademische Ausbildung

10/2012 – 06/2014	Studium des Maschinenbaus Technische Universität Dortmund Vertiefungsrichtung: Maschinentechnik Abschluss: Master of Science
10/2008 – 12/2012	Studium des Maschinenbaus Technische Universität Dortmund Vertiefungsrichtung: Maschinentechnik Abschluss: Bachelor of Science

Schulische Ausbildung

08/2000 – 06/2008	Anne-Frank-Gymnasium in Werne Abschluss: Abitur
-------------------	--

Aus der Dortmunder Umformtechnik sind im Shaker Verlag bisher erschienen:

- A. Adelhof: Komponenten einer flexiblen Fertigung beim Profiltrunden.
ISBN 3-86111-601-4
- G. Reil: Prozeßregelung numerisch gesteuerter Umformmaschinen mit Fuzzy Logic. ISBN 3-86111-862-9
- F. Maevus: Rechnerintegrierte Blechteilefertigung am Beispiel des Gesenkbiegens. ISBN 3-8265-0104-7
- R. Warstat: Optimierung der Produktqualität und Steigerung der Flexibilität beim CNC-Schwenkbiegen. ISBN 3-8265-1170-0
- H. Sulaiman: Erweiterung der Einsetzbarkeit von Gesenkbiegepressen durch die Entwicklung von Sonderwerkzeugen. ISBN 3-8265-1443-2
- Ch. Smatloch: Entwicklung eines numerisch einstellbaren Werkzeugsystems für das Tief- und Streckziehen. ISBN 3-8265-1465-3
- T. Straßmann: Prozeßführung für das Walzrunden auf der Basis Neuronaler Netze. ISBN 3-8265-1966-3
- L. Keßler: Simulation der Umformung organisch beschichteter Feinbleche und Verbundwerkstoffe mit der FEM. ISBN 3-8265-2256-7
- E. Szücs: Einsatz der Prozeßsimulation bei der Entwicklung eines neuen Umformverfahrens - der Hochdruckblechumformung. ISBN 3-8265-3119-1
- S. Chatti: Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profilibiegen.
ISBN 3-8265-3534-0
- F. Haase: Eigenspannungen an dünnwandigen Bauteilen und Schichtverbunden. ISBN 3-8265-4312-2
- N. Austerhoff: Integrierte Produkt- und Prozeßgestaltung für die Herstellung von Blechbiegeteilen. ISBN 3-8265-6613-0
- D. Arendes: Direkte Fertigung gerundeter Aluminiumprofile beim Strangpressen. ISBN 3-8265-6442-1
- R. Kolley: Finite-Element-Simulation wirkmedienbasierter Blechumformverfahren als Teil einer virtuellen Fertigung. ISBN 3-8265-6566-5
- T. Weidner: Untersuchungen zu Verfahren und Werkzeugsystemen der wirkmedienbasierten Blechumformung. ISBN 3-8265-6602-5
- W. Homberg: Untersuchungen zur Hochdruckblechumformung und deren Verfahrenskomponenten. ISBN 3-8265-8684-0

M. Rohleder: Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen. ISBN 3-8265-9977-2

V. Hellinger: Untersuchungen zur Methodik der Berechnung und Herstellung von leichten Stützkernverbunden. ISBN 3-8322-0104-1

A. Klaus: Verbesserung der Fertigungsgenauigkeit und der Prozesssicherheit des Rundens beim Strangpressen. ISBN 3-8322-0208-0

B. Heller: Halbanalytische Prozess-Simulation des Freibiegens von Fein- und Grobblechen. ISBN 3-8322-0923-9

A. Wellendorf: Untersuchungen zum konventionellen und wirkmedienbasierten Umformen von komplexen Feinstblechbauteilen. ISBN 3-8322-2435-1

C. Klimmek: Statistisch unterstützte Methodenplanung für die Hochdruck-Blechumformung. ISBN 3-8322-2994-9

R. Krux: Herstellung eigenschaftsoptimierter Bauteile mit der Hochdruck-Blechumformung und Analyse der induzierten Eigenspannungen. ISBN 3-8322-3551-5

S. Jadhav: Basic Investigations of the Incremental Sheet Metal Forming Process on a CNC Milling Machine. ISBN 3-8322-3732-1

C. Beerwald: Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung. ISBN 3-8322-4421-2

A. Brosius: Verfahren zur Ermittlung dehnratenabhängiger Fließkurven mittels elektromagnetischer Rohrumformung und iterativer Finite-Element-Analysen. ISBN 3-8322-4835-8

