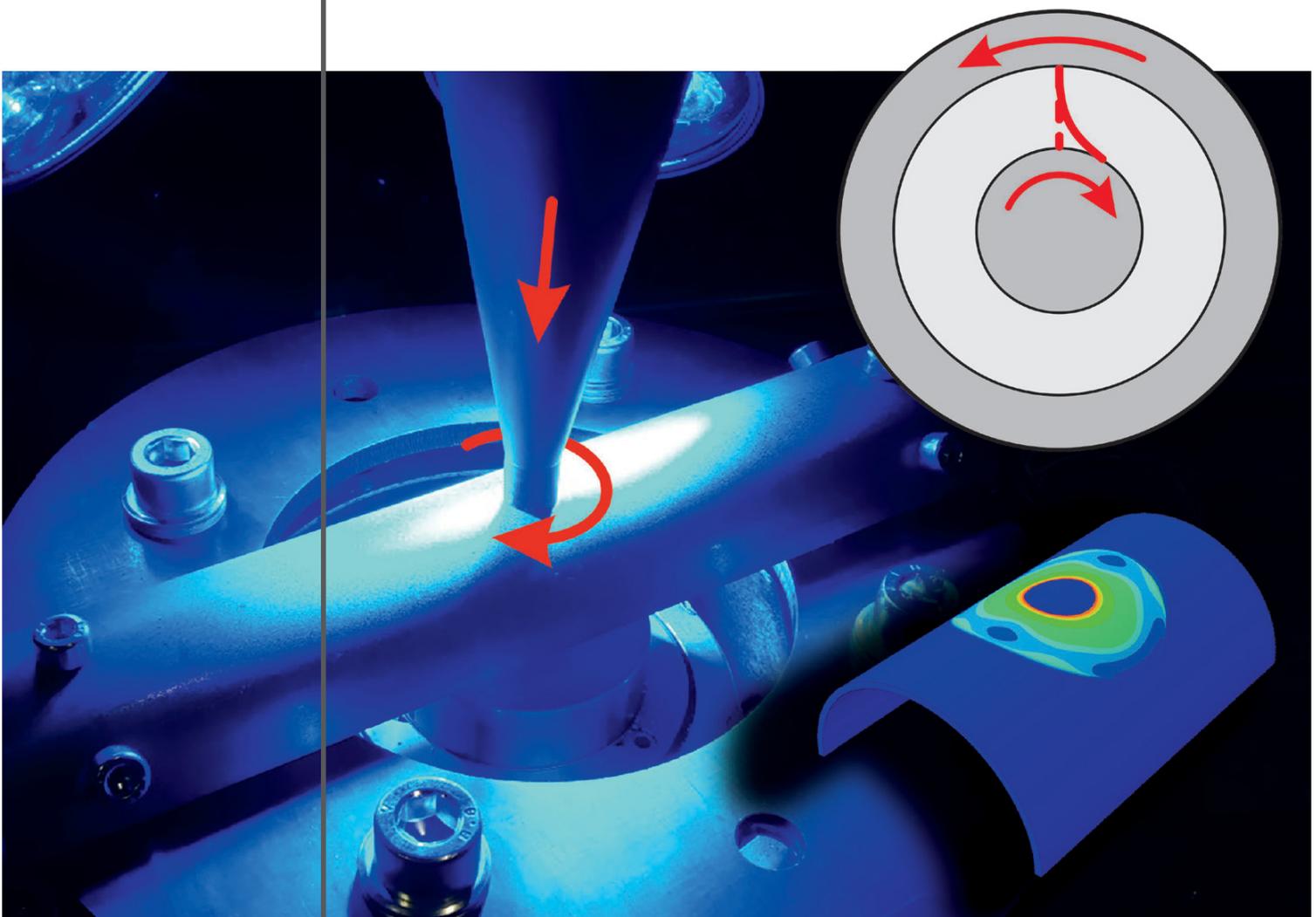


Heinrich Traphöner

## Erweiterung der Anwendungsgrenzen des ebenen Torsionsversuchs





# **Erweiterung der Anwendungsgrenzen des ebenen Torsionsversuchs**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**Dr.-Ing.**

von der Fakultät Maschinenbau  
der Technischen Universität Dortmund  
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

**Heinrich Traphöner M. Sc.**

aus

Bielefeld

Dortmund, 2020

Vorsitzende der Prüfungskommission: Jun. Prof. Dr.-Ing. habil. Sandra Klinge

Berichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya  
Prof. Dr.-Ing. Dirk Mohr

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Künne

Tag der mündlichen Prüfung: 08. Oktober 2020

Dortmunder Umformtechnik

Band 110

**Heinrich Traphöner**

**Erweiterung der Anwendungsgrenzen  
des ebenen Torsionsversuchs**

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 978-3-8440-7737-7

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](http://www.shaker.de) • E-Mail: [info@shaker.de](mailto: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 entstammen dem von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Projekt „Neuartige ebene Torsionsprobe zur Charakterisierung von Schädigung und Verfestigung“.

Mein besonderer Dank gilt meinem Institutsleiter Herrn Prof. A. Erman Tekkaya für die stete Förderung, die angeregten Diskussionen und das mir entgegengebrachte Vertrauen, das meine Promotion ermöglicht hat. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dirk Mohr vom Chair of Computational Modeling of Materials in Manufacturing der ETH Zürich für die Übernahme des Korreferats. Bedanken möchte ich mich zudem bei Herrn Prof. Bernd Künne und Frau Jun.-Prof. Sandra Klinge für die Mitwirkung in der Prüfungskommission als Mitberichter bzw. Vorsitzende.

Ich bedanke mich herzlich bei allen Kolleginnen und Kollegen am IUL für die enge und kollegiale Zusammenarbeit. Insbesondere bedanke ich mich herzlich bei Dr. Till Clausmeyer und Sebastian Wernicke für die zahlreichen konstruktiven Diskussionen und die vielen hilfreichen Impulse zu meiner Arbeit. Mein Dank gebührt auch den früheren Kollegen Dr. Alper Güner für die gute Betreuung der ersten Jahre, sowie Dr. Qing Yin, der mich bereits zu meiner Zeit als studentische Hilfskraft für den ebenen Torsionsversuch begeisterte.

Bei unseren technischen Mitarbeitern Dirk Hoffmann, Werner Feurer und Steffen Strotzer bedanke ich mich herzlich für die tatkräftige Unterstützung im Versuchsfeld. Jeanette Brandt und Nina Hänisch danke ich für die hervorragende organisatorische Betreuung vor und während der Promotion. Frau Beate Ulm-Brandt danke ich für die sorgfältige sprachliche Korrektur dieser Arbeit. Ich danke herzlich den studentischen Hilfskräften Fabio Bürstner und Nils Cwiekala sowie den studentischen Hilfskräften in der Materialcharakterisierung Fabian Stiebert, Dominik Windmann und Mike Nowak für ihre Mitarbeit und Unterstützung.

Für die langjährige Unterstützung und gemeinsame Projektarbeit in den Forschungsprojekten „Bauschinger-Koeffizienten“ und „Rückfederungsvorhersage“ der EFB bedanke ich mich herzlich bei Herrn Martin Rosenschon vom Lehrstuhl für Fertigungstechnik der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Mein Dank gilt auch den Mitarbeitern der EFB sowie unseren Partnern aus der Industrie für die Unterstützung und Zusammenarbeit.

Abschließend danke ich meiner Familie und meinen Freunden für ihren Zuspruch und ihre Unterstützung. Der Dank gilt insbesondere meinen Eltern, Ulrich und Christa Traphöner, sowie meiner Großmutter, Irmgard Neuwöhner. Ihre uneingeschränkte

Förderung hat meinen wissenschaftlichen Werdegang erst ermöglicht. Gleichmaßen danke ich meinem Bruder Bernhard sowie Beatrice, die mich während all der Zeit insbesondere freundschaftlich unterstützt haben.

Dortmund, im Oktober 2020

HEINRICH TRAPHÖNER

## **Zusammenfassung**

Aufgrund seiner vorteilhaften Eigenschaften wird der ebene Torsionsversuch zunehmend zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen eingesetzt. Dies sind der ideale einfache Scherspannungszustand bis zum Bruch, die Materialcharakterisierung ohne Randzonen und Kerbwirkungen, die direkte Messbarkeit von Spannungen und Dehnungen und die daraus resultierende Bestimmung von Fließkurven bis zu sehr hohen Vergleichsformänderungen.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, die Anwendungsgrenzen des ebenen Torsionsversuchs zu erweitern. Zu diesem Zweck werden alle am Versuch beteiligten Komponenten und Einflüsse analysiert und bewertet. Dies sind die Dehnungsmesstechnik, die zur Messung sehr großer Scherdehnungen verwendet werden muss, die Form der Probe, die zusätzliche Möglichkeiten für die Prozessgestaltung bietet, und die Klemmung, die insbesondere die Prozessgrenzen beeinflusst. Zusätzlich werden die theoretischen Annahmen geprüft und die Auswertung des Versuchs kritisch analysiert. Der materialspezifische Einfluss auf den Versuch wird ebenfalls bewertet.

Zwei neue Methoden für die Dehnungsmessung werden vorgestellt, mit denen Fließkurven für den duktilen Tiefziehstahl DC04 mit wahren Vergleichsformänderungen bis zu 3,0 bestimmt werden. Dies sind eine Erweiterung der DIC und eine neue analytische Methode zur Bestimmung von Fließkurven aus Drehmoment und Drehwinkel unabhängig von der Form der Probe. Zudem wird der Einfluss der Dehnungslokalisierung in Scherversuchen auf den Messfehler bei der DIC-Messung experimentell und erstmals auch analytisch untersucht. Fließkurven mit den höchsten Vergleichsformänderungen können durch die Entwicklung von Proben mit umlaufender Nut bestimmt werden, welche keinen störenden Einfluss durch die innere Klemmung haben. Die Verwendung dieser Proben führt jedoch zu neuen wissenschaftlichen Fragen. In dieser Arbeit wurde ein signifikanter Einfluss der Nutfertigung auf die erreichbaren Bruchdehnungen festgestellt. Darüber hinaus hängt die Homogenität von Spannung und Dehnung stark von der Probenform ab. Drei neue Probenformen werden vorgestellt, um Fließkurven ohne Lokalisierung der Dehnung zu bestimmen, die kinematische Verfestigung bis zu sehr hohen Vordehnungen effektiv zu charakterisieren und die Eigenschaften unter Scherbelastung in anderen Ebenen des Bleches zu bestimmen. Eine analytische Analyse der inneren Klemmung zeigt auch, dass ringförmige Klemmungen mit radialen Riffeln ideal geeignet sind, um hohe Drehmomente ohne Durchrutschen der Probe zu übertragen. Zuletzt werden zwei neue Anwendungsbereiche beschrieben. Dies sind die Charakterisierung sehr dünner Bleche ohne Faltenbildung mittels mehrlagiger geklebter Probenstapel und die Charakterisierung von Rohren und gekrümmten Bauteilen.



## **Abstract**

Due to its advantageous properties, the in-plane torsion test is increasingly used for the characterization of sheet metal materials. These advantages are the ideal simple shear stress state until fracture, the material characterization without edge and notch effects, the direct measurability of stresses and strains, and the resulting determination of flow curves up to very high equivalent strains.

The aim of the present work is to extend the application limits of the in-plane torsion test. For this purpose, all components and influences involved in the test and evaluation are analyzed. These are the strain measurement technology that has to be used for the measurement of very large shear strains, the shape of the specimen, which offers additional opportunities for the process design, and the clamping, which in particular influences the process limits. In addition, the theoretical assumptions are proved and the evaluation of the experiment is critically examined. The material-specific influence on the test is also assessed.

Two new strain measurement methods are presented, which are used to determine flow curves for the ductile deep-drawing steel DC04 with true equivalent strains up to 3.0. These methods are an extension of the DIC and a new analytical method to determine flow curves from torque and angle of rotation regardless of the shape of the sample. In addition, the influence of strain localization in shear tests on the measurement error in the DIC measurement is investigated experimentally and for the first time also analytically. Flow curves with the highest equivalent strains can be determined with the development of specimens with circumferential grooves, which do not have a disturbing influence of the internal clamping. However, the use of these specimens results in new scientific questions. In this work, a significant influence of the groove manufacturing on the achievable fracture strains was found. In addition, the homogeneity of stress and strain strongly depends on the specimen shape. Three new specimen shapes are presented to determine the flow curve without localization of the strain, to effectively characterize the kinematic hardening up to very high pre-strains, and to determine properties under shear load in other planes of the sheet. An analytical analysis of the internal clamping also shows that ring-shaped clampings with radial ripples are ideally suited to transfer high torques without slipping of the specimen. Finally, two new fields of application are described. These are the characterization of very thin sheets without the formation of wrinkles by means of multi-layered glued sheet stacks and the characterization of tubes and curved components.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Vorveröffentlichung von Inhalten</b>	<b>i</b>
<b>Formelzeichen und Abkürzungen</b>	<b>iii</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>3</b>
2.1 Werkstoffverhalten und Grundbegriffe der Plastomechanik	3
2.1.1 Dehnungen	3
2.1.2 Spannungen	4
2.1.3 Spannungs-Dehnungskurven und Fließkurven	5
2.1.4 Anisotropie	8
2.2 Stoffgesetze der Plastizitätsrechnung	8
2.2.1 Fließbedingung	8
2.2.2 Fließregel	9
2.2.3 Verfestigungsgesetz	9
2.2.4 Schädigung und Versagen	11
2.3 Verfahren zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen	13
2.3.1 Uniaxiale Zugversuche	13
2.3.2 Stauchversuche für Bleche	16
2.3.3 Biaxiale Zugversuche	17
2.3.4 Der hydraulische Tiefungsversuch	19
2.3.5 Scherversuche	19
2.3.6 Weitere Versuche zur Charakterisierung von Einschnürung, Schädigung und Versagen	24
2.3.7 Charakterisierung von Rohren und Bauteilen	25
2.4 Der ebene Torsionsversuch	25
2.4.1 Historie	25
2.4.2 Grundlagen	26
2.4.3 Ebene Torsionsproben mit umlaufender Nut	29
2.4.4 Messung der Dehnung im ebenen Torsionsversuch	31
2.5 Fazit zum Stand der Technik	34
<b>3 Zielsetzung</b>	<b>37</b>
<b>4 Messung von Fließkurven mit sehr großer Formänderung</b>	<b>39</b>
4.1 Grundlagen der Messung von Scherdehnungen mittels DIC	39
4.2 Dehnungsmessung durch mehrstufige DIC	43
4.3 Inkrementelle Dehnungsmessung aus Drehmoment und Drehwinkel	47
4.3.1 Prinzip für die konventionelle ebene Probe	47

4.3.2	Prinzip für ebene Torsionsproben mit Nut.....	55
4.4	Experimentelle Fließkurvenermittlung .....	59
4.4.1	Versuchswerkstoffe .....	60
4.4.2	Versuchsaufbau und Messmethoden.....	60
4.4.3	Ermittelte Fließkurven für ebene Proben .....	64
4.4.4	Ermittelte Fließkurven für die Probe mit Nut .....	65
4.5	Diskussion und Zwischenfazit.....	66
<b>5</b>	<b>Lokalisierung der Dehnung in Scherversuchen</b>	<b>69</b>
5.1	Experimentelle Analyse der Dehnungslokalisierung in Scherversuchen.....	69
5.2	Numerische Analyse des Einflusses von Festigkeit und Verfestigung auf die Dehnungslokalisierung .....	74
5.3	Analytische Abschätzung des Messfehlers aufgrund der Dehnungslokalisierung in Scherversuchen.....	76
5.4	Ansätze zur Vermeidung von Messfehlern aufgrund der Dehnungslokalisierung .....	82
5.5	Definition der Dehnungsreferenzlänge anhand des $n$ -Wertes .....	83
5.6	Zwischenfazit.....	86
<b>6</b>	<b>Analyse und Weiterentwicklung der Torsionsproben mit Nut</b>	<b>87</b>
6.1	Einfluss des Verfahrens zur Herstellung der Nut .....	88
6.1.1	Verfahren zur Fertigung der Nut.....	88
6.1.2	Experimentelle Ergebnisse.....	92
6.1.3	Diskussion der Ergebnisse .....	98
6.2	Analyse der Torsionsprobe mit Rundnut.....	100
6.2.1	Position des Spannungsmaximums .....	101
6.2.2	Analytische Berechnung des elastischen Drehwinkels .....	103
6.2.3	Auslegung der Rundnut.....	105
6.2.4	Analyse des Spannungs- und Dehnungszustands .....	108
6.3	Nutprobe zur Charakterisierung von Fließkurven und Bruchdehnung .....	111
6.3.1	Lokale Anpassung der Nutradien.....	112
6.3.2	Spannungsangepasste Nutkontur.....	113
6.4	Nutprobe zur Charakterisierung der kinematischen Verfestigung .....	119
6.5	Nutprobe zur Charakterisierung der Scherung in $\theta$ - $z$ -Ebene.....	123
6.6	Zwischenfazit.....	125
<b>7</b>	<b>Analyse und Weiterentwicklung der Klemmungen</b>	<b>127</b>
7.1	Analyse der Form der inneren Klemmung .....	127
7.2	Analyse unterschiedlicher Strukturen für die Kontaktfläche des inneren Stempels.....	131
7.3	Analytische Analyse der radialen linienförmigen Oberflächenstruktur .....	132

7.3.1	Geometrie und Auslegung radialer Riffel .....	133
7.3.2	Berechnung der Eindringtiefe radialer Riffel mittels Gleitlinientheorie.....	134
7.3.3	Berechnung der Belastungsgrenze fürs Durchrutschen .....	136
7.3.4	Numerische Verifizierung der Analytik für radiale Riffel.....	139
7.3.5	Belastungsgrenze der Riffel .....	142
7.3.6	Diskussion der Ergebnisse .....	143
7.4	Sonderformen der Klemmung .....	144
7.4.1	Reduzierung der inneren Einspannung – Verzicht auf den Lastrahmen .....	144
7.4.2	Formschlüssige Kraftübertragung der äußeren Klemmung .....	146
7.5	Zwischenfazit.....	147
<b>8</b>	<b>Neue Anwendungsfelder</b>	<b>149</b>
8.1	Charakterisierung von Feinstblechen .....	149
8.1.1	Ebene Torsion mehrlagiger Bleche .....	150
8.1.2	Experimentelle Ergebnisse.....	150
8.1.3	Ebene Torsion mehrlagiger Bleche mit Nut.....	156
8.2	Charakterisierung von Festigkeit und Verfestigung an nicht ebenen Blechbauteilen .....	157
8.2.1	Prüfung rotationssymmetrischer Proben mit gekrümmten Klemmungen .....	157
8.2.2	Prüfung rohrförmiger Proben mit gekrümmten Klemmungen .....	163
8.2.3	Prüfung gekrümmter Proben mit umlaufender Nut .....	167
8.2.4	Prüfung der Anisotropie von Rohren mit dem Doppelsteg- Torsionsversuch .....	169
8.3	Zwischenfazit.....	174
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>177</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>179</b>
	<b>Anhang A – Fehleranalyse</b>	<b>189</b>
A.1	Fehler durch Annahmen der Theorie .....	189
A.2	Messfehler.....	190
A.2.1	Fehler der Drehmomentmessung .....	190
A.2.2	Fehler der Probenvermessung .....	192
A.2.3	Fehler durch Abweichungen der Position auf der Probe .....	193
A.2.4	Fehler der lokalen Dehnungsmessung mittels DIC.....	193
A.3	Einfluss des Versuchsaufbaus.....	195
A.4	Fazit .....	196
	<b>Lebenslauf</b>	<b>197</b>



## Vorveröffentlichung von Inhalten

Mit Zustimmung des Vorsitzenden des Promotionsausschusses wurden Ergebnisse der vorliegenden Arbeit bereits vorab in nachfolgend aufgeführter Form veröffentlicht:

- Hijazi, D., Traphöner, H., Staupendahl, D., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2017. Characterization of planar anisotropy, hardening and fracture of tubular materials by a modified in-plane torsion test. Proceedings of 5<sup>th</sup> International Conference on Steels in Cars and Trucks (SCT), (digital).
- Traphöner, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2017. Material characterization for plane and curved sheets using the in-plane torsion test – An overview. Procedia Engineering 207, S. 1934–1939. doi:10.1016/j.proeng.2017.10.964
- Traphöner, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2018. Material characterization for plane and curved sheets using the in-plane torsion test – An overview. Journal of Materials Processing Technology 257, S. 278–287. doi:10.1016/j.jmatprotec.2018.02.030
- Traphöner, H., Heibel, S., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2018. Influence of manufacturing processes on material characterization with the grooved in-plane torsion test. International Journal of Mechanical Sciences 146-147, S. 544–555. doi:10.1016/j.ijmecsci.2017.12.052
- Traphöner, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2021. Methods for measuring large shear strains in in-plane torsion tests. Journal of Materials Processing Technology 287, Art. Nr. 116516. doi:10.1016/j.jmatprotec.2019.116516
- Traphöner, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2021. Estimation and prevention of strain localization in shear tests. Proceedings of the ICTP 2021, Ohio, USA, (akzeptiert).



## Formelzeichen und Abkürzungen

### Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
$A$	mm <sup>2</sup>	Fläche; Aktuelle Querschnittsfläche im Zugversuch
$a$	mm	Lokaler Abstand der Riffelspitzen
$a_0$	-	Parameter der Approximation durch überlagerte Exponentialfunktionen
$A_1$ bis $A_5$	-	Parameter der Partialbruchzerlegung
$a_k$	-	Parameter der Approximation durch überlagerte Exponentialfunktionen
$a_s$	mm	Nomineller Abstand der Riffelspitzen
$B$	MPa	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
$b_s$	mm	Breite der Riffelspitzen
$C$	MPa	Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Ludwik, Ludwik-Hollomon, Swift sowie für lineare Verfestigung
$\mathbf{C}$	MPa	Matrix mit elastischen Konstanten für das verallgemeinerte hookesche Gesetz
$C_k$	-	Parameter der Approximation durch überlagerte Exponentialfunktionen
$d_0$	mm	Ursprünglicher Durchmesser einer Schichtstauchprobe
$d_1$	mm	Enddurchmesser einer Schichtstauchprobe
$D_K$	mm	Durchmesser der Klemmung
$dl$	mm	Längenänderung
$D_R$	mm	Durchmesser des Rohres
$E$	MPa	Elastizitätsmodul
$F$	N	Kraft
$\mathbf{F}$	-	Deformationsgradiententensor
$f$	m/min	Vorschub beim Drehen und Fräsen
$F_1, F_2$	N	Prüfkräfte im Kreuzzugversuch
$F_K$	N	Stempelkraft / Klemmkraft
$F_n$	N	Axialkraft für einen einzelnen radialen Riffel

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$F_{\text{NH}}$	N	Niederhalterkraft
$G$	MPa	Schubmodul
$h$	mm	Höhe
$h_0$	mm	Ursprüngliche Stapelhöhe im Schichtstauchversuch
$h_1$	mm	Stapelhöhe am Ende des Schichtstauchversuchs
$i$	-	Übersetzung des Getriebes am ebenen Torsionsversuch; Nummer des Inkrementes bei der inkrementellen Auswertung der Dehnung
$i$	mm	Eindringtiefe der Riffel
$I$	-	Einheitsmatrix
$J_1$	MPa	Erste Invariante des deviatorischen Spannungstensors
$J_2$	MPa <sup>2</sup>	Zweite Invariante des deviatorischen Spannungstensors
$J_3$	MPa <sup>3</sup>	Dritte Invariante des deviatorischen Spannungstensors
$k$	MPa	Schubfließgrenze
$k_f$	MPa	Fließspannung
$k_{f,0}$	MPa	Anfangsfließspannung
$k_{f,\infty}$	MPa	Parameter der Fließkurvenextrapolation nach Voce und Hockett-Sherby
$l$	mm	Aktuelle Länge; Länge der schmalen Seite einer gescherten Facette
$L$	-	Lode-Winkelparameter
$L$	mm	Lokale Länge in der Scherzone bei Scherversuchen
$l_0$	mm	Anfangslänge im Zugversuch; Dehnungsreferenzlänge
$l_1$	mm	Aktuelle Länge im Zugversuch
$L^{-1}$	MPa <sup>-1</sup>	Matrix mit elastischen Konstanten für das verallgemeinerte hookesche Gesetz bei isotroper Elastizität
$l_E$	mm	Elementkantenlänge
$L_s$	mm	Länge der Scherzone in Scherversuchen
$m$	-	Parameter der Fließkurvenextrapolation nach Voce sowie Hockett-Sherby; Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
$M$	Nm	Drehmoment
$M_{\text{nom}}$	Nm	Nominales Drehmoment

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$M_{\text{Ring}}$	Nm	Drehmoment für eine ringförmige Klemmfläche
$M_{\text{Voll}}$	Nm	Drehmoment für eine volle Klemmfläche
$n$	-	Verfestigungsexponent der Fließkurvenextrapolation nach Ludwik, Ludwik-Hollomon, Swift und Hockett-Sherby; Anzahl der radialen Riffel eines Klemmwerkzeugs
$n$	$\text{min}^{-1}$	Drehzahl
$\mathbf{n}$	-	Normalenvektor
$N$	-	Anzahl der Versuche für die statistische Auswertung
$N_{\text{qua}}$	-	Anzahl der Fertigungsqualitäten
$n_s$	-	Anzahl der Lagen für mehrlagige Torsionsproben
$N_{\text{wied}}$	-	Anzahl der Wiederholversuche
$p$	-	Anzahl der Terme für die Approximation durch überlagerte Exponentialfunktionen
$p$	MPa	Wirkmediendruck im hydraulischen Tiefungsversuch
$\mathbf{P}$	mm	Ortsvektor eines Punktes
$p_{1,\text{II}}, p_{1,\text{IV}}$	MPa	Flächenpressung auf die Oberfläche der Riffel aus der Gleitlinientheorie
$\mathbf{P}_d$	mm	Ortsvektor eines Punktes im deformierten Zustand
$p_K$	MPa	Klemmdruck
$\mathbf{P}_u$	mm	Ortsvektor eines Punktes im undeformierten Zustand
$r$	-	Anisotropie-Koeffizient
$r$	mm	Radius
$R$	MPa	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
$\mathbf{R}$	-	Orthogonaler Rotationstensor
$R$	mm	Radius der kugelförmigen Probe
$r^*$	mm	Kritischer Radius nach Tekkaya et al. (1982b)
$r_{\tau,\text{max}}^*$	mm	Radius maximaler Scherspannung für eine quadratisch approximierten Nutform
$r, \theta, z$	-	Richtungen des Zylinderkoordinatensystems
$r_0$	mm	Radius am Fließbeginn im ebenen Torsionsversuch
$r_0, r_{45}, r_{90}$	-	Anisotropie-Koeffizient in $0^\circ$ , $45^\circ$ und $90^\circ$ zur Walzrichtung
$R_1$ bis $R_5$	mm	Radialen in unterschiedlichen Bereichen der Nut
$r_A$	mm	Radius der äußeren Klemmung

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$R_a$	$\mu\text{m}$	Mittenrauheit
$R_a$	mm	Radius in der äußeren Nut für radial versetzte Nuten
$r_a$	mm	Äußerer Radius des Scherbereichs für die Nutform aus Kapitel 6.5
$r_c$	mm	Schneidkantenradius beim Drehen
$r_{\text{eff}}$	mm	Effektiver Radius für die Spannungsberechnung an gekrümmten Proben
$r_I$	mm	Radius der inneren Klemmung
$R_i$	mm	Radius in der inneren Nut für radial versetzte Nuten
$r_i$	mm	Innerer Radius des Scherbereichs für die Nutform aus Kapitel 6.5
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$r_m$	mm	Mittlerer Radius der Scherzone im Doppelsteg-Torsionsversuch; Mittlerer Radius eines linearisierten Abschnitts der Radiallinie für die inkrementelle Auswertung; Radius des Messtasters für die Nutvermessung
$r_{\text{min}}$	mm	Innerer Radius für ringförmige innere Klemmungen
$r_{\text{mitte}}$	mm	Mittlere radiale Position der Nut
$r_n$	-	Senkrechte Anisotropie
$r_n$	mm	Radius an der Kante der Nut
$r_{\text{Nut}}$	mm	Nutradius bei Rundnuten
$r_{\text{Nutbahn}}$	mm	Nutbahnradius bei Rundnuten
$R_{p0,2}$	MPa	0,2%-Dehngrenze
$R_s$	mm	Radius an der Scherzone in Scherversuchen
$r_{\tau,\text{max}}$	mm	Radius maximaler Scherspannung im ebenen Torsionsversuch
$s$	-	Standardabweichung
$s_r$	mm	Breite des Scherbereichs für die Nutform aus Kapitel 6.5
$T$	-	Spannungstriaxialität
$t$	mm	Blechdicke
$t^*$	mm	Durch eine quadratische Funktion approximierte Blechdicke in der Nut
$t_0$	mm	Anfängliche Blechdicke

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$t_a$	mm	Blechdicke am Grund der äußeren Nut für radial versetzte Nuten
$t_i$	mm	Blechdicke am Grund der inneren Nut für radial versetzte Nuten
$t_{\text{mitte}}$	mm	Blechdicke an der mittleren radialen Position der Nut
$t_{\text{Nut}}$	mm	Blechdicke am Nutboden bei Rundnuten
$t_s$	mm	Gesamt-Stapelhöhe für mehrlagige Torsionsproben
$\mathbf{u}$	-	Starrkörperverschiebungstensor
$\mathbf{U}$	-	Rechter Verzerrungstensor
$\nu$	-	Querkontraktionszahl
$v_c$	m/min	Schnittgeschwindigkeit beim Drehen und Fräsen
$x$	mm	Verschiebung im kartesischen Koordinatensystem
$Y$	MPa	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
$\alpha$	-	Parameter des Gerlach-Kessler-Modells;
$\alpha$	rad	Drehwinkel; Neigungswinkel der Flanken von radialen Riffeln
$\alpha_D$	-	Krümmungsverhältnis zwischen Klemmung und Rohr
$\beta$	rad	Neigungswinkel einer schräg auslaufenden Nutkante; Zustellungswinkel des Fräswerkzeugs bei der Riffelfertigung; Neigungswinkel einer kegelförmigen Probe
$\gamma$	-	Scherdehnung
$\gamma_{\text{dis}}$	-	Diskrete Scherdehnung
$\gamma_{\text{vor}}$	-	Scherdehnung vor Lastumkehr
$\Delta r$	-	Ebene Anisotropie
$\Delta r_{\text{konst}}$	mm	Radialer Bereich der Nut mit konstanter Spannung
$\Delta \alpha$	rad	Winkel zwischen zwei radialen Riffeln
$\dot{\epsilon}$	-	Technische Dehnrage
$\boldsymbol{\epsilon}$	-	Tensor der technischen Dehnung
$\epsilon_G$	-	Technische Gleichmaßdehnung
$\zeta$	-	Diskretisierungsfehler
$\eta$	rad	Winkeländerung bei der Scherung / Scherwinkel
$\theta$	rad	Lode-Winkel

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$\vartheta$	rad	Winkelausschnitt eines Steges im Doppelsteg-Torsionsversuch
$\lambda$	-	Linearer Parameter der Fließregel
$\mu$	-	Reibungskoeffizient
$\zeta$	-	Abweichung zwischen minimaler und maximaler plastischer Vergleichsdehnung
$\zeta_M$	-	Fehler durch die Drehmomentmessung
$\zeta_\gamma$	-	Fehler durch die Messung der Scherdehnung
$\zeta_\eta$	-	Fehler durch die Messung des Scherwinkels
$\zeta_\tau$	-	Fehler durch die Messung der Scherspannung
$\rho$	mm <sup>-1</sup>	Krümmung am Pol im hydraulischen Tiefungsversuch
$\sigma$	MPa	Spannung
$\boldsymbol{\sigma}$	MPa	Spannungstensor
$\boldsymbol{\sigma}'$	MPa	Deviatorischer Spannungstensor
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	MPa	Hauptspannungen
$\sigma_h$	MPa	Hydrostatische Spannung
$\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$	MPa	Normalkomponenten des Spannungstensors in Zylinderkoordinaten
$\sigma_t$	MPa	Technische Spannung
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	MPa	Normalkomponenten des Spannungstensors in kartesischen Koordinaten
$\tau$	MPa	Scherspannung
$\tau_0$	MPa	Schubfließgrenze
$\tau_{r\theta}, \tau_{\theta z}, \tau_{zr}$	MPa	Schubspannungskomponenten des Spannungstensors in Zylinderkoordinaten
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$	MPa	Schubspannungskomponenten des Spannungstensors in kartesischen Koordinaten
$\dot{\varphi}$	-	Wahre Dehnrates / Formänderungsgeschwindigkeit
$\varphi$	-	Wahre Dehnung
$\boldsymbol{\varphi}$	-	Formänderungstensor
$\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$	-	Hauptformänderungen
$\varphi_b$	-	Formänderung in Breitenrichtung
$\varphi_B$	-	Bruchdehnung
$\varphi_{el}$	-	Elastische Formänderung

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$\varphi_k$	-	Diskrete Dehnung
$\varphi_{pl}$	-	Plastische Formänderung
$\varphi_t$	-	Formänderung in Dickenrichtung
$\varphi_v$	-	Vergleichsformänderung
$\varphi_{v.M.}$	-	Vergleichsformänderung nach von Mises
$\varphi_{xx}, \varphi_{yy}, \varphi_{zz}$	-	Normalkomponenten des Formänderungstensors mit kartesischen Koordinaten

## Indizes

<b>Index</b>	<b>Beschreibung</b>
0	Initialwert
1	Wert der ersten Stufe; Endwert
1-seitig	Für eine einseitige Nut
2-seitig	Für eine beidseitige Nut
A	Außen
el	Elastisch
$i$	Nummer des Inkrementes für die inkrementelle Auswertung
I	Innen
max	Maximal
min	Minimal
$n$	Nummer des linearisierten Abschnitts für die inkrementelle Auswertung
neu	Neuer Punkt für die inkrementelle Auswertung
Nut	Im Bereich der Nut
pl	Plastisch
Riffel	Für den Riffel
$z$	In axiale Richtung für Zylinderkoordinaten
$\theta$	In tangentielle Richtung für Zylinderkoordinaten

## Abkürzungen

AHSS	Advanced High Strength Steel (Weiterentwickelter hochfester Stahl)
CNC	Computerized Numerical Control
CP	Komplexphasenstahl
D	Diagonal zur Walzrichtung
DC	Weicher kaltgewalzter Stahl
DIC	Digital Image Correlation (Optische Dehnungsmessung)
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DP	Dualphasenstahl
DS	Doppelsteg-Torsionsversuch
EDM	Electrical Discharge Machining (Senkerodieren)
E-Modul	Elastizitätsmodul
EN	Europäische Norm
ETV	Ebener Torsionsversuch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFL	Fracture Forming Limit Line
FIB	Focused Ion Beam
FLC	Forming Limit Curve (Grenzformänderungskurve)
HS	Hockett-Sherby
ISO	International Organization for Standardization
L	Längs zur Walzrichtung
<i>M-<math>\alpha</math></i> -Kurve	Drehmoment-Drehwinkelkurve
PECM	Pulsed Electrochemical Machining (Elektrochemisches Abtragen)
PLC	Portevin-Le-Chatelier-Effekt (Dynamische Reckalterung)
Q	Quer zur Walzrichtung
RMSE	Root Mean Square Error (Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme)
SFFL	Shear Fracture Forming Limit Line
WR	Walzrichtung
ZV	Zugversuch
$\tau$ - $\gamma_{pl}$ -Kurve	Plastische Scherspannungs-Scherdehnungskurve

# 1 Einleitung

Die effiziente Ausnutzung werkstoffspezifischer Grenzen steht im Zentrum von Forschung und Entwicklung, um den Leichtbaugedanken voranzutreiben und Fertigungskosten durch zusätzliche Prozessschritte zu reduzieren. Das Ziel ist die bedarfsgerechte Einstellung von lokalen Werkstoffeigenschaften und Werkstoffmengen, ohne dass das Bauteil während der Fertigung versagt.

Die digitale Produkt- und Prozessentwicklung dient dazu als Werkzeug und umfasst unter anderem die Simulation des Umformprozesses. Numerische Methoden werden genutzt, um Umformprozesse und die Bauteileigenschaften bis zum lokalen Werkstoffversagen vorherzusagen. Um Unsicherheiten bei der Prozessführung aufgrund von Unschärfe der Produktauslegung entgegenzuwirken, werden klassisch große Sicherheitszuschläge zu den Bauteilvolumen hinzugefügt oder Wärmebehandlungsvorgänge ergänzt. Je besser die numerische Vorhersage, desto geringer können Sicherheitsbereiche in Bezug auf die notwendige Blechdicke oder die Komplexität von umformtechnisch herstellbaren geometrischen Features definiert werden. Die Wärmebehandlung könnte entfallen.

Die Ermittlung akkurater Werkstoffkennwerte für unterschiedliche Spannungszustände und Werkstofforientierungen, auch bei hohen Formänderungen bis zum Werkstoffversagen, ist dafür unerlässlich. Die vollumfängliche Charakterisierung ist aber nicht nur zeitaufwendig, sondern aufgrund der Vielzahl unterschiedlicher Probenformen und dafür notwendiger Versuchsanlagen auch kostenintensiv. Eine Auswahl geeigneter Versuche resultiert daher oft auch aus der Flexibilität des Versuchsaufbaus, der Erreichbarkeit hoher Dehnungen und der Effizienz der Versuchsdurchführung.

Der ebene Torsionsversuch etabliert sich immer mehr in Wissenschaft und Industrie als Verfahren zur Charakterisierung von Fließkurven mit hohen Formänderungen, zur effizienten Charakterisierung der kinematischen Verfestigung und des Werkstoffversagens unter idealer ebener Scherung. Mit dieser Arbeit soll der ebene Torsionsversuch analysiert werden, um Fehlerquellen zu identifizieren, offene Fragen, wie den Einfluss der Klemmung auf die Prozessgrenzen zu erforschen und seine Anwendungsgrenzen zu erweitern, um damit die Flexibilität des Versuchs zu steigern.



## 2 Stand der Technik

### 2.1 Werkstoffverhalten und Grundbegriffe der Plastomechanik

#### 2.1.1 Dehnungen

Während der Umformung metallischer Werkstoffe erfährt der Werkstoff dreidimensionale Formänderungen, die durch unterschiedliche Dehnungsmaße beschrieben werden können. Für eine einachsige Längenänderung wird die Rate der technischen Dehnung  $\dot{\varepsilon}$  durch das Verhältnis einer Längenänderung  $dl$  zur Ausgangslänge  $l_0$  definiert. Für einen linearen Belastungspfad zwischen der Anfangslänge  $l_0$  und der Endlänge  $l_1$  resultiert die technische Dehnung  $\varepsilon$  zu:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{dl}{l_0} \Rightarrow \varepsilon = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l_0} = \frac{l_1 - l_0}{l_0}. \quad (2.1)$$

Ein in der Umformtechnik häufiger verwendetes Dehnungsmaß ist die logarithmische bzw. wahre Dehnung  $\varphi$ . Die Längenänderung wird dort auf die aktuelle Länge bezogen. Durch Integration des zeitlichen Inkrementes der wahren Dehnung  $\dot{\varphi}$ , welches auch als Dehnrate oder Formänderungsgeschwindigkeit bezeichnet wird, folgt für einen linearen Dehnpfad:

$$\dot{\varphi} = \frac{dl}{l} \Rightarrow \varphi = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l_1}{l_0}\right). \quad (2.2)$$

Eine Umrechnung zwischen technischer und wahrer Dehnung kann durch

$$\varphi = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2.3)$$

erfolgen. Ein wesentlicher Vorteil der wahren Dehnung ist, dass sie kumulativ ist und somit nach aufeinanderfolgenden Prozessstufen addiert werden kann. Für dreidimensionale Formänderungszustände wird der Formänderungstensor  $\boldsymbol{\varphi}$  bzw. der Tensor der technischen Dehnungen  $\boldsymbol{\varepsilon}$  definiert:

$$\boldsymbol{\varphi} = \begin{pmatrix} \varphi_{xx} & \varphi_{xy} & \varphi_{xz} \\ \varphi_{xy} & \varphi_{yy} & \varphi_{yz} \\ \varphi_{xz} & \varphi_{yz} & \varphi_{zz} \end{pmatrix} \text{ bzw. } \boldsymbol{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} & \varepsilon_{yz} & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix}. \quad (2.4)$$

Die diagonalen Einträge sind Dehnungen in Richtung der Koordinatenachsen und die anderen Anteile sind Dehnungen durch Scherung des Werkstoffs in der jeweiligen

Scherebene. Jeder Dehnungszustand kann in ein Hauptformänderungssystem transformiert werden, in dem alle Scherungs-Komponenten null sind:

$$\boldsymbol{\varphi} = \begin{pmatrix} \varphi_1 & 0 & 0 \\ 0 & \varphi_2 & 0 \\ 0 & 0 & \varphi_3 \end{pmatrix}. \quad (2.5)$$

Durch Definition einer Vergleichsformänderungsrate  $\dot{\varphi}_v$ , z. B. nach von Mises (1913), kann der mehrdimensionale Dehnungszustand in einen vergleichbaren skalaren Wert überführt werden und durch Integration über die Zeit die Vergleichsformänderung  $\varphi_v$  definiert werden:

$$\dot{\varphi}_v = \sqrt{\frac{2}{3} \left[ (\varphi_{xx}^2 + \varphi_{yy}^2 + \varphi_{zz}^2) + 2(\varphi_{xy}^2 + \varphi_{yz}^2 + \varphi_{zx}^2) \right]} \quad \text{und} \quad \varphi_v = \sqrt{\frac{2}{3} (\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)}. \quad (2.6)$$

Die Formänderung  $\varphi$  metallischer Werkstoffe setzt sich aus einem reversiblen Anteil, der elastischen Formänderung  $\varphi_{el}$ , und einem irreversiblen Anteil, der plastischen Formänderung  $\varphi_{pl}$ , zusammen:

$$\varphi = \varphi_{el} + \varphi_{pl}. \quad (2.7)$$

Die Größe des elastischen Anteils ist in vielen Fällen vernachlässigbar gering im Vergleich zur Größe der plastischen Formänderung. Die wahre plastische Dehnung wird auch als Umformgrad bezeichnet. Während die elastische Formänderung aufgrund reversibler Verzerrungen des Kristallgitters kompressibel ist, ist die plastische Formänderung inkompressibel. Das Volumen des Werkstoffs ändert sich während des Umformprozesses nicht. Für wahre Dehnungen gilt die formale Beschreibung der Volumenkonstanz:

$$\text{spur}(\boldsymbol{\varphi}) = \varphi_{xx} + \varphi_{yy} + \varphi_{zz} = \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0. \quad (2.8)$$

### 2.1.2 Spannungen

Spannungen beschreiben die auf einen Querschnitt bezogenen Kräfte  $F$ , wobei auch hier zwischen technischen Spannungen  $\sigma_t$ , die den anfänglichen Querschnitt  $A_0$  berücksichtigen, und wahren Spannungen  $\sigma$ , die den aktuellen Querschnitt  $A$  berücksichtigen, unterschieden wird:

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_t = \frac{F}{A_0}. \quad (2.9)$$

Neben den Spannungen orthogonal zur Wirkfläche  $\sigma$  beinhaltet der vollständige symmetrische Spannungstensor

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.10)$$

Schubspannungskomponenten  $\tau$ . Jeder Spannungstensor lässt sich in ein Hauptsystem mit den Hauptspannungen  $\sigma_1$  bis  $\sigma_3$  transformieren, für das alle Schubspannungskomponenten null sind.

### *Hydrostatische und deviatorische Spannungen*

Die auf einen Körper wirkenden Spannungen setzen sich aus dem hydrostatischen Anteil

$$\sigma_h = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3}, \quad (2.11)$$

welcher der gemittelten Hauptspannung entspricht und wie ein allseitiger Druck zu verstehen ist, und dem deviatorischen Anteil  $\boldsymbol{\sigma}'$  zusammen:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}' + \sigma_h \mathbf{I}. \quad (2.12)$$

Während die hydrostatische Spannung lediglich Einfluss auf das Formänderungsvermögen nimmt, bewirken deviatorische Spannungen plastische Formänderungen im Werkstoff. Häufig wird angenommen, dass die hydrostatische Spannung keinen Einfluss auf die Fließspannung von Werkstoffen hat. Bridgman (1945) zeigt allerdings einen Einfluss des hydrostatischen Druckes auf die Fließspannung im Werkstoff.

### *Invarianten*

Sowohl der Gesamt-Spannungstensor als auch der deviatorische Spannungstensor besitzt Invarianten. Für den deviatorischen Spannungstensor sind dies zum Beispiel

$$\begin{aligned} J_1 &= \text{spur}(\boldsymbol{\sigma}'), \\ J_2 &= \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma}' \boldsymbol{\sigma}', \\ J_3 &= \det(\boldsymbol{\sigma}'). \end{aligned} \quad (2.13)$$

Diese sind unabhängig von den Koordinatenachsen und werden häufig für die Berechnung von Spannungszuständen und die Definition von Werkstoffmodellen verwendet.

### **2.1.3 Spannungs-Dehnungskurven und Fließkurven**

Spannungen im Werkstoff erzeugen zunächst elastische und nach Erreichen einer Fließgrenze auch plastische Formänderungen. Für die Beschreibung des Zusammenhangs von Spannung und Dehnung werden unterschiedliche Gesetzmäßigkeiten genutzt,

von denen die umformtechnisch relevanten nachfolgend dargestellt werden.

### *Elastizität*

Eine vereinfachte, aber in vielen Fällen ausreichende Annahme der **elastischen** Formänderung ist die lineare Elastizität nach dem verallgemeinerten hookeschen Gesetz

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} \boldsymbol{\varepsilon}. \quad (2.14)$$

$\mathbf{C}$  ist eine symmetrische 6 x 6-Matrix mit 21 elastischen Konstanten. Für die häufig getroffene Annahme isotroper Elastizität folgt für die Dehnung in Abhängigkeit der Spannung

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{L}^{-1} \boldsymbol{\sigma} \quad (2.15)$$

mit

$$\mathbf{L}^{-1} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ \cdot & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot & 1 & 0 & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & 2(1+\nu) & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Für isotrope Elastizität verbleiben somit nur noch zwei unabhängige elastische Konstanten, der Elastizitätsmodul  $E$  und die Querkontraktionszahl  $\nu$ . Für den einachsigen Belastungsfall folgt

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{E} \cdot \boldsymbol{\sigma}. \quad (2.17)$$

Für die Beschreibung der Elastizität unter reiner Scherung wird häufig zusätzlich der Schubmodul

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.18)$$

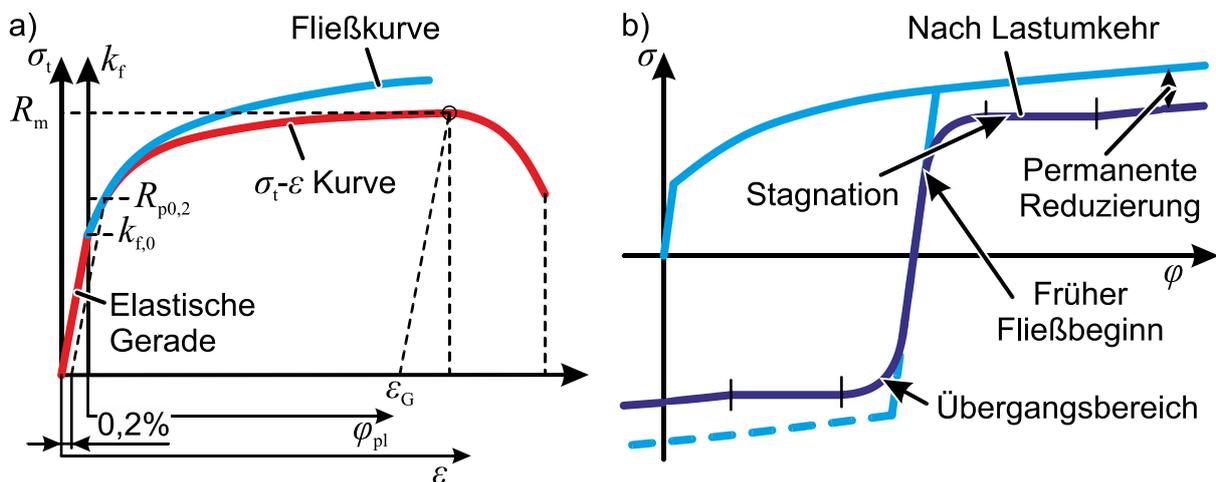
definiert, welcher aber für Isotropie von  $E$ -Modul und Querkontraktionszahl abhängt. Sumikawa et al. (2017) zeigen, dass der makroskopische  $E$ -Modul eines Werkstoffs nicht konstant ist, sondern mit der plastischen Dehnung reduziert wird. Ein Modell zur Berücksichtigung der Reduktion des  $E$ -Moduls in numerischen Simulationen stellen Yoshida et al. (2002) vor.

### *Fließkurven*

Zur Beschreibung der **elasto-plastischen** Formänderungen bei wirkender Last werden Spannungs-Dehnungskurven, wie im **Bild 2.1a** gezeigt, verwendet. Aus den technischen

Spannungs-Dehnungskurven bei einachsigem Zug resultieren darüber hinaus unterschiedliche technologische Kennwerte. Die Dehngrenze  $k_{f,0}$  ist die Spannung, bei der ein Werkstoff beginnt, sich plastisch umzuformen (Fließen). Ist kein klarer Übergang zwischen elastischem und plastischem Werkstoffverhalten erkennbar, so wird die  $R_{p0,2}$ -Dehngrenze eingesetzt, bei der nach der Entlastung 0,2% plastische Dehnung gemessen wird. Die Zugfestigkeit  $R_m$  beschreibt den Punkt maximaler Spannung. Ab diesem Punkt beginnt eine plastische Instabilität im Prüfbereich und der Werkstoff beginnt lokal einzuschnüren. Der Spannungs- und Dehnungszustand ist nicht länger homogen. Die Gleichmaßdehnung  $\varepsilon_G$  ist die plastische Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit.

Fließkurven sind Spannungs-Dehnungskurven, die den Beginn der **plastischen** Umformung (Fließen) in Abhängigkeit der wahren plastischen Formänderung (Umformgrad)  $\varphi$  abbilden. Die Fließspannung  $k_f$  beschreibt dabei die zum plastischen Fließen notwendige Spannung.



**Bild 2.1:** a) Prinzip der uniaxialen Spannungs-Dehnungs-Kurve und Fließkurve und b) Werkstoffeigenschaften nach Umkehr der Belastungsrichtung

### **Lastumkehr – der Bauschinger-Effekt**

Wird ein Werkstoff nach vorhergehender plastischer Umformung in der entgegengesetzten Richtung belastet, so ist die Fließspannung in der umgekehrten Lastrichtung geringer als die Fließspannung vor der Lastumkehr. Bauschinger (1886) entdeckte dieses Verhalten, das nach ihm als „Bauschinger-Effekt“ benannt wurde. **Bild 2.1b** zeigt die typische Spannungs-Dehnungskurven mit und ohne Lastumkehr. Bargel und Schulze (2012) führen die Reduzierung der Fließspannung nach Lastumkehr auf im Werkstoff verbleibende Eigenspannungen zurück. Versetzungsbewegungen werden dadurch früher aktiviert. Viele Werkstoffe zeigen neben dem frühen Fließbeginn auch weitere charakteristische Eigenheiten nach Umkehr der Belastung. Von Yoshida und Uemori (2002) wird neben dem frühen Fließbeginn ein Übergangsbereich mit großer Verfestigungsrate und anschließender dauerhafter Erniedrigung der Fließspannung

beschrieben. Zudem kann nach dem Übergangsbereich zu Beginn der Lastumkehr eine Stagnation der Fließspannung auftreten.

### 2.1.4 Anisotropie

Die Herstellung von Blechen durch Kaltwalzprozesse führt zu einer gerichteten Orientierung der Körner im Werkstoff, die zu richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften führen. Für die Beschreibung der richtungsabhängigen Eigenschaften wird der Anisotropie-Parameter (Lankford-Koeffizient)

$$r = \frac{\varphi_b}{\varphi_t} \quad (2.19)$$

verwendet, der für den uniaxialen Zug das Verhältnis der Dehnung in Breitenrichtung  $\varphi_b$  zur Dehnung in Dickenrichtung  $\varphi_t$  beschreibt. Aus den  $r$ -Werten in drei Werkstofforientierungen zur Walzrichtung resultieren die normale bzw. senkrechte Anisotropie  $r_n$ , welche einer gemittelten Anisotropie entspricht, und die ebene Anisotropie  $\Delta r$ , welche die mittlere Abweichung des  $r$ -Wertes für unterschiedliche Materialorientierungen ist:

$$r_n = \frac{r_0 + 2 \cdot r_{45} + r_{90}}{4} \quad \text{und} \quad \Delta r = \frac{r_0 - 2 \cdot r_{45} + r_{90}}{2}. \quad (2.20)$$

Für isotrope Werkstoffe fließt der Werkstoff gleichmäßig aus Dicke und Breite ( $r_n = 1$ ). Häufig weicht die normale Anisotropie aber werkstoffspezifisch ab. Für viele Prozesse ist ein möglichst großer  $r_n$ -Wert wünschenswert, da diese Werkstoffe eine geringere Ausdünnung des Bleches aufweisen. Je ausgeprägter die ebene Anisotropie  $\Delta r$  eines Werkstoffs ist, desto größer sind die Unterschiede der Eigenschaften in unterschiedlichen Materialorientierungen. Ein möglichst geringer  $\Delta r$ -Wert ist daher wünschenswert.

## 2.2 Stoffgesetze der Plastizitätsrechnung

### 2.2.1 Fließbedingung

Die Fließbedingung definiert, unter welchem Spannungszustand der Werkstoff plastisch fließt. Im einfachsten Fall werden isotrope quadratische Fließbedingungen  $F$  der Form

$$F(\sigma_{ij}, k_f) = 0 \quad (2.21)$$

in Abhängigkeit der Spannungskomponenten  $\sigma_{ij}$  und der Fließspannung  $k_f$  angewendet. Dies sind z. B. die isotropen Fließbedingungen nach Tresca (1864) oder nach von Mises (1913). Die Spannungszustände im Spannungsraum, die den Beginn des plastischen Fließens kennzeichnen, werden als Fließort bezeichnet und für den ebenen Spannungszustand in Form einer Fließortkurve dargestellt. Befindet sich ein

Spannungszustand innerhalb des Fließortes, so findet nur elastische Formänderung statt. Erfüllt der Spannungszustand die Fließbedingung und liegt damit auf der Fließortkurve, tritt plastische Formänderung ein. Anhand der eingesetzten Fließbedingung kann zudem eine Vergleichsspannung  $\sigma_v$  ermittelt werden. Nach von Mises (1913) ist dies

$$\sigma_{v.M.} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_{xx}^2 - \sigma_{yy}^2)^2 + (\sigma_{yy}^2 - \sigma_{zz}^2)^2 + (\sigma_{zz}^2 - \sigma_{xx}^2)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]}. \quad (2.22)$$

Anisotrope Fließbedingungen berücksichtigen auch Werkstofforientierungen und einen asymmetrischen Einfluss des Spannungszustands auf das plastische Fließen. Zu diesem Zweck wurde eine Vielzahl an Modellen unterschiedlicher Komplexität entwickelt. Beispiele sind die quadratischen Fließbedingungen von von Mises (1928) oder Hill (1948), welches als eines der ersten Modelle auch die Anisotropie-Parameter in  $0^\circ$  und  $90^\circ$  zur Walzrichtung berücksichtigt. Weiterentwickelte nicht quadratische Fließbedingungen sind beispielsweise das Modell von Hill (1990), welches bereits sechs Parameter aus dem uniaxialen Zugversuch und dem äquibiaxialen Zug benötigt, oder die Modelle der Barlat-Familie, von denen häufig die Barlat 2000-Fließbedingung (Barlat et al., 2003) verwendet wird, welche bereits acht Parameter benötigt, um den ebenen Spannungszustand abzubilden. Die Flexibilität und die Komplexität neuer Modelle steigt kontinuierlich.

### 2.2.2 Fließregel

Die Richtung und Größe der plastischen Formänderung wird durch die Fließregel beschrieben. Ihre allgemeine Formulierung lautet:

$$\dot{\phi}_{ij} = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (2.23)$$

Anhand der Fließregel lassen sich Betrag und Richtung der Formänderungsgeschwindigkeit ermitteln.  $\lambda$  ist eine skalare Größe, die als Proportionalitätsfaktor oder plastischer Multiplikator bezeichnet wird und eine richtungsunabhängige Proportionalität des Spannungs-Dehnungs-Zusammenhangs beschreibt. Folgt die Richtung des Fließens aus der Funktion  $F$ , handelt es sich um eine assoziierte Fließregel.

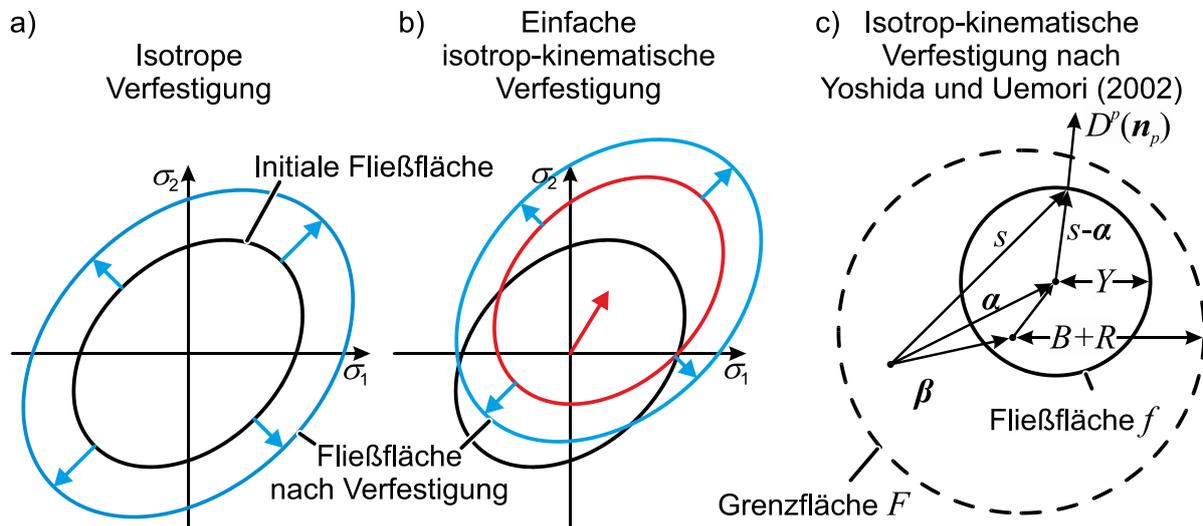
### 2.2.3 Verfestigungsgesetz

Das Verfestigungsgesetz beschreibt die Veränderung der Fließspannung während der plastischen Umformung. **Bild 2.2** zeigt schematisch die Aufweitung und Verschiebung der Fließortkurve für unterschiedliche Modellansätze der Verfestigung.

#### *Isotrope Verfestigung*

Für isotrope Verfestigung weitet sich der Fließort gleichmäßig auf, sodass der

Fließbeginn unabhängig vom Spannungszustand zunimmt. Für die analytische Beschreibung der isotropen Verfestigung wurden unterschiedliche Approximationsmodelle entwickelt, mit denen experimentelle Fließkurven mathematisch approximiert und für hohe Dehnungen extrapoliert werden können.



**Bild 2.2:** Entwicklung der Fließortkurve für a) isotrope Verfestigung, b) einfache isotrop-kinematische Verfestigung und c) isotrop-kinematische Verfestigung nach Yoshida und Uemori (2002)

**Tabelle 2.1** gibt einen Überblick über häufig verwendete Modelle. Problematisch ist die Extrapolation von Fließkurven über die experimentellen Daten hinaus, da hier alle Modelle einen unterschiedlichen Verlauf haben. Während einige Modelle eine stetig steigende Fließspannung abbilden (z. B. Ludwik oder Swift), konvergieren andere gegen einen Sättigungswert  $k_{f,\infty}$  (z. B. Voce oder Hockett-Sherby). Das Gerlach-Kessler-Modell kombiniert unterschiedliche Approximationsmodelle mit einem Gewichtungsfaktor  $\alpha$ . Eine Gewähr auf Richtigkeit gibt keines der Modelle, solange keine experimentellen Daten vorliegen.

**Tabelle 2.1:** Übersicht unterschiedlicher Modelle zur Approximation von Fließkurven

Modell	Formulierung	Gl.
Ludwik (1909)	$k_f = k_{f,0} + C \cdot \varphi_v^n$	(2.24)
Ludwik-Hollomon (Hollomon, 1945)	$k_f = C \cdot \varphi_v^n$	(2.25)
Swift (1952)	$k_f = C \cdot (\varphi_a + \varphi_v)^n$	(2.26)
Voce (1948)	$k_f = k_{f,\infty} - (k_{f,\infty} - k_{f,0}) \cdot e^{-m \cdot \varphi_v}$	(2.27)
Hockett und Sherby (1975)	$k_f = k_{f,\infty} - (k_{f,\infty} - k_{f,0}) \cdot e^{-m \cdot \varphi_v^n}$	(2.28)
Gerlach und Kessler (2006)	$k_f = \alpha \cdot k_{f,\text{Swift}} + (1 - \alpha) k_{f,\text{HS}}$	(2.29)

### ***Kinematische Verfestigung***

Bei der kinematischen Verfestigung (z. B. für den Bauschinger-Effekt) wird die Fließortkurve ohne Veränderung der Größe in Richtung der plastischen Formänderung verschoben. Bei der nachfolgenden Belastung unter verändertem Spannungszustand gibt es dadurch einen früheren Fließbeginn. Neben diesen idealisierten Verfestigungsmodellen werden für die Modellierung realer Werkstoffe Kombinationen zwischen isotroper und kinematischer Verfestigung, sowie allgemeine Weiterentwicklungen der Modellansätze benötigt. Ein einfacher Ansatz ist die Simulation unter Anwendung des Bauschinger-Koeffizienten, der das Verhältnis der Fließspannung vor und nach der Lastumkehr beschreibt, aber nur die permanente Entfestigung abbildet. Dies entspricht dem Modell der einfachen isotrop-kinematischen Verfestigung aus **Bild 2.2b**. Weitere Modelle wurden entwickelt, um auch die im **Bild 2.1b** dargestellten Effekte beschreiben zu können. Yoshida et al. (2002) entwickelten ein physikalisch basiertes Modell, mit dem durch zusätzliche Werkstoffparameter neben dem Übergangsbereich und dem Bauschinger-Effekt auch die Stagnation der Fließspannung abgebildet werden kann. Dazu werden zusätzliche äußere Fließflächen, die sogenannten Grenzflächen, eingeführt, deren Verhalten durch die zusätzlichen Parameter gesteuert wird (**Bild 2.2c**). Chaboche und Rousselier (1983) entwickelten ein phänomenologisches Modell von Frederick und Armstrong (2007) weiter. Die kinematische Verfestigung wird durch eine Überlagerung von Exponentialfunktionen, welche von der isotropen Verfestigung abgezogen wird, beschrieben.

### **2.2.4 Schädigung und Versagen**

Blechwerkstoffe versagen bei Erreichen einer kritischen Dehnung. Die kritische Dehnung ist abhängig vom wirkenden Spannungszustand, sodass dieses bei der Charakterisierung und Modellierung berücksichtigt werden muss. Typischerweise werden zwei Kennwerte verwendet, mit denen der dreidimensionale Spannungszustand vereinfacht und exakt beschrieben werden kann: Die Spannungstriaxialität  $T$

$$T = \frac{\sigma_h}{\sigma_{v.M.}}, \quad (2.30)$$

setzt die hydrostatische Spannung  $\sigma_h$  mit der Vergleichsspannung nach von Mises  $\sigma_{v.M.}$  ins Verhältnis. In Kombination mit dem Lode-Winkelparameter

$$L = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = \frac{1}{2} - \frac{2}{\pi} \cdot \arccos\left(\frac{27 \cdot J_3}{2 \cdot \sigma_{v.M.}^3}\right) \quad (2.31)$$

kann der aktuelle Spannungszustand eindeutig beschrieben werden (Bai und Wierzbicki, 2008).  $\theta$  ist der Lode-Winkel, der mit der dritten Invariante  $J_3$  des deviatorischen Spannungstensors zusammenhängt (Lode, 1926). Der Bereich des Lode-Winkels ist  $0 \leq \theta \leq \pi/3$ , sodass der Lode-Winkelparameter Werte von  $-1 \leq L \leq 1$  annimmt.

**Tabelle 2.2** zeigt Beispiele für Spannungstriaxialität und Lode-Winkelparameter unterschiedlicher Spannungszustände und Versuche. Für ideale ebene Scherung sind sowohl die Spannungstriaxialität als auch der Lode-Winkelparameter null.

**Tabelle 2.2:** Beispiele für Spannungstriaxialität und Lode-Winkelparameter unterschiedlicher Spannungszustände und Versuche (Bai und Wierzbicki, 2008)

Spannungszustand oder Versuch	Spannungstriaxialität $T$	Lode-Winkelparameter $L$
Uniaxialer Zug	$\frac{1}{3}$	1
Equibiaxialer Zug	$\frac{2}{3}$	-1
Zugversuch mit ebener Formänderung	$\frac{\sqrt{3}}{3}$	0
Scherung	0	0
Schichtstauchversuch	$-\frac{1}{3}$	-1

### ***Modellierung von Einschnürung, Schädigung und Versagen***

Der Einsatz von Grenzformänderungskurven (engl. Forming Limit Curves oder FLC) wird häufig für die Beschreibung des Beginns der Einschnürung von Blechwerkstoffen verwendet (Keeler, 1968, Goodwin, 1968). Dazu werden Versuche mit unterschiedlichen Formänderungspfaden bis zum Beginn der lokalen Einschnürung durchgeführt und ausgewertet. Für die Auswertung dieser Versuche bis zum Bruch werden zudem Bruchkurven (engl. Fracture Forming Limit oder FFL) ermittelt, welche den anschließenden Bruchbeginn des Bleches beschreiben (Atkins, 1996). Isik et al. (2014) erweiterten die Methode um die Bruchkurve bei Scherung (SFFL). Die zuvor genannten Methoden sind so lange gültig, wie ein linearer Belastungspfad angenommen werden kann. Umformprozesse zeigen häufig nicht lineare Belastungen, durch welche das Formänderungsvermögen und der Beginn des Versagens beeinflusst wird.

Erweiterte Bruchkriterien, wie zum Beispiel das Xue-Wierzbicki-Modell (Wierzbicki et al., 2005), das modifizierte Mohr-Coulomb-Modell (Bai und Wierzbicki, 2010), Lou-Huh Modell (Lou et al., 2012) oder das Hosford-Coulomb-Modell (Roth und Mohr, 2016), sowie phänomenologische Schädigungsmodelle, wie zum Beispiel das erweiterte Lemaitre-Modell (Isik et al., 2015) wurden entwickelt, um die Einschränkungen der Grenzformänderungskurve zu überwinden. Diese Modelle berücksichtigen die Entwicklung der duktilen Schädigung in Abhängigkeit des Spannungszustands durch

Formulierungen, die die Bruchdehnung in Abhängigkeit der Spannungstriaxialität  $T$  und des Lode-Winkelparameters  $L$  beschreiben. Sie sind in der Lage, eine Bruchfläche mit einer monoton abnehmenden Abhängigkeit der Bruchdehnung von der Spannungstriaxialität  $T$  und einer konvexen Beziehung zwischen Bruchdehnung und Lode-Winkelparameter darzustellen. Die Lastpfadabhängigkeit wird durch die inkrementelle Akkumulation einer Schädigungsvariablen berücksichtigt.

### 2.3 Verfahren zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen

Die Ermittlung der mechanischen Eigenschaften von Blechwerkstoffen ist die Grundlage jeder akkuraten numerischen Prozessanalyse. Prüfversuche für die Charakterisierung müssen zum einen die direkte Ermittlung der Spannungs-Dehnungskurve aus gemessenen Werten wie der Kraft oder der Verschiebung ermöglichen und zum anderen die Ermittlung bis zu sehr hohen wahren Formänderungen gestatten. Für die numerische Simulation umformtechnischer Prozesse sind insbesondere die nachfolgenden Eigenschaften zu bestimmen:

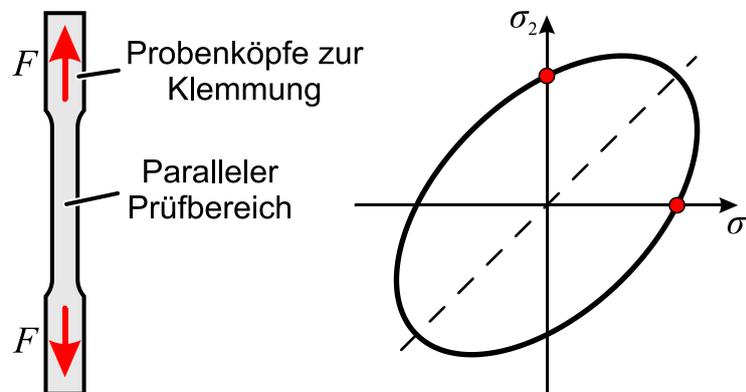
1. Der Fließbeginn für unterschiedliche Spannungszustände und Werkstofforientierungen
2. Die isotrope Verfestigung für hohe wahre Formänderungen
3. Die kinematische Verfestigung
4. Die Schädigung und das Versagen für unterschiedliche Spannungszustände

Je nach Prozess und der Komplexität des eingesetzten Werkstoffmodells sind die genannten Eigenschaften in Abhängigkeit der Temperatur, der Dehnrates oder für unterschiedliche nicht lineare Belastungspfade zu charakterisieren. Die zuletzt genannten Einflüsse werden in dieser Arbeit nicht betrachtet.

#### 2.3.1 Uniaxiale Zugversuche

Der uniaxiale Zugversuch ist bereits seit über 200 Jahren ein Standardverfahren zur Ermittlung der Festigkeit von Blechwerkstoffen (z. B. Rennie, 1818 oder Fairbairn, 1850). **Bild 2.3** zeigt das Prinzip des uniaxialen Zugversuchs, das seitdem nahezu unverändert ist. Eine Zugprobe mit einem definierten parallelen Prüfbereich wird durch eine axiale Zugkraft belastet und daraus resultierend homogen im Prüfbereich gedehnt. Die Längenänderung des Prüfbereichs und die Zugkraft werden gemessen und daraus Spannung und Dehnung berechnet. Der Prüfablauf zur Ermittlung mechanischer Kennwerte ist vollständig genormt und beispielsweise durch die Norm (DIN EN ISO 6892-1, 2017) definiert. Die Ermittlung von Fließkurven für numerische Simulationen beschreiben beispielsweise die Prüfvorschrift SEP 1240 für Stahlwerkstoffe und die VDA 239-300 für Aluminiumwerkstoffe. Üblicherweise werden uniaxiale Zugversuche zur Ermittlung der Fließkurve durchgeführt. Die erreichbare Vergleichsformänderung ist durch die Einschnürung der Probe begrenzt. Einschnürung ist eine über die

Probenlänge inhomogene Quer- und Dickendehnung. Sie tritt auf, sobald die Querschnittsreduktion der Zugprobe nicht länger durch die Verfestigung des Werkstoffs kompensiert wird und macht sich durch einen Abfall der Kraft in der technischen Spannungs-Dehnungskurve (vgl. **Bild 2.1a**) bemerkbar.



**Bild 2.3:** Prinzip und Spannungszustände des uniaxialen Zugversuchs

Das Kriterium nach Considère (1885) definiert den Beginn der plastischen Einschnürung durch:

$$\frac{dk_f}{d\varphi} = k_f. \quad (2.32)$$

Unter Annahme der Verfestigung nach Ludwik-Hollomon (Gl. (2.25)) folgt aus dem Considère-Kriterium, dass die wahre Gleichmaßdehnung  $\varphi_G$  bei Beginn der Einschnürung mit dem Verfestigungsexponenten  $n$  abgeschätzt werden kann:

$$\varphi_G = n \text{ bzw. } \varepsilon_G = e^n - 1. \quad (2.33)$$

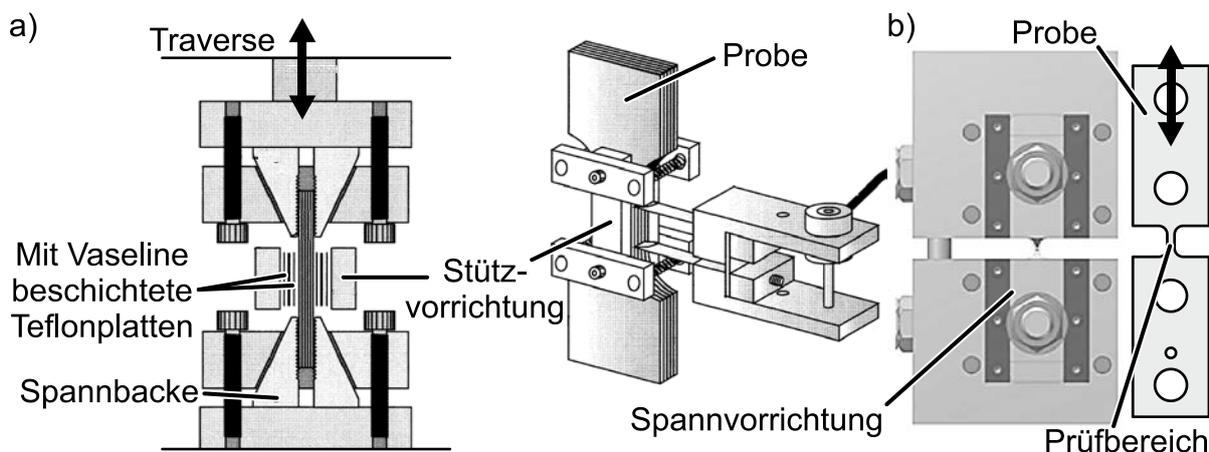
Somit erreicht der Zugversuch bis zur Einschnürung je nach Verfestigung des Werkstoffs Vergleichsformänderungen zwischen 0,05 und 0,4. Mit Beginn der Einschnürung ist der Spannungszustand nicht länger einachsig und die makroskopische Dehnungsmessung im parallelen Prüfbereich durch Auftreten lokalisierter Formänderungen ungültig. Durch die Prüfung von Proben längs (L bzw.  $0^\circ$ ), diagonal (D bzw.  $45^\circ$ ) und quer (Q bzw.  $90^\circ$ ) zur Walzrichtung (WR) können die Fließspannung  $k_f$  und die Anisotropie-Parameter  $r$  zur Kalibrierung einer Vielzahl von Werkstoffmodellen ermittelt werden.

Steht nicht ausreichend Werkstoff zur Verfügung oder müssen Zugproben aus Bauteilen mit limitierten Platzverhältnissen entnommen werden, so werden Mikro-Zugversuche durchgeführt (Sato et al., 1998). Die Versuchsdurchführung an Proben mit einem Querschnitt kleiner als  $1 \text{ mm}^2$  führt allerdings zu Skaleneffekten, welche berücksichtigt werden müssen (Simons et al., 2006).

Durch unterschiedliche Ansätze wird der Zugversuch genutzt, um auch Fließkurven nach dem Beginn der Einschnürung zu ermitteln. Hoffmann und Vogl (2003) nutzen die digitale Bildkorrelation (engl. Digital Image Correlation – DIC), um die lokale Dehnung im Zugversuch nach Beginn der Einschnürung zu messen. Die Spannung wird unter Berücksichtigung des lokalen Querschnitts und des mehrachsigen Spannungszustandes berechnet. Die Berechnung basiert auf einem analytischen Ansatz, den Siebel und Schwaigerer (1948) für den Zugversuch an runden Proben beschrieben. Eine vergleichbare Methode wurde auch von Marth et al. (2016) genutzt, um den Zugversuch nach Beginn der Einschnürung mittels DIC auszuwerten. In einer schrittweisen Auswertung wird das Kräftegleichgewicht entlang des Pfades maximaler von Mises-Dehnung über die Breite des eingeschnürten Bereichs gelöst und so iterativ eine schrittweise lineare Fließkurve ermittelt.

### *Zug-Druck-Versuche*

Zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung können Zug-Druck-Versuche durchgeführt werden. Dazu werden Proben abwechselnd gestreckt und gestaucht. Durch die einfache Kinematik und den definierten homogenen Spannungs- und Dehnungszustand können die zyklischen Fließkurven einfach analytisch bestimmt werden. Für die Prüfung dünner Bleche sind diese Verfahren aufgrund der Knickgefahr beim Stauchen der dünnen Proben problematisch (Boger et al., 2005), wodurch die erreichbare Dehnung vergleichsweise gering ist. Um die erzielbare Dehnung zu verbessern und die Gefahr des Knickens der Probe zu verringern, wurden verschiedene Stützstrategien entwickelt. Yoshida und Uemori (2002) führten Zug-Druck-Versuche mit mehreren gestapelten Blechproben gleichzeitig durch (**Bild 2.4a**). Diese wurden durch seitliche Halteplatten und geschmierte Folien zusätzlich am Knicken gehindert.



**Bild 2.4:** a) Prinzip des Zug-Druck-Versuchs nach Yoshida und Uemori (2002) und b) Zug-Druck-Versuch nach Staud et al. (2009)

Boger et al. (2005) entwarfen einen Zug-Druck-Versuchsstand für Blechproben, bei dem die Probe durch eine kraftregulierte Stützvorrichtung gehalten wird, um Knicken

unter Druck zu verhindern. Dadurch entstehende Reibkräfte werden anschließend anhand der definierten Andrückkraft analytisch ermittelt und für die Berechnung der Spannung berücksichtigt. Alle vorgestellten stützenden Versuche nutzen zusätzliche Vorrichtungen, die die auftretende Kraft und dadurch den Spannungszustand, wenn auch nur gering, beeinflussen. Eine Möglichkeit, Zug-Druck-Versuche ohne Stützung der Probe durchzuführen, besteht in der Miniaturisierung der Probe und der Versuchsanlage (**Bild 2.4b**). Staud et al. (2009) verkleinerten dazu den Deformationsbereich. Anhand der Spannung und der optisch aufgenommenen Dehnung wird die Fließkurve ermittelt. Durch die geringe Größe der Umformzone wird aber gleichzeitig der Einfluss durch Randeinflüsse erhöht, wodurch die Homogenität beeinträchtigt werden könnte. Ein Vorteil dieser Versuche ist die klar definierte Werkstofforientierung, sodass auch der Einfluss der ebenen Anisotropie geprüft werden kann (Tekkaya et al., 2019).

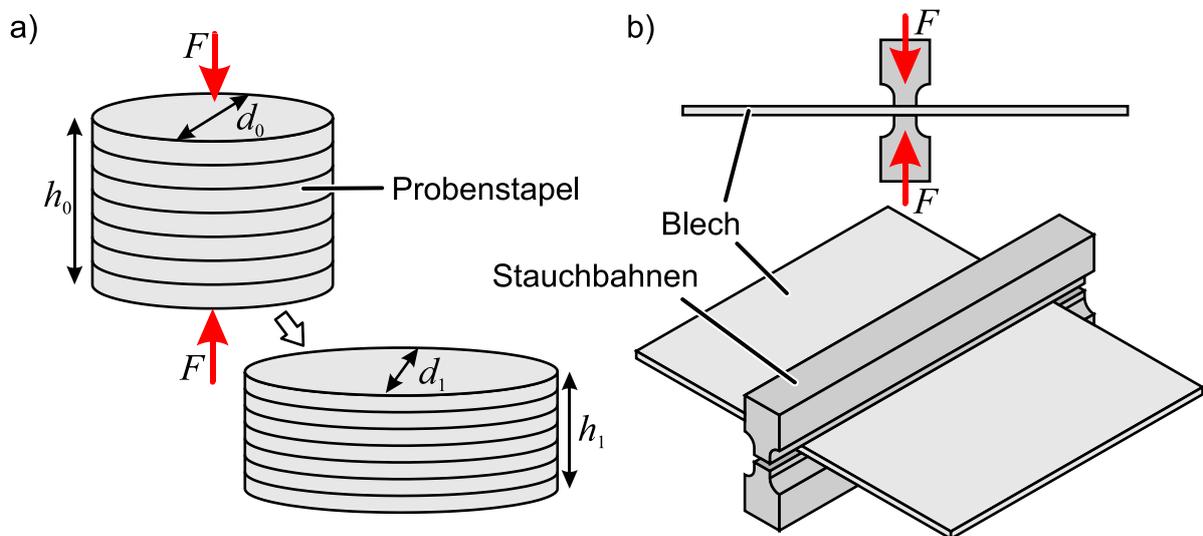
### 2.3.2 Stauchversuche für Bleche

Unterschiedliche Arten von Stauchversuchen werden eingesetzt, um Fließkurven bei höherer Dehnung zu ermitteln. Während die zuvor beschriebenen Zug-Druck-Versuche unter Druck Instabilität zeigen, gibt es zwei weitere Varianten, die auch für die Prüfung höherer Formänderungen geeignet sind.

Pawelski (1967) stellte als Erster einen Stauchversuch mit geschichteten Blechproben vor. Er nutzte die Form eines Hohlzylinders mit einem Stift im Zentrum. **Bild 2.5a** zeigt das Prinzip von Schichtstauchversuchen in seiner heutigen Form (Kanetake et al., 1981). Stapel aus kleinen runden oder quadratischen Blechplatten werden wie im Stauchversuch für Werkstoffe der Massivumformung (z. B. nach DIN 50106, 2016) zwischen zwei Stauchbahnen gestaucht. Teflon-Folien werden verwendet, um die Reibung zwischen Werkzeugen und Blechoberflächen zu verringern. Merklein und Kuppert (2009) untersuchen mit zwei DIC-Systemen die Richtungsabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften. Fließkurven können so in Abhängigkeit der Walzrichtung bestimmt werden. Alves et al. (2011) zeigen zuletzt eine detaillierte Analyse der Anwendung des Schichtstauchversuchs für die Ermittlung von Fließkurven.

Flachstauchversuche, wie im **Bild 2.5b** dargestellt, ermöglichen die Prüfung von Blechen unter einem ebenen Formänderungszustand (Nadai, 1937). Ein schmales Stauchwerkzeug drückt dabei auf einen Blechstreifen und staucht es im Prüfbereich. Die Breite des Bleches verhindert eine Dehnung in Breitenrichtung, wodurch der ebene Formänderungszustand entsteht. Unterschiedliche Weiterentwicklungen wurden umgesetzt. Becker et al. (1989) zeigten, dass der Einsatz von Radien an der Kontaktfläche des Stauchwerkzeugs Vorteile gegenüber flachen Stempeln hat. Chermette et al. (2020) analysierten unterschiedliche Radien und stellten daraufhin ein erweitertes analytisches Modell zur Auswertung des Flachstauchversuchs auf. Sie

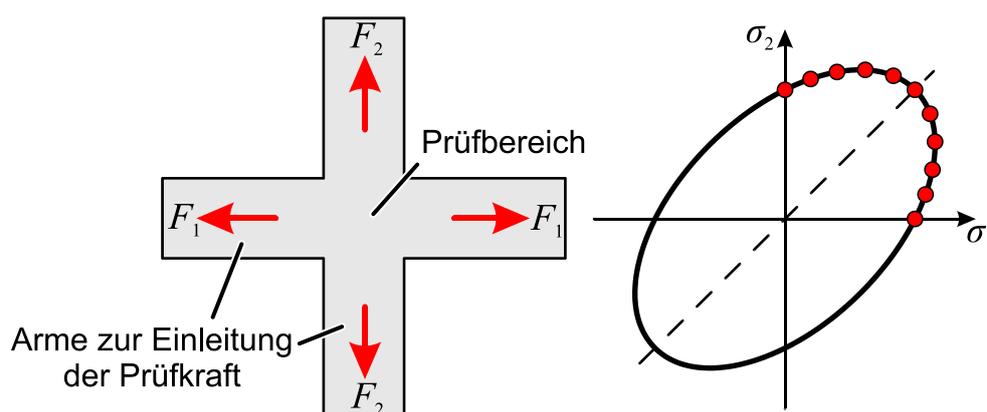
stellten zudem fest, dass größere Radien am Werkzeug einen positiven Einfluss auf die Prüfergebnisse haben.



**Bild 2.5:** a) Prinzip des Schichtstauchversuchs und b) Prinzip des Flachstauchversuchs

### 2.3.3 Biaxiale Zugversuche

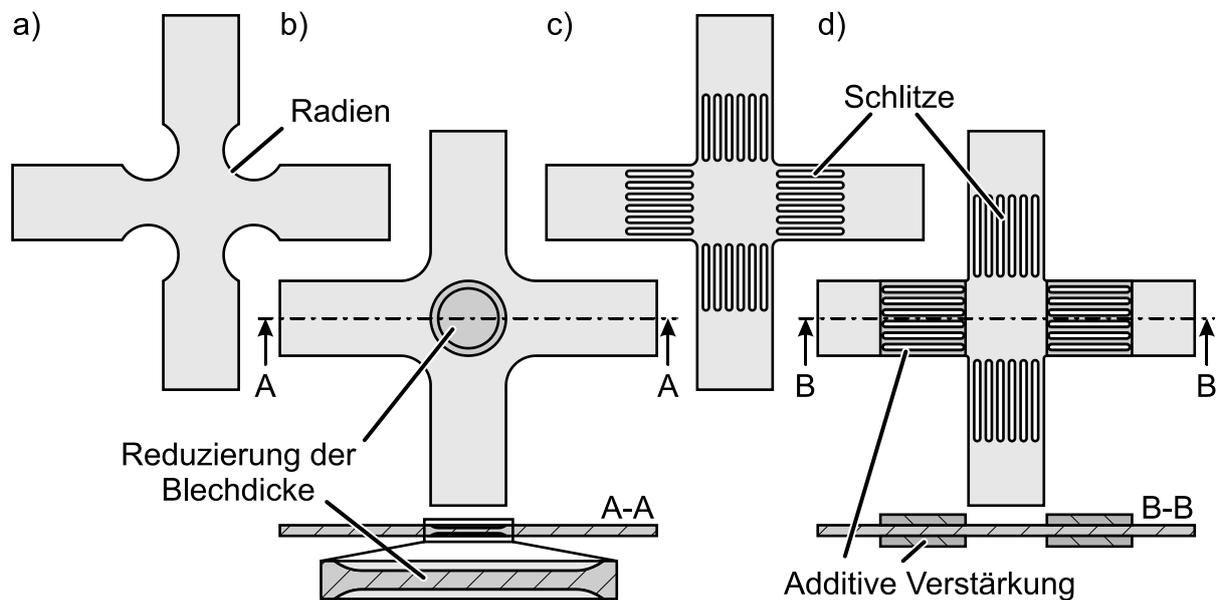
Beim biaxialen Zugversuch wird ein kreuzförmiges Blech in zwei Achsen belastet, um damit einen mehrachsigen Spannungszustand im Prüfbereich hervorzurufen. Das Prinzip sowie die erreichbaren Spannungszustände sind im **Bild 2.6** dargestellt. Durch Variation des Verhältnisses der Prüfkraften in beiden Belastungsrichtungen kann der Fließbeginn im gesamten ersten Quadranten der Fließortkurve ermittelt werden. Die Durchführung von Kreuzzugversuchen wird durch die ISO 16842 (2014) Norm beschrieben.



**Bild 2.6:** Prinzip und erreichbare Spannungszustände des biaxialen Zugversuchs

Eine Übersicht unterschiedlicher Probenformen und Prüfsysteme für den biaxialen Zugversuch geben Hannon und Tiernan (2008). Ohne zusätzliche Modifikation der Probe führt bereits geringe plastische Umformung zu einem Versagen der Probe in den Armen. Um die Homogenität des Spannungs- und Dehnungszustands im zentralen

Prüfbereich zu erhöhen und einen Probenbruch in den Armen zu unterbinden, wurden unterschiedliche Probentypen entwickelt (**Bild 2.7**).



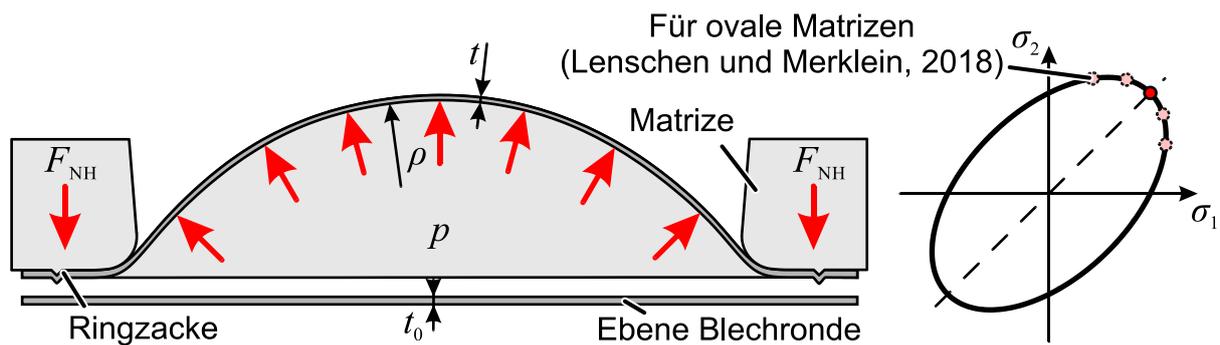
**Bild 2.7:** Anpassungen biaxialer Zugversuche mit a) Variation der Radien (Shiratori und Ikegami, 1967), b) Reduzierung der Blechdicke (Wilson und White, 1971), c) Schlitz in den Armen (Mönch und Galster, 1963) und d) Additiver Verstärkung der Arme (Hou et al., 2021)

Shiratori und Ikegami (1967) variieren dazu die Kontur der Probe um den zentralen Prüfbereich herum. Durch den Einsatz von Schlitz in den Armen (Mönch und Galster, 1963) kann die Einleitung der Prüfkraft zudem gleichmäßiger erfolgen und die Homogenität im Prüfbereich wird verbessert. McClaren und Best (1964) fertigten Vertiefungen in dem Prüfbereich, um den Werkstoff lokal zu schwächen und damit die Rissinitiierung in dem gewünschten Prüfbereich herbeizuführen. Die mechanische Bearbeitung der Probe zur Reduzierung der Blechdicke stellt dabei eine Herausforderung dar. Wilson und White (1971) fertigten die Vertiefungen durch Drehen und anschließendes Polieren, um eine möglichst glatte Oberfläche zu erzeugen. Liu et al. (1979) und Tasan et al. (2008) nutzen das Senkerodieren (EDM). Letztere analysierten den Einfluss der Fertigung und konnten eine 5µm dicke Einflusschicht („white layer“) auf der Probenoberfläche feststellen. Eine weitere Herausforderung bei reduzierter Blechdicke ist die Ermittlung der Spannung aus der Prüfkraft, wofür häufig die numerische Analyse genutzt werden muss (Makinde et al., 1992). Die unterschiedlichen Probentypen wurden in vielen weiteren Veröffentlichungen modifiziert, miteinander verknüpft und für spezielle Werkstoffe optimiert (z. B. von Welsh und Adams (2002) für karbonfaserverstärkten Kunststoff), um die Homogenität im Prüfbereich zu erhöhen. Hou et al. (2021) nutzen zuletzt die additive Fertigung, um die Arme des Kreuzzugsversuchs zu verstärken und auf diese Weise frühen Probenbruch

in den Armen zu unterbinden. Eine mechanische Reduzierung der Blechdicke im Prüfbereich durch spanende Prozesse wird dadurch vermieden.

### 2.3.4 Der hydraulische Tiefungsversuch

Der hydraulische Tiefungsversuch (engl. Bulge Test) wurde von Hill (1950) vorgestellt und wird häufig für die Ermittlung von Fließkurven bis zu Vergleichsformänderungen von ca. 0,7 verwendet. **Bild 2.8** zeigt das Prozessprinzip, bei dem ein Medium unter Druck einseitig auf eine starr geklemmte runde Ronde gepresst wird. Durch den Mediendruck wird die Probe getieft und bricht schließlich bei Versuchsende am Pol der Probe. Als Medium können Flüssigkeiten (häufig Öl oder wasserbasierte Medien), Gase und auch viskoplastische Medien (Gutscher et al., 2004) verwendet werden. Der Mediendruck wird mittels eines Drucksensors und der Radius sowie die Blechdicke am Pol der Probe wird optisch mittels DIC oder taktile gemessen. Die Versuchsdurchführung und -auswertung sind in der DIN EN ISO 16808 genormt. Die Gültigkeit des Versuchs endet mit dem Beginn der Einschnürung. Mit dem hydraulischen Tiefungsversuch können üblicherweise Fließkurven mit Formänderungen bis ca. 0,7 sowie das biaxiale Dehnungsverhältnis ermittelt werden. Die Ermittlung des Fließbeginns ist aufgrund einer Instabilität zu Prozessbeginn nicht möglich. Min et al. (2017) stellen eine Methode vor, mit der auch elliptische Formänderungen und elastische Kontraktion im hydraulischen Tiefungsversuch berücksichtigt werden können. Dazu messen sie das gesamte Verschiebungsfeld auf der Probe mittels DIC und werten es analytisch aus. Lenzen und Merklein (2018) nutzen ovale Matrizen, um den Bulge-Versuch für die Charakterisierung zusätzlicher Spannungszustände, wie z. B. den Punkt der ebenen Dehnung, zu charakterisieren.



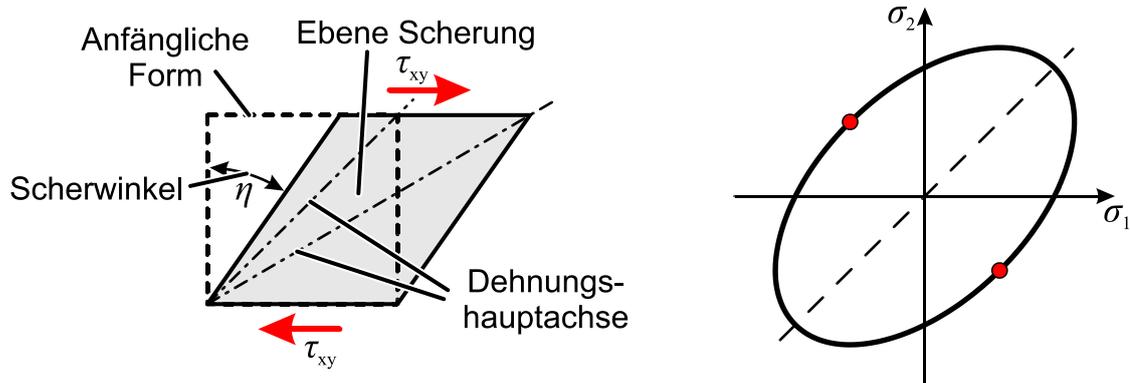
**Bild 2.8:** Prinzip und erreichbare Spannungszustände des hydraulischen Tiefungsversuchs

### 2.3.5 Scherversuche

Scherversuche werden verwendet, um Blechwerkstoffe unter einfacher idealer Scherung („simple shear“) zu charakterisieren. **Bild 2.9** zeigt das Prinzip der einfachen Scherung. Im Spannungstensor  $\sigma$  bleibt nur eine Schubspannungskomponente  $\tau$ . Es resultiert ein ebener Formänderungszustand mit  $\varphi_1 = -\varphi_2$  ohne Reduzierung der Blechdicke:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} 0 & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \text{ und } \boldsymbol{\varphi} = \begin{pmatrix} \varphi & 0 & 0 \\ 0 & -\varphi & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}. \quad (2.34)$$

Im Gegensatz zur reinen Scherung („pure shear“) resultiert eine Rotation der Dehnungshauptachse.

