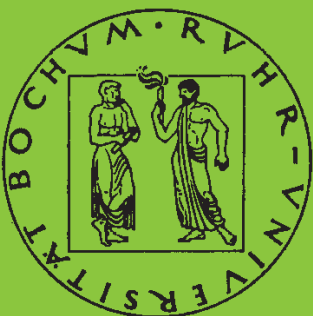


Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik

Bjarne Foss

**Ein Beitrag zur Fließflächenmessung
bei vorgedehnten Stoffen**

Heft Nr. 105



RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM

INSTITUT FÜR MECHANIK
RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM

Bjarne Fosså

Ein Beitrag zur Fließflächenmessung
bei vorgedehnten Stählen

MITTEILUNGEN AUS DEM INSTITUT FÜR MECHANIK NR. 105

OKTOBER 1996

Herausgeber: Institut für Mechanik der Ruhr-Universität Bochum

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Technische Mechanik an der Ruhr-Universität Bochum und wurde von der dortigen Fakultät für Maschinenbau als Dissertation angenommen.

Für die Betreuung der Arbeit und die Übernahme des Referates danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. O. T. Bruhns. Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Waller danke ich für sein Interesse und die Übernahme des Koreferates.

Allen Mitarbeitern und Studenten des Instituts, die mich begleitet haben, seien herzlichst für die gute Zusammenarbeit gedankt. Hervorheben möchte ich die Herren Dr.-Ing. U. Kikillus, Dr.-Ing. H.-A. Lauert und Dr.-Ing. A. Meyers deren Ratschläge und Ermunterungen mir sehr geholfen haben. Wertvolle Beiträge im Labor verdanke ich den Herren cand.-ing. M. Heiderich, Dipl.-Ing. St. Hengst, stud.-ing. K. Schneider, Dipl.-Ing. M. Strotthotte und Dipl.-Ing. H. Vogelsang. Ein Besonderer Dank gilt auch Frau H. Brockmeyer und den Herren P. Grundmann, U. Böhme und St. Seifert, die mir bei der Realisierung der Versuchsaufbauten geholfen haben.

Für die Unterstützung bei der Erstellung des Manuskriptes danke ich Frau I. Both und Frau K. Wagener, sowie den Herren stud.-ing. R. Costamagna und stud.-ing. St. Kim.

Oktober 1996

Bjarne Fosså

Referenten: Prof. Dr.-Ing. O. T. Bruhns
Prof. Dr.-Ing. H. Waller

Tag der Einreichung: 22.05.1996

Tag der mündlichen Prüfung: 11.07.1996

©1996 Dr.-Ing. Bjarne Fosså
Irispfad 13
44894 Bochum

Alle Rechte vorbehalten. Auch die fotomechanische Vervielfältigung des Werkes (Fotokopie, Mikrokopie) oder von Teilen daraus bedarf der vorherigen Zustimmung des Autors.

für
Kaija-Leena

Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird die Grenze zwischen elastischem und plastischem Deformationsverhalten an vorgereckten Proben aus den Materialien Ck15 und AISI-304 experimentell untersucht.

Die Fließgrenzen werden an dünnwandigen Hohlzylinder-Proben unter kombinierter Zug- und Torsionsbelastung oder kombinierter Zug- und Innendruckbelastung mit einem Offset-Dehnungsmaß bestimmt. Ein neues Zug-Torsions-Durchmesser-Extensiometer und eine rechnergestützte Prüfmaschinensteuerung ermöglichen das vollautomatische Messen beliebig vieler Punkte der Fließortkurve mit $\varepsilon_{off} \geq 10^{-6}$ in einem großen Meßbereich. Bei kombinierter Belastung wird die Fließgrenze mit einem geeigneten Vergleichsdehnungsmaß bestimmt.

Im vorgestellten Versuchsprogramm werden die Fließflächen in der Ausgangslage und nach einer Vordehnung im Bereich 0% bis 7% untersucht. Nach einer plastischen Vordehnung können eine Verschiebung und Verformung der Fließfläche sowie ein "cross effect" beobachtet werden. Typische Erscheinungen sind die Zuspitzung der Fließortkurve in Vorlastrichtung und das Abflachen in Gegenlastrichtung. In einigen Fällen treten konkave Einbuchtungen der Fließortkurve in Gegenlastrichtung auf.

Eine genaue Untersuchung der experimentellen Methodik und der Meßwerte zeigt, daß die Konkavität bzw. Konvexität der Fließfläche mit der Methode der Offsetdehnung nicht eindeutig bestimmbar ist.

Summary

The limit of elastic deformation is investigated on prestrained specimens of Ck15 and an austenetic stainless steel AISI-304.

Using the proofstrain method yield loci measurements are performed on thin-walled tubular specimens under biaxial loading by simultaneous tension/torsion or tension/internal pressure. Using a new axial-torsional-diametral extensiometer yield surface probings may be performed in any direction with $\varepsilon_{off} \geq 10^{-6}$ within a large measuring range. A computer controlled testing machine allows fully automatic testing. Under combined loading the yield limit is determined using a suitable effective strain measure.

The results presented show yield surfaces in the initial state and after up to 7% total prestrain. Yield surfaces are shown to translate, change in shape and size and to exhibit a cross effect. A sharp corner is evident in the direction of preload while the opposite part of the yield surface flattens out. In some cases the yield surface happens to become concave.

A detailed investigation of the experimental procedure and the data show, that the offset strain method is not suitable in proving the concavity or convexity of yield surfaces.

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen	ix
1 Einleitung	1
2 Definition der Fließgrenze und ihre Bedeutung in der Plastizitätstheorie	4
2.1 Definition der Fließgrenze	4
2.2 Definition der Fließfläche	5
2.3 Das Druckersche Postulat	6
3 Prüfeinrichtung	9
3.1 Aufbau der Universalprüfmaschine	9
3.1.1 Hydraulikzylinder und Maschinenrahmen	10
3.1.2 Regelelektronik S56	12
3.1.3 Versuchssteuerung mit einem Mikrorechner	13
3.2 Innendruckvorrichtung	14
3.2.1 Druckumsetzer	15
3.2.2 Regelelektronik S31	16
3.2.3 Rechnersteuerung	17
3.2.4 Probeneinspannung	18
3.3 Proben	18
3.3.1 Probengeometrie	18
3.3.2 Proben aus ferritischem Kohlenstoffstahl	22
3.3.3 Proben aus austenitischem Stahl	23
3.4 Messung der mechanischen Größen	23
3.4.1 Probenlasten	23
3.4.2 Probenverformung	24
3.4.3 Kalibrierung	30
3.4.4 Bestimmung der Spannungen und der Dehnungen	32
3.5 Einstellen der Regelparameter	36

3.5.1	Regleroptimierung bei Zug-/Torsionsversuchen	37
3.5.2	Regleroptimierung bei Versuchen mit Innendruck	41
3.5.3	Mehrgrößenregelung	42
4	Experimentelle Methodik	44
4.1	Stand der Technik	44
4.1.1	Probengeometrie	45
4.1.2	Definition der Fließgrenze	46
4.1.3	Ausmessen der Fließortkurve	49
4.2	Bestimmung Fließgrenze durch ein Offset-Maß	51
4.2.1	Theoretische Grundgleichungen	51
4.2.2	Vergleichsdehnung	54
4.2.3	Größe des Offsetmaßes	65
4.3	Ausmessen der Fließfläche	67
4.3.1	Mittelpunkt der Fließfläche	67
4.3.2	Prüffolge	72
4.4	Vorbelastung	76
5	Ergebnisse	78
5.1	Einleitung	78
5.2	Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene bei Proben ohne Vordehnung	83
5.3	Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene für vorgedehnte Proben aus Ck-15	85
5.4	Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene für vorgedehnte Proben aus X6 CrNi 18.11	101
5.5	Fließflächen nach zyklischer Vorbelastung	103
5.6	Fließflächenmessung mit der Prüffolge nach Cheng und Krempel	110
5.7	Einfluß der wiederholten Fließgrenzenmessung auf die Fließflächenform	114
5.8	Fließflächen in der Hauptspannungsebene	122
5.9	Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse	127
6	Zusammenfassung und Ausblick	130
A	Vergleichskurven	133
	Literaturverzeichnis	143

Bezeichnungen

Lateinische Symbole

Symbol	Beschreibung	Abschnitt
A, A_0	Querschnittflächen der Probe	3.4.4
a, b	Verschiebung des Diametralextensometers	3.4.2.2
C	Maß für Probenanisotropie	3.5.1
d_a, d_{a0}	Außendurchmesser der Probe	3.4.4
d_i, d_{i0}	Innendurchmesser der Probe	3.4.4
d_m, d_{m0}	Mittlerer Durchmesser der Probe	3.4.4
Δd_m	Änderung des mittleren Probendurchmessers	3.4.4
Δd	Änderung des Außendurchmessers der Probe	3.4.2.2
E, E_z, E_φ	Elastizitätsmodul	4.2.1
F	Fließfläche	2.2
F	Zugkraft	3.4.4
F, G, H, N	Koeffizienten der Fließbedingung nach HILL [35]	4.2.2.1
G	Gleitmodul	4.2.1
k_R, T_N, T_V	Regelparameter nach ZIEGLER UND NICHOLS [101]	3.5.1
K_P, K_I, K_D	Regelparameter nach DIN 19227	3.5.1
l_0	Bezugslänge	3.4.4
Δl	Längenänderung	3.4.4
M	Torsionsmoment	3.4.4
p	Innendruck	3.4.4
P, I, D	Regelparameter	3.5.1
q_N	Interne Werkstoffparameter	2.2
r	Meßspitzenradius am Wegtaster	3.4.2.1
r_1, r_2	Außenradius der Probe	3.4.2.2
R	Montageradius des Wegtasters bei Winkelmessung	3.4.2.1

s_1, s_2	Weg bei Durchmessermessung	3.4.2.2
Δs	Wegänderung bei Durchmessermessung	3.4.2.2
Δs_M	Wegänderung bei Winkelmessung	3.4.2.1
t, t_0	Wanddicke der Probe	3.4.4
t_a	Abtastzeit	3.5.1
T	Temperatur	2.2
w^p	Plastische Formänderungsarbeit	6
W_T, W_{T0}	Widerstandsmoment der Probe	3.4.4

Griechische Symbole

Symbol	Beschreibung	Abschnitt
α	Halber Öffnungswinkel der Schneiden am Diametral-extensiometer	3.4.2.2
$\dot{\epsilon}_{max}$	Grenze der Dehnungsgeschwindigkeit	4.3.2
ϵ_{off}	Offset-Dehnung	4.2.1
ϵ_V	Vergleichsdehnung	4.4
ϵ_V^p	Plastische Vergleichsdehnung	4.2.2.1
ϵ_z	Zugdehnung	3.4.4
$\dot{\epsilon}_z$	Dehnungsgeschwindigkeit Zug	4.3.2
ϵ_z^p	Plastische Dehnung Zug	4.2.2.1
ϵ_z^R	Schnittpunkt Regressionsgerade mit Dehnungsachse	4.2.1
ϵ_φ	Dehnung in Umfangsrichtung der Probe bei Innendruck	3.4.4
ϵ_φ^p	Plastische Dehnung infolge Innendruck	4.2.2.1
ϵ_φ^R	Schnittpunkt Regressionsgerade mit Dehnungsachse	4.2.1
$\Delta \epsilon_V^p$	Vergleichsmaß für Offset-Dehnung	4.2.1
$\Delta \epsilon_z^p$	Offset-Dehnung Zug	4.2.1
$\Delta \epsilon_\varphi^p$	Offset-Dehnung Innendruck	4.2.1
$\Delta \varphi$	Verdrehwinkel der Probe	3.4.2.1
Φ	Winkel Prüfpfad zur σ_z -Achse	4.3.2

γ	Gleitwinkel	3.4.4
$\dot{\gamma}$	Gleitwinkelgeschwindigkeit	4.3.2
γ^p	Plastischer Gleitwinkel	4.2.2.1
γ^R	Schnittpunkt der Regressionsgerade mit Gleitwinkelachse	4.2.1
$\Delta\gamma^p$	Offset-Dehnung Torsion	4.2.1
ν	Querkontraktionszahl	3.4.4
$\tilde{\sigma}$	Spannungsdeviator	2.3
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen	2.2, 4.2.1
σ_{1M}, σ_{2M}	Mittelpunkt der Fließfläche	4.2.1
σ_F	Fließspannung	2.2
σ_{F-}	Fließspannung bei Entlastung	4.3.1
$\dot{\sigma}_{max}$	Grenze der Spannungsgeschwindigkeit	4.3.2
$\sigma_R, \sigma_{RA}, \sigma_{RE}$	Vergleichspannung für Regressionsanalyse	4.2.1
σ_V	Vergleichspannung	4.2.2.1
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}$	Spannungen in gewalzten Blechen (HILL [35])	4.2.1
σ_z	Spannung aus Zug/Druckkraft	3.4.4
$\dot{\sigma}_z$	Geschwindigkeit Spannungsrampe Zug	4.3.2
σ_{zF}	Fließspannung Zug	4.2.2.1
σ_{zM}, τ_M	Mittelpunkt der Fließfläche	4.2.1
$\sigma_{z, Vorl.}$	Spannung Ende Vorbelastung	4.3.1
σ_φ	Spannung aus Innendruck	3.4.4
$\Delta\sigma_z$	Fließflächenweite	4.3.1
$\Delta\sigma_{zM}$	Betrag Entlastungsspannung nach Vorlast	4.3.1
τ	Spannung aus Torsion	3.4.4
$\dot{\tau}$	Geschwindigkeit Spannungsrampe Torsion	4.3.2
τ_F	Fließspannung Torsion	4.2.2.1

1. Einleitung

Der Begriff der Fließfläche hat in der Plastizitätstheorie eine zentrale Bedeutung. Bei der theoretischen Beschreibung von plastischen Verformungen wird in einer Reihe von konstitutiven Beziehungen das Materialverhalten durch eine einzige Fließfläche beschrieben, die zur Berücksichtigung der sich einstellenden Verfestigung translatiert und expandiert wird (kinematische/isotrope Verfestigung). Viele experimentelle Untersuchungen haben jedoch gezeigt, daß dieser Ansatz nicht ausreicht, um das tatsächliche Materialverhalten zu beschreiben. Daher werden schon seit längerem Bemühungen zur genauen Erfassung der Fließflächenform, insbesondere nach einer plastischen Vorverformung, unternommen. Untersuchungen von PRAGER [79] und HOHENEMSER [38] haben gezeigt, daß die von Mises-Ellipse nicht ausreicht, um das Verhalten von jungfräulichen, d.h. nicht vorbelasteten, isotropen Metallen zu beschreiben. PRAGER [79] und auch DRUCKER [19] haben daher beispielsweise die 3. Invariante in die Beschreibung der Fließfunktion mit einbezogen.

Nach einer plastischen Vorverformung kann beobachtet werden, daß sich die Fließfläche verformt und verschoben hat. Die Experimente, die vorwiegend in der σ - τ -Ebene (Zug- und Torsionsspannung), siehe z.B. SHIRATORI [85], IKEGAMI [42], PHILLIPS UND LEE [74] und viele andere, aber auch in σ_1 - σ_2 -Ebene (Hauptspannungsebene), siehe z.B. SHIRATORI [84], SZCZEPIŃSKI UND MIASTKOWSKI [88], durchgeführt worden sind, haben gezeigt, daß die Flächen nicht nur in Richtung der Vorverformungen verschoben werden, sondern, daß sie auch eine Spitze in Richtung der Vorverformung sowie eine Abplattung in der Gegenrichtung bilden. GUPTA UND LAUERT [30, 31] haben sogar eine Konkavität in Gegenrichtung gemessen. Dieses Meßergebnis steht im krassen Gegensatz zum Postulat von DRUCKER [19], und hat in der Literatur eine heftige Diskussion ausgelöst (siehe z.B. FINDLEY UND MICHNO [21], SUPRUN [87]).

Die bisher vorliegenden experimentellen Ergebnisse sind insofern noch überarbeitungswürdig, da sie

- hauptsächlich die Fließfläche nach nur kleinen plastische Vorverformungen beschreiben,
- von wenigen relevanten Prüfpfaden gemessen wurden,

- zum Teil nicht die ganze Fließortkurve beschreiben
- und sich vorwiegend auf die σ - τ -Ebene konzentrierten.

Zudem wurden bis heute die Versuche von GUPTA UND LAUERT [30, 31] von anderen Wissenschaftlern nicht wiederholt oder auf andere Weise experimentell bestätigt. Diese Lücken sollen mit der vorliegenden Arbeit geschlossen werden. Anhand systematischer Untersuchungen soll gezeigt werden, welche Vorgehensweisen bei der experimentellen Fließflächenbestimmung angebracht sind. Hierfür kann auf die am Lehrstuhl für Technische Mechanik der Ruhr-Universität vorhandene kombinierte Zug- und Torsionsmaschine zurückgegriffen werden. An dieser Maschine wurden auch die Versuche von GUPTA UND LAUERT [29, 31] durchgeführt; sie ist aber seitdem erheblich modernisiert und verbessert worden.

Im folgenden Kapitel wird zunächst auf die theoretische Vorstellung der Fließfläche und ihre Bedeutung bei der Beschreibung plastischer Deformationen eingegangen, bevor im anschließenden Kapitel die experimentelle Prüfeinrichtung beschrieben wird. Die in dieser Arbeit benutzte servohydraulische Zug-/Torsionsprüfmaschine konnte, aufbauend auf die Arbeit von KIKILLUS [48], an vielen Stellen verbessert werden. Zusätzlich wurde sie um eine Innendruckvorrichtung erweitert. Nach einer Beschreibung der verwendeten Probengeometrie und der Probenwerkstoffe, wird auf das Messen der mechanischen Größen und die daraus ermittelten Spannungs- und Dehnungsbeziehungen eingegangen. Das Kapitel schließt mit der Beschreibung einiger bei der Optimierung der Regeleinrichtungen gewonnenen Erfahrungen.

Die Bestimmung der Grenze zwischen elastischer und plastischer Verformung wird in Kapitel 4 beschrieben. Nach der Herleitung der theoretischen Grundgleichungen für den einachsigen Versuch wird der Bestimmung geeigneter Vergleichsmaße für kombinierte Belastungsfälle besondere Aufmerksamkeit gewidmet. Die gesamte Fließortkurve in der Spannungsebene wird durch radiale Spannungsprüfpfade in verschiedenen Richtungen, ausgehend von einem festen Punkt innerhalb der Fließfläche, bestimmt. Hierfür wird auf die genaue Lokalisierung des Fließflächen-Mittelpunkts besonders Wert gelegt. Anschließend wird die gewählte Reihenfolge der Prüfpfade und die Programmierung der Spannungspfade bei kombinierter Zug-/Torsionsversuchen und Zug-/Innendruckversuchen erläutert. Die plastische Vorbelastung der Proben wird auf ähnliche Art und Weise durch Vorgabe einer Richtung im Spannungsraum und ein Vergleichsmaß für die Dehnung realisiert.

Mit der entwickelten experimentellen Methodik werden die gemessenen Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene und in der Hauptspannungsebene σ_1 - σ_2 untersucht. In Kapitel 5 werden

die an unverformten und vordeformierten Proben gewonnenen Ergebnisse vorgestellt. Bei der unverformten Probe sind die gemessenen Fließpunkte symmetrisch zum Spannungsursprung und die Fließortkurve kann hinreichend genau durch eine von Mises-Ellipse beschrieben werden. Nach einer Vordehnung ist eine Spitzenbildung in Richtung der Vorbelastung und ein Abflachen der Fließortkurve in Gegenlastichtung zu beobachten. Besondere Aufmerksamkeit wird dem Auftreten von Konkavitäten in Entlastungsrichtung gewidmet. Die experimentellen Ergebnisse werden am Ende des Kapitels nochmals zusammengefaßt und diskutiert.

Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung der wesentlichen, hier gewonnenen Erkenntnisse und gibt einen Ausblick auf weitere zu beschreitende Wege auf dem Gebiet der experimentellen Fließflächenbestimmung.

2. Definition der Fließgrenze und ihre Bedeutung in der Plastizitätstheorie

Bei zähen Materialien, zu denen die meisten Metall-Legierungen gehören, kann ein markanter Übergang zwischen einem reversiblen elastischen und einem irreversiblen plastischen Verformungsverhalten beobachtet werden. In diesem Kapitel soll auf die Definition der Fließgrenze, bei der dieser Übergang stattfindet, und ihre Bedeutung bei der theoretischen Beschreibung von plastischem Materialverhalten eingegangen werden. Als erstes wird die Fließgrenze, gekennzeichnet durch die Fließspannung, beim einachsigen Zugversuch erläutert. Anschließend wird gezeigt wie der Bereich der elastischen Verformungen im Spannungsraum bei mehrachsiger Belastung durch eine Fläche, die Fließfläche, begrenzt wird. Das Kapitel schließt mit einer Erläuterung des Druckerschen Postulats und der Bedeutung des Postulats bei der Formulierung von Stoffgesetzen. Eine ausführliche Einführung in die theoretische Beschreibung plastischer Deformationen geben einschlägige Lehrbücher zur Plastizitätstheorie, z.B. MASE [58], BETTEN [2] und GÖLDNER [25].

2.1 Definition der Fließgrenze

Zur näheren Erläuterung der Fließgrenze wird die Spannungs-Dehnungskurve bei einem einachsigen Zugversuch mit einer Probe aus einem hochlegierten Stahl betrachtet (Abb. 2.1). Bei kleinen Belastungen verformt sich das Material nahezu proportional zur äußeren Last. Bis zur einer Vorbelastung ① verschwindet die Dehnung bei Entlastung vollständig. Mit zunehmender Belastung nimmt die Verformung immer stärker zu und die Dehnung ist nicht mehr der Belastung proportional. Der Werkstoff beginnt zu fließen. Wird die Probe, z.B. nach Erreichen des Punktes ②, entlastet, kann nach vollständiger Entlastung eine bleibende Dehnung ε_p beobachtet werden. Die Probe ist plastisch deformiert.

Die Grenzspannung, bei der die ersten plastischen Deformationen auftreten, ist die Fließgrenze und wird mit der Fließspannung σ_F gekennzeichnet (Punkt ③).

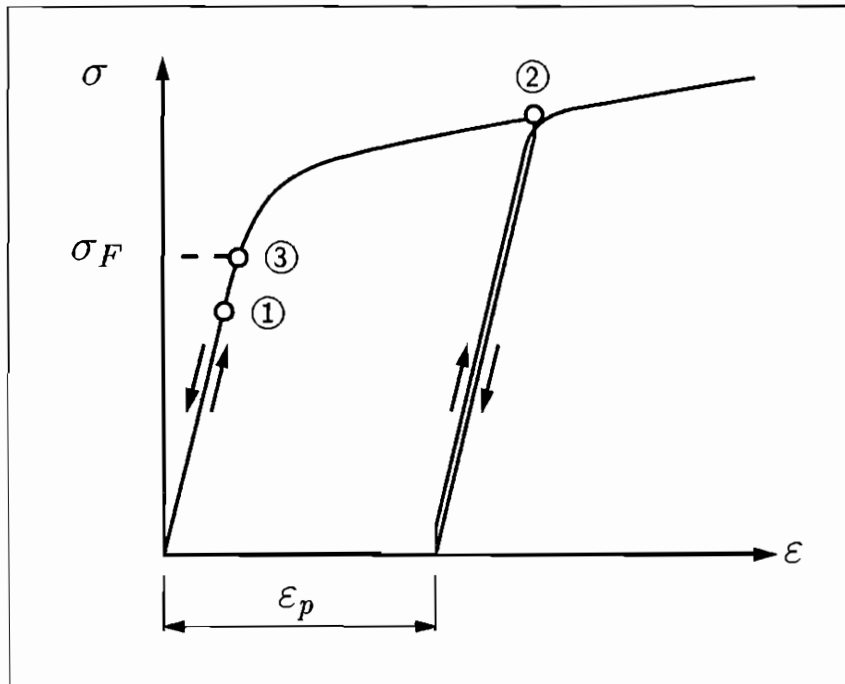


Abb. 2.1: Fließgrenze beim einachsigen Zugversuch

2.2 Definition der Fließfläche

Bei mehrachsigen Spannungszuständen kann ebenfalls beobachtet werden, daß die Probenverformung bei kleinen Lasten zunächst rein elastisch ist. Erst nach Überschreiten einer Fließgrenze kann bei totaler Entlastung eine bleibende Verformung der Probe beobachtet werden.

Im Raum der Komponenten des Spannungstensors ist das Gebiet, in dem nur elastische Verformungen auftreten, durch eine Fläche, die sog. Fließfläche, begrenzt. Die Fließfläche kann als Funktion des Spannungszustandes σ , eines Satzes von internen Werkstoffparametern q_N , die von der Verformungsgeschichte abhängig sind, und der Temperatur T beschrieben werden

$$F(\sigma, q_N, T) = 0. \quad (2.1)$$

Eine häufig verwendete Form geht auf v. MISES [68] (HMH) zurück und beschreibt die Fließfläche in Abhängigkeit von der 2. Invarianten des Spannungsdeviators. Mit den

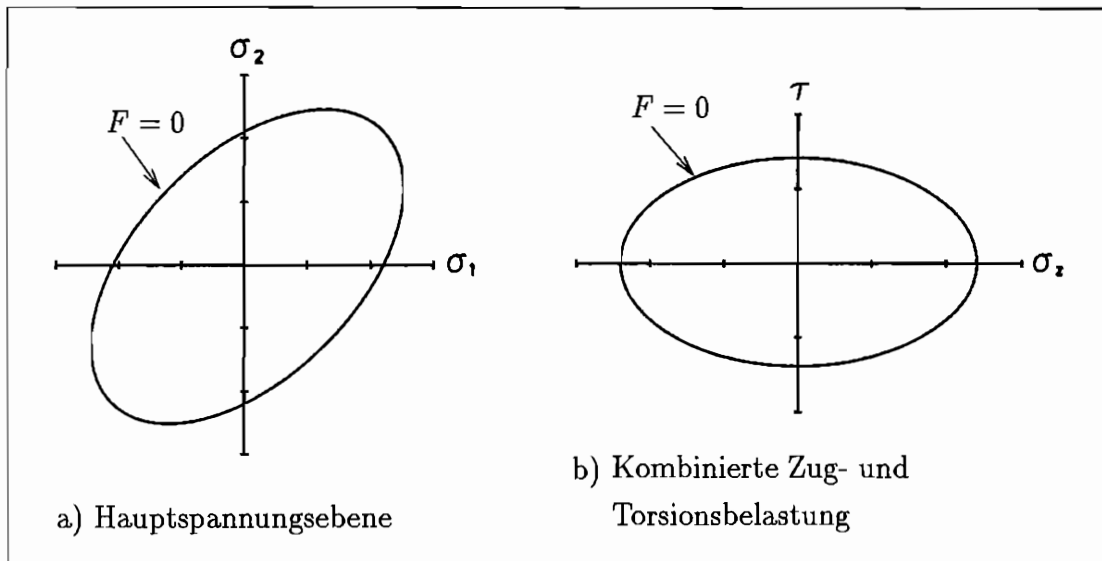


Abb. 2.2: Die Fließfläche beim ebenen Spannungszustand

Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 und mit der Fließspannung aus dem einachsigen Zugversuch σ_F ist

$$F(\boldsymbol{\sigma}) = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 2\sigma_F^2 = 0. \quad (2.2)$$

Diese mathematische Beschreibung der Fließgrenze wird auch Fließbedingung genannt.

Im Raum aller drei Hauptspannungen ergibt die HMM-Fließbedingung einen Kreiszyylinder um die Raumdiagonale $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$. Am anschaulichsten läßt sich jedoch die Fließfläche durch die Fließellipse beim ebenen Spannungszustand darstellen, z.B. in der Hauptspannungsebene bei einem zweiachsigen Zugversuch (Abb. 2.2a) oder in der σ_2 - τ -Ebene bei Zug- und Torsionsbelastung (Abb. 2.2b).

2.3 Das Druckersche Postulat

Nach einer plastischen Deformation der Probe kann im Experiment eine Verschiebung und Verformung der Fließfläche beobachtet werden (IKEGAMI [42], FINDLEY UND MICHNO [64]). Bei isothermen Verformungsprozessen wird postuliert, daß sich der Werkstoff im

Sinne des Druckerschen Postulats (DRUCKER [19]) stabil verhält, d.h. plastische Deformationen sind stets mit einer positiven Dissipationsarbeit

$$DA = \mathbf{D}\boldsymbol{\sigma} : \mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}_p > 0 \quad (2.3)$$

verbunden. Dies ist nur dann möglich wenn die Fließfläche F konvex ist und die plastische Verzerrungsgeschwindigkeit $\mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}_p$ senkrecht auf der Fließfläche steht ("Normalenregel"). In Abb. 2.3 sind diese Kriterien nochmals veranschaulicht. $\boldsymbol{\sigma}_0$ ist der Tensor eines Ausgangszustandes innerhalb oder auf der Fließfläche. Das Druckersche Postulat fordert, daß das Skalarprodukt

$$(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}_0) : \mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}_p \quad (2.4)$$

bei beginnender plastischer Verformung stets positiv ist. Dieses ist erfüllt, wenn die beiden Vektoren $(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}_0)$ und $\mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}_p$ stets einen spitzen Winkel bilden.

Die Normalenregel und die Fließbedingung F können als Ausgangspunkt für die mathematische Beschreibung von plastischen Deformationen genutzt werden. Der Vektor $\mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}_p$ muß also eine Parallele zur Normalen auf $F = 0$ bilden. Die Komponenten des Normalenvektors auf einer Fläche sind jedoch die des Gradienten und somit kann die Verzerrungsgeschwindigkeit als ein Vielfaches des Fließflächengradienten ausgedrückt werden

$$\mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}_p = \lambda \frac{\partial F}{\partial \tilde{\boldsymbol{\sigma}}} \quad (2.5)$$

Dabei ist der Proportionalitätsfaktor λ ein materialabhängiger, nichtnegativer Faktor

$$\lambda \geq 0 . \quad (2.6)$$

$\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$ ist der Deviator des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} - \text{Sp}(\boldsymbol{\sigma}) . \quad (2.7)$$

Auf der Basis von Gl. 2.5 lassen sich Evolutionsgleichungen für die internen Zustandsgrößen q_n aufstellen, mit denen dann das plastische Spannungs-Dehnungsverhalten vollständig beschrieben werden kann. Stoffgesetze, die über die Normalenregel der Fließbedingung F zugeordnet sind, werden daher auch als assoziierte Fließgesetze ("associated flow rules") bezeichnet.

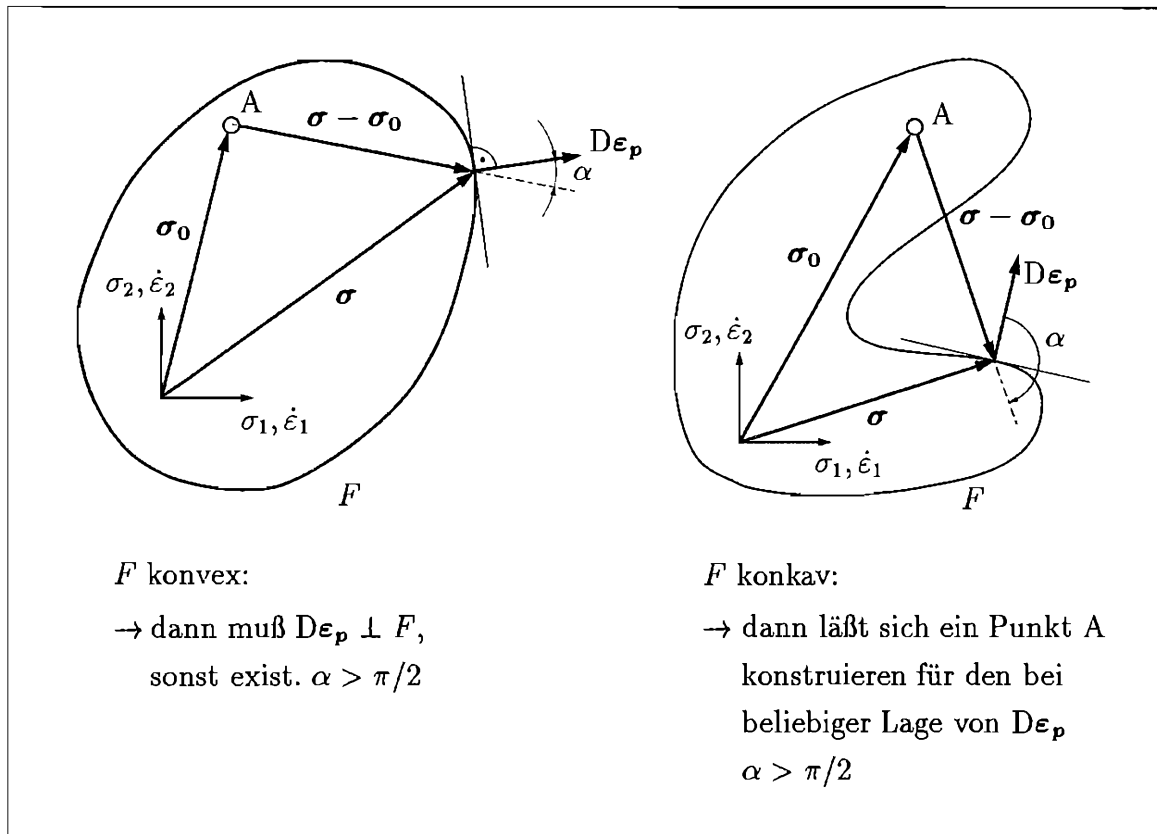


Abb. 2.3:

Aus der Literatur sind zahlreiche Vorschläge zur Beschreibung von plastischem Materialverhalten, die auf solche Fließgesetze aufbauen, bekannt (z.B. BRUHNS [5], CHABOCHE UND ROUSSELIER [13], HASSAN UND KYRIAKIDES [33, 34], LEHMANN [55]). Die Existenz nicht-konvexer Fließflächen stellt die Richtigkeit der Normalenregel und die aus ihr abgeleiteten Stoffgesetze in Frage. Vor diesem Hintergrund ist die Diskussion über die Meßergebnisse von GUPTA UND LAUERT [30] zu sehen.

3. Prüfeinrichtung

In diesem Kapitel wird die verwendete Prüfeinrichtung vorgestellt. Aufbauend auf die Arbeit von KIKILLUS [48] wurde die am Lehrstuhl für Technische Mechanik befindliche Zug-Torsions-Prüfmaschine verbessert und um eine weitere Belastungskomponente erweitert. Es können jetzt Hohlzylinderproben außer durch Zug und Torsion auch in Umfangsrichtung der Probe gezielt durch Innendruck belastet werden.

Es folgt zunächst eine Beschreibung des Prüfmaschinenrahmens und der digitalen Regel-elektronik für die Zug- und Torsionsbelastung. Anschließend wird die Innendruckvorrichtung vorgestellt. Anders als die Zug- und Torsionsregelung verfügt die Innendruckregelung nicht über eine standardisierte Schnittstelle für eine Rechnersteuerung. Es wird gezeigt, wie mit einer modernen Multifunktionskarte die Innendruckbelastung über einen PC kontrolliert werden kann.

Nach der Beschreibung der speziellen Probeneinspannung für kombinierte Zug-, Torsions- und Innendruckbelastung werden die verwendete Probengeometrie sowie die eingesetzten Probenwerkstoffe vorgestellt.

Spannungen und Dehnungen werden aus den gemessenen mechanischen Größen bestimmt. In dieser Arbeit werden hohe Ansprüche an die Auflösung bei der Messung der Probenverformung gestellt. Es wird gezeigt, wie das biaxiale Extensiometer von KIKILLUS [48] in dieser Hinsicht verbessert werden konnte. Zur Messung der zusätzlichen Probenverformung aus Innendruck wurde die Meßvorrichtung ergänzt.

Das Kapitel schließt mit der Beschreibung einiger auf dem Gebiet der Regleroptimierung gesammelten Erfahrungen.

3.1 Aufbau der Universalprüfmaschine

Die hier vorgestellten Zug-Torsionsversuche wurden auf einer servohydraulischen Universalprüfmaschine der Firma Carl Schenck AG durchgeführt. In Abb. 3.1 und 3.2 sind die Komponenten der Maschine dargestellt. Im Maschinenrahmen sind Hydraulikzylinder für Zug- und Torsionsbelastung untergebracht. Zwei Steuerschränke mit Bedienfeldern vom Typ Serie 56, hiernach kurz S56 genannt, regeln jeweils die Position der beiden Zylinder. Überwachung und Synchronisation übernimmt ein Mikrocomputer.

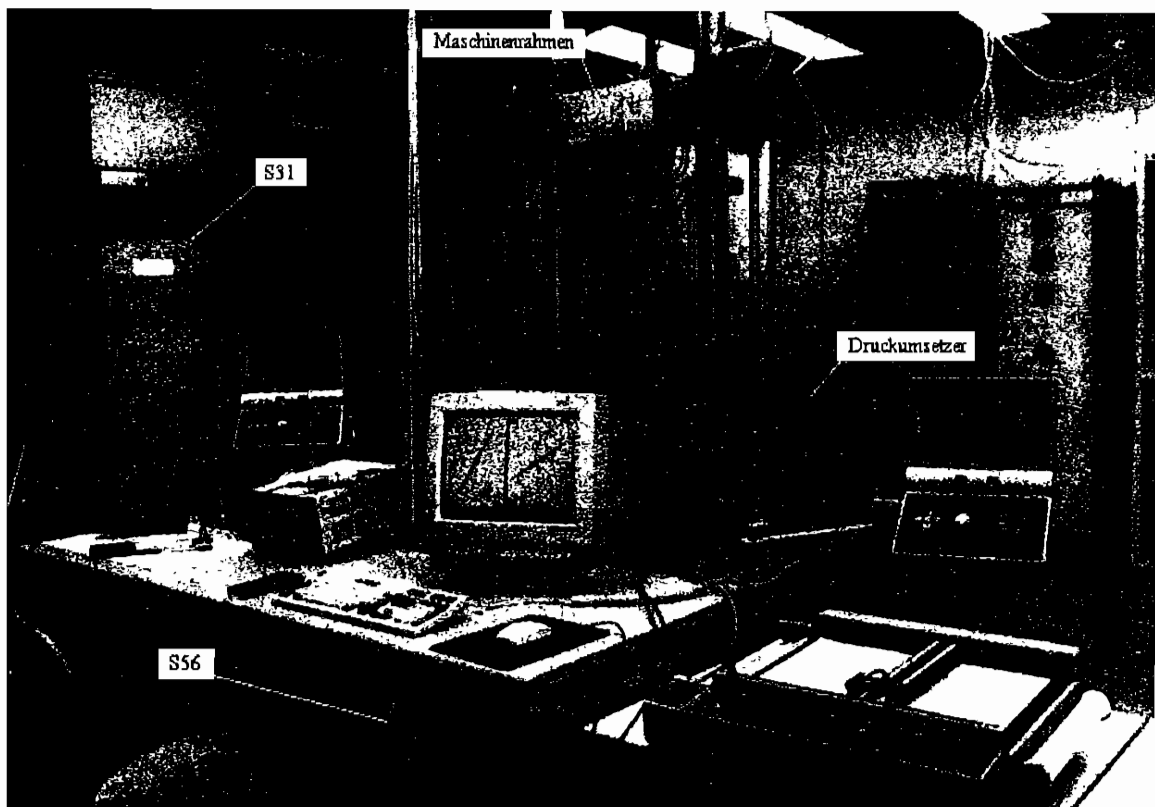


Abb. 3.1: Universalprüfmaschine

3.1.1 Hydraulikzylinder und Maschinenrahmen

Die untere Einspannung der Probe ist am oberen Ende des Zugkolbens befestigt. Dieser läßt sich um $\pm 50 \text{ mm}$ verfahren. Das andere Ende des Kolbens ist über eine spielfreie Kupplung mit dem Torsionszylinder verbunden und ermöglicht eine Verdrehung der Einspannung um $\pm 50^\circ$. Das Hydraulikaggregat liefert einen Druck von 300 bar und ermöglicht beliebig kombinierbare Nennlasten bis $\pm 160 \text{ kN}$ und $\pm 1000 \text{ Nm}$. Der maximale Durchsatz des Hydraulikaggregats beträgt 40 l/min . Die Ölzufuhr zu den Hydraulikzylindern wird über zwei 2-stufige Servoventile mit einer Nenn-Leistung von $3,8 \text{ l/min}$ gesteuert. Die größtmögliche Verfahrgeschwindigkeit hängt vom Betriebszustand ab. Im Leerlauf sind die Maximalgeschwindigkeiten 30 mm/s und $230^\circ/\text{s}$. Höhere Geschwindigkeiten lassen sich durch Einbau von Servoventilen mit größeren Querschnitten erreichen (20 l/min und 40 l/min^1). Die kleinste Geschwindigkeit hängt von der Güte der verwen-

¹Bei kombinierter Zug- und Torsions-Belastung ist die maximale Geschwindigkeit durch die Förderleistung des Hydraulikaggregats begrenzt.

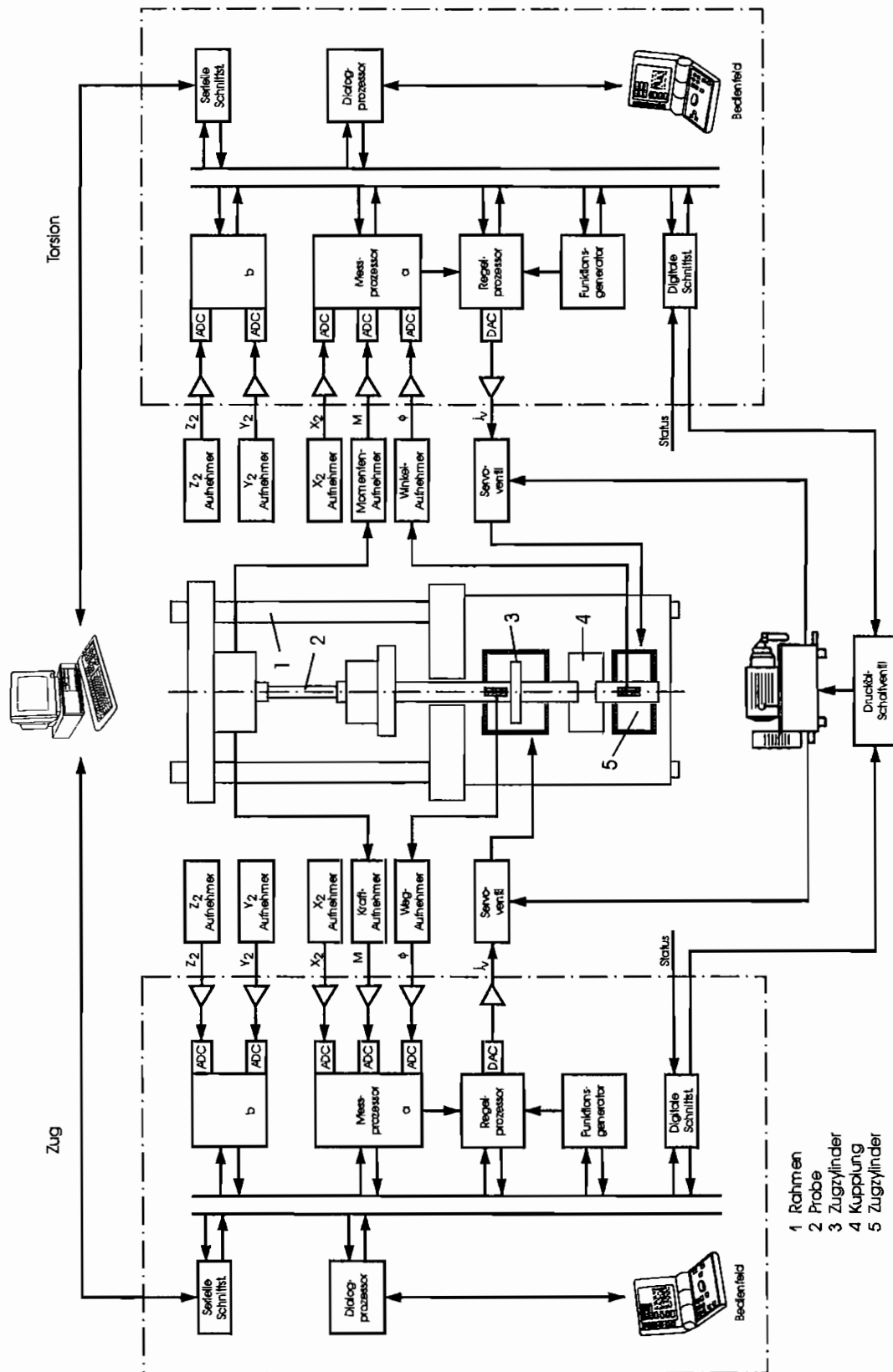


Abb. 3.2: Universalprüfmaschine.

deten Meßsensoren und Regler sowie der Dosierbarkeit der Servoventile ab.

Die obere Probeneinspannung ist mit der Kraft- und Momenten-Meßdose verbunden. Diese wiederum ist an der Traverse befestigt. Die Traverse läßt sich für unterschiedliche Probenlängen hydraulisch verfahren und festklemmen. Induktive Wegaufnehmer in den Hydraulikzylindern messen die Kolbenstellungen.

Um eine unerwünschte Erwärmung der Proben aufgrund des erwärmten Hydrauliköls zu vermeiden, werden die Probeneinspannungen mit Wasser gekühlt. Zwei adaptive Regler erlauben die Probentemperatur auch über einen längeren Zeitraum konstant zu halten.

3.1.2 Regelelektronik S56

Die beiden Steuerschränke der S56 sind von ihrem Aufbau her identisch und werden anhand der Zugeinheit beschrieben.

Die S56 ist intern modular aufgebaut. Unterschiedliche digitale Prozessoren steuern die Signalein- und ausgabe, Regelung, Überwachung und die Benutzerschnittstellen. Alle Module sind über einen Datenbus miteinander verbunden. Der Meßprozessor a (vgl. Abb. 3.2), der Regelprozessor und der Funktionsgenerator sind zusätzlich direkt miteinander verdrahtet.

Die Signale für Weg und Kraft werden Trägerfrequenz-Meßverstärkern zugeführt, danach analog gefiltert und digitalisiert. Die Meßwerte stehen dem Regler als Istwert zur Verfügung. Der digitale PID-Regler kann zwischen den drei Regelpfaden "Zylinderweg", "Kraft" und "externe Meßgröße" umschalten. Die Führungsgröße kann vom Bediener an dem Funktionsgenerator eingestellt oder extern erzeugt werden. Die Stellgröße des Reglers ist das Steuersignal für das Servoventil. Dieses wird zunächst einem DA-Wandler zugeführt, bevor es in ein Stromsignal gewandelt wird.

Die Auflösung der AD- und DA-Wandler beträgt 16 *bit* bei einem Meßbereich von $\pm 10 V$. Eingangs- bzw. Ausgangssignale entsprechen dabei theoretisch einem Zahlenbereich von ± 32766 *Digits* (Meßstufen), d.h. die elektrische Auflösung beträgt $0,3052 mV$. In der S56 entspricht allerdings 1 *Digit* $0,325 mV$, und es können dabei Signale im Bereich $\pm 10,24 V$ gewandelt werden.

Der Weggeber für die Zylinderstellung und die Kraftmeßdose sind mit der S56 fest verdrahtet. Zusätzlich können drei weitere Signale x_1 , y_1 und z_1 in die Elektronik eingespeist werden. Diese müssen im Spannungsbereich von $\pm 10 V$ liegen. Der Eingang x_1 ist mit dem Regler verbunden und kann als Istwert in der Regelung genutzt werden.

Der Sollwertgenerator erzeugt die Führungsgröße als ein Spannungs-Zeit-Signal. Es können Rampen sowie Dreiecks-, Sinus- und Rechteckfunktionen generiert werden. Amplitude, Frequenz, Mittelwert und Schwingzahl sowie Geschwindigkeit und Endwert der Rampe können vorgewählt und während des Versuchs geändert werden. Sollwertfunktionen können auch extern erzeugt und über einen Sollwerteingang in die Regelung eingespeist werden. Umschalten der Regelpfade (Weg, Kraft oder Extern) ist jederzeit und nahezu sprunglos möglich, wobei der Sollwert automatisch, vor dem Umschalten, an den aktuellen Istwerte der neuen Regelgröße angepaßt wird.

Die fünf Meßeingänge können im Bedienfeld angezeigt und als Spannungssignal zur externen Protokollierung abgegriffen werden. Andere Prozeßgrößen wie z.B. Sollwert, Mittelwert und Spitzenwert können ebenfalls auf gleiche Weise zur Anzeige gebracht werden. Zur besseren Prozeßkontrolle kann eine Überwachungsmatrix gesetzt werden. Der Bediener kann Spitzenwerte und die maximale Regelabweichung der drei Regelpfade, sowie die Reaktion der Maschine beim Überschreiten dieser Grenzen einstellen. Zudem können der Zustand eines Schwingspielzählers und drei binäre Eingänge überwacht werden. Fehlerreaktionen können eine Meldung am Bedienfeld, Veränderung der Versuchsparameter, setzen eines binären Ausgangs oder Abschalten der Maschine sein.

3.1.3 Versuchssteuerung mit einem Mikrorechner

Die S56 ist so konzipiert, daß eine Versuchsdurchführung ohne angeschlossenen Steuerrechner möglich ist. Alle im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Funktionen lassen sich über ein menügesteuertes Bedienfeld auswählen und starten. Diese und noch weitere Optionen der S56 lassen sich auch von einem angeschlossenen Mikrorechner ansprechen. Die beiden Steuereinheit für Zug und Torsion sind für diesen Zweck über zwei V24-Schnittstellen mit einem Personal-Computer verbunden. Umfangreiche Versuchsprogramme können somit im Computer vorbereitet, vollautomatisch durchgeführt und synchronisiert werden.

Zur Kommunikation zwischen dem Leitrechner und der Steuerelektronik steht ein umfangreicher Befehlssatz zur Verfügung, dessen Einzelbefehle im ASCII-Zeichenkettenformat über die asynchrone serielle Schnittstelle mit 19200 *baud* übertragen werden. Der Versuchsablauf kann durch einen Steueralgorithmus im PC überwacht werden. Alternativ können die S56-Befehle vor Versuchsbeginn in einer speicherprogrammierbaren Steuerung (SPS) abgelegt werden. Die SPS reagiert auf den Status des Überwachungsprozessors. So kann bei einer Fehlerreaktion, wie z.B. Überschreiten eines Grenzwertes, eine Ent-

lastungsrampe intern gestartet werden. Mit der SPS und der digitalen Schnittstelle können die beiden Steuerschranke der S56 auch direkt synchronisiert werden.

Die unmittelbare Regelung der Hydropuls-Maschine übernehmen die beiden Steuerschranke der S56, so daß der Steuerrechner weitestgehend für die Meßdatenerfassung und Datenverarbeitung eingesetzt werden kann. Zur Meßdatenerfassung stehen verschiedene Möglichkeiten zur Verfügung:

- Es können die momentanen Werte an den fünf Meßeingängen abgefragt und sofort in den Steuerrechner übertragen werden. Da relativ lange ASCII-Datensätze zu übertragen sind, können nur bis zu 20 Messungen pro Sekunde durchgeführt werden.
- Es kann ein interner Speicher in der Steuerelektronik in zwei Meßdatenpuffer aufgeteilt werden. Wechselseitig wird dann ein Puffer mit Meßdaten beschrieben, während der andere Puffer seine Daten in den Microrechner überträgt. Die maximale Summenabtastrate beträgt in diesem Modus 800 *Hz*.
- Eine Abtastrate von 5000 *Hz* ist möglich, wenn der gesamte interne Speicher auf einen Schlag mit Meßdaten beschrieben wird. Kontinuierliche Datenerfassung ist in diesem Modus nicht ohne Verluste möglich, da während der anschließenden Datenübertragung zum Steuerrechner keine Messungen erfolgen können.
- Im Prozeßleitrechner ist eine Multifunktions-Meßkarte mit einem 16 *bit* Analog-Digital-Wandler eingebaut. Die Spannungswerte an 8 Kanälen können in etwa 1 *ms* gewandelt und vom Steuerprogramm ausgewertet werden. Höhere Wandlungsraten sind im sogenannten DMA-Betrieb möglich. Dabei können bis zu 160 000 mal pro Sekunde Meßwerte direkt in den Kernspeicher des PCs geschrieben werden.

In dieser Arbeit mußten die aktuellen Spannungs- und Verzerrungswerte in der Probe jederzeit zur Verfügung stehen, damit beim Überschreiten der Fließgrenze möglichst schnell reagiert werden konnte. Da die Prozeßgeschwindigkeit mit $\dot{\epsilon} = 10^{-5} s^{-1}$ sehr klein war, reichte die Abtastrate bei der Meßdatenerfassung über die serielle Schnittstelle aus. Die Multifunktionskarte wurde für die Steuerung einer Innendruckvorrichtung eingesetzt.

3.2 Innendruckvorrichtung

Am Lehrstuhl für Technische Mechanik ist die servohydraulische Prüfmaschine um eine Innendruck-Vorrichtung erweitert worden. Es ist jetzt möglich, neben der Axial- und

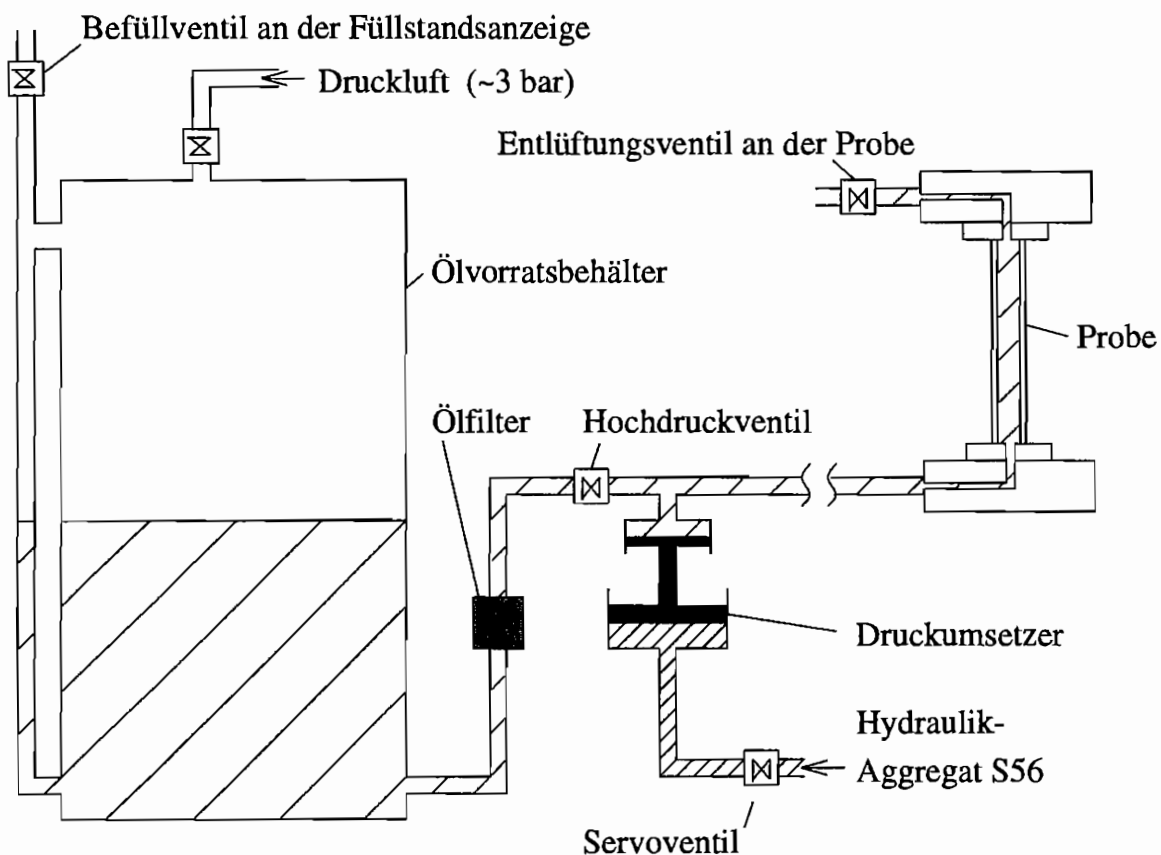


Abb. 3.3: Innendruck-Vorrichtung (Aus OBERSTE-BRANDENBURG [68])

Torsionslast die Probenwand auch in azimuthaler Richtung zu belasten. Ein Druckumsetzer mit Vorratsbehälter ist mit der Probeneinspannung im Maschinenrahmen der Prüfmaschine verbunden (Abb. 3.3). Der Druckumsetzer wird über ein Servoventil von dem Hydraulikaggregat der S56 versorgt. Die Innendruckbelastung wird mit einer analogen Regelelektronik vom Typ Serie 31 der Firma Schenck-Trebel gesteuert.

3.2.1 Druckumsetzer

Der Druckumsetzer ist ein geregelter Hydraulikzylinder für Drücke im Bereich von 0 bis 1500 bar. Auf der Hochdruckseite hat der Zylinder ein Volumen von 560 ml bei einem Verfahrweg des Kolbens von ± 50 mm. Für den Regelkreis werden als Istwert wahlweise der Kolbenweg oder der Innendruck in der Probe von einem induktiven Weggeber bzw. einer Absolutdruck-Meßdose bereitgestellt. Angesteuert wird der Druckumsetzer mit einem

2-stufigen Servoventil (Nennleistung $3,8 \text{ l/min}$).

Als Druckmedium ist im Hochdruckkreis ein spezielles temperaturbeständiges Silikonöl eingesetzt. Dieses wird vor Versuchsbeginn mittels Druckluft in den Umsetzer und in die Probe gefüllt. Der Druckumsetzer ist über einen elastischen Hochdruckschlauch mit der Probeneinspannung verbunden.

3.2.2 Regelelektronik S31

Der Druck und die Stellung des Zylinders im Druckumsetzer wird von der analogen Regelelektronik S31 gesteuert. Ihre Komponenten sind modular auf Europa-Platinen in einem 19-Zoll-Modulträger eingebaut. Die einzelnen Einsteckkarten sind über einen Steuer- und Signalbus miteinander verbunden. Einstellungen an der Steuerelektronik erfolgen über Drehpotentiometer und Druckknöpfe auf der Frontplatte.

Die Komponenten der Regelelektronik können in fünf Funktionsgruppen zusammengefaßt werden: Meßdatenerfassung, Regelung, Sollwertgenerierung, Ein- und Ausgabe von Signalen und Prozeßüberwachung. Der Weggeber und der Absolutdruckmesser im Druckumsetzer sind mit zwei Trägerfrequenz-Meßverstärkern verbunden. Nach der Kalibrierung können die Meßwerte als Istwert einem PID-Regler zugeführt werden. Im Regler wird der Istwert mit dem Wert des Sollwertgenerators verglichen. Die resultierende Stellgröße wird mit einer Leistungselektronik in ein Steuersignal für das Servoventil gewandelt. Druckumsetzer, Hochdruckschlauch, Probe und Maschinenrahmen mit Probeneinspannung bilden die Regelstrecke.

Die S31 ist mit vier Meßeingängen ausgestattet. Zwei der Eingänge sind mit den Aufnehmern am Druckumsetzer fest verbunden. Weitere Meßgeber können an zwei externe Eingänge angeschlossen werden. Neben dem Druck und der Zylinderposition ist ein externer Istwerteingang mit dem Regler verbunden. Die Spannung an allen Meßeingängen sind nach außen geführt und können an BNC-Buchsen abgegriffen werden.

Als Sollwert-Zeit-Signal kann an einem Funktionsgenerator eine Rampe, eine Dreieckfunktion, eine Sinusfunktion oder eine Rechteckfunktion gewählt werden. Die Sollwertform, der Mittelwert, die Amplitude und die Frequenz bzw. Anstiegszeit und Endwert bei der Rampe können ebenfalls vorgewählt und im laufenden Versuch verändert werden. Beliebige Sollwertfunktionen können extern generiert und an einem Sollwerteingang angeschlossen werden. Der Sollwert wird als elektrisches Spannung-Zeit-Signal eingestellt. Eine automatische Anpassung des Istwertes an die aktuelle Regelgröße wie bei der S56

findet nicht statt. Das Umschalten der Regelpfade während des Versuchs ist ebenfalls nicht möglich. Der aktuelle Sollwert kann an einer BNC-Buchse extern gemessen werden. Der Sollwert und die Werte der Meßkanäle können an einem eingebauten Digitalvoltmeter angezeigt werden. Grenzwerte für die drei Regelpfade werden ebenfalls mit dem Voltmeter eingestellt und angezeigt. Die Reaktion der S31 bei Überschreiten dieser Grenzen und bei weiteren Alarmzuständen, wie z.B. Not-Aus, wird an einem Überwachungsmodul eingestellt.

3.2.3 Rechnersteuerung

In der S31 ist ab Werk kein standardmäßiger Anschluß für eine externe Computersteuerung vorgesehen. Die einzelnen Druckknöpfe am Bedienfeld lassen sich jedoch durch Ansteuerung der Steuerleitungen im Modulträger aktivieren. Die Steuerleitungen sind über ein Rechner-Interface (RIF) mit einer digitalen Schnittstelle auf der Multifunktionskarte im Steuerrechner verbunden. Es kann so z.B. extern eine Rampe gestartet, angehalten und zurückgesetzt werden (OBERSTE-BRANDENBURG [69]). Die Rampengeschwindigkeit muß jedoch mit Drehpotentiometern am Funktionsgenerator vorgegeben werden und läßt sich nicht vom Rechner verstellen.

Eine Vorgabe der Sollwertgeschwindigkeit im PC ist möglich, wenn der Ausgang des DAC der Multifunktionskarte mit dem externen Sollwerteingang der S31 verbunden wird. Dieser Digital-Analogwandler wird so programmiert, daß er kontinuierlich vorgegebene Rampenwerte aus einem Speicherbereich des PCs liest und in ein Spannungssignal umwandelt, ohne die CPU zu belasten. Die Spannungsausgabe kann jederzeit vom Steuerprogramm angehalten und neu programmiert werden. Es wird der dynamische Sollwert als Spannungsrampe von dem momentanen Wert aus generiert. Der Endwert ist ± 10 Volt relativ zum Anfangswert und die Sollwertgeschwindigkeit ist abhängig von der eingestellten Umwandlungsrate des DACs. Abb. 3.4 veranschaulicht die Rampengenerierung. Eine Sollwertrampe wird in ca. 100 ms neu programmiert und gestartet.

Die externen Meßausgänge an der S31 sind mit dem Analog-Digital-Wandler im PC verbunden. Druck, Zylinderhub, externe Regelgröße und aktueller Sollwert stehen somit jederzeit zur Prozeßüberwachung im Steuerprogramm zur Verfügung. Abb. 3.5 zeigt die Rechnersteuerung im Überblick.

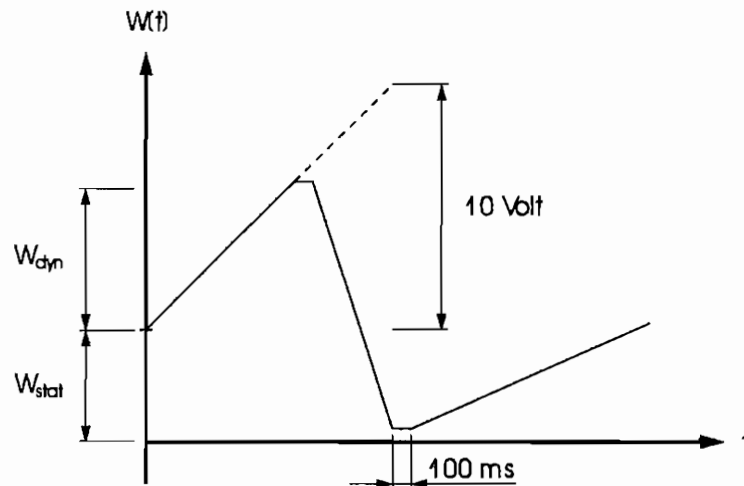


Abb. 3.4: Sollwertverlauf

3.2.4 Probeneinspannung

Eine Einspannung für Hohlzylinderproben unter kombinierter Zug-, Torsions- und Innendruckbelastung zeigt Abb. 3.6. Zwei Zentrierplatten sind fest mit den Kühlköpfen in der Prüfmaschine verbunden. Beim Einbau wird die Probe zwischen den Zentrierungen eingesetzt und mittels Spannbacken geklemmt. Die Zugbelastung wird formschlüssig in die Probe eingeleitet, wogegen die Torsionslast einzig durch die Reibverbindung zwischen Probe und Einspannung aufgebracht wird. Das Öl für den Innendruck wird durch die Zentrierung in das Innere der Probe eingeleitet. Dichtungsringe zwischen Probe und Einspannung verhindern den Ölaustritt.