R. Ewers: Prozessauslegung und Optimierung des CNC-gesteuerten Formdrückens. ISBN 3-8322-5177-4

T. Langhammer: Untersuchungen zu neuen Konzepten für PKW-Kraftstoffbehälter. ISBN 3-8322-5300-9

M. Schikorra: Modellierung und simulationsgestützte Analyse des Verbundstrangpressens. ISBN 3-8322-5506-0

M. Schomäcker: Verbundstrangpressen von Aluminiumprofilen mit endlosen metallischen Verstärkungselementen. ISBN 978-3-8322-6039-2

N. Ridane: FEM-gestützte Prozessregelung des Freibiegens. ISBN 978-3-8322-7253-1

R. Shankar: Surface Reconstruction and Tool Path Strategies for Incremental Sheet Metal Forming. ISBN 978-3-8322-7314-9

- U. Dirksen: Testumgebung für Prozessregelungen zum Drei-Rollen-Profilbiegen mit virtuellem und realem Biegeprozess.
ISBN 978-3-8322-7673-7
- D. Risch: Energietransfer und Analyse der Einflussparameter der formgebundenen elektromagnetischen Blechumformung.
ISBN 978-3-8322-8360-5
- M. Marré: Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck. ISBN 978-3-8322-8361-2
- D. Becker: Strangpressen 3D-gekrümmter Leichtmetallprofile.
ISBN 978-3-8322-8488-6
- V. Psyk: Prozesskette Krümmen - Elektromagnetisch Komprimieren - Innenhochdruckumformen für Rohre und profilförmige Bauteile.
ISBN 978-3-8322-9026-9
- M. Trompeter: Hochdruckblechumformung großflächiger Blechformteile.
ISBN 978-3-8322-9080-1
- H. Karbasian: Formgenauigkeit und mechanische Eigenschaften pressgehärteter Bauteile. ISBN 978-3-8322-9250-8
- M. J. Gösling: Metamodell unterstützte Simulation und Kompensation von Rückfederungen in der Blechumformung. ISBN 978-3-8322-9355-0
- H. Pham: Process Design for the Forming of Organically Coated Sheet Metal.
ISBN 978-3-8440-0309-3
- B. Rauscher: Formschlüssig verbundene Metall-Kunststoff-Hybridbauteile durch Integration von Blechumformung und Spritzgießen.
ISBN 978-3-8440-0655-1
- T. Cwiekala: Entwicklung einer Simulationsmethode zur zeiteffizienten Berechnung von Tiefziehprozessen.
ISBN 978-3-8440-0701-5
- M. Hermes: Neue Verfahren zum rollenbasierten 3D-Biegen von Profilen.
ISBN 978-3-8440-0793-0
- N. Ben Khalifa: Strangpressen schraubenförmiger Profile am Beispiel von Schraubenrotoren.
ISBN 978-3-8440-0969-9
- J. Kolbe: Thermisch beschichtete, faserverstärkte Polymerwerkzeuge für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe.
ISBN 978-3-8440-1353-5

L. Kwiatkowski: Engen dünnwandiger Rohre mittels dornlosen Drückens.
ISBN 978-3-8440-1381-8

T. Kloppenborg: Analyse- und Optimierungsmethoden für das
Verbundstrangpressen.
ISBN 978-3-8440-1384-9

A. Schuster: Charakterisierung des Faserverlaufs in umgeformten Stählen
und dessen Auswirkung auf mechanische Eigenschaften.
ISBN 978-3-8440-1581-2

A. Jäger: Strangpressen von Aluminiumprofilen mit prozessintegrierter
umformtechnischer Weiterverarbeitung.
ISBN 978-3-8440-1654-3

M. M. Hussain: Polymer Injection Sheet Metal Forming – Experiments and
Modeling.
ISBN 978-3-8440-2041-0

M. S. Aydın: Efficient Parameter Characterization for Hardening and Yield
Locus Models for Sheet Metals.
ISBN 978-3-8440-2118-9

A. Canpolat: Experimentelle und numerische Bewertung der
Fließortbestimmung mittels Kreuzzugversuch.
ISBN 978-3-8440-2126-4

V. Güley: Recycling of Aluminum Chips by Hot Extrusion.
ISBN 978-3-8440-2476-0

D. Pietzka: Erweiterung des Verbundstrangpressens zu höheren
Verstärkungsanteilen und funktionalen Verbunden.
ISBN 978-3-8440-2538-5

