



RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM

U. Kikillus

Ein Beitrag zum zyklischen
Kiechverhalten von Ck 15

Heft Nr. 84



Mitteilungen
aus dem
Institut für Mechanik

Institut für Mechanik
Ruhr-Universität Bochum

Uwe Kikillus

Ein Beitrag zum
zyklischen Kriechverhalten
von Ck 15

Experimente und ein
elastisch-plastisches
Mehrflächenmodell

Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik Nr. 84
Mai 1993

Herausgeber: Institut für Mechanik der Ruhr-Universität Bochum

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Mechanik 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. F. Baumgart danke ich für sein Interesse und die Übernahme des Korreferates.

Weiterhin möchte ich all denen danken, die mich in der Entstehungsphase dieser Arbeit unterstützt haben. Im experimentellen Bereich waren die Ratschläge meines erfahrenen Kollegen Dr.-Ing. H.-A. Lauert besonders wertvoll. Bei der Lösung technischer Probleme standen mir die Herren U. Böhme und P. Grundmann jederzeit hilfreich zur Seite. Wertvolle Beiträge im Laborbereich verdanke ich Frau Dipl.-Ing. P. Leyk und den Herren Dipl.-Ing. Bj. Fosså, Dipl.-Ing. W. Große-Wilde, Dipl.-Ing. Th. Kötting, cand. ing. C. Oberste-Brandenburg und cand. ing. M. Strothotte. Bei Werkstoffanalysen unterstützten mich die Mitarbeiter des Instituts für Werkstoffe. Für die Unterstützung bei der Erstellung des Manuskriptes danke ich Frau H. Brockmeyer, Frau cand. ing. B. Rosen sowie Herrn cand. ing. T. Paul.

Mai 1993

Uwe Kikillus

Referenten:

Prof. Dr.-Ing. O. T. Bruhns

Prof. Dr.-Ing. F. Baumgart

Tag der Einreichung: 08.01.93

Tag der mündlichen Prüfung: 28.05.93

© 1993

Dr.-Ing. Uwe Kikillus

Bonifatiusstr. 22

44892 Bochum

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

Zusammenfassung:

In dieser Arbeit wird das Materialverhalten von Ck 15 bei Dehnungs- und Spannungssteuerung vorgestellt und ein neues Grenzflächenmodell entwickelt.

Im experimentellen Teil wird anhand zyklischer Belastungen mit Dehnungsvorgaben das Ver- und Entfestigungsverhaltens beschrieben. Ratchetting ergibt sich bei einaxialen, zyklischen Versuchen mit Spannungsvorgaben. Kleine Unterschiede zwischen Belastungs- und Gegenbelastungspfad addieren sich zur zyklischen Kriechdehnung auf. Dieses Verhalten wird auch bei nichtproportionalen Belastungsbedingungen beobachtet.

Um zyklisches Kriechen nicht erheblich zu groß zu modellieren, wird eine im Spannungsraum bewegliche Grenzfläche konstanten Durchmessers eingeführt. Die Bewegungsgleichung der Grenzfläche besteht aus einem Folgeterm und einem Abklingterm. Dadurch kann sowohl Shakedown als auch Ratchetting modelliert werden. Die Auswahl der Materialfunktionen erfolgt phänomenologisch.

Ein Vergleich zwischen den experimentellen Ergebnissen und den Simulationsrechnungen zeigt die Anwendbarkeit des Modells in weiten Bereichen.

Summary:

In this thesis the material behaviour of Ck 15 under strain and stress control is presented. A new bounding surface model is developed.

The hardening and softening behaviour is described in the experimental part by cyclic loading with strain limits. Ratchetting is the result of uniaxial cyclic tests under stress control. Small differences between loading and reloading path sum up to a cyclic creep strain. This behaviour is observed in nonproportional processes, too.

To prevent overprediction of the cyclic creep, a transient bounding surface in stress space with constant radius is introduced. The evolution of the bounding surface is divided into an oscillating part and a recovery part. That way shakedown as well as ratchetting can be modeled. Material functions are determined phenomenologically.

Numerical simulation shows good results compared with the experimental data in a wide range of application.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	i
Bezeichnungen und Vereinbarungen	iv
1. Einleitung	1
2. Experimentelle Methodik	4
2.1 Aufbau der Universalprüfmaschine	5
2.1.1 Maschinenrahmen	7
2.1.2 Regelelektronik	7
2.1.3 Rechnersteuerung	8
2.2 Proben aus Stahl Ck 22	10
2.2.1 Probengeometrie	10
2.2.2 Probenmaterial	11
2.3 Messung der mechanischen Größen	14
2.3.1 Biaxiales Extensometer	14
2.3.2 Kalibrierung	19
2.3.3 Bestimmung der Spannungen und Dehnungen	20
2.4 Zyklische Vorbelastung	24
2.5 Optimieren der Regelparameter	25

2. 5. 1 Automatische Optimierung der Regelparameter	27
2. 5. 2 Manuelles Optimieren der Regelparameter	28
3. Experimentelle Ergebnisse	33
3. 1 Versuchsprogramm	33
3. 2 Zugversuche	37
3. 3 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Dehnungsvorgaben	39
3. 4 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Spannungsvorgaben	54
3. 5 Zyklische Torsionsversuche mit Gleitungsvorgaben	75
3. 6 Zyklische Versuche mit wechselnden Belastungsrichtungen	81
3. 7 Zyklische Torsion mit Spannungsvorlast in Zugrichtung	84
3. 8 Zyklische Torsion mit Dehnungsvorlast in Zugrichtung	91
3. 9 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Dehnungsraum	94
3. 10 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Spannungsraum	104
4. Literaturüberblick	114
4. 1 Modellierung von zyklischem Kriechen	115
4. 1. 1 Experimente und Modell von Hassan, Corona und Kyriakides	115
4. 1. 2 Modell von Chaboche	122
4. 2 Experimente und MFG-Modell von Pape	125
5. Modifiziertes MFG-Modell zur Wiedergabe von zyklischem Kriechen	131
5. 1 Entwicklung des Modells	131
5. 2 Anpassen der Materialfunktionen und -parameter	139
5. 2. 1 Isotroper Modul	140
5. 2. 2 Folgemodul der Grenzfläche und kinematischer Modul	141
5. 2. 3 Abklingmodul der Grenzfläche	147
5. 2. 4 Entfestigungsmodul	150
5. 2. 5 Zusammenstellung der Parameter	152

6. Vergleich zwischen Experiment und Simulationsrechnung	153
6. 1 Simulationsprogramm	153
6. 2 Zugversuche	154
6. 3 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Dehnungsvorgaben	156
6. 4 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Spannungsvorgaben	164
6. 5 Zyklische Torsionsversuche mit Gleitungsvorgaben	179
6. 6 Zyklische Versuche mit wechselnden Belastungsrichtungen	180
6. 7 Zyklische Torsion mit Spannungsvorlast in Zugrichtung	181
6. 8 Zyklische Torsion mit Dehnungsvorlast in Zugrichtung	181
6. 9 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Dehnungsraum	184
6. 10 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Spannungsraum	188
7. Zusammenfassung und Ausblick	190
8. Literaturverzeichnis	193

Bezeichnungen und Vereinbarungen

Kapitelnummern werden dann angegeben, wenn die Symbole nur dort gültig sind oder dort in einem anderen Kontext benutzt werden.

Lateinische Symbole

a	Materialparameter (4.1.1)
a	Materialparameter (4.2)
\underline{a}	Deviator des kinematischen Spannungstensors (4.1.1)
A_0	Querschnittfläche der unverformten Probe
b	Materialparameter (4.1.1)
b	Materialparameter (4.1.2)
b	Materialparameter (4.2)
c	Materialparameter (4.2)
c_1	Materialparameter (4.1.1)
c_2	Materialparameter (4.1.1)
C_i	Materialparameter (4.1.2)
d	Materialparameter (4.2)
\hat{d}_1	Materialparameter (4.2)
\hat{d}_2	Materialparameter (4.2)
d_a	Außendurchmesser der Probe
d_i	Innendurchmesser der Probe
d_m	mittlerer Durchmesser der Probe

D	Differentialanteil
\underline{D}	Verzerrungsgeschwindigkeit
\underline{D}_e	elastische Verzerrungsgeschwindigkeit
\underline{D}_i	inelastische Verzerrungsgeschwindigkeit
$\underline{D}_{(p)}$	plastische Verzerrungsgeschwindigkeit (4.2)
\underline{e}_η	Einheitstensor in Richtung von η
\underline{e}_ν	Einheitstensor in Richtung von ν
E_0^P	Materialparameter (4.1.1)
f_{np}	Nichtproportionalitätsfaktor
F	Fließfläche
F	Kraft
G	Gleitmodul
G	Grenzfläche
h	Faktor in H (4.1.1)
h_m	Verfestigungsmodul
H	Tangentenmodul (4.1.1)
I	Integralanteil
k	Fließflächenradius
k	Materialparameter bzw. Materialfunktion (4.1.1)
k	Anfangsfließspannung (4.1.2)
k_0	Materialparameter in k_{gr}
k_0	Materialparameter (4.1.1)
k_0	Materialparameter (4.2)
k_1	Materialparameter (4.1.1)
k_f	Fließflächenradius bei Versuchsbeginn
k_{gr}	stabiler Wert von k
k_{np}	Materialparameter in k_{gr}
k^*	Grenzflächenradius
K_P, K_I, K_D	Beiwerte für Regelparameter nach DIN 19226
l	Radius der Mikrofläche
l	Weg zur Berechnung des Verdrehwinkels
l_0	Länge der unverformten Probe
Δl	Längenänderung
L	Belastungsbedingung
m	Materialparameter (4.1.1)
m	Materialparameter (4.1.2)

m_i	Materialparameter
M	Moment
M	Mikrofläche
\underline{n}	Normalentensor auf der Fließfläche
p	Exponent der Potenzfunktion in Λ
p	äquivalente plastische Dehnung (4.1.2)
P	Proportionalanteil
q	Speichervariable im Dehnungsraum (4.1.2)
q	Kenngröße der Potenzfunktion in Λ
Q	Faktor in \dot{R} (4.1.2)
Q_M	Materialparameter (4.1.2)
Q_0	Materialparameter (4.1.2)
r	Meßkugelradius des Wegaufnehmers für Torsion
r	Faktor in k (4.1.1)
r_i	Materialparameter
R	Faktor im Abklingmodul der Grenzfläche
R	Montageradius des Wegaufnehmers für Torsion
R	Zuwachs der Fließspannung (4.1.2)
s_1	interne Wegmessung
s_2	externe Wegmessung
\underline{s}	Deviator des Spannungstensors (4.1.)
Δs	Weg zur Berechnung des Verdrehwinkels
Δs_M	Meßweg des Wegaufnehmers für Torsion
\underline{S}	Kirchhoff-Spannungstensor
t	Wandstärke der Probe
t_i	Materialparameter
t_A	Abtastzeit
\underline{t}	Deviator des Kirchhoff-Spannungstensors
\underline{t}^*	virtueller Spannungszustand zu \underline{t}
T_n	Nachstellzeit nach DIN 19226
T_v	Vorhaltezeit nach DIN 19226
W_{T0}	Widerstandsmoment der unverformten Probe
X_l	Materialparameter (4.1.2)
\underline{X}	kinematischer Spannungstensor (4.1.2)
\underline{X}_i	Anteil des kinematischen Spannungstensors (4.1.2)

Griechische Symbole

α	Komponente von $\underline{\alpha}$ in Zugrichtung
α_0	Komponente α bei Versuchsbeginn
α_0	Wert von α bei Fließbeginn (4.2)
α_t	Komponente von $\underline{\alpha}$ in Torsionsrichtung
$\dot{\alpha}_v$	Vergleichsgeschwindigkeit von $\underline{\alpha}$
α^*	Komponente von $\underline{\alpha}^*$ in Zugrichtung
α_t^*	Komponente von $\underline{\alpha}^*$ in Torsionsrichtung
$\underline{\alpha}$	kinematischer Spannungstensor (Deviator)
$\underline{\alpha}$	kinematischer Spannungstensor (4.1.1)
$\underline{\alpha}^*$	Mittelpunkt der Grenzfläche (Deviator)
$\nabla \underline{\alpha}_1^*$	Folgeterm der Grenzfläche
$\nabla \underline{\alpha}_2^*$	Abklingterm der Grenzfläche
$\nabla \underline{\alpha}_2^+$	klassischer Abklingterm
γ	Gleitung
γ	Materialparameter (4.1.1)
γ_i	inelastische Gleitung
γ_i	Materialkonstanten (4.1.2)
γ'	gewichtete Gleitung
$\Delta\gamma/2$	Gleitungsamplitude
$\Delta\gamma'/2$	gewichtete Gleitungsamplitude
Γ	isotroper Modul
δ	Abstand Fließfläche – Grenzfläche (4.1.1)
δ	Abklingterm für kinematische Verfestigung (4.2)
δ_{in}	Abstand Fließfläche – Grenzfläche bei Fließbeginn (4.1.1)
ϵ	Dehnung
ϵ_0	Dehnung (Hilfsgröße)
ϵ_f	Dehnung an der Fließgrenze
ϵ_i	inelastische Dehnung
ϵ_{max}	maximale Dehnung im Zyklus
ϵ_{min}	minimale Dehnung im Zyklus
ϵ_{mit}	mittlere Dehnung in einem Zyklus
ϵ_{off}	Offset-Dehnung

ϵ_{vor}	Vorlastdehnung
ϵ_L	Lüders-Dehnung
ϵ_v'	gewichtete Vergleichsdehnung
ϵ^P	plastische Dehnung (4.1.1)
ϵ_e^P	äquivalente plastische Dehnung (4.1.1)
$\Delta\epsilon/2$	Dehnungsamplitude
$\Delta\epsilon_p/2$	plastische Dehnungsamplitude (4.1.2)
$\underline{\epsilon}_p$	plastischer Dehnungstensor (4.1.2)
$\underline{\epsilon}^P$	plastischer Dehnungstensor (4.1.1)
$\underline{\eta}$	Verbindung von \underline{t} nach \underline{t}^*
λ	Faktor in der Normalenregel
Λ	kinematischer Modul
Λ_1	Vorfaktor der Potenzfunktion in Λ
Λ_2	Minimum der Potenzfunktion in Λ
Λ_3	zusätzlicher Verfestigungsanteil in Λ
μ	Verfestigungsarbeit
μ	Materialparameter (4.1.2)
$d\mu$	folgt aus der Konsistenzbedingung (4.1.1)
ν	Querkontraktionszahl
$\underline{\nu}$	Verbindung von $\underline{\alpha}$ nach \underline{t}^*
ξ	Dissipationskoeffizient (4.2)
σ	Normalspannung
σ_f	Normalspannung an der Fließgrenze
σ_{iso}	isotroper Spannungsanteil
σ_{kin}	kinematischer Spannungsanteil
σ_o	obere Streckgrenze
σ_{mit}	mittlere Spannung in einem Zyklus
σ_u	Normalspannung bei Belastungsumkehr
σ_{vor}	Vorlastspannung
σ_v'	gewichtete Vergleichspannung
σ_0	Fließspannung (4.1.1)
σ_b	Materialparameter (4.1.1)
σ^*	Grenzspannung
$\underline{\sigma}$	Referenzzustand auf der Grenzfläche (4.1.1)
$\Delta\sigma/2$	Spannungsamplitude
$\underline{\sigma}$	Spannungstensor (4.1.1)

$\underline{\sigma}$	Spannungstensor (4.1.2)
τ	Schubspannung
τ'	gewichtete Schubspannung
τ'_{mit}	gewichtete mittlere Schubspannung
$\Delta\tau'/2$	gewichtete Schubspannungsamplitude
φ_1	interner Winkel
φ_2	externer Winkel
$\Delta\varphi$	Verdrehwinkel der Probe
Φ	kinematische Grenzfunktion (4.2)
Φ_0	Materialparameter (4.2)
Ψ_1	Folgemodul der Grenzfläche
Ψ_2	Abklingmodul der Grenzfläche

Vereinbarungen

$\underline{1}$	Einstensor
Sp	Spur eines Tensors
$J()$	Invariante im deviatorischen Spannungsraum nach v. Mises (4.1.2)
sgn	Vorzeichenfunktion
:	Doppeltskalarprodukt (2. Grundinvariante)
$\ \ \ $	quadratische Norm
$(\dot{})$	materielle Zeitableitung
(∇)	objektive Zeitableitung (z. B. Jaumann)
$\langle \ \rangle$	McCauley-Klammern

1. Einleitung

Strukturen aus metallischen Werkstoffen werden in unterschiedlichsten Bereichen eingesetzt. Sie müssen monotonen, wechselnden, zyklischen und stochastischen Belastungen bis in den plastischen Bereich hinein standhalten. Anwendungen ergeben sich z. B. bei Druckgefäßen, Kraftwerkskomponenten, erdbebengefährdeten Gebäuden sowie bei Konstruktionen der Offshore-Technik in rauher See. Um das Strukturverhalten unter solchen Bedingungen simulieren zu können, wird eine Stoffgesetzformulierung benötigt, die das Verhalten des eingesetzten Werkstoffes unter verschiedensten Bedingungen modellieren kann. Angestrebt wird einerseits eine Fehlerminimierung bei der Berechnung der auftretenden Spannungen und Verformungen und andererseits eine Voraussage über Schädigungen und Lebensdauer.

Die Entwicklung der Stoffgesetze ist inzwischen so weit fortgeschritten, daß monotonen und zyklisches Verhalten unter vielen Bedingungen gut vorausgesagt werden kann. Es gibt Modelle, die neben dem quasistationären Verhalten auch Geschwindigkeits- und Temperatureinflüsse sowie Materialschädigung berücksichtigen. Aussagen über zyklisches Verhalten werden vornehmlich nur für dehnungsgesteuerte Prozesse getroffen. Soll jedoch auch komplexes Strukturverhalten simuliert werden, ist eine derartige Einschränkung für die Randbedingungen der Belastung nicht zulässig. Deshalb werden neuerdings auch Formulierungen entwickelt, die spannungsgesteuerte Prozesse richtig wiedergeben sollen. Haupteffekt dieser Belastungsart ist das zyklische Kriechen, auch Ratchetting genannt. Diese Arbeit will einen Beitrag zum

zyklischen Kriechverhalten leisten. Als Werkstoff wird ein ferritischer Edelstahl Ck 15 gewählt.

Im experimentellen Teil dieser Arbeit erfolgt eine Beschränkung auf isotherme und quasistationäre Prozesse. Als Prüfkörper dienen dünnwandige Hohlzylinderproben, die Belastungen in Zug-, Druck- und Torsionsrichtung ausgesetzt werden. Dadurch kann ein bedeutender Teil der für die Strukturberechnung wichtigen Werkstoffeigenschaften untersucht werden. Entsprechend den Versuchsbedingungen kann die Modellierung des Materialverhaltens im Rahmen der zeitunabhängigen isothermen Plastizitätstheorie erfolgen.

Kapitel 2 macht zunächst mit der experimentellen Methodik vertraut. Nach Anmerkungen zur Struktur und Arbeitsweise der benutzten servohydraulischen Universalprüfmaschine wird die gewählte Probengeometrie erläutert und auf das Probenmaterial eingegangen. Es wird die Messung der geometrischen Größen — auch mit externen Meßeinrichtungen — und die sich daraus ergebende Bestimmung der Spannungen und Dehnungen erläutert. Besondere Aufmerksamkeit wird der Optimierung der Parameter der digitalen Regelung gewidmet.

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen stehen im Mittelpunkt des Kapitels 3. Ausgegangen wird von Zugversuchen und zyklischen proportionalen und nichtproportionalen Belastungen mit Dehnungsvorgaben. Sie dienen zur Beschreibung des isotropen und kinematischen Ver- und Entfestigungsverhaltens von Ck 15. Das zyklische Kriechverhalten wird zunächst mit Hilfe von einaxialen, zyklischen, quasistationären Versuchen mit Spannungsvorgaben untersucht. Bei diesen Versuchen mit mäßigen Mittelspannungen ergeben sich nahezu symmetrische Bedingungen in Belastungen und Gegenbelastung. Kleine Dehnungsunterschiede zwischen beiden Teilpfaden addieren sich jedoch mit zunehmender Zykluszahl zur immer größer werdenden zyklischen Kriechdehnung auf. Das zyklische Kriechverhalten wird auch unter verschiedenen nichtproportionalen Belastungsbedingungen untersucht.

Kapitel 4 stellt einen Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit denen anderer Autoren an. Zum zyklischen Kriechen eines dem Ck 15 ähnlichen Werkstoffes liegen Ergebnisse von HASSAN *et al.* [1992 a,b] vor, die sich jedoch in den Versuchsbedingungen von den Versuchen der hier vorliegenden Arbeit unterscheiden und nur einen kleineren Bereich von Versuchsparametern abdecken. Die von Hassan *et al.* bevorzugte Stoffgesetzformulierung wird vorgestellt. Die Arbeit von CHABOCHE [1991] gibt

einen Überblick über die experimentellen Erfahrungen zum Ratchetting bei austenitischen Stählen. Es wird ebenfalls auf das von Chaboche formulierte Werkstoffmodell eingegangen. Das Stoffgesetz von PAPE [1988] ist eine Grenzflächenformulierung mit zusätzlicher Fläche mit Erinnerungseffekt im Raum des kinematischen Spannungstensors. Es gibt die von Pape durchgeführten zyklischen proportionalen und nichtproportionalen dehnungsgesteuerten Versuche an Ck 15 gut wieder. Es ist in der Lage, neben Verfestigung auch Entfestigung zu modellieren.

Dieses Modell dient in Kapitel 5 als Basis zu neuen konstitutiven Formulierungen. Die grundlegenden Ansätze von Pape werden übernommen. Um zyklisches Kriechen nicht erheblich zu groß zu modellieren, muß jedoch die idealplastische Grenzfläche von Pape verworfen und durch eine im Spannungsraum bewegliche Grenzfläche konstanten Durchmessers ersetzt werden. Die Bewegungsgleichung der Grenzfläche besteht aus einem Folgeterm und einem Abklingterm. Der Folgeterm führt zu einer Symmetrie zwischen Fließfläche und Grenzfläche und tendiert dadurch zum Shakedown. Durch den Abklingterm wird es möglich, das Maß des Ratchetting zu kontrollieren. Die Auswahl und Anpassung der Materialfunktionen erfolgt phänomenologisch in starker Anlehnung an das Experiment.

Kapitel 6 zeigt einen Vergleich zwischen den experimentellen Ergebnissen und den Berechnungen mit der neuen Stoffgesetzformulierung. Er zeigt die Anwendbarkeit des Modells in weiten Bereichen der dehnungs- und spannungsgesteuerten Prozesse.

2. Experimentelle Methodik

Ziel dieses Kapitels ist es, die für diese Arbeit benutzten und entwickelten Methoden und Geräte darzustellen. Durch die Umrüstung der servohydraulischen Universalprüfmaschine des Lehrstuhls für Technische Mechanik auf eine digitale Regelelektronik wird eine vollständig rechnergestützte Durchführung und Überwachung der Versuche ermöglicht. Gleichzeitig werden die Anforderungen an Meß- und Regelgenauigkeit erhöht. Wesentliche Maßnahmen sind die Messung geometrischer Größen direkt an der Probe und die Regelung externer Größen. Durch diese Beseitigung von Meßfehlerquellen und die erhöhte Regelgüte können verschiedene Effekte erzielt werden: Ermitteln der Fließgrenze mit kleinen Offset-Dehnungen ohne Spline-Interpolation, Abgrenzung von transientem und stationärem Verhalten bei zyklischen Prozessen mit Verfestigung und Entfestigung, exaktes Umkehren der Belastungsrichtung bei zyklischen quasistationären Versuchen mit Spannungsvorgaben, gute Wiedergabe von Dehnungszuwächsen bei Versuchen mit geringem zyklischen Kriechen, etc.

Das nächste Unterkapitel beschäftigt sich mit dem Aufbau, der Wirkungsweise und den Einsatzmöglichkeiten der Universalprüfmaschine. Es folgen Anmerkungen zur Fertigung und Wärmebehandlung der Proben aus Ck 15 und — da der benutzte Werkstoff nicht aus einer Charge stammte — zur Spektral- und Härteanalyse. Anschließend wird die biaxiale externe Meßeinrichtung für Verlängerung und Verdrehung dieser Proben vorgestellt und auf die Kalibrierung aller Meßketten sowie

auf Auswerteverfahren, z. B. zur Bestimmung der Fließgrenze, eingegangen. Danach wird gezeigt, wie durch eine zyklische Vorbelastung der Proben ein reproduzierbares Verhalten erzeugt und wie Schwankungen aufgrund der ausgeprägten Streckgrenze von $C_k 15$ vermieden werden können. Abschließend wird das automatische und manuelle Optimieren der Regelparameter beschrieben.

2. 1 Aufbau der Universalprüfmaschine

Sämtliche Versuche wurden auf einer servohydraulischen Universalprüfmaschine der Schenck AG durchgeführt. Die Abb. 2.1 und 2.2 zeigen die Gliederung dieser Maschine. Im Maschinenrahmen sind Meßaufnehmer und Druckzylinder für Zug und Torsion, die über jeweils ein separates Servoventil vom Hydraulikaggregat versorgt werden, untergebracht. Jeweils eine digitale Regelektronik vom Typ S 56 mit einem Direktbedienfeld dient zur Durchführung von Zug- und Torsionsversuchen. Die Überwachung und Synchronisation geschieht mit einem IBM-kompatiblen Personal Computer.

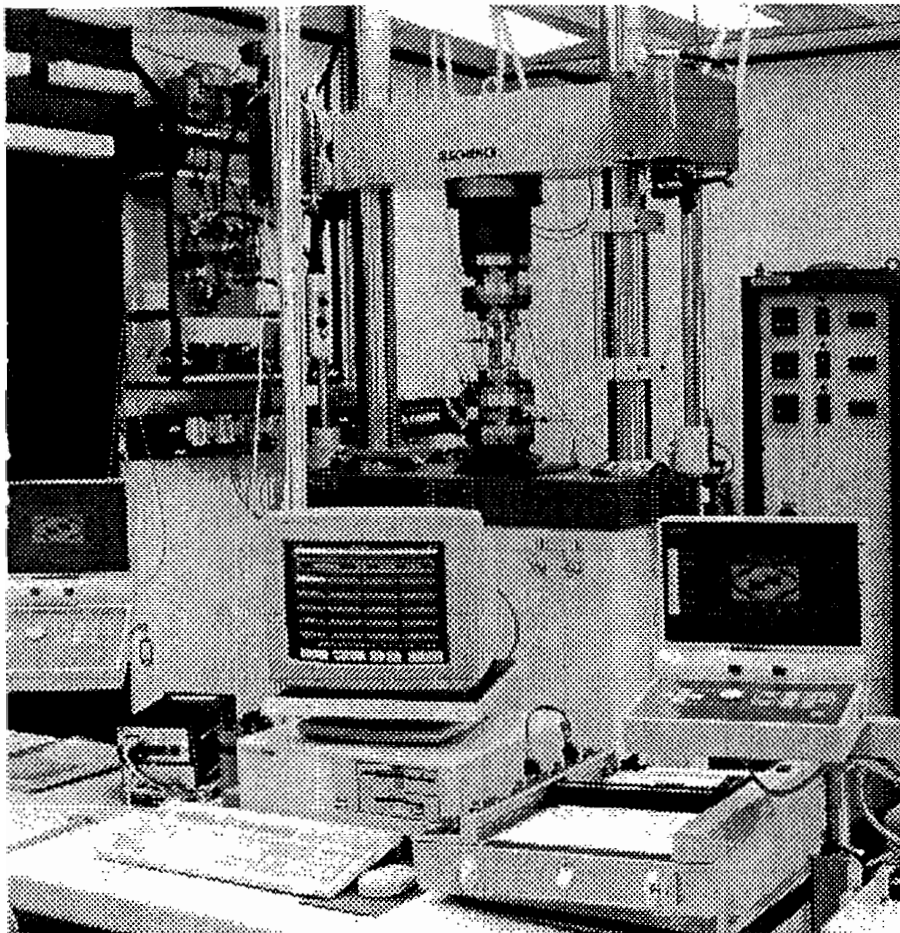
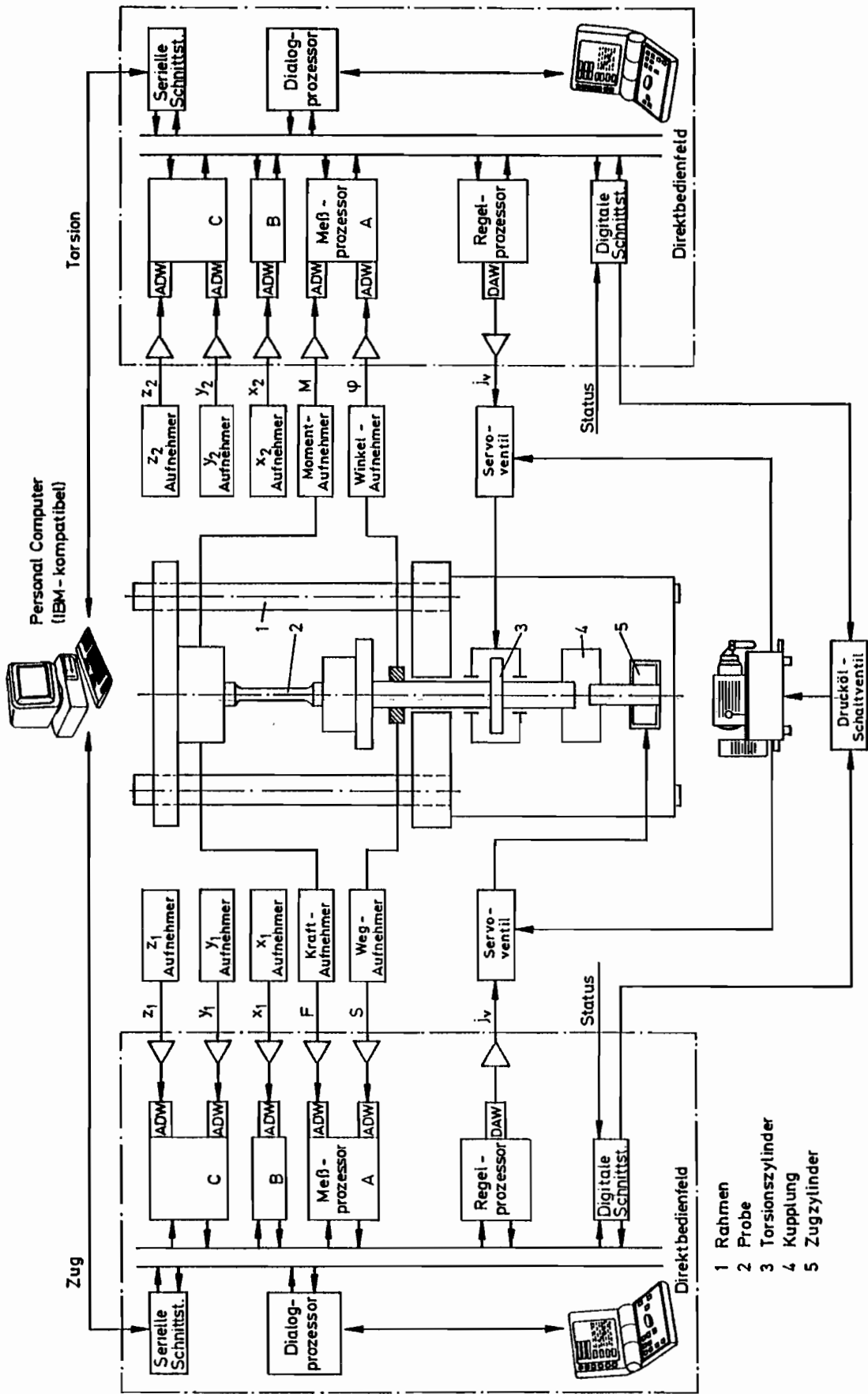


Abb 2.1

Schenck Hydropuls - Prüfmaschine mit digitaler Regelektronik S 56



- 1 Rahmen
- 2 Probe
- 3 Torsionszylinder
- 4 Kupplung
- 5 Zugzylinder

Abb 2.2

2. 1. 1 Maschinenrahmen

Die untere Einspannung der Probe läßt sich um $\pm 50\text{ mm}$ verfahren und um $\pm 50^\circ$ verdrehen. Durch den maximalen Druck des Hydraulikaggregats von 300 bar ergibt sich eine Nenn-Kraft von 160 kN und ein Nenn-Moment von 1000 Nm . Der maximale Durchsatz des Hydraulikaggregats von 40 l/min ermöglicht Geschwindigkeiten von 100 mm/s im Zug und gleichzeitig von $1000^\circ/\text{s}$ in der Torsion. Die maximalen Geschwindigkeiten hängen jedoch auch vom Betriebszustand ab. Die minimalen Geschwindigkeiten werden von der Auflösung der Meßaufnehmer, der Qualität der Regelung aber auch von der Dosierbarkeit der Servoventile beeinflusst.

Obere und untere Einspannung können mit Wasser gekühlt werden. Die obere Traverse läßt sich hydraulisch verfahren und fixieren. In ihr befindet sich auch eine DMS-Meßdose für Kraft und Moment. Die induktiven Aufnehmer für Weg und Winkel sind in der Nähe der jeweiligen Druckzylinder platziert. Die Meßbereiche entsprechen den oben genannten Maschinendaten.

2. 1. 2 Regelelektronik

Das Zusammenwirken zwischen dem mechanischen Teil der Prüfmaschine und der digitalen Hydropuls-Elektronik S 56 wird anhand der Zugeinheit erläutert. Die analogen Meßwerte für Kraft und Weg werden verstärkt, analog-digital-gewandelt und kalibriert. Nach den Vorgaben des Bedieners erzeugt der Sollwertgenerator einen Sollwert, der mit dem Istwert des gewählten Regelpfades verglichen wird. Der digitale PID-Regler erzeugt eine Stellgröße, die nach der Digital-Analog-Wandlung an das Servoventil weitergeleitet wird. Über Zugzylinder, Probe und Meßaufnehmer schließt sich der Regelkreis.

Die Auflösung der AD- und DA-Wandler beträgt 16 bit , d. h. $\pm 10\text{ V}$ entsprechen $\pm 32000\text{ Digits}$ (Meßstufen). Die Auflösung der Wandler ist damit $0,3125\text{ mV}$, Spannungen bis zu $\pm 10,24\text{ V}$ können gewandelt werden. Die Messung der Istwerte erfolgt intern mit 5000 Hz . Genauso oft kann ein Soll-/Istwert-Vergleich durchgeführt werden.

Als weitere Meßgrößen stehen durch die zusätzlichen Meßprozessoren B und C beliebige Werte x_1 , y_1 und z_1 zur Verfügung. Diese Werte werden vorab extern

verstärkt und dann als ± 10 V-Signale in die AD-Wandler eingeleitet. Die physikalischen Größen können beliebig gewählt werden, z. B. als Dehnung, extern gemessene Probenverlängerung, Querkontraktion oder Temperatur. Wird als x_1 eine Größe gewählt, die eindeutig durch die Zylinderbewegung beeinflusst werden kann, so darf x_1 auch Regelgröße sein. Bei den in dieser Arbeit gezeigten Versuchen ist meist die extern gemessene Probenverlängerung die Regelgröße.

Der interne digitale Sollwertgenerator kann als Sollwert-Zeit-Funktionen eine Rampe, eine Dreieckfunktion, eine Rechteckfunktion und einen Sinus erzeugen. Amplitude, Mittelwert, Frequenz und Schwingspielzahl (Rampenhöhe und -geschwindigkeit bei der Rampe) können vorgegeben und während des Versuches variiert werden. Eine Regelpfadumschaltung ist jederzeit sprungfrei möglich. Weiterhin kann ein analog vorgegebener — z. B. von einem Funktionsgenerator erzeugter — Sollwert abgefahren werden.

Die fünf Meßgrößen und zwei weitere beliebige Größen wie Sollwert oder Amplituden bzw. Mittelwerte von Istwerten stehen als Analogsignale zur Verfügung und können auf Meßschreibern protokolliert werden.

Das Setzen einer Überwachungsmatrix führt zur Reaktion auf verschiedene Ereignisse. Ereignisse können extern sein (Probenbruch, erhöhte Öltemperatur) oder auf Meßwerten beruhen (Über- oder Unterschreiten von Grenzen für Soll- und Istwert, unzulässige Regelabweichung). Die Reaktion kann zu Protokollmeldungen, anderen Versuchsparametern oder auch zur Abschaltung der Maschine führen.

2. 1. 3 Rechnersteuerung

Alle bisher genannten Funktionen können direkt über das menügesteuerte Direktbedienfeld angesprochen werden und laufen innerhalb der Regelelektronik ohne Unterstützung durch einen angeschlossenen Rechner ab. Sie belasten deshalb auch nicht die CPU-Zeit eines übergeordneten Rechners (Personal Computer, IBM-kompatibel). Dieser ist über jeweils eine serielle Schnittstelle mit den Regelelektroniken verbunden. Sämtliche Funktionen, die die S 56 zur Verfügung stellt — das sind mehr als von der Bedieneinheit angeboten — können direkt vom Rechner angesprochen werden. Versuchsvorbereitung und -durchführung sind deshalb voll programmgesteuert möglich. Bei biaxialen Versuchen synchronisiert der Rechner Zug- und Torsionseinheit.

Der Computer dient der Meßdatenerfassung, -speicherung und -weiterverarbeitung. Die Meßdatenerfassung ist in verschiedenen Betriebsarten möglich:

- Zunächst können Gruppen von Meßwerten oder daraus abgeleiteten Größen (Amplitude etc.) für einen einzelnen Meßzeitpunkt direkt abgefragt werden. Diese Größen stehen im Computer quasi zeitgleich zur Verfügung und ermöglichen nach einer schnellen Weiterverarbeitung eine unmittelbare Reaktion auf diese Messung. So kann zum Beispiel aus den Meßgrößen Kraft und Verlängerung eine Spannung ermittelt werden, entschieden werden, ob bei dieser Spannung eine Reaktion (Anhalten, Richtung Umkehren) erfolgen soll, und der entsprechende Befehl an die Regelelektronik übertragen werden. Dieser Vorgang kann nur bis zu 20 mal je Sekunde erfolgen, da relativ große ASCII-Datensätze über eine serielle Schnittstelle übertragen werden und die Datenübertragungsrichtung ständig wechselt. Da das in dieser Arbeit vorgestellte Versuchsprogramm nur langsame Versuche beinhaltet, wurde vornehmlich diese Betriebsart gewählt.
- Im sogenannten Wechselpuffer-Betrieb wird ein interner Speicher in zwei Pufferbereiche aufgeteilt. In dem einen Speicherbereich werden die ausgewählten Daten mit der gewünschten Rate abgespeichert, während der andere Speicherbereich binär über die serielle Schnittstelle an den Rechner übertragen wird. Ein ständiger Wechsel zwischen den Bereichen ermöglicht einen kontinuierlichen Betrieb. Werden je Meßzeitpunkt zwei Größen (Kraft und Weg) festgehalten, so kann die Rate über beliebig lange Versuchszeiten bis zu 200 Hz sein. Eine Reaktion auf einzelne Messungen ist nicht mehr möglich, aber bei vollständig vorab programmierbaren Versuchen, die nicht auf sekundär im Rechner ermittelten Werten beruhen, auch nicht nötig.
- Im gepufferten Meßbetrieb kann der gesamte Speicher mit 4000 Meßpunkten beschrieben werden. Die maximale Meßfrequenz ist die der Regelelektronik, also 5000 Hz . Nach Abschluß der Messung wird der Speicherinhalt an den Rechner übertragen. Eine kontinuierliche Messung über 4000 Messungen hinaus ist nicht möglich. Diese Betriebsart dient der Erfassung von sehr schnellen aber auch kurzen Versuchen. So können

schnelle Zugversuche bis zum Bruch auch bei maximaler Maschinengeschwindigkeit ($\dot{\epsilon} \approx 10^0 \text{ s}^{-1}$) mit etwa 1000 Meßwertpaaren erfaßt werden.

Weiter oben sind die interne Sollwerterzeugung und das analoge Vorgeben von Sollwerten beschrieben. Zusätzlich kann der übergeordnete Rechner der Regelelektronik beliebige Kurvenformen in digitaler Form vorgeben, wenn diese vom Sollwertgenerator nicht eigenständig erzeugt werden können. Ein Anwendungsbeispiel ist der kreisförmige Versuch in der Dehnungsebene. Da vom internen Sollwertgenerator kein Kosinus bzw. phasenversetzter Sinus erzeugt werden kann, muß die entsprechend synchronisierte Kurvenform digital vorgegeben werden. Weiterhin kann hier und bei anderen biaxialen Versuchstypen vorab berücksichtigt werden, daß die aktuelle Gleitung nicht nur vom Verdrehwinkel und der Ausgangslänge, sondern auch von der Längenänderung abhängt.

2. 2 Proben aus Stahl Ck 15

2. 2. 1 Probengeometrie

Proben für kombinierte Zug-/Druck- und Torsionsversuche sollen dünnwandige Hohlzylinderproben sein. Angestrebt werden soll ein Verhältnis von Wanddicke zu mittlerem Probenradius von 0,1. Um einen homogenen Verzerrungszustand zu erreichen, muß die Probe auch hinreichend lang sein (Meßlänge zu mittlerem Radius ungefähr 10). Je dünner die Wandstärke der Probe gewählt wird, desto aufwendiger und schwieriger wird bei hinreichend langer Probenlänge die Fertigung auch auf CNC-Maschinen. Weiterhin führt eine lange, dünnwandige Probe bei zyklischen Belastungen schnell zu Instabilitäten. Bei der hier gewählten Probe (Abb. 2.3) ist das Verhältnis Wandstärke zu Radius 0,14 und das Verhältnis Meßlänge zu Radius 8,7. Sie verhält sich im Zug-/Druckversuch bei Dehnungsamplituden bis etwa 1,0% für weit mehr als 100 oder sogar mehr als 1000 Zyklen stabil. Bei einer Dehnungsamplitude von 1,2% beginnen Instabilitäten nach 20 bis 50 Zyklen, bei einer Dehnungsamplitude von 1,5% tritt ein Versagen schon nach wenigen Zyklen auf.

Die beiden Kragen der Proben dienen zur Aufnahme einer externen Meßeinrichtung. Alle gefertigten Proben werden einzeln vermessen, so daß für die spätere Spannungsberechnung auch kleine Abweichungen in der Querschnittsfläche berücksichtigt werden können.