3.3 Proben

3.3.1 Probengeometrie

In den hier vorgestellten Versuchen wurden dünnwandige Hohlzylinderproben verwendet. Unter kombinierter Zug-, Torsions- und Innendrucklast kann in der Probenwand ein nahezu ebener Spannungszustand erzeugt werden. Spannungen und Dehnungen lassen sich aufgrund der einfachen Geometrie gut berechnen. Eine eindeutige Bestimmung der Spannungen ist nur dann möglich, wenn das Verhältnis Wanddicke t zu Probenaußenradius d_a so gewählt wird, daß bei Druck- oder Torsionsversuchen die Probe nicht zum Beulen

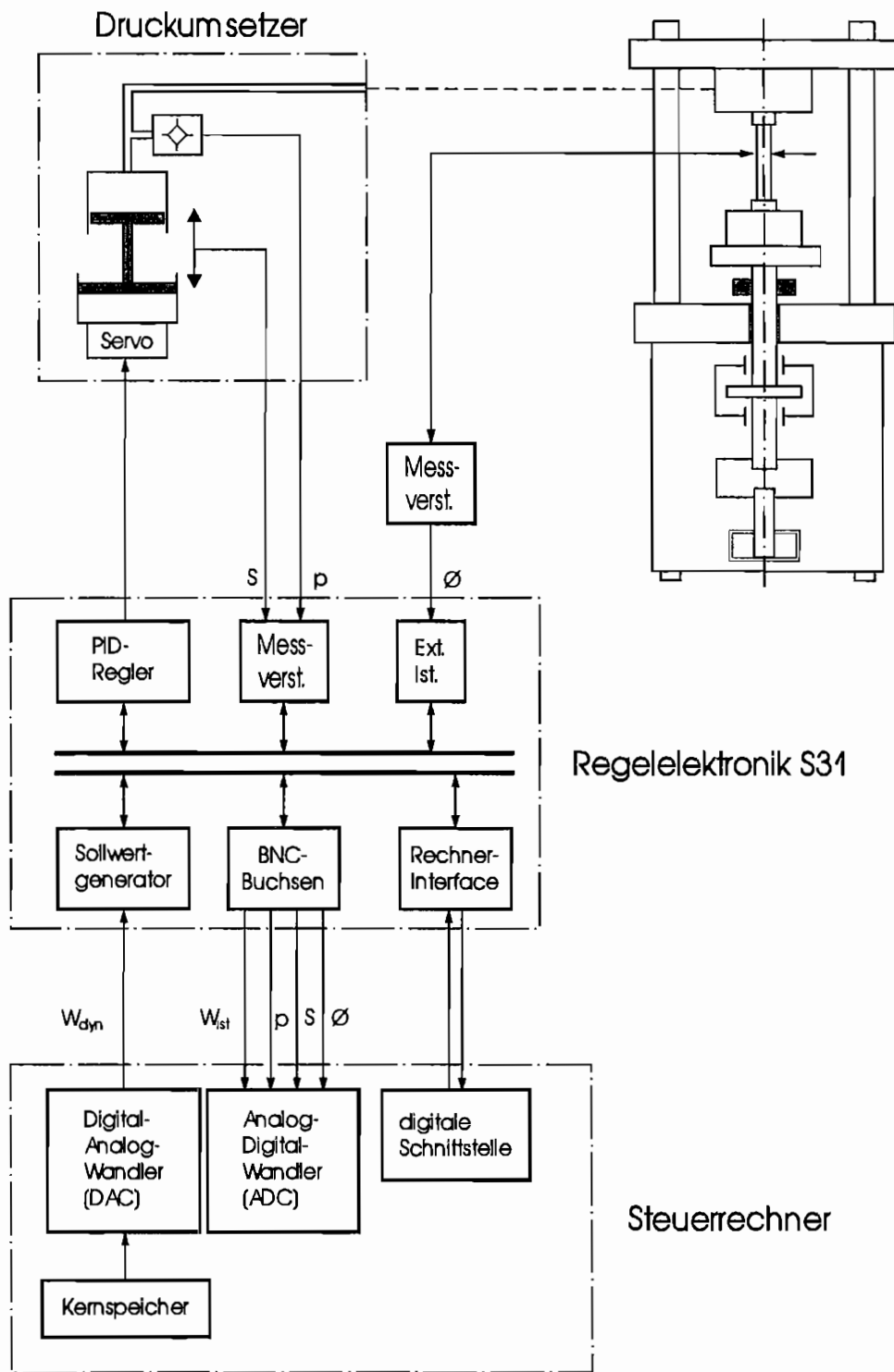


Abb. 3.5: Rechnersteuerung Innendruckversuche

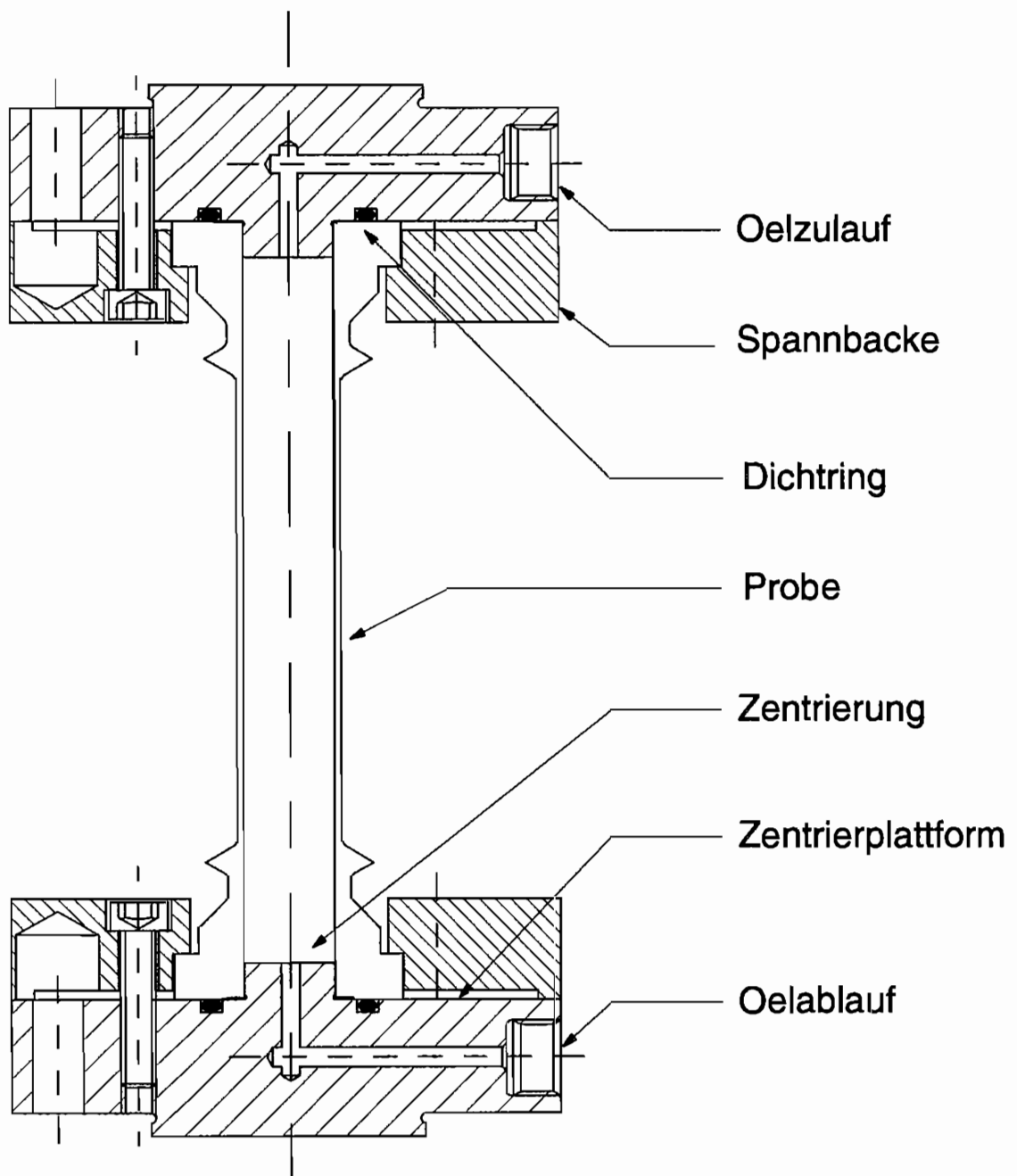


Abb. 3.6: Probeneinspannung

neigt. Um in den Experimenten das Verhalten von polykristallinem Material wiedergeben zu können, muß die Probenwanddicke ein Vielfaches der Korngröße sein. Dagegen sollte bei Innendruck- oder Torsionsversuchen das Verhältnis t/d_a möglichst klein gewählt werden. Bei kleinem t/d_a kann ein ebener Spannungszustand angenommen werden. Als ein Kompromiß der verschiedenen Einschränkungen empfehlen MICHNO UND FINDLEY [64] ein Verhältnis $t/d_a \approx 0.06$. Um einen homogenen Verzerrungszustand zu erreichen, muß die Probe auch hinreichend lang sein (Meßlänge zu mittlerem Radius ungefähr 10, KIKILLUS [48]).

Bei der hier gewählten Probengeometrie (Abb. 3.7) ist das Verhältnis Wanddicke zu Probenradius in etwa 0,065 und das Verhältnis Meßlänge zu mittlerem Radius 8,7.

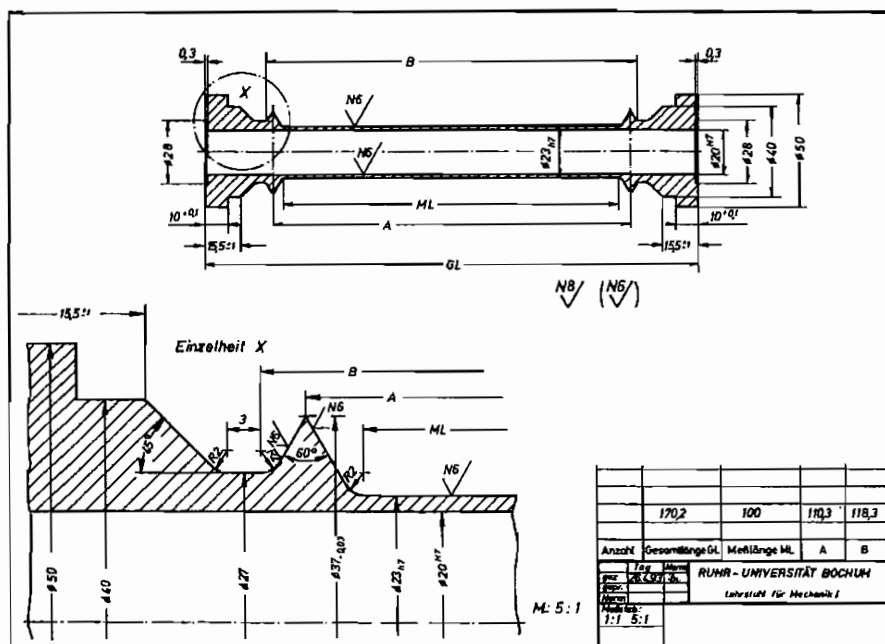


Abb. 3.7: Probengeometrie

Zwei Krage an den Enden der Meßlänge dienen zur Aufnahme einer externen Meßeinrichtung. Alle Proben wurden nach der Fertigung vermessen, um auch kleine Abweichungen in der Geometrie bei der Spannungs- und Dehnungsberechnung berücksichtigen zu können. Es wurden Stahlproben aus zwei verschiedenen Legierungen verwendet.

3.3.2 Proben aus ferritischem Kohlenstoffstahl

Der Großteil der Versuche wurde an Proben aus dem unlegierten Einsatzstahl Ck15 durchgeführt. Der Werkstoff wurde als warmgezogene Stangen, Durchmesser 55 mm, angeliefert. Die Stangen wurden zunächst geschnitten und gebohrt und anschließend auf einer CNC-Maschine auf die endgültige Probenform gedreht. Um herstellungsbedingte Texturen und Verfestigungen abzubauen, wurden die Proben nach der mechanischen Bearbeitung bei 900 °C unter Argon für zwei Stunden normalisiert und langsam im Ofen abgekühlt. Durch die Wärmebehandlung waren die Proben angezündert und wurden durch Sandstrahlen gesäubert.

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs wurde durch eine Spektralanalyse (MACHERAUCH [56]) an einer der Proben untersucht. Das Ergebnis Abb. 3.8 zeigt, daß das Probenmaterial als Ck 15 (Werkstoffnummer 1.1141) klassifiziert werden kann (WEGST [97]).

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
Anteil %	.129	.206	.529	.0101	.0111	.102	<.010	.0776
Element	Al	Co	Cu	Ti	V	W	Sn	Fe
Anteil %	.0041	<.010	.341	≤ .010	≤ .010	≤ .010	.0147	98.56

Abb. 3.8: Bestandteile der Ck15 Proben

Proben des gleichen Werkstofftyps, aber unterschiedlicher Guß-Charge, können im Versuch Abweichungen im mechanischen Verhalten aufzeigen. Die Feststellung der Chargenzugehörigkeit nach der Fertigstellung der Proben kann sehr aufwendig und kostspielig sein (KIKILLUS [48]). Um später die Proben nach Chargen ordnen zu können, wurden alle Probe durchnummeriert und mit der Stangenummer versehen.

Der Werkstoff Ck15 ist ein ferritischer Kohlenstoffstahl, der sich bei der Erstbelastung durch eine diskontinuierliche Steckgrenze auszeichnet. Dieses Verhalten ist darauf zurückzuführen, daß Versetzungen, die vor der Verformung vorhanden sind, durch Ausscheidung von Kohlenstoff-Atomen völlig unbeweglich geworden sind. Erst wenn eine Grenzspannung σ_0 erreicht wird, können neue Versetzungen gebildet werden. Die Versetzungen beginnen an einer Stelle der Probe und breiten sich anschließend über den Verformungsbereich aus

(Lüders-Band). Nach Erreichen der Lüders-Dehnung ε_L wird die Versetzungsdichte im ganzen Verformungsbereich erhöht und die Spannung steigt wieder an.

Dieses Verhalten macht das Bestimmen der Streckgrenze bei nicht vorgereckten Proben schwierig. Zum Vergleich wurden daher an Proben aus einem austenitischen Stahl herangezogen.

3.3.3 Proben aus austenitischem Stahl

Als zweiter Probenwerkstoff wurde der hochwarmfeste Stahl X6CrNi18.11 (Werksstoffnummer 1.4948) verwendet. Die Proben wurden aus massivem geschmiedetem Rundmaterial ($\varnothing 55 \text{ mm}$) hergestellt. Die Wärmebehandlung erfolgte hier nicht unter Argon, sondern in einem Vakuum-Ofen bei $900 \text{ }^\circ\text{C}$. Die chemische Zusammensetzung der Legierung zeigt das Ergebnis einer Spektralanalyse in Abb. 3.9.

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
Anteil %	.0592	.411	1.18	.0106	.0069	17.84	.0710	11.48
Element	Al	Co	Cu	Ti	V	W	Sn	Fe
Anteil %	.0446	.0377	.0336	$\leq .010$.0540	.0141	.0049	68.75

Abb. 3.9: Bestandteile der X6CrNi18.11 Proben

3.4 Messung der mechanischen Größen

3.4.1 Probenlasten

Der Spannungszustand in der Probe wird durch die gemessene Zugkraft, das Torsionsmoment und den Innendruck bestimmt. Zugkraft und Torsionsmoment werden mit der DMS-Meßdose zwischen der oberen Probeneinspannung und dem Querhaupt der Prüfmaschine gemessen. Den Innendruck liefert der Absolutdruckgeber am Druckumsetzer. Die Belastungen werden also nicht direkt an der Probe gemessen. Da hier nur quasistatische Prozesse ablaufen kann man davon ausgehen, daß die Probenlasten nicht durch dynamische Einflüsse verfälscht werden.

3.4.2 Probenverformung

Zur experimentellen Erfassung der Dehnungen und Verzerrungen sind zahlreiche Verfahren entwickelt worden. Eine sehr verbreitete und bewährte Methode ist die Verwendung von Dehnungsmeßstreifen kurz DMS genannt (siehe KEIL [46], THOMSON [95]). Auf die Oberfläche des Prüfkörpers geklebt, lassen sich mit einem DMS mehrachsige Verformungszustände bei einer hohen Auflösung sehr gut messen. Ihre richtige Applikation verlangt jedoch sehr viel Erfahrung, besonders wenn große Dehnungen gemessen werden sollen. Bei großen plastischen Dehnungen (Hochdehnungsbereich) treten im DMS zudem Relaxationserscheinungen (KEIL [46]) und Nichtlinearitäten zwischen gemessener und tatsächlicher Dehnung auf (HUANG, KHAN [41], KOCKELMANN, DIEM [50]).

Ein DMS mißt nur die Dehnung in einem kleinen Bereich der Probeoberfläche. Für die flächendeckende Verformungsmessung bietet sich ein optisches Abtasten der Oberfläche an. Mit der fortgeschrittenen Entwicklung in der Lasertechnik und der digitalen Bildverarbeitung sowie dem Bau von immer leistungsfähigeren Computern gewinnen in der Dehnungsmeßtechnik auch optische Meßmethoden immer mehr an Bedeutung. Eine Übersicht der verschiedenen Techniken und ihren physikalischen Hintergrund gibt KOBAYASHI [49]. Anwendungen zeigen, daß Verschiebungen bei einer Auflösung von $0,01 \mu\text{m}$ (HARTMANN, NICHOLAS [32]) oder plastische Dehnungen bis 30% (TAY ET AL [92]) gemessen werden können. EBERHARDSTEINER [20] stellt ein optisches System für die Dehnungsmessung in einer biaxialen Prüfmaschine vor. Der Geräteaufwand ist sehr hoch und Meßwerte können nicht kontinuierlich während des Versuchs aufgenommen und ausgewertet werden.

Als eine weitere Alternative zur Messung der Probenverformung bietet sich der Einsatz von Dehnungsextensometern an. Eindimensionale Extensiometer zur Messung der Zugverformung an Proben sind schon seit langer Zeit handelsüblich. Zweidimensionale Zug-Torsions- oder Zug-Querdehnungs-Extensiometer werden nur von wenigen Herstellern angeboten und sind in ihrer Genauigkeit oder Meßbereich begrenzt.

Andere Wissenschaftler haben eigene Extensiometer entwickelt, die aber meist nur für spezielle Meßaufgaben ausgelegt sind und werden im Bereich der homogenen Verformungen aufgeklebt oder mit Schneiden und Spitzen aufgeklemmt. Nur wenige können gleichzeitig Axial-, Radial- und Schubverformungen messen. WU, XU [99] geben einen Überblick und stellen ein triaxiales Extensiometer vor.

Bei aufgeklemmten, reibschlüssigen Extensometern ist es möglich, daß sich die Meßvorrichtung relativ zur Probe bewegt. Eigene Erfahrungen mit einem aufklemmbaren DD1-Aufnehmer haben gezeigt, daß bei großen Verformungen die Probenoberfläche stark

aufraucht und die Aufnehmerschneiden schlagartig in die so entstandenen Kerben hineintrutschen (siehe auch WESTERHOFF [98]). Der daraus verursachte Meßfehler ist kaum registrierbar oder äußerst gering. Solche Sprünge im Meßsignal können aber zu Instabilitäten in der Regelung führen, wenn der DD1 als Istwertgeber eingesetzt wird.

KIKILLUS [48] hat deshalb ein formschlüssiges Zug-Torsions-Extensiometer entwickelt und erfolgreich für Meß- und Regelzwecke eingesetzt. In der vorliegenden Arbeit wird diese Vorrichtung mit einigen Änderungen zur Messung der Zug- und Schubverformung eingesetzt. Die Durchmesseränderung bei Innendruckbelastung wird mit einem eigens gebauten Diametral-Extensiometer gemessen.

3.4.2.1 Biaxiales Extensiometer

Abb. 3.10 zeigt wie das Extensiometer von Kikillus auf die beiden Kragen der Probe formschlüssig aufgeklemmt ist. Die Verformung der Probe wird als die relative Verschiebung und Verdrehung der beiden Plattformen zueinander gemessen. Als Meßaufnehmer dienen, sowohl für die Längenänderung als auch für die Drehwinkelmessung, induktive Wegtaster der Firma Hottinger (Genauigkeitsklasse 0,2). Die Bezugsflächen der Wegtaster sind polierte Endmaße, deren Neigung sich verstellen läßt. So kann das Übersprechen zwischen den Meßachse auf die andere minimiert werden.

Die angezeigte Längenänderung Δl des längs zur Probe liegenden Aufnehmers kann unmittelbar in eine Dehnung umgerechnet werden. Die Schubverformung der Probe berechnet sich aus der Verdrehung $\Delta\varphi$ der Plattformen zueinander. Der quer zur Probe angeordnete Aufnehmer ist in einem relativen Abstand $R = 44,5 \text{ mm}$ zur Probenachse montiert und zeigt eine Wegänderung Δs_M an (vergl. Abb. 3.11). Unter Berücksichtigung des Radius r der Tastspitze gibt Kikillus folgende Bestimmungsgleichung für den Verdrehwinkel $\Delta\varphi$ an:

$$0 = \tan(\Delta\varphi)R - r + \frac{r}{\cos(\Delta\varphi)} - \Delta s_M \quad (3.1)$$

$\Delta\varphi$ kann mit dieser Gleichung nur iterativ bestimmt werden.

Bei kleinen Winkeländerungen kann jedoch $\Delta\varphi$ über die Beziehung

$$\Delta\varphi = \arctan\left(\frac{\Delta s_M}{R}\right) \quad (3.2)$$

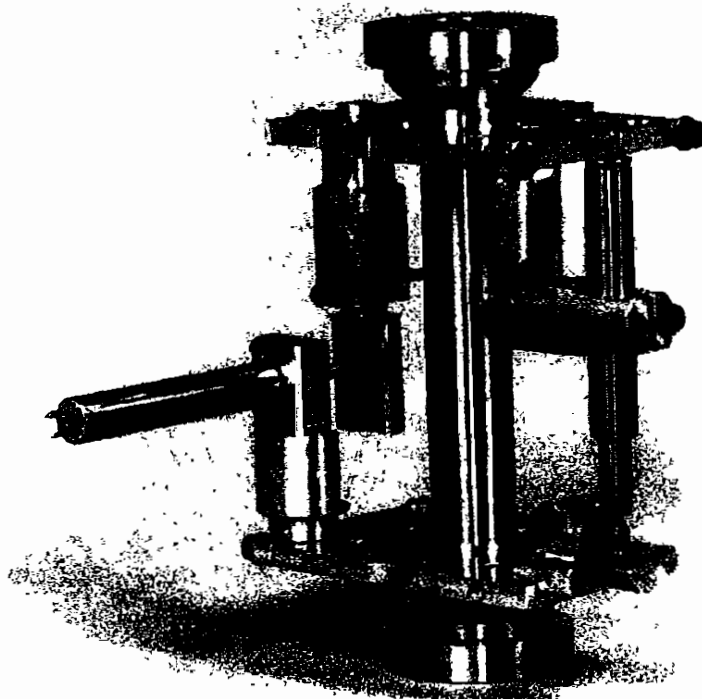


Abb. 3.10: Biaxiales Extensiomter von KIKILLUS [48]

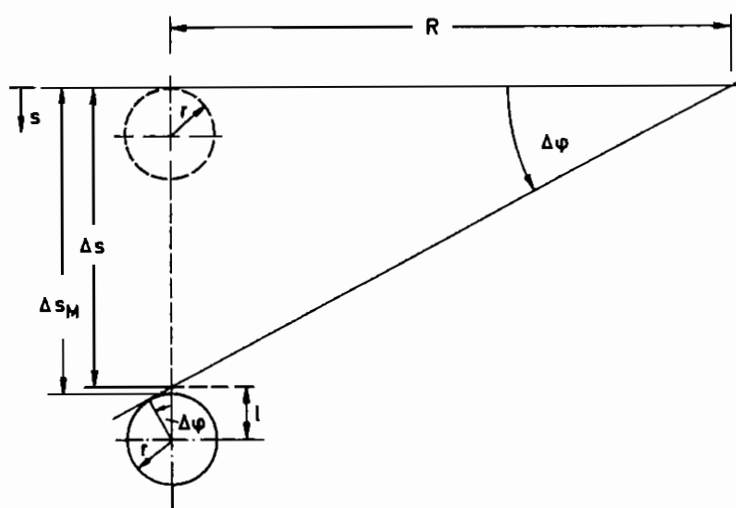


Abb. 3.11: Geometrie Winkelmessung

hinreichend genau berechnet werden. Im Bereich $\Delta\varphi \pm 2^\circ$ ($\Delta s_M \pm 5mm$) ist der Fehler maximal 0.12%. Bei großen Winkeländerungen muß die Gl. 3.1 gelöst werden. Ein geeigneter Iterationsalgorithmus ermöglicht die Bestimmung des Verdrehwinkels im laufenden Versuch. Mit dem beschleunigten Aitken-Algorithmus nach MEYERS [60] und der Lösung der Gl. 3.2 als Startwert, kann der Winkel $\Delta\varphi$ nach maximal sechs Iterationen hinreichend genau bestimmt werden.

Kikillus hat bei Winkelmessungen mit Richtungsumkehr eine Diskontinuität bzw. Hysterese beobachtet. Bei Torsionsumkehr springt der gemessene Weg um etwa $3 \mu m$. Dieses ist auf die nicht spielfreie Führung der Taster im Aufnehmer zurückzuführen. Weitere Untersuchungen zeigen, daß der Taster in eine mechanisch instabile Lage kommt, wenn das Endmaß beim Abrollen auf der Meßspitze von der einen Kugelhälfte zur anderen wechselt. Eine Schwankung des Meßwertes ist kaum erkennbar, aber bei weggeregelten Versuchen führen kleine Änderungen der Regelgröße zu großen Sprüngen in der Kraft bzw. Spannung (In diesem Fall 20-30 MPa.).

Bei Kikillus hatten diese Effekte keinen Einfluß auf das Versuchsergebnis. In dieser Arbeit wird jedoch die höchst mögliche Auflösung bei der Dehnungsmessung gefordert. Die Firma Hottinger-Baldwin hat einen hochgenauen Wegaufnehmer entwickelt (Genauigkeitsklasse 0,1), dessen Taster in einer Präzisionskugellagerung spielfrei geführt wird, wobei eine spezielle Elektronik im Aufnehmer die hohe Genauigkeitsklasse ermöglicht. Diese Elektronik verhält sich aber wie ein Tiefpaßfilter und setzt die Eckfrequenz herab, wenn der Aufnehmer im Regelkreis wirkt. In Zusammenarbeit mit Hottinger konnte ein Wegtaster mit einer Präzisionskugelführung entwickelt werden, der die Vorteile der beiden Aufnehmertypen vereinbart. Mit diesem neuen Aufnehmer war die oben beschriebene Hysterese nicht mehr zu beobachten.

3.4.2.2 Diametralextensiometer

Bei Innendruckversuchen wird die Verformung in Umfangsrichtung der Probe aus der Veränderung des Durchmessers bestimmt.

Abb. 3.12 zeigt ein Diametralextensiometer zur Messung des Probenaußendurchmessers im Bereich $23 \pm 1 mm$. Es wird mittels vier V-förmig angeordneten Schneiden auf die Probe gesetzt und durch eine Feder geklemmt. Die beiden unteren Schneiden sind leicht abgerundet und können bei axialer Dehnung auf der Probe gleiten. Ein induktiver Wegtaster (Hottinger W2TK), dessen Tastspitze durch die Klemmfeder hindurch an die Probenoberfläche geführt ist, mißt die Durchmesseränderung. Das Eigengewicht des Extensiometers

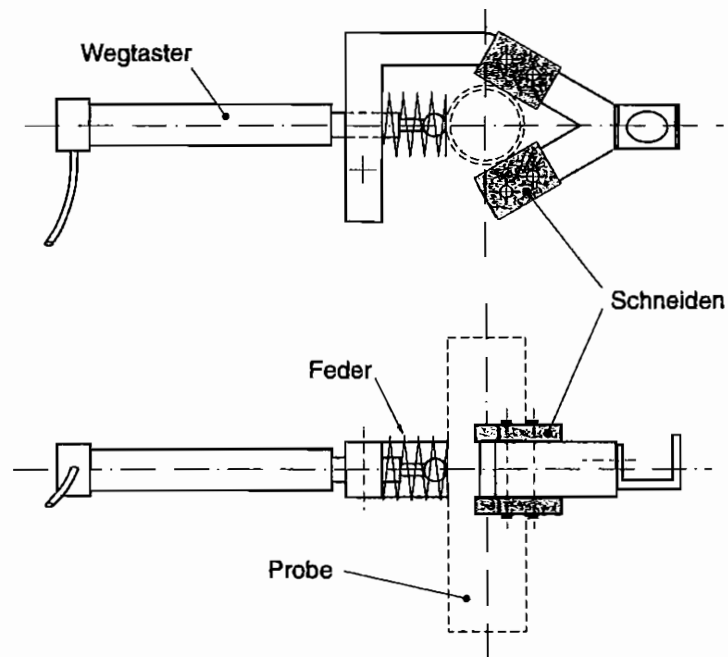


Abb. 3.12: Diametralextensiomter

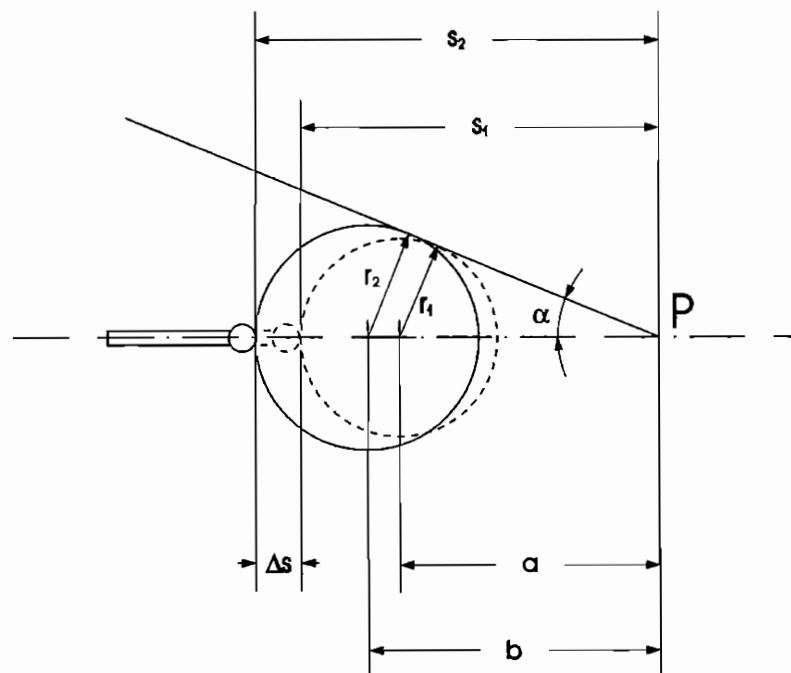


Abb. 3.13: Geometrie am Diametralextensiomter

wird mit einem System aus Gewichten, Fäden und Umlenkrollen ausgeglichen.

Die Funktionsweise des Extensimeters und der Zusammenhang zwischen dem angezeigten Signal des Wegtasters Δs und der Durchmesseränderung $\Delta d = 2\Delta r$ wird anhand Abb. 3.13 erläutert. Bei einer unverformten Probe (Radius r_1) ist a der Abstand zwischen dem Mittelpunkt und dem Punkt P. Mit α als der halbe Öffnungswinkel der Schneiden ist

$$a = \frac{r_1}{\sin(\alpha)}. \quad (3.3)$$

Weitet sich die Probe auf, gleitet das Extensimeter an den Schneiden und der Mittelpunkt verschiebt sich zum Abstand b :

$$b = \frac{r_2}{\sin(\alpha)} \quad (3.4)$$

Der Taster zeigt dabei die Wegänderung Δs ,

$$\begin{aligned} \Delta s &= s_2 - s_1 \\ s_1 &= a + r_1 \\ s_2 &= b + r_2, \end{aligned} \quad (3.5)$$

an. Mit Gl. 3.3 bis 3.5 bekommt die Bestimmungsgleichung für die Durchmesseränderung die Form

$$\Delta d = 2(r_2 - r_1) = \Delta s \frac{2 \sin(\alpha)}{\sin(\alpha) + 1} \quad (3.6)$$

aus der hervorgeht, daß das vom Wegtaster angezeigte Signal der Durchmesseränderung direkt proportional ist.

Durch die Anordnung der Schneiden am Extensimeter wird die Durchmesseränderung in Abhängigkeit vom Öffnungswinkel mechanisch verstärkt. Allerdings nimmt bei kleinen Werten von α die Reibung zwischen Probe und Schneiden zu während die Vorrichtung bei zu großen Öffnungswinkeln nicht stabil sitzt. Mit $\alpha = 30^\circ$ fand sich ein guter Kompromiß, bei dem zugleich der volle Nenn-Meßbereich des Wegaufnehmers genutzt werden konnte. Andere Wissenschaftler entwickelten aufwendigere Diametralextensimeter mit mehreren Signalgebern (siehe GILL, PARKER [24], SCHMACHTENBERG, SCHMIDT [82]), die aber in Verbindung mit der Vorrichtung von Kikillus aus Platzgründen Probleme bereiten. Mit der hier vorgestellten Vorrichtung ist die gleichzeitige Messung der Längs-, Torsions- und Durchmesserdeformation möglich. Abb. 3.14 zeigt eine Probe mit den beiden Extensimetern.

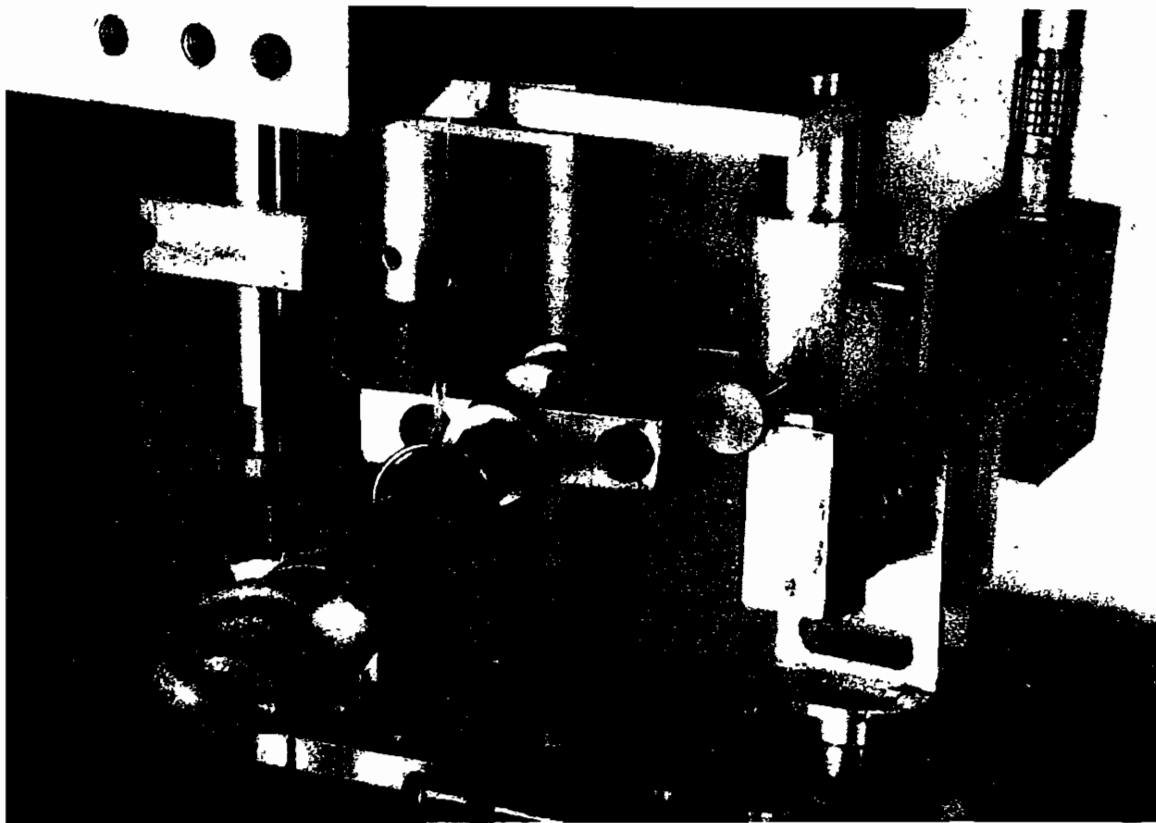


Abb. 3.14: Probe mit Zug-Torsions- und Diametralextensiometer

3.4.3 Kalibrierung

Um möglichst exakte und reproduzierbare Versuchsergebnisse zu bekommen, müssen die Meßketten kalibriert werden. Üblicherweise werden elektrische Sensoren durch Einstellen der vom Hersteller angegebenen Meßempfindlichkeit am Meßverstärker einjustiert. Die Meßempfindlichkeit wird im Prüflabor unter Bedingungen, die von den Gegebenheiten am Einsatzort der Aufnehmer stark abweichen können, ermittelt. Es empfiehlt sich also, die Aufnehmerempfindlichkeit mit der gesamten Meßkette vor Ort zu bestimmen.

Die Kraft-/Torsionsmeßdose in der Prüfmaschine wird durch Vergleichsmessungen mit Referenzgebern kalibriert. Die Verstärkung der Zugkraft wird durch Vergleichen der Druckkraft mit dem Ausschlag einer Wägezelle (20 t, Genauigkeitsklasse 0,03) eingestellt. Nachträgliche Messungen ergeben Abweichungen etwa 0,07 % bezogen auf -160 kN. Positive Zugkräfte können mit der Wägezelle nicht kalibriert werden.

Das Torsionsmoment wird mit Hilfe einer Referenz-Drehmomentenscheibe ($\pm 1 \text{ kNm}$, Genauigkeitsklasse 0,05) kalibriert. Bei abschließenden Vergleichsmessungen sind die Abweichungen kleiner als 0,07 % vom Nennwert der Drehmomentenscheibe. KIKILLUS [48] kalibriert das Torsionsmoment durch Messung des Gleitmoduls einer DMS-bestückten Probe. In einem anderen Verfahren wird mit einer Einrichtung aus Hebeln, Seilen, Umlenkrollen und Gewichten die Meßdose definiert belastet. Ein Vergleich der Verfahren ergibt eine gute Übereinstimmung der beiden letzteren mit der Referenzmessung.

Der Nullpunkt der Kraft- und der Momentenanzeige wird im lastlosen Zustand abgeglichen. Das Driften der Nullpunkte beträgt über drei bis vier Tage etwa 20 mV. Es ist daher notwendig, den Nullpunkt regelmäßig neu einzustellen.

Auf eine genaue Kalibrierung der internen Weg- und Winkelaufnehmer wird verzichtet, da diese nicht für die Messung der Probenverformung eingesetzt werden.

Der externe Wegtaster für die Messung der Probenverlängerung wird im eingebauten Zustand mit Endmaßen kalibriert. Prüfmessungen der Firma Hottinger zeigen, daß der umgebaute Präzisionsaufnehmer eine maximale Linearitätsabweichung von 0,06% bezogen auf 5 mm aufweist. Der Aufnehmer kann der Genauigkeitsklasse 0,1 zugeordnet werden.

Die Kalibrierung der externen Winkelmessung erfolgt kraft- und momentenfrei mit einer durchtrennten Probe. Zunächst wird der Meßverstärker mit Endmaßen auf den Nennweg des Wegtasters einjustiert. Anschließend wird durch Vergleichsmessungen der Aufnehmerradius R (vergl. Gl. 3.1) bestimmt. Eine sehr genaue Vergleichsbasis bietet ein optischer Inkremental-Drehgeber. Am Lehrstuhl für Technische Mechanik ist eine elektromechanische Prüfmaschine mit dem optischen Winkelmeßsystem RON255 der Firma Heidenhain ausgerüstet. Durch Rotation einer Glasscheibe mit einem sehr feinen Strichgitter relativ zu einem Photoelement werden zwei phasenverschobene elektrische Sinussignale erzeugt. Die nachgeschaltete Auswertelektronik kann den Verdrehwinkel mit einer Auflösung von 10^{-5} Grad bestimmen.

Die Winkelkalibrierung erfolgt mit einem 5-mm-Aufnehmer (WP5K/P) und einem 10-mm-Aufnehmer (WSF10). Beide Aufnehmer haben die Genauigkeitsklasse 0,1, aufgrund von Spiel in der Aufnehmerhalterung kann jedoch der Winkel nur mit einer Genauigkeit $0,01^\circ$ bzw. $0,03^\circ$ gemessen werden. Die Meßbereiche sind $\pm 6,9^\circ$ bzw. $\pm 13,7^\circ$.

Für die Kalibrierung der Aufnehmer im Druckumsetzer steht keine Referenzbasis zur Verfügung. Es wird an den Meßverstärkern für den Druckaufnehmer und den induktiven Weggeber ein RC-Abgleich durchgeführt und durch Aufbringen eines Kalibriersignals die Verstärkung eingestellt. Der verwendete Druckaufnehmer hat die Genauigkeitsklasse

0,2. Die Zylinderstellung des Druckumsetzers wird mit einer Genauigkeit von 0,1 mm gemessen.

Das Kalibrieren des Diametralextensiometers geschieht mit Bohrungskalibern. Zuerst wird mit einem Kaliber $\varnothing 23 \text{ mm}$ der Nullpunkt des Meßverstärkers eingestellt. Nach Gl. 3.6 ist die Durchmesseränderung der Wegasterverschiebung proportional. Mit einem Kaliber $\varnothing 24 \text{ mm}$ kann das Ausgangssignal des Meßverstärkers direkt für eine Durchmesseränderung $\pm 1 \text{ mm}$ eingestellt werden. Nachfolgende Kontrollmessungen ergeben eine maximale Abweichung von etwa 0,001 mm was der Genauigkeit des eingesetzten 2-mm-Tasters (W2TK) entspricht.

3.4.4 Bestimmung der Spannungen und der Dehnungen

Aus den gemessenen Belastungsgrößen und Verschiebungen bzw. Verdrehungen wird der Spannungs- und Dehnungszustand in der Probe bestimmt. Bei der Herleitung der Bestimmungsgleichungen werden folgende Annahmen getroffen:

- Konstantes Probenvolumen bei allen Formänderungen.
Für elastische Deformationen ist die Querkontraktionszahl bei Stahl $\nu = 0,3$. Wird eine Probe gedehnt, vergrößert sich zunächst der Atomabstand in Richtung der Belastung, wobei die Dehnungen in Lastrichtung nur teilweise durch Annäherung der Atome in Querrichtung kompensiert wird. Infolgedessen tritt elastischer Deformation eine geringe Volumenvergrößerung auf. Beim Überschreiten der Elastizitätsgrenze werden die Anziehungskräfte zwischen den Atomen überwunden und es treten plastische Deformationen auf. Ganze Kristallebenen gleiten aufeinander ab oder werden umgelagert. Die plastischen Deformationen sind volumenkonstant. Mit zunehmender Belastung nimmt der plastische Anteil der Gesamtdehnung zu. Der Fehler bei Berechnung der aktuellen Probengeometrie ist nicht größer als der elastische Dehnungsanteil und somit nicht größer als 0,25% .
- Dünnwandige Proben.
In einer dünnwandigen Probe wird über die Wanddicke eine konstante Verteilung der Schubspannung aus Torsionsbelastung und der Umfangsspannungen aus Innendruck angenommen. Dagegen liefert die exakte Lösung des dickwandigen Rohrs eine annähernd lineare Spannungsverteilung. Die Abweichung ist im elastischen Bereich am größten, wobei mit zunehmendem Plastifizieren der Rohrwand der Spannungs-

verlauf abflacht und sich die Spannungsverteilung des dickwandigen Rohrs der des dünnwandigen nähert.

- Ebener Spannungszustand in der Probenwand.

Diese Annahme ist bei Versuchen mit Innendruck nicht ganz richtig, da bei dieser Belastung eine Radialspannung auftritt. Die Radialspannung ist aber gegenüber der Umfangsspannung sehr klein und wird hier vernachlässigt.

Für jede Probe wird durch genaues Ausmessen des Außendurchmessers d_{a0} und Innendurchmessers d_{i0} bestimmt. Die Wanddicke t_0 und der mittlere Durchmesser d_{m0} in der Ausgangslage ist somit:

$$t_0 = \frac{d_{a0} - d_{i0}}{2}, \quad (3.7)$$

$$d_{m0} = \frac{d_{a0} + d_{i0}}{2}. \quad (3.8)$$

Die Veränderung der Querschnittswerte ist abhängig von dem Dehnungszustand in der Probe. Bei Zug-/Torsionsversuchen ist der aktuelle Durchmesser d_m und die Wanddicke t durch die Querkontraktion nur von der Probenverlängerung abhängig. Die Zugdehnung ε_z wird mit der gemessenen Probenverlängerung Δl und der Ausgangsmeßlänge l_0 nach Green-Lagrange definiert:

$$\varepsilon_z = \frac{\Delta l}{l_0}, \quad (3.9)$$

$$d_m = d_{m0} (1 + \varepsilon_z)^{-\nu}, \quad (3.10)$$

$$t = t_0 (1 + \varepsilon_z)^{-\nu}. \quad (3.11)$$

Mit der Annahme $\nu = 0,5$ kann so die Gleitung γ aus dem gemessenen Drehwinkel $\Delta\varphi$ bestimmt werden;

$$\gamma = \Delta\varphi \frac{d_{m0}}{2} \frac{1}{l_0} (1 + \varepsilon_z)^{\frac{2}{3}}. \quad (3.12)$$

Der Spannungszustand in der Probe wird aus der Zugkraft F und dem Torsionsmoment M mit der aktuellen Querschnittsfläche A bzw. dem Widerstandsmoment W_T berechnet

$$A = \pi d_m t = A_0 \frac{1}{1 + \varepsilon_z}, \quad (3.13)$$

$$W_T = \frac{\pi}{2} d_m^2 t = W_{T0} \frac{1}{(1 + \varepsilon_z)^{\frac{3}{2}}}, \quad (3.14)$$

$$\sigma_z = \frac{F}{A_0} (1 + \varepsilon_z), \quad (3.15)$$

$$\tau = \frac{M}{W_{T0}} (1 + \varepsilon_z)^{\frac{3}{2}}. \quad (3.16)$$

Bei Versuchen mit kombinierter Zug- und Innendruckbelastung kann der mittlere Probendurchmesser nicht mit Gl. 3.10 berechnet werden. Er wird stattdessen aus der gemessenen Außendurchmesseränderung Δd und der Wanddickenänderung Δt bestimmt

$$\Delta d_m = \Delta d - \Delta t \quad (3.17)$$

Da die Wanddickenänderung Δt nicht gemessen werden kann wird sie mit der Annahme $\nu = 0,5$ aus der Probenverlängerung und der Durchmesseränderung berechnet

$$\Delta t = t - t_0, \quad (3.18)$$

$$t = t_0 + \frac{t_0}{l_0 (t_0 + 2d_{m0})} (\Delta l d_{m0} + \Delta d l_0). \quad (3.19)$$

Die Dehnung in Umfangsrichtung der Probe kann somit aus der Änderung des mittleren Probendurchmessers und dem mittleren Probendurchmesser in der Ausgangslage berechnet werden

$$\varepsilon_\varphi = \frac{\Delta d_m}{d_{m0}}. \quad (3.20)$$

Mit der gemessenen Kraft F und dem Betrag des Innendrucks p_i ergeben sich mit dem Innendurchmesser

$$d_i = d_a - 2t. \quad (3.21)$$

die Längs- und Umfangsspannungen in der Probenwand zu

$$\sigma_z = \frac{F}{\pi d_m t} + p_i \frac{d_i^2}{4d_m t}, \quad (3.22)$$

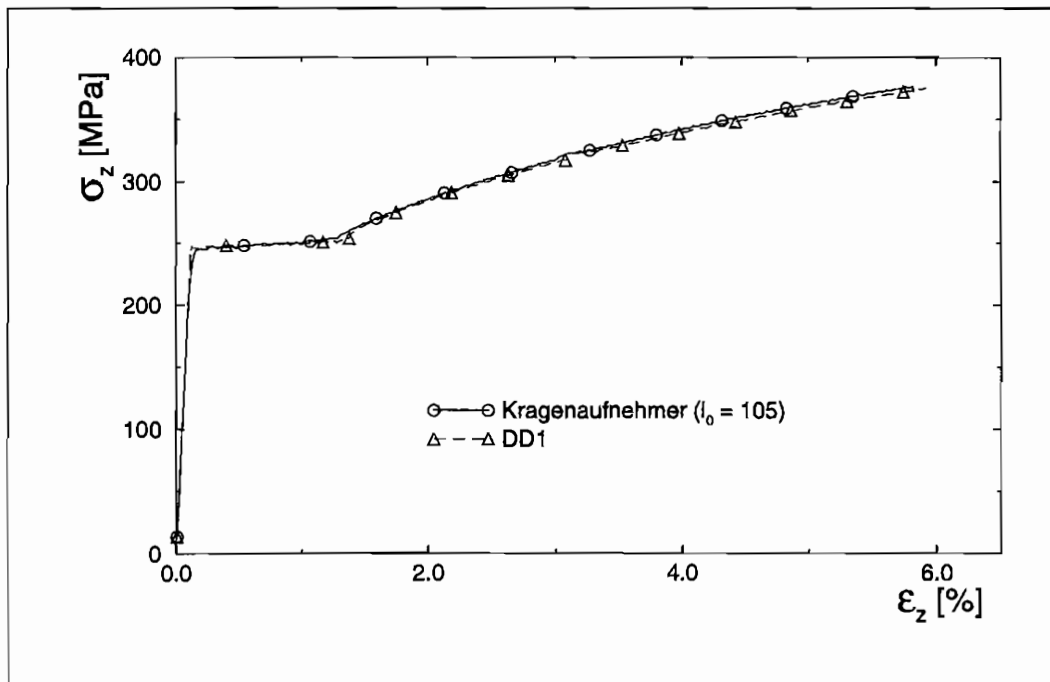


Abb. 3.15:

$$\sigma_{\varphi} = p_i \frac{d_i}{2t} \quad (3.23)$$

Die Meßlänge $l_0 = 100 \text{ mm}$ bezieht sich auf den dünnwandigen zylinderischen Teil der Probe. Die Zugdehnung ϵ_z und der Gleitwinkel γ werden aus der Verlängerung und der Verdrehung dieser Meßlängen bestimmt. Jedoch erfassen die Meßaufnehmer an den Kragen der Probe zusätzlich die Verformungen im Übergang Rohr/Kragen. KIKILLUS [48] schlägt vor, den daraus resultierenden Meßfehler durch eine modifizierte Meßlänge zu korrigieren. Eine numerische Berechnung der elastischen Verformungen zwischen den Kragen führte zu $l_0 = 104,5 \text{ mm}$, wogegen eine Vergleichsmessung mit Dehnungsmeßstreifen $l_0 = 109,5 \text{ mm}$ ergab. KÖRBER [51] hat den Meßfehler bei einem Zugversuch mit großen plastischen Verformungen untersucht und schlägt nach einer Finite-Elementen-Berechnung eine korrigierte Meßlänge $l_0 = 101 \text{ mm}$ vor. Berechnungen von SCHIESSE [81] bei Zug- und Torsions-Belastungen zeigen, daß die korrigierte Meßlänge bei der Bestimmung von ϵ_z und γ den gleichen Wert hat.

In der vorliegenden Arbeit hat die Bestimmung der elastischen Kennwerte eine zentrale Bedeutung. Ausgehend von den numerischen Berechnungen wird daher eine modifizierte Meßlänge $l_0 = 105 \text{ mm}$ gewählt.

Abb. 3.15 zeigt einen Zugversuch, bei dem die Zugdehnung mit dem Kragenextensiometer und mit einem, im homogenen Verformungsbereich aufgeklebten, DD1-Aufnehmer gemessen wurde.

3.5 Einstellen der Regelparameter

Wird eine neue Probengeometrie verwendet oder ein anderer Werkstoff untersucht, verändert sich die Charakteristik der Regelstrecke und die Regler müssen neu eingestellt werden, um ein optimales Führungsverhalten der Regelung zu gewährleisten. Dasselbe trifft zu, wenn andere Glieder der Regelstrecke, wie z.B. ein Dehnungsaufnehmer oder ein Servoventil, ausgetauscht wurden.

Beim Einstellen der Reglerparameter müssen folgende Grundforderungen erfüllt werden, damit der Regelkreis überhaupt wirken kann:

1. *Der Regelkreis muß stabil sein.*
2. *Der Regelkreis muß eine stationäre Genauigkeit aufweisen.*

Im allgemeinen müssen jedoch weitere Kriterien erfüllt werden, damit die Regelung praktisch einsetzbar ist. Da hier Verformungsprozesse mit sehr kleinen Geschwindigkeiten untersucht werden sollen, werden noch folgende Ansprüche an die Regelgüte gestellt:

3. *Schwingungen des Regelkreises müssen stark gedämpft werden.*

Das Ausgleichen einer Soll-Ist-Wert-Differenz ist in der Regel mit einem Einschwingvorgang verbunden, der möglichst schnell abklingen sollte.

Diese Forderung ist eigentlich der Forderung nach konstanter Prozeßgeschwindigkeit gleich zu setzen. Die hier verwendete Anlage besitzt keine echte Geschwindigkeitsregelung, und eine konstante Geschwindigkeit kann nur durch Nachfahren einer Sollwerttrampe mit konstanter Steigung realisiert werden. Das ständige Ausregeln der Regeldifferenz und der damit verbundene Einschwingvorgang führt zu Schwankungen in der Verformungsgeschwindigkeit der Probe. Sind die Verformungsgeschwindigkeiten zu groß, treten bei quasistationären Versuchen viskoplastische Effekte auf.

Der Einschwingvorgang wird gut gedämpft, wenn der Regelkreis eine hohe Phasenreserve besitzt (FÖLLINGER [22]). Eine konstante Versuchsgeschwindigkeit wird erreicht, wenn der die Verstärkung des I -Anteils des Reglers sehr gering oder gleich Null ist (BROWN, DAVE [4]).

4. Die Regelung muß schnell sein.

In den Versuchen soll der Regelkreis möglichst schnell auf Richtungsänderungen der Belastungspfade reagieren.

In dieser Arbeit soll im elastischen Bereich die Grenze zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten angefahren und möglichst nicht überfahren werden. Der Regelkreis sollte beim Erreichen der Fließgrenze ohne Verzögerung auf eine Entlastungsrampe reagieren.

In der Regelungstechnik gibt es zahlreiche Methoden zum optimalen Reglerentwurf. Durch eine Analyse der Regelanlage kann die Übertragungsfunktion des offenen oder geschlossenen Regelkreises aufgestellt und der Regler analytisch optimiert werden. In einigen Fällen ist eine analytische Regleroptimierung nicht möglich, da technische Daten über die Anlage fehlen. Bei einer bestehenden Anlage kann in solchen Fällen das mathematische Modell durch Aufbringen von Testsignalen experimentell bestimmt werden. Für eine erfolgreiche experimentelle Identifikation der Regelstrecke sollte jedoch a priori möglichst viel Information über die Regelanlage, z.B. die Struktur, vorhanden sein. Möglichkeiten der experimentellen Bestimmung der Regelstrecke und der analytischen Regleroptimierung erläutert UNBEHAUEN [96].

Neben der analytischen Regleroptimierung gibt es auch zahlreiche empirische Verfahren, bei denen die interne Struktur der Regelstrecke nicht bekannt sein muß. In den folgenden Abschnitten wird die Anwendung einiger solcher Optimierungsverfahren bei der Einstellung der Regelung der servohydraulischen Prüfmaschine beschrieben. Da sich die Regelung der Innendruckeinrichtung deutlich von der Zug- und Torsionsregelung unterscheidet, wird die Einstellung der Regelungen der Innendruckeinrichtung getrennt betrachtet.

3.5.1 Regleroptimierung bei Zug-/Torsionsversuchen

In Abs. 3.1.2 wurde die Regelelektronik der Zug-/Torsions-Prüfmaschine ausführlich beschrieben. Die Meßgrößen aus den beiden Belastungspfaden für Zug (Kraft F , Zylinderhub s_1 , Probenverlängerung s_2) und Torsion (Moment M , Zylinderwinkel φ_1 , Probenverdrehung φ_2) können als Regelgröße jeweils einem der beiden digitalen PID-Reglern zuge-

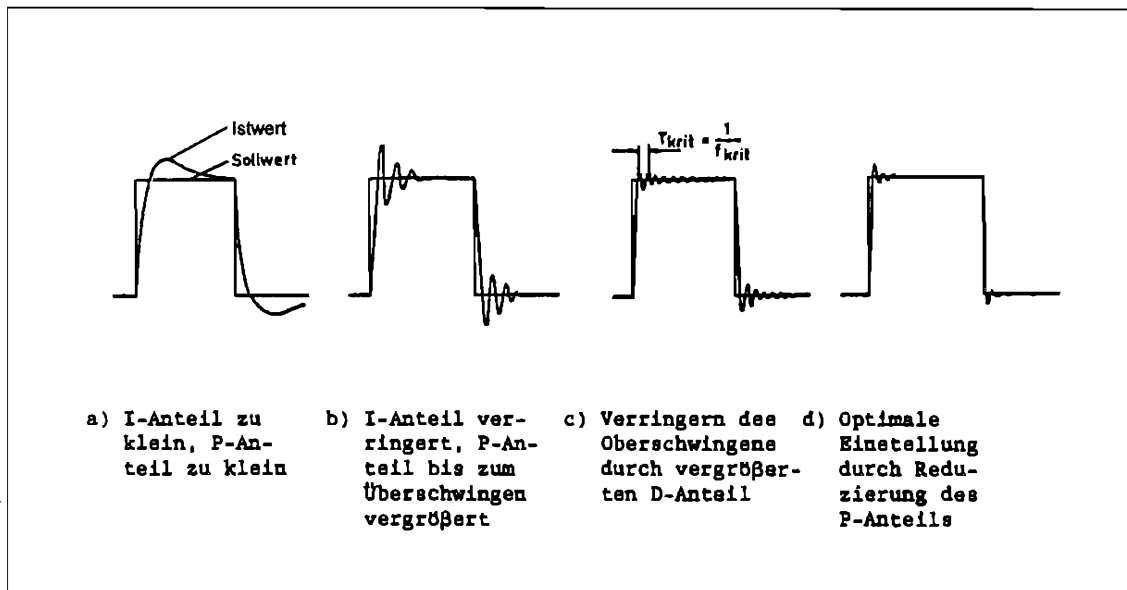


Abb. 3.16:

schaltet werden. Für jeden Regelpfad kann der Proportionalitätsanteil P , der Integralanteil I und Differentialanteil D sowie die Abtastzeit t_a eingestellt werden. Die Regelparameter P , I und D werden als dimensionslose Integerzahlen im Bereich 0 bis 32000 eingestellt. Diese Werte entsprechen nicht den Beiwerten nach DIN 19227 K_P , K_I und K_D oder den im Maschinenbau häufig benutzten Einstellwerten *Übertragungsbeiwert* k_R , *Nachhaltezeit* T_n und *Vorhaltezeit* T_V .

Es sind zahlreiche Einstellregeln für Standardregler bekannt (OPPELT [71]). Wegen ihrer einfachen Handhabung werden häufig die Einstellregeln nach ZIEGLER UND NICHOLS [101] benutzt. Da der Zusammenhang zwischen den Einstellwerten an der S56 und den Regelparametern in der DIN nicht bekannt ist, können diese Verfahren hier nicht angewendet werden.

Ein rein heuristisches Verfahren zur Regelparametereinstellung ist der Betriebsanleitung der Prüfmaschine entnommen und ist in Abb. 3.16 dargestellt. Es wird der Soll- und Istwert bei Vorgabe einer Rechteckfunktion an einem Oszillographen beobachtet und die Regelparameter so lange verändert, bis die Führungsübergangsfunktion der Abb. 3.16d entspricht. Die Rechteckamplitude muß sehr klein gehalten werden, um ein Versagen der Probe zu vermeiden. Dies macht die Beobachtung des Einschwingverhaltens der Regelgröße am Oszillographen schwierig, da die Meßgrößen von einem Rauschsignal (Amplitude ca. 20 mV) überlagert werden.

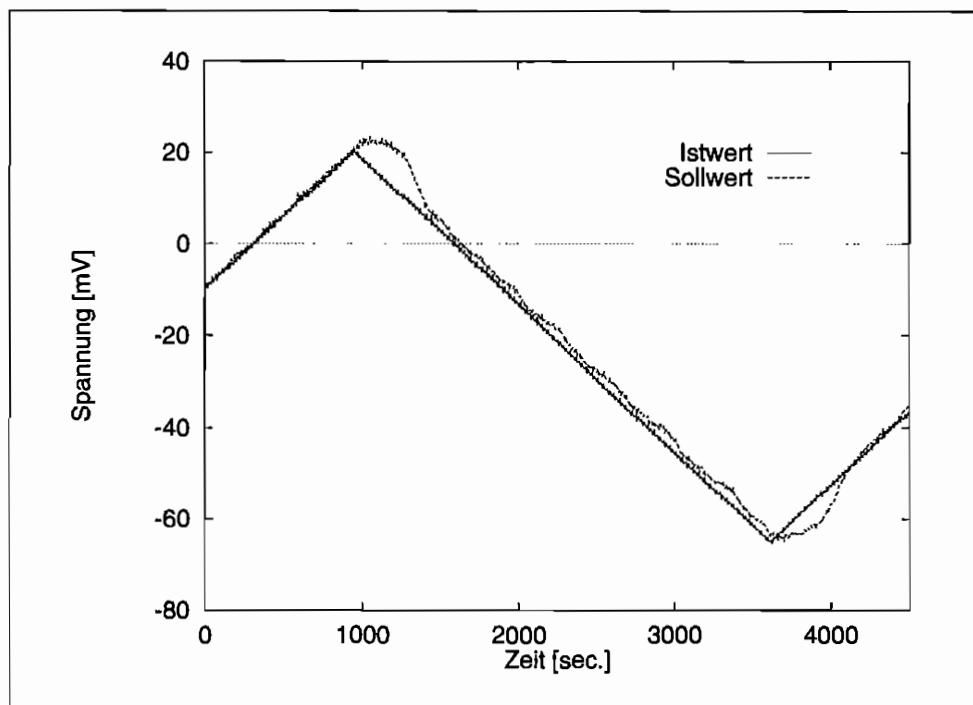


Abb. 3.17:

Die Regleroptimierung durch Anpassung der Sprungantwort der Regelanlage eignet sich gut, um die Forderungen nach Stabilität und Genauigkeit des Regelkreises zu erfüllen. In ähnlicher Weise kann das Geschwindigkeitsverhalten (Forderung 3) mit der Vorgabe einer Dreiecksfunktion überprüft und ggf. eingestellt werden. Abb. 3.17 zeigt den Ist- und Sollwert bei externer Regelung der Probenverlängerung. Der zeitliche Versatz ist die bleibende Regelabweichung. Das treppenförmige Klettern des Istwertes nimmt mit abnehmender Rampengeschwindigkeit zu und ist auf Fehler im Regelalgorithmus zurückzuführen.

Die Regleroptimierung anhand des Soll- und Istwertes im Zeitbereich erweist sich als sehr arbeitsintensiv. Es ist sehr schwierig, das Optimum zwischen Schnelligkeit und Dämpfung des geschlossenen Regelkreises zu finden. Wesentlich einfacher lassen sich die dynamischen Eigenschaften des Systems im Bildbereich beobachten.

Mit dem *Betragsoptimumverfahren* nach KESSLER [47] werden die Regelparameter anhand des Amplitudengangs des geschlossenen Regelkreises $F_k(j\omega)$ eingestellt. Um Resonanzüberhöhung bei harmonischer Störung zu vermeiden, sollte das Verhältnis zwischen Ausgangs- und Eingangsamplitude den Wert 1 nicht wesentlich überschreiten. Um

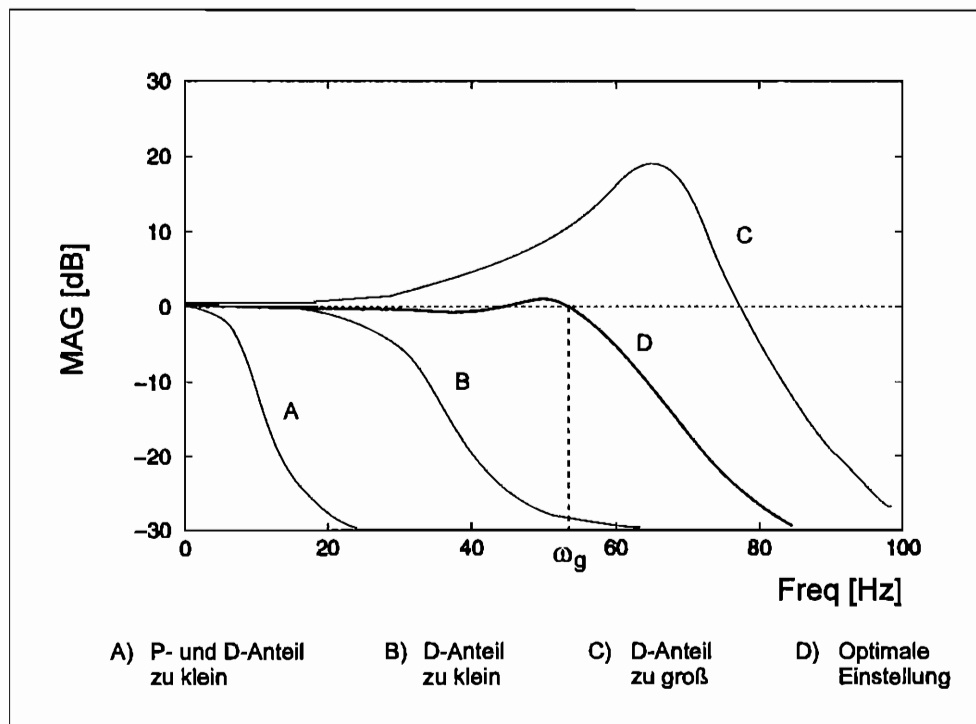


Abb. 3.18: Amplitudengang des geschlossenen Kreises

eine schnelle Regelung zu bekommen, sollte dieses Verhältnis in einem möglichst großen Frequenzbereich konstant sein. Ursprünglich wurde dieses Verfahren für die analytische Regleroptimierung entwickelt, aber die Grundidee läßt sich auch anwenden, wenn der Frequenzgang nur als Messung vorliegt.

Es wird ein Rauschsignal zwischen 0 Hz und einer einstellbaren Frequenz als externer Sollwert in die Regelelektronik eingespeist. Mit einem Fast-Fourier-Analysator wird der Soll- und Istwert gemessen und der Amplitudengang on line dargestellt. Durch Verstellen der Regelparameter kann der Amplitudengang verändert werden. Eine gute Regelung im Sinne des *Betragsoptimumverfahren* liegt vor, wenn $F_k(j\omega)$ in der Nähe von 0 dB liegt und die Grenzfrequenz ω_g so groß wie möglich ist.

Abb. 3.18 zeigt einen optimalen Amplitudengang und wie er durch Verstellen des P - und D -Anteils beeinflusst wird. Der I -Anteil hat einen sehr kleinen Einfluß auf den Amplitudengang. Er sollte möglichst klein gehalten werden (siehe oben).