M. Haase: Mechanical Properties Improvement in Chip Extrusion with
Integrated Equal Channel Angular Pressing.
ISBN 978-3-8440-2571-2

Q. Yin: Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im
ebenen Torsionsversuch.
ISBN 978-3-8440-2839-3

C. Becker: Inkrementelles Rohrumformen von hochfesten Werkstoffen.
ISBN 978-3-8440-2947-5

R. Hölker: Additiv hergestellte Werkzeuge mit lokaler Innenkühlung zur
Produktivitätssteigerung beim Aluminium-Strangpressen.
ISBN 978-3-8440-3149-2

C. Weddeling: Electromagnetic Form-Fit Joining.
ISBN 978-3-8440-3405-9

A. Güner: In-situ stress analysis with X-ray diffraction for yield locus
Determination.
ISBN 978-3-8440-3414-1

A. Güzel: Microstructure Evolution during Thermomechanical Multi-Step
Processing of Extruded Aluminum Profiles.
ISBN 978-3-8440-3428-8

S. Hänisch: Verzugsanalyse kaltmassivumgeformter und wärmebehandelter
Bauteile.
ISBN 978-3-8440-3761-6

A. Foydl: Strangpressen partiell verstärkter Aluminiumprofile.
ISBN 978-3-8440-3875-0

A. Weinrich Mora: Das Freibiegen mit inkrementeller Spannungsüberlagerung.
ISBN 978-3-8440-4221-4

S. Cai: Tailored and double-direction pressure distributions for vaporizing-foil
Forming.
ISBN 978-3-8440-4255-9

G. Sebastiani: Erweiterung der Prozessgrenzen inkrementeller Blechumform-
verfahren mittels flexibler Werkzeuge.
ISBN 978-3-8440-4359-4

C. Pleul: Das Labor als Lehr-Lern-Umgebung in der Umformtechnik.
Entwicklungsstrategie und hochschuldidaktisches Modell.
ISBN 978-3-8440-4569-7

H. Hassan: Springback in deep drawing – Accurate prediction and reduction.
ISBN 978-3-8440-4924-4

L. Chen: An Investigation of Failure Mechanisms in Forming of Monolithic and
Composite Sheets.
ISBN 978-3-8440-5168-1

L. Hiegemann: Glatzwalzen beschichteter Oberflächen.
ISBN 978-3-84440-5419-4

G. Georgiadis: Hot stamping of thin-walled steel components.
ISBN 978-3-8440-5435-4

S. P. Afonichev: Numerische Simulation der Umformung von
Sandwichblechen unter Berücksichtigung großer Krümmungen.
ISBN 978-3-8440-5471-2

D. May: Globally Competent Engineers. Internationalisierung der Ingenieurausbildung am Beispiel der Produktionstechnik.
ISBN 978-3-8440-5615-0

H. Chen: Granular medium-based tube press hardening.
ISBN 978-3-8440-5701-0

G. Grzanic: Verfahrensentwicklung und Grundlagenuntersuchungen zum Inkrementellen Profilmformen.
ISBN 978-3-8440-5889-5

S. Alkas Yonan: Inkrementelle Kaltumformung von Thermoplasten.
ISBN 978-3-8404-6026-3

P. Sieczkarek: Inkrementelle Blechmassivumformung.
ISBN 978-3-8440-6118-5

S. Ossenkemper: Verbundfließpressen in konventionellen Fließpresswerkzeugen.
ISBN 978-3-8440-6175-8

K. Isik: Modelling and characterization of damage and fracture in sheet-bulk metal forming.
ISBN 978-3-8440-6278-6

S. Gies: Thermische Spulenverluste bei der elektromagnetischen Blechumformung.
ISBN 978-3-8440-6468-1

C. H. Löbbe gen. Brüggemann: Temperaturunterstütztes Biegen und Wärmebehandeln in mehrstufigen Werkzeugen.
ISBN 978-3-8440-6485-8

J. Lueg-Althoff: Fügen von Rohren durch elektromagnetische Umformung – Magnetpulsschweißen.
ISBN 978-3-8440-6558-9

C. Dahnke: Verbundstrangpressen adaptiver Leichtbaukomponenten aus Aluminium und Formgedächtnislegierungen.
ISBN 978-3-8440-6630-2

O. K. Demir: New test and interpretation of electromagnetic forming limits of sheet metal.
ISBN 978-3-8440-6986-0

M. Schwane: Entwicklung und Eigenschaften von Längspressnähten beim Aluminiumstrangpressen.
ISBN 978-3-8440-6994-5