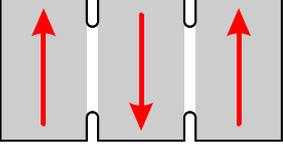
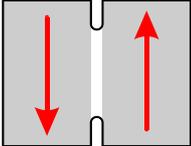
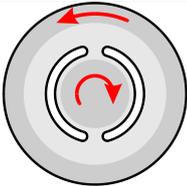
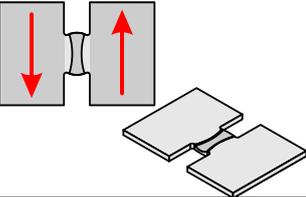


**Bild 2.9:** Prinzip und erreichbare Spannungszustände der einfachen Scherung

Scherversuche eignen sich aufgrund des größeren hydrostatischen Drucks und des ebenen Dehnungszustands ohne Verringerung der Blechdicke gut zur Bestimmung von Fließkurven mit hohen Dehnungen.

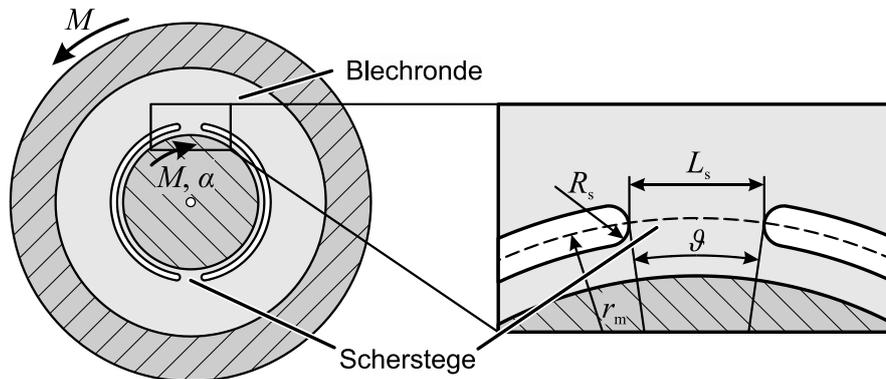
**Tabelle 2.3** gibt einen Überblick über unterschiedliche Versuchsvarianten und Proben typen zur Charakterisierung von Blechen unter Scherung und deren charakteristische Eigenschaften. Für die Charakterisierung von Blechen unter einfacher Scherung wurde eine Vielzahl von Versuchen und Proben entwickelt, die sich aber in die in **Tabelle 2.3** dargestellten Typen klassifizieren lassen. In frühen Scherversuchen, wie beispielsweise von Coker und Pearson (1912), wurden einfache quadratische Bleche symmetrisch innen und außen geklemmt und der Werkstoff zwischen den Klemmungen unter Scherung belastet. Für die Fixierung wurden Löcher in das Blech gebohrt und das Blech mit Klemmvorrichtungen mittels Schrauben fixiert. Die Klemmung findet immer direkt an den zwei Scherzonen statt. Miyauchi (1984) nutzte das gleiche Klemmkonzept, modifizierte aber die Proben, indem er den Scherbereich durch Schlitzte verkürzte. Der Prüfbereich besitzt dadurch an der Ober- und Unterseite einen Radius und ist kürzer als die Klemmungen. Whitney et al. (1971) nutzen einen einseitigen Scherversuch, der aber zur Verkipfung der Proben führt. Zur Aufnahme resultierender Querkräfte und Drehmomente wird daher eine geführte Klemmvorrichtung benötigt (G'Sell et al., 1983). Scherzugversuche, beispielsweise nach der Norm ASTM B 831 (2005), ermöglichen es, Scherproben direkt ohne Notwendigkeit einer speziellen Klemmvorrichtung in Universalprüfmaschinen zu prüfen. Die Klemmung gleicht dem Zugversuch. Durch Schlitzte im Blech wird eine kleine Scherzone koaxial zur Zug-Achse erzeugt.

**Tabelle 2.3:** Zusammenfassung unterschiedlicher Scherversuchsproben

Typ	Prinzip	Charakteristische Eigenschaften
Miyauchi		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Symmetrische Probe mit zwei parallelen Scherzonen</li> <li>• Ohne und mit Reduktion der Blechdicke</li> <li>• Translatorische Belastung</li> </ul>
Einseitige Scherversuche		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Symmetrische Probe mit einer Scherzone</li> <li>• Spezielle Klemmung notwendig</li> <li>• Ohne und mit Reduktion der Blechdicke</li> <li>• Translatorische Belastung</li> </ul>
ASTM-Scherzugproben		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Asymmetrische Probe mit Probenköpfen für Zugprüfmaschinen</li> <li>• Keine Reduktion der Blechdicke</li> <li>• Translatorische Belastung</li> </ul>
„Smiley“-Proben		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Symmetrische Proben mit zwei parallelen Scherzonen</li> <li>• Keine Reduktion der Blechdicke</li> <li>• Translatorische Belastung</li> </ul>
Doppelsteg-Torsionsversuch		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Symmetrische Probe mit zwei parallelen Scherzonen</li> <li>• Keine Reduktion der Blechdicke</li> <li>• Rotatorische Belastung</li> </ul>
„Schmetterlings“-Proben		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Für Bruchcharakterisierung</li> <li>• Maximale Dehnung im Probenzentrum</li> <li>• Komplexe Reduktion der Blechdicke</li> <li>• Translatorische Belastung</li> </ul>

Durch die asymmetrische Probenform und die große freie Probenlänge kann es zu einem Verkippen der Probe kommen (Miyauchi, 1984). Aus diesem Grund nutzen viele Forscher (z. B. Shouler und Allwood, 2010) eine symmetrische Modifikation des Scherzugversuchs, welche aufgrund der Schlitzes, die wie ein lachendes Gesicht wirken, häufig auch als „Smiley-Probe“ bezeichnet wird. Die symmetrische Probenform führt zu einer besseren Stabilität gegen Torsion und Knicken trotz der langen freien Probe. Zur Prüfung kleinerer Prüfbereiche charakterisieren Gorji und Mohr (2017) das Bruchverhalten mit Mikro-Smiley-Proben. Mittels eines optischen Extensometers

wurde die Kraft-Verschiebungs-Kurve gemessen und das Werkstoffmodell durch inverse Parameteridentifikation ermittelt. Brosius et al. (2011) stellen einen Doppelsteg-Torsionsversuch vor, der die Kinematik des ebenen Torsionsversuchs nutzt, um Proben mit symmetrisch angeordneten Scherstegen durch Torsion zu scheren (**Bild 2.10**). Im Gegensatz zu Scherversuchen mit translatorischer Belastung erreichen sie damit eine weitaus größere Stabilität gegen Instabilität und seitliches Wegknicken der Proben.



**Bild 2.10:** Doppelsteg-Torsionsprobe nach Yin et al. (2012)

Randeffekte, wie sie auch bei anderen Scherversuchen auftreten, wirken sich auch auf diese Probenform aus. Die Scherspannung wird direkt aus dem Drehmoment und der initialen Probengeometrie berechnet:

$$\tau = \frac{M}{2 \cdot t \cdot g \cdot r_m^2} = \frac{M}{2 \cdot t \cdot L_s \cdot r_m} \quad (2.35)$$

Eine Gegenüberstellung unterschiedlicher Scherversuche wurde von Yin et al. (2014) zusammengetragen. Es wird gezeigt, dass die Ergebnisse unterschiedlicher Scherzugversuche und des Doppelsteg-Torsionsversuchs miteinander vergleichbar sind. Durch die flexible Anordnung der Scherstege in unterschiedlichen Werkstofforientierungen können alle Probenvarianten auch für die Charakterisierung der Anisotropie unter Scherung genutzt werden. Abedini et al. (2017) untersuchten die Anisotropie unter Scherung für eine Magnesiumlegierung mit starker Anisotropie. Sie stellten fest, dass nicht nur eine Zug-Druck-Asymmetrie im Werkstoff vorherrschen kann, sondern auch eine starke Asymmetrie für Scherung in unterschiedlicher Belastungsrichtung. Tekkaya et al. (2019) untersuchten die Anisotropie unterschiedlicher Stahl- und Aluminiumwerkstoffe im Doppelsteg-Torsionsversuch. Für die untersuchten Werkstoffe wurde nur geringe ebene Anisotropie unter Scherung festgestellt.

### ***Ermittlung der Bruchdehnung unter Scherung***

Durch die wachsende Inhomogenität des Spannungszustands können viele der zuvor genannten konventionellen Scherzugversuche nicht bis zum Bruch der Probe ausgewertet werden. Der einfache Scherzustand am Rand des Scherbereichs wird aufgrund der endlichen Scherlänge gestört (Bouvier et al., 2006a). Eine

Charakterisierung der Bruchdehnung unter idealer ebener Scherung ist gar unmöglich. Aus diesem Grund wurden unterschiedliche Prüfmethode und Proben zur Verbesserung des Spannungszustands bis zum Bruch entwickelt. Rauch (2008) schaffte es mit einem einfachen einseitigen Scherversuch ohne Schlitze im Blech, die Fließkurve bis zum Bruch aufzunehmen. Dazu unterbricht er den Versuch mehrfach und schneidet die inhomogen deformierten Enden der Probe ab. Anschließend führt er die Prüfung fort und kumuliert die einzelnen Prüfergebnisse. Ein zweiter Ansatz besteht darin, die Kerben, die den Scherbereich beschreiben, zu modifizieren. Peirs et al. (2012) und Roth und Mohr (2018) untersuchten den Spannungszustand für verschiedene Kerben und definierten anhand der Ergebnisse eine neue Probe. Rahmaan et al. (2017) haben die Probe von Peirs et al. (2012) herunterskaliert und verwenden Mini- und Mikro-Scherproben aus ebenen Blechen, um Scherversuche bei Dehnraten zwischen  $0,01 \text{ s}^{-1}$  und  $600 \text{ s}^{-1}$  durchzuführen. Ein dritter Ansatz ist die Modifikation der lokalen Dicke im Scherbereich durch oberflächlichen Abtrag von Werkstoff (z. B. G'Sell et al., 1983 oder Bao und Wierzbicki, 2004). Eine weiterentwickelte Probenform mit reduzierter Blechdicke ist die sogenannte „Schmetterlings“-Probe, bei der eine komplexe dreidimensionale Kontur in dem Prüfbereich gefertigt wird (Mohr und Henn, 2007). Die Fertigung solcher Proben ist entsprechend aufwendig. Lian et al. (2012) kombinierten schließlich den Probenkörper der ASTM-Proben mit dem Prüfbereich einer Schmetterlings-Probe. In beinahe jeder zuvor genannten Veröffentlichung über Scherversuche mit reduzierter Blechdicke wurden die Proben durch Fräsen hergestellt. Die Qualität der Probenoberfläche hängt dabei mit der Frässtrategie und Werkzeugauswahl zusammen und beeinflusst die Ergebnisse der Charakterisierung (Dunand und Mohr, 2011). Kleine Riefen können demnach zu einer frühen Initiierung des Bruchbeginns führen. Über die Proben zur Prüfung ebener Scherung hinaus gibt es eine Vielzahl modifizierter Proben, mit denen die Bruchdehnung für unterschiedliche Spannungszustände zwischen uniaxialem Zug und ebener Scherung charakterisiert wird (z. B. Tekkaya et al., 1982a oder Dunand und Mohr, 2011).

Der ebene Torsionsversuch spielt eine besondere Rolle in der Charakterisierung von Fließkurven unter idealer ebener Scherung bis zum Bruch der Probe. Dieser wird in Kapitel 2.4 separat beschrieben.

### ***Zyklische Charakterisierung***

Scherversuche sind aufgrund ihres definierten Spannungs- und Dehnungszustandes eine gute Alternative zum Zug-Druckversuch. Scherversuche, die nahe der Scherzone starr geführt sind, wie z. B. der Scherversuch nach Miyauchi (1984), der einseitige Scherversuch (Hu et al., 1992 oder Bouvier et al., 2006b) oder der Doppelsteg-Torsionsversuch (Tekkaya et al., 2019) lassen eine einfache Umkehr der Belastung ohne weitere Modifikation der Proben oder Klemmung zu. Merklein und Biasutti (2011) nutzen den ASTM-Scherversuch für die zyklische Charakterisierung. Um ein Knicken

der Proben unter Druck zu vermeiden, werden seitliche Stabilisierungsplatten und eine versteifte Probenaufnahme genutzt. Die aus dem zyklischen Scherversuch ermittelten Spannungs-Dehnungskurven sind direkt mit denen des Zug-Druckversuchs vergleichbar (Tekkaya et al., 2016).

### **2.3.6 Weitere Versuche zur Charakterisierung von Einschnürung, Schädigung und Versagen**

Neben den zuvor beschriebenen Verfahren wurden unterschiedliche spezialisierte Proben entwickelt, mit denen Werkstoffe im Hinblick auf das Versagen bei unterschiedlichen Spannungszuständen geprüft werden können. Die Entwicklung geeigneter Versuche und entsprechender Proben ist eine herausfordernde Aufgabe, da herkömmliche Tests die folgenden Nachteile aufweisen: inhomogene Formänderungsverteilung, begrenztes Formänderungsvermögen, Bruch an mechanisch bearbeiteten Oberflächen und Kanten sowie Nichtlinearität der Lastpfade bis zum Bruch. Nachfolgend sind einige Richtlinien für das Design und die Eigenschaften entsprechender Versuche und Proben zusammengefasst:

1. Keine Bruchinitiierung an der Probenkante oder an der mechanisch bearbeiteten Oberfläche (Roth und Mohr, 2016)
2. Kein Dehnungsgradient in Dickenrichtung (Peshekhodov et al., 2016a)
3. Ein proportionaler Lastpfad bis zum Bruch (Roth und Mohr, 2016)
4. Geringe Dehnungslokalisierung (Peshekhodov et al., 2016a)

Das Ziel der Versuchsauswahl und Probenauslegung ist immer, die Schädigung und das Versagen für den gesamten Spannungsraum zwischen ebener Scherung und biaxialem Zug und bei einem nahezu idealen Spannungszustand bis zum Bruch der Probe zu charakterisieren. Für die Ermittlung von Grenzformänderungskurven bei Spannungszuständen zwischen uniaxialem Zug und biaxialem Zug empfiehlt die Norm DIN EN ISO 12004-2 (2009) die Nutzung von Nakajima- oder Marciniak-Proben mit unterschiedlichen Radien und Aussparungen in der Probe. Darüber hinaus wurde eine Vielzahl von Proben entwickelt, die es ermöglichen, die Prüfung in einer Universalprüfmaschine ohne spezialisierten Klemm- und Prüfaufbau durchzuführen (z. B. von Roth und Mohr, 2016 oder Isik et al., 2014). Hierzu gehören gekerbte Zugversuchsproben mit unterschiedlichen Radien, Zugversuchsproben mit einem zentralen Loch oder auch der „plane-strain“-Zugversuch, welcher einen ebenen Formänderungszustand erzeugt. Diese Versuche ergänzen klassische Experimente, wie den uniaxialen Zugversuch oder den Scherzugversuch. Das Versagen vieler Proben ist sensitiv gegenüber der Fertigung der Proben. Roth und Mohr (2016) untersuchten beispielsweise unterschiedliche Verfahren zur Herstellung einer Zentrallochprobe. Gegenüber dem Wasserstrahlschneiden, Bohren und Bohren mit anschließendem Reiben, zeigte das CNC-Fräsen aufgrund der guten Oberflächenqualität und der

geringen eingebrachten Kaltverfestigung die besten Ergebnisse hinsichtlich der erreichbaren Bruchdehnungen.

### **2.3.7 Charakterisierung von Rohren und Bauteilen**

Die Anzahl der verfügbaren Verfahren für die Ermittlung von Kennwerten oder Fließkurven gekrümmter Bleche oder Bauteile ist deutlich geringer. Einige definierte Probengeometrien, wie z. B. bei Rohren, können durch spezielle Testmethoden charakterisiert werden. Dick und Korkolis (2015) führten Zugversuche an Rohren in axialer und radialer Richtung durch. Zugproben wurden in axialer und umlaufender Ausrichtung vom Rohr getrennt und herkömmlich in axialer Richtung und radial mittels einer speziellen halbkreisförmigen Spannvorrichtung getestet. Aufgrund der Einschränkungen sind die erreichbaren Dehnungen gering. Takahashi et al. (1998) formten zunächst ebene Bleche aus kaltgezogenen Rohren, bevor diese mit konventionellen Prüfverfahren in unterschiedlichen Orientierungen und Spannungszuständen geprüft wurden. Die dadurch eingebrachte Umformung führt allerdings zu einer Veränderung der Werkstoffeigenschaften. Für komplexere Komponenten kann die lokale Härte z. B. nach Vickers (Smith und Sandland, 1925) ermittelt werden. Die lokale Festigkeit wird dann basierend auf der Härte analytisch berechnet. Um Fehler aufgrund der Umwandlung zu vermeiden, kann eine direkte Messung der Festigkeit auch über miniaturisierte Tests erfolgen. Kirchlechner et al. (2012) produzierten Zugproben mit nur 10 µm Testlänge durch Focused Ion Beam (FIB). Diese Methode erfordert eine komplexe Probenvorbereitung und aufwendige Prüfung.

## **2.4 Der ebene Torsionsversuch**

### **2.4.1 Historie**

Der ebene Torsionsversuch (ETV) ist ein Scherversuch für Blechwerkstoffe. Zuerst wurde er von Marciniak (1961) für die Charakterisierung der Fließkurve und des Bauschinger-Effektes von Kupfer verwendet und später für die Ermittlung der Grenzformänderung (Marciniak und Kolodziejski, 1972). Sowerby et al. (1977) analysierten den Formänderungszustand im ebenen Torsionsversuch analytisch und numerisch. Die Ermittlung von Fließkurven mit Vergleichsformänderungen bis 1,0 sowie die Prozessgrenzen wurden von Tekkaya et al. (1982b) vorgestellt. Die theoretische Beschreibung der Instabilität durch Faltenbildung wurde von Bauer (1987) beschrieben. Durch die Versuchsauswertung mittels digitaler Bildkorrelation (engl. Digital Image Correlation oder DIC) (Yin et al., 2011) und die Entwicklung von unterschiedlichen Proben und Prüfmethoden wird der ebene Torsionsversuch heutzutage für eine Vielzahl von Anwendungen zur Charakterisierung von Blechen und Bauteilen eingesetzt. Wagner et al. (2019) analysierten zudem bereits die Anwendbarkeit des ebenen Torsionsversuchs in einer industriellen Umgebung.

Momentan sind fünf in den letzten 20 Jahren gebaute Prüfanlagen bekannt: Johannes-Kepler-Universität Linz (Schagerl und Grillenberger, 2018), Xi'an Jiatong Universität China, TU Dortmund (Yin, 2014), MATFEM (Gese et al., 2002), ETH Zürich (Grolleau et al., 2019). Die Aufbauten unterscheiden sich dabei in unterschiedlichen Methoden der Aufbringung des Drehmomentes und der Form und Struktur der eingesetzten Klemmvorrichtungen. Zudem entstand eine große Anzahl an Veröffentlichungen, in denen die Ergebnisse des ebenen Torsionsversuchs genutzt werden. Dazu gehören unter anderem die Charakterisierung von additiv gefertigten Proben aus Nickelbasislegierungen (Rosenthal et al., 2019), die Charakterisierung von Magnesiumblechen bei Temperaturen bis 300°C (Dardaei Joghian et al., 2019) sowie die Charakterisierung der Querverfestigung nach vorheriger biaxialer Vordehnung (Gutknecht et al., 2018). Diese Entwicklungen zeigen, dass der ebene Torsionsversuch an Forschungseinrichtungen und in der Industrie akzeptiert ist.

## 2.4.2 Grundlagen

**Bild 2.11** zeigt das Prinzip des ebenen Torsionsversuchs. Im klassischen ebenen Torsionsversuch wird eine runde Blechrode im Zentrum sowie am äußeren Rand geklemmt. Durch Verdrehung der äußeren gegen die innere Klemmung wird der freie ringförmige Bereich zwischen den Klemmungen unter ebener Scherung in der Blechebene belastet. Im ebenen Torsionsversuch ist während der gesamten Prüfung die Spannungstriaxialität  $T = 0$  und der Lode-Winkel-Parameter  $L = 0$ . Die Spannung und Dehnung nimmt mit steigendem Abstand zum Rotationszentrum ab. Unter der Annahme ebener Isotropie und konstanter Blechdicke  $t$  kann die Scherspannung  $\tau$  für jede radiale Position  $r$  präzise aus dem gemessenen externen Drehmoment  $M$  berechnet werden:

$$\tau = \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot t \cdot r^2}. \quad (2.36)$$

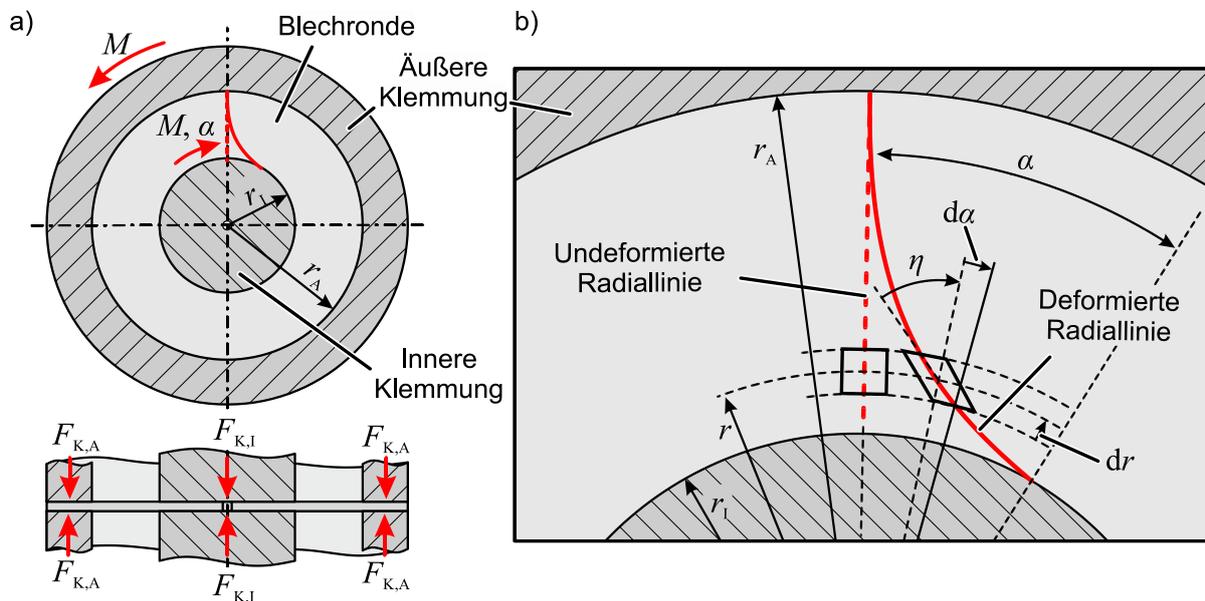
Die Scherdehnung  $\gamma$  kann durch die Änderung der Steigung einer ursprünglich geraden Radiallinie durch

$$\gamma = r \frac{d\alpha}{dr} \quad (2.37)$$

bestimmt werden, wobei  $\alpha$  der Rotationswinkel ist (**Bild 2.11b**). Der Einfluss der senkrechten Anisotropie  $r_n$  auf die Vergleichsspannung  $k_f$  und die Vergleichsdehnung  $\varphi_v$  kann durch die Anwendung des anisotropen Fließkriteriums nach Hill (1948) berücksichtigt werden:

$$k_f = \sqrt{3} \cdot \tau \cdot \sqrt{\frac{2(2r_n + 1)}{3(r_n + 1)}} \quad \text{und} \quad \varphi_v = \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \cdot \sqrt{\frac{3(r_n + 1)}{2(2r_n + 1)}}. \quad (2.38)$$

Isotropes Werkstoffverhalten gilt für  $r_n = 1$  (Bauer, 1989). Ein Nachteil des ebenen Torsionsversuchs gegenüber anderen Scherversuchen ist, dass die ebene Anisotropie nicht berücksichtigt werden kann. Die Scherspannung wird über dem Umfang gemittelt und kann nicht in einzelne Werkstofforientierungen unterschieden werden.

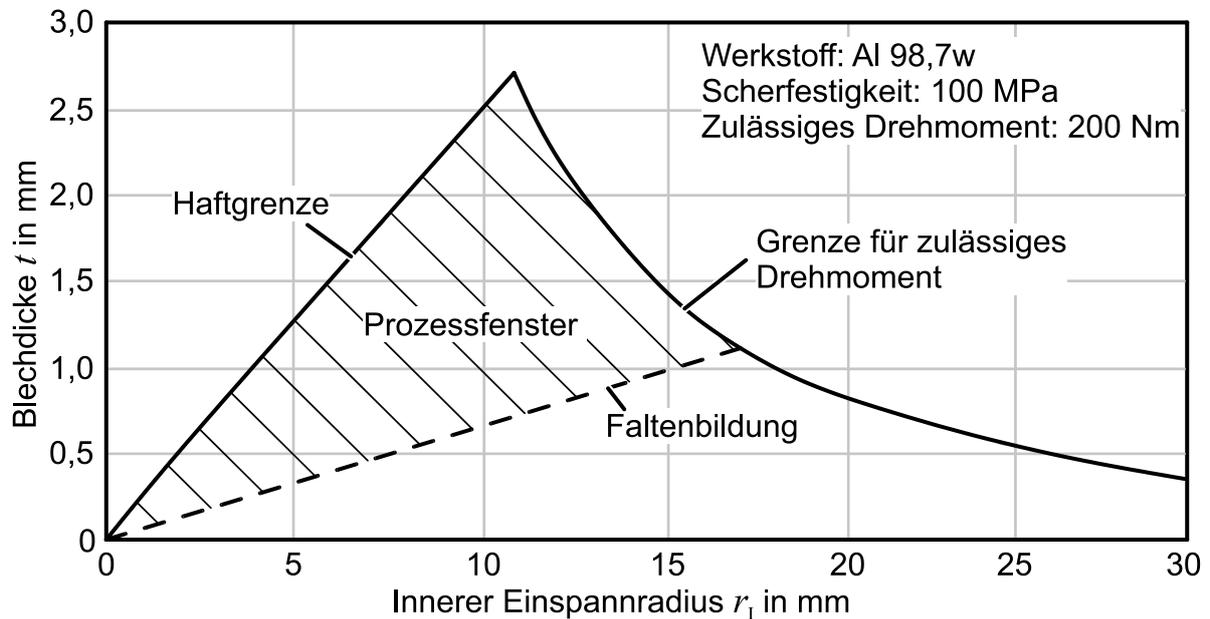


**Bild 2.11:** a) Prinzip des ebenen Torsionsversuchs und b) Deformation einer radialen Linie während der Torsion nach Tekkaya et al. (1982b)

Sowohl Marciniak (1961) als auch Yin et al. (2015b) nutzen den abfallenden Spannungsgradienten, um eine effektive zyklische Charakterisierung mit dem ebenen Torsionsversuch durchzuführen. Unterschiedliche Radien erfahren bei Belastung unterschiedliche maximale Dehnungen. Bei Umkehr der Belastungsrichtung kann an jedem ausgewerteten Radius eine eigene Spannungs-Dehnungskurve mit anderer Vordehnung ermittelt werden. Wernicke et al. (2020) nutzen den ebenen Torsionsversuch, um eine permanente Entfestigung unterschiedlicher Werkstoffe während der inkrementellen Blechmassivumformung darzulegen. Dazu führten sie zyklische ebene Torsionsversuche mit bis zu 40 Lastzyklen bei geringer Dehnung durch.

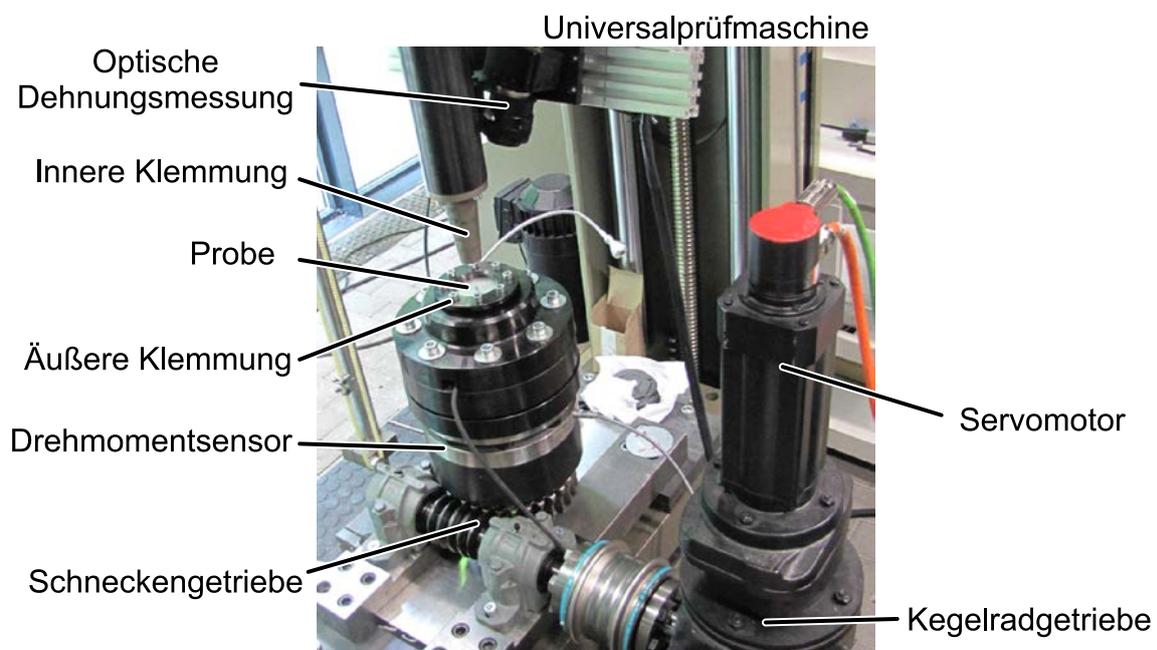
**Bild 2.12** zeigt die Prozessgrenzen des ebenen Torsionsversuchs exemplarisch für den Werkstoff Al 98,7w (Tekkaya et al., 1982b). Das übertragbare Drehmoment der inneren Klemmung begrenzt den Einsatz des ebenen Torsionsversuchs. Durchrutschen unter den Klemmungen tritt auf, wenn die Haftgrenze überschritten wird, weil beispielsweise die Dicke des Werkstoffs zu groß ist oder die Fließspannung zu hoch ist. Die Haftgrenze konnte bisher nur experimentell dargelegt werden. Faltenbildung kann auftreten, wenn die Blechdicke zu gering ist oder der Durchmesser der Klemmungen zu groß ist (Tekkaya et al., 1982b). Bauer (1989) und Ore und Durban (1989) führten eine detaillierte analytische und numerische und experimentelle Analyse der Faltenbildung

im ebenen Torsionsversuch durch. Die Grenze für das zulässige Drehmoment ist an die Auslegung der Prüfmaschine und Sensorik geknüpft.



**Bild 2.12:** Prozessfenster für den ebenen Torsionsversuch (Tekkaya et al., 1982b)

**Bild 2.13** zeigt die von Yin (2014) entwickelte Torsionsprüfvorrichtung, welche auch in der vorliegenden Arbeit verwendet wurde. Die Prüfvorrichtung ist in eine Zwick-Universalprüfmaschine integriert. Die äußere Klemmung wird durch einen Servomotor mit zweistufigem Getriebe angetrieben.



**Bild 2.13:** Torsionsprüfmaschine von Yin (2014)

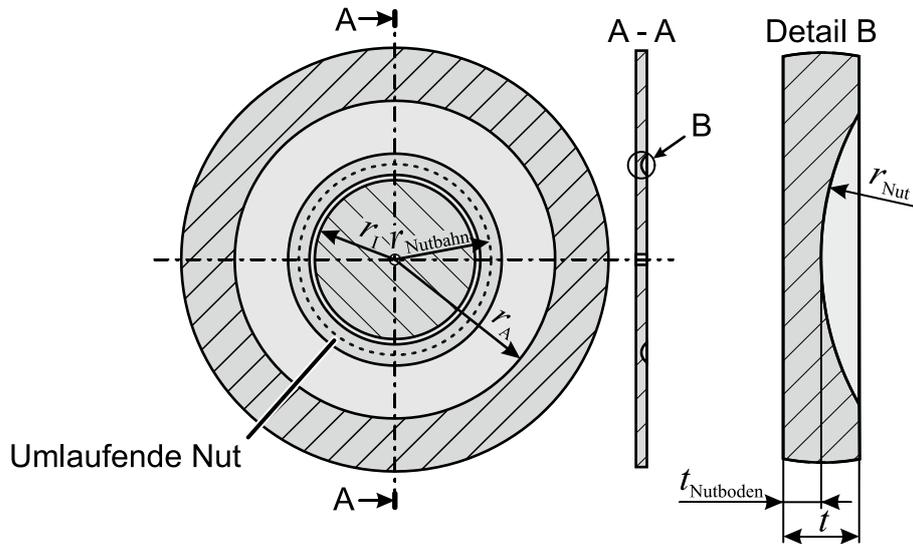
Das Kegelradgetriebe der ersten Stufe hat eine Übersetzung  $i_1 = 29:1$  und das Schneckenradgetriebe der zweiten Stufe, welches die äußere Klemmung antreibt, hat eine Übersetzung  $i_2 = 376,88:1$ . Die gesamte Übersetzung  $i$  ergibt sich damit zu  $10929,52:1$ , wodurch bei maximaler Motordrehzahl von  $n = 3000$  U/min, eine maximale Torsionsgeschwindigkeit von  $98,81^\circ/\text{min}$  resultiert. Die innere Klemmung ist starr mit der Prüfmaschine verbunden. Für die innere Klemmung wird eine Klemmkraft  $F_{K,I}$  bis zu  $100$  kN im Zentrum der Probe aufgebracht. Für den Radius der inneren Klemmung  $r_I$  von  $15$  mm entspricht dies einem Klemmdruck  $p_K$  von  $141$  MPa. Auf der Außenseite sorgt eine Schraubenverbindung für die notwendige äußere Klemmkraft  $F_{K,A}$ . Ein inkrementeller Rotationswinkelsensor misst die relative Rotation zwischen innerer und äußerer Klemmung mit einer Genauigkeit von  $0,01^\circ$ . Das Drehmoment wird durch einen Drehmomentsensor im äußeren Ring der Vorrichtung gemessen. Um die lokalen Dehnungen im Prüfbereich der Probe zu messen, wird das optische Dehnungsmesssystem Aramis 5M im Abstand von  $230$  mm vom Messbereich platziert. Die resultierende Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  ist  $0,2$  mm.

### 2.4.3 Ebene Torsionsproben mit umlaufender Nut

Die Ermittlung von Fließkurven mit der ebenen Probe ist durch die erreichbaren und messbaren Dehnungen begrenzt. Bauer (1989) und Yin (2014) zeigen zudem, dass die inneren Klemmungen den Spannungszustand nahe der inneren Klemmung beeinflussen. Die hohen Klemmkräfte führen zu einer Überlagerung von Druckspannungen während des Versuchs. Die pyramidenförmigen oder linearen Eindrücke der Struktur des Stempels im Werkstoff führen zuletzt zu einem verfrühten Versagen des Werkstoffs. Yin (2014) zeigt zudem, dass die optische Dehnungsmessung eine Auswertung der Dehnungen direkt am Rand der inneren Klemmung nicht zulässt. Dort treten aber die höchsten Dehnungen auf. Aus diesen Gründen ist es mit der ebenen Probe nicht möglich, Prüfdaten bis zum finalen Versagen des Werkstoffs zu ermitteln.

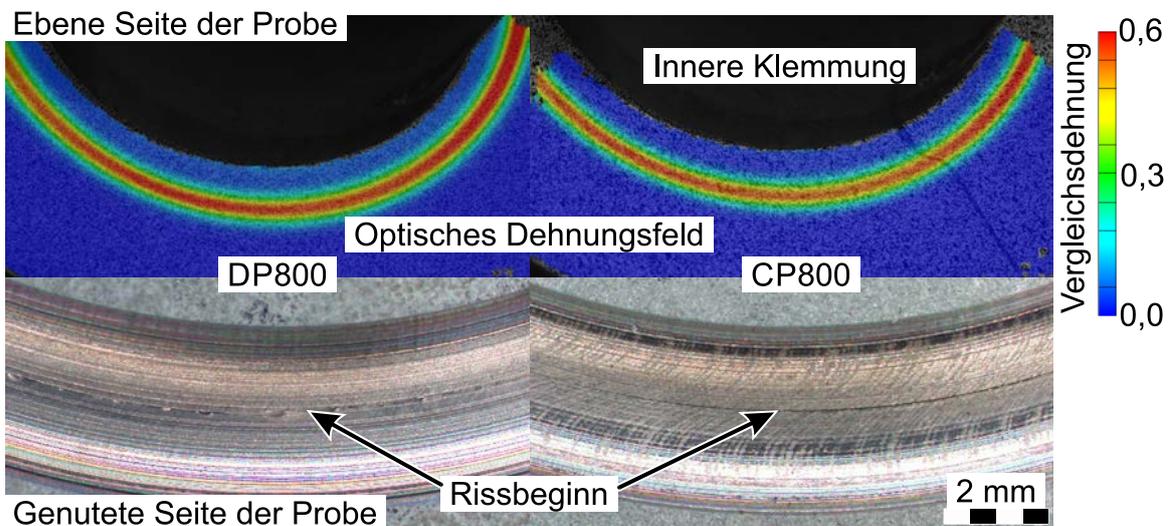
Um die zuvor genannten Einflüsse der Klemmung zu vermeiden, stellen zunächst Gese et al. (2002) und später Yin et al. (2015a) eine Modifikation des ebenen Torsionsversuchs vor, bei der eine Probe mit umlaufender Nut eingesetzt wird (**Bild 2.14**). Durch die umlaufende Reduzierung des Querschnitts der Probe tritt die größte Scherspannung und Scherdehnung nahe dem Grund der Nut auf. Der Bruch der Probe findet anschließend an derselben Position statt. **Bild 2.14** zeigt die charakteristischen Maße einer Probe mit kreisförmiger Nut nach Yin et al. (2015a). Die Geometrie der Nut wird durch den Nutradius  $r_{\text{Nut}}$ , den Bahnradius des Nutgrundes  $r_{\text{Nutbahn}}$  und durch die Blechdicke am Grund der Nut  $t_{\text{Nutboden}}$  definiert. Gleichung (2.36) kann weiterhin für die Berechnung der Scherspannung  $\tau$  aus dem Drehmoment  $M$  genutzt werden. Im Gegensatz zur konventionellen ebenen Probe ist die Blechdicke allerdings eine Funktion der radialen Distanz  $r$  auf der Probe:

$$t(r) = t_{\text{Nutboden}} + r_{\text{Nut}} - \sqrt{r_{\text{Nut}}^2 - (r_{\text{Nutbahn}} - r)^2} \quad (2.39)$$



**Bild 2.14:** Prinzip und charakteristische Maße des ebenen Torsionsversuchs mit kreisförmiger Nut

**Bild 2.15** zeigt exemplarisch das Dehnungsfeld sowie die Rissbildung für die hochfesten Stähle DP800 und CP800 mit einer Blechdicke von 1,0 mm. Mit der optischen Dehnungsmessung wurde eine wahre Dehnung bei Bruch von über 0,8 nahe dem Nutboden gemessen. Die maximale Dehnung tritt nicht am Grund der Nut auf, sondern ist leicht in Richtung Probenzentrum verschoben. Numerische Simulationen des ebenen Torsionsversuchs mit ringförmiger Nut zeigen, dass die Spannungstriaxialität  $T$  und der Lode-Winkel-Parameter  $L$  während des gesamten Versuchs null sind. Somit ist ein idealer ebener Scherspannungszustand bis zum Auftreten des Bruchs unter Scherung gegeben (Yin et al., 2015a).



**Bild 2.15:** Optisches Dehnungsfeld und Rissbildung während des ebenen Torsionsversuchs mit umlaufender runder Nut

Die Probe mit Nut zeigt alle Vorteile des ebenen Torsionsversuchs, bietet jedoch die Möglichkeit für anspruchsvollere Anwendungen. Die Nutprobe ermöglicht die direkte Messung der Bruchdehnung bei idealer ebener Scherung während des gesamten Versuchs. Dank des verringerten Drehmoments, das durch den reduzierten Probenquerschnitt ermöglicht wird, wird die Prüfung von dicken Blechen und hochfesten Werkstoffen ohne Durchrutschen der Klemmungen möglich. Das Fehlen von Kerb-  
effekten durch die profilierte Klemmung führt zu höheren plastischen Dehnungen als bei herkömmlichen ebenen Proben. Nachteile sind der komplexe Herstellungsprozess und die aufwendige Messung der Nutgeometrie, sowie ein erhöhter Aufwand für die Auswertung des Versuchs.

#### 2.4.4 Messung der Dehnung im ebenen Torsionsversuch

In der Literatur werden unterschiedliche Methoden beschrieben, um die Dehnung im ebenen Torsionsversuch zu messen. Die Scherdehnung

$$\gamma = \tan(\eta) \quad (2.40)$$

wird aus dem Scherwinkel  $\eta$  berechnet, welcher aus der lokalen Krümmung

$$\gamma(r) = r \frac{d\alpha(r)}{dr} \quad (2.41)$$

einer anfangs geraden Radiallinie ermittelt werden kann, wie im **Bild 2.11b** dargestellt. Für die ebene Probe und für die Nutprobe ist  $\alpha$  der gesamte Torsionswinkel zwischen innerer und äußerer Klemmung.

Prinzipiell lässt sich die Ermittlung der Scherdehnung in zwei Kategorien unterteilen:

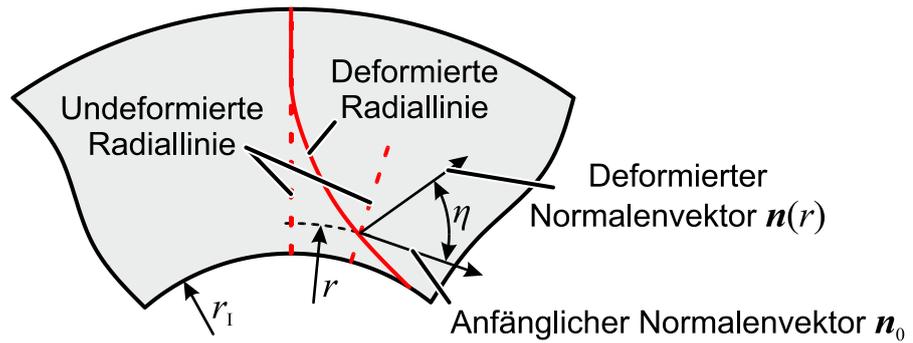
1. Die direkte lokale Messung der Dehnung und
2. die indirekte Ermittlung der Dehnung aus dem Drehmoment und dem Drehwinkel.

##### *Direkte lokale Messung der Scherdehnung*

Bei der direkten Dehnungsmessung wird die Scherdehnung auf dem Blech lokal in Abhängigkeit vom Radius bestimmt. Für diese lokale Messung gibt es zwei Methoden:

##### Methode 1 – Messung der Steigung einer radialen Linie

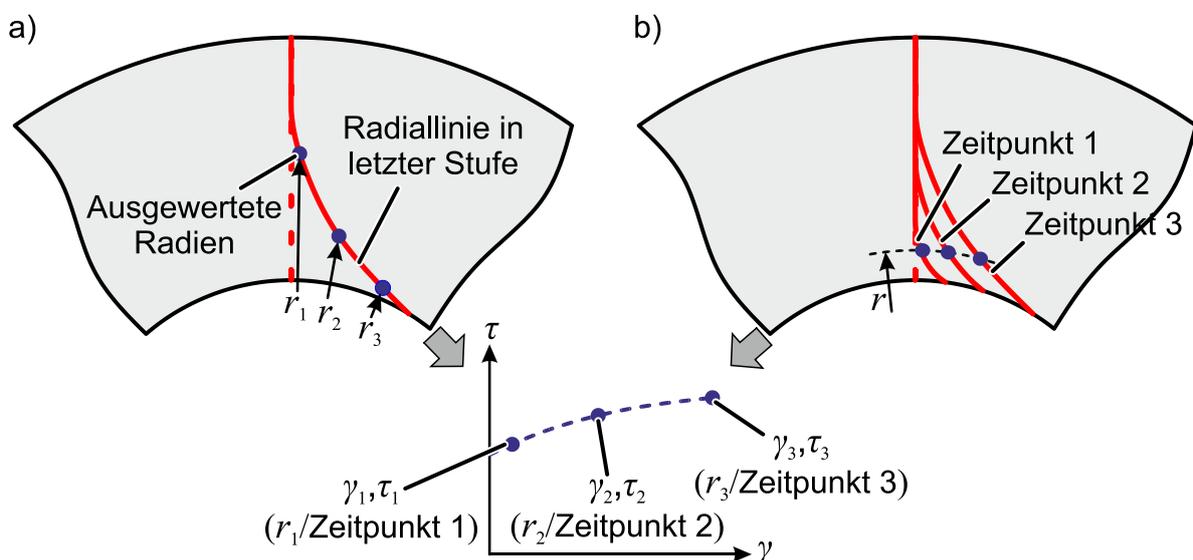
Marciniak (1961) markierte Proben mit radialen Linien. Der Scherwinkel  $\eta$  zwischen dem ursprünglichen Normalenvektor  $\mathbf{n}_0$  und dem deformierten Normalenvektor  $\mathbf{n}(r)$  wurde für die Dehnungsberechnung manuell gemessen (**Bild 2.16**). Die Scherdehnung  $\gamma$  kann aus dem Scherwinkel  $\eta$  nach Gl. (2.40) bestimmt werden.



**Bild 2.16:** Winkel zwischen den Normalenvektoren vor und nach der Torsion

Marciniak beschreibt zwei Möglichkeiten, um die Fließkurve aus den gemessenen lokalen Dehnungen zu bestimmen:

1. Innerhalb einer gemessenen Stufe, z. B. am Ende der Torsion, kann die Fließkurve durch Auswertung der Probe an unterschiedlichen radialen Positionen ermittelt werden (**Bild 2.17a**). Das Drehmoment zu diesem Zeitpunkt wird dann verwendet, um die Spannung für die unterschiedlichen Radien zu berechnen.
2. Während des Prozesses kann eine kontinuierliche Messung durchgeführt werden. Die Dehnung wird zu unterschiedlichen Zeiten an einer diskreten radialen Position ausgewertet (**Bild 2.17b**). Die Spannung für diesen definierten Radius wird aus dem jeweiligen Drehmoment in jeder Stufe berechnet.



**Bild 2.17:** Prinzip der Fließkurvenermittlung, basierend auf a) der Dehnungsmessung in einer Stufe und b) der kontinuierlichen Dehnungsmessung an einer radialen Position

Marciniak (1961) verwendete beide Methoden, indem er während des Prozesses Fotos machte und diese bei verschiedenen Radien sowie zu verschiedenen Zeiten auswertete.

Alle Spannungs-Dehnungspunkte wurden in ein einziges Diagramm eingetragen und eine mittlere Fließkurve ermittelt.

### Methode 2 – Digitale Bildkorrelation (DIC)

Yin et al. (2011) verwendeten erstmals die digitale Bildkorrelation (DIC) anstelle der Messung an einer aufgemalten radialen Linie. Durch den Einsatz universell einsetzbarer optischer Dehnungsmesssysteme kann die Dehnung ohne komplexe Spezialmesssysteme über die gesamte Oberfläche gemessen werden. Die Probenvorbereitung und -messung wurde erheblich vereinfacht, sodass das Verfahren auch auf eine größere Anzahl von Experimenten anwendbar ist.

### ***Indirekte Berechnung aus Drehmoment und Drehwinkel***

Für das zweite Verfahren zur Bestimmung der Dehnung aus dem ebenen Torsionsversuch werden das Drehmoment  $M$  und der Drehwinkel  $\alpha$  kontinuierlich gemessen, um darauf basierend Modellparameter oder Scherspannungs-Scherdehnungs-Kurven analytisch zu berechnen. Diese Methode basiert auf der Annahme, dass die Eigenschaften der getesteten Materialien isotrop und ratenunabhängig sind. Es werden keine lokalen Dehnungen gemessen. Mit Gl. (2.41) resultiert der Drehwinkel aus:

$$\alpha = \int_{r_1}^{r_A} d\alpha = \int_{r_1}^{r_A} \frac{\gamma(r)}{r} dr. \quad (2.42)$$

Durch Integration der Scherdehnung  $\gamma(r)$  über den Radius kann der Drehwinkel bestimmt werden. Die Funktion  $\gamma(r)$  hängt vom Verfestigungsverhalten des Werkstoffs ab und ist daher a priori nicht bekannt.

Für ein rein elastisches Werkstoffverhalten fand Yin (2014) eine analytische Lösung zu Gl. (2.42). Er leitete die Beziehung zwischen Drehmoment und Drehwinkel für die linear-elastische Formänderung ab:

$$\alpha_{\text{el}} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot G \cdot t} \cdot \frac{r_A^2 - r_1^2}{r_A^2 \cdot r_1^2} \cdot M. \quad (2.43)$$

$M$  ist das Drehmoment,  $G$  ist der Schubmodul,  $t$  ist die Blechdicke,  $r_1$  ist der innere Klemmradius und  $r_A$  der äußere Klemmradius. Drehmoment und Drehwinkel stehen demnach in einem linearen Verhältnis zueinander. Für ein starrplastisches Werkstoffverhalten nahmen Marciniak und Kolodziejski (1972) an, dass die Kaltverfestigung durch die Hollomon-Gleichung definiert wird:

$$\tau = C \cdot \gamma^n. \quad (2.44)$$

Der Verfestigungsexponent  $n$  wird anschließend durch Berechnung an zwei Punkten der deformierten radialen Linie bestimmt:

$$n = 2 \frac{\ln\left(\frac{r}{r_A}\right)}{\ln\left(\frac{\alpha(r_1)}{\alpha(r)}\right)}. \quad (2.45)$$

Tekkaya et al. (1982b) entwickelten Marciniaks Ansatz weiter, um die genaue Scherdehnung eines kritischen Radius unter Verwendung der Hollomon-Gleichung zu bestimmen. Sie fanden für einen kritischen Radius

$$r^* = r_1 \cdot e^{\frac{n}{2}} \quad (2.46)$$

heraus, dass die berechnete Scherdehnung  $\gamma(r^*)$  nahezu unabhängig vom Verfestigungsexponenten  $n$  ist

$$\frac{d\gamma(r, \alpha, n)}{dn} = 0 \quad (2.47)$$

und die Scherdehnung am kritischen Radius somit exakt ermittelt wird. Für den kritischen Radius kann somit ein Punkt der Fließkurve bestimmt werden:

$$\gamma(r^*, \alpha, n) \approx \frac{2\alpha}{n_1 \cdot e} \quad \text{und} \quad \tau(r^*, \alpha) = \frac{M(\alpha)}{2\pi \cdot t \cdot r_1^2 \cdot e^{n_1}}. \quad (2.48)$$

$n_1$  ist ein durch Regression bestimmter Mittelwert von  $n$ .

Eine genaue Lösung für die Berechnung der Dehnung für den Innenradius  $r_1$  ohne die Annahme einer Näherungsformel liefern Tekkaya et al. (1982b):

$$\gamma(r_1) - \gamma(r_A) = \frac{2M}{dM/d\alpha}. \quad (2.49)$$

Unter der Annahme, dass die Dehnung an der äußeren Klemmung  $r_A$  vernachlässigbar gering ist, folgt

$$\gamma(r_1) = \frac{2M}{dM/d\alpha}. \quad (2.50)$$

Experimentell kann der Ansatz nicht direkt verwendet werden, da die Steigung nur schwer bestimmt werden kann. Messrauschen führt zu starken Schwingungen der Ableitung  $dM/d\alpha$ . Aus diesem Grund approximiert Bauer (1989) die gemessenen Daten mit einem Spline und wertet die approximierte Kurve aus.

## 2.5 Fazit zum Stand der Technik

Der ebene Torsionsversuch stößt aufgrund seiner Vielzahl vorteilhafter Eigenschaften auf immer mehr Interesse in Forschung und Industrie. Dies zeigt sich vor allem an der steigenden Anzahl neuer Prüfvorrichtungen und der Vielzahl aktueller

Veröffentlichungen. Die Arbeiten der vergangenen Jahre zeigen aber auch, dass die Erforschung der Grundlagen des ebenen Torsionsversuchs noch nicht beendet ist.

### ***Probenformen im ebenen Torsionsversuch***

Für Scherversuche gibt es eine Vielzahl unterschiedlicher Proben und Modifikationen, um einen idealen Spannungs- und Dehnungszustand zu erzeugen. Mit Einführung der Probe mit Nut erhält auch der ebene Torsionsversuch die Freiheit, die Form der Probe abzuwandeln, um damit das Prüfergebnis zu beeinflussen. Der Einfluss der Probenform auf die Homogenität der Prüfung und mögliche Modifikationen der Probenform wurden bisher nicht untersucht.

### ***Probenfertigung im ebenen Torsionsversuch***

Der Einfluss der Fertigung von Vertiefungen und Nuten in ebenen Blechen führt zu einer Beeinflussung der Werkstoffe sowie zu Kerben in der Oberfläche. Dies wurde beispielsweise für Kreuzzugversuche und Scherversuche beschrieben. Daher wird viel Aufwand für eine feine Bearbeitung der Probenoberfläche betrieben. Der Einfluss der Probenbearbeitung auf den ebenen Torsionsversuch mit Nut ist unklar.

### ***Messung der Scherdehnung für Nutproben***

Die Fließkurve für herkömmliche ebene Proben kann mit den bekannten Methoden exakt bestimmt werden. Alle in diesem Kapitel vorgestellten analytischen Methoden, die auf Drehmoment und Drehwinkel basieren, können jedoch nicht zur Auswertung der Probe mit Nut verwendet werden. Die hohen Dehnungen, die in der Probe mit Nut erreicht werden, können bislang nur mit DIC gemessen werden. Der Messfehler aufgrund der lokalen Dehnung in der Nut, der aus der DIC resultiert, ist ungewiss.

### ***Prozessgrenzen***

Die Prozessgrenzen des ebenen Torsionsversuchs wurden identifiziert, aber trotz der großen Bedeutung der Klemmung auf die erreichbaren Formänderungen und den Spannungszustand wurde der Einfluss der Werkzeuge bisher nur oberflächlich analysiert. Der Prozessgrenze des Durchrutschens galt bisher keine größere Beachtung.

### ***Anwendungsfelder***

Zum jetzigen Stand galt der Fokus des ebenen Torsionsversuchs der Charakterisierung von Feinblechen. Es gilt zu prüfen, ob der Versuch auch in anderen Feldern Anwendung finden kann.



### 3 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist die Erweiterung der Anwendungsgrenzen des ebenen Torsionsversuchs. Zum Erreichen dieses Ziels sollen Fehlerquellen identifiziert, die Effizienz der Charakterisierung gesteigert, die Prozessgrenzen analysiert und erweitert und neue Anwendungsfelder für den ebenen Torsionsversuch erschlossen werden. Dazu werden alle am Prüfversuch und der Auswertung beteiligten Komponenten und Einflüsse analysiert. Dies sind die Dehnungsmesstechnik, die für die Messung sehr großer Scherdehnungen angewendet werden muss, die Form der Probe, welche Freiraum für das Prozessdesign bietet, und die Klemmung, welche insbesondere die Prozessgrenzen beeinflusst. Zudem werden die getroffenen theoretischen Annahmen geprüft und die Auswertung des Versuchs kritisch begutachtet. Auch der werkstoffspezifische Einfluss auf die Prüfung wird bewertet.

Im Rahmen dieser Arbeit werden insbesondere die folgenden Themen detailliert analysiert und ausgearbeitet:

- Neue Methoden zur Messung und Auswertung sehr hoher Scherdehnungen im ebenen Torsionsversuch werden entwickelt. Dazu wird die Auswertung mittels DIC erweitert und nach einer Methode gesucht, den ebenen Torsionsversuch analytisch aus Drehmoment und Drehwinkel unabhängig von der Probenform auszuwerten.
- Der Einfluss der Dehnungslokalisierung in Scherversuchen auf die Dehnungsmessung mittels DIC wird geprüft. Eine Abschätzung des Fehlers und die zuverlässige Gewährleistung geeigneter DIC-Parameter soll sichergestellt werden.
- Die Probe mit Nut, welche bisher nur in geringem Umfang untersucht wurde, wird analysiert und weiterentwickelt. Dazu gehören insbesondere der Einfluss der Probenherstellung auf die Prüfergebnisse, der Einfluss der Form der Nut auf die Homogenität von Spannungen und Dehnungen sowie die Entwicklung von Proben für unterschiedliche Prüfaufgaben.
- Die Klemmungen werden mit dem Schwerpunkt auf die Prozessgrenze Durchrutschen analysiert, um damit die Prozessführung und Werkzeuggeometrie zu verbessern und die Haftgrenze im Prozessfenster zu erweitern.
- Erstmals wird die Anwendung des ebenen Torsionsversuchs auf Feinstbleche und gekrümmte Blechbauteile untersucht.

Die im Verlauf der Arbeit identifizierten Fehlereinflüsse werden im Anhang zusammengefasst. Durch Verständnis der Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Einflüssen wird sich ein Bild zusammenfügen, anhand dessen sich der ebene

Torsionsversuch auch zukünftig zuverlässig für die Prüfung von Blechen und Bauteilen aus Blech anwenden lässt.

## 4 Messung von Fließkurven mit sehr großer Formänderung

Der klassische ebene Torsionsversuch basiert auf einer ebenen Probe, die bis zum Bruch geprüft wird und dabei Formänderungen bis maximal 1,0 erreicht. Durch Einsatz und Weiterentwicklung der Probe mit umlaufender Nut können je nach Werkstoff aber weit höhere Formänderungen erreicht werden. Die Scherspannung kann jederzeit analytisch aus dem Drehmoment berechnet werden. Die bekannten Methoden zur Dehnungsmessung sind allerdings nicht zur Messung der erreichbaren hohen Scherdehnungen geeignet.

Zunächst werden die Grundlagen der Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation (DIC) erläutert und daraus Probleme bei der Messung abgeleitet. Anschließend wird eine Erweiterung der Auswertung mittels DIC, welche in Zusammenarbeit mit Hartung und Adams (2017) entwickelt wurde, vorgestellt, um auch sehr große Formänderungen im ebenen Torsionsversuch messen zu können. Zuletzt wird ein neues Verfahren zur Ermittlung der Fließkurve, basierend auf Drehmoment und Drehwinkel, vorgestellt. Im Vergleich zu anderen analytischen Methoden kann dieses auch für ebene Torsionsproben mit Nut verwendet werden.

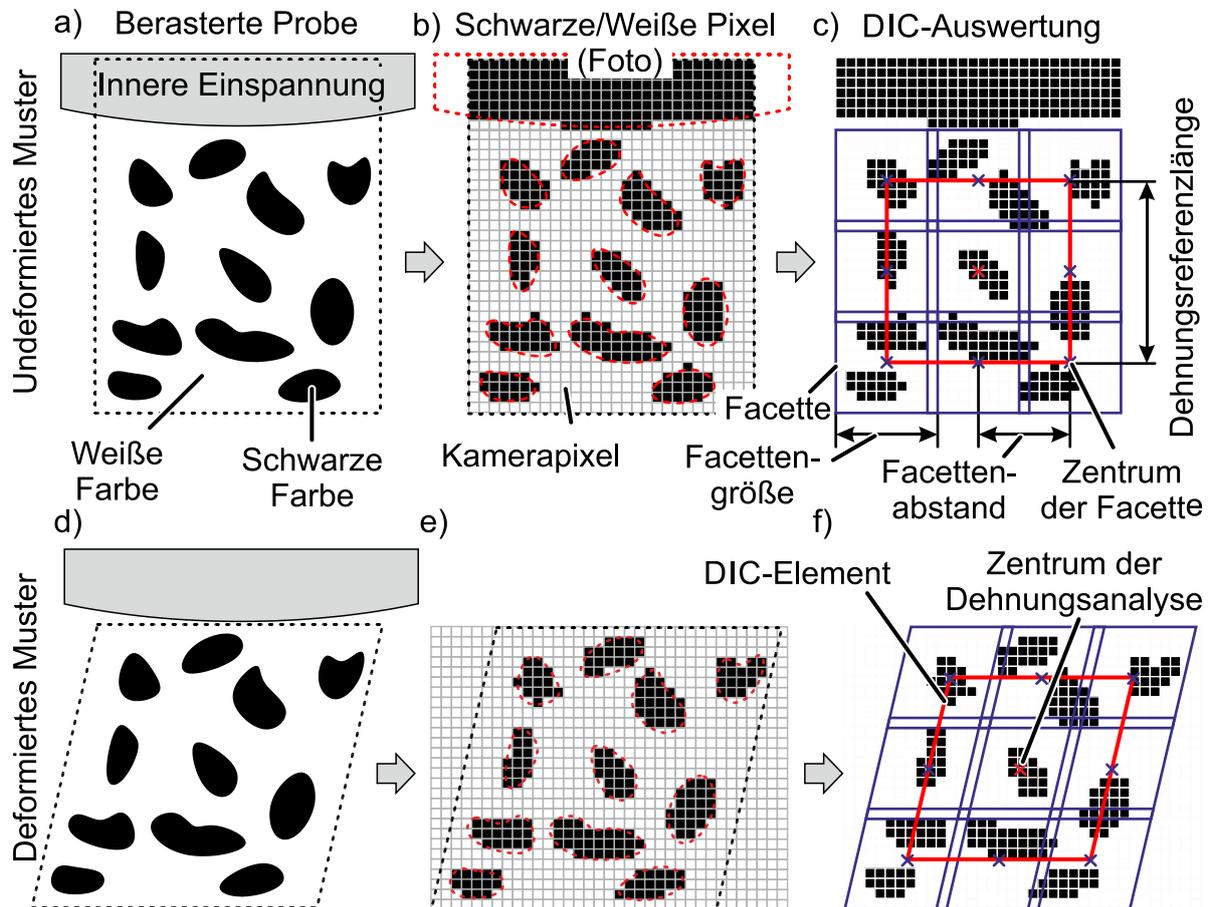
### 4.1 Grundlagen der Messung von Scherdehnungen mittels DIC

Seit Yin (2014) die DIC zur Messung der Scherdehnung im ebenen Torsionsversuch einführt, wird diese Messmethode für beinahe jede Anwendung verwendet. DIC-Systeme sind flexibel und einfach anzuwenden. Trotzdem zeigt die Anwendung der DIC einige Nachteile. Um diese Nachteile zu erläutern, soll zunächst das Prinzip der Formänderungsanalyse mittels DIC beschrieben werden. Am Ende dieses Kapitels werden die DIC-Einstellungen für die Auswertung des ebenen Torsionsversuchs für die vorliegenden Arbeiten beschrieben.

#### *Prinzip der 3D-DIC für die 2D-Dehnungsmessung*

**Bild 4.1** zeigt das Prinzip exemplarisch. Für die Vorbereitung der Probe wird zuerst ein kontrastreiches stochastisches Muster auf die zu testende Oberfläche aufgebracht. Dies sind üblicherweise eine weiße Grundierung und ein schwarzes Sprühmuster. Mit einem Kamerasystem wird in jeder Stufe der Messung ein Grauwertmuster der Oberfläche ermittelt. **Bild 4.1b** zeigt das Prinzip zur Vereinfachung mit rein schwarzen und weißen Mustern. In der undeformierten Stufe werden sogenannte Facetten (in Blau) über dem Bild verteilt. Facetten sind diskrete lokale Felder mit einer definierten Größe (10 x 10 Bildpixel in **Bild 4.1**) und einem definierten regelmäßigen Abstand zueinander (9 Bildpixel in **Bild 4.1**). Jede Facette beinhaltet einzigartige schwarze und weiße

Muster. In jeder nachfolgenden Stufe werden die verzerrten Muster der ersten Stufe gesucht und die verzerrte Facette ermittelt (**Bild 4.1d-f**). Für die Berechnung der Dehnung am Punkt  $P$  wird die Verschiebung der Mittelpunkt von 3x3 benachbarten Facetten ausgewertet. **Bild 4.1c** und **f** zeigen das dadurch entstandene „DIC-Element“ in Rot.



**Bild 4.1:** Prinzip der Formänderungsanalyse mittels DIC (N. N., 2013)

**Bild 4.2** zeigt die Ermittlung der Dehnungen aus einem 3x3-Facettenfeld. Der Ortsvektor  $P_d$  eines gemessenen Punktes in der deformierten Stufe bezieht sich auf den Ortsvektor  $P_u$  dieses Punktes im undeformierten Zustand über den Deformationsgradienten  $F$  mit den undeformierten Punkten:

$$P_d = u + F \cdot P_u \quad (4.1)$$

$u$  beschreibt die Starrkörperverschiebung.  $F$  wird so ermittelt, dass die Transformation aller 9 Punkte, die die Mittelpunkte der benachbarten Facetten repräsentieren, zugeordnet werden können (N. N., 2013). Die Scherdehnung  $\gamma$  wird anschließend aus dem gemessenen Deformationsgradiententensor unter Ausnutzung polarer Zerlegung

$$F = RU \quad (4.2)$$

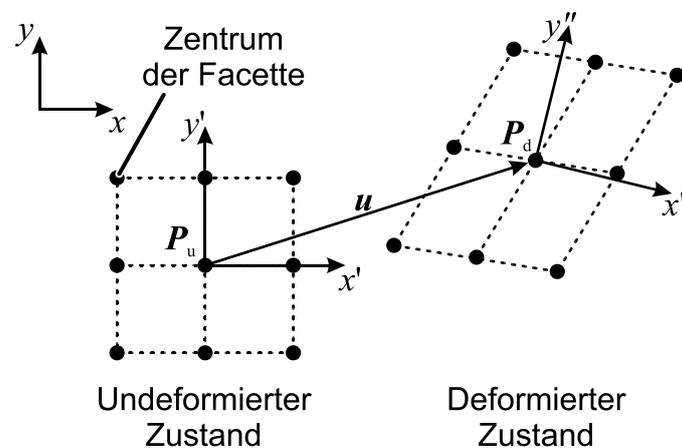
mit dem rechten Verzerrungstensor  $\mathbf{U} = \sqrt{\mathbf{C}} = \sqrt{\mathbf{F}^T \mathbf{F}}$  und dem orthogonalen Rotationstensor  $\mathbf{R}$  mit der Eigenschaft  $\mathbf{R}\mathbf{R}^T = \mathbf{I}$ , wobei  $\mathbf{I}$  die Einheitsmatrix zweiter Stufe ist, ermittelt. Für jeden gemessenen Punkt wird die Deformation als zweidimensionale Bewegung in der Ebene repräsentiert, welche tangential zu der Oberfläche der Proben in dem jeweiligen Punkt ist. Daher wird die Scherdehnung  $\gamma$  in dieser Ebene durch

$$\gamma = \gamma_1 + \gamma_2 \quad (4.3)$$

berechnet, mit

$$\gamma_1 = \arctan(U_{12}/U_{11}) \text{ und } \gamma_2 = \arctan(U_{12}/U_{22}). \quad (4.4)$$

$U_{ij}$  sind die Komponenten des Verzerrungstensors  $\mathbf{U}$ .



**Bild 4.2:** Dehnungsermittlung aus einem 3x3-Facettenfeld (N. N., 2013)

Die Dehnungsreferenzlänge, welche die anfängliche Länge des Bereichs zur Auswertung der Dehnung ist, ist näherungsweise zwei Mal der Abstand der Facetten. Jedes Zentrum einer Facette  $\mathbf{P}$ , das einen 3x3-Umgebungsbereich hat, wird ausgewertet. Folglich kann keine Dehnung für die äußerste Reihe der Facetten ermittelt werden (obere Reihe im Bild 4.1).

Nachfolgende Probleme resultieren aus dem Messprinzip der DIC:

1. Die größten Dehnungen an der inneren Klemmung können für ebene Proben nicht gemessen werden. Die minimale Distanz von einer Kante oder einem Probenrand zum ersten Zentrum einer Facette zur Dehnungsanalyse  $\mathbf{P}$  ist in etwa 1,5 Mal die Facettengröße. Eine Dehnungsreferenzlänge von 0,2 mm (wie in der Messung aus **Bild 4.3**) resultiert in einer minimalen Distanz von 0,15 mm von der inneren Einspannung.
2. Die Lokalisierung der Dehnung in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften wie der Kaltverfestigung führt zu Messfehlern in der DIC, da Dehnungsgradienten innerhalb eines DIC-Elementes gemittelt werden. Die exakte Dehnung von stark lokalisierenden Werkstoffen kann daher nur durch sehr kleine optische Facetten

vernünftig gemessen werden. Der Messfehler durch die Diskretisierung wird im Kapitel 5 analysiert.

3. Zusätzlich können sehr hohe Scherdehnungen nicht gemessen werden. **Bild 4.3** zeigt das Dehnungsfeld und das verzerrte optische Grauwertmuster für den Tiefziehstahl DC04 während der Torsion im ebenen Torsionsversuch mit Nut. Bei größerem Drehwinkel kann das Dehnungsfeld nicht mehr ermittelt werden. Die große Scherung führt zu einem Verschmieren des ehemals kontrastreichen Musters, wodurch die Facetten in den deformierten Stufen nicht mehr erkannt werden. Durch Einsatz konventioneller DIC können Scherdehnungen bis etwa  $\gamma = 2$  zuverlässig gemessen werden. Weit größere Dehnungen werden im ebenen Torsionsversuch erreicht und können nicht gemessen werden.

Ein großer Vorteil der lokalen (optischen) Dehnungsmessung im ebenen Torsionsversuch ist die Möglichkeit zur Messung zyklischer Spannungs-Dehnungskurven, wie Marciniak (1961) und Yin et al. (2015b) für die ebene Probe zeigten und wie es im Kapitel 6.4 für die Nutprobe beschrieben wird. Für die zyklische Charakterisierung muss die lokale Dehnung bei jedem auszuwertenden radialen Abstand sowohl vor als auch nach der Lastumkehr bekannt sein. Derzeit gibt es keine andere Methode, die dies vermag.

#### ***Einstellungen des DIC-Systems für Messungen mit dem ebenen Torsionsversuch***

Ein Aramis 5M 3D-DIC-System der Firma GOM wurde für die Messung der 2D-Oberflächendehnungen in den Experimenten dieser Arbeit genutzt. Die Auflösung der Kameras ist 2448 x 2050 Pixel. Die Brennweite der Objektive ist 50 mm, sodass bei einer Messdistanz von 230 mm das Messfeld 20 mm breit und 17 mm hoch ist. Die übliche Facettengröße ist 16 px und der übliche Facettenabstand ist 12 px, was einer Dehnungsreferenzlänge von ca. 0,2 mm entspricht. Für die Auswertung mit veränderter Dehnungsreferenzlänge im Kapitel 5.1 wurden abweichende Facettengrößen und Facettenabstände genutzt. Diese können **Tabelle 4.1** entnommen werden.

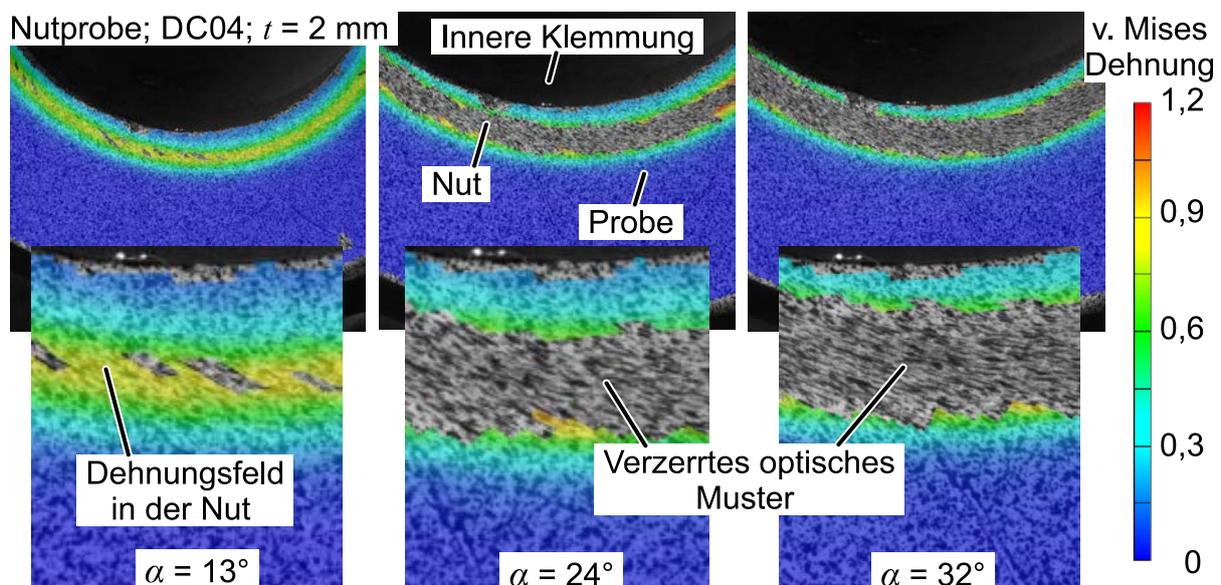
**Tabelle 4.1:** DIC Einstellungen für Messungen dieser Arbeit

Dehnungsreferenzlänge $l_0$ in mm	Facettengröße in px	Facettenabstand in px	Messfeld in mm
≈ 0,2	16	12	20 x 17
≈ 0,3	24	18	20 x 17
≈ 0,4	32	24	20 x 17
≈ 0,5	40	30	20 x 17

Größe und Abstand wurden auf die gelisteten Werte hochskaliert, um künstlich die Dehnungsreferenzlänge zu erhöhen. Es gibt keine Interpolation der lokalen Formänderungen auf dem Dehnungsfeld. Die Dehnungen im ebenen Torsionsversuch werden üblicherweise nicht an einem einzelnen Punkt der Probe ermittelt, sondern entlang eines umlaufenden Pfades und eines konstanten radialen Abstandes  $r$  gemittelt. Die Dehnungen werden mindestens in einem  $90^\circ$  Ausschnitt des Umfangs der Probe gemittelt.

## 4.2 Dehnungsmessung durch mehrstufige DIC

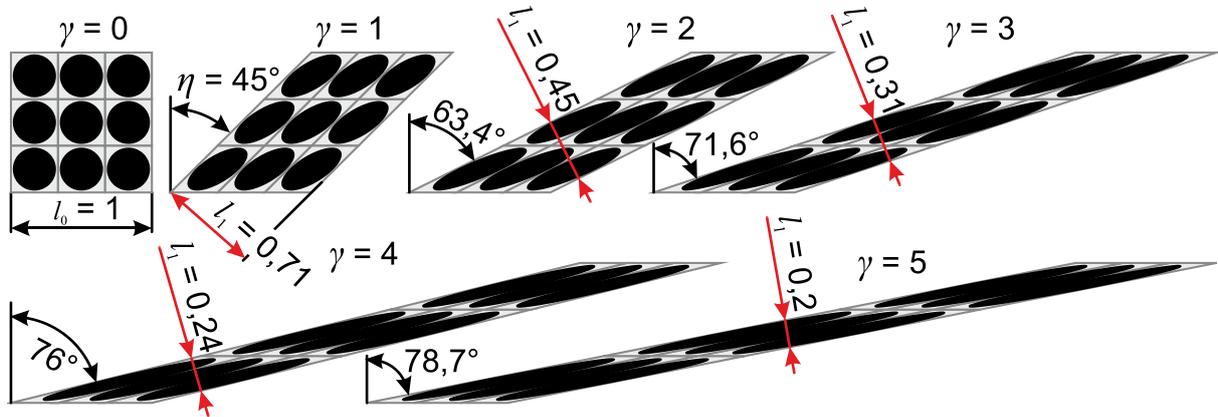
Der Vorteil der DIC ist, dass die Scherdehnung bei moderaten Formänderungen sehr genau gemessen werden kann. Für viele Werkstoffe können auf diese Weise Fließkurven bis zum Bruch ermittelt werden. Auf der anderen Seite ist die Erkennung des optischen Musters bei sehr hohen Scherdehnungen nicht mehr möglich. **Bild 4.3** zeigt das Dehnungsfeld und das deformierte optische Muster für den Tiefziehstahl DC04 während der Torsion einer konventionellen Nutprobe. Bis zu einem Rotationswinkel  $\alpha$  von ca.  $13^\circ$  können die lokalen Dehnungen zuverlässig ermittelt werden. Mit steigendem Drehwinkel werden immer weniger Bereiche der verzerrten Probe durch das DIC-System erkannt. Die starke Scherung des Werkstoffs führt zu einem verschmierten optischen Muster, sodass die Facetten in diesem Bereich nicht erzeugt werden können. Durch konventionellen Einsatz der DIC können Scherdehnungen  $\gamma$  von ca. 2 zuverlässig ermittelt werden. Die deutlich höheren Scherdehnungen, die im ebenen Torsionsversuch erreicht werden, können so nicht gemessen werden.



**Bild 4.3:** Stochastisches Punktemuster und Dehnungsfeld für eine ebene Torsionsprobe mit Nut während des Versuchs bei unterschiedlichen Drehwinkeln

**Bild 4.4** zeigt schematisch ein Werkstoffelement mit anfänglich kreisförmigem Muster, das durch ebene Scherung verschoben wird. Die Scherdehnung  $\gamma$  der einzelnen Stufen

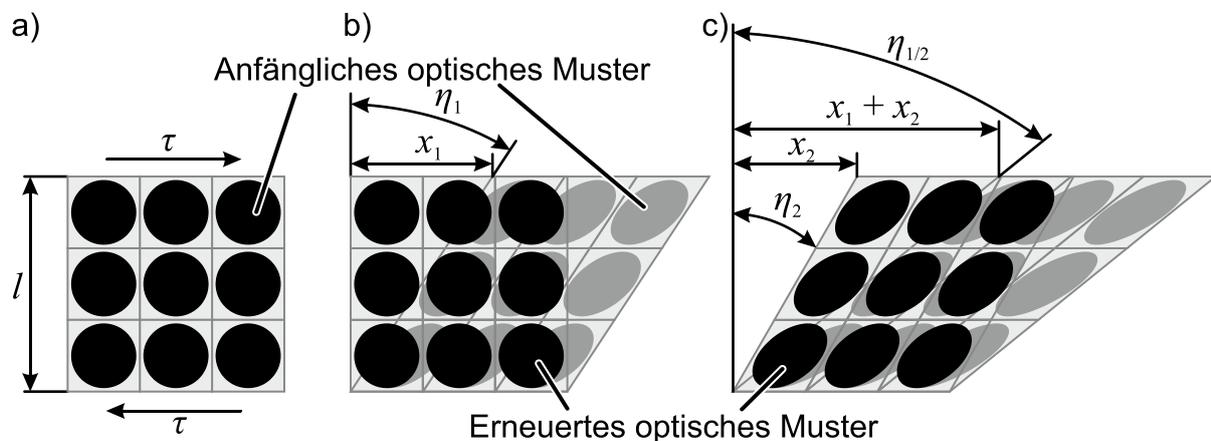
ist zwischen 0 und 5. Die Breite der schmalen Seite des Elementes wird von anfänglich  $l_0 = 1$  zu einer Breite  $l_1(\eta = 78.7^\circ) = 0,2$  reduziert. Das resultierende verzerrte graue Muster kann von optischen Messsystemen nicht mehr dem anfänglichen Muster zugeordnet werden, da der Kontrast zwischen den Punkten zu gering wird. Folglich können auch keine Dehnungen für die verzerrten Muster ermittelt werden.



**Bild 4.4:** Schematisches Beispiel für eine Facette mit Scherdehnungen bis  $\gamma = 5$

#### *Prinzip der kumulativen Ermittlung von Scherdehnungen mittels DIC*

Nachfolgend wird eine Methode vorgestellt, bei der das optische Muster auf der Probe mehrfach erneuert wird, um die Messung der Dehnung an einem frischen undeformierten Muster fortzuführen. **Bild 4.5** zeigt schematisch einen anfänglich quadratischen Prüfbereich, der durch ebene Scherung deformiert wird. Ein Gitter aus gleichmäßig verteilten Kreisen stellt in diesem Beispiel das Punktmuster dar, das im DIC verwendet wird. Nach der ebenen Scherung (Verschiebung  $x_1$ ) werden zwei Möglichkeiten analysiert: Möglichkeit 1 – die Deformation wird ohne Erneuerung des optischen Musters fortgeführt (graue Symbole) und Möglichkeit 2 – das optische Muster wird erneuert und die Deformation wird anschließend fortgeführt (schwarze Symbole im **Bild 4.5b** und c).



**Bild 4.5:** Prinzip der kumulativen Ermittlung von großen Scherdehnungen durch mehrere kleine Deformationen

Unter der Annahme von ebener Scherung, sodass sich die anfängliche Länge  $l$  nicht ändert, kann die Scherdehnung

$$\gamma = \tan(\eta_{1/2}) = \frac{(x_1 + x_2)}{l} \quad (4.5)$$

kumulativ ermittelt werden. Die Gesamt-Scherdehnung wird dazu durch zwei separate Deformationen ermittelt:

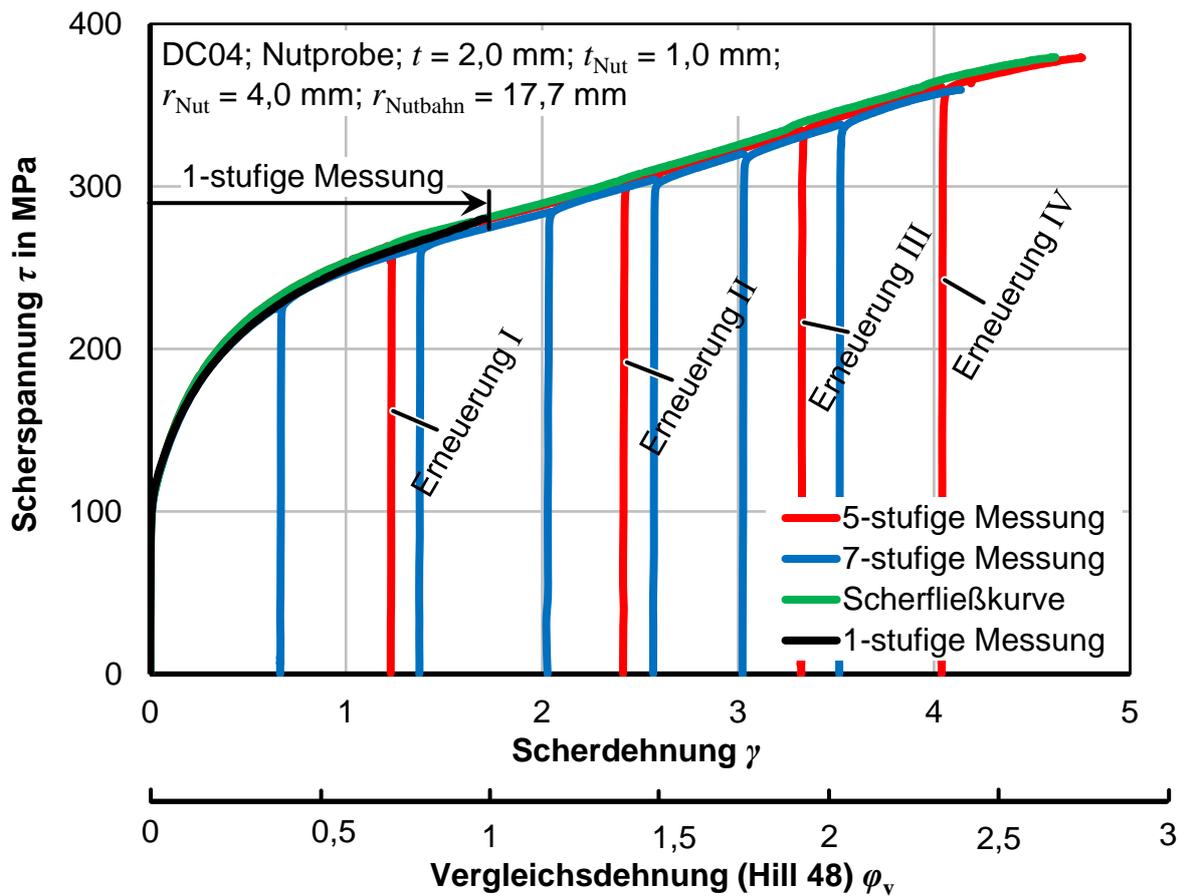
$$\gamma_1 + \gamma_2 = \tan(\eta_1) + \tan(\eta_2) = \frac{x_1}{l} + \frac{x_2}{l} = \frac{x_1 + x_2}{l} = \gamma. \quad (4.6)$$

### ***Experimentelle Anwendung der kumulativen Dehnungsmessung***

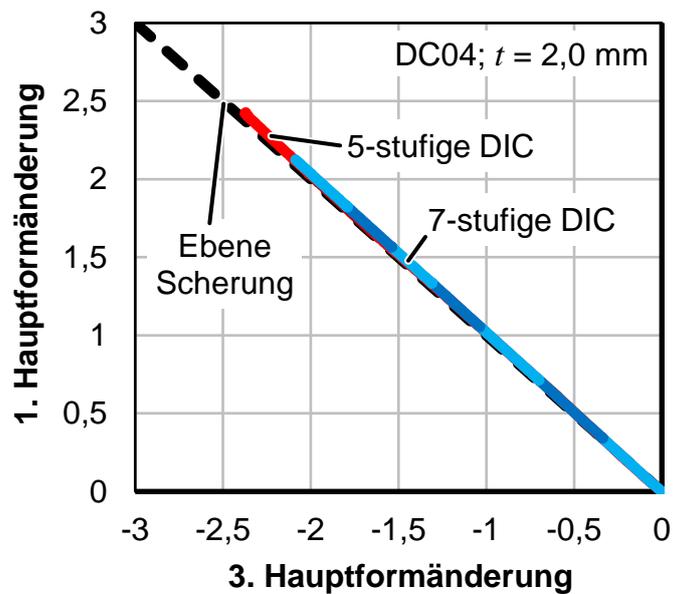
Für den Tiefziehstahl DC04 wurden ebene Torsionsproben mit Rundnut gefertigt und ein stochastisches Muster aufgesprüht. Zunächst wurde ein konventioneller ebener Torsionsversuch durchgeführt und die Dehnungen anhand des originalen Musters ausgewertet. Abweichend zu dem konventionellen Prüfablauf wurden anschließend unterbrochene Prüfungen mit Erneuerung des optischen Musters nach  $\Delta\alpha = 12^\circ$  Intervallen und  $\Delta\alpha = 8^\circ$  Intervallen für die Torsionswinkel durchgeführt. Wie im **Bild 4.3** zu sehen ist, wird das Muster in der Nut bei  $\alpha = 12^\circ$  Rotation noch gut von dem DIC-System erkannt.

Nach jeder Unterbrechung des Versuchs wird die Probe elastisch entlastet. Die Messung wird gestoppt und die Probe wird aus dem Prüfstand entfernt. Die alte Farbe wird mit Aceton entfernt und im Anschluss wird ein neues, unverzerrtes optisches Muster auf die Probe gesprüht. Die Proben werden wieder in gleicher Orientierung in den Versuchsstand gelegt und der Versuch anschließend fortgeführt. Für die Ermittlung der Fließkurven wurden für Rotationsintervalle  $\Delta\alpha = 12^\circ$  insgesamt vier Mal und für  $\Delta\alpha = 8^\circ$  insgesamt sechs Mal ein neues Muster aufgebracht, bevor die Probe in der Scherzone gebrochen ist (**Bild 4.6**). Nach den einzelnen Messungen wurden die einzelnen Abschnitte der Fließkurve zu einer gesamten Fließkurve zusammengesetzt. Die Fließkurve wurde am Radius der maximalen Spannung  $r_{\tau,\max}$  ermittelt. Aus **Bild 4.6** ist gut erkennbar, dass der Fließbeginn nach der Neubelastung gut mit dem Ende der Fließkurve aus vorheriger Belastung übereinstimmt. Die Ergebnisse zeigen auch, dass es keine große Abweichung zwischen Proben mit unterschiedlicher Anzahl an Unterbrechungen gibt. Die gemittelte Standardabweichung zwischen Scherdehnungen  $\gamma = 2,0$  und  $4,0$  für  $n = 6$  Proben (drei Proben mit  $\Delta\alpha = 12^\circ$  und drei Proben mit  $\Delta\alpha = 8^\circ$ ) ist  $3,3$  MPa. Die Scherdehnung  $\gamma$  bei Bruch der Probe am Grund der Nut ist  $4,7$ . Das entspricht einer Vergleichsdehnung  $\varphi_v$  von  $2,7$ .

**Bild 4.7** zeigt die logarithmische erste und dritte Hauptformänderung für die im **Bild 4.6** dargestellten Ergebnisse. Die Dehnungen wurden kumuliert und mit dem idealen Dehnungspfad für ebene Scherung verglichen.



**Bild 4.6:** Scherfließspannung für DC04 in 2 mm Blechdicke mit 4 und 6 Unterbrechungen und Erneuerung des optischen Musters



**Bild 4.7:** Logarithmische Hauptformänderungen für Proben, die durch mehrfache Erneuerung des optischen DIC-Musters geprüft wurden

Der Dehnungszustand ist bis zu einer Hauptformänderung von 2,42 nahezu ideale ebene Scherung während des gesamten Versuchs. Die Abweichung der Hauptformänderungen vom idealen Dehnpfad ist unter 1% bei einer Hauptformänderung von 2,0.

### 4.3 Inkrementelle Dehnungsmessung aus Drehmoment und Drehwinkel

Die meisten der zuvor beschriebenen Methoden zur Ermittlung der Scherspannungs-Scherdehnungskurven haben gewisse Nachteile: Die direkte Messung hoher Scherdehnungen ist sehr sensitiv bezüglich des gemessenen Scherwinkels. Der Einsatz der DIC ist nur so lange möglich, wie das optische Muster nicht zu stark verzerrt ist. Nach einer gewissen Verzerrung wird ein neues Muster benötigt. Die Messung von Drehmoment und Drehwinkel übergeht dieses Problem. Solange bei der Auswertung aber ein spezifisches Verfestigungsverhalten (wie z. B. nach der Hollomon-Gleichung) angenommen wird, werden die Ergebnisse lediglich approximiert. Fließkurven können somit nicht beliebig und präzise ermittelt werden. Selbst eine exakte analytische Lösung existiert derzeit nur für die ebene Probe und nicht für Proben mit Nut.

Mit dem nachfolgend beschriebenen Ansatz können Fließkurven im ebenen Torsionsversuch auch inkrementell aus dem Drehmoment und dem Drehwinkel ermittelt werden. Die Annahme eines bestimmten Verfestigungsverhaltens gibt es nicht. Dies ist neben der DIC die einzige bekannte Methode, die auch für Proben mit Nut verwendet werden kann. Es gibt keinen Vorteil zu der analytischen Auswertung der ebenen Probe nach Gl. (2.50), aber die ermittelten Fließkurven sind vergleichbar.

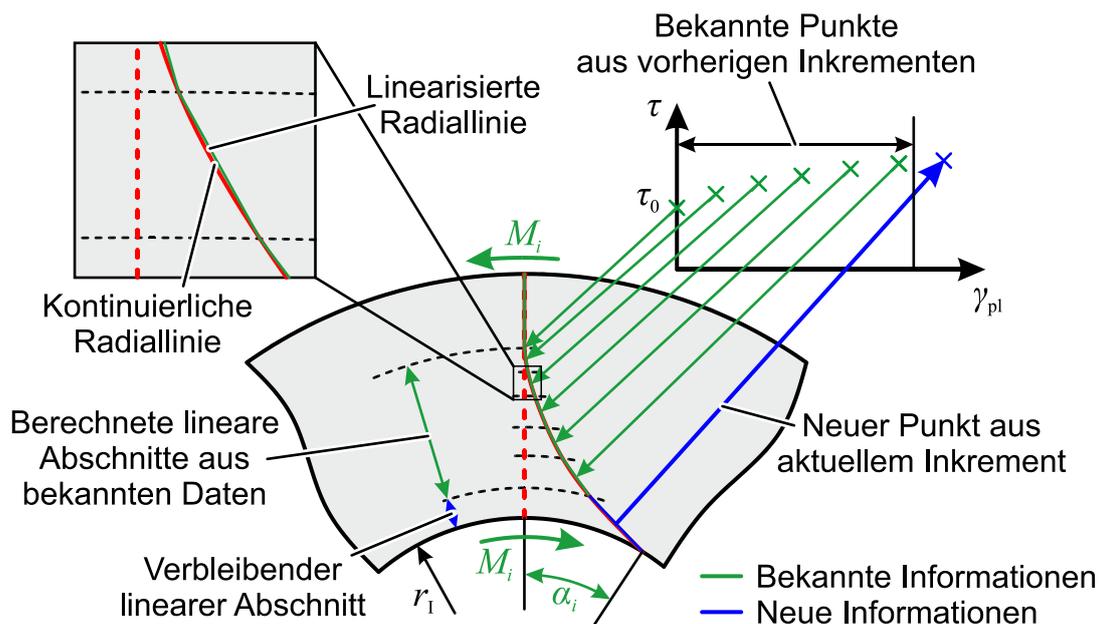
#### 4.3.1 Prinzip für die konventionelle ebene Probe

Bei der neuen inkrementellen Methode werden die Punkte der plastischen Scherspannungs- und Scherdehnungskurve ( $\tau$ - $\gamma_{pl}$ -Kurve oder auch Scherfließkurve) nacheinander aus der Drehmoment- und Drehwinkelkurve ( $M$ - $\alpha$ -Kurve) ermittelt. Aus dem ersten Datenpunkt wird der Fließbeginn unter Scherung  $\gamma_0$  und aus jedem nachfolgenden Messpunkt ein weiterer Punkt der Scherfließkurve ermittelt. Die Auswertung eines Messpunktes der  $M$ - $\alpha$ -Kurve wird nachfolgend als (Last-) „Inkrement“ bezeichnet. Der prinzipielle Ablauf der Auswertung wird nachfolgend zunächst kurz beschrieben. Im Anschluss werden die detaillierte Beschreibung und die Analytik für beispielhafte Inkremente gegeben.