Die Abtastzeit t_a gibt an, in welchen Zeitabständen der Regler die Soll/Istwert-Differenz messen und die Stellgröße verändern soll. Sie ist also der Kehrwert der Abtastrate des

Reglers. Durch die Diskretisierung der kontinuierlichen Meßsignale kommt es zu Informationsverlusten zwischen den Meßzeitpunkten. Wenn aber die Abtastzeit im Verhältnis zur dominanten Zeitkonstante des Prozesses klein ist, arbeitet der Regler quasi-kontinuierlich (DIEKMANN [18]). Bei relativ großen Abtastzeiten wird das Einschwingverhalten der Regelgröße durch die Abtastrate negativ beeinflusst (ISERMAN [44]). Bei der Prüfmaschine werden Frequenzen bis etwa 200 Hz übertragen, und die Abtastzeit kann an der S56 für Abtastraten bis 5000 Hz eingestellt werden, so daß bei dieser Anwendung von einem kontinuierlichen Regelverhalten ausgegangen werden kann.

Neben dem manuellen Einstellen des Regelkreises kann an der S56 die Optimierung der Regelparameter auch automatisch erfolgen. Es können sowohl die Einstellung der PID-Parameter als auch die Abtastzeit von der installierten Software ermittelt werden.

Zur Optimierung wird der geschlossene Regelkreis mit einem numerischen Modell simuliert. Das Modell setzt sich aus der Übertragungsfunktion des Reglers und der Strecke zusammen. Die Struktur des Reglers liegt fest, aber die Regelstrecke muß anhand der Sprungantwort der Strecke ermittelt werden.

Die Parametersuche erfolgt mit dem Verfahren von *Hooke-Jeeves* (siehe ISERMANN [44]). Der nachgebildete Regelkreis wird mit einer Sprungfunktion angeregt und die berechnete diskrete Übergangsfunktion mit einer Soll-Sprungantwort verglichen. Die Summe der Abweichung in jedem Abtastpunkt dient als Gütemaß bei der Parametersuche. Die Reglereinstellung gilt als optimal, wenn die Abweichung am kleinsten ist.

Die Beeinflussung der Parametersuche durch den Anwender ist sehr gering. Die Soll-Sprungantwort wird durch ein Filter 2. Ordnung beschrieben und kann durch Veränderung der Eckfrequenz eingestellt werden. Dennoch läßt sich die Regelung mit diesem Verfahren gut einstellen, wenn die oben aufgeführten Methoden scheitern. Besonders bei biaxialen Versuchen und externer Dehnungsregelung mit hochauflösenden Meßaufnehmer läßt sich manuell die Regelung kaum verbessern, wogegen bei einachsialen Versuchen die manuelle Einstellung günstiger ist.

3.5.2 Regleroptimierung bei Versuchen mit Innendruck

Wird die Probe zusätzlich durch Innendruck beaufschlagt, müssen die Reglereinstellungen überprüft und gegebenenfalls mit den im vorherigen Abschnitt beschriebenen Methoden neu eingestellt werden. Schwankungen im Innendruck sind eine wesentliche Störquelle für die anderen Regelpfade. Die Einstellung der Regler sollte daher bei eingeschalteter Innendruckregelung erfolgen, um das Reglerverhalten bei möglichst betriebsnahen Bedingungen

zu optimieren. Bei der Optimierung der Innendruckregelung sollten auf gleiche Weise die anderen Regelkreise aktiv sein.

In Abs. 3.2.2 wurde die Regelelektronik S31 der Innendruckvorrichtung beschrieben. Der eingebaute PID-Regler kann zur Regelung des Innendrucks, der Zylinderstellung im Druckumsetzer oder einer externen Meßgröße, z.B. Durchmesseränderung der Probe, eingesetzt werden. Anders als bei der S56 können an diesem Regler nur ein Satz von Regelparameter eingestellt werden, d.h. die eingestellten PID-Werte gelten für alle Regelpfade gleichzeitig. Die Feinjustierung des Proportional-, Integral- und Differentialverhaltens des Reglers erfolgt über Drehpotentiometer am Bedienfeld der S31. Hinter einer Abdeckplatte befinden sich weitere Potentiometer für die Grobeinstellung. Die dort eingestellten Werte sind ab Werk eingestellt und sollten nicht verändert werden.

Die Eckfrequenz des geschlossenen Regelkreises liegt bei ca. 1 Hz. Dies ist auf die starke Dämpfung durch den elastischen Verbindungsschlauch und nicht vermeidbare Luftblasen im Silikonöl zurückzuführen. Durch dieses Verhalten und die beschränkten Einstellmöglichkeiten am Regler ist die Optimierung der Sprungantwort oder des Frequenzgangs praktisch nicht möglich, zumal bei Vorgabe eines Sollwerts mit hohen Frequenzen das Servoventil am Druckumsetzer überfordert wird und die Anlage automatisch abschaltet. Der P -, I - und D -Anteil des Reglers wurde in Rahmen der Einstellmöglichkeiten bei Vorgabe einer Dreieckfunktion mit niedriger Frequenz in Druckregelung eingestellt.

Die für die Innendruckregelung gefundenen PID-Werte liefern auch ein stabiles Verhalten bei Zylinderhub- und Durchmesserregelung. Da aber aufgrund von großen Verformungen im Verbindungsschlauch nicht von der Zylinderstellung auf die Verformung der Probe geschlossen werden kann, hat diese Regelungsart keine praktische Bedeutung. Die Regelung der Probenverformung ist nur mit der Durchmesserregelung möglich, wobei der Durchmesser bei Versuchen mit Zug- und Innendruckbelastung nicht nur vom Innendruck sondern auch von der Probenverlängerung abhängig. Durch diese Koppelung der Regelpfade ist nur in Ausnahmefällen eine kombinierte Dehnungsregelung möglich, z.B. wenn eine Regelgröße konstant gehalten wird.

3.5.3 Mehrgrößenregelung

In den vorangegangenen Abschnitten wurden Methoden zur Regleroptimierung beschrieben, die für Regelkreise mit nur einer Regelgröße entwickelt worden sind. In der Prüfmaschine sind jedoch der Zug-, Torsions- und Innendruckregelkreis über die Probe miteinander gekoppelt. Bei einem dehnungsgeregelten Versuch wird z.B. die Zugspannung in

einer vorgedehnten Probe abfallen, wenn bei konstanter Probenlänge eine Torsionsbelastung aufgebracht wird. Die abfallende Zugkraft führt zu einer Rückverformung des Maschinenrahmens und der Einspannung, und die Zugregelung muß den Hydraulikzylinder nachstellen, um die Probenlänge konstant zu halten. Zusätzlich stört ein äußerst geringes, aber unvermeidbares Übersprechen der Winkelmessung auf die Längenmessung und umgekehrt.

Die Regelung der Prüfmaschine ist als Gesamtes gesehen eine gekoppelte Mehrfachregelung. Im allgemeinen können bei Mehrfachregelungen die Parameter der einzelnen Regelpfade nicht getrennt optimiert werden. Regelkreise, die für sich ein gutes Regelverhalten aufzeigen, können zusammengekoppelt total versagen. Dennoch haben sich die oben beschriebenen Regleroptimierungsverfahren auch bei kombinierten Belastungen bewährt. FÖLLINGER ([22]) beschreibt, wie die Regler in einer Mehrfachregelung durch Entkopplung eingestellt werden können.

Bei kombinierten Zug- und Torsionsversuchen ist die Koppelung zwischen den Regelpfaden sehr schwach, und es werden die oben aufgeführten Anforderungen an die Regelung erfüllt. Nicht so gutmütig ist die Regelung bei Zug-/Innendruck-Versuchen. Bei kombinierter Druck- und Kraftregelung ist der Zusammenhang zwischen den Regelgrößen nahezu linear und die Koppelung kann durch geeignete Wahl der Sollwerttrampen kompensiert werden. Kombinierte Belastungspfade mit Vorgabe der Probenverlängerung und des Außendurchmessers können auf diese Weise nicht realisiert werden da die Koppelung nicht hinreichend kompensiert werden kann. Die Durchmesserregelung reagiert zudem auch sehr empfindlich auf Störungen, weil keine hinreichende Dämpfung vorgegeben werden kann.

4. Experimentelle Methodik

In diesem Kapitel wird das Vorgehen bei der Bestimmung der Grenze zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten vorgestellt.

Im ersten Teil des Kapitels wird auf einige gängige Methoden zur Bestimmung der Fließgrenze eingegangen. Sie unterscheiden sich hauptsächlich in der verwendeten Probengeometrie, der Definition der Fließgrenze und darin, wie die Fließortkurve bei mehrachsialer Belastung bestimmt wird.

Es folgt die Beschreibung, wie die Fließgrenze durch ein Offset-Maß definiert wird. Nach der Herleitung der Grundgleichungen für den einachsigen Fall folgt die Bestimmung einer geeigneten Vergleichsgröße für die Fließgrenzenbestimmung bei mehrachsigen Belastungen. Mit diesem Vergleichsmaß und einer eingeführten Vergleichsspannung kann die Fließgrenzenbestimmung bei kombinierter Belastung auf den einfachen Zugversuch zurückgeführt werden. Bei der Fließgrenzenbestimmung mit einem Dehnungs-Offset wird die Probe um die Größe des Offsets plastisch deformiert. Um mehrere Punkte der Fließortkurve an derselben Probe bestimmen zu können, sollte daher das Offset-Maß so klein wie möglich gewählt werden. Als nächstes wird gezeigt, inwieweit die Grenze des Offsets nach unten begrenzt ist.

Im dritten Teil dieses Kapitels wird beschrieben, wie die Fließortkurve punktweise durch radiale Spannungspfade, ausgehend von einem festen Punkt innerhalb der Fließfläche, bestimmt wird. Als erstes wird gezeigt, wie der Mittelpunkt der Fließfläche nach einer plastischen Vordehnung der Probe bestimmt wird. Anschließend wird die Reihenfolge und die Programmierung der Spannungsprüfpfade erläutert.

Das Kapitel schließt mit der Beschreibung, wie die Vorbelastung aufgebracht wird.

4.1 Stand der Technik

Es sind eine Vielzahl von Verfahren zur experimentellen Bestimmung von Fließortkurven entwickelt worden. Sie unterscheiden sich im wesentlichen durch die verwendete Probengeometrie, die Kriterien zur Bestimmung der Grenze zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten und in welcher Art und Weise die Fließortkurven im Spannungsraum ausgemessen werden.

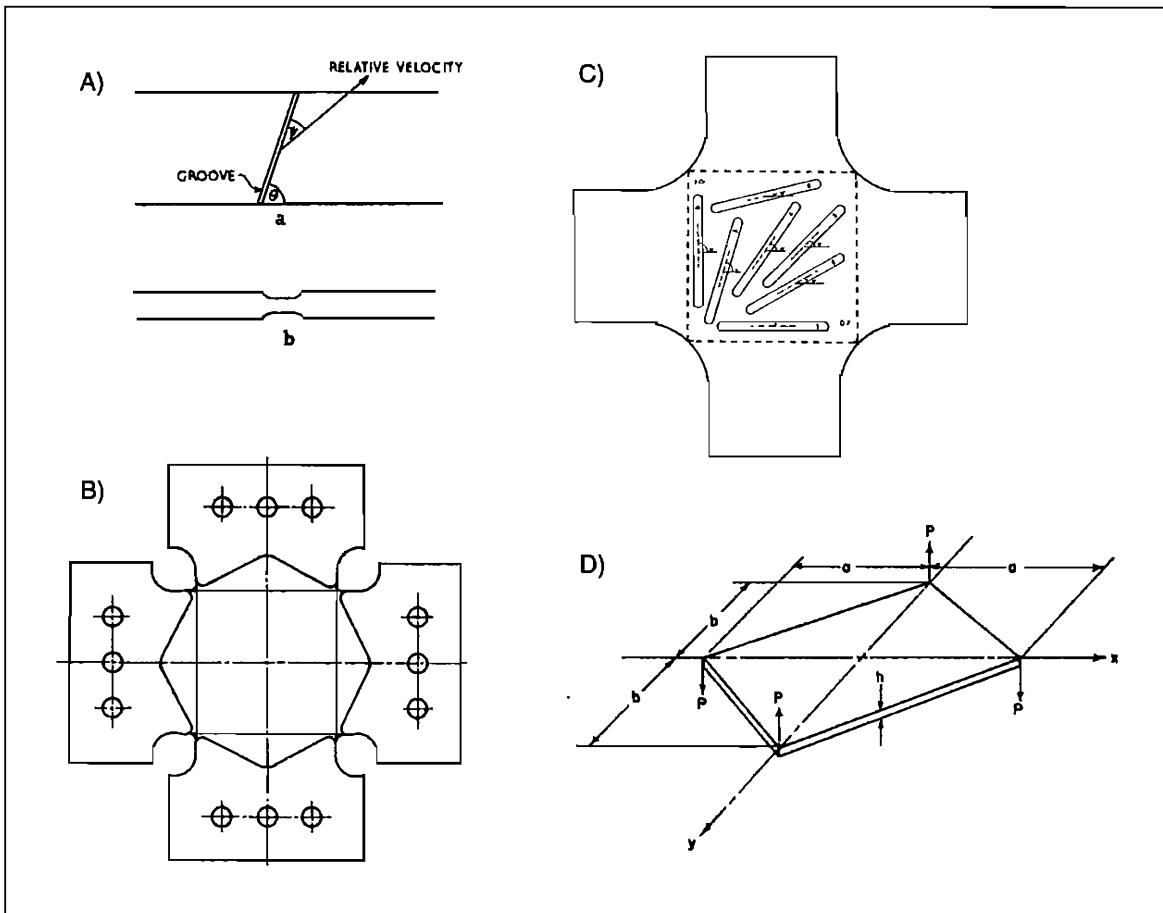


Abb. 4.1:

4.1.1 Probengeometrie

Bei experimentellen Werkstoffuntersuchungen ist die Verwendung von Rohrproben unter Zug-, Torsions- und/oder Innendruckbelastung sehr verbreitet. Ist das Verhältnis zwischen Wanddicke und Probenradius klein, so herrscht in der Probenwand ein nahezu homogener Spannungs- und Verzerrungszustand, der sich analytisch und experimentell einfach erfassen lässt. Messungen unter Belastungen in allen vier Quadranten der Hauptspannungsebene sind bei Verwendung dieser Probengeometrie mit sehr viel Aufwand verbunden, und der Spannungszustand in der Rohrwand ist bei Versuchen mit Innendruck aufgrund der Radialspannung nicht exakt zweidimensional.

Abb. 4.1 zeigt einige alternative Probenformen, die speziell für die Bestimmung der Fließgrenzen bei mehrachsigen Spannungszuständen entwickelt wurden.

Mit der Probenform in Abb. 4.1a wird die Anisotropie in Blechen nach einem Vorschlag von HILL [36] bestimmt. In einem dünnen Blechstreifen sind zwei Kerben im Winkel Φ zur Belastungsrichtung geschnitten. Wird das Blech gezogen, treten plastische Verformungen in Richtung der Kerbe auf. Unterschiedliche Spannungszustände werden durch Veränderung von Φ erreicht. Es können nur die Fließorte im ersten Quadranten der Hauptspannungsebene untersucht werden.

Abb. 4.1b ist eine Probenform nach SHIRATONI UND IKEGAMI [84]. Die kreuzförmige Platte kann in zwei senkrecht zueinander stehenden Richtungen gezogen werden. Es wird angenommen, daß in weiten Bereichen der Platte ein homogener Spannungs- und Verformungszustand herrscht. Dehnungen werden mit DMS-Rosetten in der Mitte der Platte gemessen. Theoretisch können Messungen in allen vier Quadranten der Hauptspannungsebene durchgeführt werden, aber ein mögliches Ausbeulen der Platte macht die Ergebnisse unter Druckbelastung unsicher.

Eine ähnliche Probenform benutzen SZCZENPIŃSKI UND MIASTKOWSKI [88] bei ihren Experimenten. Eine kreuzförmige Probe wird zuerst vorbelastet und anschließend aus der Prüfmaschine ausgebaut. Die Fließorte werden anhand von Zugversuchen mit Blechstreifen, die in verschiedenen Richtungen aus dem homogenen Verformungsbereich der Probe ausgeschnitten sind, durchgeführt (siehe Abb. 4.1c).

Die Untersuchung der Fließorte im zweiten, dritten und vierten Quadranten der Hauptspannungsebene mit Flach- und Rundproben ist aufgrund der Instabilität der Proben bei Druckbelastung nur beschränkt möglich. Abb. 4.1d zeigt, wie mit einer rhombenförmigen Platte unter Biegebelastung Spannungszustände in allen vier Quadranten der Hauptspannungsebene untersucht werden können. Verschiedene Spannungszustände werden an Platten mit variierender Länge der Diagonalen $2a$ und $2b$ und durch wechselnde Belastungsrichtungen untersucht (THEOCARIS UND HAZELL [94]).

Abweichend von den oben beschriebenen Methoden ist die Bestimmung von Fließortkurven mit Hilfe der Knoophärte. Dabei werden quaderförmige Proben (nicht abgebildet) in verschiedenen Richtungen aus einer Vollprobe herausgeschnitten und die Knoophärte an drei Flanken gemessen. Aus der Knoophärte wird auf die Fließspannung geschlossen (GRZESIK [26]).

4.1.2 Definition der Fließgrenze

Die Grenze zwischen elastischer und plastischer Formänderung ist bei nicht vorbelasteten Baustählen mit Lüdersbändern durch die untere Streckgrenze eindeutig bestimmt. Bei

Werkstoffen mit kontinuierlicher Verfestigung ist diese Grenze von der Definition des Fließpunktes abhängig. Abb. 4.2 zeigt, wie die Fließgrenze von solchen Materialien bei einem Zugversuch bestimmt werden kann.

Die Fließbedingungen nach Abb. 4.2a bis e können bei der Fließgrenzenbestimmung von Werkstoffen angewendet werden, deren elastische Verformungen durch ein lineares Gesetz beschrieben werden kann (die angegebenen Literaturquellen sind Beispiele für die Anwendung der Methoden):

- a) Die Fließgrenze ist erreicht, wenn die Spannungs-Dehnungskurve von der linear-elastischen Gerade abweicht (MIASKOWSKI UND SZCZEPIŃSKI [63]).
- b) Die Fließspannung ist der Schnittpunkt der rückwärtsinterpolierten Spannungs-Dehnungskurve mit der Spannungsachse oder der Elastizitätsgeraden (PARKER UND BASSET [72]).
- c) Die Fließgrenze ist erreicht, wenn die Probe um ein vorgegebenes Maß von der linearen Gerade abweicht (Dehnungs- oder Spannungs-Offset)(GUPTA UND LAUERT [31]).
- d) Die Fließgrenze ist erreicht, wenn die Steigung der Zugkurve auf ein Bruchteil der Steigung der Elastizitätsgeraden absinkt (PARKER UND BASSET [72]).
- e) Die Fließspannung ist der Schnittpunkt der elastischen Gerade mit einer Regressionskurve durch die ersten Meßpunkte, die von der linear-elastischen Gerade abweichen (PHILLIPS ET AL [76]).

Die vorstehenden Methoden versagen, wenn die elastische Gerade nicht eindeutig bestimmt werden kann, oder wenn ein Werkstoff mit einem nicht linear-elastischen Verformungsverhalten untersucht wird, in solchen Fällen kann die Fließgrenze mit den Fließkriterien in Abb. 4.2f und Abb. 4.2g bestimmt werden:

- f) Die Fließgrenze ist überschritten, wenn der Werkstoff zu Kriechen beginnt (MASSONNET ET AL [59]).
- g) Die Fließgrenze ist erreicht, wenn nach einer Belastung die Spannungs-Dehnungskurve bei Entlastung nicht in den Ursprung zurückkehrt und eine bleibende Verformung auftritt (MICHNO UND FINDLEY [65]).

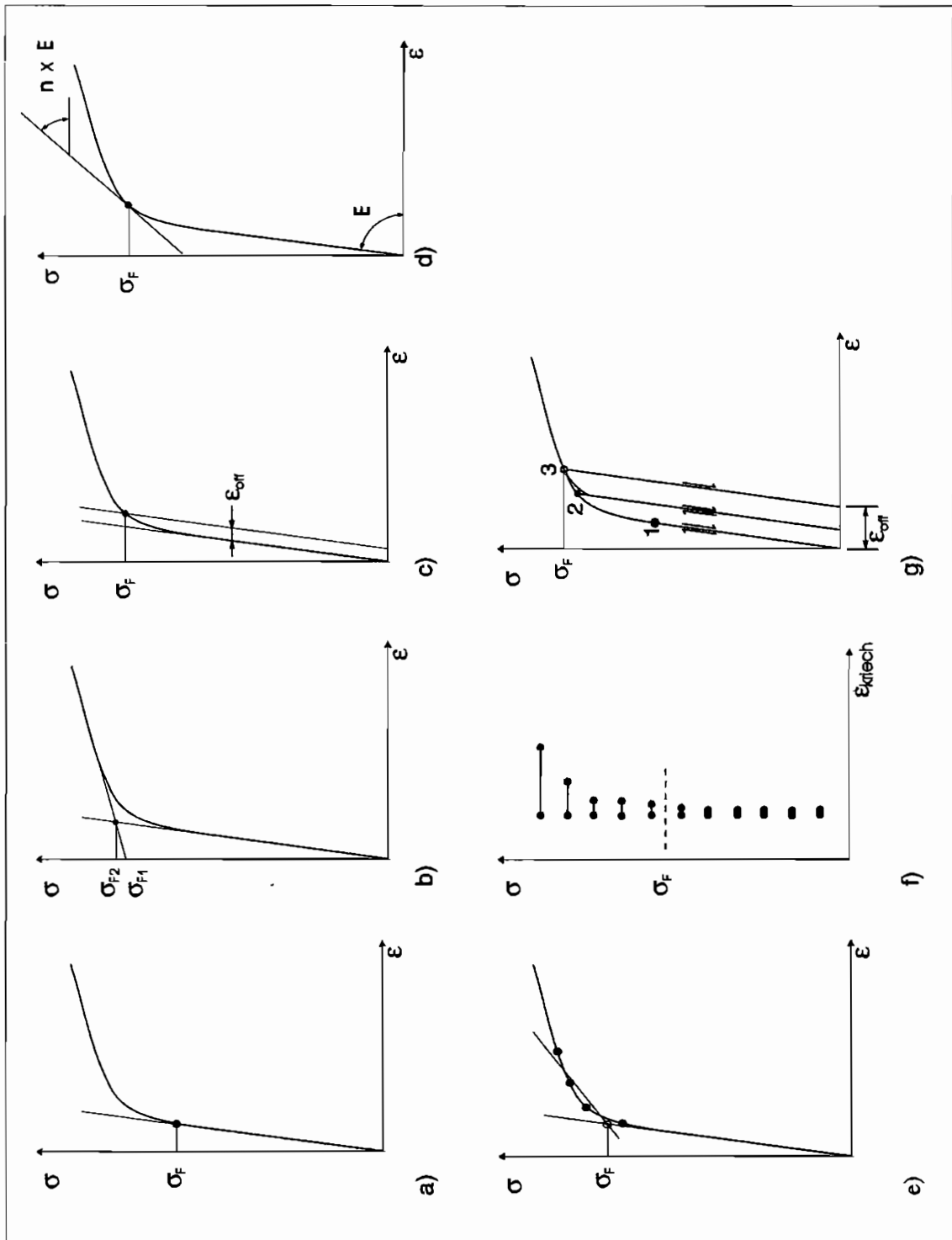


Abb. 4.2: Fließkriterien

Das Fließkriterium nach Abb. 4.2a entspricht der theoretischen Vorstellung der Fließgrenze, aber die gemessenen Werte sind sehr von der Auflösung der Meßapparatur und der subjektiven Beobachtung des Experimentators abhängig. Mit den Methoden c und e kann die Fließgrenze reproduzierbar bestimmt werden. Wenn nur sehr kleine plastische Verformungen zugelassen werden, d.h. kleines ε_{off} , kommen die Meßwerte der Idealvorstellung sehr nahe (PHILLIPS, LIU UND JUSTUSSON [76], WU UND YEH [100]). Mit den Fließkriterien nach Abb. 4.2b, d, f und g müssen zum Teil große plastische Verformungen aufgebracht werden, um die Fließspannung gesichert bestimmen zu können. Die Messung verändert den Verformungszustand der Probe so stark, daß es nicht möglich ist, mehrere Punkte der gleichen Fließortkurve mit der gleichen Probe zu messen. Weit verbreitet ist die Bestimmung der Fließgrenze mit einem Offset-Maß nach Abb. 4.2c (IKEGAMI [42])

Die Fließkriterien für den einfachen Zugversuch sind auf Versuche mit mehrachsigen Belastungszuständen zu übertragen. Ein direkter Vergleich mit dem einfachen Zugversuch ist möglich, wenn Spannungen und Dehnungen aus den einzelnen Richtungen mit einer geeigneten Vergleichshypothese in Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen umgerechnet werden. Bei einer anderen Methode ist die Fließgrenze erreicht, wenn das Fließkriterium für die Belastungsachse mit den größten Dehnungen erfüllt ist.

4.1.3 Ausmessen der Fließortkurve

Bei der Bestimmung der Fließgrenze wird die Probe plastisch deformiert. Es wird der ursprüngliche Verformungszustand der Probe verändert und somit auch die Form der Fließortkurve. Jeder weitere Punkt, der mit dieser Probe bestimmt wird, verändert wiederum die Fließortkurve. Es kann also nur ein Punkt der Fließortkurve mit derselben Probe genau bestimmt werden. Mehrere Punkte der Fließortkurve können somit nur mit mehreren Proben und gleicher Vorbelastung bestimmt werden (multi probing). Bei diesem Vorgehen sind die Versuchskosten sehr hoch, und Meßwertstreuungen aufgrund von Material- und Geometrieschwankungen bei den Proben sind nicht auszuschließen. Wenn die plastische Verformung sehr klein gehalten werden kann, ist der Einfluß der Fließflächenmessung auf den Verformungszustand sehr klein, und es kann versucht werden, in guter Näherung mit derselben Probe mehrere Punkte der Fließortkurve zu bestimmen (single probing).

Beim Ausmessen der Fließkurve wird zunächst die Probe nach einer Vorbelastung in den elastischen Bereich entlastet. Anschließend werden durch proportionale oder nichtproportionale Belastungspfade im Spannungsraum die einzelnen Fließortpunkte bestimmt. Abb. 4.3 zeigt, wie die Fließpunkte durch Spannungspfade senkrecht zur Vorlastrichtung be-

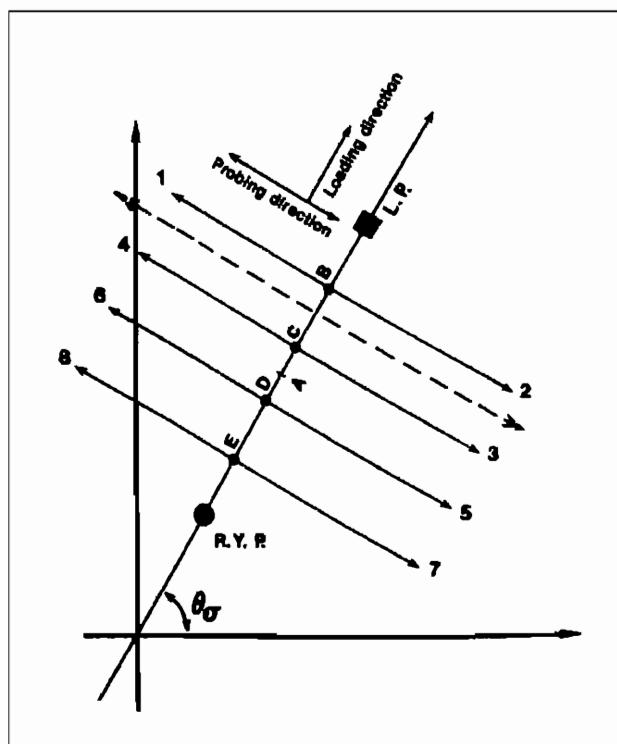


Abb. 4.3: Prüfpfade senkrecht zur Vorlast-
richtung (WU UND YEH [99])

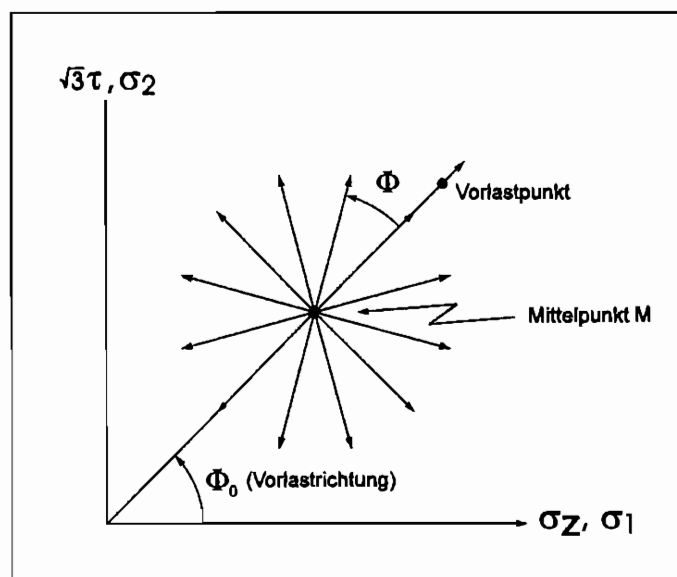


Abb. 4.4: Radiale Prüfpfade

stimmt werden (WU UND YEH [100]). Mit dieser Methode kann keine Konkavität der Fließfläche gegenüber der Vorlastrichtung gemessen werden selbst wenn sie vorhanden wären. In Abb. 4.4 wird die Fließortkurve durch proportionale Spannungspfade, ausgehend von einem festen Punkt im Spannungsraum, gemessen. Mit dieser Methode sind prinzipiell konkave Fließkurven meßbar.

4.2 Bestimmung Fließgrenze durch ein Offset-Maß

In dieser Arbeit wird die Fließgrenze durch eine Offset-Dehnung definiert. Sie ist ein Maß für die Abweichung von der linear-elastischen Gerade und entspricht einer kleinen plastischen Verformung der Probe, welche im laufenden Versuch aus den gemessenen Spannungs- und Dehnungswerten berechnet wird. Die Fließgrenze ist erreicht, wenn die Offset-Dehnung einen vorgegebenen Betrag ε_{off} überschreitet. Fließgrenzemessungen über kleine ε_{off} verändern den Verformungszustand der Probe nur geringfügig und erlauben daher das kostengünstigere "single probing". Zudem werden die durch Probenunterschiede induzierten Fehler vermieden.

4.2.1 Theoretische Grundgleichungen

Die Bestimmungsgleichung für die Abweichung von der linear-elastischen Gerade soll zunächst für den einachsigen Zugversuch hergeleitet werden. Das Vorgehen wird anhand der Zugkurve in Abb. 4.5 erläutert. Durch eine lineare Regressionsanalyse von ausgewählten Spannungs- und Dehnungswerten im linearen Bereich der Kurve wird die Steigung der elastischen Gerade E_z und ihr Schnittpunkt ε_z^R mit der Dehnungsachse bestimmt. Die aktuelle Offset-Dehnung wird mit $\Delta\varepsilon_z^p$ bezeichnet und entspricht dem plastischen Anteil an der Gesamtdehnung ε_z . Sie berechnet sich aus der Gesamtdehnung abzüglich der elastischen Dehnung und dem Schnittpunkt mit der Dehnungsachse:

$$\Delta\varepsilon_z^p = \varepsilon_z - \varepsilon_z^R - \frac{\sigma_z}{E_z}. \quad (4.1)$$

ε_z^R entspricht der plastischen Verformung bei einer vorbelasteten Probe. Bei einer jungfräulichen Probe sollte daher ε_z^R null sein. Aufgrund von unvermeidbarem Spiel in der Probeneinspannung ist dies nur selten der Fall.

Das Spiel in der Probeneinspannung führt auch zu Schwankungen der Meßwerte beim Anfahren der Belastungsrampe. Diese Schwankungen verfälschen die Regressionsanalyse,

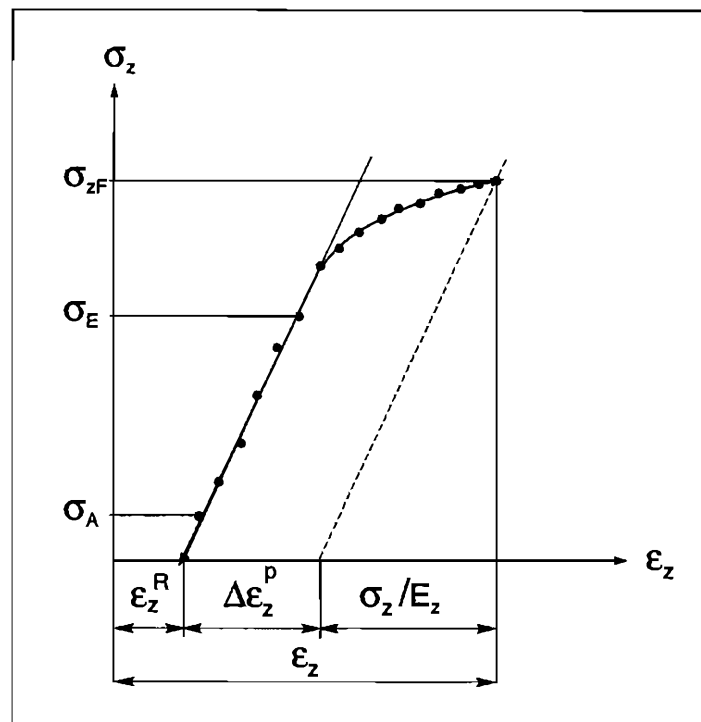


Abb. 4.5:

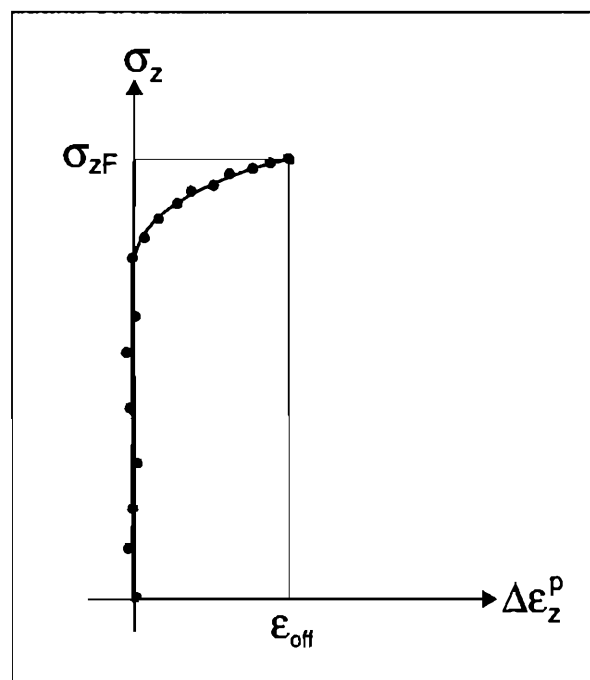


Abb. 4.6:

und es werden daher erst die Meßwerte beim Überschreiten der Spannung σ_A für die Analyse gespeichert (vergl. Abb. 4.5). In den meisten Fällen kann σ_A in den Bereich 10 bis 20 MPa angesetzt werden. Die obere Grenze der Meßwertaufnahme ist die Spannung σ_E . Sie sollte möglichst nahe der Linearitätsgrenze liegen. Abb. 4.6 zeigt den Verlauf der Zugspannung als Funktion der nach Gl. 4.1 berechneten Offsetdehnung.

Analog werden die Maße der Offset-Dehnung bei Torsions- oder Innendruckbelastung aus der Torsionsspannung τ und dem Gleitwinkel γ bzw. aus der Spannung σ_φ und der Dehnung ε_φ in Umfangsrichtung der Probe bestimmt

$$\Delta\gamma^p = \gamma - \gamma^R - \frac{\tau}{G}, \quad (4.2)$$

$$\Delta\varepsilon_\varphi^p = \varepsilon_\varphi - \varepsilon_\varphi^R - \frac{\sigma_\varphi}{E_\varphi}. \quad (4.3)$$

Ausgehend von einem festen Punkt im Spannungsraum wird die gesamte Fließortkurve durch Aufbringen von radialen Spannungspfaden ausgemessen. Bei dieser kombinierten Belastung werden zeitgleich alle Spannungs- und Dehnungswerte aufgenommen und für jede Belastungsachse getrennt die Offset-Dehnungen bestimmt. Die Grenzen für die lineare Regressionsanalyse werden in diesem Fall durch eine Vergleichsspannung σ_R definiert. Wird die Fließfläche in der σ_z - τ -Ebene bestimmt, lautet das benutzte Maß für die Vergleichsspannung:

$$\sigma_R = \sqrt{(\sigma_z - \sigma_{zM})^2 + \frac{1}{3}(\tau - \tau_M)^2}. \quad (4.4)$$

σ_{zM} und τ_M sind die Spannungen im Ausgangspunkt M des Prüfpfads. σ_R entspricht in der σ_z - $\sqrt{3}\tau$ -Ebene dem Abstand zwischen M und dem aktuellen Spannungspunkt (siehe dazu Abb. 4.7).

In der Hauptspannungsebene ergibt sich die Vergleichsspannung σ_R analog angesetzt zu

$$\sigma_R = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_{1M})^2 + (\sigma_2 - \sigma_{2M})^2}. \quad (4.5)$$

Es werden nur solche Spannungs- und Dehnungswerte bei der Regressionsanalyse berücksichtigt, für die die Bedingung

$$\sigma_{RA} < \sigma_R < \sigma_{RB} \quad (4.6)$$

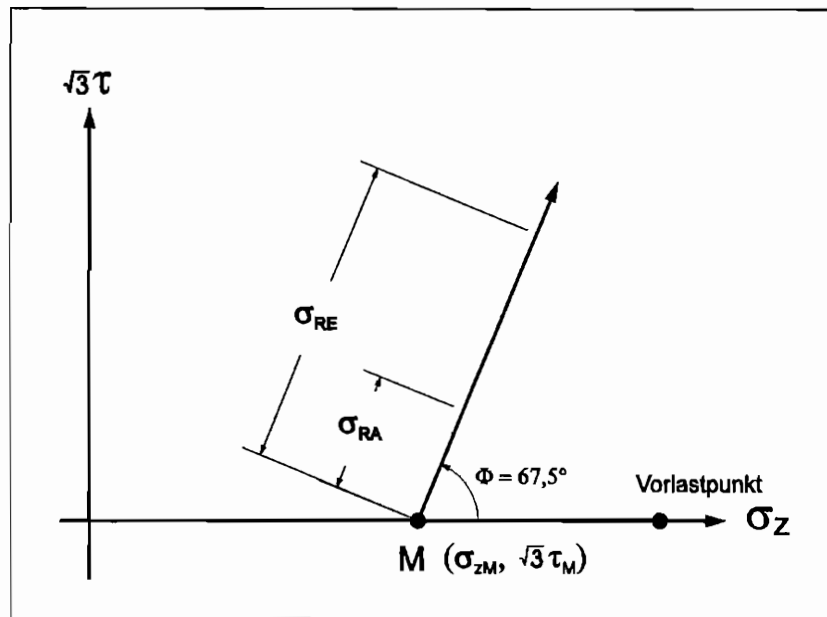


Abb. 4.7: Grenzen für die lineare Regressionsanalyse dargestellt im Spannungsraum

erfüllt ist.

Aus den gemessenen Offset-Dehnungen wird analog zu einer Vergleichsspannung eine Vergleichsdehnung berechnet, welche in geeigneter Form die gemessenen Dehnungen verknüpft.

4.2.2 Vergleichsdehnung

4.2.2.1 Vergleichsdehnung bei Zug-Torsionsversuchen

Bei der Suche nach einem geeigneten Vergleichsmaß für die Offset-Dehnung in der σ_z - τ -Ebene wird ein monotoner Zugversuch mit einem monotonen Torsionsversuch verglichen. Die Versuche sind in Weg- bzw. Winkelregelung durchgeführt worden.

In Abb. 4.8 sind die Ergebnisse aus einem Zugversuch und einem Torsionsversuch mit Proben aus Ck15 dargestellt. Es ist die Zugspannung σ_z über die plastische Dehnung ϵ_z^p bzw. die Torsionsspannung τ über das plastische Gleiten γ^p aufgetragen. Die beiden Kurven können nicht unmittelbar verglichen werden. Mit der Vergleichsspannungshypothese nach von Mises können für isotrope Werkstoffe Torsionsspannungen und Gleitungen in

äquivalente Zugspannungen und Dehnungen umgewandelt werden. Für eine Probe unter Zug- und Torsionsbelastung lautet die Bestimmungsgleichung für die Vergleichsspannung

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_z^2 + 3\tau^2}. \quad (4.7)$$

und für die daraus hergeleitete plastische Vergleichsdehnung

$$\varepsilon_V^p = \sqrt{(\varepsilon_z^p)^2 + \frac{1}{3}(\gamma^p)^2} \quad (4.8)$$

In Abb. 4.9 ist σ_z über ε_z^p und $\sqrt{3}\tau$ über $\gamma^p/\sqrt{3}$ aufgetragen. Die Kurve aus dem Zugversuch liegt jetzt im Mittel 11% höher als die Vergleichskurve der Torsionsbelastung. Diese Abweichung von der von Mises-Hypothese ist auch von anderen Autoren beobachtet worden. CHENG UND KREMPEL [14] vergleichen Zug- und Torsionsversuche mit Aluminiumproben auf der Basis der von Mises-Hypothese und der Schubspannungshypothese nach Tresca. Sie stellen fest, daß die Abweichung mit der Schubspannungshypothese bei kleinen Dehnungen am kleinsten ist. KIKILLUS [48] vergleicht Versuche mit Proben aus Ck15 auf der Basis der von Mises-Hypothese und begründet eine 7%ige Abweichung der Torsionskurve von der Zugkurve mit einer herstellungsbedingten Anisotropie in den Proben.

Abb. 4.10 zeigt Schlibbilder einer der hier verwendeten Ck15-Proben. Es wird das Gefüge parallel und senkrecht zur Hauptachse der Probe gezeigt. Im Schlibbild senkrecht zur Hauptachse (rechtes Teilbild) ist eine regellose Verteilung von Perlitkörnern (schwarz) in ein Ferritgefüge (hell) zu sehen. Im Schlibbild parallel zur Hauptachse sind dagegen Perlit und Ferrit gleichmäßig linienhaft in Probenlängsrichtung verteilt. Diese Anisotropie ist mit dem Herstellungsverfahren des Proben-Halbzeugs zu erklären und kann nicht durch eine Nachbearbeitung behoben werden (KIKILLUS [48]).

Kikillus führt aufgrund der beobachteten Anisotropie eine um den Faktor $1,07\sqrt{3}$ gewichtete Torsionsspannung ein, um bei kombinierten Belastungen Zug- und Torsionversuche vergleichen zu können. Eine andere Möglichkeit, die beobachtete Anisotropie bei der Berechnung von Vergleichsdehnung und Vergleichsspannung berücksichtigen zu können, beruht auf der Fließbedingung für orthotrope gewalzte Bleche nach HILL [35].

$$(G + H)\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (F + H)\sigma_y^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1 \quad (4.9)$$

Dabei ist σ_x die Spannung in Walzrichtung und σ_y senkrecht dazu. Die Parameter G , H , F und N sind Maße für die Anisotropie im Blech und werden aus der Fließspannung in

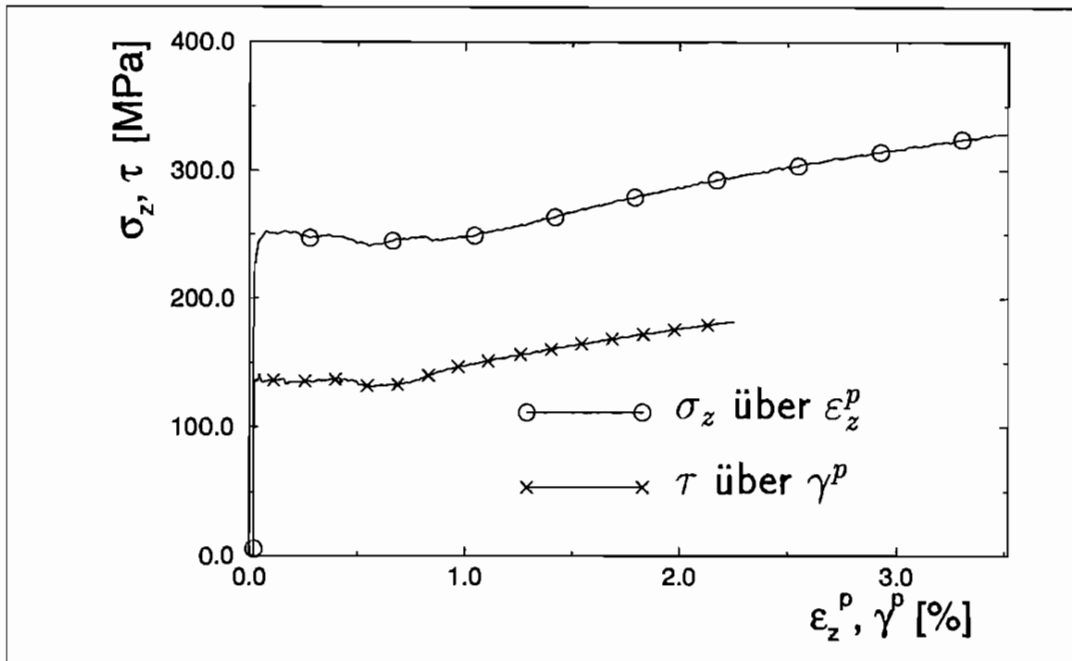


Abb. 4.8: Vergleich Zug- und Torsionsversuch Ck15-Proben

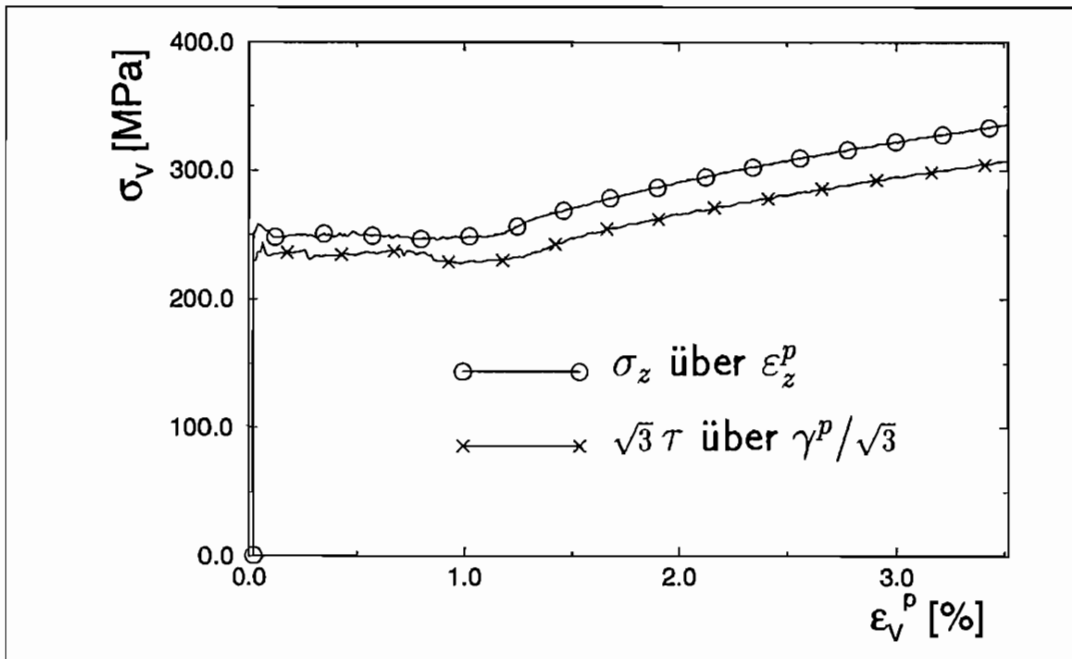


Abb. 4.9: Vergleich Zug- und Torsionsversuch Ck15-Proben. Vergleichspannung und Vergleichsdehnung nach v. Mises.

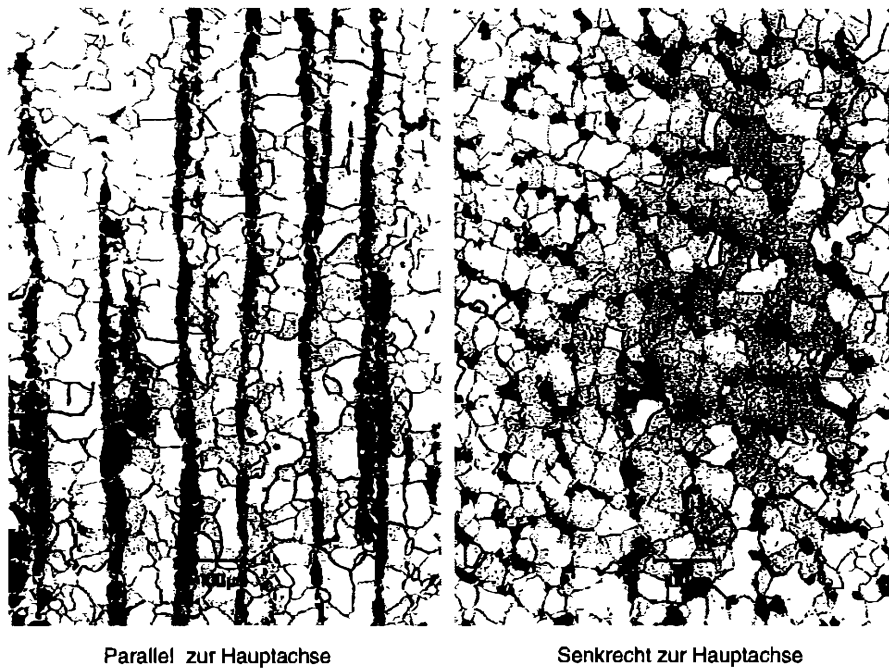


Abb. 4.10: Schliffbilder Ck15-Proben

Blechstreifen bestimmt, die in verschiedenen Richtungen aus dem Blech herausgeschnitten wurden (vgl. Abs. 4.1.1).

Aus der Fließbedingung Gl. 4.9 wird eine Gleichung für die Vergleichsspannung in der Probenwand bei kombinierter Zug- und Torsionsbelastung hergeleitet. Mit $\sigma_x = \sigma_z$ und $\sigma_{xy} = \tau$ ist

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_z^2 + C\tau^2}. \quad (4.10)$$

Die daraus abgeleitete plastische Vergleichsdehnung ist

$$\varepsilon_V^p = \sqrt{(\varepsilon_z^p)^2 + \frac{C}{9}(\gamma^p)^2}. \quad (4.11)$$

C ist ein Maß für die Anisotropie und wird aus der Fließspannung σ_{zF} eines monotonen Zugversuchs und der Fließspannung τ_F eines monotonen Torsionsversuchs bestimmt:

$$C = 2 \frac{\tau_F}{\sigma_{zF}} \quad (4.12)$$

Beim einfachen Zug- oder Torsionsversuch mit jungfräulichen Proben ist beim Erreichen der Fließgrenze eine eindeutige Abweichung der Spannungs-Dehnungskurve von der linearelastischen Gerade zu erkennen. Die Fließspannung kann eindeutig als die Grenze des proportionalen Materialverhaltens bestimmt werden (vgl. Abs. 4.1.2). Abb. 4.11 zeigt einen vergrößerten Ausschnitt der Kurven aus Abb. 4.8. Mit $\sigma_{zF} = 233 \text{ MPa}$ und $\tau_F = 126 \text{ MPa}$ ist $C = 3,7$. Abb. 4.12 zeigt die gute Übereinstimmung der Torsionskurve mit der Zugkurve, wenn die Torsionsspannung und die plastische Gleitung als $\sqrt{3,7}\tau$ über $\sqrt{\frac{3,7}{9}}\gamma^p$ aufgetragen werden.

Die bisherigen Vergleiche von Zug- und Torsionsversuchen werden im folgenden für Versuche mit Proben aus austenitischem Stahl durchgeführt. Abb. 4.13 zeigt das Ergebnis eines Zugversuchs und eines Torsionsversuchs. Entsprechend Abb. 4.9 wird σ_z über ε_z^p und $\sqrt{3}\tau$ über $\gamma^p/\sqrt{3}$ aufgetragen.

In diesem Fall liegt die Zugkurve 8% über der Vergleichskurve aus dem Torsionsversuch. Abb. 4.14 zeigt entsprechend Abb. 4.10 das Gefüge der Probe senkrecht und parallel zur Hauptachse der Probe. Eine ausgeprägte Texturanisotropie wie bei den Proben aus Ck15 ist nicht erkennbar.

Abb. 4.15 zeigt, daß für diese Proben auch ein Vergleich von Zug- und Torsionsversuchen auf der Basis der Fließbedingung von Hill geeignet ist.

Die Messung der Fließgrenze über ein Offsetmaß verursacht beim einfachen Zugversuch und beim einfachen Torsionsversuch eine kleine plastische Verformung der Probe. Die plastische Dehnung $\Delta\varepsilon_z^p$ kann entsprechend Abb. 4.12 oder Abb. 4.15 mit der plastischen Gleitung $\sqrt{\frac{C}{9}}\Delta\gamma^p$ verglichen werden. Aus der Gleichung für die plastische Vergleichsdehnung, Gl. 4.11, ergibt sich für kombinierte Zug- und Torsionsbelastung ein Vergleichsmaß für die Offset-Dehnung.

$$\Delta\varepsilon_V^p = \sqrt{(\Delta\varepsilon_z^p)^2 + \frac{C}{9}(\Delta\gamma^p)^2} \quad (4.13)$$

Zusammen mit der Gleichung für die Vergleichsspannung, Gl. 4.4, kann die Fließgrenzenbestimmung unter kombinierter Zug- und Torsionsbelastung auf den einfachen Zugversuch zurückgeführt werden.

Ein Beispiel soll dieses verdeutlichen. Die Fließfläche einer vorbelasteten Probe wird in der σ_z - τ -Ebene gemessen. Nach der Vorbelastung wird die Probe auf ein Spannungsniveau (σ_{zM}, τ_M) innerhalb der Fließfläche entlastet (vgl. Abb. 4.7). Von diesem Punkt aus wird

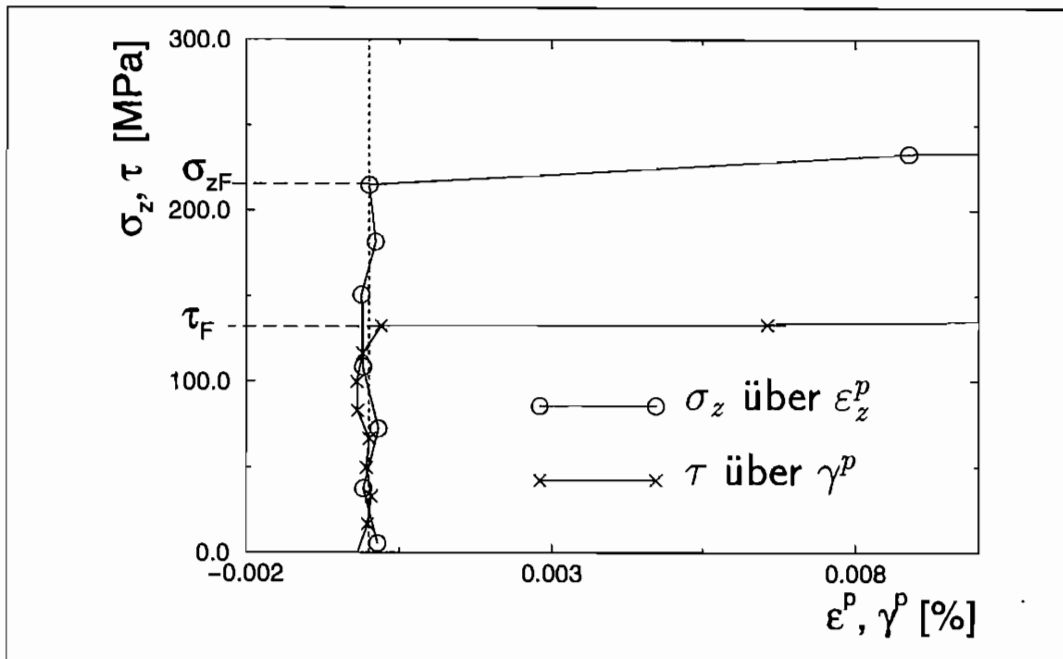


Abb. 4.11: Fließspannungen von Ck15-Proben.

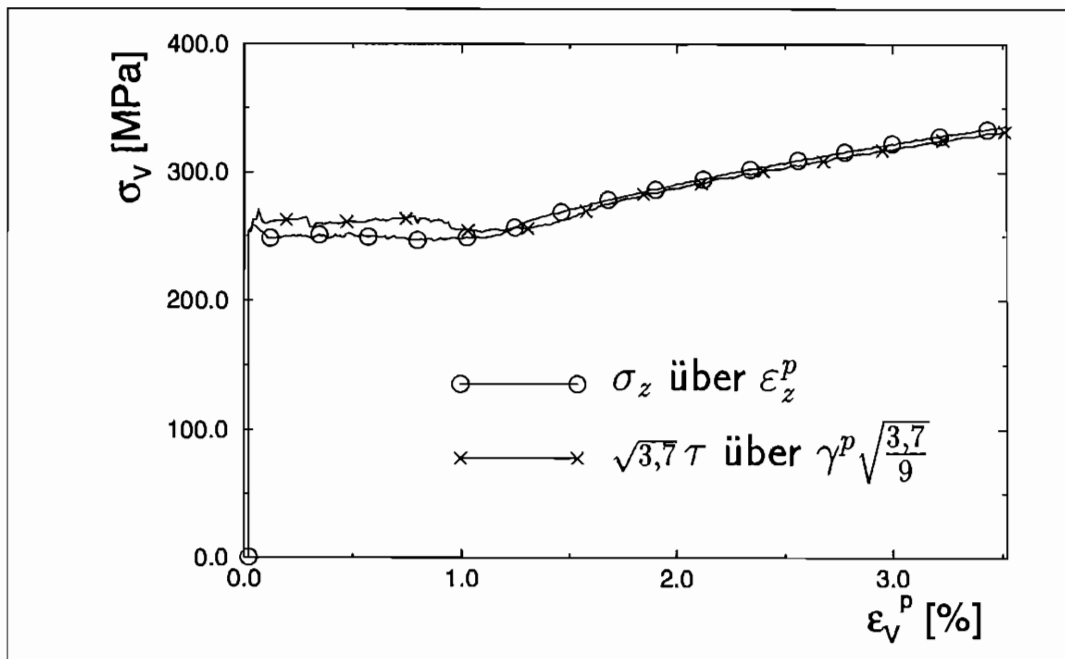


Abb. 4.12: Vergleich Zug- und Torsionsversuch Ck15-Proben. Vergleichspannung und Vergleichsdehnung nach Hill

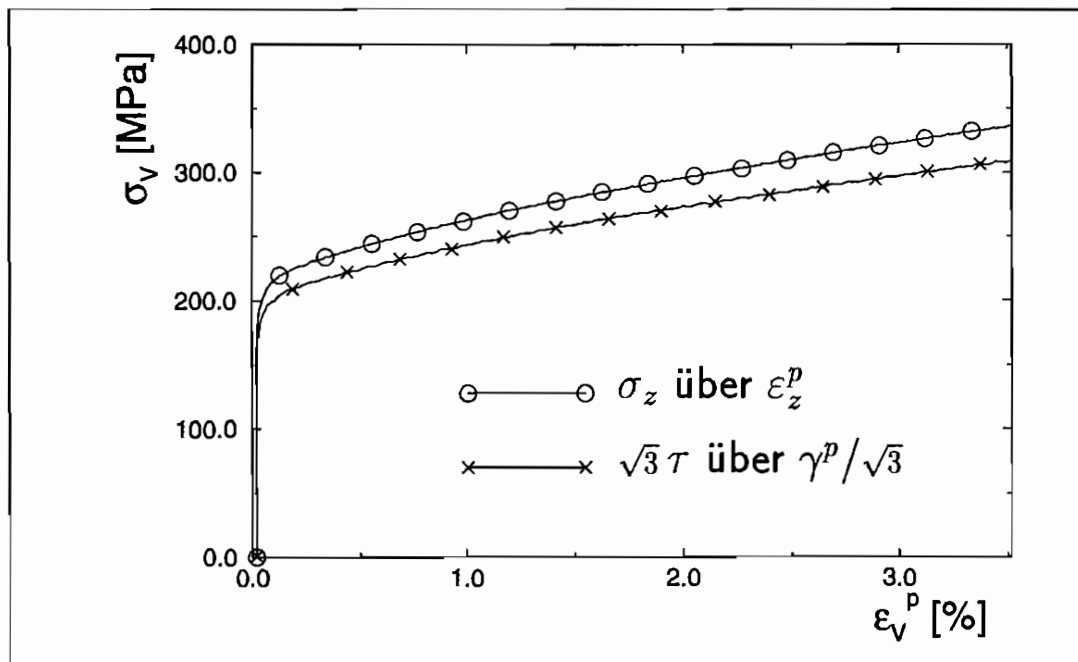


Abb. 4.13: Vergleich Zug- und Torsionsversuch, Proben X6 CrNi 18.11 . Vergleichsspannung und Vergleichsdehnung nach v. Mises

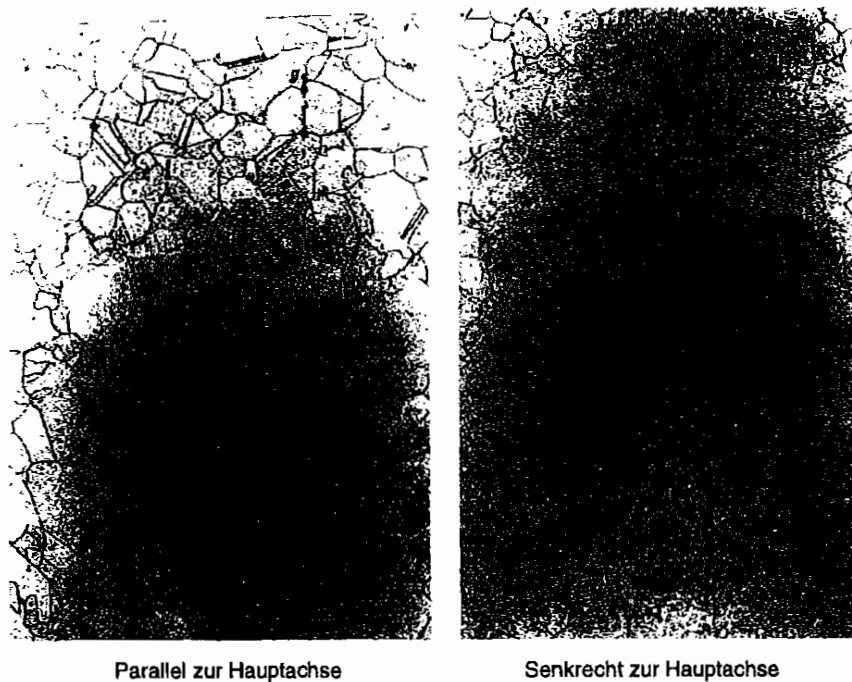


Abb. 4.14: Schliffbilder-Proben aus X6 CrNi 18.11

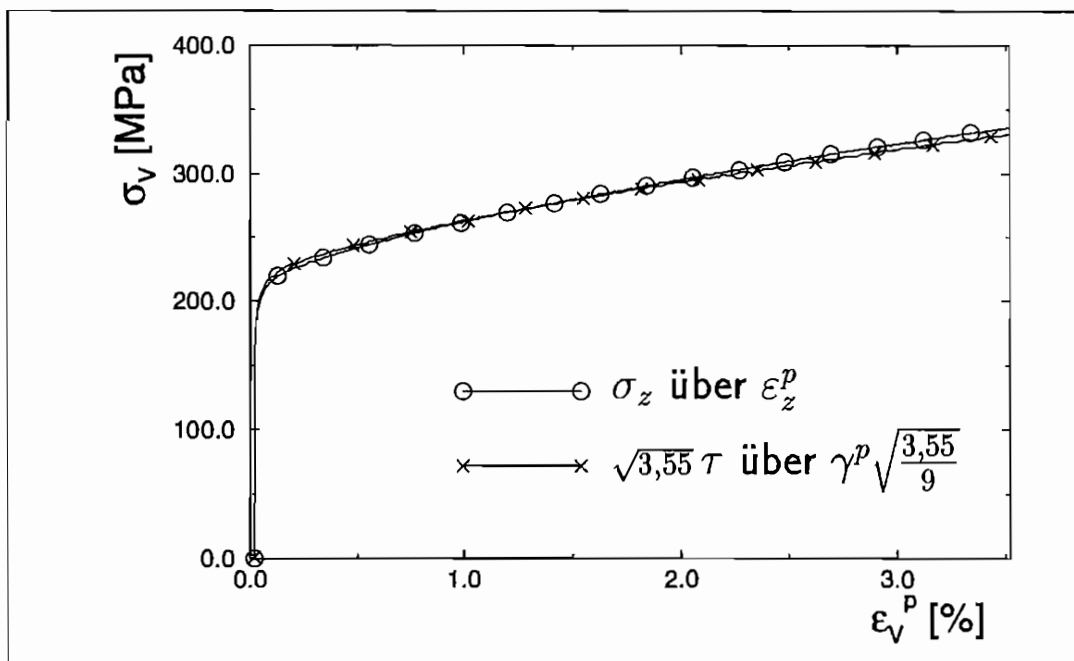


Abb. 4.15: Vergleich Zug- und Torsionsversuch, Proben X6 CrNi 18.11 . Vergleichsspannung und Vergleichsdehnung nach Hill

ein Belastungspfad in der σ_z - $\sqrt{3}\tau$ -Ebene unter dem Winkel $\Phi = 67,5^\circ$ zur σ_z -Achse gestartet. Nach Überschreiten der Grenze σ_{RE} werden aus den ersten Meßwerten von σ_z , ϵ_z , γ und τ die elastischen Kennwerte E_z , ϵ_z^R , G und γ^R bestimmt. Mit Gl. 4.1 bzw. Gl. 4.2 wird für beide Belastungsachsen die Offsetdehnung berechnet. Abb. 4.16a zeigt den Verlauf der Zugspannung über die plastische Dehnung und Abb. 4.16b die Torsionsspannung über den plastischen Gleitwinkel. Wird für jeden Meßzeitpunkt die Vergleichsspannung σ^R und das Vergleichs-Offset-Maß $\Delta\epsilon_v^p$ berechnet, so erhält man die Vergleichskurve in Abb. 4.16c.