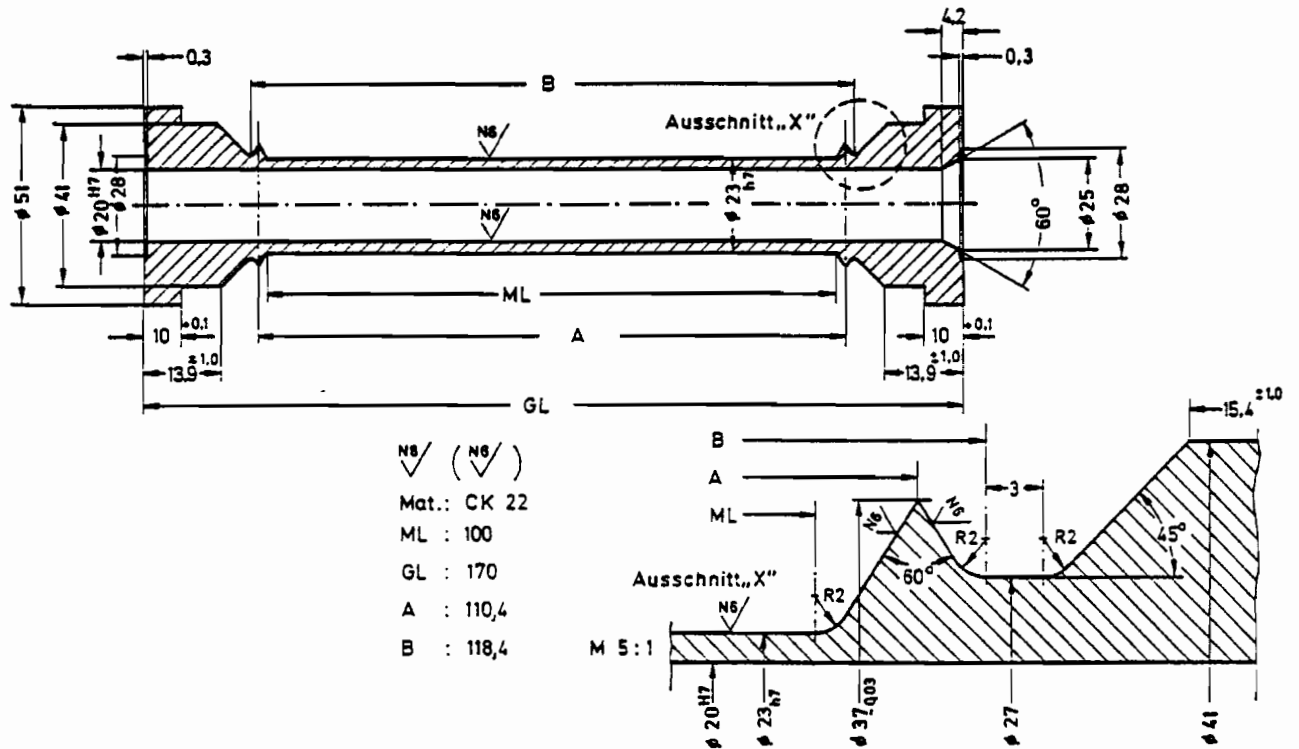


Abb. 2.3

2. 2. 2 Probenmaterial

Als Probenmaterial wird ein Vergütungsstahl, der unlegierter Edelstahl Ck 15 benutzt. Die Proben werden aus massivem Rundmaterial mit 55 mm Durchmesser gefertigt. Nach der mechanischen Bearbeitung werden die Proben bei 900 °C im Vakuum für zwei Stunden normalisiert, um ein homogenes Ausgangsgefüge herzustellen.

Erste vorab durchgeführte Zugversuche (Abb. 2.4) ergeben, daß sich die Proben in zwei abgrenzbare Gruppen unterteilen lassen, obwohl aufgrund der einheitlichen Behandlung Homogenität erwartet wird. Das Spannungsniveau der härteren Proben liegt etwa 5% über dem der weicheren Proben. Die Unterschiede zwischen beiden Gruppen sind zu groß, um sie für eine größere Versuchsserie zu akzeptieren. Aufgrund der Wärmebehandlung aller Proben im gleichen Arbeitsgang muß die Ursache für die Abweichungen im Probenmaterial gesucht werden.

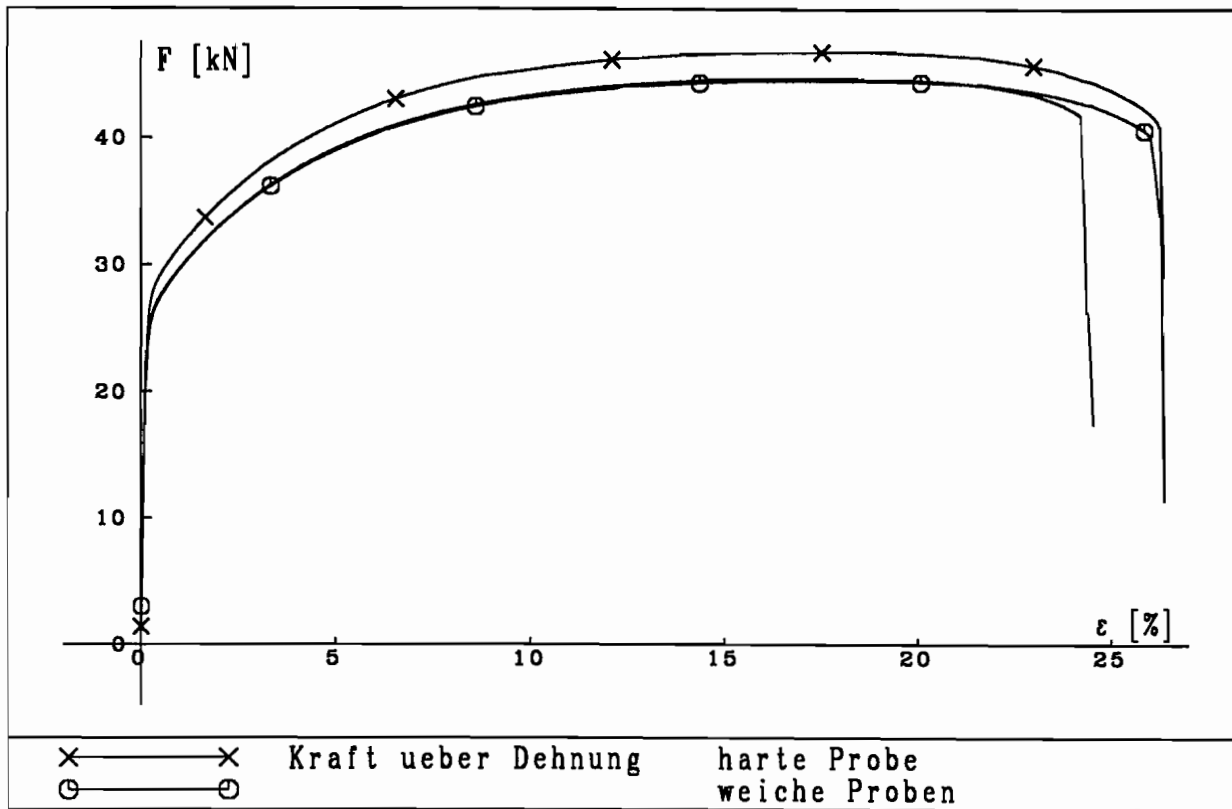


Abb. 2.4

Als erste zuverlässige, aber kostensspielige Untersuchungsmethode bietet sich die optische Metallspektroskopie einer harten und einer weichen Probe an. In einem Emissionsspektrometer werden im Vakuum durch Funkenanregung aus einem Prüfkörper (kleine Scheibe einer Probe) Atome herausgelöst. Durch den Anregungsprozeß nehmen die äußeren Elektronen der Atome Plätze auf weiter außen liegenden Schalen ein und senden beim Zurückkehren in den energiearmen Zustand Licht elementtypischer Wellenlänge aus. Die gemessenen Wellenlängen und die dazu gehörigen Intensitäten lassen einen quantitativen Rückschluß auf die Probenzusammensetzung zu (MACHERAUCH [1990]). Die Ergebnisse einer solchen Analyse mit einem modernen rechnergestützten Emissionsspektrometer zeigt Abb. 2.5.

%	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Ti	Al	V	Sn
weich	.171	.191	.450	.0091	.0052	.083	.054	<	.221	<	.0065	<	.0108
hart	.166	.215	.473	.0238	.0122	.167	.077	<	.246	<	.0051	<	.0128

Abb. 2.5

Das Material der weichen und der harten Proben ist als Ck 15 (Werkstoffnummer 1.1141) zu klassifizieren (WEGST [1986]).

Die Durchführung einer Spektralanalyse an allen Proben scheitert daran, daß die Proben für das Emissionsspektrometer zu groß und die Kosten für diese Untersuchung zu hoch sind. Statt dessen wird an allen Proben eine Härteprüfung nach Vickers durchgeführt. Eine vierseitige Diamantpyramide dringt mit einer vorgegebenen Prüfkraft in die geschliffene Oberfläche des zu untersuchenden Werkstücks ein. Aus den Längen der Diagonalen des Eindrucks in der Werkstückoberfläche und aus der Prüfkraft ergibt sich die dimensionlose Vickershärteangabe (MACHERAUCH [1990]). Als Prüfkraft werden 294 N gewählt. Nach jeweils sechs Messungen, Streichung des größten und kleinsten Wertes und Mittelung ergibt sich Abb. 2.6.

Vickers-Härte	Anzahl
117 HV 30	XXX XXXXXXXXXXXXX
118 HV 30	XXXXXXXXXXXXX XXXXXXXXXX
119 HV 30	XXXXXXXXXXXXX XX
120 HV 30	X
121 HV 30	
122 HV 30	XX
123 HV 30	X
124 HV 30	XXX XXXX
125 HV 30	XXXX X
126 HV 30	X

Abb. 2.6

Die Proben mit einer Vickershärte kleiner als 120 können genauso wie die Proben mit einer Vickershärte größer als 123 als homogene Gruppe bezeichnet werden. Die drei dazwischenliegenden Proben werden keiner der beiden Gruppen zugeordnet. Die größere Gruppe besteht aus 54 weichen Proben, die kleinere aus 14 harten Proben. Für alle weiteren Versuche werden weiche Proben benutzt.

2.3 Messung der mechanischen Größen

Die Bestimmung von Normal- und Schubspannung, Dehnung und Gleitung der Probe beruht auf der Messung von Kraft, Moment, Längenänderung und Verdrehung. Die DMS-Meßdose für Kraft und Moment ist zwischen der oberen Einspannung der Probe und der oberen Traverse eingebaut. Sie befindet sich direkt im Kraftfluß, die Einbauposition hat keinen Einfluß auf die Meßergebnisse. Ihre Meßbereiche sind zwar größer als die maximalen beobachteten Kräfte und Momente, aber von der gleichen Größenordnung.

Die induktiven Aufnehmer für Weg und Winkel befinden sich in der Nähe der Hydraulikzylinder, kontrollieren also die Position der Zylinder und nicht direkt die Verlängerung und Verdrehung der Probe. Es werden grundsätzlich zu große Veränderungen gemessen, da zusätzlich die Verformungen der Einspannungen, der Kraftmeßdose, der Traverse und der Stützsäulen mit berücksichtigt werden. Im Zug beträgt dieser reproduzierbare Meßfehler im elastischen Bereich etwa 50 %, in Torsionsrichtung ist die Maschine deutlich steifer. Da diese Verformungen weitgehend linear zur Kraft (zum Moment) sind, sind zwar wie bei PAPE [1988] Rückschlüsse auf die Längenänderung und Verdrehung der Probe möglich, jedoch treten spätestens dann Schwierigkeiten auf, wenn exakte geometrische Pfade in der Dehnungs-/Gleitungsebene vorgegeben werden sollen. Ebenso sind die zu beobachtenden Längenänderungen ($\pm 1,5 \text{ mm}$ bei Dehnungsvorgaben und insgesamt 10 mm bei Spannungsvorgaben) erheblich kleiner als der Gesamtumfang des eingebauten Wegaufnehmers von 100 mm . Obendrein werden die Meßergebnisse der internen Aufnehmer von der schwankenden Öltemperatur beeinflusst.

2.3.1 Biaxiales Extensometer

Es bietet sich also an, geometrische Größen direkt an der Probe zu messen, und diese dann auch zur exakteren Regelung der Versuche zu nutzen. Die besten Ergebnisse liefert die Applikation von mehreren DMS-Rosetten auf jede Probe. Jedoch ist dann der Dehnungsbereich und vor allem die Zahl der möglichen Belastungsumkehrungen stark eingeschränkt. Eine praktikablere Lösung ist ein biaxiales Extensometer. Eindimensionale Extensometer sind schon seit langer Zeit handelsüblich und können

auf die Probe aufgeklemmt werden (z. B. Hottinger DD 1), zweidimensionale handelsübliche sind auf einen sehr engen Bereich begrenzt.

Von anderen Wissenschaftlern entwickelte biaxiale Extensometer sind von ihrem Aufbau her meist kompliziert, auf einen bestimmten Arbeitsbereich (Dehnung, Gleitung, Temperatur, Platzbedarf) abgestimmt und werden im Bereich der homogenen Verformung auf die Probe aufgeklemmt oder sogar in ihr untergebracht (SOCIE, WAILL, DITTMER [1985]). WU, XU [1990] geben einen Überblick und stellen ein neues Extensometer vor. Bei aufgeklemmten, reibschlüssigen Extensometern besteht besonders bei hydraulischen Prüfmaschinen die Gefahr, daß diese sich durch Vibrationen relativ zur Probe bewegen. Auch wenn daraus resultierende Meßfehler unwahrscheinlich und klein sind, erscheint es doch zu gefährlich, die Regelung auf einem derartigen reibschlüssigen System beruhen zu lassen, zumal auch bei dem handelsüblichen DD 1 nach längerer Versuchszeit Probleme auftauchen. Da derartige Probleme schlimmstenfalls zur Zerstörung der Meßeinrichtung führen, wird hier ein zuverlässigeres formschlüssiges Aufklemmen der Meßeinrichtung bevorzugt.

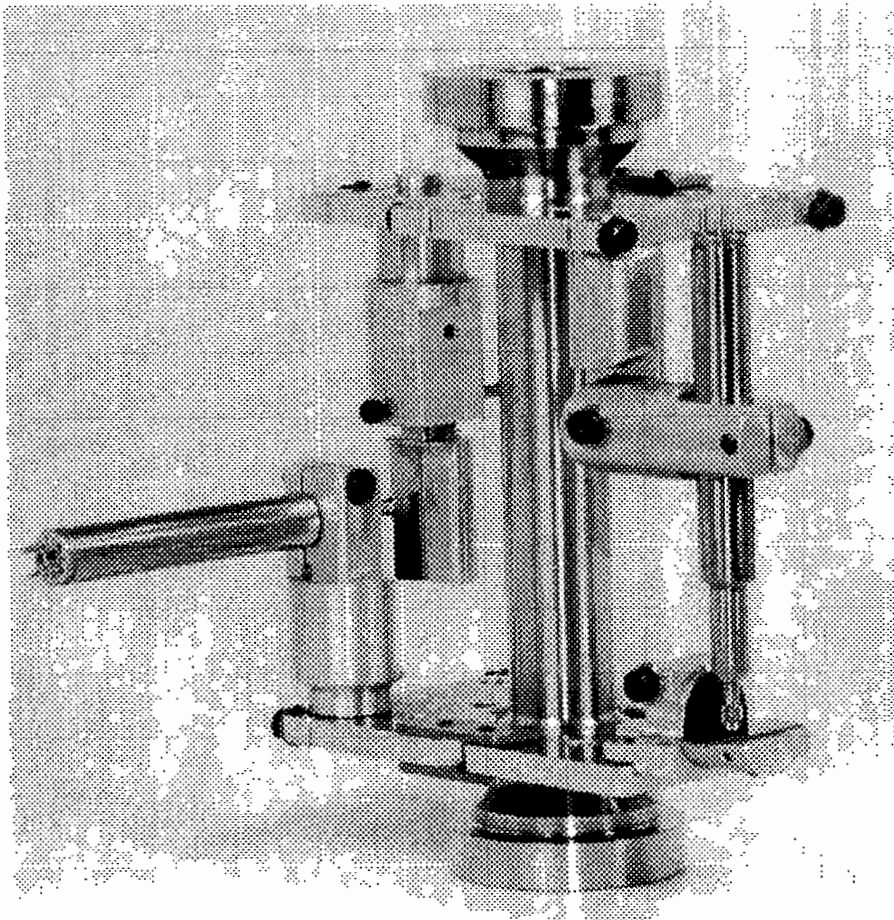


Abb. 2.7

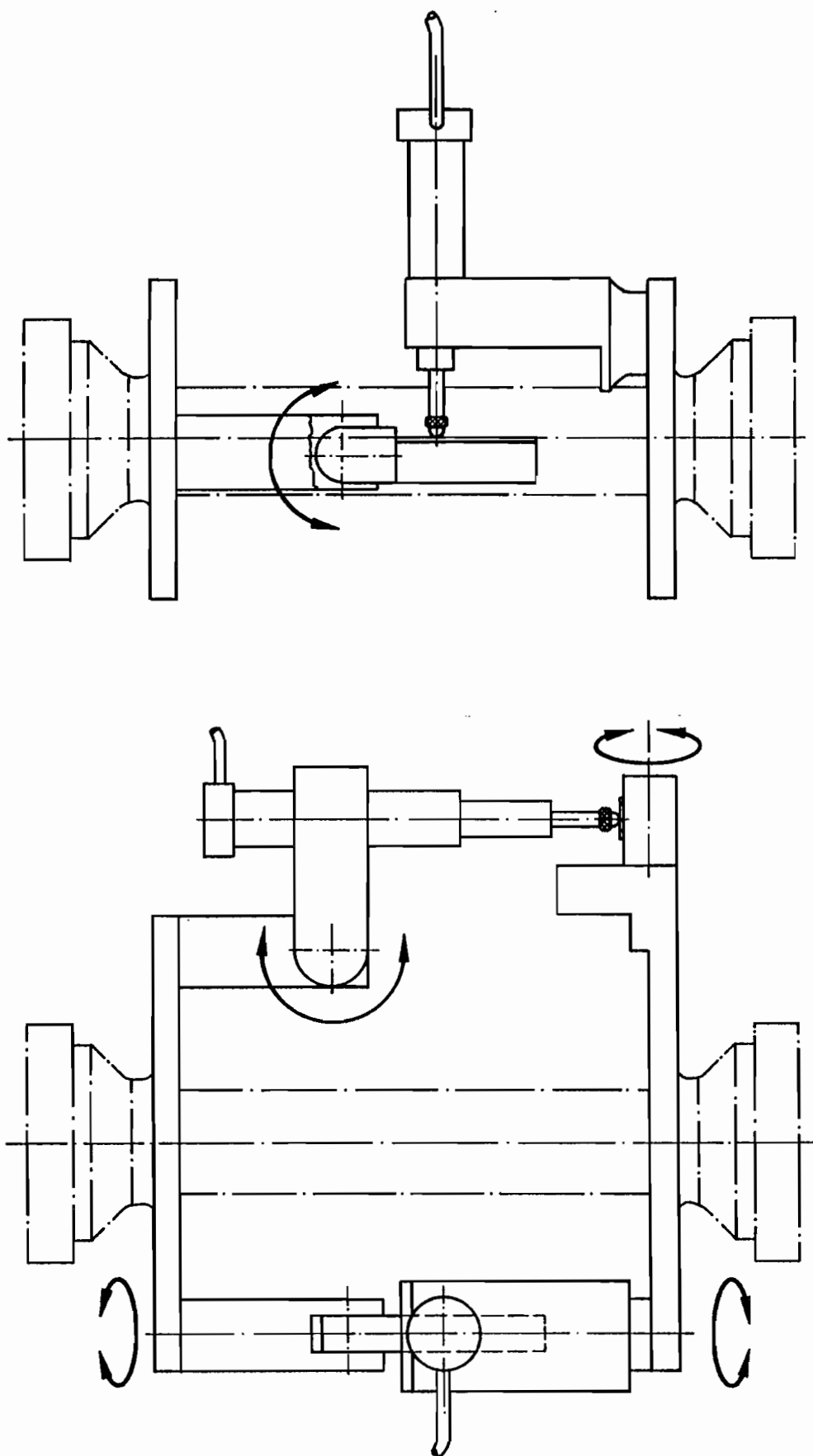


Abb 2.8

Abb. 2.7 und 2.8 zeigen die Meßeinrichtung, die auf die beiden Kragen der Probe (Abb. 2.3) formschlüssig aufgeklemmt wird. Die Plattformen bestehen aus zwei miteinander spielfrei gelenkig verbundenen Hälften, deren Innenfase genau auf den Neigungswinkel des Probenkragens abgestimmt ist. Die Befestigung geschieht durch Verschrauben. Die Kragen der Probe begrenzen ihre Meßlänge. Es kann sowohl die Abstandsänderung zwischen den beiden Plattformen als auch die Verdrehung der beiden Plattformen zueinander bestimmt werden. Als Meßaufnehmer dienen induktive Wegaufnehmer der Firma Hottinger W 2 TK, W 5 TK und W 10 TK mit Meßlängen von jeweils $\pm 2\text{ mm}$, $\pm 5\text{ mm}$ und $\pm 10\text{ mm}$.

Der Aufnehmer für die Zugrichtung ist so an der oberen Plattform befestigt, daß er vertikal einjustiert werden kann. Ihm steht auf der unteren Plattform eine glatte Bezugsfläche (poliertes Endmaß) gegenüber. Wenn die Probe sich verlängert, zeigt der induktive Wegaufnehmer die Längenänderung an. Weil die untere Plattform sich auch gegenüber der oberen verdrehen kann und weil dadurch die Anzeige des Aufnehmers in Zugrichtung nicht verändert werden darf, läßt sich die Neigung der unteren Bezugsfläche in Umfangsrichtung verändern. Dementsprechend ist eine Längenmessung unabhängig von der Verdrehung möglich.

Die Messung der Verdrehung beruht ebenfalls auf einer Längenmessung. An der oberen Plattform ist eine Halterung mit einer glatten Bezugsfläche (poliertes Endmaß) um die Vertikalachse drehbar befestigt. Diese Fläche wird zunächst radial zur Probe und dann mit einem Gelenk vertikal ausgerichtet. An der unteren Plattform befindet sich die um die vertikale Achse drehbare Halterung für einen Wegaufnehmer. Im Rahmen der Fertigungsgenauigkeit liegt dieser horizontal. An der Aufnahme für den Wegaufnehmer gibt es eine zur Meßrichtung senkrechte Fläche, die in einem durch ein Endmaß vorgegebenen Abstand parallel zur o. g. Bezugsfläche ausgerichtet wird. Der Wegaufnehmer steht dadurch horizontal und in Umfangsrichtung der Probe. In der Ausgangslage steht er senkrecht zur radial und vertikal ausgerichteten Bezugsebene. Eine Verlängerung der Probe beeinflußt dadurch die Messung der Verdrehung nicht. Bei erneuter Montage der Meßeinrichtung müssen die beiden erwähnten Flächen wieder im gleichen Abstand montiert werden. Ein Nachjustieren ist nicht erforderlich.

Steht der Zugaufnehmer nicht exakt vertikal bzw. der Torsionaufnehmer nicht exakt horizontal, so werden kleine Fehler beim Kalibrieren ausgeglichen. Durch Nachjustieren der Bezugsflächen konnte das Übersprechen auf weniger als 0,1%

(bezogen auf Dehnung und Gleitung) begrenzt werden.

Da die langsame Erwärmung der gesamten Prüfmaschine bei längeren Versuchen zu unerwünschter Wärmedehnung an der Probe und ggf. auch zu temperaturbedingten Meßfehlern der Aufnehmer führen würde, wird die Temperatur von Probe und Meßeinrichtung dadurch konstant gehalten, daß obere und untere Einspannung mit Wasser gekühlt werden.

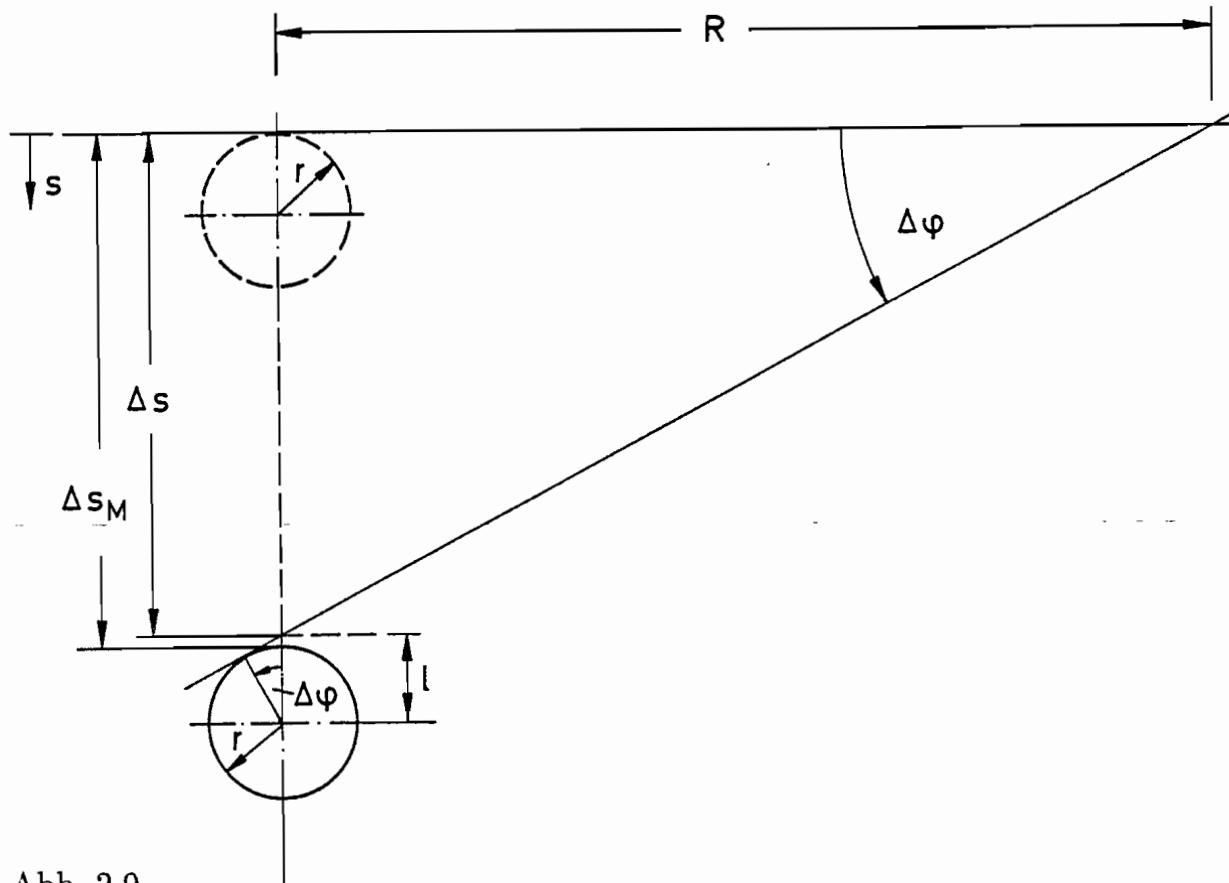


Abb. 2.9

Der vom Zug-Wegaufnehmer angezeigte Weg ist unmittelbar die Längenänderung Δl . Der Torsionsaufnehmer (Abb. 2.9) ist auf einem Radius $R = 44,5 \text{ mm}$ montiert. Seine Meßspitze ist eine Kugel mit dem Radius $r = 1 \text{ mm}$. Er zeigt einen Weg Δs_M an. Der zur Berechnung des Verdrehwinkels $\Delta\varphi$ benötigte Weg ist Δs . Mit

$$r = l \cos(\Delta\varphi),$$

$$\Delta s = R \tan(\Delta\varphi)$$

und

$$\Delta s_M + r = \Delta s + l$$

ergibt sich die Bestimmungsgleichung für den Verdrehwinkel $\Delta\varphi$:

$$0 = \tan(\Delta\varphi)R - r + \frac{r}{\cos(\Delta\varphi)} - \Delta s_M. \quad (2.1)$$

Sie ist iterativ auszuwerten, um $\Delta\varphi$ zu bestimmen. Ein geeigneter Iterationsalgorithmus liefert ein Ergebnis im Rahmen der Meßgenauigkeit der Einrichtung nach so wenigen Schritten, daß die Umrechnung online im Versuch erfolgen kann.

2. 3. 2 Kalibrierung

Vor der Durchführung der Versuche müssen sämtliche Meßeinrichtungen kalibriert werden. Die Kraftmeßdose wird im Vergleich mit einer Meßdose mit größerem Meßbereich und höherer Genauigkeit (Genauigkeitsklasse 0,03) kalibriert. Bei abschließenden Vergleichsmessungen sind die Abweichungen bezogen auf den Meßwert kleiner als 0,05 %, bezogen auf den Skalenendwert 0,02 %, also im Bereich der Genauigkeit der Vergleichsmeßdose. Abweichungen betragen etwa 20 N, die Hysteresenbreite ist etwa 10 N. Der Drift der Kraftmessung beträgt über mehrere Tage etwa 150 bis 200 N.

Sowohl der interne als auch der externe Aufnehmer für den Weg werden mit Endmaßen kalibriert. Dazu wird bei der externen Meßeinrichtung eine geteilte Probe benutzt. Die Kalibrierung des internen Aufnehmers hat keinen Einfluß auf die Versuchsergebnisse, da seine Meßwerte nicht zur Spannungs-Dehnungs-Berechnung benutzt werden. Die zu großen Meßfehler dieses Aufnehmers werden weiter oben erläutert. Die für die externe Messung benutzten Wegaufnehmer Hottinger W 2 TK und W 5 TK gehören der Genauigkeitsklasse 0,2 an.

Auf eine geeignete hochgenaue Meßdose muß bei der Kalibrierung der Messung des Moments verzichtet werden. Stattdessen wird eine Messung mit einer DMS-bestückten Probe durchgeführt. Aus den dort bestimmten Gleitungen wird ein Rückschluß auf das anliegende Moment gezogen. In einem anderen Kalibrierverfahren wird mit einer Einrichtung aus Hebeln, Seilen, Umlenkrollen und Gewichtsscheiben die Meßdose möglichst reibungs- und querkraftarm belastet. Die erreichte Genauigkeit beträgt etwa 0,5 bis 2 %.

Die Kalibrierung der Winkelmeßeinrichtungen (intern und extern) geschieht mit Hilfe eines Theodoliten. Da dieser nicht auf der Rotationsachse der Prüfmaschine, sondern

exzentrisch montiert werden muß, dient als Zielmarke entweder ein Kollimator (virtuelles Zielkreuz im Unendlichen) oder ein reales Zielkreuz in großem Abstand. Im zweiten Fall muß bei der Winkelmessung des Theodoliten aufgrund seiner Exzentrizität eine Fehlerkorrektur durchgeführt werden. Es steht also eine fast beliebig genaue Kalibrierbasis (z. B. $3 \cdot 10^{-3} \text{ Gon}$) zur Verfügung. Ähnliche Genauigkeiten können mit einem optischen inkrementellen Winkelaufnehmer erzielt werden. In der externen Meßeinrichtung wurden die Aufnehmer W 5 TK und W 10 TK kalibriert. Es ergaben sich Meßbereiche von etwa $\pm 6^\circ$ bzw. $\pm 12^\circ$. Nach dem Kalibrieren liegen die Hauptmeßfehler in der Charakteristik der Meßaufnehmer. Da diese immer in der gleichen Position montiert werden, können sie bei der in Gleichung (2.1) beschriebenen Iteration berücksichtigt werden. So läßt sich die Ungenauigkeit der Winkelmessung auf $0,01^\circ$ beim W 5 TK und auf $0,02^\circ$ beim W 10 TK trotz erneuter Montage der Meßeinrichtung beschränken.

Zusammenfassend kann davon ausgegangen werden, daß besonders die Kraft- und Winkelmessung höchstgenau sind. Die Wegmessung wäre ebenso exakt, wenn auch dort Montageposition und Charakteristik der Aufnehmer berücksichtigt würden. Nicht so zuverlässig ist die Messung des Torsionsmomentes.

2. 3. 3 Bestimmung der Spannungen und Dehnungen

Aus der Kraft F , dem Moment M , der Längenänderung Δl und der Winkeländerung $\Delta \varphi$ sind die Normalspannung σ , die Schubspannung τ , die Dehnung ϵ und die Gleitung γ zu bestimmen. Da elastisch-plastische Deformationen betrachtet werden sollen, werden die folgenden Annahmen getroffen.

- Volumenkonstanz im gesamten betrachteten Bereich:
Plastische Deformationen sind volumenkonstant. Für elastische Deformationen gilt bei Stahl die Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$. Es wird also eine Volumenvergrößerung — d. h. relative Querschnittsflächenvergrößerung — aufgrund der elastischen Dehnungsanteile vernachlässigt. Der relative Fehler bei der Bestimmung der aktuellen Querschnittsfläche und des aktuellen Widerstandsmoments gegen Torsion bleibt damit kleiner als der elastische Dehnungsanteil selbst und ist also damit kleiner als 0,3 %.
- Dünnwandigkeit der Probe:

Der beim Bestimmen der Schubspannung auftretende Fehler ist im elastischen Bereich am größten, da mit zunehmendem Plastifizieren der Rohrwand der Spannungsverlauf über den Radius immer flacher wird. Die exakte Lösung geht dann in die Lösung für den dünnwandigen Querschnitt über. Im elastischen Bereich beträgt der relative Fehler etwa 0,5 %.

Mit dem für jede Probe bestimmten Innendurchmesser d_i und Außendurchmesser d_a in der Ausgangslage ergeben sich Fläche und Widerstandsmoment ebenfalls in der Ausgangslage:

$$d_m = \frac{d_a + d_i}{2},$$

$$t = \frac{d_a - d_i}{2},$$

$$A_0 = \frac{\pi}{4}(d_a^2 - d_i^2), \quad (2.2)$$

$$W_{T0} = \frac{\pi d_m^2 t}{2}. \quad (2.3)$$

Mit der Ausgangsmeßlänge l_0 werden Dehnung und Gleitung nach Green-Lagrange definiert:

$$\epsilon = \frac{\Delta l}{l_0}, \quad (2.4)$$

$$\gamma = \Delta\varphi \frac{d_m}{2} \frac{1}{l_0} (1 + \epsilon)^{\frac{2}{3}}. \quad (2.5)$$

Mit den oben genannten Annahmen ergeben sich Spannung und Schubspannung:

$$\sigma = \frac{F}{A_0} (1 + \epsilon) \quad (2.6)$$

$$\tau = \frac{M}{W_{T0}} (1 + \epsilon)^{\frac{3}{2}} \quad (2.7)$$

Der zylindrische dünnwandige Teil der Probe ist 100 mm lang. Da die Meßeinrichtung jedoch auf den Kragen fixiert wird (Abb. 2.3), mißt sie auch einen Teil der Längenänderung/Verdrehung dieser Kragen. Es muß also eine geeignete Ausgangsmeßlänge l_0 gefunden werden. Diese kann nicht exakt bestimmt werden, da sich das Material im Kragen nur im elastischen Bereich identisch mit dem Material im dünnwandigen Zylinder verhält. Nach Fließbeginn im eigentlichen Meßbereich verhält sich der Kragenbereich deutlich steifer. Zur Bestimmung der Ausgangsmeßlänge wird

zunächst durch numerische Integration die elastische Nachgiebigkeit der Probe zwischen den beiden Kragenspitzen und daraus eine äquivalente Meßlänge bezogen auf das dünnwandige Rohr bestimmt. In Zugrichtung ergeben sich $104,8 \text{ mm}$, in Torsionsrichtung $104,3 \text{ mm}$. Auf einer Probe werden DMS-Rosetten appliziert, um mit diesen die Probendehnung im homogenen Probenbereich zu bestimmen. Bezieht man diese elastischen Dehnungen auf die extern gemessenen Probenverlängerungen, so erhält man eine äquivalente Meßlänge von $109,5 \text{ mm}$. Die externe Meßeinrichtung berücksichtigt also auch noch Verformungen in den Flanken außerhalb der Kragenspitzen. Als Kompromiß zwischen elastischer und elastisch-plastischer Messung wird als Ausgangsmeßlänge

$$l_0 = 105 \text{ mm}$$

für Zug und Torsion gewählt.

BEITZ, KÜTTNER [1983] nennen für ferritische Stähle bei Raumtemperatur einen Elastizitätsmodul $E = 211000 \text{ MPa}$. Bezogen auf die DMS-Messung ergibt sich ein Elastizitätsmodul $E \approx 213000 \text{ MPa}$, durch die Reduktion der Meßlänge zugunsten einer genaueren Messung der plastischen Dehnungen verringert er sich auf $E \approx 204300 \text{ MPa}$.

Um eine ausreichende Information über den Spannungs-Dehnungs-Verlauf zu erhalten, wird in der Regel ein Wertepaar Spannung-Dehnung je Sekunde im Zug-/Druckversuch bei einer Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ gespeichert. Diese Datendichte reicht aus, um im elastischen Bereich für jede Probe erneut den Elastizitätsmodul zu bestimmen, der obendrein über mehrere Zyklen gemittelt wird. Abb. 2.10 zeigt, wie mit diesem E-Modul dann sowohl eine inelastische Dehnung ϵ_i als auch eine Abweichung von der vorausgehenden elastischen Geraden ϵ_{off} bestimmt werden kann. Dabei ist ϵ_0 der Schnittpunkt der elastischen Geraden mit der Dehnungsachse.

$$\epsilon_i = \epsilon - \frac{\sigma}{E}, \quad (2.9)$$

$$\epsilon_{off} = \epsilon - \left(\frac{\sigma}{E} - \epsilon_0 \right). \quad (2.10)$$

Die Offset-Dehnung ϵ_{off} ist ein Maß für das Plastifizieren des Werkstoffs und kann zur Bestimmung der Fließgrenze (ϵ_f, σ_f) genutzt werden. Es ist ein Maß zu wählen, das einerseits möglichst früh Fließen feststellt, aber andererseits nicht dazu führt, daß große Schwankungen zwischen Zyklen eines einzigen Versuches oder zwischen

verschiedenen Versuchen auftreten. $\epsilon_{off} = 2 \cdot 10^{-4}$ für Zug bzw. $\epsilon_{off} = -2 \cdot 10^{-4}$ für Druck erfüllen diese Forderungen. Zur Bestimmung von Fließdehnung und -spannung kann zwischen zwei Messungen interpoliert werden.

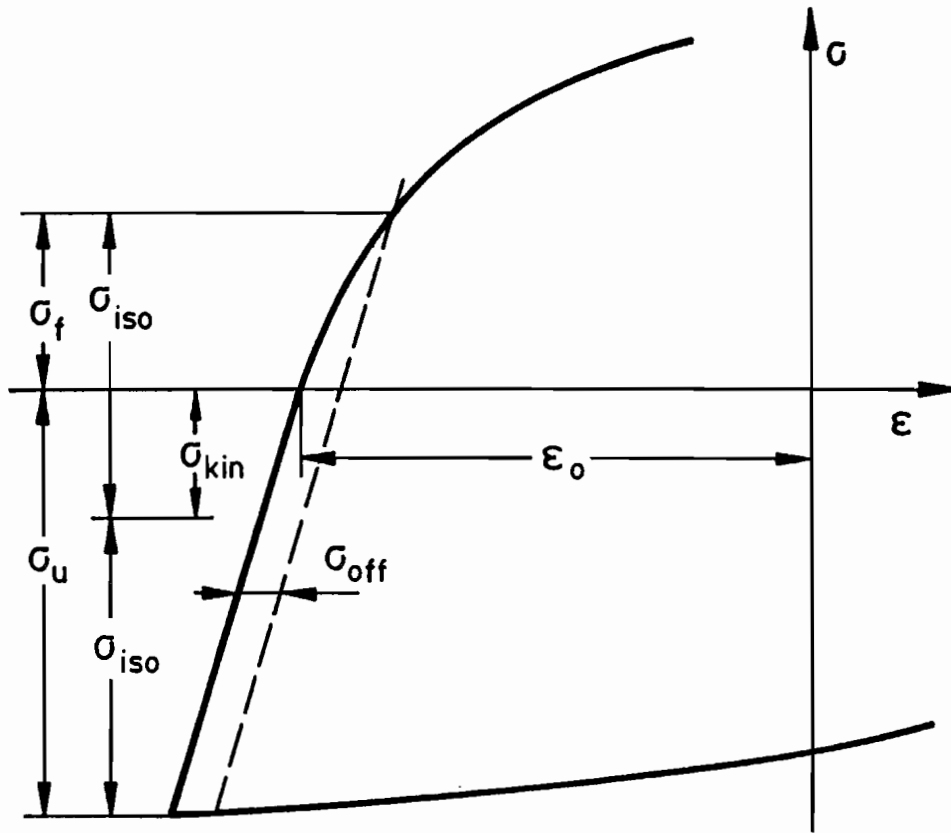


Abb. 2.10

$$\epsilon_f = \epsilon (\epsilon_{off} = \pm 2 \cdot 10^{-4}), \quad (2.11)$$

$$\sigma_f = \sigma(\epsilon_f). \quad (2.12)$$

Aus σ_f und der vorausgehenden Spannung bei Belastungsumkehr σ_u lassen sich der isotrope Spannungsanteil σ_{iso} als Maß für die Größe der Fließfläche und der kinematische Spannungsanteil σ_{kin} als Maß für die Verschiebung der Fließfläche bestimmen.

$$\sigma_{iso} = \left| \frac{\sigma_f - \sigma_u}{2} \right|, \quad (2.12)$$

$$\sigma_{kin} = \frac{\sigma_f + \sigma_u}{2}. \quad (2.13)$$

Mit dem ermittelten isotropen Spannungsanteil und der Annahme, daß die Größe der Fließfläche innerhalb eines Halbzyklus nahezu konstant ist, gilt für den Zughalbzyklus

$$\sigma_{kin} \approx \sigma - \sigma_{iso} \quad (2.14a)$$

und für den Druckhalbzyklus

$$\sigma_{kin} \approx \sigma + \sigma_{iso}. \quad (2.14b)$$

Entsprechende Formulierungen können ebenfalls für die Torsionsbelastung aufgestellt werden. Ein Aufteilen der Spannungsanteile für nichtproportionale Belastungen ist direkt aus den Meßwerten nicht möglich.