**Bild 4.8** zeigt das Prinzip der Auswertung in jedem Inkrement. Für jedes Inkrement  $i$  sind das aktuelle Drehmoment  $M_i$ , der aktuelle Drehwinkel  $\alpha_i$  und die Punkte der Scherfließkurve aus vorherigen Inkrementen ( $\tau_0$  bis  $\tau_{i-1}$  und  $\gamma_0$  bis  $\gamma_{i-1}$ ) bekannt. In jedem Inkrement wird eine linearisierte deformierte Radiallinie aus den bekannten Daten (grün im **Bild 4.8**) konstruiert. Gl. (2.41) kann für die Berechnung der Scherdehnung aus einer linearisierten Radiallinie in linearisierter Form formuliert werden:

$$\gamma(r) \cong r_m \frac{\Delta\alpha(r)}{\Delta r}. \quad (4.7)$$

$r_m$  ist der mittlere Radius aus dem linearisierten radialen Bereich  $\Delta r$ . Die Scherspannung und das aktuelle Drehmoment  $M_i$  wird für die Berechnung des Radius  $r_m$  genutzt und die Scherdehnung wird genutzt, um die Steigung (den Scherwinkel) der linearen Bereiche zu berechnen. In jedem Inkrement bleibt ein linearisierter Bereich an der inneren Einspannung  $r_1$  übrig, aus dem ein neuer Punkt der Scherfließkurve ermittelt wird (blau im **Bild 4.8**).



**Bild 4.8:** Prinzip der Linearisierung einer deformierten Radiallinie im ebenen Torsionsversuch

Die Methode funktioniert unter der Annahme rein plastischen Werkstoffverhaltens ohne elastische Dehnungen. Zu diesem Zweck wird der elastische Anteil  $\alpha_{el}$  des gemessenen elastisch-plastischen Rotationswinkels  $\alpha$  analytisch aus dem Drehwinkel herausgerechnet. Der verbleibende Winkel  $\alpha_{pl}$  korreliert direkt mit der plastischen Deformation der Radiallinie. Die plastische Kurve kann analytisch aus dem von Yin (2014) hergeleiteten Zusammenhang zwischen elastischem Winkel und Drehmoment (Gl. (2.43)) berechnet werden:

$$\begin{aligned} \alpha_{pl} &= \alpha - \alpha_{el} \\ &= \alpha - \frac{M}{4 \cdot \pi \cdot G \cdot t} \cdot \frac{r_A^2 - r_1^2}{r_A^2 \cdot r_1^2}. \end{aligned} \quad (4.8)$$

Nachfolgend werden die Details der Auswertung der einzelnen Inkremente am Beispiel des ersten ( $i = 1$ ) und anschließend für alle weiteren Inkremente ( $i > 1$ ) für die Ermittlung der Scherspannung- Scherdehnungskurve erläutert:

**Inkrement 1 ( $i = 1$ )**

**Bild 4.9** zeigt das Prinzip für das erste Inkrement der Auswertung. Beginnend beim Radius des elastisch-plastischen Übergangs  $r_0 = r(\tau_0)$ , werden für bereits bekannte Punkte der Scherfließkurve die einzelnen Abschnitte der Radiallinie linear hintereinander konstruiert. Ein einzelner linearer Abschnitt nahe dem Radius der inneren Einspannung  $r_1$  bleibt übrig. Für den mittleren Radius  $r_{m,neu}$  des verbleibenden Abschnitts wird ein neuer Punkt der Scherfließkurve ermittelt.

Aus dem anfänglichen Drehmoment  $M_0$  für  $\alpha_{pl} = 0$  wird die anfängliche Scherspannung

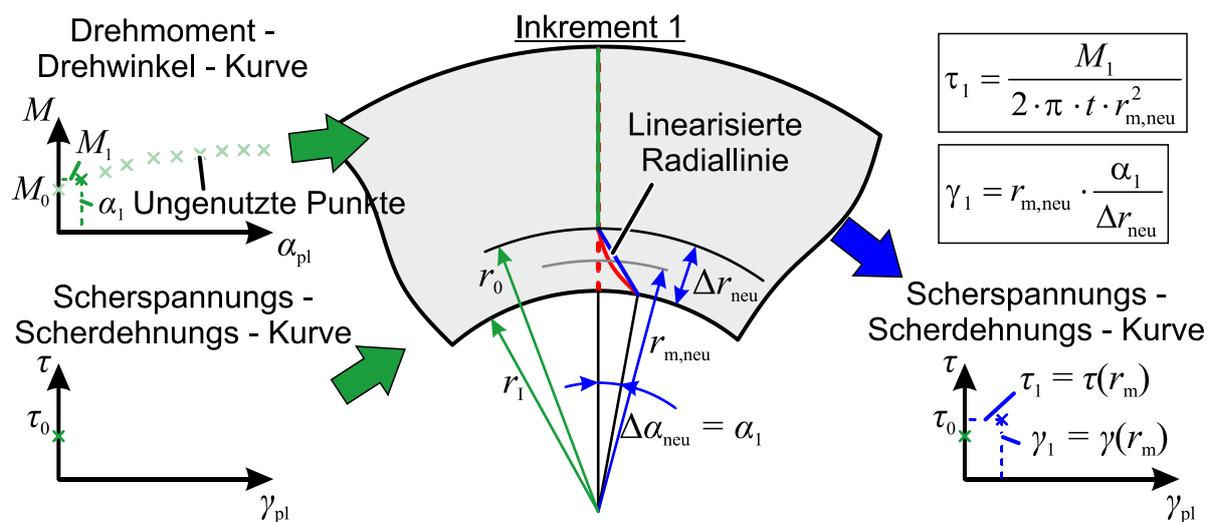
$$\tau_0 = \frac{M_0}{2 \cdot \pi \cdot t \cdot r_1^2} \text{ für } \gamma_0 = 0 \tag{4.9}$$

berechnet. Aus der anfänglichen Scherfließspannung  $\tau_0$  kann der Radius  $r_0$  des elastisch-plastischen Übergangs durch

$$r_0 = \sqrt{\frac{M_1}{2 \cdot \pi \cdot t \cdot \tau_0}} \tag{4.10}$$

für das gegebene Drehmoment  $M_1$  im ersten Inkrement berechnet werden (siehe **Bild 4.9**). Für eine kleine Winkeländerung  $\Delta\alpha_{neu} = \alpha_1$  im ersten Inkrement der Auswertung wird ein neuer Punkt der Scherfließkurve durch die Linearisierung der Dehnung in dem radialen Bereich  $\Delta r_{neu}$  für den mittleren Radius  $r_{m,neu} = (r_1 + r_0) / 2$  zwischen innerer Klemmung  $r_1$  und dem Radius  $r_0$  ermittelt:

$$\tau_1 = \frac{M_1}{2 \cdot \pi \cdot t \cdot r_{m,neu}^2} \text{ und } \gamma_1 = r_{m,neu} \cdot \frac{\alpha_1}{\Delta r_{neu}} \tag{4.11}$$



**Bild 4.9:** Inkrementelle Ermittlung der Scherfließkurve am Beispiel des ersten Inkrementes der Auswertung

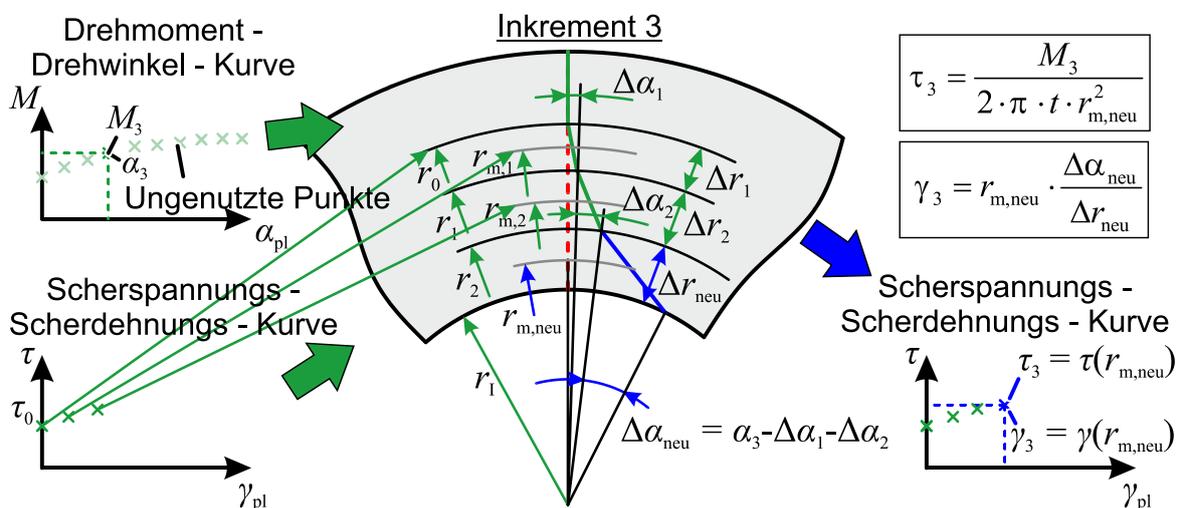
Der neu ermittelte Punkt der Scherfließkurve ( $\gamma_1$  and  $\tau_1$ ) ist nun für die Auswertung der nächsten Inkremente verfügbar.

### Inkremente $i > 1$

In jedem weiteren Inkrement  $i$  (siehe **Bild 4.10** für  $i = 3$ ) wird der nächste Punkt der  $M$ - $\alpha$ -Kurve ( $M_i$  und  $\alpha_i$ ) betrachtet. Zunächst muss der Radius am elastisch-plastischen Übergang

$$r_0 = \sqrt{\frac{M_i}{2 \cdot \pi \cdot t \cdot \tau_0}} \quad (4.12)$$

erneut ermittelt werden, da sich der elastisch-plastische Übergang mit steigendem Drehmoment  $M$  nach außen verschiebt.



**Bild 4.10:** Inkrementelle Ermittlung Scherfließkurve am Beispiel des dritten Inkrementes der Auswertung

Für jeden der bekannten Punkte  $n$  der Scherfließkurve (mit  $1 \leq n \leq i-1$ ), die bereits in vorherigen Inkrementen  $i$  ermittelt wurden, wird ein Abschnitt der linearisierten Radiallinie um einen mittleren Radius

$$r_{m,n} = \sqrt{\frac{M_i}{2 \cdot \pi \cdot t \cdot \tau_n}} \quad (4.13)$$

und ein Radius

$$r_n = 2 \cdot r_{m,n} - r_{n-1}, \quad (4.14)$$

der zwei lineare Abschnitte verbindet, ermittelt. Der radiale Bereich

$$\Delta r_n = r_{n-1} - r_n \quad (4.15)$$

und das Winkel-Inkrement

$$\Delta\alpha_n = \frac{\gamma_n}{r_{m,n}} \cdot \Delta r_n \quad (4.16)$$

um den mittleren Radius  $r_{m,n}$  können nun für den linearisierten Bereich berechnet werden.  $\gamma_n$  ist die Scherdehnung des  $n$ -ten Punktes der Fließkurve. Nach Auswertung aller bekannten Punkte der Scherfließkurve bleibt in jedem Inkrement eine Winkeldifferenz

$$\Delta\alpha_{\text{neu}} = \alpha_i - \sum_{n=1}^{i-1} \Delta\alpha_n \quad (4.17)$$

und ein radialer Bereich

$$\Delta r_{\text{neu}} = r_0 - \sum_{n=1}^{i-1} \Delta r_n \quad (4.18)$$

um den inneren mittleren Radius nahe der Einspannung

$$r_{m,\text{neu}} = \frac{r_1 + r_n}{2}, \quad (4.19)$$

für den mit Gl. (4.7) und (2.36) ein neuer Punkt der Scherfließkurve ermittelt werden kann:

$$\gamma_i = r_{m,\text{neu}} \cdot \frac{\Delta\alpha_{\text{neu}}}{\Delta r_{\text{neu}}}, \quad (4.20)$$

$$\tau_i = \frac{M_i}{2 \cdot \pi \cdot t \cdot r_{m,\text{neu}}^2}.$$

Der Ablauf wird nun für jeden nachfolgenden Messpunkt der  $M$ - $\alpha$ -Kurve wiederholt, um damit die vollständige Scherfließkurve zu ermitteln. Die Anzahl der Punkte der resultierenden Scherfließkurve gleicht der Anzahl der Punkte der  $M$ - $\alpha$ -Kurve (und damit auch der Anzahl der Inkremente  $i$ ).

Die folgenden Anforderungen müssen erfüllt sein, um die vorgestellte Methode erfolgreich durchführen zu können:

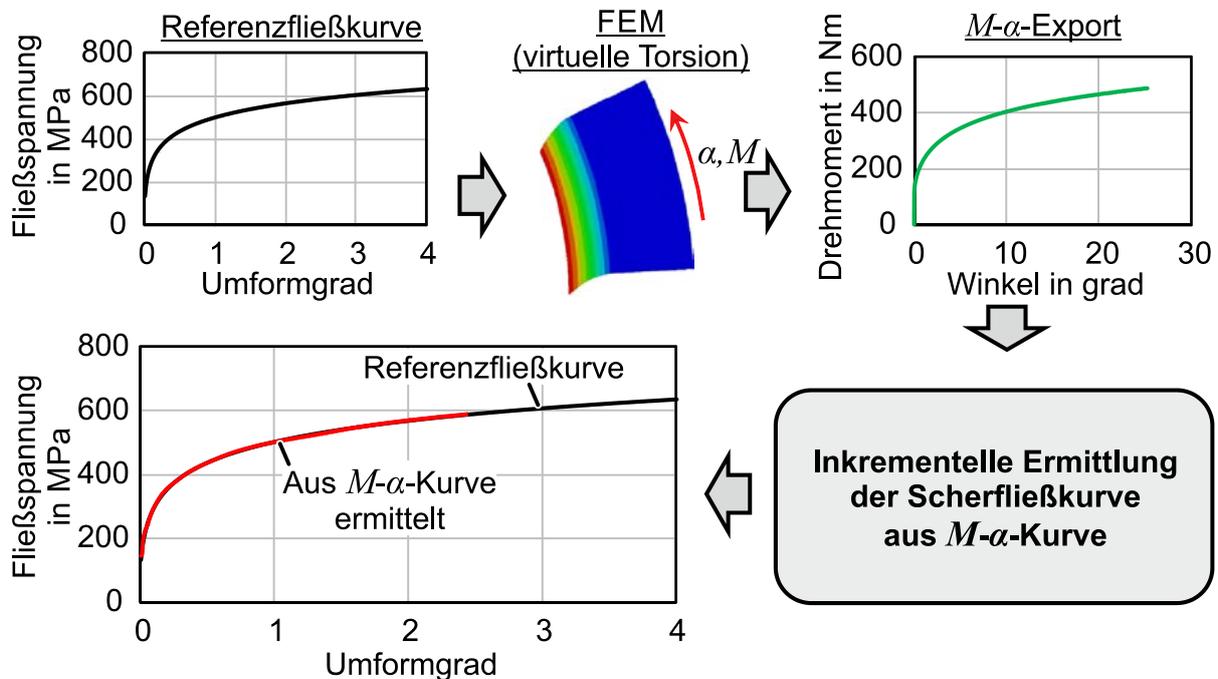
1. Der Rotationswinkel  $\alpha$  muss exakt zwischen innerem und äußerem Radius gemessen werden. Potenziell auftretendes Durchrutschen zwischen den Klemmungen könnte zu fehlerhaften Ergebnissen führen.
2. Der elastische Anteil des Drehwinkels  $\alpha_{\text{el}}$  muss für die Analyse bereits von dem Gesamtdrehwinkel  $\alpha$  abgezogen sein. Der erste Punkt der  $M$ - $\alpha$ -Kurve entspricht direkt dem Fließbeginn.

3. Die auszuwertende plastische  $M$ - $\alpha$ -Kurve muss streng monoton steigend sein, da jedem Radius eine eindeutige plastische Dehnung zugeordnet werden muss. Lokale Entfestigung führt zu Problemen bei der Auswertung. Sehr starke Lokalisierung ist andererseits im Gegensatz zur optischen Dehnungsmessung leicht auswertbar.
4. Die Werkstoffeigenschaften müssen zu Beginn des Versuchs homogen im Prüfbereich sein. Es darf zu Beginn keinen Dehnungsgradienten geben. Die Methode ist daher nicht für die Ermittlung zyklischer Fließkurven aus dem ebenen Torsionsversuch geeignet.

Die Genauigkeit der neuen Messmethode ist von der Anzahl der Punkte der  $M$ - $\alpha$ -Kurve abhängig. Je mehr Punkte genutzt werden, desto kleiner ist der Fehler durch die Linearisierung der Dehnung entlang der Radiallinie der Probe.

### Verifizierung der Methode durch numerische Analyse

**Bild 4.11** zeigt den Ablauf für die Verifizierung der neuen Methode schematisch. Für die Verifizierung der inkrementellen Auswertung wurden Fließkurven mit unterschiedlichem Verfestigungsverhalten definiert und in einer impliziten FEM-Simulation mit isotroper v. Mises-Plastizität in LS-Dyna hinterlegt. Die Fließkurven sind repräsentativ für den Tiefziehstahl DC04, den hochfesten Dualphasenstahl DP1000 und den Komplexphasenstahl CP1000. Diese Werkstoffe zeigen sehr unterschiedliche Festigkeiten und Verfestigung. Die Fließkurven der FEM-Materialmodelle werden nachfolgend als „Referenzfließkurven“ bezeichnet.



**Bild 4.11:** Schematischer Ablauf der Verifikation der inkrementellen Fließkurvenermittlung mit virtuellen ebenen Torsionsversuchen durch Einsatz der FEM

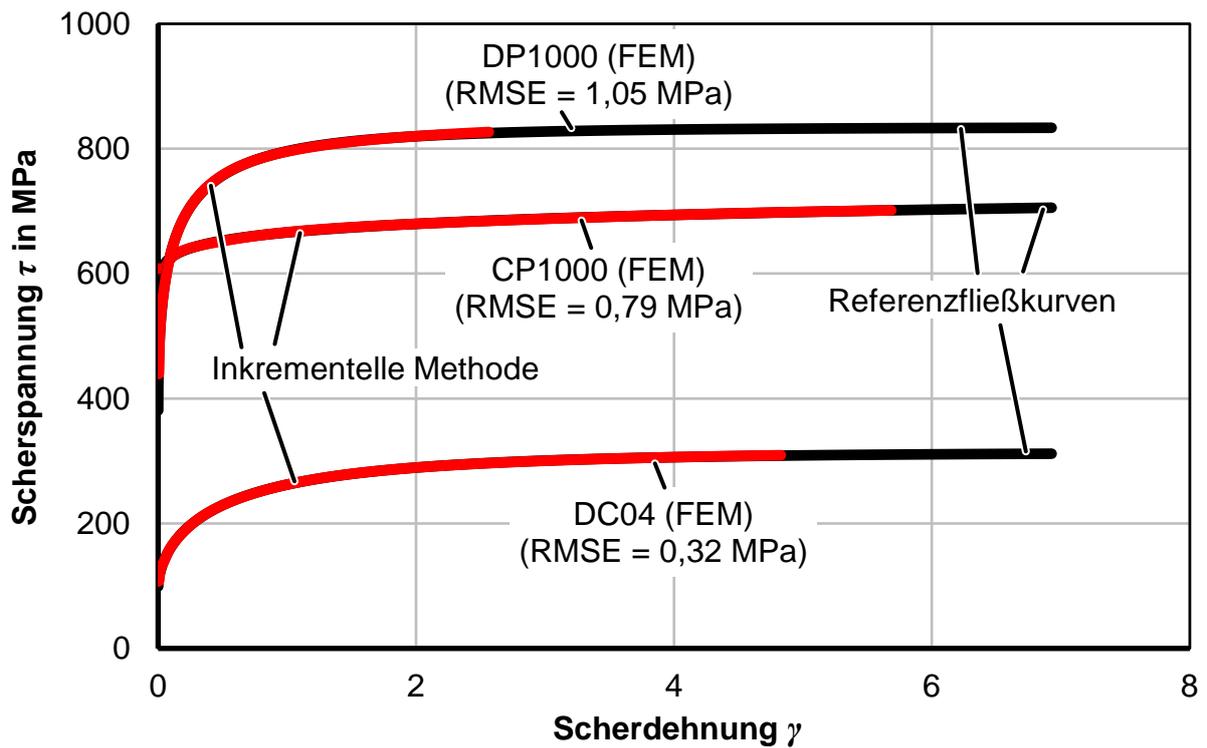
Für das FE-Modell wurde ein 90°-Abschnitt der Probe mit 3D-Volumenelementen mit zehn Elementen über die Blechdicke mit einer zyklischen Symmetrie modelliert. Der Vergleich mit einer vollen 3D-Simulation zeigte keinen Unterschied der Ergebnisse durch die angewandte Symmetriebedingung. Die Elementkantenlänge im zentralen Prüfbereich ist maximal 0,1 mm. Für die Modellierung der Torsion wurden die Knoten der inneren Klemmung fixiert und die Knoten der äußeren Klemmung durch Randbedingungen um die Rotationsachse rotiert. Der Drehwinkel und das resultierende Drehmoment um das Rotationszentrum wurden exportiert. Aus den exportierten  $M$ - $\alpha$ -Daten wurde anschließend durch die zuvor beschriebene inkrementelle Methode die Scherfließkurve ermittelt und nach Umrechnung mit der v. Mises-Fließbedingung mit der Referenzfließkurve verglichen. Bei erfolgreicher Verifikation sollte die aus Drehmoment und Drehwinkel ermittelte Kurve für alle Werkstoffe exakt mit der Referenzfließkurve übereinstimmen.

### *Ergebnisse der Verifikation*

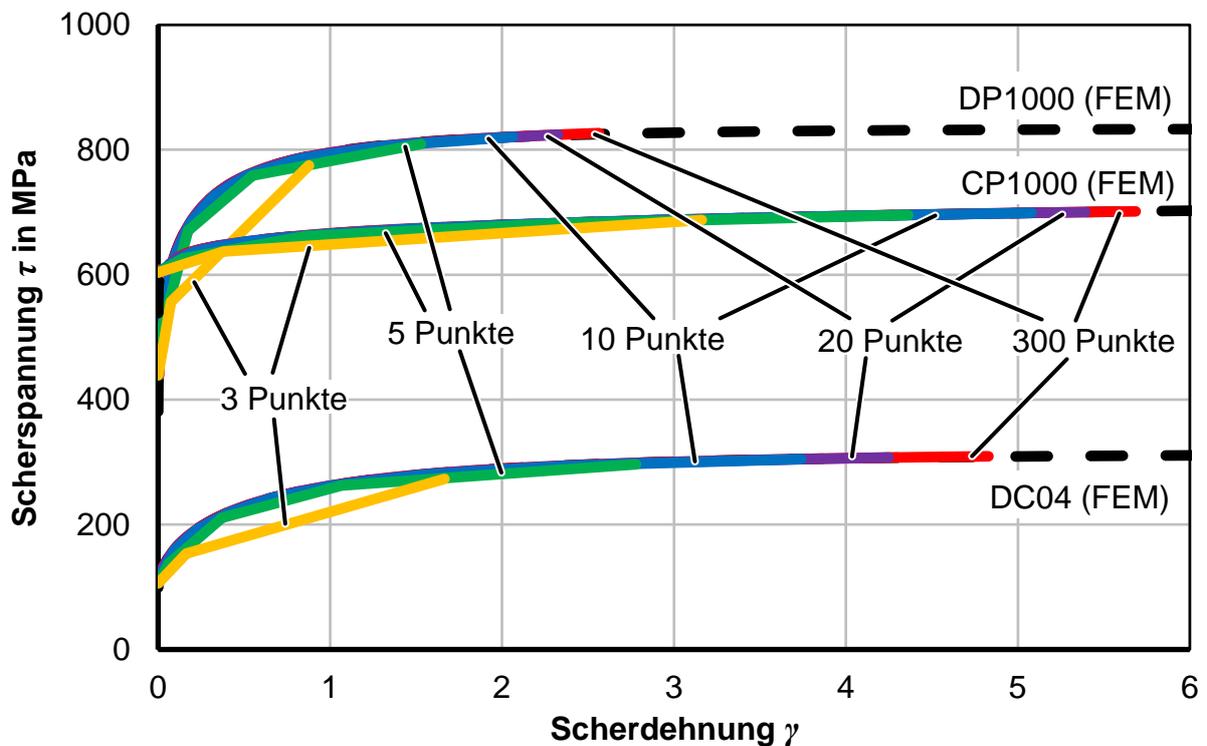
**Bild 4.12** zeigt den Vergleich der Referenzfließkurve, die als Werkstoffdaten für das FEM-Modell genutzt wurde, mit der Fließkurve, die durch die neue inkrementelle Auswertung aus Drehmoment und Drehwinkel ermittelt wurde. Das isotrope v. Mises-Fließkriterium (Gl. (2.38) mit  $r_n = 1$ ) wurde für die Berechnung der Scherspannung und Scherdehnung aus der Fließspannung und dem Umformgrad genutzt. Dies entspricht auch der in der Simulation genutzten Fließbedingung. Für die Ergebnisse wurden 300 Punkte der exportierten  $M$ - $\alpha$ -Kurve ausgewertet. Im direkten Vergleich der Referenzfließkurve mit der inkrementell aus Drehmoment und Drehwinkel ermittelten Kurve gibt es eine beinahe perfekte Übereinstimmung der Kurven für jeden der untersuchten (virtuellen) Werkstoffe. Die Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme (englisch: Root Mean Square Error oder RMSE) ist für alle Werkstoffe geringer als 0,5% der Anfangsfließspannung.

### *Sensitivität bezüglich der Anzahl der Punkte der Auswertung*

Die inkrementelle Auswertung der Scherfließkurven wurde für alle virtuellen Werkstoffe mit reduzierter Anzahl an Punkten durchgeführt, um den Einfluss der Diskretisierung der  $M$ - $\alpha$ -Kurve auf die Abweichung der Kurven zu prüfen. **Bild 4.13** zeigt die Ergebnisse für Auswertungen zwischen 3 und 300 Punkten. Der daraus resultierende RMSE zwischen der Referenzfließkurve und den inkrementell ermittelten Kurven ist in **Tabelle 4.2** aufgelistet. Es ist bemerkenswert, dass selbst eine deutliche Reduktion der Anzahl der Punkte, und damit auch der Anzahl der Inkremente, zu keiner signifikanten Verschlechterung der Abweichung zwischen den inkrementell ermittelten und den Referenzfließkurven führt. Selbst mit nur 10 Punkten sind die Fließkurven in guter Übereinstimmung. Der RMSE ist unter 1,5% der Anfangsfließspannung für alle dargestellten Werkstoffe.



**Bild 4.12:** Vergleich der Scherspannungs-Scherdehnungskurven der Referenzfließkurven mit den inkrementell ermittelten Scherfließkurven für drei unterschiedliche Werkstoffeigenschaften, die mittels FEM untersucht wurden



**Bild 4.13:** Einfluss der Diskretisierung der  $M$ - $\alpha$ -Kurve auf die ermittelten Scherfließkurven für drei FEM-Werkstoffe

Erst für weniger als 10 Punkte ist eine stärker werdende Abweichung durch die grobe Diskretisierung der Kurve erkennbar. Die neue inkrementelle Methode ist daher nicht signifikant sensitiv bezüglich der Anzahl der Punkte der  $M$ - $\alpha$ -Kurve. Die Anzahl der Punkte hat allerdings Einfluss auf die maximale Dehnung der ermittelten Scherfließkurve. Je geringer die Anzahl der Punkte ist, desto größer ist der zu linearisierende radiale Bereich  $\Delta r$ , sodass auch der mittlere Radius  $r_m$  größer ist. Die Dehnung wird immer in einem Abstand zur inneren Klemmung ausgewertet. Da die größten Scherdehnungen an der inneren Einspannung auftreten, führt die Reduzierung der Anzahl der Datenpunkte für die inkrementelle Auswertung somit auch zu Scherfließkurven mit geringerer maximaler Dehnung.

**Tabelle 4.2:** Root Mean Square Error (RMSE) in Abhängigkeit der Anzahl der Punkte der  $M$ - $\alpha$ -Kurve für die Auswertung der Scherfließkurve

Anzahl der Punkte	DC04 RMSE in MPa	CP1000 RMSE in MPa	DP1000 RMSE in MPa
300	0,32	0,79	1,05
20	0,43	1,42	4,23
10	1,41	1,29	3,88
5	6,08	2,84	12,83
3	16,70	7,61	40,19

### 4.3.2 Prinzip für ebene Torsionsproben mit Nut

Jede analytische Lösung aus Drehmoment und Drehwinkel, die im Kapitel 2.4.4 gezeigt wurde, wurde nur für die Annahme konstanter Blechdicke  $t$  für ebene Bleche hergeleitet. Eine analytische Lösung für radial veränderliche Blechdicken, wie es bei der Nutprobe der Fall ist, wurde bisher nicht gefunden. Im Gegensatz zur analytischen Lösung kann die neue inkrementelle Methode für beliebige Nutformen nahezu analog zur ebenen Probe angewendet werden, solange die Blechdicke  $t(r)$  exakt bekannt ist. Dies ist ein großer Vorteil der neuen Methode. Nachfolgend wird die Auswertung am Beispiel der konventionellen runden Nut nach **Bild 2.14** beschrieben.

Wie auch bei den ebenen Proben, wird für die Auswertung der Nutprobe in jedem Inkrement ein einzelner Punkt der  $M$ - $\alpha$ -Kurve verwendet, um Schritt für Schritt einen neuen Punkt der Scherfließkurve zu ermitteln. In jedem Inkrement wird die linearisierte deformierte Radiallinie konstruiert, welche aber für die Nutprobe durch den veränderlichen Spannungsgradienten in der Nut komplexer ist. Die Blechdicke

$$t(r) = t_{\text{Nut}} + r_{\text{Nut}} - \sqrt{r_{\text{Nut}}^2 - (r_{\text{Nutbahn}} - r)^2} \quad (4.21)$$

für die kreisförmige Nut nach **Bild 2.14** ist nicht mehr konstant, sondern vom Radius  $r$  abhängig. Die maximale Spannung tritt nahe dem Grund der Nut auf. Der Radius maximaler Scherspannung  $r_{\tau,\max}$  kann für die kreisförmige Nut durch

$$r_{\tau,\max} = \frac{3}{4} \cdot r_{\text{Nutbahn}} + \sqrt{\frac{1}{16} \cdot r_{\text{Nutbahn}}^2 - t_{\text{Nut}} \cdot r_{\text{Nut}}} \quad (4.22)$$

berechnet werden (für die Herleitung siehe Kapitel 6.2.1).

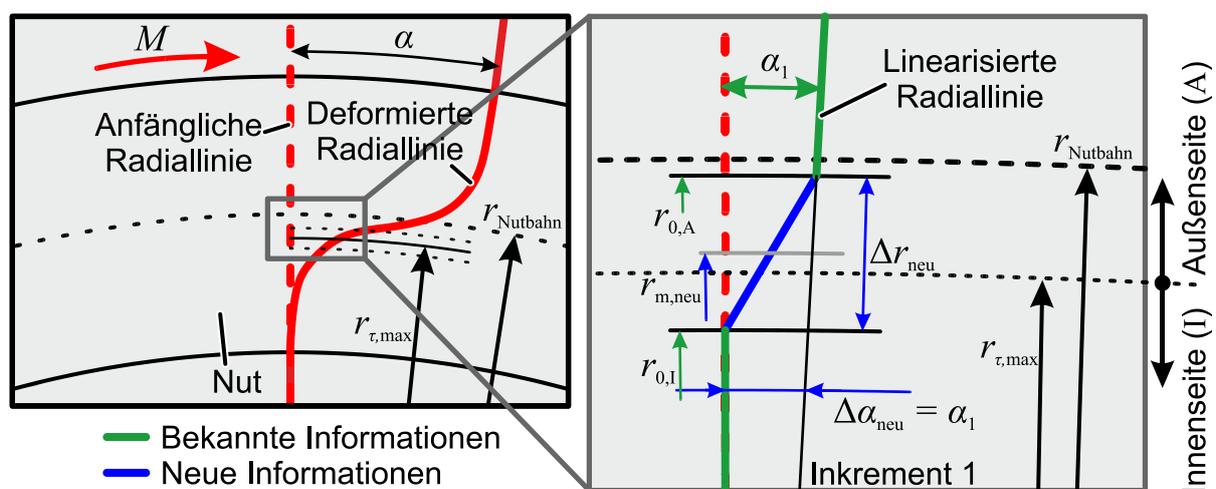
Die Ermittlung der linearisierten Radiallinie muss in jedem Inkrement sowohl von der äußeren Seite (A), als auch von der inneren Seite (I) der Nut (vgl. **Bild 4.15**) durchgeführt werden, da jede Spannung und Dehnung auf beiden Seiten der Nut auftritt. Am Ende jedes Inkrementes bleibt ein linearer Abschnitt, für den ein neuer Punkt der Scherfließkurve ermittelt werden kann. Im Gegensatz zur ebenen Probe ist dieser Abschnitt nicht nahe der inneren Klemmung, sondern nahe dem Radius maximaler Spannung im Grund der Nut.

Der Ablauf wird nachfolgend zunächst am Beispiel des ersten Inkrementes ( $i = 1$ ) und anschließend für alle weiteren Inkremente ( $i > 1$ ) beschrieben.

#### **Inkrement 1 ( $i = 1$ )**

**Bild 4.14** zeigt die linearisierte Radiallinie in der Nut für das erste Inkrement der Auswertung. Das Drehmoment  $M_1$  und der Drehwinkel  $\alpha_1$  sowie das anfängliche Drehmoment  $M_0$  für  $\alpha_{pl} = 0$  ist im ersten Inkrement bekannt. Aus dem anfänglichen Drehmoment  $M_0$  wird die anfängliche Scherfließspannung mit Gl. (2.36) für den Radius maximaler Scherspannung  $r_{\tau,\max}$  berechnet:

$$\tau_0 = \frac{M_0}{2 \cdot \pi \cdot t(r_{\tau,\max}) \cdot r_{\tau,\max}^2} \quad \text{für } \gamma_0 = 0. \quad (4.23)$$



**Bild 4.14:** Auswertung der Nutprobe im ersten Inkrement der inkrementellen Auswertung

Aus der anfänglichen Scherfließspannung  $\tau_0$  werden anschließend der innere Radius  $r_{0,I}$  und der äußere Radius  $r_{0,A}$ , an denen der elastisch-plastische Übergang auftritt, durch Lösung von

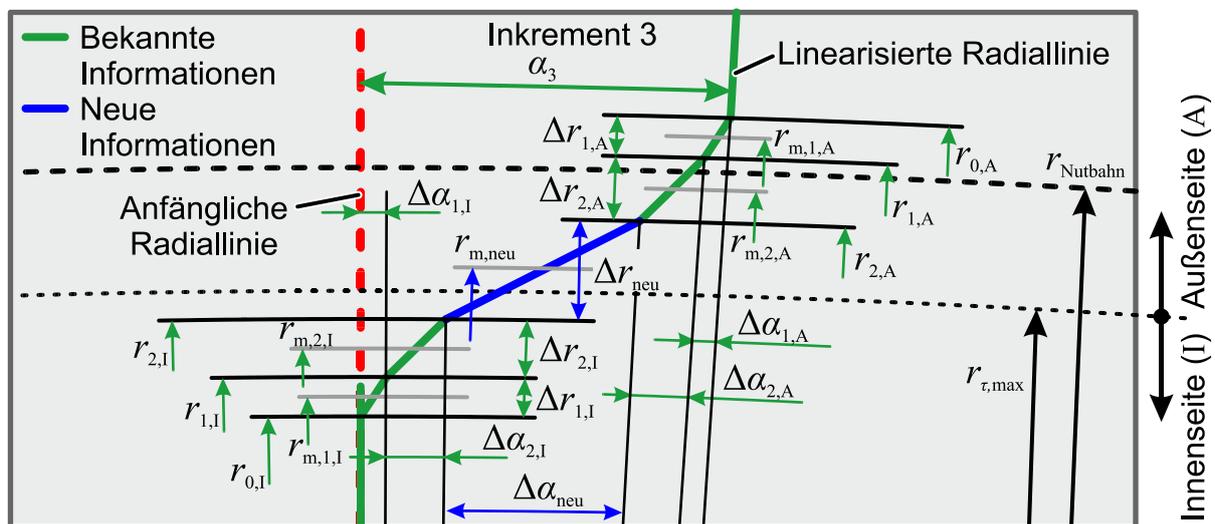
$$\tau_0 = \frac{M_1}{2 \cdot \pi \cdot t(r_0) \cdot r_0^2} \quad (4.24)$$

nach  $r_0$  ermittelt. Aus Gl. (4.24) resultieren zwei Lösungen für die innere Seite  $r_{0,I}$  und für die äußere Seite  $r_{0,A}$ . Für eine kleine Winkeländerung  $\Delta\alpha = \alpha_1$  wird im ersten Inkrement ein einzelner neuer Punkt der Scherfließkurve durch die Linearisierung der Dehnung im radialen Abschnitt  $\Delta r_{\text{neu}}$  für einen mittleren Radius  $r_{m,\text{neu}} = (r_{0,I} + r_{0,A}) / 2$  zwischen dem inneren Radius  $r_{0,I}$  und dem äußeren Radius  $r_{0,A}$  ermittelt:

$$\tau_1 = \frac{M_1}{2 \cdot \pi \cdot t(r_{m,\text{neu}}) \cdot r_{m,\text{neu}}^2} \quad \text{und} \quad \gamma_1 = r_{m,\text{neu}} \cdot \frac{\alpha_1}{\Delta r_{\text{neu}}} \quad (4.25)$$

### Inkrement $i > 1$

In jedem nachfolgenden Inkrement  $i$  ist das aktuelle Drehmoment  $M_i$ , der aktuelle Drehwinkel  $\alpha_i$  und die Punkte der Scherfließkurve aus vorherigen Inkrementen ( $\tau_0$  bis  $\tau_{i-1}$  und  $\gamma_0$  bis  $\gamma_{i-1}$ ) gegeben. **Bild 4.15** zeigt exemplarisch die linearen Abschnitte der Radiallinie in der Nut für das dritte Inkrement der Auswertung ( $i = 3$ ).



**Bild 4.15:** Auswertung der Nutprobe im dritten Inkrement der inkrementellen Auswertung

Die radialen linearen Abschnitte sind vergleichbar mit denen der ebenen Probe im **Bild 4.10**, mit dem Unterschied, dass alle Radien und Winkel sowohl auf der Außenseite als auch auf der Innenseite des Radius maximaler Spannung aufgetragen werden. Der neue Punkt der Scherfließkurve wird mit Gl. (4.20) für den mittleren Radius

$$r_{m,neu} = \frac{r_{i-1,A} + r_{i-1,I}}{2} \quad (4.26)$$

berechnet. Der Winkel des neuen linearen Abschnitts ist

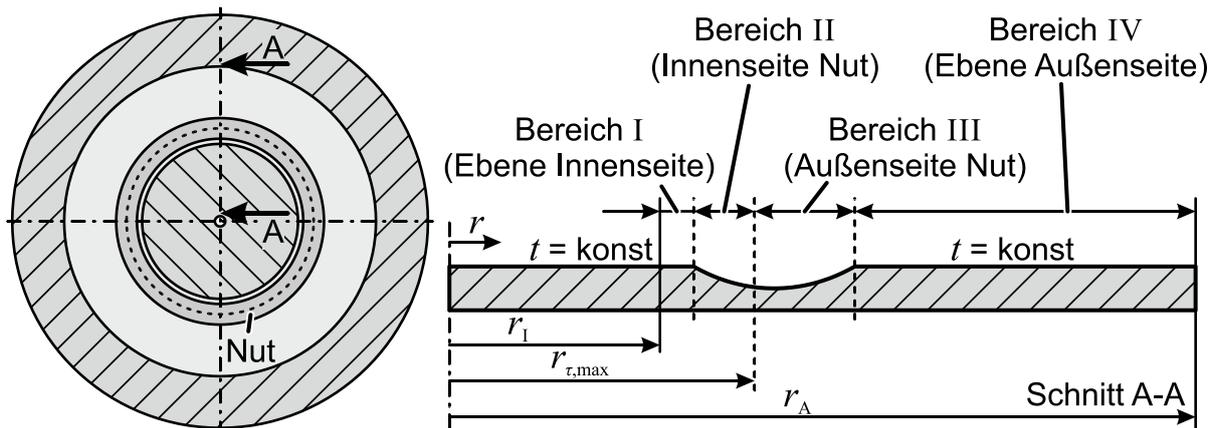
$$\Delta\alpha_{neu} = \alpha_i - \sum_{n=1}^{i-1} \Delta\alpha_{n,A} - \sum_{n=1}^{i-1} \Delta\alpha_{n,I} \quad (4.27)$$

und die radiale Länge ist

$$\Delta r_{neu} = r_{i-1,A} - r_{i-1,I}. \quad (4.28)$$

### **Bereiche elastischer und plastischer Formänderungen**

Im Gegensatz zur ebenen Probe ist für die inkrementelle Ermittlung der Scherfließkurve mit der Nutprobe eine Unterscheidung von vier unterschiedlichen Bereichen notwendig, welche im **Bild 4.16** dargestellt sind. Die Nut muss in einen äußeren Bereich III und einen inneren Bereich II, welche durch den Radius maximaler Spannung  $r_{\tau,max}$  geteilt werden, separiert werden. Zusätzlich gibt es einen inneren ebenen Bereich I und einen äußeren ebenen Bereich IV, welche ebenso für die Auswertung berücksichtigt werden müssen. In Abhängigkeit der Verfestigung und der Dehnungen im Werkstoff werden auch in den ebenen Bereichen plastische Formänderungen auftreten, sobald die Fließspannung in dem jeweiligen Bereich überschritten ist. Jeder der vier Bereiche besteht somit aus rein elastisch, teilweise elastisch / teilweise plastisch oder vollständig plastisch gedehnten Abschnitten. Dies muss bei der Auswertung berücksichtigt werden.



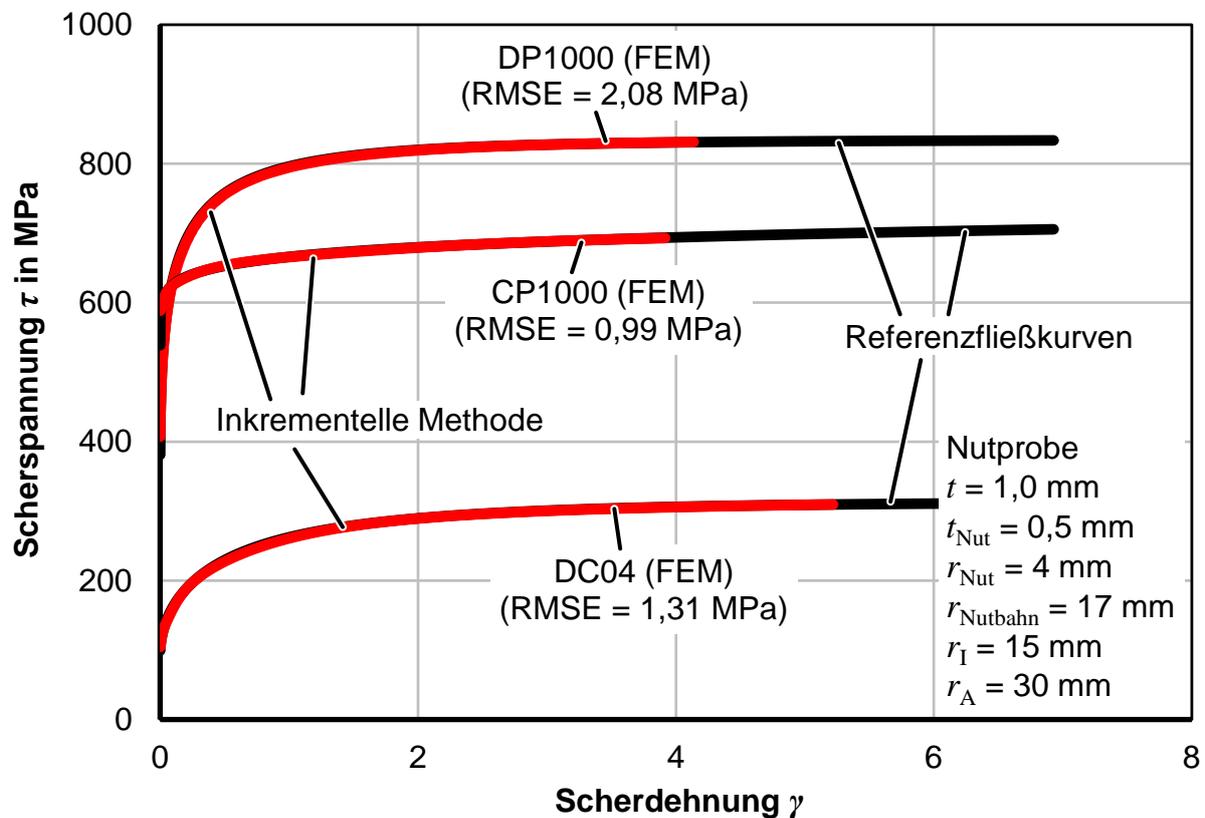
**Bild 4.16:** Bereiche für die Berechnung des elastischen Winkels zwischen  $r_I$  und  $r_A$  im ebenen Torsionsversuch mit Nut

Um den plastischen Drehwinkel  $\alpha_{pl}$  aus dem Gesamtdrehwinkel  $\alpha$  zu berechnen, muss zunächst der elastische Winkel  $\alpha_{el}$  zwischen innerer und äußerer Klemmung (siehe **Bild 4.16**) ermittelt und vom Gesamtdrehwinkel abgezogen werden. Die analytische

Berechnung des elastischen Winkels für die konventionelle Nutprobe wird im Kapitel 6.2.2 beschrieben.

### Verifizierung der Methode durch numerische Analyse

Analog zur Verifizierung für die ebene Probe wurden ebene Torsionsversuche mit Nut numerisch für definierte Referenzfließkurven simuliert, um darauf die  $M$ - $\alpha$ -Kurve zu exportieren (siehe **Bild 4.11**). **Bild 4.17** zeigt den Vergleich der Referenzfließkurven mit den inkrementell ermittelten Fließkurven für die konventionelle Torsionsprobe mit Nut. Die  $M$ - $\alpha$ -Kurve besteht jeweils aus 300 Punkten. Die Abweichung der Kurven (RMSE) ist für die drei untersuchten Fließkurven geringer als 1,3% der Anfangsfließspannung der Werkstoffe. Die geringe Abweichung führt zu dem Schluss, dass die Verifizierung der inkrementellen Methode auch für die Nutprobe erfolgreich ist.



**Bild 4.17:** Vergleich der in Scherung umgerechneten Referenzfließkurven mit den inkrementell für die Nutprobe ermittelten Scherfließkurven für drei unterschiedliche Werkstoffeigenschaften

## 4.4 Experimentelle Fließkurvenermittlung

Mit drei der im Stand der Technik und zuvor beschriebenen Auswertemethoden wurden experimentelle Fließkurven ermittelt und verglichen. Dies sind die Auswertung mit DIC, die analytische Berechnung nach Tekkaya et al. (1982) und die inkrementelle Fließkurvenermittlung. Für drei Werkstoffe wurden sowohl ebene Proben als auch

konventionelle Nutproben geprüft, da Nutproben deutlich höhere Dehnungen erreichen als ebene Proben.

#### 4.4.1 Versuchswerkstoffe

Die Untersuchungen wurden mit einem kaltgewalzten Tiefziehstahl DC04 mit 2 mm Blechdicke und mit zwei ultrahochfesten Stählen, dem Dualphasenstahl DP1000 und dem Komplexphasenstahl CP1000 mit je 1 mm Blechdicke, durchgeführt. **Tabelle 4.3** zeigt die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe aus dem Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1:2017-02.

**Tabelle 4.3:** Mechanische Eigenschaften aus dem Zugversuch für die Versuchswerkstoffe

Werkstoff	WR	$k_{f,0}$ in MPa	$\varepsilon_G$	$n$	$r$	$r_n$	$\Delta r$
DC04	L	147	0,236	0,235	1,915	1,855	0,631
	D	156	0,226	0,234	1,540		
	Q	154	0,236	0,235	2,427		
CP1000	L	925	0,045	0,052	0,957	1,010	-0,132
	D	918	0,042	0,047	1,076		
	Q	932	0,042	0,048	0,931		
DP1000	L	708	0,086	0,126	0,697	0,957	-0,353
	D	674	0,089	0,130	1,133		
	Q	714	0,080	0,125	0,864		

Längs (L), diagonal (D) und quer (Q) beziehen sich auf die Orientierung der Proben zur Walzrichtung (WR). Die senkrechten Anisotropieparameter  $r_n$  der AHSS-Stähle ist ca. 1, sodass die senkrechte Anisotropie nicht ausgeprägt ist. Der senkrechte Anisotropieparameter für DC04 ist deutlich über 1. Der CP1000 hat im Vergleich zu dem Dualphasenstahl eine große Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  und einen geringen  $n$ -Wert, also eine geringe Kaltverfestigung und somit auch eine geringe Gleichmaßdehnung  $A_G$ . Der Tiefziehstahl DC04 hat einen geringen Fließbeginn und einen großen Verfestigungsexponenten  $n$ .

#### 4.4.2 Versuchsaufbau und Messmethoden

Für die experimentellen Arbeiten wurde der ebene Torsionsprüfstand von Yin (2014) genutzt. Die Torsionsvorrichtung ist in eine 100 kN-Zwick-Universalprüfmaschine integriert, die als Lastrahmen zur Aufbringung der inneren Klemmkraft dient. Ein Servomotor mit einem Kegel- und einem Schneckenradgetriebe erzeugt die Torsion der äußeren Klemmung. Das optische Dehnungsmesssystem Aramis 5M der Firma GOM wird für die Messung des Verschiebungsfeldes auf der Probenoberfläche genutzt. Die

Dehnungsreferenzlänge ist 0,2 mm bei allen Versuchen. Das Drehmoment wird von einem statischen Drehmomentensensor mit einem nominalen Drehmoment von 5000 Nm und einer Genauigkeit von 0,1% gemessen. Die Messung basiert auf Dehnungsmessstreifen und wird im äußeren Ring aufgenommen. Der Radius der inneren Klemmung  $r_I$  ist 15 mm und die Klemmkraft beträgt 100 kN. Die äußere Klemmung hat den Radius  $r_A = 30$  mm. **Tabelle 4.4** zeigt die Maße der eingesetzten Nutproben nach **Bild 2.14**. Die minimale Blechdicke  $t_{\text{Nut}}$  ist für alle Werkstoffe die Hälfte der Blechdicke  $t$ . Die radiale Position der Nutbahn  $r_{\text{Nutbahn}}$  variiert in Abhängigkeit der Blechdicke  $t$ , sodass die Kante der Nut möglichst nahe an der inneren Einspannung liegt. Der Radius der Nut  $r_{\text{Nut}}$  ist bei allen Proben gleich. Für jede Prüfbedingung wurden drei bis fünf Wiederholversuche durchgeführt und jeweils die gemittelten Kurven für die Ergebnisse geplottet.

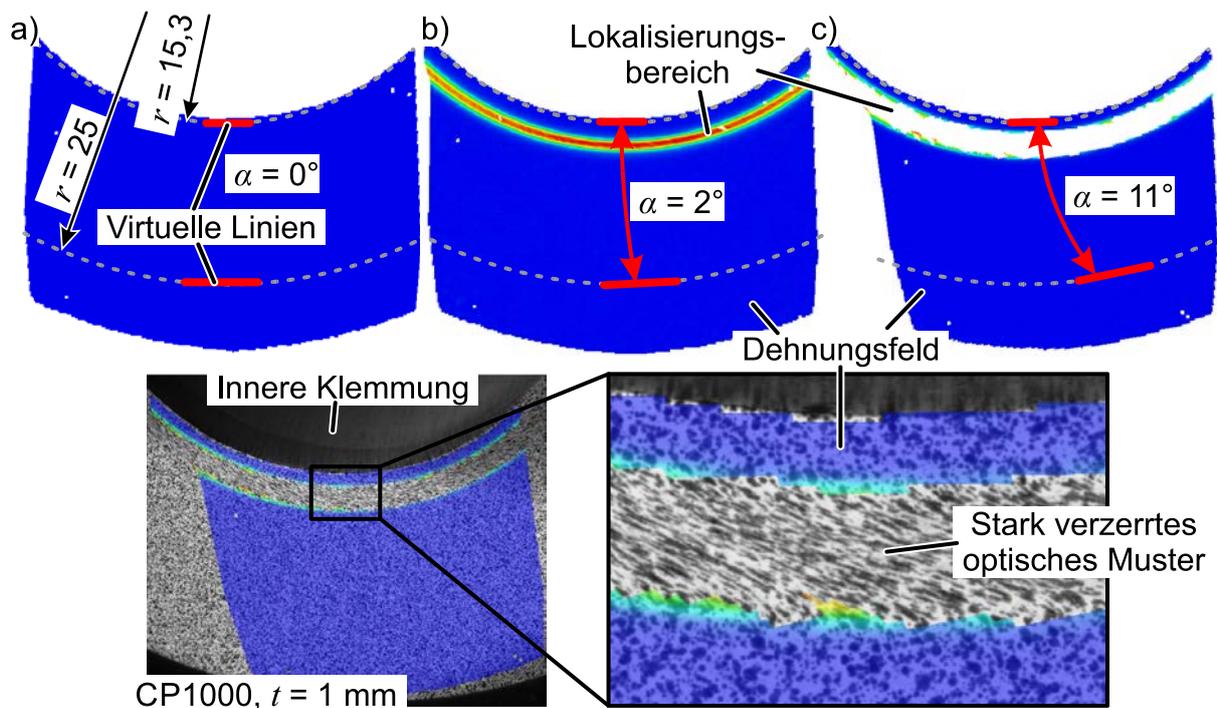
**Tabelle 4.4:** Maße der konventionellen Nutproben nach **Bild 2.14** für die untersuchten Werkstoffe

Werkstoff	$t$ in mm	$t_{\text{Nut}}$ in mm	$r_{\text{Nut}}$ in mm	$r_{\text{Nutbahn}}$ in mm
DC04	2,0	1,0	4,0	17,7
CP1000	1,0	0,5	4,0	17,0
DP1000	1,0	0,5	4,0	17,0

### *Ermittlung des Drehwinkels im ebenen Torsionsversuch*

Für die Ermittlung der Scherfließkurven aus Drehmoment und Drehwinkel ist die exakte Messung des Drehwinkels ohne den Einfluss durch das Durchrutschen der Probe unter den Klemmungen unabdingbar. Für die Versuche dieser Arbeit wird dazu der Winkel zwischen zwei tangentialen Linien, die mit Materialpunkten auf definierten Radien verbunden sind, gemessen. **Bild 4.18** zeigt das Prinzip an einer Probe mit Nut. Zwei virtuelle Linien wurden im DIC-System nahe der inneren Klemmung und weiter außen auf der Probe erstellt und der Winkel zwischen den Linien gemessen. Die Endpunkte beider Linien sind mit Punkten auf einem definierten Radius der Probe verbunden. Der innere Radius ist  $r = 15,3$  mm und der äußere Radius ist  $r = 25$  mm. Während der Torsion rotieren die Linien gemeinsam mit den Materialpunkten und der relative Winkel zwischen den Linien korreliert mit dem Drehwinkel der Probe zwischen den Radien. Der Vorteil der indirekten Auswertung durch Drehmoment und Drehwinkel ist vor allem für die Auswertung einer Nutprobe sehr duktiler Werkstoffe sichtbar. Im Kapitel 4.2 wurde beschrieben, dass hohe Scherdehnungen nur durch mehrfache Erneuerung des optischen Musters für die DIC-Auswertung gemessen werden können. Da die Dehnungen am Rand der Nut deutlich geringer sind als am Grund der Nut, kann die Messung des relativen Drehwinkels zwischen beiden Radien ohne Schwierigkeiten auch bis zum Ende des Versuches gemessen werden. Dies ist auch möglich, wenn das optische Muster am Grund der Nut schon sehr stark verzerrt ist und dort keine Dehnung

mehr gemessen werden kann (siehe **Bild 4.18c**). Diese Proben können mit der inkrementellen Methode somit auch bis zum Bruch ausgewertet werden. Die starke Lokalisierung des CP1000 hat keinen Einfluss auf die Messung des Rotationswinkels, da die Messung außerhalb der Nut stattfindet, wo keine Lokalisierung auftritt. Insbesondere die Dehnungsreferenzlänge beeinflusst die Messergebnisse daher nicht so stark.



**Bild 4.18:** Ermittlung des exakten Drehwinkels mit der optischen Dehnungsmessung und Einsatz eines virtuellen Drehwinkelsensors

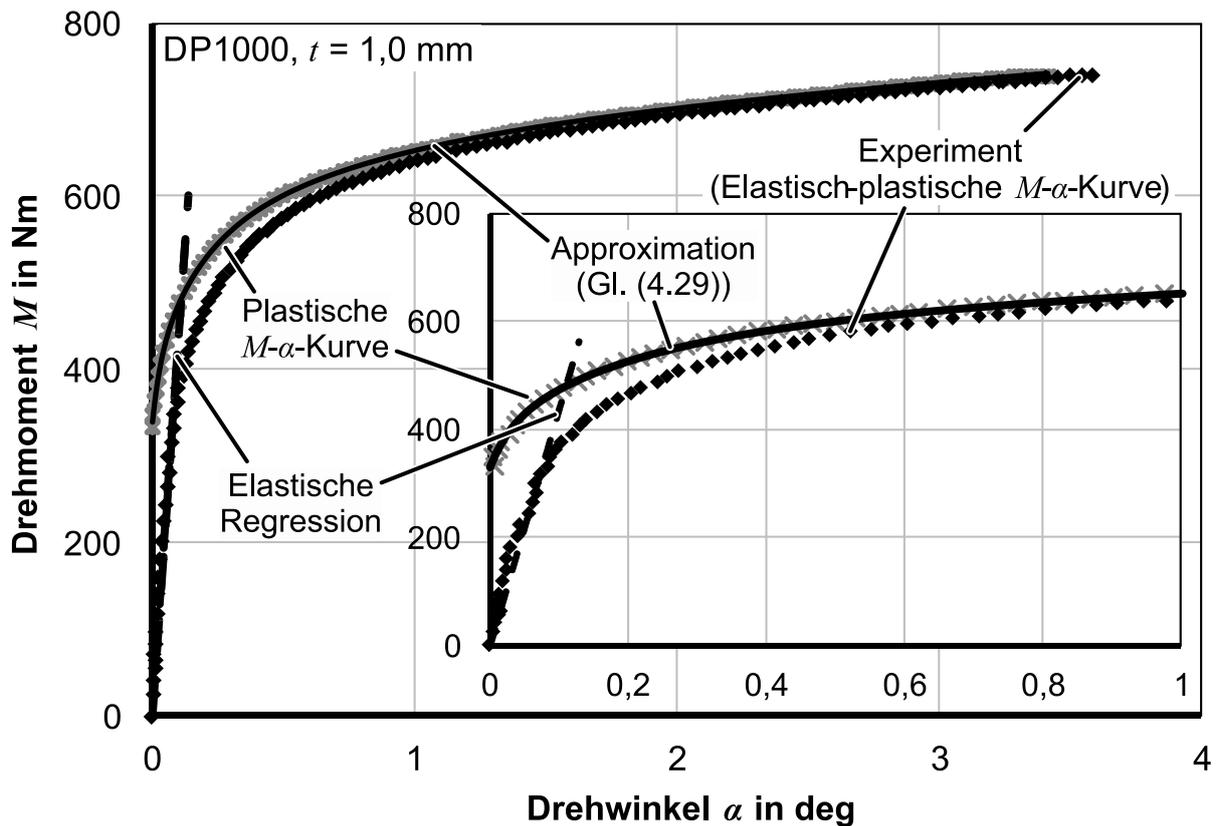
Der plastische Drehwinkel wird anschließend, wie im Kapitel 6.2.2 beschrieben, durch numerische Lösung von Gl. (6.14) aus dem gemessenen elastisch-plastischen Drehwinkel berechnet, um die Voraussetzung der plastischen Formänderungen zu erfüllen.

### *Approximation der Messdaten*

Messrauschen führt zu Unstetigkeit in der gemessenen Kurve, die zu Problemen bei der Auswertung der Scherfließkurve führen können. Aus diesem Grund muss das gemessene  $M$ - $\alpha$ -Signal zunächst gefiltert und falls notwendig approximiert werden. **Bild 4.19** zeigt das ursprüngliche Messsignal nach Export aus dem DIC-System sowie die Approximation durch eine überlagerte Exponentialfunktion nach Gl. (4.29)

$$M(\alpha) = a_0 + \sum_{k=1}^p a_k \cdot (1 - e^{-c_k \cdot \alpha}) \quad (4.29)$$

mit  $p = 8$  Termen.  $a_0$ ,  $a_k$  und  $C_k$  sind freie Parameter zum Fitten der Kurve. Die Approximation ist stetig differenzierbar und streng monoton steigend. Im Gegensatz zu einer Approximation durch Splines gibt es in der Formulierung nach Gl. (4.29) keine Änderung der Krümmungsrichtung. Je größer die Anzahl der Terme  $p$  ist, desto mehr Freiheitsgrade sind verfügbar, um die Kurve zu kalibrieren. Die Funktion ist somit gut dazu geeignet, die plastische  $M$ - $\alpha$ -Kurve zu approximieren (siehe auch **Bild 4.19**).



**Bild 4.19:** Gemessene und approximierte  $M$ - $\alpha$ -Kurven für DP1000 mit  $t = 1$  mm Blechdicke und Vergrößerung des Diagramms im Bereich kleiner Drehwinkel

Die gleiche Approximation wurde auch für die analytische Ermittlung der Fließkurven nach Gl. (2.50) genutzt. Die Ableitung von Gl. (4.29) ist:

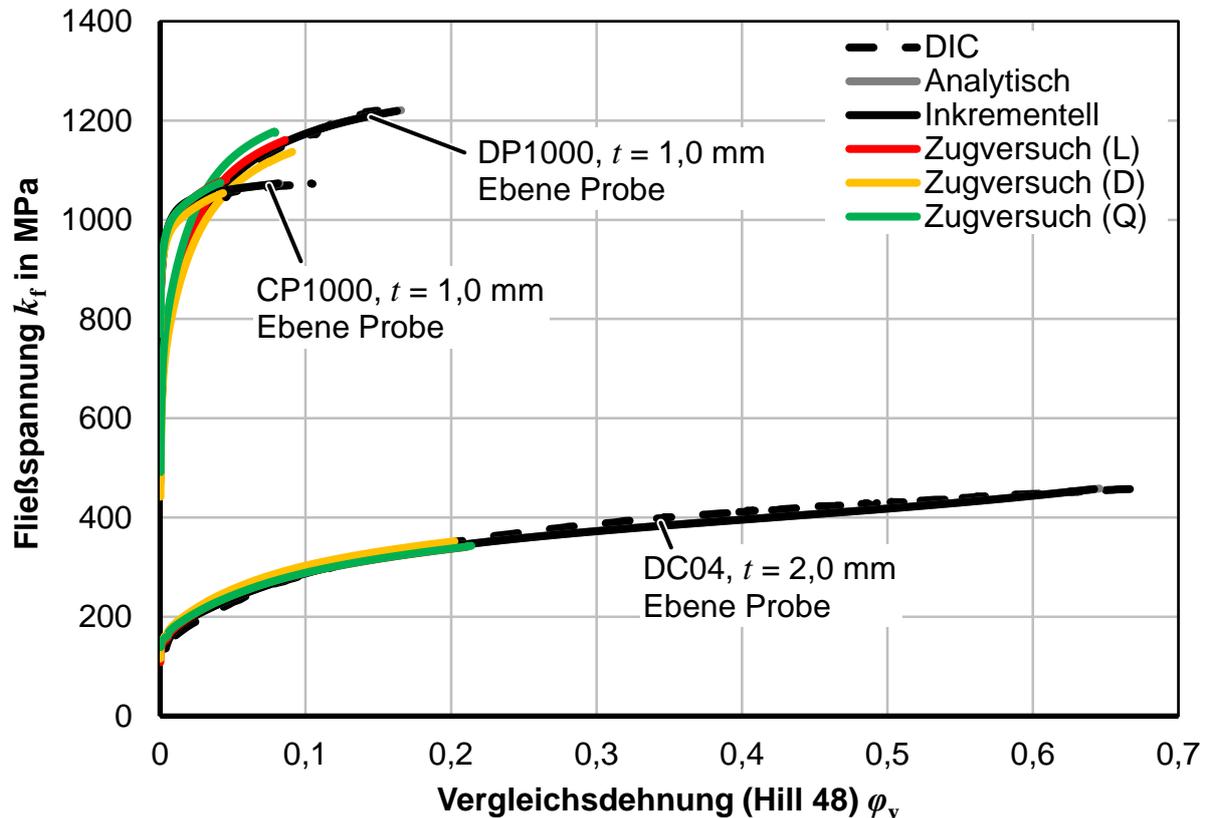
$$\frac{dM(\alpha)}{d\alpha} = \sum_{k=1}^p a_k \cdot C_k \cdot e^{-C_k \cdot \alpha} \quad (4.30)$$

Durch Einsetzen von Gl. (4.29) und Gl. (4.30) in Gl. (2.50) resultiert die Scherdehnung an der inneren Klemmung  $r_I$  zu

$$\gamma(r_I) = 2 \frac{a_0 + \sum_{k=1}^p a_k \cdot (1 - e^{-C_k \cdot \alpha})}{\sum_{k=1}^p a_k \cdot C_k \cdot e^{-C_k \cdot \alpha}} \quad (4.31)$$

#### 4.4.3 Ermittelte Fließkurven für ebene Proben

**Bild 4.20** zeigt die Fließkurven aus dem ebenen Torsionsversuch, die mittels DIC, analytisch und inkrementell ermittelt wurden, im Vergleich zum Zugversuch in drei Walzrichtungen. Die Vergleichsspannung und -dehnung wurde mit dem Hill 48-Fließkriterium unter Berücksichtigung der senkrechten Anisotropie  $r_n$  berechnet.

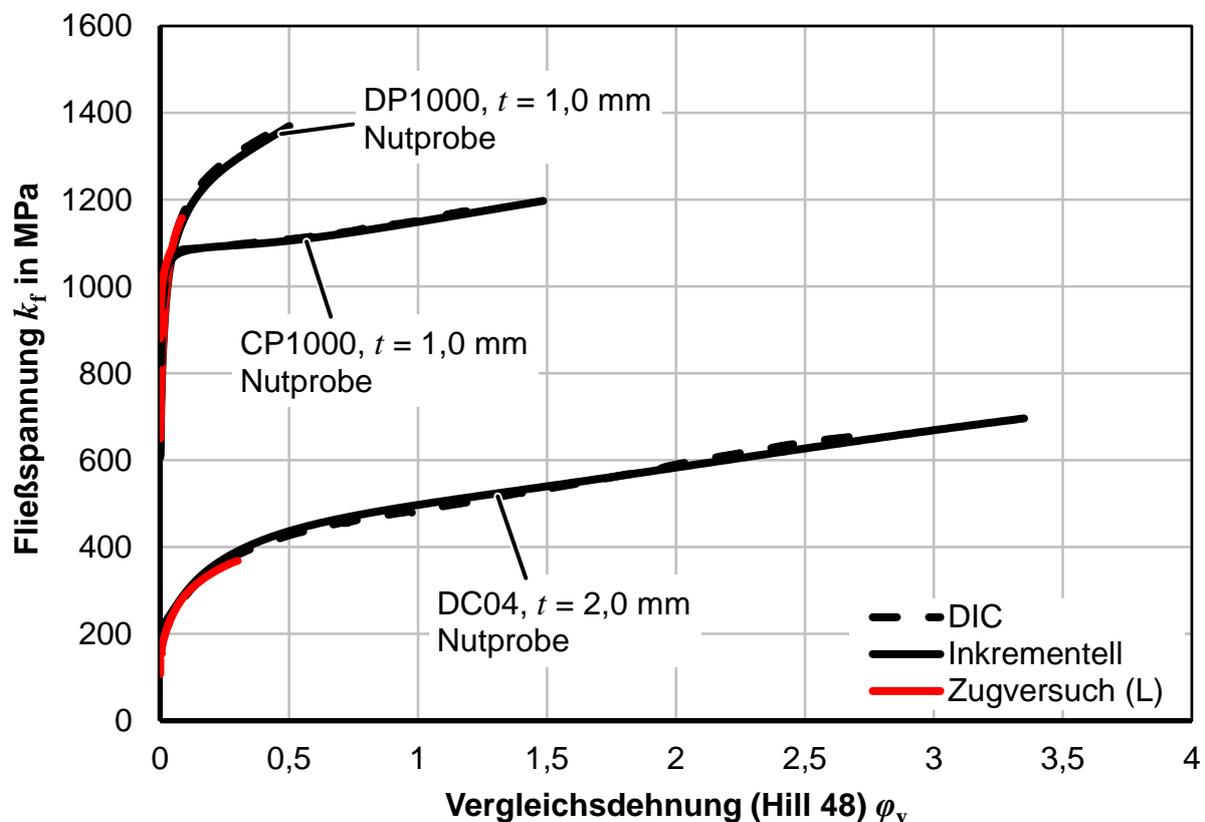


**Bild 4.20:** Experimentelle Fließkurven aus dem Zugversuch und dem ebenen Torsionsversuch

Die Kurven der analytisch berechneten Auswertung und der inkrementellen Auswertung sind nahezu identisch. Beide basieren auf derselben Approximation nach Gl. (4.29). Die maximale Dehnung der analytischen Auswertung ist geringfügig höher, da die Auswertung direkt an dem inneren Radius stattfindet und die inkrementelle Methode immer am mittleren Radius des linearisierten Bereichs stattfindet, der einen Abstand zur inneren Klemmung hat. Grundsätzlich folgen alle Fließkurven dem Trend der Fließkurven aus dem Zugversuch. Die Dehnungen im ebenen Torsionsversuch sind verhältnismäßig gering, da die Auswertung im Abstand von 0,3 mm von der inneren Klemmung stattgefunden hat. Der RMSE zwischen der inkrementell ermittelten Fließkurve und der Fließkurve aus der DIC zeigt eine Abweichung von 10,62 MPa für DC04, 8,30 MPa für CP1000 und 6,48 MPa für DP1000.

#### 4.4.4 Ermittelte Fließkurven für die Probe mit Nut

**Bild 4.21** zeigt die Ergebnisse der Auswertung für den ebenen Torsionsversuch mit Nut. Die Auswertung mit der inkrementellen Methode wird mit der Auswertung mit DIC und dem Zugversuch längs zur Walzrichtung (L) verglichen. Die analytische Methode nach Gl. (2.50) kann nicht für die Nutprobe angewendet werden. Für DP1000 (RMSE = 17,21 MPa) und CP1000 (RMSE = 3,18 MPa) sind die Fließkurven der inkrementellen Methode in guter Übereinstimmung mit der DIC. Der DP1000-Werkstoff erreicht Vergleichsdehnungen von ca. 0,5 und der schwach verfestigende CP1000 erreicht sogar Vergleichsdehnungen von ca. 1,5, während der Zugversuch für CP1000 durch die frühe Einschnürung auf Dehnungen um 0,05 begrenzt ist.



**Bild 4.21:** Experimentelle Fließkurven aus dem Zugversuch und dem ebenen Torsionsversuch mit Nut

Auch DC04 zeigt gute Übereinstimmung der DIC mit den inkrementell ermittelten Fließkurven. Lokale Abweichungen können zum einen auf die ebene Anisotropie und zum anderen auf die Erneuerung des optischen Musters für die DIC und die stufenweise Auswertung zurückgeführt werden. Die sichtbaren Abweichungen sind gering. Der mittlere RMSE ist 9,6 MPa. Die maximal erreichten Vergleichsdehnungen für den DC04 weichen voneinander ab, da unterschiedliche Proben für die Auswertung genutzt wurden. Die Probe der DIC-Messung wurde insgesamt fünf Mal aus der Prüfmaschine entfernt und wieder neu eingespannt, während die Probe für die inkrementelle

Auswertung kontinuierlich bis zum Bruch geprüft wurde. Das Entfernen und neue Einspannen könnte zu geringeren Bruchdehnungen führen als eine kontinuierliche Last. Für CP1000 und DP1000 wurde jeweils dieselbe Probe mit DIC und inkrementell ausgewertet. Sowohl die mehrstufige DIC als auch die inkrementelle Methode haben es ermöglicht, für den duktilen Tiefziehstahl DC04 Fließkurven mit Vergleichsdehnungen um 3,0 zu messen, wie sie im ebenen Torsionsversuch erreicht werden. Dies übertrifft alle konventionellen Versuche oder Methoden zur Ermittlung der Fließkurve für Blechwerkstoffe.

#### 4.5 Diskussion und Zwischenfazit

Jede der vorgestellten Methoden zur Ermittlung der Scherfließkurve aus dem ebenen Torsionsversuch hat individuelle Vor- und Nachteile, die in **Tabelle 4.5** zusammengefasst sind. Die DIC ist universell einsetzbar: Dazu gehören lokale Effekte, zyklische Prüfungen und alle Probenformen. Bei großen Scherdehnungen und den daraus resultierenden starken Verzerrungen des optischen Musters muss der Versuch allerdings gestoppt werden und ein neues, undeformiertes optisches Muster aufgebracht werden. Zum einen ist der Ablauf sehr zeitintensiv und zum anderen können zusätzliche Fehler auftreten, falls die Messpunkte für die akkumulierte Ermittlung der Dehnung fehlerhaft zugeordnet werden. Zudem ist ein DIC-System sehr teuer und der Aufbau sowie die Auswertung der Messdaten benötigt viel Zeit.

Die Messung des Drehwinkels ist dagegen einfach und präzise, solange das Durchrutschen der Probe unter den Klemmungen nicht gemessen wird. Die analytische Ermittlung der Fließkurve ist gut für die ebene Probe geeignet, da die Auswertung weniger Rechenzeit benötigt und weniger anfällig für Fehler ist als die inkrementelle Methode. Für die Nutprobe ist allerdings nur die inkrementelle Methode anwendbar. Beide Methoden, die analytische und die inkrementelle, basieren auf der Annahme, dass zu Beginn der Prüfung ebene Anisotropie und ein homogenes Deformationsfeld vorliegen. Zusätzlich können keine lokalen Effekte, wie die dynamische Reckalterung (PLC-Effekt), oder zeitabhängige Eigenschaften, wie Rekristallisierung oder Kriechen, charakterisiert werden. Aus diesem Grund sind beide Methoden auch nicht für die Messung zyklischer Fließkurven oder temperatur- und dehnratenabhängiger Eigenschaften geeignet. Die Approximation der  $M$ - $\alpha$ -Kurve durch eine stetige monoton steigende Funktion kann zu Fehlern durch unzureichende Abbildungsgenauigkeit der Formulierung führen, sodass eine Funktion mit vielen Freiheitsgraden eingesetzt werden muss.

Für die Auswertung des ebenen Torsionsversuchs wird angenommen, dass die Blechdicke während der gesamten Formänderung auf der gesamten Probe konstant bleibt. Falls auch nur eine geringe Erhöhung der Blechdicke auftritt, würde das gemessene Drehmoment ebenfalls steigen. Für die DIC-Messungen würde dies in falsch

berechneten Spannungen resultieren. Im Falle der analytischen oder inkrementellen Methoden würde dies auch in Abweichungen der Dehnungsmessung resultieren, da eine veränderte  $M$ - $\alpha$ -Kurve die gesamte Spannungs-Dehnungskurve beeinflusst. Vor allem Werkstoffe mit geringer Verfestigung, wie der CP1000, reagieren auch bei geringer Änderung der Dicke sehr sensitiv auf diesen Einfluss. Die Gültigkeit der Annahme sollte daher in zukünftigen Untersuchungen geprüft werden.

**Tabelle 4.5:** Vergleich und Anwendungsempfehlungen für die Methoden zur Messung der Scherfließkurve aus dem ebenen Torsionsversuch

Methode	Vorteile und Nachteile	Anwendungs-empfehlung
DIC	Vorteile: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Lokale Dehnungsmessung</li> <li>• Alle Probenformen prüfbar</li> </ul> Nachteile: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Diskretisierung des Dehnungsfeldes</li> <li>• Dehnungslokalisierung</li> <li>• Versuchsunterbrechung und Neuberasterung bei starker Scherung</li> </ul>	Wenn analytische und inkrementelle Methoden nicht möglich sind: <ul style="list-style-type: none"> <li>➤ Zyklische Prüfung</li> <li>➤ Temperatur- und dehnratenabhängige Prüfung</li> <li>➤ Bei ausgeprägter Anisotropie</li> </ul>
Analytisch	Vorteile: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Hohe Genauigkeit bei hohen Dehnungen</li> <li>• Schnell und einfach</li> </ul> Nachteile: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Nur für ebene Proben</li> <li>• Keine lokalen Effekte</li> <li>• Approximation der <math>M</math>-<math>\alpha</math>-Kurve</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ Monotone Fließkurven mit ebener Probe</li> </ul>
Inkrementell	Vorteile: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Hohe Genauigkeit bei hohen Dehnungen</li> <li>• Für ebene und beliebige Nutproben</li> <li>• Ermittlung der Bruchdehnung möglich</li> </ul> Nachteile: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Keine lokalen Effekte</li> <li>• Approximation der <math>M</math>-<math>\alpha</math>-Kurve</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ Monotone Fließkurven und Bruchdehnung für Nutproben</li> </ul>



## 5 Lokalisierung der Dehnung in Scherversuchen

Numerische Simulationen sowie die optische Messung von Dehnungen basieren auf einer Diskretisierung der Oberfläche eines Kontinuums in einzelne Bereiche. Lokale Dehnungen innerhalb dieser einzelnen „Elemente“ können nur für das gesamte Gebiet bestimmt werden. Lokale Unterschiede innerhalb der Elemente werden nicht gemessen. Ein Merkmal von Schertests, wie z. B. dem Scherversuch nach Miyauchi (1984) oder dem ebenen Torsionsversuch, ist der zunehmende Spannungsgradient, der zur Lokalisierung der Scherdehnung in einem engen Bereich der Probe führt. Die Intensität der Lokalisierung wird durch die Form der Probe und die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe beeinflusst. Für einige Anwendungen, wie die Charakterisierung des Bauschinger-Effekts mit dem ebenen Torsionsversuch, ist dieser Spannungsgradient für eine effiziente Werkstoffcharakterisierung hilfreich. Zyklische Fließkurven können an verschiedenen Positionen der Probe und damit bei unterschiedlicher Belastung während der Lastumkehr ermittelt werden. Für viele konventionelle Scherversuche ist sogar ein lokal variierender Querschnitt und damit ein Spannungsgradient erforderlich, um die gewünschte ebene Scherdeformation im Prüfbereich zu erzeugen (z. B. Roth und Mohr, 2018). Für andere Anwendungen, wie die Bestimmung von Fließkurven mit sehr geringer oder keiner Kaltverfestigung, ist der Dehnungsgradient ein Hauptproblem. Es tritt eine Dehnungslokalisierung in einem engen Bereich um die Position der maximalen Spannung auf, die durch die Diskretisierung der optischen Dehnungsmessung nicht mehr genau gemessen werden kann. Dieses Kapitel verfolgt drei Ziele:

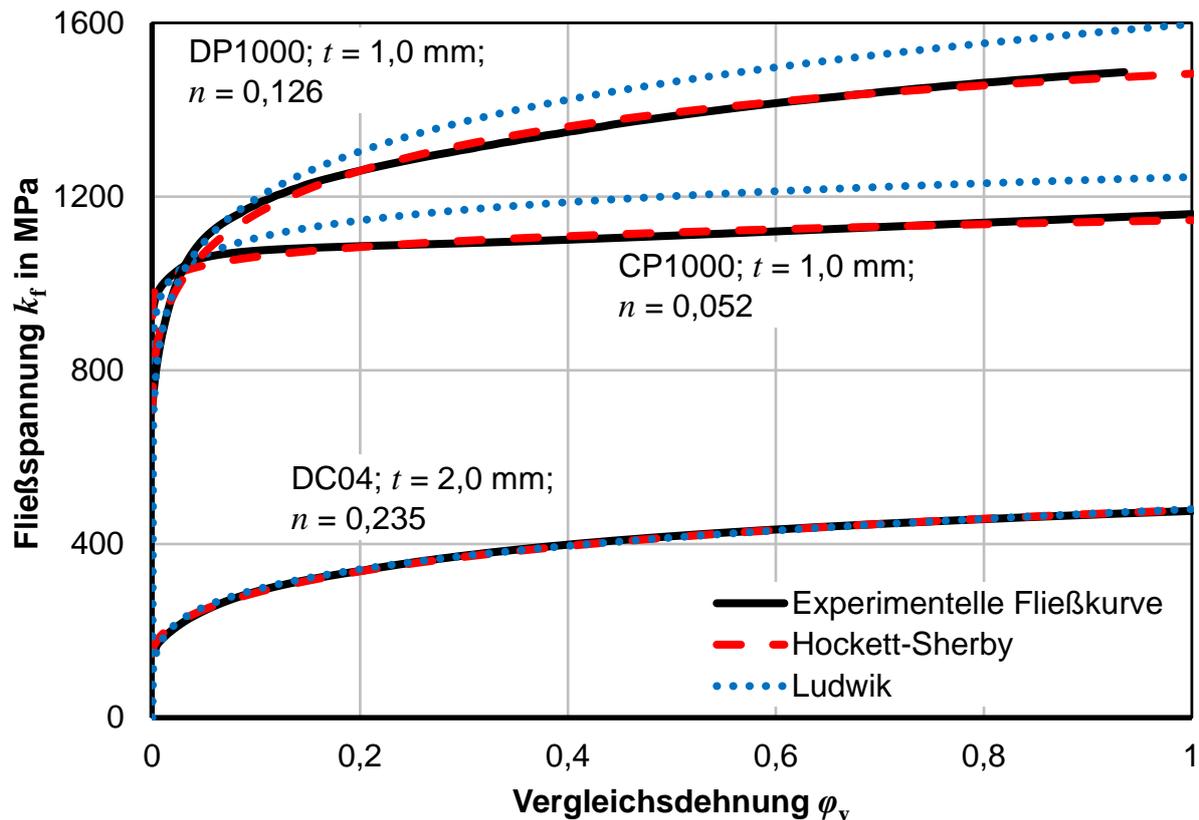
- Eine Sensitivitätsanalyse für die Beziehung zwischen Probenform, Werkstoffeigenschaften und Dehnungsreferenzlänge auf die Ergebnisse der optischen Dehnungsmessung.
- Eine analytische Berechnung des Fehlers aufgrund der Diskretisierung in Scherversuchen für konventionelle Scherversuche und für den ebenen Torsionsversuch.
- Die Erarbeitung von einfachen und übertragbaren Betriebsgrenzen für die optische Dehnungsmessung in Scherversuchen.

### 5.1 Experimentelle Analyse der Dehnungslokalisierung in Scherversuchen

#### *Versuchswerkstoffe*

Drei Werkstoffe wurden charakterisiert, um den Einfluss der Dehnungslokalisierung zu analysieren und um das Ausmaß der Lokalisierung und die Unterschiede in der

bestimmten Dehnung durch eine definierte Variation der Elementgröße (Dehnungsreferenzlänge) zu bewerten. Die Studie untersuchte den duktilen und stark kaltverfestigenden DC04-Stahl, den hochfesten Dualphasenstahl DP1000 und den Komplexphasenstahl CP1000. Die Fließkurven der untersuchten Werkstoffe sind in **Bild 5.1** dargestellt. Diese wurden im Zugversuch in Walzrichtung nach der Norm (SEP 1240, 2006) ermittelt und mit Fließkurven aus dem ebenen Torsionsversuch extrapoliert. Die Kennwerte der Werkstoffe können Kapitel 4.4.1 entnommen werden.



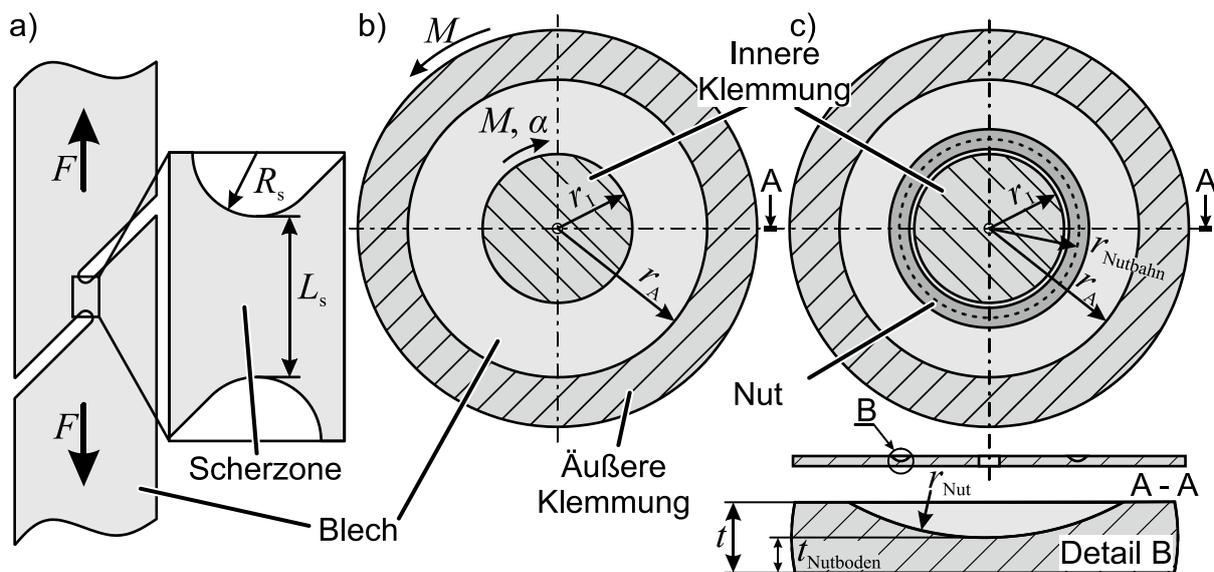
**Bild 5.1:** Experimentelle Fließkurven, Approximationen und Verfestigungsexponent  $n$  für die untersuchten Werkstoffe DC04, CP1000 und DP1000

DC04 hat eine ausgeprägte Kaltverfestigung ( $n = 0,235$ ). Die Streckgrenze ist ca. 200 MPa und erhöht sich um ca. 150% bei  $\varphi = 1$ . Bei CP1000 ist eine geringe Verfestigung ( $n = 0,052$ ) zu erkennen. Nach einer hohen Anfangsfestigkeit von 1000 MPa steigt die Fließspannung schnell auf ca. 1150 MPa an und steigt dann nur noch sehr geringfügig an. DP1000 kombiniert hohe Anfangsfestigkeit mit mäßiger Kaltverfestigung ( $n = 0,126$ ). Aufgrund der unterschiedlichen Festigkeits- und Verfestigungsgrade werden für diese Werkstoffe grundsätzlich unterschiedliche Lokalisierungseigenschaften erwartet. Die experimentellen Fließkurven wurden unter Verwendung der Hockett-Sherby- und Ludwik-Hollomon-Gleichung approximiert. Der Verfestigungsexponent  $n$  aus der Ludwik-Hollomon-Gleichung ist ein Maß für die Verfestigungsrate der Werkstoffe und wird direkt aus den Ergebnissen der Zugversuche

abgeleitet. Die approximierten Kurven werden in den analytischen Berechnungen in den Kapiteln 5.3 und 5.5 angewendet.

### Versuchsaufbau und Probenformen

Zur Veranschaulichung des Lokalisierungsverhaltens wurden drei verschiedene, im **Bild 5.2** gezeigte, Scherversuche verwendet. Dies sind: ein konventioneller Scherzugversuch mit einer Scherlänge  $L_s$  von 4 mm und einem Radius  $R_s$  von 1 mm (**Bild 5.2a**), der ebene Torsionsversuch ohne Nut (**Bild 5.2b**) und der ebene Torsionsversuch mit kreisförmiger Nut (**Bild 5.2c**). Die äußere Kontur der Proben wurde durch Laserstrahlschneiden hergestellt. Die Nuten im ebenen Torsionsversuch wurden gefräst. Der konventionelle Scherversuch wird in einer Universalprüfmaschine linear parallel zur Scherzone mit der Kraft  $F$  belastet. Der ebene Torsionsversuch wird mit einem Drehmoment  $M$  zwischen innerer und äußerer Klemmung belastet. Der innere Spannradius  $r_I$  beträgt 15 mm und der äußere Spannradius  $r_A$  beträgt 30 mm. Die Nut hat einen Radius  $r_{\text{Nut}}$  von 4 mm und die Hälfte der Blechstärke am Nutgrund. Die Dehnung auf der Probenoberfläche wird mit einem 3D-DIC-System, wie im Kapitel 4.1 beschrieben, gemessen.



**Bild 5.2:** Probenformen und -abmessungen für a) den konventionellen Scherzugversuch, b) den ebenen Torsionsversuch ohne Nut und c) den ebenen Torsionsversuch mit Nut

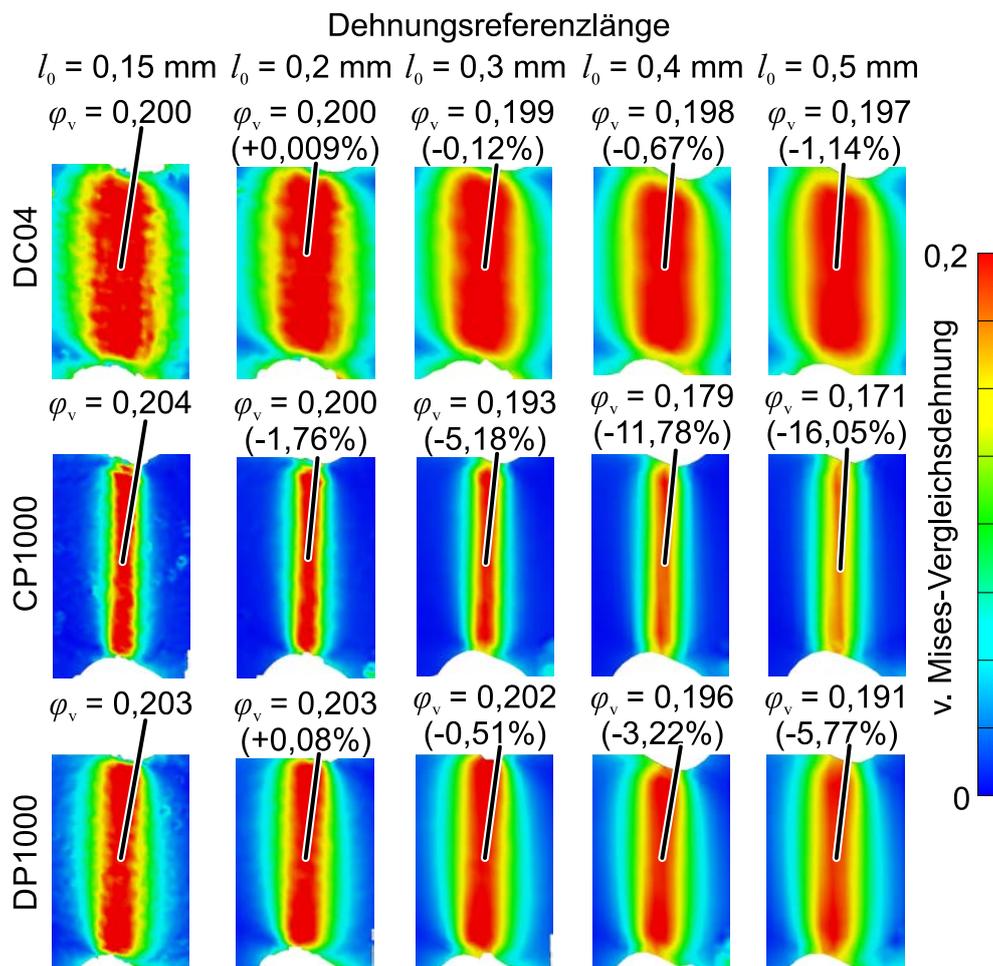
### Einfluss der Dehnungsreferenzlänge auf die Dehnungsmessung mittels DIC

Die im **Bild 5.2** gezeigten Proben wurden getestet und das Dehnungsfeld mittels DIC gemessen. Die Dehnungsreferenzlänge wurde nach dem Test durch Variation der DIC-Facettengröße und des -abstands sukzessive auf definierte Werte eingestellt. Eine detaillierte Beschreibung der DIC-Einstellungen ist im Kapitel 4.1 zu finden. Jede der drei Proben wurde mit einer unterschiedlichen Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  zwischen

0,15 mm und 0,5 mm ausgewertet, und die gemittelte Dehnung entlang einer Linie wird an einer gleichen Position auf der Probe gemessen.

### Dehnungsmessung in konventionellen Scherversuchen

**Bild 5.3** zeigt den Einfluss der Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  zwischen 0,15 mm und 0,5 mm bei der optischen Dehnungsmessung für den konventionellen Scherversuch nach **Bild 5.2a**. Die gemittelte Vergleichsdehnung entlang der Position der maximalen Dehnung und die Abweichung der gemessenen Dehnung von der Referenzkonfiguration ( $l_0 = 0,15$  mm) ist in jedem DIC-Dehnungsfeld gezeigt.