Die Darstellung in Abb. 4.16c ist bei der Beurteilung der einzelnen Prüfpfade bei kombinierter Belastung sehr hilfreich. So können z.B. die Grenzen für die Regressionsanalyse einfach abgeschätzt werden (siehe Abb. 4.16c). Analog zu Abb. 4.6 ist die Fließgrenze erreicht, wenn die plastische Vergleichsdehnung ein vorgegebenes Maß überschreitet.

4.2.2.2 Vergleichsdehnung bei Zug-Innendruckversuchen

Um ein Vergleichsmaß für die Offsetdehnung bei der Fließflächenmessung in der σ_1 - σ_2 -Ebene zu erhalten, wird ein monotoner Zugversuch mit einem monotonen Innendruckversuch verglichen.

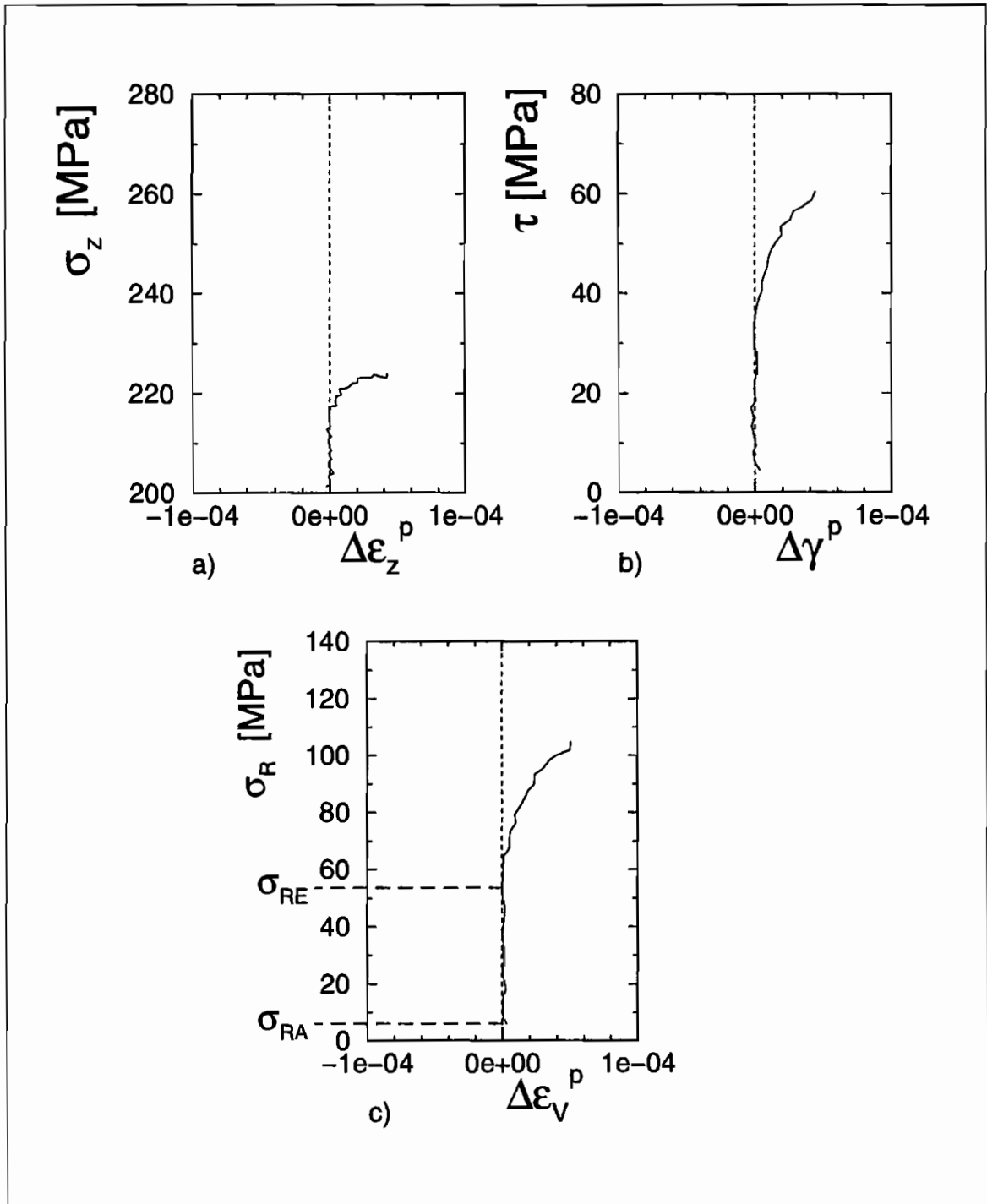


Abb. 4.16: Vergleichskurve bei kombinierter Belastung

such verglichen.

Die Fließflächenmessungen in der σ_1 - σ_2 -Ebene können nur in Kraft- und Druckregelung durchgeführt werden, da eine kombinierte Weg- und Durchmesserregelung nicht stabil bleibt. Durchmesser-geregelte Innendruckversuche sind zur Zeit nur möglich wenn die Länge der Probe konstant gehalten wird. Abb. 4.17 zeigt einen durchmesser-geregelten Innendruckversuch im Vergleich zu einem weggeregelten Zugversuch mit dem Probenwerkstoff Ck15. Die Spannungen sind über die plastischen Dehnungen aufgetragen. Bei isotropen Werkstoffen sollten die beiden Kurven ohne weitere Umrechnungen weitgehend übereinstimmen. Wie in der Abbildung zu erkennen ist, berühren sich die beiden Kurven kurz und weichen im Mittel um ca. 13% voneinander ab; eine Bestätigung der im vorherigen Abschnitt beobachteten Anisotropie. Die anfangs sehr starken Schwankungen der Innendruck-Kurve sind auf die nicht homogene Verformung der Probe beim Ausbreiten der Lüders-Bänder im Bereich der Auflagepunkte des Diametral-Extensimeters zurückzuführen.

Bei Kraft- oder Innendruck-geregelten Versuchen mit Ck15-Proben kann die plastische Verformung bei der Erstbelastung nicht kontrolliert werden. Wird eine jungfräuliche Probe über die Fließgrenze hinweg belastet, dehnt sich die Probe schlagartig und unkontrolliert durch den ganzen Lüders-Dehnungs-Bereich hindurch. Die Untersuchung der Fließflächen in der Hauptspannungsebene mit diesen Proben ist daher nur möglich, wenn die Lüders-Bänder z.B. durch eine weggeregelte zyklische Vorbelastung abgebaut werden. Aus diesem Grund werden keine speziellen Überlegungen zur Vergleichsdehnung für Versuche mit diesem Probenwerkstoff angestellt.

In Abb. 4.18 sind, wie in Abb. 4.17, ein Zug- und ein Innendruckversuch mit Proben aus dem austenitischen Stahl abgebildet. Die beiden Kurven sind, bis auf kleine Abweichungen bei beginnender Plastifizierung der Probe, deckungsgleich. Entsprechend den Schliffbildern in Abb. 4.14 sind diese Proben isotrop. Die kleinen Abweichungen am Anfang der Verformungen können dadurch erklärt werden, daß bei der Dehnungsmessung in Zugrichtung Verformungen im Übergang zwischen Kragen und dem zylindrischen Teil der Probe mit erfaßt werden.

Für isotrope Proben unter kombinierter Zug- und Innendruckbelastung ist die Vergleichsspannung in der Probenwand nach von Mises

$$\sigma_V = \sqrt{\frac{4}{3} [\sigma_z^2 - \sigma_z \sigma_\varphi + \sigma_\varphi^2]} \quad (4.14)$$

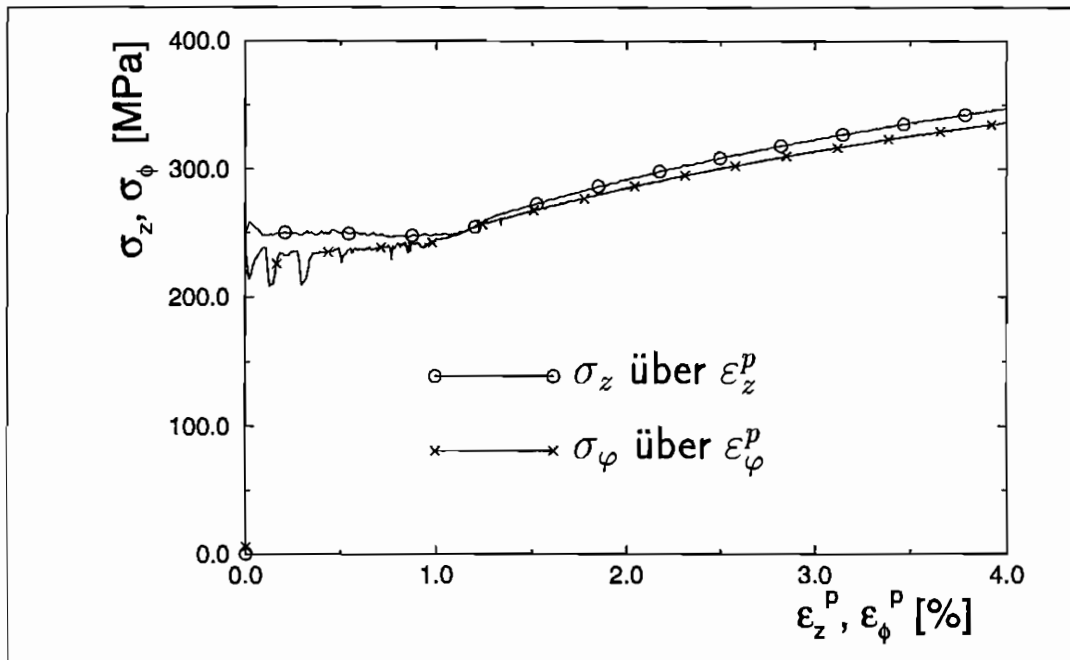


Abb. 4.17: Vergleich Zug- und Innendruckversuch Ck15-Proben

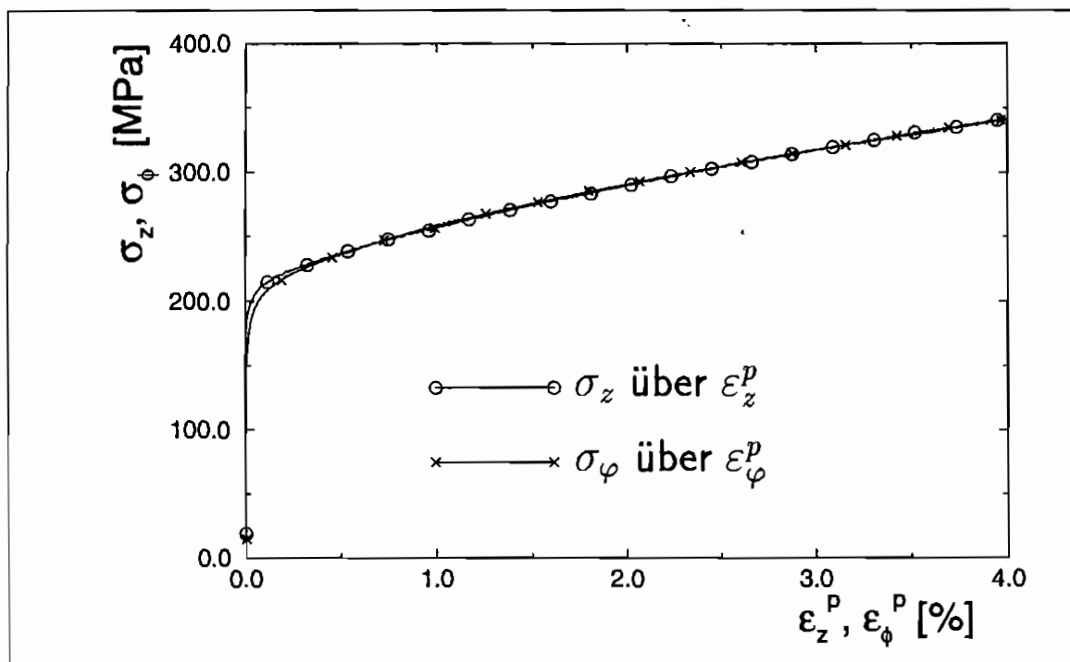


Abb. 4.18: Vergleich Zug- und Innendruckversuch, Proben X6 CrNi 18.11

Die zugeordnete plastische Vergleichsdehnung ist

$$\varepsilon_V^p = \sqrt{\frac{4}{3} [(\varepsilon_z^p)^2 - \varepsilon_z^p \varepsilon_\varphi^p + (\varepsilon_\varphi^p)^2]}. \quad (4.15)$$

Aus dieser Gleichung erhält man, wie bei Zug-/Torsionsversuchen, das Vergleichsmaß für die Offset-Dehnung bei kombinierter Belastung durch Einsetzen der Größen für die Offset-Dehnungen der einzelnen Belastungsrichtungen

$$\Delta\varepsilon_V^p = \sqrt{\frac{4}{3} [(\Delta\varepsilon_z^p)^2 - \Delta\varepsilon_z^p \Delta\varepsilon_\varphi^p + (\Delta\varepsilon_\varphi^p)^2]}. \quad (4.16)$$

Mit diesem Vergleichsmaß und der Vergleichsspannung nach Gl. 4.5, ist hier wieder das Problem der Fließgrenzenbestimmung bei mehrachsialen Belastungen auf den einfachen Zugversuch zurückgeführt. Die Fließgrenze ist erreicht, wenn das Vergleichsmaß für die Offset-Dehnung $\Delta\varepsilon_V^p$ ein vorgegebenes Maß überschreitet. Die Größe des Offset-Dehnungsmaßes ist von den jeweiligen Randbedingungen im Versuch abhängig.

4.2.3 Größe des Offsetmaßes

Entsprechend der klassischen Plastizitätstheorie ist die Grenze des elastischen Materialverhaltens erreicht, wenn die Spannungs-Dehnungskurve von der linear-elastischen Gerade abweicht. Je kleiner das Offsetmaß gewählt werden kann, desto näher liegt die gemessene Fließspannung an dieser Grenze. Bei jedem Prüfen der Fließgrenze wird die Probe um das Offset-Maß plastisch verformt; daher sollte es möglichst klein gewählt werden, um das Bestimmen mehrerer Punkte der Fließkurve mit ein- und derselben Probe zu ermöglichen.

Die niedrigste Grenze der Offset-Dehnung wird wesentlich durch die Auflösung der Meßapparatur bestimmt. Mit den hier verwendeten Dehnungsaufnehmern entspricht die theoretische Auflösung der Verformungsmessung bei Zug- und Torsionsversuchen dem Vergleichsdehnungsmaß $\varepsilon_V^p = 1,5 \cdot 10^{-6}$. Bei Zug- und Innendruckversuchen ist $\varepsilon_V^p = 1,6 \cdot 10^{-6}$. In der Praxis hingegen lassen sich so niedrige Werte kaum realisieren, da die zugehörigen elektrischen Spannungswerte weit unter dem Rauschpegel des Meßsignals liegen. Außerdem werden die Meßwerte durch Störungen mechanischer Art verfälscht, die aus dem jeweils verwendeten Meßprinzip herrühren. Störungen bei den Meßwerten führen zu Schwankungen bei den Ergebnissen der Regressionsanalyse, die wiederum zu Fehlern bei

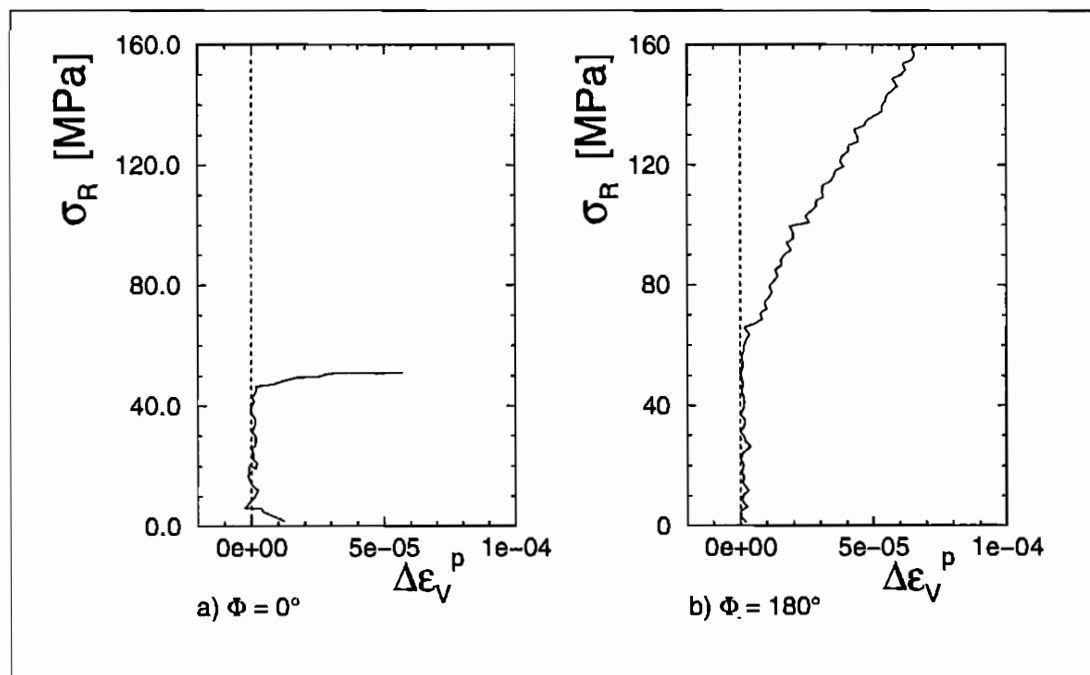


Abb. 4.19:

der Bestimmung der Offset-Dehnung führen. Das Offsetmaß muß so groß gewählt werden, daß Nichtlinearitäten der Meßkette gegenüber der durch das Offsetmaß gemessenen Linearitätsabweichung klein bleiben.

Abb. 4.19 zeigt zwei Vergleichskurven für Prüfpfade beim Ausmessen einer vorgedehnten Probe. Die Probe wurde zuvor in Zugrichtung um 5% vorgedehnt und anschließend zu einem Punkt innerhalb der Fließfläche teilweise entlastet. In Abb. 4.19a wird der Fließpunkt in Richtung der Vorlast bestimmt ($\Phi = 0^\circ$, vgl. Abb. 4.7). Nach dem Einspielverhalten beim Anfahren der Belastungsrampe schwankt die plastische Vergleichsdehnung im Bereich von $\epsilon_v^p = \pm 5 \cdot 10^{-6}$. Beim Erreichen der Proportionalitätsgrenze ist ein deutliches Abknicken der Kurve zu erkennen. Als Offset-Maß wurde bei diesem Versuch $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ verwendet. Die Fließgrenze hätte hier auch mit einem Offset-Maß $\epsilon_{off} = 1 \cdot 10^{-5}$ eindeutig bestimmt werden können.

In Abb. 4.19b ist die Vergleichskurve bei der Bestimmung des Fließpunktes gegenüber der Vorlastrichtung ($\Phi = 180^\circ$) abgebildet. Hier ist die Steigung der Kurve beim Verlassen der linearen Gerade sehr steil. Dieses Verhalten der Vergleichskurve erschwert die Bestimmung der Grenzen für die Regressionsanalyse und führt zu nicht reproduzierbaren Ergebnissen, wenn die Fließspannungen mit einem zu kleinem Offset-Maß bestimmt werden. Reprodu-

zierbare Werte für die Fließspannungen konnten hier bei der Fließflächenbestimmung in der σ_z - τ -Ebene mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ gemessen werden. Bei Versuchen mit kombinierter Zug- und Innendruckbelastung sind die mechanischen Störungen beim Abgleiten der Schneiden des Diametral-Extensometers an der Probe so groß, daß die Fließgrenze nur mit einem Offset-Maß $\varepsilon_{off} \geq 5 \cdot 10^{-5}$ gesichert bestimmt werden kann.

Die große Steigung der Spannungs-Dehnungskurve bei der plastischen Rückverformung beim Prüfen der Fließgrenze gegenüber der Vorlastrichtung erschwert auch die Bestimmung des Ausgangspunkts M der einzelnen Prüfpfade.

4.3 Ausmessen der Fließfläche

Ausgehend von einem festen Punkt innerhalb der Fließfläche sollen Punkte der Fließortkurve durch Aufbringen von mehreren proportionalen Spannungsprüfpfaden bestimmt werden. Fließflächenmessungen mit kombinierter Zug- und Torsionsbelastung werden weg- und winkeligeregelt durchgeführt. Bei Versuchen mit Zug- und Innendruckbelastung wird die Axialkraft und der Innendruck geregelt.

4.3.1 Mittelpunkt der Fließfläche

Der Ausgangspunkt der einzelnen Prüfpfade (σ_{zM}, τ_M) bzw. (σ_{1M}, σ_{2M}) beim Ausmessen der Fließfläche sollte möglichst im Mittelpunkt der Fließfläche liegen. Bei einer nicht vorbelasteten Probe ist der Mittelpunkt durch den lastlosen Zustand gegeben. Bei einer vorgedehnten Probe muß der Punkt M erst experimentell ermittelt werden. Da sich das Material bei dehnungsgeregelten Versuchen anders als bei Versuchen mit Lastregelung verhält, wird der Ausgangspunkt der Fließflächenmessung in der σ_z - τ -Ebene und der σ_1 - σ_2 -Ebene auf unterschiedliche Art und Weise bestimmt.

Die Bestimmung des Fließflächenmittelpunkts in der σ_z - τ -Ebene soll anhand einer in Zugrichtung vorgedehnten Probe erläutert werden. Abb. 4.20 zeigt einen Versuch mit 5% Vordehnung. Die Spannung σ_z ist über die plastische Dehnung ε_z^p aufgetragen. Die Probe wurde am Ende der Vorbelastung teilweise entlastet und anschließend in Vorlastrichtung erneut belastet (siehe Ausschnitt in Abb. 4.20). Unter der Annahme, daß die Fließfläche symmetrisch zur Vorlastrichtung ist ($\tau_M = 0$), wird der Fließflächenmittelpunkt als der Mittelpunkt zwischen dem Spannungspunkt am Ende der Vorbelastung $\sigma_{z, Vorl.}$ und der

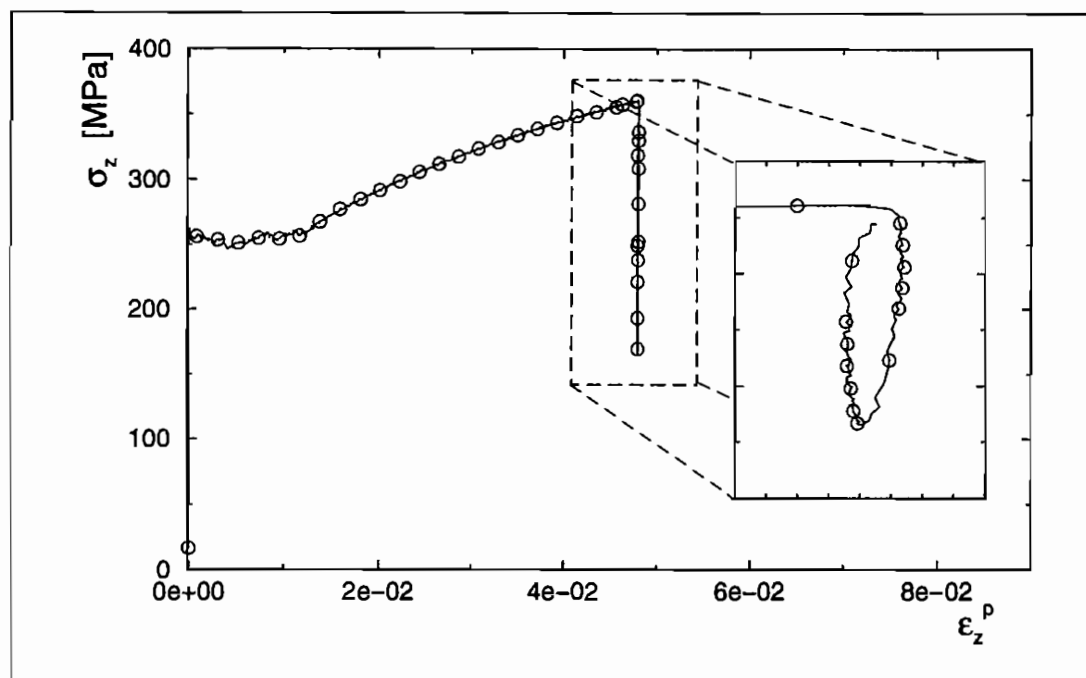


Abb. 4.20: Vordehnung in Zugrichtung, partieller Entlastung und Neubelastung

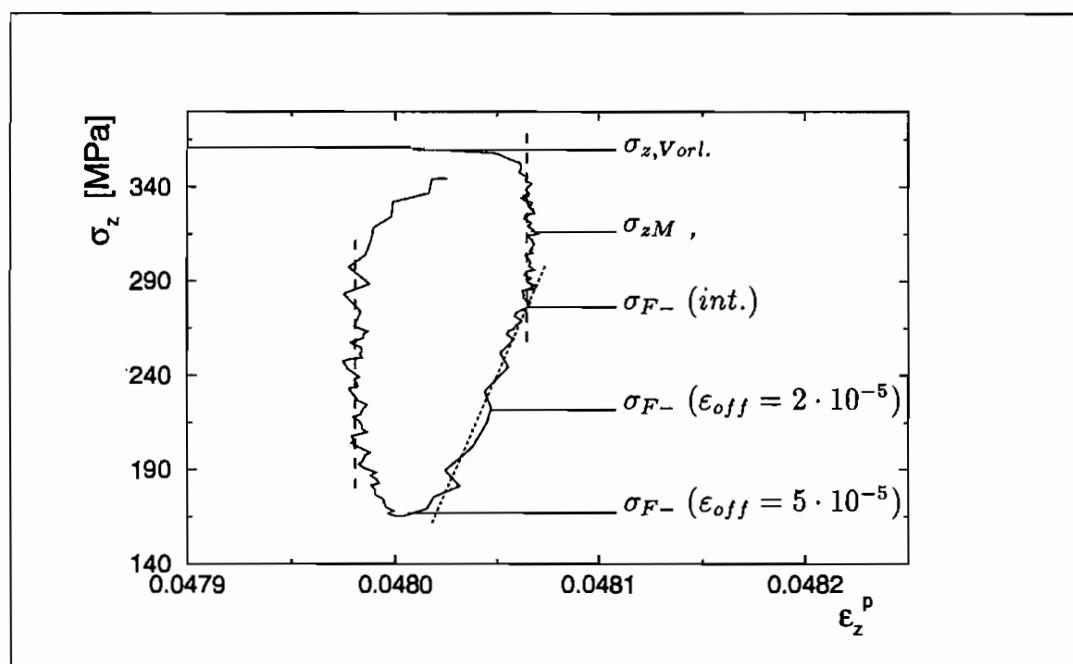


Abb. 4.21: Ausmessen des Mittelpunktes der Fließfläche

ersten Fließgrenze beim Umkehren der Vorlastrichtung σ_{F-} angenommen

$$\sigma_{zM} = \frac{\sigma_{z,Vorl.} + \sigma_{F-}}{2}. \quad (4.17)$$

Abb. 4.21 zeigt eine Vergrößerung der Entlastungskurve aus Abb. 4.20. Bei rein elastischen Verformungen verschwindet der plastische Dehnungsanteil an der Gesamtdehnung und die Entlastungskurve verläuft senkrecht. Am Anfang der Entlastung werden zuerst in der Probe befindliche Überspannungen abgebaut, und somit sind die Probenverformungen erst nach einem kleinen Spannungsabfall rein elastisch. Wird die Probe unterhalb der Fließgrenze σ_{F-} entlastet, treten wieder erneut plastische Verformungen auf und die Entlastungskurve weicht von der Senkrechten ab. Wird die untere Fließgrenze σ_{F-} durch ein Dehnungsoffset bestimmt, weicht die gemessene Spannung, aufgrund der steilen Kurventangente bei der plastischen Rückverformung, erheblich von der Grenze des proportionalen Materialverhaltens ab. Wird mit der so gemessenen Fließgrenze σ_{F-} der Fließflächenmittelpunkt nach der Gl. 4.17 berechnet, liegt der Ausgangspunkt der Prüfpfade sehr nahe an der Grenze des linear-elastischen Materialverhaltens.

Eine bessere Abschätzung von σ_{F-} ist der Schnittpunkt der senkrechten Gerade mit der Ausgleichsgerade durch die ersten Spannungs- und Dehnungswerte bei der plastischen Rückverformung. Diese Methode läßt sich für die Fließgrenzenbestimmung im laufenden Versuch automatisieren, aber es müssen relativ große plastische Verformungen aufgebracht werden, um die Ausgleichsgeraden gesichert bestimmen zu können.

Es wurde daher der Ausgangspunkt für die Fließflächenmessung durch Vorversuche bestimmt. Analog zur Abb. 4.20 wurden Proben in Zugrichtung gezogen und bei verschiedenen Vordehnungszuständen teilweise entlastet. Aus den Entlastungskurven wurden per Hand die zugehörigen σ_{F-} (*int.*) bestimmt. Mit dem so ermittelten Wert für die Fließspannungen wurde bei verschiedenen Vordehnungen der Abstand $\Delta\sigma_z$ zwischen Vorlastspannung und der Spannung bei Neubeginn der plastischen Verformung bestimmt

$$\Delta\sigma_z = \sigma_{z,Vorl.} - \sigma_{F-}. \quad (4.18)$$

Die Größe $\Delta\sigma_z$ ist die Ausdehnung der Fließfläche in Richtung der Vorbelastung und ist ein in der Literatur häufig verwendetes Maß für den sog. Bauschingerereffekt (SCHOLTES [83]). In Abb. 4.22 ist $\Delta\sigma_z$ als Funktion der Vordehnung für Versuche mit Ck15-Proben dargestellt. $\Delta\sigma_z$ fällt anfangs mit zunehmender Vordehnung sehr stark ab und bleibt schon ab einer Vordehnung von 0.5% konstant. Zum Vergleich sind die Werte für $\Delta\sigma_z$ abgebildet,

wenn σ_{F-} durch ein Dehnungs-Offset bestimmt wird. Mit zunehmendem Offset vergrößert sich die gemessene Fließflächenausdehnung. Abb. 4.23 zeigt die entsprechenden Werte für $\Delta\sigma_z$ bei austenitischem Stahl wird. Hier ist der Einfluß des Offsets nicht so ausgeprägt wie bei Ck15-Proben.

In Anbetracht der in Abb. 4.22 bzw. Abb. 4.23 gemessenen Werte für die Fließflächenmessung und der Gl. 4.17 scheint ein günstiger Ausgangspunkt für die Fließflächenmessung in der σ - τ -Ebene vorzuliegen, wenn die Probe nach einer weggeregelten Vorbelastung in Zugrichtung um den Betrag

$$\Delta\sigma_{zM} = \frac{\Delta\sigma_z}{2}. \quad (4.19)$$

entlastet wird. Für Proben aus Ck15 wird $\Delta\sigma_{zM} = 50\text{MPa}$ und für Proben aus austenitischem Stahl wird $\Delta\sigma_{zM} = 60\text{MPa}$ gewählt. Bei Vorbelastung in Torsionsrichtung oder bei kombinierter Belastung entsprechen diese Werte dem Betrag der Vergleichsspannung σ_R , um den die Probe nach der Vorbelastung entlastet werden muß.

Bei Fließflächenmessungen in der Hauptspannungsebene σ_1 - σ_2 wurden die Versuche lastgeregelt durchgeführt. Die Vorbelastungen der Probe wurden durch Vorgabe von kraft- und innendruckgeregelt Rampen programmiert. Bei dieser Regelungsart ist es nicht möglich, die plastische Dehnungsgeschwindigkeit zu begrenzen, und es treten zeitabhängige viskoplastische Effekte auf. Mit zunehmender Verformungsgeschwindigkeit wird z.B. die Überspannung in der Probe größer. Beim Ermitteln des Ausgangspunktes der Prüfpfade kann daher nicht auf die Erfahrungen aus den Messungen bei den weggeregelten Versuchen in der σ_z - τ -Ebene zurückgegriffen werden.

Während der Fließflächenmessung in der σ_1 - σ_2 -Ebene wurde der Anfangspunkt der radialen Prüfpfade im laufenden Experiment bestimmt. Nach einer Vorbelastung wurde die Probe von dem Spannungspunkt $(\sigma_{1,Vorl.}, \sigma_{2,Vorl.})$ entgegen der Vorlastrichtung teilweise entlastet und die Fließgrenze $(\sigma_{1F-}, \sigma_{2F-})$ bei der Rückverformung durch ein Dehnungsoffset bestimmt. Anschließend wurde die Probe zum Mittelpunkt $(\sigma_{1M}, \sigma_{2M})$ zwischen den beiden Spannungspunkten belastet

$$\sigma_{1M} = \frac{\sigma_{1,Vorl.} + \sigma_{1F-}}{2} \quad (4.20)$$

$$\sigma_{2M} = \frac{\sigma_{2,Vorl.} + \sigma_{2F-}}{2}. \quad (4.21)$$

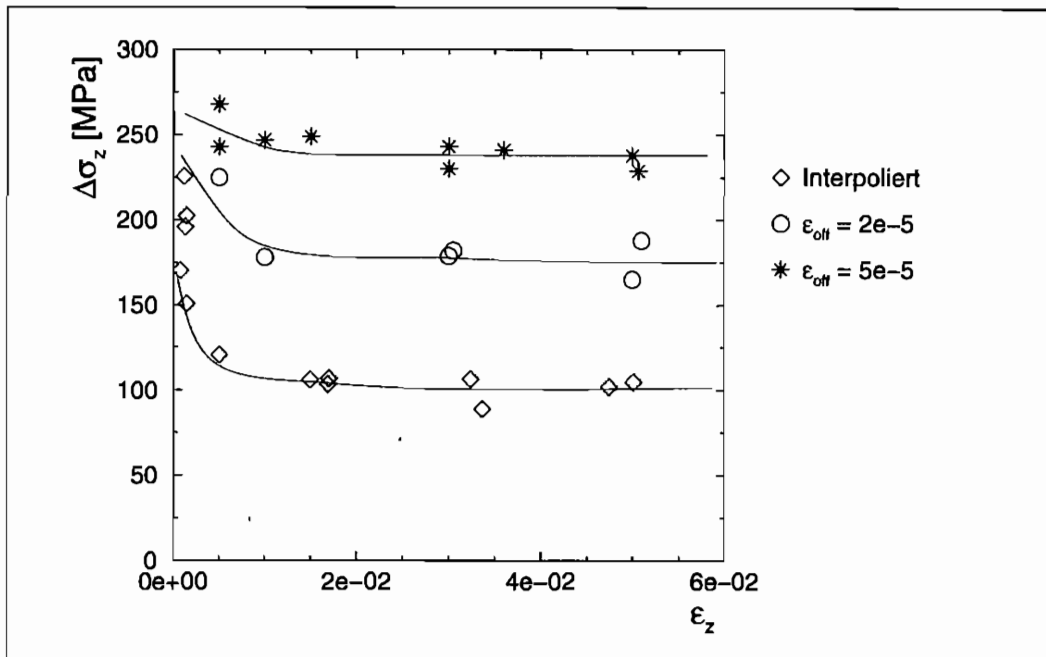


Abb. 4.22: Bauschingereffekt bei Ck15-Proben

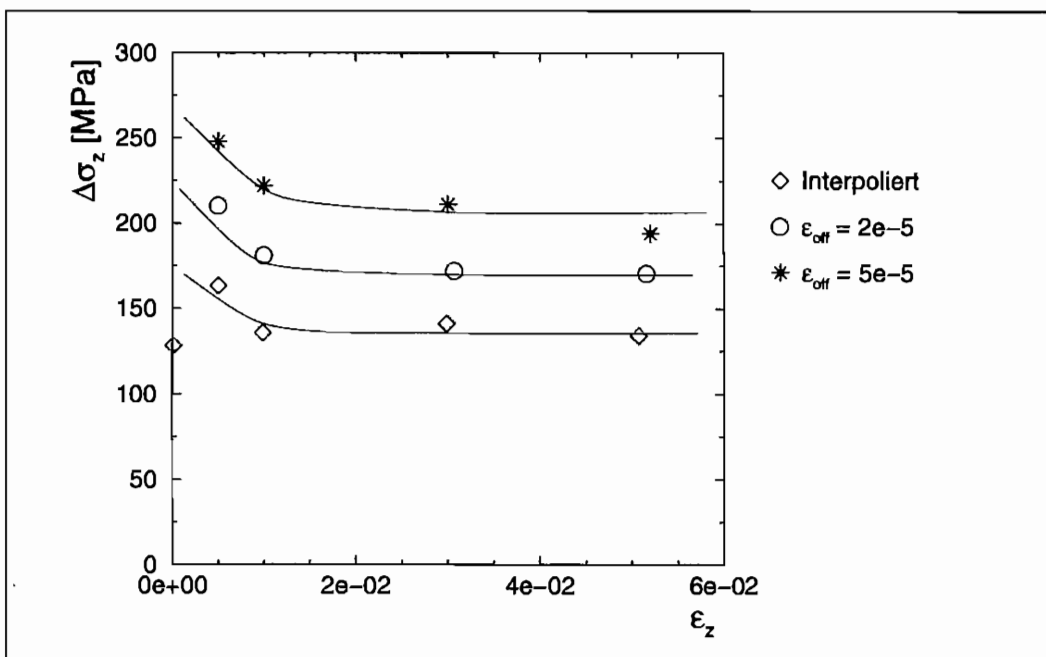


Abb. 4.23: Bauschingereffekt bei Proben aus X6 CrNi 18.11

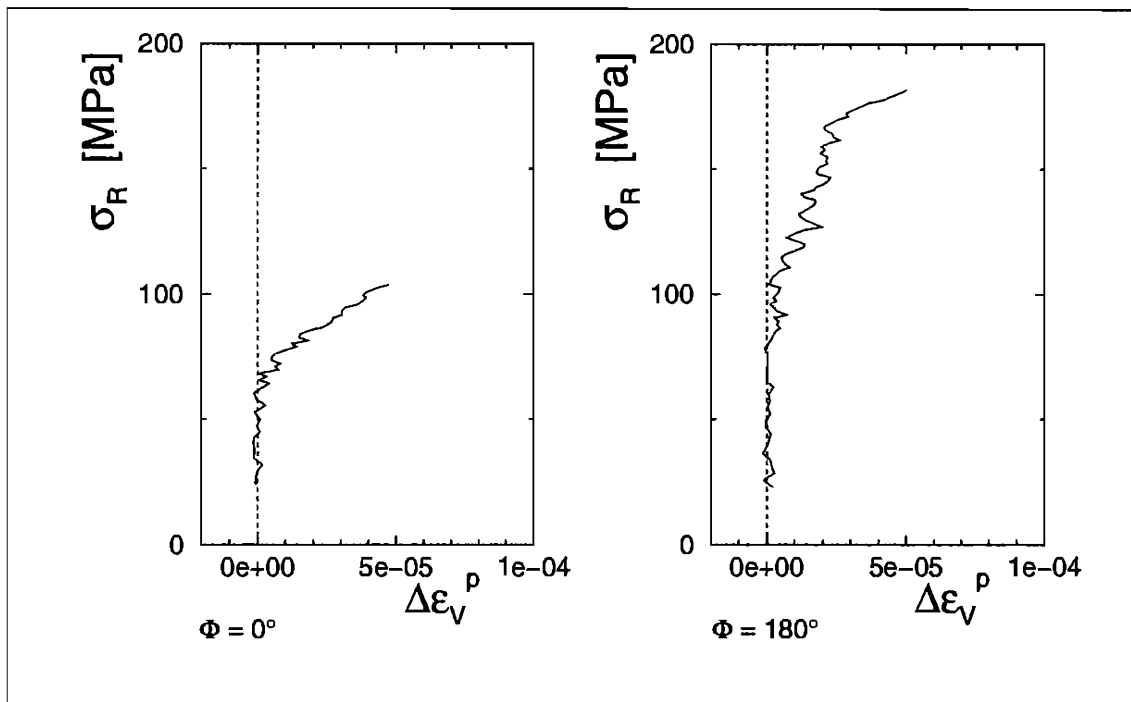


Abb. 4.24:

Es wurde angenommen, daß dieser Punkt innerhalb der Fließfläche liegt. Diese Annahme läßt sich überprüfen, indem man die Probenlast 25 Minuten in diesem Punkt konstant hält und das Auftreten von Kriechdehnungen beobachtet. Mit den ersten beiden Fließgrenzenmessungen in Richtung der Vorbelastung und in Gegenlastrichtung wurde überprüft, ob sich der so ermittelte Punkt $(\sigma_{1M}, \sigma_{2M})$ in der Nähe des Fließflächenmittelpunktes befindet.

Abb. 4.24 zeigt die Vergleichskurven der ersten Prüfpfade während einer Fließflächenmessung in der σ_1 - σ_2 -Ebene, wobei der Ausgangspunkt der Prüfpfade mit der hier beschriebenen Methode bestimmt wurde. Die Bereiche der linear-elastischen Verformungen sind für die beiden Prüfpfade annähernd gleich groß, d.h. der Ausgangspunkt der Prüfpfade liegt sehr nahe an der Mitte der Fließfläche.

4.3.2 Prüffolge

Ausgehend vom Mittelpunkt M der Fließfläche werden die einzelnen Prüfpfade durch Vorgabe eines proportionalen Spannungspfad in Richtung der Fließfläche programmiert.

Beim Erreichen der Fließgrenze wird die Probe zum Ausgangspunkt des Prüfpfads hin entlastet, worauf ein neuer Spannungspfad in eine andere Richtung gestartet und ein neuer Meßpunkt bestimmt wird. Auf diese Weise werden bei jeder Fließflächenmessung systematisch insgesamt 16 Fließpunkte bestimmt. Man kann davon ausgehen, daß diese Punkte in der Nähe der gesuchten Fließortkurve liegen.

Abb. 4.25 zeigt die Reihenfolge der Prüfpfade mit der die Punkte der Fließfläche bei Zug- und Torsionsversuchen bzw. bei Zug- und Innendruckversuchen bestimmt werden. Bei Zug- und Torsionsversuchen werden die Richtungen dieser Prüfpfade in der $\sigma_z\text{-}\sqrt{3}\tau$ -Ebene, bei Zug- und Innendruckversuchen in der Hauptspannungsebene vorgegeben. Die Reihenfolge der Prüfpfade ist numeriert. Dabei sind jeweils zwei Prüfpfade um 180° zueinander versetzt, d.h. jedem neuen Prüfpfad folgt ein Prüfpfad in umgekehrter Richtung. Durch zyklische Belastung wird der Bereich der elastischen Verformungen stabilisiert und die aus der Offset-Dehnung stammende plastische Verformung der Probe in einer Richtung durch eine Verformung in Gegenrichtung teilweise rückgängig gemacht (GUPTA UND LAUERT [31]). Die Prüfsequenz in Abb. 4.25 zeigt die Richtung der Prüfpfade bei einer jungfräulichen Probe. Der erste Prüfpfad wird in σ_z -Richtung gestartet. Bei vorbelasteten Proben wird der erste Fließpunkt in Richtung der Vorbelastung bestimmt. Die Richtung der weiteren Prüfpfade wird dann relativ zum ersten Prüfpfad programmiert (vergl. Abb. 4.4).

Um die Verformungsgeschwindigkeit und die Lüders-Dehnung bei Versuchen mit jungfräulichen Ck15-Proben kontrollieren zu können, werden Fließflächenmessungen in der $\sigma_z\text{-}\sqrt{3}\tau$ -Ebene in Weg-/Winkel-Regelung durchgeführt. Die Spannungspfade werden dabei durch Vorgabe von Weg- und Winkelrampen programmiert. Die Geschwindigkeiten der Sollwertrampen werden aus dem Winkel Φ des Spannungspfads zur σ_z -Achse berechnet. Der Spannungspfad kann durch Vorgabe von zwei Spannungsrampen in Zug- und Torsionsrichtung realisiert werden, wobei die Rampengeschwindigkeiten $\dot{\sigma}_z$ und $\dot{\tau}$ von der Richtung des Spannungspfads abhängig sind. Es sei $\dot{\sigma}_{max}$ die maximale Geschwindigkeit der Zugspannung. Dann sind

$$\dot{\sigma}_z = \text{sgn}[\cos(\Phi)] \dot{\sigma}_{max}, \quad (4.22)$$

$$\dot{\tau} = \text{sgn}[\sin(\Phi)] \frac{\tan(\Phi)}{\sqrt{3}} \dot{\sigma}_{max}. \quad (4.23)$$

Bei elastischen Verformungen ist die Spannungsgeschwindigkeit $\dot{\sigma}_z$ proportional zur Dehnungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_z$ bzw. $\dot{\tau}$ proportional zur Gleitwinkelgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_z$. Es sei

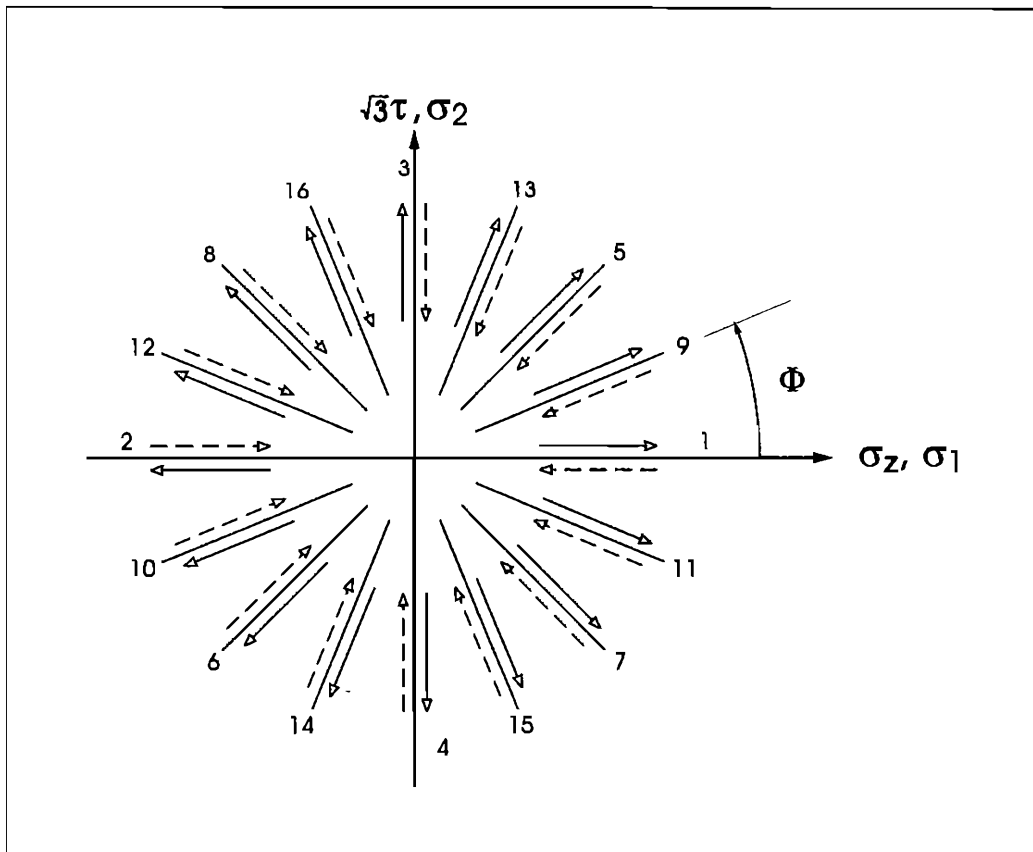


Abb. 4.25: Reihenfolge der 16 Prüfpfade beim Ausmessen der Fließortkurve

$\dot{\epsilon}_{max} = 10^{-5} s^{-1}$ die maximal erlaubte Dehnungsgeschwindigkeit in Zugrichtung. Bei dieser Verformungsgeschwindigkeit sind Effekte, die auf geschwindigkeitsabhängiges Materialverhalten bei plastischen Verformungen zurückzuführen sind gering. Außerdem kann bei dieser Prozeßgeschwindigkeit der Steuerrechner beim Erreichen der Fließgrenze schnell reagieren, so daß die plastische Verformung der Probe kontrolliert werden kann. Mit

$$\dot{\sigma}_{max} = E \cdot \dot{\epsilon}_{max} \quad (4.24)$$

sind dann die Dehnungs- bzw. Gleitwinkelgeschwindigkeiten bei Vorgabe des Belastungspfad im Spannungsraum

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{\dot{\sigma}_z}{E} = \text{sgn}[\cos(\Phi)] \dot{\epsilon}_{max}, \quad (4.25)$$

$$\dot{\gamma} = \frac{\dot{\tau}}{G} = \text{sgn}[\sin(\Phi)] \frac{E \tan(\Phi)}{G \sqrt{3}} \dot{\epsilon}_{max}. \quad (4.26)$$

E und G sind der Elastizitätsmodul bzw. der Gleitmodul des verwendeten Probenwerkstoffs. Falls die Verformungsgeschwindigkeit durch Torsionsbelastung zu groß wird, d.h.

$$|\dot{\gamma}| > \frac{|\dot{\epsilon}_{max}|}{\sqrt{3}}, \quad (4.27)$$

so wird die Dehnungsgeschwindigkeit in Zugrichtung durch die maximal erlaubte Gleitwinkelgeschwindigkeit begrenzt;

$$\dot{\gamma} = \text{sgn}[\sin(\Phi)] \frac{1}{\sqrt{3}} \dot{\epsilon}_{max}, \quad (4.28)$$

$$\dot{\epsilon}_z = \text{sgn}[\cos(\Phi)] \frac{G}{E} \frac{1}{\tan(\Phi)} \dot{\epsilon}_{max}. \quad (4.29)$$

Mit den Werten für $\dot{\epsilon}_z$ und $\dot{\gamma}$ werden die Geschwindigkeiten der Sollwerttrampen in der Steuerelektronik S56 berechnet

$$\Delta \dot{l} = \dot{\epsilon}_z l_0, \quad (4.30)$$

$$\Delta \dot{s} = \dot{\gamma} 2 \frac{l_0}{d_{m0}} R (\epsilon_z + 1)^{\frac{3}{2}}. \quad (4.31)$$

Bei Fließflächenmessungen in der Hauptspannungsebene können nur lastgeregelte Versuche realisiert werden, d.h. die Prüfpfade werden durch Kraft- und Innendruckrampen realisiert. Analog zu den Messungen in der σ_z - $\sqrt{3}\tau$ -Ebene wird die Geschwindigkeit der Spannungsrampen in Abhängigkeit vom Winkel zwischen dem vorgegebenen Prüfpfad und der σ_1 -Richtung bestimmt. Aus den Spannungsgeschwindigkeiten wird die Steigung der Sollwerttrampen für die Kraft und den Innendruck bestimmt. Es sei hier $\dot{\sigma}_{max} = 2 \text{ MPa/s}$ die maximale erlaubte Spannungsgeschwindigkeit. Dieser Richtwert für die Steigung der Spannungsrampen ist der kleinste Wert mit dem der Sollwert für den Innendruck bei allen 16 Prüfpfaden programmiert werden kann.

Da bei kombinierten Zug- und Innendruckversuchen die Richtung der Hauptspannungsachsen mit den Richtungen der Spannungen σ_z und σ_φ übereinstimmen, werden für die Spannungsgeschwindigkeiten $\dot{\sigma}_z$ und $\dot{\sigma}_\varphi$ zunächst

$$\dot{\sigma}_z = \text{sgn}[\cos(\Phi)] \dot{\sigma}_{max}, \quad (4.32)$$

$$\dot{\sigma}_\varphi = \text{sgn}[\sin(\Phi)] \tan(\Phi) \dot{\sigma}_{max} \quad (4.33)$$

angesetzt. Falls der Betrag der Spannungsgeschwindigkeit in Umfangsrichtung der Probe größer als die Spannungsgeschwindigkeit in Zugrichtung wird

$$|\dot{\sigma}_\varphi| > |\dot{\sigma}_z|, \quad (4.34)$$

dann richtet sich die Spannungsgeschwindigkeit in Zugrichtung nach der maximalen Geschwindigkeit in Umfangsrichtung der Probe

$$\dot{\sigma}_\varphi = \operatorname{sgn}[\sin(\Phi)] \dot{\sigma}_{max}, \quad (4.35)$$

$$\dot{\sigma}_z = \operatorname{sgn}[\cos(\Phi)] \frac{\dot{\sigma}_{max}}{\tan(\Phi)}. \quad (4.36)$$

Aus den Spannungsgeschwindigkeiten werden die Geschwindigkeiten der Sollwertrampen berechnet. Dabei muß berücksichtigt werden, daß die Spannung σ_z aus der gemessenen Kraft F und dem Innendruck bestimmt wird

$$\dot{F} = (\dot{\sigma}_z - \frac{1}{2} \dot{\sigma}_\varphi) A_0, \quad (4.37)$$

$$\dot{p} = \dot{\sigma}_\varphi \frac{2 t_0}{d_{i0}} 10. \quad (4.38)$$

4.4 Vorbelastung

Die Vorbelastung der Probe wird durch die Richtung eines proportionalen Belastungspfad im Spannungsraum und die Größe einer Vordehnung vorgegeben. Der Belastungspfad wird, wie bei den Prüfpfaden bei der Fließflächenmessung, bei kombinierten Zug- und Torsionsversuchen durch weg- und winkelgeregelte Rampen bzw. bei Versuchen mit Zug- und Innendruckbelastung durch Vorgabe von kraft- und druckgeregelten Rampen in der Steuerelektronik programmiert. Die Größe der Vordehnung wird durch eine Vergleichsdehnung ε_V auf der Basis der von Mises-Vergleichsspannungshypothese berechnet. Bei Zug-/Torsionsversuchen ist

$$\varepsilon_V = \sqrt{\varepsilon_z^2 + \frac{1}{3} \gamma^2} \quad (4.39)$$

und bei Zug-/Innendruckversuchen

$$\varepsilon_V = \sqrt{\frac{4}{3} (\varepsilon_z^2 - \varepsilon_z \varepsilon_\varphi + \varepsilon_\varphi^2)}. \quad (4.40)$$

ε_z , ε_φ und γ sind die aktuell gemessenen Dehnungswerte der Probe. Ist der vorgegebene Wert von ε_v erreicht, wird die Belastungsrampe umgekehrt und der Ausgangspunkt für die Prüfpfade der Fließflächenmessung wie in Abs. 4.3 beschrieben angefahren. Soll, nachdem für die aktuelle Vorbelastung die Fließfläche ausgemessen wurde, mit derselben Probe die Fließfläche bei einer anderen Vordehnung gemessen werden, so wird die Probe zuerst in den alten Vorlastpunkt gefahren, bevor ein neuer Vorlastpfad aufgebracht wird.

5. Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die in der σ_z - τ - und σ_1 - σ_2 -Ebene gemessenen Fließflächen an vorgedehnten Proben aus den Materialien Ck15 und X6 CrNi 18.11 vorgestellt.

Zu Beginn dieses Kapitels wird auf einige aus der Literatur bekannte Untersuchungen von Fließflächen an vorgedehnten Materialien eingegangen. Anschließend wird das hier benutzte Meßprogramm ausführlich beschrieben.

Die vorgestellten Versuchsergebnisse können in Fließflächenmessungen in der σ_z - τ -Ebene (Zug-/Torsionsspannung) und Fließflächenmessungen in der σ_1 - σ_2 -Ebene (Hauptspannungen) unterteilt werden.

Als erstes werden die Ergebnisse in der σ_z - τ -Ebene aus Versuchen mit kombinierter Zug- und Torsionsbelastung vorgestellt. Nach einer Untersuchung der Fließfläche in der Ausgangslage, werden die Fließflächen nach unterschiedlicher Vordehnung der Proben vorgestellt. Anschließend wird die gewählte Reihenfolge der Prüfpfade mit anderen Prüffolgen aus der Literatur verglichen. Die Untersuchungen des Einflusses der Mehrfachprüfung der Fließgrenze auf die Fließflächenform beendet die Thematik dieses Kapitels.

In Ergänzung zu den Versuchen in der σ_z - τ -Ebene wird die Fließflächenform in der Hauptspannungsebene bei Versuchen mit kombinierter Zug- und Innendruckbelastung vorgestellt. Die Fließfläche wird ebenfalls in der Ausgangslage sowie nach einer Vordehnung bestimmt.

Am Ende des Kapitels werden die experimentellen Ergebnisse zusammengefaßt und gegenübergestellt.

5.1 Einleitung

Typischerweise werden die experimentellen Untersuchungen an Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene durchgeführt. Durch kombinierte Zug- und Torsionsbelastung an Rohrproben sind vielfältige Spannungszustände erzielbar und es kann die Fließfläche in allen vier Quadranten dieser Spannungsebene gemessen werden. Zahlreiche so durchgeführte Fließflächenmessungen sind aus der Literatur bekannt. Wird ursprünglich isotropes Material vorgedehnt, so kann die Fließfläche verschoben (kinematische Verfestigung), ausgedehnt (iso-

trope Verfestigung), aber auch verformt werden, wobei eine Ecken- oder Runderckenbildung in Richtung der Vordehnung und eine Abflachung in Gegenrichtung beobachtet werden. (IKEKAMI [42], MICHNO UND FINDLEY [64]).

In der Vergangenheit sind bei hochgenauen experimentellen Untersuchungen der Fließfläche in der Regel die Probenverformungen mit Dehnungsmeßstreifen (DMS) gemessen worden. Das Messen von großen Dehnungen mit DMS ist sehr aufwendig, wenn eine hohe Meßgenauigkeit erreicht werden soll oder wenn die Probe durch mehrfaches Messen der Fließfläche zyklisch belastet wird (siehe Abs. 3.4.2 und REES [80]). Aus diesem Grund sind die meisten Untersuchungen auf Vordehnungen bis $\varepsilon_V \approx 1\%$ beschränkt (PHILLIPS ET AL [59, 73, 76, 77, 78], MICHNO UND FINDLEY [65, 66, 67], WU UND YEH [100]). Die von diesen Autoren durchgeführten Experimente zeigen eine Translation und Zuspitzung der Fließfläche in Richtung der Vorbelastung. In Gegenrichtung sind die Fließkurven abgeflacht. Die Fließflächen bleiben jedoch bei jeder Vorbelastung konvex.

Abb. 5.1 zeigt die von SHIRATORI ET AL [85] unter kombinierter Zug- und Torsionsbelastung gemessenen Fließflächen an Zylinderproben aus Kupfer bei Vordehnungen in Zugrichtung von 0,8%, 1,8%, 3,4% und 5,1%. Die Dehnung wurde mit DMS-Rosetten an der Probe gemessen und es wurden nur bis zu sieben Punkte pro Fläche mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-4}$ bestimmt. Eine genaue Untersuchung der Fließflächen in Gegenlastrichtung wurde nicht durchgeführt, aber die Fließortkurven sind in diesem Bereich konvex gezeichnet.

In neuerer Zeit sind biaxiale Dehnungs-Extensiomter entwickelt worden, mit denen der Dehnungszustand in der Probe auch bei großen Verformungen und bei zyklischer Belastung sehr genau gemessen und geregelt werden kann (siehe Abs. 3.4.2). Abb. 5.2 zeigt zwei Fließflächen aus GUPTA UND LAUERT [30, 31], gemessen an zwei Rohrproben aus Ck15 nach einer Vordehnung von jeweils 4,9 und 5,6%. Die Probenverformung wurde hier mit einem am Probenfuß befestigten Extensiomter gemessen. Bei jeder der gezeigten Fließflächen wurden 16 Punkte der Fließortkurve bestimmt. Wie in der Abbildung deutlich zu sehen ist, sind die Fließortkurven in Gegenlastrichtung im Gegensatz zu Abb. 5.1 konkav. In Gegenlastrichtung sind konkave Fließortkurven auch in den von CHENG UND KREMPEL [14] an Al/Mg-Proben bei 1% Vordehnung gemessenen Fließflächen zu sehen. Bei diesen Versuchen wurde die Fließortkurve ebenfalls mit 16 Punkte bestimmt. Die Probenverformung wurde von diesen Autoren mit einem biaxialen Setz-Dehnungsaufnehmer erfaßt.

Die gemessenen konkaven Fließflächen stehen im Widerspruch zu dem in der Plastizitätstheorie allgemein akzeptierten Postulat von Drucker, aus dem hervorgeht, daß die

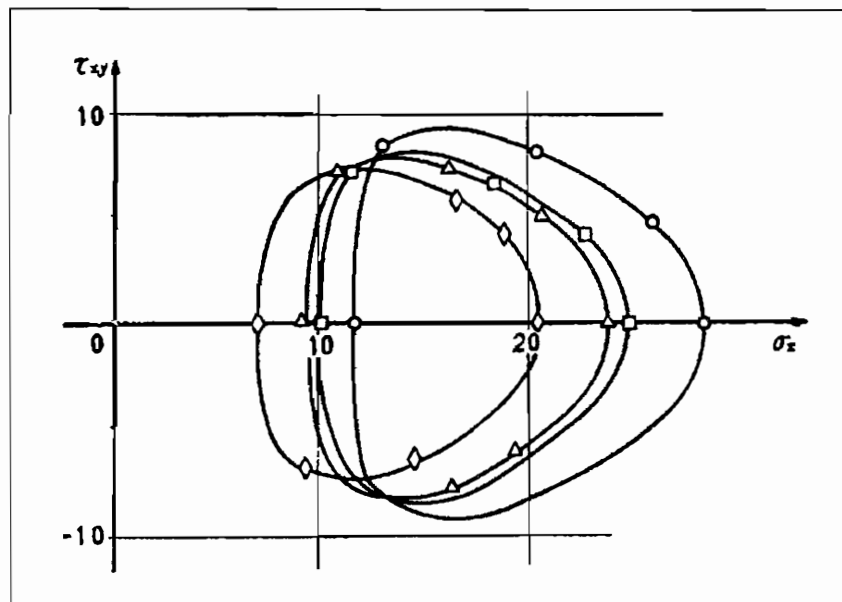


Abb. 5.1: Fließflächen von Kupfer bei 0,8 - 5,1% Vordehnung in Zugrichtung und mit $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-4}$ (SHIRATORI [84])

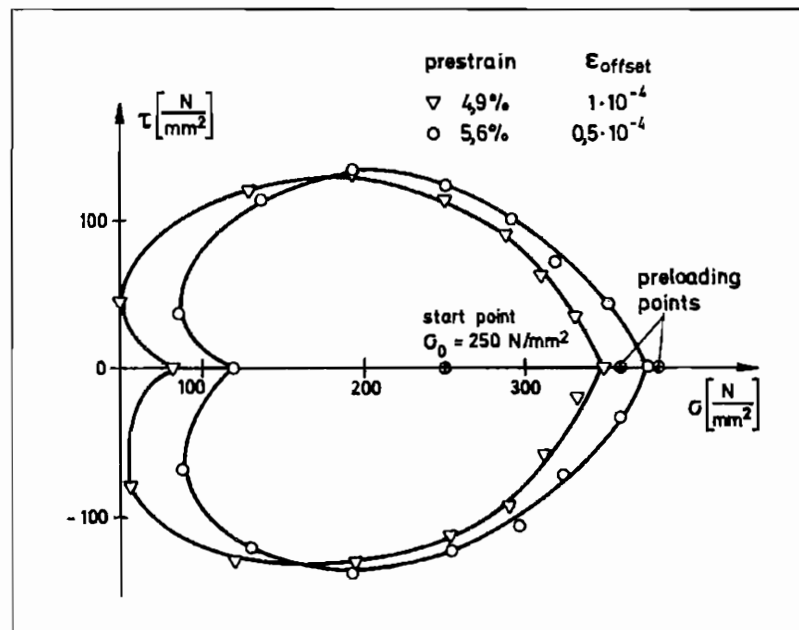


Abb. 5.2: Fließflächen von Ck15 bei 4,9% und 5,6% Vordehnung in Zugrichtung (GUPTA UND LAUERT [30])

Fließfläche immer konvex sein muß. Auf der Grundlage dieses Postulats sind eine ganze Klasse von Stoffgesetzen zur Beschreibung von plastischen Deformationen entwickelt worden (z.B. BRUHNS ET AL [5, 6, 7, 10, 11, 12]). Die Fließflächenmessungen von GUPTA UND LAUERT [30] sind daher auch Gegenstand heftiger Diskussionen gewesen (FINDLEY UND MICHNO [21], SUPRUN [87]), haben aber auch die Entwicklung neuer Stoffgesetze angeregt (LEHMANN [54], KUCZMA UND STEIN [53]).

Bisher wurden die von GUPTA UND LAUERT [30, 31] in der σ_z - τ -Ebene gemessenen konkaven Fließflächen von keinem anderen Wissenschaftler durch Wiederholung dieser Versuche bzw. auf anderer Art und Weise experimentell bestätigt. In dieser Arbeit wurde daher das Meßprogramm auf die Experimente von GUPTA UND LAUERT [30, 31] ausgerichtet und die gemessenen Fließflächen an vorgedehnten Proben besonders auf Konkavität bzw. Konvexität untersucht. Als Probenwerkstoff wurde, wie bei GUPTA UND LAUERT [30, 31], der unlegierte Edelstahl Ck15 benutzt. Bei einigen Versuchen wurde, aufgrund der bei diesem Material störenden Lüders-Dehnung bei der plastischen Erstverformung, auf Proben aus austenitischem Stahl X6 CrNi 18.11 zurückgegriffen.