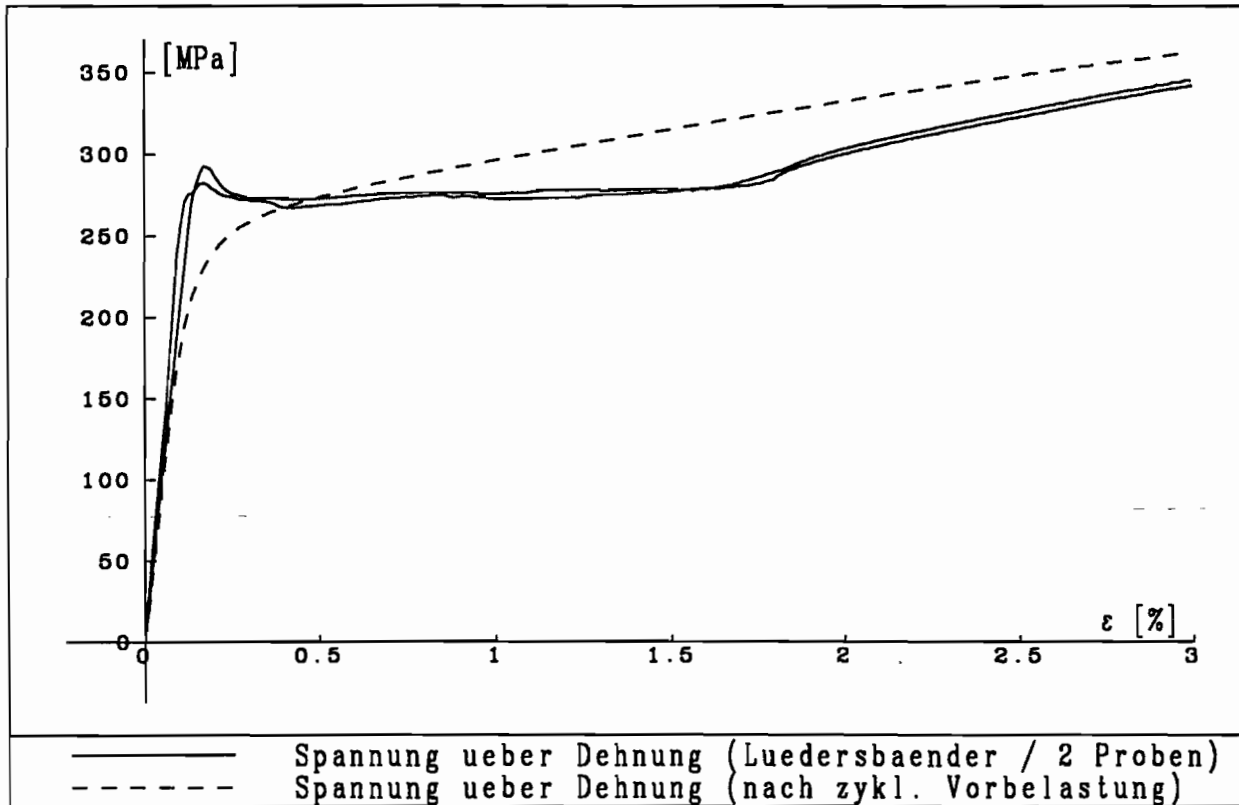


Abb. 2.11

2.4 Zyklische Vorbelastung

Der ferritische Kohlenstoffstahl Ck 15 ist während der Erstbelastung bei Beginn des plastischen Fließens durch eine diskontinuierliche Streckgrenze gekennzeichnet. Nach der weitgehend elastischen Verformung bis zur oberen Streckgrenze schließen sich ein Spannungsabfall und dann ein verfestigungsfreier Bereich fast konstanter Spannung bis zu einer Dehnung von etwa 2 % an (Abb. 2.11). Durch Segregation von C-Atomen sind vorhandene Versetzungen bis zur oberen Streckgrenze σ_o unbeweglich. Danach können neue Versetzungen an den Korngrenzen produziert werden. Dieses beginnt

an einem Punkt der Probe und breitet sich anschließend über die Probe aus (Lüdersband), bis sich dann schließlich ab der Lüders-Dehnung ϵ_L die Versetzungsdichte in der gesamten Probe erhöht und die Spannung wieder ansteigt (HORNBOGEN [1983]).

Dieses Verhalten und besonders die Lüdersdehnung sind nicht reproduzierbar. Bei Zyklen mit Dehnungsvorgaben könnten die Einflüsse der diskontinuierlichen Streckgrenze toleriert und bei der Modellbildung vernachlässigt werden. Bei den Zyklen mit Spannungsvorgaben würde der Punkt der ersten Richtungsumkehr ganz erheblich von der Lüdersdehnung beeinflusst. Da das hier beschriebene Verhalten nicht im Mittelpunkt der Arbeit stehen soll, wird folgendes Verfahren gewählt: Vor dem eigentlichen Versuchsbeginn wird die Probe vorbelastet. Um die Ausgangsgeometrie der Probe nicht zu verändern, wird die Probe möglichst kleinen zyklischen Belastungen ausgesetzt. Auch diese ermöglichen ein erneutes Ausbreiten von Versetzungen.

Um diesen Effekt zu erzielen, beginnt die zyklische Vorbelastung mit 10 Zyklen der Dehnungsamplitude 0,4 %. Um eine eventuell induzierte Verfestigung wieder abzubauen, folgen jeweils 5 – 3 Zyklen von 9 verschiedenen, kleiner werdenden Dehnungsamplituden zwischen 0,35 % und 0,03 %. Abschließend wird die Probe entlastet. Dadurch entsteht im folgenden Zugversuch das in Abb. 2.11 dargestellte Verhalten. Soll ein Versuch mit einer Torsionbelastung beginnen, so wird in Torsionsrichtung zyklisch vorbelastet.

2. 5 Optimieren der Regelparameter

Ausgehend von dem in 2.1.2 schon beschriebenen Aufbau der Regelelektronik S 56 und den in 2.3 aufgeführten Meß- und Regelgrößen F (Kraft), s_1 (interner Weg), s_2 (externer Weg), M (Moment), φ_1 (interner Winkel) und φ_2 (externer Winkel) wird hier die Wahl der geeigneten Regelparameter beschrieben. Für jeden Regelpfad steht für den Versuchsbetrieb ein digitaler PID-Regler zur Verfügung. Es können Einstellgrößen für den Proportionalanteil P , den Integralanteil I , den Differentialanteil D und die Abtastzeit t_A vorgegeben werden. Die Abtastzeit gibt an, wie oft die Meßgröße zur Regelung benutzt und die Stellgröße verändert wird. Je kürzer diese Zeit gewählt wird, desto schneller kann der Regler auf Veränderungen der Istwerte reagieren und die Stellgröße ändern. Als weitere Einstellgrößen werden hier nicht Werte nach DIN 19226 wie die Beiwerte K_P , K_I und K_D oder die Nachstellzeit T_n und die Vorhaltezeit T_v vorgegeben, sondern jeweils Integer-Zahlen

zwischen 0 und 32000, die jeweils ein Maß für die zuvor genannten Beiwerte sind. Wesentliche Grundlagen zur Regeltechnik erläutern FASOL [1984], FÖLLINGER [1985] und BEITZ, KÜTTNER [1983].

An einen Regelkreis werden verschiedene Forderungen gestellt:

- Stabilität:

Die gesamte Regelstrecke darf keine selbsterregten Schwingungen ausführen, sondern muß den vorgegebenen Sollwerten folgen. In der Regeltechnik benutzt man verschiedene Stabilitätskriterien, die z. B. aus der Ortskurve oder den Frequenzkennlinien des offenen Regelkreises abgeleitet werden können. Ist die Stabilität in diesem Sinne gewährleistet, so kann es nicht zum Versagen der Regelstrecke aufgrund unkontrollierter Bewegungen kommen. Unerwünschte gedämpfte Schwingungen kleiner Amplitude sind jedoch auch bei Stabilität durchaus möglich.

- Regelgenauigkeit:

Der Istwert soll möglichst rasch und genau dem Sollwert folgen. Statische und dynamische Vorgaben sollen möglichst genau erfüllt werden, eine bleibende Regelabweichung ist unerwünscht.

Neben diesen beiden allgemein in der Regeltechnik benutzten Forderungen soll hier für die zu betrachtenden langsamen Prozesse mit meist konstanter Geschwindigkeit noch eine weitere Forderung gestellt werden.

- starke Dämpfung von Schwingungen:

Diese Forderung ist eine Verschärfung des Stabilitätskriteriums. Es kann nicht davon ausgegangen werden, daß bei konstanter vorgegebener Sollwertgeschwindigkeit auch die Geschwindigkeit des Istwerts (nahezu) konstant ist. Durch das ständige Ausregeln der Soll-Istwert-Differenz schwankt auch die Geschwindigkeit des Istwerts, sie kann auch auf Null zurückgehen oder sich gar umkehren. Dieses Verhalten hat dann im Kraft-Verlängerungs-Schaubild unerwünschte Folgen. Während im linear-elastischen Bereich daraus nur ein Hin- und Herfahren auf der elastischen Geraden resultiert, ergeben sich im elastisch-plastischen Bereich elastische Entlastungen und elastisch-plastische Belastungen. Starke Schwankungen in der Dehngeschwindigkeit reichen auch schon bei quasistationären Versuchen aus, um zu Schwankungen in der hier nicht weiter zu erläuternden

”Überspannung” zu führen. Durch starke Dämpfung (z. B. kleiner I -Anteil) kann also das Schwingverhalten des Regelkreises auch für kleine unerwünschte Amplituden und lange Periodenzeiten (mehrere Sekunden) minimiert werden. Daraus resultiert dann eine recht träge Regelung. Bei sehr schneller periodischer Sollwertvorgabe werden Amplitude und Kurvenform nur schlecht wiedergegeben, aber statt dessen werden die Erwartungen an einen Regelkreis für langsame Prozesse erfüllt.

Die Optimierung der Regelparameter nach diesen Kriterien kann automatisch oder manuell erfolgen.

2. 5. 1 Automatische Optimierung der Regelparameter

Die Regelelektronik S 56 bietet als Option die automatische Optimierung der Regelparameter. Da die genaue Vorgehensweise aus der Bedienungsanleitung hervorgeht, soll hier nur das Prinzip erläutert werden. Die Regelstrecke wird durch einen Impuls belastet. Zur Identifizierung der offenen Regelstrecke wird die Impulsantwort aufgezeichnet. Anhand dieser Daten wird der Regelkreis intern in der Regelelektronik numerisch nachgebildet. Mit dem auch von ISERMANN [1988] empfohlenen Verfahren von Hooke-Jeeves wird eine Parametersuche durchgeführt, indem die Systemantwort mit einer Zielfunktion durch ein Fehler-Minimum-Suchverfahren verglichen wird.

Die Beeinflussungsmöglichkeiten durch den Nutzer sind gering, spezielle Anwendungen der Universalprüfmaschine werden nicht berücksichtigt. Das Verfahren führt teilweise — z. B. bei kleinen externen Wegaufnehmern — zu so guten Ergebnissen, daß sie auch durch nachträgliche manuelle Optimierung im laufenden Versuch kaum noch verbessert werden können. Teilweise — z. B. beim großen, schlecht auflösenden internen Wegaufnehmer — sind die Ergebnisse so schlecht, daß schon die Maschinengeräusche auf ein starkes Schwingen des Regelkreises hinweisen. Ob hier Stabilitätsforderungen eingehalten werden, ist unbedeutend, da der Betriebszustand für die Maschine unzulässig ist.

Andere gängige Optimierungsalgorithmen gibt es nur für offene Regelkreise. Die Informationen des offenen Regelkreises liegen nur intern in der Regelelektronik vor und können nicht für die manuelle Optimierung oder für andere externe Parametersuchverfahren herangezogen werden.

2. 5. 2 Manuelles Optimieren der Regelparameter

Es gibt verschiedene Methoden zum manuellen Optimieren geschlossener Regelkreise. Ein Verfahren zeigt die aus der Bedienungsanleitung der Carl Schenck AG übernommene Abb. 2.12. Die Sollwertvorgabe ist eine Rechteckfunktion. Sollwert und Istwert werden auf dem Oszilloskop verglichen. Die Regelparameter werden nach der in der Abbildung angegebenen Anleitung so lange verändert, bis eine Übertragungsfunktion entsprechend Teilbild d) entsteht. Dieses Verfahren hat sich jedoch — besonders bei den nicht automatisch optimierbaren Regelpfaden — nicht bewährt. Da Probenverformungen bei einer Rechteckbelastung immer elastisch bleiben müssen, um ein schnelles Versagen der Probe zu vermeiden, sind die Ausgangssignale meist sehr klein (Flankenhöhe $< 100 \text{ mV}$) und werden von hochfrequenten Rauschsignalen (ca. 10 mV) überlagert. Dadurch ist ein Beobachten des Einspielverhaltens nicht möglich. Ein sich anschließendes Nachregeln der Parameter anhand von Kraft-Weg- und Weg-Zeit-Diagrammen erweist sich dann als sehr arbeitsintensiv und ist auch nicht immer erfolgversprechend.

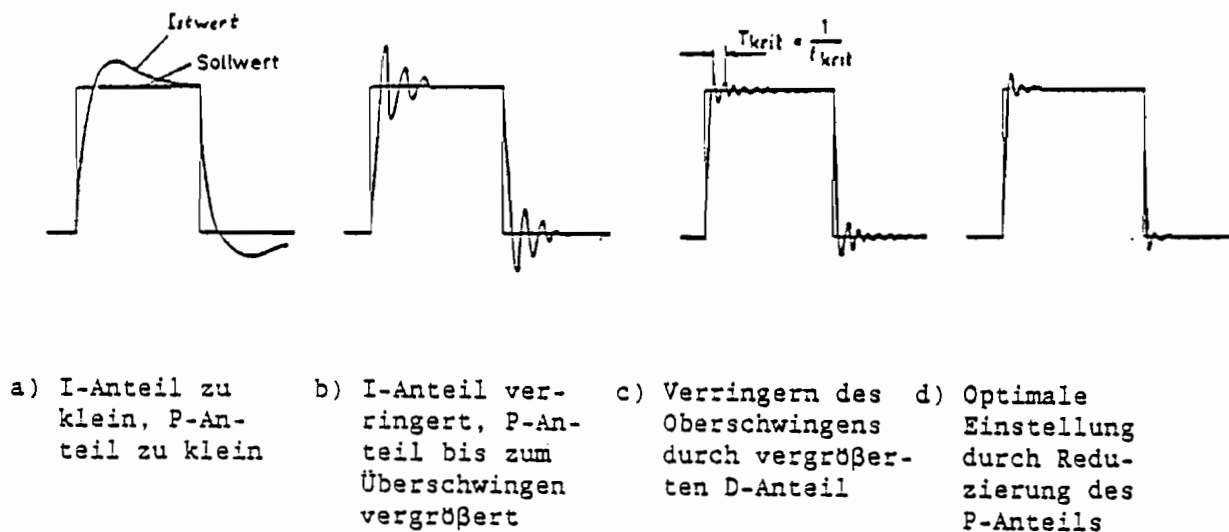


Abb. 2.12

Eine merklich zuverlässigere Vorgehensweise ergibt sich im Rahmen der Fourier-Analyse. Ein Fourier-Analysator stellt als externe Sollwertquelle ein weißes Rauschen zwischen 0 Hz und einer ausgewählten Frequenz zur Verfügung. Nach Anpassung der Amplitude auf Meßaufnehmer und Probe dient dieses Signal als Sollwert.

Vom Fourier-Analysator werden sowohl der Sollwert als auch der Istwert gemessen. Mit Hilfe der diskreten Fast-Fourier-Transformation (FFT) werden die Signale in den Bildbereich (Frequenzbereich) übertragen. Für den Sollwert ergibt sich eine konstante Amplitude im gesamten erregten Frequenzband, für den Istwert ergibt sich eine Frequenzabhängigkeit der Amplitude. In einer dem Bode-Diagramm verwandten Frequenzliniendarstellung werden das logarithmische Amplitudenverhältnis zwischen Eingang und Ausgang und der Phasengang (Winkel zwischen Erregung und Antwort) über der Frequenz aufgetragen. Diese Darstellungsweise ist auch für offene Regelkreise gängig. Der offene Regelkreis gilt nach Nyquist als stabil, wenn der Phasengang bei der Schnittfrequenz des Amplitudenverhältnisses (Amplitudengang in dB) mit der 0 dB -Linie größer als -180° ist.

Für den geschlossenen Regelkreis gibt es jedoch andere Kriterien, z. B. das auf Keßler zurückgehende Betragsoptimum-Verfahren. Das Amplitudenverhältnis zwischen Soll- und Istwert (Führungsfrequenzgang) soll idealerweise identisch eins sein, d. h. die Antwort entspricht bis auf einen Phasenversatz der Erregung. Dieses Verfahren führt typischerweise zu deutlich besser gedämpften Systemantworten als andere Verfahren (quadratische Regelfläche, symmetrisches Optimum) und kommt damit der Forderung nach starker Dämpfung von Schwingungen nahe. In der Regeltechnik wird das Betragsoptimum-Verfahren meist benutzt, um bei bekanntem offenen Regelkreis einen guten und gedämpften Regler analytisch zu entwerfen.

Die Idee kann jedoch mit der FFT auch im praktischen Einsatz und ohne Kenntnis des offenen Regelkreises umgesetzt werden. Der Führungsfrequenzgang wird für grob eingestellte Parameter beobachtet (Einstellregeln wie die nach Ziegler-Nichols lassen sich wegen der fehlenden Korrespondenz zur DIN 19226 nur schwer umsetzen). Danach wird durch Verstellen der Regelparameter ihr Einfluß auf den Führungsfrequenzgang analysiert. Basierend auf diesen Erfahrungswerten wird ein Führungsfrequenzgang angestrebt, der für niedrige Frequenzen nahe, aber unterhalb der 0 dB -Linie liegt und für versuchsirrelevante Frequenzen ($> 30\text{ Hz}$) abfällt. Liegt der Führungsfrequenzgang teilweise oberhalb der 0 dB -Linie, führt das zu einer ungewollt verstärkten Wiedergabe von beabsichtigten und auch von zufälligen Erregungen in diesem Frequenzbereich. Deshalb muß die Fläche oberhalb der 0 dB -Linie minimiert werden. Liegt der Führungsfrequenzgang auch schon für niedrige Frequenzen deutlich unterhalb der 0 dB -Linie, kann das System nicht ausreichend auf eine Sollwertänderung reagieren. Durch diese heuristische Vorgehensweise wird eine optimale Einstellung der Regelparameter in Anlehnung an das Verfahren des

Betragsoptimums angestrebt.

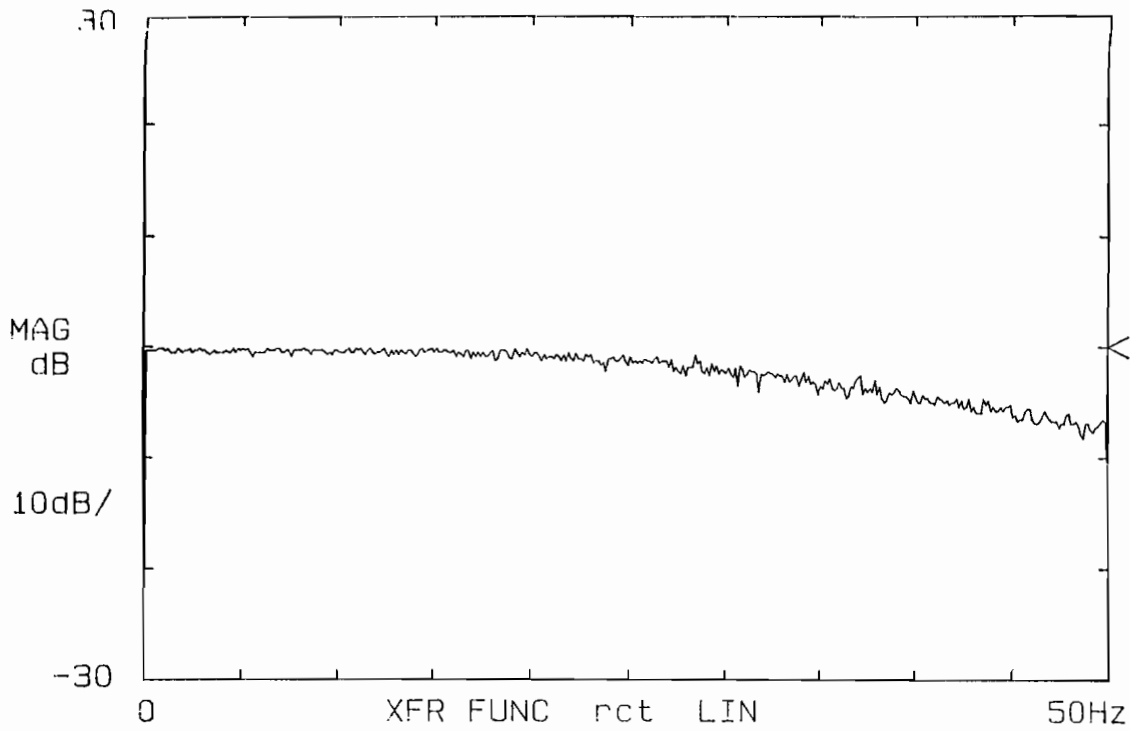


Abb. 2.13

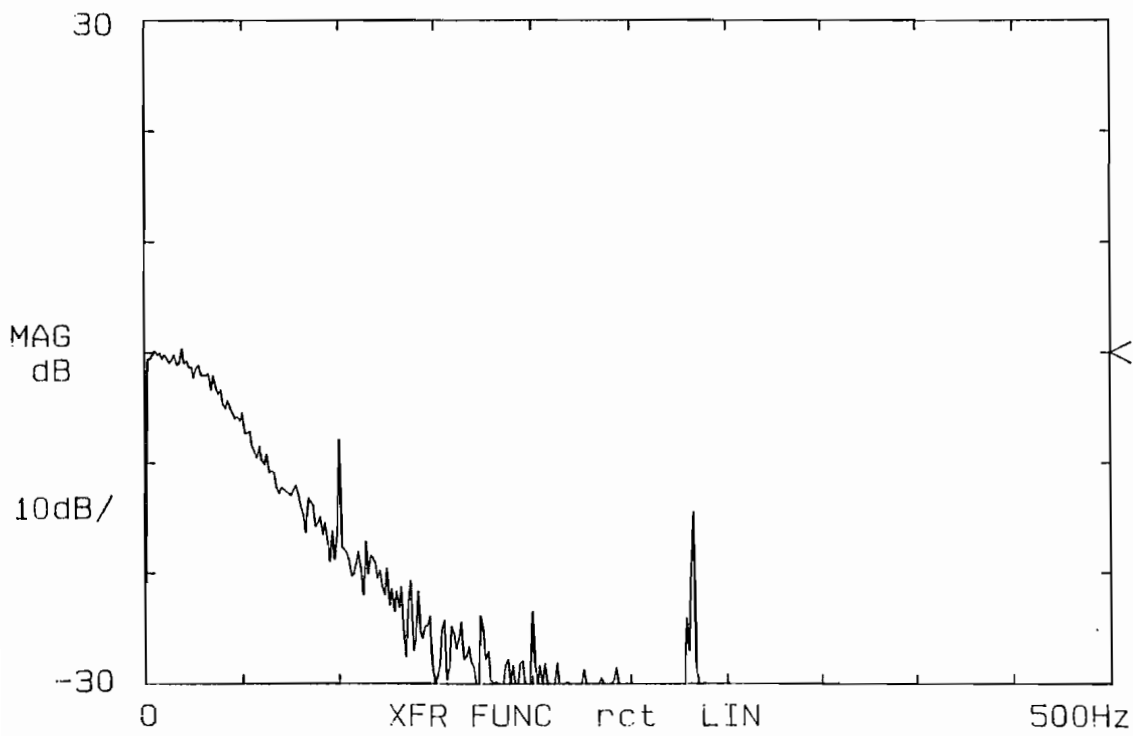


Abb. 2.14

Abb. 2.13 zeigt für den externen Wegaufnehmer (2 mm) den gewählten Führungsfrequenzgang im Bereich bis 50 Hz , Abb. 2.14 für den gleichen Aufnehmer bis 500 Hz . Die beiden Peaks bei etwa 100 Hz und 280 Hz liegen im Bereich von -10 dB und haben keine erkennbaren Einfluß auf das Regelverhalten. In Abb. 2.15 wird das Weg-Zeit-Verhalten dieser Regelung für drei verschiedene Dehngeschwindigkeiten dargestellt, wobei die glattere Linie jeweils der Sollwert und die welligere jeweils der Istwert ist. Der Versatz zwischen den Linien resultiert aus dem Versatz der Stifte im y_1, y_2 - t -Schreiber. In der linken Abbildung beträgt die Geschwindigkeit $1 \cdot 10^{-2}\text{ mm/s}$ ($\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-4}\text{ s}^{-1}$), in der mittleren Abbildung beträgt sie $1 \cdot 10^{-3}\text{ mm/s}$ ($\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-5}\text{ s}^{-1}$) und in der rechten $1 \cdot 10^{-4}\text{ mm/s}$ ($\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-6}\text{ s}^{-1}$). Diese Abbildung macht deutlich, daß langsamere Geschwindigkeiten erheblich höhere Anforderungen an die Regelung stellen.

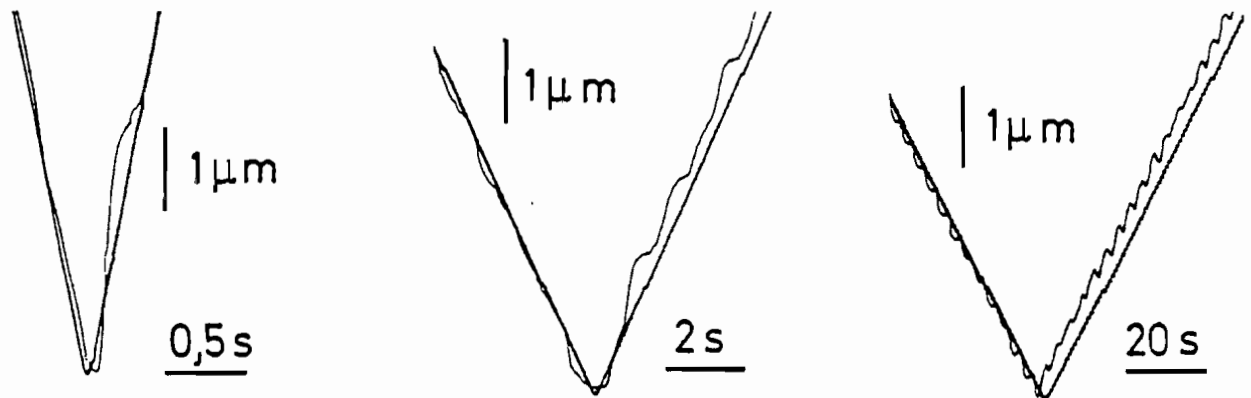


Abb. 2.15

Schwierige Versuchsbedingungen, wie z. B. der rechteckige Belastungspfad in der Dehnungsebene, stellen extreme Anforderungen an die Regelung. Nach Erreichen der maximalen Dehnung an einer Ecke dieses Pfades fällt die Zugspannung mit zunehmender Torsion ab. Dennoch muß die Länge der Probe konstant gehalten werden. Der Hydraulikzylinder muß aufgrund der abfallenden Kraft und der Maschinenverformung seine Position nur ganz geringfügig, aber die Kraft etwas stärker verändern. Das Ergebnis sieht im Moment-Kraft-Schaubild (Abb. 2.16) etwas sprunghaft aus und kann durch vorsichtiges Verändern der Regelparameter im Versuch verbessert werden.

Abschließend läßt sich feststellen, daß sich durch hochauflösende Meßaufnehmer nicht nur die Meßgenauigkeit erhöht, sondern daß sich auch die Regelgüte überproportional

verbessert. Beispielsweise ist die Regelgüte bei einem 2 mm-Aufnehmer und $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-6}$ besser als beim internen 50 mm-Wegaufnehmer und $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-4}$. Meßaufnehmer sollten also optimal auf den zu erwartenden Versuchsverlauf abgestimmt werden. Grundsätzlich verhält sich die Regelung der Torsionsrichtung gutmütiger als die der Zugrichtung.

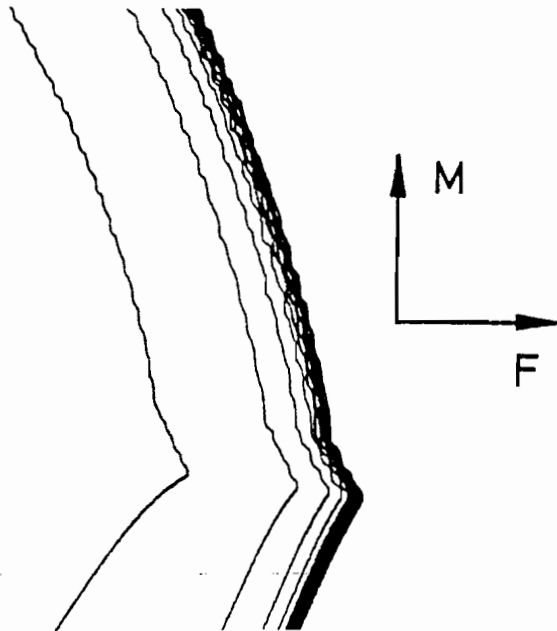


Abb. 2.16

3. Experimentelle Ergebnisse

3. 1 Versuchsprogramm

Das experimentelle Programm umfaßt Versuche mit unterschiedlichen Belastungsvorgaben. Es sollen Aussagen über das Ver- und Entfestigungsverhalten bei zyklischen und monotonen Prozessen getroffen werden. Das Verhalten bei proportionalen und bei nichtproportionalen Belastungen wird untersucht. Bei der Versuchsauswertung wird davon ausgegangen, daß sich die Spannungen bei proportionalen Prozessen in einen kinematischen und einen isotropen Anteil aufteilen lassen. Im Mittelpunkt des Interesses steht das zyklische, geschwindigkeitsunabhängige Kriechen, auch Ratchetting (andere gängige Schreibweise: Ratcheting) genannt. Die wesentlichen gemeinsamen Versuchsbedingungen, die zum Teil im Kapitel über die experimentelle Methodik ausführlicher dargestellt sind, werden hier kurz zusammenfassend wiedergegeben.

- Probengeometrie:

Benutzt wird eine dünnwandige Hohlzylinderprobe mit zusätzlichen Krägen für eine externe Meßeinrichtung.

- Probenmaterial:

Das Probenmaterial ist ein ferritischer, unlegierter Edelstahl, der Kohlenstoffstahl Ck 15. Alle hier vorgestellten Ergebnisse beruhen auf Versuchen mit Proben aus dem Material einer Charge.

- Messung mechanischer Größen:
Die Messung von Kraft und Moment erfolgt mit der maschineninternen kombinierten DMS-Meßdose. Für die Messung der geometrischen Größen wird ein biaxiales Extensometer genutzt, dessen Meßaufnehmer an die Versuchsbedingungen angepaßt sind.
- Steuerungsart:
Dieses Versuchsprogramm stellt quasistationäre Versuche vor. Geschwindigkeitsabhängige Einflüsse sollen nicht dargestellt werden. Versuche mit Vorgaben im Dehnungsraum haben eine effektive Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_v = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Versuche mit Vorgaben im Spannungsraum werden auch dehnungsgesteuert und mit der gleichen Dehngeschwindigkeit durchgeführt. Abbruch- bzw. Umkehrkriterien ergeben sich jedoch aus den ermittelten Spannungen. Wenn Zugspannungen (Schubspannungen) in biaxialen Experimenten konstant gehalten werden sollen, wird auf die Regelung der Kraft (des Momentes) umgeschaltet, und die Kraft (das Moment) konstant gehalten. Durch die sich dann verändernden Dehnungen entstehen nur kleine Fehler in den Spannungen. Eine Vorgabe von Spannungsgeschwindigkeiten stellt kein versuchstechnisches Problem dar, sie führt aber zu ungewollten viskosen Einflüssen.
- Versuchstemperatur:
Alle Versuche werden bei gleichen Umgebungsbedingungen durchgeführt. Die obere und die untere Einspannung der Probe werden mit Leitungswasser gekühlt, so daß sich eine Versuchstemperatur etwas unterhalb der Raumtemperatur einstellt. Dadurch wird ein langsames Erwärmen der Probe durch Öltemperatureinflüsse vermieden.
- Zyklische Vorbelastung:
Jede Probe wird vor jedem Versuch einer kleinen zyklischen Vorbelastung unterzogen, um bei der nachfolgenden Versuchserstbelastung eine glatte und reproduzierbare Dehngrenze anstatt einer diskontinuierlichen Streckgrenze zu erhalten.
- Genauigkeit:
Angaben zur Meßgenauigkeit befinden sich im Kapitel 2. Die Genauigkeit des Gesamtsystems und die Reproduzierbarkeit einzelner Belastungsvorgänge werden durch wiederholt durchgeführte Versuche verdeutlicht.

Die Vielzahl der Versuche läßt sich in neun Gruppen aufteilen. Diese Gruppen werden hier kurz vorgestellt und anschließend in den folgenden Unterkapiteln im Detail beschrieben. Die Gruppen a) bis d) zeigen proportionale Versuche.

a) Zugversuche:

Es werden mehrere Zugversuche bis zum Bruch durchgeführt. Weiterhin gibt es viele Zugversuche (aus den nachfolgenden Gruppen), an die sich eine Gegenbelastung in Druckrichtung anschließt. Dadurch sind Aussagen über den isotropen und den kinematischen Spannungsanteil bei reiner Zugbeanspruchung möglich (3.2).

b) Zyklische Zug-/Druckversuche mit Dehnungsvorgaben:

Für jeden Teilversuch wird eine konstante Dehnungsamplitude und ggf. ein Dehnungsmittelwert vorgegeben. Das Verfestigungsverhalten wird über eine bestimmte Zykluszahl beobachtet. Danach wird innerhalb des gleichen Versuches die Dehnungsamplitude vergrößert oder verkleinert. Es kann Ver- oder Entfestigung festgestellt werden. Untersucht wird der Einfluß einer Vordehnung (3.3).

c) Zyklische Zug-/Druckversuche mit Spannungsvorgaben:

Für jeden Versuch wird eine Spannungsamplitude und ein positiver Spannungsmittelwert vorgegeben. Haupteffekt ist das zyklische Kriechen. Es wird für verschiedene Spannungsamplituden und -mittelwerte bis zum Erreichen von 10 % Dehnung beobachtet. Weiterhin werden Aussagen über das Verfestigungsverhalten (Dehnungsamplitude, Spannungsanteile) getroffen (3.4).

d) Zyklische Torsionsversuche mit Gleitungsvorgaben:

Sie entsprechen den Versuchen unter c) und dienen zum Vergleich der Ergebnisse in Zug- und Torsionsrichtung (3.5).

Die Gruppen e) bis g) bestehen aus Versuchen, die erste Effekte von Nichtproportionalität wiedergeben sollen. Die Belastungsrichtung liegt jedoch vornehmlich in Zugrichtung oder vornehmlich in Torsionsrichtung.

e) Zyklische Versuche mit wechselnden Belastungsrichtungen:

Zunächst wird eine Dehnungsamplitude vorgegeben und die Probe in Zugrichtung zyklisch belastet. Nach Erreichen einer bestimmten Zykluszahl

wird die Probe dann mit der entsprechenden oder einer anderen Gleitungsamplitude auf Torsion zyklisch belastet. Dieser Vorgang wird mehrfach wiederholt. Die Aufmerksamkeit gilt dem Einfluß des Richtungswechsels (3.6).

f) Zyklische Torsion mit Spannungsvorlast in Zugrichtung:

Die Probe wird gezogen, bis eine vorgegebene Spannung erreicht ist. Die Zugspannung wird konstant gehalten und gleichzeitig erfolgt eine zyklische Torsion mit einer bestimmten Gleitungsamplitude. In Zugrichtung wird Ratchetting beobachtet. Durch Variation von Vorlastspannung und Gleitungsamplitude wird das Ratchetting quantifiziert (3.7).

g) Zyklische Torsion mit Dehnungsvorlast in Zugrichtung:

Der Versuch entspricht denen der vorstehenden Gruppe, jedoch wird eine Dehnung in Zugrichtung vorgegeben. Statt Ratchetting tritt ein Spannungsabfall in Zugrichtung auf (3.8).

Die letzten beiden Gruppen zeigen Versuche mit deutlich nichtproportionalen Belastungen.

h) Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Dehnungsraum:

Im Dehnungsraum wird ein geometrischer Pfad (Rechteck, Schmetterling oder Kreis) vorgegeben. Die Spannungsantwort wird beobachtet. Es werden verschiedene Dehnungsamplituden gewählt. Das Verfestigungsverhalten unterscheidet sich von dem für proportionale Belastungen (3.9).

i) Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Spannungsraum:

Als Pfad im Spannungsraum wird ein Rechteck gewählt, dessen Spannungsamplitude und -mittelwerte verändert werden. Die kissenförmige Dehnungsantwort verschiebt sich im Dehnungsraum (Ratchetting) (3.10).

Einzelne Versuche aus verschiedenen Gruppen dieses Versuchsprogramms sind mit ferritischen Stählen z. B. von PAPE [1988], BRUHNS *et al.* [1992] und HASSAN *et al.* [1992 a,b] durchgeführt worden. Ein Überblick über teilweise ähnliche Versuche mit austenitischen Stählen gibt CHABOCHE [1991].

3. 2 Zugversuche

In Abb. 3.1 werden zwei Zugversuche bis zum Bruch gezeigt. Es ist die Kraft und nicht die Spannung über der Dehnung aufgetragen, weil für die dargestellten großen Verformungen und die damit verbundene Einschnürung eine Spannungsermittlung nicht ohne weiteres möglich ist. Beide Versuche verhalten sich bis zu einer Dehnung von über 20 % nahezu identisch. Die Bruchdehnung differiert um etwa 2 %. Bei allen durchgeführten Zugversuchen bis zum Bruch lag die Einschnürung etwa in der Mitte der Meßlänge. Es kann gefolgert werden, daß die Kerbwirkung der Radien an den Enden des Meßbereiches also hinreichend klein und die Fertigungstoleranz einer einzelnen Probe gering ist. Bei größeren Dehnungen verändert sich die Oberflächenstruktur der Probe und ähnelt der Struktur einer Orangenschale. Im Bereich der Einschnürung lassen sich regelmäßige Linien- und Gitterstrukturen beobachten, es breiten sich Scherbänder (DIEHL [1989]) aus.

In Abb. 3.2 wird für Dehnungen bis maximal 4 % der Spannungs-Dehnungs-Verlauf dargestellt. Für diesen homogenen Verformungsbereich wird die Spannungsermittlung nach Gleichung (2.6) durchgeführt. Es werden 21 Versuche aus den Gruppen b) und c) ausgewählt, bei denen sich an die Erstbelastung in Zugrichtung eine Gegenbelastung in Druckrichtung anschließt. Zunächst wird für alle Versuche die Spannungs-Dehnungs-Kurve gezeigt. Die Schwankungsbreite der Spannungen beträgt trotz der großen Anzahl der Versuche bei $\epsilon = 1 \%$ nur $3,4 \text{ MPa}$. Die mittlere Spannung ist dort $296,5 \text{ MPa}$.

Aus der sich jeweils anschließenden Gegenbelastung wird mit Hilfe von Gleichung (2.12) der isotrope Spannungsanteil σ_{iso} errechnet und über der Umkehrdehnung aufgetragen. Eine Ausgleichsgerade durch diese Punkte verläuft nahezu horizontal. Zur Fließpunktbestimmung wird $\epsilon_{off} = \pm 2 \cdot 10^{-4}$ gewählt. Wird ϵ_{off} vergrößert, steigt das Niveau dieser Geraden und die Streubreite der Punkte nimmt ab; wird ϵ_{off} verkleinert, nimmt auch der isotrope Spannungsanteil ab und die Streubreite der Punkte nimmt zu. Die Größe des isotropen Spannungsanteils ist demnach keine vorgegebene, für ein Material exakt definierte Größe, sondern hängt von dem gewählten Fließkriterium ab. Wie exakt sich der elastisch-plastische Übergang erfassen läßt, wird durch die Versuchseinrichtung festgelegt. Verschiedene Maße für ϵ_{off} führen immer zu dem Ergebnis, daß im monotonen Zugversuch von einem konstanten isotropen Spannungsanteil ausgegangen werden muß.