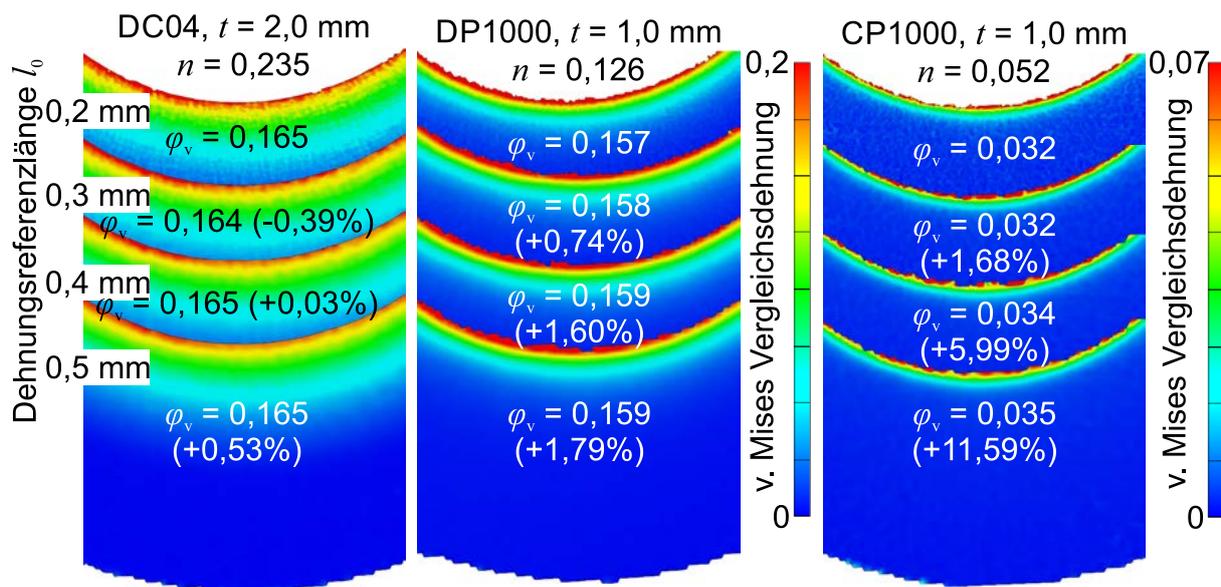
**Bild 5.3:** Abweichung der gemessenen Dehnungen für eine Variation der Dehnungsreferenzlänge im konventionellen Scherversuch

Je größer die Dehnungsreferenzlänge ist, desto geringere Dehnungen werden gemessen. DC04 zeigt nur geringe Unterschiede in der gemessenen Dehnung. Ein breiter Bereich mit hoher Dehnung wird beobachtet. Auch größere Dehnungsreferenzlängen führen zu keinen wesentlich größeren Abweichungen (maximal -1,4% bei  $l_0 = 0,5$  mm). Für CP1000 ist ein sehr schmales Dehnungsband und ein stark abnehmender Gradient der Dehnung erkennbar. Die gemessenen Dehnungen für eine Dehnungsreferenzlänge von 0,5 mm sind 16% kleiner als für eine Dehnungsreferenzlänge von 0,15 mm. Die

Dehnungsmessung für CP1000 zeigt eine starke Sensitivität gegenüber der Dehnungsreferenzlänge. Die Abweichung der gemessenen Dehnung (7-8%) für DP1000 liegt zwischen den gemessenen Werten für DC04 und CP1000. Messabweichungen zeigen eine starke Korrelation mit dem Verfestigungskoeffizienten  $n$ . Je kleiner der Verfestigungskoeffizient ist, desto größer ist die Abweichung der gemessenen Dehnungen.

### Dehnungsmessung im ebenen Torsionsversuch

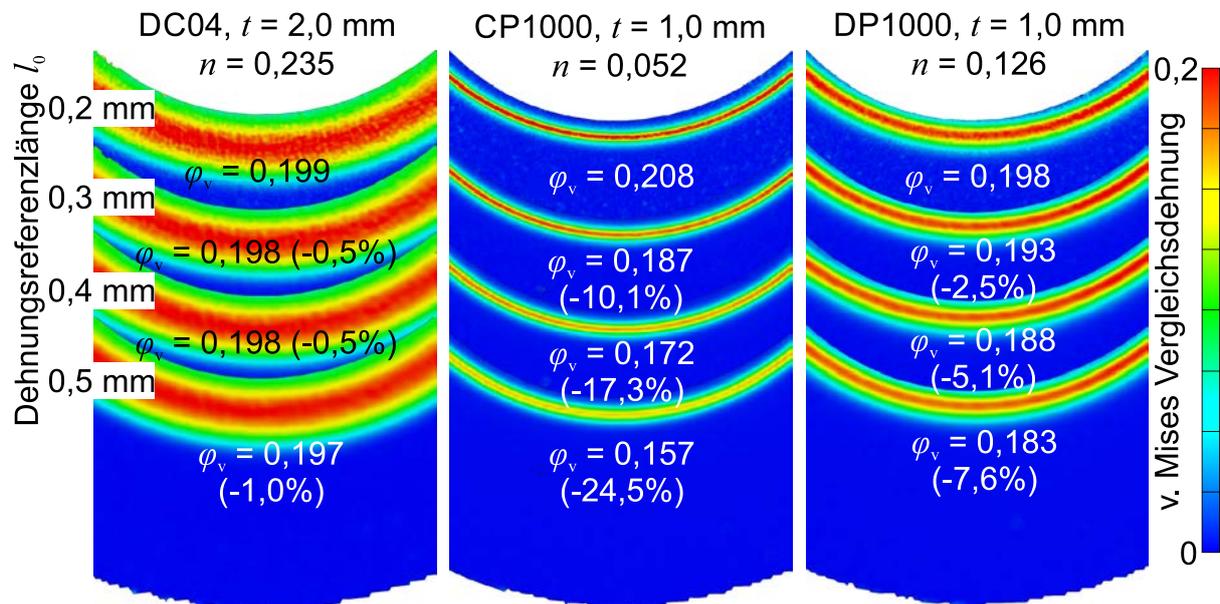
Ebene Torsionsversuche wurden analog zum konventionellen Scherversuch durchgeführt. Die Dehnungsreferenzlänge variiert zwischen 0,2 und 0,5 mm, wie im **Bild 5.4** gezeigt. Der radial abnehmende Dehnungsgradient ist vergleichbar mit dem Scherversuch. In Abhängigkeit von der Kaltverfestigung der Werkstoffe ist die Intensität stärker oder schwächer. Darüber hinaus können bei größerer Dehnungsreferenzlänge die Punkte in der Nähe der inneren Klemmung nicht mehr korrekt bestimmt werden, da durch die größeren Elemente auch eine größere Fläche in der Nähe der inneren Klemmung nicht gemessen werden kann (mindestens  $\frac{1}{2}$  Facettenabstand zur inneren Klemmung – vgl. Kapitel 4.1).



**Bild 5.4:** Ergebnisse der Dehnungsmessung für DC04, CP1000 und DP1000 mit unterschiedlicher Dehnungsreferenzlänge im ebenen Torsionsversuch ohne Nut

Aus diesem Grund wurde die Dehnungsmessung in einem Abstand von 0,5 mm von der inneren Einspannung durchgeführt ( $r = 15,5$  mm). Im Vergleich zum konventionellen Scherversuch nehmen die gemessenen Dehnungen mit zunehmender Dehnungsreferenzlänge zu. Beim CP1000 ist eine Erhöhung der gemessenen Dehnung von ca. 11,6% für  $l_0 = 0,5$  mm zu sehen. Der radial abnehmende Spannungs- und Dehnungsgradient ist bei Verwendung eines Probekörpers mit kreisförmiger Nut noch ausgeprägter. **Bild 5.5** zeigt die Vergleichsdehnung für jeweils eine Probe aus DC04,

CP1000 und DP1000. Insbesondere der CP1000-Stahl mit geringer Verfestigung ( $n = 0,052$ ) weist aufgrund der starken Lokalisierung der Dehnung in einem engen Bereich eine Abweichung der gemessenen Dehnung von bis zu 25% in Bezug auf die kleinste Messlänge auf. DC04 ( $n = 0,235$ ) zeigt nur Abweichungen von 1% der gemessenen Dehnung. Je stärker die Verfestigung der Werkstoffe ist, desto geringer ist die Abweichung mit zunehmender Dehnungsreferenzlänge, da der Gradient der Dehnung im Maximum nicht so stark abnimmt. Je kleiner die Dehnungsreferenzlänge ist, desto genauer ist die Dehnungsmessung. Die exakte Dehnung von stark lokalisierenden Werkstoffen mit starken Dehnungsgradienten ist daher nur mit sehr kleinen optischen Facetten zuverlässig messbar.



**Bild 5.5:** Ergebnisse der Dehnungsmessung für DC04, CP1000 und DP1000 mit unterschiedlichen Dehnungsreferenzlängen im ebenen Torsionsversuch mit konventioneller Nut nach **Bild 5.2c**

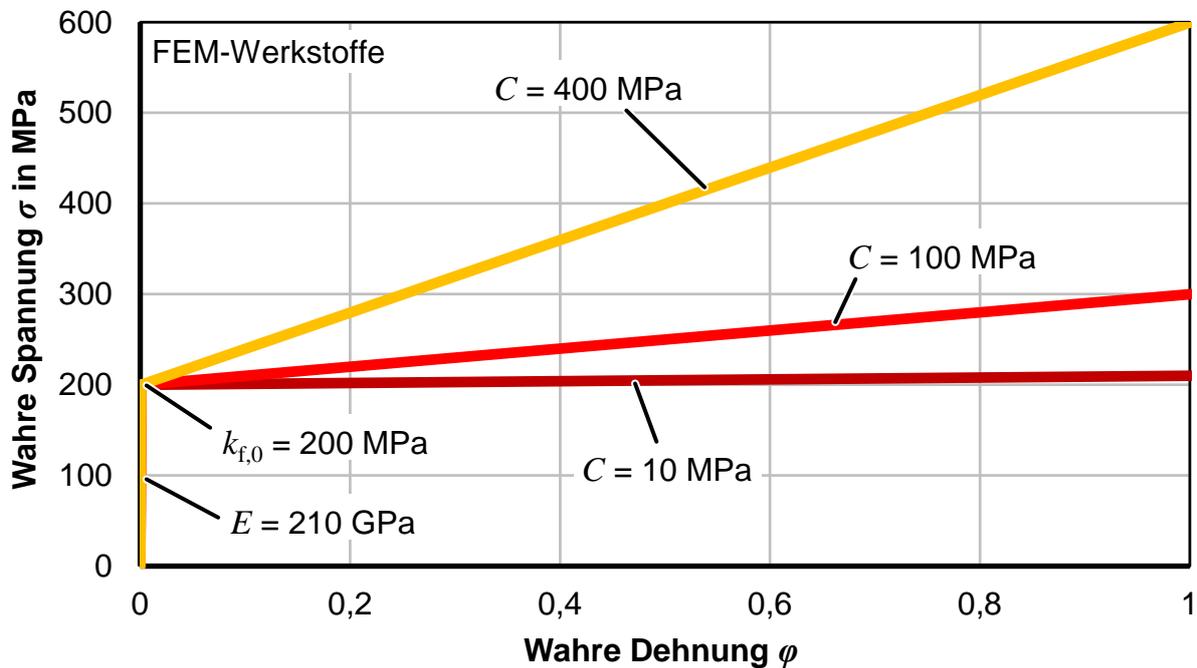
## 5.2 Numerische Analyse des Einflusses von Festigkeit und Verfestigung auf die Dehnungsllokalisierung

Für die selektive Analyse des Einflusses der Festigkeit und der Verfestigung wurde ein linear-elastisch, linear-plastisches Werkstoffverhalten angenommen. Lineare Kaltverfestigung wird durch

$$k_f = k_{f,0} + C \cdot \varphi \quad (5.1)$$

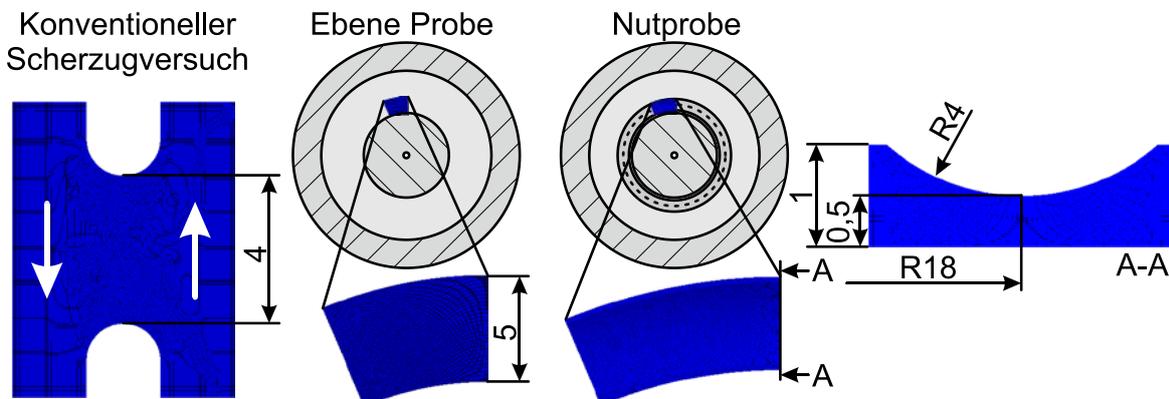
beschrieben.  $k_{f,0}$  ist die Anfangsfließspannung und  $C$  ist die Steigung der Fließkurve als Maß für die Kaltverfestigung. **Bild 5.6** zeigt die untersuchten linear verfestigenden Spannungs-Dehnungskurven mit einer Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  von 200 MPa und Verfestigungsparameter  $C$  zwischen 10 (5% von  $k_{f,0}$ ) und 400 MPa (200% von  $k_{f,0}$ ). Für

die numerische Analyse wurden idealisierte Modelle der im **Bild 5.2** dargestellten Probenformen in der kommerziellen FE-Software LS-Dyna simuliert.



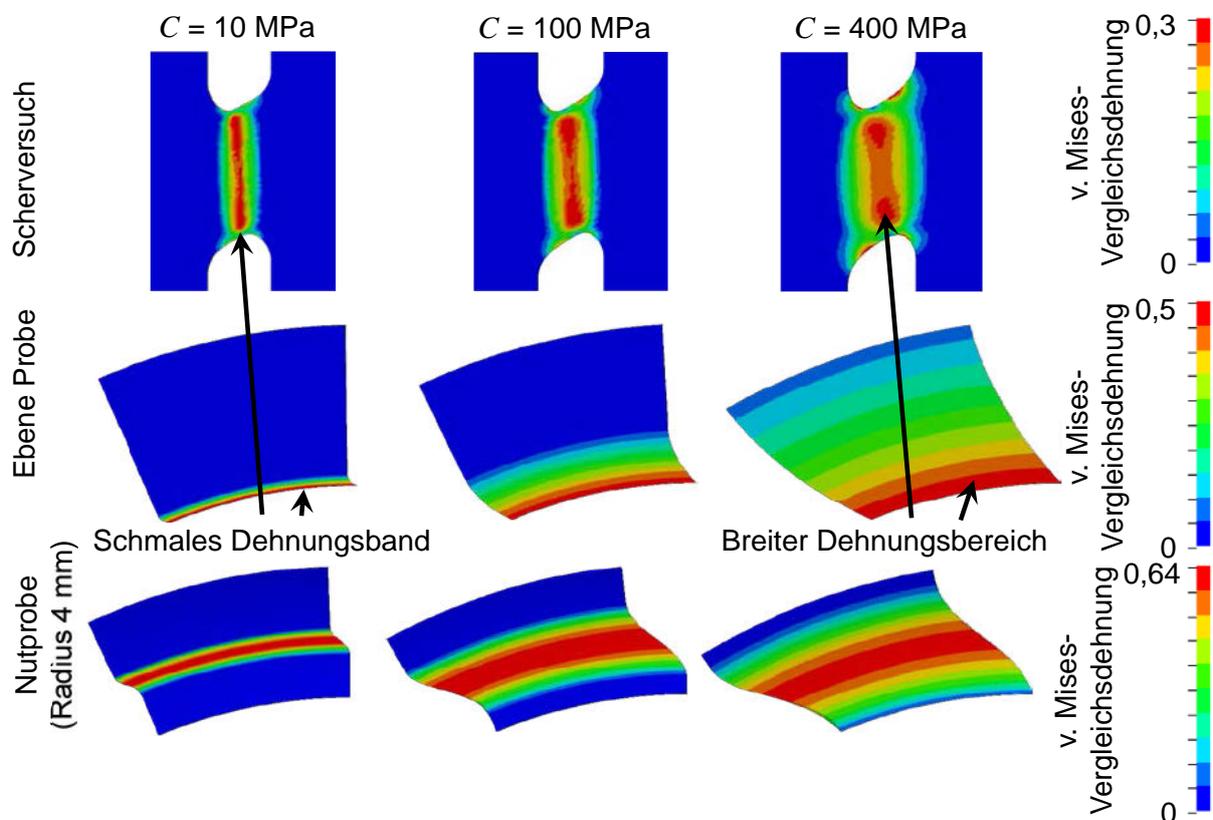
**Bild 5.6:** Spannungs-Dehnungskurven für lineare Verfestigung

**Bild 5.7** zeigt die vernetzten Probenausschnitte des konventionellen Scherversuchs und des ebenen Torsionsversuchs mit und ohne Nut. In allen Versuchs wurde nur ein lokaler Bereich modelliert. Für den ebenen Torsionsversuch ist dies ein  $15^\circ$ -Ausschnitt der Probe, der durch eine zyklische Symmetriebedingung modelliert wurde. In radialer Richtung ist der Abschnitt etwa 5 mm breit. Die Elementkantenlänge aller Probenformen ist zwischen 0,05 und 0,1 mm. Die Kraft  $F$  bzw. das Drehmoment  $M$  werden durch Randbedingungen an den äußeren Kanten des Modells beaufschlagt.



**Bild 5.7:** FEM-Modelle eines idealisierten Scherversuchs, des ebenen Torsionsversuchs und des ebenen Torsionsversuchs mit Nut

Die Verteilung der Dehnung in den dargestellten Probenformen ist im **Bild 5.8** für die im **Bild 5.6** dargestellten Spannungs-Dehnungskurven dargestellt. Für alle dargestellten Scherversuche ist zu erkennen, dass sich bei geringer Verfestigung ( $C = 10$  MPa) ein sehr schmales Dehnungsband einstellt. Die geringe Verfestigung führt dazu, dass Bereiche, an denen die Spannung geringer ist, nur sehr geringe Dehnungen zeigen. Je höher die Verfestigung  $C$ , desto stärker werden auch Bereiche mit geringerer Spannung plastisch umgeformt, sodass auch der Gradient der Dehnung abnimmt. Dieses Verhalten spiegelt direkt den Einfluss der Verfestigungsexponenten aus den experimentellen Arbeiten im Kapitel 5.1 wider, sodass angenommen werden kann, dass die Verfestigung den maßgeblichen Einfluss auf den Gradienten der Dehnung und damit auf die Lokalisierung der Dehnung hat.



**Bild 5.8:** Numerische Analyse des Einflusses der Verfestigung auf das Dehnungsfeld in Scherversuchen

### 5.3 Analytische Abschätzung des Messfehlers aufgrund der Dehnungslokalisierung in Scherversuchen

Die experimentellen Ergebnisse aus Kapitel 5.1 zeigen, dass die werkstoffabhängige Lokalisierung der Dehnung einen großen Einfluss auf die DIC-basierte Scherdehnungsmessung hat. Im folgenden Abschnitt wird der durch die Diskretisierung verursachte Fehler in Abhängigkeit von der Probengeometrie, den Werkstoffeigenschaften und der Dehnungsreferenzlänge analytisch abgeschätzt. Mit dem beschriebenen Verfahren ist es



Bei nichtlinearer Deformation der Linie kommt es zu Abweichungen des gemessenen Scherwinkels vom exakten lokalen Scherwinkel ( $\eta \neq \eta(l_0)$ ). Für  $l_0 = 0$  ist der Diskretisierungsfehler  $\zeta = 0$  und die Dehnungsmessung ist exakt. **Bild 5.9b** und **c** zeigen die Deformation einer radialen Linie im ebenen Torsionsversuch ohne Nut und mit Nut. Der diskrete Scherwinkel  $\eta(l_0)$  ist hier ein integrales Maß für den Umfangswinkel  $\theta$ .

Für die nachfolgende analytische Abschätzung des Diskretisierungsfehlers werden einige Annahmen getroffen:

1. Im Testbereich liegt eine ideale einfache Scherung vor, was bedeutet, dass sich der Querschnitt (Scherlänge und lokale Blechdicke) des gescherten Bereichs nicht ändert.
2. Es treten keine Randeffekte oder Inhomogenität auf. Schubspannung und Schubdehnung sind entlang der Scherebene konstant (im Scherversuch:  $\tau(x) = \text{konst}$ ; im ebenen Torsionsversuch:  $\tau(\theta) = \text{konst}$ ).
3. Die Schubspannung kann aus der Kraft und dem Querschnitt exakt berechnet werden.
4. Das Werkstoffverhalten entspricht linearer Elastizität und isotroper v. Mises-Plastizität.
5. Die Fließkurve des Werkstoffs ist bekannt und kann analytisch approximiert werden.

Das v. Mises-Fließkriterium wird verwendet, um die Scherspannung und die Scherdehnung aus Vergleichsspannungen und -dehnungen zu berechnen:

$$\varphi_v = \frac{\gamma_{pl}}{\sqrt{3}} \quad \text{und} \quad k_f = \sqrt{3} \cdot \tau. \quad (5.3)$$

Das Verfestigungsgesetz nach Ludwik

$$k_f = k_{f,0} + C \cdot \varphi_v^n \quad (2.24)$$

führt beispielsweise zur plastischen Scherdehnung

$$\gamma_{pl}(\tau) = \sqrt{3} \cdot \left( \frac{\sqrt{3} \cdot \tau - k_{f,0}}{C} \right)^{\frac{1}{n}} \quad \text{für} \quad \tau > \frac{k_{f,0}}{\sqrt{3}}. \quad (5.4)$$

Die Schubspannung  $\tau$  ist die auf den Querschnitt im Scherbereich  $A$  bezogene Kraft  $F$ :

$$\tau = \frac{F}{A}. \quad (5.5)$$

### Konventionelle Scherversuche

Bei konventionellen Scherversuchen nach **Bild 5.9a** wird die Kraft  $F$  direkt gemessen und für den Querschnitt  $A$  folgt

$$A(x) = t(x) \cdot L(x) = t \cdot \left( L_s + 2 \cdot \left( R_s - \sqrt{R_s^2 - x^2} \right) \right). \quad (5.6)$$

### Ebener Torsionsversuch

Die radiusabhängige Kraft  $F$

$$F(r) = \frac{M}{r} \quad (5.7)$$

im ebenen Torsionsversuch berechnet sich aus dem Drehmoment  $M$  und dem Querschnitt

$$A(r) = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot t(r), \quad (5.8)$$

mit konstanter Blechdicke  $t$  für die ebene Probe (**Bild 5.9b**) und einer radiusabhängigen Blechdicke

$$t(r) = t_{\text{Nutboden}} + r_{\text{Nut}} - \sqrt{r_{\text{Nut}}^2 - (r_{\text{Nutbahn}} - r)^2} \quad (5.9)$$

für die Probe mit runder Nut (**Bild 5.9c**). Mit bekannter Probengeometrie und bekannten Werkstoffparametern kann die lokale Scherdehnung  $\gamma$  für alle vorgestellten Probenformen exakt bestimmt werden.

### **Berechnung der gemessenen diskreten Dehnung**

Die diskrete Scherdehnung  $\gamma_{\text{dis}}$  wird durch Integrieren der Verschiebungen entlang der deformierten Linien bestimmt. Aufgrund der unterschiedlichen Koordinatensysteme (kartesisch und polar) sind der konventionelle Scherversuch und der ebene Torsionsversuch getrennt zu betrachten.

### Konventionelle Scherversuche

Die lokale Scherdehnung

$$\gamma = \tan(\eta) = \frac{dy}{dx} \quad (5.10)$$

wird aus der lokalen Steigung der deformierten Linie berechnet. Für ein diskretes Element mit der anfänglichen Kantenlänge  $l_0$  folgt aus Gl. (5.10)

$$\gamma_{\text{dis}} = \frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{\Delta y}{l_0} \quad (5.11)$$

mit

$$\Delta y = \int_{x_1}^{x_2} dy = \int_{x_1}^{x_2} \gamma(x) \cdot dx. \quad (5.12)$$

Durch Einfügen von Gl. (5.12) in Gl. (5.11) folgt für die diskrete Scherdehnung

$$\gamma_{\text{dis}} = \frac{1}{l_0} \cdot \int_{x-\frac{l_0}{2}}^{x+\frac{l_0}{2}} \gamma(x) \cdot dx. \quad (5.13)$$

Die erforderliche exakte lokale Dehnung  $\gamma(x)$  ist wie im vorherigen Abschnitt beschrieben definiert.

### Ebener Torsionsversuch

Die Berechnung der integralen Scherdehnung in Abhängigkeit von der Dehnungsreferenzlänge für den ebenen Torsionsversuch erfolgt analog zum konventionellen Scherversuch. Die Scherdehnung wird aus der lokalen Steigung der radialen Linie berechnet:

$$\gamma = \tan(\eta) = r \frac{d\alpha}{dr}. \quad (5.14)$$

Die diskrete Dehnung für einen radialen Bereich  $\Delta r = l_0$  ist

$$\gamma_{\text{dis}} = r \frac{\Delta\alpha}{\Delta r} = r \frac{\Delta\alpha}{l_0} \quad (5.15)$$

mit der Winkeldifferenz  $\Delta\alpha$  aus dem Integral der inkrementellen Winkeländerung  $d\alpha$ :

$$\Delta\alpha = \int_{r_1}^{r_2} d\alpha = \int_{r-\frac{l_0}{2}}^{r+\frac{l_0}{2}} \frac{\gamma}{r} dr. \quad (5.16)$$

Für die diskrete Dehnung folgt

$$\gamma_{\text{dis}} = \frac{1}{l_0} \cdot \int_{r-\frac{l_0}{2}}^{r+\frac{l_0}{2}} \frac{\gamma(r)}{r} dr. \quad (5.17)$$

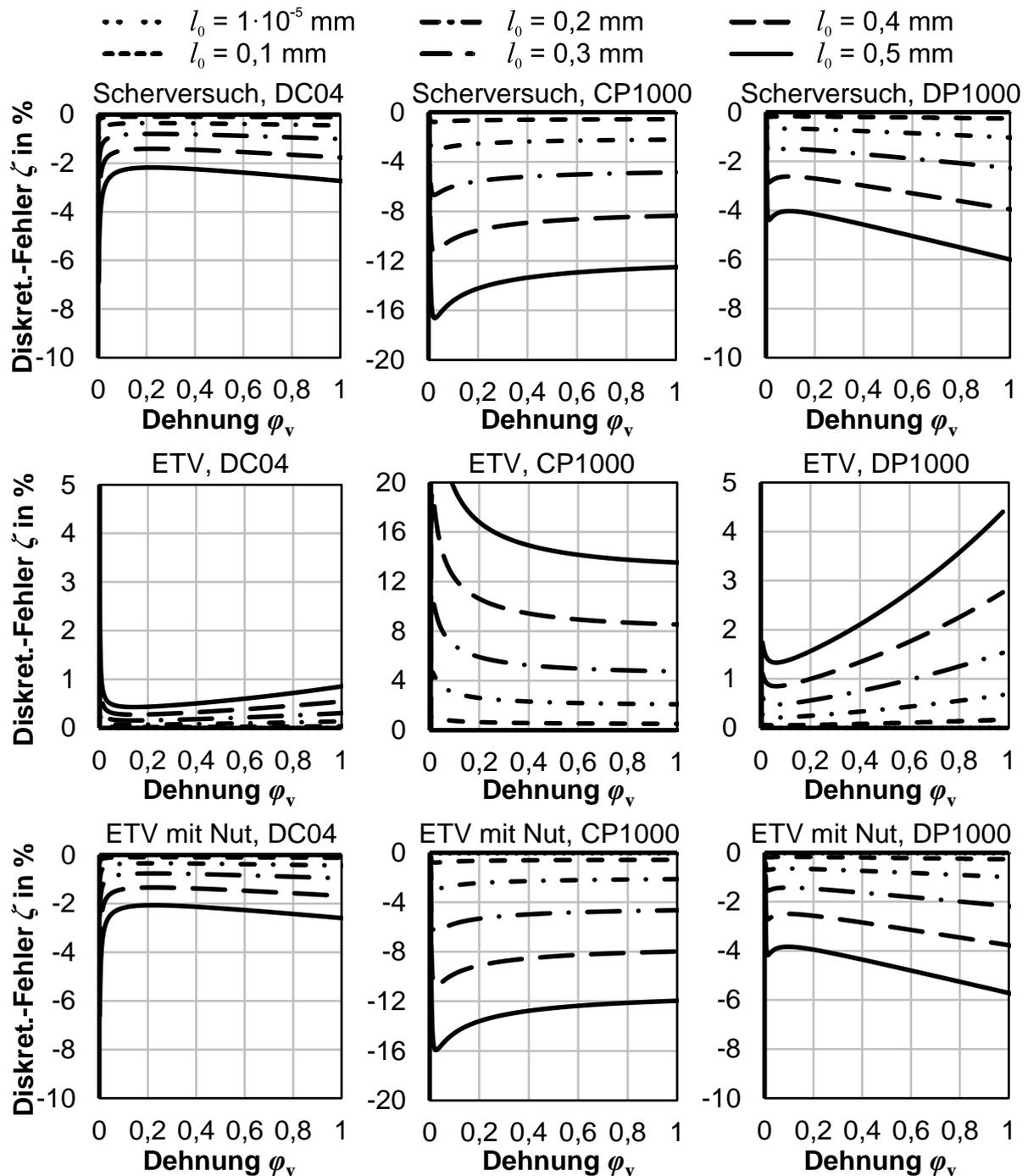
$\gamma(r)$  ist wie im vorherigen Abschnitt beschrieben definiert.

### ***Beispielhafte Berechnung des Messfehlers für die experimentellen Werkstoffe***

Die Abschätzung der Messabweichung wurde für die im Kapitel 5.1 untersuchten Werkstoffe exemplarisch durchgeführt. Zu diesem Zweck wurden die Fließkurven der Werkstoffe, wie im **Bild 5.1** dargestellt, nach Hockett und Sherby (1975) approximiert

$$k_f = k_{f,\infty} - (k_{f,\infty} - k_{f,0}) \cdot e^{-m\varphi_v^n} \quad (2.28)$$

und der Diskretisierungsfehler  $\zeta$  nach Gl. (5.2) berechnet. **Bild 5.10** zeigt den Diskretisierungsfehler in Abhängigkeit der Vergleichsdehnung für den konventionellen Scherversuch.



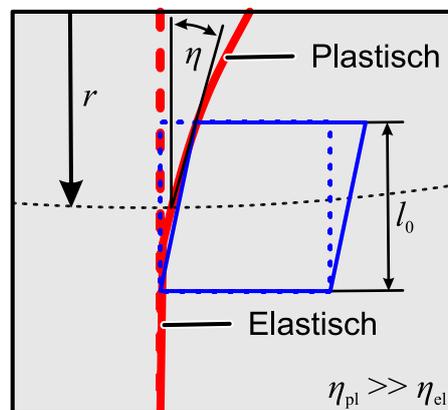
**Bild 5.10:** Analytisch berechnete Diskretisierungsfehler für die untersuchten Werkstoffe DC04, CP1000 und DP1000 für den konventionellen Scherversuch, den ebenen Torsionsversuch und den ebenen Torsionsversuch mit Nut

Die Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  wurde von ca. 0 mm ( $1 \cdot 10^{-5}$  mm) bis 0,5 mm in Schritten von 0,1 mm variiert. Der Diskretisierungsfehler variiert im Verlauf des Versuchs für alle Werkstoffe und Probenformen. Der Scherversuch und der ebene Torsionsversuch mit Nut haben einen negativen Fehler, sodass geringere Dehnungen gemessen werden. Im Gegensatz dazu hat der ebene Torsionsversuch ohne Nut einen positiven Fehler,

sodass dort zu große Dehnungen gemessen werden. Dies bestätigt die experimentellen Ergebnisse. Insgesamt bilden die analytischen Ergebnisse eine gute qualitative und quantitative Näherung der experimentellen Ergebnisse aus Kapitel 5.1.

### *Messabweichungen während des elastisch-plastischen Übergangs*

**Bild 5.10** zeigt für alle Werkstoffe einen starken Anstieg des Diskretisierungsfehlers bei geringer Dehnung. Dies ist auf die Messung von Prüfbereichen zurückzuführen, die teilweise elastisch und teilweise plastische Dehnung haben, wie im **Bild 5.11** dargestellt. Wenn zum Beispiel die lokale Dehnung am Radius  $r$  bestimmt werden soll und dieser noch eben elastisch ist, aber die Bereiche mit kleinerem Radius innerhalb desselben diskreten Elements bereits plastisch umgeformt sind, dann ist die Gesamtumformung des Elements im Verhältnis zu der lokalen Dehnung am Radius  $r$  deutlich größer und damit auch die gemessene Dehnung. Die plastische Dehnung ist deutlich größer als die elastische Dehnung, sodass die integrale Bestimmung der Dehnung immer zu einer Mittelung von sehr kleinen und im Vergleich sehr großen Dehnungen und damit zu großen Fehlern zu den realen lokalen Dehnungen führt. Je größer der Anteil des rein elastischen oder nachfolgend des plastischen Bereichs des diskreten Messelements ist, desto geringer ist die Messabweichung. Die größte Abweichung tritt auf, wenn der elastisch-plastische Übergang am Radius  $r$  erreicht wird, bei dem die Hälfte des Bereichs elastisch ist und die andere Hälfte bereits plastisch ist. Je weicher der elastisch-plastische Übergang ist, desto geringer ist die Messabweichung.



**Bild 5.11:** Darstellung der Messabweichung beim elastisch-plastischen Übergang innerhalb des diskreten Elements

## 5.4 Ansätze zur Vermeidung von Messfehlern aufgrund der Dehnungslokalisierung

Der Einfluss der Dehnungsreferenzlänge auf die Messung von Scherdehnungen mit DIC wurde an drei Werkstoffen untersucht und gezeigt, dass Messfehler in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften, der Probengeometrie und der Einstellungen des DIC-Systems auftreten. Je geringer die Kaltverfestigung des Werkstoffs ist, desto größer ist der

Messfehler aufgrund zu großer optischer Elemente. Für den Werkstoff CP1000 wurden Abweichungen von bis zu 25% gemessen, während DC04 bei gleicher Einstellung nur 1% Abweichung aufweist.

Um Messfehler von Messsystemen mit diskreten Messbereichen zu reduzieren oder zu vermeiden, können aus den gewonnenen Erkenntnissen folgende Strategien abgeleitet werden:

1. Die Dehnungsreferenzlänge muss so weit reduziert werden, dass Fehler vernachlässigbar sind. Im Kapitel 5.5 wird erläutert, dass die Auswahl der Dehnungsreferenzlänge mit Kenntnis des Verfestigungsexponenten  $n$  möglich ist.
2. Die Probenform muss so gestaltet sein, dass keine Lokalisierung auftritt. Für den ebenen Torsionsversuch wird eine solche Probenform im Kapitel 6.3.2 vorgestellt.
3. Der Fehler muss analytisch ermittelt und die gemessene Dehnung daraufhin korrigiert werden. Hierzu müssen alle probenspezifischen, werkstoffspezifischen und systemspezifischen Parameter genau bekannt sein. Da bei Scherversuchen die werkstoffspezifischen Parameter quantifiziert werden sollen, stehen diese in der Regel nicht a priori zur Verfügung.
4. Alternative Messmethoden können verwendet werden. Diese umfassen z. B. die Auswertung der Scherdehnung aus der Kornstruktur oder im Falle des ebenen Torsionsversuchs die Bestimmung der Scherdehnung aus Drehmoment und Drehwinkel (vgl. Kapitel 4.3).

## 5.5 Definition der Dehnungsreferenzlänge anhand des $n$ -Wertes

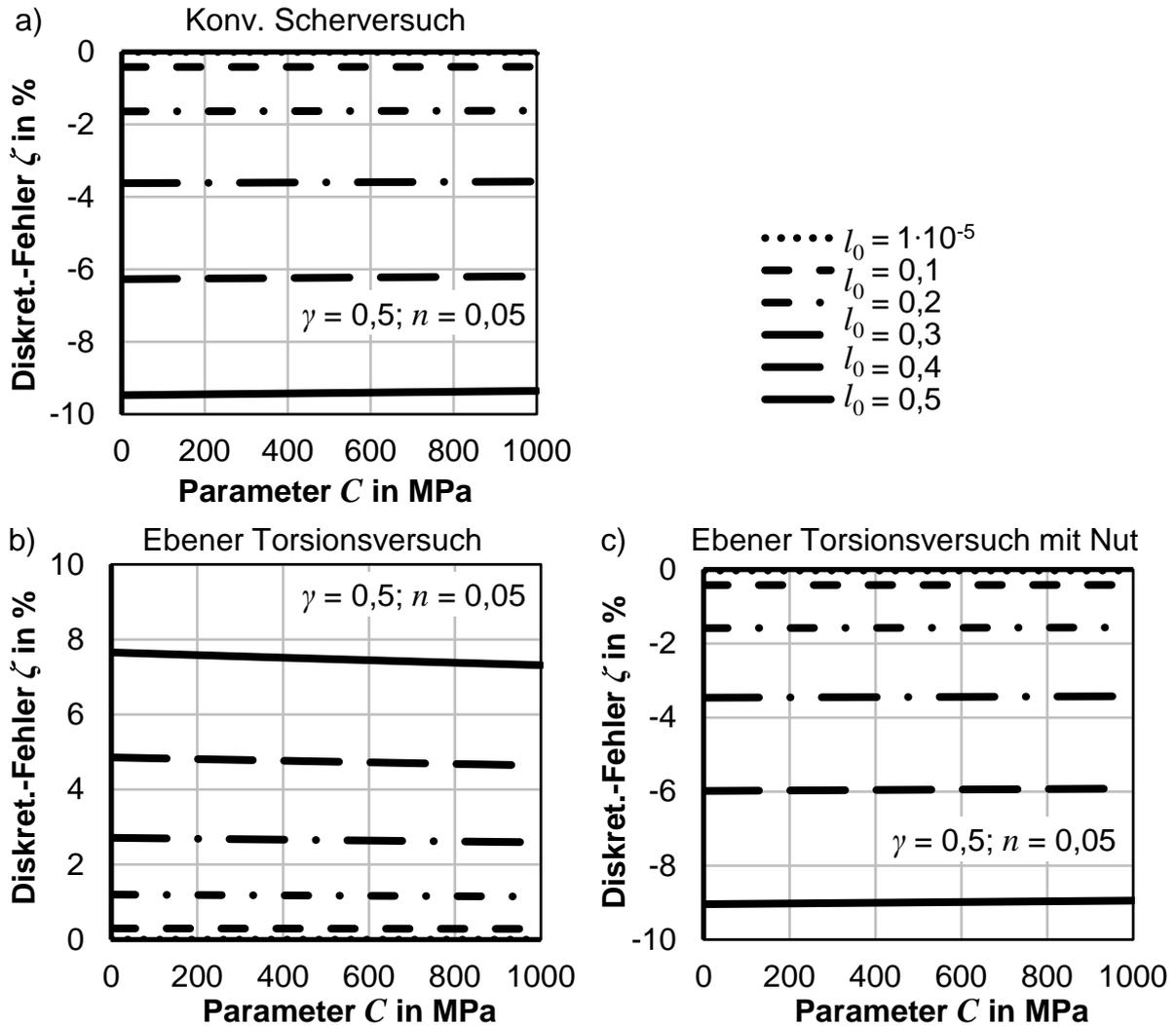
Unter Annahme des Verfestigungsgesetzes nach Ludwik-Hollomon

$$k_f = C \cdot \varphi_v^n \quad (2.25)$$

und unter Vernachlässigung elastischer Formänderungen kann eine Abschätzung des Messfehlers in Abhängigkeit des Verfestigungsexponenten  $n$  hergeleitet werden.

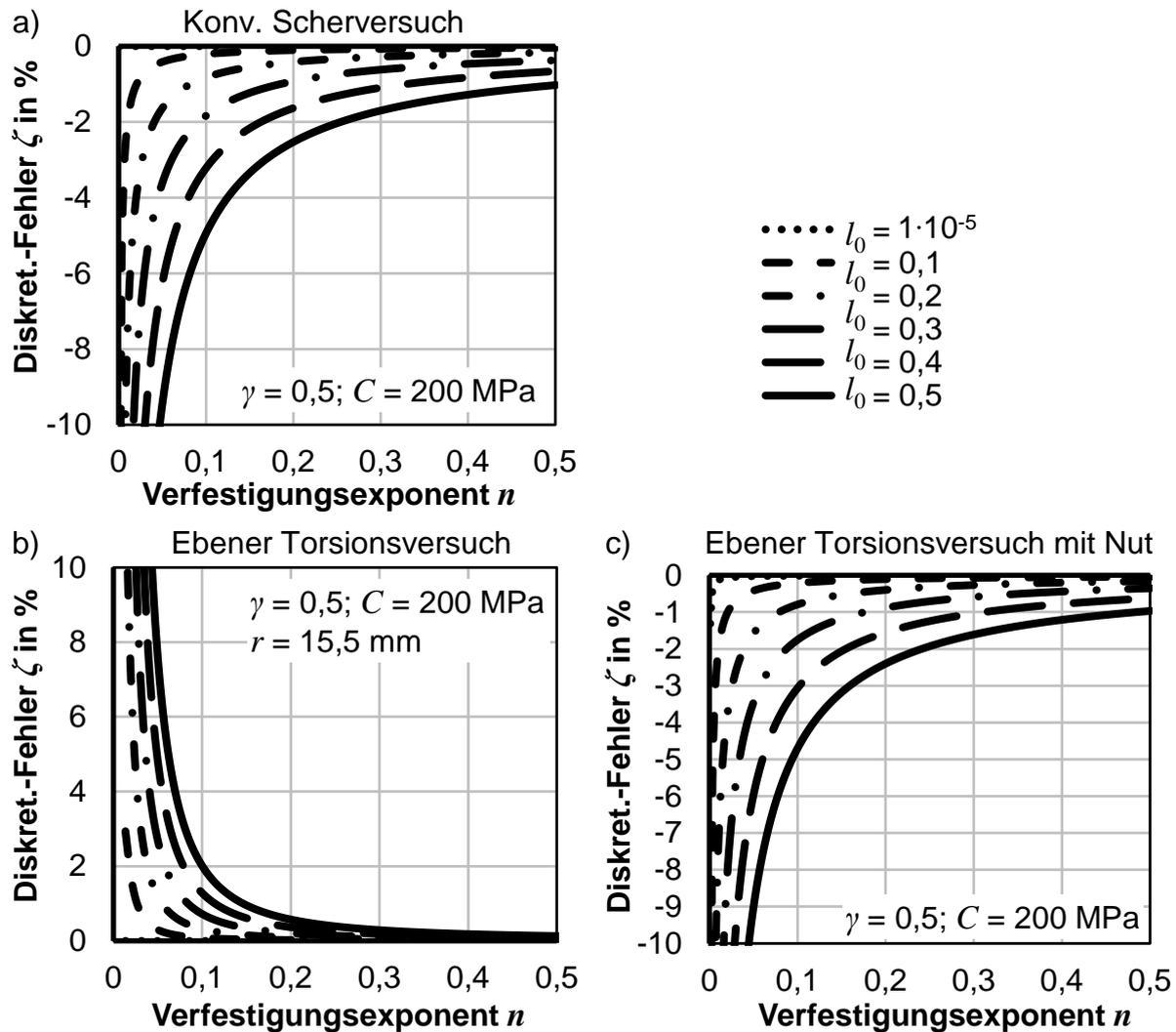
**Bild 5.12** zeigt die Messabweichung in Abhängigkeit des linearen Parameters  $C$ , der zwischen 0 und 1000 MPa variiert wurde. Für die dargestellte Auswertung ist der Verfestigungsexponent  $n = 0,05$  und die Scherdehnung  $\gamma = 0,5$  konstant. Es kann beobachtet werden, dass die Messabweichung  $\zeta$  für alle untersuchten Probenformen nahezu unabhängig vom linearen Parameter  $C$  ist. Der Diskretisierungsfehler hängt folglich hauptsächlich vom Verfestigungsexponenten  $n$  ab. Nachfolgend wird daher  $C$  für die Ermittlung des Messfehlers zur Vereinfachung der Abhängigkeit daher vernachlässigt.

**Bild 5.13** zeigt den erwarteten Diskretisierungsfehler in Abhängigkeit des Verfestigungsexponenten  $n$  und der Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  für die drei im **Bild 5.9** gezeigten Probentypen. Die Scherdehnung  $\gamma$  ist 0,5 und der Parameter  $C$  ist 200 MPa für die dargestellten Ergebnisse.



**Bild 5.12:** Diskretisierungsfehler in Abhängigkeit des  $C$ -Parameters für a) den konventionellen Scherversuch, b) den ebenen Torsionsversuch ohne Nut bei Radius  $r = 15,5$  mm und c) den ebenen Torsionsversuch mit runder Nut

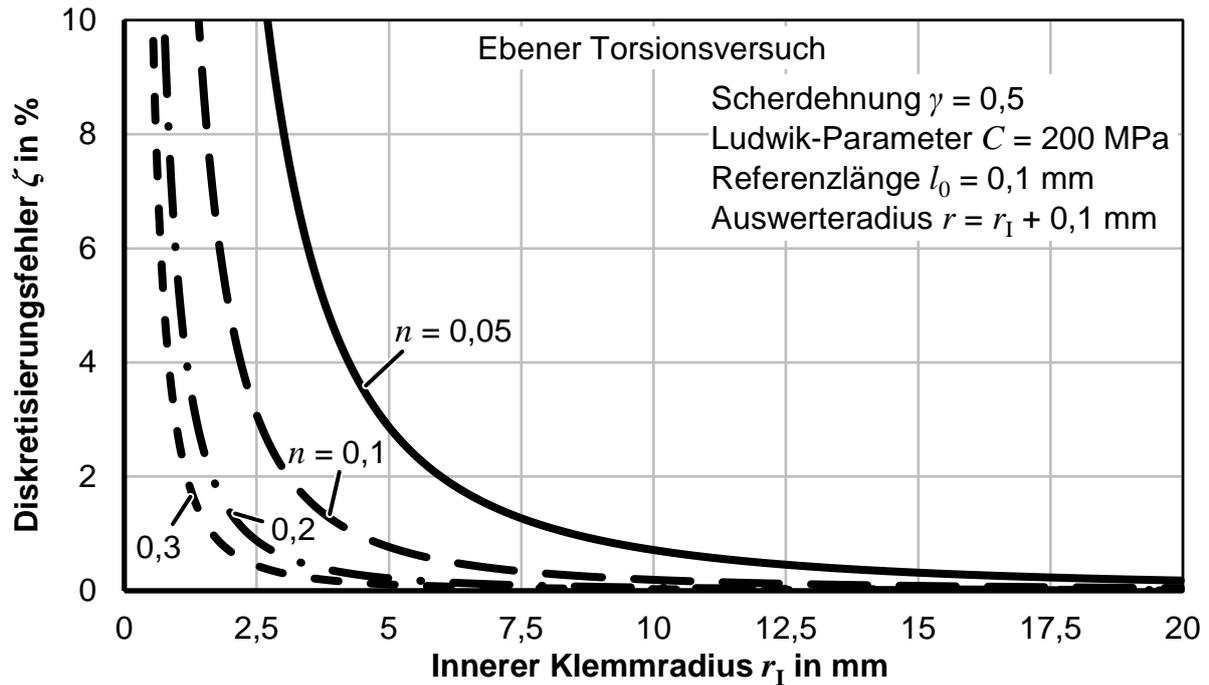
Mit den gegebenen Informationen kann bereits mit Kenntnis des  $n$ -Wertes aus dem Zugversuch eine Abschätzung der zu erwartenden Messabweichung oder umgekehrt eine geeignete Einstellung des DIC-Systems gewählt werden, für die die Abweichung ausreichend klein ist. Vergleichbare Diagramme können auch für andere Probenformen erzeugt werden. Bei Definition eines maximal zulässigen Fehlers ist auch die tabellarische Darstellung der notwendigen Einstellungen möglich. Für die Auswahl der Dehnungsreferenzlänge müssen allerdings immer auch die physikalischen Grenzen der eingesetzten Messsysteme berücksichtigt werden, aufgrund derer nicht beliebig kleine Dehnungsreferenzlängen realisiert werden können. Das eingesetzte GOM-Aramis-5M-System kann für die 3D-Dehnungsmessung eine kleinstmögliche Dehnungsreferenzlänge von 0,1 mm realisieren. Sicher und reproduzierbar wurden die Ergebnisse je nach Versuchsaufbau und dem notwendigen Messvolumen erst ab  $l_0 = 0,15$  bis 0,2 mm.



**Bild 5.13:** Diskretisierungsfehler in Abhängigkeit des Verfestigungsexponenten  $n$  für a) den konventionellen Scherversuch, b) den ebenen Torsionsversuch ohne Nut bei Radius  $r = 15,5$  mm und c) den ebenen Torsionsversuch mit Nut

### *Einfluss des inneren Klemmradius auf den Diskretisierungsfehler im ebenen Torsionsversuch*

Zuletzt wird dargestellt, wie sich eine Verringerung des Klemmradius im ebenen Torsionsversuch, wie es beispielsweise für die Vermeidung von Faltenbildung bei dünnen Blechen notwendig ist, auf den Diskretisierungsfehler  $\zeta$  auswirkt. **Bild 5.14** zeigt den Diskretisierungsfehler  $\zeta$  unter Variation des inneren Klemmradius  $r_1$  für Werkstoffe mit unterschiedlichen Verfestigungsexponenten  $n$  zwischen 0,05 und 0,3. Die Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  ist 0,1 mm, was den kleinstmöglichen Einstellungen des eingesetzten DIC-Systems entspricht. Der Auswerteradius  $r$  ist jeweils 0,1 mm vom inneren Klemmradius  $r_1$  entfernt. Die Ergebnisse zeigen, dass der Fehler  $\zeta$  mit Verringerung des Klemmradius  $r_1$  exponentiell zunimmt. Der Diskretisierungsfehler wird somit insbesondere bei Einsatz kleiner Stempel kritischer.



**Bild 5.14:** Diskretisierungsfehler in Abhängigkeit des Radius der inneren Klemmung  $r_I$  im konventionellen ebenen Torsionsversuch für unterschiedliche Verfestigungsexponenten  $n$

## 5.6 Zwischenfazit

Der Einfluss der Werkstoffeigenschaften, Probenform und der Dehnungsreferenzlänge auf den Fehler durch die Lokalisierung der Dehnung in Scherversuchen konnten experimentell, numerisch und analytisch gezeigt werden. Die folgenden Erkenntnisse konnten nachgewiesen werden:

- Je geringer die Verfestigung eines Werkstoffs, desto ausgeprägter ist die Lokalisierung und desto größer ist der Diskretisierungsfehler.
- Je geringer die Dehnungsreferenzlänge des Messsystems, desto geringer ist der zu erwartende Messfehler.
- In Scherzugversuchen und dem ebenen Torsionsversuch mit Nut ist die gemessene Dehnung immer geringer als die reale Dehnung. Im ebenen Torsionsversuch ohne Nut ist die gemessene Dehnung dagegen immer größer als die reale Dehnung.
- Die Form der Proben hat großen Einfluss auf den Messfehler. Je kleiner der Nutradius, der Radius an der Scherzone oder der Radius der inneren Klemmung, desto größer ist der zu erwartende Messfehler.

Die vorgestellte Analytik kann verwendet werden, um den zu erwartenden Messfehler für jede Art von Scherversuch analytisch abzuschätzen. Die vereinfachte Abhängigkeit vom Verfestigungsexponenten  $n$  kann zudem als Richtwert für die Einrichtung von optischen Dehnungsmesssystemen oder für die Definition der maximal zulässigen Elementgröße in FEM-Modellen herangezogen werden.

## 6 Analyse und Weiterentwicklung der Torsionsproben mit Nut

Der klassische ebene Torsionsversuch ist gut für die Ermittlung von Fließkurven geeignet, zeigt aber auch einige prozessbedingte Einschränkungen:

1. Die maximalen Dehnungen nahe der inneren Einspannung können nicht gemessen werden.
2. Die Klemmkraft durch die innere Einspannung führt zu einer überlagerten Spannung nahe dem inneren Klemmradius.
3. Die Schädigung der Probenoberfläche durch die Riffel der Stempel führt zu einem frühen Versagen des Werkstoffs.
4. Die mechanische Bearbeitung der Nut führt zu einer Beeinflussung der Werkstoffeigenschaften.

Dies führt dazu, dass die erreichbaren und messbaren Dehnungen eingeschränkt sind. Der Einsatz von Proben mit Nut führt zu einer Reihe positiver Eigenschaften:

1. Die höchste Formänderung findet nahe dem Grund der Nut statt. Dort übt die innere Einspannung keinen Einfluss aus. Dadurch steigen auch die erreichbaren Formänderungen maßgeblich. Zudem ist dieser Bereich frei zugänglich für die optische Dehnungsmessung. Proben mit Nut können somit auch bis zum natürlichen Versagen des Werkstoffs charakterisiert werden.
2. Die lokale Reduzierung der Blechdicke führt zu einer Reduzierung des für die Prüfung notwendigen Drehmomentes, sodass auch höchstfeste Werkstoffe und dicke Bleche geprüft werden können.

Die klassische Kontur der Nut ist kreisförmig. Nachfolgend wird zunächst die klassische Rundnut experimentell, analytisch und numerisch analysiert, um den Einfluss der Probenfertigung und der Form der Nut auf den Spannungs- und Dehnungszustand im Prüfbereich darzustellen. Basierend auf den Ergebnissen wird eine der jeweiligen Prüfaufgabe entsprechende verbesserte Nutkontur entwickelt. Die bei der Probenauslegung zu erreichenden Teilziele sind

- die Verhinderung der Dehnungslokalisierung,
- das Erreichen großer Formänderungen,
- die Homogenität von Spannung und Dehnung über die Blechdicke,
- die Reduzierung des notwendigen Drehmomentes,
- die effiziente Charakterisierung zyklischer Verfestigung und
- die Erweiterung der Anwendungsgrenzen für die Charakterisierung.

Einige Arbeiten dieses Kapitels waren in Zusammenarbeit mit Schulz (2019).

## 6.1 Einfluss des Verfahrens zur Herstellung der Nut

Die Probe mit Nut zeigt einige Vorteile gegenüber einer Probe mit konstantem Querschnitt. Die Fertigung der Nut führt allerdings zu einer zusätzlichen Bearbeitung der Probe, welche Einfluss auf die lokalen mechanischen Eigenschaften im Randbereich der Nut hat. In der nachfolgenden Studie wurden vier unterschiedliche Fertigungsverfahren mit jeweils unterschiedlicher Qualität der Oberfläche der Nut für die Herstellung der Proben verglichen.

### *Versuchswerkstoffe*

Die Untersuchungen wurden für drei kommerzielle AHSS-Stähle mit einer Blechdicke  $t$  von 1 mm durchgeführt. Dies sind die zwei Dualphasenstähle DP600 und DP1000 und der Komplexphasenstahl CP1000. Die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe nach DIN EN ISO 6892-1 sind in **Tabelle 6.1** dargestellt.

**Tabelle 6.1:** Mechanische Eigenschaften der Probenwerkstoffe

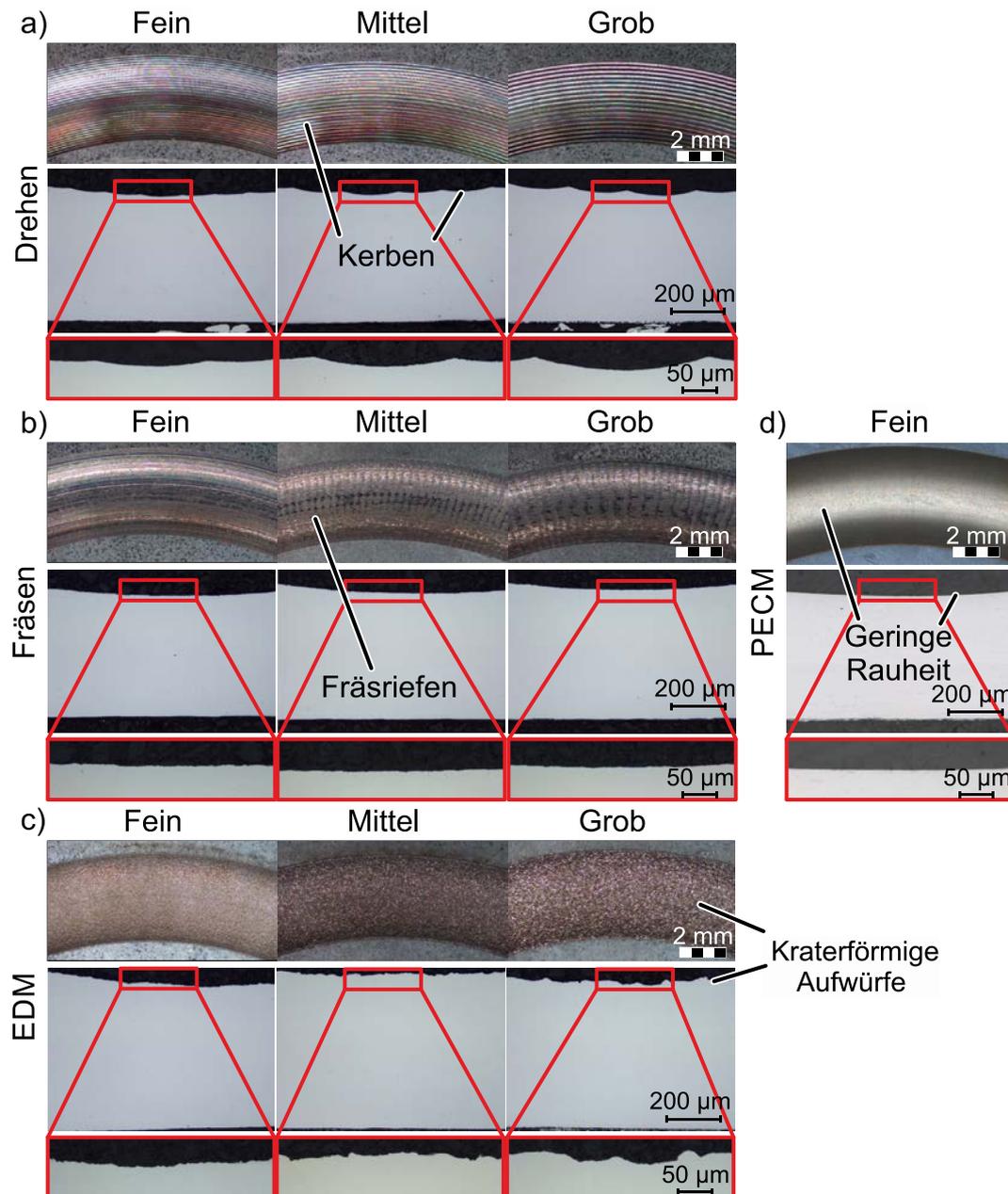
Werkstoff	WR	$k_{f,0}$ in MPa	$\varepsilon_G$	$n$	$r$	$r_n$	$\Delta r$
DP600	L	377	0,138	0,172	0,892	0,910	0,157
	D	381	0,133	0,171	0,831		
	Q	371	0,136	0,172	1,084		
DP1000	L	708	0,086	0,126	0,697	0,957	-0,353
	D	674	0,089	0,130	1,133		
	Q	714	0,080	0,125	0,864		
CP1000	L	925	0,045	0,052	0,957	1,010	-0,132
	D	918	0,042	0,047	1,076		
	Q	932	0,042	0,048	0,931		

Die Werkstoffe haben eine normale Anisotropie  $r_n$  von ca. 1 und zeigen damit nur eine geringe normale Anisotropie  $\Delta r$ . DP600 hat, anders als die 1000 MPa-Stahlgüten, eine positive ebene Anisotropie. Aufgrund der homogenen bainitischen und zudem auch gehärteten martensitischen Mikrostruktur hat der CP1000 eine hohe anfängliche Fließspannung und eine geringe Kaltverfestigung  $n$ . Daraus resultiert auch die geringe Gleichmaßdehnung  $\varepsilon_G$  im Vergleich zu den Dualphasenstählen.

### 6.1.1 Verfahren zur Fertigung der Nut

Für die Untersuchung des Einflusses der Fertigung der Nut wurden rotations-symmetrische Rundnuten in drei unterschiedlichen Fertigungsqualitäten hergestellt. Die eingesetzten Methoden sind Drehen, Fräsen, Senkerodieren (EDM) und das gepulste elektrochemische Abtragen (engl.: Pulsed Electrochemical Machining oder PECM). Die Studie wurde für die Werkstoffe CP1000 und DP1000 nachträglich um das PECM-

Verfahren mit nur einer Fertigungsqualität ergänzt. Alle Proben haben die gleiche nominelle Geometrie. Der Nutradius  $r_{\text{Nut}}$  ist 4 mm, die Blechdicke am Nutboden  $t_{\text{Nutboden}}$  beträgt 0,5 mm bei einer nominellen Blechdicke  $t$  von 1 mm und der Nutbahnradius  $r_{\text{Nutbahn}}$  ist 18 mm. Die innere Klemmung hat einen Radius von  $r_1 = 15$  mm. Der Radius maximaler Spannung ist nach Gl. (6.11) bei  $r_{\tau, \text{max}} = 17,772$  mm. **Bild 6.1** zeigt die charakteristische Nutoberfläche nach Anwendung der verschiedenen Fertigungsverfahren in der Nut.



**Bild 6.1:** Draufsicht und Querschliff für a) gedrehte, b) gefräste, c) erodierte (EDM) und d) elektrochemisch (PECM) hergestellte Nuten

Die Anforderung an die Oberfläche der Nut ist eine Mittenrauheit  $R_a = 1 \mu\text{m}$  für die feine Bearbeitung,  $R_a = 2 \mu\text{m}$  für die mittlere Bearbeitungsqualität und  $R_a = 3-4 \mu\text{m}$  für

die grobe Bearbeitung. Für das PECM-Verfahren wurde keine Mittenrauheit definiert. Die Fertigung erfolgte unter erfahrungsbasierten Prozessparametern des Dienstleisters. Die Prozessparameter sind in **Tabelle 6.2** dargestellt. Die Qualitätsstufen der EDM-Bearbeitung werden durch den VDI 3400-Standard definiert. Die Oberflächenstruktur aller Proben wurden für alle Verfahren unter dem Lichtmikroskop untersucht. Die gedrehten Nuten zeigen umlaufende Kerben, die durch die Schneidkante des Drehmeißels mit einem Schneidkantenradius von  $r_c = 0,4$  mm erzeugt wurden. Je feiner die Oberfläche, desto kleiner ist der Abstand zwischen den benachbarten Kerben und folglich auch die Tiefe der Kerben. **Bild 6.1** zeigt auch die Oberfläche der gefertigten Nuten im Querschliff durch die Nut. Die Kerben sind in Richtung der umlaufenden Scherbelastung orientiert.

**Tabelle 6.2:** Prozessparameter für die Nutbearbeitung

	Drehen		Fräsen		EDM	PECM
	Schnittgeschwindigkeit $v_c$ in m/min	Vorschub $f$ in mm	Drehzahl $n$ in 1/min	Vorschub $f$ in mm/min	Qualität nach VDI	Rauheit $R_a$ in $\mu\text{m}$
Sehr fein	-	-	-	-	-	0,12
Fein ( $R_a \approx 1$ )	100	0,12	2800	600	VDI 20	-
Mittel ( $R_a \approx 2$ )	100	0,16	2800	3000	VDI 26	-
Grob ( $R_a \approx 3-4$ )	100	0,22	2800	6000	VDI 32	-

Die gefrästen Proben zeigen Fräsriefen in radialer Richtung. Diese werden durch den Vorschub und die Spanabfuhr des Kugelfräasers erzeugt. Je feiner die Bearbeitung, also je geringer der Vorschub, desto geringer ist die Rauheit der Oberfläche. Die Fräsriefen sind quer zur Belastungsrichtung angeordnet. **Bild 6.1c** zeigt Proben, die durch EDM hergestellt wurden. Diese haben charakteristische kraterförmige Aufwürfe im Bereich der Nut. Der Einfluss der Prozessparameter kann im Querschliff gezeigt werden. Je feiner die Oberflächenqualität, desto geringer ist die Rauheit und die Tiefe der Krater. Die durch PECM hergestellten Proben zeigen als einzige keine charakteristischen Muster und Strukturen auf der Oberfläche. Das Verfahren erzeugt eine glatte Oberfläche in der Nut. Die gemessene Mittenrauheit  $R_a$  ist nur  $0,12 \mu\text{m}$  und damit um eine Größenordnung geringer als bei der feinen Bearbeitung aller anderen Verfahren.

Jede Probe wurde durch eine taktile 3D Koordinatenmessmaschine an acht Positionen über den Umfang der Nut vermessen, um damit die Nutkontur zu ermitteln. Die

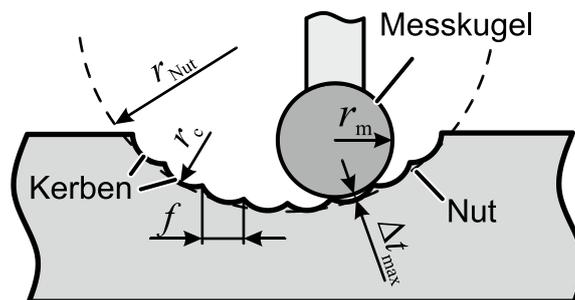
gemessene Blechdicke am Nutgrund  $t_{\text{Nut}}$  und die Standardabweichung  $s$  für die acht umlaufenden Positionen der Nut werden in **Tabelle 6.3** gelistet.

**Tabelle 6.3:** Gemessene Dicke  $t_{\text{Nutboden}}$  und Standardabweichung  $s$  für acht umlaufende Positionen am Nutboden für den ebenen Torsionsversuch von DP600, DP1000 und CP1000

Verfahren		DP600		DP1000		CP1000	
		$t_{\text{Nutboden}}$ in mm	$s$ in mm	$t_{\text{Nutboden}}$ in mm	$s$ in mm	$t_{\text{Nutboden}}$ in mm	$s$ in mm
Fräsen	Fein	0,471	0,0026	0,494	0,0039	0,485	0,0031
	Mittel	0,472	0,0021	0,493	0,0043	0,489	0,0050
	Grob	0,472	0,0037	0,498	0,0060	0,502	0,0072
Drehen	Fein	0,489	0,0020	0,486	0,0045	0,510	0,0076
	Mittel	0,477	0,0023	0,488	0,0051	0,504	0,0032
	Grob	0,479	0,0052	0,481	0,0072	0,500	0,0071
EDM	Fein	0,491	0,0080	0,499	0,0119	0,540	0,0158
	Mittel	0,499	0,0100	0,500	0,0065	0,549	0,0046
	Grob	0,500	0,0133	0,494	0,0093	0,552	0,0056
PECM	Fein	*	*	0,495	0,0084	0,531	0,0101

\*Das PECM-Verfahren wurde nur für DP1000 und CP1000 in einer Qualität untersucht.

Der Messtaster der taktilen Messung hat einen Radius  $r_m$  von 1,5 mm. Dieser führt zu einer Abweichung der gemessenen lokalen Blechdicke für die durch Drehen hergestellten Proben, da die Messkugel nur mit den Spitzen der Kerben in Kontakt ist. Die Abweichung wird im **Bild 6.2** illustriert.



**Bild 6.2:** Messabweichung für Nuten, die durch Drehen hergestellt werden

Die maximale Messabweichung für die gedrehten Nuten kann aus dem Vorschub  $f$  durch

$$\Delta t_{\text{max}} = r_c - r_m + \sqrt{r_m^2 - \frac{1}{4}f} - \sqrt{r_c^2 - \frac{1}{4}f} \quad (6.1)$$

berechnet werden. Unter der Annahme einer idealen Schneidkante mit  $r_c = 0,4$  mm kann die Messabweichung bis zu 0,004 mm betragen. Daraus resultiert die Abweichung der berechneten Scherspannung von 0,8% für eine Blechdicke von 0,5 mm am Nutboden.

## 6.1.2 Experimentelle Ergebnisse

### *Ermittlung von Fließkurven*

**Bild 6.3** zeigt den Vergleich der unterschiedlichen Herstellungsverfahren (Drehen, Fräsen, EDM und PECM) und die Sensitivität der Ergebnisse im Hinblick auf die unterschiedlichen Fertigungsqualitäten (Fein, Mittel und Grob). Die Fließkurven aller Versuche aus einem Herstellungsverfahren wurden zu diesem Zweck gemittelt. Dies beinhaltet die drei unterschiedlichen Fertigungsqualitäten und jeweils vier Wiederholversuche. Die Vergrößerung der Messkurven in **Bild 6.3** zeigt den Bereich der Kurve bei einer Vergleichsdehnung  $\varphi_v$  von etwa 0,1 bis 0,2. Die Standardabweichung  $s$  der Fließspannung aller Fließkurven eines Fertigungsverfahrens ist ein Maß für die prozessspezifische Sensitivität bei Variation der Fertigungsqualität. Sie wurde ermittelt, indem die Standardabweichungen  $s_k$  bei jedem einzelnen Dehnungswert  $\varphi_k$  im Bereich zwischen 0,05 und 0,3 Dehnung gemittelt werden. Die gemittelte Fließspannung  $k_f(\varphi_k)$  für jeden diskreten Dehnungswert  $\varphi_k$  wird durch

$$k_f(\varphi_k) = \frac{1}{N_{\text{wied}} \cdot N_{\text{qua}}} \sum_{i=1}^{N_{\text{wied}}} \sum_{j=1}^{N_{\text{qua}}} k_{f,ij}(\varphi_k) \quad (6.2)$$

berechnet.  $N_{\text{wied}} = 4$  ist die Anzahl der Wiederholversuche  $i$  und  $N_{\text{qua}} = 3$  (bzw.  $N_{\text{qua}} = 1$  für PECM) ist die Anzahl der Fertigungsqualitäten  $j$ . Die Standardabweichung  $s_k$  bei jedem diskreten Dehnungswert  $\varphi_k$  ist

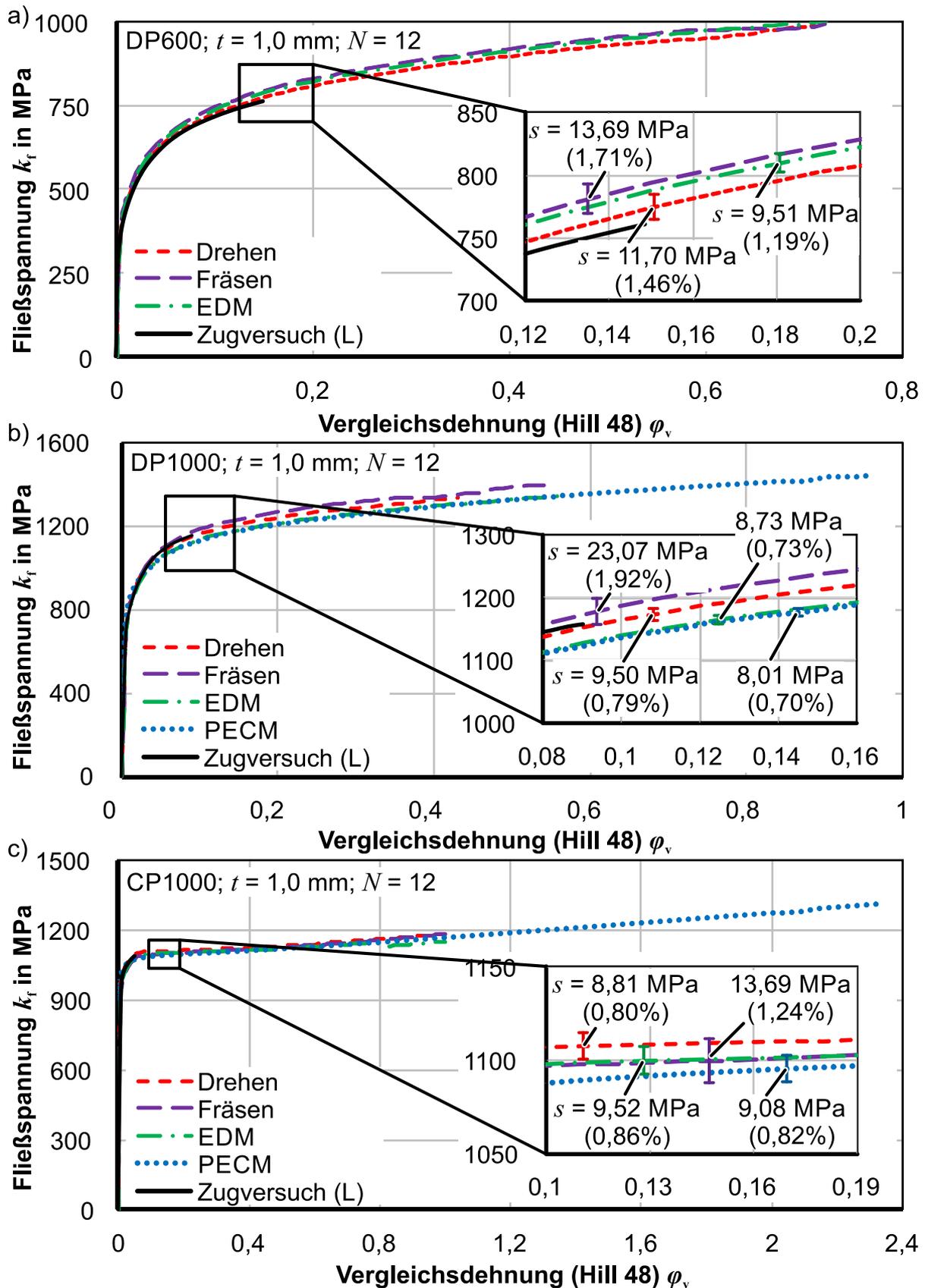
$$s_k(\varphi_k) = \frac{1}{N_{\text{wied}} \cdot N_{\text{qua}}} \sqrt{\sum_{i=1}^{N_{\text{wied}}} \sum_{j=1}^{N_{\text{qua}}} (k_{f,ij}(\varphi_k) - k_f(\varphi_k))^2}. \quad (6.3)$$

Die gemittelte Standardabweichung  $s$  ist der Mittelwert aller diskreten Standardabweichungen  $s_k$  zwischen  $\varphi_v = 0,05$  und  $\varphi_v = 0,3$  Vergleichsdehnung:

$$s = \frac{1}{N_{k,\text{max}}} \sum_{k=1}^{N_{k,\text{max}}} s_k(\varphi_k). \quad (6.4)$$

Der Abstand zwischen den diskreten Dehnungswerten ist konstant. Die relative Standardabweichung der Fließspannung kann verwendet werden, um die verschiedenen Herstellungsprozesse miteinander zu vergleichen.

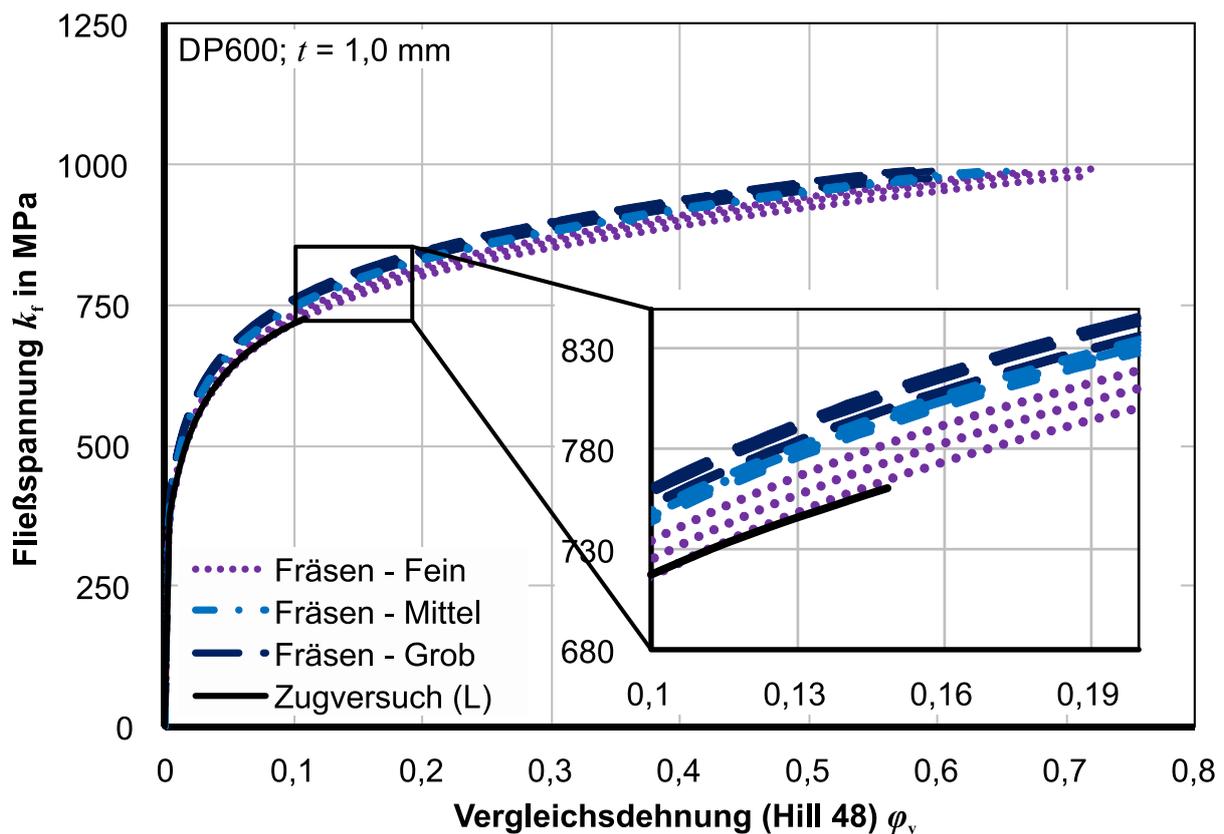
Die Dehnung im Zugversuch ist physikalisch durch den Beginn der Einschnürung begrenzt und gleicht in etwa dem  $n$ -Wert, welcher für schwach verfestigende Werkstoffe, wie den CP1000, sehr gering ist.



**Bild 6.3:** Einfluss der Nutfertigung auf die Fließkurve für a) DP600-Stahl, b) DP1000-Stahl und c) CP1000-Stahl

Die maximale wahre Dehnung im Zugversuch ist hier  $\varphi_v = 0,045$ . Unabhängig vom Fertigungsprozess können im ebenen Torsionsversuch deutlich höhere Dehnungen erreicht werden. Vergleichsdehnungen bis zu  $\varphi_v = 2,3$  wurden für den CP1000 gemessen. Auch für DP600 ( $\varphi_v = 0,73$ ) und DP1000 ( $\varphi_v = 0,95$ ) ist die erreichte Dehnung signifikant höher als im Zugversuch. Die relative Abweichung der Fließspannung ist für alle Herstellungsprozesse kleiner als 1,92% (siehe **Bild 6.3**). Die größte relative Abweichung wird beim Fräsen von DP1000-Proben beobachtet. Die kleinste relative Abweichung wird für das PECM-Verfahren beobachtet. Dieses wurde aber nur in feiner Qualität genutzt, sodass Abweichungen durch gröbere Bearbeitung nicht in dem Kennwert berücksichtigt sind und die Vergleichbarkeit mit den anderen Verfahren nicht gegeben ist.

Der Einfluss der Fertigungsqualität für die durch Fräsen hergestellten Nut beim DP600 ist im **Bild 6.4** zu sehen. Die einzelnen Fließkurven aller Wiederholungen und Qualitäten für die DP600-Proben sind dargestellt, um die Streuung zwischen Wiederholungen mit gleicher Fertigungsqualität und gleichem Prozess beurteilen zu können.



**Bild 6.4:** Einfluss der Qualität beim Fräsen auf die Ermittlung von Fließkurven für DP600 Stahl

Da die Standardabweichung bei den durch Fräsen hergestellten Proben aus DP600 für alle Werkstoffe am größten ist, wird nur dieser Prozess im Detail untersucht. Die Fließspannung nimmt mit sinkender Oberflächenqualität zu, während die maximal

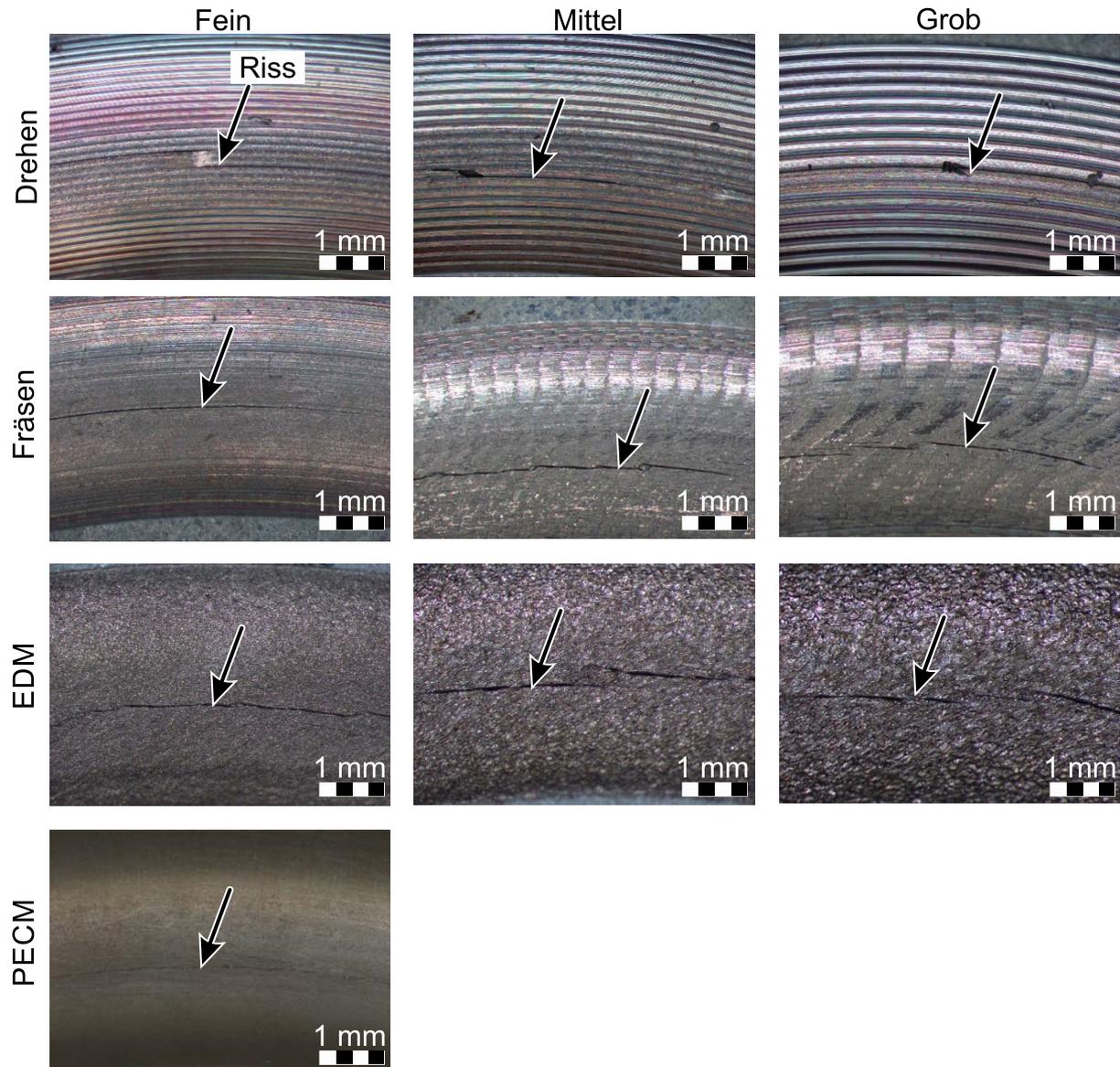
erreichbare Dehnung für die gröbere Bearbeitung mit höherem Vorschub  $f$  abnimmt. Dieses Verhalten könnte auf den Einfluss einer erhöhten Kaltverformung an der Oberfläche während des Schneidvorgangs zurückzuführen sein. Je feiner die Bearbeitung und je besser die daraus resultierende Oberflächenqualität, desto geringer ist auch die Beeinflussung der Oberfläche.

### ***Bruchdehnung und Versagen***

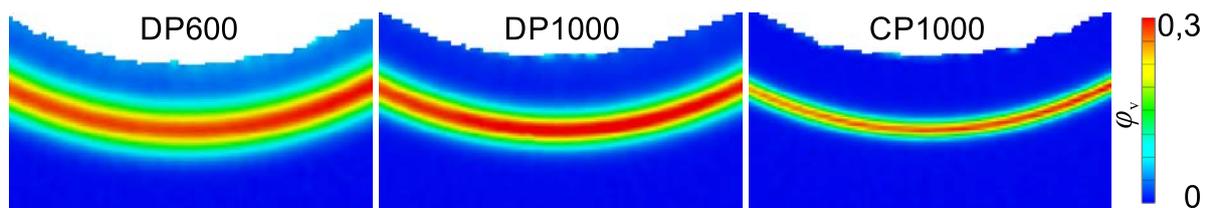
Das Versagensverhalten und damit die Bruchdehnung hängen stark vom Herstellungsprozess der Probekörper und damit von den erzeugten Oberflächenqualitäten ab (**Bild 6.5**). Der Bruch beginnt in den Proben mit einer gedrehten Nut in einer der erzeugten Kerben. Bei grober Qualität entwickelt sich der Riss innerhalb einer Kerbe weiter. Für die feinen und mittleren Qualitäten initiieren und entwickeln sich Risse stochastisch in zwei aneinandergrenzenden Kerben. **Bild 6.7** zeigt die resultierenden wahren Bruchdehnungen, welche mittels DIC bestimmt wurden. Diese Werte sind gemittelte Werte über einen Kreisschnitt durch die Position der maximalen Dehnung in der Nut. Die Standardabweichung  $s$  für  $N = 4$  Proben wurde ebenfalls im Diagramm eingetragen.

Der Radius des Kreisabschnitts entspricht für jede Probe dem aus Gl. (6.11). Die wahren Bruchdehnungen wurden zum Zeitpunkt des maximalen Drehmomentes  $M_{\max}$  ermittelt, da ein Abfallen des Drehmomentes  $M$  ein Indikator für die Rissinitiierung ist. Die umlaufenden Kerben durch den Fertigungsprozess Drehen führen zu geringeren Bruchdehnungswerten. Die Proben mit den fein-gefrästen und fein-erodierten Oberflächen zeigen einen Bruch in Richtung der Umfangsscherbelastung. Bei allen anderen Fällen von Fräsen und Erodieren verläuft der Bruch im „Zick-Zack“-Muster entlang lokaler Herstellungsfehler wie Fräsriefen oder kraterförmigen Aufwürfen. Die Bruchdehnungen für DP600 lagen in einem Bereich zwischen  $\varphi_B = 0,543$  (Drehen rau) und  $\varphi_B = 0,718$  (Erodieren fein). Dies entspricht einem Unterschied von  $\Delta\varphi_B = 0,175$ . Bei Berücksichtigung des PECM-Verfahrens sind die Unterschiede zwischen der minimalen gemessenen Bruchdehnung und der maximalen gemessenen Bruchdehnung erheblich höher. Für den DP1000 ist die Abweichung  $\Delta\varphi_B = 0,619$  und für den CP1000 ist die Abweichung sogar  $\Delta\varphi_B = 1,679$ . Die große Differenz der gemessenen Bruchdehnungen für CP1000 lässt den Schluss zu, dass die Bruchdehnungen von Werkstoffen mit geringer Kaltverfestigung bei gleichzeitig hoher Dehnungslokalisierung, wie z. B. CP-Typen (siehe **Bild 6.6**), empfindlicher auf den Herstellungsprozess sind als Werkstoffe mit einer hohen Kaltverfestigung. Die lokal rauere Oberfläche der feinen EDM-Proben (wie im **Bild 6.1** dargestellt) führt für CP1000 im Vergleich zu den lokal glatteren fein gefrästen und fein gedrehten Proben zu niedrigeren Bruchdehnungswerten als die, die durch das Herstellungsverfahren EDM erzielt werden. Neben der höheren Empfindlichkeit gegenüber dem Herstellungsprozess erhöht sich auch die Standardabweichung der Bruchdehnung aufgrund der Empfindlichkeit des

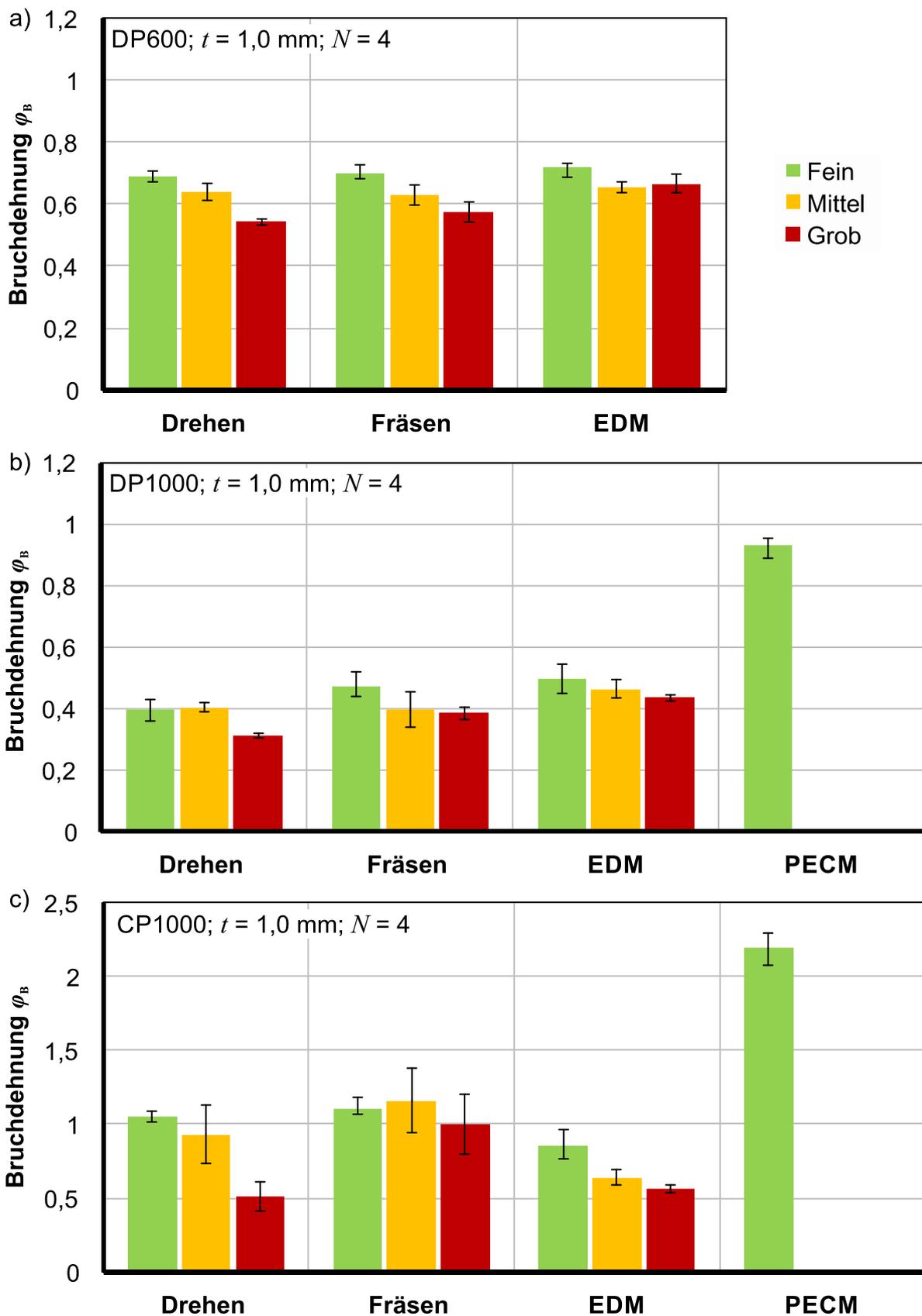
optischen Dehnungsmesssystems in diesem kleinen Lokalisierungsband. Die Auflösung des optischen Messsystems nähert sich der Breite der Lokalisierungszone und führt daher zu höheren Standardabweichungen.



**Bild 6.5:** Bruchverhalten für unterschiedliche Prozesse und Fertigungsqualitäten (Drehen und Fräsen: DP600; EDM und PECM: CP1000)



**Bild 6.6:** Optisches Dehnungsfeld für die Stähle DP600, DP1000 und CP1000 bei einer Vergleichsdehnung von  $\varphi_v = 0,3$



**Bild 6.7:** Einfluss der Nutfertigung auf die Bruchdehnungen für a) DP600-Stahl, b) DP1000-Stahl und c) CP1000-Stahl

### 6.1.3 Diskussion der Ergebnisse

Die Analyse der gemessenen maximalen Bruchdehnung, der Streuung in den experimentellen Daten in Form von Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie der Streuung in der Bruchdehnung zeigt, dass fein gefräste Proben für alle getesteten Werkstoffe hohe Bruchdehnungen und geringe experimentelle Streuung ergeben. Steigt aber die Qualität der Fertigung weiter, wie es im PECM-Verfahren der Fall ist, so werden noch weitaus bessere Messergebnisse erzielt. Ein wichtiges Ergebnis dieser Studie ist, dass die Abweichung der gemessenen Bruchdehnungen, die auf verschiedene Herstellungsprozesse zurückgeführt werden, 327% betragen kann (grobes Drehen im Vergleich zu PECM für CP1000). Selbst für die feinen Qualitäten in den besser geeigneten Prozessen Fräsen und Erodieren ist der Unterschied bei CP1000 größer als 36%. Die Unterschiede in der gemessenen Bruchdehnung bei DP600 sind kleiner, aber auch größer als 30% (raues Drehen im Vergleich zu feinem Fräsen). Obwohl DP1000 und CP1000 ähnliche maximale Fließspannungen aufweisen, ist die maximale Differenz in der Bruchdehnung aufgrund des Herstellungsprozesses bei DP1000 viel geringer (200% bei DP1000 im Vergleich zu 327% bei CP1000). Des Weiteren unterscheiden sich beide Werkstoffe in ihrer maximal erreichten Bruchdehnung. Der Komplexphasenstahl erreicht eine Bruchdehnung von  $\varphi_B = 2,192$ , während der DP1000 eine maximale Bruchdehnung von  $\varphi_B = 0,930$  erreicht. Der Grund für dieses Werkstoffverhalten hängt mit der Gefügezusammensetzung beider Stähle zusammen. Der CP1000 zeigt eine gute "lokale" Formbarkeit aufgrund seiner beschädigungstoleranten feinkörnigen bainitischen Mikrostruktur, was zu hohen lokalen Bruchdehnungen, aber einer geringen Gleichmaßdehnung im einachsigen Zugversuch führt. Im Gegenzug dazu weist der DP1000 eine schlechte "lokale" Formbarkeit auf. Die Mikrostruktur besteht aus Ferrit, Bainit und Martensit mit großen Unterschieden in der Härte zwischen den Phasen. Dies führt einerseits zu einer duktilen Schädigungsentwicklung und in Kombination mit einer Scherbandlokalisierung zu einer reduzierten "lokalen" Formbarkeit. Zum anderen ergibt sich eine bessere "globale" Umformbarkeit im Sinne einer höheren Gleichmaßdehnung. Wie bereits im Kapitel 6.1.2 erläutert, hat die starke Lokalisierung der Dehnungen und damit die charakteristische Eigenschaft einer hohen "lokalen" Formbarkeit einen starken Einfluss auf die Beeinflussung der Oberfläche bei der Herstellung. Der DP600 zeigt eine ausgewogene "globale" und "lokale" Formbarkeit mit einer hohen Gleichmaßdehnung und einer maximal erreichten Bruchdehnung von  $\varphi_B = 0,718$ . Lian et al. (2012) messen Bruchdehnungen zwischen  $\varphi_B = 0,2$  und  $\varphi_B = 0,3$  für einen DP600. Sie verwendeten eine Kombination aus einer modifizierten ASTM- und einer "Schmetterlings"-Probe. Der Grund für diese erheblich geringeren Werte liegt in einer anderen Werkstoffcharge, einer größeren Dehnungsreferenzlänge und der Herstellung ihrer Probe. Peshekhodov et al. (2016b) messen für den DP600 eine Bruchdehnung  $\varphi_B = 0,947$  mit einer Schmetterlings-Probe und einer Dehnungsreferenzlänge von 0,1 mm. Diese höhere

Bruchdehnung kann durch eine andere Werkstoffcharge, die geringere Dehnungsreferenzlänge und eventuell durch eine nicht gemittelte Messung erreicht werden. Basierend auf den Ergebnissen können zwei Schlussfolgerungen hinsichtlich der Auswahl des Herstellungsverfahrens gezogen werden:

1. Die reproduzierbare Bestimmung der Fließkurve, das heißt eine geringe Standardabweichung der Fließspannung, erfordert eine minimale Kaltverfestigung aufgrund des Herstellungsprozesses auf der Oberfläche der Nut. Dies wird insbesondere durch den EDM-Prozess und den PECM-Prozess sichergestellt.
2. Im Gegensatz dazu werden hohe Bruchdehnungen für glatte Oberflächen gemessen, das heißt für Oberflächen mit minimaler Oberflächenrauheit und ohne fertigungsbedingte Oberflächenstrukturen. Dies gilt insbesondere für gering kaltverfestigende Werkstoffe mit sehr lokaler Formänderungsverteilung. Zu diesem Zweck wird die Bearbeitung durch Fräsen oder durch PECM empfohlen.