Die durchgeführten Versuche können in zwei Gruppen gegliedert werden, nämlich Untersuchungen in der σ_z - τ -Ebene und in der σ_1 - σ_2 -Ebene. Zur ersten Gruppe gehören:

a) Fließflächenmessung in der Ausgangslage:

Die Form der Fließfläche von jungfräulichem Probenmaterial ist aus der Literatur hinlänglich bekannt. Mit diesen Versuchen werden einige Grenzen der verwendeten Methoden und der Meßtechnik aufgezeigt.

b) Fließflächenmessung an vorgedehnten Proben aus Ck15:

Die Fließflächen werden nach 0,5% bis 7% Vordehnung in Zug-Richtung bestimmt. Dabei wird die Fließgrenze bei unterschiedlichen Versuchen mit dem Dehnungs-Offset $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ oder $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ bestimmt. Bei den ersten Versuchen wurde pro Probe die Fließfläche nur nach Erreichen des ersten Vordehnungswerts untersucht. Zum Vergleich dazu werden anschließend an zwei Proben mehrere Fließflächen nach unterschiedlichen Vordehnungen gemessen.

c) Fließflächenmessung an vorgedehnten Proben aus X6 CrNi 18.11 :

Mit diesen Proben aus X6 CrNi 18.11 wird, wie bei den Proben aus Ck15, die Fließfläche nach 0,5% bis 7% Vordehnung untersucht. Die gemessenen Fließflächen bilden die Vergleichsgrundlage zu Versuchsergebnissen in der Hauptspannungsebene.

d) Fließflächenmessung an zyklisch vorbelasteten Ck15 Proben:

Durch eine dehnungsgesteuerte zyklische Vorbelastung kann die Lüders-Dehnung bei der Erstbelastung der Ck15-Probe abgebaut werden. Mit dieser Vorbehandlung können auch an diesen Proben die Fließflächen in der Hauptspannungsebene untersucht werden. Zum Vergleich hierzu werden an zyklisch vorbelasteten Proben die Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene nach 0, 1, 3 und 5% Vordehnung untersucht.

e) Fließflächenmessung mit der Prüffolge nach CHENG UND KREMPEL [14]:

Es werden Fließflächen nach 0,0 bis 7,2% Prozent Vordehnung in Zug-Richtung bestimmt, wobei die Reihenfolge der 16 Prüfpfade auf einem Vorschlag von CHENG UND KREMPEL [14] basiert.

Die Untersuchungen der Fließfläche in der σ_z - τ -Ebene sind auf Vordehnungen in Richtung der σ_z -Achse beschränkt. Ein wesentlich anderes Verhalten hinsichtlich Konkavität und Konvexität wird bei Vordehnungen in anderen Richtungen nicht erwartet. Die Form der Fließflächen nach großen Vordehnungen in Torsions-Richtung haben neben GUPTA UND LAUERT [30] und CHENG UND KREMPEL [14] auch z.B. STOUT UND MARTIN [86] und KAHN UND WANG [45] untersucht.

Über die Fließflächenform in der Hauptspannungsebene σ_1 - σ_2 nach großen Vorverformungen gibt es nur wenige Veröffentlichungen. Bei den Untersuchungen der Fließfläche in dieser Spannungsebene wird in der Regel nur ein Teil der Fließfläche im Bereich in Richtung der Vorbelastung untersucht (z.B. SHIRATORI UND IKEGAMI [84], SZCZEPÍŃSKI ET AL [63, 88, 89, 90], HU UND BRATT [40]). Nur wenige Wissenschaftler haben die ganze Fließortkurve ausgemessen (z.B. SHIRATORI ET AL [85]).

Es wurde daher die Untersuchung der Fließfläche an vorgedehnten Materialien um einige Versuche in der Hauptspannungsebene σ_1 - σ_2 ergänzt:

f) Fließflächenmessung in der Hauptspannungsebene an Proben aus X6 CrNi 18.11 :

An Proben aus diesem Werkstoff wurde die Fließfläche in der Ausgangslage und nach einer Vordehnung von $\varepsilon_V = 2,15$ und $5,13\%$ unter 45° zur Hauptspannungsachse σ_1 ermittelt.

g) Fließflächenmessung in der Hauptspannungsebene an Proben aus Ck15:

Proben aus Ck15 mußten hier zunächst zyklisch Vorbelastet werden um die Lüdersdehnung abzubauen, wobei die Vorbelastung bis $\varepsilon_v = 5.16\%$ unter 45° zur σ_1 -Achse erfolgte.

Während der Fließflächenmessung in der Hauptspannungsebene wurde die Fließgrenze durch ein Dehnungs-Offset $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ bestimmt.

5.2 Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene bei Proben ohne Vordehnung

Aus der Literatur sind zahlreiche Messungen der Fließfläche in der σ_z - τ -Ebene an Proben aus nicht vorbelasteten, isotropen Metallen bekannt (z. B. TAYLOR UND QUINNEY [93], PHILLIPS ET AL [59, 73, 76, 77, 78], SHIRATORI ET AL [85], WU UND YEH [100]). Die Fließflächen haben eine elliptische Form und sind grundsätzlich konvex. Ihre Größe hängt von dem verwendeten Fließkriterium und von der Temperatur ab (LAUERT [31], KAHN UND WANG [45], PHILLIPS [74]). Neue Erkenntnisse bei Fließflächenmessungen dieser Art sind nicht zu erwarten. Daher wird hier auf eine eingehende Untersuchung der Fließflächenform bei jungfräulichen Proben verzichtet. Es sollen lediglich einige Grenzen der angewendeten Methoden und der Meßtechnik aufgezeigt werden.

Abb. 5.3 zeigt die Fließflächen zweier jungfräulichen Proben aus Ck15, wobei die Fließgrenzen in einem Fall mit dem Dehnungs-Offset $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ und im anderen Fall mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ bestimmt wurden. Die Fließgrenze wurde ausgehend vom lastlosen Zustand, wie in Abs. 4.3.2 beschrieben, durch Prüfpfade in 16 verschiedenen Richtungen gemessen. Der erste Prüfpfad wurde in Richtung der positiven σ_z -Achse gestartet. Bei der Fließflächenmessung mit $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ wurde die Messung in Zug- und Druckrichtung nach Beendigung der 16 Prüfpfade wiederholt. Die mit diesem Offset gemessenen Fließspannungspunkte sind symmetrisch zu den Spannungsachsen und liegen sehr nahe an der theoretischen von-Mises-Ellipse. Wird die Fließgrenze mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ bestimmt, ist nur der erste Meßwert eines Meßzyklus von zwei Prüfpfaden in der Nähe der theoretischen Fließgrenze gelegen. Beim Prüfen der Fließgrenze in Druckrichtung macht sich der Bauschinger-Effekt stark bemerkbar und die gemessene Fließfläche ist in Richtung der ersten Fließspannung verschoben.

Das Ausmessen der Fließfläche an einer unbelasteten Ck15-Probe durch mehrere Messungen mit ein- und derselben Probe (single probing) scheint hier mit einem Dehnungs-Offset $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ möglich zu sein. In Abb. 5.4 werden die Meßergebnisse aus Abb. 5.3 ($\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$) mit 7 Meßwerten aus Versuchen, bei denen für jeden Prüfpfad eine andere Probe verwendet wurde (multi-probing), verglichen. Die Fließspannungen wurden bei Prüfpfaden mit den Richtungen $\Phi = 90^\circ, 112,5^\circ, 135^\circ, 157,5^\circ, 180^\circ, 202,5^\circ$ und

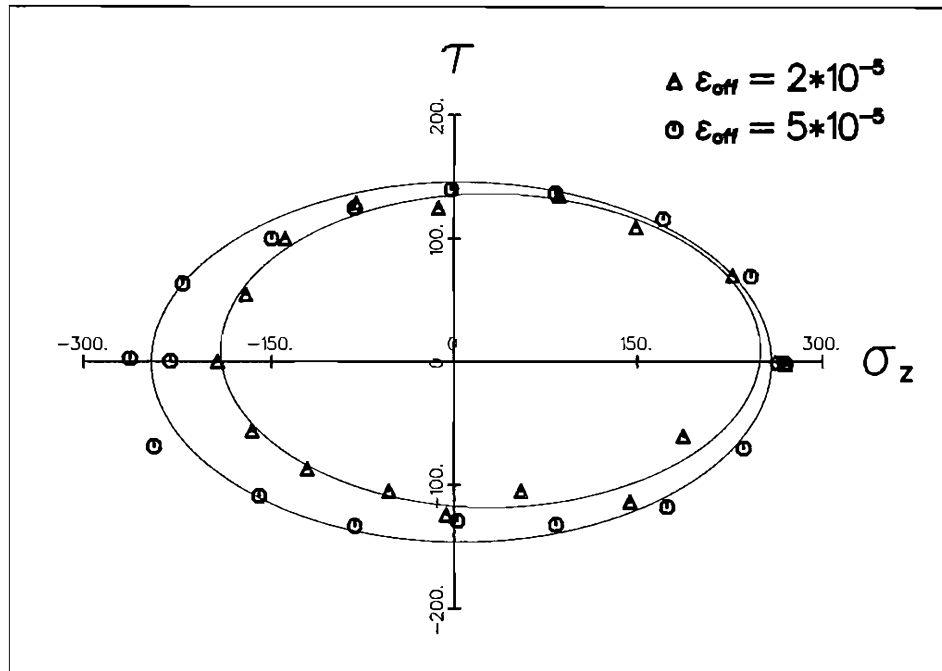


Abb. 5.3: Fließflächen an jungfräuliche Ck15 Proben

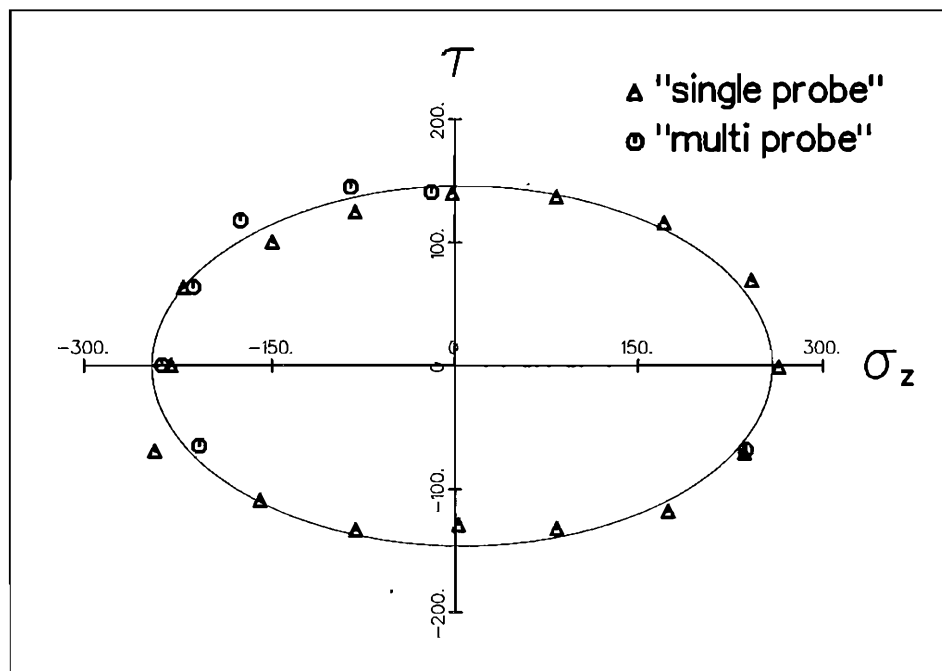


Abb. 5.4: Vergleich single probing und multi-probing
 ($\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$)

337,5° bestimmt. Im Rahmen der Meßgenauigkeit und Meßwertstreuungen aufgrund von Probenunterschieden ist eine gute Übereinstimmung der beiden Verfahren zu erkennen.

Abb. 5.5 und Abb. 5.6 zeigen den Verlauf der Spannungs-Dehnungskurven im Fall von "single probing" und 18 Meßwerten. Durch die zyklische Belastung wird die durch den Offset induzierte plastische Verformung der Probe in einer Richtung durch eine Verformung in Gegenrichtung weitgehend rückgängig gemacht.

Die Fließgrenze bei nicht vorbelasteten Proben aus Ck15 ist eindeutig durch die untere Streckgrenze bestimmbar. Dagegen ist die Fließgrenze bei Probenwerkstoffen ohne Lüders-Bänder, wie z.B. beim austenitischen Stahl X6 CrNi 18.11, von der Größe des Offsetmaßes abhängig. In Abb. 5.7 sind die gemessenen Fließflächen für $\epsilon_{off} = 1 \cdot 10^{-5}$, $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ und $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ aufgezeichnet. Bei diesem Probenwerkstoff ist der Bau-schingereffekt bei kleinen Dehnungen nicht so ausgeprägt wie bei Ck15. Die gemessenen Punkte der Fließfläche sind auch bei den kleineren Offset-Dehnungen symmetrisch zu den Spannungsachsen, und die Fließfläche wird mit zunehmendem Offset immer größer.

Der erste Fließpunkt wurde, wie oben, in positiver Zug-Richtung bestimmt. Bei $\epsilon_{off} = 1 \cdot 10^{-5}$ ist $\sigma_{zF} = 113 \text{ MPa}$, bei $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ ist $\sigma_{zF} = 157 \text{ MPa}$ und bei $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ ist $\sigma_{zF} = 171 \text{ MPa}$. Die beiden letzten Werte sind mit dem von WESTERHOFF [98] für diesen Stahl und einem Offset $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ gefundenen Fließwert $\sigma_{zF} = 164 \text{ MPa}$ vergleichbar. Bei dem Offset-Maß $\epsilon_{off} = 1 \cdot 10^{-5}$ ist die Abweichung zu den anderen Meßwerten erheblich. Dieses Offset liegt sehr nahe an der Auflösung der Dehnungsmessung und die gemessene Abweichung kann möglicherweise auf eine Nicht-Linearität der Meßvorrichtung oder ein nichtlineares Werkstoffverhalten bei den elastischen Verformungen zurückzuführen sein.

Ein Vergleich der gemessenen Fließpunkte mit der von-Mises-Ellipse ergibt, daß für diesen Probenwerkstoff mehrere Punkte der Fließortkurve mit einem Offset $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ an derselben Probe gemessen werden können.

5.3 Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene für vorgedehnte Proben aus Ck-15

Abb. 5.8 bis 5.11 zeigen die gemessenen Fließflächen für Proben aus Ck15 nach einer Vordehnung von 0,5%, 1,0%, 3,0% und 5,0%. Bei jedem Versuch wurde die Fließortkurve, wie in Abs. 4.3.2 beschrieben, durch 16 radiale Prüfpfade bestimmt. Der Ausgangspunkt der Prüfpfade ist in den Abbildungen durch ein Zentralsymbol gekennzeichnet. War nach

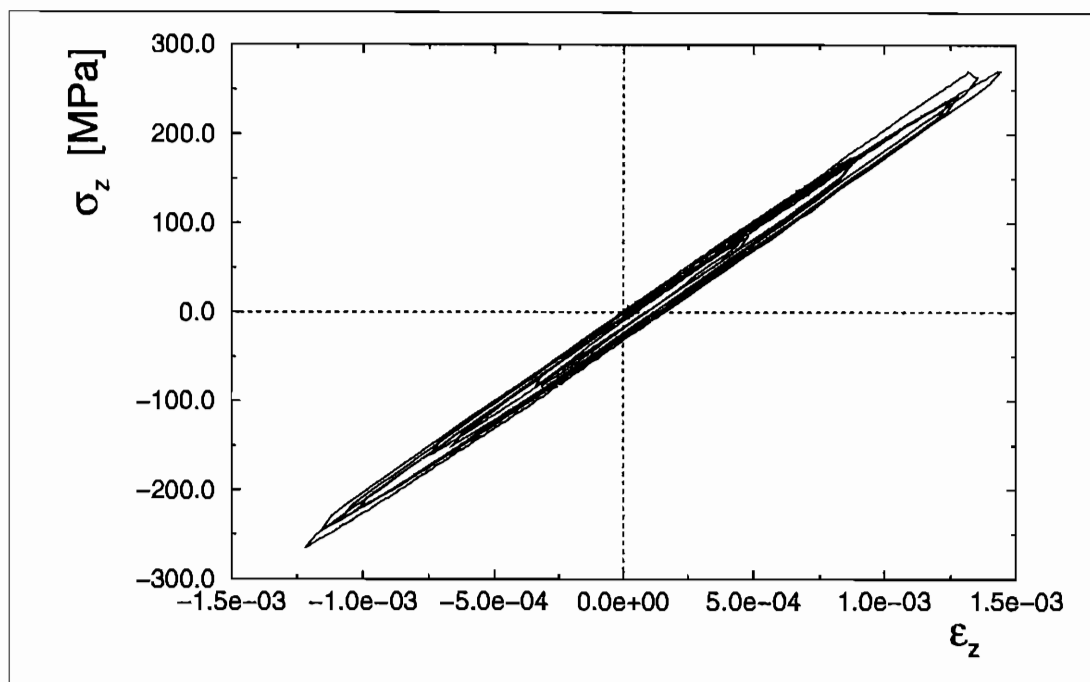


Abb. 5.5: Zyklische Belastung beim Ausmessen der Fließfläche (Zug)

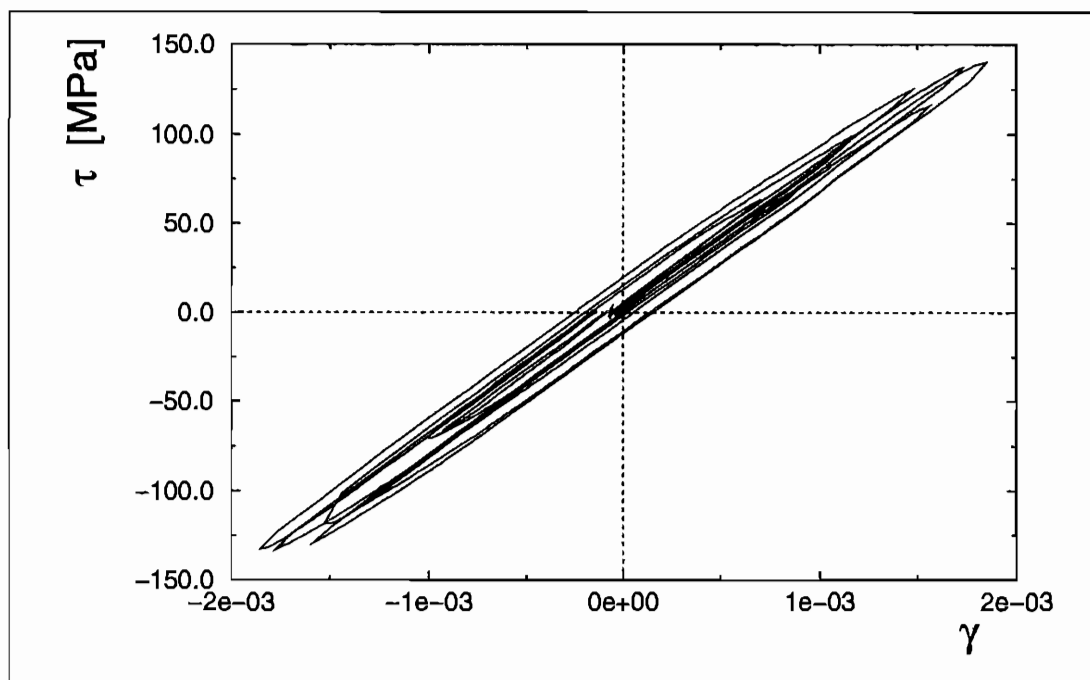


Abb. 5.6: Zyklische Belastung beim Ausmessen der Fließfläche (Torsion)

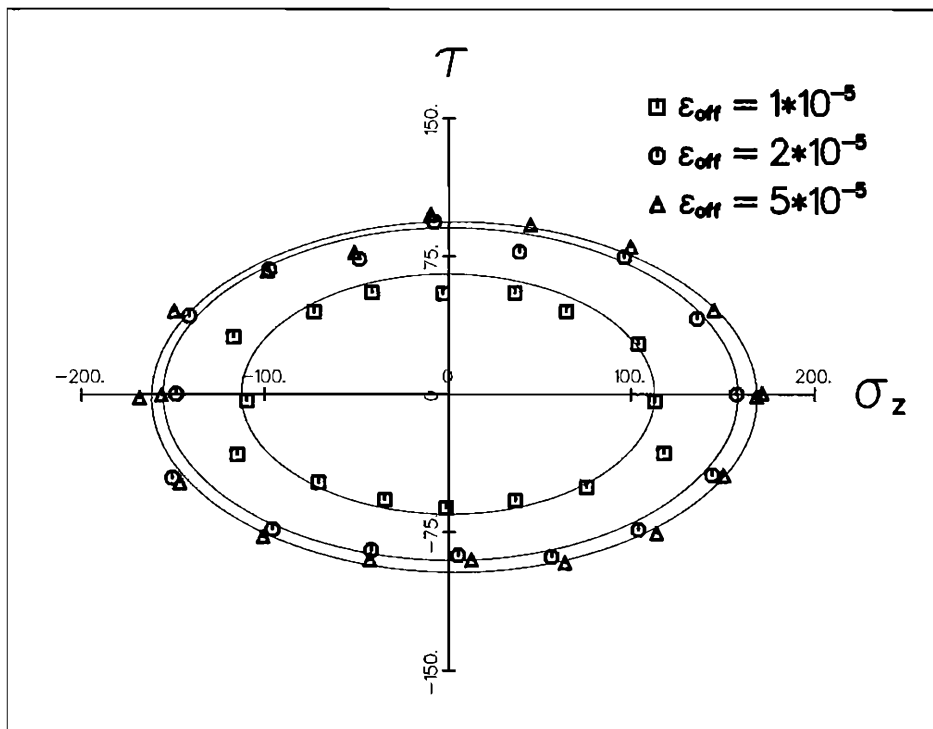


Abb. 5.7: Fließflächen an jungfräulichen Proben aus X6 CrNi 18.11

Beendigung des letzten Prüfpfades eine Konkavität in Gegenlastrichtung zu beobachten, wurden die beiden ersten Prüfpfade wiederholt. Die Fließgrenze wurde mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ bestimmt. Bei allen Fließflächen lag der gemessenen Fließpunkt des ersten Meßpfades in Richtung der Vorbelastung nahe am Vorlastpunkt.

Mit zunehmender Vordehnung verschiebt sich die Fließfläche in Richtung der Vorbelastung. Nur bei einer Vordehnung von 0,5% liegt der Nullpunkt (total entlastete Probe) noch innerhalb der Fließfläche. Bei dieser Vordehnung ist auch die Fließflächenweite (Abstand zwischen Vorlastpunkt und Fließgrenze in Gegenlastrichtung, vergl. Abs 4.3) am größten. Ab 1,0% bleibt die Fließflächenweite annähernd konstant. Die Fließortkurven sind bei allen Versuchen symmetrisch zur σ_z -Achse und zeigen eine schärfere Rundung in Richtung der Vorlast. In Gegenlastrichtung sind die Fließflächen abgeflacht. Nach 5,0% Vordehnung ist die Fließortkurve in Gegenlastrichtung konkav. Bei einer Wiederholung der ersten Prüfpfade, hat sich die Fließgrenze geringfügig nach außen verschoben, allerdings nicht so weit, daß die Konkavität auf eine Verschiebung oder Vergrößerung der Fließfläche zurückzuführen sein könnte.

Im Fall von 5,0% Vordehnung wurde die Fließfläche an zwei weiteren Proben untersucht,

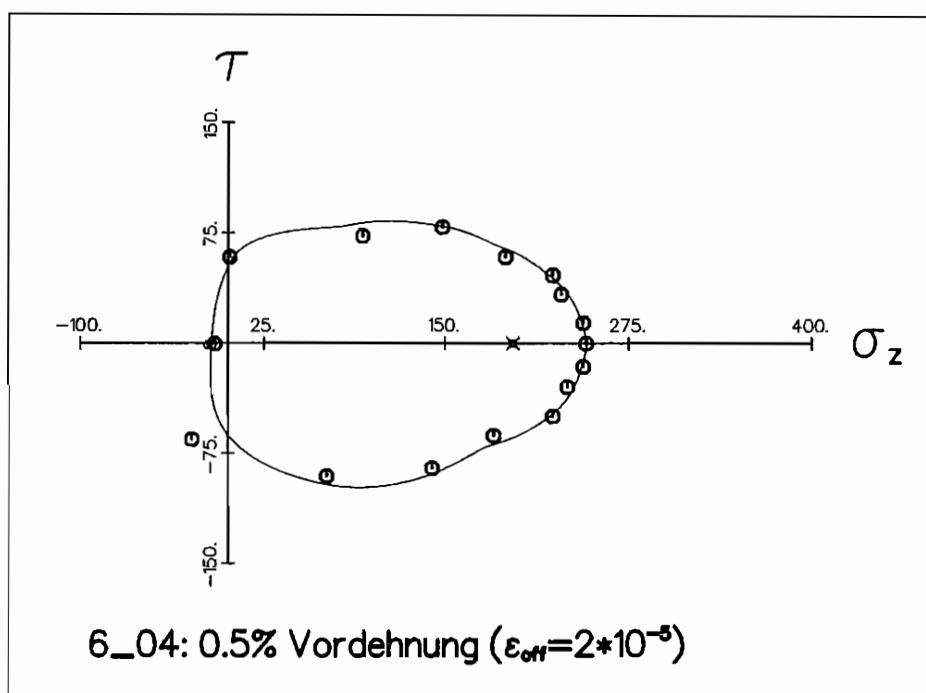


Abb. 5.8:

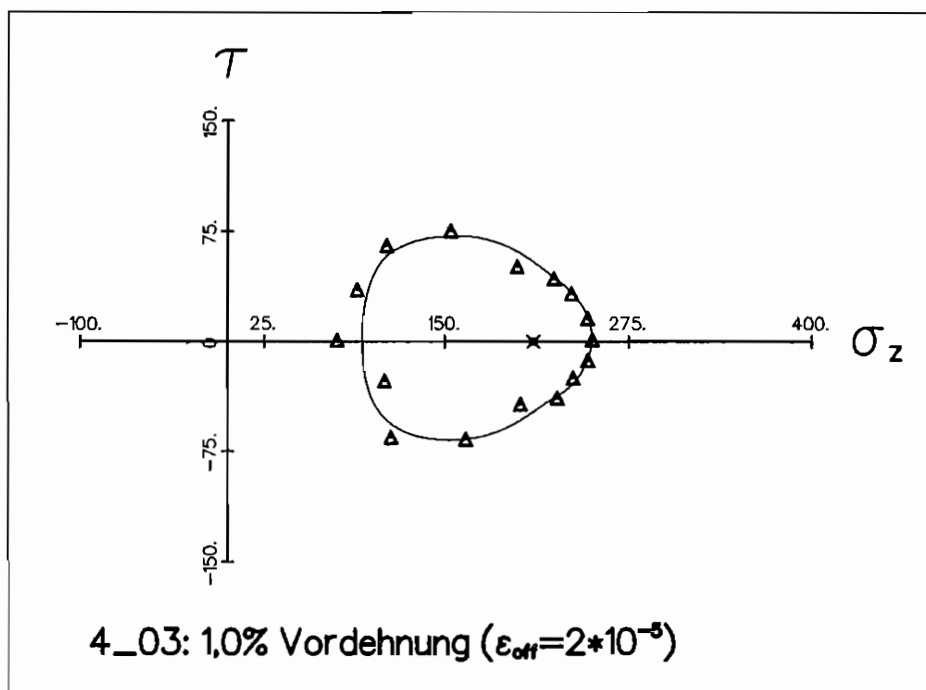


Abb. 5.9:

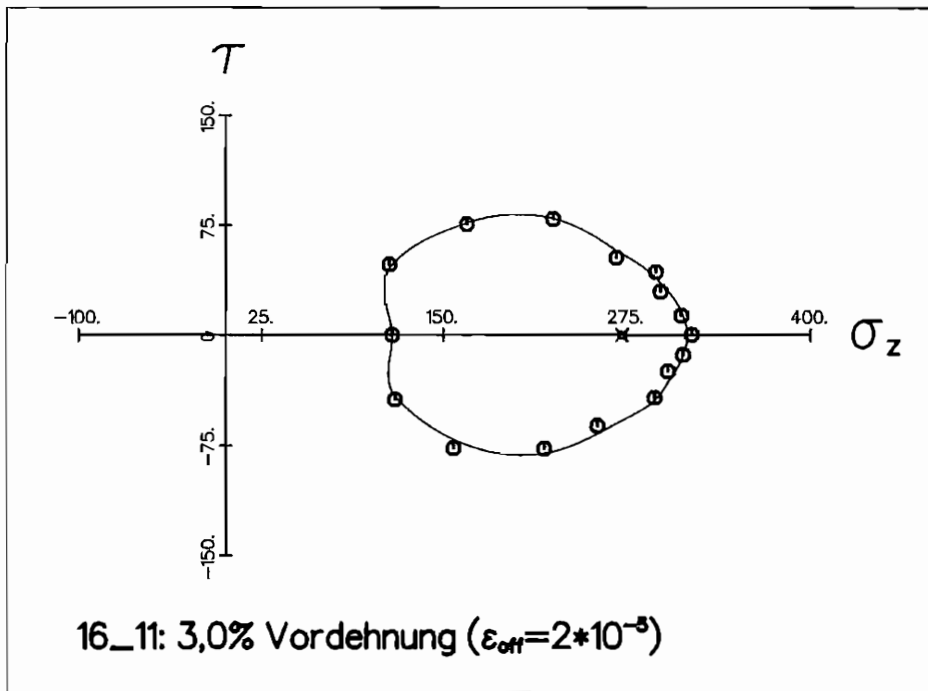


Abb. 5.10:

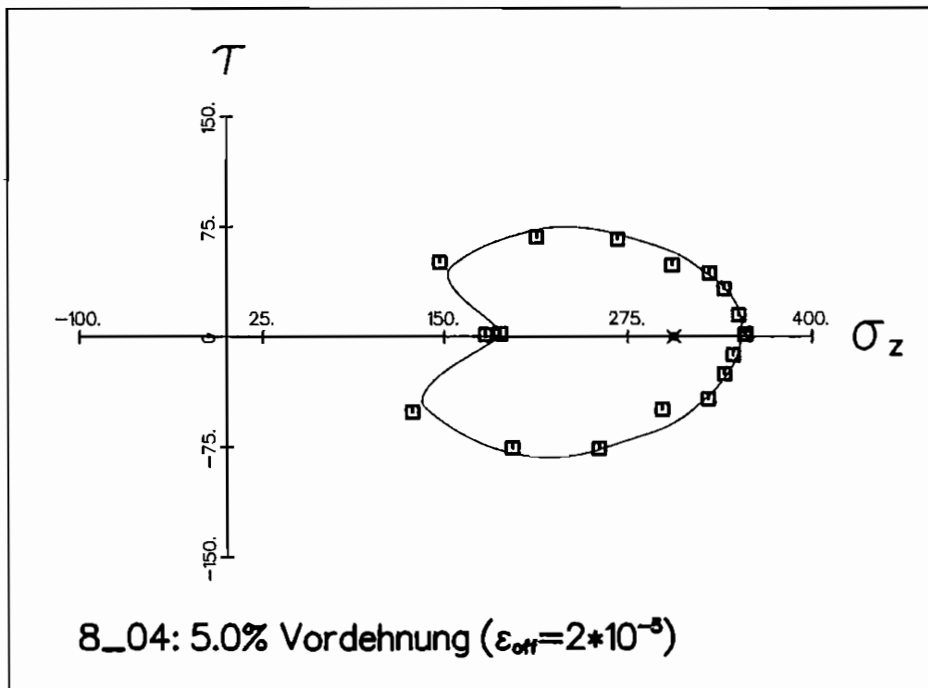


Abb. 5.11:

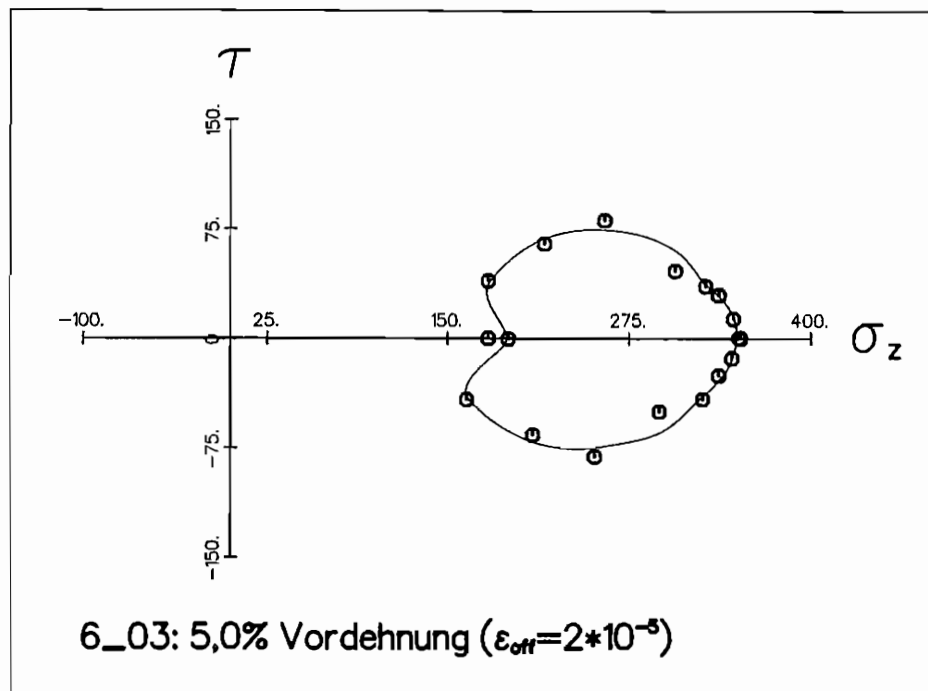


Abb. 5.12:

um zu prüfen ob die beobachtete Konkavität reproduzierbar ist (Abb. 5.12 und Abb. 5.13). In Abb. 5.12 ist die Einbuchtung in Gegenlastrichtung geringer als in Abb. 5.11. Nach der Wiederholung der ersten Prüfpfade ist der Fließpunkt in Gegenlastrichtung so weit nach außen verschoben, daß, wenn man die allgemeine Meßwertstreuung in allen Prüfrichtungen zugrunde legt, keine Konkavität zu beobachten ist. In Abb. 5.13 sind die Fließpunkte oberhalb und unterhalb der σ_z -Achse in Gegenlastrichtung zueinander versetzt. Bei diesem Versuch ist die Fließkurve gegenüber der Vorlastrichtung deutlich flacher als bei den beiden ersten Versuchen. Eine Konkavität ist kaum zu erkennen. In Abb. 5.14 sind die drei bei 5,0% Vordehnung gemessenen Fließflächen zusammen dargestellt. In Richtung der Vorlast liegen die gemessenen Fließpunkte dicht aneinander, wogegen in Entlastungsrichtung eine starke Streuung der Meßwerte zu erkennen ist.

Die starke Streuung der gemessenen Fließpunkte in Gegenlastrichtung in Abb. 5.14 kann mit der Form der Vergleichskurve bei Prüfpfaden in Entlastungsrichtung erklärt werden. In Abb. 5.15 sind die Vergleichskurven für die Prüfpfade in Richtung $\Phi = 22,5^\circ$ und $\Phi = 202,5^\circ$ für die Fläche aus Abb. 5.12 abgebildet. Beim Prüfpfad in Vorlastrichtung, $\Phi = 22,5^\circ$, ist ein deutliches Abknicken der Kurve an der Proportionalitätsgrenze zu erkennen. Der Bereich für die Regressionsanalyse kann eindeutig bestimmt werden und

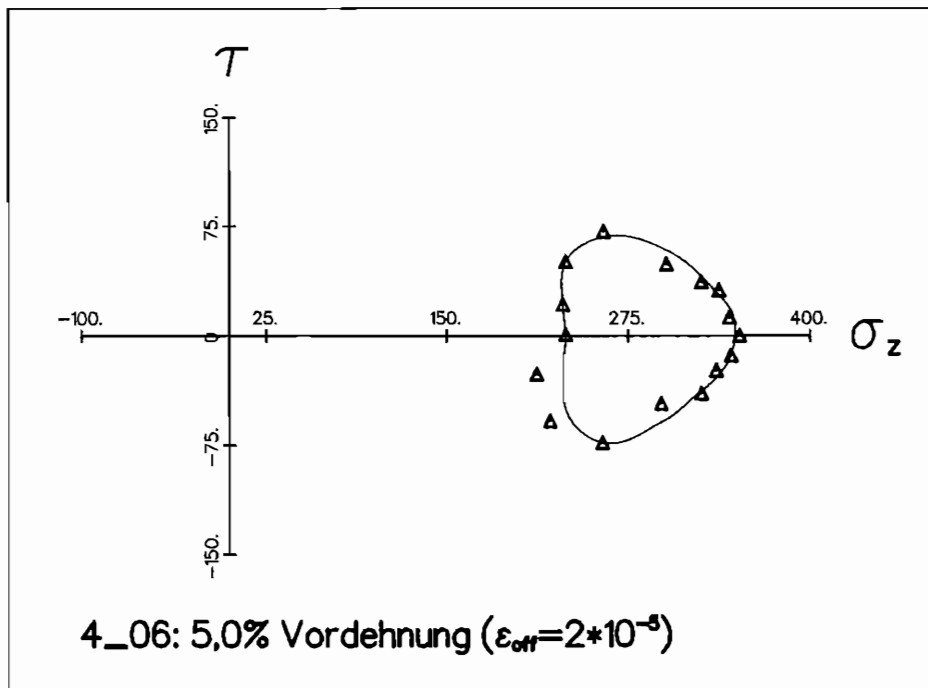


Abb. 5.13:

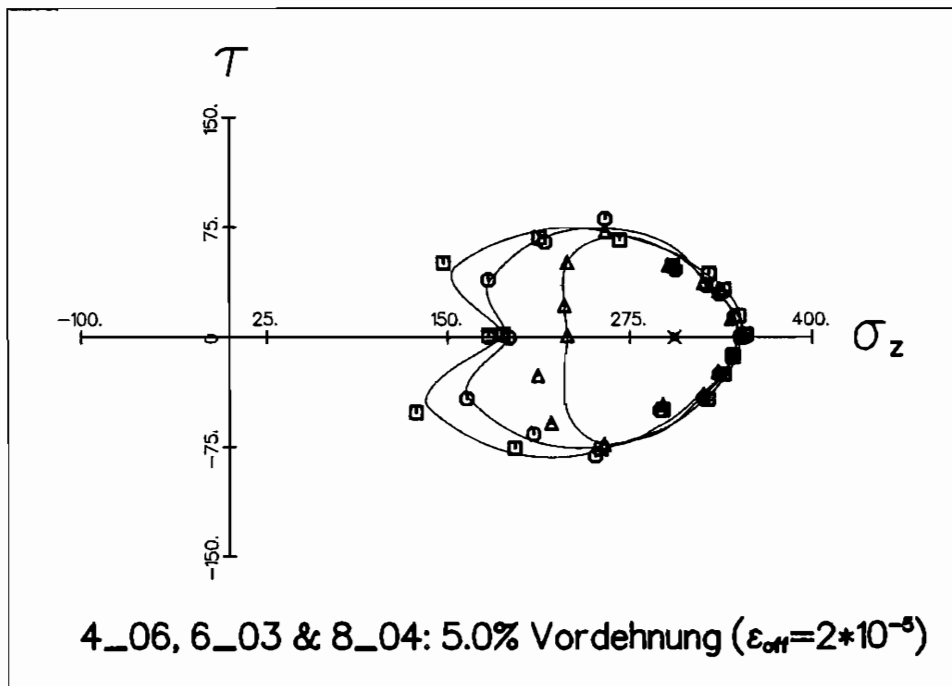


Abb. 5.14:

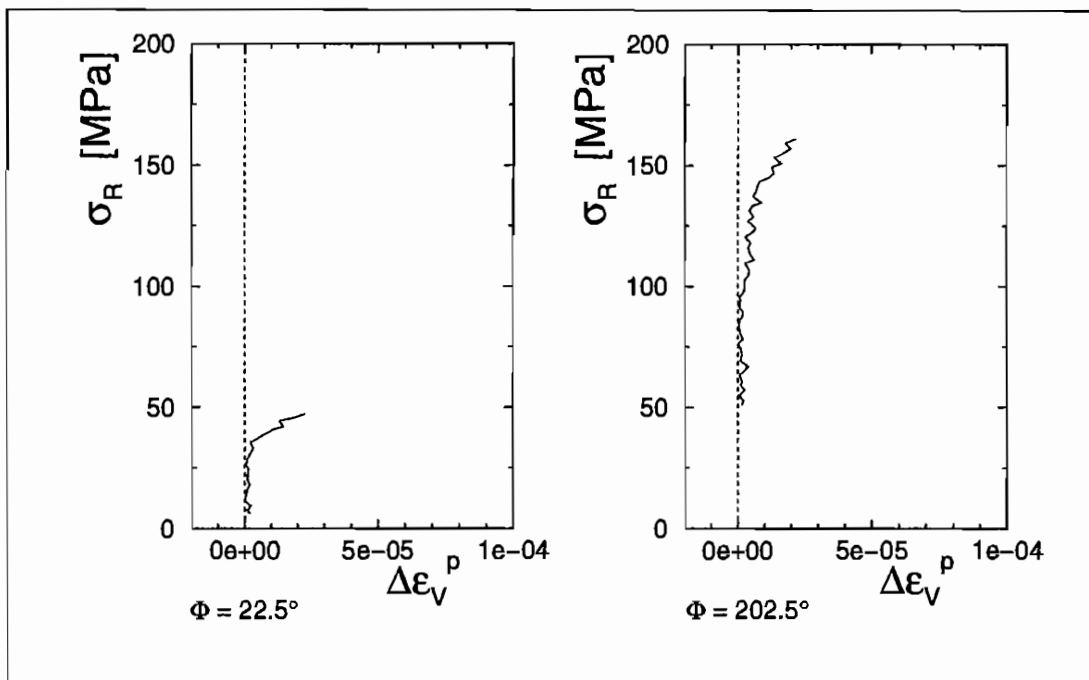


Abb. 5.15:

kleine Abweichungen im gemessenen Offset-Wert $\Delta\varepsilon_V^p$ führen nur zu kleinen Schwankungen in den Fließspannungen. Für den Prüfpfad in Gegenlastrichtung, $\Phi = 202,5^\circ$, ist die Vergleichskurve beim Plastifizieren der Probe steiler. Die Proportionalitätsgrenze, und somit der Bereich für die Regressionsanalyse, ist daher sehr schwierig zu bestimmen. Die daraus resultierenden Unsicherheiten bei der Berechnung der Offsetdehnung führen wiederum zu Unsicherheiten bei der Bestimmung der Fließgrenzen. Hinzu kommt, daß kleine Schwankungen in $\Delta\varepsilon_V^p$, aufgrund der steilen Vergleichskurve im plastischen Bereich, zu starken Änderungen in den gemessenen Fließspannungen führen.

Abb. 5.16 zeigt zwei Fließflächen, die mit einem Offset $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ nach 5,0% Vordehnung gemessen wurden. Auch bei diesen Versuchen wird eine Konkavität in Gegenlastrichtung beobachtet. Diese Fließflächen sind mit den Messungen von GUPTA UND LAUERT [31], Abb. 5.2, vergleichbar. Hier sind die Fließflächen größer als bei der Messung mit einem kleineren Offset. Bei der Wiederholung der ersten Prüfpfade liegt im ersten Fall der gemessene Fließpunkt innerhalb der zuerst gemessenen Fließgrenze. Im zweiten Fall ist keine Konkavität mehr zu erkennen.

In Abb. 5.17 sind die Fließflächen aus Abb. 5.8 bis 5.12 zusammen mit der Fließfläche

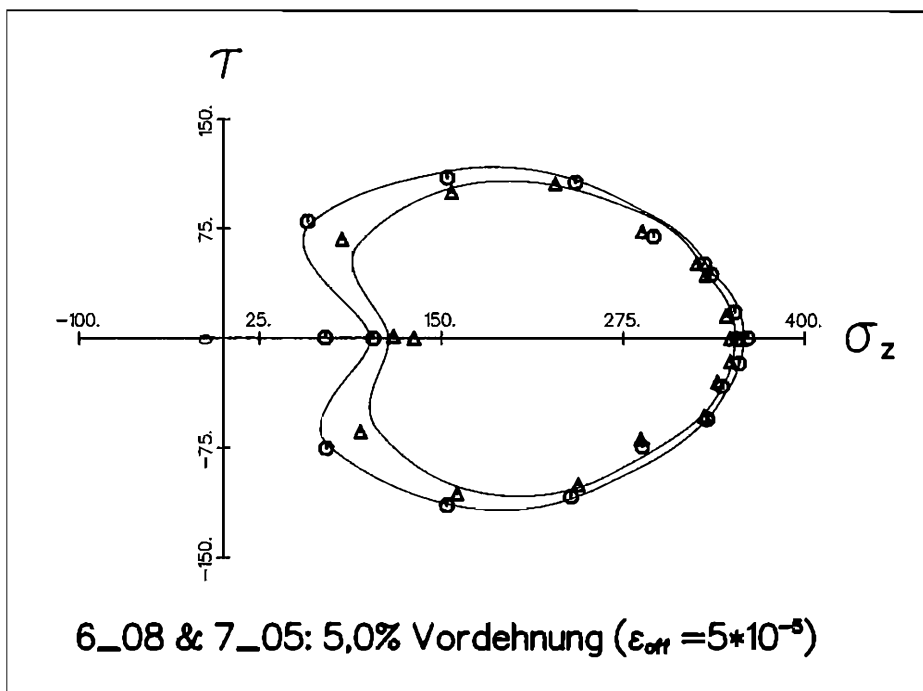


Abb. 5.16:

einer Probe ohne Vorbelastung aufgetragen. Die Breite der Fließflächen senkrecht zur Vorlastrichtung ist bei den vorgedehnten Proben deutlich kleiner als bei der jungfräulichen Probe. Diese Veränderung der Fließfläche senkrecht zur Vorlastrichtung wird in der Literatur "cross effect" genannt (IKEGAMI [42]). Der Vergleich der einzelnen Flächen der vorgedehnten Proben zeigt keinen "cross effekt". Bei den Fließflächen in Abb. 5.16 mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ ist der "cross effekt" nur schwach ausgeprägt.

Bei der Untersuchung von Fließflächen vorgedehnter Materialien wurde häufig von anderen Wissenschaftlern aus Kostengründen die Messungen bei verschiedenen Vordehnungszuständen an ein- und derselben Probe durchgeführt (WU UND YEH [100], PHILLIPS UND LEE [75]). KREMPEL UND CHENG [14] bestimmen die Fließfläche bei 17 verschiedenen Dehnungszuständen an der selben Probe aus Al/Mg mit einem Dehnungsoffset $\epsilon_{off} = 1 \cdot 10^{-4}$. Durch den Vergleich der Fließflächen von drei verschiedenen Proben mit der gleichen Vordehnung, aber mit unterschiedlicher Anzahl von zwischenzeitlich gemessenen Fließflächen wird gezeigt, daß die Mehrfachmessung keinen signifikanten Einfluß auf die Form der Fließfläche hat. Im Folgenden werden die zuvor gezeigten Meßergebnisse mit derart gewonnenen Fließflächen verglichen.

Mit der Probe 6.04 in Abb. 5.8 wurden nach der Fließflächemessung bei 0,5% Vordehnung

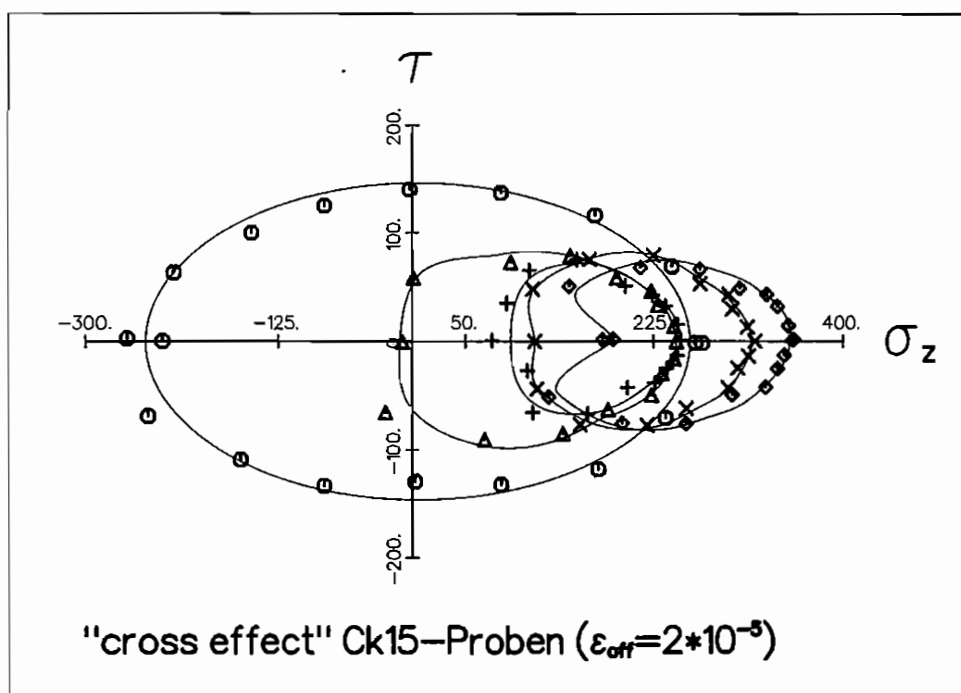


Abb. 5.17:

auch die Fließflächen bei 1,0%, 3,0%, 5,1% und 7,1% Vordehnung gemessen. Abb. 5.18 bis Abb. 5.21 zeigen die Versuchsergebnisse. Die Fließgrenzen wurden mit dem Dehnungsoffset $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ bestimmt.

Entsprechend den Ergebnissen aus den Einzelmessungen verschiebt sich die Fließfläche in Richtung der Vordehnung und die Fließortkurve zeigt eine stabil bleibende, schärfere Rundung in Vorlastrichtung. Die gemessenen Fließpunkte links vom Ausgangspunkt der Prüfpfade zeigen ein Abflachen der Fließfläche in Gegenrichtung der Vorlast. Die Meßwertstreuung in dieser Prüfrichtung ist, wie auch bei anderen Messungen beobachtet, sehr viel stärker als in Vorlastrichtung. Auffällig ist die bei 1,0% Vordehnung zunächst beobachtete Konkavität, die aber bei einer Wiederholung der Messungen nicht bestätigt werden konnte. Ansonsten sind die Fließflächen konvex. Der Abstand zwischen dem zuerst gemessenen Fließpunkt in Vorlastrichtung und der Fließgrenze in Gegenlastrichtung bleibt bei zunehmender Vordehnung konstant und es kann keine Veränderung der Fließflächenbreite aufgrund der Mehrfachmessung beobachtet werden (vgl. Abb. 5.22).

Abb. 5.23 bis Abb. 5.27 zeigen Fließflächen, die mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ an einer Probe nach 0,5%, 1,0%, 3,1%, 5,2% und 7,2% gemessen wurden. Mit diesem Offset sind die Fließflächen größer als beim Offsetmaß von $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$, haben aber ansonsten eine

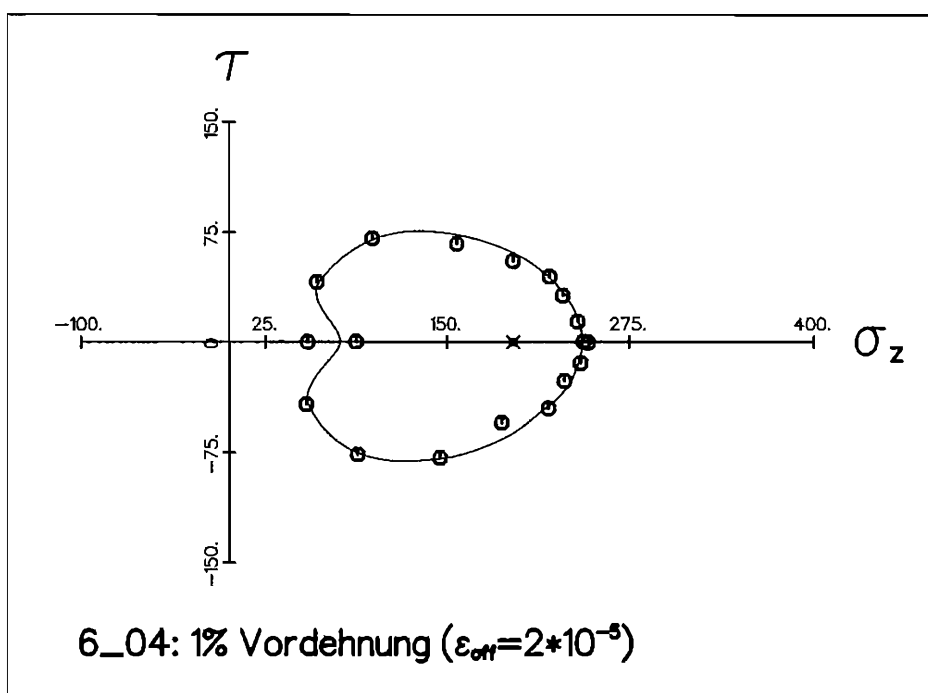


Abb. 5.18:

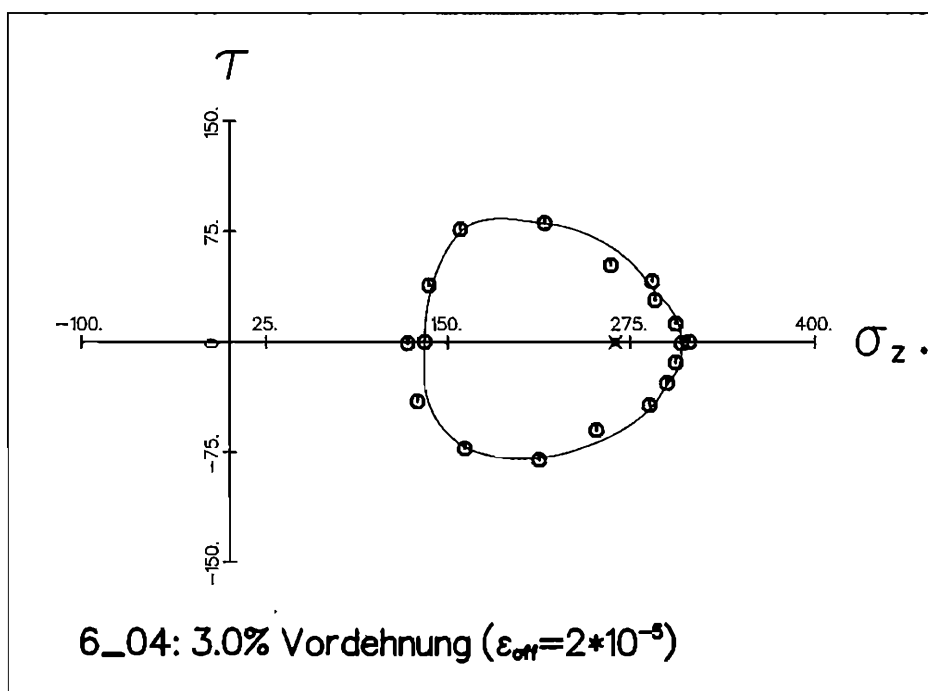


Abb. 5.19:

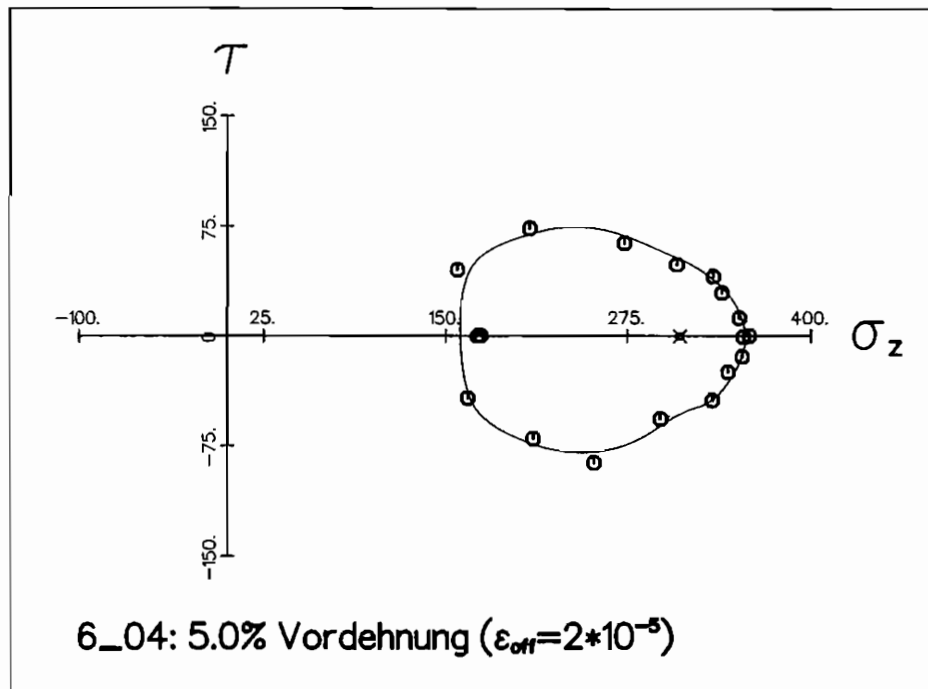


Abb. 5.20:

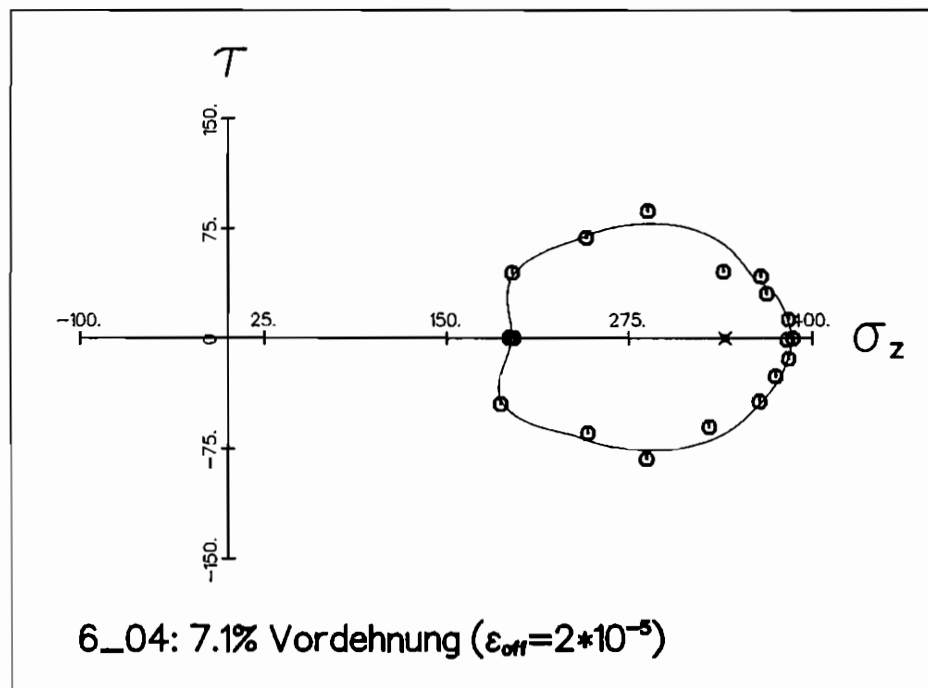


Abb. 5.21:

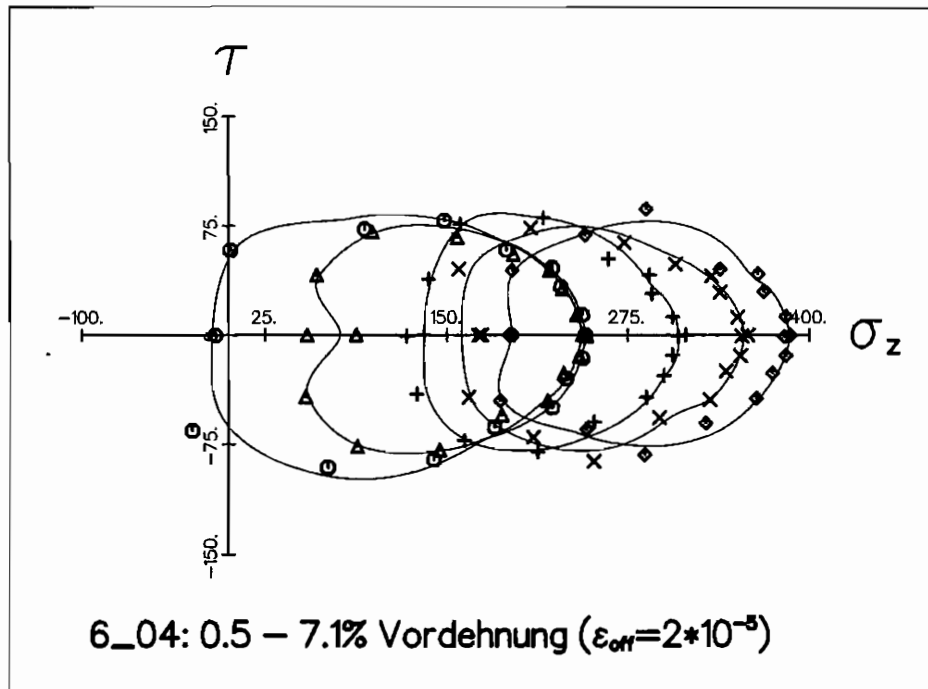


Abb. 5.22:

ähnliche Form. Hier liegt auch der Koordinatenursprung (lastlose Probe) bei 1,1% Vordehnung noch innerhalb der gemessenen Fließfläche. Die Fließortkurve hat bei allen Vordehnungen die gleiche Zuspitzung in Vorlastrichtung. In Gegenlastrichtung ist die Fließfläche abgeflacht und die Fließpunkte in der linken Hälfte zeigen das gleiche Streuverhalten wie bei den anderen Versuchen. Auffällig bei diesen Experimenten ist, daß die in Abb. 5.16 auftretende Konkavität trotz gleicher Vordehnung in Abb. 5.26 nicht auftritt, wogegen die erste Fließfläche bei 0,5%, Abb. 5.23, eine ähnlich ausgeprägte konkave Fließkurve in Gegenlastrichtung. Abb. 5.28 zeigt, daß auch bei einem Offset $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ kein "cross effect" aufgrund der Mehrfachmessung auftritt.