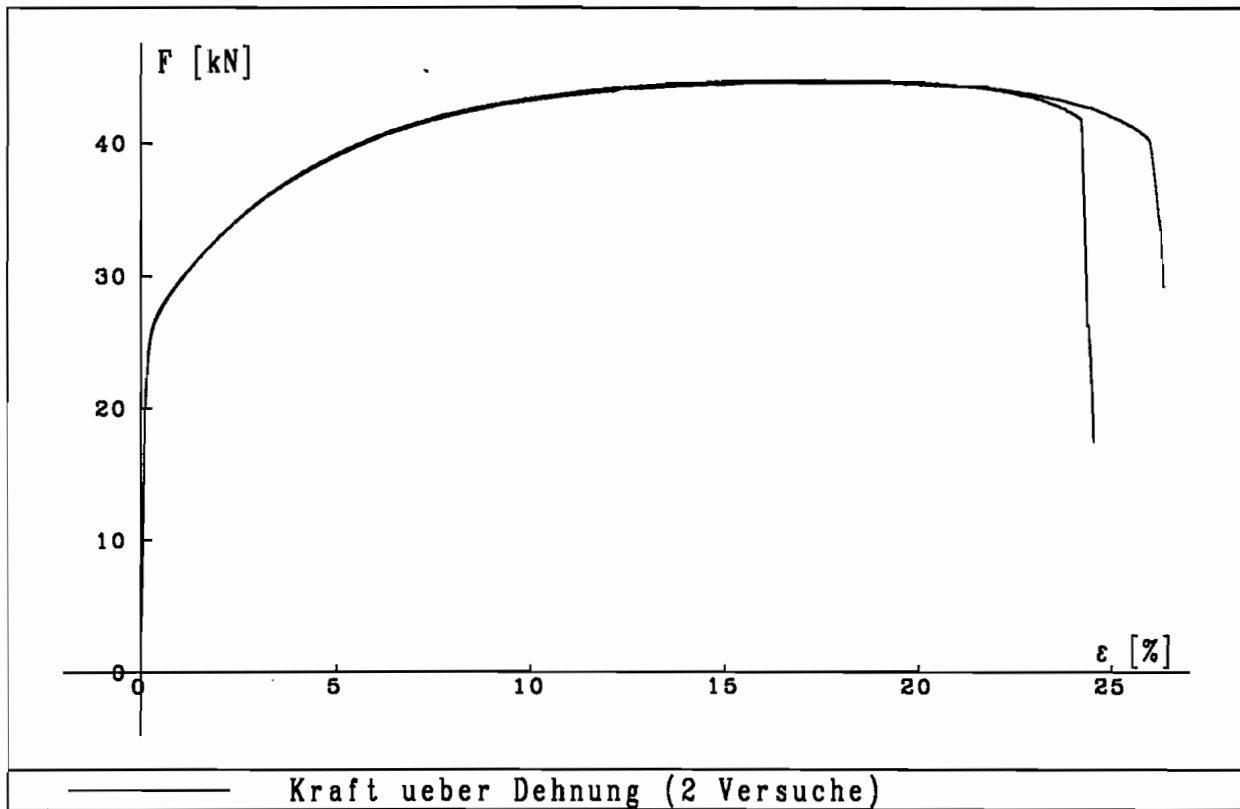


Abb. 3.1

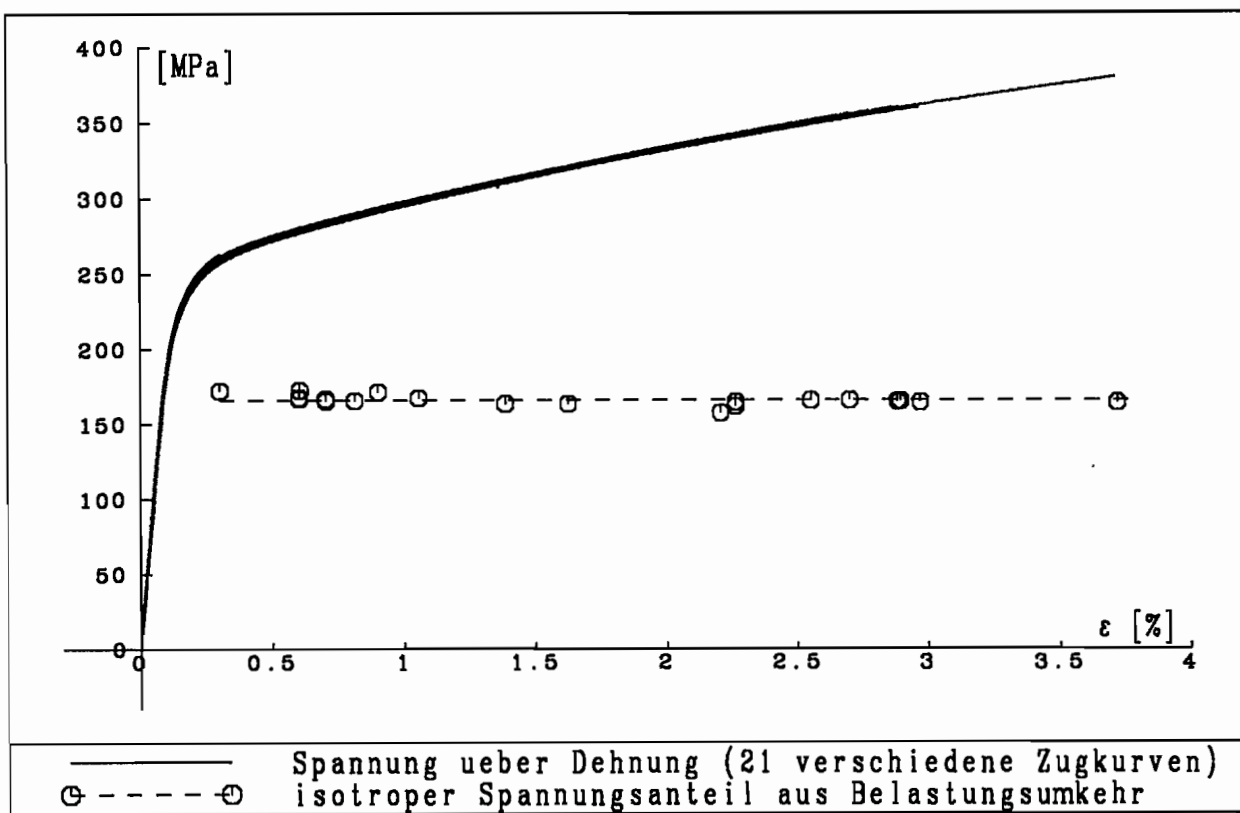


Abb. 3.2

3. 3 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Dehnungsvorgaben

In dieser Gruppe sind die zyklischen Zug-/Druckversuche zusammengefaßt, bei denen das Kriterium für den Belastungsrichtungswechsel eine Dehnung ist. Die gewählte Dehnung ist grundsätzlich die gesamte Dehnung ϵ und nicht, wie z. B. bei PAPE [1988], die inelastische Dehnung ϵ_i . Für eine bestimmte Anzahl von Zyklen werden ein Dehnungsmittelwert und eine Dehnungsamplitude vorgegeben. Nach Erreichen dieser Anzahl von Zyklen wird der Versuch beendet oder eine neue Dehnungsamplitude vorgegeben.

Zunächst werden Versuche ohne Vorlastdehnung ϵ_{mit} betrachtet. In den Abb. 3.3 bis 3.7 wird ein Versuch vorgestellt, in dem die Probe zunächst 100 Zyklen lang mit einer Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$ belastet wird. Danach wird für weitere 100 Zyklen die Dehnungsamplitude auf $\Delta\epsilon/2 = 1,0\%$ erhöht, abschließend folgen mehr als 300 Zyklen mit der Anfangsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$. Verglichen wird dieser Versuch mit einem Prozeß, bei dem etwa 600 Zyklen mit der Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$ gefahren werden.

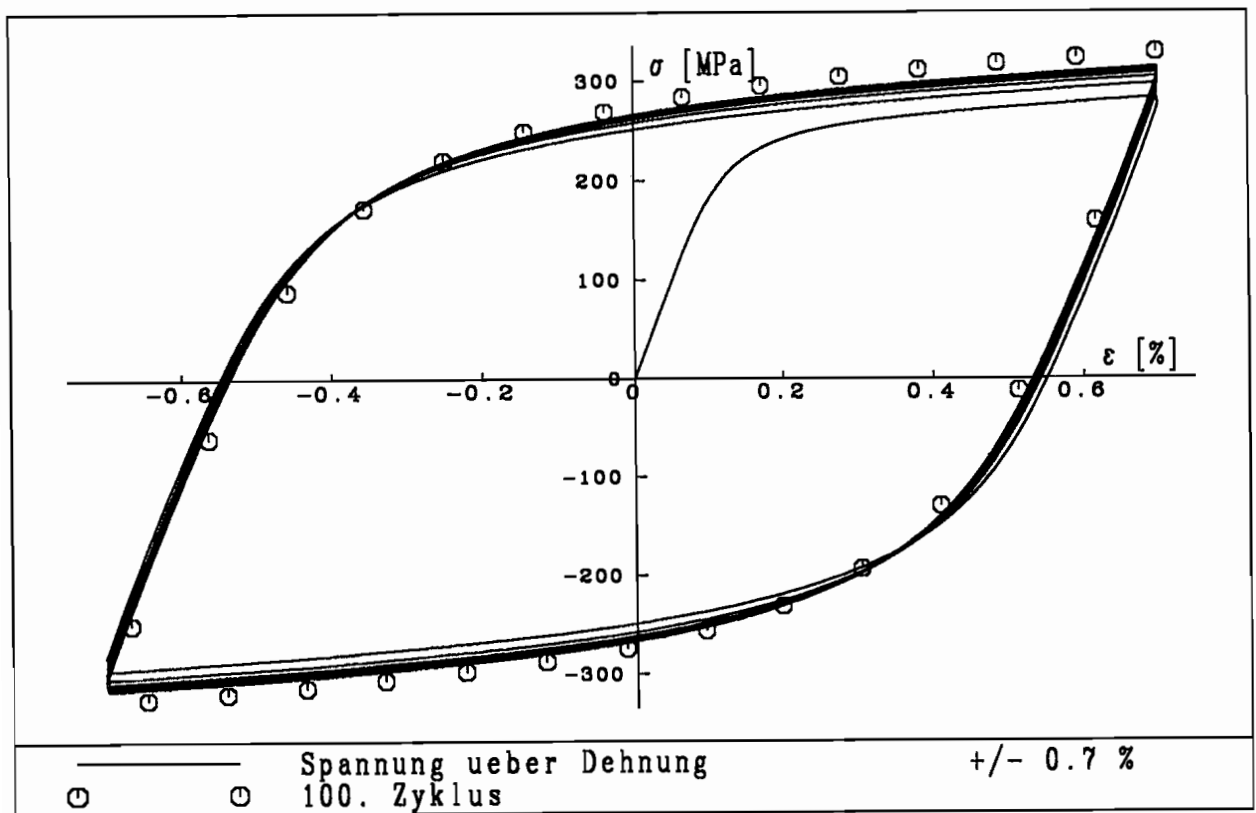


Abb. 3.3

Die Spannungs-Dehnungs-Antwort auf die erste Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$ zeigt Abb. 3.3. Die ersten acht Zyklen sind als durchgezogene Linie dargestellt. Der anfänglichen Zugbelastung bis $\epsilon = 0,7\%$ folgt eine Druckgegenbelastung bis $\epsilon = -0,7\%$. Beim elastisch-plastischen Übergang in der Druckbelastung ist die Fließspannung betragsmäßig deutlich kleiner als die vorangegangene Umkehrspannung. Der Bauschinger-Effekt ist hier — wie in allen folgenden Versuchen — klar sichtbar. Mit jedem zusätzlichen Zyklus wird die maximale Zugspannung immer größer und die minimale Druckspannung immer kleiner. Die daraus resultierende Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2$ steigt kontinuierlich, aber mit geringer werdender Rate an. Der 100. Zyklus wird durch Zentralsymbole dargestellt. Er gibt noch nicht den gesättigten Zustand wieder.

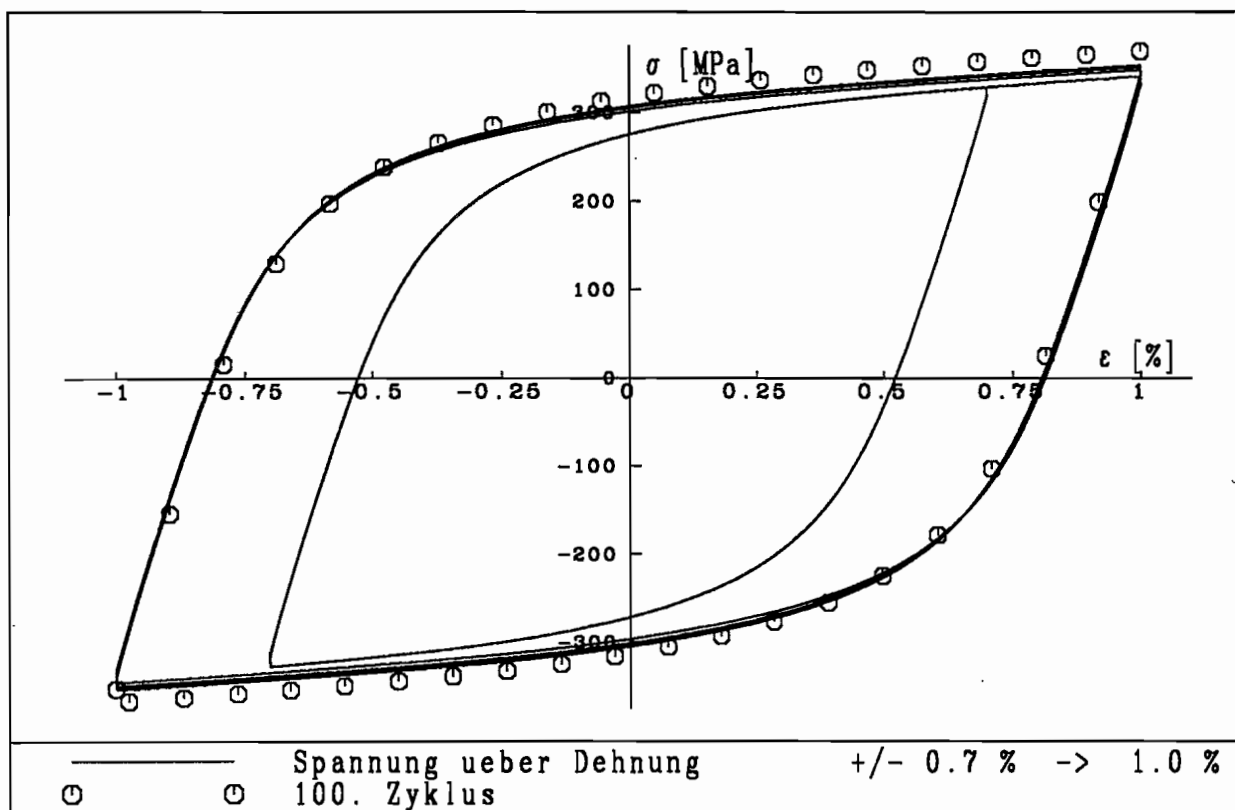


Abb. 3.4

Die vorstehende Abbildung 3.4 zeigt den Übergang von der anfänglichen Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$ auf die Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 1,0\%$. Der 100. Zyklus der kleineren Amplitude und die ersten Zyklen der größeren Amplitude sind als durchgezogene Linie dargestellt. Dem letzten Zyklus der kleinen Amplitude folgt bei $\epsilon = -0,7\%$ wieder eine Zugbelastung, die aber nicht bei $\epsilon = 0,7\%$ unterbrochen, sondern bis $\epsilon = 1,0\%$ fortgesetzt wird. Danach folgen 100 Zyklen mit $\Delta\epsilon/2 = 1,0\%$. Der Anstieg der Spannungsamplitude in den ersten Zyklen ist aufgrund der Vor-

verfestigung nicht so groß wie im ersten Teilversuch. Der 100. Zyklus ist wiederum durch Zentralsymbole gekennzeichnet.

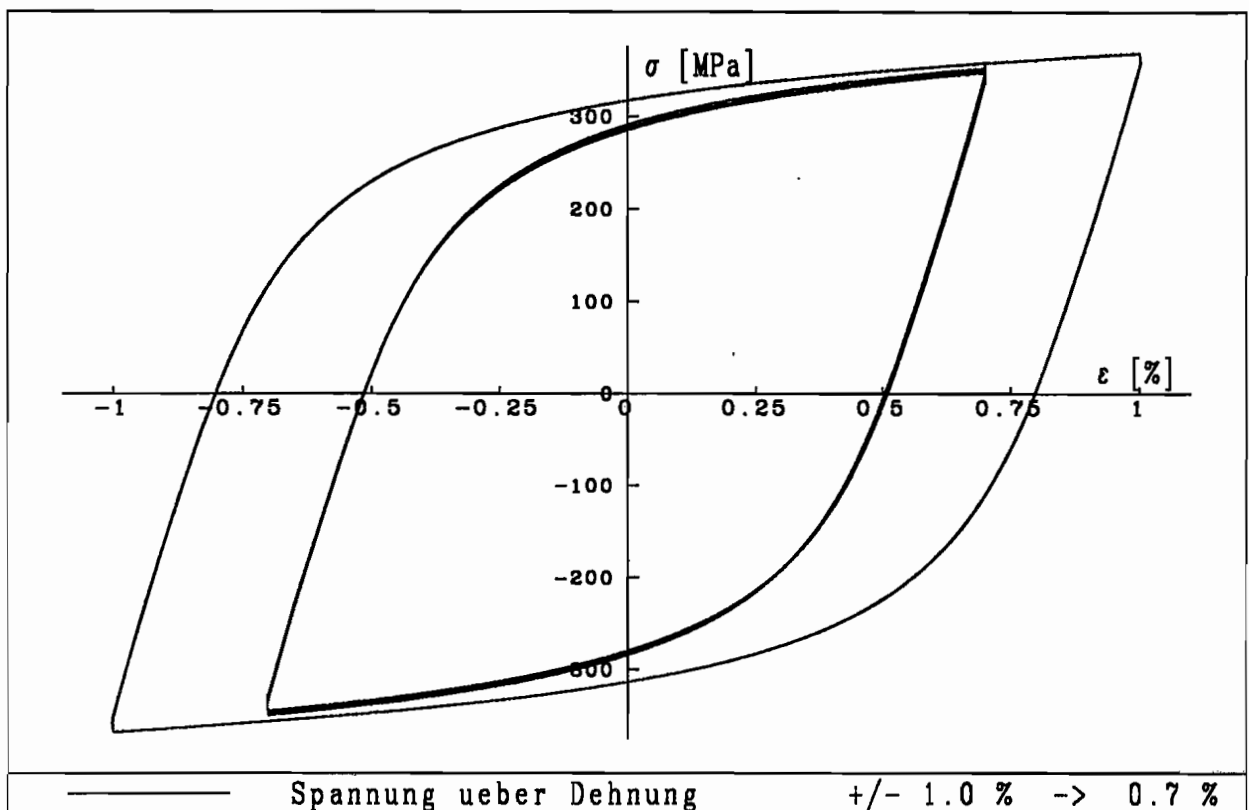


Abb. 3.5

Aus diesem fast gesättigten Zustand heraus wird die Amplitude wiederum verkleinert (Abb. 3.5). Dem letzten Zyklus der großen Amplitude folgt bei $\epsilon = -1,0\%$ wieder eine Zugbelastung, die aber bei $\epsilon = 0,7\%$ unterbrochen und nicht bis $\epsilon = 1,0\%$ fortgesetzt wird. Danach folgen etwa 300 Zyklen mit der Ausgangsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$. Die Extremalspannungen sind sofort im ersten Zyklus kleiner als die Spannungen der entsprechenden Dehnungen auf der Spannungs-Dehnungs-Kurve des großen Zyklus. Die Spannungsamplitude nimmt zunächst stark ab. Eine weitere Darstellung des Amplitudenverlaufes ist in dieser Darstellungsweise nicht sinnvoll. Ebenso ist die Aussagekraft von Abb. 3.6, in der das gesamte bisher beschriebene Verhalten wiedergegeben wird, sehr eingeschränkt, obwohl nur ein kleiner Teil der Zyklen dargestellt wird.

Wesentlich deutlicher wird das Ver- und Entfestigungsverhalten in Abb. 3.7. In dieser Abbildung wird gleichzeitig der oben erwähnte Vergleich zwischen dem schon beschriebenen Versuch und dem Versuch mit etwa 600 Zyklen der Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$ angestellt. Auf der Abzisse ist die Zykluszahl aufgetragen.

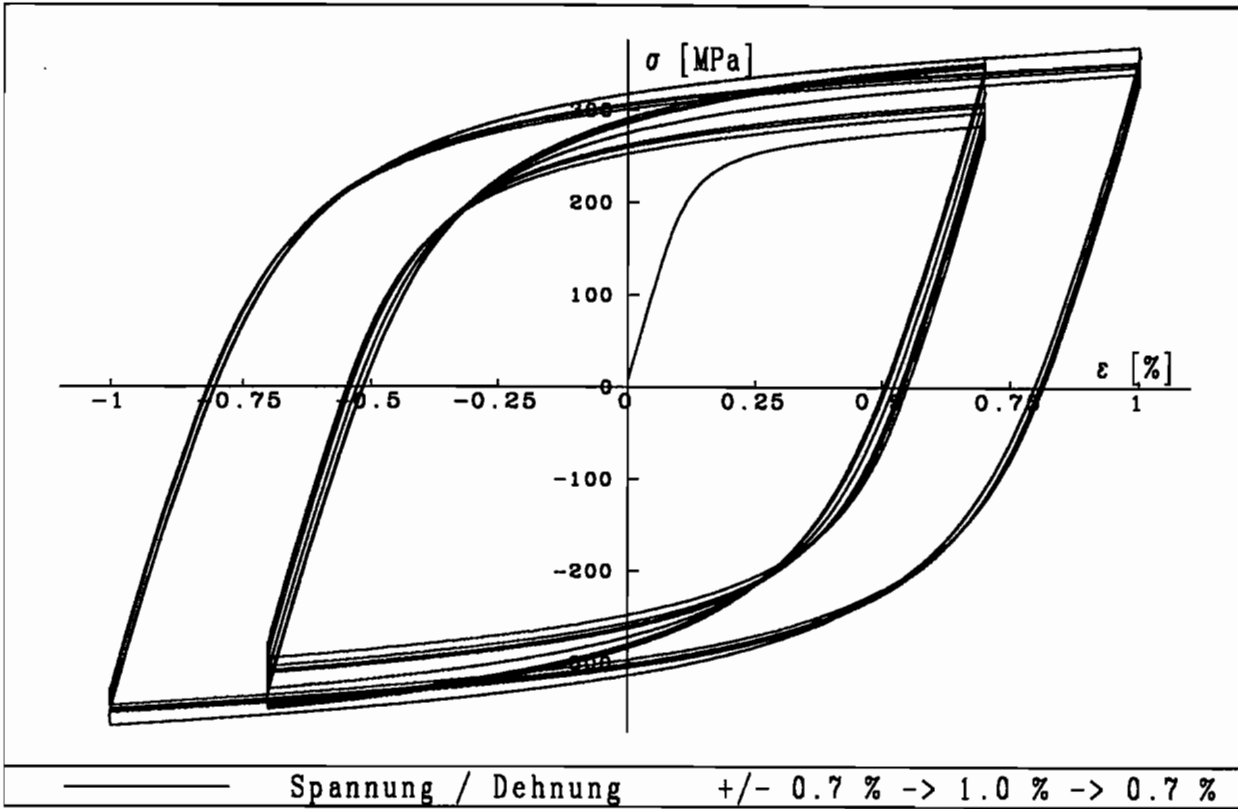


Abb. 3.6

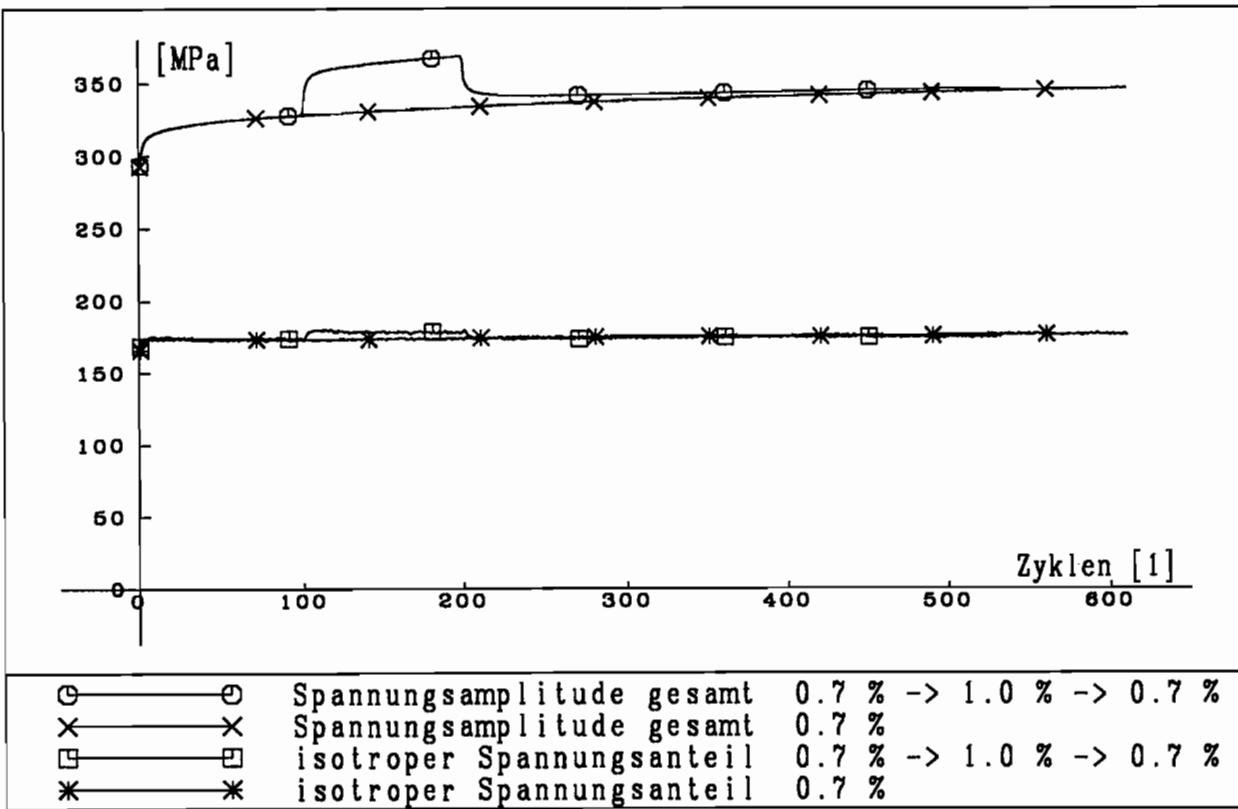


Abb. 3.7

Bei einem Amplitudenwechsel wird jedoch die Zählung nicht wieder auf 1 gesetzt, sondern fortgesetzt. Die beiden oberen Kurven zeigen die Spannungsamplitude der zu vergleichenden Versuche. Die Kurve mit den kreisförmigen Zentralsymbolen zeigt den Versuch mit Amplitudenwechsel. Beide Kurven sind in den ersten 100 Zyklen identisch. Die Steigung der Spannungsamplitude ist nur noch gering. Sie nimmt für den Versuch ohne Amplitudenwechsel kontinuierlich weiter ab. Durch den Dehnungsamplitudenwechsel des anderen Versuches erhöht sich die Spannungsamplitude zunächst stark, später aber immer weniger. Wird aus dem fast gesättigten Zustand die Dehnungsamplitude wieder verkleinert, tritt sofort eine Entfestigung auf. Nach etwa 50 Zyklen ist diese jedoch beendet und wird von einer leichten Verfestigung abgelöst. Für große Zykluszahlen nähern sich beide Kurven asymptotisch.

Nach jeder Belastungsrichtungsänderung wird nach Gleichung (2.12) der isotrope Spannungsanteil bestimmt und für jeden Zyklus über Zug- und Druckpfad gemittelt. Das Ergebnis wird für beide Versuche in den unteren zwei Kurven der Abb. 3.7 dargestellt. Nach anfänglich geringfügiger isotroper Verfestigung bleibt der isotrope Spannungsanteil schon nach wenigen Zyklen nahezu konstant. Da der isotrope Spannungsanteil eine sekundär ermittelte Größe ist, sind seine Schwankungen (ca. $1,5 \text{ MPa}$) größer als die der Spannungsamplitude (ca. $0,2 \text{ MPa}$), und die Kurven sind entsprechend etwas rauher. Durch die Amplitudenvergrößerung erhöht sich der isotrope Spannungsanteil nur geringfügig um etwa 5 MPa und geht nach der Amplitudenverkleinerung wieder auf den Ursprungswert zurück. Aus der Differenz von Gesamtspannungsamplitude und isotropem Spannungsanteil ergibt sich die kinematische Spannungsamplitude. Sie wird in Abb. 3.7 nicht zusätzlich dargestellt, da ihr Verlauf dem der Gesamtspannung sehr ähnlich ist. Der größte Anteil von Verfestigung und Entfestigung ist kinematischen Ursprungs.

Die nächsten vier Abbildungen (3.8 – 3.11) zeigen einen ähnlichen Versuch. Die Dehnungsamplitude wird nach jeweils 110 Zyklen von $\Delta\epsilon/2 = 0,3 \%$ auf $\Delta\epsilon/2 = 0,6 \%$ und auf $\Delta\epsilon/2 = 1,5 \%$ erhöht. Abb. 3.8 zeigt, daß der Teilversuch mit der kleinsten Dehnungsamplitude fast von Anfang an stabil ist. Beim Übergang zur nächstgrößeren Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,6 \%$ (Abb. 3.9) verfestigt das Material auch noch nach vielen Zyklen. Durch den großen Amplitudensprung auf $\Delta\epsilon/2 = 1,5 \%$ (Abb. 3.10) tritt in den ersten Zyklen eine sehr starke Verfestigung auf. Schon nach wenigen Zyklen wird die Probe jedoch aufgrund der großen Verformung in Druckrichtung instabil. Dieser Effekt ist in Abb. 3.11 leicht festzustellen. Im Bereich der größten Dehnungsamplitude fällt schon nach wenigen Zyklen der isotrope

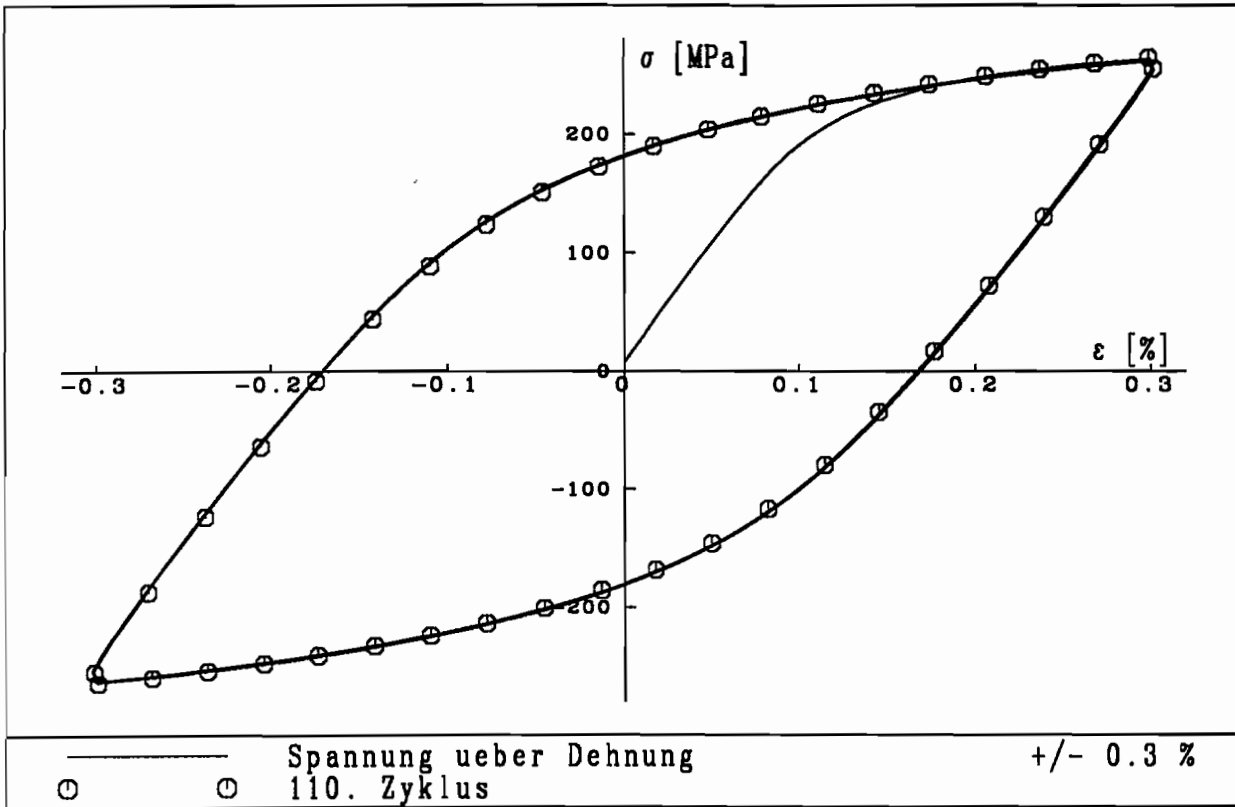


Abb. 3.8

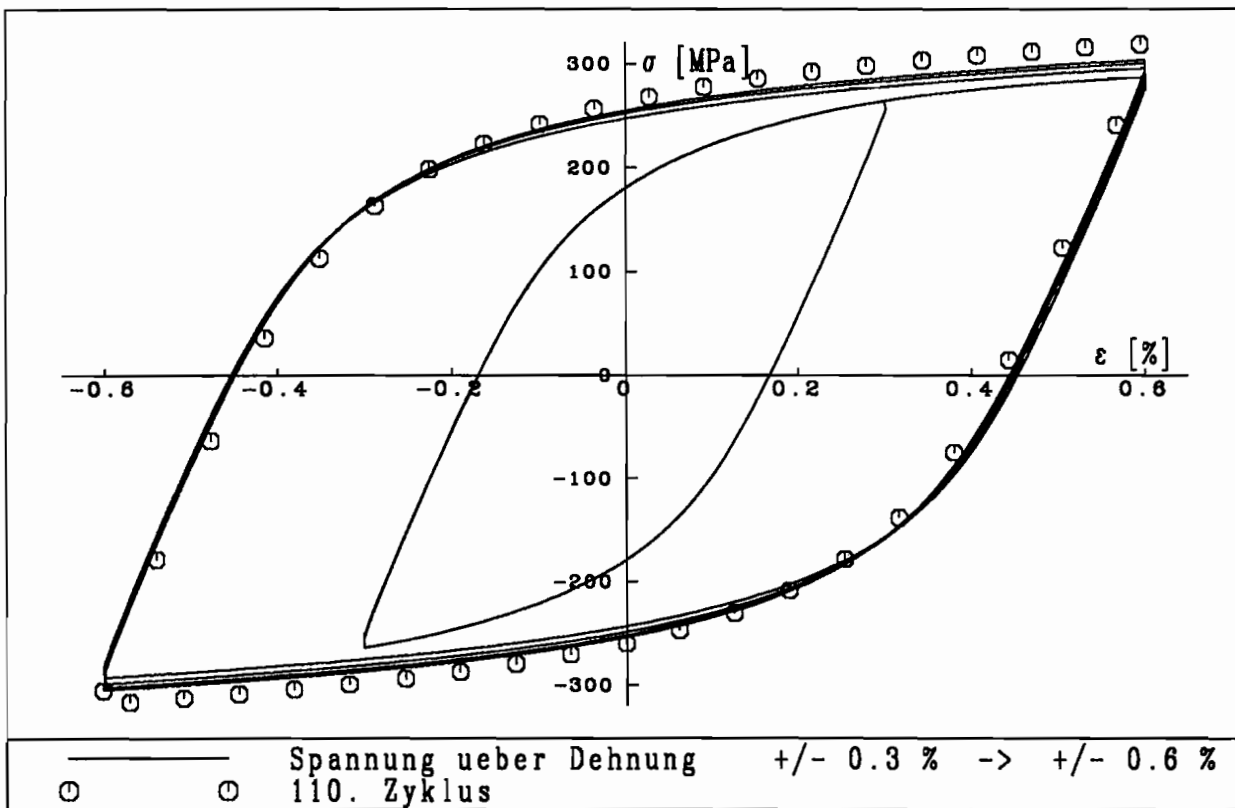


Abb. 3.9

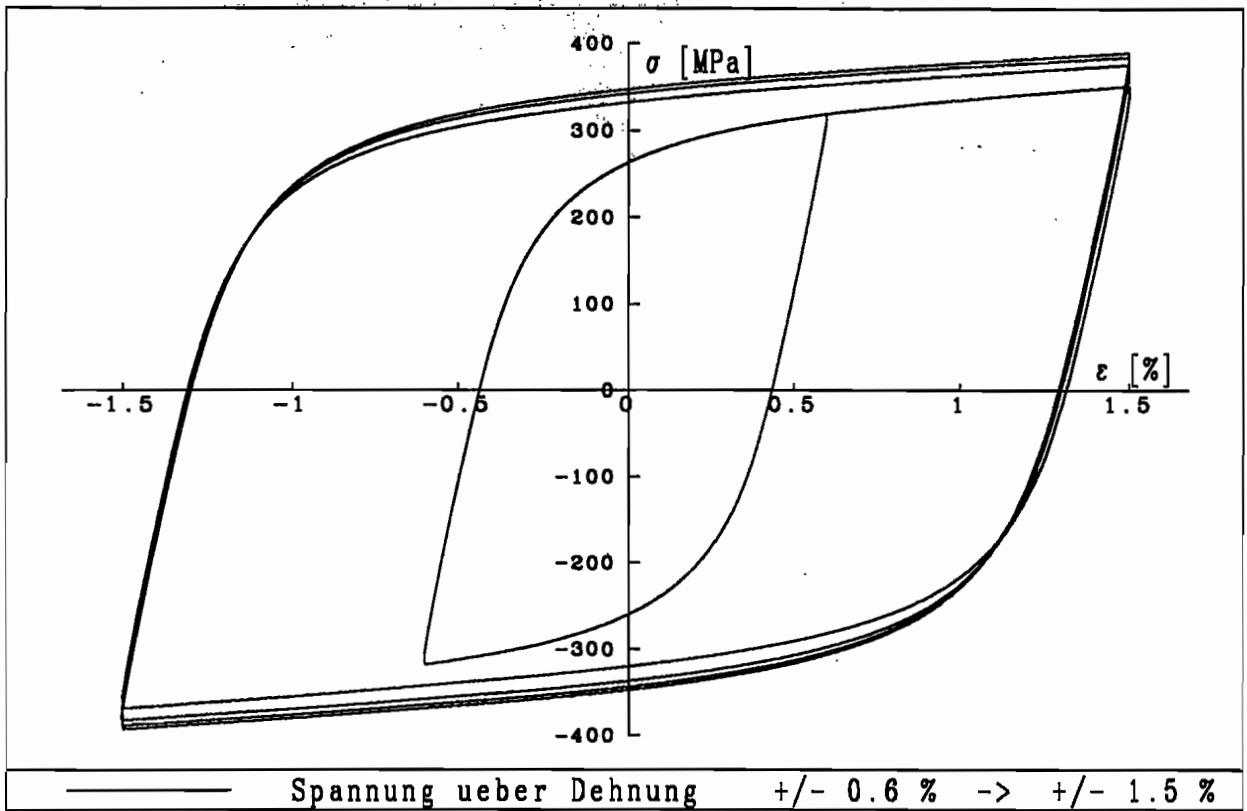


Abb. 3.10

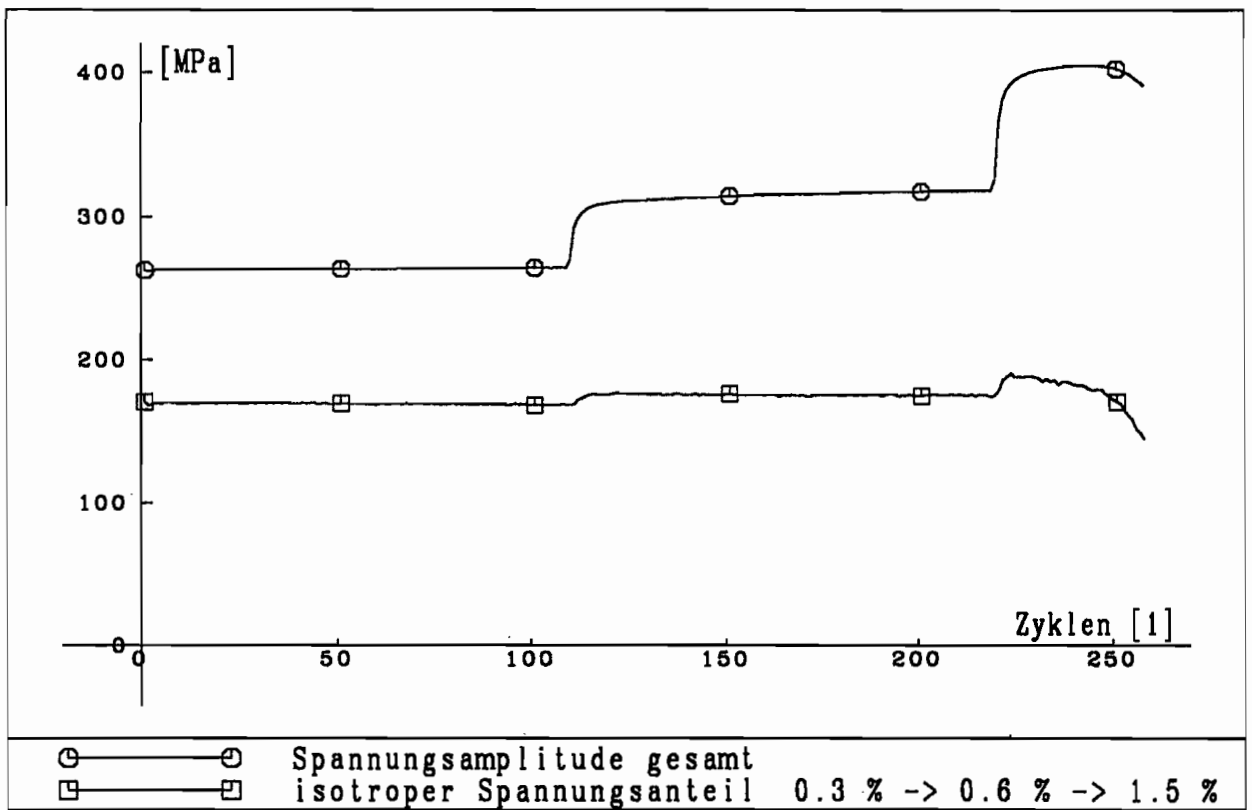


Abb. 3.11

Spannungsanteil wieder ab, d. h. der elastische Bereich verkleinert sich. Dieser Abfall des isotropen Spannungsanteiles ist ein Hinweis auf entstehende geometrische Nichtlinearitäten, die mit bloßem Auge an der Probe noch nicht erkannt werden können. Ebenso steigt zunächst noch die Gesamtspannungsamplitude an. Optisch ist ein Versagen der Probe erst dann zu erkennen, wenn auch die Gesamtspannung abfällt. Das Versagen der Probe kann nur zum kleinen Teil darauf zurückgeführt werden, daß der Werkstoff derart hohen Verformungen nicht standhält, sondern es hängt auch ganz erheblich von der Geometrie der Probe ab. Da diese Arbeit jedoch keinen Beitrag zum Low-Cycle-Fatigue liefern soll, werden hier keine weiteren Untersuchungen angestellt. Ansonsten bestätigt diese Abbildung die Aussage, daß die Verfestigung aufgrund von Dehnungsamplitudenvergrößerung in erster Linie auf der kinematischen Verfestigung beruht.