### *Fazit*

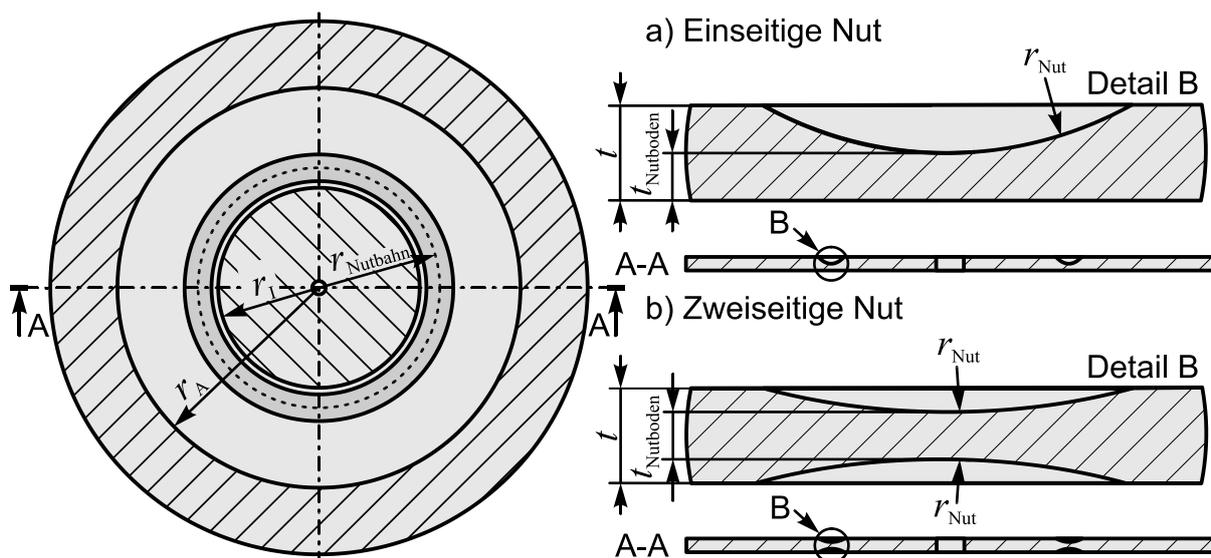
Es wurde gezeigt, dass die untersuchten Herstellungsverfahren erhebliche Unterschiede, insbesondere hinsichtlich der erreichbaren Bruchdehnung, zeigen. Die folgenden Erkenntnisse sollten hervorgehoben werden:

- Die Abweichung der Fließspannung zwischen allen getesteten Fertigungsprozessen und Qualitäten beträgt weniger als 2%.
- Die mechanische Bearbeitung durch Drehen oder Fräsen führt zu einer Kaltverfestigung der Probenoberfläche. Das grobe Fräsen hat den stärksten Einfluss auf die Oberfläche. Eine geringere Vorschubgeschwindigkeit und damit eine feinere Oberfläche führen zu einer geringeren Kaltverfestigung und höheren Bruchdehnungen. Die Feinbearbeitung durch Fräsen zeigt für alle getesteten Werkstoffe gute Ergebnisse.
- Durch Drehen entstehen Kerben in Lastrichtung, welche Probleme verursachen. Die Messung der exakten Blechdicke ist nicht möglich und der Kerbeffekt in Belastungsrichtung führt zu einer frühen Bruchinitiierung.
- Die Qualität der Oberfläche hat einen entscheidenden Einfluss auf die Bruchdehnung. Die erzeugten Oberflächen für Drehen, Fräsen und EDM zeigen keine Konvergenz, was bedeutet, dass noch feinere Oberflächen, wie durch den PECM Prozess erzeugt, erforderlich sind, um ein herstellungsunabhängiges Versagen der Werkstoffe zu charakterisieren.
- Die Standardabweichung der Bruchdehnung für schwach verfestigende Werkstoffe ist hoch. Dies ergibt sich aus der Lokalisierung der Dehnung in einem schmalen Bereich der Nut.
- In zukünftigen Arbeiten ist zu prüfen, ob die Ergebnisse auf andere Probestypen mit reduzierter Dicke durch eingebrachte Nuten übertragbar sind.

Aufgrund dieser Erkenntnisse eignet sich das PECM-Verfahren am besten für die Herstellung von Nuten. Der Aufwand und die Kosten für die Herstellung der Proben ist allerdings hoch. Einen Kompromiss für die Ermittlung von Fließkurven mit höheren Dehnungen bietet das Fräsen in feiner Qualität. Die natürliche Bruchdehnung eines Werkstoffs lässt sich damit aber nicht ermitteln. In zukünftigen Arbeiten sollten auch alternative Verfahren, wie z. B. das Schleifen und Polieren, geprüft und bewertet werden. Dies könnte eine wirtschaftliche Alternative zum PECM-Prozess darstellen.

## 6.2 Analyse der Torsionsprobe mit Rundnut

**Bild 6.8** zeigt die charakteristischen Maße für eine kreisförmige Nut im ebenen Torsionsversuch. Die Geometrie der Rundnut wird durch den Radius der Nut  $r_{\text{Nut}}$ , den konzentrischen kreisförmigen Radius der Nutbahn  $r_{\text{Nutbahn}}$  und die Blechdicke am Nutboden  $t_{\text{Nutboden}}$  beschrieben. Die Nut kann dabei sowohl von einer Seite als auch von beiden Seiten des Bleches eingebracht werden.



**Bild 6.8:** Dimensionen der ebenen Torsionsprobe a) mit einseitiger Rundnut und b) mit beidseitiger Rundnut

Die lokale vom Radius  $r$  abhängige Blechdicke im Bereich der Nut ist

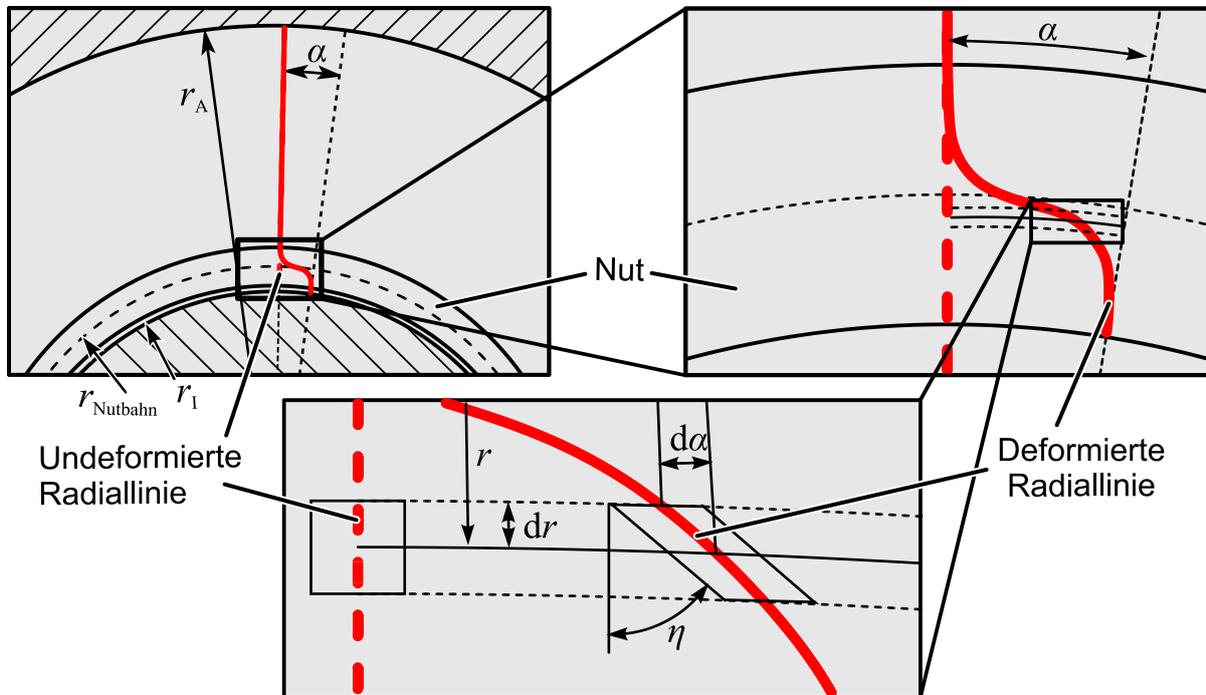
$$t_{1\text{-seitig}}(r) = t_{\text{Nutboden}} + r_{\text{Nut}} - \sqrt{r_{\text{Nut}}^2 - (r_{\text{Nutbahn}} - r)^2} \quad (6.5)$$

für die einseitige Nut und

$$t_{2\text{-seitig}}(r) = t_{\text{Nutboden}} + 2 \cdot r_{\text{Nut}} - 2 \cdot \sqrt{r_{\text{Nut}}^2 - (r_{\text{Nutbahn}} - r)^2} \quad (6.6)$$

für die zweiseitige Nut. Die Scherspannung kann weiterhin durch Gl. (2.36) analytisch berechnet werden. **Bild 6.9** zeigt die Verschiebung einer Radiallinie für den ebenen Torsionsversuch mit Rundnut. Der größte lokale Scherwinkel  $\eta$  tritt nahe dem Grund

der Nut auf. Von diesem Radius ausgehend gibt es einen starken abfallenden Spannungs- und Dehnungsgradienten. Ein Großteil der Dehnung in der Probe findet im Bereich der Nut statt.



**Bild 6.9:** Prinzip der Scherdeformation im ebenen Torsionsversuch mit Nut

### 6.2.1 Position des Spannungsmaximums

Die maximale Dehnung tritt nicht am Grund der Nut auf, sondern weiter in Richtung des Probenzentrums. Dies ist dem quadratischen Einfluss des Radius auf die Spannung geschuldet. Der Radius maximaler Spannung und Dehnung  $r_{\tau, \max}$  wird durch

$$\frac{d\tau(r)}{dr} = 0 \quad (6.7)$$

bestimmt. Gl. (6.7) ist für die runde Nutkontur nicht geschlossen analytisch lösbar. Aus diesem Grund wird die Form der Nut im Bereich des Nutbodens zur Vereinfachung durch eine quadratische Funktion der Form  $t^*(r) = Ar^2 + Br + C$  approximiert. Aus den geometrischen Randbedingungen für die Position am Nutgrund

$$t(r_{\text{Nutbahn}}) = t_{\text{Nutboden}}; \quad \frac{dt}{dr}(r_{\text{Nutbahn}}) = 0; \quad \frac{d^2t}{dr^2}(r_{\text{Nutbahn}}) = \frac{1}{r_{\text{Nut}}}, \quad (6.8)$$

welche die Übereinstimmung der Blechdicke und der Krümmung am Nutgrund definieren, resultiert die approximierte Blechdicke für die einseitige Nut zu

$$t_{1\text{-seitig}}^*(r) = \frac{1}{2 \cdot r_{\text{Nut}}} r^2 - \frac{r_{\text{Nutbahn}}}{r_{\text{Nut}}} r + t_{\text{Nutboden}} + \frac{r_{\text{Nutbahn}}^2}{2 \cdot r_{\text{Nut}}} \quad (6.9)$$

und für die zweiseitige Nut zu

$$t_{2\text{-seitig}}^*(r) = \frac{1}{r_{\text{Nut}}} r^2 - \frac{2 \cdot r_{\text{Nutbahn}}}{r_{\text{Nut}}} r + \frac{r_{\text{Nutbahn}}^2}{r_{\text{Nut}}} + t_{\text{Nutboden}} \cdot \quad (6.10)$$

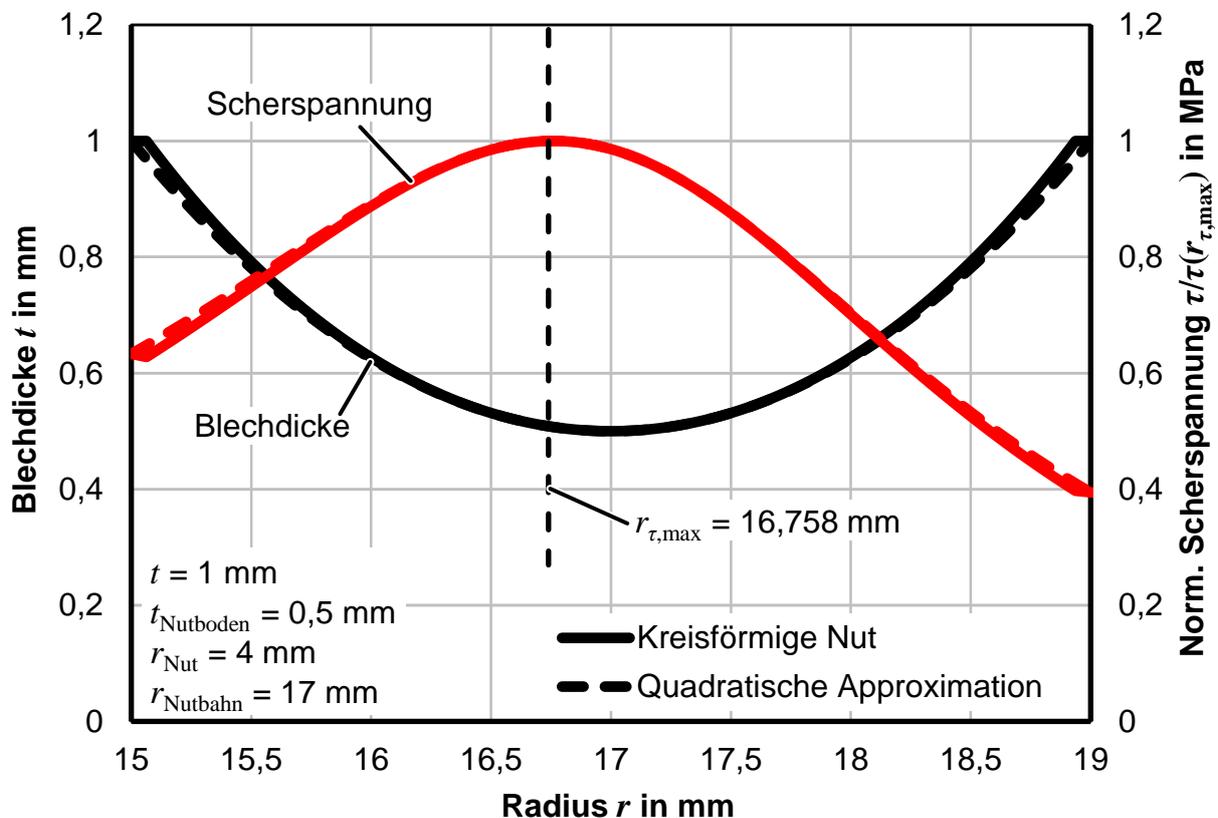
Der Radius maximaler Scherspannung wird durch Lösen von Gl. (6.7) nach  $r$  mit der approximierten Blechdicke nach Gl. (6.9) für die Berechnung der Scherspannung nach Gl. (2.36) ermittelt. Der Radius maximaler Scherspannung für die einseitige Nut ist

$$r_{\tau,\max}^* = \frac{3}{4} \cdot r_{\text{Nutbahn}} + \sqrt{\frac{1}{16} \cdot r_{\text{Nutbahn}}^2 - t_{\text{Nutboden}} \cdot r_{\text{Nut}}} \quad (6.11)$$

und für die zweiseitige Nut

$$r_{\tau,\max}^* = \frac{3}{4} \cdot r_{\text{Nutbahn}} + \sqrt{\frac{1}{16} \cdot r_{\text{Nutbahn}}^2 - \frac{1}{2} \cdot t_{\text{Nutboden}} \cdot r_{\text{Nut}}} \quad (6.12)$$

**Bild 6.10** zeigt die Kontur und die analytisch berechnete und auf die maximale Spannung normierte Scherspannung der quadratisch approximierten Nut und der einseitigen runden Nut. Ein Newton-Verfahren wurde genutzt, um die Gleichung für die Rundnut zu lösen und mit der analytischen Lösung zu vergleichen. Die Abweichung im Radius maximaler Scherung ist für die dargestellte Nut lediglich 0,0022% und damit vernachlässigbar gering. Für andere Nutkonturen wurden ähnlich geringe Abweichungen ermittelt.



**Bild 6.10:** Vergleich der Form und der normierten Scherspannung für eine kreisförmige einseitige Nut und für eine quadratisch approximierten einseitige Nut

## 6.2.2 Analytische Berechnung des elastischen Drehwinkels

Nachfolgend wird analytisch der elastische Drehwinkel  $\alpha_{el}(M)$  in Abhängigkeit des Drehmoments  $M$  für die konventionelle ebene Torsionsprobe mit runder Nut hergeleitet. Unter der Annahme linear-elastischer Werkstoffeigenschaften

$$\tau = G \cdot \gamma, \quad (6.13)$$

wobei  $G$  der Schubmodul des Werkstoffs ist, folgt durch Einsetzen von Gl. (6.13) und Gl. (2.36) in Gl. (2.37):

$$\begin{aligned} d\alpha_{el} &= \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot G} \cdot \frac{1}{r^3 \cdot t(r)} dr, \\ \alpha_{el} &= \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot G} \cdot \int_{r=r_I}^{r=r_A} \frac{1}{r^3 \cdot t(r)} dr. \end{aligned} \quad (6.14)$$

Der Winkel  $\alpha_{el}$  wird nun durch Integration über den Radius  $r$  zwischen den Kanten der Nut  $r_{n,I}$  und  $r_{n,A}$  berechnet. Die Blechdicke in Abhängigkeit vom Radius  $r$  ist

$$t(r) = \begin{cases} t_0 & (r_I \leq r \leq r_{n,I}) \\ t_{\text{Nutboden}} + r_{\text{Nut}} - \sqrt{r_{\text{Nut}}^2 - (r_{\text{Nutbahn}} - r)^2} & (r_{n,I} < r < r_{n,A}), \\ t_0 & (r_{n,A} \leq r \leq r_A) \end{cases} \quad (6.15)$$

sodass das Integral aus Gl. (6.14) für die drei Bereiche gelöst werden muss:

$$\alpha_{el, \text{Nutprobe}} = \alpha_{el, \text{eben, I}} + \alpha_{el, \text{Nut}} + \alpha_{el, \text{eben, A}}. \quad (6.16)$$

Für die ebenen Bereiche wird der elastische Winkel nach Gl. (2.43) berechnet:

$$\alpha_{el, \text{eben, I}} + \alpha_{el, \text{eben, A}} = \frac{M}{4 \cdot \pi \cdot G \cdot t_0} \cdot \left( \frac{r_{n,I}^2 - r_I^2}{r_{n,I}^2 \cdot r_I^2} + \frac{r_A^2 - r_{n,A}^2}{r_A^2 \cdot r_{n,A}^2} \right). \quad (6.17)$$

Für den Bereich der Nut konnte bisher keine direkte Lösung des Integrals gefunden werden. Um die elastische Dehnung für die runde Nut zu ermitteln, können zwei alternative Methoden genutzt werden: Zum einen kann das Integral numerisch gelöst werden. Zum anderen kann die Kontur der Nut nach Gl. (6.9) durch die quadratische Funktion

$$t(r) = \frac{1}{2 \cdot r_{\text{Nut}}} r^2 - \frac{r_{\text{Nutbahn}}}{r_{\text{Nut}}} r + t_{\text{Nutboden}} + \frac{r_{\text{Nutbahn}}^2}{2 \cdot r_{\text{Nut}}} \quad (6.9)$$

approximiert werden. Die Lösung von Gl. (6.14) für die approximierten Nutkontur nach Gl. (6.9) wird wie folgt berechnet:

Das bestimmte Integral zur Berechnung des Drehwinkels in Abhängigkeit des Drehmoments aus Gl. (6.14) wird analytisch für die Blechdicke nach Gl. (6.9) gelöst:

$$\begin{aligned}\alpha_{\text{el,Nut}}(M) &= \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot G} \cdot \int_{r_{n,I}}^{r_{n,A}} \frac{1}{r^3 \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot r_{\text{Nut}}} r^2 - \frac{r_{\text{Nutbahn}}}{r_{\text{Nut}}} r + t_{\text{Nutboden}} + \frac{r_{\text{Nutbahn}}^2}{2 \cdot r_{\text{Nut}}} \right)} dr \\ &= \frac{M \cdot r_{\text{Nut}}}{\pi \cdot G} \cdot \int_{r_{n,I}}^{r_{n,A}} \frac{1}{r^3 \cdot \left( r^2 - 2r_{\text{Nutbahn}} r + 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)} dr.\end{aligned}\quad (6.18)$$

Durch Partialbruchzerlegung der Funktion im Integral folgt

$$\begin{aligned}& \frac{1}{r^3 \cdot \left( r^2 - 2r_{\text{Nutbahn}} r + 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)} \\ &= \frac{A_1}{r} + \frac{A_2}{r^2} + \frac{A_3}{r^3} + \frac{A_4 r + A_5}{\left( r^2 - 2r_{\text{Nutbahn}} r + 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)},\end{aligned}\quad (6.19)$$

mit den fünf Parametern

$$\begin{aligned}A_3 &= \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)}, \\ A_2 &= 2 \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)^2} r_{\text{Nutbahn}}, \\ A_1 &= 4 \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)^3} r_{\text{Nutbahn}}^2 - \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)^2}, \\ A_5 &= 8 \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)^3} r_{\text{Nutbahn}}^3 - 4 \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)^2} r_{\text{Nutbahn}}, \\ A_4 &= -4 \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)^3} r_{\text{Nutbahn}}^2 + \frac{1}{\left( 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2 \right)^2}.\end{aligned}\quad (6.20)$$

Integration der einzelnen Terme und Einsetzen der Integrationsgrenzen führt zur Lösung des elastischen Drehwinkels in Abhängigkeit des Drehmoments  $M$ :

$$\begin{aligned}\alpha_{\text{el,Nut}}(M) &= \frac{r_{\text{Nut}} \cdot M}{\pi \cdot G} \cdot \left[ A_2 \cdot \left( r_{n,I}^{-1} - r_{n,A}^{-1} \right) + \frac{1}{2} A_3 \cdot \left( r_{n,I}^{-2} - r_{n,A}^{-2} \right) \right. \\ &+ \frac{\left( A_4 r_{\text{Nutbahn}} + A_5 \right)}{\sqrt{2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}}}} \left( \arctan \left( \frac{r_{n,A} - r_{\text{Nutbahn}}}{\sqrt{2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}}}} \right) - \arctan \left( \frac{r_{n,I} - r_{\text{Nutbahn}}}{\sqrt{2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}}}} \right) \right) \\ &\left. + \frac{1}{2} A_4 \ln \left( \frac{r_{n,A}^2 - 2r_{\text{Nutbahn}} r_{n,A} + 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2}{r_{n,I}^2 - 2r_{\text{Nutbahn}} r_{n,I} + 2t_{\text{Nutboden}} r_{\text{Nut}} + r_{\text{Nutbahn}}^2} \right) + A_1 \cdot \ln \left( \frac{r_{n,A}}{r_{n,I}} \right) \right].\end{aligned}\quad (6.21)$$

### 6.2.3 Auslegung der Rundnut

Die Auslegung der klassischen Rundnut geschieht nicht willkürlich, sondern orientiert sich an Kriterien, die direkt aus werkstofftechnischen sowie geometrischen Bedingungen resultieren. Nachfolgend wird die Auslegung der klassischen Rundnut erläutert und Beispiele für die Auslegung bereitgestellt.

#### *Auslegung der einseitigen Nut*

Für die Auslegung der einseitigen Nut nach **Bild 6.8a** wird angenommen, dass die Eigenschaften der Blechwerkstoffe symmetrisch zur mittleren Ebene der Bleche sind. Daraus folgt, dass auch für die exakte Charakterisierung der Werkstoffe eine einseitige Nut bis zur mittleren Ebene gefertigt werden sollte. Für die Blechdicke am Nutboden folgt

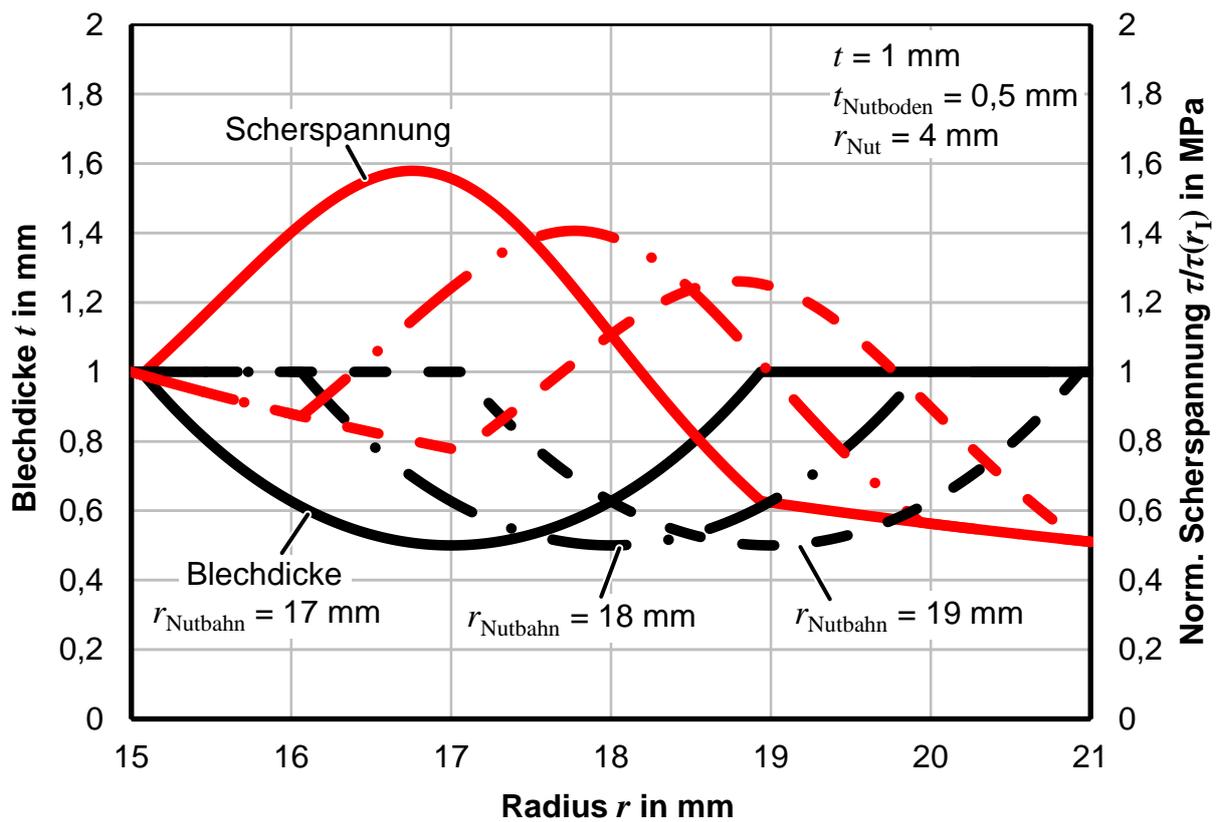
$$t_{\text{Nutboden}} = \frac{t}{2}. \quad (6.22)$$

Des Weiteren soll die maximale Spannung in der Nut im Verhältnis zur Spannung an der inneren Einspannung möglichst groß sein. Das Verhältnis der maximalen Spannung zur Spannung an der inneren Klemmung gibt Rückschluss darüber, ab welcher Festigkeitserhöhung der Werkstoff an der inneren Klemmung anstatt in der Nut anfängt zu fließen. **Bild 6.11** zeigt die normierte Scherspannung in Abhängigkeit der lokalen Blechdicke für die einseitige Rundnut. Die Scherspannung ist auf die Spannung an der inneren Klemmung  $r_1 = 15$  mm normiert. Je weiter die Nut von der inneren Einspannung entfernt ist, desto kleiner ist auch das Verhältnis von Spannung in der Nut und an der inneren Einspannung. Diese fällt von 60% Spannungserhöhung bei 17 mm Nutbahnradius auf 30% Spannungserhöhung bei 19 mm Nutbahnradius ab. Die Nut sollte demnach so nah wie möglich an die innere Einspannung  $r_1$  angrenzen. Für den Nutbahnradius folgt

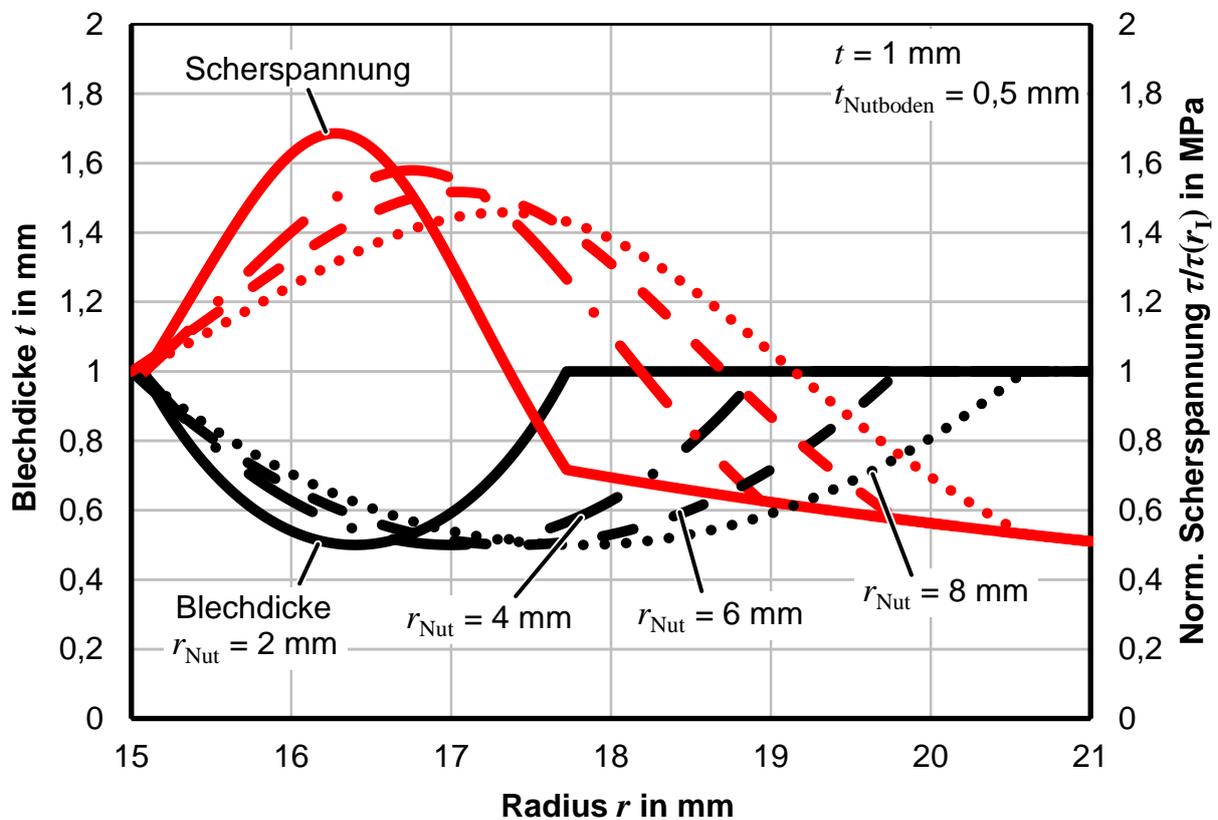
$$r_{\text{Nutbahn}} = r_1 + \sqrt{r_{\text{Nut}}^2 - \left(\frac{1}{2}t - r_{\text{Nut}}\right)^2}. \quad (6.23)$$

Dieser ist von der Blechdicke  $t$  und dem Nutradius  $r_{\text{Nut}}$  abhängig.

Zuletzt muss der Nutradius  $r_{\text{Nut}}$  definiert werden. **Bild 6.12** zeigt dazu die analytische Scherspannung für Nutradien zwischen 2 und 8 mm. Die zwei zuvor beschriebenen Kriterien werden von allen dargestellten Nuten erfüllt. Es wird klar, dass eine Vergrößerung des Nutradius zu einer Vergrößerung des Nutbahnradius führt, wodurch auch die maximale Spannung sinkt. Aus diesem Aspekt ist ein möglichst kleiner Nutradius wünschenswert. Anders herum führt ein sehr kleiner Nutradius zu einem starken Spannungsgradienten sowie zu einer verstärkten Kerbwirkung. Aus diesem Aspekt wäre ein möglichst großer Nutradius wünschenswert.



**Bild 6.11:** Analytisch berechnete Spannung für eine Variation des Nutbahnradius



**Bild 6.12:** Analytisch berechnete Spannung für eine Variation des Nutradius

Diese Ziele widersprechen sich. Aus der Erfahrung heraus und im Hinblick auf die erfolgreichen Versuche von Yin (2014) wurde ein Nutradius  $r_{\text{Nut}}$  von 4,0 mm definiert. **Tabelle 6.4** zeigt eine Übersicht der Geometrie der Rundnut für gängige Blechdicken, die der zuvor beschriebenen Auslegung entspricht, wenn der Radius der inneren Klemmung  $r_1 = 15$  mm beträgt. Der Nutbahnradius wurde auf +0,1 mm aufgerundet.

**Tabelle 6.4:** Geometrie der Rundnut für gängige Blechdicken ( $r_1 = 15$  mm)

Blechdicke $t$ in mm	Min. Blechdicke $t_{\text{Nutboden}}$ in mm	Nutradius $r_{\text{Nut}}$ in mm	Nutbahnradius $r_{\text{Nutbahn}}$ in mm
1,0	0,5	4,0	17,0
2,0	1,0	4,0	17,7
3,0	1,5	4,0	18,2

Je nach Werkstoff und Blechdicke sind nicht alle Auslegungskriterien realisierbar. Insbesondere dann, wenn das erforderliche Drehmoment durch große Blechdicken oder hohe Festigkeiten zu groß für die Klemmungen ist, sollte die minimale Blechdicke zur Reduktion der Kraft weiter reduziert werden. Der Nutbahnradius muss daraufhin angepasst werden.

### ***Auslegung der zweiseitigen Rundnut***

Unter Vernachlässigung der Symmetrie zur mittleren Ebene des Bleches kann auch eine zweiseitige Nut mit der Geometrie nach **Bild 6.8b** eingesetzt werden. Die Kriterien der Auslegung der Nutkontur gleichen denen für die einseitige Nut und können im vorherigen Abschnitt nachgelesen werden.

Um bei der Auslegung der symmetrischen Nut die gleiche Blechdicke wie bei der konventionellen einseitigen Nut zu erreichen, kann bei Einsatz der approximierten Nutkontur (siehe Kapitel 6.2.1)

$$t_{1\text{-seitig}}^*(r) = t_{2\text{-seitig}}^*(r) \quad (6.24)$$

gezeigt werden, dass der Nutradius der zweiseitigen Nut

$$r_{\text{Nut},2\text{-seitig}} = 2 \cdot r_{\text{Nut},1\text{-seitig}} \quad (6.25)$$

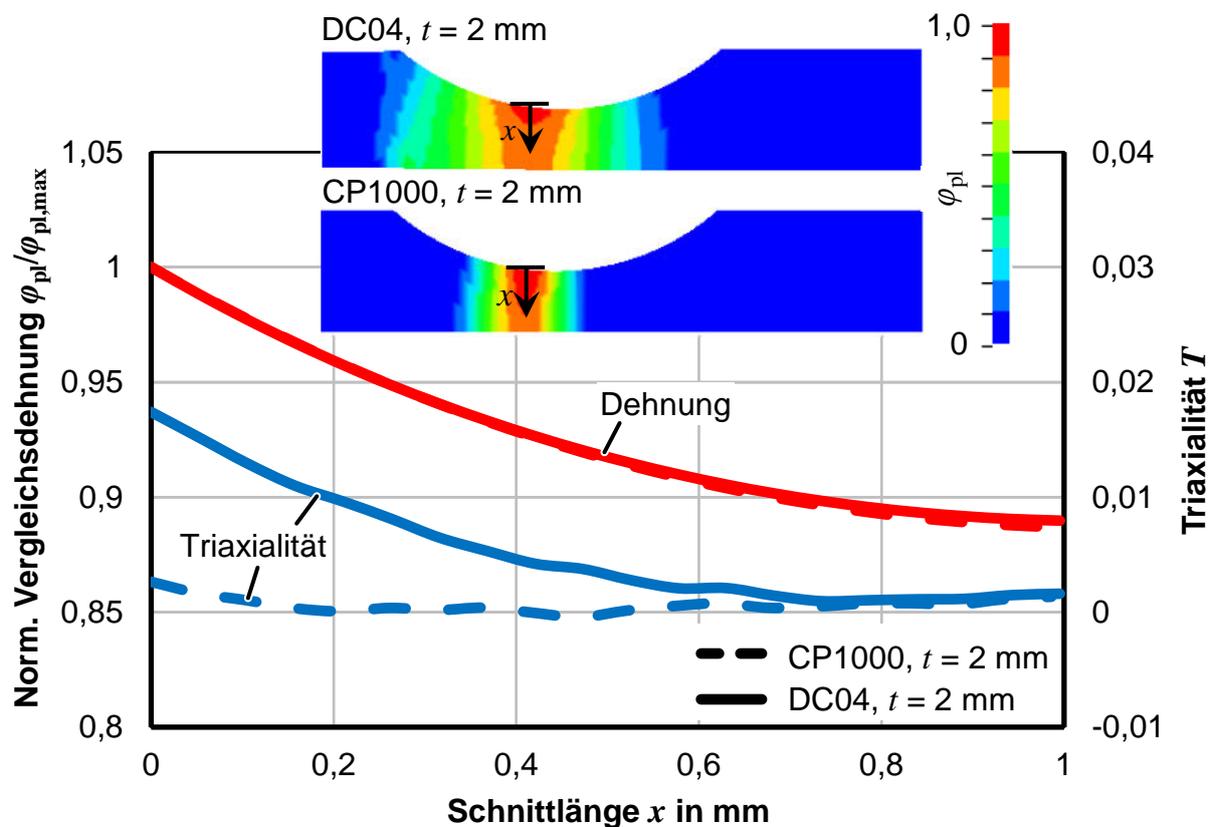
exakt doppelt so groß wie bei der einseitigen Nut sein muss. Nutbahnradius  $r_{\text{Nutbahn}}$  und Blechdicke am Nutboden  $t_{\text{Nutboden}}$  sind identisch zur einseitigen Nut. Aufgrund der guten Approximation der Rundnut kann dies näherungsweise auch für die Blechdicke der Rundnut ohne Approximation angenommen werden.

## 6.2.4 Analyse des Spannungs- und Dehnungszustands

Yin et al. (2015a) zeigten, dass die Spannung in der Nut nahezu idealer ebener Scherung entspricht. Der Dehnungszustand wurde nicht beschrieben. Nachfolgend soll der Einfluss der Form der Nut auf den Spannungszustand sowie die Homogenität von Spannung und Dehnung über die Blechdicke analysiert werden. Dazu wurden numerische Simulationen für unterschiedliche Nutkonturen und zwei unterschiedliche Materialarten durchgeführt. Diese sind angelehnt an die in Kapitel 4.4 experimentell charakterisierten Stahlwerkstoffe CP1000 (hochfest und sehr schwach verfestigend) und DC04 (weich und sehr stark verfestigend). Der Aufbau der numerischen Simulationen ist im Kapitel 4.3.1 beschrieben.

### Einseitige Nut

**Bild 6.13** zeigt die plastische Vergleichsdehnung für die einseitige Rundnut bei 2 mm Blechdicke im Schnitt durch die Nut. Die Spannungstriaxialität  $T$  ist entlang der gesamten Blechdicke geringer als 0,02 für beide Werkstoffe, was nahezu idealer ebener Scherung entspricht. Trotz der nahezu idealen Triaxialität zeigt die Dehnung einen starken Gradienten entlang der Blechdicke.



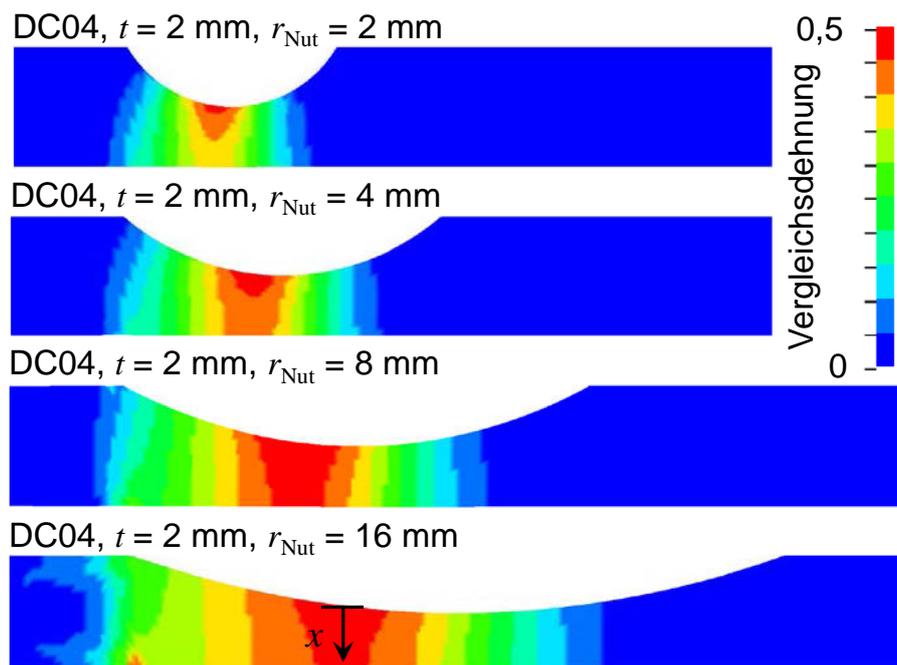
**Bild 6.13:** Dehnung entlang der Blechdicke für die klassische Rundnut für DC04 und CP1000 in 2 mm Dicke

Die Abweichung zwischen minimaler und maximaler plastischer Vergleichsdehnung

$$\xi = 1 - \frac{\varphi_{\text{pl,min}}}{\varphi_{\text{pl,max}}} \quad (6.26)$$

ist ca.  $\xi = 12,3\%$  für den DC04 am Radius maximaler Dehnung und ist damit entgegen der Annahme konstanter Dehnung über die Blechdicke sehr groß. Die größte Dehnung tritt auf Seite der Nut aus.

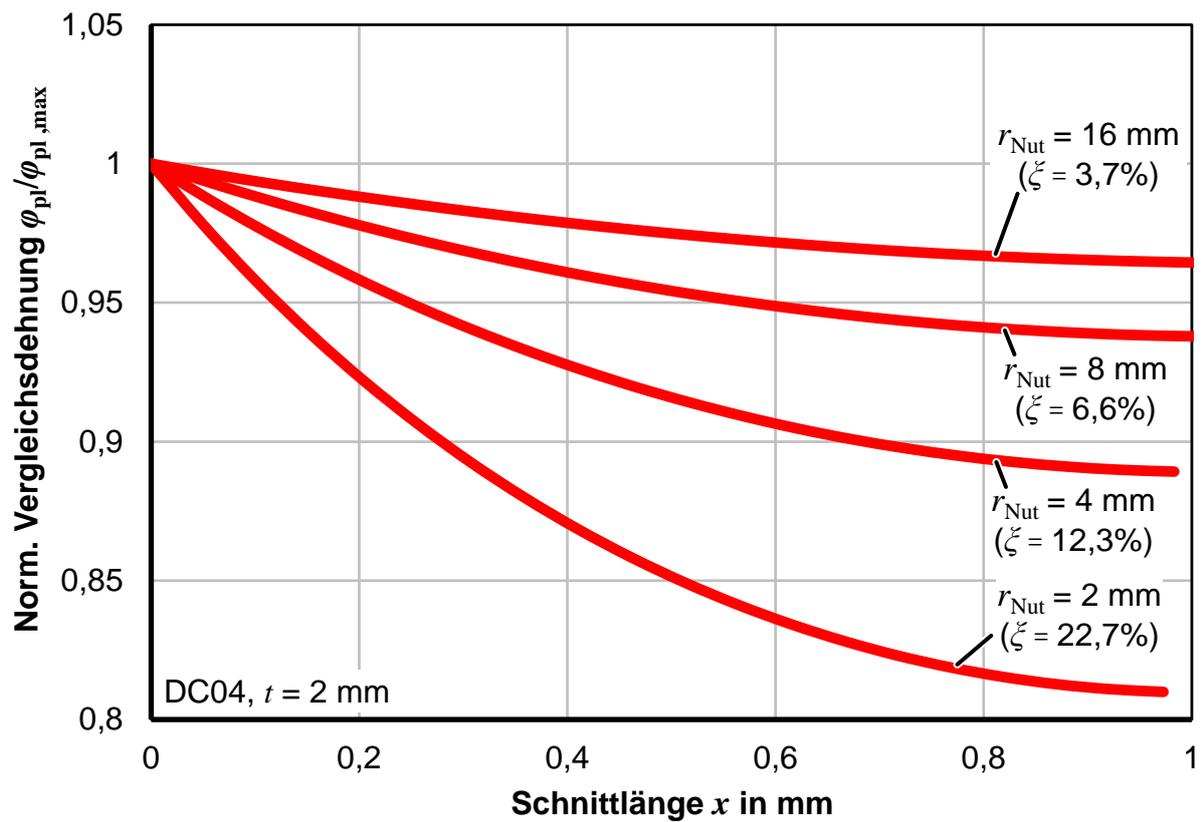
Es gilt zu prüfen, ob dies durch den Einfluss des starken radialen Spannungsgradienten oder durch die geometrische Krümmung an der Oberfläche herbeigeführt wird. Zu diesem Zweck wurde der Einfluss der Nutkontur auf die Homogenität geprüft. **Bild 6.14** zeigt die plastische Vergleichsdehnung des DC04 für Nutradien zwischen 2 mm und 16 mm. Auf Seite der Nut treten bei allen Proben höhere Dehnungen auf als auf der ebenen Seite. Aus dem Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung im **Bild 6.15** wird deutlich, dass die Inhomogenität der Dehnung über die Blechdicke mit steigendem Nutradius abnimmt. Für den Nutradius  $r_{\text{Nut}}$  von 16 mm konnte die Abweichung  $\xi$  bereits auf 3,7% reduziert werden.



**Bild 6.14:** Vergleichsdehnung in der Nut für unterschiedliche Nutradien

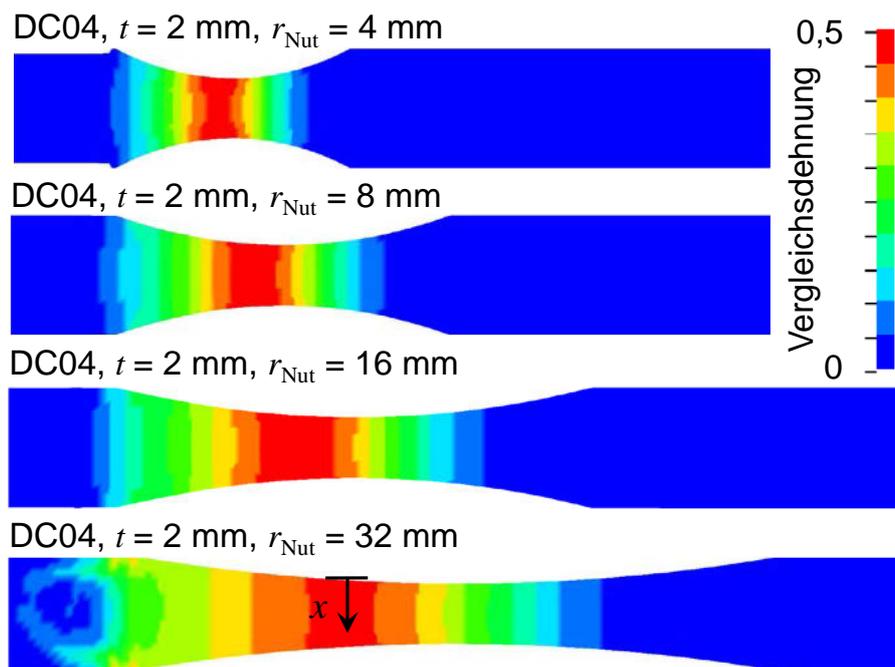
### *Zweiseitige / Symmetrische Nut*

Zur Erhöhung der Homogenität der Dehnung entlang der Blechdicke wird der Einsatz symmetrisch eingebrachter Nuten untersucht. Die Blechdicke der symmetrischen Nuten entsprechen denen der einseitigen Nuten. Dazu sind die minimale Blechdicke  $t_{\text{Nutboden}}$  sowie der Nutbahnradius  $r_{\text{Nutbahn}}$  gleich. Die Nutradien  $r_{\text{Nut}}$  zwischen 4 mm und 32 mm entsprechen dem doppelten Nutradius der einseitigen Nuten.



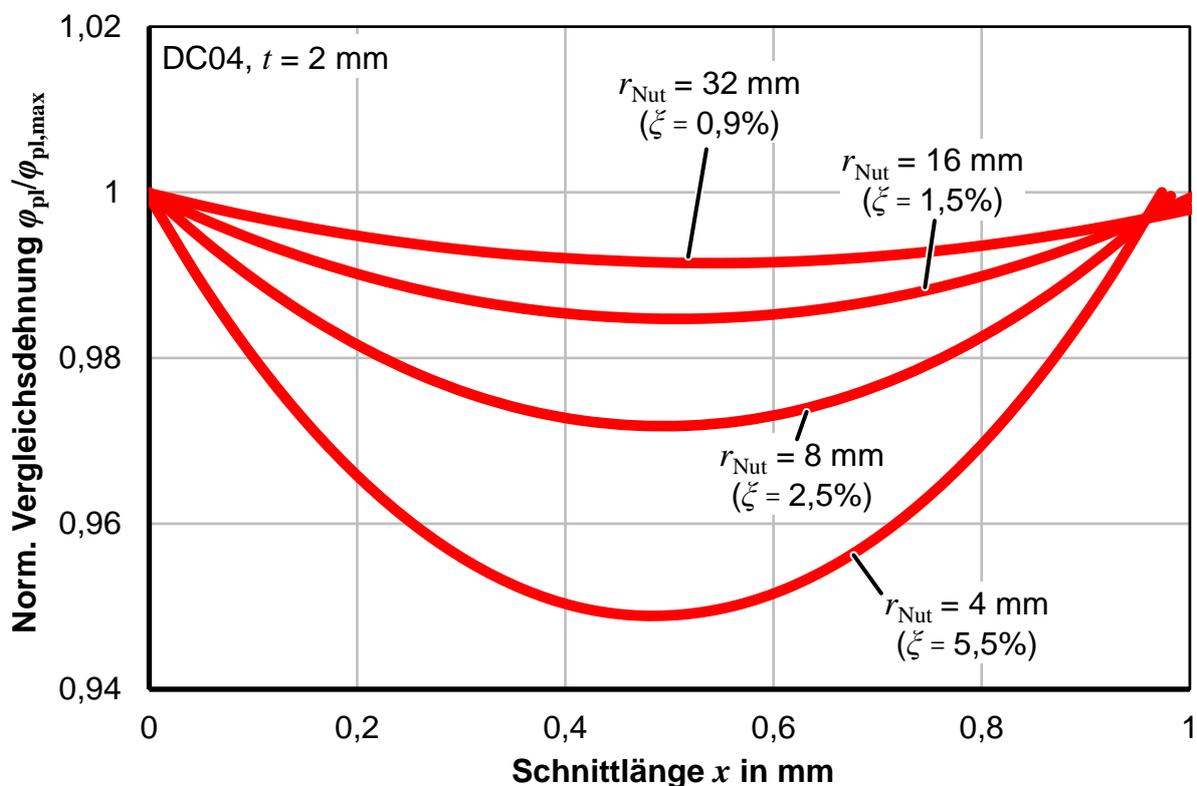
**Bild 6.15:** Vergleichsdehnung entlang der Blechdicke für unterschiedliche Nutradien

Bereits der 3D-Konturplot im **Bild 6.16** zeigt, dass die Unterschiede der Dehnung entlang der Blechdicke am Radius maximaler Spannung geringer sind als bei den einseitigen Nuten.



**Bild 6.16:** Vergleichsdehnung in der Nut für unterschiedliche Nutradien

**Bild 6.17** zeigt die plastische Vergleichsdehnung entlang der Schnittlänge  $x$  für die im **Bild 6.16** dargestellten Proben. Alle Proben weisen in der Mitte des Bleches die geringste Dehnung auf. Zur Oberfläche hin steigt die Dehnung an. Die Abweichung zwischen maximaler und minimaler Dehnung innerhalb eines Schnittes ist nur etwa ein Viertel der Abweichung bei den einseitigen Nuten. Trotz gleicher Blechdicke und daraus resultierend gleichem Spannungsgradienten sind symmetrische Nuten maßgeblich homogener. Die Krümmung der Probe an der Oberfläche des Bleches scheint maßgeblich die Ergebnisse zu beeinflussen. Der Nachteil beidseitiger Nuten ist, dass die Annahme symmetrischer Eigenschaften über die Blechdicke nicht mehr angewendet werden kann.



**Bild 6.17:** Vergleichsdehnung entlang der Blechdicke für unterschiedliche Nutradien

### 6.3 Nutprobe zur Charakterisierung von Fließkurven und Bruchdehnung

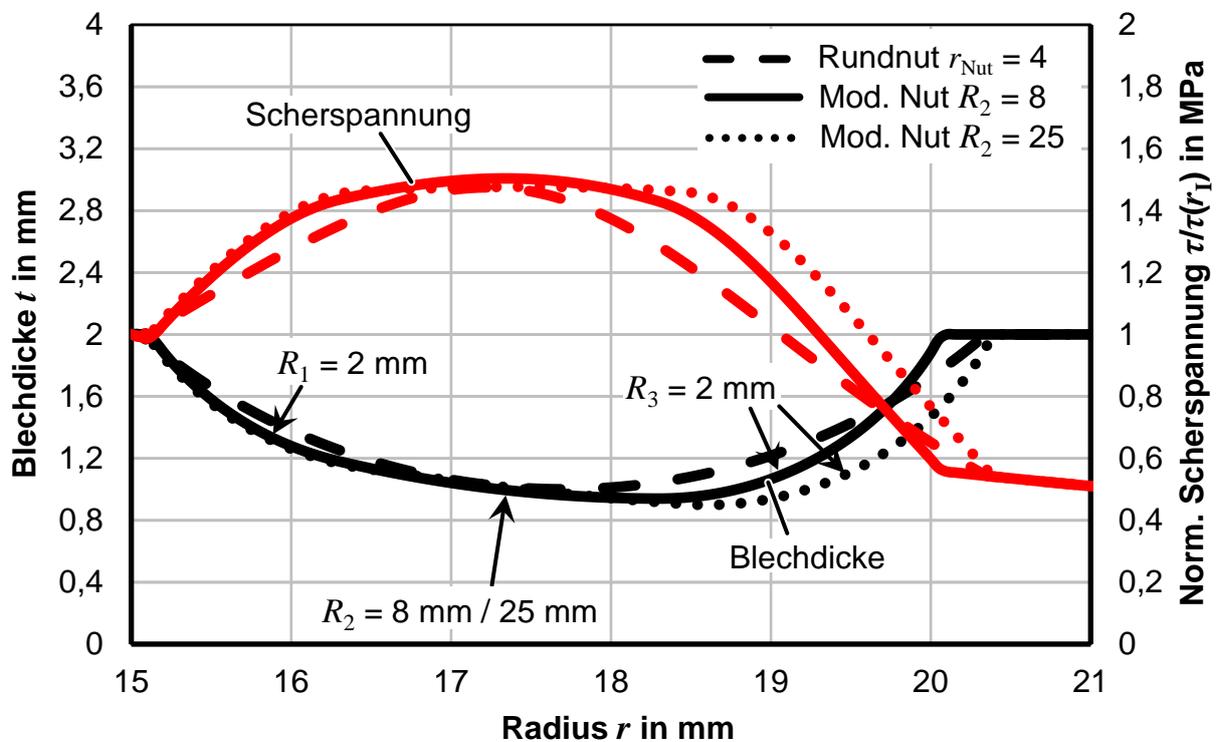
Die klassische Rundnut zeigt zwar näherungsweise ideale Scherung, aber keine homogene Dehnung entlang der Blechdicke. Unterschiedliche konkurrierende Anforderungen sorgen dafür, dass es keine ideale Rundnut geben kann. Das Ziel der nachfolgenden Probenauslegung ist es, eine Nut zu entwickeln, die die folgenden Anforderungen erfüllt:

1. Möglichst große maximale Spannung
2. Homogene Dehnung entlang der Blechdicke
3. Ideale ebene Scherung
4. Vermeidung von Dehnungslokalisierung

### 6.3.1 Lokale Anpassung der Nutradien

Aus der Analyse der Rundnut konnten die folgenden konkurrierenden Anforderungen abgeleitet werden: Der Nutradius sollte möglichst groß sein, um homogene Dehnungen entlang der Blechdicke zu erzeugen, aber gleichzeitig auch möglichst klein, um die maximale Spannung zu erhöhen.

Durch lokale Anpassung der Radien kann die Nut im Hinblick auf beide Ziele modifiziert werden. **Bild 6.18** zeigt die Konturen von Nuten, die an den seitlichen Übergängen einen kleineren Radius  $R_1$  und  $R_3$  von 2 mm und am Grund größere Radien  $R_2$  von 8 und 25 mm haben. Zusätzlich wurde eine konventionelle Rundnut mit Radius  $r_{\text{Nut}} = 4$  mm dargestellt. Die aus der Blechdicke resultierende normierte Scherspannung kann ebenfalls dem Bild entnommen werden.

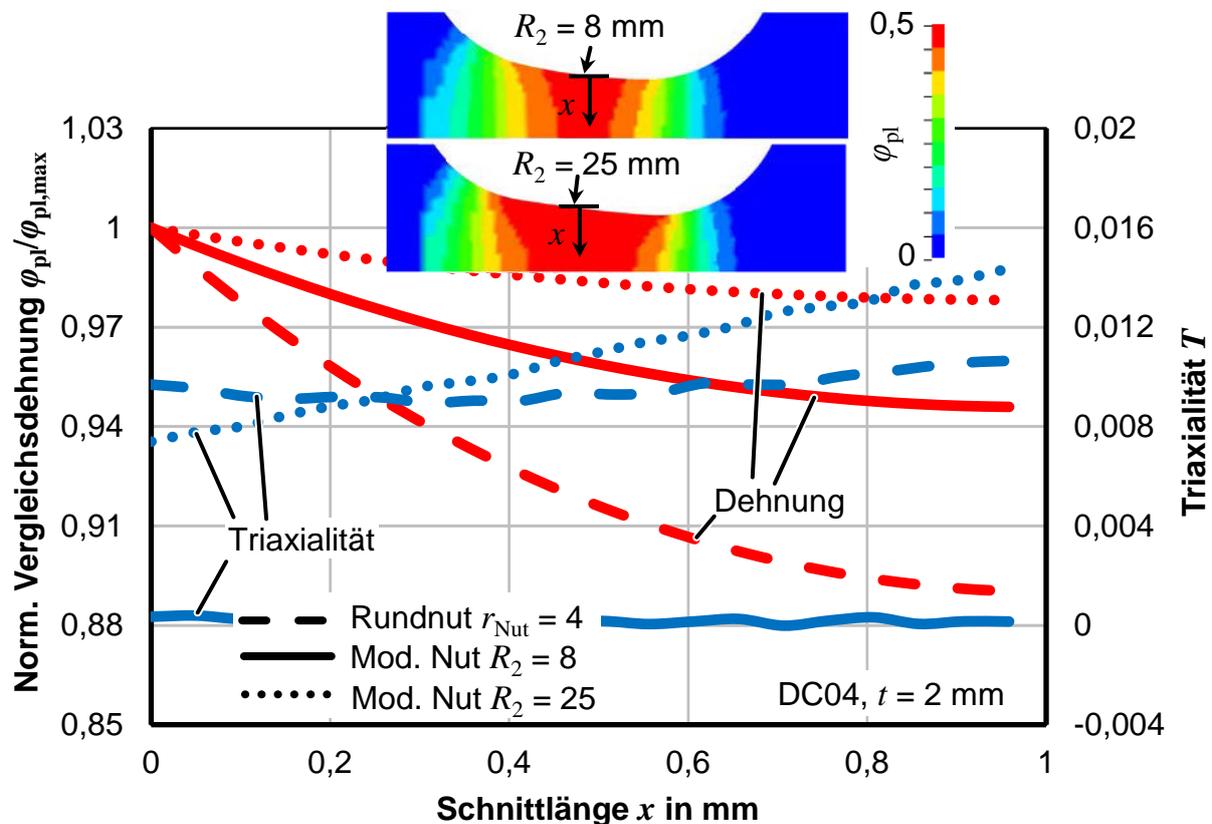


**Bild 6.18:** Nutkontur und analytisch berechnete Spannung für Nuten mit lokal angepassten Radien

Die gesamte Breite und auch die Größe der maximalen Scherspannung der modifizierten Nuten ist vergleichbar mit der klassischen Rundnut. Der Spannungsgradient um das Maximum herum ist geringer, je größer der Radius  $R_2$  im Zentrum ist.

**Bild 6.19** zeigt die plastische Vergleichsdehnung im Querschnitt und entlang der Schnittlänge  $x$  für die modifizierten Proben mit unterschiedlichem Radius  $R_2$  sowie die konventionelle Rundnut. Die Ergebnisse zeigen, dass die Abweichung der Dehnung entlang der Blechdicke mit steigendem Radius  $R_2$  abnimmt. Für die Nut mit Radius  $R_2 = 25$  mm beträgt die Abweichung  $\xi$  nur noch 2,2%. Die Spannungstriaxialität  $T$  aller

Proben ist unter 0,02. Folglich ist es durch lokale Variation der Nutkontur möglich, sowohl große Spannungen als auch homogenere Dehnungen über die Blechdicke zu realisieren.



**Bild 6.19:** Spannungs- und Dehnungszustand für Nuten mit lokal angepassten Radien

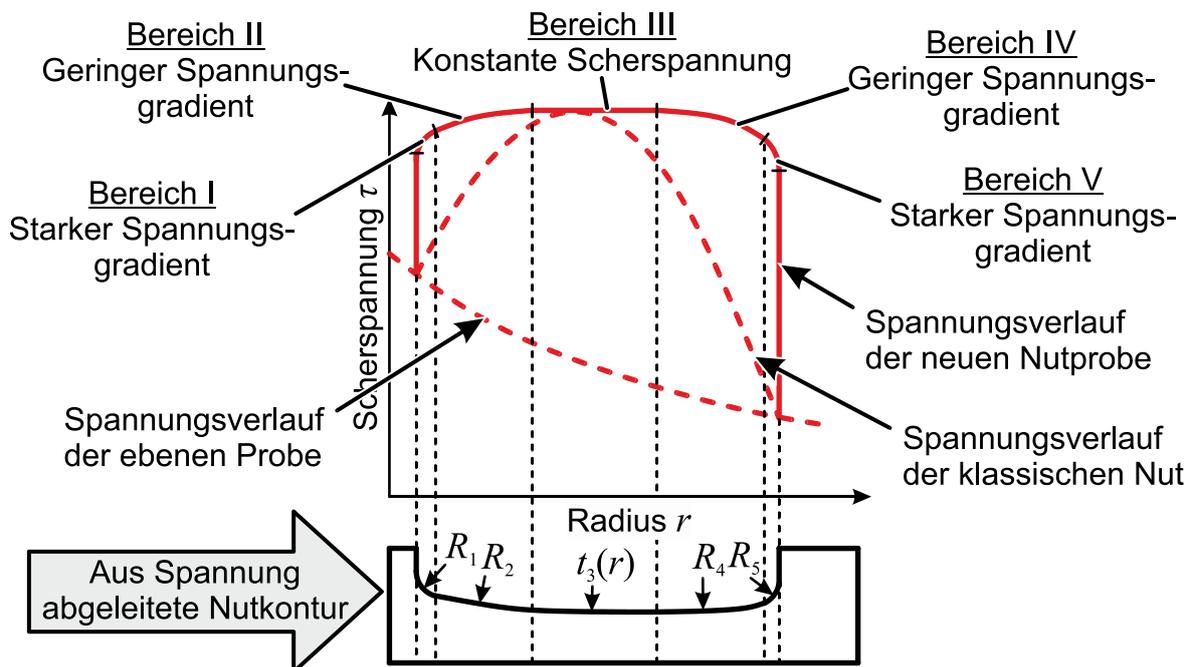
### 6.3.2 Spannungsangepasste Nutkontur

Der Spannungsverlauf und die Homogenität der Dehnung über die Blechdicke resultieren aus der Form der Nut. Diese Abhängigkeit kann auch umgekehrt betrachtet werden. Nachfolgend wird für die Auslegung einer neuen Probe zunächst der gewünschte Spannungsverlauf definiert und daraus analytisch eine Nutkontur abgeleitet. **Bild 6.20** zeigt das Prinzip der Auslegung einer spannungsangepassten Nutkontur im Vergleich zum Spannungsverlauf der ebenen Probe und der konventionellen Rundnut. Der dargestellte Spannungsverlauf erfüllt die folgenden Anforderungen:

1. Die Spannung im Prüfbereich der Nut  $\tau(r)$  (Bereich III) soll entlang eines radialen Bereichs konstant sein. Die resultierende Dehnung sollte in diesem Bereich ebenfalls konstant sein. Dadurch kann der Einfluss der Dehnungsreferenzlänge auf die Dehnungsmessung vermieden werden. Die Dehnung innerhalb der DIC-Elemente sind konstant, sodass die Diskretisierung nicht zu Fehlern führt.

2. Innen (Bereich II) und außen (Bereich IV) vom Prüfbereich sollte der Gradient der Spannung gering sein, um eine Lokalisierung der Dehnung an den Übergängen der Bereiche zu vermeiden.
3. An den Übergängen zur Oberfläche der Bleche ist ein starker Gradient der Spannung wünschenswert, um die Breite der Nut zu minimieren. Je breiter die Nut, desto geringer ist die maximale Spannung.
4. Der Spannungsverlauf entlang der Nutkontur muss stetig sein.

Die lokale Blechdicke in der Nut kann darauf basierend direkt abgeleitet werden. Die detaillierte Analyse der einzelnen Bereiche wird nachfolgend beschrieben.



**Bild 6.20:** Prinzip der spannungsangepassten Nutform

### ***Konstante Spannung zur Verhinderung der Dehnungslokalisierung***

Im zentralen zu prüfenden Bereich III sollte durch lokale Variation der Blechdicke eine konstante Scherspannung  $\tau(r) = \text{konst}$  erzeugt werden, sodass die Lokalisierung der Dehnung verhindert und die optische Dehnungsmessung fehlerfrei ermöglicht wird. Die vom Radius abhängige Blechdicke  $t(r)$  kann analytisch in Anlehnung an Gl. (2.36) aus

$$\tau(r) = \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot t(r) \cdot r^2} = \text{konst} \quad (6.27)$$

berechnet werden. Daraus resultierend sollte die Dehnung in einem definierten radialen Bereich der Probe ebenfalls konstant sein. Die lokale Blechdicke resultiert zu

$$t(r) = A \cdot \frac{1}{r^2}, \quad (6.28)$$

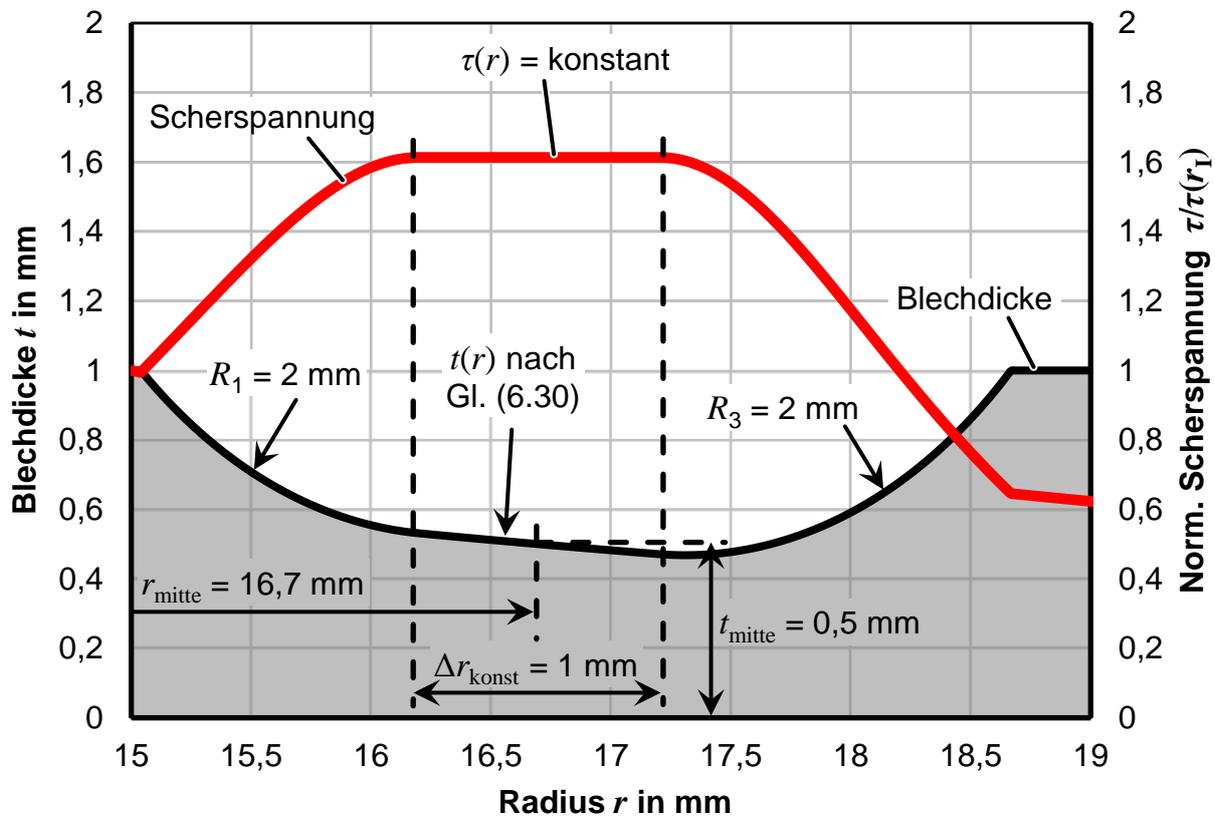
wobei  $A$  zunächst eine beliebige Konstante ist und durch zusätzliche Randbedingungen ermittelt werden muss. **Bild 6.21** zeigt das Prinzip einer Nut mit einem Bereich konstanter Spannung und kreisförmigen Übergängen außen. Die Breite des Bereiches konstanter Spannung  $\Delta r_{\text{konst}}$  ist beliebig und sollte mindestens die Größe der Dehnungsreferenzlänge der optischen Dehnungsmessung haben. Auf beiden Seiten schließt ein kreisförmiger Übergang die Nut ab. Als Randbedingung für die Auslegung der Nut wird angenommen, dass die Blechdicke im mittleren Radius des konstanten Bereichs  $r_{\text{mitte}}$  die mittlere Blechdicke  $t_{\text{mitte}}$  haben soll. Daraus resultiert für  $A$ :

$$A(r = r_{\text{mitte}}) = t_{\text{mitte}} \cdot r_{\text{mitte}}^2. \quad (6.29)$$

Die lokale Blechdicke im homogenen Bereich resultiert damit zu

$$t\left(r_{\text{mitte}} - \frac{\Delta r_{\text{konst}}}{2} < r < r_{\text{mitte}} + \frac{\Delta r_{\text{konst}}}{2}\right) = \frac{t_{\text{mitte}} \cdot r_{\text{mitte}}^2}{r^2}. \quad (6.30)$$

Die kreisförmigen Übergänge haben konstante Radien, die krümmungsstetig in den zentralen Bereich übergehen. Der Radius in dem dargestellten Beispiel ist 2 mm. **Bild 6.21** zeigt die analytisch berechnete Scherspannung für die Blechdicke  $t = 1$  mm und einen homogenen Prüfbereich mit der Breite  $\Delta r_{\text{konst}} = 1$  mm.

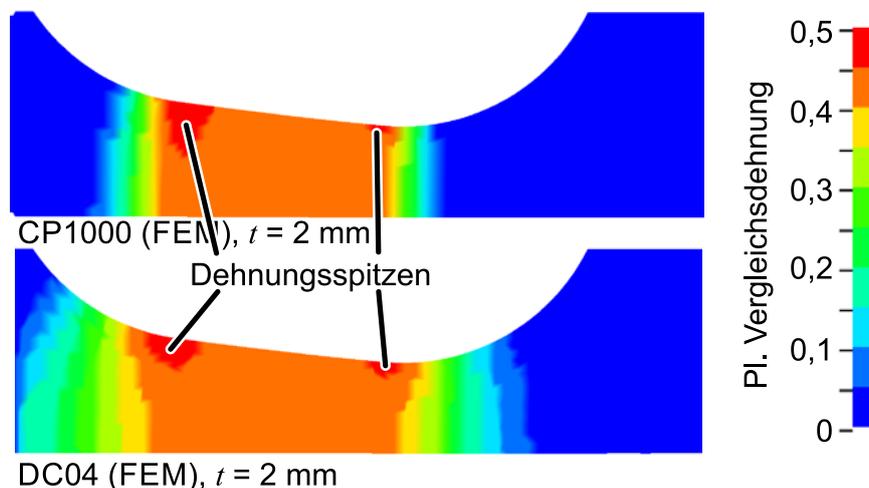


**Bild 6.21:** Prinzip und Dimensionen der spannungsangepassten Nut

Um die Nut so nah wie möglich an die innere Klemmung zu positionieren, ist eine iterative Auslegung der Probe notwendig, bei der der mittlere Radius  $r_{\text{mitte}}$  so lange

variiert wird, bis die innere Kante der Nut so nah wie möglich an der inneren Einspannung anliegt.

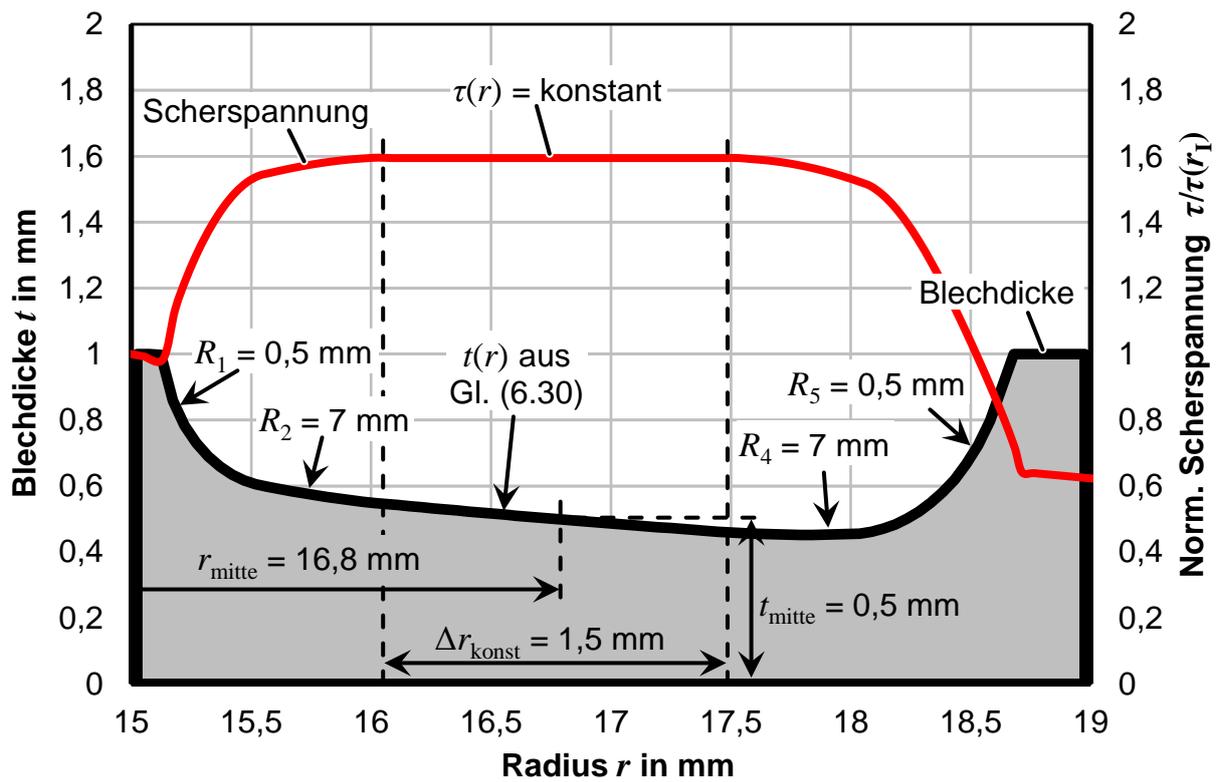
**Bild 6.22** zeigt die plastische Vergleichsdehnung für einen Schnitt durch die Nut mit einem Bereich konstanter Spannung. Die Geometrie entspricht der Nut im **Bild 6.21**. Während die Dehnung im Zentrum konstant und nahezu homogen ist, gibt es auf Seite der Nut an den Übergängen zu den Radien Bereiche mit höherer Dehnung. Da die Möglichkeit besteht, dass die Proben in diesen Bereichen frühzeitig versagen könnten, sollte innen und außen ein Bereich mit nur geringem Spannungsgradienten erzeugt werden (siehe **Bild 6.20**). Erst nach diesem „sanften“ Übergang der Spannung können kleinere Radien für einen starken Abfall der Spannung sorgen.



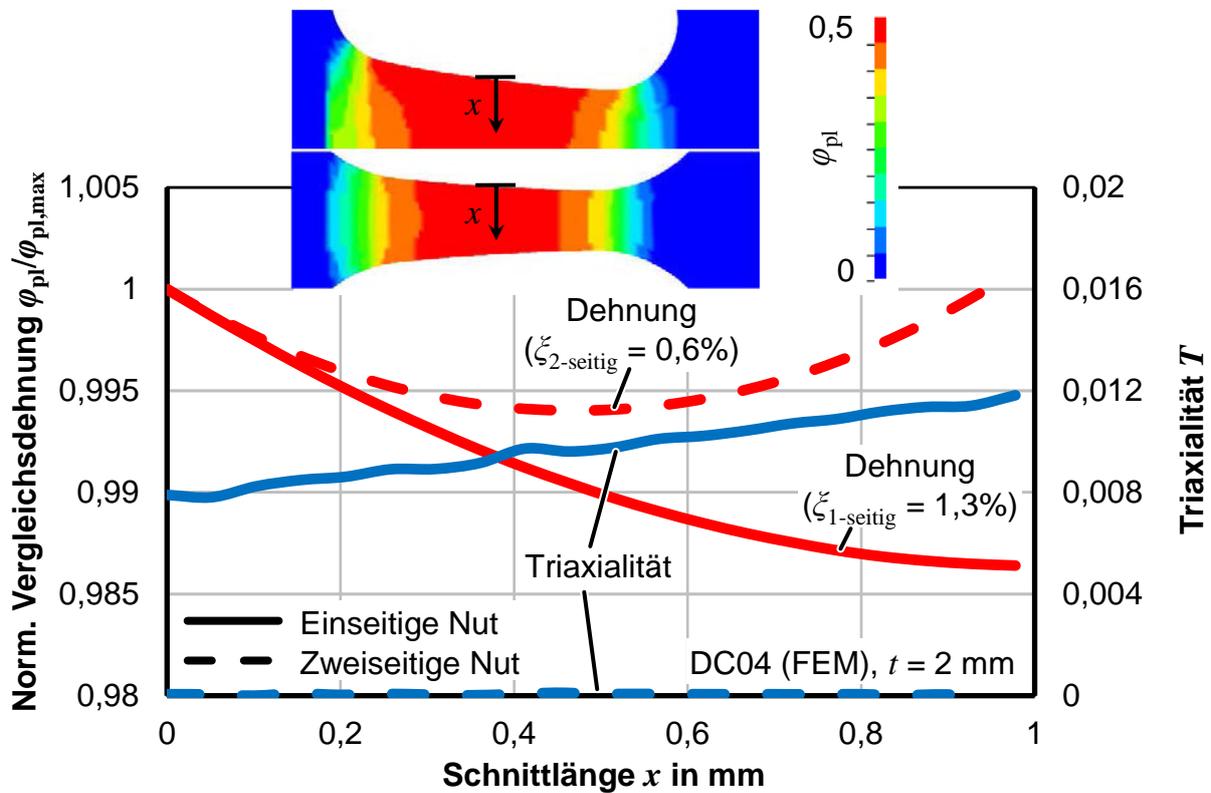
**Bild 6.22:** Numerische Simulation der Nut mit konstanter Spannung

### *Übergänge mit großen Radien zur Vermeidung von Dehnungsspitzen*

**Bild 6.23** zeigt eine einseitige Nut für Bleche mit  $t = 1$  mm Dicke, die allen Kriterien für die Auslegung entspricht. Die analytisch berechnete Spannung im Prüfbereich ist konstant. Die Übergänge innen und außen sind sanft und die maximale Spannung ist ähnlich hoch wie bei einer konventionellen Rundnut mit Nutradius 4 mm. **Bild 6.24** zeigt die Ergebnisse der numerischen Analyse der einseitig und zweiseitig gefertigten spannungsangepassten Nutform für Bleche mit 2 mm Blechdicke. Die Abweichung  $\zeta$  der Dehnung entlang der Blechdicke für die einseitige Nut beträgt nur noch 1,3%. Dehnungsspitzen an den Übergängen sind nicht vorhanden. Die Triaxialität  $T$  ist unter 0,012 entlang des gesamten Querschnitts. Eine weitere Verbesserung der Homogenität im Prüfbereich wird durch Einsatz einer beidseitigen Nut realisiert. Die Abweichung der Dehnung ist ca. 0,6% und die Triaxialität  $T$  nahezu ideal. Allerdings ist dies mit erhöhtem Fertigungsaufwand verbunden.



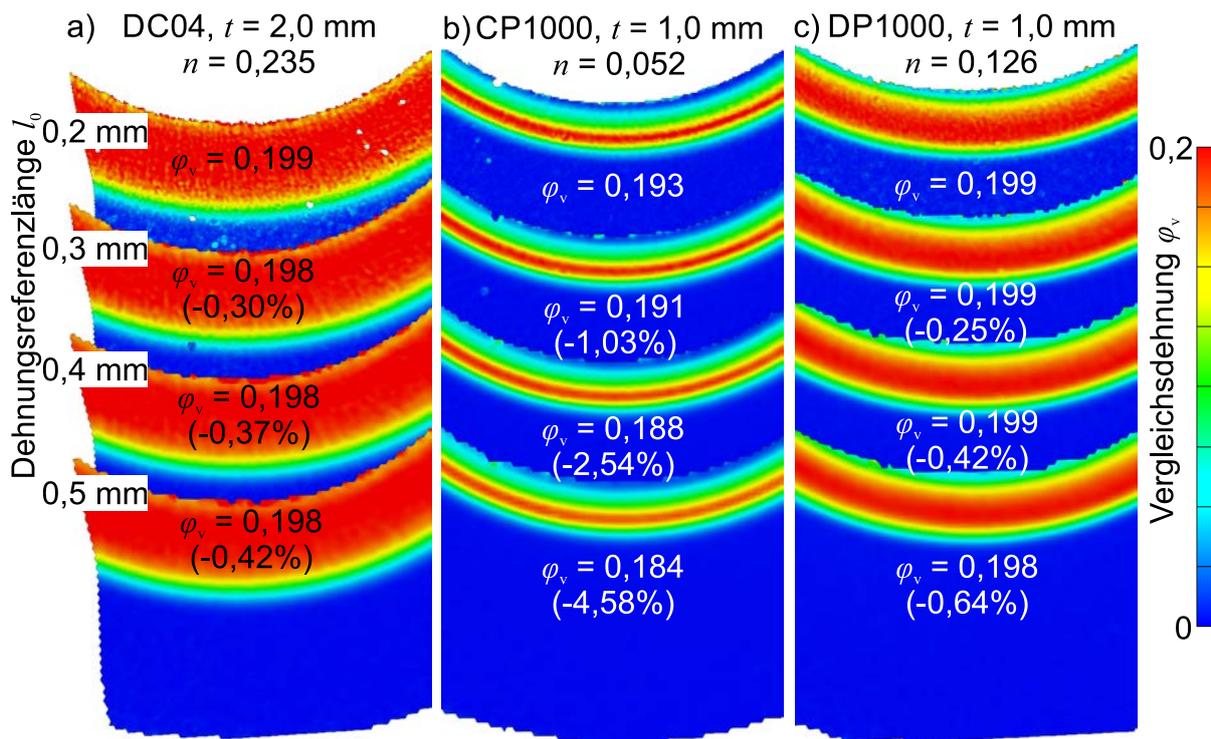
**Bild 6.23:** Nutkontur und Spannungsverteilung für Nuten mit konstanter Spannung für 1 mm Blechdicke



**Bild 6.24:** Spannungs- und Dehnungszustand für die einseitige und zweiseitige spannungsangepasste Nutkontur für DC04 in 2 mm Blechdicke

### Experimentelle Ergebnisse

**Bild 6.25** zeigt experimentell ermittelte Dehnungsfelder für den ebenen Torsionsversuch mit der neuen Nutkontur nach **Bild 6.23**. Die untersuchten Werkstoffe DC04, CP1000 und DP1000 wurden bereits im Kapitel 5.1 im Zusammenhang mit der Dehnungslokalisierung in Scherversuchen beschrieben und hier auf gleiche Weise ausgewertet. Jede Probe wurde mit unterschiedlicher Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  zwischen 0,2 und 0,5 mm ausgewertet und die gemittelte Dehnung entlang einer umlaufenden kreisförmigen Linie bei dem mittleren Radius  $r_{\text{mitte}}$  gemessen.

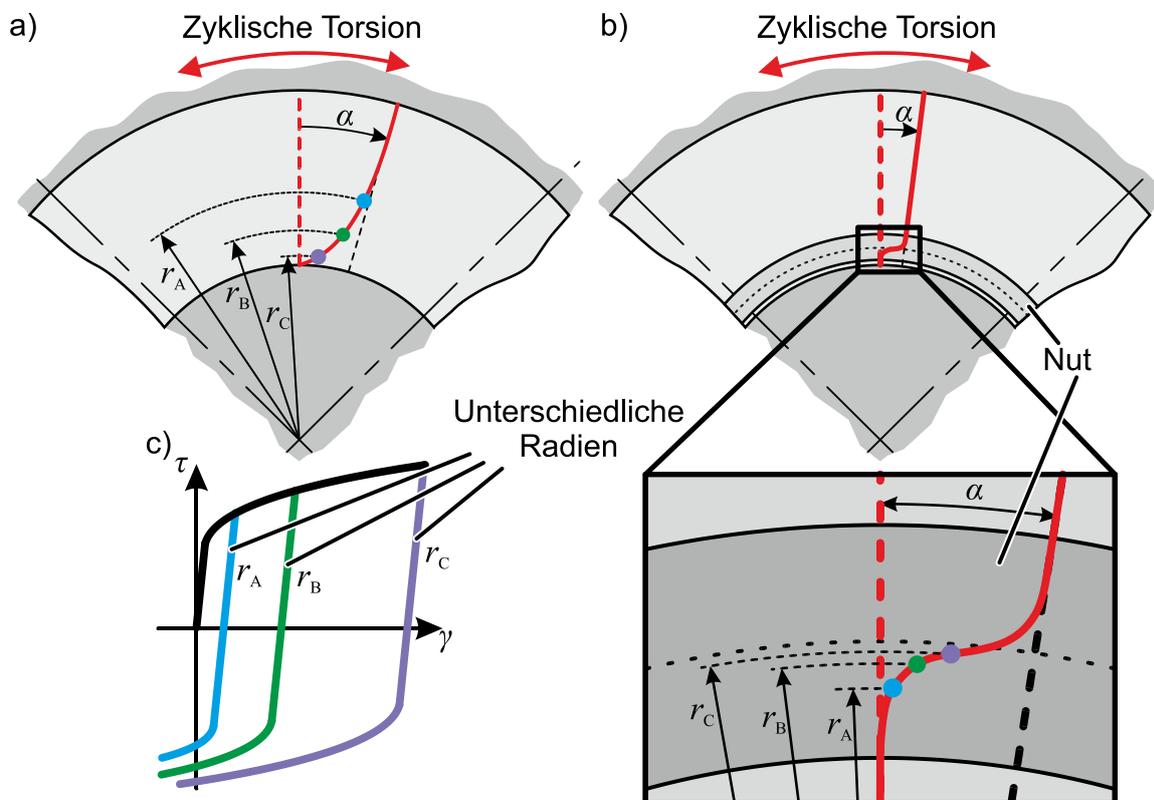


**Bild 6.25:** Experimentell ermitteltes Dehnungsfeld für a) DC04, b) CP1000 und c) DP1000 für die spannungsangepasste Nut bei unterschiedlicher Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  mit einer Vergleichsdehnung  $\varphi_v$  von ca. 0,2

Für CP1000 ist die Abweichung der gemessenen Dehnung bei einer Vergleichsdehnung  $\varphi_v$  von 0,2 und bei  $l_0 = 0,5$  mm Dehnungsreferenzlänge nur noch etwa 4,6% (**Bild 6.25b**). Die konventionelle kreisförmige Nut zeigte zuvor noch Abweichungen von 25% (**Bild 5.5b**). Bei einer Vergleichsdehnung  $\varphi_v$  von 0,5 ist die Abweichung sogar auf 1,4% reduziert worden. Für DC04 und DP1000 ist die Abweichung auch bei großer Dehnungsreferenzlänge unter 0,7%. Der verbleibende Unterschied kann auf fertigungsbedingte Abweichungen von der nominellen lokalen Blechdicke zurückgeführt werden. Jede Abweichung von der analytisch ermittelten idealen Kontur führt zu einer Abweichung vom idealen radialen Spannungs- bzw. Dehnungsverlauf.

## 6.4 Nutprobe zur Charakterisierung der kinematischen Verfestigung

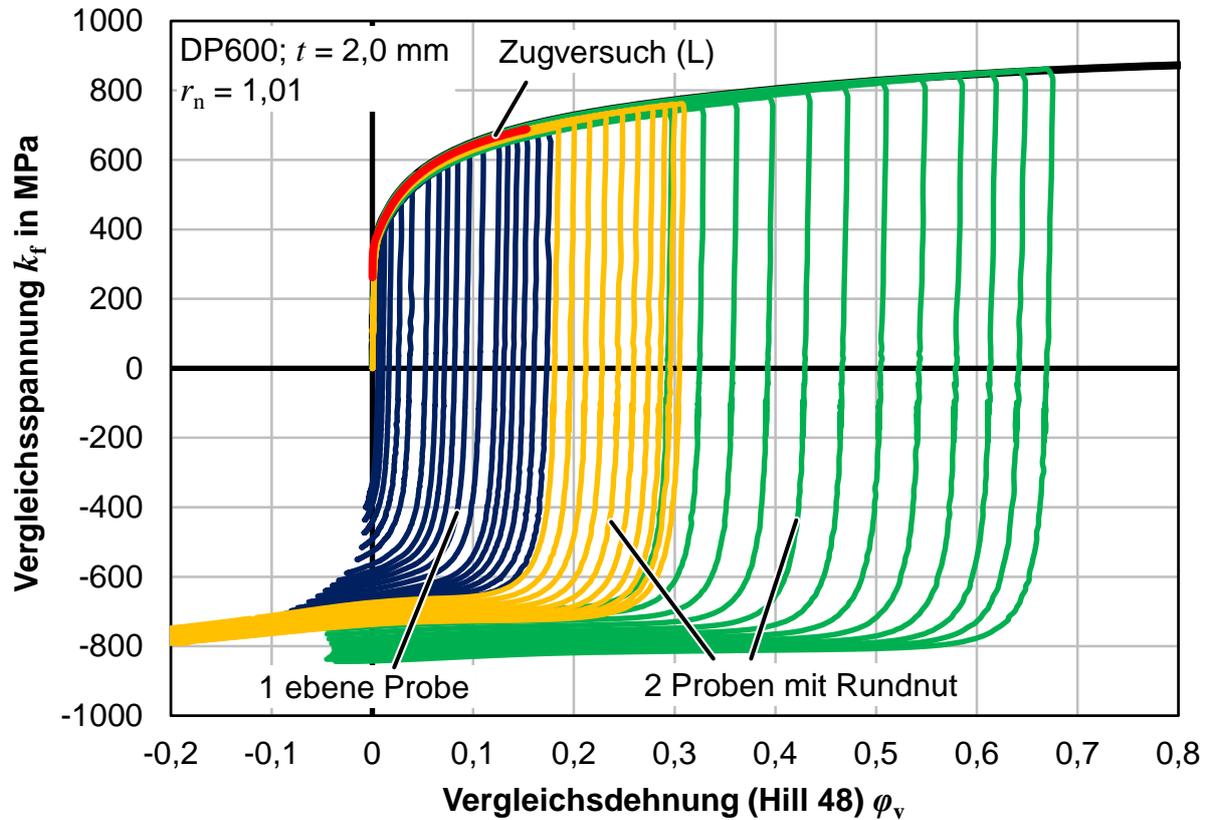
Die vollflächige Auswertung des gesamten Spannungs- und Dehnungsfeldes durch die optische Dehnungsmessung ermöglicht es, eine Vielzahl zyklischer Fließkurven an nur einer ebenen Probe zu ermitteln (Yin et al., 2015b). Dazu trägt der radial abfallende Spannungs- und Dehnungsgradient bei. Bei einer monotonen Belastung fällt die Scherdehnung in Abhängigkeit des radialen Abstandes  $r$  ab. Wenn anschließend die Lastrichtung umgekehrt wird und die Auswertung der Kurve an unterschiedlichen Radien fortgeführt wird, haben die resultierenden zyklischen Fließkurven unterschiedliche Vordehnungen (**Bild 6.26c**). **Bild 6.26b** zeigt, dass die gleiche Methode auch bei der Torsionsprobe mit Nut, in einem kleinen Bereich nahe dem Grund der Nut, nutzbar ist.