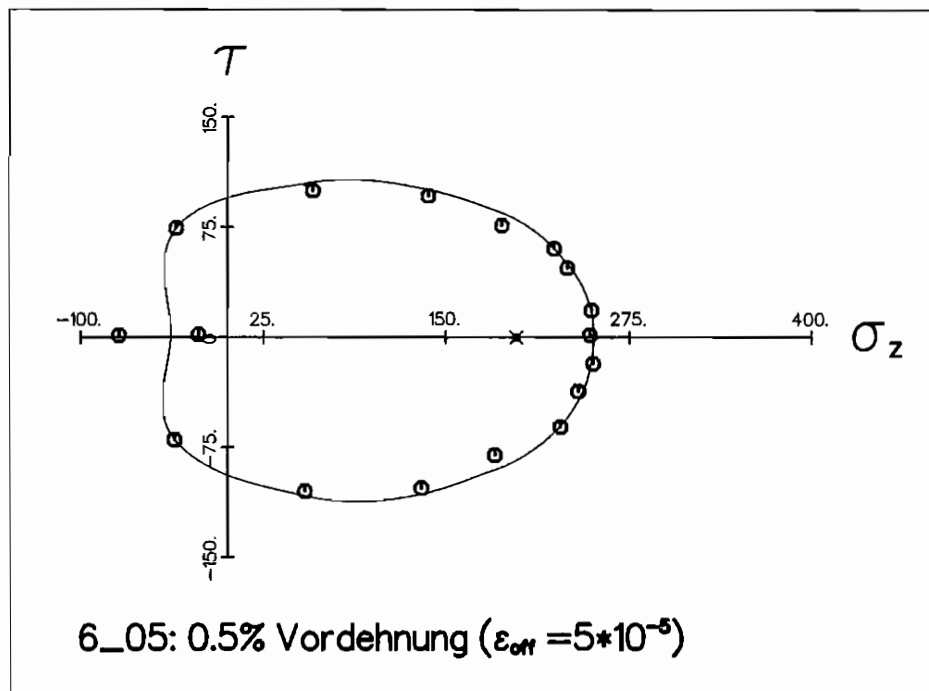


Abb. 5.23:

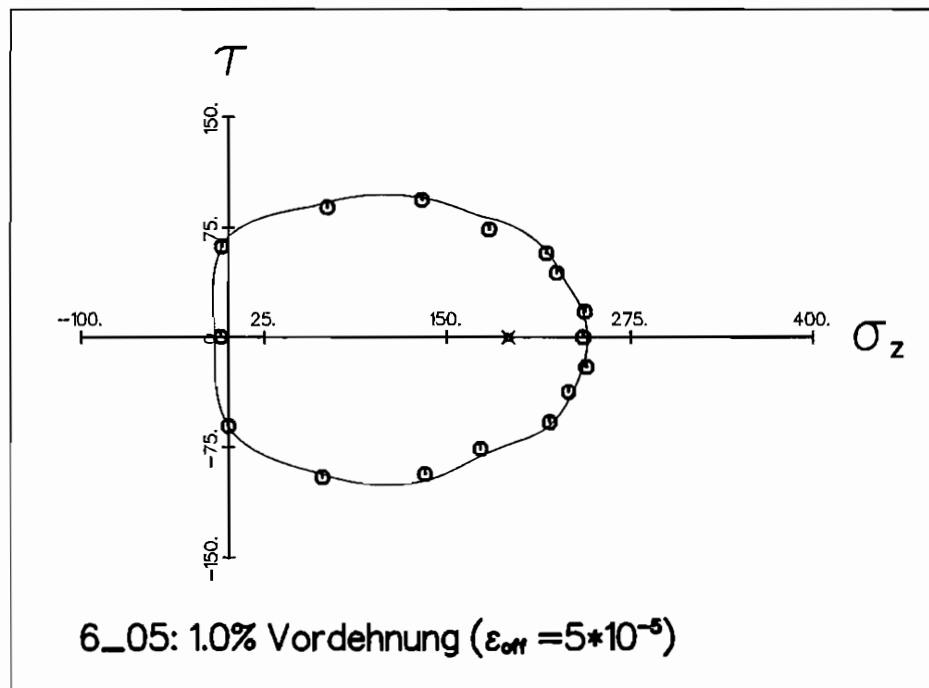


Abb. 5.24:

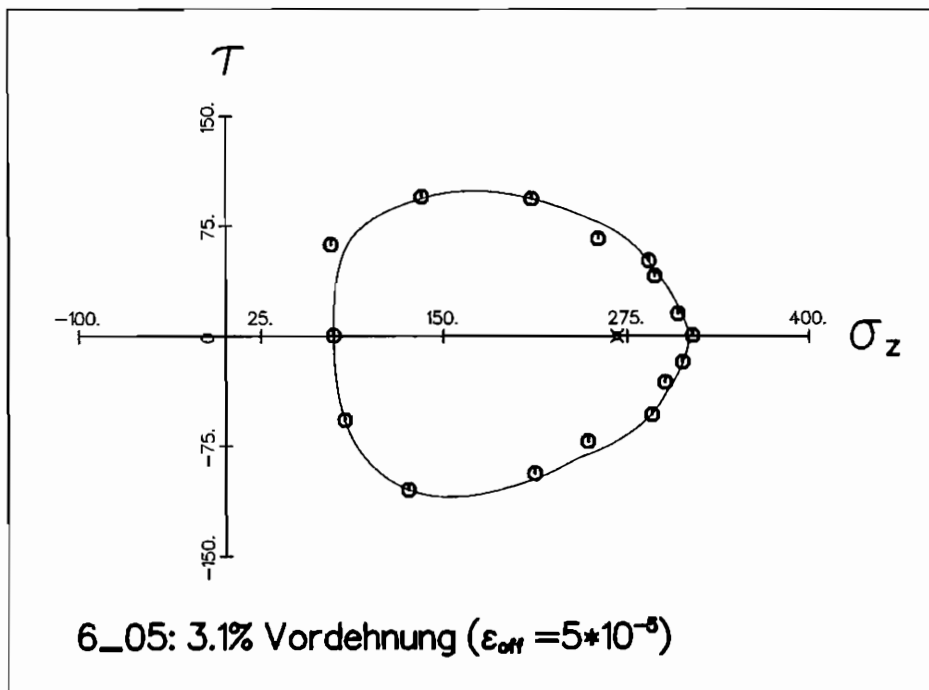


Abb. 5.25:

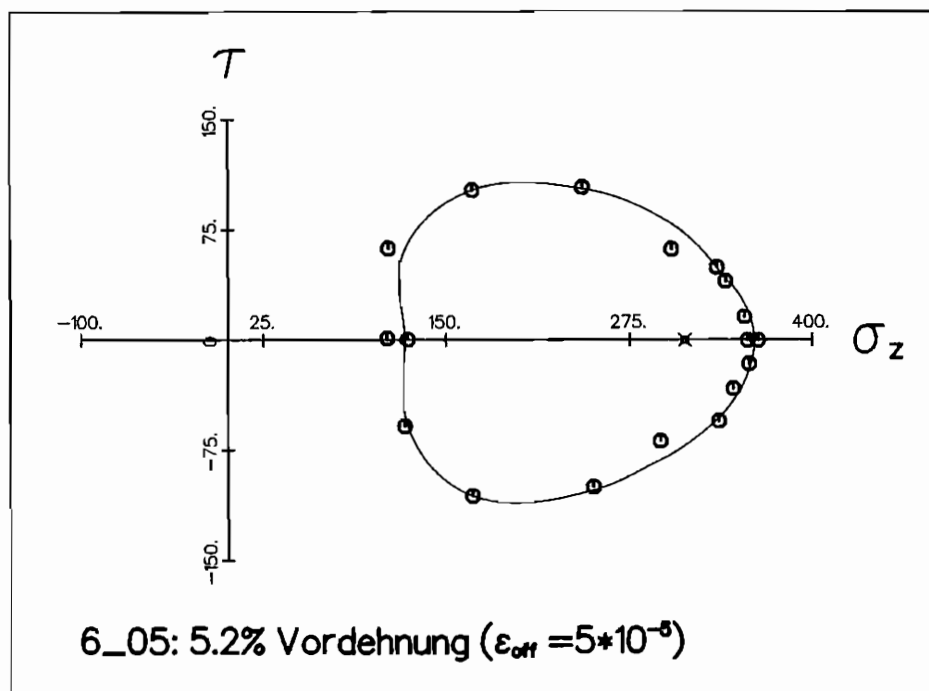


Abb. 5.26:

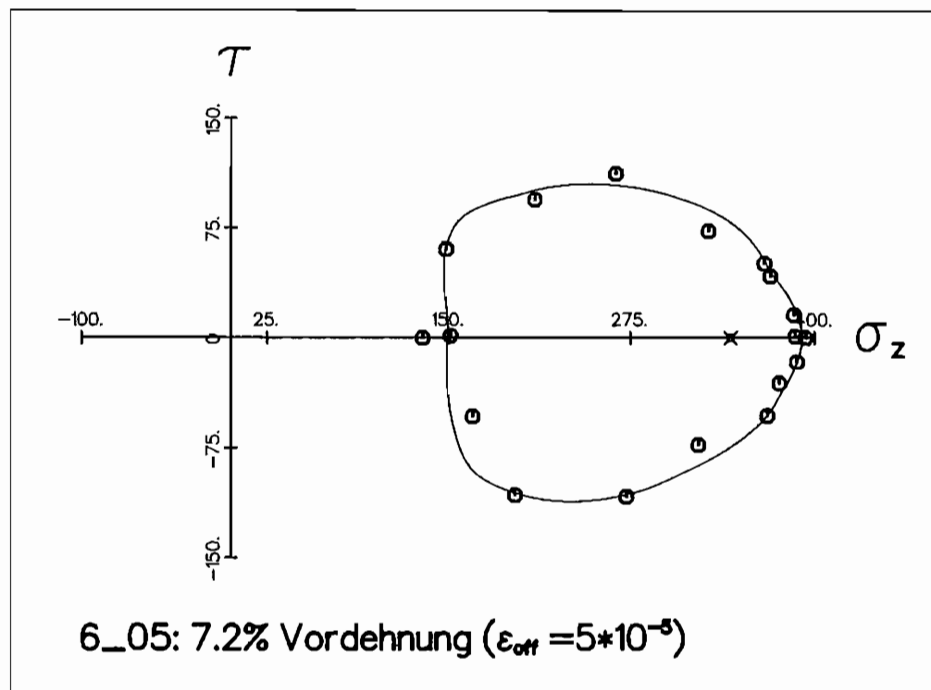


Abb. 5.27:

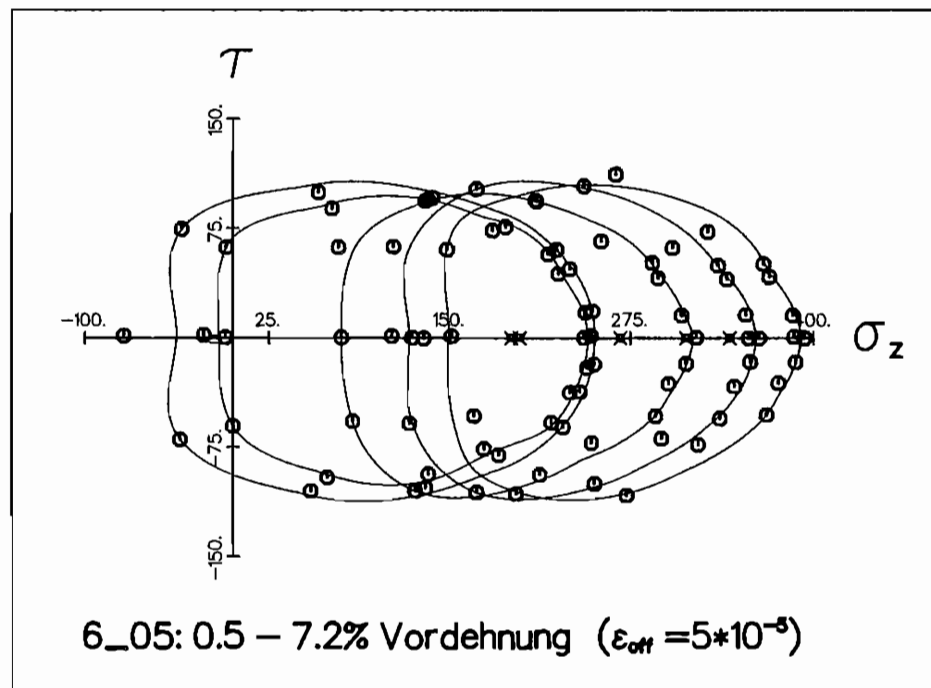


Abb. 5.28:

5.4 Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene für vorgedehnte Proben aus X6 CrNi 18.11

Der hier verwendete Probenwerkstoff ist in der Literatur unter der Bezeichnung "AISI type 304 stainless steel" aus der amerikanischen Norm bekannt (CHO UND FINDLEY [16], OHASHI ET AL [70], KREMPEL [52]). Die Fließflächen in der σ_z - τ -Ebene bei vorgedehnten Proben aus diesem Werkstoff sind zuvor von MICHNO UND FINDLEY [65] und WU UND YEYH [100] untersucht worden. Die aufgebrachten Vordehnungen sind allerdings nur sehr gering, d.h. kleiner als 1,0%. Die beiden ersten Autoren bestimmen die Fließgrenze in radialen Prüfpfaden, messen aber nur die Form der Fließfläche in Richtung der Vorbelastung. In der zweiten Arbeit wird die gesamte Fließfläche mit einem Dehnungs-Offset $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-6}$ und entlang Prüfpfaden senkrecht zur Vorlastsrichtung ausgemessen. Wird die Fließkurve nur entlang Prüfpfaden senkrecht zur Vorlastsrichtung bestimmt, kann keine Konkavität in Gegenlastsrichtung festgestellt werden.

Abb. 5.29 bis Abb. 5.31 zeigen die hier gemessenen Fließflächen nach Vordehnungen von 0,5%, 3,0% und 5,0%. Als Offset-Maß wurde $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ verwendet. Die Fließkurve bildet in Vorlastsrichtung eine Spitze und in Gegenlastsrichtung ist sie abgeflacht. Bei Messung der Fließpunkte in Abb. 5.30 wurde zunächst eine Konkavität in Gegenlastsrichtung beobachtet, die aber nach Wiederholung der ersten Prüfpfade nicht bestätigt werden konnte. Wie bei den Versuchen mit Ck15-Proben konnte kein Unterschied zwischen dem Spannungszustand am Ende der Vorlast und dem gemessenen Fließpunkt beim Prüfen der Fließgrenze in Vorlastsrichtung festgestellt werden. Bei diesem Probenwerkstoff lag schon bei 0,5% Vordehnung (Abb. 5.29) der Koordinatenursprung nicht mehr innerhalb der gemessenen Fließfläche. Die Fließfläche ist von ihrer Form her vergleichbar mit einer von WU UND YEYH [100] bei 0,6% Vordehnung gemessenen Fließfläche. Bedingt durch das größere Offset-Maß ist hier die Fließfläche größer.

Mit der Probe f02 wurden nach der Messung mit 0,5% Vordehnung (Abb. 5.29) drei weitere Fließflächen nach 1,1%, 3,1% und 5,2% Vordehnung bestimmt (Abb. 5.32 bis Abb. 5.34). Bei 1,1% und 3,1% ist die Fließortkurve im Rahmen der Meßwertstreuung konvex. Nur bei 5,2% ist die Fließortkurve in Gegenlastsrichtung konkav. Die Wiederholung der ersten Prüfpfade ergibt wieder eine konvexe Fließfläche. In Abb. 5.35 sind die Fließflächen aus Abb. 5.29 bis Abb. 5.34 mit der Fließfläche einer nicht vorbelasteten Probe dargestellt. Die Breite der Fließflächen quer zur Vorlastsrichtung bleibt mit zunehmender Vordehnung annähernd konstant, zeigt aber einen geringfügigen "cross effect".

In Abb. 5.36 bis Abb. 5.39 sind die Fließflächen, gemessen an der Probe f03 mit

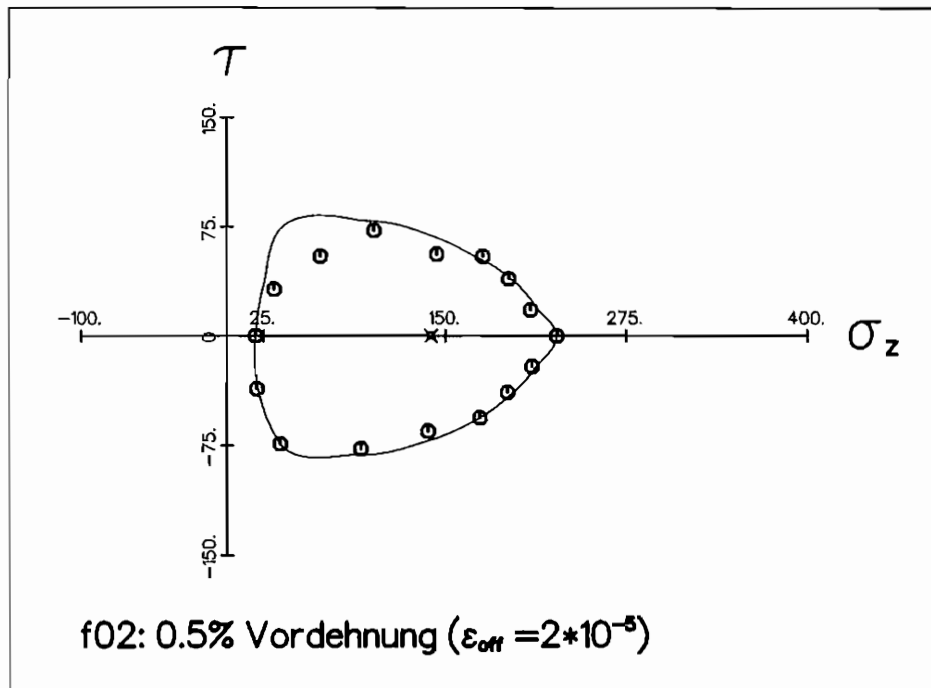


Abb. 5.29:

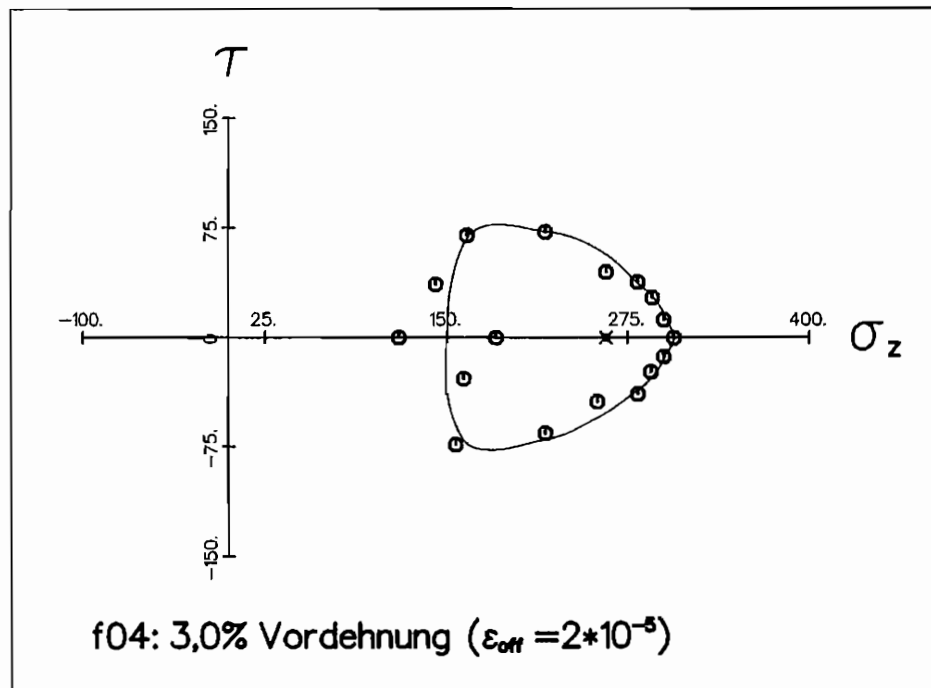


Abb. 5.30:

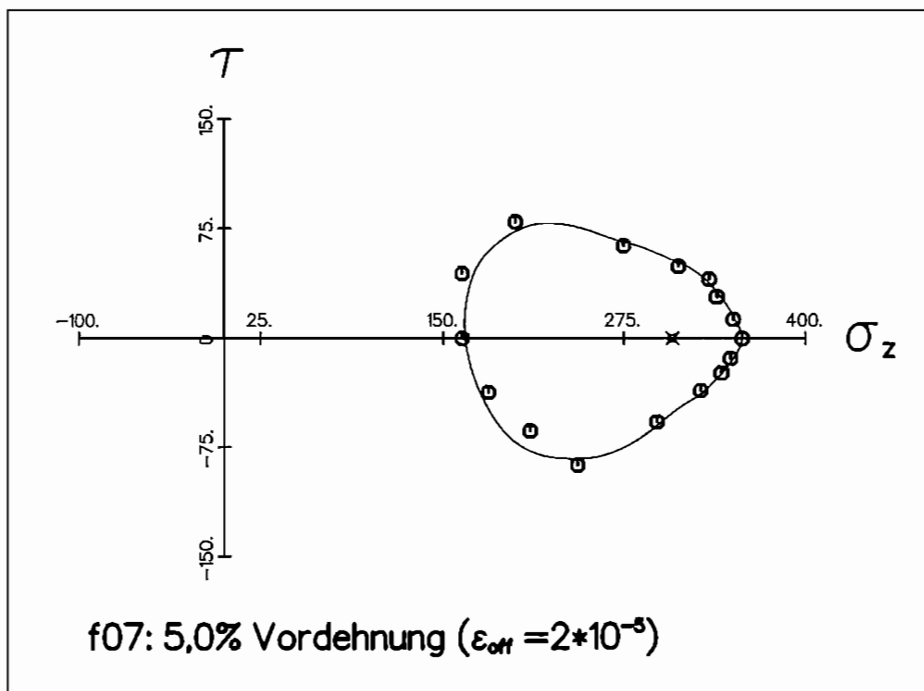


Abb. 5.31:

$\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ und nach einer Vordehnung von 0,5%, 1,1%, 3,1% und 5,2% dargestellt. Mit diesem Offset sind die Flächen zwar größer als in den Abb. 5.29 bis Abb. 5.34, aber von ihrer Form her gleich. Während des Versuchs trat bei 5,2% Vordehnung eine Konvexität in Gegenlasttrichtung auf, welche wieder bei der Kontrollmessung nicht mehr vorhanden war. Ein Vergleich der Fließflächen mit dem Versuchsergebnis an einer nicht vorbelasteten Probe, Abb. 5.40, zeigt bei diesem Offset keinen "cross effect".

5.5 Fließflächen nach zyklischer Vorbelastung

Proben aus Ck15 können aufgrund der Lüders-Dehnung nicht unmittelbar bei lastgeregelter Zug- und Innendruckbelastung eingesetzt werden, da in dieser Regelungsart die Verformungen bzw. die Verformungsgeschwindigkeit in der Probe beim Ausbreiten der Lüders-Bänder nicht kontrolliert oder begrenzt werden kann. KIKILLUS [48] umgeht dieses Problem indem er vor dem eigentlichen Versuchsbeginn die Proben in Weg- oder Winkel-Regelung zyklisch in der Richtung der ersten Belastung vordehnt. Dieses Verfahren soll hier übernommen werden. In diesem Abschnitt soll das Verhalten der Fließfläche in der σ_z - τ -Ebene nach einer solchen Vorbehandlung gezeigt werden.

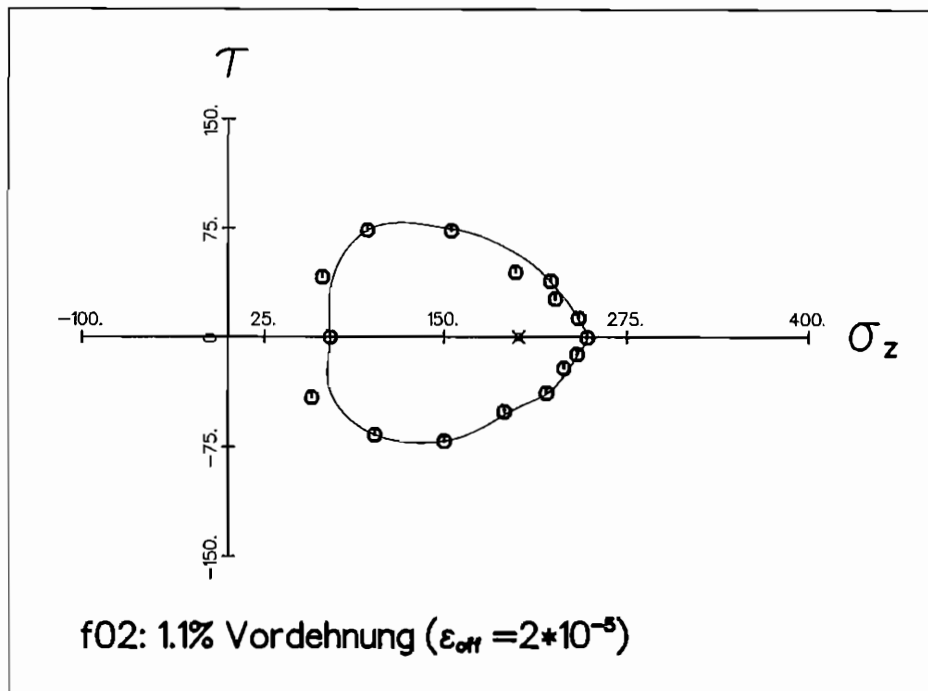


Abb. 5.32:

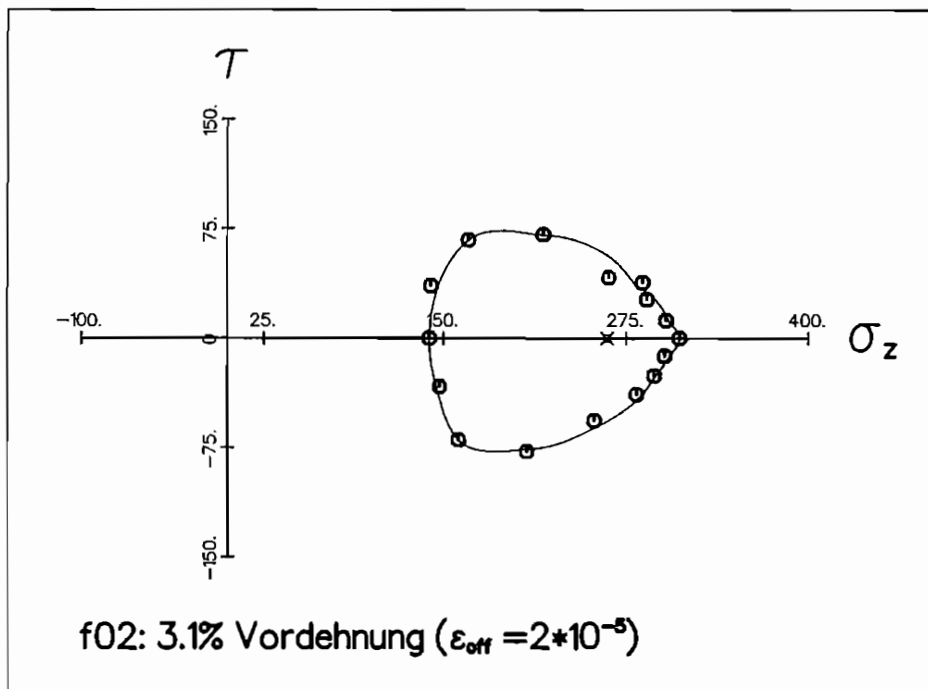


Abb. 5.33:

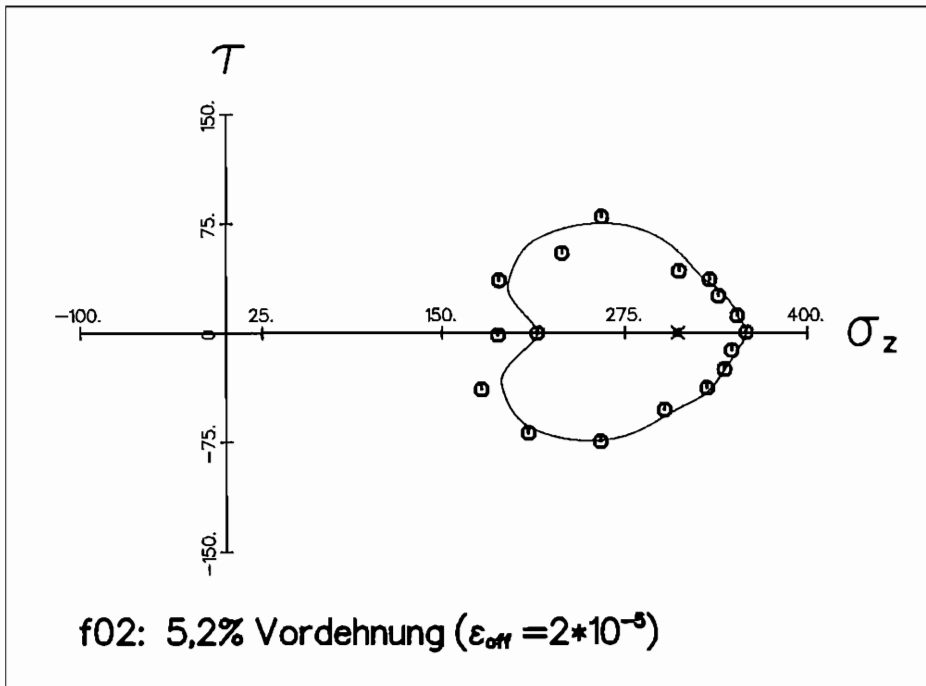


Abb. 5.34:

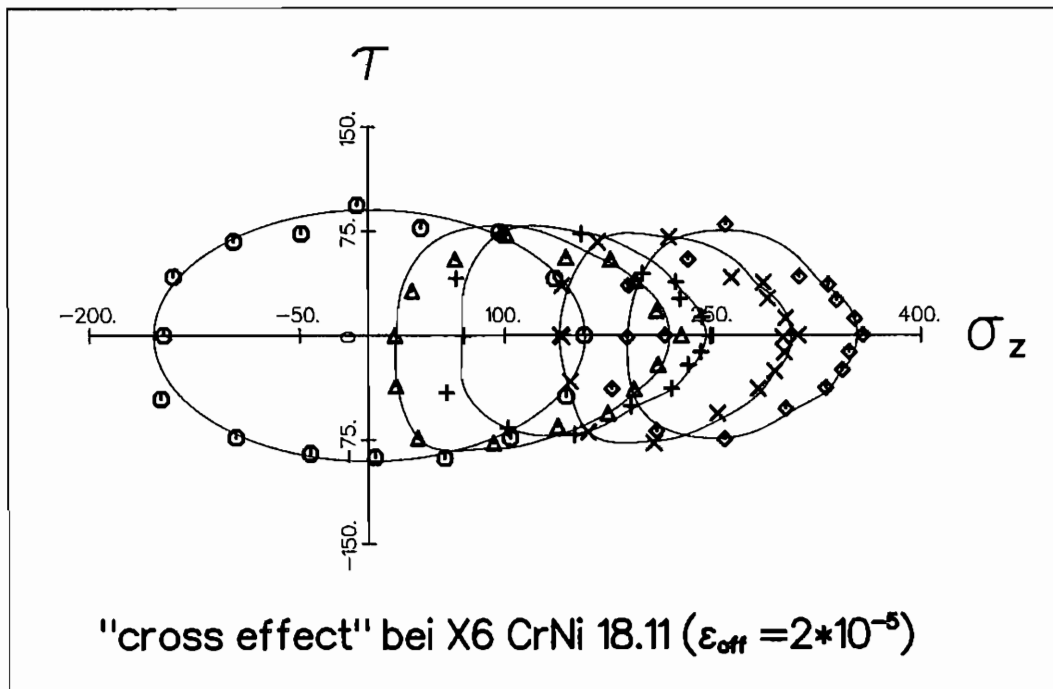


Abb. 5.35:

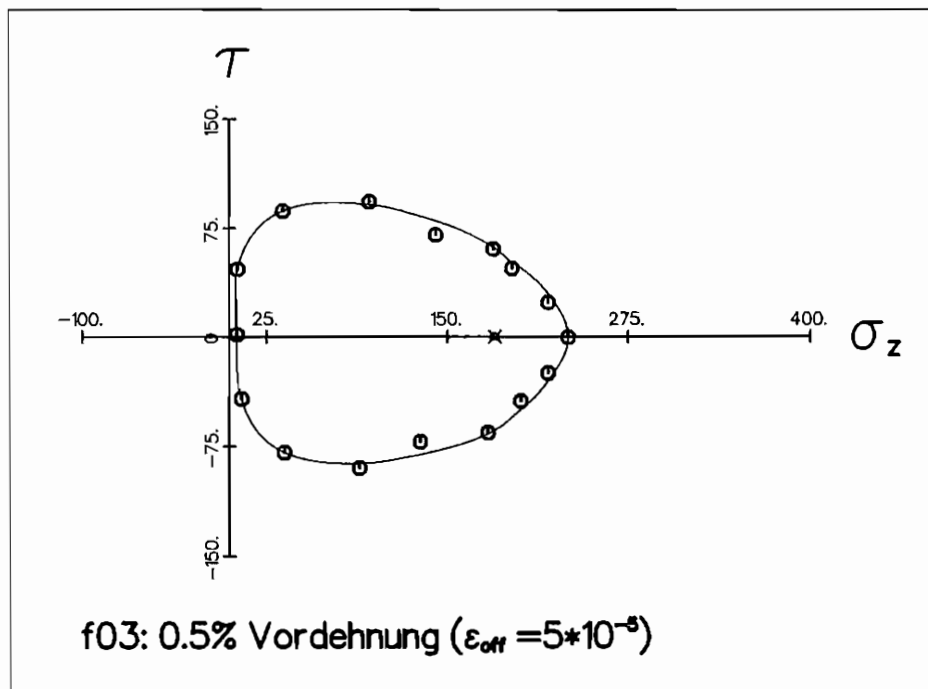


Abb. 5.36:

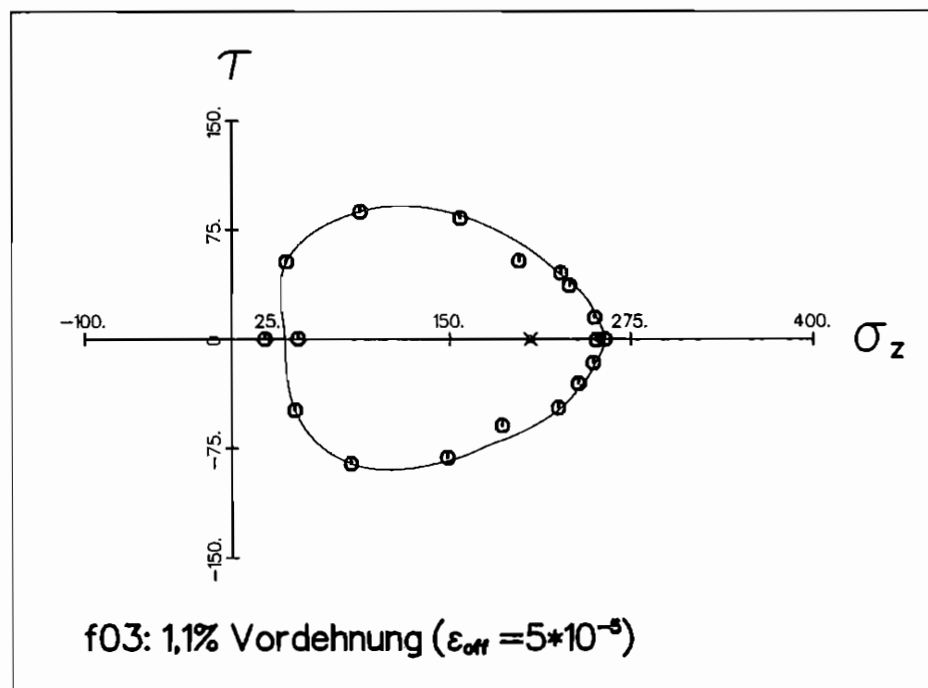


Abb. 5.37:

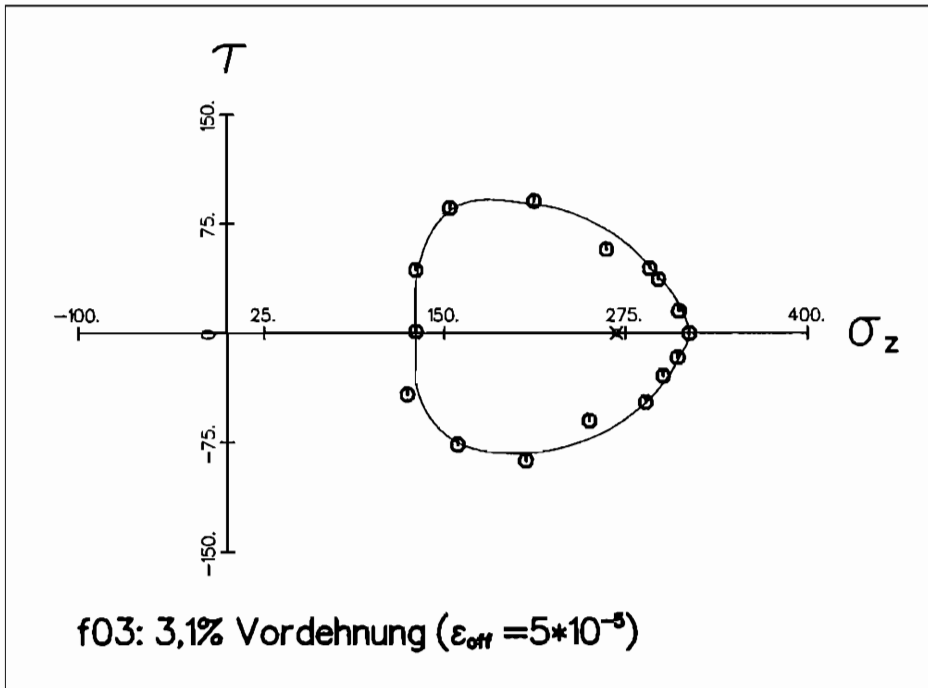


Abb. 5.38:

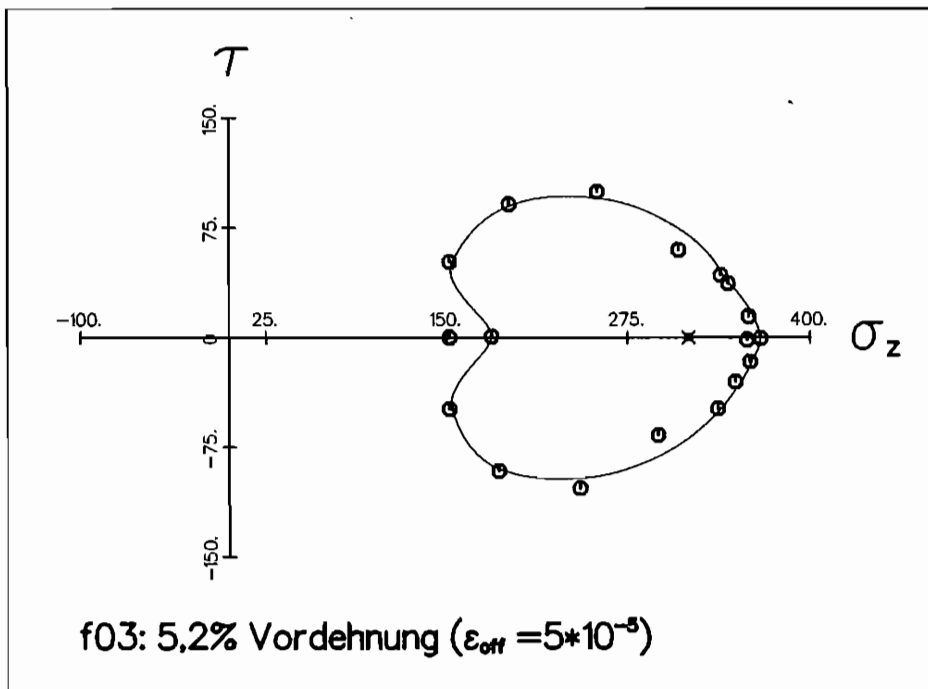


Abb. 5.39:

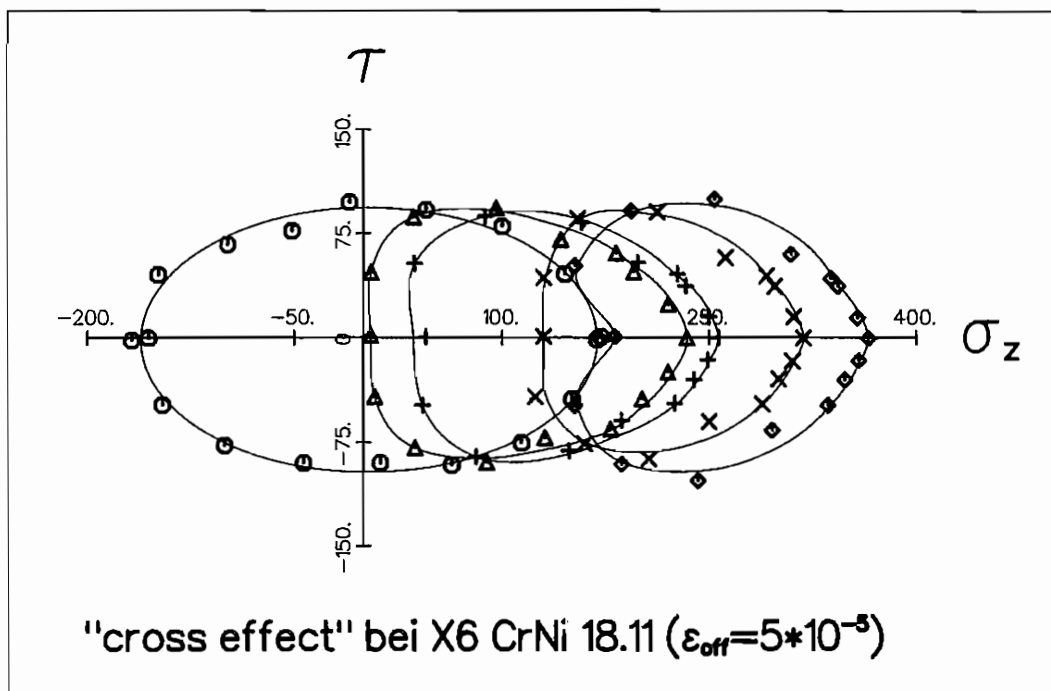


Abb. 5.40:

Mit der Innendruckvorrichtung sind nur positive Spannungen und Dehnungen in Umfangsrichtung der Probe möglich. Daher werden die Proben nur in Zug-Richtung zyklisch vorgedehnt. Die Vorbelastung beginnt mit 9 Zyklen die alle eine Dehnungsamplitude von 0,4% aufweisen. Anschließend folgen jeweils 3 – 5 Zyklen mit abnehmenden Dehnungsamplituden zwischen 0,35% und 0,003% um die induzierte Verfestigung wieder abzubauen (Abb. 5.41). Die Abb. 5.42 zeigt die Zug-Kurve einer zyklisch vorbelasteten Probe im Vergleich zu einer unbelasteten Probe, und es ist deutlich zu sehen, daß die vorbelastete Probe eine stärkere Verfestigung als die unbelastete Probe besitzt.

Zwei Proben wurden für die Fließflächenmessung in der σ_z - τ -Ebene auf diese Art und Weise vorbehandelt. An jeweils einer Probe wurde die Fließfläche bei zwei verschiedenen Vordehnungszuständen untersucht. Die Fließflächen wurden bei 0,0%, 1,0%, 3,0% und 5,0% Vordehnung ausgemessen. Die Fließgrenze wurde mit einem Dehnungs-Offset $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ bestimmt.

Abb. 5.43 zeigt die Fließfläche unmittelbar nach der zyklischen Vorbelastung. Zum Vergleich wird die theoretische von-Mises-Ellipse einer unbelasteten Probe gezeigt. Durch die Vorbehandlung ist die Fließfläche kleiner und in Richtung der Vorbelastung zusammengedrückt, d.h. die Vorbehandlung hat einen stärkeren Einfluß auf die Größe in Richtung

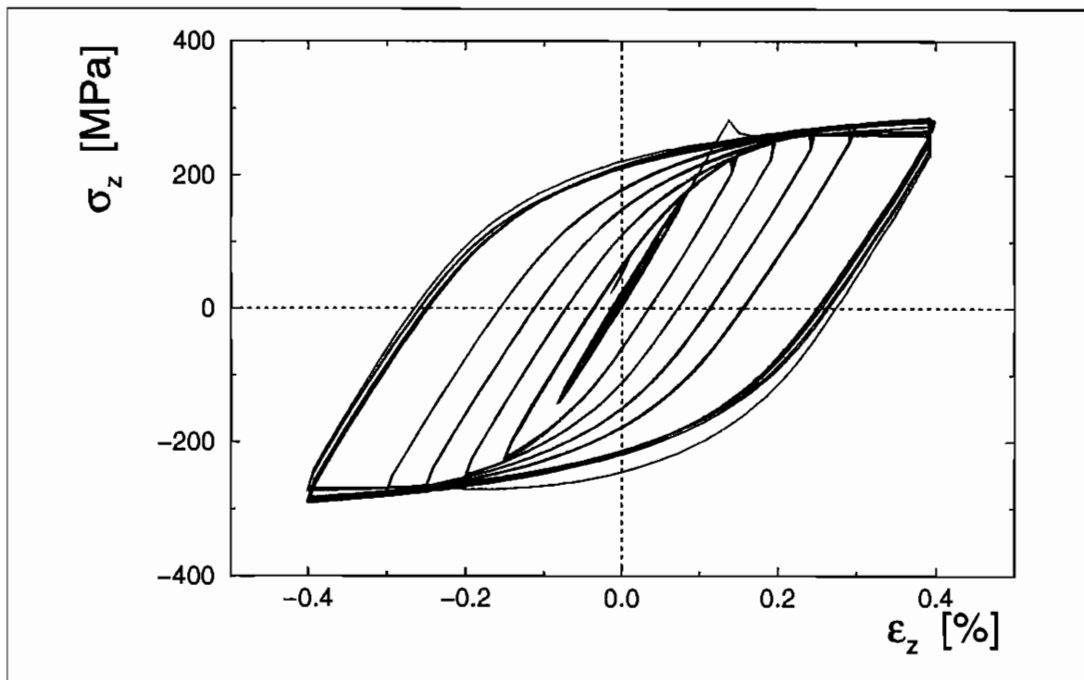


Abb. 5.41:

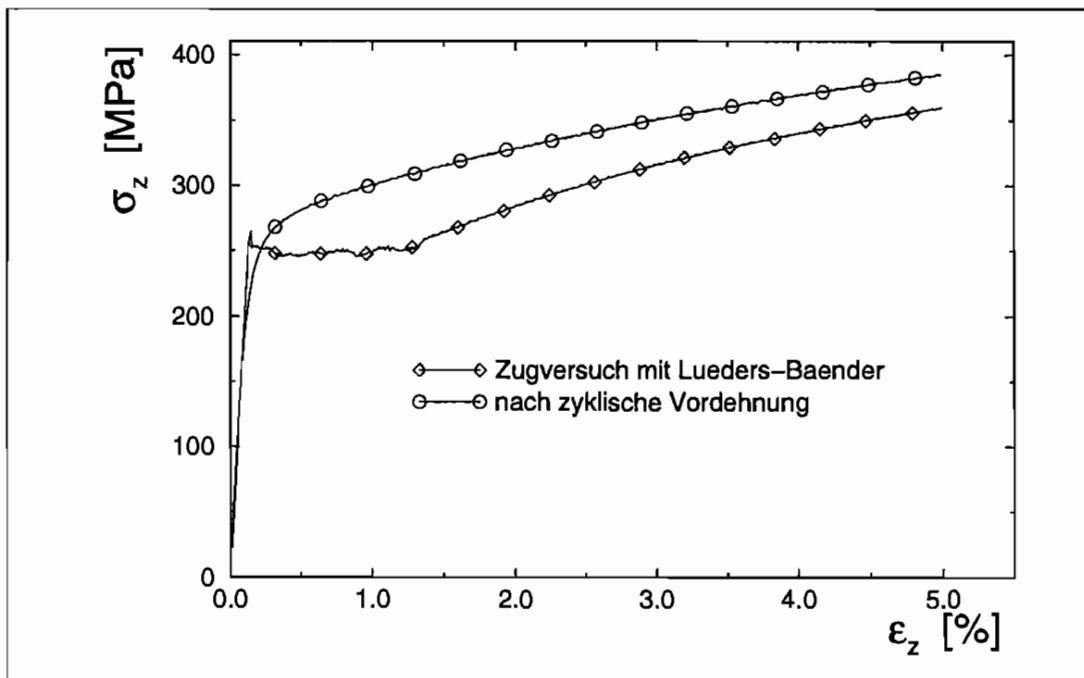


Abb. 5.42:

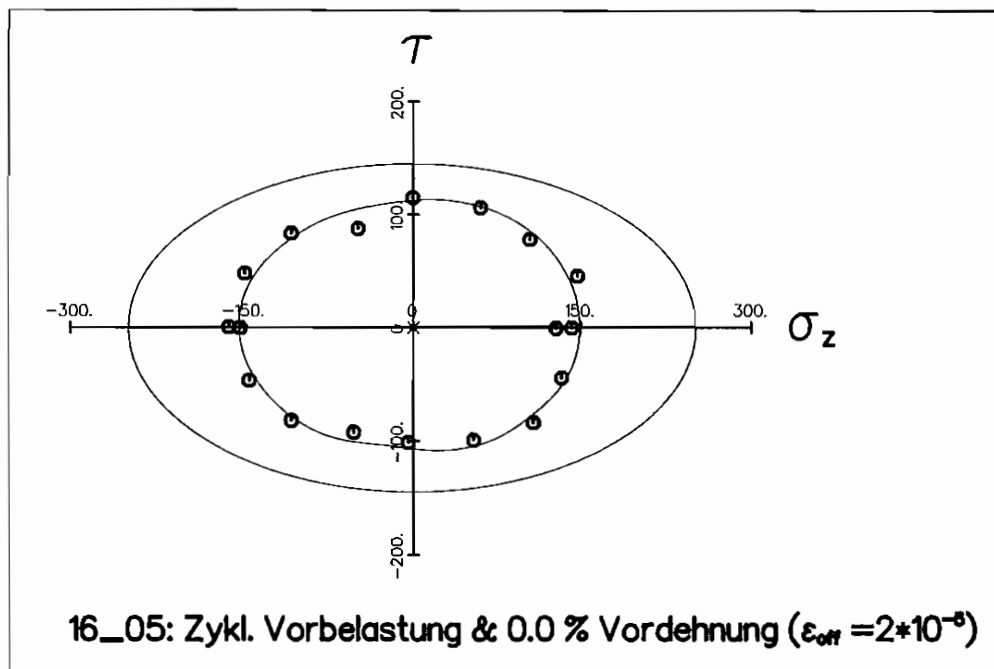


Abb. 5.43:

der Vorbelastung als quer dazu.

Abb. 5.44 bis Abb. 5.46 zeigen die Fließflächen nach 1,0%, 3,0% und 5,0% Vordehnung. Von ihrer Form her weisen sie die gleichen Merkmale auf wie bei Fließflächenmessungen ohne zyklische Vorbehandlung. Entsprechend der höheren Verfestigung der Zugkurve, sind diese Fließflächen weiter in positive σ_z -Richtung verschoben. Die in Abb. 5.44 und Abb. 5.46 zu beobachtende Konkavität in Gegenlastrichtung, konnte bei keiner der Fließflächen durch eine Kontrollmessung bestätigt werden.

5.6 Fließflächenmessung mit der Prüffolge nach Cheng und Krempel

In der Diskussion über nicht-konvexe Fließflächen werden neben den Arbeiten von GUPTA UND LAUERT [30, 31] auch die Fließflächenmessungen von CHENG UND KREMPEL [14, 15] an Rohrproben aus Al/Mg als Beispiel für nicht-konvexe Fließflächen herangezogen (KUCZMA UND STEIN [53]).

Die Experimente von CHENG UND KREMPEL [14, 15] wurden in Weg-/Winkel-Regelung

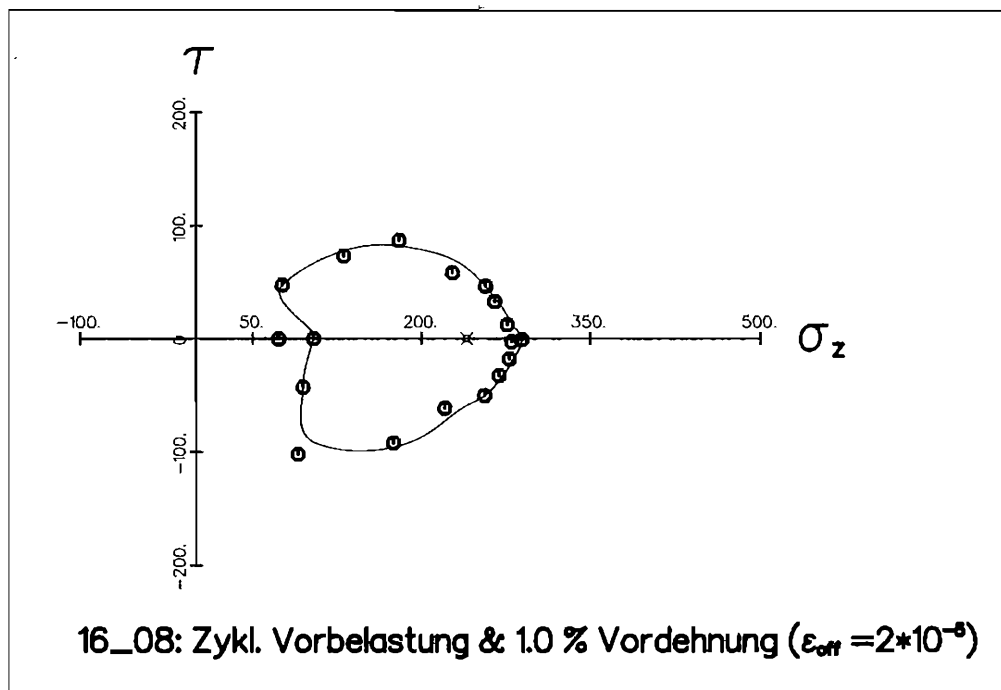


Abb. 5.44:

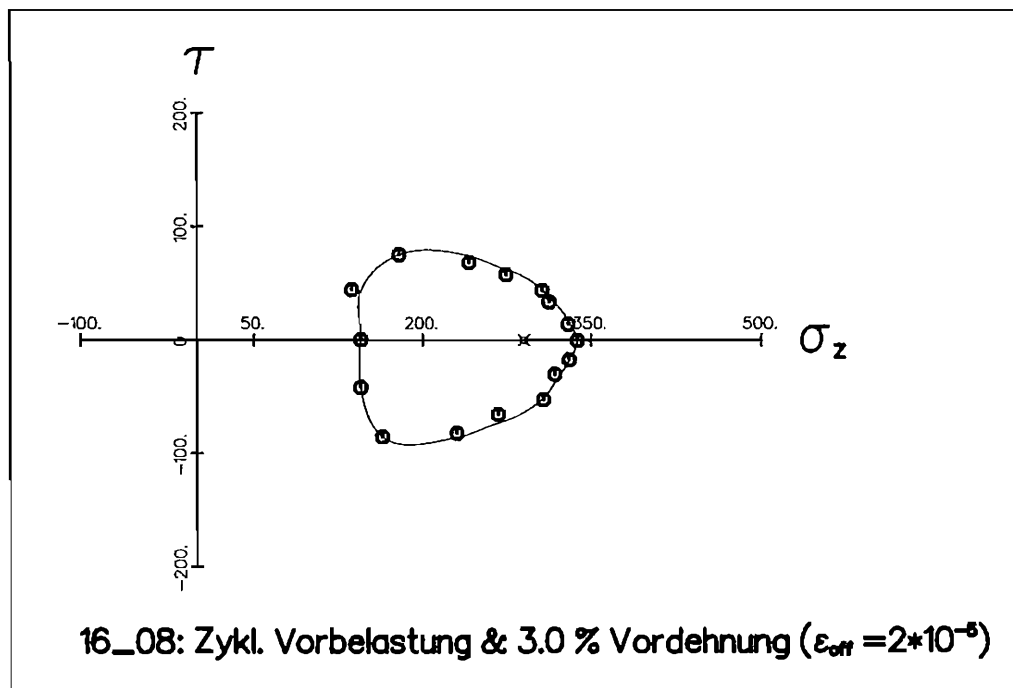


Abb. 5.45:

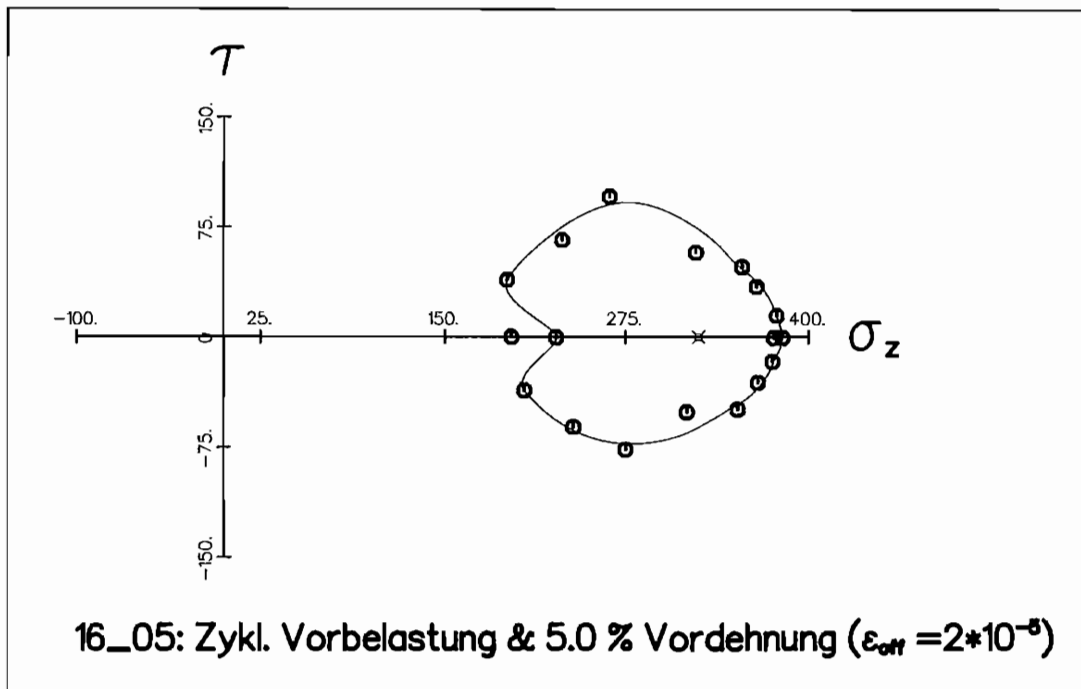


Abb. 5.46:

an einer kombinierten Zug-/Torsionsprüfmaschine durchgeführt. Untersucht wurden die Fließflächen von vorgedehnten Proben, bei denen die Vorlasten durch Vorgabe eines Dehnungspfades im $\epsilon_z\text{-}\gamma/\sqrt{3}$ -Raum aufgebracht wurden. Am Ende der Vorbelastung wurde die Probe durch Umkehren der Belastungsrichtung zu einem Punkt innerhalb der Fließfläche teilweise entlastet. Ausgehend von diesem Punkt wurde die Fließfläche durch 16 proportionale Prüfpfade im $\epsilon_z\text{-}\gamma/\sqrt{3}$ -Raum ausgemessen (Abb. 5.47). Die Zahlen in der Abbildung geben die gewählte Reihenfolge der Prüfpfade an wobei A der Ausgangspunkt der Prüfpfade ist. Der erste Prüfpfad wird entgegengesetzt zur Vorlastrichtung gestartet. Jeder weitere Prüfpfad folgt dann um $202,5^\circ$ in mathematisch positiver Drehrichtung versetzt zum vorherigen Prüfpfad (siehe Abbildung). Der Punkt A und die Grenzen für die Regressionsanalyse werden, analog zur Vergleichsspannung σ_R , durch Vorgabe von Abständen im Dehnungsraum bestimmt.

Da am Anfang der Prüfpfade die Probenverformung elastisch und die Dehnung unter Annahme eines linearelastischen Stoffgesetzes proportional zur Spannung ist, besteht kein wesentlicher Unterschied zwischen der Vorgabe der Prüfpfade im Dehnungs- bzw. im Spannungsraum. Die experimentelle Methodik von CHENG UND KREMPEL [14, 15] unterscheidet sich von der in Kap. 4 vorgestellten Vorgehensweise hauptsächlich durch

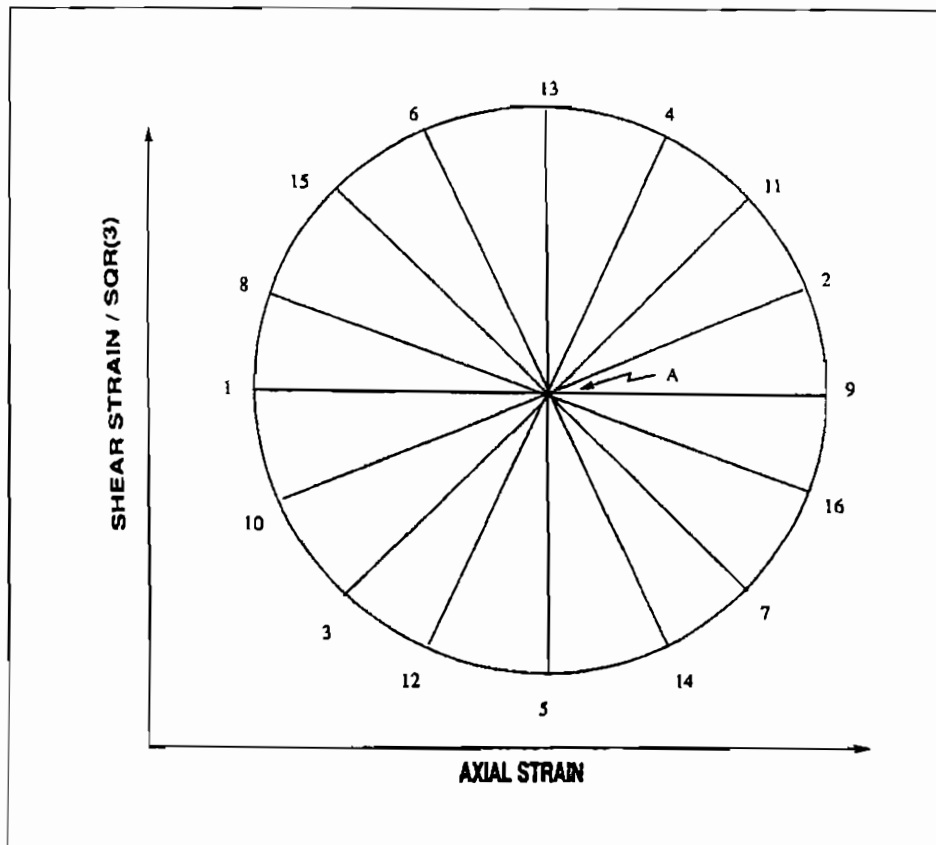


Abb. 5.47: Vorgabe der Prüfpfade im Dehnungsraum (aus CHENG UND KREMPEL [14])

Reihenfolge der Prüfpfade. An dieser Stelle soll geprüft werden, welchen Einfluß die Reihenfolge der Prüfpfade aus Abb. 5.47 auf die Fließflächenform hat.

Die Fließflächen wurden in der Ausgangslage und bei 0,5%, 1,1%, 3,0%, 5,1% und 7,2% Vordehnung an der selben Probe aus Ck15 gemessen. Abweichend von den Versuchen bei CHENG UND KREMPEL [14, 15] wurde hier die Fließgrenze mit einem kleineren Dehnungs-Offset von $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ bestimmt. Ein kleineres Offset wird das Meßergebnis eher verbessern als verschlechtern, da die plastische Verformung der Probe, und somit die Veränderung der Fließfläche beim Prüfen der Fließgrenzen, kleiner ist.

In Abb. 5.48 sind die Fließpunkte, gemessen an der Probe im Ausgangszustand, abgebildet. Zum Vergleich wurde die theoretische von-Mises-Ellipse in das Koordinatensystem gezeichnet. Der erste Meßwert in negativer σ_z -Richtung liegt sehr nahe dem theoretischen Wert. Wie schon in Abs. 5.2 beobachtet, weichen die danach gemessenen Fließpunkte bei einem $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ ganz erheblich von der von-Mises-Ellipse ab.

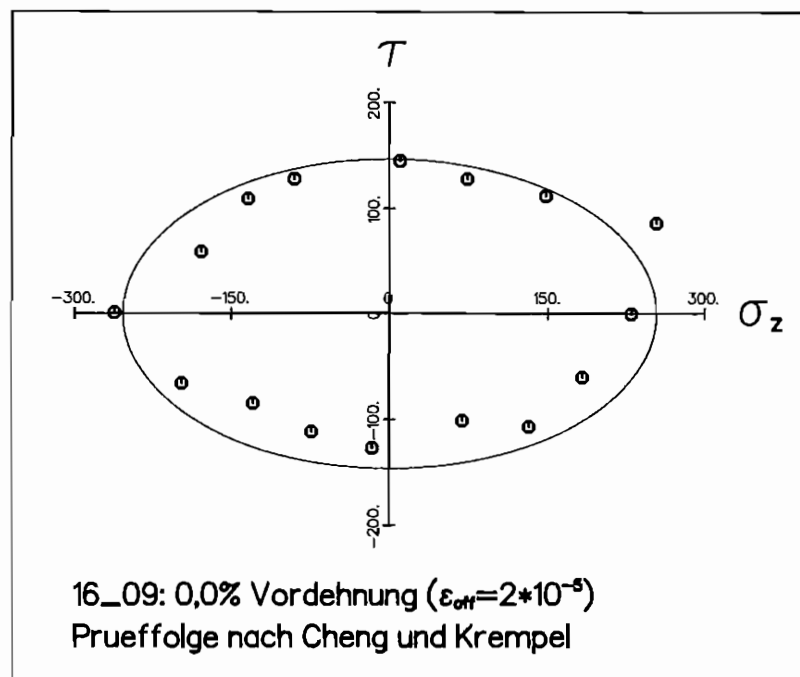


Abb. 5.48:

In Abb. 5.49 bis Abb. 5.53 werden die Fließflächen bei den verschiedenen Vordehnungszuständen gezeigt. Die Fließortkurve zeigt bei allen Versuchen in Richtung der Vorbelastung eine konstant bleibende, gerundete Spitze. Gegenüber der Vorlastrichtung ist die Fließfläche abgeflacht. Die Fließpunkte zeigen für diesen Teil der Fließfläche eine Streuung in Richtung der σ_z -Achse. Nach 1,1% Vordehnung ist eine Konkavität zu erkennen, die aber nach einer Kontrollmessung nicht bestätigt wird.

Vergleicht man die Fließflächen in Abb. 5.49 bis Abb. 5.53 mit den entsprechenden Meßergebnissen in Abb. 5.8 bis Abb. 5.21, so ist kein signifikanter Unterschied zwischen den Versuchsergebnissen aufgrund unterschiedlicher Prüfreihefolgen zu erkennen.