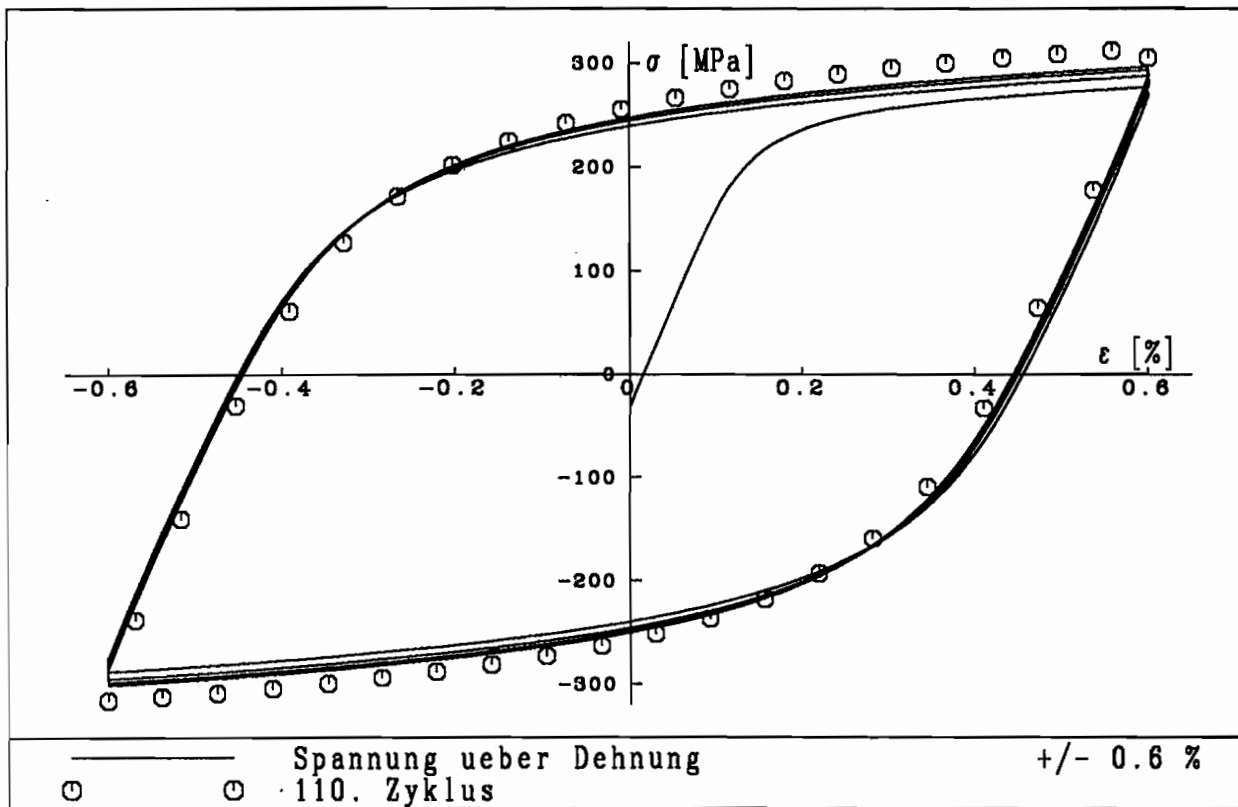


Abb. 3.12

Ein weiterer Versuch wechselt von der Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0,6 \%$ (Abb. 3.12) auf $\Delta\epsilon/2 = 0,9 \%$ (Abb. 3.13) und auf $\Delta\epsilon/2 = 1,2 \%$ (Abb. 3.14). Durch die kleinen Sprünge in der Dehnungsamplitude ist die jeweilige Spannungszunahme in den ersten Zyklen nicht so groß wie etwa bei dem Teilversuch in Abb. 3.10. Der Versuch endet nach 325 Zyklen mit dem Versagen der Probe (Abb. 3.15). Das

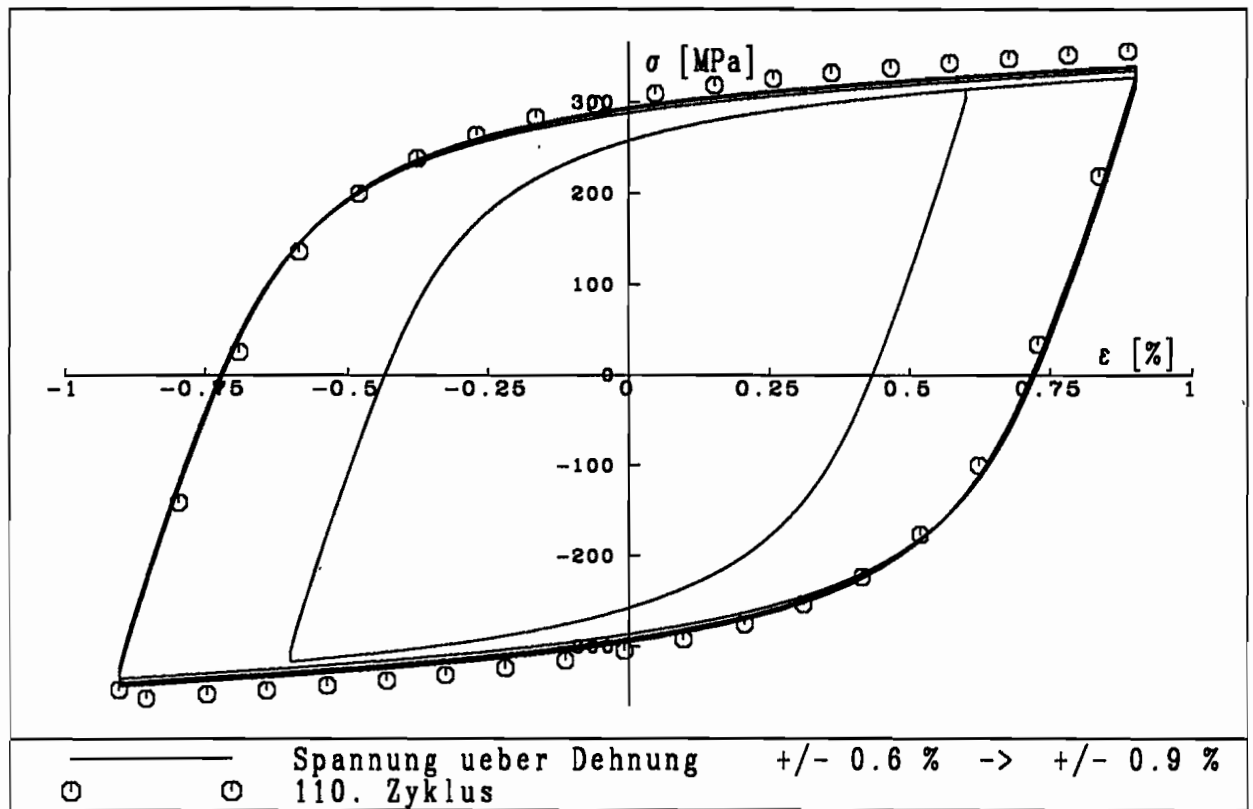


Abb. 3.13

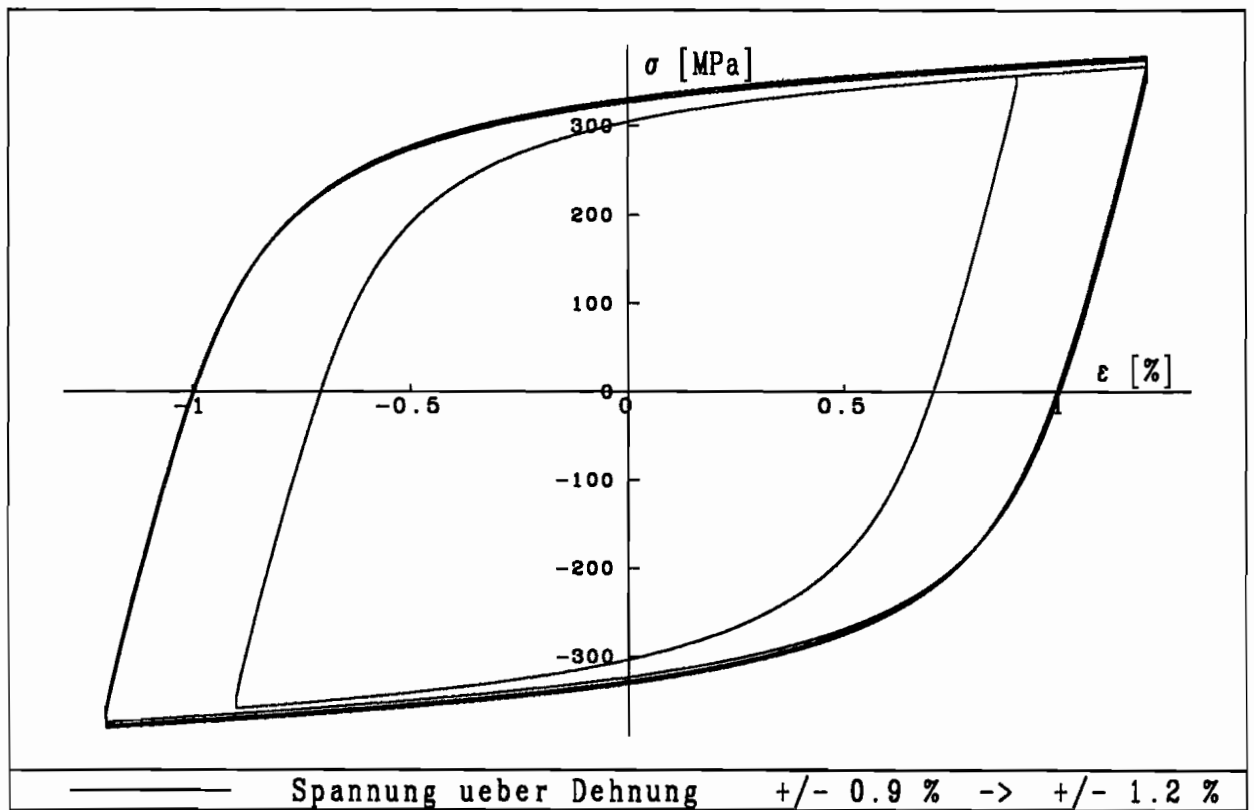


Abb. 3.14

Spannungsmaximum wird nach etwa 270 Zyklen erreicht.

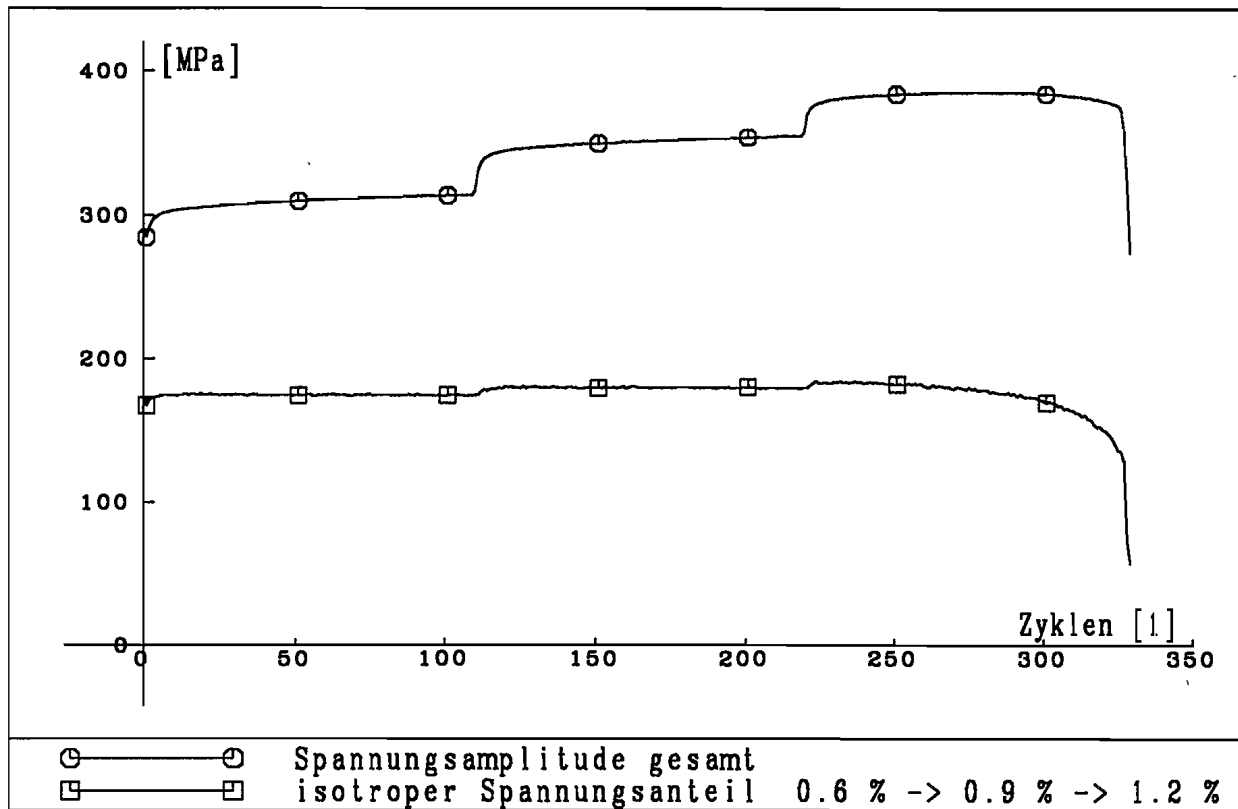


Abb. 3.15

Diesem Versuch wird in Abb. 3.16 ein zweiter identischer Versuch mit einer anderen Probe gegenübergestellt. Ein Beginn des Versagens der zweiten Probe wird schon nach etwa 20 Zyklen der größten Dehnungsamplitude erkennbar. Ansonsten sind die Abweichungen zwischen den beiden Versuchen sehr gering. Die Spannungsamplituden unterscheiden sich um weniger als 2 MPa. Selbst beim sekundär ermittelten isotropen Spannungsanteil sind die Unterschiede geringer als 3 MPa. Die bisher nie dargestellten mittleren Spannungen eines Zyklus schwanken in allen Versuchen kurzzeitig um etwa 0,3 MPa. Durch die Drift der Meßverstärker entstehen über mehrere hundert Zyklen Veränderungen um bis zu 2 MPa. Diese Angaben sollen ein Maß für die Genauigkeit der durchgeführten Messungen sein.

Weiterhin wird noch ein Versuch mit einer Vorlastdehnung $\epsilon_{mit} = 2\%$ und einer Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = 0.7\%$ ausgewertet. Abb. 3.17 zeigt den Spannungs-Dehnungs-Verlauf der ersten acht Zyklen. Der 333. Zyklus wird durch Zentralsymbole wiedergegeben. Anfänglich sind die Zugspannungen betragsmäßig deutlich größer als die Druckspannungen. Auffallend ist ein Absinken der Zykluskurve. In Abb. 3.18 ist zusätzlich zu den gewohnten Kurven die 10-fache Mittelspannung eines jeden

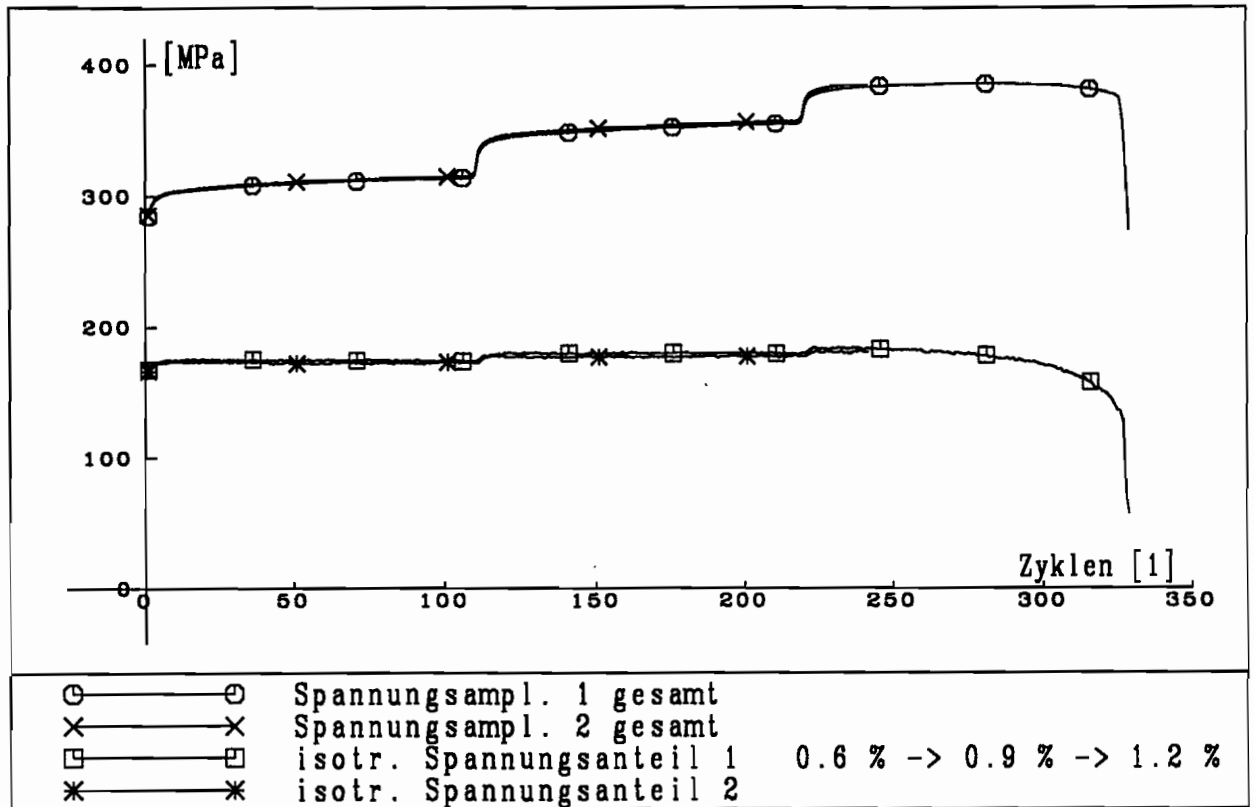


Abb. 3.16

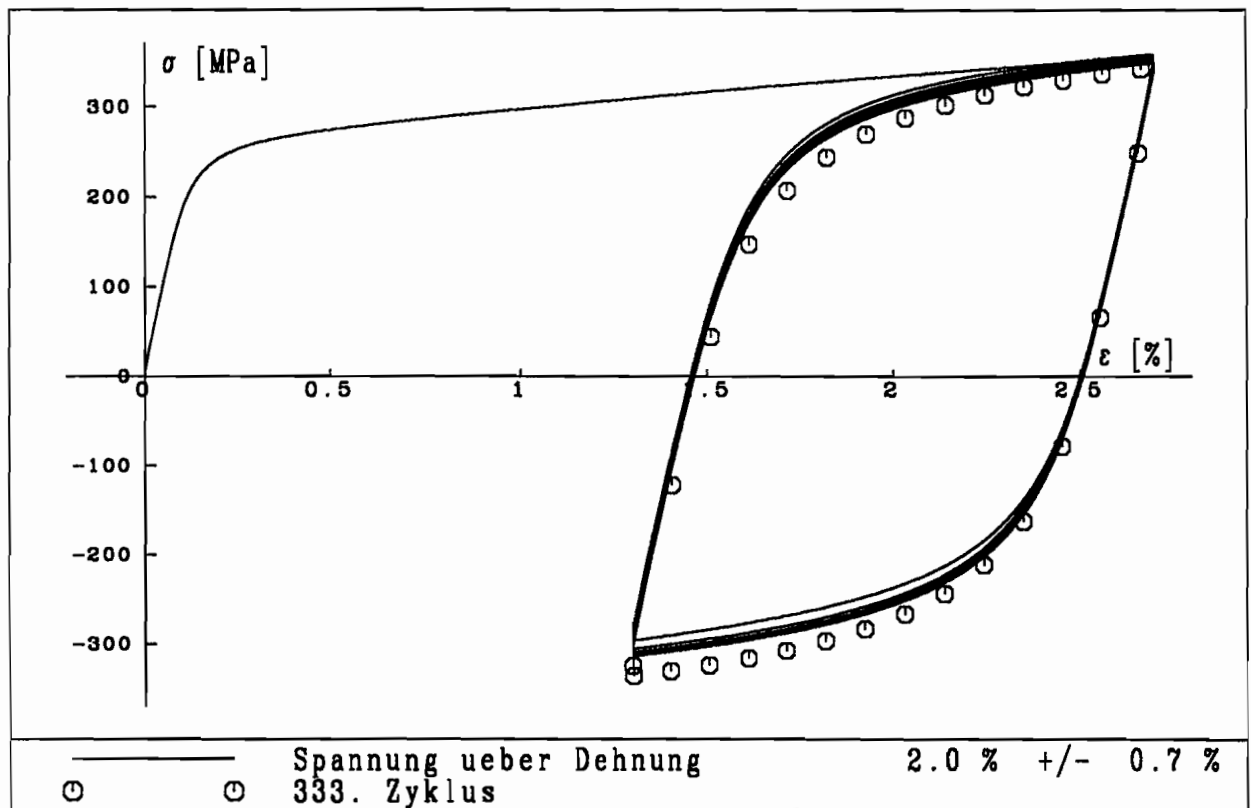


Abb. 3.17

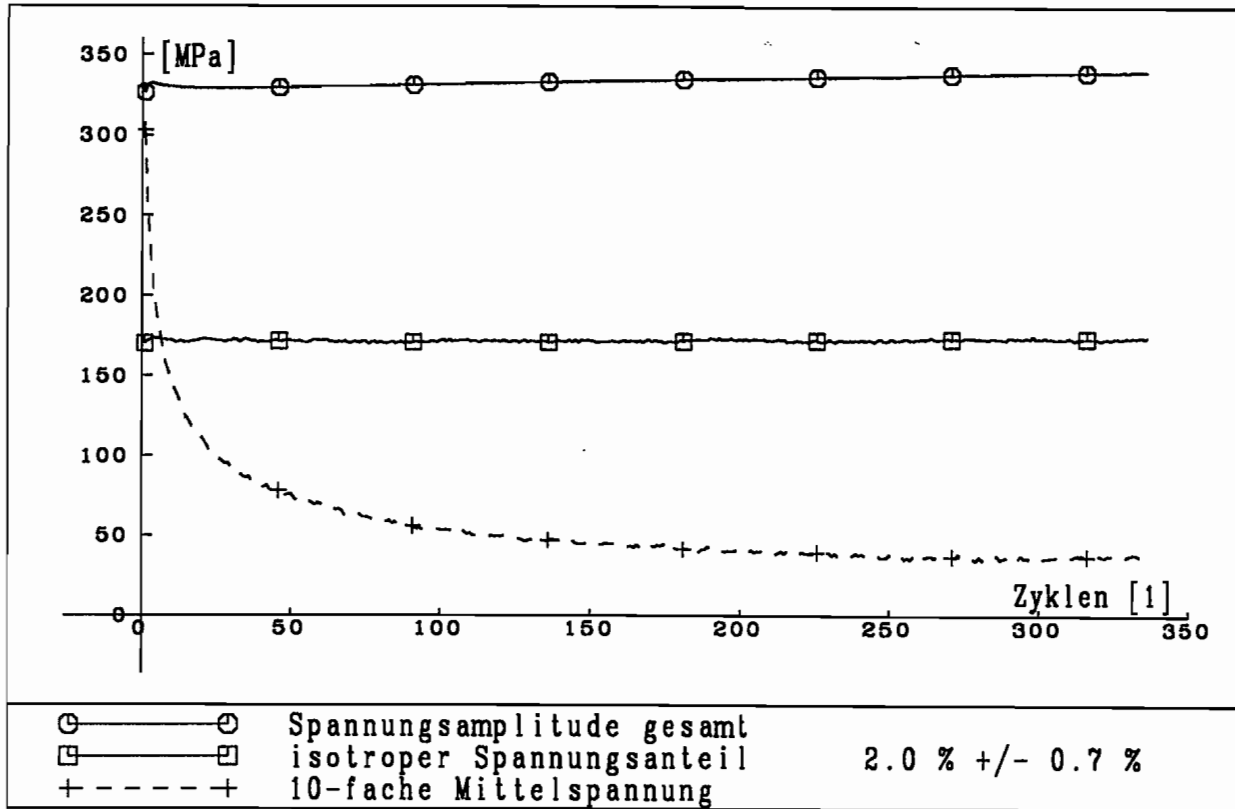


Abb. 3.18

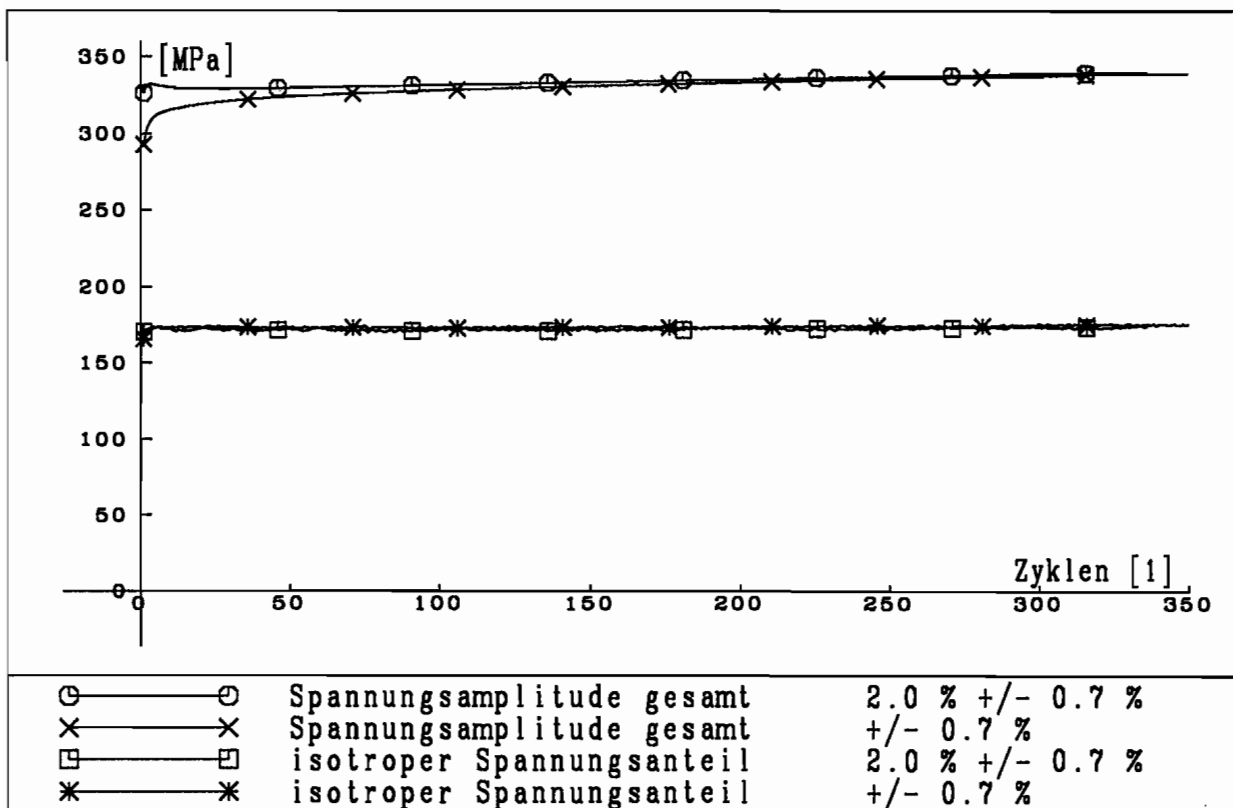


Abb. 3.19

Zyklus aufgetragen. Sie nimmt von etwa 30 MPa im ersten Zyklus auf etwa 4 MPa im 300. Zyklus ab. Ein gänzlich Verschwinden der Mittelspannung ist nicht zu erkennen. Durch die während der Vordehnung induzierte Verfestigung ist die Spannungsamplitude von Anfang an größer als beim gleichen Versuch ohne Vordehnung (Abb. 3.19). Kurzer weiterer Verfestigung folgt eine schwache Entfestigung und anschließend ein asymptotisches Annähern an die Vergleichskurve. Der Einfluß auf den isotropen Spannungsanteil ist vernachlässigbar.

Abschließend werden die bedeutsamen Ergebnisse dieser Versuchsgruppe zusammengetragen:

- Ein stabiler Spannungs-Dehnungs-Zyklus stellt sich nur für sehr kleine Dehnungsamplituden ($\Delta\epsilon/2 = 0.3 \%$) ein. Für alle anderen Dehnungsamplituden nimmt die Spannungsamplitude auch noch nach vielen Zyklen zu, oder es tritt vor dem Stabilisieren ein Versagen der Probe auf.
- Die durch die zyklische Belastung hervorgerufene Verfestigung findet sich in erster Linie im kinematischen Spannungsanteil wieder. Der isotrope Spannungsanteil steigt nur geringfügig.
- Ein Vergrößern der Dehnungsamplitude führt zu zusätzlicher Verfestigung. Ein Verkleinern der Dehnungsamplitude ergibt zunächst eine starke Entfestigung, anschließend aber wieder eine leichte Verfestigung. Die Erinnerung an die vorherige größere Dehnungsamplitude geht verloren.
- Eine Vorlastdehnung führt anfänglich zu erhöhter Verfestigung und positiver Mittelspannung. Diese Mittelspannung baut sich mit zunehmender Zykluszahl ab. Die Spannungsamplitude stimmt nach vielen Zyklen mit der des Versuches ohne Vorlastdehnung überein.

Eine quantitative Auswertung der Versuche zeigt Abb. 3.20. Für einen pseudostabilen Zustand (etwa 100 Zyklen oder Spannungsmaximum vor dem Versagen der Probe) werden die Gesamtspannungsamplitude, der isotrope Spannungsanteil und die Amplitude des kinematischen Spannungsanteils über der Dehnungsamplitude aufgetragen. Die Linie für die Gesamtspannung ist bei abnehmender Steigung leicht gekrümmt. Da der isotrope Spannungsanteil nur sehr wenig zunimmt, ist die Linie des kinematischen Anteils fast äquidistant zur Linie der Gesamtspannung. Wie schon weiter oben erwähnt, hängt der isotrope Spannungsanteil vom Fließkriterium

ab. Durch ein größeres ϵ_{off} vergrößert sich sowohl der Absolutwert als auch die Steigung der entsprechenden Kurve. Die gleichen Zusammenhänge werden in Abb. 3.21 tabellarisch dargestellt.

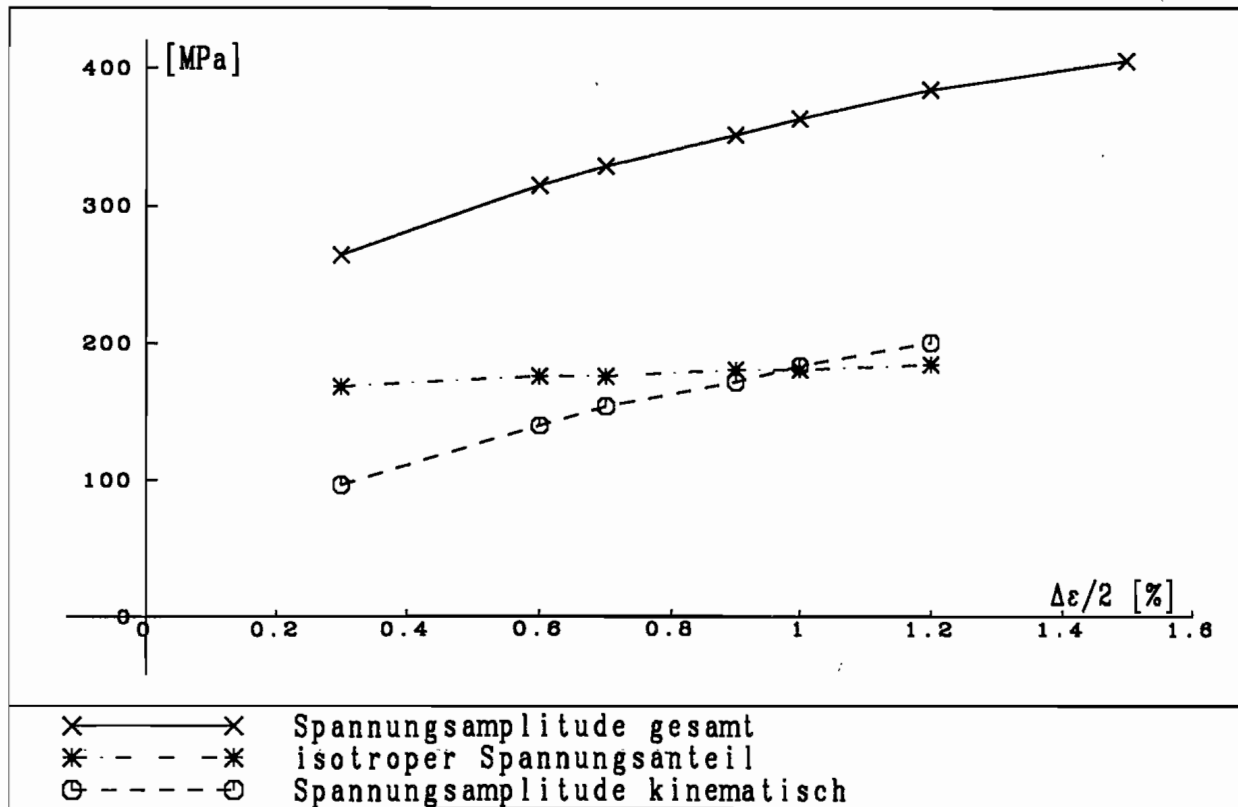


Abb. 3.20

$\Delta\epsilon/2$	$\Delta\sigma/2$	$\Delta\sigma_{kin}/2$	σ_{iso}
%	MPa	MPa	MPa
0,3	264	96	168
0,6	314	139	175
0,7	328	153	175
0,9	351	171	180
1,0	363	183	180
1,2	384	200	184
1,5	405		

Abb. 3.21

In Abb. 3.22 wird der isotrope Spannungsanteil über der dazugehörigen Amplitude des kinematischen Spannungsanteils aufgetragen. Hier ergibt sich ein nahezu linearer

Zusammenhang. Der Verlauf der Kurve ist sehr flach und zeigt damit, daß Verfestigung im wesentlichen kinematische Verfestigung ist.

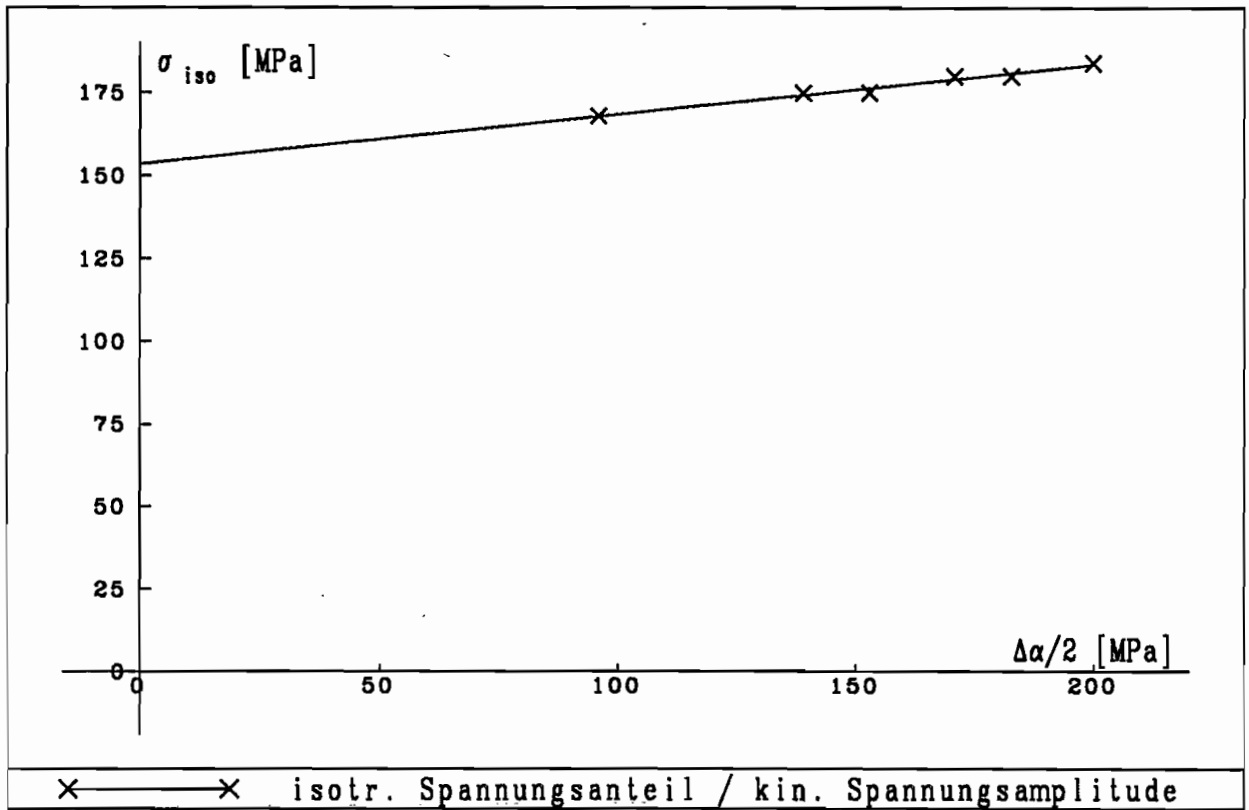


Abb. 3.22

3.4 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Spannungsvorgaben

Diese Gruppe einaxialer Versuche soll zyklisches Kriechen veranschaulichen. Es sind quasistationäre dehnungsgesteuerte Versuche mit $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, deren Umkehrkriterium keine Dehnung, sondern eine Spannung ist. Es werden eine positive Mittelspannung σ_{mit} und eine Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2$ vorgegeben. Die Erstbelastung zeigt in Zugrichtung. Analysiert werden das Maß des Ratchetting, das Ver- und Entfestigungsverhalten und das Einspielverhalten.

Zunächst zeigt Abb. 3.23 die ersten zehn Zyklen eines Versuches ohne Mittelspannung σ_{mit} . Die Spannungsamplitude ist $\Delta\sigma/2 = 300 \text{ MPa}$. Nach zehn Zyklen hat sich fast ein stabiler Zyklus eingestellt. Abb. 3.24 stellt die wichtigen Eckdaten eines jeden Zyklus für den gesamten Versuch dar. Die obere durchgezogene Linie ("x" als Zentralsymbol) zeigt die maximal im Zyklus erreichte Dehnung, die untere durchgezogene Linie (runde Zentralsymbole) zeigt die minimale Dehnung im Zyklus. Die dazwischenliegende strichpunktierte Linie zeigt die mittlere Dehnung. Die maximale Dehnung ist nach wenigen Zyklen nahezu konstant. Die minimale Dehnung steigt jedoch noch nach vielen Zyklen weiter an, es findet Verfestigung statt. Bei konstanter Spannungsamplitude entspricht die Verfestigung einer Abnahme der Dehnungsamplitude. Diese wird durch die gestrichelte Linie ("+" als Zentralsymbol) dargestellt und nimmt nach 700 Zyklen kaum noch ab. Ein Versuch ohne Mittelspannung zeigt also kein Ratchetting. Die Dehnungsamplitude und die Aufteilung in isotropen und kinematischen Spannungsanteil entsprechen der Abb. 3.20 für Versuche mit Dehnungsvorgaben.