**Bild 6.26:** Prinzip der Ermittlung mehrerer zyklischer Scherspannungs-Scherdehnungskurven an einer Probe a) für den konventionellen ebenen Torsionsversuch (Yin et al., 2015b) und b) für den ebenen Torsionsversuch mit Nut; c) Zyklische Kurven mit unterschiedlicher Vordehnung für unterschiedliche Radien

Sowohl bei der ebenen Probe als auch bei der Nutprobe gibt es charakteristische Einschränkungen für die erreichbaren zyklischen Fließkurven innerhalb einer Probe. **Bild 6.27** zeigt die Ergebnisse beider Probentypen für den hochfesten Dualphasenstahl DP600 mit 2 mm Blechdicke. Alle 40 dargestellten zyklischen Kurven wurden an nur einer ebenen Probe und zwei Nutproben ermittelt. Die ebene Probe wurde an 18 Radien

ausgewertet. Aufgrund des Einflusses der inneren Klemmung ist die maximale Vordehnung für die ebene Probe begrenzt. Für den DP600 ist der Bereich der Scher-Vordehnung  $\gamma_{\text{vor}}$  daher zwischen 0 und 0,35 ( $\varphi_v = 0,2$ ) limitiert.



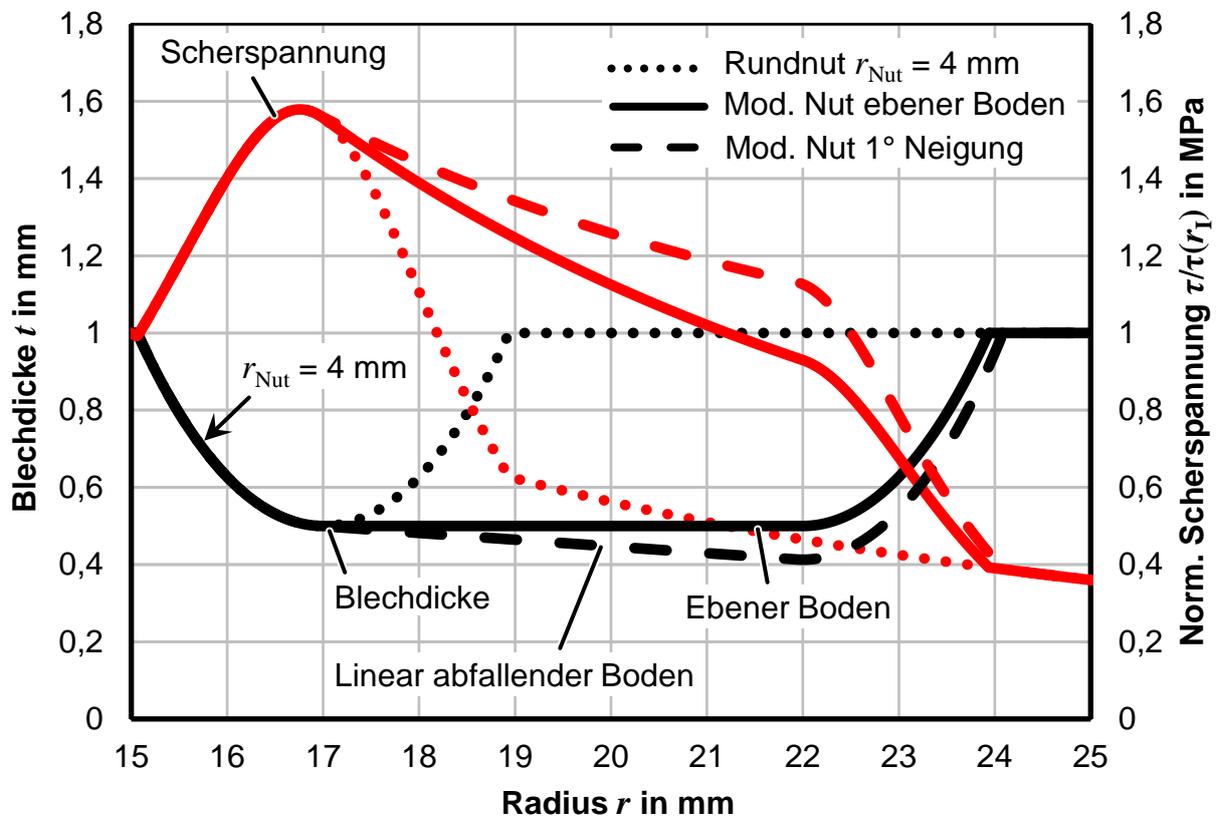
**Bild 6.27:** 40 zyklische Scherspannung-Scherdehnungs-Kurven, charakterisiert an nur einer ebenen Probe und zwei Nutproben für DP600

Kurven mit nennenswert höherer Vordehnung können mit der Nutprobe ermittelt werden. Für den hochfesten DP600-Stahl wurde eine Vergleichsdehnung von ca.  $\varphi_v = 0,7$  als Vordehnung erreicht. Im Gegensatz zur ebenen Probe kann nur ein kleiner Bereich der Nut für die Auswertung genutzt werden, da die Spannung und Dehnung an der Wand der Nut nicht mehr homogen ist und keine ideale ebene Scherung herrscht. Für die Ermittlung geringerer Vordehnungen mit der Nutprobe müssen demnach zusätzliche Versuche mit geringerem Drehwinkel durchgeführt werden. Die Last wurde bei zwei unterschiedlichen Drehwinkeln umgekehrt. Mit jeder Nutprobe wurden 11 zyklische Fließkurven ermittelt.

### ***Kombination aus ebener Probe und Nutprobe***

Um die Vorteile beider Proben zu verknüpfen und auch bei Nutproben mit hoher Vordehnung noch zyklische Kurven mit deutlich geringerer Vordehnung an der gleichen Probe ermitteln zu können, soll die Form der Nut angepasst werden und mit der Form der ebenen Probe verknüpft werden. **Bild 6.28** zeigt die Kontur einer Nut, bei der der

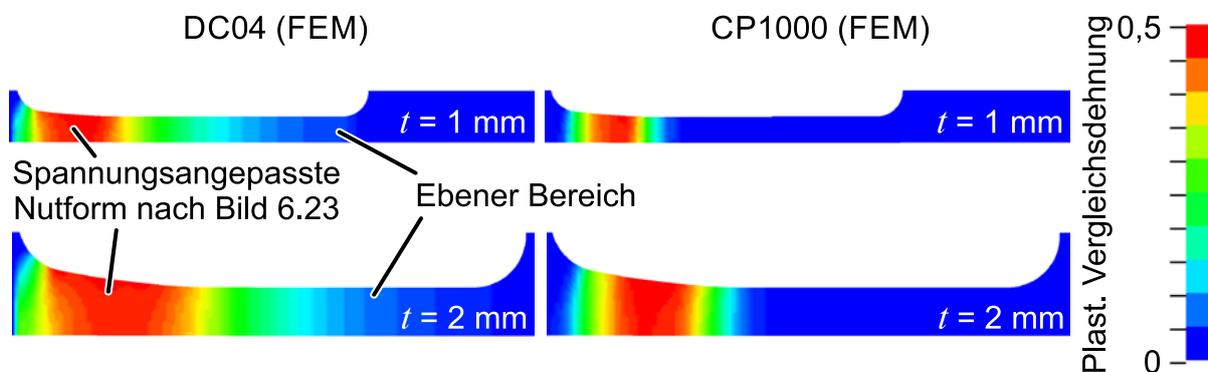
Grund der Nut verlängert wurde. Ein radialer Bereich von 5 mm ist eben bearbeitet. Die Scherspannung im ebenen Bereich fällt wie bei der ebenen Probe nach außen hin ab.



**Bild 6.28:** Kontur und Scherspannung für eine Nut mit verlängertem ebenem Boden

**Modifizierung der Nutkontur**

Um auch die Erkenntnisse für die Charakterisierung der monotonen Fließkurve mit zu berücksichtigen, werden unterschiedliche kleine und große Übergangsradien genutzt, bevor die Blechdicke am Grund der Nut wieder konstant wird. **Bild 6.29** zeigt die plastische Vergleichsdehnung aus numerischen Simulationen für DC04 und CP1000 mit 1 mm und 2 mm Blechdicke.

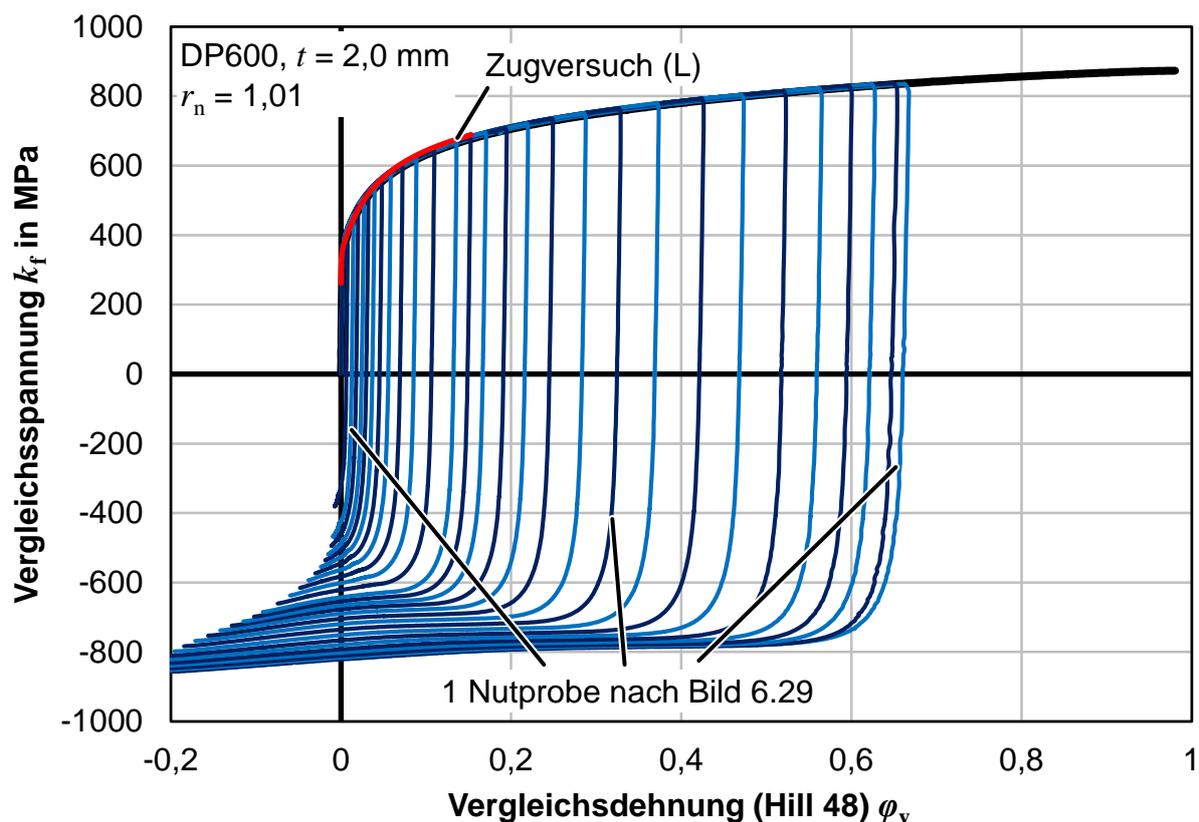


**Bild 6.29:** Numerische Analyse der Dehnungsverteilung

Die Proben haben im Bereich der größten Dehnung eine spannungsangepasste Nutkontur nach **Bild 6.23** bzw. **Bild 6.24** und außen einen verlängerten ebenen Nutboden. Der breite ebene Nutboden führt zu einer Erweiterung des auswertbaren Probenbereichs für die Nutprobe. Somit können die dargestellten Proben sowohl zyklische Scherspannungs-Scherdehnungskurven mit hohen als auch mit niedrigen Vordehnungen (bis Vordehnung 0) an derselben Probe ermittelt werden. Ein Vorteil der im **Bild 6.29** dargestellten Probe ist, dass diese auch die Anforderungen der Nut zur Charakterisierung der Fließkurve erfüllt und somit sowohl für zyklische als auch für monotone Charakterisierung geeignet ist. Ein Nachteil könnte sein, dass der breite dünnwandige Grund die Faltenbildung bei der Prüfung begünstigt. Dies sollte in künftigen Arbeiten geprüft werden.

### Experimentelle Ergebnisse

**Bild 6.30** zeigt erste experimentelle Ergebnisse der im **Bild 6.29** dargestellten Nutform für den hochfesten Dualphasenstahl DP600 in 2 mm Blechdicke, der zuvor bereits mit ebener Probe und konventioneller Rundnut charakterisiert wurde (**Bild 6.27**).



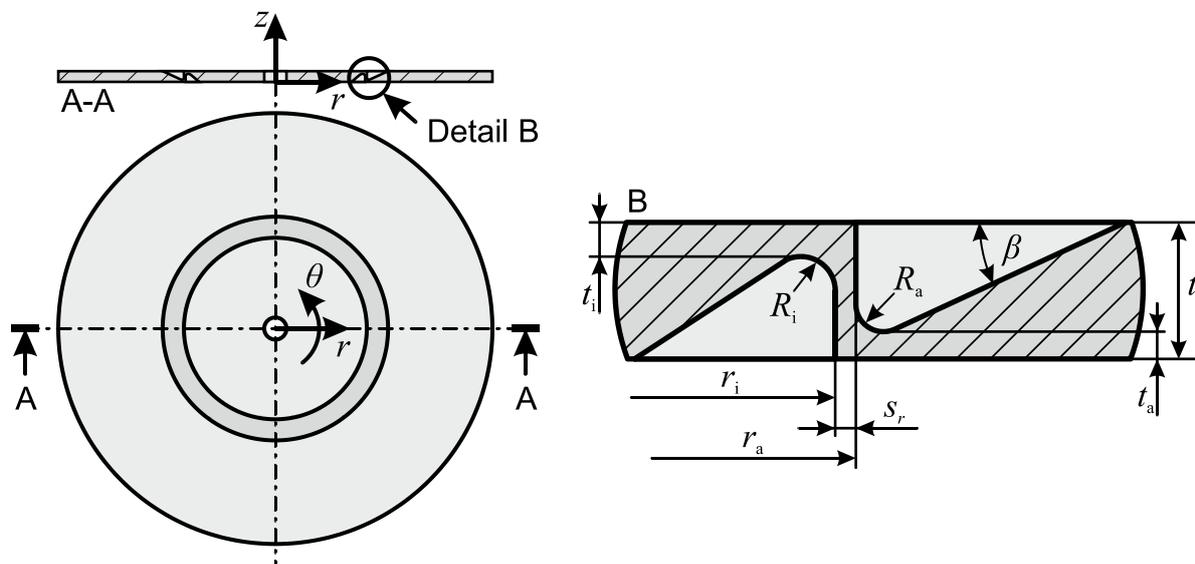
**Bild 6.30:** Zyklische Spannungs-Dehnungskurven für DP600, charakterisiert an nur einer Nutprobe nach **Bild 6.29**

Die Proben wurden durch Fräsen hergestellt. Die dargestellten zyklischen Kurven wurden an nur einer einzigen Probe ermittelt. Zusätzlich ist die Fließkurve des Zugversuchs längs zur Walzrichtung und die Kurve aus der monotonen

Charakterisierung im ebenen Torsionsversuch dargestellt. Zyklische Fließkurven können nahezu bis zur Bruchdehnung im monotonen Versuch ermittelt werden.

### 6.5 Nutprobe zur Charakterisierung der Scherung in $\theta$ - $z$ -Ebene

Alle bisher dargestellten Formen der Nut sind dazu ausgelegt, die Scherung in der  $r$ - $\theta$ -Ebene des Bleches zu realisieren und zu verfeinern. Dazu wird entweder eine einseitige Nut oder eine zweiseitige Nut mit symmetrischer Kontur genutzt. Bei asymmetrischer Anordnung einer beidseitigen Nut ist aber auch die gezielte Variation der zu scherenden Ebene möglich. **Bild 6.31** zeigt das Prinzip einer Torsionsprobe, mit der ein Blech in der  $\theta$ - $z$  Ebene, also in einer Ebene bei konstanter Position in  $z$ -Richtung, scheren kann.

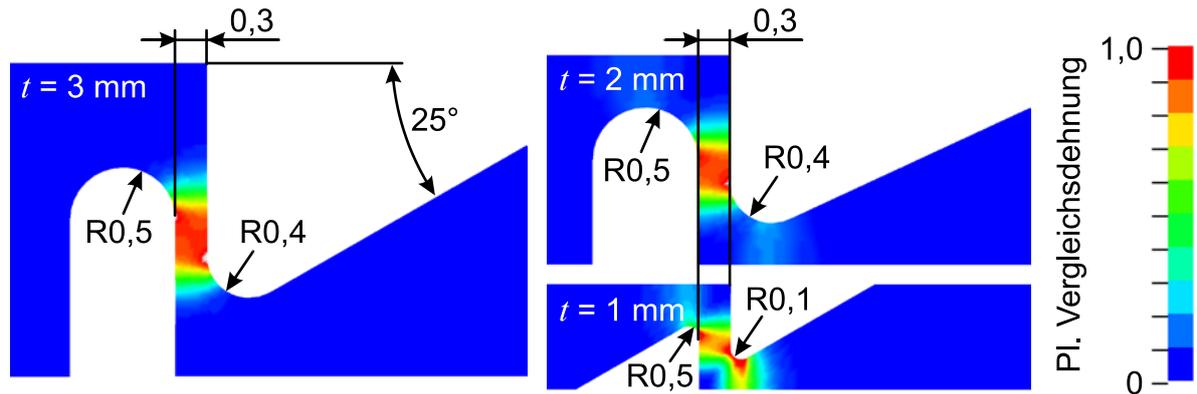


**Bild 6.31:** Form und Maße einer beidseitigen Nut zur Scherung in der Blechebene

Von oben und von unten werden radial versetzte Nuten so angeordnet, dass ein schmaler zylindrischer Steg im Blech entsteht. Die Messung der Dehnung mittels DIC kann von der Außenseite der Nut durch die schräg auslaufende Nutkante stattfinden. Für die Berechnung der Spannung aus dem Drehmoment wird eine ringförmige Scherfläche angenommen:

$$\tau_{\theta z} = \frac{2M}{(r_a + r_i) \cdot \pi \cdot (r_a^2 - r_i^2)}. \quad (6.31)$$

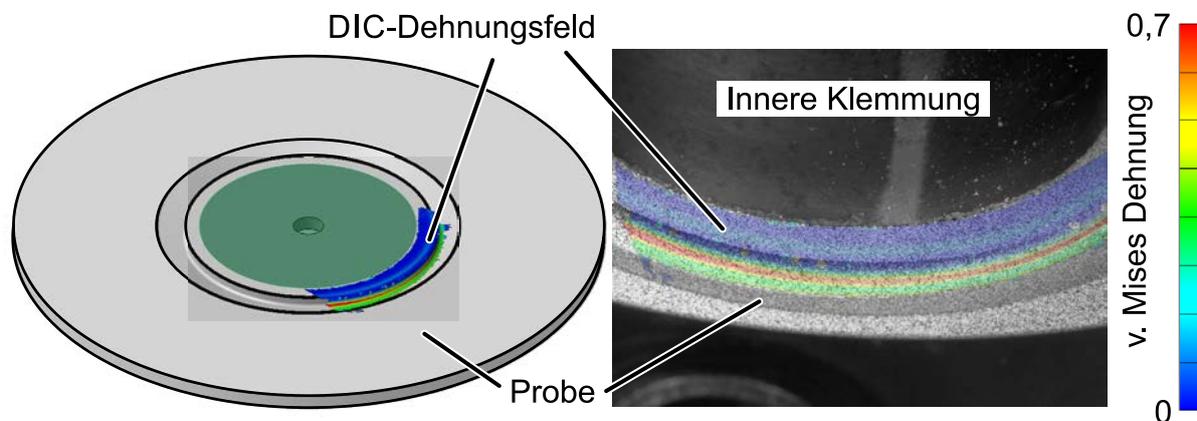
**Bild 6.32** zeigt die Ergebnisse der numerischen Simulation für Blechdicken  $t$  zwischen 1 mm und 3 mm. Der Bereich maximaler Scherung hat jeweils eine Breite von 0,3 mm. Je geringer die Blechdicke, desto geringer müssen auch die zu fertigenden Radien sein. Zudem sind bei geringeren Blechdicken sekundäre Scherzonen an den jeweiligen Böden der Nuten zu erkennen. Diese müssen geometrisch so ausgelegt werden, dass die maximale Spannung immer im primären Scherbereich auftritt.



**Bild 6.32:** Numerische Simulation der Scherung in der Blechebene für drei Blechdicken

### Experimentelle Ergebnisse

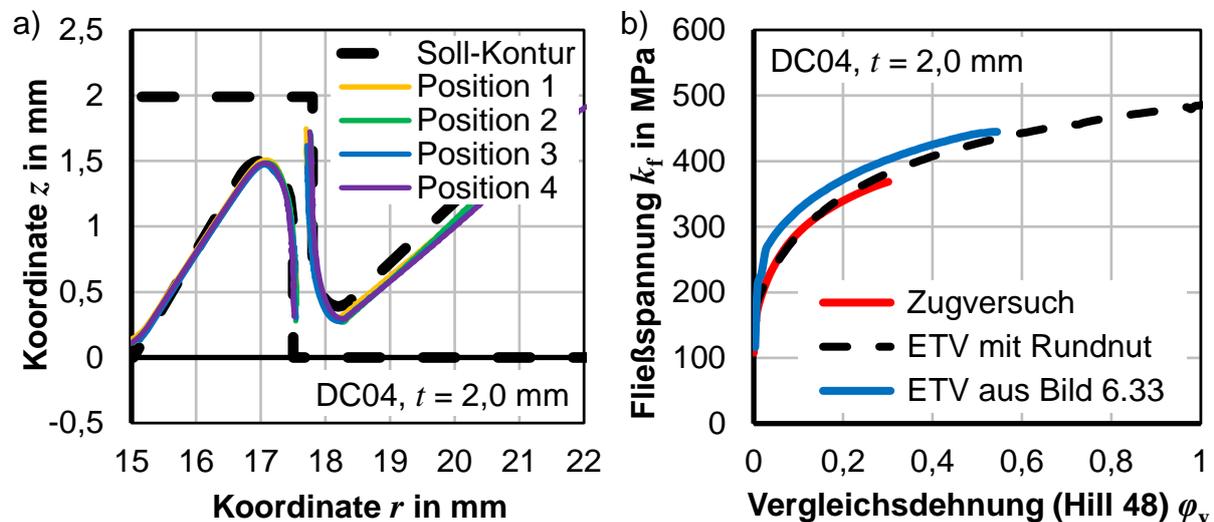
Für eine Machbarkeitsanalyse wurden erste Proben aus DC04 in 2 mm Blechdicke mit der Nutgeometrie aus **Bild 6.32** durch Senkerodieren hergestellt und im ebenen Torsionsversuch geprüft. **Bild 6.33** zeigt das optische Dehnungsfeld in der Nut während des Versuchs. Die DIC-Kameras haben eine Neigung von ca.  $30^\circ$  zur horizontalen Ebene. Die Dehnungsreferenzlänge ist 0,2 mm. Die maximale Dehnung tritt im axialen Abstand von 1,1 mm der sichtbaren Oberfläche des Bleches auf. Das Dehnungsfeld wirkt homogen entlang des Umfangs der Nut.



**Bild 6.33:** Experimentelles Dehnungsfeld der Scherung in der Blechebene für DC04 in 2 mm Blechdicke

**Bild 6.34a** zeigt die Ergebnisse der Vermessung der Nut an einer taktilen Koordinatenmessmaschine. Die Vermessung wurde an vier Positionen am Umfang der Nut durchgeführt. Die Gegenüberstellung mit der zu fertigenden Soll-Kontur zeigt nur geringe Abweichungen der Probengeometrie im primären Scherbereich der Probe. Die über vier Schnitte gemittelte Breite des primären Prüfbereichs  $s_r$  ist 0,317 mm. Die ermittelte Fließkurve wird im **Bild 6.34b** mit der Fließkurve an dem Zugversuch und der Fließkurve aus dem ebenen Torsionsversuch mit Rundnut verglichen. Insbesondere zu Beginn des Prozesses ist eine Erhöhung der Fließspannung im Vergleich zu den

anderen Kurven zu erkennen. Ob dies bereits eine anisotrope Eigenschaft des Werkstoffs ist oder ob lediglich eine Sensitivität auf die Probenfertigung und Probenvermessung vorliegt, gilt es in künftigen Arbeiten zu prüfen.



**Bild 6.34:** a) Gegenüberstellung der Soll-Nutkontur mit den gemessenen Koordinatenpunkten für vier Positionen am Umfang der Probe und b) die ermittelte Fließkurve für DC04 in 2 mm Blechdicke

## 6.6 Zwischenfazit

Zunächst wurde gezeigt, dass der Prozess zur Fertigung der Nut großen Einfluss auf die erreichbare Formänderung hat. Die Ermittlung von Fließkurven wird dagegen nicht stark beeinflusst. Für die Ermittlung der Bruchdehnung ist ein präzises Verfahren ohne Randzonenbeeinflussung, wie das PECM-Verfahren, unabdingbar. Für die Ermittlung von Fließkurven genügt dagegen auch das Fräsen bei möglichst feiner Qualität. Zukünftig sollten auch Verfahren zur Nachbearbeitung gefräster Nuten, wie Schleifen und Polieren, Gleitschleifen oder elektrochemisches Polieren, zur Vermeidung frühzeitiger Bruchinitiierung geprüft werden.

Die klassische Rundnut ist weit verbreitet für die Prüfung der Fließkurve bei sehr hoher Dehnung. Die Form und Position der Nut nimmt dabei maßgeblichen Einfluss auf die Qualität der Prüfergebnisse. Eine ideale konventionelle Rundnut gibt es nicht. Durch eine neue Strategie zur Auslegung von Nuten können der Prüfaufgabe angepasste Nutkonturen realisiert werden. Dazu wird der Spannungsverlauf definiert und die Nutkontur daraus abgeleitet.

Für die Ermittlung von Fließkurven und Bruchdehnung wurde eine Probe entwickelt, mit der Bleche bis zum Versagen unter idealer ebener Scherung mit sowohl radial als auch axial homogener Spannungs- und Dehnungsverteilung geprüft werden können. Messfehler werden zudem reduziert. Da die Auslegung der Nut an den Verlauf der Spannung und nicht der Dehnung gekoppelt ist, ist die Form der Nut nicht

werkstoffabhängig, sondern nur von der Blechdicke abhängig. Aus diesem Grund ist auch keine inverse Probenauslegung wie bei anderen Scherversuchen zur Ermittlung der Bruchdehnung unter Scherung notwendig.

Eine weitere Nut zur Charakterisierung des Bauschinger-Effektes wurde entwickelt. Diese verknüpft die Vorteile der ebenen Probe mit den Vorteilen der Probe mit Nut, indem die Nut um einen breiten ebenen Boden verlängert wird. Der Aufwand für die Charakterisierung der zyklischen Verfestigung sinkt damit stark. Zu prüfen bleibt, wie sich der dünne breite Nutgrund auf die Stabilität für Faltenbildung auswirkt. Zudem ist auch eine Anpassung der Steigung basierend auf dem Verfestigungsexponenten  $n$  des Werkstoffs denkbar.

Durch den Versatz von unterer und oberer Nut können auch andere Ebenen im Blech unter Scherung charakterisiert werden. Der Prüfbereich und die Maße der Nutkontur sind dabei aber sehr gering. Die Fertigung und Messung solcher Proben ist anspruchsvoll, aber die Machbarkeit konnte belegt werden.

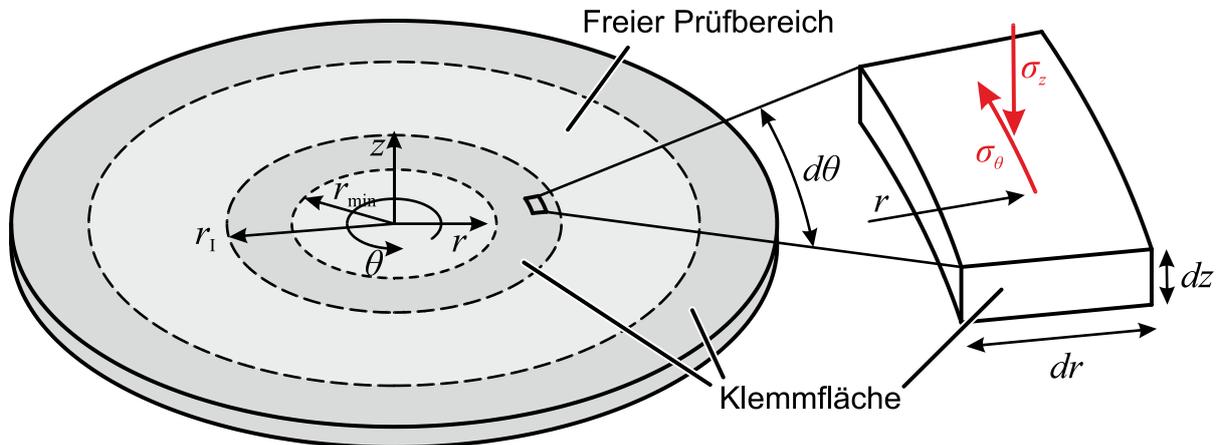
## 7 Analyse und Weiterentwicklung der Klemmungen

Die innere und die äußere Klemmung sind die einzigen mechanischen Komponenten der Prüfvorrichtung, die im Kontakt mit den Torsionsproben sind, und damit die einzigen Komponenten, die Einfluss auf die Ergebnisse des ebenen Torsionsversuchs haben. Prozessgrenzen, wie das Durchrutschen der Probe bei Überschreitung eines maximalen Drehmomentes oder die frühe Bruchinitiierung durch das Einbringen von Kerben und Asymmetrien aufgrund von Eindrücken der Stempelstruktur, limitieren den Einsatz des Versuches. Eine Spannungsüberlagerung durch die Anpresskraft des Stempels und damit einhergehend die Querkontraktion des Werkstoffs führen zudem zu einer Beeinflussung des idealen Spannungszustandes. Nur durch die akkurate geometrische Auslegung und durch die geeignete Wahl der Klemmstrategie und Klemmkraft kann der Versuch erfolgreich durchgeführt werden. Das Ziel ist es, Torsionsversuche bis zum Bruch ohne Erreichen der Prozessgrenzen Faltenbildung und Durchrutschen (vgl. **Bild 2.12**) durchzuführen und zudem den Einfluss der überlagerten Druckkraft durch die Klemmung so stark wie möglich zu reduzieren. Bauer (1989) analysierte bereits die Prozessgrenze Faltenbildung. Für die Prüfung von Werkstoffen mit immer höher werdender Festigkeit oder großer Blechdicke ist aber insbesondere das Durchrutschen der Probe unter dem Stempel ein Problem, das den Prüfablauf vorzeitig beendet (Yin, 2014). Daher wird in diesem Kapitel die Prozessgrenze Durchrutschen und der werkzeugseitige Einfluss auf den ebenen Torsionsversuch betrachtet. Der Fokus liegt dabei auf der inneren Klemmung, da die äußere Klemmung in Bezug auf die zu übertragenden Kräfte als unkritisch einzustufen ist. Teile dieser Arbeiten wurden in Zusammenarbeit mit Maschlanka (2017) durchgeführt. Zuletzt werden Sonderformen der äußeren und inneren Klemmung vorgestellt, welche von dem klassischen Versuchsaufbau nach Yin (2014) abweichen und je nach Anwendungsfall notwendig sein können.

### 7.1 Analyse der Form der inneren Klemmung

Hochfeste Werkstoffe mit gleichzeitig hoher Blechdicke stellen eine Herausforderung an die Charakterisierung dar. Im ebenen Torsionsversuch zeigt sich dies durch das Durchrutschen der Probe unter der inneren Einspannung, da das durch die Klemmung übertragbare Drehmoment begrenzt ist. Maschinenbedingt ist die Klemmkraft des Stempels begrenzt, sodass der Kontaktdruck lediglich durch die Kontaktfläche, also Größe und Form des Stempels, beeinflusst werden kann. In erster Näherung kann der Zusammenhang zwischen Kontaktfläche des Stempels und des übertragbaren Drehmomentes durch Annahme einer Reibbedingung zwischen der Oberfläche des Stempels und der Probe analysiert werden. Diese qualitative Analyse ermöglicht die

Beschreibung der grundlegenden Zusammenhänge, aber nicht der korrekten Ermittlung des übertragbaren absoluten Drehmomentes. **Bild 7.1** zeigt ein infinitesimales Element einer Torsionsprobe, an dem die durch die Klemmung erzeugte Normalspannung  $\sigma_z$  und die Tangentialspannung  $\sigma_\theta$  eingetragen sind. Die innere Klemmfläche ist ringförmig zwischen dem äußeren Radius der inneren Klemmung  $r_1$  und dem inneren Radius  $r_{\min}$ .



**Bild 7.1:** Darstellung der Spannung und Geometrie eines infinitesimalen Elementes der ebenen Torsionsprobe

Die Normalspannung wird aus der Stempelkraft  $F_K$  und der Kontaktfläche  $A$  durch

$$\sigma_z = \frac{F_K}{A} = \frac{F_K}{\pi \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2)} \quad (7.1)$$

berechnet. Für die Tangentialspannung resultiert durch Annahme Coulomb'scher Reibung zwischen Stempel und Probe

$$\sigma_\theta = \mu \cdot \sigma_z = \text{konst.} \quad (7.2)$$

Die Oberfläche des infinitesimalen Elementes ist

$$dA = d\theta \cdot \left( r \cdot dr + \frac{1}{4} dr^2 \right) \approx r \cdot d\theta \cdot dr, \quad (7.3)$$

sodass die resultierende Tangentialkraft durch

$$\begin{aligned} dF_\theta &= \sigma_\theta \cdot dA \\ &= \sigma_\theta \cdot r \cdot d\theta \cdot dr \end{aligned} \quad (7.4)$$

berechnet wird. Resultierend aus der tangentialen Kraft  $dF_\theta$  und radialem Abstand  $r$  folgt für das Inkrement des Drehmomentes

$$dM = dF_\theta \cdot r = \sigma_\theta \cdot r^2 \cdot d\theta \cdot dr \quad (7.5)$$

und durch Integration über die Fläche zwischen einem inneren Radius  $r_{\min}$  und dem äußeren Radius der inneren Klemmung  $r_1$  das Drehmoment

$$M = \int dM = \int_{\theta=0}^{2\pi} \int_{r=r_{\min}}^{r_1} \sigma_{\theta} \cdot r^2 \cdot d\theta \cdot dr = \frac{2\pi}{3} \cdot (r_1^3 - r_{\min}^3) \cdot \sigma_{\theta}. \quad (7.6)$$

Durch Einsetzen von Gl. (7.1) und Gl. (7.2) in Gl. (7.6) und unter Berücksichtigung von zwei Kontaktflächen folgt für das übertragbare Drehmoment

$$M = \frac{4}{3} \cdot \frac{(r_1^3 - r_{\min}^3)}{(r_1^2 - r_{\min}^2)} \cdot \mu \cdot F_K. \quad (7.7)$$

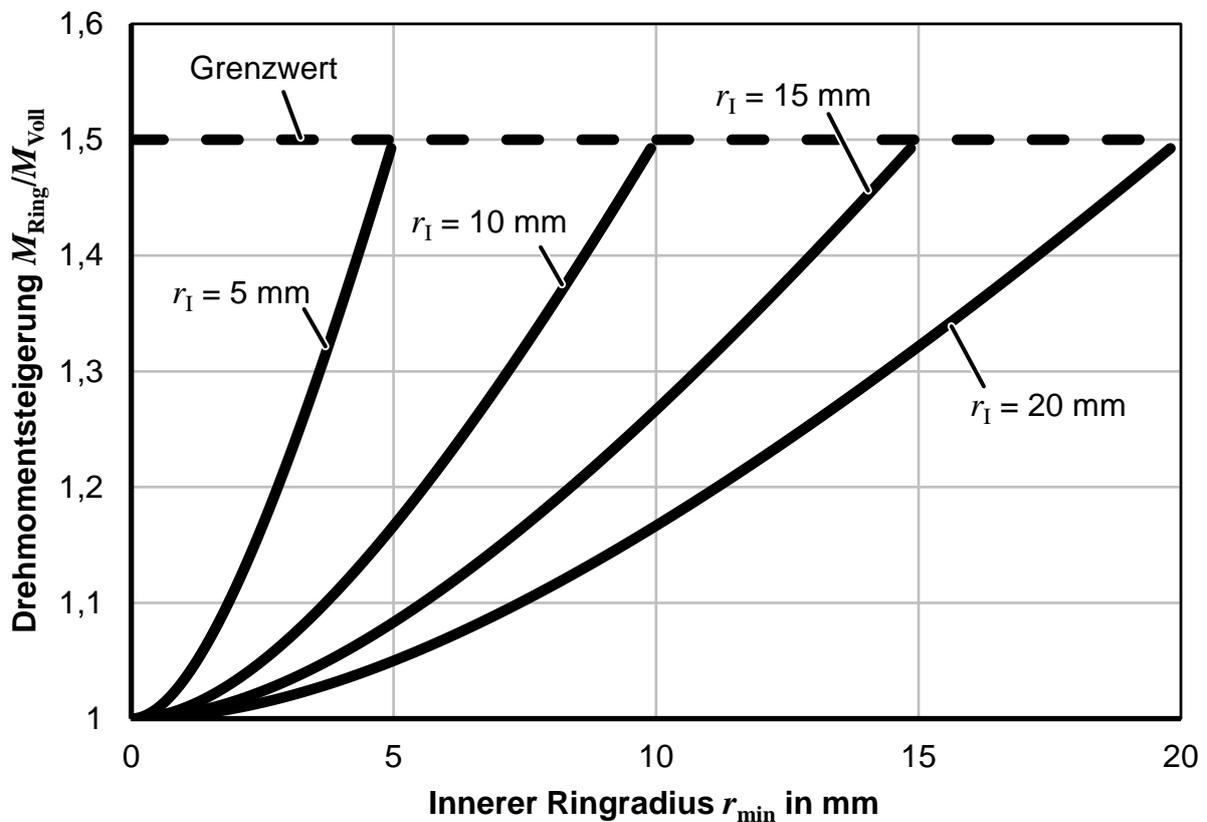
Für eine vollständige Klemmfläche ( $r_{\min} = 0$ ) folgt

$$M_{\text{Voll}} = \frac{4}{3} \cdot r_1 \cdot \mu \cdot F_K. \quad (7.8)$$

**Bild 7.2** zeigt das Verhältnis

$$\frac{M_{\text{Ring}}}{M_{\text{Voll}}} = \frac{(r_1^3 - r_{\min}^3)}{r_1 \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2)} \quad (7.9)$$

des übertragbaren Drehmomentes zwischen ringförmigem und vollem Stempel bei Variation des minimalen Klemmradius.



**Bild 7.2:** Steigerung des übertragbaren Drehmoments bei ringförmigen Stempeln

Aus der Grenzwertbetrachtung für  $r_{\min} \rightarrow r_1$  unter Anwendung der Bernoulli und de l'Hospitalschen Regel

$$\lim_{r_{\min} \rightarrow r_1} \left( \frac{r_1^3 - r_{\min}^3}{r_1 \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2)} \right) = \lim_{r_{\min} \rightarrow r_1} \left( \frac{(r_1^3 - r_{\min}^3)'}{r_1 \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2)'} \right) = \lim_{r_{\min} \rightarrow r_1} \left( \frac{-3r_{\min}^2}{-2r_1 r_{\min}} \right) = 1,5 \quad (7.10)$$

folgt, dass ein ringförmiger Stempel bei gleicher Stempelkraft  $F_{\text{Stempel}}$  und gleichem Stempelradius  $r_1$  bis zu 50% mehr Drehmoment überträgt als ein voller Stempel. Diese theoretische obere Grenze kann aber praktisch nicht erreicht werden, da die Querschnittsabnahme der ringförmigen Kontaktfläche des Stempels dazu führen wird, dass das Werkzeug durch die hohen Spannungen versagt. Ist die Klemmkraft nicht technologisch limitiert, so führt der Einsatz voller Stempel zur Übertragung höherer Drehmomente. Die maximal prüfbare Scherspannung in der Probe am Radius der inneren Einspannung ergibt sich durch Einsetzen von Gl. (7.7) in Gl. (2.36) zu

$$\tau_{\max} = \frac{2}{3\pi} \cdot \frac{(r_1^3 - r_{\min}^3)}{(r_1^2 - r_{\min}^2) \cdot r_1^2} \cdot \frac{\mu \cdot F_K}{t} \quad (7.11)$$

### ***Theoretische maximale Klemmkraft für ebene Klemmflächen***

Die Klemmung der Stempel darf lediglich zu einer elastischen Deformation des Werkstoffs unter den Klemmflächen führen. Eine plastische Umformung muss vermieden werden. Damit gilt für die maximale Klemmkraft

$$F_K = \pi \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2) \cdot k_{f,0} \quad (7.12)$$

Durch Einsetzen von Gl. (7.12) in Gl. (7.7) folgt das maximal übertragbare Drehmoment zu

$$M_{\max} = \frac{4\pi}{3} \cdot (r_1^3 - r_{\min}^3) \cdot \mu \cdot k_{f,0}, \quad (7.13)$$

wobei davon ausgegangen wird, dass die maximale Stempelkraft  $F_{K,\max}$  technologisch auch erreicht werden kann. Das maximal übertragbare Drehmoment ist durch die Fließspannung des zu prüfenden Werkstoffs begrenzt. Durch Einsetzen von Gl. (2.36) für  $M_{\max}$  in Gl. (7.13) lassen sich unterschiedliche Grenzwerte ermitteln. Beispielhaft lässt sich der minimal notwendige Haftreibungskoeffizient durch

$$\mu \geq \frac{3 \cdot r_1^2 \cdot t \cdot k_{f,\max}}{2\sqrt{3} \cdot (r_1^3 - r_{\min}^3) \cdot k_{f,0}} \quad (7.14)$$

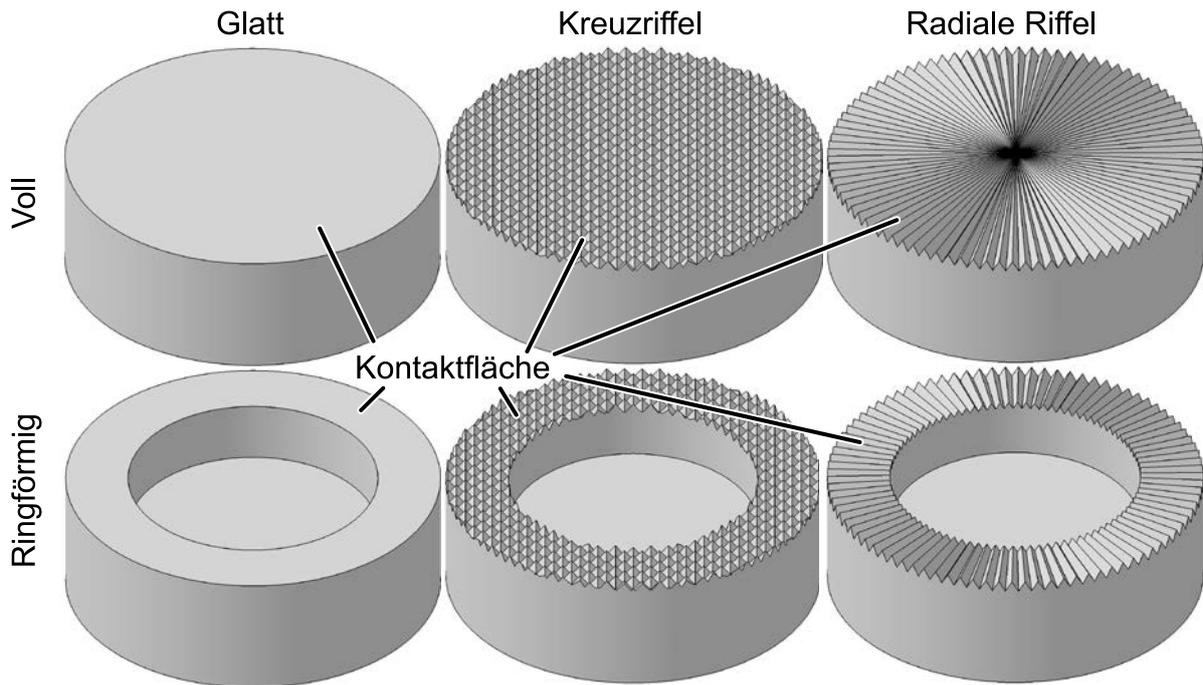
berechnen. Für einen vollen Stempel ( $r_{\min} = 0$ ) mit Radius  $r_1 = 15$  mm und einem Blechwerkstoff mit  $t = 1$  mm Dicke sowie der Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  von 600 MPa

und einer maximalen Fließspannung  $k_{f,max}$  bei Bruch von 1200 MPa (in Anlehnung an einen DP1200-Werkstoff) ergibt sich ein notwendiger Reibwert  $\mu$  von 0,12. Dies ist für die Haftreibung von Stahl auf Stahl durchaus realistisch. Die notwendige Klemmkraft  $F_K$  ist allerdings 424 kN, was die maximale Stempelkraft der vorhandenen Prüfmaschine von 100 kN um ein Vielfaches überschreitet. Zudem gibt es eine Überlagerung von Druckspannungen in gleicher Größenordnung wie die umlaufenden Scherspannungen, was den Spannungszustand beeinflusst. Nach Gleichung (7.11) muss der Reibwert  $\mu$  daher bei technologisch maximaler Klemmkraft  $F_{K,max}$  von 100 kN mindestens  $\mu = 0,49$  betragen. Dies ist selbst bei trockener Reibung nicht erreichbar. Der teilflüssige Lack auf der Probe verringert den Reibwert zusätzlich. Eine Prüfung dieses Werkstoffs ist somit ohne weitere Erhöhung der übertragbaren Kräfte nicht möglich. Die Oberfläche der Klemmflächen muss demnach zwingend angeraut oder strukturiert werden, um eine zusätzliche formschlüssige Kraftübertragung zu realisieren und die notwendigen Klemmkräfte zu reduzieren. Beispielrechnungen mit anderen Dimensionen, Werkstoffen und ringförmigen Stempeln bestätigen dieses Ergebnis.

## 7.2 Analyse unterschiedlicher Strukturen für die Kontaktfläche des inneren Stempels

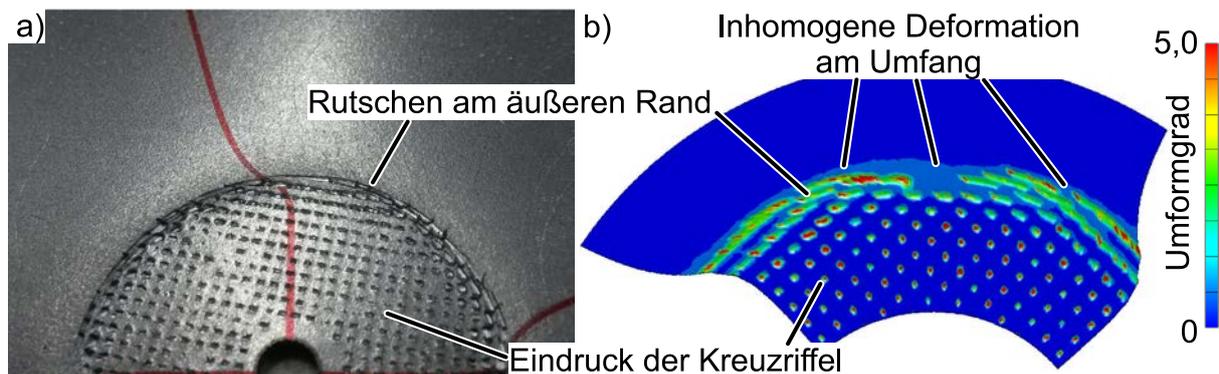
Im Kapitel 7.1 wurde gezeigt, dass für die erfolgreiche Prüfung von Blechen eine rein reibschlüssige Kraftübertragung der inneren Klemmungen meist nicht ausreicht. Eine starke Erhöhung der Oberflächenreibung oder eine formschlüssige Übertragung der Kräfte durch Strukturierung der Klemmflächen ist notwendig. In der Literatur werden unterschiedliche Strukturen zum Klemmen der Proben im ebenen Torsionsversuch eingesetzt. Marciniak (1966) nutzt radiale Riffel, während Bauer (1989) und Yin (2014) Kreuzriffel einsetzen (vgl. **Bild 7.3**). Zudem untersucht Yin (2014) den Einsatz zusätzlicher Stifte durch das Blech, die sich aber als nachteilig herausstellten. Die Auslegung, Vor- und Nachteile sowie die Einflüsse des Musters der Oberflächenstruktur sollen in diesem Kapitel untersucht werden. Die Form des Stempels wird vernachlässigt.

Die im **Bild 7.3** dargestellten Strukturen wurden für die Analyse herangezogen. Die Nachteile der glatten Oberfläche wurden bereits im Kapitel 7.1 dargestellt. Mit Kreuzriffeln und radialen Riffeln können dagegen erfolgreich Prüfungen durchgeführt werden. Insbesondere die Kreuzriffel zeigen aber Nachteile gegenüber den radialen Riffeln. **Bild 7.4** zeigt dazu das Experiment sowie die numerische Simulation einer Probe, bei der Kreuzriffel zur Klemmung verwendet wurden. Durch die kartesische Anordnung der Riffel ergeben sich an der Kante des Stempels umlaufend unterschiedliche Muster, da einzelne Pyramiden je nach umlaufender Position unterschiedlich abgeschnitten werden. Dies führt auch zu einer umlaufend asymmetrischen Verteilung der Belastung und eine ungleiche Belastung der einzelnen Riffel. Daraus resultiert auch ein früheres Rutschen des Stempels, sodass die übertragbaren Kräfte geringer sind als bei radial verlaufenden Riffeln.



**Bild 7.3:** Formen und Strukturen der Oberfläche der inneren Klemmung

Sowohl im Experiment als auch in der Simulation ist ein Rutschen des Stempels direkt an der Kante der Einspannung zu erkennen, welches durch die ungleiche Kraftverteilung initiiert wird. Der Einsatz radialer ringförmiger Riffel, die umlaufend symmetrisch sind und deren Flanken direkt in umlaufende Belastungsrichtung zeigen, wird daher bevorzugt. Die übertragbaren Kräfte sind größer und der Spannungs- sowie Dehnungs-zustand homogen am Umfang.



**Bild 7.4:** a) Klemmfläche nach dem Experiment und b) numerische Simulation der Klemmung und Torsion für eine Kreuzriffel-Strukturierung der inneren Klemmung

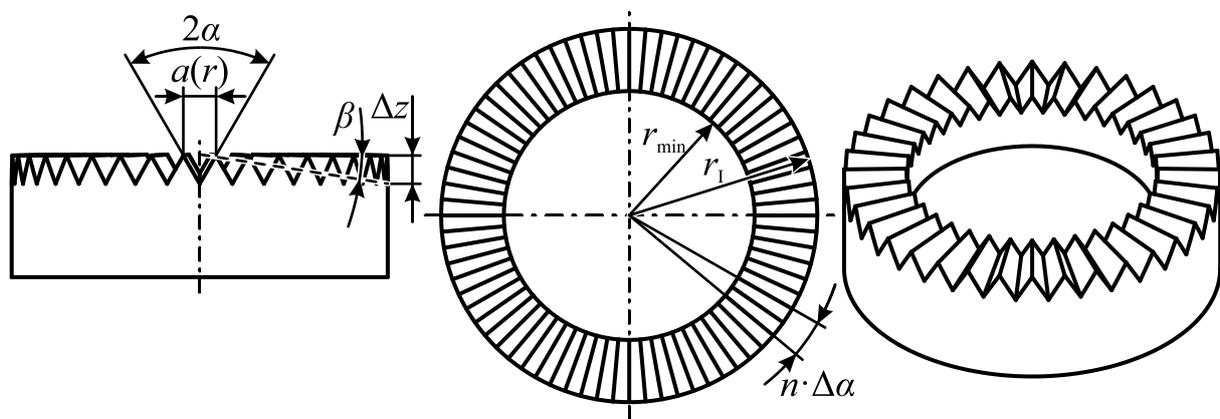
### 7.3 Analytische Analyse der radialen linienförmigen Oberflächenstruktur

Es wurde gezeigt, dass radiale Riffel im Vergleich zu kreuzförmigen Riffeln signifikante Vorteile haben. Diese werden nachfolgend ausgelegt und analysiert. Die Übertragung der Last durch die innere Klemmung unterteilt sich in zwei Schritte, die Klemmung und

die Übertragung der Torsionskraft. Bei der Klemmung wird die Struktur des Stempels in den Werkstoff gedrückt, um anschließend durch den Eindruck eine formschlüssige Kraftübertragung zu ermöglichen. Hierzu ist die Kenntnis der Abhängigkeit der Eindringtiefe  $i$  in Abhängigkeit der Klemmkraft  $F_K$  wichtig. Bei der anschließenden Torsion greifen die Flanken der Oberfläche tangential an den Werkstoff an, um die Kraft zu übertragen. Das übertragbare Drehmoment in Abhängigkeit der Geometrie und Eindringtiefe ist hierbei die zentrale Fragestellung. Beide Schritte sollen nachfolgend analysiert werden.

### 7.3.1 Geometrie und Auslegung radialer Riffel

**Bild 7.5** zeigt die charakteristischen Maße von Klemmungen mit radialen Riffeln.



**Bild 7.5:** Geometrie und Maße von inneren Klemmungen mit radialen Riffeln

Über den Umfang des Stempels sind eine zu definierende Anzahl Riffel  $n$  im regelmäßigen Winkelabstand

$$\Delta\alpha = \frac{2\pi}{n} \quad (7.15)$$

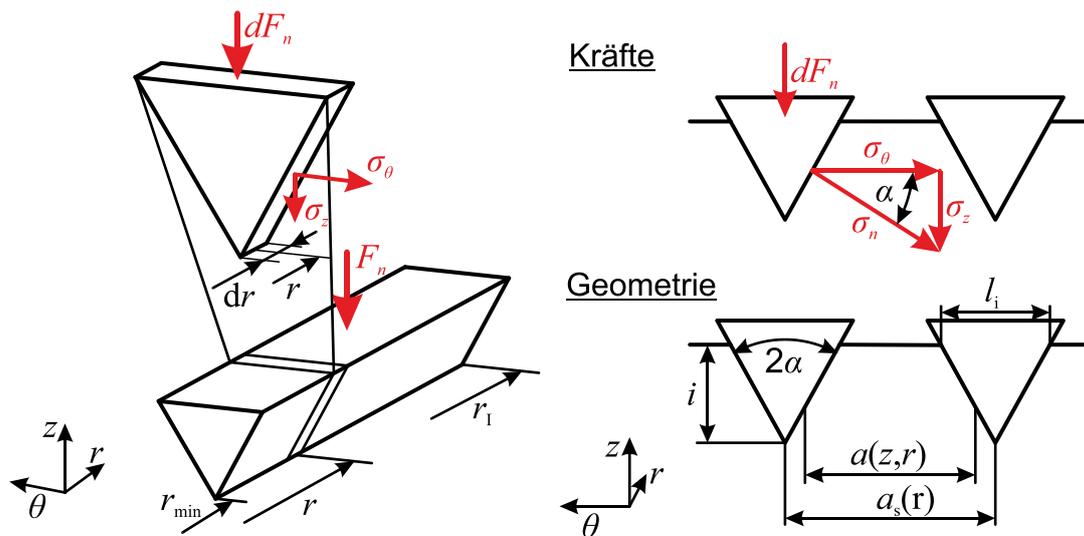
angeordnet. Der vom Radius abhängige Abstand der Spitzen  $a_s(r)$  ist

$$a_s(r) = \frac{2\pi \cdot r}{n}. \quad (7.16)$$

Üblicherweise wird der Abstand der Spitzen an der inneren Einspannung  $a_s(r)$  näherungsweise definiert und daraus die Anzahl der Riffel abgeleitet. Da die Anzahl immer ganzzahlig sein muss, kann der Riffelabstand nicht exakt definiert werden, sondern resultiert immer aus der gerundeten Anzahl. Die Steigung der Flanken der einzelnen Riffel ist  $\alpha$ . Für die Fertigung der Riffel (z. B. durch Fräsen) muss das Fräswerkzeug mit der Zustellung  $\beta$  von der Oberfläche an der Rotationsachse ( $r = 0$  und  $z = 0$ ) radial abfallend verfahren. Dies kompensiert den radial größer werdenden Umfang, sodass dadurch eine ebene Oberfläche aller Spitzen resultiert. Aus einfachen geometrischen Beziehungen resultiert der Zustellwinkel  $\beta$  zu

$$\beta(\alpha, n) = \arctan\left(\frac{\pi}{\tan(\alpha) \cdot n}\right) \quad (7.17)$$

und ist nur von der Anzahl der Riffel  $n$  und dem Winkel der Flanken der Riffel  $\alpha$  abhängig. **Bild 7.6** zeigt die Geometrie einzelner Riffel und die am Riffel wirkenden Kräfte für ein infinitesimales Element schematisch. Die axiale Kraft  $F_n$  auf den Riffel resultiert in einem Druck an den Flanken, welcher zur plastischen Umformung des Werkstoffs führt.

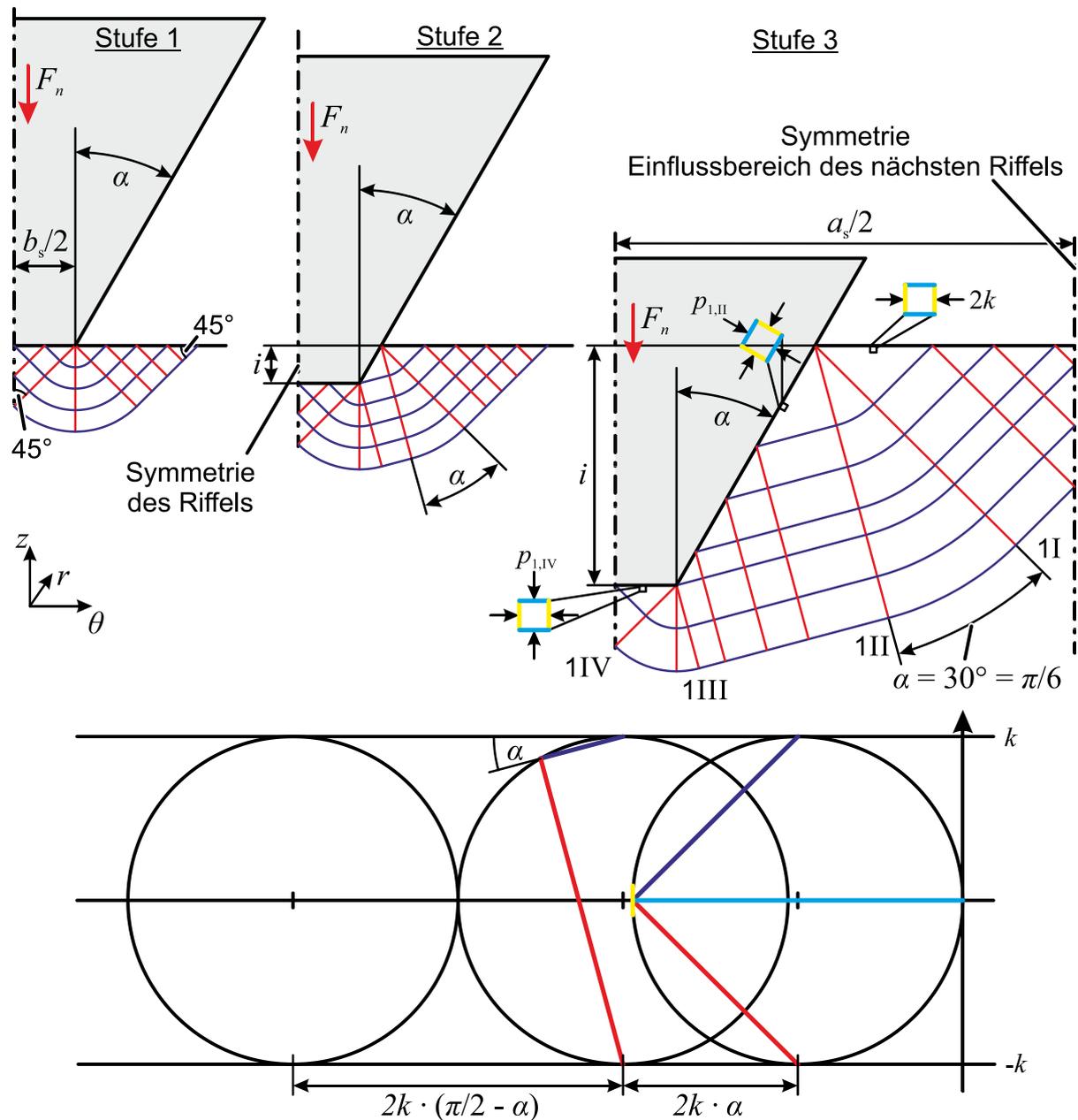


**Bild 7.6:** Geometrie und Kräfte einer radialen Riffel für ein infinitesimales Element

### 7.3.2 Berechnung der Eindringtiefe radialer Riffel mittels Gleitlinientheorie

Für die Berechnung der Eindringtiefe wird angenommen, dass die Riffel unendlich lang sind bzw. bei der Eindringung in den Werkstoff nur ein ebener Spannungs- und Formänderungszustand auftritt. Dies ermöglicht die Anwendung der Gleitlinientheorie zur Berechnung der Eindringtiefe  $i$  in Abhängigkeit der Klemmkraft  $F_K$ . Eine ähnliche Berechnung nutzen Sieczkarek et al. (2016), um die Eindringkraft bei der Zahnformung an Blechkanten zu berechnen. Das Gleitlinienfeld für drei Stadien der Eindringung ist im **Bild 7.7** dargestellt. Für die Analyse wird angenommen, dass die Spitze der Riffel nicht ideal spitz ist, sondern eine Abflachung mit der Breite  $b_s$  hat. In der ersten Stufe hat nur die flache Spitze des Riffels Kontakt mit der Probe. In Stufe 2 dringt auch die Flanke des Riffels in den Werkstoff und in der dritten Stufe ist der Deformationsbereich so weit ausgeprägt, dass bereits der Einflussbereich des folgenden Riffels durch die Gleitlinien erreicht wird. Aus dem dargestellten Poldiagramm lassen sich die Flächenpressung an der Spitze und der Flanke berechnen:

$$p_{1,II} = -2k(1 + \alpha) \quad \text{und} \quad p_{1,IV} = -2k\left(1 + \frac{\pi}{2}\right). \quad (7.18)$$



**Bild 7.7:** Gleitlinien für den Eindruck der radialen Riffel für drei Stufen der Eindrückung in den Basiswerkstoff

Die Kraft für einen einzelnen Riffel

$$F_n = \frac{F_K}{n} \quad (7.19)$$

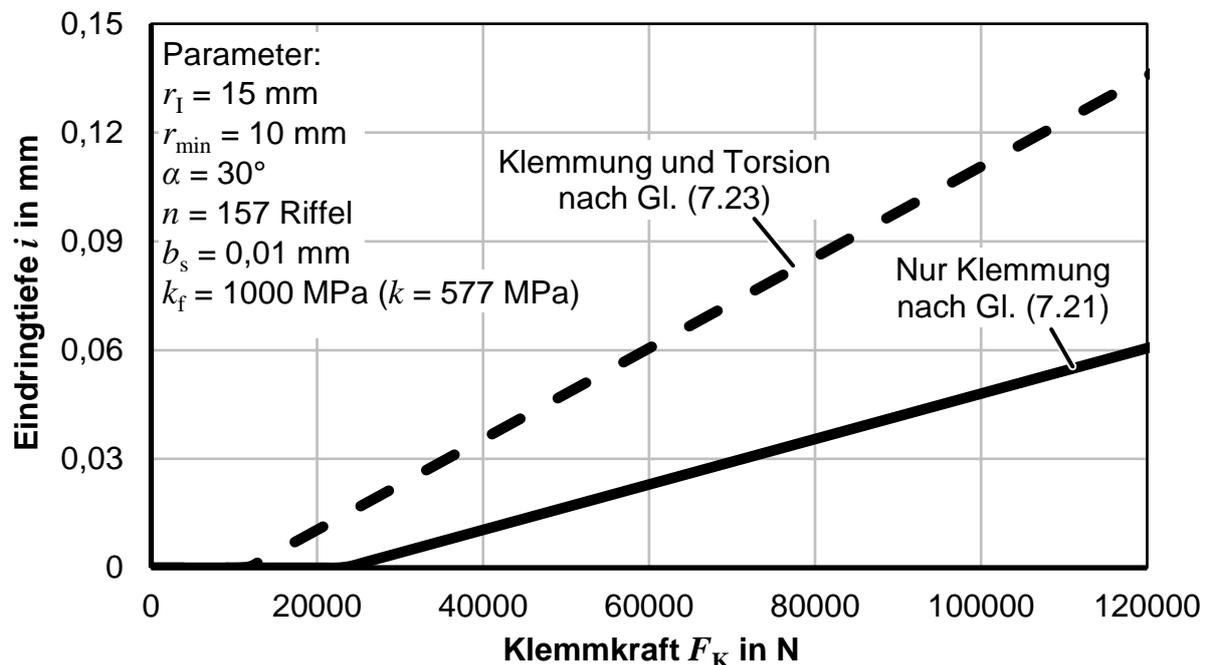
in Abhängigkeit der Eindringtiefe  $i$  wird durch Addition der Kraftanteile in  $z$ -Richtung ermittelt:

$$F_n = p_{1,IV} \cdot b_s \cdot (r_1 - r_{\min}) + 2p_{1,II} \cdot i \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha). \quad (7.20)$$

Durch Auflösen nach  $i$  ergibt sich die Eindringtiefe in Abhängigkeit der Klemmkraft  $F_K$  zu

$$i(F_K) = \frac{1}{4(1+\alpha) \cdot n \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha)} \cdot \frac{F_K}{k} - \frac{(1 + \frac{\pi}{2})}{2(1+\alpha) \cdot \tan(\alpha)} \cdot b_s. \quad (7.21)$$

**Bild 7.8** zeigt die Eindringtiefe  $i$  in Abhängigkeit der Klemmkraft bei gegebener Geometrie. Für die Schubfließgrenze  $k$  des Blechwerkstoffs wurde nachfolgend 578 MPa ( $k_f = 1000$  MPa) angenommen, da der Fokus dieses Kapitels auf der Prüfung hochfester Werkstoffe liegt.



**Bild 7.8:** Eindringtiefe der radialen Riffel in Abhängigkeit der Stempelkraft

Durch die flache Spitze der Riffel muss zunächst eine minimale Kraft  $F_{K,\min}$  überschritten werden, bevor ein Eindruck des Riffels stattfindet. Der Anstieg der Eindringtiefe  $i$  ist proportional zu einem Anstieg der Klemmkraft  $F_K$ .

### 7.3.3 Berechnung der Belastungsgrenze fürs Durchrutschen

Nachdem die reine Klemmkraft aufgebracht und ein Eindruck der Riffel in den Blechwerkstoff analysiert wurde, werden nachfolgend zwei unterschiedliche Klemmstrategien während der Torsionsbelastung betrachtet.

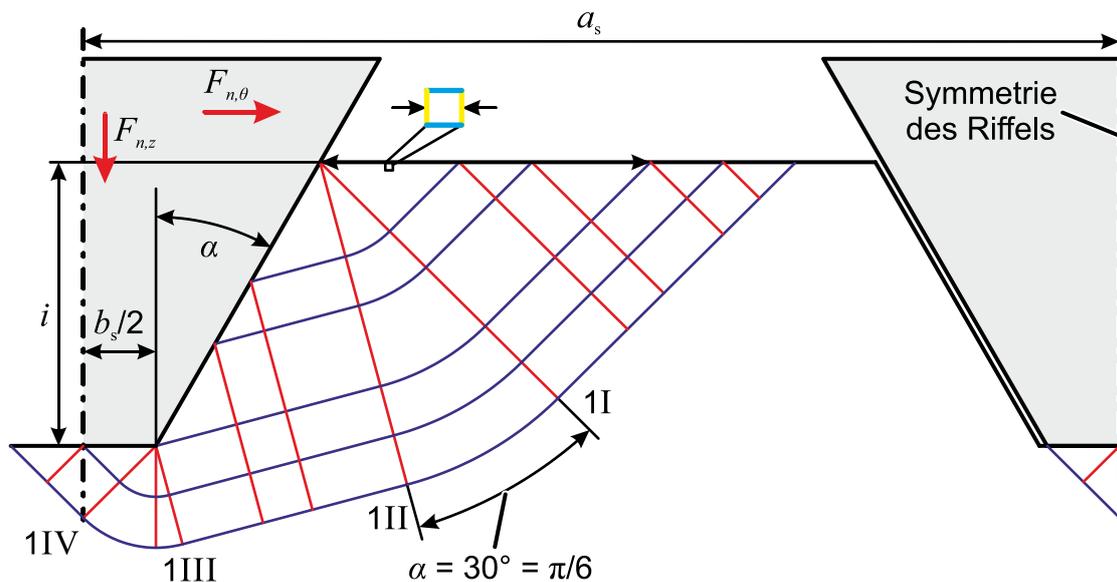
**Belastungsfall 1:** Die Klemmkraft  $F_K$  wird während des Torsionsversuchs nachgeregelt, sodass die maximale Klemmkraft zu jeder Zeit wirkt ( $F_K = \text{konstant}$ ).

**Belastungsfall 2:** Die Klemmkraft  $F_K$  wird nicht nachgeregelt. Die Position des Stempels wird stattdessen fixiert. Dies ist z. B. der Fall, wenn die

Klemmkraft durch Schrauben aufgebracht wird. Ein Verlust oder eine Erhöhung der Vorspannkraft im Verlaufe des Prozesses wird nicht nachgeregelt ( $i = \text{konstant}$ ).

### Belastungsfall 1

**Bild 7.9** zeigt das Gleitlinienfeld für die Belastung mit Kraftregelung. Nur eine Flanke der Riffel hat Kontakt mit dem Werkstoff. Als Folge ist die Flächenpressung an der zweiten Flanke doppelt so groß und die Spannung an der Oberfläche steigt. Der Stempel dringt daraufhin tiefer in den Werkstoff ein.



**Bild 7.9:** Gleitlinienfeld für Belastungsfall 1 der Torsion mit radialen Riffeln

Aus dem Gleichgewicht in axialer Richtung folgt in Anlehnung an Gl. (7.20) für eine Kontaktfläche

$$F_n = p_{1,IV} \cdot b_s \cdot (r_1 - r_{\min}) + p_{1,II} \cdot i \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha), \quad (7.22)$$

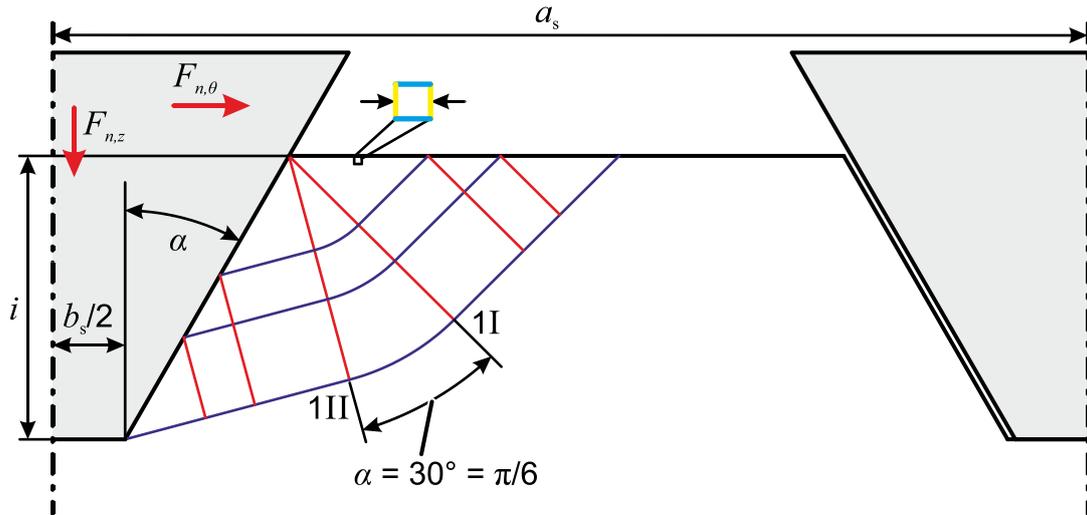
sodass für die Eindringtiefe  $i$

$$i(F_K) = \frac{1}{2(1+\alpha) \cdot n \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha)} \cdot \frac{F_K}{k} - \frac{(1+\frac{\pi}{2})}{(1+\alpha) \cdot \tan(\alpha)} \cdot b_s \quad (7.23)$$

folgt. Die daraus resultierende Belastungskurve wurde im **Bild 7.8** ergänzt.

### Belastungsfall 2

Für den Belastungsfall 2 gilt das Gleitlinienfeld aus **Bild 7.10**. Dazu wird angenommen, dass der Druck nur auf einer Flanke des Riffels wirkt und der Boden des Riffels keine Kraft auf den Werkstoff überträgt. Die Eindringtiefe  $i$  bleibt daher während der Torsion unverändert.



**Bild 7.10:** Gleitlinienfeld für Belastungsfall 2 der Torsion mit radialen Riffeln

### *Gleichgewicht in tangentialer Richtung*

Für beide Klemmstrategien resultiert der Kontaktdruck an der Flanke aus dem Gleitlinienfeld und ist

$$p_{1,II} = -2k \cdot (1 + \alpha). \quad (7.24)$$

Das Gleichgewicht der Kräfte in tangentialer Richtung  $\theta$  ist

$$\begin{aligned} F_{n,\theta} &= \cos(\alpha) \cdot \left( p_{1,II} \cdot \frac{i}{\cos(\alpha)} \cdot (r_1 - r_{\min}) \right) \\ &= 2k \cdot (1 + \alpha) \cdot i \cdot (r_1 - r_{\min}). \end{aligned} \quad (7.25)$$

Für die gesamte Kraft aller Riffel folgt anschließend:

$$F_\theta = 2k \cdot (1 + \alpha) \cdot i \cdot n \cdot (r_1 - r_{\min}), \quad (7.26)$$

oder für ein radiales Inkrement  $dr$

$$dF_\theta = 2k \cdot (1 + \alpha) \cdot i \cdot n \cdot dr. \quad (7.27)$$

Unter der Annahme einer konstanten radialen Verteilung der Kraft  $dF = \text{konst}$  folgt für das resultierende maximale Drehmoment und zwei Kontaktflächen:

$$\begin{aligned} M_{\max} &= 2 \int_{r=r_{\min}}^{r_1} r \cdot dF_\theta(r) \\ &= 2k \cdot (1 + \alpha) \cdot i \cdot n \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2). \end{aligned} \quad (7.28)$$

Für konstante Klemmkraft (**Belastungsfall 1**) mit der Eindringtiefe  $i$  aus Gl. (7.23) folgt

$$M_{\max} = \frac{(r_1^2 - r_{\min}^2)}{(r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha)} \cdot F_K - \frac{2 \cdot (1 + \frac{\pi}{2}) \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2)}{\tan(\alpha)} \cdot k \cdot n \cdot b_s. \quad (7.29)$$

Für viele Werkstoffe ist das maximale Drehmoment aber nicht notwendig, sodass auch geringere Kräfte ausreichend sind. Die minimal notwendige Klemmkraft  $F_{K,\min}$  resultiert mit Gl. (2.36) und (7.29) zu

$$F_{K,\min} = \frac{2 \cdot \pi \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha) \cdot r_{\tau,\max}^2}{(r_1^2 - r_{\min}^2)} \cdot t \cdot \tau_{\max} + 2 \cdot (1 + \frac{\pi}{2}) \cdot k \cdot n \cdot b_s \cdot (r_1 - r_{\min}). \quad (7.30)$$

$r_{\tau,\max}$  ist der Radius maximaler Scherspannung, welcher sich für die ebene Probe und Nutprobe unterscheidet.  $\tau_{\max}$  ist die maximal auftretende Scherfließspannung im Werkstoff. Für eine konstante Eindringtiefe (**Belastungsfall 2**) mit der Eindringtiefe  $i$  aus Gl. (7.21) folgt

$$M_{\max} = \frac{(r_1^2 - r_{\min}^2)}{2 \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha)} \cdot F_K - \frac{(1 + \frac{\pi}{2}) \cdot (r_1^2 - r_{\min}^2)}{\tan(\alpha)} \cdot k \cdot n \cdot b_s, \quad (7.31)$$

mit der minimalen Klemmkraft

$$F_{K,\min} = \frac{4 \cdot \pi \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot \tan(\alpha) \cdot r_{\tau,\max}^2}{(r_1^2 - r_{\min}^2)} \cdot t \cdot \tau_{\max} + 2 \cdot (1 + \frac{\pi}{2}) \cdot k \cdot n \cdot b_s \cdot (r_1 - r_{\min}). \quad (7.32)$$

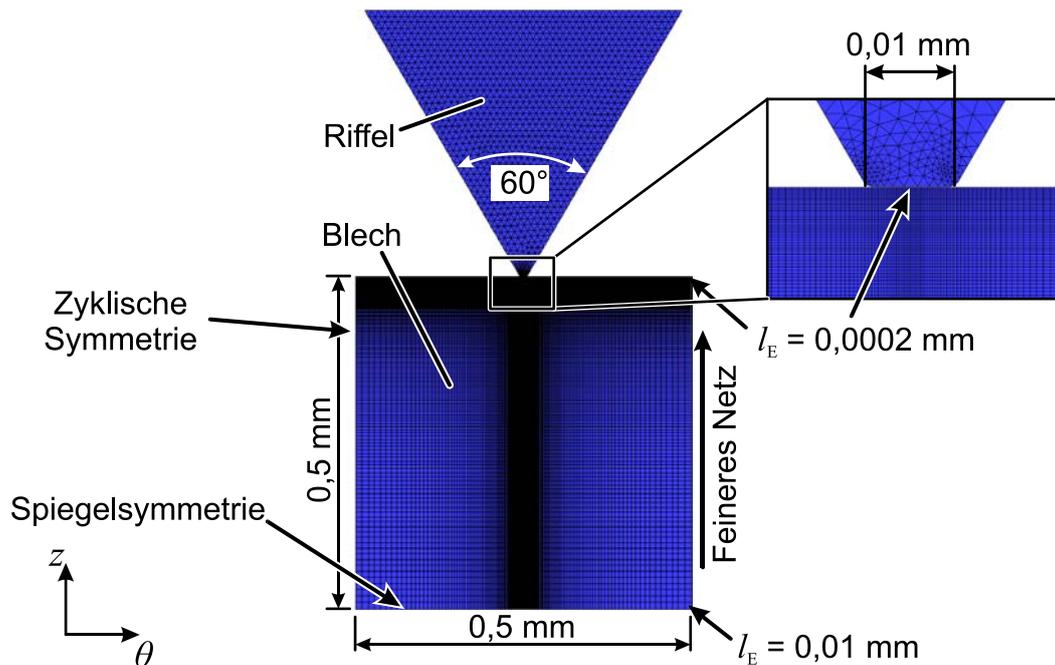
Der rechte Teil der Gleichungen (7.29) und (7.31) ist eine Art Verlustleistung für stumpfe Riffel. Für ideal spitze Riffel ( $b_s = 0$ ) ist das übertragbare Drehmoment unabhängig von der Scherfließspannung  $k$  des Werkstoffs und nur abhängig von der Geometrie des Stempels und der Klemmkraft  $F_K$ .

### 7.3.4 Numerische Verifizierung der Analytik für radiale Riffel

#### *Simulationsmodell*

**Bild 7.11** zeigt das numerische Modell für den Eindruck und die Torsion eines einzelnen Riffels in ein  $t=1$  mm dickes Blech im ebenen Torsionsversuch. Das Blech wurde mit Volumenelementen und nur einer einzigen Elementlage in radialer Richtung  $r$  modelliert, sodass ein 2D-Modell entsteht, indem an der Vorder- und Hinterseite spiegelsymmetrische Randbedingungen definiert wurden. Die Elementkantenlänge  $l_E$  nimmt mit zunehmendem Abstand vom Kontaktbereich des Riffels zu. Die größte Kantenlänge  $l_E$  ist 0,01 mm und die kleinste Kantenlänge direkt am Riffel ist 0,0002 mm. Um die mittlere Blechebene (an der Unterseite) herum wird Spiegelsymmetrie angenommen. Rechts und links wurde eine zyklische Symmetrie umgesetzt.

Diese ist geeignet, um die periodisch wiederkehrenden benachbarten Riffel zu simulieren. Die Breite des Blechausschnitts von 0,5 mm entspricht dem Abstand zweier benachbarter Riffel  $a_s$  und stimmt mit den exemplarischen Berechnungen aus **Bild 7.8** überein. Der Riffel hat analog dazu einen Winkel  $2\alpha$  von  $60^\circ$  und eine flache Spitze mit einer Breite  $b_s$  von 0,01 mm. In Übereinstimmung mit den Annahmen der analytischen Berechnungen wurde ein linear-elastisches, ideal-plastisches Werkstoffverhalten modelliert. Der Riffel ist starr.

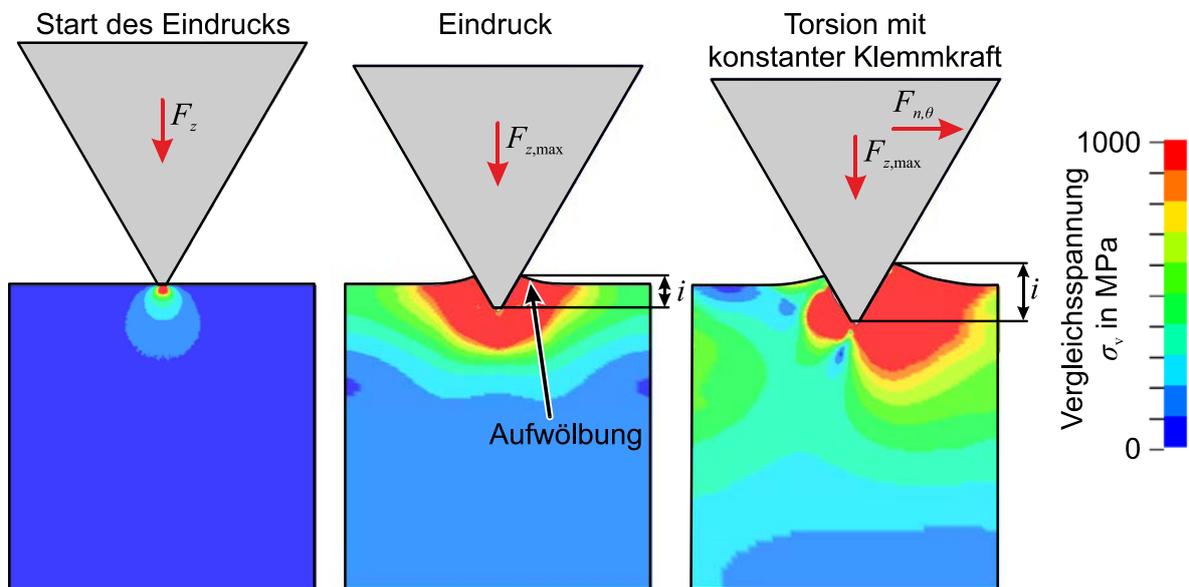


**Bild 7.11:** Geometrie und FEM-Modell für die Eindringung eines einzelnen radialen Riffels in ein Blech

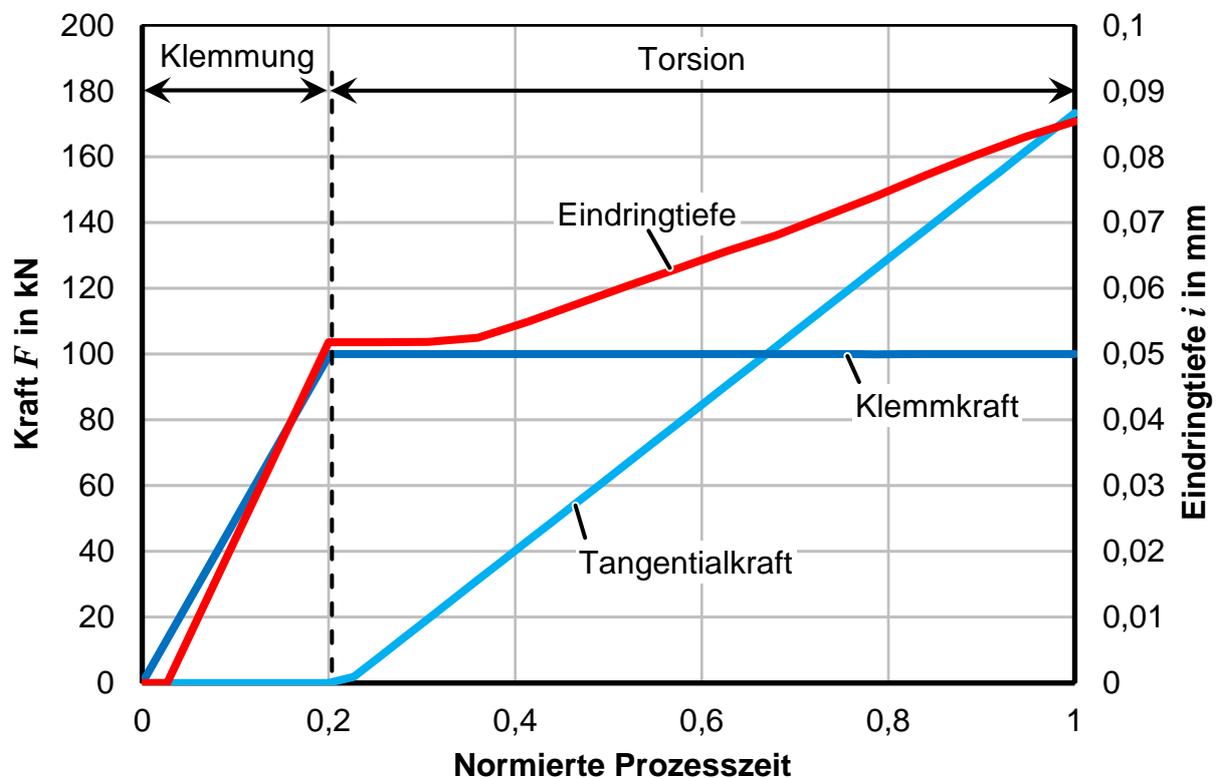
### *Ergebnisse der Simulation*

**Bild 7.12** zeigt die Ergebnisse der numerischen Simulation. Die Fließspannung  $k_f$  des Blechwerkstoffs ist 1000 MPa. **Bild 7.13** zeigt zudem die Klemmkraft, die Axialkraft und die Eindringtiefe während des Prozesses. Für die ermittelten Kräfte wurde eine Stempelgeometrie wie im **Bild 7.8** angenommen (157 Riffel und 5 mm Ringbreite der Klemmfläche). Mit dem Eindringen des Riffels bilden sich an den Seiten Werkstoffaufwürfe, sodass die Oberfläche nicht mehr eben ist. Die Eindringtiefe  $i$  nach dem Erreichen der maximalen Klemmkraft (ohne Torsion) ist 0,054 mm. Diese wird von der Oberkante des Aufwurfs bis zur Spitze des Riffels gemessen und ist damit größer als die axiale Zustellung der Riffel. Bei tangentialer Belastung und gleichzeitig axialer konstanter Kraft (Belastungsfall 1) dringt der Riffel tiefer in den Werkstoff ein. Die Eindringtiefe wird etwa verdoppelt, da nur eine Flanke des Riffels Kontakt mit dem Werkstoff hat. Die tangentialer Kraft wurde in der Simulation linear erhöht. Am Ende der normierten Prozesszeit beginnt in der Simulation ein Abscheren des Werkstoffs, was

als Durchdringen des Stempels interpretiert wurde. Die Ergebnisse dieses Belastungsfalles spiegeln die aus der Analytik ermittelten Erkenntnisse sehr gut wider.

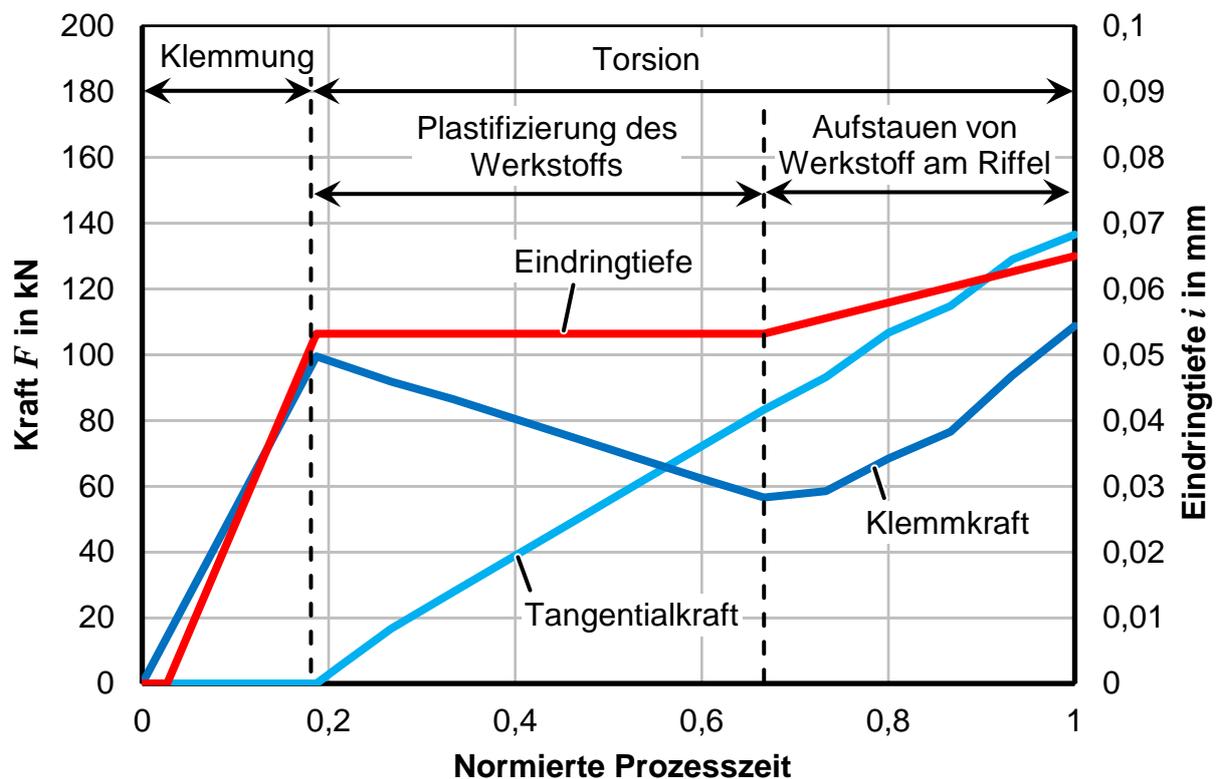


**Bild 7.12:** Numerische Analyse des Eindrucks und der anschließenden Torsion bei konstanter Klemmkraft (Belastungsfall 1) für einen einzelnen radialen Riffel



**Bild 7.13:** Numerische Analyse des Eindrucks und der anschließenden Torsion bei konstanter Klemmkraft (Belastungsfall 1)

**Bild 7.14** zeigt Kräfte und Eindringtiefe für eine Simulation, bei der die Position des Riffels nach der Klemmung nicht verändert wird (Belastungsfall 2). Diese weichen nach Beginn der Torsion stark von den analytischen Erwartungen ab. Mit steigender tangentialer Kraft sinkt zunächst die Klemmkraft und die Eindringtiefe ändert sich nicht. Nach dem Überschreiten einer Belastungsschwelle beginnt der Werkstoff vor dem Riffel zu fließen und staut sich vor dem Riffel auf. Dies führt zu einer größeren Kontaktfläche des Riffels, wodurch auch die resultierende Klemmkraft wieder ansteigt. Die Klemmkraft überschreitet sogar die anfängliche Klemmkraft, was im Experiment zu einem Versagen der Klemmvorrichtung führen könnte.



**Bild 7.14:** Kräfte und Eindringtiefe für die Torsion bei konstanter axialer Zustellung (Belastungsfall 2)

Durch das Aufstauen des Werkstoffs und die daraus resultierende größere Kontaktfläche am Werkstoff ist die erreichbare Tangentialkraft der Simulation größer als in der Abschätzung der Analytik. Ein Abscheren des Werkstoffs tritt trotzdem früher als im Belastungsfall 1 auf.