5.7 Einfluß der wiederholten Fließgrenzenmessung auf die Fließflächenform

In den vorherigen Abschnitten, Abs. 5.3 bis Abs. 5.6, sind die Fließflächen an Proben bei variierender Vordehnung präsentiert worden. Die Fließortkurve zeigt eine Spitze in Richtung der Vordehnung und eine Abflachung in entgegengesetzter Richtung. In den

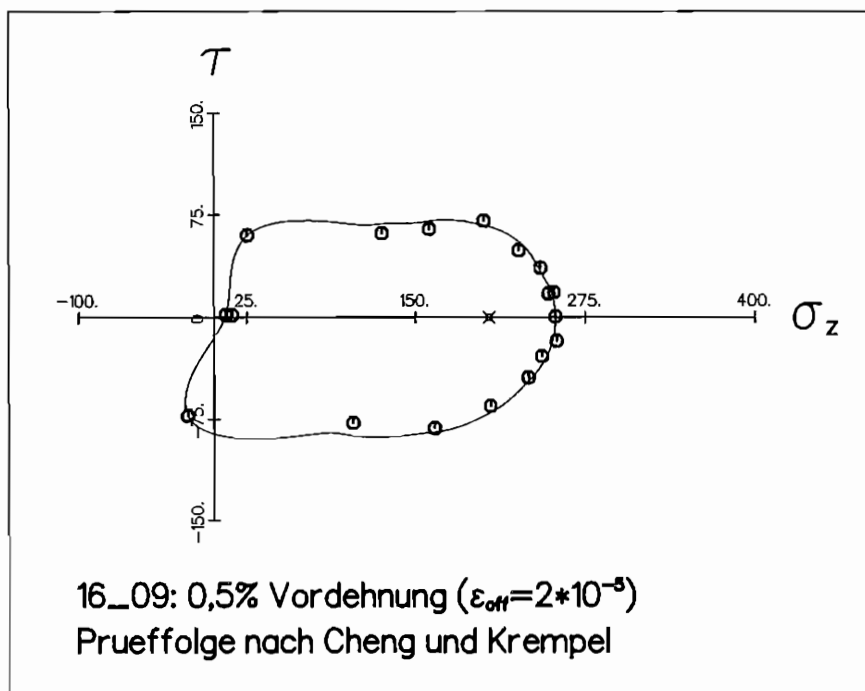


Abb. 5.49:

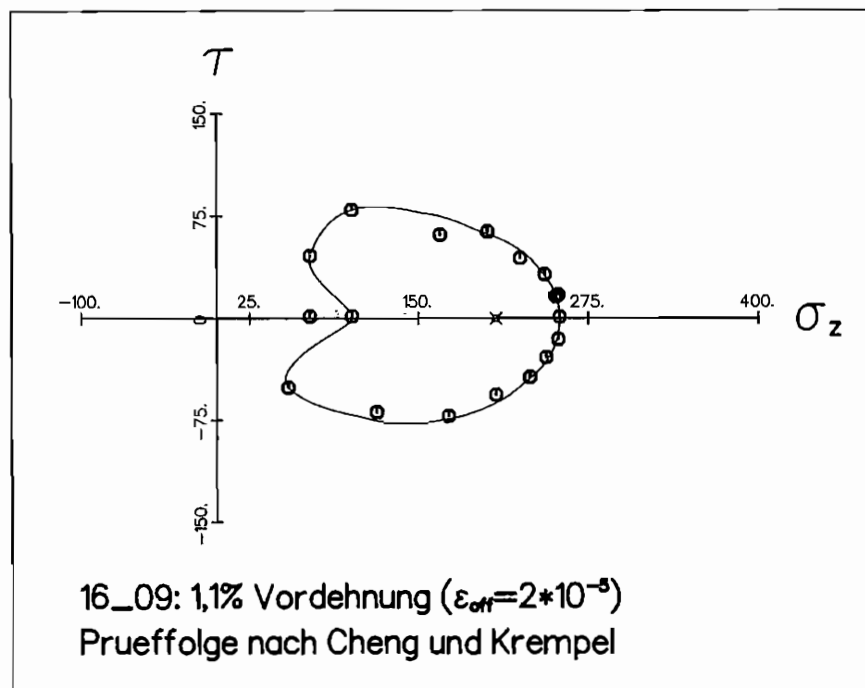


Abb. 5.50:

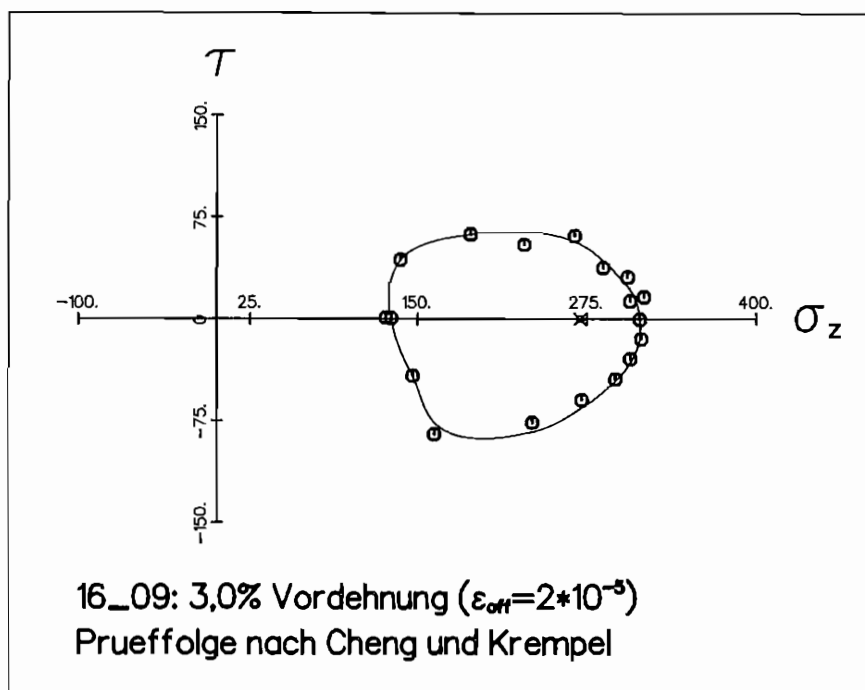


Abb. 5.51:

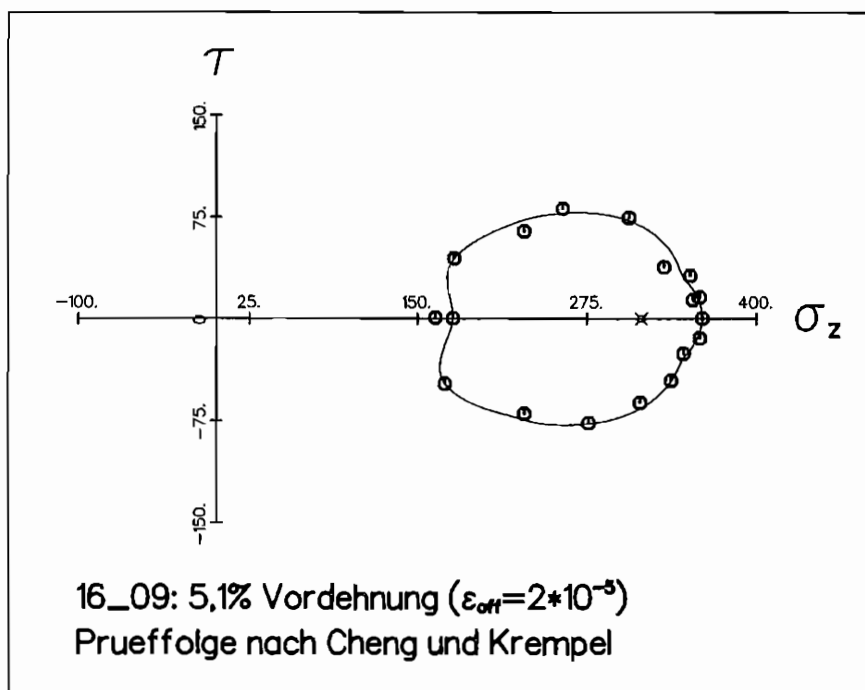


Abb. 5.52:

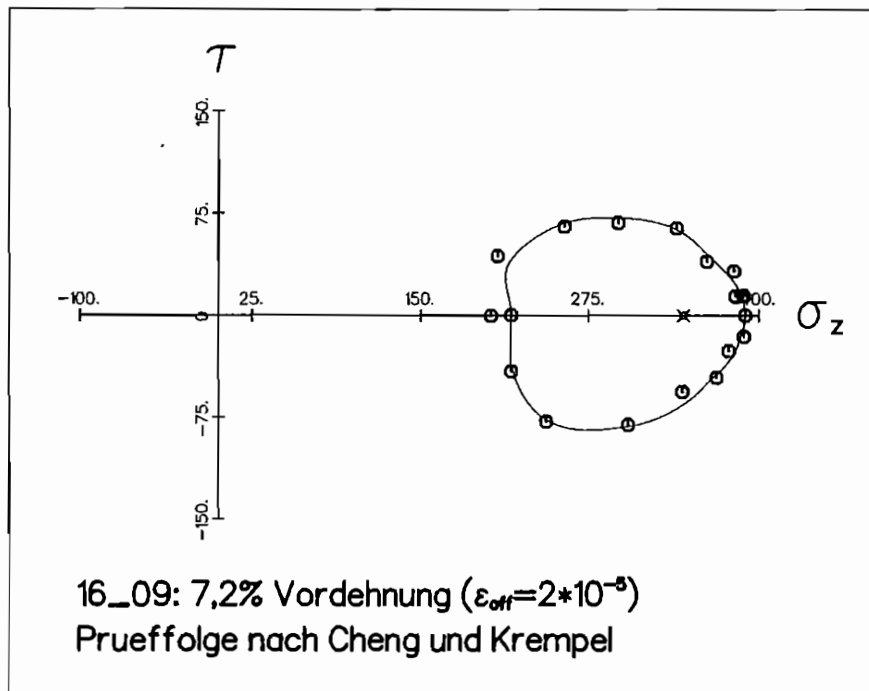


Abb. 5.53:

meisten Fällen waren die Fließflächen konvex. Wenn nach Abschluß der 16 Prüfpfade eine Einbuchtung der Fließortkurve in Gegenlastrichtung zu beobachten war, konnte diese Konkavität durch Wiederholen der Fließgrenzenbestimmung in dieser Richtung nur in zwei Fällen bestätigt werden; Abb. 5.11 und Abb. 5.16. Dieses läßt vermuten, daß die beobachtete Konkavität auf eine Vergrößerung der Fließfläche durch die mehrfache Messung der Fließgrenze an derselben Probe zurückzuführen ist.

In Abs. 5.2 wurde die Fließfläche für eine Probe ohne Vordehnung, deren Form durch mehrfaches Prüfen der Fließgrenze an derselben Probe ermittelt worden war ("single probe"), verglichen mit den Meßergebnissen aus Versuchen, bei denen für jede Prüfrichtung eine andere Probe verwendet wurden ("multi probe"). Die Schlußfolgerung war, daß im Rahmen der zu erwartenden Meßwertstreuung aufgrund von Probenunterschieden keine Unterschiede zwischen den ermittelten Fließflächen bestanden, d.h. es konnte keine Vergrößerung der Fließfläche durch wiederholtes Messen an derselben Probe beobachtet werden. Fließflächenmessungen mit nur einem Prüfpfad pro Probe wurden auch mit Proben, die zuvor um 5,0% gedehnt wurden, durchgeführt.

Abb. 5.54 zeigt 5 Fließpunkte ("multi probe") gemessen an verschiedenen Proben in den Prüfrichtungen $\Phi = 90^\circ$ (1), $112,5^\circ$ (2), 135° (3), $157,5^\circ$ (4), 180° (5) und $202,5^\circ$ (6).

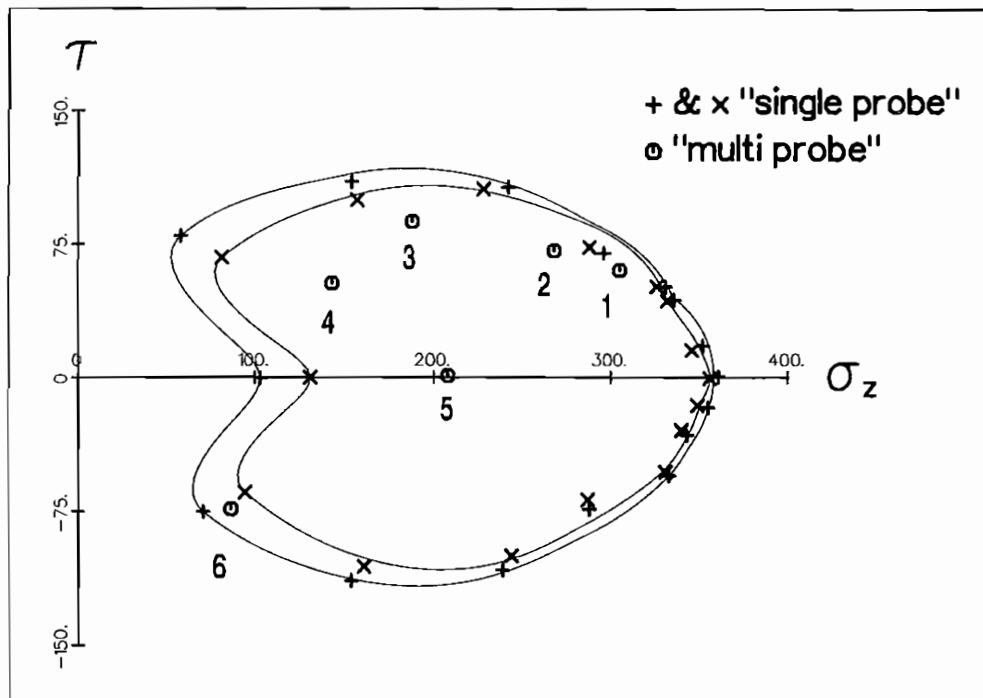


Abb. 5.54: "single probe"- und "multi probe"-Messungen nach 5,0% Vordehnung ($\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$)

Im Vergleich dazu sind zwei Fließflächen, die durch mehrfaches Prüfen der Fließgrenze bestimmt wurden ("single probe"), eingezeichnet. Alle gezeigten Fließpunkte sind mit einem Dehnungs-Offset $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ bestimmt worden. Aus der korrekten Lage der Fließpunkte (1) bis (4) relativ zu den korrespondierenden Punkten auf den beiden anderen Fließflächen, ist eine Verschiebung dieser Punkte in Gegenlastrichtung zu vermuten. Dem widersprechend ist die Lage des Fließpunktes (6), welche keine Verschiebung der Fließflächen aufzeigt. Fließpunkt (5) ist ein Meßfehler, da der Abstand zwischen der Fließgrenze in Vorlastrichtung und diesem Punkt erheblich von dem in Abs. 4.3 bestimmten Wert für die Fließflächenweite $\Delta\sigma_z$ abweicht.

Aufgrund nicht ausreichender Meßdaten und der Unsicherheit beim Bestimmen der Fließgrenze in Gegenlastrichtung, vgl. Abs. 5.3, können durch den Vergleich mit Fließpunkten aus Abb. 5.54 keine abschließenden Folgerungen über den Einfluß der wiederholten Fließgrenzenmessung auf die Fließflächenform getroffen werden. Für genauere Aussagen sind weitere Experimente notwendig, die aber, aufgrund der großen Anzahl von benötigten Proben, sehr kostspielig werden.

Es wurde daher versucht, auf eine andere Art und Weise den Einfluß der wiederholten

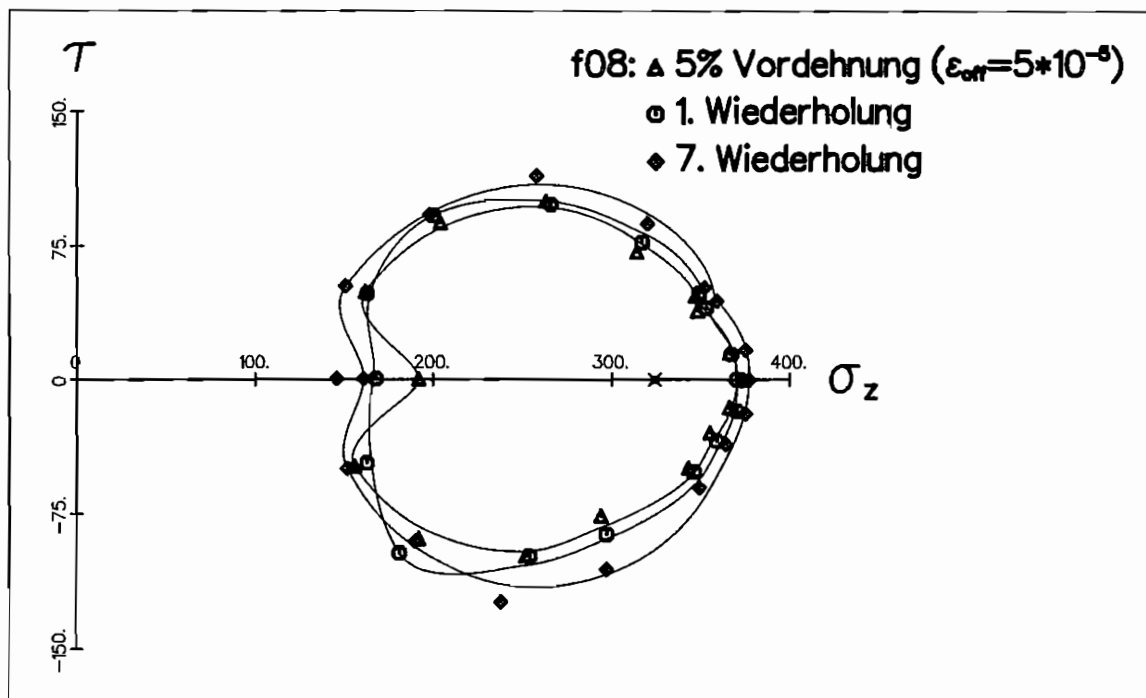


Abb. 5.55: Wiederholung der Fließflächenmessung bei konstanter Vordehnung

Fließgrenzenmessung auf die Fließflächenform zu bestimmen. Geht man von der Annahme aus, daß sich die Fließfläche durch die plastische Verformung beim Prüfen der Fließgrenze vergrößert (isotrope Verfestigung), so muß die Fließfläche durch Wiederholung der 16 Prüfpfade immer größer werden. Um dieses zu überprüfen wird die Fließflächemessung an einer um 5,0% vorgedehnten Probe aus austenitischem Stahl 7 mal wiederholt. Die Fließgrenze wurde bei diesen Messungen durch ein Dehnungs-Offset von $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ bestimmt.

Abb. 5.55 zeigt die Fließfläche aus der ersten Messung und nach der ersten und siebten Wiederholung der 16 Prüfpfade. In Richtung der Vorbelastung ist nur eine kleine Erweiterung der letzten Fließfläche gegenüber der zuerst gemessenen zu erkennen. Quer zur Vorbelastung ist die Erweiterung etwas ausgeprägter. Gegenüber der Vorlastichtung ist dagegen die Streuung der Meßwerte so stark, daß keine eindeutige Aufweitung der Fließfläche zu erkennen ist. Besonders auffällig ist, daß die gemessene Fließfläche zuerst konkav, nach der ersten Wiederholung konvex und zuletzt wieder konkav ist. Die Konkavität der letzten Fließfläche wurde durch eine Kontrollmessung überprüft und konnte auch bei diesem Versuch nicht bestätigt werden.

Ein weiterer Effekt, der bei der wiederholten Messung der Fließgrenze an einer vorgedehn-

ten Probe auftritt, kann im Spannungs-Dehnungsdiagramm beobachtet werden. Abb. 5.56 zeigt den Verlauf von σ_z über ϵ_z beim Ausmessen einer der beiden Fließflächen in Abb. 5.54 (Probe 7_05, vgl. Abb. 5.16). Es ist zu erkennen, daß die plastische Deformation der Probe beim Prüfen der Fließgrenze in Richtung der Vorbelastung in entgegengesetzter Richtung nur zum Teil rückgängig gemacht wird. Nach Messen der 16 Fließpunkte hat sich daher die Probe verlängert. Die Schubverformung der Probe bleibt im Vergleich dazu konstant; Abb. 5.57. Die Verlängerung der Probe in Zugrichtung ist bei der Fließflächenmessung mit einem kleineren Offset geringer; Abb. 5.58.

Das Auftreten von bleibenden Verformungen durch das wiederholte Messen der Fließgrenze ist auch von CHENG UND KREMPEL [14] beobachtet worden. Es wird von diesen Autoren dargelegt, daß die akkumulierte plastische Dehnung keinen Einfluß auf die Fließflächenform hat.

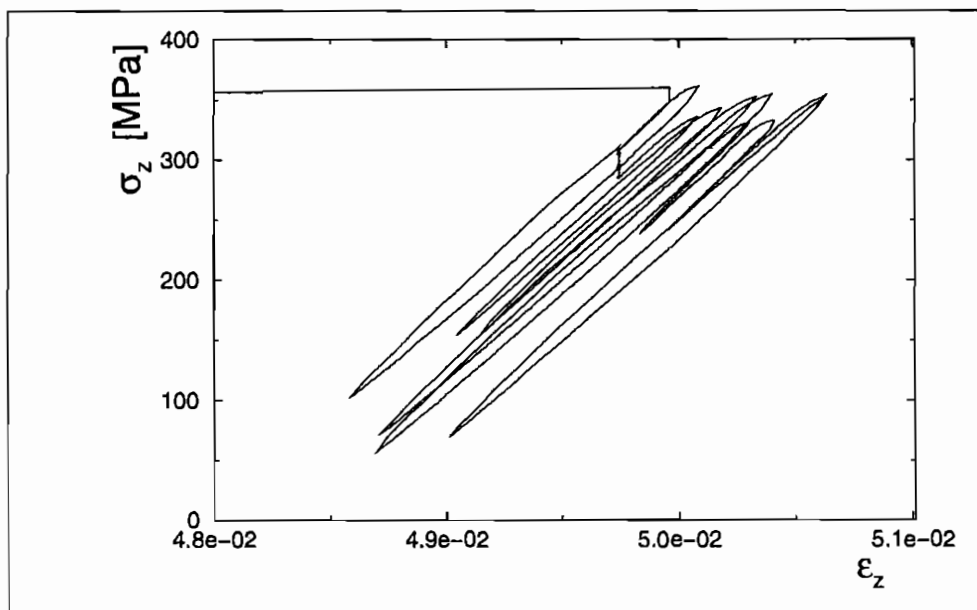


Abb. 5.56: Zugspannung über Zugdehnung beim wiederholten Prüfen der Fließfläche nach 5,0% Vordehnung mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$

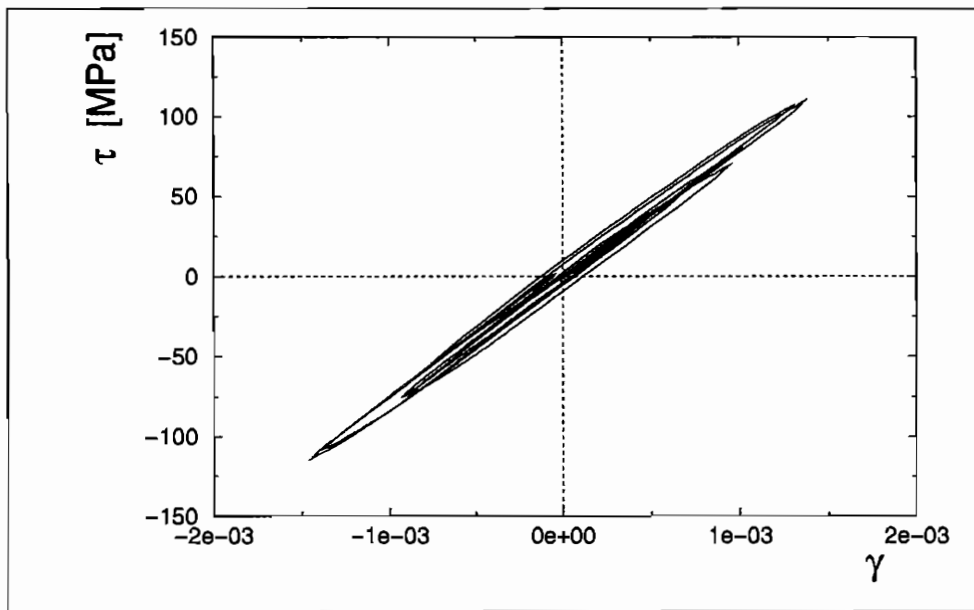


Abb. 5.57: Torsionsspannung über Gleiten beim wiederholten Prüfen der Fließfläche nach 5,0% Vordehnung mit $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$

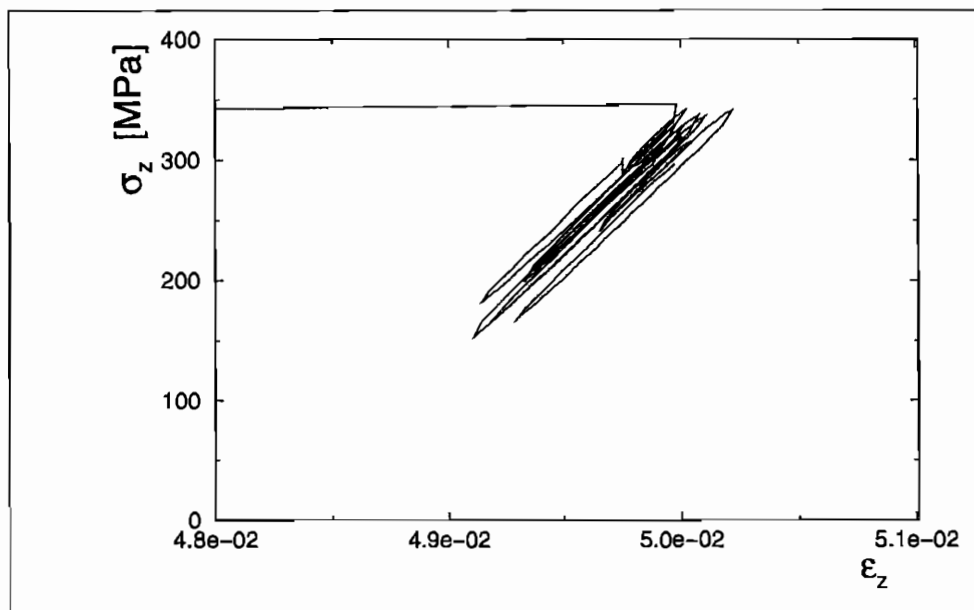


Abb. 5.58: Zugspannung über Zugdehnung beim wiederholten Prüfen der Fließfläche nach 5,0% Vordehnung mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$

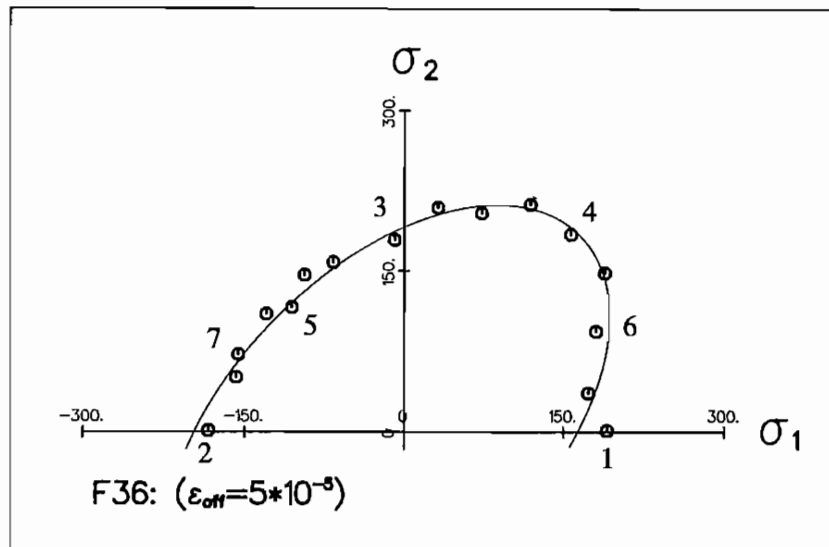


Abb. 5.59:

5.8 Fließflächen in der Hauptspannungsebene

Die Fließfläche in der Hauptspannungsebene soll bei kombinierter Zug- und Innendruckbelastung untersucht werden. Diese Versuche können nur in Lastregelung durchgeführt werden. Da in dieser Regelungsart die plastische Verformung im Lüders-Dehnungsbereich bei jungfräulichen Ck15-Proben nicht kontrolliert werden kann, werden hier zunächst Versuche mit Proben aus austenitischem Stahl X6 CrNi 18.11 vorgestellt.

Abb. 5.59 zeigt die Fließfläche einer Probe ohne Vorbelastung. Die Fließgrenze wurde durch radiale Prüfpfade, ausgehend vom lastlosen Zustand, mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ bestimmt. Mit der Innendruckanlage sind negative Spannungen in Umfangsrichtung der Probe nicht möglich und daher kann die Fließfläche der jungfräulichen Probe nur im ersten und zweiten Quadranten der Spannungsebene gemessen werden. Aus dem gleichen Grund können die, beim Prüfen der Fließgrenze induzierten, kleinen plastischen Verformungen der Probe nicht durch einen Prüfpfad in entgegengesetzter Richtung kompensiert werden (vergl. Abs. 4.3.2). Es ist nur durch wechselnde Zug- und Druckbelastung möglich, die plastische Verformung in Längsrichtung der Probe konstant zu halten. Zur Messung der Fließfläche in Abb. 5.59 wurden daher die Prüfpfade, beginnend mit einer Messung in positiver Zug-Richtung (pos. σ_1 -Richtung), abwechselnd im ersten und zweiten Quadranten der Spannungsebene gestartet. Zur Erläuterung ist in der Abbildung die Reihenfolge der ersten sieben gemessenen Fließpunkte numeriert. Die ersten drei Fließpunkte haben den

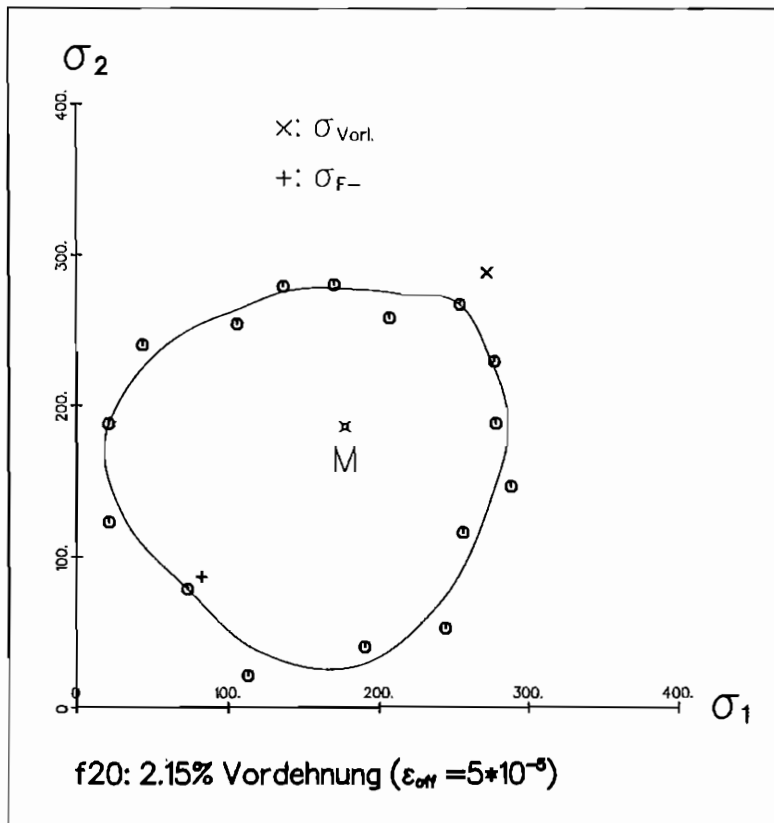


Abb. 5.60:

gleichen Abstand vom Ursprung - eine Bestätigung des in Abs. 4.2.2.2 beobachteten isotropen Materialverhaltens. Insgesamt wurden 16 Fließpunkte gemessen. In Abb. 5.59 ist zum Vergleich eine an die Meßpunkte angepaßte von Mises-Ellipse gezeichnet. Durch die akkumulierte plastische Verformung in Umfangsrichtung der Probe ist die Ellipse leicht in σ_2 -Richtung verschoben, ansonsten aber beschreibt die Ellipse die gemessene Fließfläche sehr gut.

Die Untersuchung der Fließflächen nach einer plastischen Vorverformung wurde an Proben durchgeführt, die unter 45° zur Hauptspannungsrichtung σ_1 bis zu einem vorgegebenen Betrag der Vergleichsdehnung ϵ_V (vergl. Abs. 4.4) belastet wurden. Diese Richtung entspricht der Richtung der großen Achse der elliptischen Fließfläche im unverformten Zustand. Durch Aufbringen der Vorbelastung entlang dieser Achse bleibt die Fließfläche symmetrisch zur Vorlastrichtung und die gemessenen Fließflächen können unmittelbar mit den in der σ_z - τ -Ebene gemessenen Fließflächen verglichen werden.

Abb. 5.60 und Abb. 5.61 zeigen die Fließflächen nach einer Vordehnung von $\epsilon_V = 2,15\%$

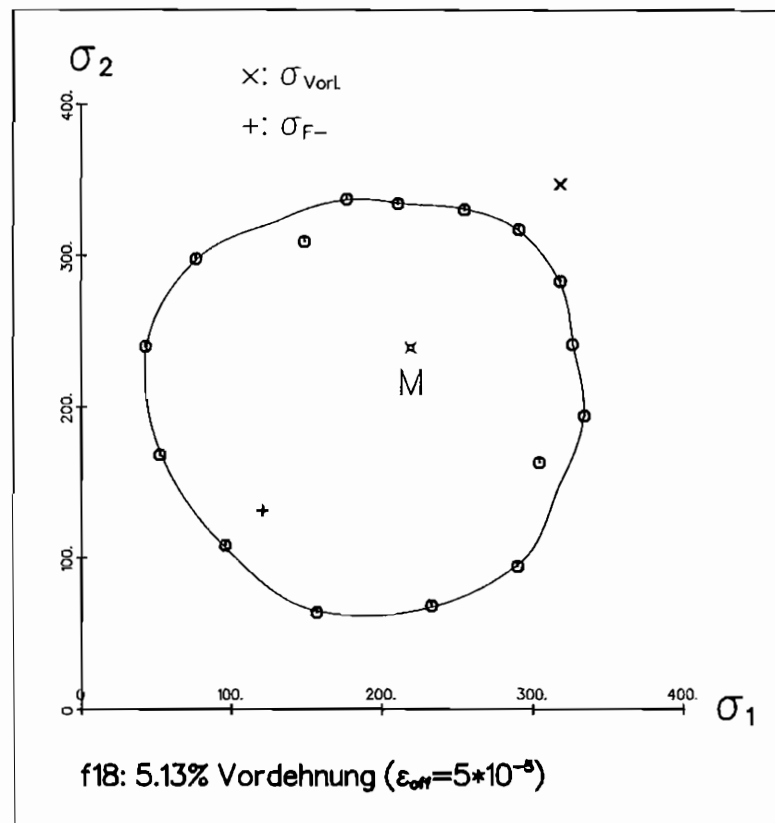


Abb. 5.61:

und $\epsilon_V = 5,13\%$. Ausgehend vom Punkt M (siehe Abbildung) wurden, wie in Abs.4.3.2 beschrieben, 16 Punkte der Fließortkurve durch radiale Prüfpfade bestimmt. Der erste Prüfpfad wurde in Richtung der Vorbelastung gestartet. Bei beiden Vordehnungszuständen liegt der Vorlastpunkt σ_{Vorl} außerhalb und der Fließpunkt σ_{F-} bei der ersten Entlastung innerhalb der Fließfläche. Beide Fließflächen sind gegenüber der Vorlastrichtung abgeflacht und bleiben im Rahmen der Meßwertstreuung konvex. In Abb. 5.62 kann durch Vergleichen der Fließfläche in der Ausgangslage mit den gemessenen Fließflächen nach einer Vordehnung, eine Zuspitzung der Fließflächen in Richtung der Vorbelastung beobachtet werden. Die Fließfläche verschiebt sich mit zunehmender Vordehnung in Richtung der Vorbelastung und es kann kein signifikanter "cross-effect" beobachtet werden.

Die Untersuchung in der Hauptspannungsebene soll mit Versuchen an Ck15-Proben, bei denen die Lüdersdehnung durch Weg-geregelte zyklische Vorbelastung in Zugrichtung abgebaut wurde (siehe Abs. 5.5), ergänzt werden. Aus den Untersuchungen in der σ_z - τ -Ebene geht hervor, daß kein wesentlicher Unterschied hinsichtlich der Konkavität bzw.

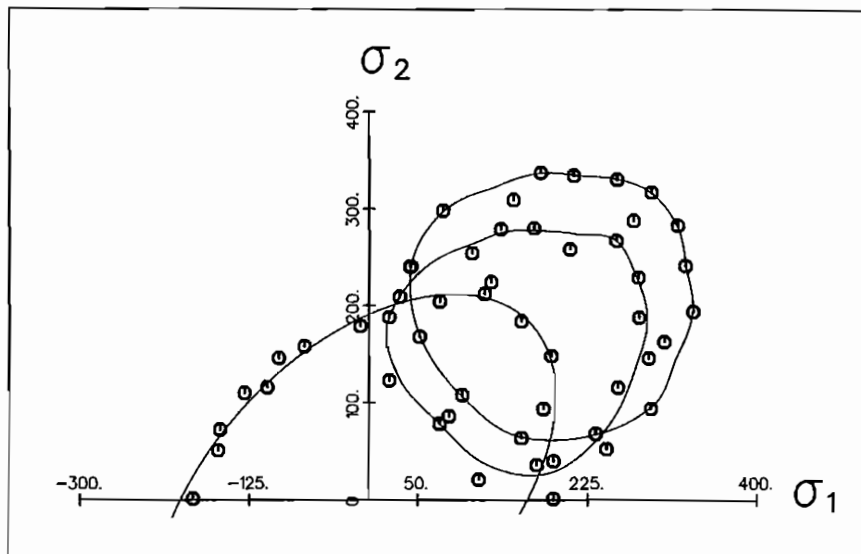


Abb. 5.62:

Konvexität der Fließfläche zwischen den beiden untersuchten Werkstoffen besteht. Die Untersuchungen werden daher mit diesen Proben auf die Fließflächenform im Ausgangszustand und bei einer Vordehnung $\varepsilon_V = 5.16\%$ begrenzt.

Abb. 5.63 zeigt die gemessenen Fließpunkte an der Probe 0.08 nach einer zyklischen Vorbelastung. Die Meßwerte wurden wieder durch abwechselndes Prüfen der Fließgrenze im ersten und zweiten Quadranten bestimmt. Wie schon in Abs.5.5 beobachtet, ist die Fließgrenze in Zugrichtung nach der zyklischen Vorbelastung kleiner als bei einer jungfräulichen Ck15-Probe. Aus der Lage des ersten Meßwertes in σ_2 -Richtung ist zu erkennen, daß der Einfluß der zyklischen Vordehnung auf die Fließspannung senkrecht zur Vorlastrichtung geringer ist. Bei diesem Versuch wurden 11 Punkte der Fließortkurve bestimmt. Eine Aussage, inwieweit die Fließfläche durch das mehrfache Prüfen der Fließgrenze in σ_2 -Richtung verschoben wird, kann wegen der fehlenden Vergleichsbasis nicht getroffen werden.

Nach der Fließflächenmessung im Ausgangszustand wurde die Probe um $\varepsilon_V = 5.16\%$ unter 45° zur σ_1 -Achse gedehnt. Abb. 5.64 zeigt die nach der Vorbelastung gemessene Fließfläche. Bei diesem Versuch liegt der Vorlastpunkt $\sigma_{V,ori.}$ und die Fließgrenze bei der ersten Entlastung σ_{F-} sehr nahe der Fließfläche. Da aus technischen Gründen nicht ausreichend viele Punkte der Fließortkurve gemessen werden konnten, kann bei diesem Versuch nicht gesichert festgestellt werden, ob die Fließortkurve in Gegenlastrichtung konvex oder konkav ist. Es kann nur gefolgert werden, daß die Fließfläche sich in Richtung

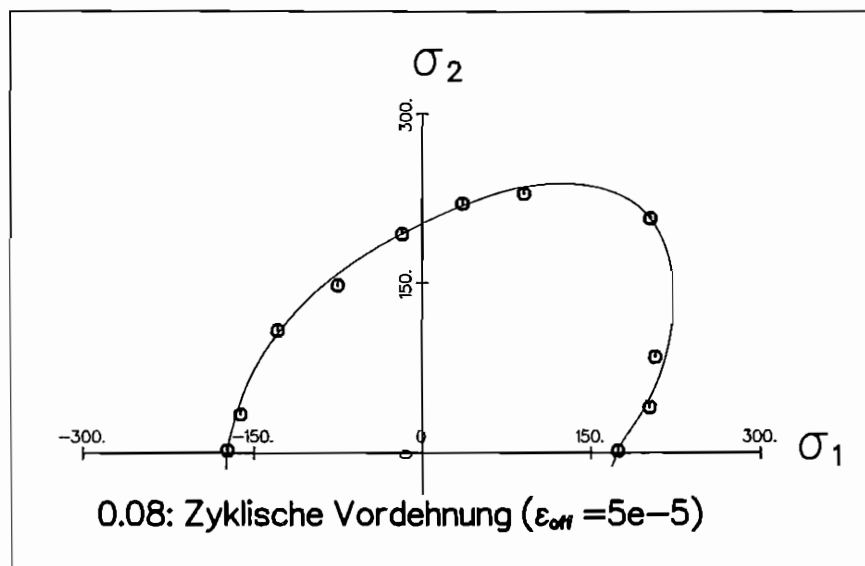


Abb. 5.63:

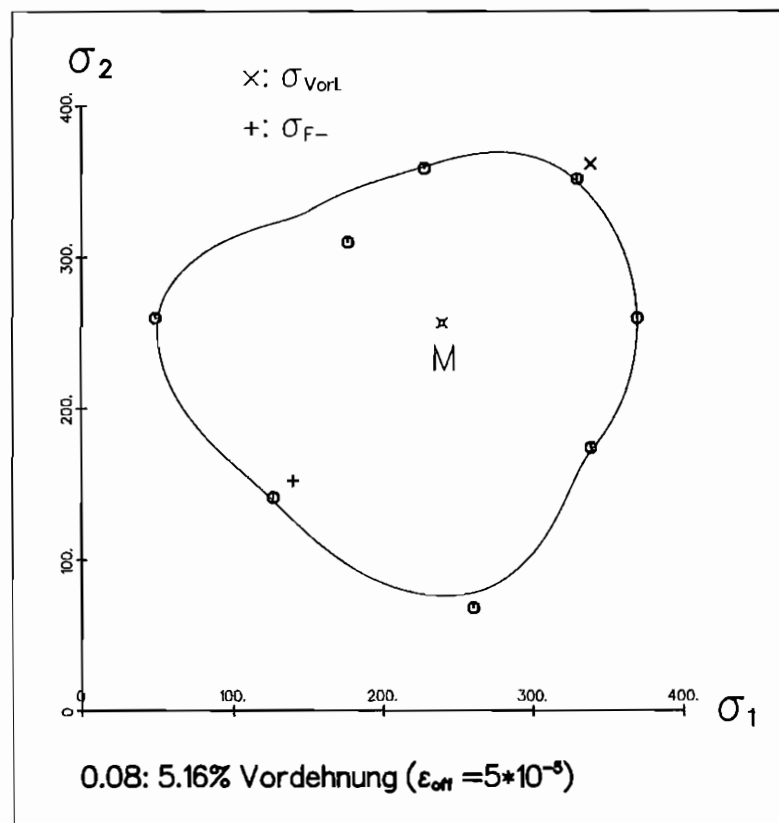


Abb. 5.64:

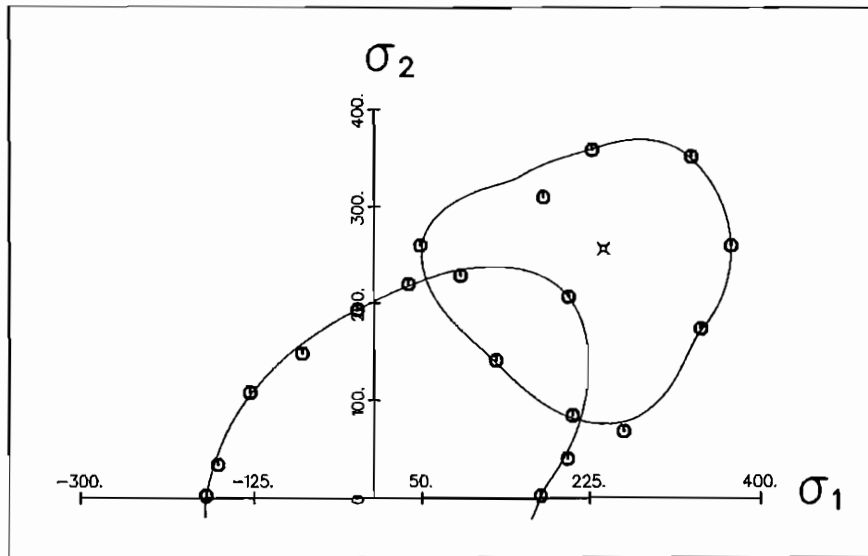


Abb. 5.65:

der Vorbelastung verschoben hat, daß sie symmetrisch zur Vorlastrichtung ist und daß sie in Vorlastrichtung spitzer ist als in der gegengesetzter Richtung. Wie bei den Versuchen mit Proben aus X6 CrNi 18.11, kann hier ebenfalls kein "cross-effekt" festgestellt werden (Abb. 5.65).

5.9 Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse

Anhand von Fließflächenmessungen an Proben ohne Vorbelastung wurden Grenzen der angewandten Methoden und der Meßtechnik aufgezeigt. Der Vergleich von "multi probe" und "single-probe" Experimenten zeigt, daß die Fließfläche an jungfräulichen Proben aus Ck15 mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ durch mehrere Fließgrenzenmessungen an derselben Probe bestimmt werden kann. Mit einem Dehnungs-Offset $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ macht sich der Bauschingereffekt nach der plastischen Deformation der Probe im ersten Prüfpfad stark bemerkbar, und die gemessene Fließfläche ist nicht symmetrisch zum Spannungsurprung. Versuchsergebnisse mit Proben aus austenitischem Stahl X6 CrNi 18.11 zeigen, daß mit diesem Probenwerkstoff die Fließfläche sowohl mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ als auch mit $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ bestimmt werden kann. Beim Offset-Maß $\epsilon_{off} = 1 \cdot 10^{-5}$ machen sich Störeinflüsse bemerkbar.

Der Schwerpunkt der Untersuchungen lag auf der experimentellen Bestimmung der Fließflächenform in der σ_z - τ -Ebene nach einer Vorbelastung in Zug-Richtung. Es wurden die Fließflächen an vorgedehnten Proben aus Ck15 mit und ohne zyklische Vorbelastung, sowie an Proben aus X6 CrNi 18.11 bis 7,2% Vordehnung, bestimmt. Die Punkte der Fließortkurve wurden mit einem Dehnungs-Offset $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$, in einigen Fällen mit $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$, ermittelt.

Bei der überwiegenden Zahl der Fließflächenmessungen wurden in verschiedenen Richtungen 16 Punkte der Fließortkurve bestimmt. Die gemessenen Fließpunkte zeigen eine Verschiebung der Fließfläche in Richtung der Vorbelastung. Dabei kann eine reproduzierbare Spitzenbildung in Vorlastrichtung beobachtet werden. In Gegenlastrichtung ist die Fließortkurve abgeflacht, aber ihre genaue Form ist bei Fließflächenmessungen an Proben mit der gleichen Vorbelastung sehr unterschiedlich. Die zum Teil großen Schwankungen der Meßergebnisse können mit der großen Steigung der Vergleichskurven in dieser Prüfrichtung erklärt werden. In einigen Fällen wurde sogar eine Konkavität der Fließortkurve beobachtet, die sich aber nach Kontrollmessungen in den meisten Fällen nicht bestätigte. Eine eindeutige Aussage über die Konvexität bzw. Konkavität der Fließflächen nach einer plastischen Vordehnung konnte nicht gemacht werden.

Durch Vergleichen der gemessenen Fließflächen an vorgedehnten Proben mit der Fließfläche des Ausgangszustands konnte mit $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ bei keinem Probenwerkstoff ein "cross effect" beobachtet werden. Bei Fließflächenmessungen an Ck15-Proben mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ war eine deutliche Verkleinerung der Fließflächenweite quer zur Vorlastrichtung zu sehen. Für entsprechende Fließflächen an Proben aus X6 CrNi 18.11 war der "cross effect" nur sehr gering. Mehrfache Untersuchungen der Fließfläche bei verschiedenen Vordehnungszuständen an der selben Probe zeigten ebenfalls keinen "cross effect".

Zum Vergleich mit der in dieser Arbeit verwendeten Prüfmethode wurden einige Fließflächenmessungen mit der Prüffolge nach CHENG UND KREMPEL [14] bei verschiedenen Vordehnungen durchgeführt. Die so gemessenen Fließflächen zeigen keinen signifikanten Unterschied mit anderen zum Vergleich herangezogenen Meßergebnissen. Besonders hinsichtlich einer Konkavität bzw. Konvexität der Fließortkurve in Gegenlastrichtung kann kein Unterschied festgestellt werden.

Durch genauere Untersuchungen des Einflusses der Prüfpfade auf die Fließflächenform konnte beobachtet werden, daß die Fließfläche nur geringfügig durch das mehrfache Messen der Fließgrenze vergrößert wird. Die beobachtete Vergrößerung ist nach mehrmaliger Wiederholung der 16 Prüfpfade geringer als die beobachtete Konkavität in Gegenlastrich-

tung.

Ergänzend zur Fließflächenmessung in der σ_2 - τ -Ebene wurden einige Fließflächen in der Hauptspannungsebene σ_1 - σ_2 untersucht. Dabei wurde zunächst die Fließfläche an Proben aus X6 CrNi 18.11 in der Ausgangslage und nach einer Vordehnung bis $\epsilon_V = 5,12\%$ in Richtung von 45° zur σ_1 -Achse ermittelt. Bei jedem Versuch wurde die Fließgrenze mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ bestimmt. Die Fließfläche der jungfräulichen Probe wurde durch 16 Messungen nur im ersten und zweiten Quadranten der Spannungsebene bestimmt. Der Vergleich mit der von-Mises-Ellipse zeigt, daß die Fließfläche hiermit gut beschrieben werden kann. Es kann auch beobachtet werden, wie sich die Fließfläche durch die wiederholten Messungen in σ_2 -Richtung verschiebt.

Bei den Fließflächenmessungen in der Hauptspannungsebene an vorgedehnten Proben wurde die gesamte Fläche durch 16 Prüfpfade bestimmt. Die Meßwerte zeigen eine Translation der Fließfläche, und es ist eine Spitzenbildung in Richtung der Vordehnung und ein Abflachen der Fließortkurve in Gegenrichtung zu erkennen. Alle gemessenen Fließflächen sind konvex. Es konnte auch kein "cross effect" beobachtet werden.

Zusätzlich zu den Versuchen mit Proben aus X6 CrNi 18.11 wurden Fließflächenmessungen in der Hauptspannungsebene an zyklisch vorgedehnten Proben aus Ck15 in der Ausgangslage und nach 5,15% Vordehnung untersucht. Aus den hier gemessenen Fließspannungen in der Ausgangslage geht hervor, daß der Einfluß der Vorbehandlung auf die Fließgrenze in σ_1 -Richtung stärker ist als in σ_2 -Richtung. Diese ermittelte Fließfläche kann nicht durch die von-Mises-Ellipse beschrieben werden. Aus den gemessenen Fließpunkten nach Vordehnung kann auf eine Translation und eine Zuspitzung der Fließfläche geschlossen werden. Bei diesen Versuchen konnte ebenfalls kein "cross effect" festgestellt werden.

6. Zusammenfassung und Ausblick

Nach einer Erläuterung des Fließflächenkonzepts und der Bedeutung der Fließfläche bei der analytischen Beschreibung plastischer Deformationen wurde im ersten Teil dieser Arbeit die verwendete Prüfeinrichtung vorgestellt. Aufbauend auf der Arbeit von KIKILUS [48] wurden an einer hydraulischen Materialprüfmaschine zahlreiche Verbesserungen vorgenommen und die Anlage um eine Innendruckvorrichtung erweitert. Nach einer Beschreibung des Prüfmaschinenrahmens und der digitalen Regelelektronik für die Zug- und Torsionsbelastung wurden die Komponenten und die Wirkungsweise der Innendruckvorrichtung erläutert. Im Gegensatz zur Regelelektronik für Zug und Torsion, besitzt die analoge Regelelektronik der Innendruckvorrichtung keine komplette Schnittstelle für die Anbindung an einen Steuerrechner. Durch die Verbindung der analogen Ein- und Ausgänge der Innendruckvorrichtung mit einer Multifunktionskarte in einem PC konnte dennoch eine automatische Überwachung der Innendruckversuche realisiert werden.

Die für kombinierte Zug-, Torsions- und Innendruckversuche speziell anzufertigende Probeneinspannung wurde, ebenso wie die gewählte Probengeometrie und das Probenmaterial, vorgestellt.

Besonderer Wert wurde auf die genaue Messung der mechanischen Größen gelegt. Auf diesem Gebiet konnten wesentliche Verbesserungen und Ergänzungen erzielt werden. Speziell Messung und Regelung der Probenverformung aus Zug- und Torsionsbelastung konnten durch neuartige Wegtaster verbessert werden. Die Entwicklung eines Diametral-extensimeters ermöglicht nunmehr auch die präzise Erfassung der Probenverformung aus Innendruck. Die Kalibrierung der Anlage erfolgt mit hochgenauen Referenzgebern.

Um die Probendeformation möglichst genau kontrollieren zu können, mußte die optimale Reglereinstellung gefunden werden. In diesem Zusammenhang wurden einige Grenzen der Anlage ermittelt. Für die Regleroptimierung im Bildbereich wurde eine Einstellhilfe nach dem *Betragsoptimumverfahren* gegeben.

Die Abweichung vom linear-elastischen Materialverhalten, bestimmt durch ein Offset-Maß, bildet in dieser Arbeit die Grundlage für die Messung der Fließgrenze. Nach der Herleitung der Grundgleichungen für einachsige Belastung wurde ein geeignetes Vergleichsmaß für die Offset-Dehnung bei kombinierten Belastungen hergeleitet. Gefügeuntersuchungen ergaben bei dem Probenmaterial Ck15 eine herstellungsbedingte Anisotropie.

Für Proben aus diesem Werkstoff war daher für die Offset-Dehnung ein Vergleichsmaß auf der Basis der Fließbedingung für orthotrope Bleche nach HILL [36] sinnvoll. Obwohl das Material X6 CrNi 18.11 keine gefügeanisotropie zeigte, ergaben die Auswertungen von Zug- und Torsionsversuchen, daß auch für diesen Probenwerkstoff das Vergleichsmaß mit diesem Ansatz bestimmt werden sollte. Durch Gegenüberstellung von monotonen Zugversuchen mit Durchmesser-geregelten Innendruckversuchen wurde ein Vergleichsmaß für die Offset-Dehnung bei Fließflächenmessungen in der Hauptspannungsebene hergeleitet. Mit dem Vergleichsmaß für die Offset-Dehnung und einer neu eingeführten Vergleichspannung konnte das Problem der Fließgrenzenbestimmung auf den einachsigen Fall zurückgeführt werden.

Die gesamte Fließfläche wurde, ausgehend von ihrem Mittelpunkt, durch radiale Spannungspfade bestimmt. Der Ausgangspunkt der Prüfpfade ist bei Proben ohne Vorbelastung durch den lastlosen Zustand gegeben. Die Bestimmung des Fließflächenmittelpunkts bei vorbelasteten Proben hat sich als sehr problematisch erwiesen; es wurde erstmals auf die steile Form der Spannungs-Dehnungs-Kurven während der plastischen Rückverformung bei Entlastung der Probe nach einer Vordehnung hingewiesen. Jedoch konnte der Mittelpunkt der Fließfläche in Vorversuchen durch Rückwärtsinterpolation sehr genau bestimmt werden.

Die vorgestellten Versuche wurden an Proben aus dem unlegierten Stahl Ck15 mit und ohne zyklische Vorbelastung und an Proben aus austenitischem Stahl X6 CrNi 18.11 durchgeführt. Durch Fließflächenmessungen an ungedehnten Proben erfolgte die Überprüfung der experimentelle Methodik und die Meßtechnik. Dabei zeigte sich, daß an Proben aus Ck15 das mehrfache Prüfen der Fließgrenze mit einem Offset $\varepsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ das Meßergebnis nicht wesentlich beeinflusst. Mit $\varepsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ war eine Verschiebung der Fließfläche in Richtung des ersten Prüfpfads zu beobachten, wogegen mit Proben aus X6 CrNi 18.11 eine Fließflächenmessungen mit diesem Offset möglich war.

Ein Schwerpunkt lag auf der Fließflächenmessung in der σ_x - τ -Ebene mit Vordehnungen in Zugrichtung bis zu 7,2%. Die gemessenen Fließflächen zeigen eine Translation und eine reproduzierbare Spitzenbildung in Richtung der Vorbelastung. In Gegenlastrichtung zeigen sie ein Abflachen der Fließortkurve, aber ihre genaue Form ist nicht reproduzierbar. Bei einigen Versuchen konnte eine Konkavität der Fließortkurve in Gegenlastrichtung beobachtet werden, die aber nur in den seltensten Fällen durch eine Kontrollmessung bestätigt werden konnte.

Eine Versuchsreihe mit einer Prüffolge nach CHENG UND KREMPEL [14] bestätigt die

zuvor gemachten Beobachtungen.

Die starken Schwankungen der Meßwerte in Gegenlastrichtung sind auf die steil ansteigende Vergleichskurve beim Prüfen der Fließgrenze in dieser Richtung zurückzuführen. Eine eindeutige Aussage über Konkavität bzw. Konvexität der Fließflächen ist daher mit einer Offset-Definition für den Fließpunkt nicht möglich. Genauere Ergebnisse können erzielt werden, wenn die Fließgrenze durch ein robusteres Kriterium bestimmt wird. Als ein neues Maß für das Fließkriterium könnte z.B. die akkumulierte plastische Formänderungsarbeit

$$w^p = \frac{1}{\rho} \int_{\epsilon_V^p} \sigma_V d\epsilon_V^p \quad (6.1)$$

eingeführt werden.

Messungen an Ck15 Proben mit $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-5}$ zeigten einen stark ausgeprägten "cross effect" mit starker Verkleinerung der Fließfläche gegenüber der Fließfläche in der Ausgangslage. Bei vergleichbaren Versuchen mit Proben aus X6 CrNi 18.11 war die Verkleinerung der Fließfläche quer zur Vorlastrichtung nicht so stark ausgeprägt. Mit $\epsilon_{off} = 5 \cdot 10^{-5}$ war bei beiden Probenwerkstoffen kein oder nur ein sehr geringer "cross effect" zu beobachten.

Die Fließflächenmessung in der Hauptspannungsebene zeigte eine Verschiebung der Fließfläche und eine Spitzenbildung in Richtung der Vorbelastung. In Gegenlastrichtung waren die Fließortkurven abgeflacht und immer konvex. Bei diesen Versuchen konnte kein "cross effect" beobachtet werden.

Die insgesamt positiven Ergebnisse dieser Arbeit haben gezeigt, daß die Fließflächenmessung an Metallen nur dann sinnvoll durchführbar ist, wenn sie, wie zuvor dargestellt, sorgfältig vorgenommen wird, wobei insbesondere darauf geachtet werden muß, daß nach einer plastischen Deformation einige Bereiche der Fließkurve besonders empfindlich auf eine Offset-Definition der Fließgrenze reagieren.

Durch die Erweiterung der Prüfanlage um eine Außendruckvorrichtung sollte es zukünftig auch möglich sein, die Fließfläche in der gesamten Hauptspannungsebene zu ermitteln. Eine solche Vorrichtung wurde parallel zu dieser Arbeit entwickelt und gebaut (HOLSTEIN [39]). Bevor sie in Betrieb genommen werden kann, müssen bei dieser Belastungsart die Stabilitätsgrenzen für die dünnwandigen Rohrproben ausgelotet werden.

A. Vergleichskurven

Aus der großen Menge von Meßdaten wird auf den folgenden Seiten ein Auszug aufgelistet und dargestellt. Repräsentativ für Versuche in der σ_z - γ -Ebene werden in Abb. 1.2 bis Abb. 1.9 Vergleichskurven für Prüfpfade aus der Fließflächenmessung nach 5,0% Vordehnung an der Probe 7.05 gezeigt. Aufgetragen sind die Vergleichsspannungen (Gl. 4.4) über die plastische Vergleichsdehnung (Gl. 4.11). Numerische Werte aus der Regressionsanalyse der einzelnen Prüfpfade sind in Abb. 1.1 zusammengetragen, wobei die Spalte "korr." den Korrelationskoeffizienten enthält. Die gemessene Fließfläche ist in Abb. 5.16 auf Seite 92 dargestellt. Die entsprechenden Daten und Vergleichskurven für eine Fließflächenmessung in der Hauptspannungsebene an der Probe f18 aus Abb. 5.61 Seite 123 zeigen Abb. 1.10 bis Abb. 1.19.