Die Abb. 3.25 und 3.26 zeigen einen Versuch mit gleicher Spannungsamplitude und einer Mittelspannung $\sigma_{mit} = 20 \text{ MPa}$. In Abb. 3.25 ist die Linie der ersten Gegenbelastung die vierte von links. In den nächsten beiden Halbzyklen ist die Verfestigung so groß, daß die zweite Gegenbelastungslinie deutlich links von der ersten liegt und erst aus dieser Lage heraus zyklisches Kriechen nach rechts erfolgt. Abb. 3.26 zeigt den gleichen Effekt. Die Linie für die maximale Dehnung fällt zum zweiten Zyklus hin zunächst ab und steigt erst danach klar erkennbar an. Die Linie für die Minimaldehnung steigt sofort an. Mit zunehmender Zykluszahl wird das zyklische Kriechen geringer und geht nach einem Bereich des transienten Ratchetting nach etwa 300 Zyklen in ein asymptotisches Ratchetting über. Die Abnahme der

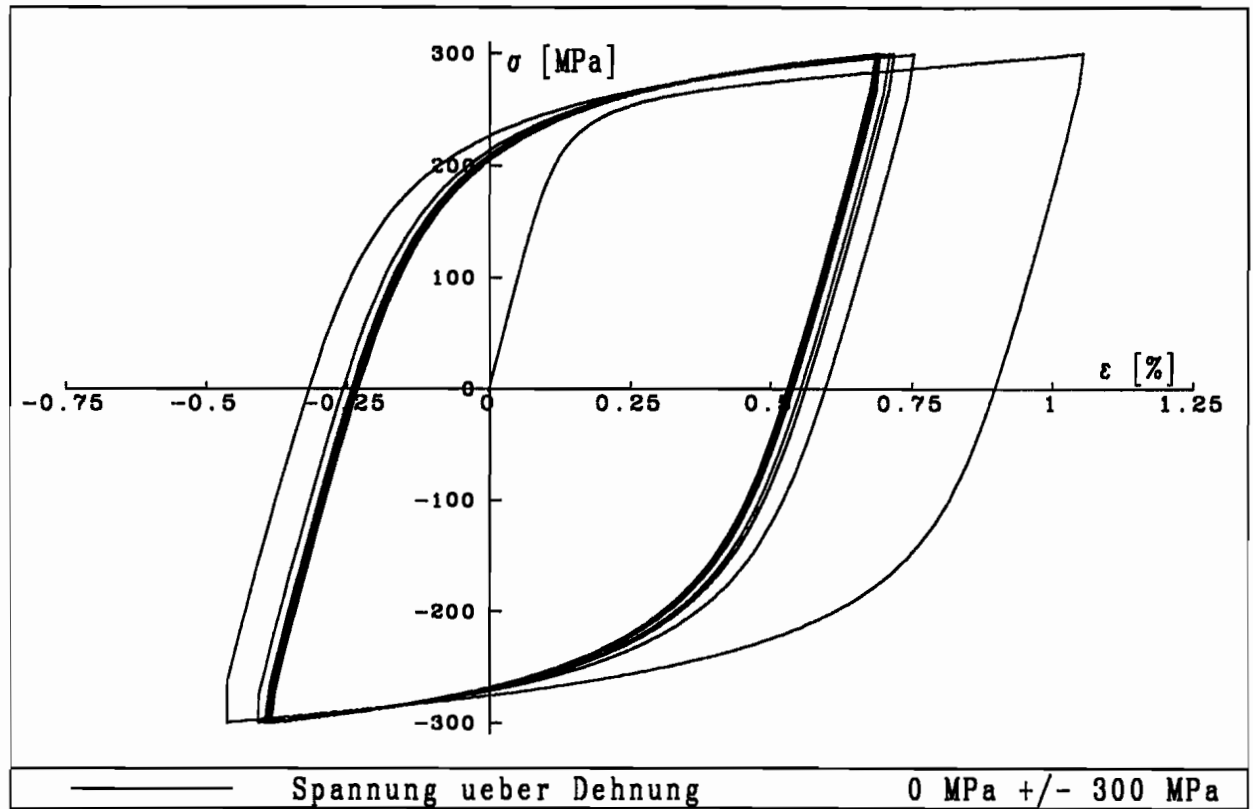


Abb. 3.23

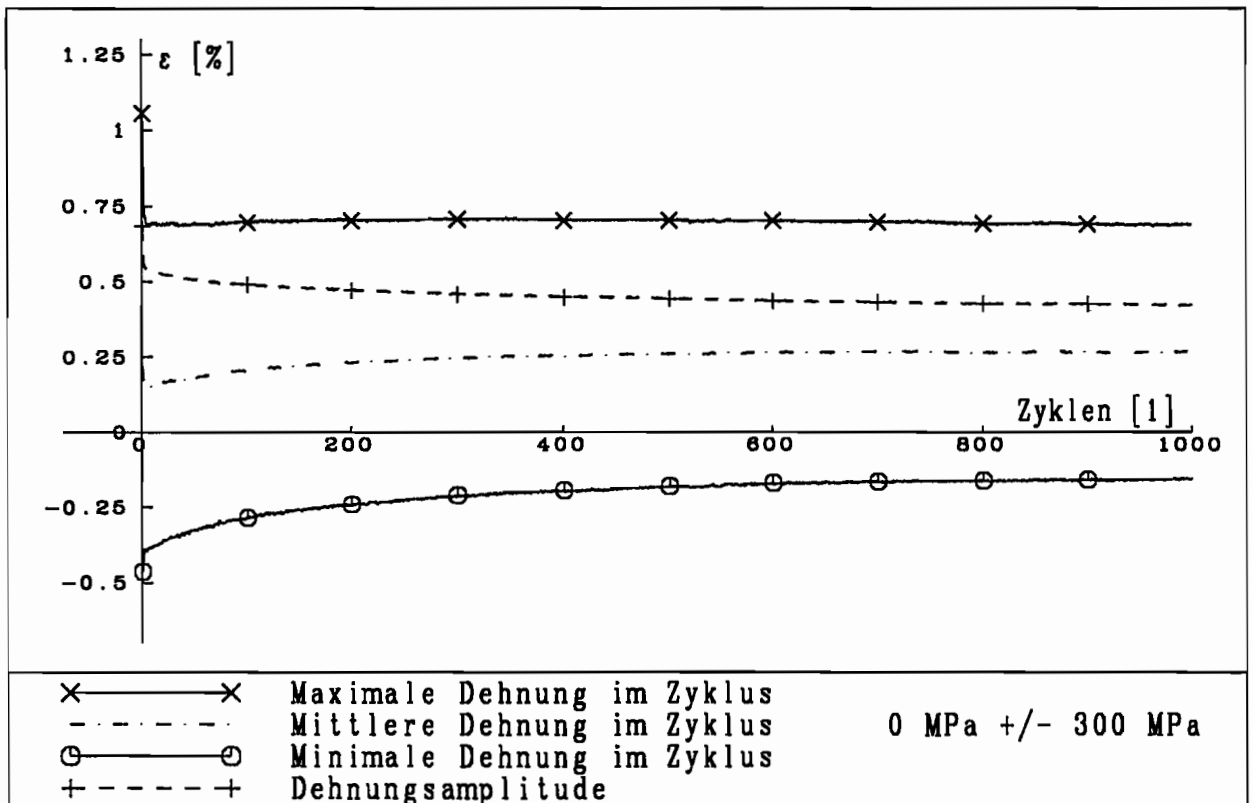


Abb. 3.24

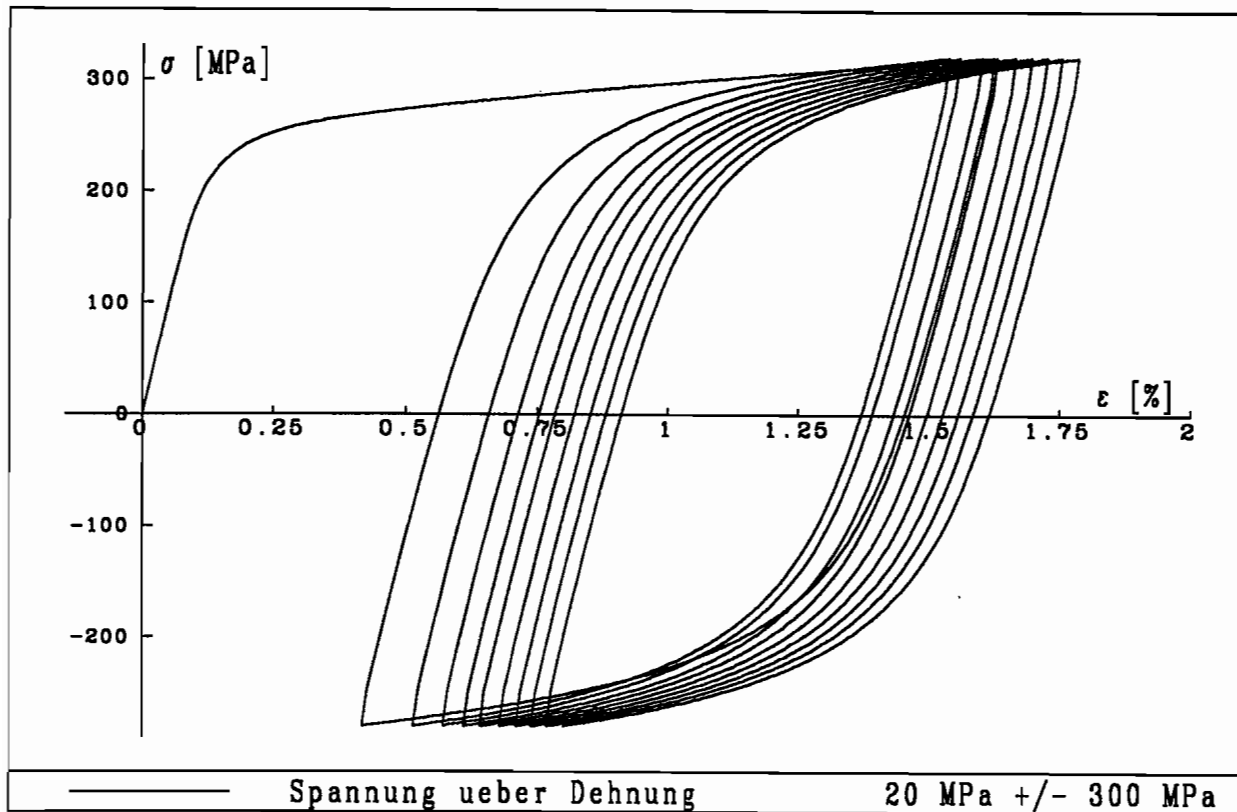


Abb. 3.25

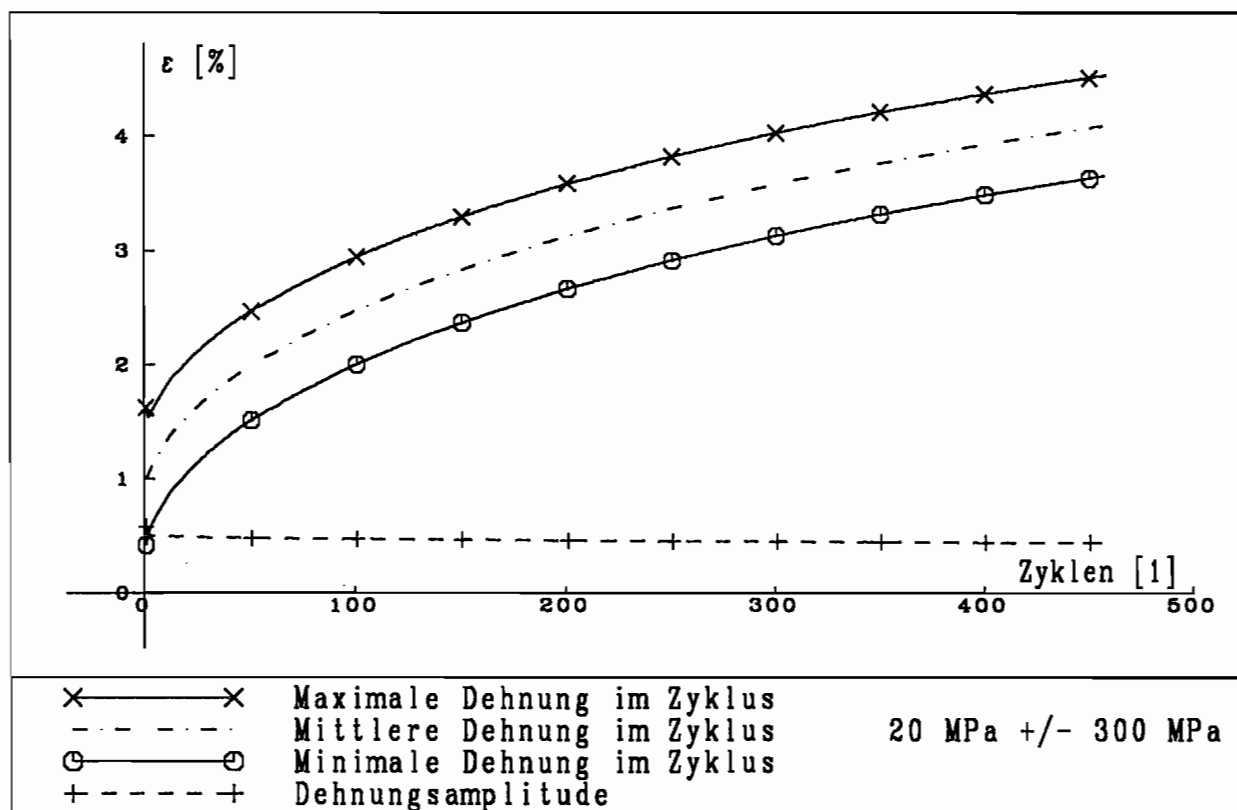


Abb. 3.26

Dehnungsamplitude zeugt von Verfestigung.

Stärkeres Ratchetting kann bei gleicher Spannungsamplitude und höherer Mittelspannung $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$ in den Abb. 3.27 und 3.28 beobachtet werden. Nach zehn Zyklen (Abb. 3.27) ist die maximale Dehnung etwa 1 % größer als in Abb. 3.25. Nach etwa 450 Zyklen (Abb. 3.28) wird eine fast doppelt so große Dehnung erreicht wie bei halber Mittelspannung (Abb. 3.26).

Die Abb. 3.29 und 3.30 zeigen wieder einen Versuch ohne Mittelspannung, aber mit größerer Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2 = 340 \text{ MPa}$. Abb. 3.29 zeigt, daß sich der stabile Zustand in der Nähe der Nulldehnung einstellt, obwohl bei der Erstbelastung die Dehnung eindeutig größer ist. Eine Stabilisierung ist nicht so klar zu erkennen wie in Abb. 3.23. Abb. 3.30 zeigt ein leichtes Schwanken der mittleren Dehnung um etwa 0,03 %. Dieses Schwanken wird von verschiedenen Faktoren beeinflusst. Die Spannungsdehnungskurve verläuft nahe der Umkehrdehnung sehr flach, die Spannung und das Umkehrkriterium werden nur in endlichen Zeitintervallen und nicht kontinuierlich überprüft, der "Fehler" addiert sich über jeweils etwa 100 Zyklen auf und gleicht sich danach wieder aus. Ein derartiger Zuwachs der Maximaldehnung entsteht z. B., wenn der Belastungspfad jeweils 0,03 s zu spät beendet wird. Ein Unterdrücken dieses Effektes ist also kaum möglich.

Zwei weitere Versuche sollen in dieser Darstellungsart gezeigt werden. Die Abb. 3.31 und 3.32 zeigen die gleiche Mittelspannung $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$ wie die Abb. 3.27 und 3.28, jedoch eine um 40 MPa höhere Spannungsamplitude. Die Dehnung $\epsilon \approx 9 \%$, bei der alle Versuche abgebrochen wurden, wurde schon nach etwa 70 und nicht erst nach etwa 450 Zyklen erreicht. Die Abb. 3.33 und 3.34 zeigen ein im Vergleich zur Dehnungsamplitude sehr großes Ratchetting. Der großen Mittelspannung $\sigma_{mit} = 80 \text{ MPa}$ steht eine kleine Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2 = 270 \text{ MPa}$ gegenüber.

Die nachfolgenden Abbildungen sollen einen gegliederten Überblick über diese Versuchsgruppe geben. Dazu werden einerseits Versuche mit der gleichen Spannungsamplitude ($\Delta\sigma/2 = 270 \text{ MPa}$, $\Delta\sigma/2 = 300 \text{ MPa}$, $\Delta\sigma/2 = 340 \text{ MPa}$) und andererseits Versuche mit der gleichen Mittelspannung ($\sigma_{mit} = 20 \text{ MPa}$, $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$) zusammengefaßt. Für jede dieser fünf Teilgruppen werden vier Abbildungen gezeigt. Anhand der ersten Teilgruppe ($\Delta\sigma/2 = 270 \text{ MPa}$) werden diese vier Abbildungen im Detail erläutert. Danach werden nur noch die Ergebnisse zusammengefaßt.

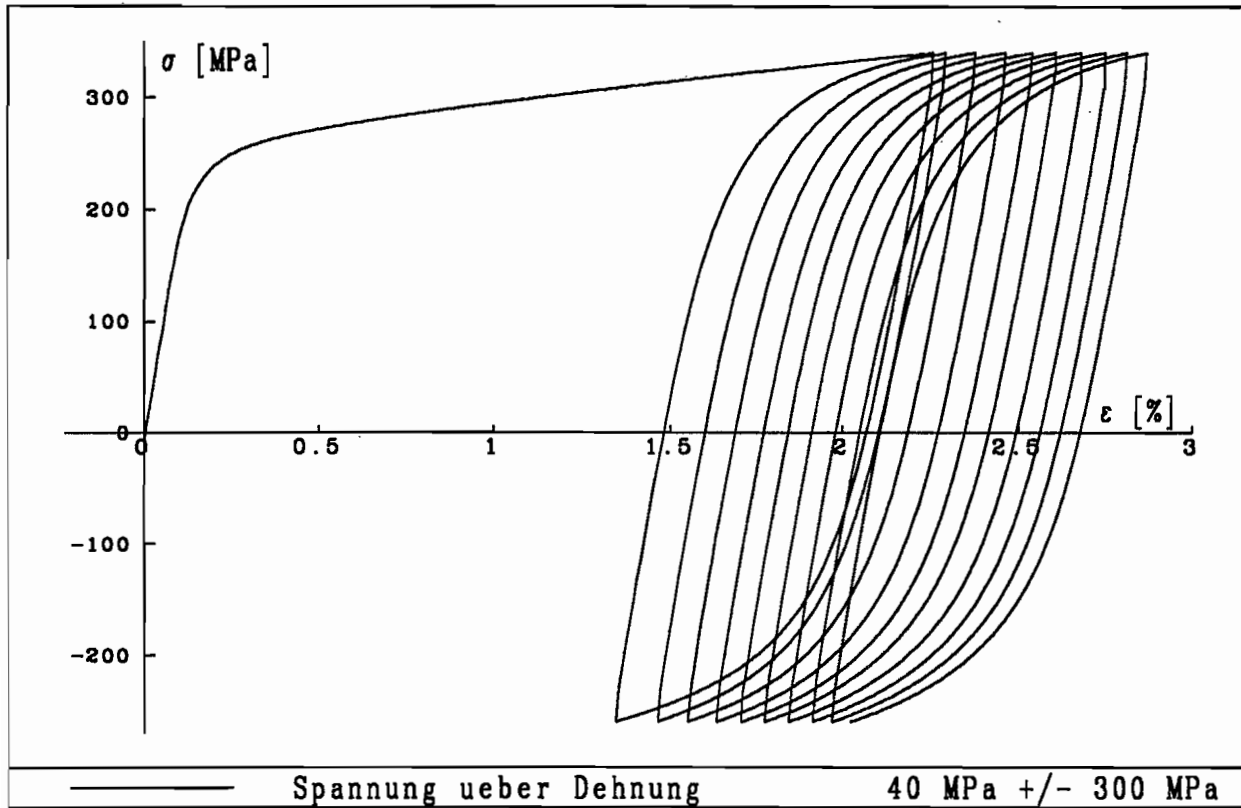


Abb. 3.27

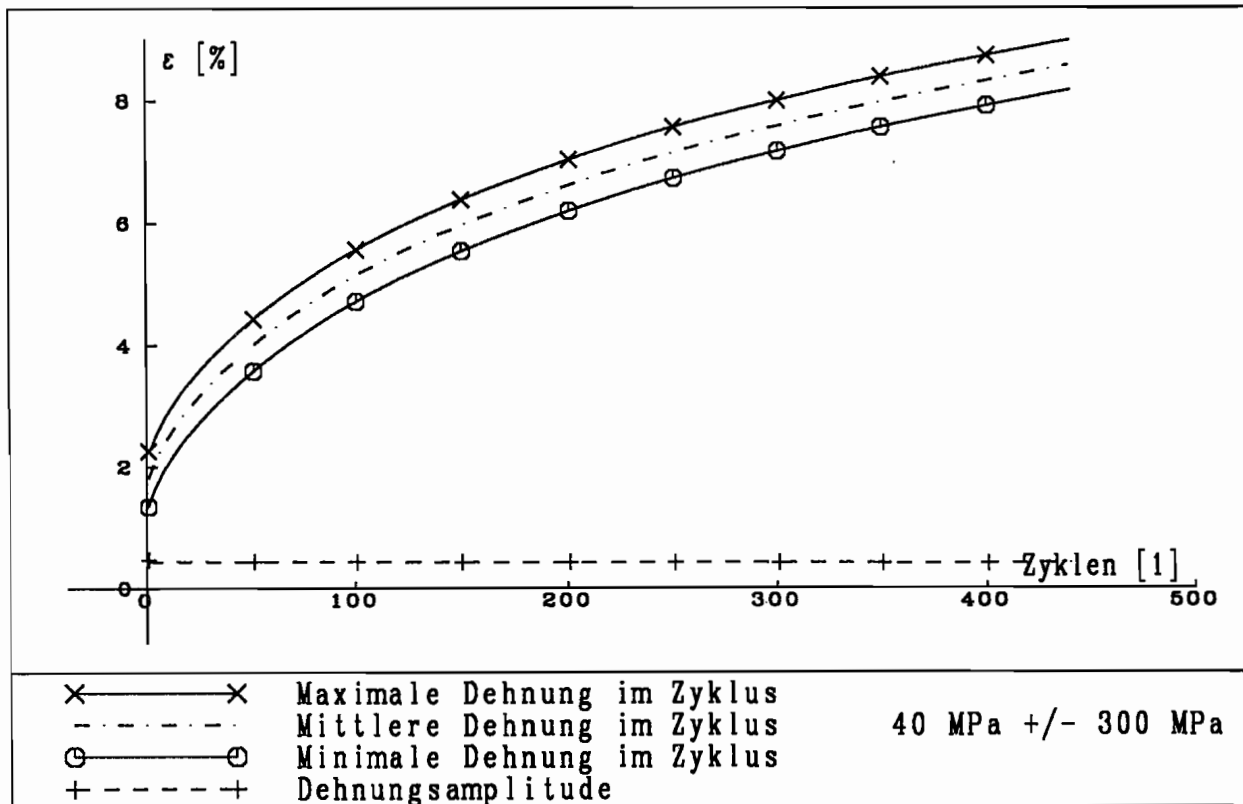


Abb. 3.28

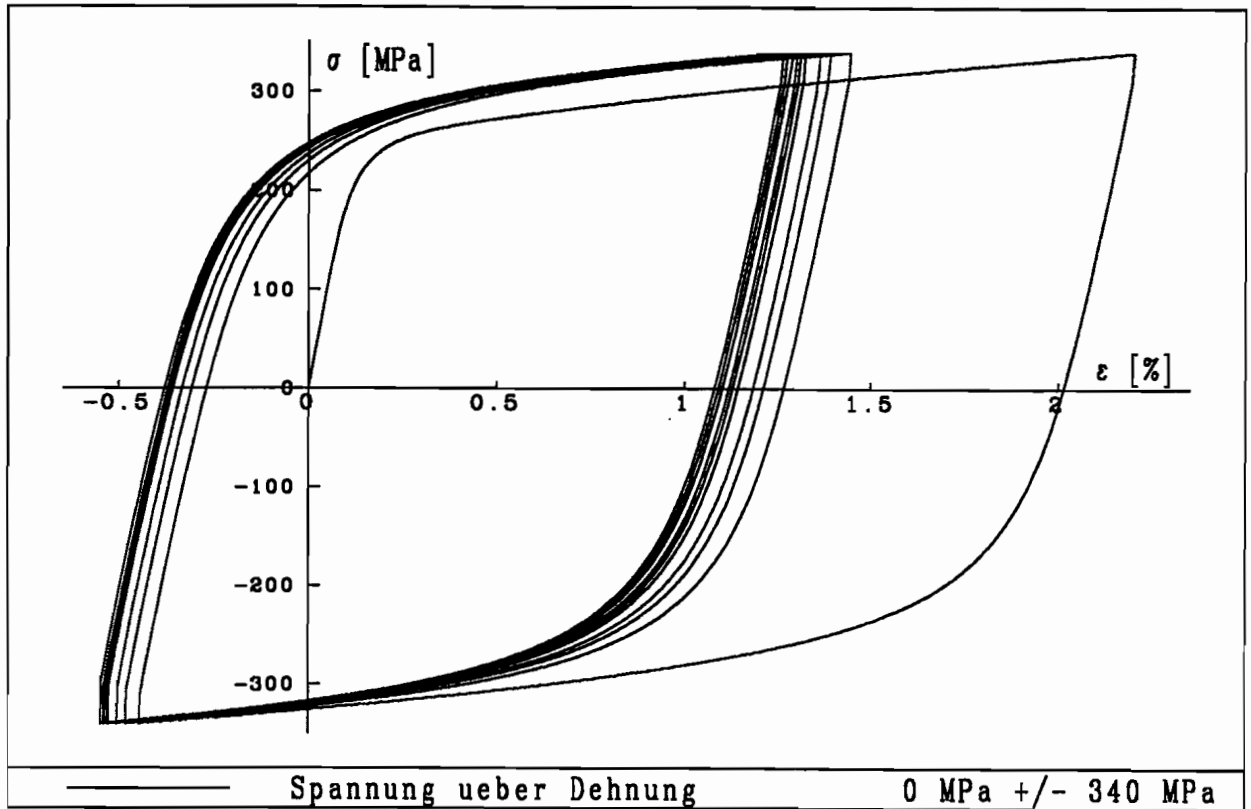


Abb. 3.29

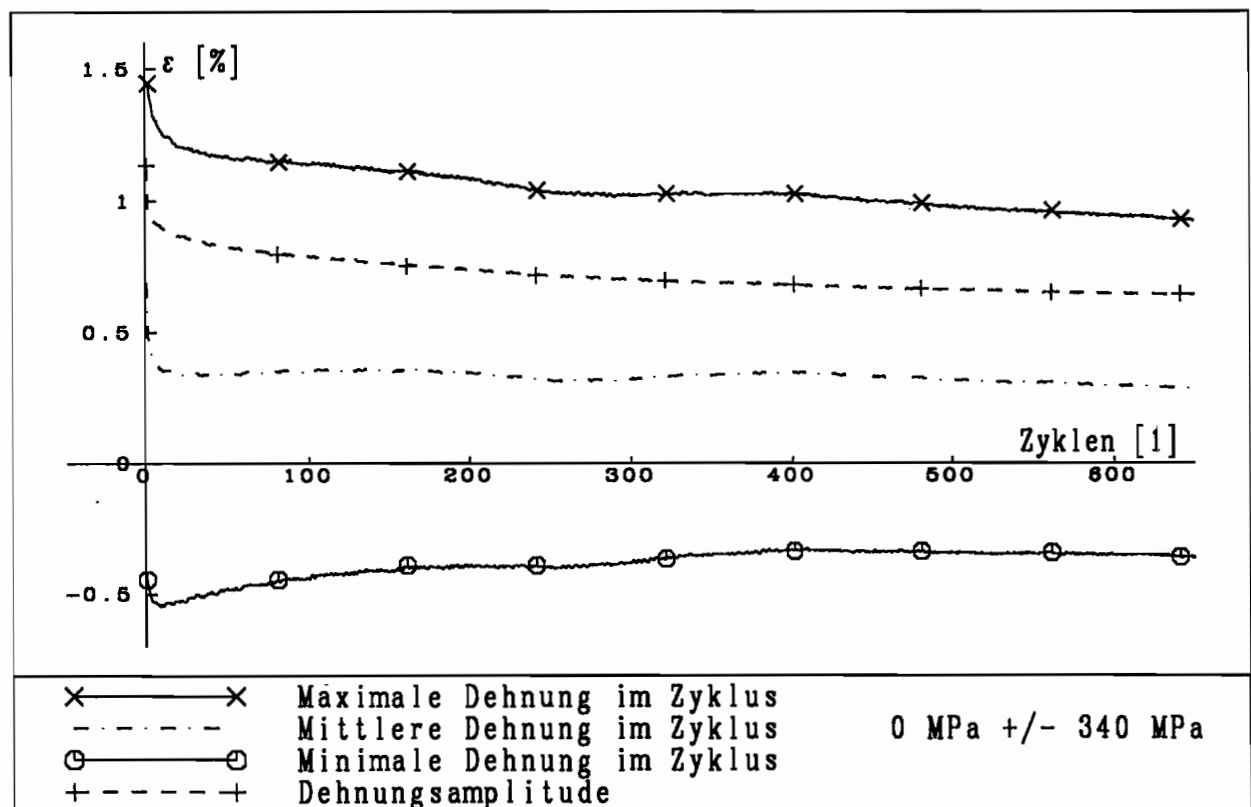


Abb. 3.30

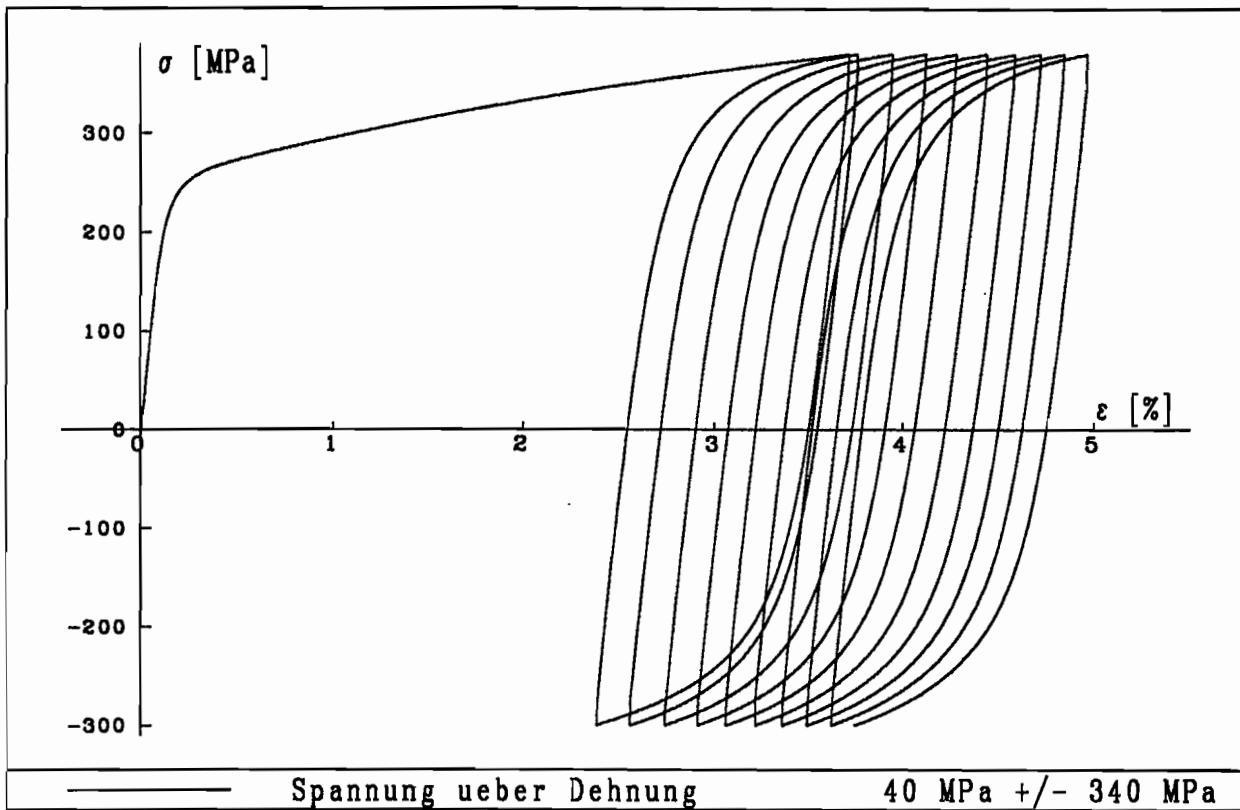


Abb. 3.31

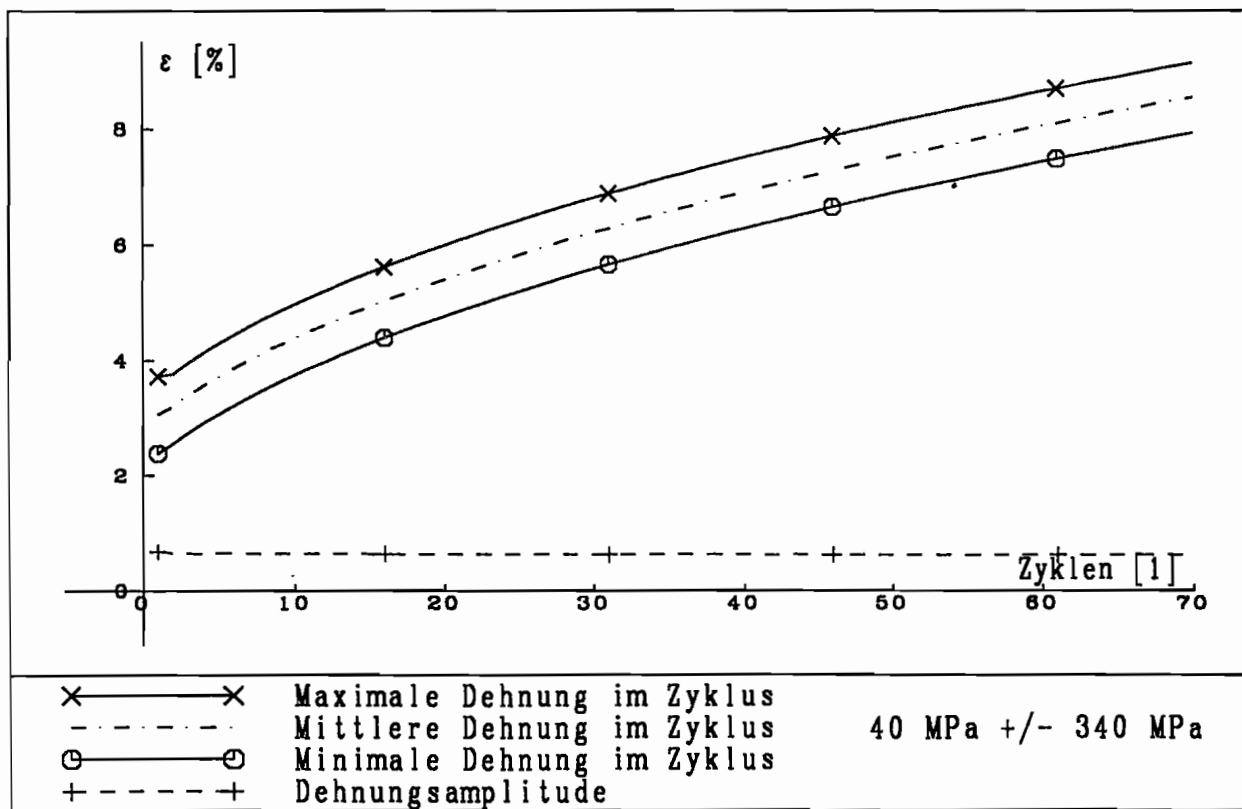


Abb. 3.32

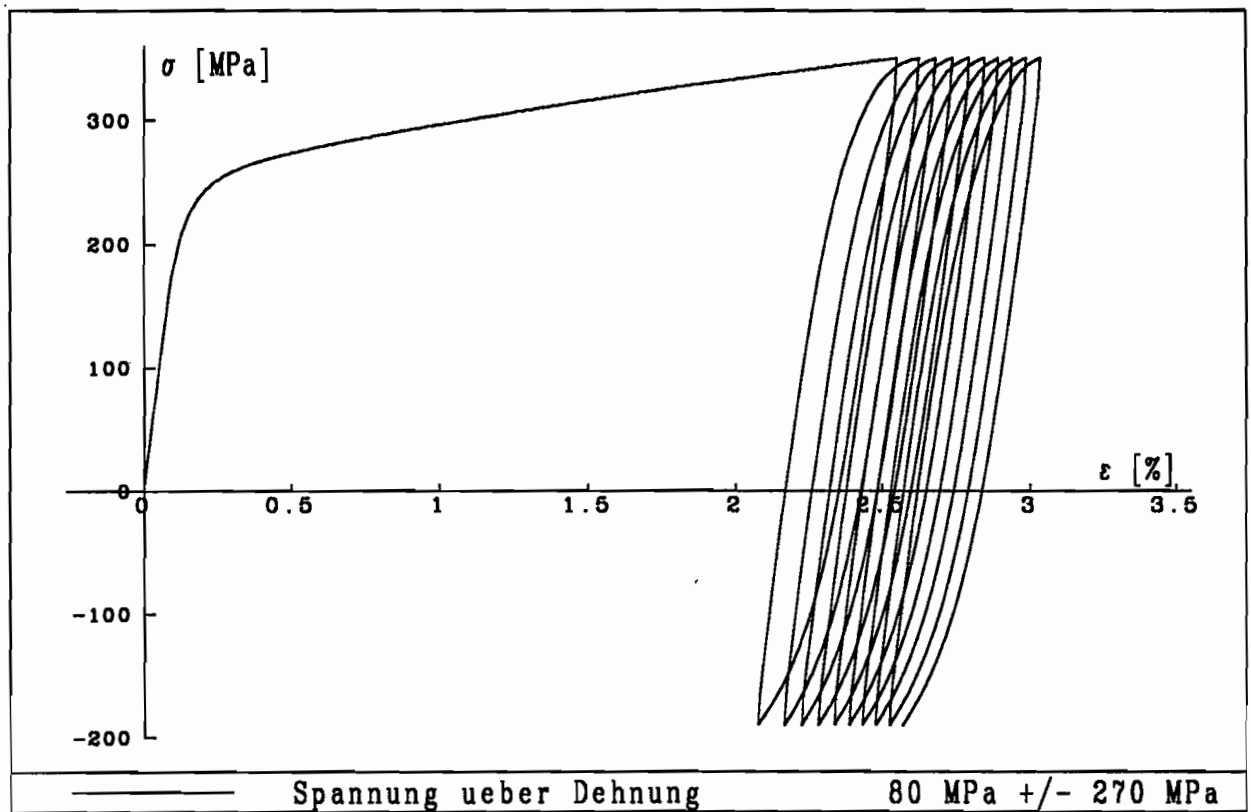


Abb. 3.33

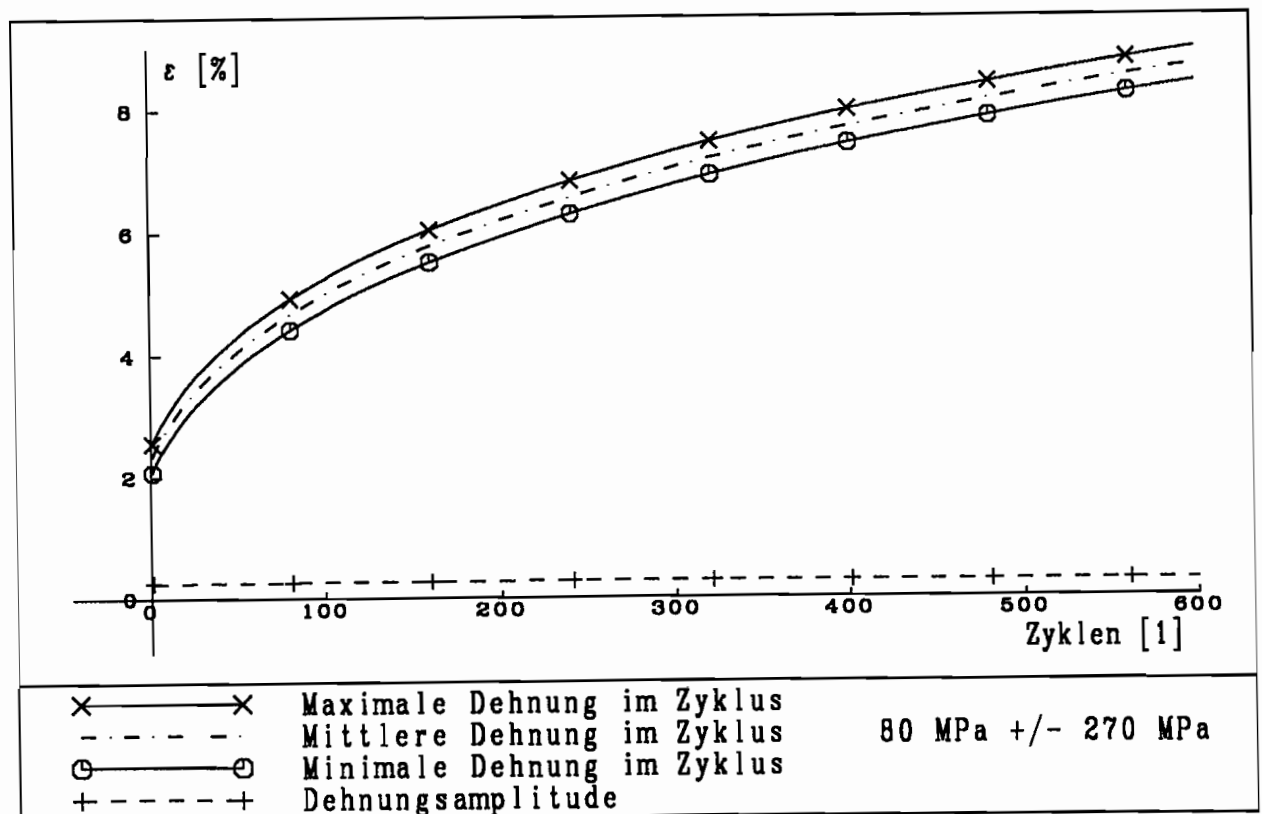


Abb. 3.34

Abb. 3.35 zeigt die maximal in einem Zyklus erreichte Dehnung. Größere Mittelspannung führt zu größerem zyklischen Kriechen. Ein Übergang der Kurven in die Horizontale erfolgt nicht. Die Krümmung der Kurven wird jedoch immer geringer. In Abb. 3.36 ist eindeutig zu erkennen, daß nicht nur die erreichte Dehnung bei gleicher Zykluszahl für größere Mittelspannungen größer ist, sondern daß auch die Steigung dieser Kurven bis zu großen Zykluszahlen größer ist. Aufgetragen ist der Dehnungszuwachs von Zyklus $(i - 20)$ bis zum Zyklus $(i + 20)$. Dieses Intervall wurde gewählt, um auch bei geringen Ratchettingraten glatte Kurven darstellen zu können.

Eine weitere Abbildung (Abb. 3.37) zeigt die Dehnungsamplitude in jedem Zyklus. Sie berechnet sich aus den Maximal- und Minimaldehnungen:

$$\Delta\epsilon/2(i) = \frac{\frac{\epsilon_{max}(i) + \epsilon_{max}(i + 1)}{2} - \epsilon_{min}(i)}{2}. \quad (3.1)$$

Hier fällt auf, daß größere Mittelspannungen zu kleineren Dehnungsamplituden führen. Durch eine vorhandene Mittelspannung wird anscheinend zusätzliche Verfestigung hervorgerufen. Aufgrund der kleinen Spannungsamplitude stabilisiert sich die Dehnungsamplitude schon früh und es tritt keine weitere Gesamtverfestigung mehr auf.

Bei jedem Versuch wurde in den ersten zwanzig Zyklen und in den letzten Zyklen vor Versuchsende der isotrope Spannungsanteil bestimmt (Abb. 3.38). In den ersten zwanzig Zyklen unterscheiden sich die drei dargestellten Versuche kaum und der isotrope Spannungsanteil entspricht den Versuchen mit Dehnungsvorgaben. Für die letzten Zyklen eines jeden Versuches wird der isotrope Spannungsanteil nicht über die Gesamtzahl der Zyklen aufgetragen. Zugunsten eines größeren Maßstabes wird die erste Stelle der Zykluszahl gekappt und die entstehende Differenz direkt an der Kurve angegeben (z. B. "Zyklen - 600"). Der isotrope Spannungsanteil fällt bei der kleinen Mittelspannung $\sigma_{mit} = 20 \text{ MPa}$ geringfügig, bei der großen Mittelspannung $\sigma_{mit} = 80 \text{ MPa}$ aber erheblich (um ca. 40 MPa) ab. Es handelt sich um eine isotrope Entfestigung, obwohl das Material insgesamt verfestigend ist. Für $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$ und einige andere Versuche liegen die zur Bestimmung erforderlichen Daten aufgrund einer notwendigen Datenreduktion nicht mehr vor.