### 7.3.5 Belastungsgrenze der Riffel

Gesucht ist das maximale Drehmoment, für das die Spannung  $\tau_{r\theta}$  im Querschnitt der Riffel  $A_{r\theta}$  noch unter der Schubfließgrenze der Riffel  $\tau_{0,\text{Riffel}}$  liegt. Die Spannung  $\tau_{r\theta}$  ist

$$\tau_{r\theta} = \frac{F_\theta}{A_{r\theta}}, \quad (7.33)$$

mit der Querschnittsfläche

$$A_{r\theta} = (2 \cdot i \cdot \tan(\alpha) + b_s) \cdot (r_1 - r_{\min}) \cdot n \quad (7.34)$$

für insgesamt  $n$  Riffel. Gesucht ist nun die aus dem Drehmoment resultierende Tangentialkraft  $F_\theta(M)$ . Die Kraft folgt aus Gl. (7.26). Durch Einsetzen von Gl. (7.26) und Gl. (7.34) in Gl. (7.33) folgt

$$\tau_{f,\text{Riffel}} \geq \tau_{r\theta} = \frac{2k \cdot (1 + \alpha) \cdot i}{(2 \cdot i \cdot \tan(\alpha) + b_s)}. \quad (7.35)$$

Durch Einsetzen von  $i$  aus Gl. (7.21) folgt

$$\tau_{f,\text{Riffel}} \geq \tau_{r\theta} = \frac{\frac{F_K}{2 \cdot n \cdot (r_1 - r_{\min})} - k(1 + \frac{\pi}{2}) \cdot b_s}{\tan(\alpha) \cdot \left( \frac{\frac{F_K}{n} - 2k(1 + \frac{\pi}{2}) \cdot b_s \cdot (r_1 - r_{\min})}{2k(1 + \alpha) \cdot (r_1 - r_{\min})} + b_s \right)}. \quad (7.36)$$

Für ideal spitze Riffel ( $b_s = 0$ ) reduziert sich die Gleichung zu

$$\tau_{f,\text{Riffel}} \geq \tau_{r\theta} = \frac{(1 + \alpha)}{\tan(\alpha)} \cdot k. \quad (7.37)$$

Für  $\alpha = 30^\circ$  sollte die Anfangsfließspannung der Riffel beispielsweise mindestens 2,64 Mal so groß wie die Endfestigkeit des Blechwerkstoffs sein. Dies ist notwendig, um das maximal übertragbare Drehmoment auszunutzen. Ist ein geringeres Drehmoment zu erwarten, so ist auch eine geringere Festigkeit des Werkzeugs erforderlich.

### 7.3.6 Diskussion der Ergebnisse

Für die Berechnung der Riffel-Eindringtiefe  $i$  und der minimalen Klemmkraft  $F_{K,\min}$  wurden unterschiedliche Annahmen und Vereinfachungen getroffen, welche die Genauigkeit der Berechnung beeinflussen. Die genutzten Gleitlinienfelder sind zum einen nur so lange gültig, wie sie nicht ein Gleitlinienfeld des nächsten Riffels überlappen, zum anderen wird die Änderung der Form der Oberfläche durch die Verdrängung des Werkstoffs nach außen hin nicht in die Berechnungen einbezogen. Nicht ebene Aufwölbungen an den Flanken der Riffel wurden numerisch gezeigt. Des Weiteren wird eine ideale Plastizität angenommen, welche keine Verfestigung des Werkstoffs berücksichtigt. Für die Auslegung an realen Werkstoffen muss daher eine mittlere Fließspannung für die Berechnungen angenommen werden. Wie genau die

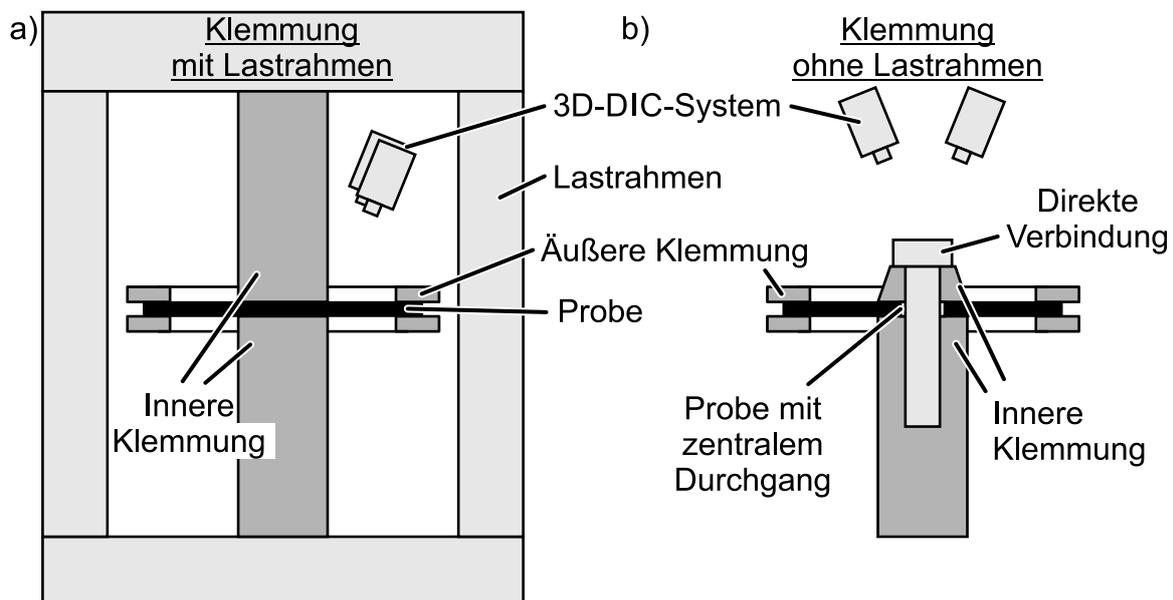
Mittelung der Fließkurve stattfinden kann, ist zudem unklar. Diese und weitere Einflüsse (z. B. der ebene Formänderungszustand) führen zu einer Unschärfe der Ergebnisse. Eine Abschätzung der notwendigen Prüfkräfte sowie die Wechselwirkungen der Werkzeugdimensionen und Eigenschaften auf das Durchrutschen der Proben konnte aber umgesetzt werden.

## 7.4 Sonderformen der Klemmung

Nachfolgend werden unterschiedliche Konzepte vorgestellt, die alternativ zu den konventionellen Klemmkonzepten im ebenen Torsionsversuch angewendet werden können. Die Motivation der alternativen Konzepte sind vor allem die Vereinfachung der Versuchsdurchführung, aber auch die Verbesserung der Zugänglichkeit für Sonderaufbauten sowie für die optische Dehnungsmessung.

### 7.4.1 Reduzierung der inneren Einspannung – Verzicht auf den Lastrahmen

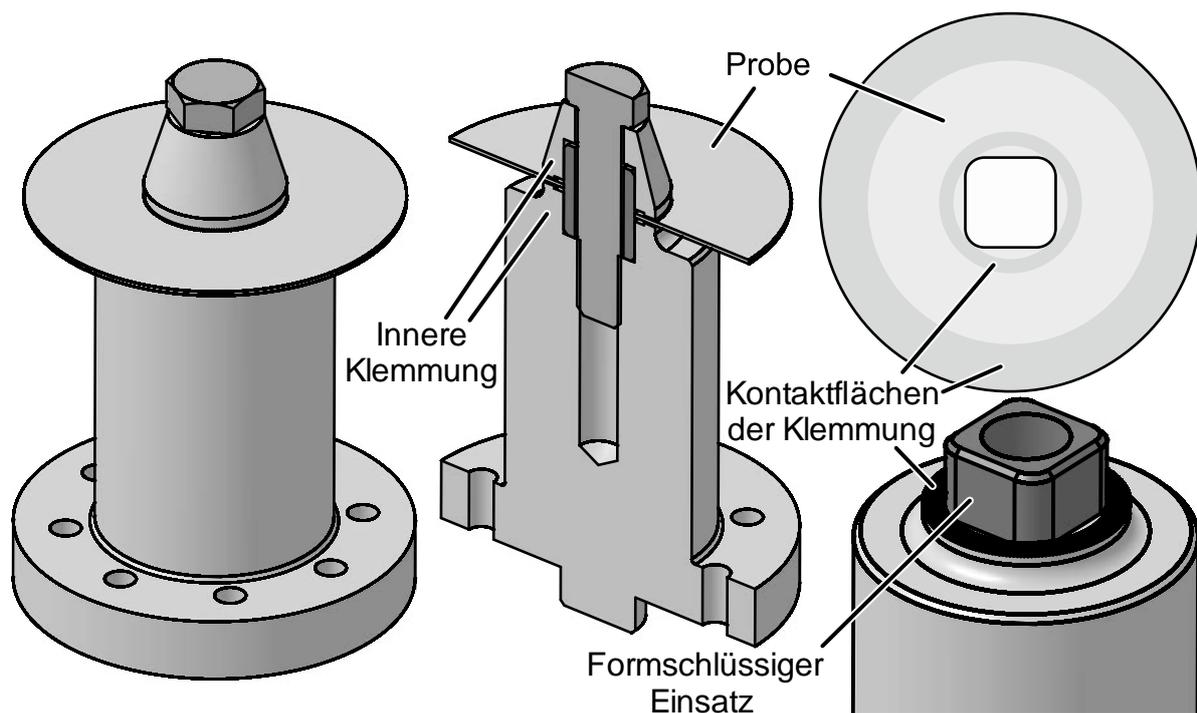
Bei der klassischen inneren Klemmung wird die Klemmkraft von außen durch einen Lastrahmen auf die innere Kontaktfläche der Probe übertragen (vgl. **Bild 7.15a**). Eine direkte Verbindung zwischen oberer und unterer Klemmung ist innen nicht möglich, da die Probe im Weg ist.



**Bild 7.15:** a) Klassisches Klemmkonzept mit Lastrahmen und b) Klemmkonzept ohne Lastrahmen im ebenen Torsionsversuch

Yin (2014) nutzt daher zur Klemmung der Probe eine Universalprüfmaschine, die aufgrund der präzisen Führungen eine exakte Positionierung der Stempel zueinander ermöglicht. Dies ist eine aufwendige und teure Lösung für die vergleichsweise einfache Aufgabe der Aufbringung der Klemmkraft.

Der Einsatz ringförmiger Stempelkontaktflächen ermöglicht es, ein zentrales Durchgangsloch in die Proben zu fertigen, da das Probenzentrum weder durch die Klemmung noch durch die Torsion belastet wird. **Bild 7.16** zeigt ein Werkzeugkonzept, bei dem das zentrale Loch in der Probe genutzt wird, um die obere Klemmfläche direkt mit der unteren Klemmfläche zu verbinden. Ein Lastrahmen um die Probe wird nicht benötigt. Ein formschlüssiges Inlay verhindert die relative Verdrehung zwischen oberer und unterer Klemmung. Dies ermöglicht die Übertragung des Drehmomentes beider Kontaktflächen durch die zentrale Welle.



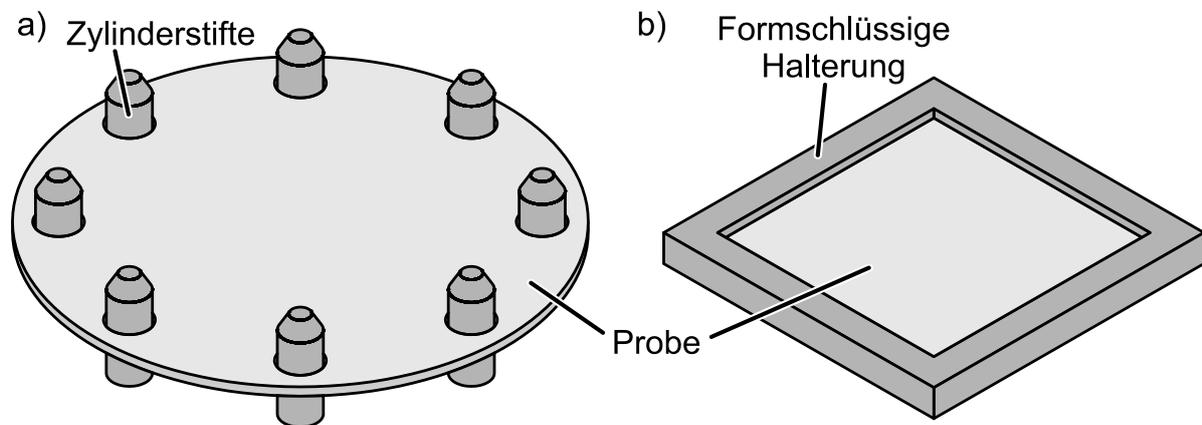
**Bild 7.16:** Werkzeug und Proben für die innere Klemmung ohne Lastrahmen

Ein Vorteil des Aufbaus ist, dass das Drehmoment somit auch in der inneren Welle gemessen werden kann. Im klassischen Aufbau mit Lastrahmen war dies aufgrund der Aufteilung des Drehmomentes auf den oberen und unteren Stempel nicht direkt möglich. Das formschlüssige Inlay ermöglicht zudem die exakte Zentrierung des oberen und unteren Stempels. Eine zusätzliche Führung ist nicht notwendig. Die Klemmkraft wird in diesem Beispiel durch eine Schraube erzeugt. Für eine Schraube der Größe M12 mit Festigkeitsklasse 12.9 kann eine Vorspannkraft von 70kN realisiert werden. Eine Nachregelung der Klemmkraft während der Torsion findet nicht statt, sodass geringere Drehmomente als bei der konventionellen kraftgeregelten Klemmung in einer Prüfmaschine übertragbar sind (vgl. Kapitel 7.3.3). Der rahmenlose Aufbau ermöglicht die Dehnungsmessung am gesamten Umfang der Probe, um beispielsweise die Anisotropie des Dehnungsfeldes zu ermitteln (Grolleau et al., 2019). Hierbei muss aber insbesondere die Abhängigkeit der Dehnungsmessung von der Dehnungsreferenzlänge beachtet werden (vgl. Kapitel 5). Je größer das Messfeld, desto größer ist auch der

Messfehler. Zu diesem Zweck wird daher der Einsatz spezieller Probenformen empfohlen (vgl. Kapitel 6.3.2).

#### 7.4.2 Formschlüssige Kraftübertragung der äußeren Klemmung

Yin (2014) zeigte für die innere Klemmung, dass die Übertragung des Drehmomentes mit formschlüssigen Stiften zu einer Verschlechterung der übertragbaren Kraft führt und nicht empfehlenswert ist. Zudem sollte der innere Stempel kreisrund und symmetrisch sein, um ein homogenes Deformationsfeld an der inneren Klemmung zu gewährleisten. An der äußeren Klemmung herrschen dagegen geringere Kräfte und die Formänderung ist um ein Vielfaches geringer. Dort können problemlos unterschiedliche alternative Konzepte für die Kraftübertragung angewendet werden, solange dadurch nicht die Stabilität gegen Faltenbildung beeinflusst wird. Für einige Anwendungen, beispielsweise für die Torsion gekrümmter Bleche und Bauteile (vgl. Kapitel 8.2) oder die Warmtorsion, wie von Dardaei Joghani et al. (2019) vorgestellt, ist eine konventionelle Klemmung zudem nicht praktikabel. Bei der Warmtorsion führt der großflächige Kontakt mit der äußeren Klemmung beispielsweise zu einer starken lokalen Wärmeabfuhr. Für die Torsion ebener Bleche kann eine formschlüssige Klemmung zu einer Reduzierung des Aufwands für den Probenwechsel führen. **Bild 7.17** zeigt zwei Beispiele für eine formschlüssige Übertragung der Kräfte der äußeren Klemmung.



**Bild 7.17:** Unterschiedliche Methoden zur formschlüssigen äußeren Kraftübertragung:  
a) durch Zylinderstifte und b) durch formschlüssige Halterung

**Bild 7.17a** zeigt die Kraftübertragung durch Zylinderstifte oder Schrauben, wie sie beispielsweise für die Torsion gekrümmter Bleche verwendet wird (vgl. Kapitel 8.2). **Bild 7.17b** zeigt den Vorschlag für eine formschlüssige äußere Kraftübertragung quadratischer Bleche, sodass die Probenpräparation beispielsweise an einer Blechschere stattfinden kann.

## 7.5 Zwischenfazit

Durch die analytische, numerische und experimentelle Analyse der Form und Struktur der Klemmungen im ebenen Torsionsversuch konnten die folgenden Erkenntnisse gewonnen werden:

1. Ringförmige Klemmflächen können bei gleicher Klemmkraft ein bis zu 50% höheres Drehmoment übertragen als vollflächige Klemmflächen.
2. Ist die Klemmkraft nicht technologisch limitiert, so führt der Einsatz voller Stempel zur Übertragung höherer maximaler Drehmomente.
3. Eine rein reibschlüssige Übertragung der Kräfte an der inneren Klemmung ist nicht ausreichend. Eine Strukturierung der Klemmfläche ist in den meisten Fällen notwendig.
4. Die Struktur auf der Oberfläche der Klemmungen (Riffel) sollte der Belastungsrichtung angepasst sein. Aus diesem Grund sind radiale Riffel gut geeignet.
5. Für radiale Riffel kann die notwendige Klemmkraft analytisch in Abhängigkeit der Stempelgeometrie und der Werkstoffeigenschaften abgeschätzt werden.
6. Für ideal spitze Riffel ist das übertragbare Drehmoment unabhängig von den Eigenschaften des Blechwerkstoffs. Stumpfe Riffel führen zu einer Verringerung des übertragbaren Drehmomentes, die umso stärker ausgeprägt ist, desto fester der Blechwerkstoff ist.
7. Die Regelung der Klemmkraft während der Torsion führt zur Übertragung höherer Drehmomente und verhindert somit das Rutschen der Klemmung. Eine Reduzierung der Klemmkraft, wie von Bauer (1989) vorgeschlagen, führt demgegenüber zu einer Verringerung des übertragbaren Drehmomentes und ist demnach nicht zielführend.

Durch den Einsatz alternativer Klemmvorrichtungen können zudem die für die Prüfvorrichtung notwendigen Komponenten (z. B. der Lastrahmen oder die äußere Klemmung) verringert werden und die Zugänglichkeit für die optische Dehnungsmessung verbessert werden.



## 8 Neue Anwendungsfelder

### 8.1 Charakterisierung von Feinstblechen

Der übliche Anwendungsbereich des ebenen Torsionsversuchs ist die Charakterisierung von Feinstblechen mit einer Blechdicke  $t$  zwischen 0,5 mm und 3 mm. Durch Einsatz der Probe mit Nut lassen sich Grobbleche mit Dicken größer 3 mm leicht durch Fertigung tiefer Nuten prüfen. Feinstbleche unter 0,5 mm sind dagegen aufwendiger zu prüfen. Tekkaya et al. (1982b) zeigten bereits das Arbeitsdiagramm des ebenen Torsionsversuchs, welches für die Prüfung dünner Bleche vor allem die Prozessgrenze der Faltenbildung aufzeigt. Bauer (1989) zeigt den Zusammenhang zwischen Klemmung und Blechdicke zur Verhinderung der Faltenbildung zudem analytisch. Um Faltenbildung zu verhindern und die Prüfung im sicheren Bereich des Prozessfensters durchzuführen, lassen sich folglich zwei Methoden ableiten:

1. Der Durchmesser der Klemmungen muss in Abhängigkeit der Blechdicke herunterskaliert werden.
2. Die Probendicke muss erhöht werden.

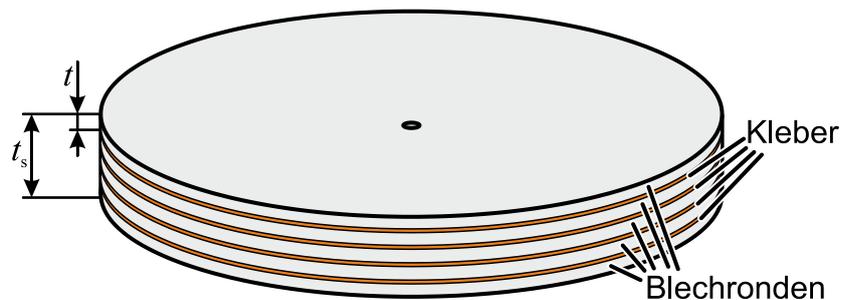
Bei Reduzierung des Durchmessers der Klemmung wird die Faltenbildung zwar theoretisch verhindert, aber die folgenden Probleme verhindern die Reduktion der Stempelgröße in der vorliegenden Prüfmaschine:

- Der Drehmomentsensor ist nicht auf die geringen nominellen Drehmomente ausgelegt. Die Messung des Drehmomentes zeigt starkes Messrauschen aufgrund des großen nominellen maximalen Drehmomentes des Sensors (vgl. Anhang A).
- Die Rundlauf- und Ebenheitsabweichung, die Größe der Struktur der Klemmflächen und die geometrischen Toleranzen der Komponenten der Klemmvorrichtung sind nicht ausreichend gut, um eine faltenfreie Torsion umzusetzen.
- Zudem ist der Fehler durch die Lokalisierung der Dehnung stärker ausgeprägt, je kleiner die innere Klemmung ist (vgl. Kapitel 5.5). Demnach sind große Lokalisierungsfehler bei der Dehnungsmessung zu erwarten.

Der Bau einer spezialisierten Prüfmaschine, die an die Anforderungen dünner Bleche ausgelegt ist, ist daher für zukünftige Arbeiten notwendig und nicht mehr Bestandteil der vorliegenden Arbeit. Nachfolgend wird entsprechend dem zweiten Ansatz beschrieben, wie Feinstbleche durch die Erhöhung der Blechdicke im ebenen Torsionsversuch auch ohne spezialisierte Prüfmaschine charakterisiert werden können.

### 8.1.1 Ebene Torsion mehrlagiger Bleche

Die Stabilität gegen Faltenbildung der Torsionsproben wird durch eine höhere Blechdicke verbessert, da diese eine größere Stabilität gegen axiale Verschiebungen des Bleches bieten. Für die Prüfung dünner Bleche können aber nicht „einfach“ dickere Bleche gleicher Legierung genutzt werden, da diese häufig andere mechanische Eigenschaften aufweisen. Die Vergrößerung der Prüfdicke muss daher mit demselben Werkstoff durchgeführt werden. Zu diesem Zweck wurden Bleche zwischen  $t = 0,1$  mm und  $0,5$  mm Blechdicke, wie im **Bild 8.1** dargestellt, zu Stapeln verklebt und als Probenstapel zwischen  $1,0$  und  $2,0$  mm Blechdicke geprüft. Der Kleber dient dabei nicht der Übertragung der wirkenden Drehmomente, sondern der Aufnahme axialer Kräfte, die bei dünnen Blechen zu Instabilität und Faltenbildung führen. Unter der Annahme, dass die Kraft normal zur Blechoberfläche gering ist, soll der Probenstapel zu einer Stabilisierung der einzelnen Bleche führen, sodass Faltenbildung unterbunden wird. Die Prüfung der Bleche findet analog zum konventionellen ebenen Torsionsversuch statt.



**Bild 8.1:** Prinzip der Prüfung geklebter Bleche

### 8.1.2 Experimentelle Ergebnisse

Die experimentellen Arbeiten dieses Kapitels sind zusammen mit der Firma ThyssenKrupp Rasselstein und Fabian Stiebert (2020), der die Werkstoffe im Rahmen seiner Masterarbeit untersucht hat, entstanden. Nachfolgend wird die Ermittlung der Fließkurven von Verpackungsstählen (Feinstblechen) mit Blechdicken  $t$  zwischen  $0,1$  mm und  $0,6$  mm durch Erhöhung der Blechdicke untersucht. Dazu wurden die Fließkurven der klassischen Verfahren wie Zugversuch und Bulge-Versuch mit den Ergebnissen des ebenen Torsionsversuchs verglichen. Für den ebenen Torsionsversuch werden neben der ebenen Probe auch Proben mit umlaufender Nut geprüft, um die erreichbaren Formänderungen zu erhöhen.

#### *Versuchswerkstoffe*

In der vorliegenden Arbeit werden der duktile unlegierte Verpackungsstahl TS230 (Bezeichnung nach DIN EN 10202) in  $0,17$  mm,  $0,32$  mm und  $0,6$  mm Blechdicke und der hochfeste niedriglegierte Verpackungsstahl TH620 in  $0,2$  mm,  $0,32$  mm und  $0,5$  mm Blechdicke untersucht. Diese Werkstoffe werden beispielsweise für die Verpackung von

Nahrungsmitteln, Getränken oder Aerosolen verwendet (N. N., 2019). **Tabelle 8.1** listet eine Auswahl mechanischer Kennwerte aus dem Zugversuch nach DIN EN ISO 6892 auf, und **Bild 8.2** zeigt die Fließkurven aus dem Zugversuch in drei Orientierungen zur Walzrichtung sowie die Ergebnisse des Bulge-Versuchs für die untersuchten Werkstoffe.

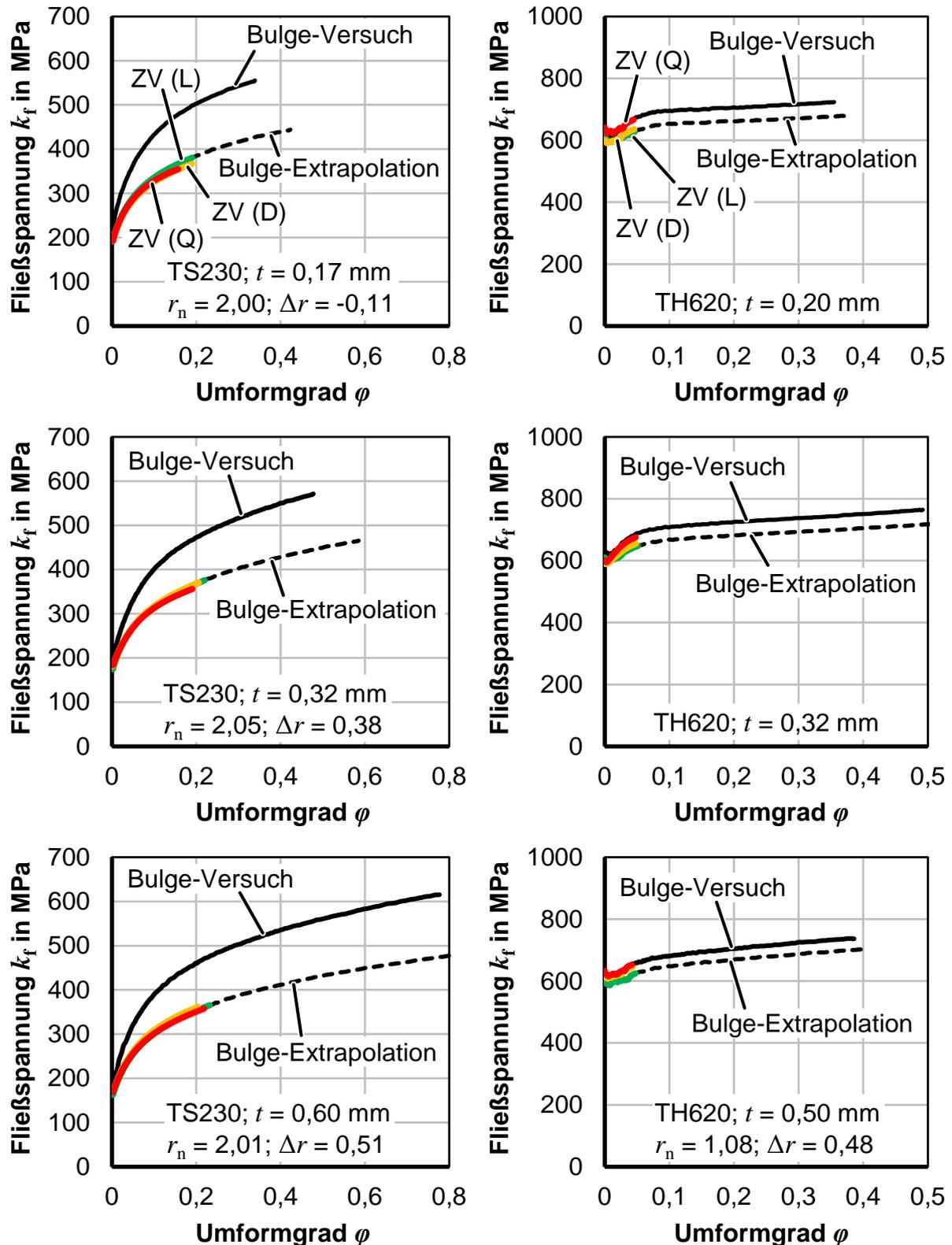
**Tabelle 8.1:** Mechanische Eigenschaften der Versuchswerkstoffe aus dem Zugversuch

Werkstoff	$t$ in mm	WR	$k_{f,0}$ in MPa	$\varepsilon_G$	$n$	$r$	$r_n$	$\Delta r$
TS230	0,17	L	190	0,212	0,202	1,650	1,996	-0,106
		D	192	0,210	0,191	2,049		
		Q	190	0,177	0,189	2,237		
	0,32	L	173	0,249	0,224	1,934	2,055	0,379
		D	181	0,237	0,220	1,865		
		Q	181	0,221	0,212	2,554		
	0,60	L	161	0,264	0,236	2,152	2,009	0,514
		D	169	0,241	0,233	1,752		
		Q	167	0,246	0,227	2,380		
TH620	0,20	L	588	0,048	0,043	*	*	*
		D	585	0,049	0,071	*		
		Q	614	0,046	0,072	*		
	0,32	L	592	0,054	0,068	*	*	*
		D	586	0,050	0,064	*		
		Q	592	0,050	0,070	*		
	0,50	L	579	0,051	0,053	1,044	1,078	0,476
		D	599	0,045	0,064	0,840		
		Q	605	0,043	0,064	1,587		

\* Die Versuche wurden zum Schutz der Messmittel ohne Breitenänderungsaufnehmer durchgeführt.

Zur statistischen Absicherung wurden drei Wiederholversuche pro Versuchsvariante durchgeführt. Sowohl die gelisteten Kennwerte als auch die Fließkurven entsprechen dem arithmetischen Mittel der drei Versuche. TS230 ist eine duktile und stärker verfestigende ( $n = 0,19$  bis  $0,24$ ) Stahlgüte. Der Werkstoff zeigt eine mäßige ebene Anisotropie ( $\Delta r = -0,11$  bis  $0,51$ ) und einen hohen senkrechten Anisotropie-Koeffizienten ( $r_n = 2,00$  bis  $2,05$ ). TH620 ist ein hochfester Stahl mit geringer Verfestigung ( $n = 0,043$  bis  $0,072$ ) und entsprechend geringer Gleichmaßdehnung  $A_G$ . Die ebene Anisotropie für die Bleche mit  $0,5$  mm Dicke ist hoch ( $\Delta r = 0,476$ ). Die senkrechte Anisotropie  $r_n$  ist  $1,08$ . Für dünnere Bleche des TH620 wurde auf den

Breitenänderungsaufnehmer verzichtet, um den feinmechanischen Sensor zu schonen. Durch den frühen und schnellen Bruch der Proben kann der Sensor nicht rechtzeitig vor Bruch von Blech abheben.



**Bild 8.2:** Ergebnisse des Zugversuchs (ZV) und des Bulge-Versuchs für TS230 und TH620, jeweils in drei Blechdicken

Es wird daher nachfolgend angenommen, dass die Kennwerte des Werkstoffs in  $t = 0,5$  mm auch für die anderen Dicken gültig sind. Die gestrichelten Linien im **Bild 8.2** zeigen die Extrapolation der Fließkurve aus dem Zugversuch mit der Fließkurve des Bulge-Versuchs nach ISO 16808. Diese bildet den Verlauf der Verfestigung bei höheren Dehnungen gut ab und wird nachfolgend als Vergleich mit dem ebenen Torsionsversuch herangezogen.

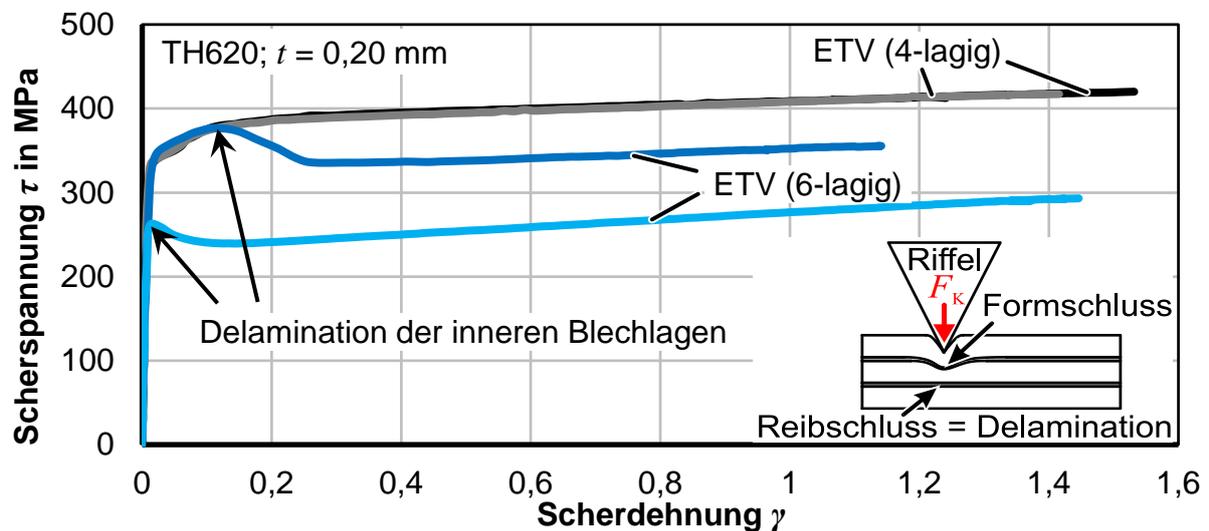
### ***Probenpräparation***

Laserstrahlgeschnittene Blechenden werden entgratet und in einer Klemmvorrichtung übereinandergestapelt. Durch einen Zentrierstift und Zentrierbohrungen in den Ronden können die Blechstapel positioniert und zentriert werden. Zwischen den einzelnen Probenlagen wird Zweikomponenten-Epoxidkleber (Loctite 9466) dünn aufgetragen und unter Druck zwischen der Klemmvorrichtung aushärten gelassen. Der Kleber besitzt eine Zug- und Scherfestigkeit von 32 MPa und eine Schälfestigkeit von 8 MPa. Der überflüssige Kleber wird durch den Anpressdruck von ca. 20 MPa nach außen aus den Proben herausgepresst, sodass eine gleichmäßige dünne Klebstoffschicht entsteht. Zwei bis zehn Blechlagen  $n_s$  werden in Abhängigkeit der Blechdicke  $t$  und der gewünschten Stapelhöhe  $t_s$  miteinander verklebt. Für den inneren Klemmradius  $r_1$  von 10 mm ist die gewünschte Stapelhöhe  $t_s$  zwischen 0,6 mm und 2 mm.

### ***Voruntersuchung zu Delamination und Anzahl der Blechlagen***

In Vorversuchen wurde zunächst die zulässige Anzahl der Lagen ermittelt. Zunächst wurde erwartet, dass eine große Stapelhöhe  $t_s$  zu einer stabilen und faltenfreien Torsion führt, während die Prozessgrenze Durchrutschen aufgrund des größeren Drehmomentes immer relevanter wird. Eine zu geringe Stapelhöhe führt wiederum zu Faltenbildung. In weiten Teilen hat sich diese Annahme auch bestätigt. Keine der geprüften mehrlagigen Proben hat die Prozessgrenze Faltenbildung erreicht. Es gab zudem keine von außen sichtbare Delamination der Bleche im Prüfbereich. In den Voruntersuchungen zeigte sich aber ein neues Problem, welches mit einer zu großen Anzahl der Blechlagen  $n_s$  entsteht. **Bild 8.3** zeigt die ermittelten Scherspannungs-Scherdehnungskurven für TH620 in 0,2 mm Blechdicke, welche vierlagig und sechslagig geprüft wurde. Die Ergebnisse der vierlagigen Versuche zeigen keine Besonderheiten oder Einschränkungen. Die Ergebnisse der sechslagigen Versuche zeigen dagegen einen Abfall der berechneten Scherspannung zu Beginn der Versuche. Äußerlich zeigen die geprüften Proben keinen Unterschied. Der Abfall der Spannung (bzw. des Drehmomentes) resultiert aus der geringen Eindringtiefe  $i$  der Riffel in den hochfesten Werkstoff TH620. Je größer die Anzahl der Blechlagen ist, desto geringer ist der formschlüssige Eindruck der Riffel auf die inneren Lagen, da nur die äußeren Lagen plastisch deformiert werden. Die inneren Blechlagen haben somit lediglich eine reibschlüssige Verbindung zu den äußeren Blechlagen. Im Kapitel 7.1 wurde aber gezeigt, dass eine formschlüssige

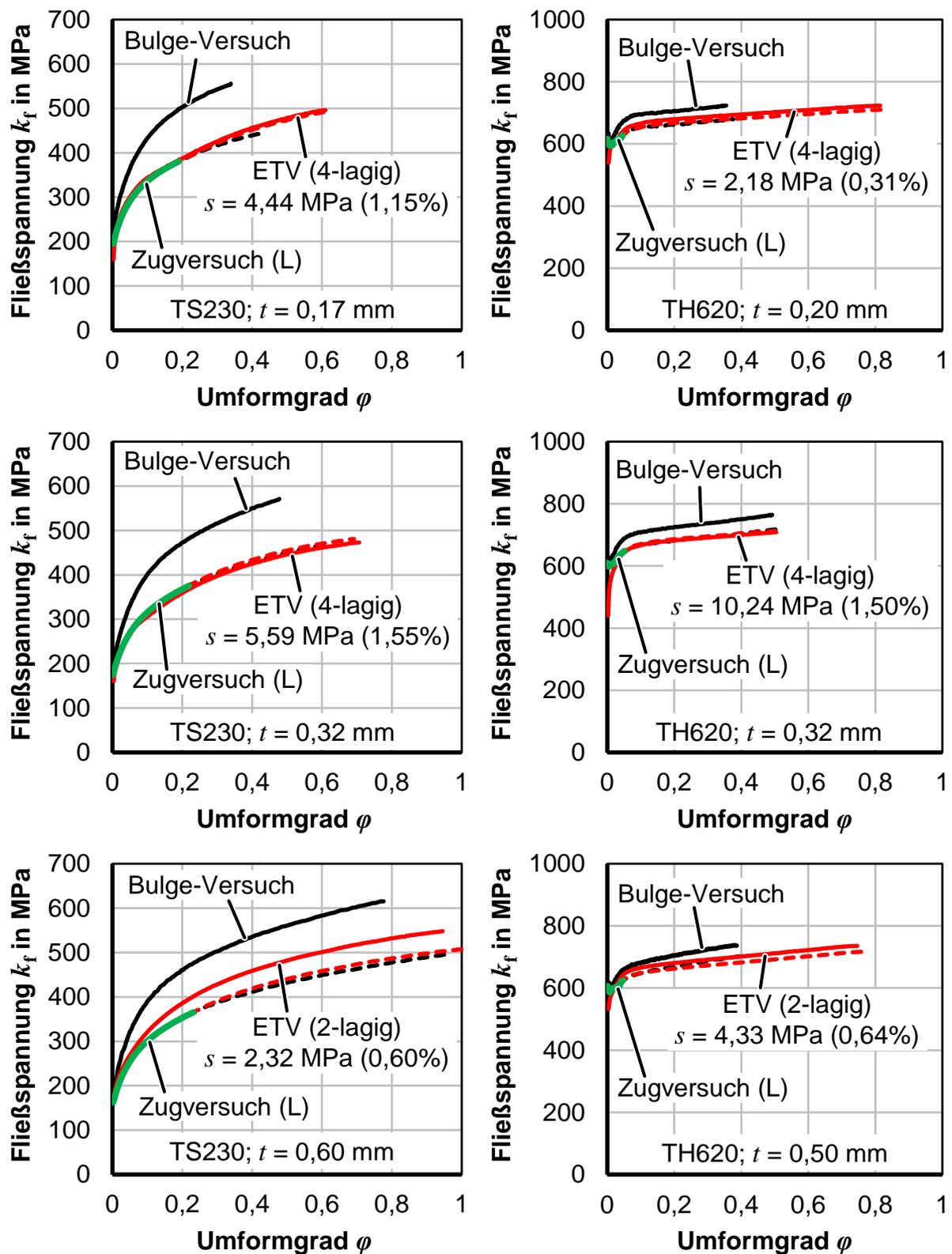
Kraftübertragung zwingend notwendig ist. Die inneren Bleche delaminieren folglich von den äußeren Blechen. Für den TH620-Werkstoff ist unter den verwendeten Prüfkraften und Klemmwerkzeugen maximal die Prüfung von  $n_s = 4$  Lagen möglich. Die Prüfung dickerer Probenstapel mit mehr Lagen erfordert eine entsprechend größere Klemmkraft oder den Einsatz von Stempeln mit weniger Riffeln, die dafür bei gleicher Prüfkraft tiefer in den Werkstoff eindringen. Mit diesem Vorgehen könnten auch tiefere Blechlagen plastisch umgeformt werden und eine formschlüssige Kraftübertragung erfolgen. Für den weicheren TS230 in 0,17 mm Blechdicke ist auch die Prüfung von sechslagigen Proben problemlos möglich, da die Riffel bei gleicher Klemmkraft  $F_K$  tiefer in den weicheren Werkstoff eindringen können. Eine differenziertere Analyse der Abhängigkeit von Klemmkraft, Form der Klemmungen und dem zu prüfenden Werkstoff auf die Prüfbarkeit von geklebten Blechstapeln ist Bestandteil zukünftiger Arbeiten.



**Bild 8.3:** Einfluss der Anzahl der Blechlagen für TH620 in 0,2 mm Blechdicke

### *Ergebnisse für ebene Proben*

**Bild 8.4** zeigt die Fließkurven aus dem ebenen Torsionsversuch an zweilagigen und vierlagigen Blechstapeln für die Versuchswerkstoffe TH620 und TS230 in jeweils drei unterschiedlichen Blechdicken in Gegenüberstellung mit den Fließkurven aus dem Zugversuch längs zur Walzrichtung und dem Bulge-Versuch. Für den ebenen Torsionsversuch wurden jeweils drei Wiederholversuche durchgeführt und die gemittelte Fließkurve verwendet. Einzelne der drei Proben erreichten auch höhere Dehnungen, als die dargestellten Ergebnisse. Für die Mittelung der Kurven konnte aber nur der Bereich der Dehnung berücksichtigt werden, der in allen drei Wiederholversuchen erreicht wurde. Die Standardabweichung  $s$  der einzelnen Kurven untereinander, wurde wie im Kapitel 6.1.2 beschrieben, zwischen  $\varphi = 0,05$  und  $\varphi = 0,3$  ermittelt.

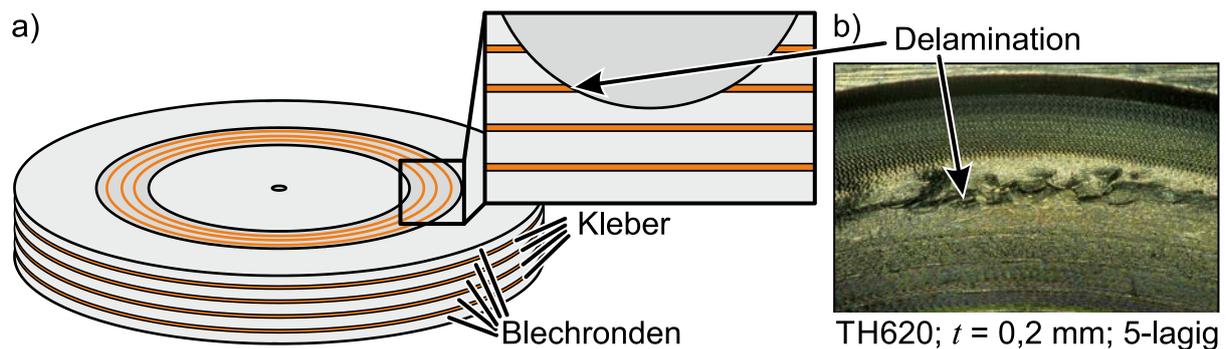


**Bild 8.4:** Ergebnisse des ebenen Torsionsversuchs mit geklebten Blechstapeln sowie die Extrapolation des Zugversuchs mit den Ergebnissen des Zugversuchs nach ISO 16808 (gestrichelte Linie) im Vergleich mit dem Zugversuch und dem Bulge-Versuch für TS230 und TH620

Die gestrichelten Linien stellen die Extrapolation des Zugversuchs mit den experimentellen Daten aus Bulge- bzw. ebenen Torsionsversuch dar. Jeder Werkstoff zeigt eine gute Übereinstimmung des Verfestigungsverhaltens mit den Ergebnissen des Zugversuchs und des Bulge-Versuchs. Die experimentell ermittelten Kurven weichen zudem nicht stark von der Extrapolation ab, sodass im Gegensatz zum Bulge-Versuch auch der direkte Einsatz der experimentellen Daten möglich wäre. Die erreichbare Vergleichsformänderung ist mindestens 0,5 und erreicht je nach Werkstoff und Dicke Werte bis ca. 1. Die Ermittlung von Fließkurven an geklebten Blechstapeln ist somit erfolgreich möglich gewesen.

### 8.1.3 Ebene Torsion mehrlagiger Bleche mit Nut

Die Fertigung einer Nut in einen geklebten Probenstapel ist keine triviale Modifikation. Durch die Torsionslast delaminieren die Schichten in frühem Stadium der Prüfung und die nicht durchtrennten Proben scheren wieder nahe der inneren Einspannung am stärksten. **Bild 8.5** zeigt eine geklebte Probe mit konventioneller gefräster Rundnut, die während des Versuchs am Übergang der geklebten Flächen versagt hat.

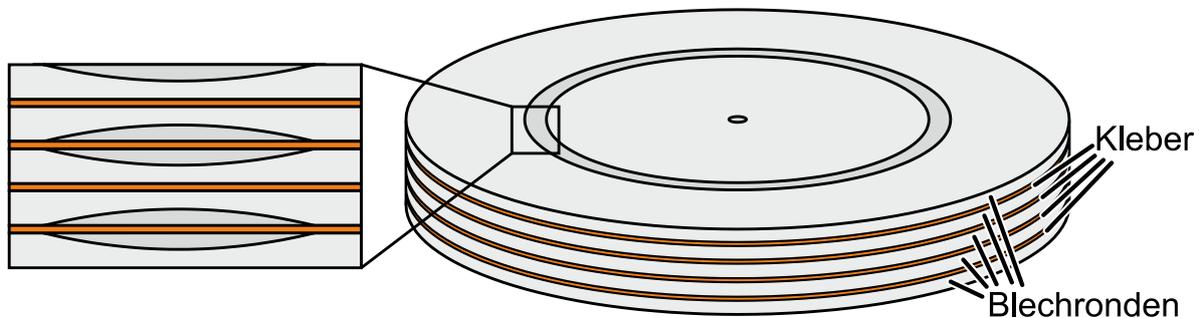


**Bild 8.5:** a) Prinzip einer 5-lagigen geklebten Torsionsprobe mit anschließender Fertigung einer Rundnut und b) Probe mit Nut nach der Prüfung

Für die erfolgreiche Prüfung von dünnen geklebten Proben mit Nut soll daher in jede einzelne Schicht eine Nut gefertigt werden und die genuteten Proben anschließend tordiert werden.

**Bild 8.6** zeigt das Prinzip der geklebten Nutproben im Schnitt durch die Probe für eine wechselnde Orientierung der Probenorientierung. Eine Delamination der Schichten soll damit unterbunden werden. Auch Faltenbildung kann durch die stützende Wirkung der dickeren Stapel verzögert werden. Erste Nutproben des hochfesten TH620 in 0,32 mm Blechdicke wurden mittels EDM gefertigt und im Rahmen eines Machbarkeitsnachweises erfolgreich zweilagig geklebt und geprüft. Die Prüfung konnte faltenfrei bis zum Bruch der Probe durchgeführt werden. Aufgrund einer fertigungsbedingten Exzentrizität der Nut zur Zentrierbohrung wurde allerdings keine belastbare Fließkurve ermittelt. In künftigen Untersuchungen wird die Zentrierbohrung daher in einem Fertigungsschritt zusammen mit der Nut gefertigt, um eine Exzentrizität

durch Umspannen der Proben zu vermeiden. Gleichzeitig soll die Nut auch auf die dünneren Bleche und für mehr als zwei Blechlagen angewendet werden. Die erreichbaren und messbaren Formänderungen, insbesondere für den schwach verfestigenden TH620, sollen dadurch erhöht werden.



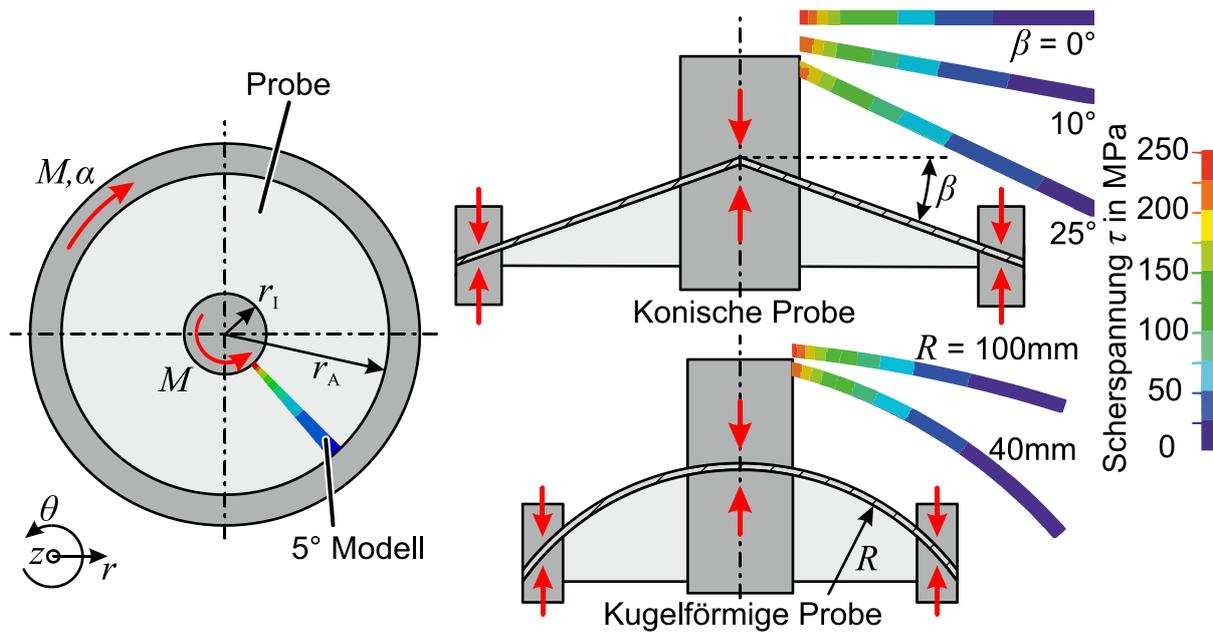
**Bild 8.6:** Prinzip der Prüfung geklebter Nutproben zur Charakterisierung hoher Dehnungen sehr dünner Bleche

## 8.2 Charakterisierung von Festigkeit und Verfestigung an nicht ebenen Blechbauteilen

Der klassische ebene Torsionsversuch wurde bisher nur für die mechanische Charakterisierung ebener Bleche verwendet. Die Charakterisierung gekrümmter Bleche und Bauteile ist Inhalt dieses Kapitels. Für die Umsetzung werden zwei Ansätze verfolgt: Im ersten Ansatz wird die Oberfläche der Klemmungen der Krümmung des zu prüfenden Bauteils angepasst. Ein Fokus liegt dazu auf der Prüfung rotations-symmetrischer Teile und der Prüfung von Rohrwänden. Für den zweiten Ansatz wird die Größe der inneren Klemmung so stark reduziert, dass die Krümmung des Bauteils vernachlässigbar gering wird. Teile dieses Kapitels wurden in Zusammenarbeit mit Sajjad (2015), Han (2017) und Hijazi (2017) entwickelt.

### 8.2.1 Prüfung rotationssymmetrischer Proben mit gekrümmten Klemmungen

In der nachfolgenden Studie werden zwei rotationssymmetrische Probenformen untersucht. Dies sind eine konische und eine kugelförmige Geometrie (**Bild 8.7**). Um den Spannungszustand sowie die Methodik der experimentellen Auswertung für diese nicht ebenen Proben zu untersuchen, wurden FEM-Simulationen mit implizitem Solver in LS-DYNA durchgeführt. Ein 5°-Ausschnitt der kegel- und kugelförmigen Proben wurde unter Verwendung von Volumenelementen mit 10 Elementen entlang der Blechdicke unter Verwendung zyklischer Symmetrie modelliert. Ein isotropes elasto-plastisches Materialmodell wird verwendet. Die Werkstoffeigenschaften basieren auf dem im Kapitel 4.4 charakterisierten Stahlwerkstoff DC04. Der Kegelwinkel  $\beta$  variiert zwischen 10° und 25°. Der Kugelradius  $R$  für die Kugelgeometrie wurde zwischen 40 mm und 100 mm variiert. Die Radien der inneren und äußeren Klemmung betragen  $r_I = 10$  mm bzw.  $r_A = 30$  mm.



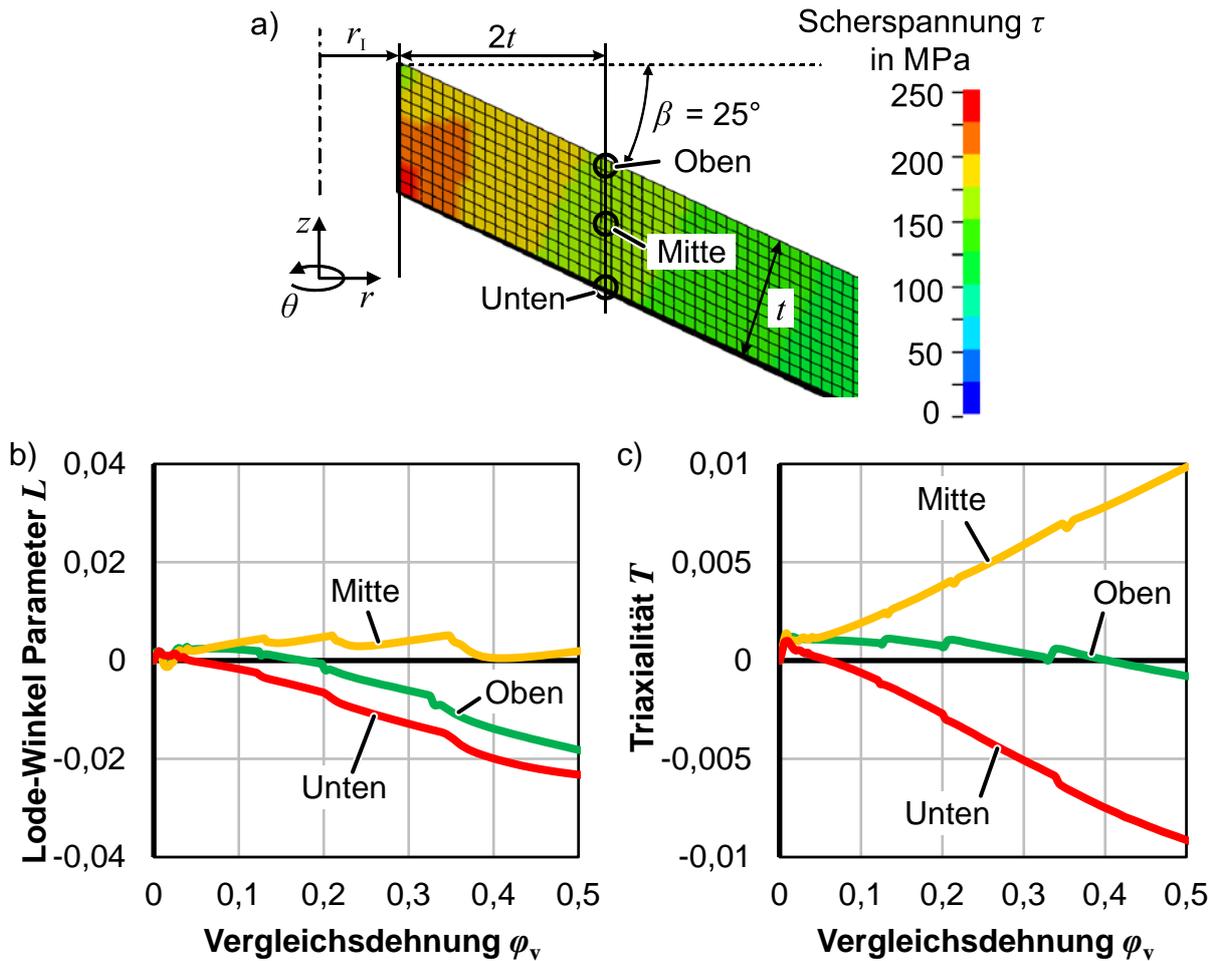
**Bild 8.7:** Basisgeometrien und FEM-Analyse für die Torsion der rotations-symmetrischen Proben

Während die Scherspannung sowie die resultierende Scherdehnung für isotrope Werkstoffe und ebene Bleche entlang des Umfangs und über die Blechdicke konstant sind, ist dies bei nicht ebenen Blechen nicht der Fall. **Bild 8.8a** zeigt die Verteilung der Scherspannung  $\tau$  über die Blechdicke zu Beginn des Versuchs. **Bild 8.8b** zeigt die Triaxialität  $T$  und den Lode-Winkelparameter  $L$  für eine konische Probe mit  $\beta = 25^\circ$  an drei Positionen der Probe. Die Vergleichsformänderung  $\varphi_v$  an der ausgewerteten Position ist ca. 0,1. Triaxialität und Lode-Winkelparameter sind für alle getesteten rotationssymmetrischen Geometrien während der gesamten Umformung geringer als 0,02. Es herrscht daher ein nahezu idealer Scherspannungszustand.

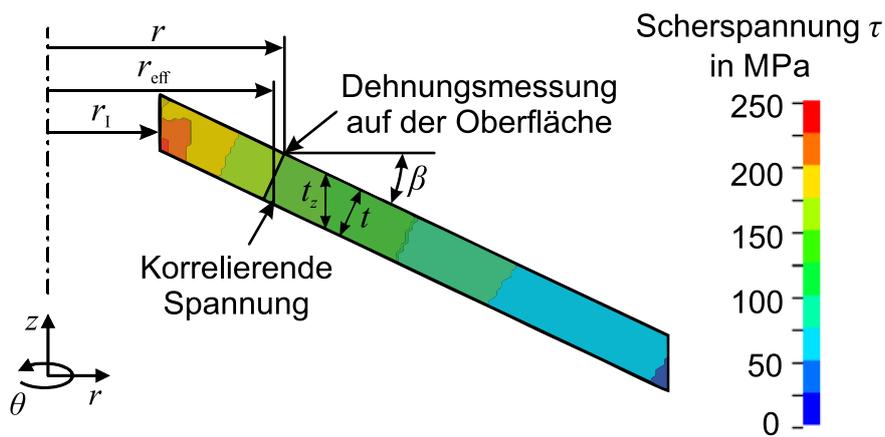
Die Scherdehnung kann analog zu ebenen Blechen auf der Oberfläche der Bleche lokal mittels DIC gemessen werden. Im Gegensatz zu ebenen Proben weicht die Scherspannung für einen definierten radialen Abstand  $r$  in Abhängigkeit der axialen Position  $z$  ab. Die berechnete mittlere Spannung für den Radius  $r$  ist demnach nicht repräsentativ für die gemessene Dehnung am Radius  $r$ . **Bild 8.9** zeigt, dass die Spannungen orthogonal zur Oberfläche der Probe näherungsweise konstant sind. Dies konnte für alle untersuchten Proben unabhängig von der Geometrie festgestellt werden. Die Bestimmung von Fließkurven für nicht ebene Proben erfordert daher eine Modifikation von Gl. (2.36) zur Berechnung der Scherspannung. Die mittlere Scherspannung  $\tau$  für einen effektiven Radius  $r_{\text{eff}}$  wird mit

$$\tau(r) = \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot r_{\text{eff}}^2 \cdot t_z} \quad (8.1)$$

berechnet.



**Bild 8.8:** a) Scherspannung im Querschnitt der FEM-Simulation, b) Lode-Winkel-Parameter und c) Triaxialität während des Torsionsversuchs für Kegel mit  $\beta = 25^\circ$  Neigung



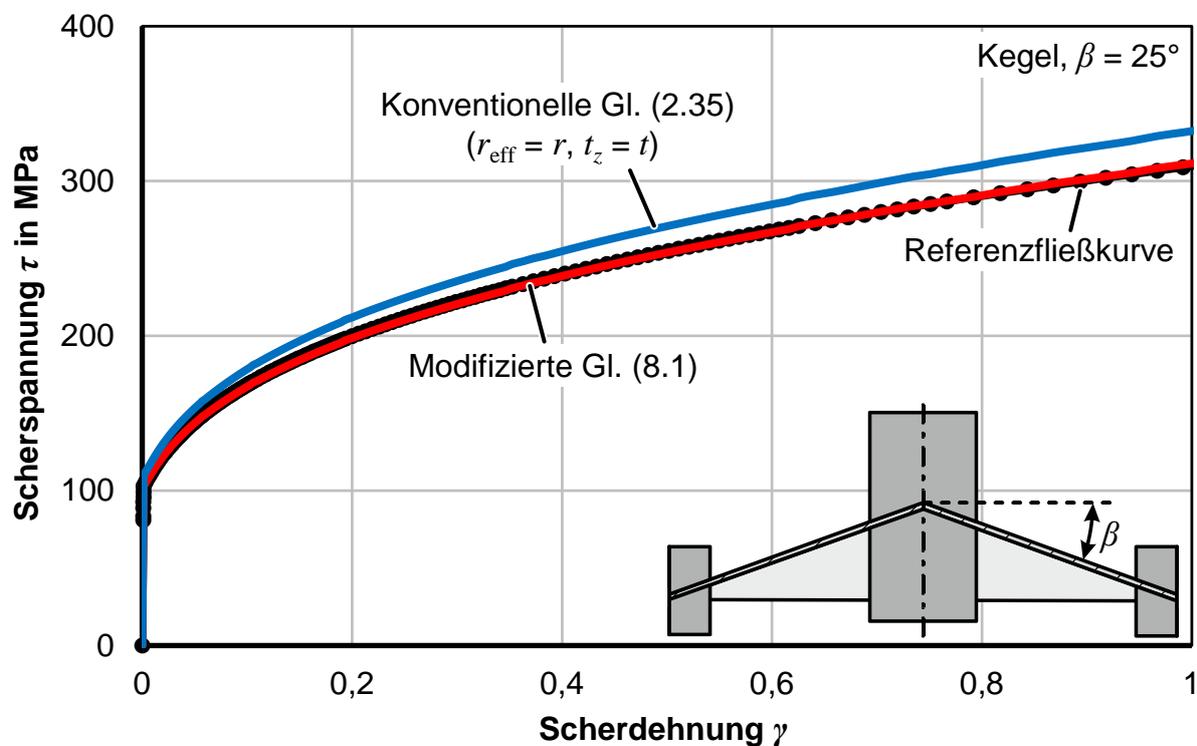
**Bild 8.9:** Berechnung des effektiven Radius  $r_{\text{eff}}$  am Beispiel konischer Proben

Der effektive Radius  $r_{\text{eff}}$  und die Blechdicke parallel zur Rotationsachse ( $z$ -Achse)  $t_z$  werden durch

$$r_{\text{eff}} = r - \frac{1}{2} \cdot t \cdot \sin(\beta) \quad \text{und} \quad t_z = \frac{t}{\cos(\beta)} \quad (8.2)$$

berechnet.

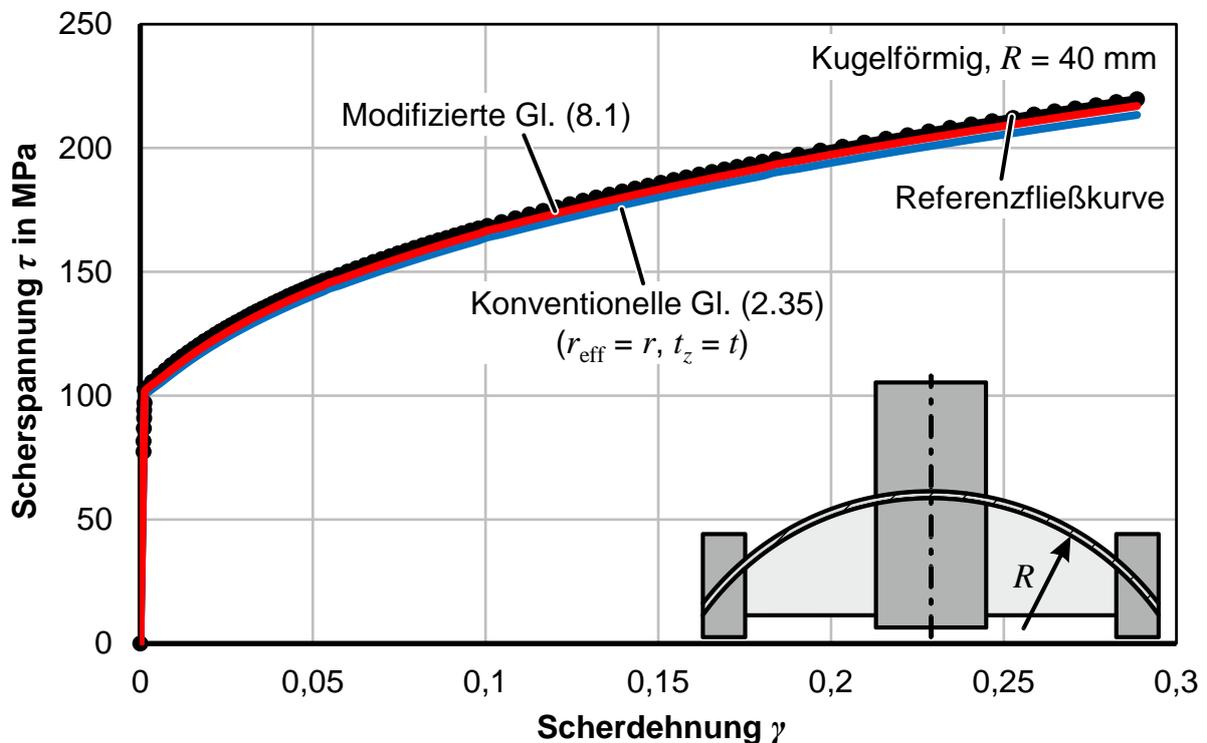
**Bild 8.10** zeigt die Gegenüberstellung der Referenzfließkurve aus dem eingesetzten Materialmodell mit Kurven, die, wie zuvor beschrieben, für einen effektiven Radius nach Gl. (8.1) ausgewertet wurden. Für die Gegenüberstellung wurde zudem die konventionelle Auswertung der Spannung nach Gl. (2.36) verwendet. Die dargestellten Ergebnisse wurden für die konische Probenform mit  $\beta = 25^\circ$  Neigungswinkel, die am Radius  $r = 10,3 \text{ mm}$  ausgewertet wurde, ermittelt. Die Übereinstimmung der modifizierten Auswertung mit der Referenzfließkurve ist gut, während die konventionelle Auswertung eine Abweichung des Kurvenverlaufs zeigt.



**Bild 8.10:** Vergleich unterschiedlicher Methoden zur Berechnung der Fließkurve für eine konische Probe mit  $\beta = 25^\circ$

**Bild 8.11** zeigt die Auswertung der kugelförmigen Probe mit einem Kugelradius  $R$  von 40 mm, die ebenfalls am Radius  $r = 10,3 \text{ mm}$  ausgewertet wurde. Bei den kugelförmigen Proben wird die lokale Neigung der Messstelle zur Rotationsachse  $\beta(r)$  zur Analyse der Fließkurve herangezogen. Auch für die kugelförmige Probe hat die modifizierte Auswertung eine größere Übereinstimmung mit der Referenzfließkurve als die konventionelle Auswertung. Je geringer die Krümmung, desto geringer ist auch die Abweichung der ermittelten Fließkurve. Die im **Bild 8.10** und **Bild 8.11** dargestellten Ergebnisse sind jeweils für die Geometrien mit der stärksten Krümmung dieser Studie.

Für die anderen Geometrien stimmen die Ergebnisse der konventionellen und der modifizierten Auswertung noch besser mit der Referenzfließkurve überein.

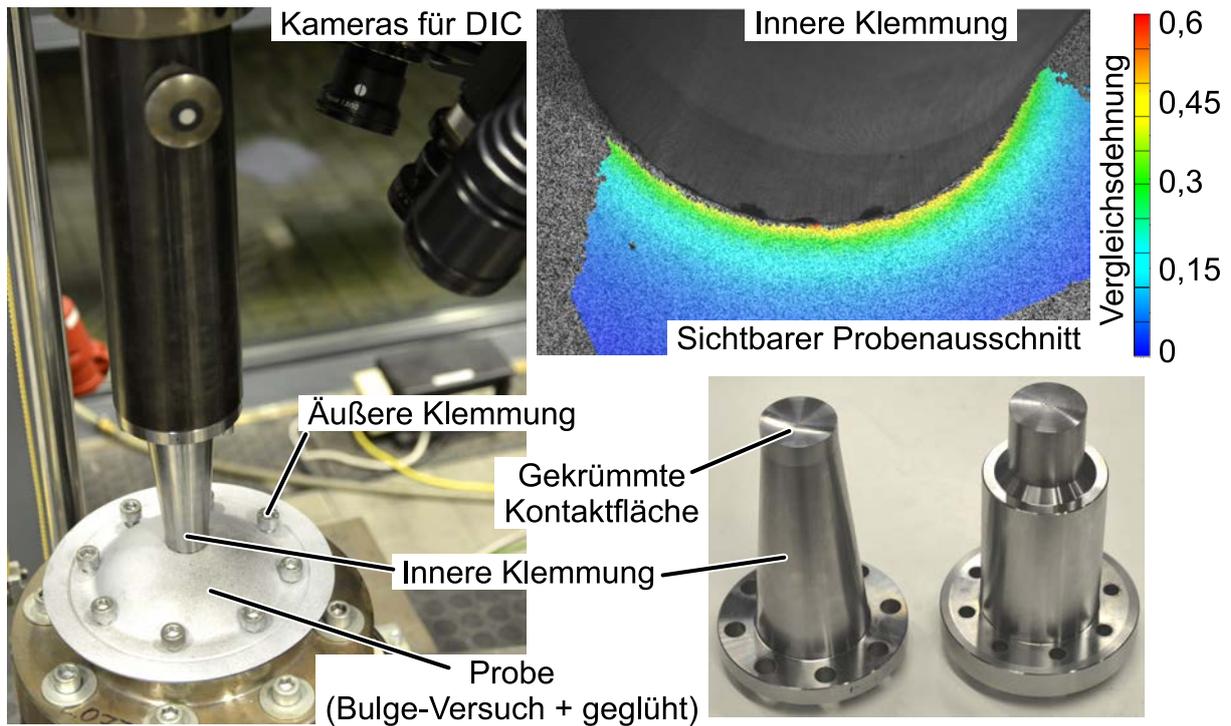


**Bild 8.11:** Berechnung der Fließkurve für eine kugelförmige Probe mit einem Radius von  $R = 40$  mm

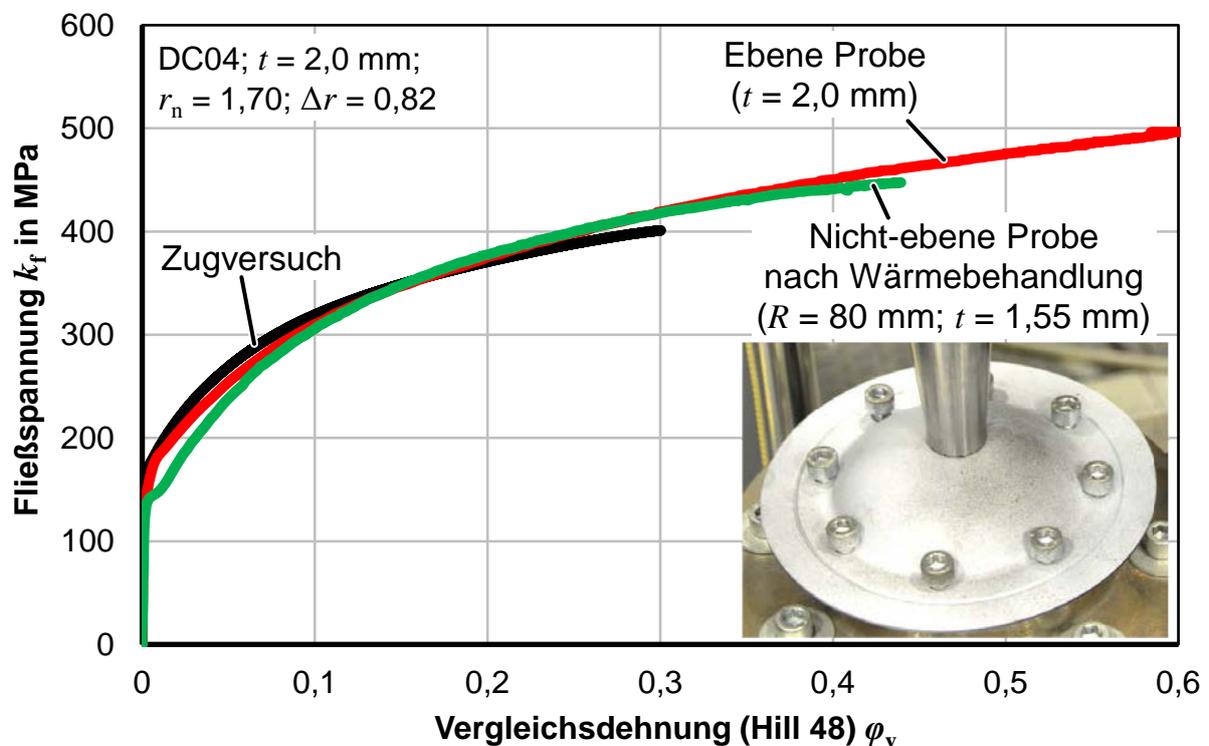
### Experimentelle Verifizierung

Für experimentelle Versuche an kugelförmigen Proben wurden modifizierte innere und äußere Klemmungen hergestellt (**Bild 8.12**), die der Krümmung des zu prüfenden Bleches angepasst sind. Kugelförmige Proben aus DC04-Stahl mit einer Blechdicke von 2 mm wurden hergestellt, indem hydraulische Tiefungsversuche bei einer Polhöhe von 50 mm abgebrochen wurden. Durch eine etwa einstündige Wärmebehandlung der kugelförmigen Bulge-Probe bei  $730^\circ\text{C}$  wurde die Verfestigung aufgrund des vorgeschalteten Tiefungsversuchs beseitigt. **Bild 8.12** zeigt den experimentellen Versuchsaufbau und das Dehnungsfeld der optischen Dehnungsmessung für den ebenen Torsionsversuch mit einer kugelförmigen Probe. Das Dehnungsfeld zeigt gleichmäßig verteilte Dehnungen, die bei konstanter radialer Position umlaufend konstant sind. Die Blechdicke  $t$  der kugelförmigen Probe ist 1,55 mm. Der Radius  $R$  am Pol ist 80 mm. **Bild 8.13** zeigt die experimentell ermittelte wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Hill 48, die gut mit den Spannungs-Dehnungs-Kurven aus dem einachsigen Zugversuch und aus dem ebenen Torsionsversuch für das ebene Blech übereinstimmt. Die verbleibende Abweichung zwischen der Fließkurve aus dem ebenen Torsionsversuch an ebenen Blechen und der kugelförmigen Probe stammt vermutlich aus der Wärmebehandlung nach dem Bulge-Versuch, durch welche die Eigenschaften nach der

Wärmebehandlung nicht exakt den initialen Eigenschaften des Bleches entsprechen.



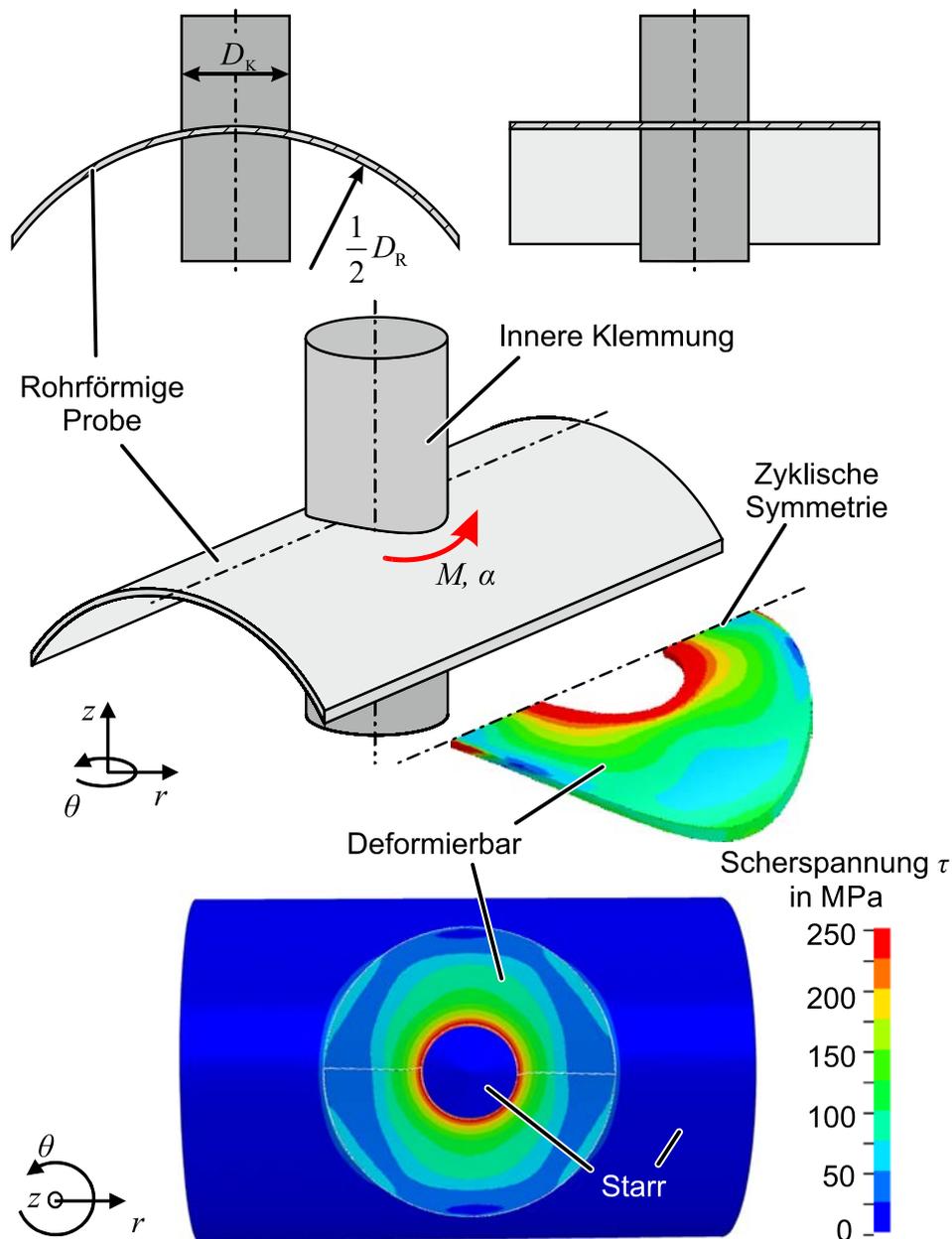
**Bild 8.12:** Versuchsaufbau und Dehnungsfeld für den ebenen Torsionsversuch einer kugelförmigen Probe aus DC04-Stahl



**Bild 8.13:** Fließkurven für den ebenen Torsionsversuch einer kugelförmigen Probe aus DC04-Stahl im Vergleich mit dem Zugversuch und dem konventionellen ebenen Torsionsversuch

## 8.2.2 Prüfung rohrförmiger Proben mit gekrümmten Klemmungen

Zur Charakterisierung nicht rotationssymmetrischer Bauteile wurde zusammen mit Han (2017) die Bestimmung von Fließkurven an Rohren analysiert, da diese bei Torsion in der Blechebene die größte Änderung der Krümmung entlang des Umfangs aufweisen. Das Prinzip der ebenen Torsion an Rohren und das verwendete FEM-Modell sind im **Bild 8.14** dargestellt.



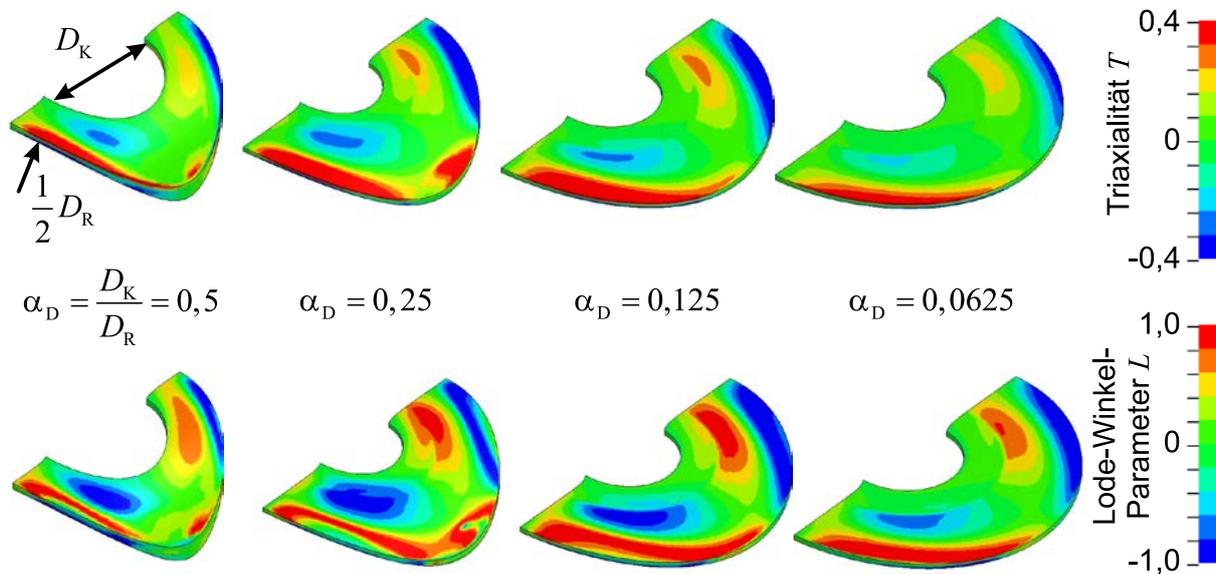
**Bild 8.14:** Prinzip und FE-Modell des ebenen Torsionsversuchs an Rohrausschnitten

Die Rohrgeometrie wurde unter Verwendung eines Halbmodells der Geometrie modelliert. Entlang des Umfangs  $\theta$  ändert sich sowohl die Neigung  $\beta$  der Proben relativ zur Rotationsachse als auch die Blechdicke  $t_z$  in der  $z$ -Richtung. Für die dimensionslose Beschreibung der Neigung in der Nähe der inneren Klemmung ist das

Krümmungsverhältnis  $\alpha_D$  zwischen dem Durchmesser der Klemmung  $D_K$  und dem Durchmesser des Rohres  $D_R$  definiert als

$$\alpha_D = \frac{D_K}{D_R}. \quad (8.3)$$

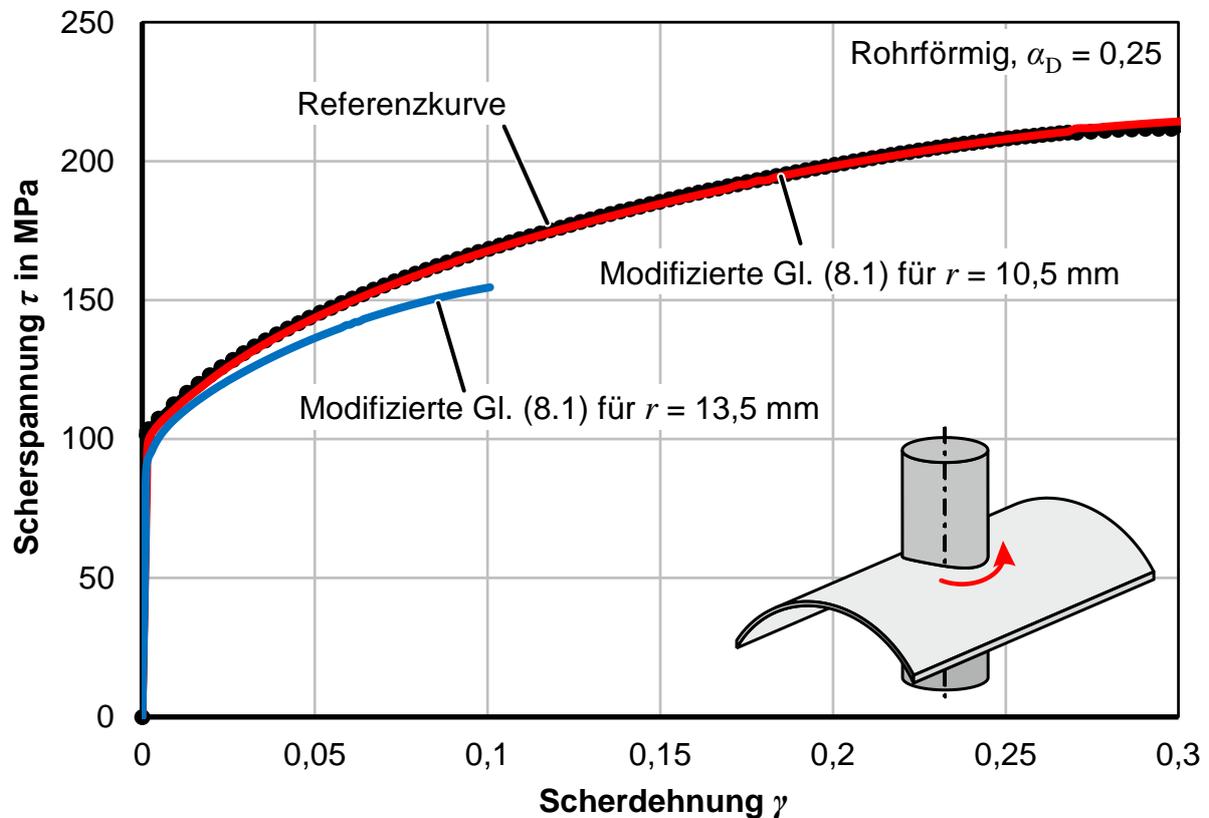
Für  $\alpha_D = 0$  ( $D_R \rightarrow \infty$ ) entspricht der Versuch einer ebenen Probe. Bei  $\alpha_D = 1$  wird das gesamte Halbrohr vom Stempel abgedeckt. **Bild 8.15** zeigt die Analyse des Spannungszustands für Krümmungsverhältnisse  $\alpha_D$  zwischen 0,065 und 0,5. Für alle untersuchten Geometrien gibt es einen radialen Bereich in der Nähe der inneren Klemmung, in dem sowohl die Spannungstriaxialität  $T$  als auch die Lode-Winkel-Parameter  $L$  ungefähr 0 sind. Je kleiner das Durchmesserverhältnis  $\alpha_D$  ist, desto breiter ist dieser Bereich in radialer Richtung nahe der Einspannung. Daher kann bei einem ausreichend niedrigen Krümmungsverhältnis  $\alpha_D$  ein Zustand der ebenen Scherung nahe der inneren Klemmung beobachtet werden.  $\alpha_D = 0,25$  wird in dieser Studie als ausreichend kleines Durchmesserverhältnis identifiziert. Die Verteilung der Triaxialität und des Lode-Winkelparameters für  $\alpha_D = 0,5$  ist zu inhomogen. Mit zunehmendem Drehwinkel und zunehmendem radialen Abstand  $r$  wird die Spannungs- und Dehnungsverteilung zunehmend inhomogen.



**Bild 8.15:** Numerische Analyse der Triaxialität und des Lode-Winkel-Parameters für ebene Torsionsversuche an einer rohrförmigen Probe

**Bild 8.16** zeigt die Gegenüberstellung der Referenzfließkurve mit den Ergebnissen der modifizierten Auswertung nach Gl. (8.1). Für die Berechnung der Spannung wurden über den Umfang gemittelte Werte für  $\beta$  und  $t_z$  verwendet ( $\beta = 0,5 \cdot \beta_{\max}$  und  $t_z = 0,5 \cdot (t_{z,\max} + t)$ ). Die ermittelte Fließkurve in der Nähe der inneren Klemmung zeigt eine gute Übereinstimmung mit der Referenzfließkurve für den Krümmungsradius  $\alpha_D$  von 0,25. Die Abweichung nimmt mit zunehmendem Abstand zur Klemmung zu, da

weiter außen die Annahmen der Rotationssymmetrie und des einfachen Scherspannungszustands nicht mehr gültig sind.



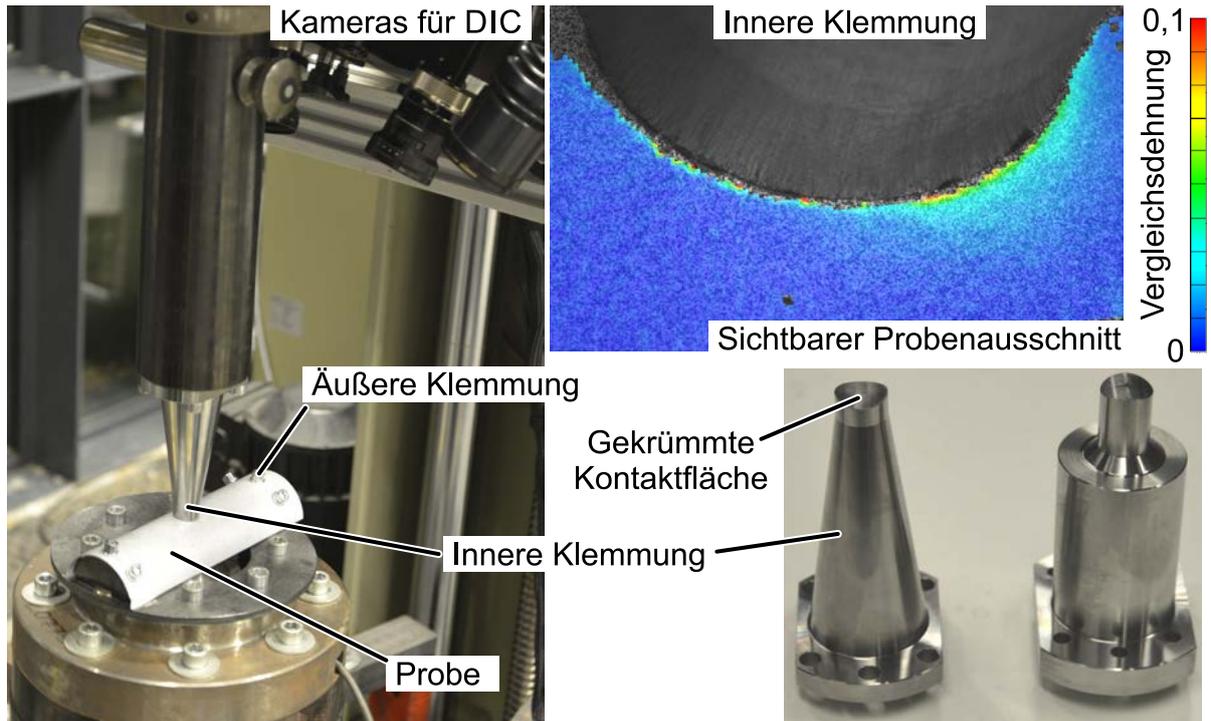
**Bild 8.16:** Berechnung der Fließkurve für eine rohrförmige Probe mit dem Krümmungsverhältnis  $\alpha_D$  von 0,25 an unterschiedlichen radialen Positionen  $r$

### Experimentelle Verifizierung

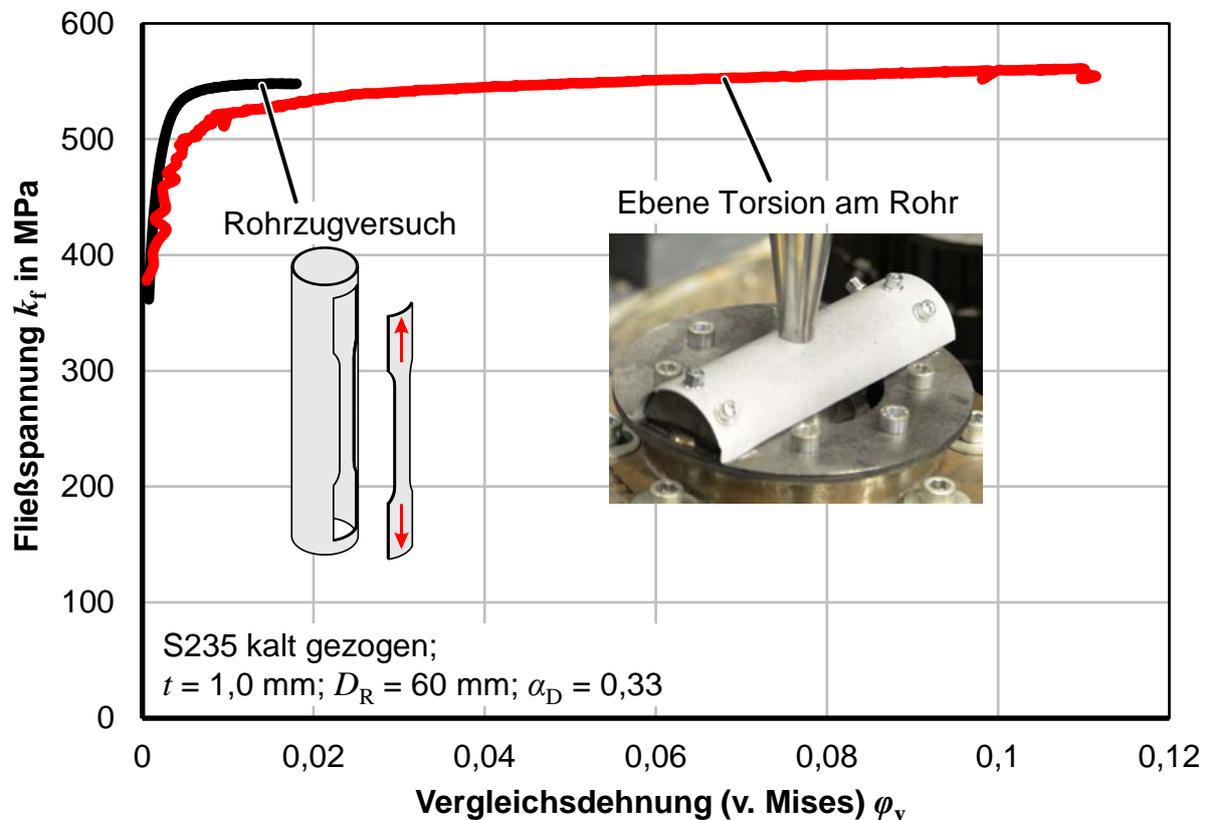
Zur experimentellen Überprüfung der Methodik wurden Rohre aus kaltgezogenem E295-Stahl ( $D_T = 60 \text{ mm}$ ,  $t = 1 \text{ mm}$ ), die entlang der Längsrichtung halbiert wurden, geprüft (**Bild 8.17**). Für die innere Klemmung wurden Stempel mit gewölbten Klemmflächen verwendet, mit denen das Rohr in der Kontaktzone form- und kraftschlüssig geklemmt wird. Der Durchmesser des Stempels von  $D_K = 20 \text{ mm}$  ergibt ein Krümmungsverhältnis von  $\alpha_D = 0,33$ . Auf der Außenseite ist das Rohr mit 6 Schrauben mit äquidistanten Umfangsabständen befestigt.