Φ	σ_{RA}	σ_{RE}	E	ε_z^R	korr.	G	γ^R	korr.
0	5	35	184836	+4.8075D-02	0.9995	-	-	-
180	5	100	171860	+4.8038D-02	0.9999	-	-	-
90	5	40	-	-	-	81290	+4.0586D-06	0.9999
270	5	40	-	-	-	79809	+1.1696D-04	0.9999
45	5	50	179581	+4.8156D-02	0.9994	82575	-4.7812D-06	0.9999
225	40	140	172306	+4.8165D-02	0.9999	79896	+5.6538D-05	1.0000
315	5	40	153494	+4.7899D-02	0.9997	83946	-4.9911D-05	0.9998
135	5	100	181779	+4.8326D-02	0.9999	78744	-9.4961D-05	1.0000
22.5	5	40	154842	+4.8002D-02	0.9988	86673	+1.6999D-05	0.9996
202.5	50	150	171526	+4.8336D-02	0.9999	80504	+3.9890D-05	0.9998
337.5	5	40	156389	+4.8078D-02	0.9996	78216	+9.9111D-07	0.9995
157.5	40	150	173093	+4.8416D-02	0.9999	77012	-4.3343D-05	0.9998
67.5	5	35	166284	+4.8267D-02	0.9976	84906	+7.6891D-06	0.9999
247.5	5	40	178953	+4.8472D-02	0.9961	79477	+6.8360D-05	1.0000
292.5	5	50	170835	+4.8413D-02	0.9983	84201	-7.7592D-05	0.9999
112.5	5	60	192997	+4.8706D-02	0.9983	79175	-1.2550D-04	1.0000

Abb. 1.1: Werte aus der Regressionsanalyse für Probe 7.05 nach 5% Vordehnung

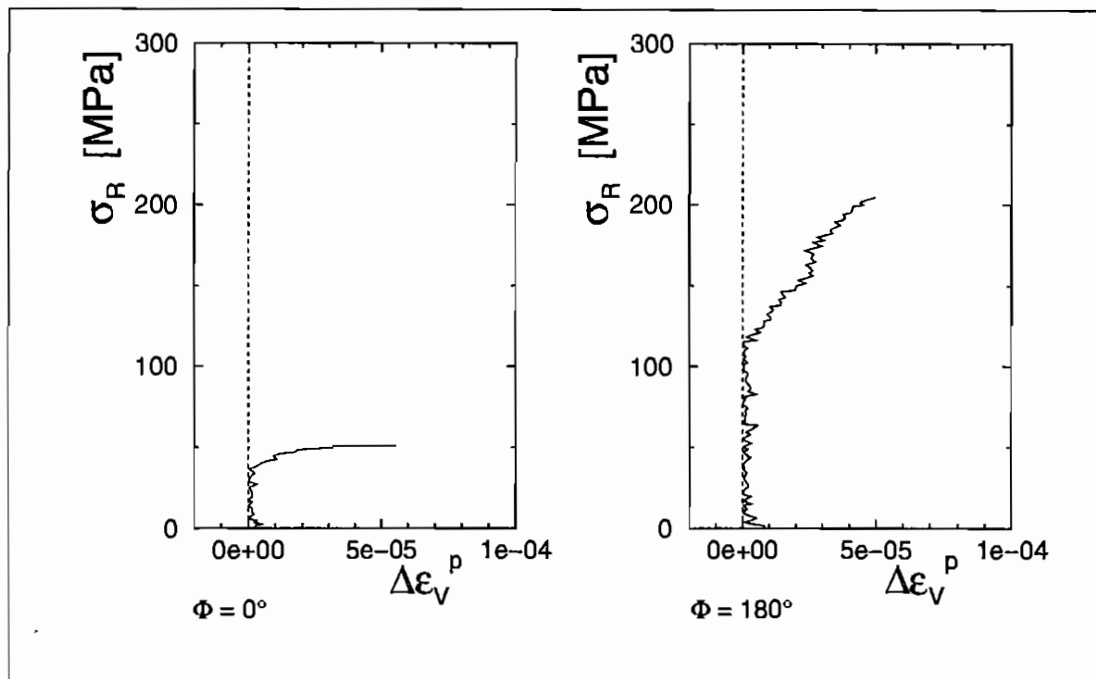


Abb. 1.2: Probe 7.05

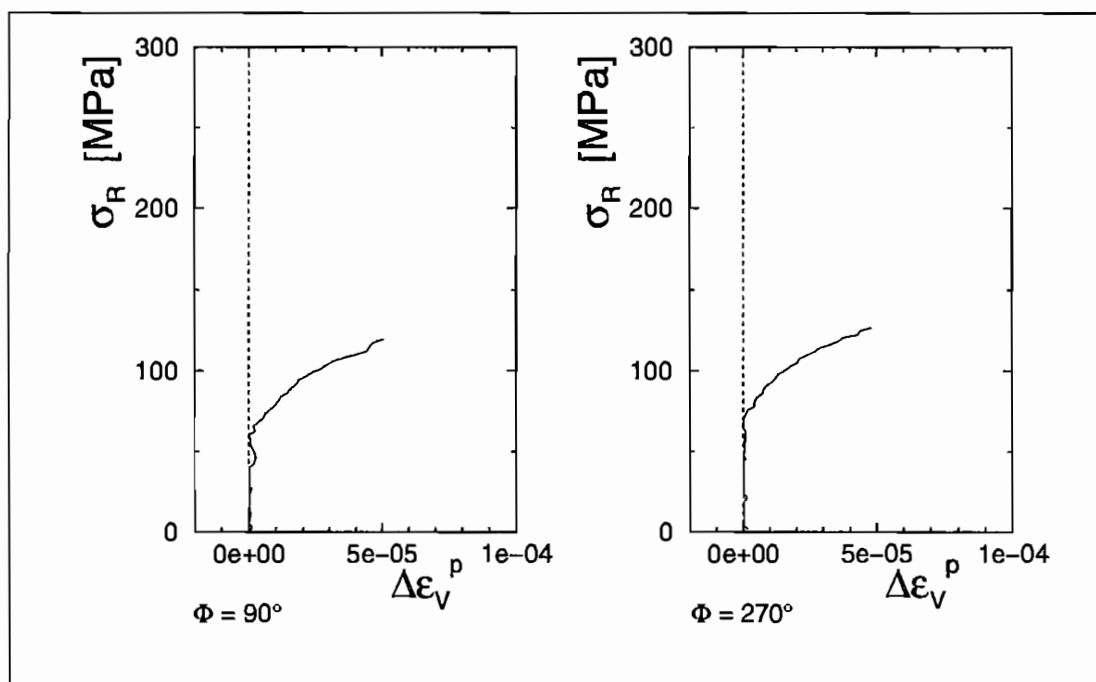


Abb. 1.3: Probe 7.05

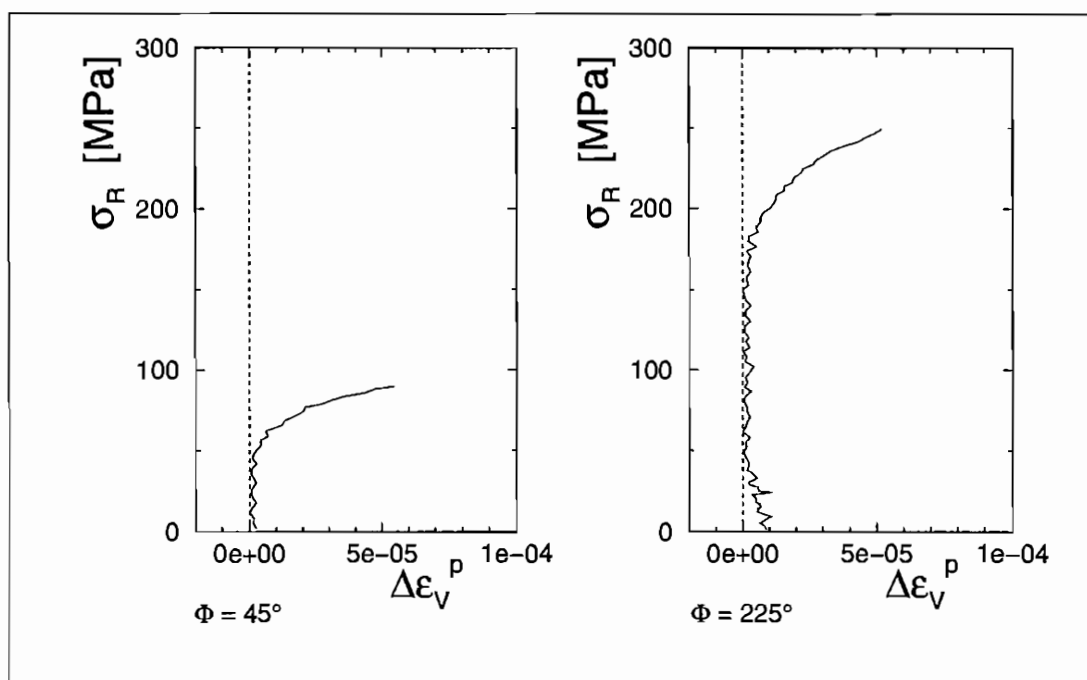


Abb. 1.4: Probe 7.05

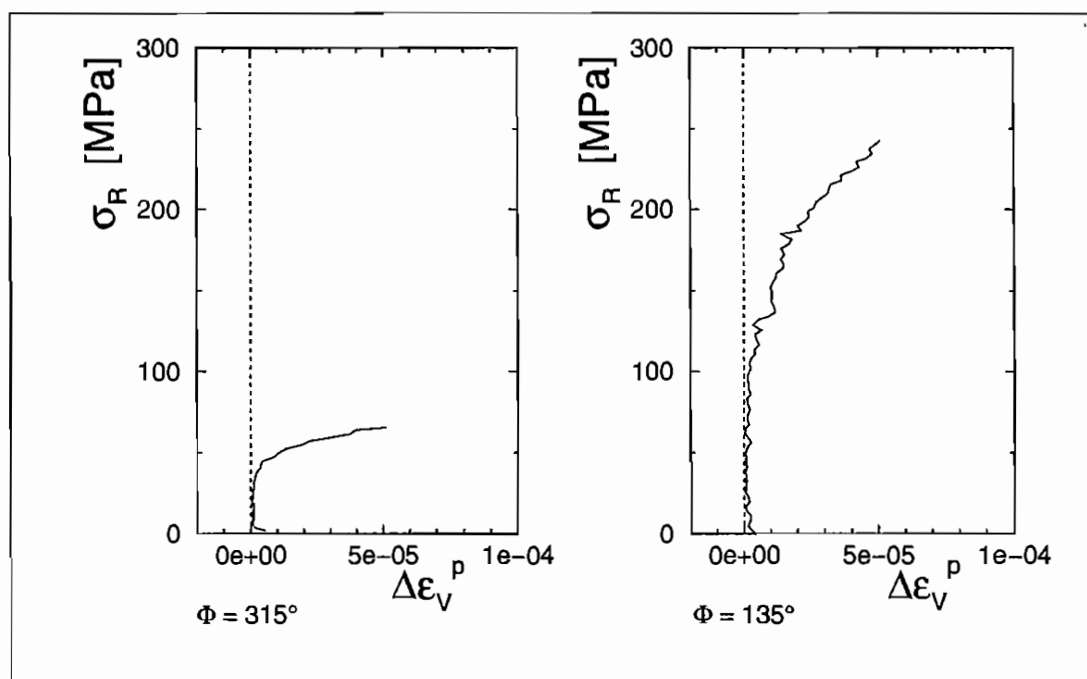


Abb. 1.5: Probe 7.05

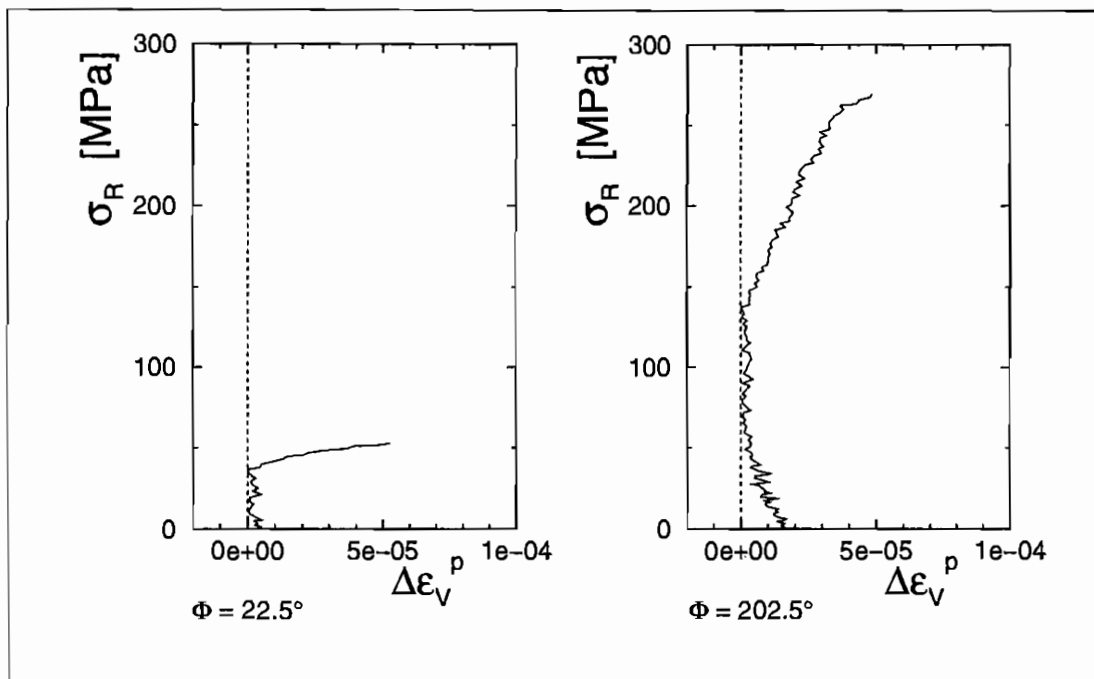


Abb. 1.6: Probe 7.05

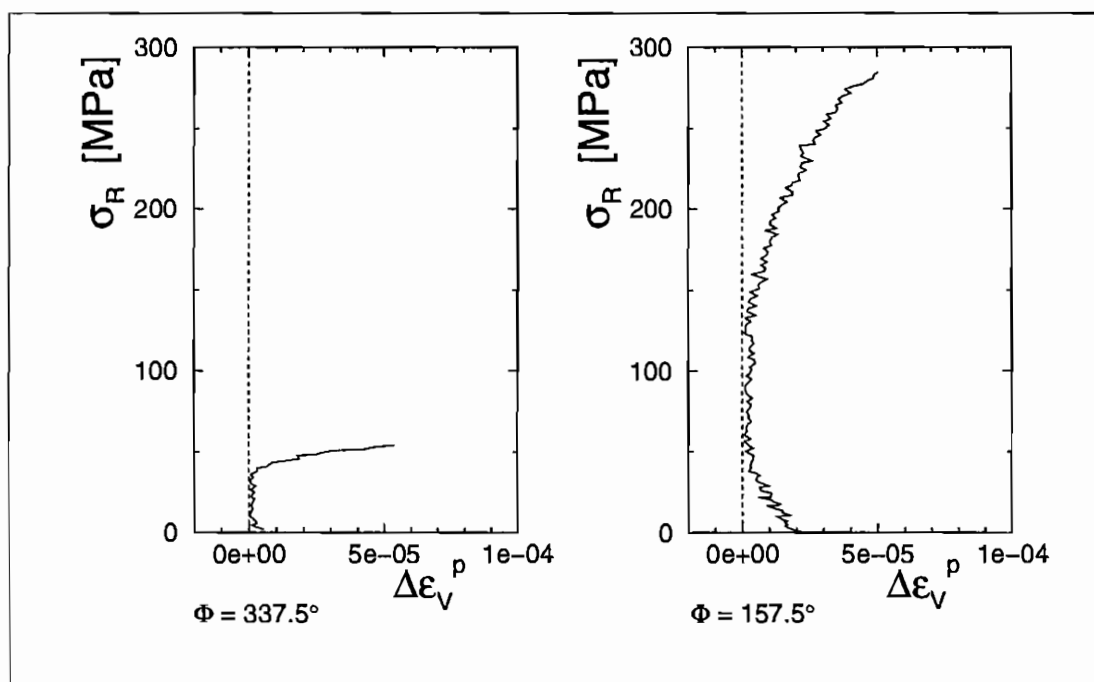


Abb. 1.7: Probe 7.05

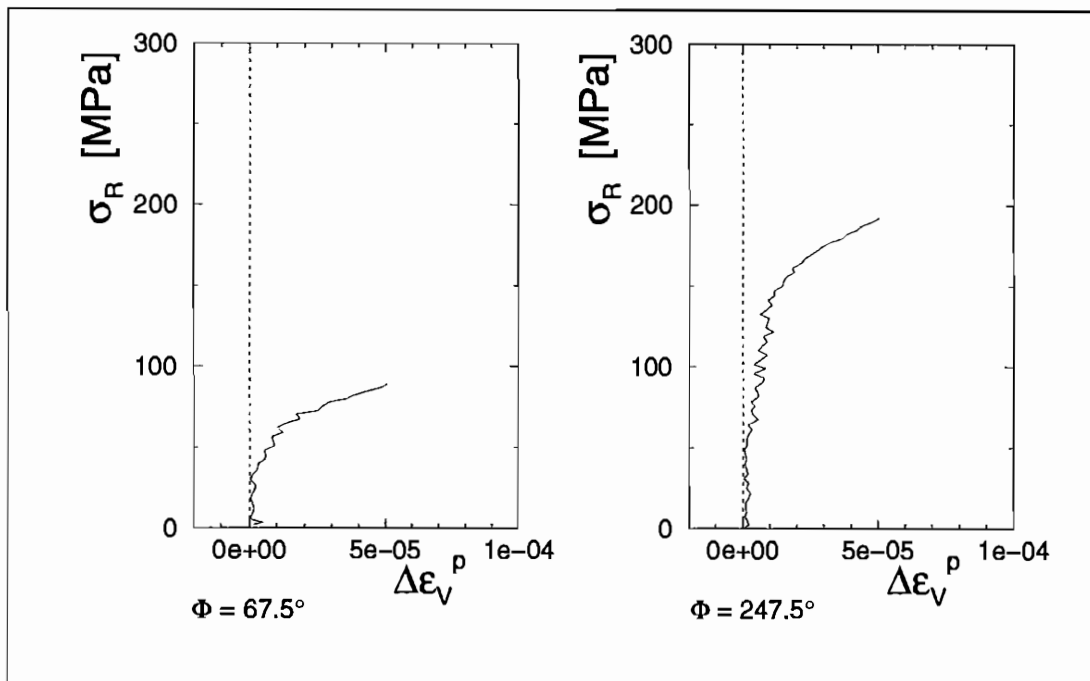


Abb. 1.8: Probe 7.05

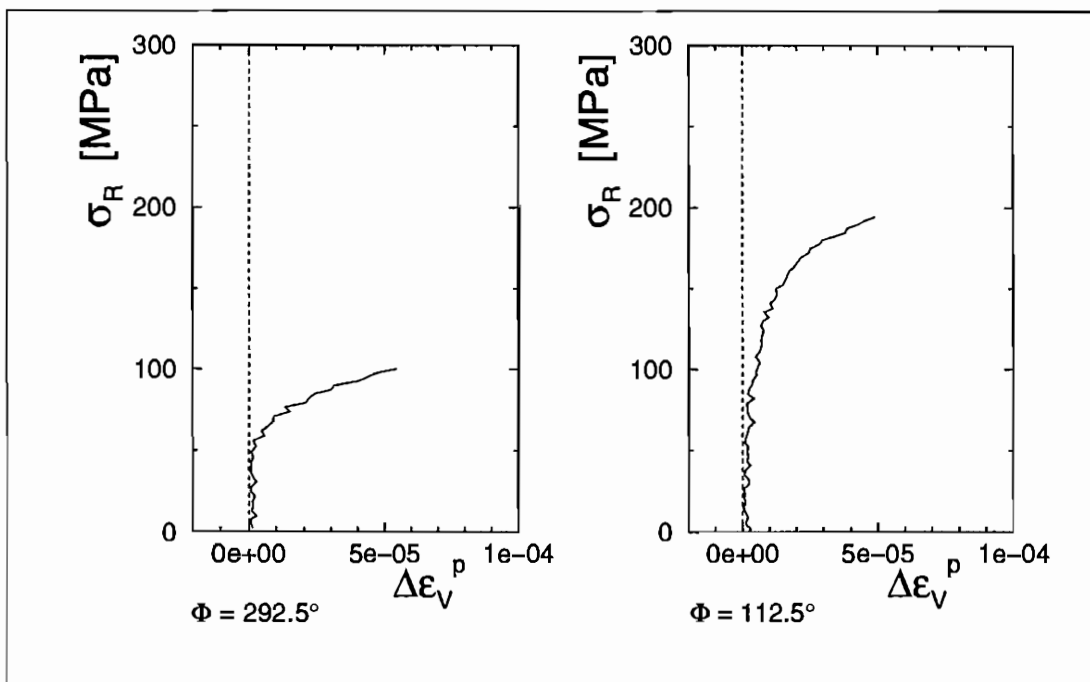


Abb. 1.9: Probe 7.05

Φ	σ_{RA}	σ_{RE}	E_z	ε_z^R	korr.	E_φ	ε_φ^R	korr.
0	30	60	201028	2.3640E-002	0.9992	205414	2.7735E-002	0.9992
180	30	100	200754	2.3719E-002	0.9997	226120	2.7982E-002	0.9998
90	30	60	166221	2.3453E-002	0.9998	138022	2.7154E-002	0.9996
270	30	70	167411	2.3392E-002	0.9995	132864	2.7280E-002	0.9994
45	30	70	-	-	-	167891	2.7512E-002	0.9996
225	30	110	-	-	-	164922	2.7672E-002	0.9999
315	30	80	178284	2.3556E-002	0.9998	-	-	-
135	30	110	176171	2.3666E-002	0.9998	-	-	-
22,5	30	70	228205	2.3833E-002	0.9974	184897	2.7713E-002	0.9989
202,5	30	100	261904	2.4010E-002	0.9989	185311	2.7862E-002	0.9998
337,5	30	70	179961	2.3587E-002	0.9997	286584	2.8182E-002	0.9973
157,5	30	100	188896	2.3761E-002	0.9998	496855	2.8635E-002	0.9854
67,5	30	80	154948	2.3452E-002	0.9993	148699	2.7422E-002	0.9998
247,5	30	90	147859	2.3331E-002	0.9997	152014	2.7649E-002	0.9998
292,5	20	90	174440	2.3638E-002	0.9998	121317	2.7143E-002	0.9971
112,5	40	100	168607	2.3721E-002	0.9997	99497	2.6633E-002	0.9994

Abb. 1.10: Werte aus der Regressionsanalyse für Probe f18 nach 5% Vordehnung

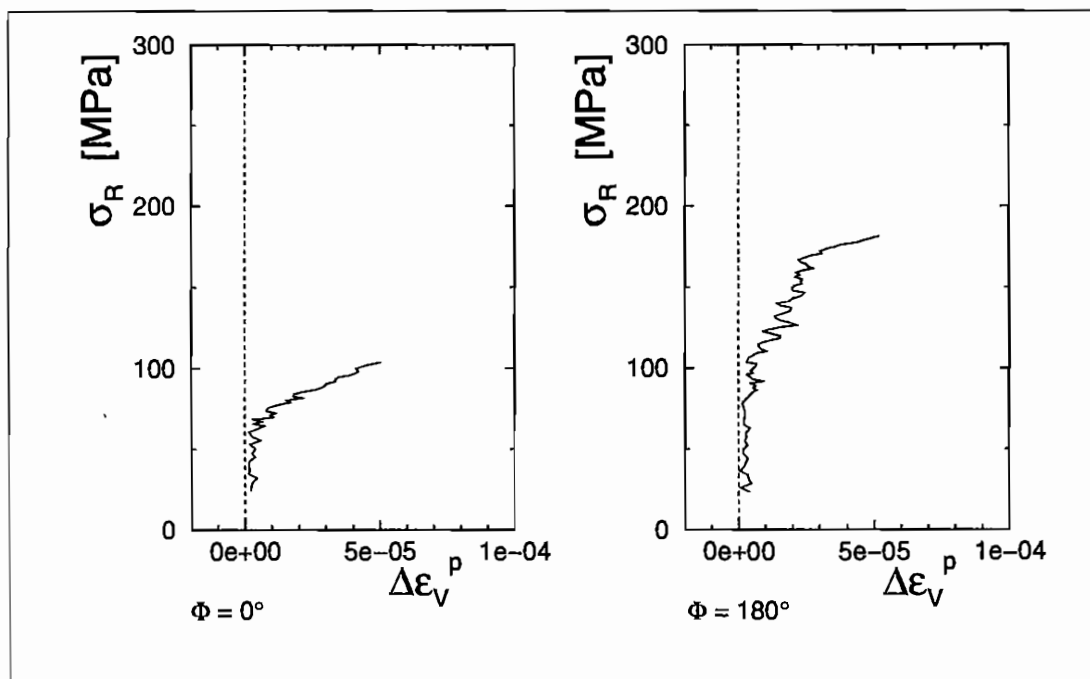


Abb. 1.11: Probe f18

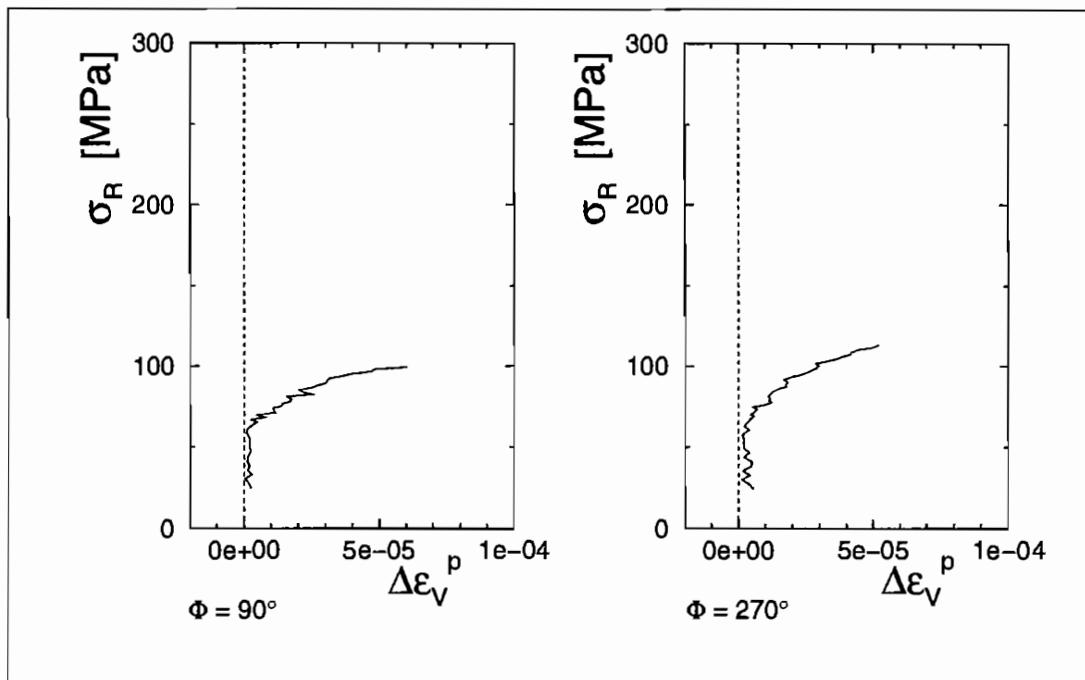


Abb. 1.12: Probe f18

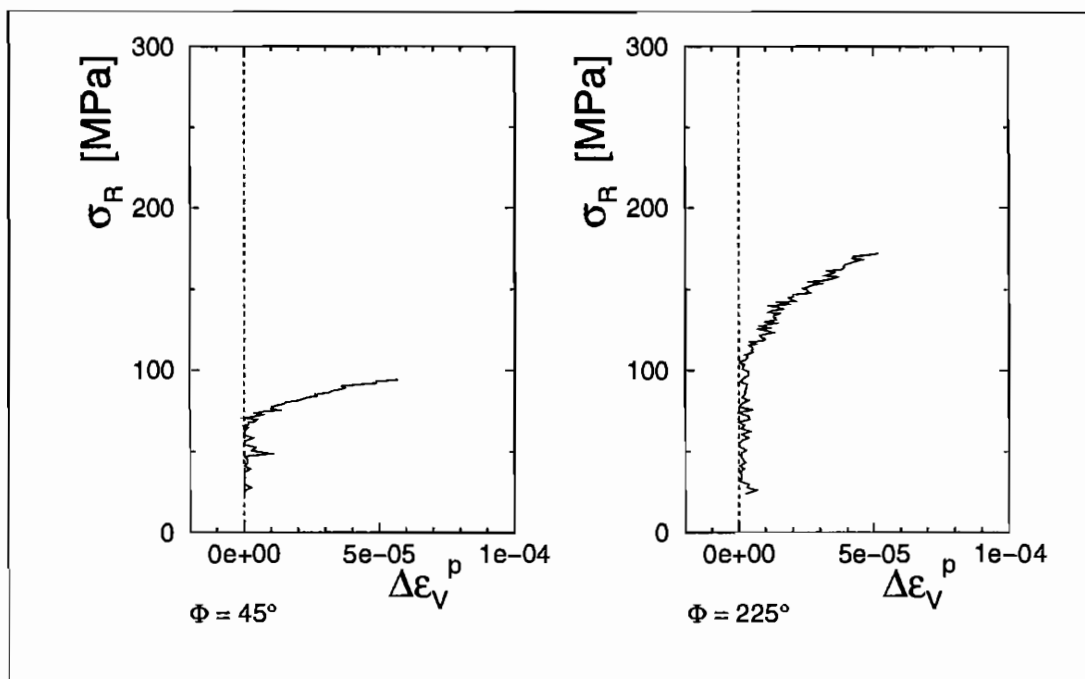


Abb. 1.13: Probe f18

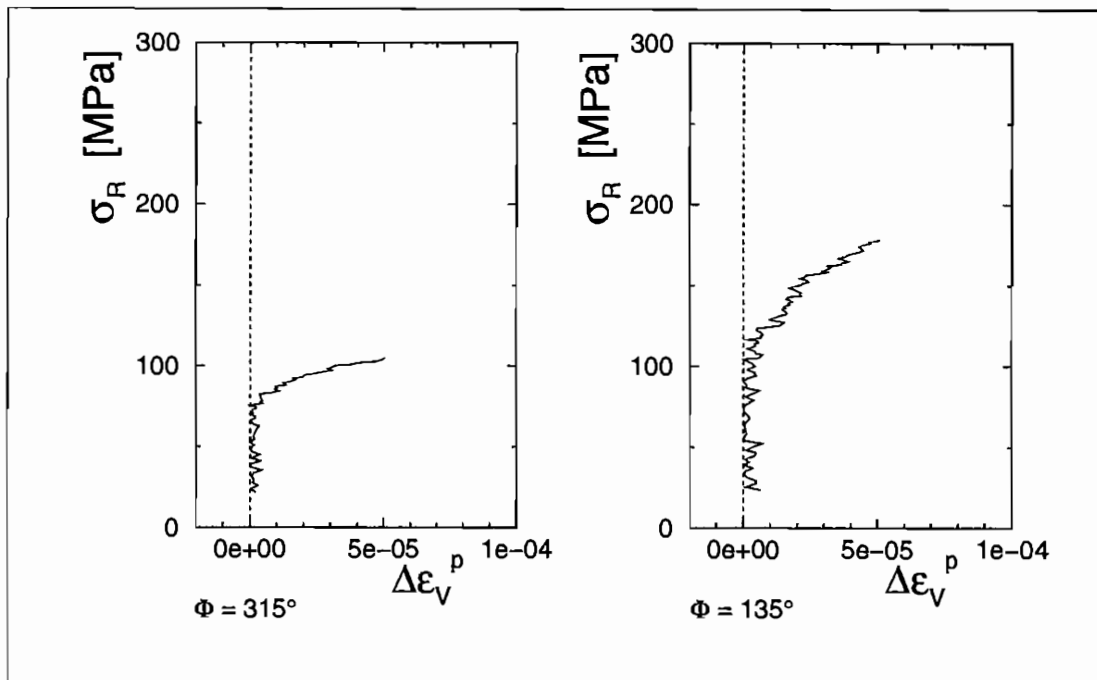


Abb. 1.14: Probe f18

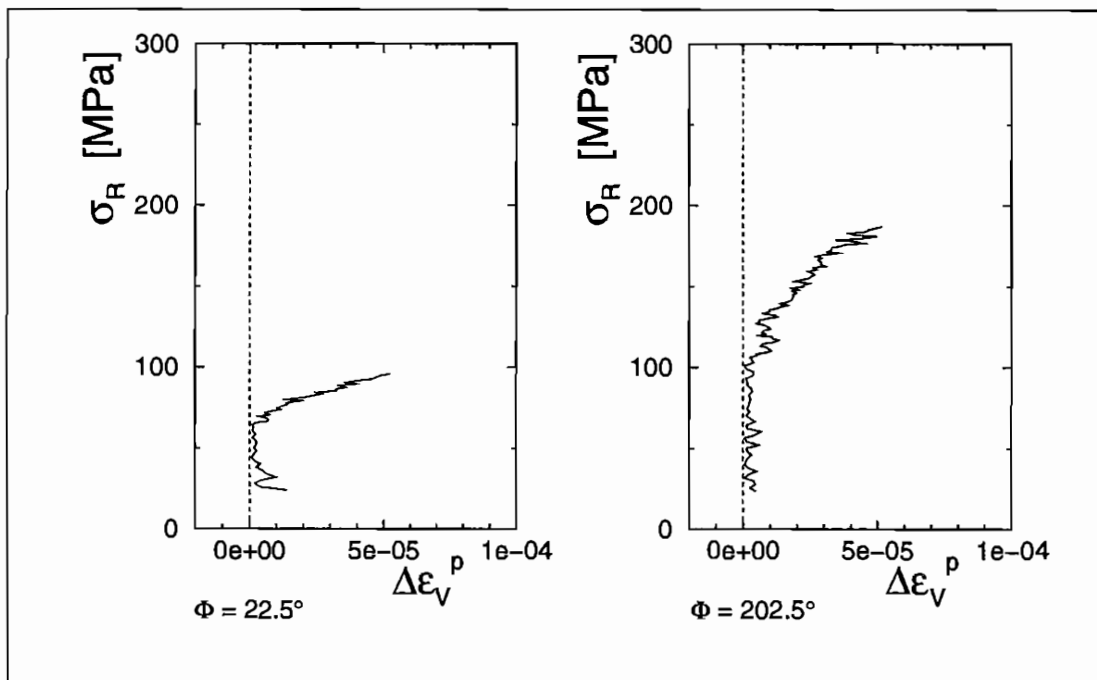


Abb. 1.15: Probe f18

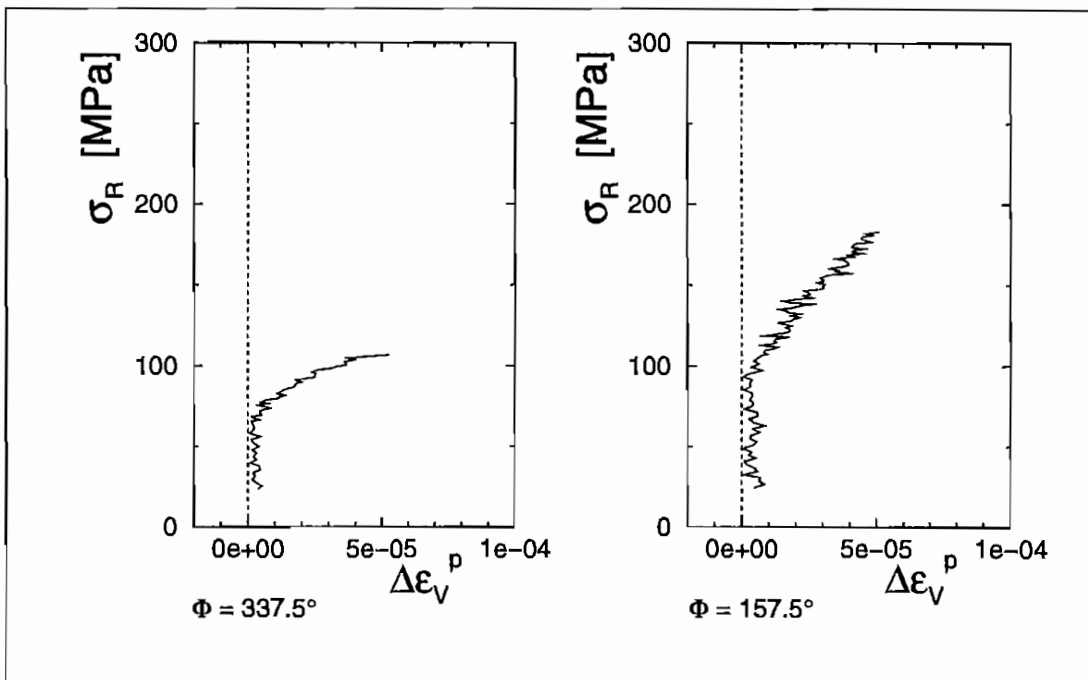


Abb. 1.16: Probe f18

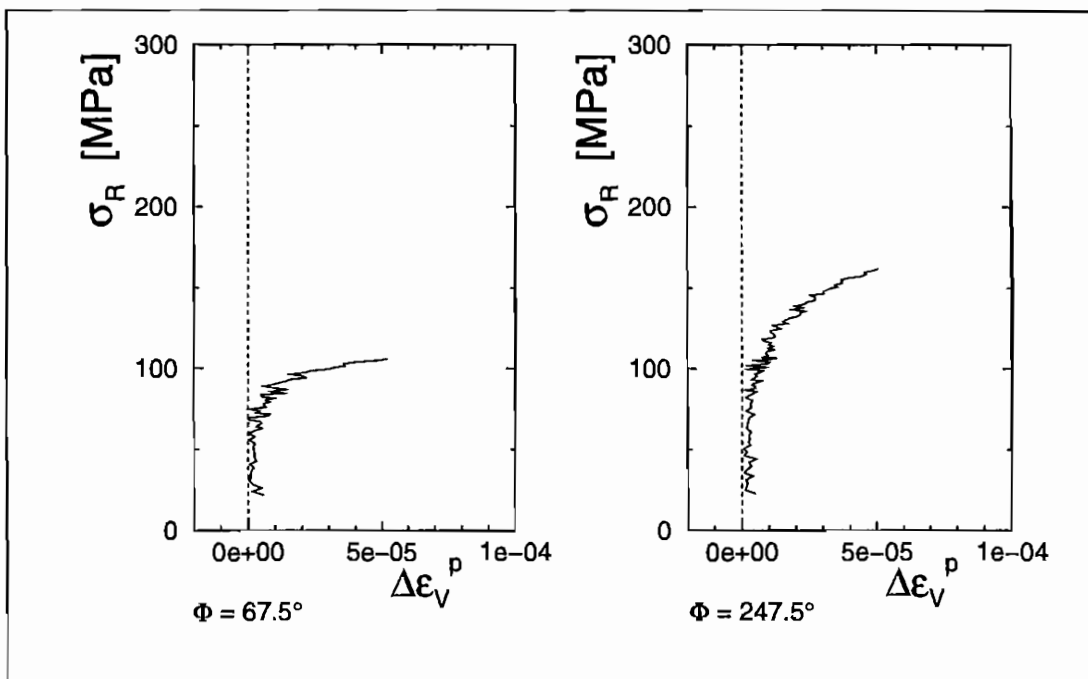


Abb. 1.17: Probe f18

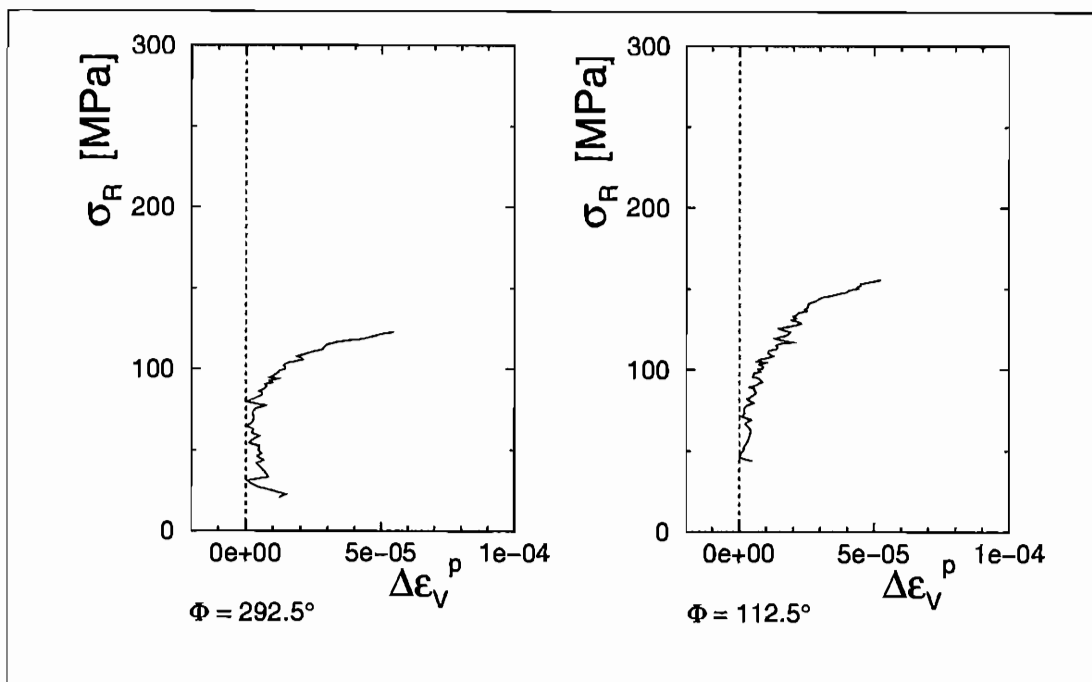


Abb. 1.18: Probe f18

Literaturverzeichnis

- [1] J. Betten. Plastische Anisotropie und Bauschinger-Effekt; allgemeine Formulierung und Vergleich mit experimentell ermittelten Fließortkurven. *Acta Mech*, (25):79–94, 1976.
- [2] J. Betten. *Elastizitäts- und Plastizitätslehre*. Vieweg, 1986.
- [3] J. F. Bratt und Ö. Kanan. Determination of the yield condition in the third quadrant of the stress plane. *J. Appl. Mech.*, 33:228, 1966.
- [4] S. B. Brown und V. R. Dave. Test machine and control system interactions in the evaluation of rate-dependent metal flow. *J. Eng. Mater. Technol.*, 115:179–186, April 1993.
- [5] O. T. Bruhns. Neue Materialgleichungen der Plastomechanik. *ZAMM*, Seiten T6–T19, 1993.
- [6] O. T. Bruhns und H. Diehl. An internal variable theory of inelastic behaviour at high rates of strain. *Arch. Mech.*, Seiten 427–460, 1989.
- [7] O. T. Bruhns, H. Diehl, und W. Fornefeld. A continuum damage theory for high strain rate deformations of metals with application to impact problems. In *Structural Dynamics*, 1990.
- [8] O. T. Bruhns und Bj. Fosså. *Rate-depending material testing, in: Dynamics of Civil Engineering Structures*. Balkema, 1995.
- [9] O. T. Bruhns und Bj. Fosså. *Einfluß der Verzerrungsgeschwindigkeit auf das inelastische Werkstoffverhalten von Stählen, in: Abschlußbericht des SFB 151*. VCH, 1996.
- [10] O. T. Bruhns und M. Pitzer. Some remarks on integration procedures for a viscoplastic constitutive law. *Int. J. Plast.*, 7:235–254, 1991.
- [11] O. T. Bruhns und U. Rott. A viscoplastic model with a smooth transition to describe rate-independent plasticity. *Int. J. Plast.*, 10(4):347 – 362, 1994.

- [12] O. T. Bruhns und F. Szepan. An elastic-visoplastic constitutive law for the description of finite deformations. In *Structural Dynamics*, 1990.
- [13] J. L. Chaboche und G. Rousselier. On the plastic and visoplastic constitutive equations - part i: Rules developed with internal variable concept. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 105:153–158, May 1983.
- [14] S. Cheng und E. Krempl. Experimental determination of strain-induced anisotropy during nonproportional straining of an Al/Mg alloy at room temperature. *Int.J.Plast*, 7:827–846, 1991.
- [15] S. Cheng und E. Krempl. Experimental determination of the stress responses of an Al/Mg alloy to a polygal strain path after three levels of prestraining. *Acta. Mech.*, (101):93–109, 1993.
- [16] U. W. Cho und W. N. Findley. Creep and plastic strains under side steps of tension and torsion for 304 stainless steel at 593°C. *J. Appl. Mech.*, 50:580 – 586, September 1983.
- [17] E. A. Davis. Combined tension-torsion tests with fixed principal directions. *J. Appl. Mech*, 1955.
- [18] Klaus Diekmann. Digitale Regelungstechnik (Skriptum zur Vorlesung für Studierende des Maschinenbaus in der Vertiefungsrichtung Automatisierungstechnik), 1989.
- [19] D. C. Drucker. Stress-strain relations for strain hardening materials; discussions and proposed experiments. In *American Mathematical Society, editor, Proceedings of the 1st Annual Symposium for Applied Mathematics*, Seiten 181–187.
- [20] J. Eberhardsteiner. Biaxial testing of orthotropic materials using electronic speckle pattern interferometry. *Measurement Value*, (16):139–148, 1995.
- [21] W. N. Findley und M. J. Michno, Jr. Concerning cusps and vertices on the yield surface of annealed mild steel. *ZAMM*, 67(7):309–312, 1987.
- [22] Otto Föllinger. *Regelungstechnik*. Dr. Alfred Hüthig Verlag, Heidelberg, 1985.
- [23] R. M. W. Frederking und O. M. Sidebottom. An experimental evaluation of plasticity theories for anisotropic metals. *J. Appl. Mech*, Seiten 15–22, March 1971.

- [24] S. S. Gill und J. Parker. Plastic stress-strain relationship. Some experiments on the effect of loading path and loading history. *J. Appl. Mech.*, 26:77–87, 1959.
- [25] H. Göldner. *Lehrbuch der Höheren Festigkeitslehre, Bd. 2*. VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1985.
- [26] D. Grzesik. Bestimmung von Fließortkurven an Kupfer- und Aluminium-Kristallen mit Hilfe der Knoophärte. *Z. Met. Kde.*, 63:618–622, 1972.
- [27] N. K. Gupta und A. Meyers. Fitting of experimental yield surfaces. *ZAMM*, (70):181–187, 1990.
- [28] N. K. Gupta und A. Meyers. An alternative formulation for interpolating experimental yield surfaces. *Int. J. Plast*, Vol. 10:795–805, 1994.
- [29] N. K. Gupta, A. Meyers, und A. Wichtmann. A function for representing experimental yield surfaces. *Eur. J. Mech. Solids*, 14(1):45 – 53, 1995.
- [30] N.K. Gupta und H. A. Lauert. A study of yield surface upon reversal loading under biaxial stress. *ZAMM*, (63):497–504, 1983.
- [31] N.K. Gupta und H. A. Lauert. An experimental study in anisotropic plasticity. In N.K. Gupta, editor, *Plasticity and Impact Mechanics*, Seiten 132–144. Wiley Eastern Ltd, 1993.
- [32] G. Hartman und T. Nicholas. An enhanced laser interferometer for precise displacement measurements. *Exp. Tech.*, Seiten 24 – 26, February 1987.
- [33] T. Hassan und S. Kyriakides. Ratchetting of cyclically hardening and softening materials: I. uniaxial behavior. *Int. J. Plast.*, 10(2):149 – 184, 1994.
- [34] T. Hassan und S. Kyriakides. Ratchetting of cyclically hardening and softening materials: II. multiaxial behavior. *Int. J. Plast.*, 10(2):185 – 212, 1994.
- [35] R. Hill. A new method for determining the yield criterion and plastic potential of ductile metals. *J. Mech. Phys. Solids*, 1:271–276, 1953.
- [36] R. Hill. The essential structure of constitutive laws for metal composites and polycrystals. *J. Mech. Phys. Solids*, 15:79–95, 1967.
- [37] R. Hill. Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals. *J. Mech. Phys. Solids*, 38:405–417, 1990.

- [38] K. Hohenemser. Fließversuche an Rohren aus Stahl bei kombinierter Zug- und Torsionsbeanspruchung. *Ztschr. f. angew. Math. und Mech.*, 11:15–19, 1931.
- [39] D. Holstein. Konstruktion einer Außendruckvorrichtung für Rohrproben. In *Konstruktiver Entwurf*. Lehrstuhl für technische Mechanik, RUB, 1995.
- [40] L. W. Hu und J. F. Bratt. Effect of tensile plastic deformation on yield condition. *J. Appl. Mech.*, 25:411, 1958.
- [41] S. Huang und A. S. Kahn. On the use of electrical-resistance metallic foil strain gages for measuring large dynamic plastic deformations. *Exp. Mech.*, 31(2):122–125, June 1991.
- [42] K. Ikegami. Experimental plasticity on the anisotropy. In J. P. Boehler, editor, *Proc. Euromech. Coll. 115*, number 295, Seiten 201–241, 1982.
- [43] K. Ikegami. Experimental investigation of plastic deformation of metal at high temperature. In N. K. Gupta, editor, *Plasticity and Impact Mechanics*, Seiten 52–70. Wiley Eastern Ltd, 1993.
- [44] Rolf Isermann. *Digitale Regelsysteme, Band I, Grundlagen, Deterministische Regelung*. Springer Verlag, 1988.
- [45] A. S. Kahn und X. Wang. An experimental study on subsequent yield surface after finite shear prestraining. *Int. J. Plast.*, Vol. 9:889–905, 1993.
- [46] Stephan Keil. *Beanspruchungsermittlung mit Dehnungsmessstreifen*. CUNEUS, 1995.
- [47] C. Kessler. Über die Vorausberechnung optimal abgestimmter Regelkreise Teil III. Die optimale Einstellung des Reglers nach dem Betragsoptimum. *Regelungstechnik*, 3(2):40–49, 1955.
- [48] Uwe Kikillus. Ein Beitrag zum zyklischen Kriechverhalten von CK 15. In *Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik Nr. 84*. RUB, 1993.
- [49] A. S. Kobayashi. *Handbook of Experimental Mechanics*. VCH Publishers, Inc, New York, Weinheim, Cambridge, 1993.
- [50] H. Kockelmann und H. Diem. Untersuchungen zum Linearitätsfehler von Dehnungsmessstreifen im Hochdehnungsbereich und Vergleich mit anderen Meßmethoden. *VDI-Berichte*, 679:145–160, 1988.

- [51] Jörg Körber. Ein verallgemeinertes Finite-Elemente-Verfahren mit asymptotischer Stabilisierung angewendet auf viskoplastische Materialmodelle. In *Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik Nr. 88*. RUB, 1994.
- [52] E. Krempl. An experimental study of room-temperature rate-sensitivity, creep and relaxation of aisi 304 type stainless steel. *J. Mech. Phys. Solids*, 27(2):363–375, 1979.
- [53] M.S. Kuczma und E. Stein. On nonconvex problems in the theory of plasticity. *Arch. Mech.*, 46(4):505–529, 1994.
- [54] Th. Lehmann. On a generalized constitutive law in thermo-plasticity taking into account different yield mechanisms. *Acta Mech.*, (57):1–23, 1985.
- [55] Th. Lehmann. On the balance of energy and entropy at inelastic deformations of solids bodies. *European Journal of Mechanics, and Solids*, 8(3):235–251, 1989.
- [56] E. Macherauch. *Praktikum in Werkstoffkunde*. Vieweg, Braunschweig, 1990.
- [57] R. Marjanović und W. Szczepiński. Yield surfaces of the M-63 brass prestrained by cyclic biaxial loading. *Arch. Mech.*, 26(2):311–320, 1974.
- [58] G. E. Mase. *Schaum's outline of theory and problems of continuum mechanics*. McGraw-Hill, Inc., 1970.
- [59] Ch. Massonnet, W. Olszak, und A. Phillips, editors. *Plasticity in structural engineering, fundamentals and applications*, Seiten 191–271. Springer-Verlag Wien/New York, 1979.
- [60] A. Meyers. Konvergenzverbesserung bei skalaren Iterationen. *ZAMM*, 66(5), 1986.
- [61] A. Meyers. On yield surface interpolation of prestrained ductile materials. *Arch. Mech.*, 46:559 – 570, 1994.
- [62] J. Miastkowski. Analysis of the memory effect of plastically prestrained material. *Arch. Mech. Stosow.*, 20:261– 277, 1968.
- [63] J. Miastkowski und W. Szczepiński. An experimental study of yield surfaces of prestrained brass. *Int. J. Solids Struct*, 1:189–194, 1965.
- [64] M. J. Michno, Jr. und W. N. Findley. An historical perspective of yield surface investigations for metals. *Int. J. Non-Linear Mech.*, Vol. 11, 1976.

- [65] M. J. Michno, Jr. und W.N. Findley. Experiments to determine small offset yield surface for 304L stainless steel under combined tension and torsion. *Acta Mech.*, 18:163–179, 1973.
- [66] M.J. Michno, jr. und W. N. Findley. Subsequent yield surfaces for annealed mild steel under dead-weight loading: Aging, normality, convexity, corners, bauschinger and cross effects. *ASME J. Eng. Mater. Technol.*, Seiten 56–64.
- [67] M.J. Michno, Jr. und W. N. Findley. Subsequent yield surfaces for annealed mild steel under servo-controlled strain and load histories: Aging, normality, convexity, corners, bauschinger and cross effects. *ASME J. Eng. Mater. Technol.*, Seiten 25–32.
- [68] R. v. Mises. Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen. *Ztschr. f. angew. Math. und Mech.*, 8:161–185, 1928.
- [69] C. Oberste-Brandenburg. Grundlagenuntersuchungen an einer Innendruckvorrichtung. In *Diplomarbeit*. Lehrstuhl für Techn. Mech., RUB, 1994.
- [70] Y. Ohashi, N. Ohno, und M. Kawai. Evaluation of creep constitutive equations for type 304 stainless steel under repeated multiaxial loading. *J. Eng. Mater. Technol.*, 104:159 – 164, July 1982.
- [71] W. Oppelt. *Handbuch technischer Regelvorgänge*. Verlag Chemie, Weinheim, 1972.
- [72] J. Parker und M. B. Basset. Plastic stress strain relationships . Some experiments to derive a subsequent yield surface. *ASME*, Seiten 676–682, december 1964.
- [73] A. Phillips und P. K. Das. Yield surfaces and loading surfaces of aluminium and brass: An experimental investigation at room and elevated temperatures. *Int. J. Plast*, 1:89–109, 1985.
- [74] A. Phillips und C.-W. Lee. Yield surfaces and loading surfaces. Experiments and recommendations. *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 15:715–729, 1979.
- [75] A. Phillips und Chong-Won Lee. Yield surfaces and loading surfaces. Experiments and recommendations. *Int. J. Solids Struct.*, 15:715–729, 1979.
- [76] A. Phillips, C. S. Liu, und J. W. Justusson. An experimental investigation of yield surfaces at elevated temperatures. *Acta Mech.*, 14:119–146, 1972.

- [77] A. Phillips und H. Moon. An experimental investigation concerning yield surfaces and loading surfaces. *Acta Mech.*, 27:91–102, 1977.
- [78] A. Phillips und J.-L. Tang. The effect of loading path on the yield surface at elevated temperatures. *Int. J. Solids Struct.*, 8:463–474, 1972.
- [79] W. Prager und R. I. Providence. A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening plastic solids. *J. of Applied Mechanics*, 23:493–496, 1956.
- [80] David W. A. Rees. The sensitivity fo strain gauges when used in the plastic range. *Int. J. Plast.*, 2(3):295 – 309, 1986.
- [81] Peer Schießle. Internes Arbeitspapier. Lehrstuhl für Technische Mechanik, RUB, 1996.
- [82] Schmachtenberg, E. and Schmidt, T. Messen der Querdehnung an Kunststoffproben bei ein- und zweiachsiger Beanspruchung. *Meßtechnische Briefe*, (19):58–62, 1983.
- [83] Scholtes, B. *Die Auswirkung des Bauschinger-effekts auf das Verformungsverhalten technischer wichtiger Vielkristalle*. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1980.
- [84] E. Shiratori und K. Ikekami. Experimental study of the subsequent yield surface by using cross-shaped specimens. *J. Mech. Phys. Solids*, 16:373–394, 1968.
- [85] Eiryō Shiratori, Kozo Ikegami, und Kenji Kaneko. Subsequent yield surface determined in consideration of the Bauschinger effect. In *Found. Plast.* Nordhoff Int. Publ. , Leiden, 1973.
- [86] M. G. Stout und P. L. Martin. Multiaxial yield behaviour of 1100 aluminium following various magnitudes of prestrain. *Int. J. Plast*, 1:163–174, 1985.
- [87] A. N. Suprun. On the existence of conical points and concavities on the yield surface of metals. *Izv. AN SSSR. Mekhanika Tverdogo Tela*, Vol. 26(No. 4):180–185, 1991.
- [88] W. Szczeniński und J. Miastkowski. An experimental study of the effect of the prestraining history on the yield surfaces of an aluminium alloy. *J. Mech. Phys. Solids*, 16:153–162, 1968.
- [89] W. Szczeniński und J. Miastkowski. On experimental studies of yield surfaces of metals; a more general approach. *Arch. Mech.*, 46:151 – 176, 1994.

- [90] W. Szczepiński und K. Turski. On the lines of influence of plastic deformation. *Arch. Mech. Stosow.*, 21:49–57, 1969.
- [91] T. Takeda. Yield and flow behaviour of initially anisotropic aluminium tube under multiaxial stresses. *J.Eng. Mater. Technol.*, Vol. 77:77–82, January 1993.
- [92] C. J. Tay, H. M. Shang, und C. L. Xu. Plastic strain determination using peak speckle pattern intensity. *Strain*, Seiten 19 – 23, February 1994.
- [93] G.I. Taylor und H. Quinney. The plastic distortion of metals. *Phil. Trans. of The Royal Society*, (230A):323–362, 1931.
- [94] P. S. Theocaris und C. R. Hazell. Experimental investigation of subsequent yield surfaces using the Moiré method. *J. Mech. Phys. Solids*, 13:281–294, 1965.
- [95] J. F. Thomson. The role of strain measurement technology in structural evaluation. *Strain*, Seiten 119 – 130, November 1994.
- [96] Heinz Unbehauen. *Regelungstechnik I-III*. Vieweg, 1984.
- [97] C. W. Wegst. *Der Stahlschlüssel*. Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH, 1992.
- [98] Bernd Westerhoff. Eine Untersuchung zum geschwindigkeitsabhängigen Verhalten von Stahl. In *Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik Nr. 99*. RUB, 1995.
- [99] H.-C. Wu und Z. Xu. An axial-torsional extensometer for finite deformation. *J. Eng. Mater. Technol.*, 112:330 – 335, July 1990.
- [100] H. C. Wu und W. C. Yeh. On the experimental determination of yield surfaces and some results of annealed 304 stainless steel. *Int. J. Plast*, Vol. 7:803–826, 1991.
- [101] J. J. Ziegler und N. B. Nichols. Optimum settings for automatic controllers. *ASME*, Seiten 759–768, 1942.

Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik

- Nr. 1 Theodor Lehmann:
Große elasto-plastische Formänderungen
- Nr. 2 Bogdan Raniecki/Klaus Thermann:
Infinitesimal Thermoplasticity and Kinematics of Finite Elastic-Plastic Deformations.
Basic Concepts
- Nr. 3 Wolfgang Krings:
Beitrag zur Finiten Element Methode bei linearem, viskoelastischem Stoffverhalten
- Nr. 4 Burkhard Lücke:
Theoretische und experimentelle Untersuchung der zyklischen elastoplastischen
Blechbiegung bei endlichen Verzerrungen
- Nr. 5 Knut Schwarze:
Einfluß von Querschnittsverformungen bei dünnwandigen Stäben mit stetig gekrümmter
Profilmittellinie
- Nr. 6 Hubert Sommer:
Ein Beitrag zur Theorie des ebenen elastischen Verzerrungszustandes bei endlichen
Formänderungen
- Nr. 7 H. Stumpf/F. J. Biehl:
Die Methode der orthogonalen Projektionen und ihre Anwendungen zur Berechnung
orthotroper Platten
- Nr. 8 Albert Meyers:
Ein Beitrag zum optimalen Entwurf von schnellaufenden Zentrifugenschalen
- Nr. 9 Berend Fischer:
Zur zyklischen, elastoplastischen Beanspruchung eines dickwandigen Zylinders bei
endlichen Verzerrungen
- Nr. 10 Wojciech Pietraszkiewicz:
Introduction to the Non-Linear Theory of Shells
- Nr. 11 Wilfried Ullenboom:
Optimierung von Stäben unter nichtperiodischer dynamischer Belastung
- Nr. 12 Jürgen Güldenpfennig:
Anwendung eines Modells der Vielkristallplastizität auf ein Problem gekoppelter
elastoplastischer Wellen
- Nr. 13 Pawel Rafalski:
Minimum Principles in Plasticity
- Nr. 14 Peter Hilgers:
Der Einsatz eines Mikrorechners zur hybriden Optimierung und Schwingungsanalyse
- Nr. 15 Hans-Albert Lauert:
Optimierung von Stäben unter dynamischer periodischer Beanspruchung bei Beachtung
von Spannungsrestriktionen
- Nr. 16 Martin Fritz:
Berechnung der Auflagerkräfte und der Muskelkräfte des Menschen bei ebenen
Bewegungen aufgrund von kinematographischen Aufnahmen
- Nr. 17 H. Stumpf/F. J. Biehl:
Approximations and Error Estimates in Eigenvalue Problems of Elastic Systems with
Application to Eigenvibrations of Orthotropic Plates

- Nr. 18 Uwe Kohlberg:
Variational Principles and their Numerical Application to Geometrically Nonlinear v. Karman Plates
- Nr. 19 Heinz Antes:
Über Fehler und Möglichkeiten ihrer Abschätzung bei numerischen Berechnungen von Schalenträgwerken
- Nr. 20 Czeslaw Wozniak:
Large Deformations of Elastic and Non-Elastic Plates, Shells and Rods
- Nr. 21 Maria K. Duszek:
Problems of Geometrically Non-Linear Theory of Plasticity
- Nr. 22 Burkhard von Bredow:
Optimierung von Stäben unter stochastischer Erregung
- Nr. 23 Jürgen Preuss:
Optimaler Entwurf von Tragwerken mit Hilfe der Mehrzielmethode
- Nr. 24 Ekkehard Großmann:
Kovarianzanalyse mechanischer Zufallsschwingungen bei Darstellung der mehrfachkorrelierten Erregungen durch stochastische Differentialgleichungen
- Nr. 25 Dieter Weichert:
Variational Formulation and Solution of Boundary-Value Problems in the Theory of Plasticity and Application to Plate Problems
- Nr. 26 Wojciech Pietraszkiewicz:
On Consistent Approximations in the Geometrically Non-Linear Theory of Shells
- Nr. 27 Georg Zander:
Zur Bestimmung von Verzweigungslasten dünnwandiger Kreiszyylinder unter kombinierter Längs- und Torsionslast
- Nr. 28 Pawel Rafalski:
An Alternative Approach to the Elastic-Viscoplastic Initial-Boundary Value Problem
- Nr. 29 Heinrich Oeynhausen:
Verzweigungslasten elastoplastisch deformierter, dickwandiger Kreiszyylinder unter Innendruck und Axialkraft
- Nr. 30 F.-J. Biehl:
Zweiseitige Eingrenzung von Feldgrößen beim einseitigen Kontaktproblem
- Nr. 31 Maria K. Duszek:
Foundations of the Non-Linear Plastic Shell Theory
- Nr. 32 Reinhard Piltner:
Spezielle finite Elemente mit Löchern, Ecken und Rissen unter Verwendung von analytischen Teillösungen
- Nr. 33 Petrisor Mazilu:
Variationsprinzip der Thermoplastizität
I. Wärmeausbreitung und Plastizität
- Nr. 34 Helmut Stumpf:
Unified Operator Description, Nonlinear Buckling and Post-Buckling Analysis of Thin Elastic Shells
- Nr. 35 Bernd Kaempf:
Ein Extremal-Variationsprinzip für die instationäre Wärmeleitung mit einer Anwendung auf thermoelastische Probleme unter Verwendung der finiten Elemente

- Nr. 36 Alfred Kraft:
Zum methodischen Entwurf mechanischer Systeme im Hinblick auf optimales Schwingungsverhalten
- Nr. 37 Petrisor Mazilu:
Variationsprinzipie der Thermoplastizität
II. Gekoppelte thermomechanische Prozesse
- Nr. 38 Klaus-Detlef Mickley:
Punktweise Eingrenzung von Feldgrößen in der Elastomechanik und ihre numerische Realisierung mit Fundamental-Splinefunktionen
- Nr. 39 Lutz-Peter Nolte:
Beitrag zur Herleitung und vergleichende Untersuchung geometrisch nichtlinearer Schalentheorien unter Berücksichtigung großer Rotationen
- Nr. 40 Ulrich Blix:
Zur Berechnung der Einschnürung von Zugstäben unter Berücksichtigung thermischer Einflüsse mit Hilfe der Finite-Element-Methode
- Nr. 41 Peter Becker:
Zur Berechnung von Schallfeldern mit Elementmethoden
- Nr. 42 Dietmar Bouchard:
Entwicklung und Anwendung eines an die Diskrete-Fourier-Transformation angepaßten direkten Algorithmus zur Bestimmung der modalen Parameter linearer Schwingungssysteme
- Nr. 43 Uwe Zdebel:
Theoretische und experimentelle Untersuchungen zu einem thermo-plastischen Stoffgesetz
- Nr. 44 Jan Kubik:
Thermodiffusion Flows in a Solid with a Dominant Constituent
- Nr. 45 Horst J. Klepp:
Über die Gleichgewichtslagen und Gleichgewichtsbereiche nichtlinearer autonomer Systeme
- Nr. 46 J. Makowsky/L.-P. Nolte/H. Stumpf:
Finite In-Plane Deformations of Flexible Rods - Insight into Nonlinear Shell Problems
- Nr. 47 Franz Karl Labisch:
Grundlagen einer Analyse mehrdeutiger Lösungen nichtlinearer Randwertprobleme der Elastostatik mit Hilfe von Variationsverfahren
- Nr. 48 J. Chroscielewski/L.-P. Nolte:
Strategien zur Lösung nichtlinearer Probleme der Strukturmechanik und ihre modulare Aufbereitung im Konzept MESY
- Nr. 49 Karl-Heinz Bürger:
Gewichtsoptimierung rotationssymmetrischer Platten unter instationärer Erregung
- Nr. 50 Ulrich Schmid:
Zur Berechnung des plastischen Setzens von Schraubenfedern
- Nr. 51 Jörg Frischbier:
Theorie der Stoßbelastung orthotroper Platten und ihr experimentelle Überprüfung am Beispiel einer unidirektional verstärkten CFK-Verbundplatte
- Nr. 52 W. Tampczynski:
Strain history effect in cyclic plasticity

- Nr. 53 Dieter Weichert:
Zum Problem geometrischer Nichtlinearitäten in der Plastizitätstheorie
- Nr. 54 Heinz Antes/Thomas Meise/Thomas Wiebe:
Wellenausbreitung in akustischen Medien
Randelement-Prozeduren im 2-D Frequenzraum und im 3-D Zeitbereich
- Nr. 55 Wojciech Pietraszkiewicz:
Geometrically non-linear theories of thin elastic shells
- Nr. 56 Jerzy Makowski/Helmut Stumpf:
Finite strain theory of rods
- Nr. 57 Andreas Pape:
Zur Beschreibung des transienten und stationären Verfestigungsverhaltens von Stahl mit Hilfe eines nichtlinearen Grenzflächenmodells
- Nr. 58 Johannes Groß-Weege:
Zum Einspielverhalten von Flächentragwerken
- Nr. 59 Peihua LIU:
Optimierung von Kreisplatten unter dynamischer nicht rotationssymmetrischer Last
- Nr. 60 Reinhard Schmidt:
Die Anwendung von Zustandsbeobachtern zur Schwingungsüberwachung und Schadensfrüherkennung auf mechanische Konstruktionen
- Nr. 61 Martin Pitzer:
Vergleich einiger FE-Formulierungen auf der Basis eines inelastischen Stoffgesetzes
- Nr. 62 Jerzy Makowski/Helmut Stumpf:
Geometric structure of fully nonlinear and linearized Cosserat type shell theory
- Nr. 63 O. T. Bruhns:
Große plastische Formänderungen - Bad Honnef 1988
- Nr. 64 Khanh Chau Le/Helmut Stumpf/Dieter Weichert:
Variational principles of fracture mechanics
- Nr. 65 Guido Obermüller:
Ein Beitrag zur Strukturoptimierung unter stochastischen Lasten
- Nr. 66 Herbert Diehl:
Ein Materialmodell zur Berechnung von Hochgeschwindigkeitsdeformationen metallischer Werkstoffe unter besonderer Berücksichtigung der Schädigung durch Scherbänder
- Nr. 67 Michael Geis:
Zur Berechnung ebener, elastodynamischer Rißprobleme mit der Randelementmethode
- Nr. 68 Günter Renker:
Zur Identifikation nichtlinearer struktureller Systeme
- Nr. 69 Berthold Schieck:
Große elastische Dehnungen in Schalen aus hyperelastischen inkompressiblen Materialien
- Nr. 70 Frank Szepan:
Ein elastisch-viskoplastisches Stoffgesetz zur Beschreibung großer Formänderungen unter Berücksichtigung der thermomechanischen Kopplung
- Nr. 71 Christian Scholz:
Ein Beitrag zur Gestaltoptimierung druckbelasteter Rotationsschalen

- Nr. 72 J. Badur/H. Stumpf:
On the influence of E. and F. Cosserat on modern continuum mechanics and field theory
- Nr. 73 Werner Fornfeldt:
Zur Parameteridentifikation und Berechnung von Hochgeschwindigkeitsdeformationen metallischer Werkstoffe anhand eines Kontinuums-Damage-Modells
- Nr. 74 J. Saczuk/H. Stumpf:
On statical shakedown theorems for non-linear problems
- Nr. 75 Andreas Feldmüller:
Ein thermoplastisches Stoffgesetz isotrop geschädigter Kontinua
- Nr. 76 Ulfert Rott:
Ein neues Konzept zur Berechnung viskoplastischer Strukturen
- Nr. 77 Thomas Heinrich Pingel:
Beitrag zur Herleitung und numerischen Realisierung eines mathematischen Modells der menschlichen Wirbelsäule
- Nr. 78 O. T. Bruhns:
Große plastische Formänderungen - Bad Honnef 1991
- Nr. 79 J. Makowski/J. Chrosielewski/H. Stumpf:
Computational Analysis of Shells Undergoing Large Elastic Deformation
Part I: Theoretical Foundations
- Nr. 80 J. Chrosielewski/J. Makowski/H. Stumpf:
Computational Analysis of Shells Undergoing Large Elastic Deformation
Part II: Finite Element Implementation
- Nr. 81 R. H. Frania/H. Waller:
Entwicklung und Anwendung spezieller finiter Elemente für Kerbspannungsprobleme im Maschinenbau
- Nr. 82 B. Bischoff-Beiermann:
Zur selbstkonsistenten Berechnung von Eigenspannungen in polykristallinem Eis unter Berücksichtigung der Monokristallanisotropie
- Nr. 83 J. Pohé:
Ein Beitrag zur Stoffgesetzentwicklung für polykristallines Eis
- Nr. 84 U. Kikillus:
Ein Beitrag zum zyklischen Kriechverhalten von Ck 15
- Nr. 85 T. Guo:
Untersuchung des singulären Reißspitzenfeldes bei stationärem Reißwachstum in verfestigendem Material
- Nr. 86 Achim Menne:
Identifikation der dynamischen Eigenschaften von hydrodynamischen Wandlern
- Nr. 87 Uwe Folchert:
Identifikation der dynamischen Eigenschaften Hydrodynamischer Kupplungen
- Nr. 88 Jörg Körber:
Ein verallgemeinertes Finite-Element-Verfahren mit asymptotischer Stabilisierung angewendet auf viskoplastische Materialmodelle
- Nr. 89 Peer Schießle:
ein Beitrag zur Berechnung des Deformationsverhaltens anisotrop geschädigter Kontinua unter Berücksichtigung der thermoplastischen Kopplung

- Nr. 90 Egbert Schopphoff:
Dreidimensionale mechanische Analyse der menschlichen Wirbelsäule
- Nr. 91 Christoph Beerens:
Zur Modellierung nichtlinearer Dämpfungsphänomene in der Strukturmechanik
- Nr. 92 K. C. Le/H. Stumpf:
Finite elastoplasticity with microstructure
- Nr. 93 O. T. Bruhns:
Große plastische Formänderungen - Bad Honnef 1994
- Nr. 94 Armin Lenzen:
Untersuchung von dynamischen Systemen mit der Singulärwertzerlegung - Erfassung von Strukturveränderungen
- Nr. 95 J. Makowski/H. Stumpf:
Mechanics of Irregular Shell Structures
- Nr. 96 J. Chrosielewski/J. Makowski/H. Stumpf:
Finite Elements for Irregular Nonlinear Shells
- Nr. 97 W. Krings/A. Lenzen/u. a.:
Festschrift zum 60. Geburtstag von Heinz Waller
- Nr. 98 Ralf Podleschny:
Untersuchung zum Instabilitätsverhalten scherbeanspruchter Risse
- Nr. 99 Bernd Westerhoff:
Eine Untersuchung zum geschwindigkeitsabhängigen Verhalten von Stahl
- Nr. 100 Marc Mittelbach:
Simulation des Deformations- und Schädigungsverhaltens beim Stoßversuch mit einem Kontinuums-Damage-Modell
- Nr. 101 Ulrich Hoppe:
Über grundlegende Konzepte der nichtlinearen Kontinuumsmechanik und Schalentheorie
- Nr. 102 Marcus Otto:
Erweiterung des Kaustikenverfahrens zur Analyse räumlicher Spannungskonzentrationen
- Nr. 103 Horst Lanzerath:
Zur Modalanalyse unter Verwendung der Randelementemethode
- Nr. 104 Andreas Wichtmann:
Entwicklung eines thermodynamisch konsistenten Stoffgesetzes zur Beschreibung der Reckalterung
- Nr. 105 Bjarne Fosså
Ein Beitrag zur Fließflächenmessung bei vorgedehnten Stählen

**Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik
RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM
Nr. 105**