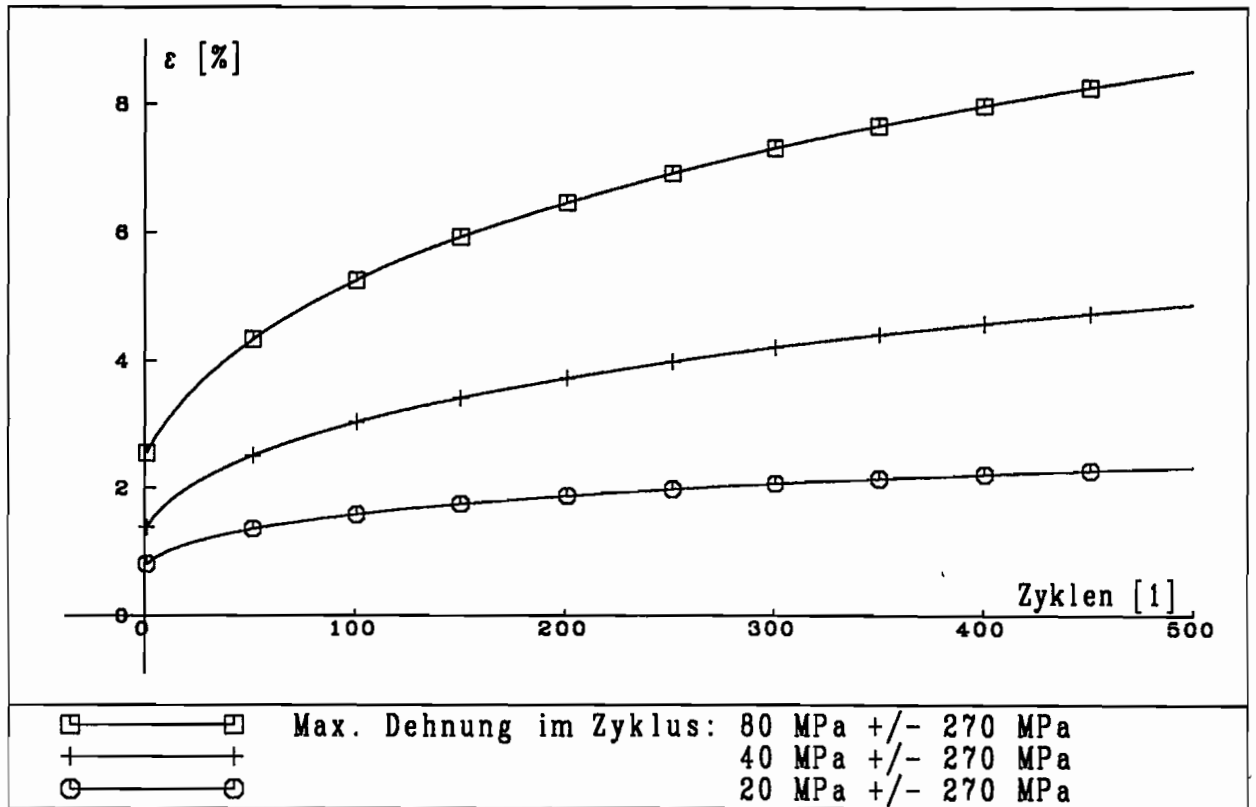


Abb. 3.35

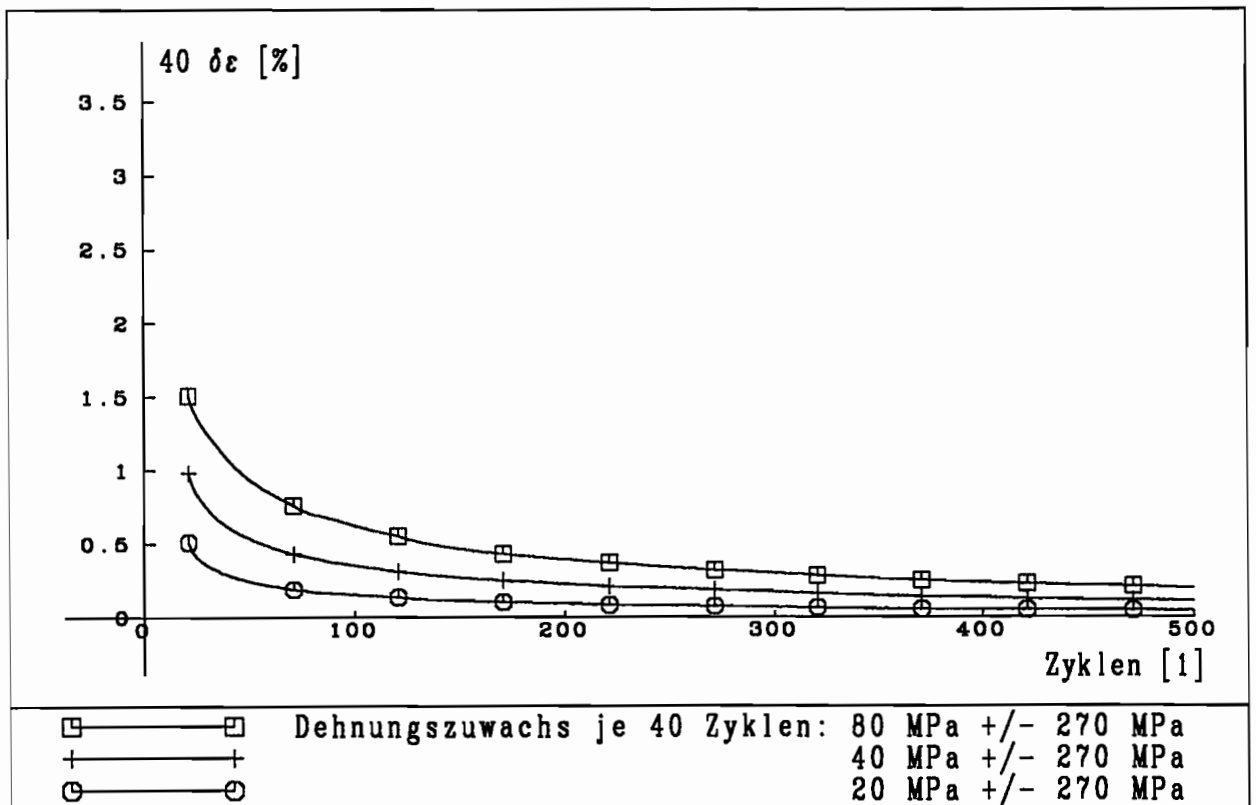


Abb. 3.36

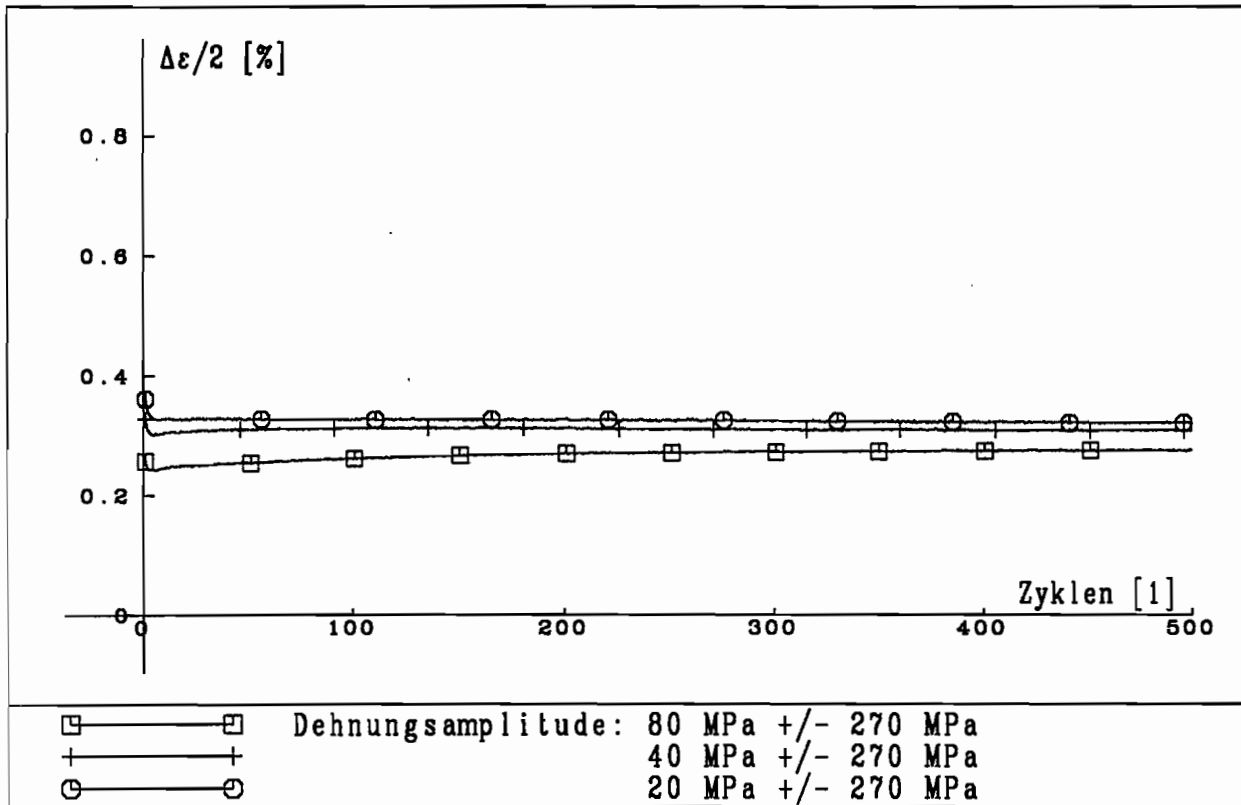


Abb. 3.37

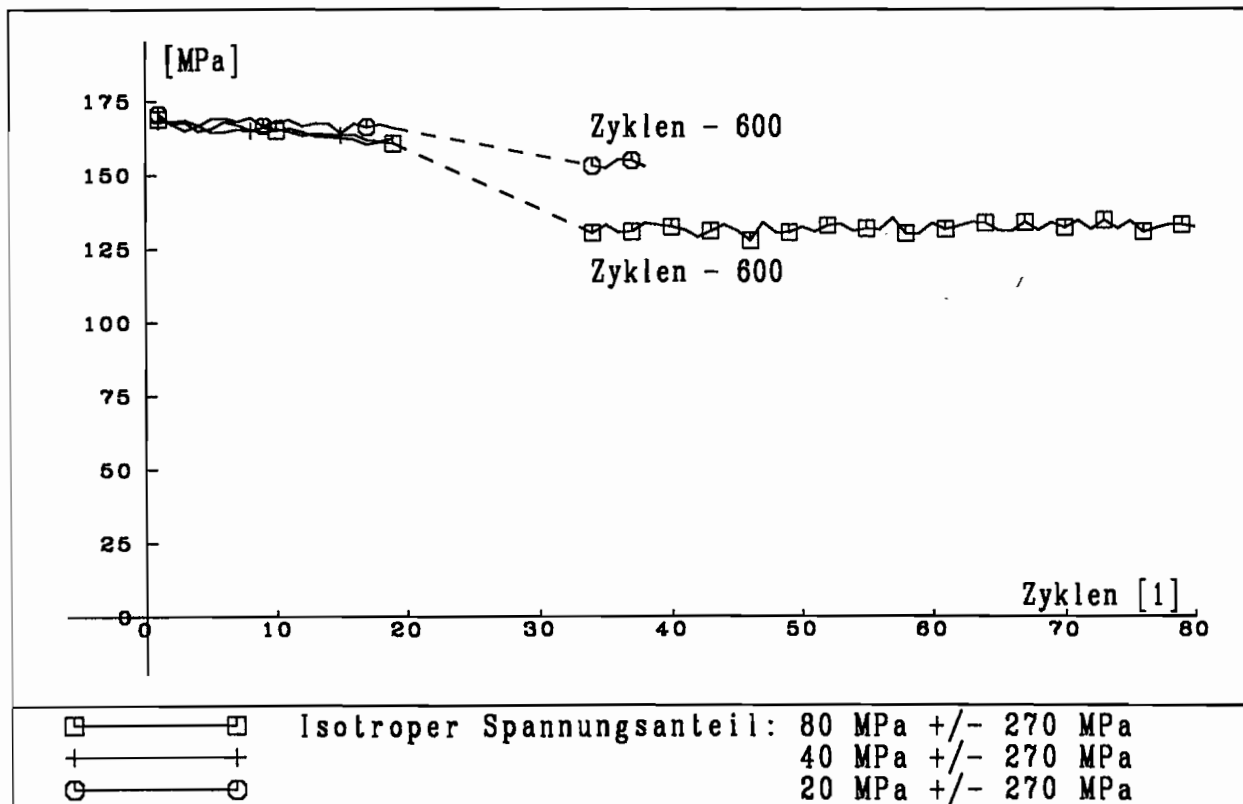


Abb. 3.38

Die Abb. 3.39 bis 3.42 zeigen für die Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2 = 300 \text{ MPa}$ die gleichen Effekte. Zusätzlich ist das Verhalten ohne Mittelspannung ersichtlich. Hier erfolgt kein zyklisches Kriechen, die Rate des Kriechens ist also nahezu Null. Es ergeben sich die größte Dehnungsamplitude (kleinste Verfestigung) und ein trotz mehr als 1500 Zyklen nicht abfallender isotroper Spannungsanteil.

Die gleichen Aussagen gelten auch für die Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2 = 340 \text{ MPa}$ (Abb. 3.42 bis 3.46). Aufgrund der großen Spannungsamplitude werden die Versuche schon nach recht wenigen Zyklen beendet. Die Unterschiede in der Dehnungsamplitude sind größer als bei den kleineren Mittelspannungen.

Die nächste Teilgruppe zeigt Versuche mit einheitlicher Mittelspannung $\sigma_{mit} = 20 \text{ MPa}$. Abb. 3.47 veranschaulicht, daß das zyklische Kriechen für große Spannungsamplituden größer ist als für kleine Spannungsamplituden. Bei dieser kleinen Mittelspannung fällt auf, daß die maximale Dehnung in den meisten Versuchen im zweiten Zyklus zurückgeht und erst danach ansteigt. In Abb. 3.48 bestätigt sich, daß die Dehnungen für große Spannungsamplituden nicht nur absolut größer sind, sondern daß diese Abstufung auch für die Ratchettingraten über den gesamten Versuchsbereich gilt. Abb. 3.49 zeigt für größere Spannungsamplituden — wie zu erwarten ist — auch größere Dehnungsamplituden. Der isotrope Spannungsanteil fällt für alle Versuche stark ab. Er scheint stärker vom Spannungsmittelwert als von der Spannungsamplitude abzuhängen (Abb. 3.50).

Die letzte Teilgruppe mit der Mittelspannung $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$ bestätigt dieses Bild (Abb. 3.51 bis 3.54). Die Versuche mit großer Spannungsamplitude müssen früh abgebrochen werden (Abb. 3.51), die Ratchettingraten sind recht hoch und erreichen meist nicht den asymptotischen Bereich (Abb. 3.52). In Abb. 3.53 läßt sich noch einmal die frühe Stabilisierung der Verfestigung für kleine Spannungsamplituden erkennen. Die Dehnungsamplitude ist für den Versuch mit der kleinsten Spannungsamplitude schon nach kurzer Zeit konstant. Bei den anderen Versuchen kann bis zum Versuchsende eine Verfestigung beobachtet werden. Aufgrund fehlender Versuchsdaten kann die isotrope Entfestigung in Abb. 3.54 nicht so eindeutig gezeigt werden wie in der Abb. 3.50.