Die rohrförmige Probe zeigt bereits nach kleinen Drehwinkeln eine inhomogene Dehnungsverteilung auf der Messfläche. Die erreichbaren Dehnungen im ebenen Torsionsversuch sind höher als die Dehnungen im Zugversuch für Rohre (**Bild 8.18**). Die berechneten Vergleichsspannungen liegen jedoch um ca. 4% niedriger. Für die Begründung der Abweichung der Ergebnisse und der Inhomogenität sollen drei Einflüsse besonders hervorgehoben werden:

1. Das kaltgezogene Rohr weist eine starke ebene Anisotropie auf, die zu einer inhomogenen Dehnungsverteilung um die Klemmung herum führt.



**Bild 8.17:** Versuchsaufbau und optisches Dehnungsfeld für den ebenen Torsionsversuch einer rohrförmigen Probe aus S235-Stahl



**Bild 8.18:** Fließkurven aus dem ebenen Torsionsversuch einer rohrförmigen Probe aus S235-Stahl

2. Aufgrund der geringen Verfestigung des Werkstoffs kommt es zu einer starken Lokalisierung der Dehnung nahe der inneren Klemmung.
3. Das Durchmesser Verhältnis  $\alpha_D$  könnte mit 0,33 bereits zu groß sein. Ein kleinerer Stempel könnte zu besseren Ergebnissen führen. Eine Verbesserung der Genauigkeit aufgrund der Inhomogenität wird durch eine Verringerung des Durchmessers der inneren Klemmung erwartet.

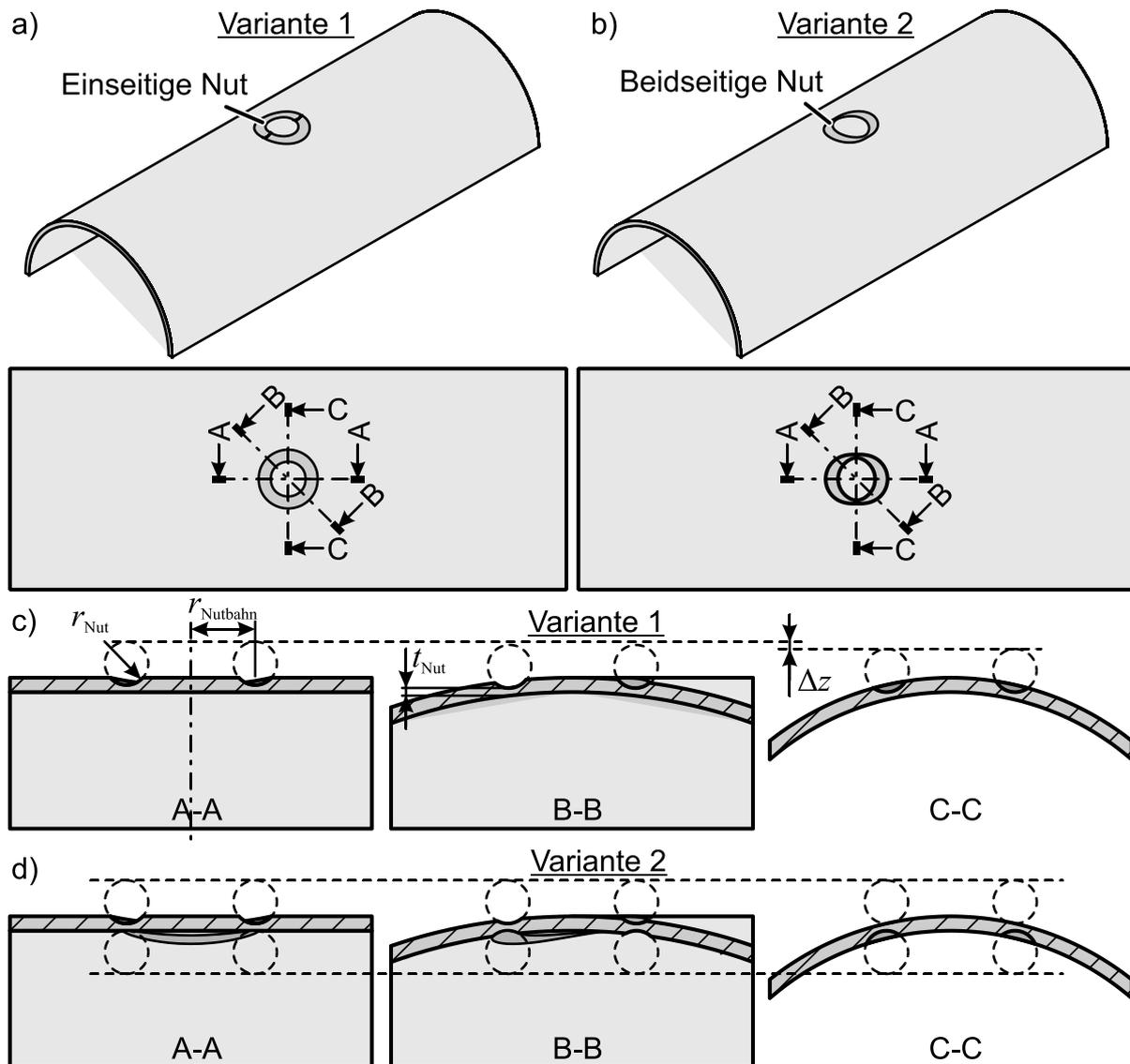
Die Verbesserung der Genauigkeit des Versuchs sowie die Analyse der genannten Fehler ist Bestandteil zukünftiger Arbeiten.

### 8.2.3 Prüfung gekrümmter Proben mit umlaufender Nut

Für die Prüfung ebener Bleche im ebenen Torsionsversuch ist der Einsatz einer umlaufenden Nut aufgrund der zahlreichen Vorteile in vielen Fällen empfehlenswert. Das Konzept lässt sich aber auch auf die Prüfung gekrümmter Bleche und Bauteile übertragen. Insbesondere für die Prüfung von Rohren und gekrümmten Bauteilen kann der Einsatz umlaufender Nuten zu weiteren Vorteilen gegenüber unbearbeiteten Proben führen. Neben der Erreichbarkeit höherer Dehnungen und der geringeren Beeinflussung durch die innere Klemmung kann auch der Spannungs- und Dehnungszustand am Umfang der Klemmung beeinflusst werden. Am Beispiel der Prüfung von Rohren sollen das Konzept und die Vorteile kurz dargestellt werden. Die experimentelle Umsetzung und weitere Analysen werden Bestandteil zukünftiger Arbeiten.

**Bild 8.19** zeigt zwei Strategien, anhand derer die Nut in gekrümmten Blechen gefertigt werden kann. Für die erste Variante folgt die Nut der Krümmung des Bleches, sodass am gesamten Umfang der gleiche Materialabtrag stattfindet (**Bild 8.19a** und **c**). Dies ist sowohl einseitig als auch beidseitig möglich und entspricht dem Prinzip, wie es auch für die ebene Probe genutzt wird. Durch die unterschiedliche Zustellung entsteht dabei allerdings ein axialer Versatz  $\Delta z$  der Nutbahn, der zu einer Abweichung des idealen Spannungs- und Dehnungszustands führen kann. Für den zweiten Ansatz wird die Nut beidseitig so gefertigt, dass die Krümmung der Probe kompensiert wird und der Nutgrund entlang des gesamten Umfangs der Nut in einer Ebene liegt (**Bild 8.19b** und **d**). Die geometrischen Verhältnisse am Grund der Nut entsprechen dann an jeder Position des Umfangs denen der ebenen Probe mit Rundnut. Dies hat den Vorteil, dass die Spannungs- und Dehnungsverteilung homogen um den Umfang ist. **Bild 8.20a** zeigt die numerische Simulation eines konventionellen Rohrausschnitts, wie er auch in Kapitel 8.2.2 vorgestellt wurde, und eines Rohrausschnitts mit beidseitig eingebrachter Rundnut nach der zweiten Variante. **Bild 8.20b** zeigt dazu jeweils die auf die maximale Spannung normierte Scherspannung um den Umfang der inneren Klemmung herum. Für die Probe ohne Nut wurde die Spannung nahe der Klemmung und für die Probe mit Nut die Spannung am Grund der Nut ausgewertet. Während die Probe ohne Nut einen ausgeprägt inhomogenen Verlauf der Spannung zeigt, hat die Probe mit beidseitiger Nut

eine nahezu homogene Spannungsverteilung am gesamten Grund der Nut. Proben mit umlaufender Nut können demnach den inhomogenen Spannungsverlauf nicht rotations-symmetrischer Probenformen korrigieren.



**Bild 8.19:** Prinzip und Geometrie für zwei Varianten der Fertigung von Nuten in gekrümmte Proben am Beispiel eines Rohrausschnittes

### *Anwendungsgrenze der zweiten Methode*

Die Fertigung von Nuten nach der zweiten Methode lässt sich nicht für beliebig gekrümmte Bleche anwenden, da eine Mindestmenge an Werkstoff entlang des gesamten Umfangs der Probe erforderlich ist. Allgemein gilt, dass die maximale Differenz der axialen Höhe  $\Delta z_{\text{max}}$  den maximalen Materialabtrag nicht überschreiten darf:

$$\Delta z_{\max} \leq t - t_{\text{Nutboden}} \quad (8.4)$$

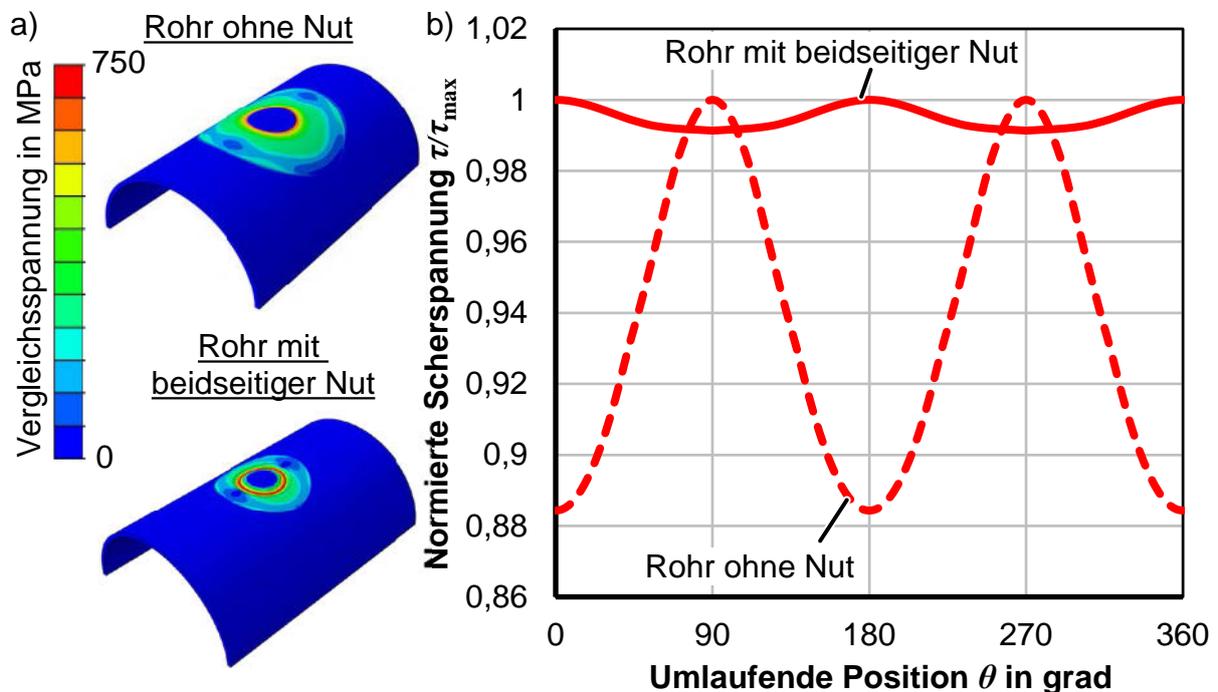
Für Rohre ist die axiale Höhendifferenz durch

$$\Delta z = \frac{D}{2} - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - r_{\text{Nutbahn}}^2} \quad (8.5)$$

beschrieben. Nach Gleichsetzen von Gl. (8.4) und Gl. (8.5) folgt für den Nutbahnradius:

$$r_{\text{Nutbahn}} \leq \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - t + t_{\text{Nutboden}}\right)^2} \quad (8.6)$$

Bei Überschreitung des zulässigen Nutbahnradius ist die Blechdicke am Umfang der Nut nicht mehr konstant, da lokal kein ausreichender Materialabtrag möglich ist.



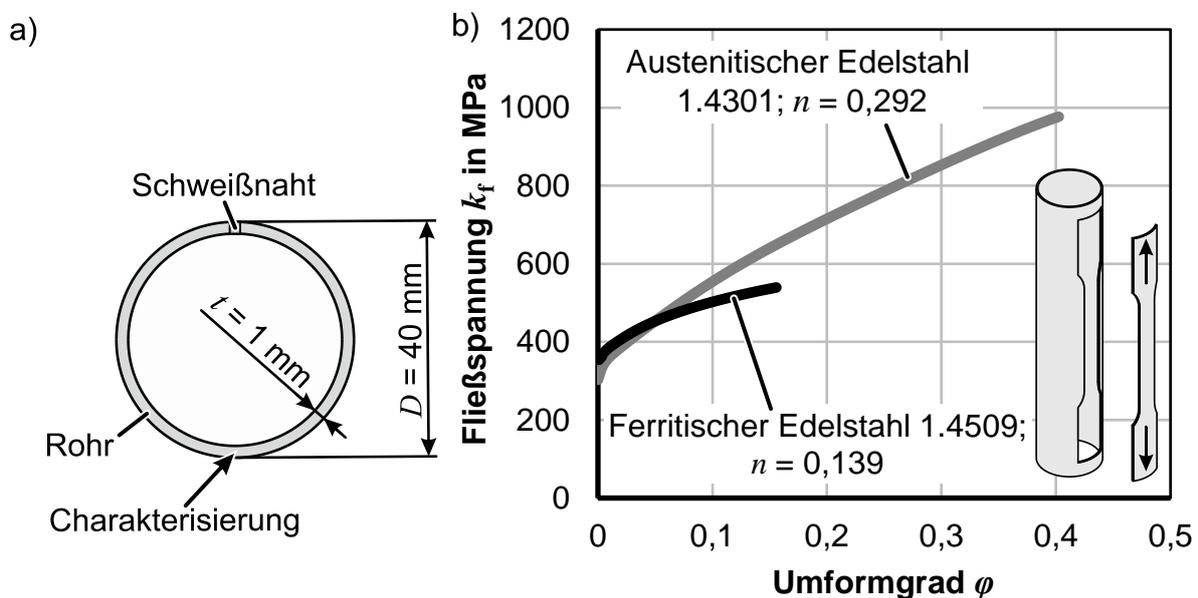
**Bild 8.20:** Vergleich der Spannungsverteilung für den ebenen Torsionsversuch ohne Nut und mit Nut für Rohre

#### 8.2.4 Prüfung der Anisotropie von Rohren mit dem Doppelsteg-Torsionsversuch

Kalt gezogene oder gewalzte Rohre zeigen eine ausgeprägte Anisotropie der richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften. Die Prüfung der Eigenschaften in unterschiedlichen Materialorientierungen ist aber aufgrund der gekrümmten Form der Rohre nicht vergleichbar mit der Prüfung von ebenen Blechen. Nachfolgend wird dargestellt, wie der Doppelsteg-Torsionsversuch, der die Kinematik des ebenen Torsionsversuchs nutzt, für die Charakterisierung der Anisotropie unter Scherung an Rohren verwendet werden kann.

### Versuchswerkstoffe

Geschweißte Rohre aus einem ferritischen Edelstahl 1.4509 und einem austenitischen Edelstahl 1.4301 wurden untersucht. Beide Werkstoffe sind nicht gegläht. **Bild 8.21a** zeigt die Geometrie der Rohre und die relevanten Positionen am Umfang des Rohres. Der Außendurchmesser  $D$  ist 40 mm und die Wandstärke  $t$  ist 1 mm. Die Ergebnisse für die Ermittlung von Fließkurven gegenüber der Schweißnaht wird nachfolgend dargestellt. Der Fokus dieser Arbeit liegt im Doppelsteg-Torsionsversuch. Hijazi et al. (2017) zeigen auch Ergebnisse für andere Positionen am Umfang des Rohres sowie Ergebnisse aus weiteren Versuchen zur Ermittlung der FLC/FFL an Rohren. Zugversuche an Rohrausschnitten mit einer parallelen Probenlänge von 50 mm wurden nach (DIN EN ISO 6892-1, 2017) zur Ermittlung der Fließkurve in axialer Richtung des Rohres durchgeführt.



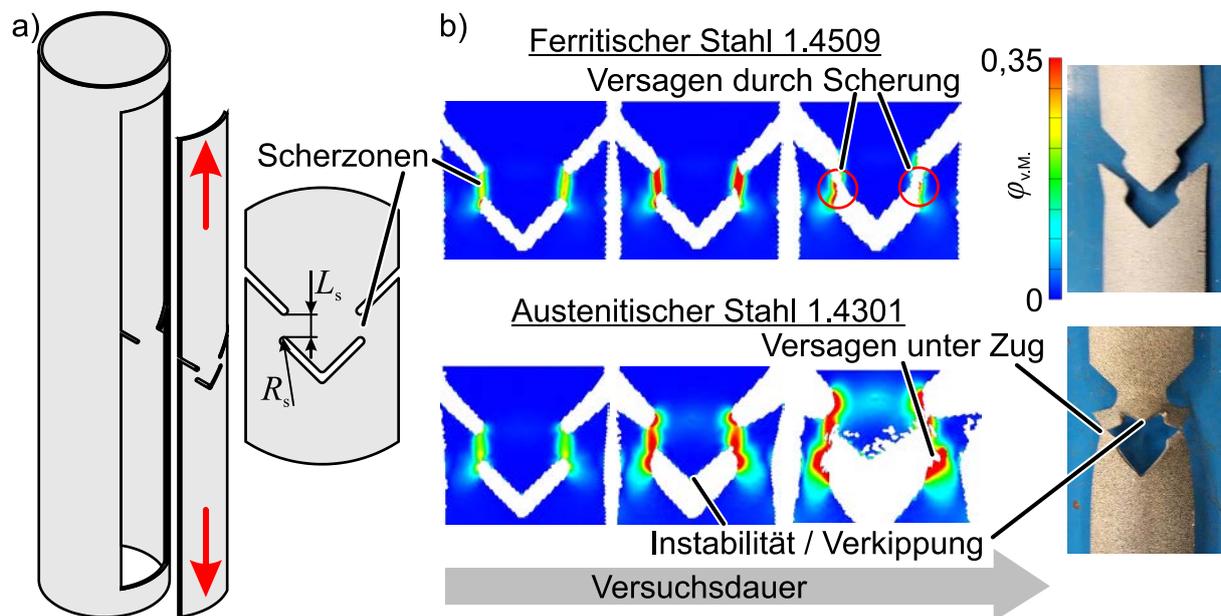
**Bild 8.21:** a) Querschnitt der geprüften Rohre mit charakteristischen Maßen und b) Fließkurven aus dem Zugversuch an Rohrausschnitten gegenüber der Schweißnaht für den ferritischen Edelstahl 1.4509 und den austenitischen Edelstahl 1.4301

**Bild 8.21b** zeigt die Fließkurven und die Verfestigungsexponenten beider Werkstoffe. Der ferritische Stahl hat eine geringere Verfestigung und Gleichmaßdehnung bei vergleichbarer Anfangsfließspannung wie der austenitische Stahl.

### Einschränkungen konventioneller Scherzugversuche

Die Anwendung klassischer Scherzugversuche an Rohren ist mit Problemen der Stabilität verbunden. Klassische Scherversuche mit nur einer Scherzone verkippen durch die anfängliche Krümmung der Probe und scheren nicht. **Bild 8.22** zeigt daher den Einsatz symmetrischer Scherzugversuche an Rohren. Die im **Bild 8.22a**

dargestellten Proben wurden durch Laserstrahlbeschnitt aus den Versuchswerkstoffen herausgetrennt und anschließend in einer Universalprüfmaschine geprüft. **Bild 8.22b** zeigt das optische Dehnungsfeld sowie ein Foto nach Versagen für den austenitischen und den ferritischen Stahl. Der symmetrische Scherzugversuch am ferritischen Stahl 1.4509 konnte erfolgreich bis zum Bruch der Probe im Prüfbereich durchgeführt werden. Die Probe des duktileren und stärker verfestigenden austenitischen Stahls 1.4301 beginnt dagegen bereits zu Beginn des Versuches, sich aus der Ebene des Bleches heraus zu verkippen. Zuletzt reißt die Probe an einer gänzlich anderen Position der Probe. Dieser Werkstoff konnte folglich nicht erfolgreich geprüft werden.



**Bild 8.22:** a) Geometrie und b) Vergleichsdehnung nach von Mises für den symmetrischen konventionellen Scherversuch der Versuchswerkstoffe

Der Grund dafür ist die starke Kaltverfestigung des austenitischen Stahls 1.4301. Der Verfestigungskoeffizient  $n$  ist etwa doppelt so hoch wie der des 1.4509. Während der anfänglichen Plastifizierung der Scherstege verfestigt das Material in diesem Bereich und um diesen Bereich herum so stark, dass eine Instabilität der Struktur auftritt und die gekrümmte Probe statt zu scheren verkippt. Die Anwendung von Scherzugversuchen an gekrümmten Proben ist aufgrund der langen freien Prüflänge, welche nicht durch Klemmungen stabilisiert wird, problematisch. Durch eine stabilere Klemmung näher an der Scherzone, wie es beim Doppelsteg-Torsionsversuch erreicht wird, soll nachfolgend die Stabilität während des konventionellen Scherversuchs an Rohren erhöht werden.

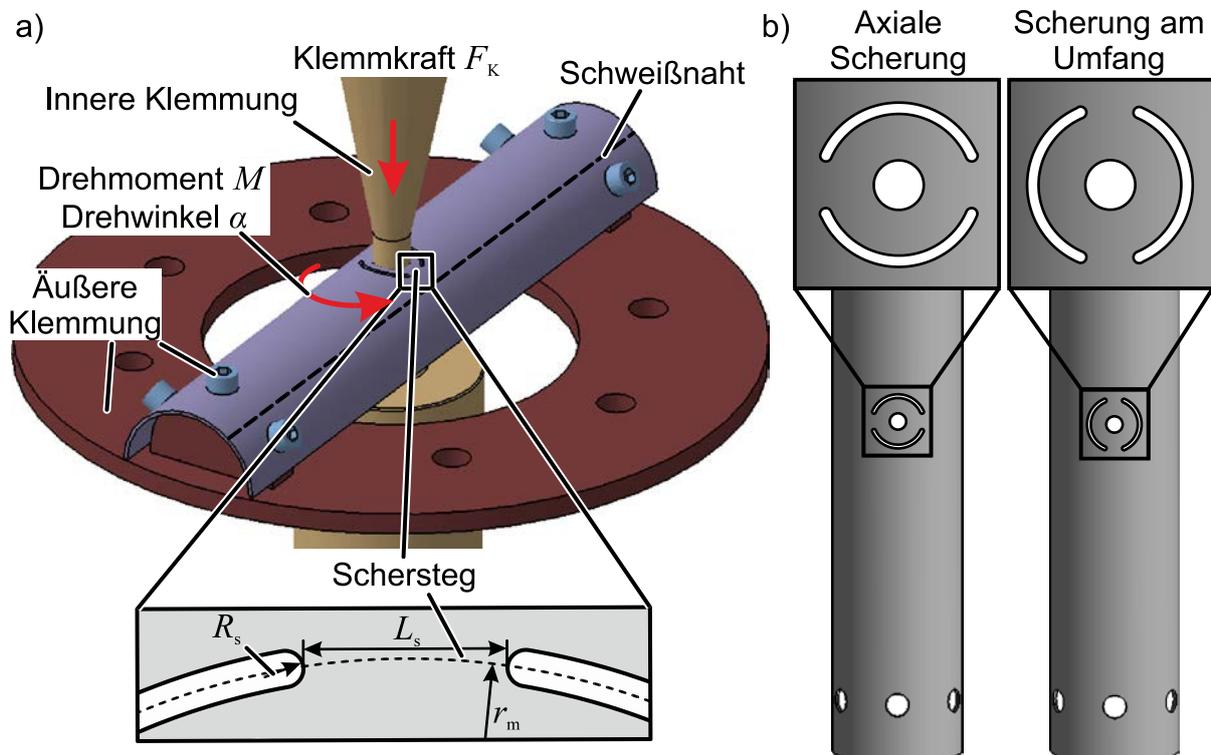
### **Modifizierter Doppelsteg-Torsionsversuch für Rohre**

**Bild 8.23a** das Prinzip des Doppelsteg-Torsionsversuchs von Yin et al. (2012). Dieses wurde, wie im **Bild 8.23b** dargestellt, für die Prüfung von Rohren modifiziert. Zur Untersuchung der ebenen Anisotropie der Rohre werden zunächst zwei Orientierungen

der Scherstege untersucht. Dies sind die Scherung parallel zur axialen Richtung des Rohres, welche vergleichbar ist mit zuvor dargestellten symmetrischen Scherproben, und die Scherung in umlaufender Richtung des Rohres, für die bisher kein alternativer Scherversuch bekannt ist. Die Scherspannung  $\tau$  wird aus dem gemessenen Drehmoment  $M$  analytisch berechnet:

$$\tau = \frac{M}{2 \cdot t \cdot \varrho \cdot r_m^2} = \frac{M}{2 \cdot t \cdot L_s \cdot r_m} \quad (8.7)$$

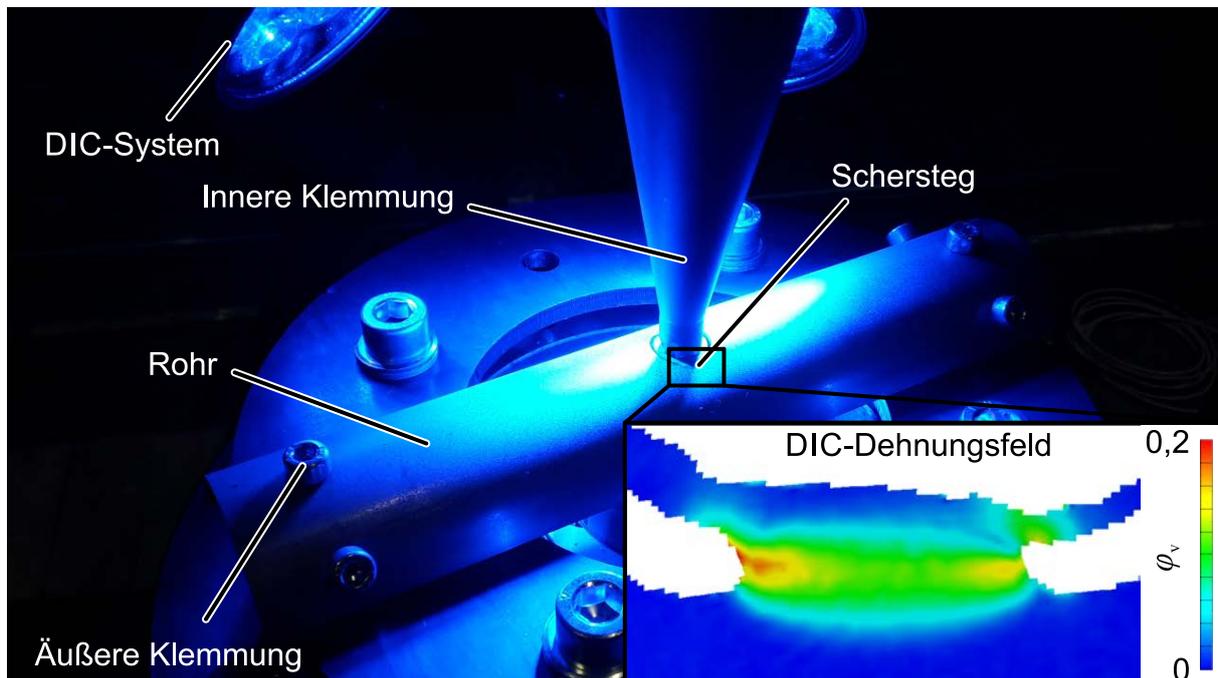
$t$  für die Wandstärke des Rohrs,  $L_s$  ist die Länge der Scherzone und  $r_m$  der mittlere Abstand der Scherzone vom Torsionszentrum.



**Bild 8.23:** a) Prinzip des modifizierten Doppelsteg-Torsionsversuchs für Rohre  
b) Proben zur Prüfung der axialen und umlaufenden Eigenschaften unter Scherung

Der mittlere Abstand der Scherstege zum Rotationszentrum  $r_m$  ist 6,5 mm, sodass der radiale Abstand zur inneren Klemmung mit einem Klemmradius  $r_1$  von 5 mm nicht zu groß ist, um Faltenbildung zu vermeiden, und nicht zu gering, um Einflüsse der durch den Stempel ausgeübten Klemmkraft zu vermeiden. Der Radius  $R_s$  an den Scherstegen ist 0,5 mm und die Länge der Scherstege  $L_s$  ist 4 mm. Die Geometrie wurde in einer zweidimensionalen horizontalen Ebene angegeben und vertikal auf die gekrümmte Oberfläche des Rohrs projiziert. Dies stellte eine Geometrie sicher, die mit der Kreisbewegung der Probe während der angewendeten Torsion harmoniert. Genau wie die Zugproben wurden auch die Proben für den Doppelsteg-Torsionsversuch aus den

Rohren mittels Laserstrahlschneiden herausgetrennt. Um die relevanten Bereiche des Rohrs während der Experimente fixieren zu können, wurden die Rohre entlang der axialen Richtung in zwei Hälften geschnitten. Während der Experimente wurden die Rohre in der Mitte der Geometrie durch einen Satz zylindrischer oberer und unterer nicht rotierender Stempel mit einem Durchmesser von 10 mm festgeklemmt, die mit einer gekrümmten Oberfläche hergestellt wurden, um dem Außen- und Innendurchmesser des Rohrs zu entsprechen. Beide Enden des Rohrs sind mechanisch an einer äußeren Klemmvorrichtung befestigt, durch deren Rotation die Scherung an den Scherbrücken induziert wird. Der Versuchsaufbau und das optische Dehnungsfeld eines Schersteiges während des Versuchs ist im **Bild 8.24** dargestellt.

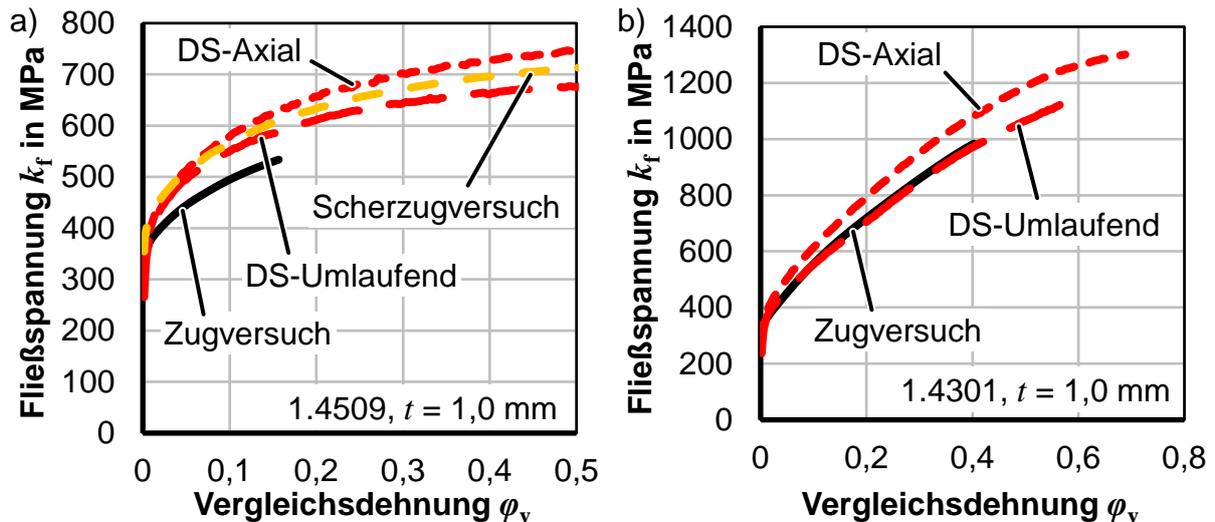


**Bild 8.24:** Versuchsaufbau und optisches Dehnungsfeld des Doppelsteg-Torsionsversuchs für Rohre

Die Scherdehnung  $\gamma$  wird mittels DIC an zwei Punkten im zentralen Bereich der Scherstege gemessen, an denen der Spannungs- und Dehnungszustand am ehesten einfacher Scherung entsprechen. Es wird angenommen, dass die Abweichung der Blechdicke  $t$  aufgrund der Krümmung für die getestete Geometrie vernachlässigbar ist. Die Dehnungsreferenzlänge  $l_0$  ist 0,15 mm.

### *Experimentelle Ergebnisse*

**Bild 8.25** zeigt die Gegenüberstellung der Fließkurven aus dem symmetrischen Scherzugversuch (der nur für den 1.4509 erfolgreich durchgeführt werden konnte) und dem Doppelsteg-Torsionsversuch (DS) in axialer und umlaufender Richtung. Zusätzlich wird die Fließkurve aus dem Zugversuch in axialer Richtung dargestellt.



**Bild 8.25:** Fließkurven für a) den ferritischen Stahl 1.4509 und b) den austenitischen Stahl 1.4301, geprüft im Zugversuch, im Scherzugversuch (für 1.4509) und im Doppelsteg-Torsionsversuch (DS) für Rohre in Umfangs- und radialer Scherrichtung

Die Fließkurven der axialen Doppelsteg-Torsionsversuche zeigen für beide Werkstoffe eine ca. 10% höhere Festigkeit als die der Scherung in umlaufender Richtung. Die Daten zeigen damit eine signifikante Anisotropie des Werkstoffs in axialer und Umfangsrichtung. Diese zu vernachlässigen kann zu großen Abweichungen numerischer Simulationen führen. Für den ferritischen 1.4509-Stahl stimmt die Fließkurve des symmetrischen Scherzugversuchs zu Beginn des Versuchs gut mit der Fließkurve des Doppelsteg-Torsionsversuchs in axialer Richtung überein. Mit steigender Dehnung ist die Festigkeit des Scherzugversuchs zunehmend geringer. Dies ist auf die zunehmende Überlagerung von Zugkräften und die daraus resultierende Verdrehung der Scherzone zurückzuführen. Durch die unterschiedliche Klemmung der Proben ist die Stabilität gegen dieses Verdrehen auch unterschiedlich. Der Doppelsteg-Torsionsversuch hat aufgrund der kurzen Einspannlänge eine größere Stabilität gegen ungewünschte Werkstoffbewegungen. Dies ist auch der Grund, weswegen der Doppelsteg-Torsionsversuch erfolgreich am austenitischen 1.4301 durchgeführt werden konnte, der Scherzugversuch aber nicht. In weiteren Versuchen kann zukünftig auch die Festigkeit in weiteren Orientierungen (z. B. 45° zur axialen Richtung) und auch die Fließkurve an unterschiedlichen Positionen des Rohres (z. B. der Schweißnaht) charakterisiert werden.

### 8.3 Zwischenfazit

Im Rahmen dieses Kapitels wurde die Anwendung des ebenen Torsionsversuchs auf die Charakterisierung von Feinstblechen durch mehrlagige Probenstapel und die

Charakterisierung gekrümmter Bleche und Bauteile beschrieben und erfolgreich angewendet.

### ***Feinstbleche***

Durch den Einsatz geklebter Probenstapel kann die Prozessgrenze Faltenbildung erfolgreich verhindert werden. Dünne Bleche können auf diese Weise im konventionellen Versuchsaufbau geprüft werden. Probleme bei der Versuchsdurchführung, wie dem Messfehler durch Dehnungslokalisierung bei kleinen Klemmradien, und messtechnische Auflösungsprobleme werden zudem umgangen. Die Anzahl der Probenlagen wird aber durch die Klemmkraft und die Festigkeit der Werkstoffe begrenzt. Die übertragbare Analyse der Abhängigkeit von Klemmkraft, Werkzeugauslegung, Werkstoffeigenschaften und der zulässigen sowie notwendigen Anzahl an Blechlagen auf eine erfolgreiche Prüfung steht noch aus. Ein neues Konzept gestapelter Nutproben wurde beschrieben und die Machbarkeit für die Anwendung auf Feinstbleche nachgewiesen. Die Ermittlung von Fließkurven mit genuteten Proben ist Bestandteil zukünftiger Arbeiten.

### ***Gekrümmte Bleche***

Der ebene Torsionsversuch ist gut für die Prüfung gekrümmter Bleche und Bauteile geeignet. Bei Einsatz ausreichend kleiner Krümmungsverhältnisse sind auch nicht rotationssymmetrische Teile wie Rohre in der Ebene prüfbar. Der Spannungszustand nahe der inneren Klemmung ist nahezu ideale ebene Scherung. Für die Auswertung gekrümmter Bleche muss lediglich die analytische Bestimmung der Spannung an die Krümmung der Bleche angepasst werden. Durch den Einsatz von Nuten in die gekrümmten Proben kann die Homogenität der Dehnung um die Klemmung herum noch verbessert werden. Dies wird zukünftig auch experimentell untersucht. Durch Einsatz des Doppelsteg-Torsionsversuchs ist auch die Anisotropie unter Scherung unabhängig von der Form des Bauteils prüfbar. Dieser zeigt allerdings auch die Nachteile konventioneller Scherversuche. Die Erkenntnisse aus der Charakterisierung rotationssymmetrischer Bauteile sowie Rohren können auf nahezu beliebige gekrümmte Bauteile übertragen werden.



## 9 Zusammenfassung und Ausblick

### *Zusammenfassung*

Die vorliegende Arbeit befasste sich mit offenen Fragen und Weiterentwicklungen im Zusammenhang mit dem ebenen Torsionsversuch. Dies umfasst unter anderem die folgenden Arbeiten:

- Einschränkungen bei der Messung sehr hoher Scherdehnungen mittels DIC wurden gezeigt und zwei neue Auswertungsmethoden vorgestellt, mit denen die bekannten Probleme gelöst werden. Dies sind die Erneuerung des optischen Musters mit kumulativer Fließkurvenermittlung und eine neue analytische Methode, mit der Fließkurven auch für beliebige Proben mit Nut, basierend auf Drehmoment und Drehwinkel, ermittelt werden können.
- Die Lokalisierung der Dehnung in Scherversuchen wurde numerisch, experimentell und analytisch untersucht. Durch eine neue analytische Vorgehensweise kann der Messfehler für beliebige Scherversuche in Abhängigkeit der Dehnungsreferenzlänge abgeschätzt werden. Mit wenigen Vereinfachungen können die gewonnenen Erkenntnisse genutzt werden, um die notwendige Einstellung von DIC-Systemen, allein basierend auf dem Verfestigungsexponenten der zu prüfenden Werkstoffe, zu definieren.
- Torsionsproben mit runder Nut wurden im Hinblick auf Homogenität von Spannung und Dehnung sowie den Einfluss der Nutfertigung auf die Prüfergebnisse analysiert. Mit den gewonnenen Erkenntnissen wurden neue Proben zur Ermittlung von Fließkurven bis zum Bruch ohne den Einfluss der Dehnungsllokalisierung, zur effizienten Charakterisierung der kinematischen Verfestigung bei sehr hohen Dehnungen und zur Ermittlung von Eigenschaften unter Scherung parallel zur Oberfläche der Bleche entwickelt.
- Die Struktur und Form der inneren Klemmung wurde untersucht und die Prozessgrenze Durchrutschen, welche das übertragbare Drehmoment limitiert, analysiert. Es konnte analytisch gezeigt werden, dass eine formschlüssige Strukturierung der Kontaktflächen der Klemmungen zwingend notwendig ist. Ringförmige Kontaktflächen mit radialen Riffeln übertragen das größte Drehmoment. Für ideal spitze Riffel spielt die Größe und Anzahl der Riffel keine Rolle. Zudem wurde gezeigt, dass eine Reduzierung der Klemmkraft nach Eindruck der Riffel nachteilig in Bezug auf das übertragbare Drehmoment ist.
- Zum ersten Mal wurden Feinstbleche im ebenen Torsionsversuch geprüft, indem die Blechdicke durch geklebte Probenstapel erhöht wurde. Der Kleber dient nicht zum

Übertragen des Drehmoments, sondern zur Aufnahme kleiner axialer Kräfte, die zur Initiierung von Faltenbildung führen. Anlagen- und messsystemspezifische Probleme können durch dieses Vorgehen übergangen werden, da der klassische Versuchs- und Messaufbau genutzt wird.

- Zuletzt wurde die Anwendung des ebenen Torsionsversuchs für die Charakterisierung gekrümmter Bleche und Bauteile beschrieben. Es konnte gezeigt werden, dass selbst stark geneigte und umlaufend asymmetrische Proben, wie z. B. Rohre, auf diese Weise geprüft werden können. Durch Verwendung des Doppelsteg-Torsionsversuchs an Rohren oder anderen gekrümmten Bauteilen kann zudem auch die Anisotropie unter Scherung ohne prüfrichtungsabhängigen Spezialaufbau geprüft werden.
- Eine Analyse der Fehlerquellen, welche im Rahmen dieser Arbeit für den ebenen Torsionsversuch identifiziert werden konnten, befindet sich im Anhang dieser Arbeit.

Die gewonnenen Erkenntnisse zeigen, dass das Ziel dieser Arbeit, die Prozess- und Anwendungsgrenzen des ebenen Torsionsversuchs zu erweitern, erreicht wurde.

### ***Ausblick***

Aus den durchgeführten Arbeiten und den gewonnenen Erkenntnissen resultieren neue offene Fragen und künftiger Handlungsbedarf, welche nachfolgend genannt werden:

- Für die Auswertung des ebenen Torsionsversuchs wird die Annahme getroffen, dass sich die Blechdicke zu keiner Zeit ändert. Insbesondere in den Randbereichen der Nutprobe, an denen stark inhomogene Spannungen und Dehnungen über die Dicke beobachtet werden, sollte diese Annahme geprüft werden.
- Die Prozessgrenze Faltenbildung wurde in der Literatur bisher nur für die ebene Probe untersucht. Künftig sollte dies auch für die Probe mit Nut analysiert werden.
- Die Durchführung von ebenen Torsionsversuchen bei erhöhter Temperatur und Dehnrate wurde bisher nie betrachtet.
- Die lokale Bauteilprüfung mit miniaturisierten Stempeln sollte untersucht werden. Hierzu muss insbesondere ein Sensor zur Drehwinkel- oder Dehnungsmessung entwickelt werden, der trotz der starken Dehnungslokalisierung nahe der Klemmung präzise Messergebnisse liefert.
- Die im Kapitel 6.5 entwickelte neue Probe sollte zukünftig zur Charakterisierung der Eigenschaften in unterschiedlichen Scherebenen modifiziert und untersucht werden.
- Nach dem Bau einer spezialisierten Prüfvorrichtung für die Charakterisierung von Feinstblechen sollten auch die Prozessgrenzen und messtechnischen Grenzen bei der Charakterisierung von sehr dünnen Blechen untersucht werden.

## Literaturverzeichnis

- Abedini, A., Butcher, C., Nemcko, M. J., Kurukuri, S., Worswick, M. J., 2017. Constitutive characterization of a rare-earth magnesium alloy sheet (ZEK100-O) in shear loading: Studies of anisotropy and rate sensitivity. *International Journal of Mechanical Sciences* 128-129 (1), S. 54–69.
- Alves, L. M., Nielsen, C. V., Martins, P. A. F., 2011. Revisiting the Fundamentals and Capabilities of the Stack Compression Test. *Experimental Mechanics* 51 (9), S. 1565–1572.
- ASTM B 831, 2005. Standard Test Method for Shear Testing of Thin Aluminum Alloy Products.
- Atkins, A. G., 1996. Fracture in forming. *Journal of Materials Processing Technology* 56 (1), S. 609–618.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity* 24 (6), S. 1071–1096.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010. Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture* 161 (1), S. 1–20.
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences* 46 (1), S. 81–98.
- Bargel, H. J., Schulze, G., 2012. *Werkstoffkunde*. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag.
- Barlat, F., Brem, J. C., Yoon, J. W., Chung, K., Dick, R. E., Lege, D. J., Pourboghrat, F., Choi, S.-H., Chu, E., 2003. Plane stress yield function for aluminum alloy sheets - part 1: theory. *International Journal of Plasticity* 19 (9), S. 1297–1319.
- Bauer, M., 1987. Faltenbildung beim ebenen Torsionsversuch. *Ingenieur-Archiv* 57 (1), S. 39–50.
- Bauer, M., 1989. Ermittlung der Fließkurven von Feinblechen im ebenen Torsionsversuch. Dr.-Ing.-Dissertation. Universität Stuttgart. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag.
- Bauschinger, J., 1886. Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und Festigkeit des Eisen und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmal wiederholte Beanspruchung. *Mitteilungen aus dem mechanisch-technischen Laboratorium der technischen Hochschule in München* (13), S. 1877-1836.
- Becker, N., Pöhlandt, K., Lange, K., 1989. Improvement of the Plane-Strain Compression Test for Determining Flow Curves. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 38 (1), S. 227–230.

- Boger, R. K., Wagoner, R. H., Barlat, F., Lee, M. G., Chung, K., 2005. Continuous, large strain, tension/compression testing of sheet material. *International Journal of Plasticity* 21 (12), S. 2319–2343.
- Bouvier, S., Gardey, B., Haddadi, H., Teodosiu, C., 2006a. Characterization of the strain-induced plastic anisotropy of rolled sheets by using sequences of simple shear and uniaxial tensile tests. *Journal of Materials Processing Technology* 174 (1–3), S. 115–126.
- Bouvier, S., Haddadi, H., Levée, P., Teodosiu, C., 2006b. Simple shear tests: Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains. *Journal of Materials Processing Technology* 172 (1), S. 96–103.
- Bridgman, P. W., 1945. Effects of High Hydrostatic Pressure on the Plastic Properties of Metals. *Reviews of Modern Physics* 17 (1), S. 3–14.
- Brosius, A., Yin, Q., Güner, A., Tekkaya, A. E., 2011. A New Shear Test for Sheet Metal Characterization. *Steel Research International* 82 (4), S. 323–328.
- Chaboche, J. L., Rousselier, G., 1983. On the Plastic and Viscoplastic Constitutive Equations—Part I: Rules Developed With Internal Variable Concept. *Journal of Pressure Vessel Technology* 105 (2), S. 153–158.
- Chermette, C., Unruh, K., Peshekhodov, I., Chottin, J., Balan, T., 2020. A new analytical method for determination of the flow curve for high-strength sheet steels using the plane strain compression test. *International Journal of Material Forming* 13 (1), S. 269–292.
- Coker, E. G., Pearson, K., 1912. An optical determination of the variation of stress in a thin rectangular plate subjected to shear. *Proceedings of the Royal Society A* 86 (587), S. 291–319.
- Considère, M., 1885. Mémoire sur l'emploi du fer et de l'acier dans les constructions (Über die Verwendung von Eisen und Stahl in Gebäuden). *Ann Ponts et Chaussées* 9 (66), S. 574–775.
- Cwiekala, N., 2018. Analytische Beschreibung des ebenen Torsionsversuchs für finite Deformationen und anisotropes Werkstoffverhalten. Masterarbeit. Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.
- Dardaei Joghian, H., Hahn, M., Traphöner, H., Tekkaya, A. E., 2019. Influence of the preheating strategy on the deep drawing of extruded magnesium alloy ME20 sheets. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 651 (1), Art. Nr. 012067.
- Dick, C. P., Korkolis, Y. P., 2015. Anisotropy of thin-walled tubes by a new method of combined tension and shear loading. *International Journal of Plasticity* 71 (1), S. 87–112.
- DIN 50106, 2016. Prüfung metallischer Werkstoffe - Druckversuch bei Raumtemperatur. Berlin : Beuth Verlag.

- DIN EN 10202, 2001. Kaltgewalzte Verpackungsblecherzeugnisse – Elektrolytisch verzinnter und spezialverchromter Stahl. Berlin : Beuth Verlag.
- DIN EN ISO 12004-2, 2009. Metallische Werkstoffe – Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve – Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor. Berlin : Beuth Verlag.
- DIN EN ISO 16808, 2014. Metallische Werkstoffe – Blech und Band – Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen. Berlin : Beuth Verlag.
- DIN EN ISO 6892-1, 2017. Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Berlin : Beuth Verlag.
- Dunand, M., Mohr, D., 2011. Optimized butterfly specimen for the fracture testing of sheet materials under combined normal and shear loading. *Engineering Fracture Mechanics* 78 (17), S. 2919–2934.
- Fairbairn, W., 1850. An experimental inquiry into the strength of wrought-iron plates and their riveted joints as applied to ship-building and vessels exposed to severe strains. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London* 140, S. 677–725.
- Frederick, C. O., Armstrong, P. J., 2007. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. *Materials at High Temperatures* 24 (1), S. 1–26.
- Gerlach, J., Kessler, L., 2006. The impact of material testing strategies on the determination and calibration of different FEM material models. *Proceedings of the IDDRG 2006, Porto, Italy*, S. 113–120.
- Gese, H., Keller, S., Yeliseyev, V., Dell, H., 2002. Ermittlung von Fließwiderstandskurven bei großen Formänderungen für die Blechumformsimulation. In: Frenz, H., Wehrstedt, A. (Hrsg.), *Kennwertermittlung für die Praxis*. WILEY Verlag, Weinheim, Germany, S. 242–249.
- Goodwin, G. M., 1968. Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop. *SAE Transactions* 77 (1), S. 380–387.
- Gorji, M. B., Mohr, D., 2017. Micro-tension and micro-shear experiments to characterize stress-state dependent ductile fracture. *Acta Materialia* 131 (1), S. 65–76.
- Grolleau, V., Roth, C. C., Mohr, D., 2019. Characterizing plasticity and fracture of sheet metal through a novel in-plane torsion experiment. *Proceedings of the IDDRG 2019, Enschede, Netherlands*, (digital).
- G'Sell, C., Boni, S., Shrivastava, S., 1983. Application of the plane simple shear test for determination of the plastic behaviour of solid polymers at large strains. *Journal of Materials Science* 18 (3), S. 903–918.

- Gutknecht, F., Gerstein, G., Traphöner, H., Clausmeyer, T., Nürnberger, F., 2018. Experimental setup to characterize flow-induced anisotropy of sheet metals. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 418 (1), Art. Nr. 12085.
- Gutscher, G., Wu, H.-C., Ngaile, G., Altan, T., 2004. Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test. Journal of Materials Processing Technology 146 (1), S. 1–7.
- Han, S., 2017. Numerical and experimental analysis of the characterization of tubular specimens in the in-plane torsion test. Masterarbeit. Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.
- Hannon, A., Tiernan, P., 2008. A review of planar biaxial tensile test systems for sheet metal. Journal of Materials Processing Technology 198 (1), S. 1–13.
- Hartung, M., Adams, T., 2017. Bewertung unterschiedlicher Verfahren zur optischen Messung hoher Dehnungen im ebenen Torsionsversuch. Studienarbeit. Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.
- Hijazi, D., 2017. Experimental Investigation of the Formability Limits of Tubular Material Using the Tensile Test, the Twin Bridge Torsion Shear Test and the Bulge Test. Masterarbeit. Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.
- Hijazi, D., Traphöner, H., Staupendahl, D., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., 2017. Characterization of planar anisotropy, hardening and fracture of tubular materials by a modified in-plane torsion test. Proceedings of the SCT 2017, Amsterdam, Netherlands, (digital).
- Hill, R., 1948. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. Proceedings of the Royal Society A 193 (1), S. 281–297.
- Hill, R., 1950. A theory of the plastic bulging of a metal diaphragm by lateral pressure. The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science 41 (322), S. 1133–1142.
- Hill, R., 1990. Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 38 (3), S. 405–417.
- Hockett, J. E., Sherby, O. D., 1975. Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 23 (2), S. 87–98.
- Hoffmann, H., Vogl, C., 2003. Determination of True Stress-Strain-Curves and Normal Anisotropy in Tensile Tests with Optical Strain Measurement. CIRP Annals-Manufacturing Technology 52 (1), S. 217–220.
- Hollomon, J. H., 1945. Tensile deformation. Transactions of the American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers 162 (1), S. 268–290.
- Hou, Y., Min, J., Guo, N., Lin, J., Carsley, J. E., Stoughton, T. B., Traphöner, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A. E., 2021. Investigation of evolving yield surfaces

- of dual-phase steels. *Journal of Materials Processing Technology* 287, Art. Nr. 116314.
- Hu, Z., Rauch, E. F., Teodosiu, C., 1992. Work-hardening behavior of mild steel under stress reversal at large strains. *International Journal of Plasticity* 8 (7), S. 839–856.
- Isik, K., Doig, M., Richter, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A. E., 2015. Enhancement of Lemaitre model to predict cracks at low and negative triaxialities in sheet metal forming. *Key Engineering Materials* 639 (1), S. 427–434.
- Isik, K., Silva, M. B., Tekkaya, A. E., Martins, P.A.F., 2014. Formability limits by fracture in sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology* 214 (8), S. 1557–1565.
- ISO 16842, 2014. Metallic materials - Sheet and strip - Biaxial tensile testing method using a cruciform test piece. Berlin : Beuth Verlag.
- Kanetake, N., Tozawa, Y., Kato, T., Aiba, S., 1981. Effect of texture on deformation behavior of aluminum sheet. *Journal of Japan Institute of Light Metals* 31 (5), S. 307–312.
- Keeler, S. P., 1968. Circular Grid System - A Valuable Aid for Evaluating Sheet Metal Formability. *SAE Transactions* 77 (1), S. 371–379.
- Kirchlechner, C., Imrich, P. J., Grosinger, W., Kapp, M. W., Keckes, J., Micha, J. S., Ulrich, O., Thomas, O., Labat, S., Motz, C., Dehm, G., 2012. Expected and unexpected plastic behavior at the micron scale: An in situ  $\mu$ Laue tensile study. *Acta Materialia* 60 (3), S. 1252–1258.
- Lenzen, M., Merklein, M., 2018. Improvement of Numerical Modelling Considering Plane Strain Material Characterization with an Elliptic Hydraulic Bulge Test. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 2 (1), Art. Nr. 6.
- Lian, J., Sharaf, M., Archie, F., Münstermann, S., 2012. A hybrid approach for modelling of plasticity and failure behaviour of advanced high-strength steel sheets. *International Journal of Damage Mechanics* 22 (2), S. 188–218.
- Liu, A. F., Allison, J. E., Dittmer, D. F., Yamane, JR, 1979. Effect of Biaxial Stresses on Crack Growth. *Fracture Mechanics* (677), S. 5–22.
- Lode, W., 1926. Versuche über den Einfluß der mittleren Hauptspannung auf das Fließen der Metalle Eisen, Kupfer und Nickel. *Zeitschrift für Physik* 36 (11), S. 913–939.
- Lou, Y., Huh, H., Lim, S., Pack, K., 2012. New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals. *International Journal of Solids and Structures* 49 (25), S. 3605–3615.
- Ludwik, P., 1909. *Elemente der Technologischen Mechanik*. Berlin : Springer-Verlag.
- Makinde, A., Thibodeau, L., Neale, K. W., 1992. Development of an apparatus for biaxial testing using cruciform specimens. *Experimental Mechanics* 32 (2), S. 138–144.

- Marciniak, Z., 1961. Influence of the sign change of the load on the strain hardening curve of a copper test piece subject to torsion. *Archiwum Mechaniki Stosowanej* 13 (1), S. 743–752.
- Marciniak, Z., Kolodziejski, J., 1972. Assessment of sheet metal failure sensitivity by method of torsioning the rings. *Proceedings of the IDDRG 1972, Amsterdam, Netherlands*, S. 61–64.
- Marth, S., Häggblad, H.-Å., Oldenburg, M., Östlund, R., 2016. Post necking characterisation for sheet metal materials using full field measurement. *Journal of Materials Processing Technology* 238 (1), S. 315–324.
- McClaren, S. W., Best, J. H., 1964. Low Cycle Fatigue Performance of Materials in a Uniaxial and Multi-Axial Stress Field. *SAE Technical Paper*, Art. Nr. 640499.
- Merklein, M., Biasutti, M., 2011. Forward and reverse simple shear test experiments for material modeling in forming simulations. *Proceedings of the ICTP 2011, Aachen, Germany*, S. 702–707.
- Merklein, M., Kuppert, A., 2009. A method for the layer compression test considering the anisotropic material behavior. *International Journal of Material Forming* 2 (1), Art. Nr. 483.
- Min, J., Stoughton, T. B., Carsley, J. E., Carlson, B. E., Lin, J., Gao, X., 2017. Accurate characterization of biaxial stress-strain response of sheet metal from bulge testing. *International Journal of Plasticity* 94 (1), S. 192–213.
- Miyauchi, K., 1984. A proposal for a planar simple shear test in sheet metals. *Scientific papers of the Institute of Physical and Chemical Research* 78 (3), S. 27–40.
- Mohr, D., Henn, S., 2007. Calibration of Stress-triaxiality Dependent Crack Formation Criteria: A New Hybrid Experimental–Numerical Method. *Experimental Mechanics* 47 (6), S. 805–820.
- Mönch, E., Galster, D., 1963. A method for producing a defined uniform biaxial tensile stress field. *British Journal of Applied Physics* 14 (11), S. 810–812.
- N. N., 2013. *Aramis - User Manual Software*. Firmenschrift der GOM GmbH.
- N. N., 2019. *Packaging Steel - Lieferprogramm Verpackungsstahl*. Lieferprogramm der Firma ThyssenKrupp Rasselstein. [https://www.thyssenkrupp-steel.com/media/content\\_1/branchen/lieferprogramm\\_verpackungsstahl\\_thyssenkrupp.pdf](https://www.thyssenkrupp-steel.com/media/content_1/branchen/lieferprogramm_verpackungsstahl_thyssenkrupp.pdf). Zuletzt abgerufen am 05.04.2020.
- Nadai, A., 1937. Plastic Behavior of Metals in the Strain-Hardening Range. Part I. *Journal of Applied Physics* 8 (3), S. 205–213.
- Ore, E., Durban, D., 1989. Elastoplastic Buckling of Annular Plates in Pure Shear. *Journal of Applied Mechanics* 56 (3), S. 644–651.
- Pawelski, O., 1967. Über das Stauchen von Hohlzylindern und seine Eignung zur Bestimmung der Formänderungsfestigkeit dünner Bleche. *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 38 (6), S. 437–442.

- Peirs, J., Verleysen, P., Degrieck, J., 2012. Novel Technique for Static and Dynamic Shear Testing of Ti6Al4V Sheet. *Experimental Mechanics* 52 (7), S. 729–741.
- Peshekhodov, I., Dykiert, M., Vucetic, M., Behrens, B.-A., 2016a. Evaluation of common tests for fracture characterisation of advanced high-strength sheet steels with the help of the FEA. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 159, Art. Nr. 012014.
- Peshekhodov, I., Jiang, S., Vucetic, M., Bouguecha, A., Behrens, B.-A., 2016b. Experimental-numerical evaluation of a new butterfly specimen for fracture characterisation of AHSS in a wide range of stress states. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 159, Art. Nr. 012015.
- Rahmaan, T., Abedini, A., Butcher, C., Pathak, N., Worswick, M. J., 2017. Investigation into the shear stress, localization and fracture behaviour of DP600 and AA5182-O sheet metal alloys under elevated strain rates. *International Journal of Impact Engineering* 108 (1), S. 303–321.
- Rauch, E. F., 2008. Plastic Behavior of Metals at Large Strains: Experimental Studies Involving Simple Shear. *Journal of Engineering Materials and Technology* 131 (1), Art. Nr. 011107.
- Rennie, G., 1818. Account of Experiments Made on the Strength of Materials. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London* 108 (1), S. 118–136.
- Rosenthal, S., Platt, S., Hölker-Jäger, R., Gies, S., Kleszczynski, S., Tekkaya, A. E., Witt, G., 2019. Forming properties of additively manufactured monolithic Hastelloy X sheets. *Materials Science and Engineering A* 753 (1), S. 300–316.
- Roth, C. C., Mohr, D., 2016. Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories. *International Journal of Plasticity* 79 (1), S. 328–354.
- Roth, C. C., Mohr, D., 2018. Determining the strain to fracture for simple shear for a wide range of sheet metals. *International Journal of Mechanical Sciences* 149 (1), S. 224–240.
- Sajjad, H. M., 2015. Numerical investigation of testing curved specimen with the in-plane torsion test. Masterarbeit. Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.
- Sato, K., Yoshioka, T., Ando, T., Shikida, M., Kawabata, T., 1998. Tensile testing of silicon film having different crystallographic orientations carried out on a silicon chip. *Sensors and Actuators A: Physical* 70 (1), S. 148–152.
- Schagerl, M., Grillenberger, M., 2018. On the back calculation of material strength values from strength test results. *Proceedings of the 89th Annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics (PAMM)* 18 (1), Art. Nr. e201800342.
- Schulz, O., 2019. Entwicklung und Analyse neuer Nutformen im ebenen Torsionsversuch. Bachelorarbeit. Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.

- SEP 1240, 2006. Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblech aus Stahl für die CAE-Berechnung. Düsseldorf : Stahleisen Verlag.
- Shiratori, E., Ikegami, K., 1967. A New Biaxial Tension Testing Machine with Flat Specimens. *Journal of the Society of Materials Science* 16 (165), S. 433–439.
- Shouler, D. R., Allwood, J. M., 2010. Design and use of a novel sample design for formability testing in pure shear. *2005 International Forum on the Advances in Materials Processing Technology* 210 (10), S. 1304–1313.
- Siebel, E., Schwaigerer, S., 1948. Zur Mechanik des Zugversuchs. *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 19 (1-2), S. 145–152.
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Weddeling, C., Martins, P. A. F., Tekkaya, A. E., 2016. Local forming of gears by indentation of sheets. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 232 (5), S. 838–847.
- Simons, G., Weippert, C., Dual, J., Villain, J., 2006. Size effects in tensile testing of thin cold rolled and annealed Cu foils. *Materials Science and Engineering: A* 416 (1), S. 290–299.
- Smith, R. L., Sandland, G. E., 1925. Some notes on the use of a diamond pyramid for hardness testing. *Journal of the Iron and Steel Institute* 111 (1), S. 285–294.
- Sowerby, R., Tomita, Y., Duncan, J. L., 1977. In-Plane Torsion Testing of Sheet Metal. *Journal of Mechanical Engineering Science* 19 (5), S. 213–220.
- Staud, D., Merklein, M., Borsutzki, M., Geisler, S., 2009. Zug-Druck-Versuche an Miniaturproben zur Erfassung von Parametern für kinematische Verfestigungsmodelle. *Proceedings der Tagung Werkstoffprüfung, Düsseldorf, Germany*, S. 211–218.
- Stiebert, F., 2020. Charakterisierung von Feinstblechen aus Stahl im ebenen Torsionsversuch. Masterarbeit. Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.
- Sumikawa, S., Ishiwatari, A., Hiramoto, J., Yoshida, F., Clausmeyer, T., Tekkaya, A. E., 2017. Stress state dependency of unloading behavior in high strength steels. *Procedia Engineering* 207 (1), S. 179–184.
- Swift, H. W., 1952. Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1 (1), S. 1–18.
- Takahashi, H., Moro, J., Tsuchida, S., 1998. Plastic anisotropy in aluminium drawn tubes. *Metals and Materials* 4 (3), S. 380–385.
- Tasan, C. C., Hoefnagels, J. P.M., Quaak, G., Geers, M. G.D., 2008. In-plane biaxial loading of sheet metal until fracture. *Proceedings of the XIth International Congress and Exposition, Orlando, USA, (digital)*.

- Tekkaya, A. E., Pöhlandt, K., Dannenmann, E., 1982a. Methoden zur Bestimmung der Fließkurven von Blechwerkstoffen - Ein Überblick - Teil II. Blech Rohre Profile 29 (10), S. 414–417.
- Tekkaya, A. E., Pöhlandt, K., Lange, K., 1982b. Determining stress-strain curves of sheet metal in the plane torsion test. CIRP Annals-Manufacturing Technology 31 (1), S. 171–174.
- Tekkaya, A. E., Traphöner, H., Merklein, M., Rosenschon, M., 2016. Identifikation spannungsabhängiger Bauschinger-Koeffizienten. Hannover : EFB-Verlag.
- Tekkaya, A. E., Traphöner, H., Merklein, M., Rosenschon, M., 2019. Analyse prozessnaher Einflüsse auf das Rückfederungsverhalten von Blechwerkstoffen. Hannover : EFB-Verlag.
- Tresca, H., 1864. On the yield of solids at high pressures (Sur l'écoulement des corps solides soumis a de fortes pressions). Comptes Rendus Academie des Sciences 59 (1), S. 754.
- VDA 239-300, 2015. Experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Walzprodukten aus Aluminiumlegierungen für die CAE-Berechnung - Prüfung und Dokumentation.
- Voce, E., 1948. The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. Journal of the Institute of Metals 74 (1), S. 537–562.
- von Mises, R., 1913. Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse 1 (1), S. 582–592.
- von Mises, R., 1928. Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen. Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik 8 (3), S. 161–185.
- Wagner, L., Gross, T., Gruber, P. G., Grillenberger, M., Schagerl, M., 2019. Application of the in-plane torsion test in an industrial environment - Recent advances and remaining challenges. Proceedings of the Forming Technology Forum 2019, Herrsching am Ammersee, Germany, (digital).
- Welsh, J. S., Adams, D. F., 2002. An experimental investigation of the biaxial strength of IM6/3501-6 carbon/epoxy cross-ply laminates using cruciform specimens. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 33 (6), S. 829–839.
- Wernicke, S., Hahn, M., Gerstein, G., Nürnberger, F., Tekkaya, A. E., 2020. Strain path dependency in incremental sheet-bulk metal forming. International Journal of Material Forming. doi: 10.1007/s12289-020-01537-0.
- Whitney, J. M., Stansbarger, D. L., Howell, H. B., 1971. Analysis of the Rail Shear Test- Applications and Limitations. Journal of Composite Materials 5 (1), S. 24–34.
- Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y.-W., Bai, Y., 2005. Calibration and evaluation of seven fracture models. 6th Asia-Pacific Symposium on Advances in Engineering Plasticity and its Applications 47 (4), S. 719–743.

- Wilson, I. H., White, D. J., 1971. Cruciform specimens for biaxial fatigue tests: An investigation using finite-element analysis and photoelastic-coating techniques. *Journal of Strain Analysis* 6 (1), S. 27–37.
- Yin, Q., 2014. Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch. Dr.-Ing.-Dissertation. Technische Universität Dortmund. Aachen : Shaker Verlag.
- Yin, Q., Brosius, A., Tekkaya, A. E., 2011. Modified plane torsion tests for sheet metal characterization. *Proceedings of the ICTP 2011, Aachen, Germany*, S. 696–701.
- Yin, Q., Soyarslan, C., Güner, A., Brosius, A., Tekkaya, A. E., 2012. A cyclic twin bridge shear test for the identification of kinematic hardening parameters. *International Journal of Mechanical Sciences* 59 (1), S. 31–43.
- Yin, Q., Soyarslan, C., Isik, K., Tekkaya, A. E., 2015a. A grooved in-plane torsion test for the investigation of shear fracture in sheet materials. *International Journal of Solids and Structures* 66 (1), S. 121–132.
- Yin, Q., Tekkaya, A. E., Traphöner, H., 2015b. Determining cyclic flow curves using the in-plane torsion test. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 64 (1), S. 261–264.
- Yin, Q., Zillmann, B., Suttner, S., Gerstein, G., Biasutti, M., Tekkaya, A. E., Wagner, M. F.-X., Merklein, M., Schaper, M., Halle, T., 2014. An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization. *International Journal of Solids and Structures* 51 (5), S. 1066–1074.
- Yoshida, F., Uemori, T., 2002. A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation. *International Journal of Plasticity* 18 (5–6), S. 661–686.
- Yoshida, F., Uemori, T., Fujiwara, K., 2002. Elastic–plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension–compression at large strain. *International Journal of Plasticity* 18 (5–6), S. 633–659.

## **Anhang A – Fehleranalyse**

Bei der Durchführung und Auswertung von ebenen Torsionsversuchen fließen Annahmen, gemessene und berechnete Parameter, sowie Einflüsse aller bei der Probenvorbereitung beteiligten Verfahren mit in die Ermittlung der Fließkurve und erreichbaren Formänderungen ein. Die folgenden Gruppen von Fehlerquellen können benannt werden:

1. Fehler durch Annahmen der Theorie
2. Messfehler
3. Fehler, die aus dem Werkstoffverhalten resultieren
4. Fehler, die aus dem Versuchsaufbau resultieren
5. Fehler, die aus der Probenherstellung resultieren

Nachfolgend werden die Fehler jeder Gruppe bestimmt, analysiert und nach Möglichkeit quantifiziert. Nicht alle Fehlerquellen wurden im Rahmen dieser Arbeit vollständig analysiert. Die nicht betrachteten Einflüsse sind Bestandteil künftiger Forschung.

### **A.1 Fehler durch Annahmen der Theorie**

Im ebenen Torsionsversuch wird häufig mit dem idealen ebenen Scherspannungs- und Scherdehnungszustand geworben. Nachfolgend werden Einflüsse gelistet, aufgrund derer die Gültigkeit der Annahme geprüft werden muss.

#### ***Überlagerung von Druckspannungen durch die innere Klemmung***

Bauer (1989) und Yin (2014) zeigten bereits, dass der überlagerte Druck durch die innere Klemmung den idealen Scherspannungszustand nahe der inneren Klemmung beeinflusst. Bei ausreichend großem Abstand von der inneren Klemmung ist dieser Einfluss vernachlässigbar. Yin (2014) zeigt, dass bereits ab 0,5 mm Abstand von der Klemmung kein Einfluss der überlagerten Druckspannung mehr sichtbar ist. Direkt an der inneren Einspannung wird die maximale Abweichung der Vergleichsspannung von der reinen Torsion von ca. 3% ermittelt. Bei einem Abstand von 0,2 mm beträgt die Abweichung nur noch ca. 0,4%. Der Fehler sinkt mit steigendem Drehmoment, da der Anteil der Schubspannung größer wird.

#### ***Radiale und tangentielle Spannungen und Dehnungen***

Für den einfachsten Fall eines idealen Elementes, das mit einer idealen Scherspannung belastet wird, kann gezeigt werden, dass es immer auch zusätzliche Hauptdehnungskomponenten im Dehnungstensor geben wird. Die Kombination aus idealem einfachem

Scherspannungszustand und idealem einfachem Scherdehnungszustand gibt es daher nicht, auch wenn der Betrag der zusätzlichen Dehnungskomponenten gering ist.

Cwiekala (2018) zeigt analytisch und experimentell, dass auch der ebene Torsionsversuch radiale und tangentielle Spannungen und Dehnungen zeigt. Die Abweichung der Vergleichsspannung ist für alle untersuchten Fälle kleiner als 0,078%, sodass der Einfluss radialer Spannungen und Dehnungen vernachlässigbar ist.

### ***Homogenität von Spannung und Dehnung entlang der Blechdicke***

Für die ebene Probe wurde in der Literatur bereits mehrfach gezeigt, dass sowohl Spannung als auch Dehnung homogen entlang der Blechdicke sind. Für die Proben mit Nut ist diese Annahme nicht mehr ohne Weiteres zulässig. Die Form der Nut nimmt großen Einfluss auf die Homogenität der Dehnung entlang der Blechdicke. Die detaillierte Analyse der Homogenität der Spannung und Dehnung in der Nut kann Kapitel 6.1 und 6.3 im Zusammenhang mit der Auslegung der Nut entnommen werden. Je nach Nutform weicht die Dehnung am Grund der Nut zwischen 0,6% und mehr als 20% entlang der Blechdicke ab.

### ***Blechdicke bleibt konstant***

Eine Annahme der einfachen ebenen Scherung ist, dass es keine axiale Dehnung bzw. Verschiebungen in axialer Richtung gibt. Insbesondere bei Verwendung der Probe mit Nut, die je nach Probenform eine inhomogene Dehnung entlang der Blechdicke aufweisen kann und gleichzeitig sehr große Formänderungen erreicht, wäre aber auch eine Abweichung von dieser Annahme denkbar. Aus diesem Grund sollte die Annahme in zukünftigen Arbeiten untersucht werden. Dies ist nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit.

### ***Anisotropie des Werkstoffs***

Für die Auswertung des ebenen Torsionsversuchs wird angenommen, dass es keine richtungsabhängigen Eigenschaften der Werkstoffe gibt. Praktisch ist dies natürlich der Fall. Der Einfluss der Anisotropie des Werkstoffs auf die Ergebnisse des ebenen Torsionsversuchs ist bislang nicht tiefergehend untersucht worden und Bestandteil zukünftiger Forschung.

## **A.2 Messfehler**

### **A.2.1 Fehler der Drehmomentmessung**

Bei der Drehmomentmessung gibt es unterschiedliche Fehlerquellen, die sich je nach zu prüfender Probe unterschiedlich stark auf die aus dem Drehmoment berechnete Scherspannung auswirkt.

### ***Sensorbedingte Einflüsse***

Die sensorbedingte Messabweichung wird prozentual vom nominell messbaren Drehmoment  $M_{\text{nom}}$  angegeben. Der in dieser Arbeit eingesetzte Drehmomentsensor hat ein nominelles Drehmoment  $M_{\text{nom}}$  von 5000 Nm bei einer Genauigkeitsklasse  $\xi_M$  von 0,1%. Dies entspricht einer Abweichung von  $\Delta M = 5$  Nm. Die Abweichung der ermittelten Scherspannung  $\xi_\tau$  ist definiert als

$$\xi_\tau = 1 - \frac{\tau_{\text{Mess}}}{\tau} \quad \text{mit} \quad \tau_{\text{Mess}} = \frac{M \pm M_{\text{nom}} \cdot \xi_M}{2 \cdot \pi \cdot r_1^2 \cdot t}. \quad (\text{A.1})$$

Es folgt nach Vereinfachung der Gleichung

$$\xi_\tau = \pm \frac{M_{\text{nom}} \cdot \xi_M}{2 \cdot \pi \cdot r_1^2 \cdot t \cdot \tau}. \quad (\text{A.2})$$

Der Fehler der ermittelten Scherspannung ist demnach von der Klemmung, der Dicke und Festigkeit der Probe und von dem Sensor abhängig. Folgende zwei extreme Zahlenbeispiele sollen den Einfluss von Probe und Sensor auf die Bestimmung der Scherspannung verdeutlichen:

Beispiel 1: Für ein hochfestes Blech mit  $t = 2$  mm Dicke und  $\tau = 500$  MPa Scherfestigkeit wird ein innerer Klemmradius  $r_1$  von 15 mm verwendet. Dies führt bei sensorbedingter Abweichung  $\xi_M$  von 0,1% bei  $M_{\text{nom}} = 5000$  Nm nominellem Drehmoment zu einem Fehler  $\xi_\tau$  von 0,35%

Beispiel 2: Für ein Blech mit  $t = 0,2$  mm Dicke und  $\tau = 100$  MPa Scherfestigkeit wird ein Klemmradius  $r_1$  von 5 mm verwendet. Dies führt bei Einsatz des gleichen Sensors zu einer Abweichung der Scherspannung von 159%. Das bedeutet, dass das Messrauschen größer ist als die zu messende Scherspannung. Der Sensor ist für diese Messaufgabe folglich nicht geeignet.

Bei allen Angaben handelt es sich um den maximal zulässigen Fehler entsprechend der Genauigkeitsklasse des Sensors. Der tatsächliche Fehler, insbesondere bei geringen Drehmomenten, ist deutlich geringer. Aus der Erfahrung kann ein Messrauschen von ca.  $\Delta M = \pm 0,5$  Nm um das mittlere Drehmoment herum beobachtet werden. Dies entspricht einer Messabweichung  $\xi_M$  von 0,01% und ist somit um eine Größenordnung geringer als die nominellen Grenzwerte.

### ***Konstruktive Einflüsse***

Auch konstruktionsbedingt kann es zu Abweichungen des gemessenen Drehmoments kommen. Dies ist z. B. der Fall, wenn ein Lager zwischen Sensor und Probe angeordnet ist. Die Reibung im Lager wird dann mitgemessen und muss ggf. bei der Spannungsberechnung berücksichtigt werden.

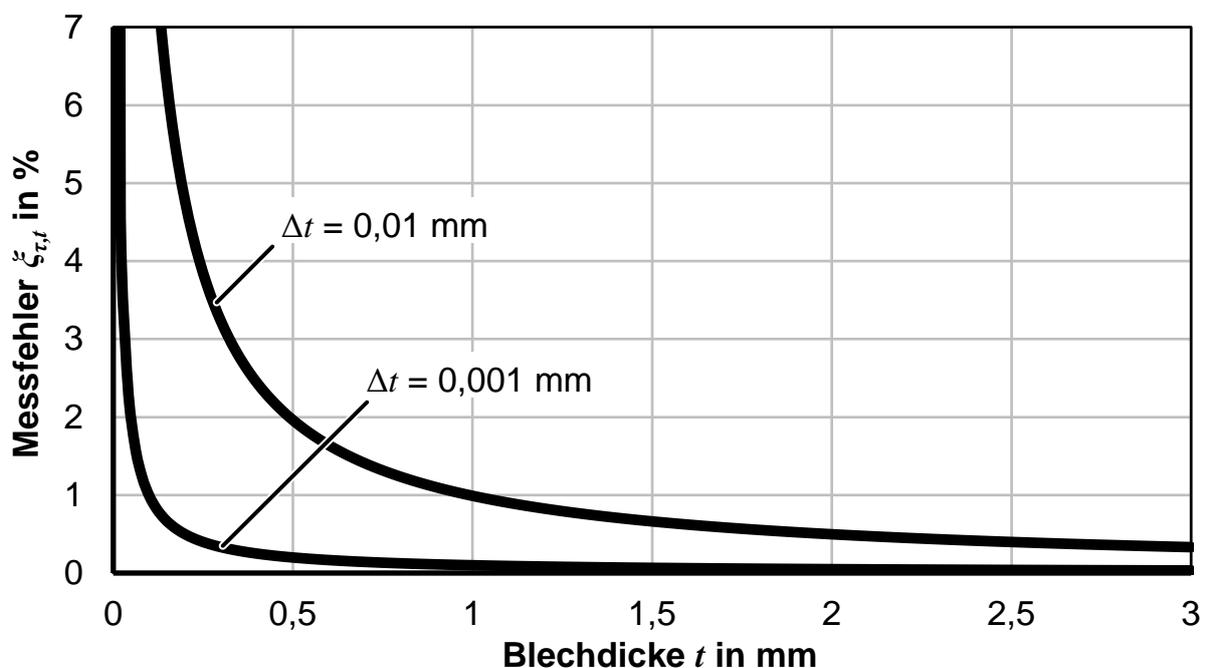
Bei innerer Klemmung mit Lastrahmen muss die Messung des Drehmomentes immer in der äußeren Klemmung stattfinden, da die innere Klemmung das Drehmoment zu Teilen nach oben in den Lastrahmen führt und nur zu Teilen im Sensor gemessen würden. Erst ein zweiter Sensor (oben und unten) und die Addition des Drehmomentes würde das Problem beheben. Wird, wie im Kapitel 7.4.1 beschrieben, auf einen Lastrahmen verzichtet, so ist auch die Drehmomentmessung in der inneren Klemmung möglich.

### A.2.2 Fehler der Probenvermessung

Für die Ermittlung von Spannungen ist die exakte Vermessung der lokalen Blechdicke notwendig. Aus Gl. (2.36) geht hervor, dass Abweichungen der gemessenen Blechdicke direkt proportional zur berechneten Spannung sind. Der Fehler der berechneten Scherspannung  $\xi_{\tau,t}$  in Abhängigkeit der Abweichung bei der gemessenen Dicke  $\Delta t$  ist

$$\xi_{\tau,t} = 1 - \frac{\tau(t + \Delta t)}{\tau(t)} = \frac{t}{t + \Delta t}. \quad (\text{A.3})$$

Für ebene Proben wird die Blechdicke als konstant angenommen und mittels einer digitalen Bügelmessschraube mit der Genauigkeit von  $\Delta t = 0,001$  mm an drei Positionen der Blechrunde gemessen und eine gemittelte Blechdicke berechnet. **Bild A.1** zeigt den daraus resultierenden Messfehler in Abhängigkeit der Blechdicke für  $\Delta t = 0,01$  mm und  $\Delta t = 0,001$  mm Genauigkeitsklasse der Bügelmessschraube. Je geringer die zu messende Blechdicke, desto größer ist der Fehler in der ermittelten Scherspannung.



**Bild A.1:** Fehler für die Berechnung der Scherspannung in Abhängigkeit der gemessenen Blechdicke und der Messgenauigkeit

Gl. (A.3) ist auch für die Probe mit Nut gültig. Die Blechdicke in der Nut wird ermittelt, indem die Tiefe der Nut von der Oberfläche des Bleches mit einem taktilen 3D-Koordinatenmessgerät der Firma Zeiss an acht Positionen am Umfang der Probe vermessen wird. Die vermessene lokale Nuttiefe wird anschließend von der mittels Bügelmessschraube gemessenen Blechdicke abgezogen. Die Genauigkeit der Koordinatenmessmaschine ist ca. 1  $\mu\text{m}$ . Diese entspricht einer vergleichbaren Genauigkeit der Bügelmessschraube, sodass der Einfluss von Messfehlern vergleichbar ist. Eine direkte Messung der Blechdicke mittels Koordinatenmessmaschine ist schwierig, da die Probe dazu beidseitig zugänglich aufgespannt werden müsste. Bei der hohen erforderlichen Messgenauigkeit können bereits geringe Tastkräfte zu einer Verkippung des frei aufrechtstehenden Bleches führen, wodurch die Messung fehlerhaft wird. Ein steifer Messaufbau ist zu bevorzugen.

### A.2.3 Fehler durch Abweichungen der Position auf der Probe

Im ebenen Torsionsversuch wird die Scherspannung für jede Position  $r$  der Probe analytisch aus dem Drehmoment  $M$  berechnet. Für die exakte Berechnung der Spannung muss demnach auch die exakte Position des auszuwertenden Messpunktes auf der Probe bekannt sein. Jede Abweichung der Position führt zu einem Fehler bei der berechneten Spannung. Der maximale Fehler der Scherspannung  $\xi_{\tau,r}$  in Abhängigkeit der Abweichung der radialen Position  $\Delta r$  ist

$$\xi_{\tau,r} = 1 - \frac{\tau(r \pm \Delta r)}{\tau(r)}. \quad (\text{A.4})$$

Es folgt nach Vereinfachung:

$$\xi_{\tau,r} = 1 - \frac{(r \pm \Delta r)^2 \cdot t(r \pm \Delta r)}{r^2 \cdot t(r)}. \quad (\text{A.5})$$

Für konventionelle ebene Proben folgt

$$\xi_{\tau,r} = \frac{\pm 2 \cdot r \cdot \Delta r + \Delta r^2}{r^2}. \quad (\text{A.6})$$

Eine radiale Abweichung der Positionierung  $\Delta r$  von 0,1 mm führt bei dem auszuwertenden Radius  $r$  von 15 mm zu einer maximalen Abweichung für die berechnete Scherspannung  $\xi_{\tau,r}$  von 1,34%.

### A.2.4 Fehler der lokalen Dehnungsmessung mittels DIC

Die lokale Dehnungsmessung birgt im Kontext der Messabweichungen das größte Fehlerpotenzial. Das Ziel der Messung ist die exakte vom Radius abhängige Ermittlung des lokalen Scherwinkels. Dieser wird aus den Hauptformänderungen ermittelt.

### ***Messfehler***

Die Genauigkeit der optischen Dehnungsmessung ist nicht exakt vorhersagbar, da viele Einflüsse darauf einwirken. Dies sind beispielsweise die Qualität der Kalibrierung, die Oberflächenbeschaffenheit und Beschichtung der Bleche, die Qualität des Musters, das Messvolumen, die Ausrichtung und Neigung der Kameras zum Messobjekt, die Einstellungen der Auswertesoftware oder auch veränderte Umweltbedingungen, wie z. B. Temperaturschwankungen und veränderte Lichtverhältnisse.

### ***Diskretisierungsfehler***

Der Fehler durch die Lokalisierung der Dehnung aufgrund der Diskretisierung des Messfeldes durch optische Facetten hat erheblichen Einfluss auf die gemessene Dehnung. Dieser resultiert unter anderem aus den Eigenschaften des Werkstoffs sowie der Probenform und wird im Kapitel 5 betrachtet.

### ***Einfluss der Messabweichungen auf die berechnete Scherdehnung***

Nachfolgend wird ergänzend dargestellt, wie sich der Fehler im gemessenen Scherwinkel (welcher aber nicht exakt quantifizierbar ist) auf den Fehler für die berechnete Scherdehnung auswirkt. Für die Berechnung der Scherdehnung  $\gamma$  wird nach Gl. (2.40) ( $\gamma = \tan(\eta)$ ) zunächst der lokale Scherwinkel ermittelt und daraus analytisch die Scherdehnung berechnet. Insbesondere für große Scherdehnungen führt bereits ein kleiner Messfehler bei dem Scherwinkel zu einem großen Fehler bei der berechneten Scherdehnung.

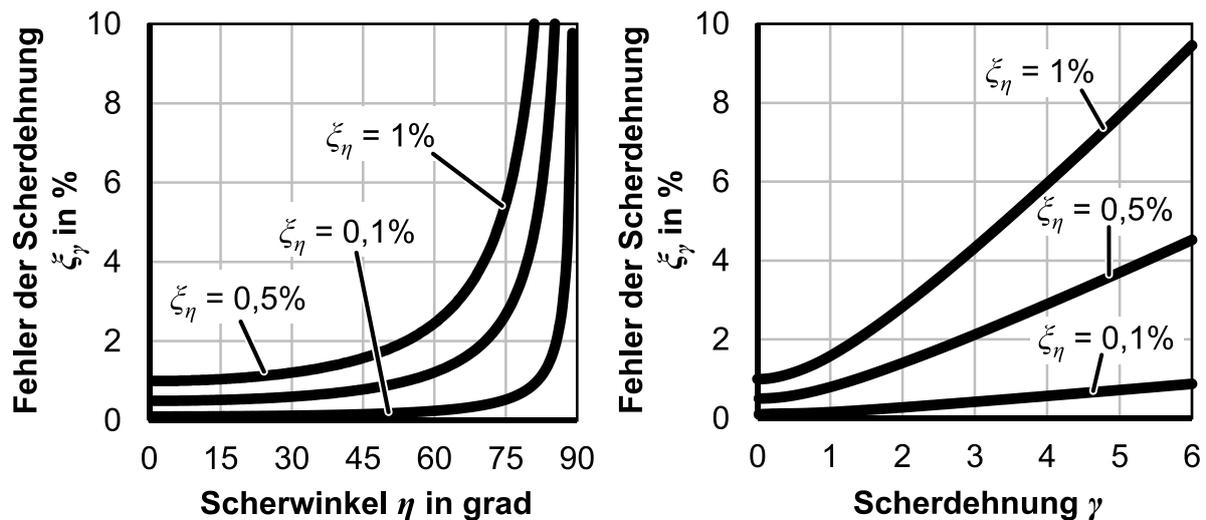
Der Fehler für die Scherdehnung  $\xi_\gamma$  und der Fehler für den Scherwinkel  $\xi_\eta$  werden als

$$\xi_\gamma = \frac{\Delta\gamma}{\gamma}; \quad \xi_\eta = \frac{\Delta\eta}{\eta} \quad (\text{A.7})$$

definiert. Durch Einsetzen von Gl. (A.7) in Gl. (2.41) resultiert der Fehler der Scherdehnung  $\xi_\gamma$  in Abhängigkeit des gemessenen Scherwinkels  $\xi_\eta$  zu

$$\xi_\gamma = \frac{\tan(\eta \cdot (1 + \xi_\eta))}{\tan(\eta)} - 1. \quad (\text{A.8})$$

**Bild A.2** zeigt den Fehler der ermittelten Scherdehnung  $\xi_\gamma$  für drei unterschiedliche Fehler des Scherwinkels  $\xi_\eta$ . Je größer der Scherwinkel, desto größer ist die Fehlerfortpflanzung. Für Scherwinkel unter  $30^\circ$  ( $\gamma = 0,577$ ) ist ein nahezu konstanter Zusammenhang sichtbar. Der Fehler steigt anschließend überproportional an.



**Bild A.2:** Fehler für die Berechnung der Scherdehnung in Abhängigkeit des Fehlers des gemessenen Scherwinkels

### A.3 Einfluss des Versuchsaufbaus

Die Versuchsanlage im ebenen Torsionsversuch wird benötigt, um die Probe konzentrisch zu klemmen und ein Drehmoment in die Probe zu leiten. Abweichungen der Konzentrizität oder der Ebenheit der Klemmungen beeinflussen die Ergebnisse des Versuchs. Die nachfolgenden Einflüsse sind hervorzuheben:

#### *Asymmetrische Probe bzw. Klemmung*

Sowohl von Seiten der Prüfmaschine als auch von Seiten der Probe kann es zu Abweichungen der Konzentrizität und tangentialen Symmetrie bei der Versuchsdurchführung kommen. Insbesondere bei Einsatz von Proben mit Nut kann eine Abweichung der Nutgeometrie zu asymmetrischen Spannungen und Dehnungen führen. Der Einfluss von geometrischen Abweichungen bei der Nutfertigung oder von exzentrischer Einleitung des Drehmomentes ist nicht Bestandteil dieser Arbeit.

#### *Axialer Versatz der inneren und äußeren Klemmung*

Durch einen axialen Versatz der inneren zu der äußeren Klemmung können Querkräfte in die Probe geleitet werden, die den Prozess beeinflussen. Durch den Eindruck der Oberflächenstruktur der inneren Klemmung in den Grundwerkstoff des Bleches und durch veränderliche Klemmbedingungen während des Versuchs, insbesondere bei sehr hohen Dehnungen, ist die exakte Ausrichtung nicht trivial. Der Einfluss eines axialen Versatzes und die Ermittlung zulässiger Grenzwerte ist nicht Bestandteil dieser Arbeit.

### ***Prozessgrenzen wie Durchrutschen oder Faltenbildung***

Die Prozessgrenzen Durchrutschen oder Faltenbildung limitieren lediglich die Versuchsdurchführung, führen aber vor Erreichen der Grenze nicht zu Fehlern in den Versuchsergebnissen.

### **A.4 Fazit**

Eine Vielzahl von Einflüssen wirken auf die Charakterisierung von Werkstoffen im ebenen Torsionsversuch. Einige können zu großer Abweichung der Ergebnisse führen, andere sind wiederum vernachlässigbar. Die nachfolgende Zusammenfassung relevanter und nicht relevanter Fehlerquellen folgt aus der Analyse dieses Kapitels:

Folgende Fehlerquellen müssen dringend beachtet werden:

- Der Messfehler durch die Dehnungslokalisierung in Scherversuchen: Abweichungen der gemessenen Dehnung über 20% sind möglich.
- Die Charakterisierung der Bruchdehnung wird maßgeblich vom Fertigungsverfahren der Nut beeinflusst. Je nach Verfahren und Fertigungsqualität wurden 50-100% Abweichung des Bruchbeginns beobachtet.
- Die korrekte Zuordnung der radialen Position des Messpunktes auf der Probe muss gewährleistet werden, um Fehler bei der Spannungsberechnung zu vermeiden.

Folgende Einflüsse sind dagegen vernachlässigbar:

- Radiale und tangentielle Spannungen und Dehnungen.
- Überlagerter Druck durch die innere Klemmung.

Weiterhin ist zu beachten, dass die Genauigkeit der eingesetzten Messsysteme für das Drehmoment und die lokale Blechdicke den zu messenden absoluten Größen angemessen sein muss. Je nach Blechdicke und Klemmdurchmesser resultiert eine andere Anforderung an die Messsysteme.

Die folgenden Fehlerquellen wurden zwar identifiziert, aber nicht analysiert und sind Bestandteil zukünftiger Untersuchungen:

1. Den Einfluss der ebenen Anisotropie
2. Der Einfluss von Form- und Lagefehlern bei der Fertigung von Nutproben
3. Die Änderung der lokalen Blechdicke in der Nut

# **Lebenslauf**

## **Persönliche Daten**

Name	Heinrich Traphöner
Geburtsdatum und -ort	06 März 1988, Bielefeld
Staatsangehörigkeit	deutsch

## **Beruflicher Werdegang**

seit 06/2020	Oberingenieur Technik und Finanzen Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund
seit 12/2014	Wissenschaftlicher Angestellter Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund

## **Hochschulausbildung**

04/2013 – 01/2015	Studium des Maschinenbaus Technische Universität Dortmund Fachrichtung: Produktionstechnik Abschluss: Master of Science
10/2009 – 03/2013	Studium des Maschinenbaus Technische Universität Dortmund Fachrichtung: Produktionstechnik Abschluss: Bachelor of Science
10/2008 – 09/2009	Studium des Maschinenbaus Universität Paderborn

## **Schulische Ausbildung**

08/1998 – 06/2007	Niklas-Luhmann-Gymnasium Oerlinghausen Abschluss: Allgemeine Hochschulreife
-------------------	--------------------------------------------------------------------------------



**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 Profillbiegen.  
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 Blechbiegteilen. ISBN 3-8265-6613-0
- D. Arendes: Direkte Fertigung gerundeter Aluminiumprofile beim Strangpressen. ISBN 3-8265-6442-1
- R. Kolleck: 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 profilmörmige 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: Glattwalzen 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 Profilverfahren.  
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. Löhbe 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

R. Meya: Schädigungskontrolliertes Blechbiegen mittels  
Druckspannungsüberlagerung.  
ISBN 978-3-8440-7510-6

O. Hering: Schädigung in der Kaltmassivumformung: Entwicklung,  
Auswirkungen und Kontrolle.  
ISBN 978-3-8440-7525-0