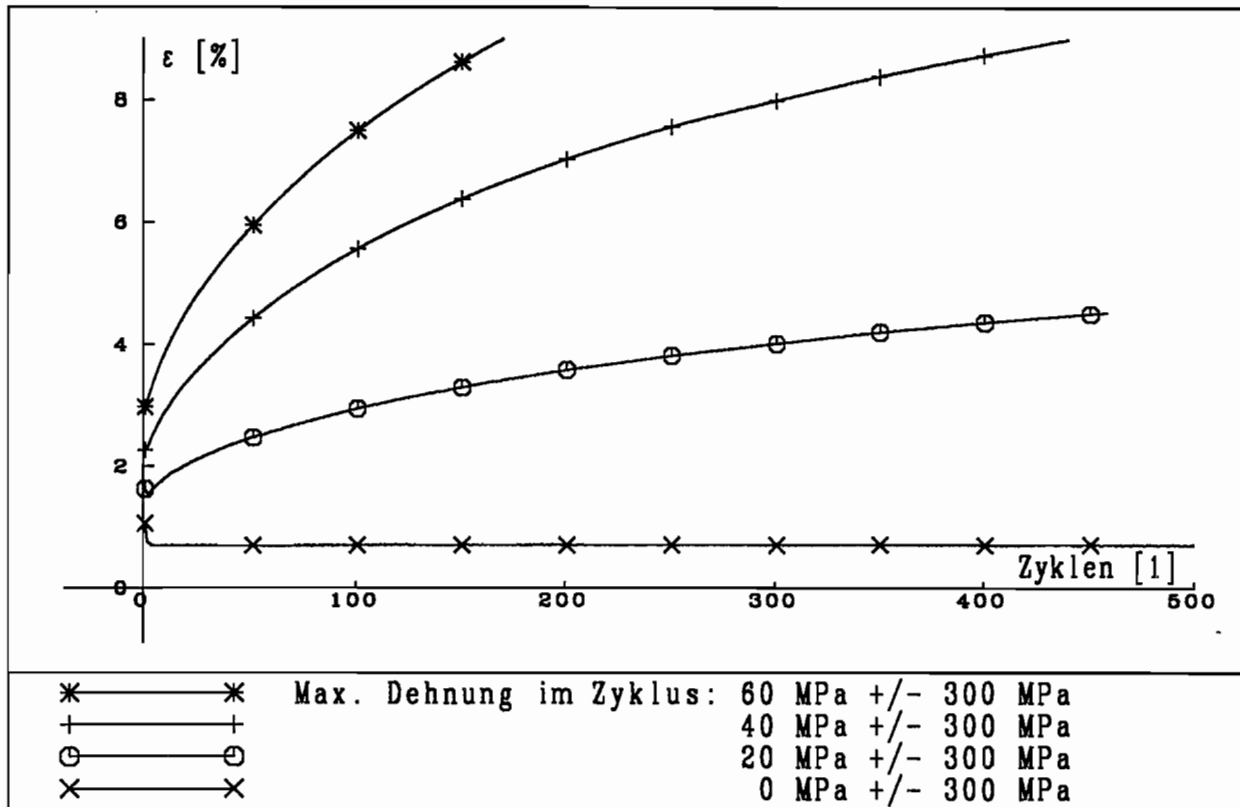


Abb. 3.39

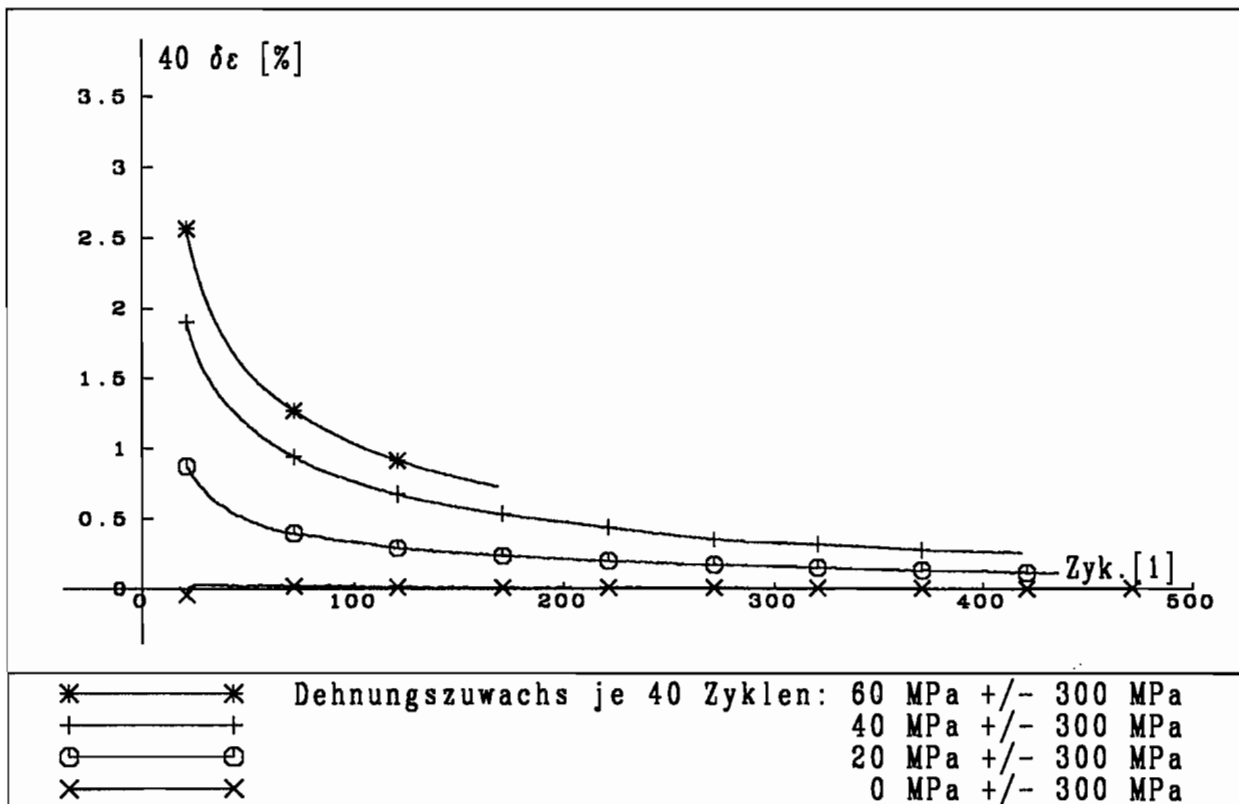


Abb. 3.40

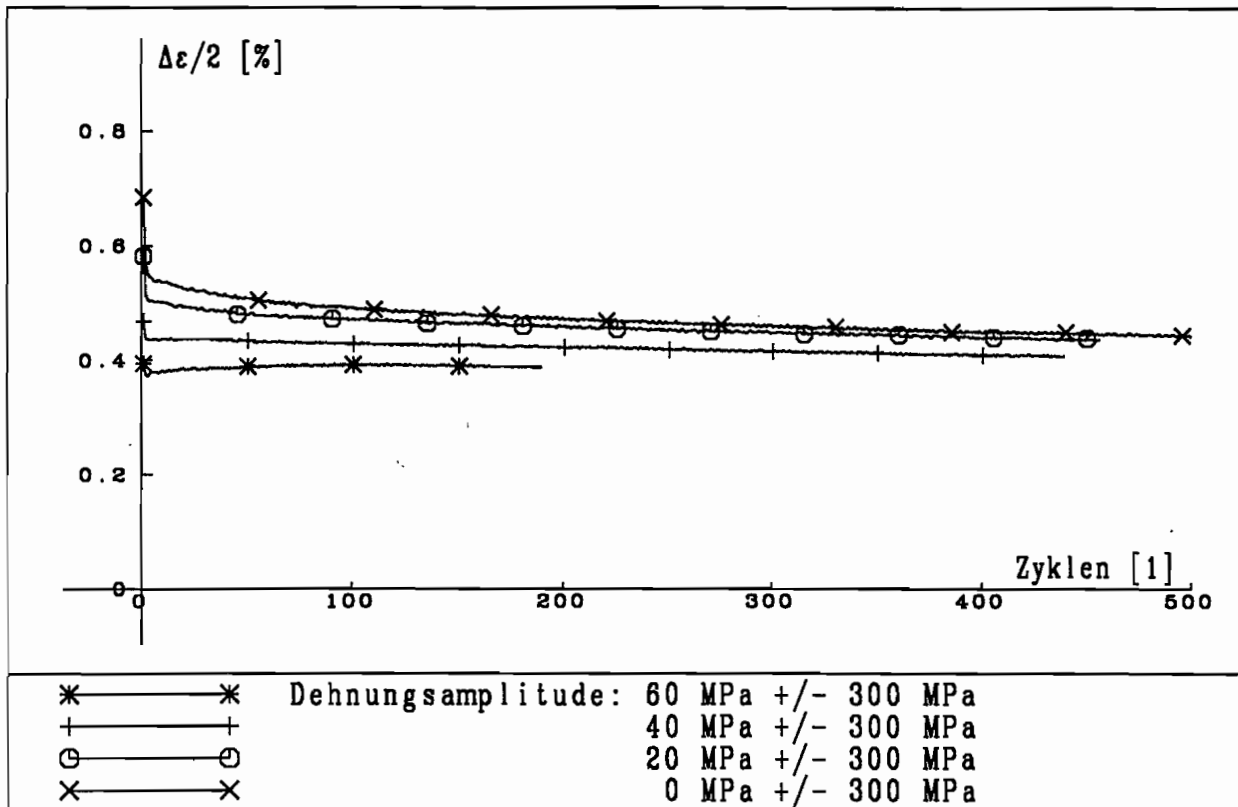


Abb. 3.41

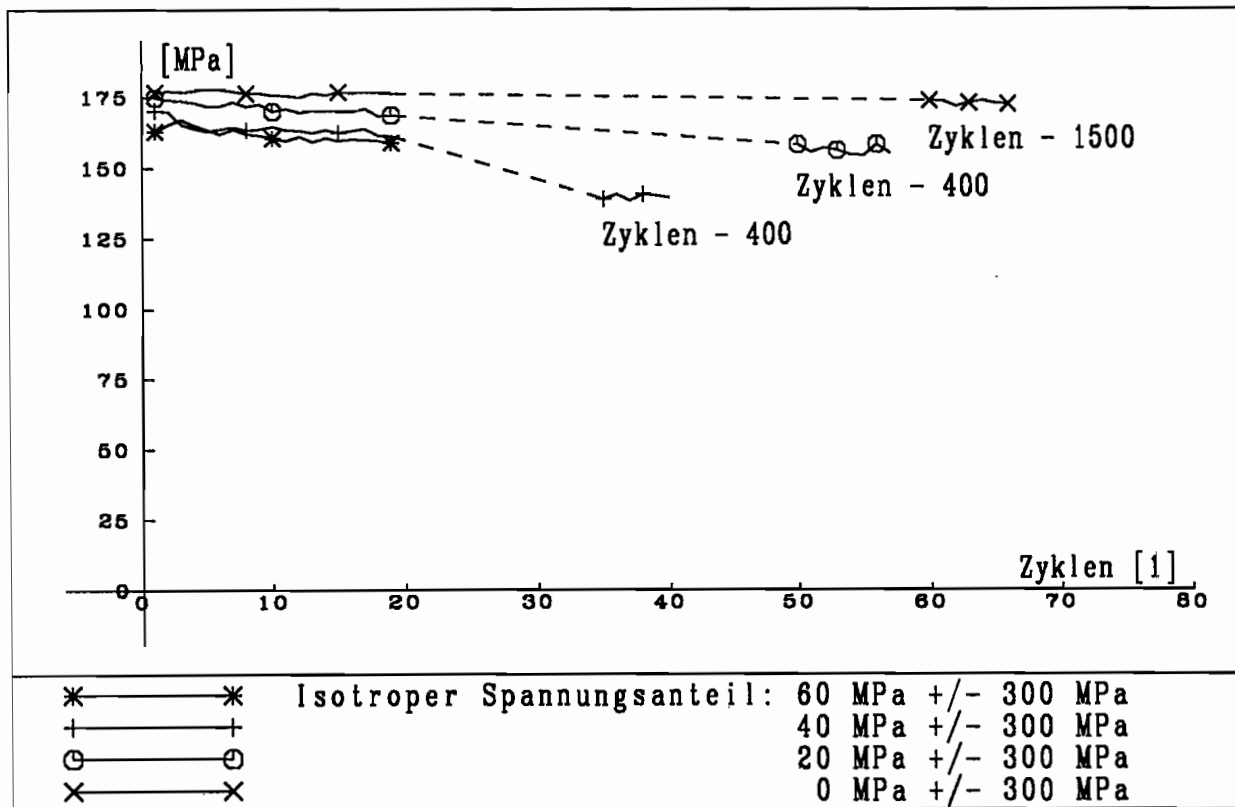


Abb. 3.42

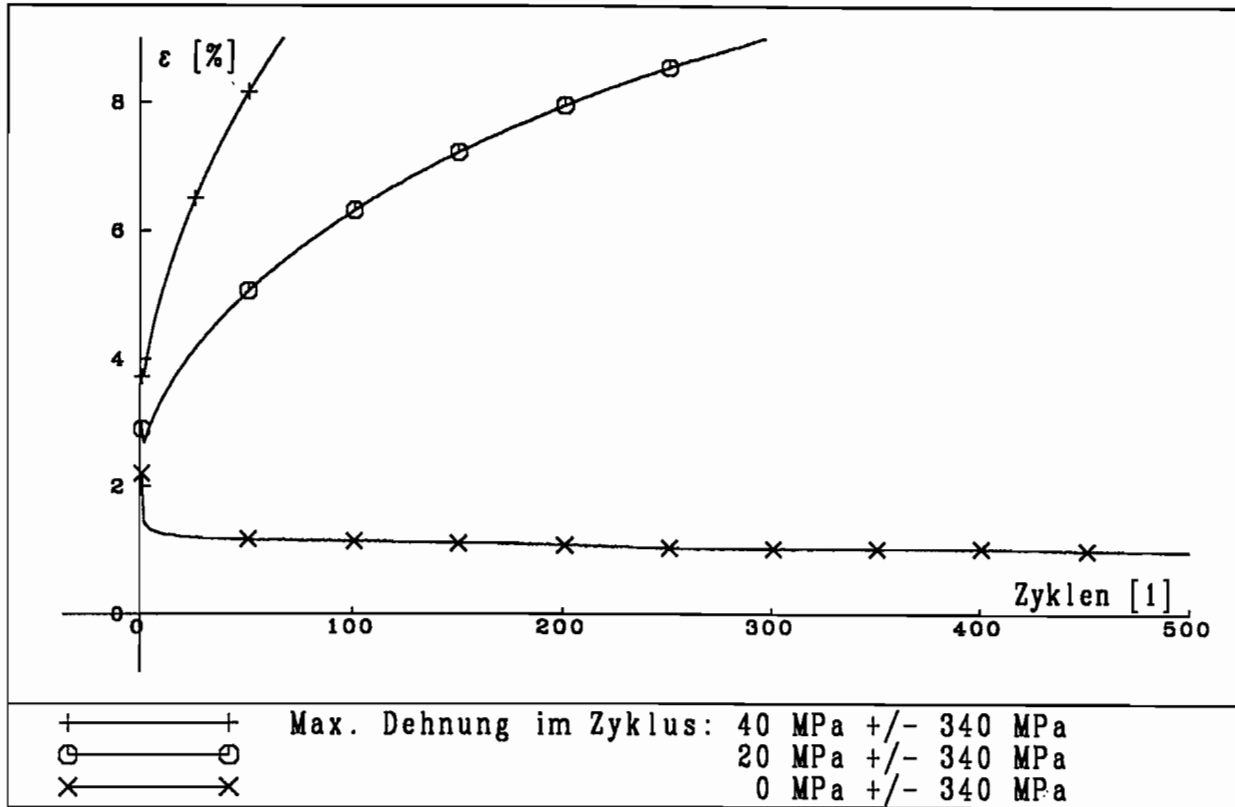


Abb. 3.43

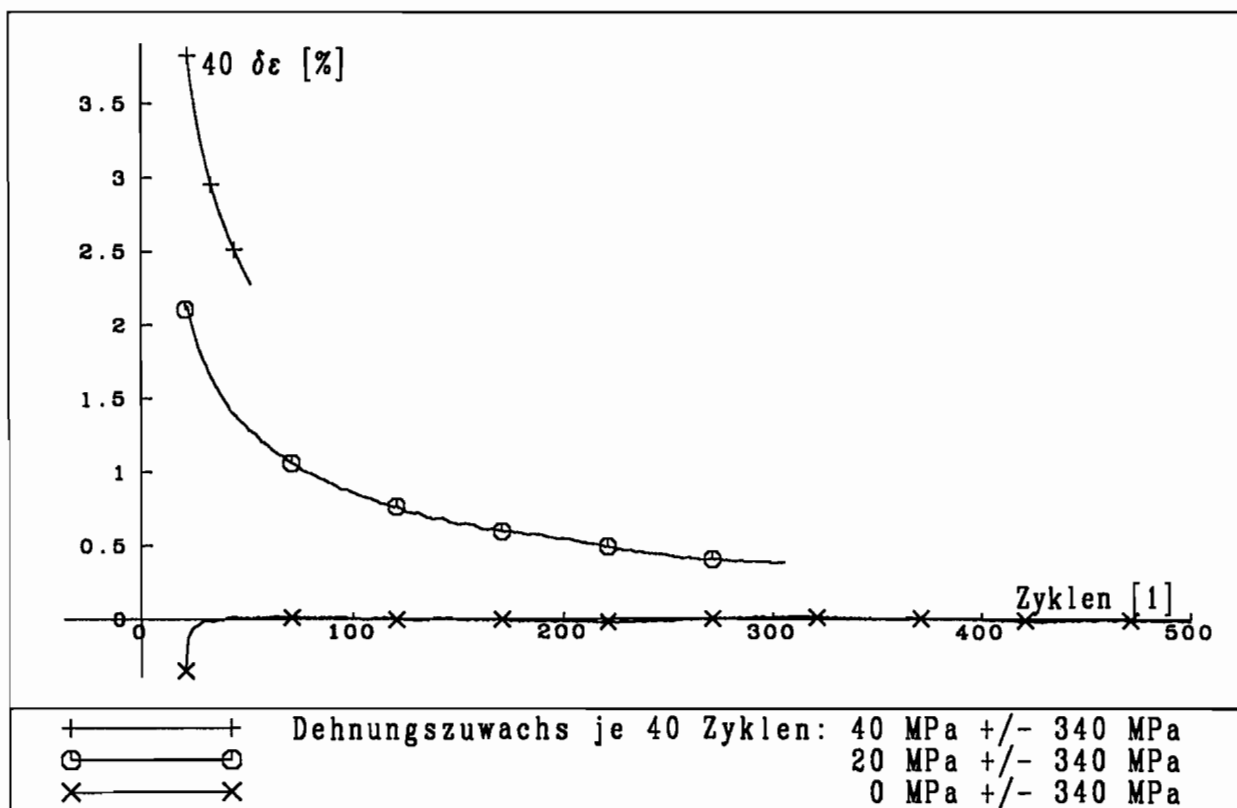


Abb. 3.44

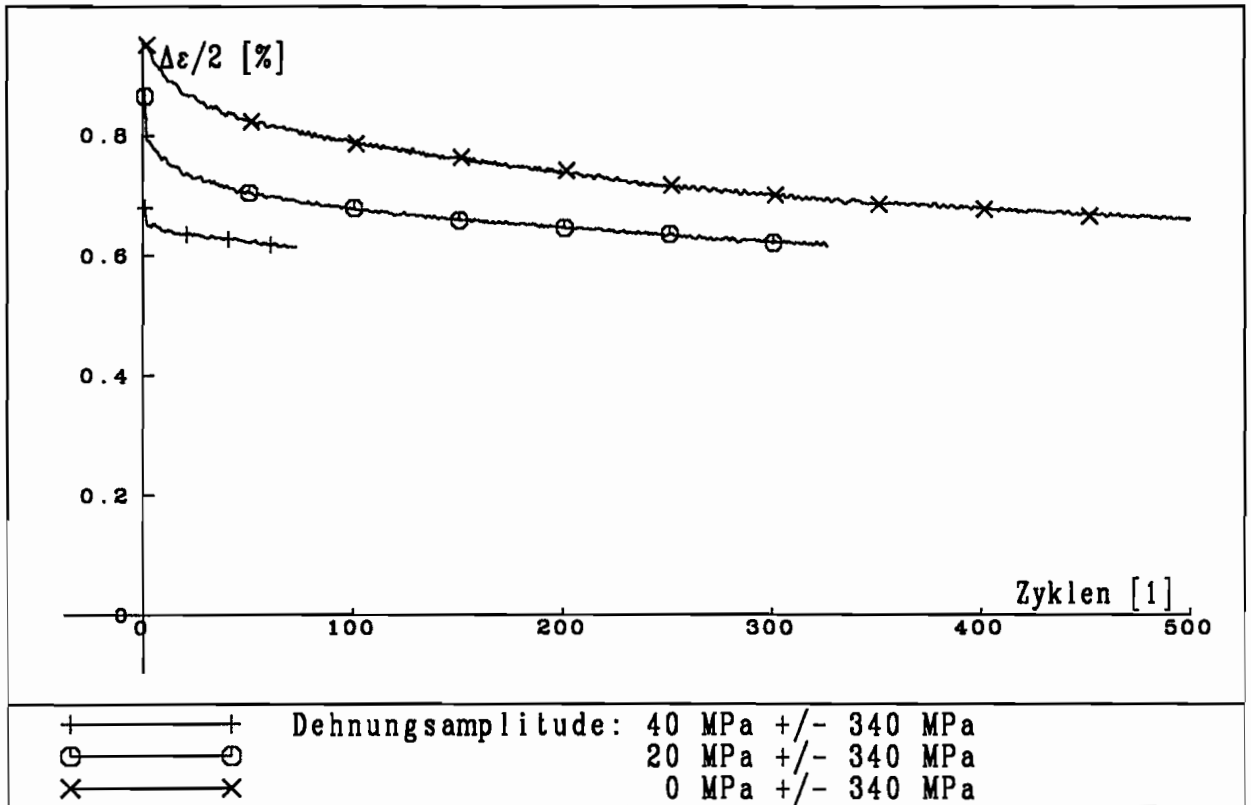


Abb. 3.45

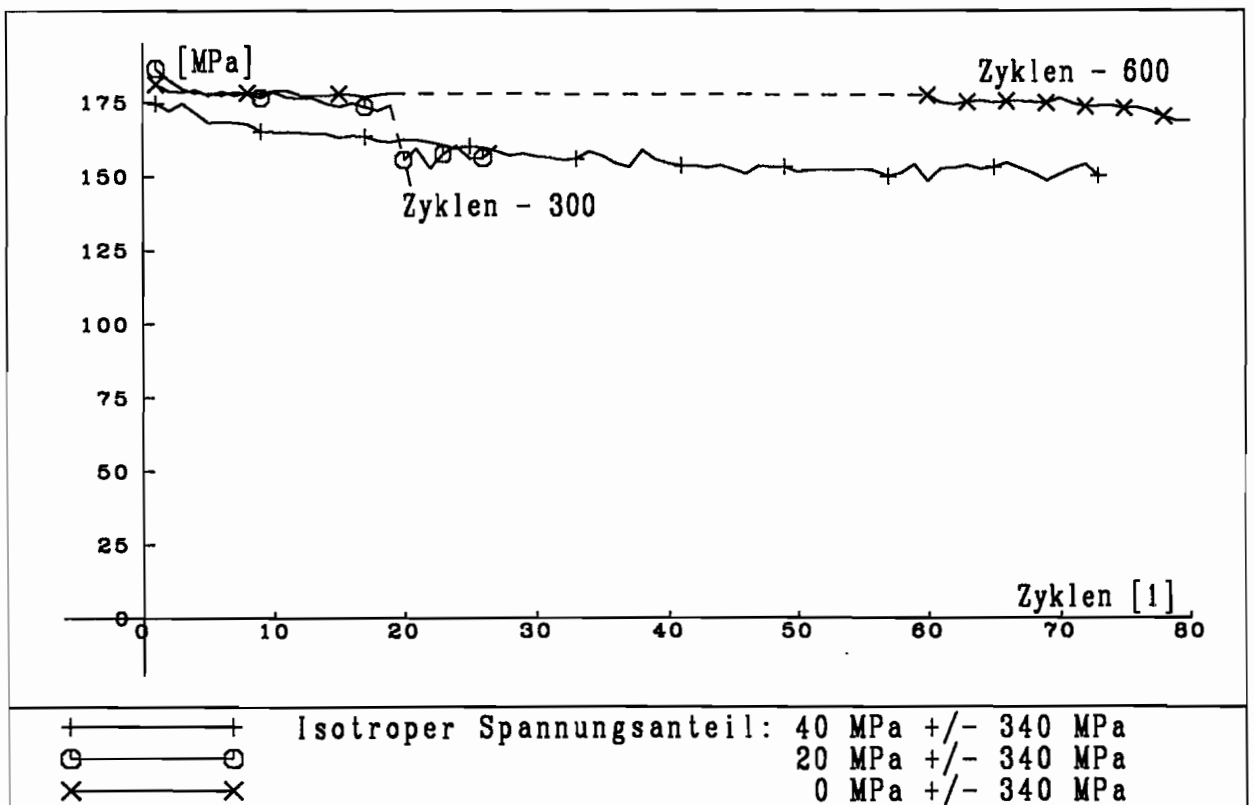


Abb. 3.46

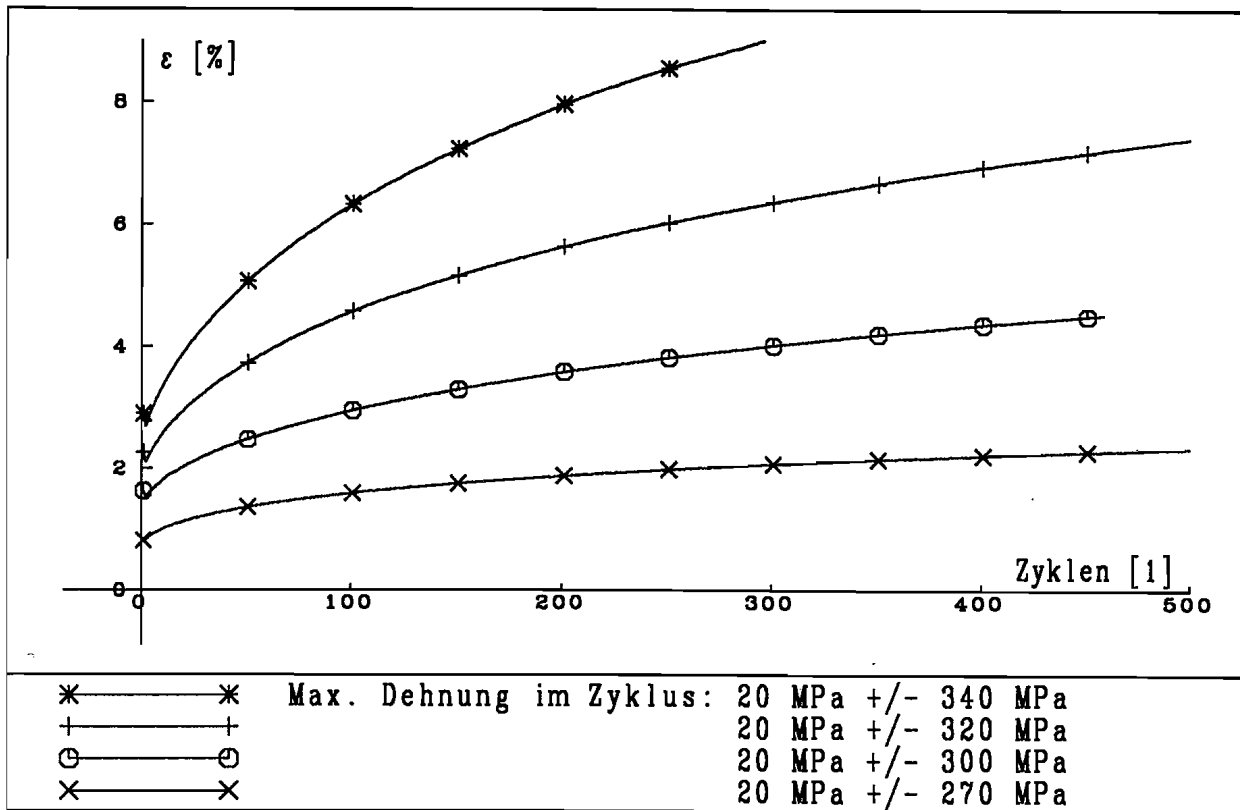


Abb. 3.47

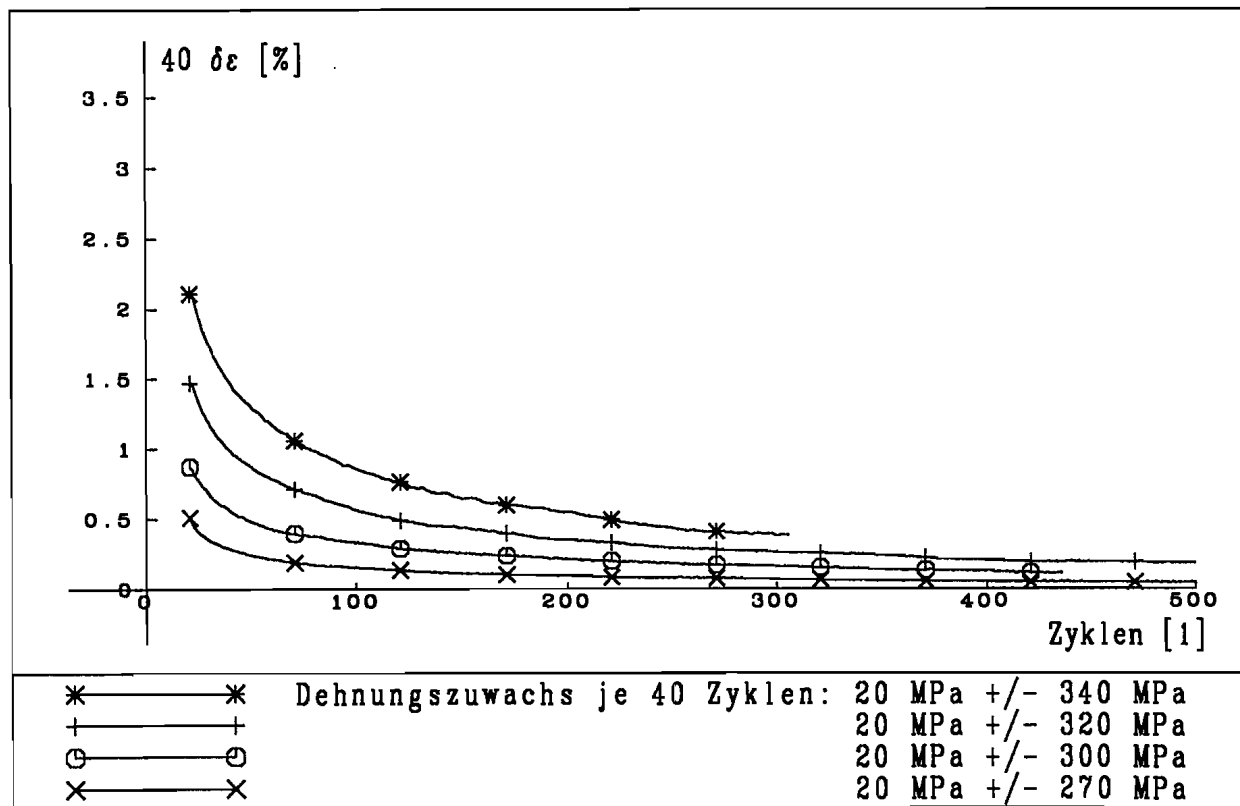


Abb. 3.48

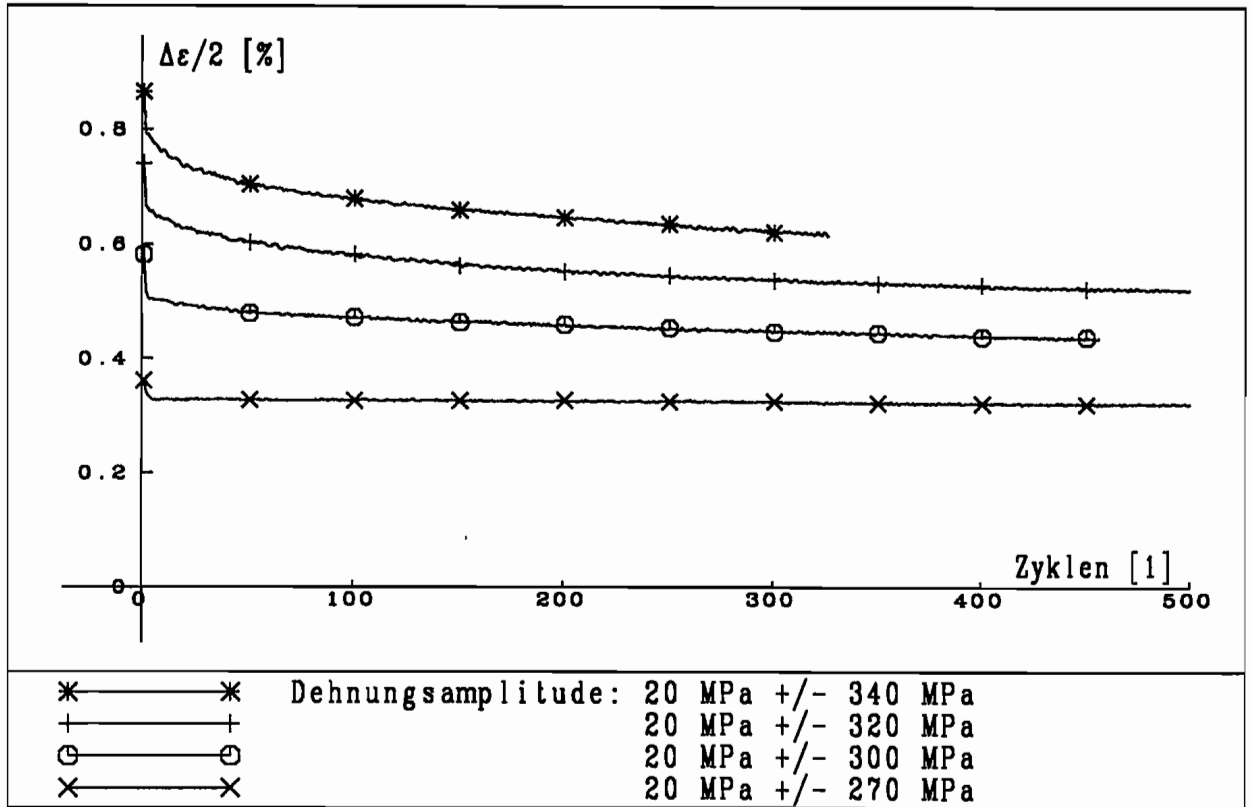


Abb. 3.49

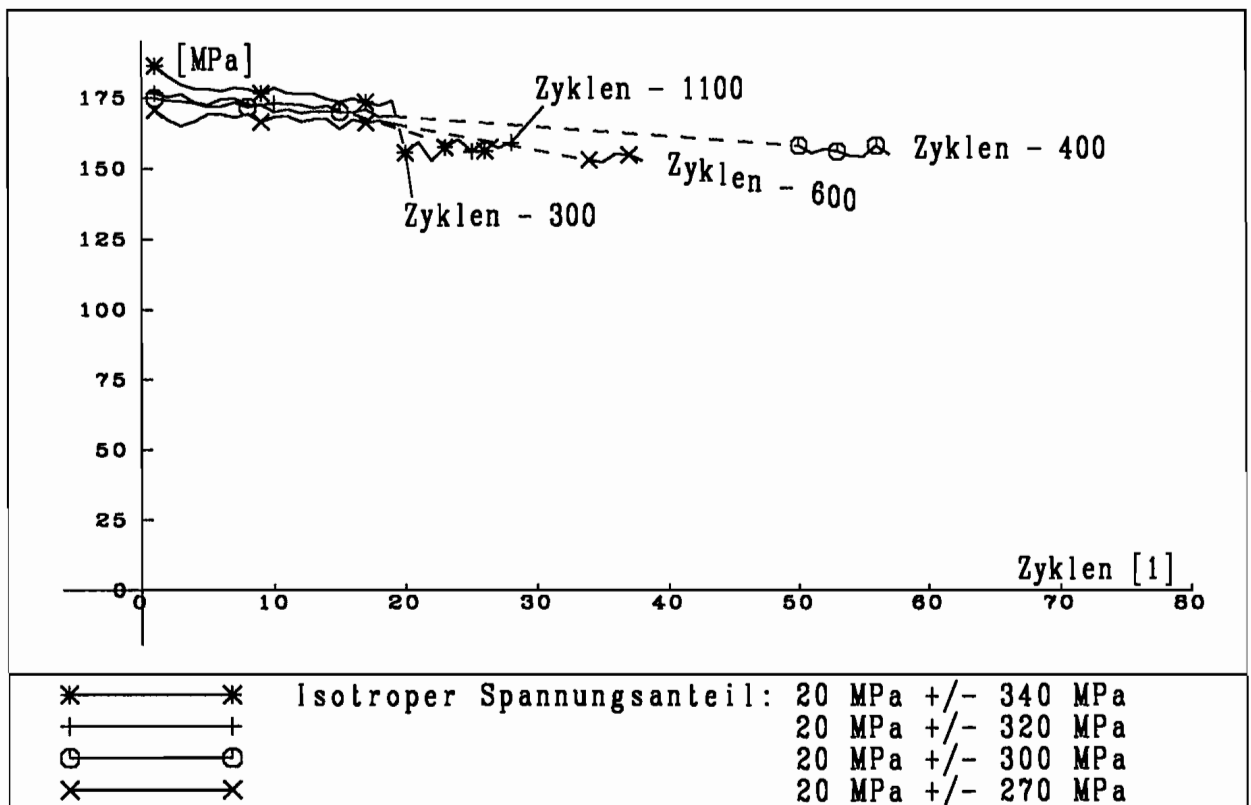


Abb. 3.50

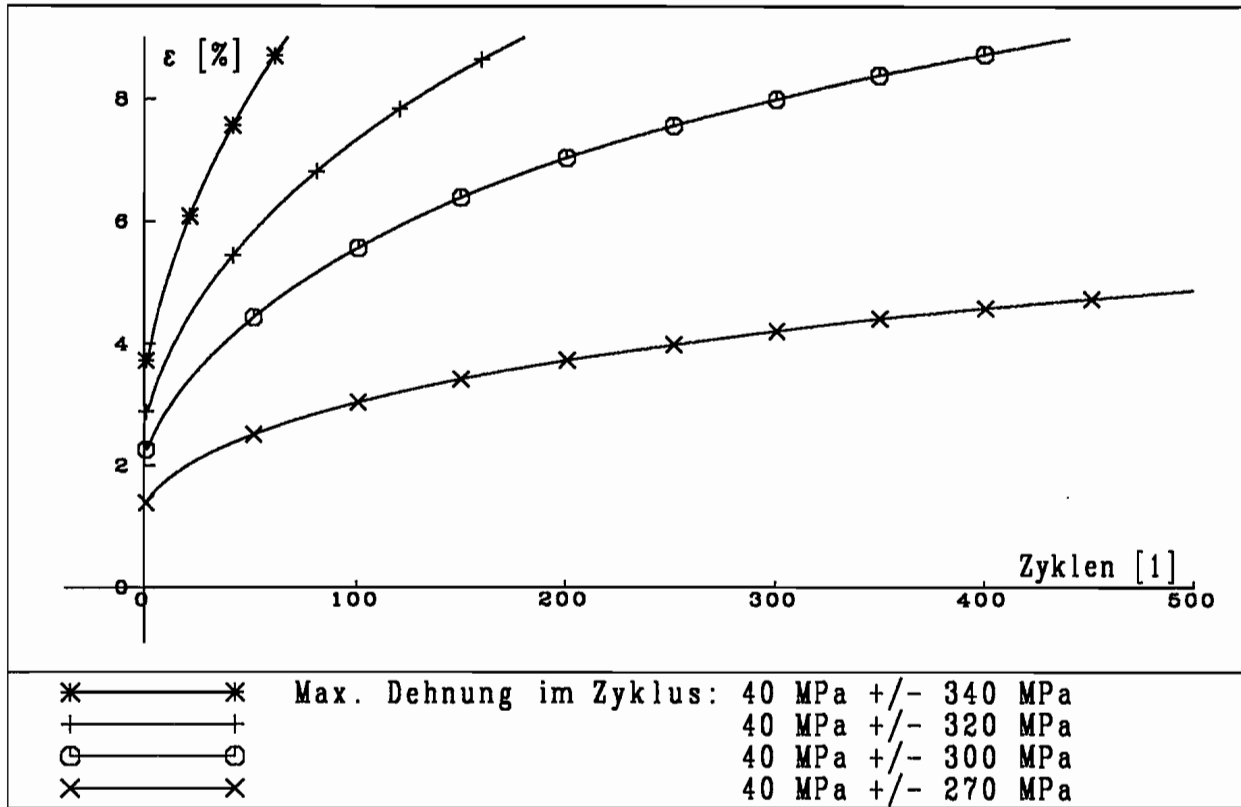


Abb. 3.51

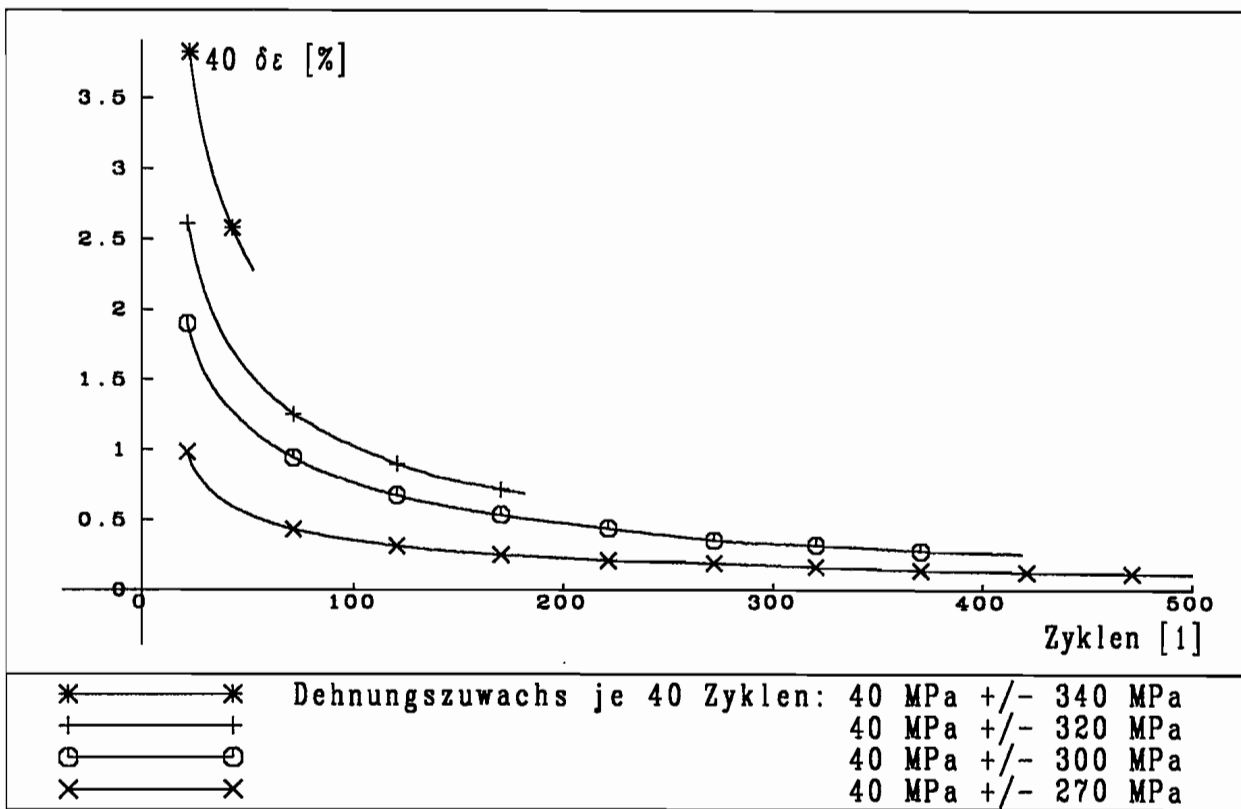


Abb. 3.52

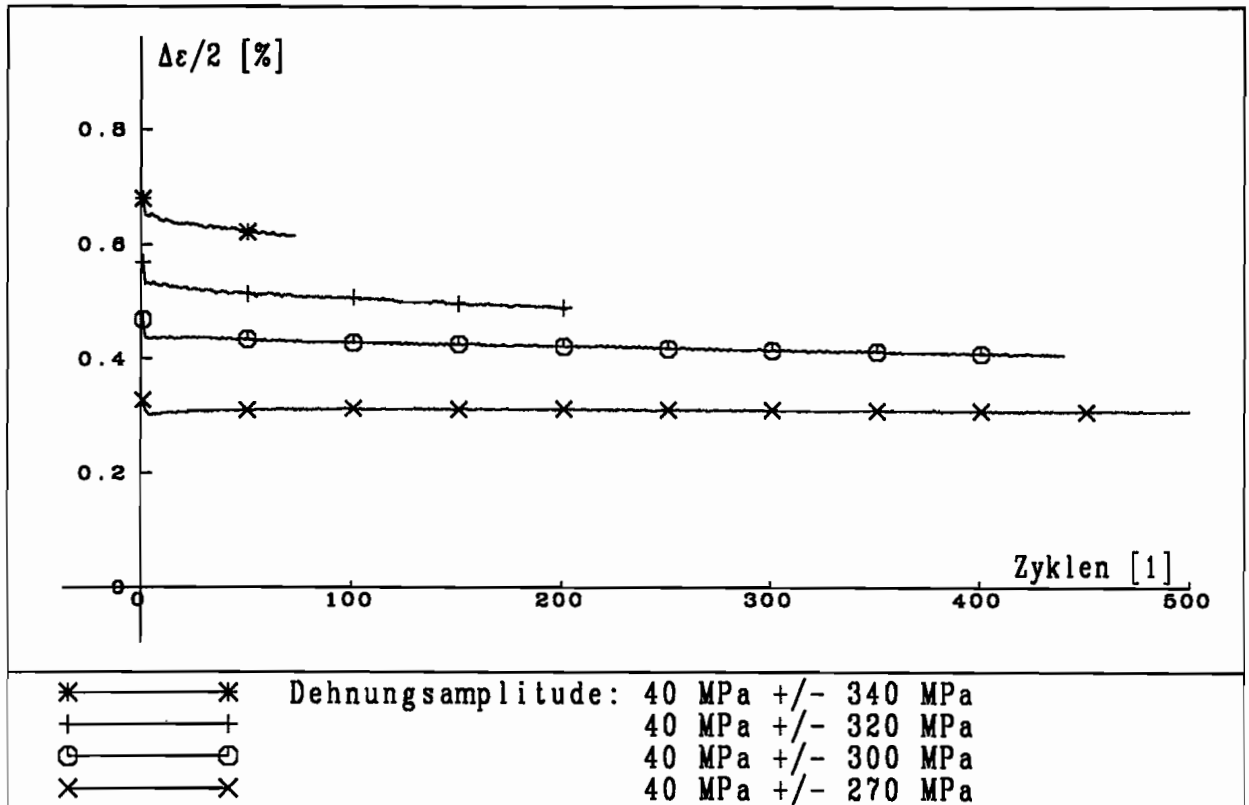


Abb. 3.53

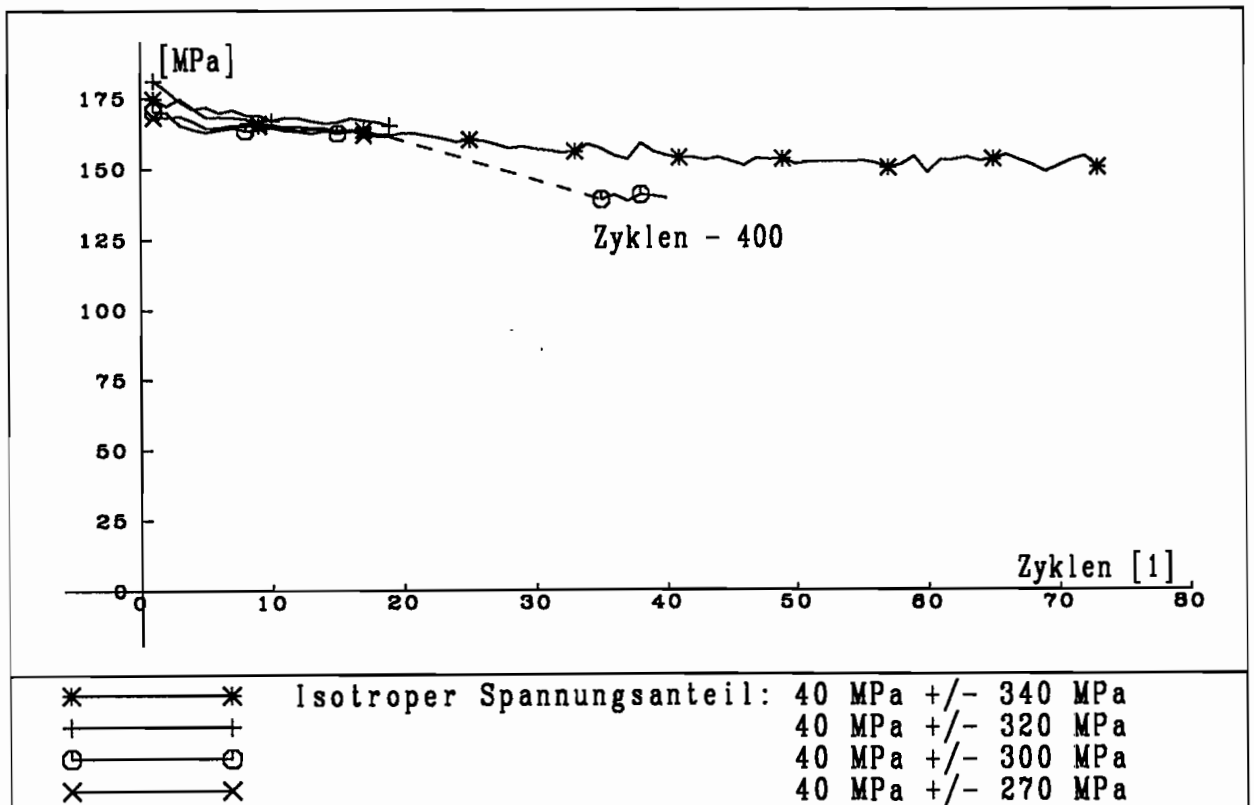


Abb. 3.54

Zusammenfassend ergeben sich für diese Versuchsgruppe folgende Effekte:

- Versuche ohne Mittelspannung zeigen kein zyklisches Kriechen. Sie stabilisieren sich bei einer kleinen Dehnung und verfestigen dort weiter.
- Die zyklische Kriechdehnung nimmt mit zunehmender Mittelspannung und mit zunehmender Spannungsamplitude zu. Einem transienten Bereich mit großer Änderung der Steigung schließt sich ein asymptotischer Bereich mit fast konstanter Steigung an. Diese Eigenschaften lassen sich auch in einer Ratendarstellung im gesamten untersuchten Bereich bestätigen.
- Nur bei kleinen Spannungsamplituden stellt sich eine konstante Dehnungsamplitude ein. Ansonsten findet im gesamten betrachteten Bereich Verfestigung statt.
- Größere Mittelspannungen führen zu zusätzlicher Gesamtverfestigung, d. h. die Dehnungsamplitude wird kleiner.
- Im Gegensatz dazu steht eine Verkleinerung des elastischen Bereiches durch Verkleinerung des isotropen Spannungsanteils bei größeren Mittelspannungen. Trotz dieser partiellen Entfestigung führen Mittelspannungen insgesamt zu zusätzlicher Verfestigung.

3. 5 Zyklische Torsionsversuche mit Gleitungsvorgaben

Ergänzend zu den zyklischen Zug-/Druckversuchen sollen noch einige Anmerkungen zum einaxialen zyklischen Torsionsverhalten gemacht werden. Zusätzliche neue Erkenntnisse über das Materialverhalten sind nicht zu erwarten, wenn man davon ausgeht, daß sich das Material isochor und isotrop verhält und daß sich die Probe homogen verformt. Im wesentlichen soll ein Vergleich zwischen Zug- und Torsionsbelastung angestellt werden.

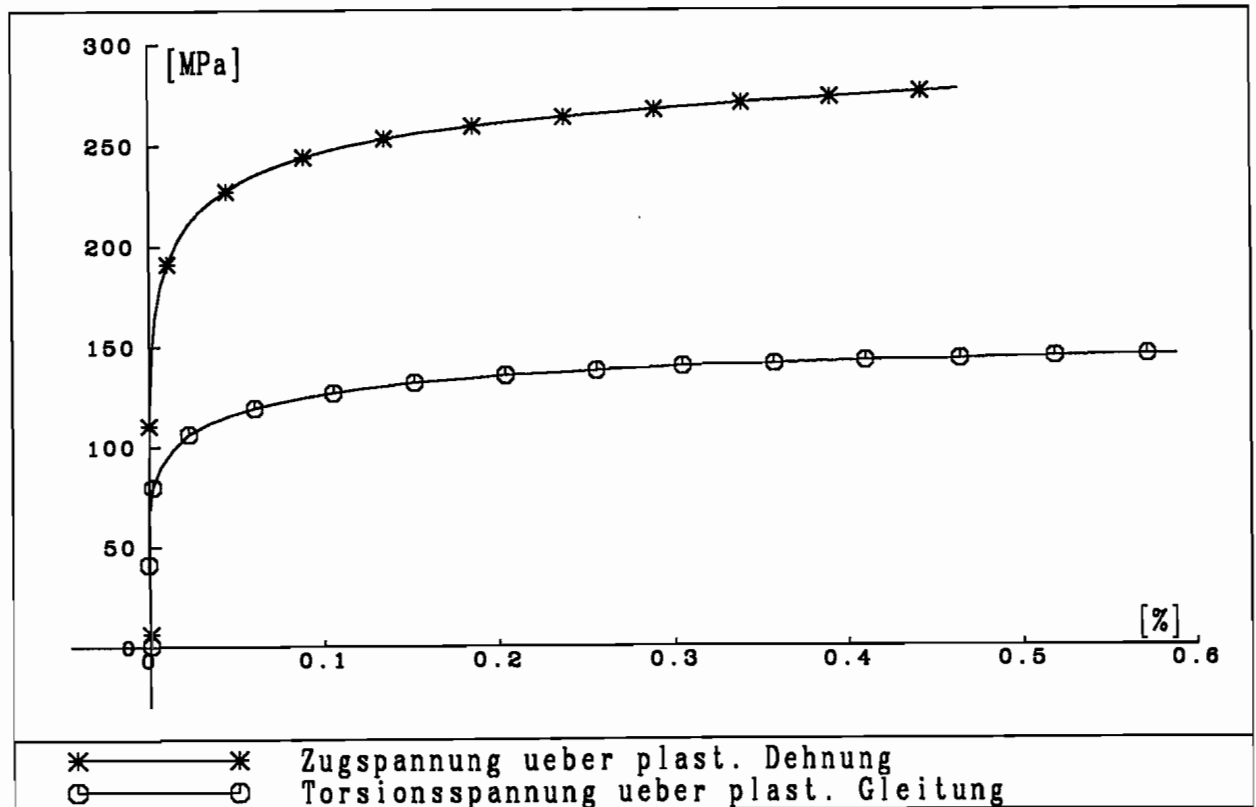


Abb. 3.55

Ein zyklischer Torsionsversuch mit der Gleitungsamplitude $\Delta\gamma/2 = \sqrt{3} \cdot 0,6\%$ dient als Basis der Betrachtungen. Um die nichtisochoren elastischen Einflüsse nicht mit zu betrachten, wird in Abb. 3.55 die Schubspannung des Erstbelastungspfad dieses Versuches über der plastischen Gleitung aufgetragen und einem entsprechenden Zugversuch gegenübergestellt. Diese beiden Kurven können noch nicht unmittelbar verglichen werden. Deshalb werden für den isochoren Fall auf der Basis der Fließbedingung nach v. Mises Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen aufgestellt. Es werden in Abb. 3.56 also σ über ϵ_i und $\sqrt{3}\tau$ über $\gamma_i/\sqrt{3}$ aufgetragen.

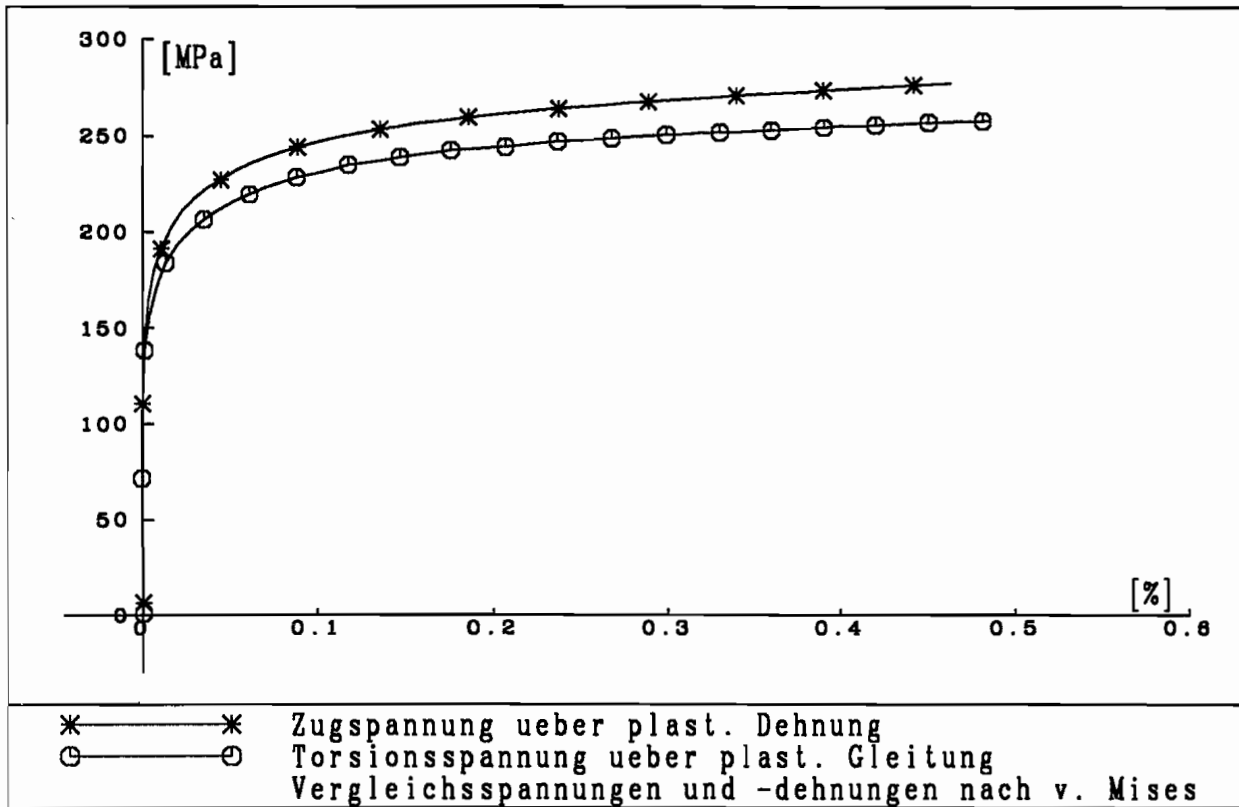


Abb. 3.56

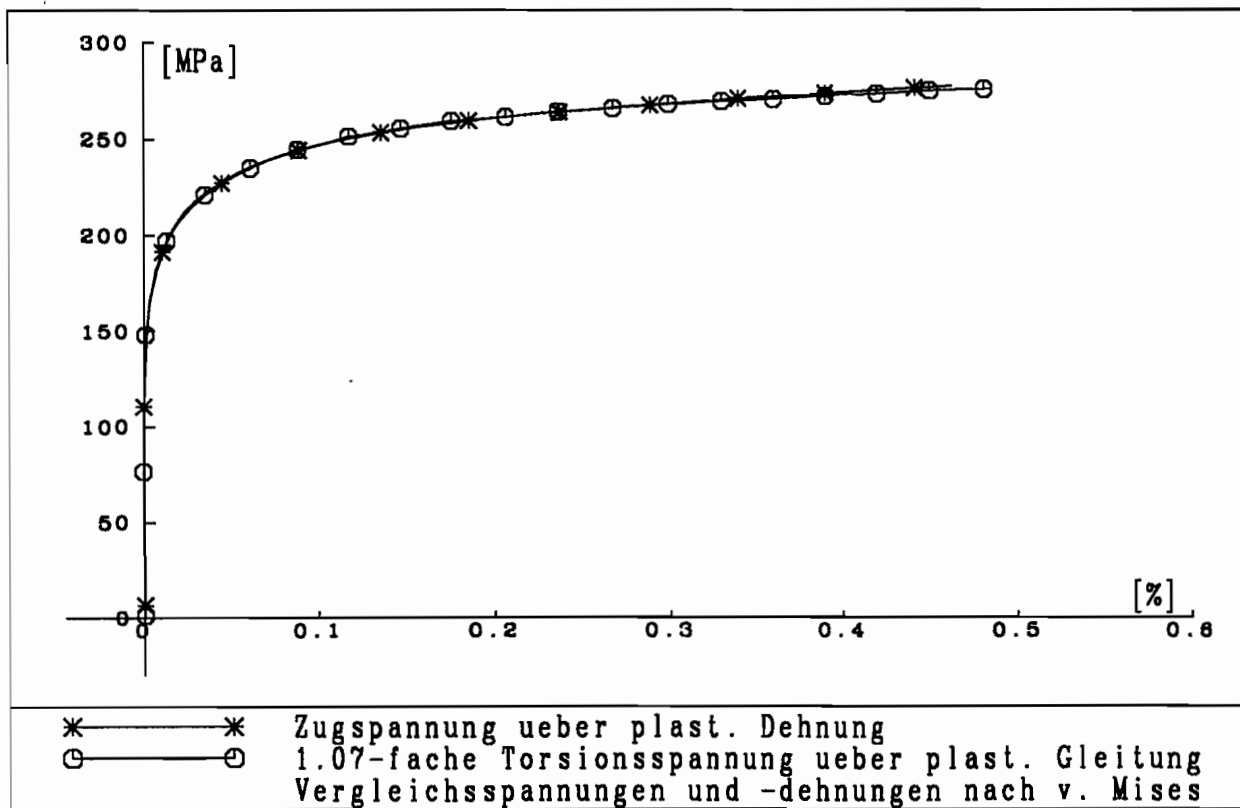


Abb. 3.57

Für isotrope Werkstoffe, zu denen Kohlenstoffstahl im allgemeinen zählt, sollten in dieser Darstellungsweise die Kurven für Zug und Torsion übereinstimmen. Eine gute Übereinstimmung ergibt sich jedoch erst, wenn $1,07 \cdot \sqrt{3}\tau$ über $\gamma_i/\sqrt{3}$ aufgetragen wird (3.57). Vergleichsspannungen aus Zug sind also etwa 7 % höher als Vergleichsspannungen aus Torsion. Das hier dargestellte Verhältnis gilt nicht nur für die Erstbelastung, sondern auch für den gesamten Versuch.

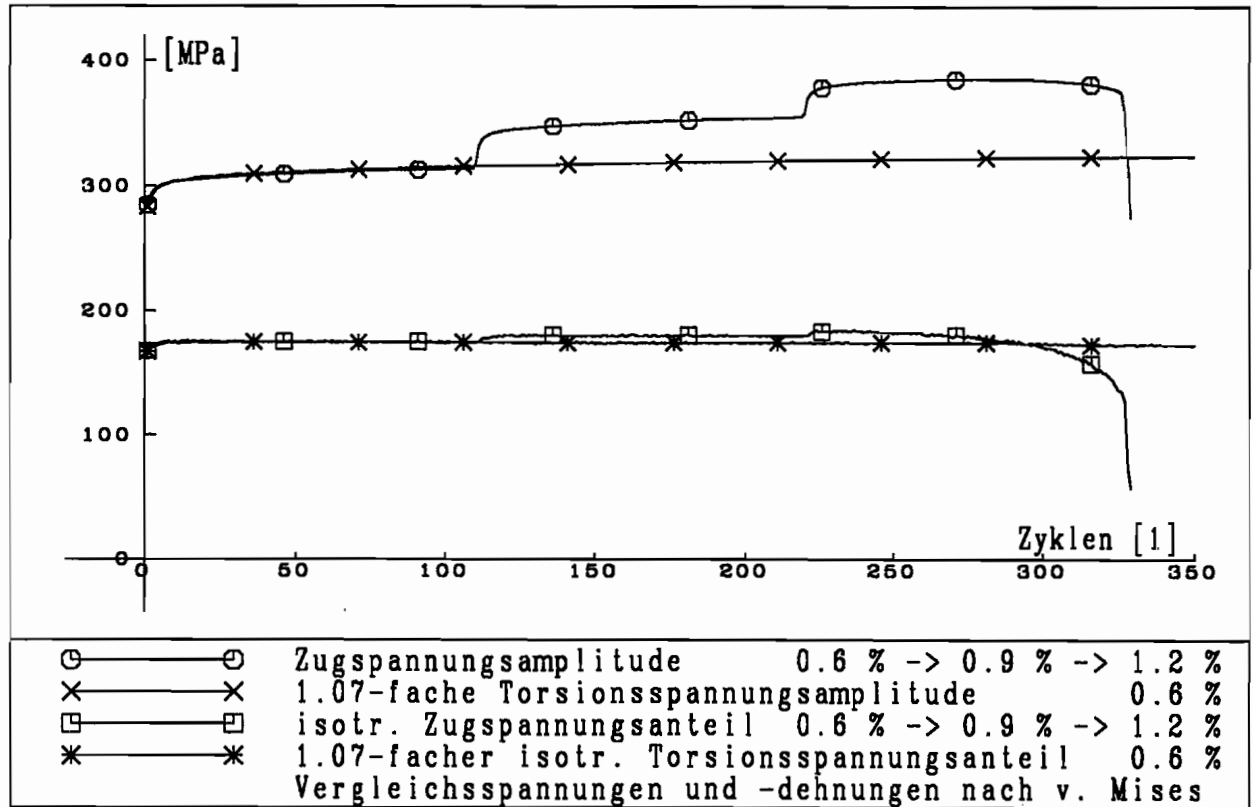


Abb. 3.58

Abb. 3.58 zeigt zunächst den zyklischen Zugversuch aus Abb. 3.15 und zusätzlich die 1,07-fachen Vergleichsspannungswerte des zyklischen Torsionsversuches. Die Übereinstimmung in der Spannungsamplitude und im isotropen Spannungsanteil ist sehr gut. Da sich auch bei den später zu beschreibenden biaxialen Versuchen der Vergleichsfaktor zwischen Zug und Torsion bestätigt, werden eine gewichtete Gleitung und eine gewichtete Torsionsspannung für alle weiteren experimentellen Darstellungen benutzt:

$$\gamma' = \gamma/\sqrt{3}, \quad (3.2)$$

$$\tau' = 1,07\sqrt{3}\tau. \quad (3.3)$$

Die gewichtete Vergleichsdehnung und gewichtete Vergleichsspannung sind dann:

$$\epsilon_v' = \sqrt{\epsilon^2 + \gamma'^2}, \quad (3.4)$$

$$\sigma_v' = \sqrt{\sigma^2 + \tau'^2}. \quad (3.5)$$

In dieser Darstellungsweise zeigt Abb. 3.59 die ersten acht Zyklen und den 375. Zyklus des zyklischen Torsionsversuches mit der Gleitungsamplitude $\Delta\gamma'/2 = 0,6\%$.

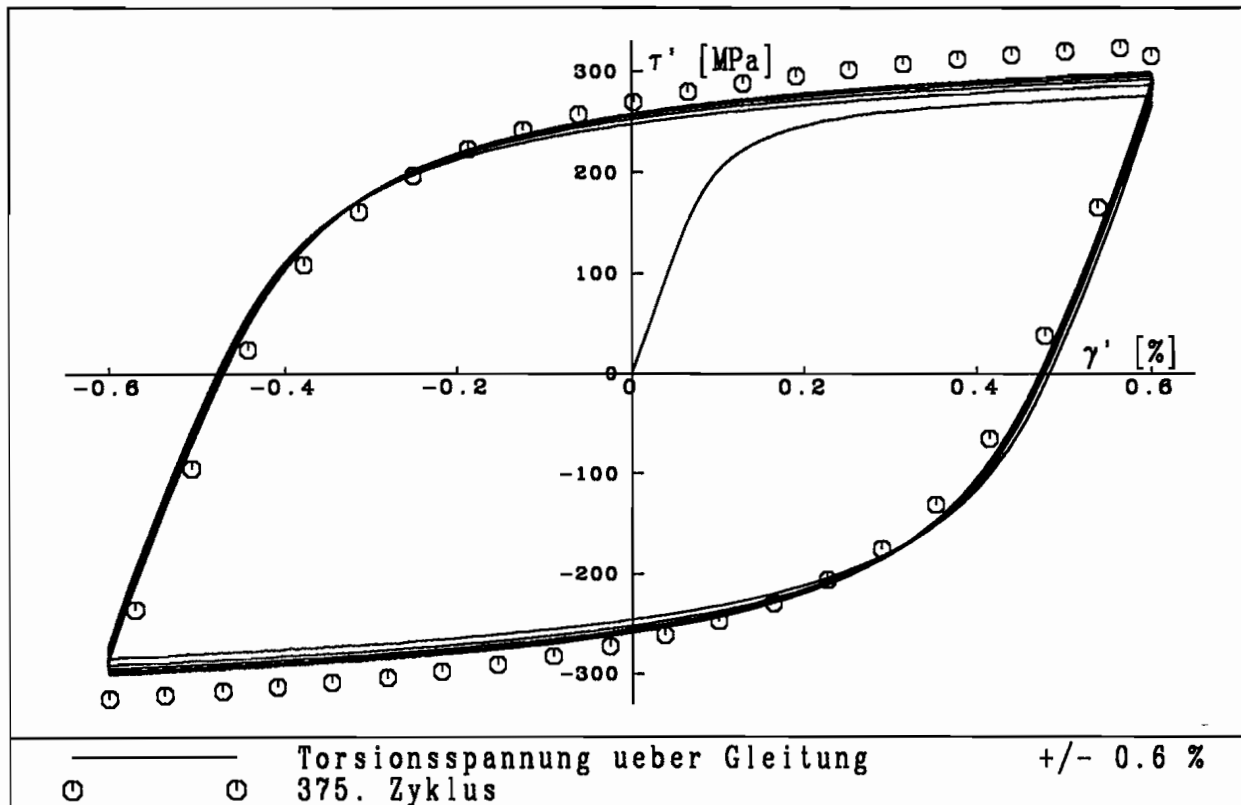


Abb. 3.59

Auch wenn nachfolgend durch den Gewichtungsfaktor eine gute Übereinstimmung erzielt werden kann, darf nicht übersehen werden, daß eine gewisse Anisotropie beobachtet wird. Es gibt verschiedene Erklärungsansätze:

- Die Messung geometrischer Größen (Weg und Winkel) ist fehlerbehaftet. Diese Fehler sind jedoch sehr klein. Obendrein folgen aus kleinen Fehlern in den Dehnungen noch kleinere Fehler in den Spannungen.
- Die Kalibrierung der Kraftmessung konnte sehr genau nachvollzogen werden. Dennoch besteht die Möglichkeit, daß die zum Vergleich herangezogene Meßdose fehlerbehaftet ist. Wahrscheinlicher ist jedoch eine Falschmessung des Torsionsmomentes. Hierdurch könnte eine Abweichung von etwa 2 %, aber keine Abweichung von etwa 7 % erklärt werden.
- Nichtlinearitäten in den Kragen der Probe haben zwar ggf. Einfluß auf Dehnung und Gleitung, aber nur sekundär Einfluß auf die Spannungen.

- Durch die einzeln vermessenen Proben können Querschnittsfläche und Widerstandsmoment sehr genau bestimmt werden. Die Annahme der Dünnwandigkeit der Probe kann auch nur Fehler von weniger als 1 % erklären.
- Bedingt durch das Herstellungsverfahren (Stranggießen, Warmwalzen) besitzt das zur Herstellung der Proben benutzte Rundmaterial ein ausgeprägte Richtung und damit eine induzierte Anisotropie. Durch die mechanische Bearbeitung der Proben kommt es zusätzlich zu Vorverfestigungen. Das dadurch entstandene inhomogene Verhalten soll durch die in 2.2.2 erläuterte Wärmebehandlung beseitigt werden. Ob dieses vollständig gelingt, wird durch eine Gefügeuntersuchung überprüft. Es werden Schliffbilder parallel und senkrecht zur Hauptachsenrichtung der Probe angefertigt. Abb. 3.60 zeigt einen Schliff parallel zur Längsachse der Probe (radial) in 53-facher Vergrößerung. Die hellen Bereiche bestehen aus einem gleichmäßigen und bei der Wärmebehandlung neu gebildeten Ferritgefüge. In den dunklen linienhaften Bereichen in Längsrichtung der Probe befinden sich Perlitkörner. Abb. 3.61 zeigt den dazu senkrechten Schnitt in gleicher Vergrößerung. Es zeigt sich keine ausgeprägte Verteilung des Perlit. Ferrit und Perlit sind gleichmäßig verteilt. Der Ferritanteil ist erheblich höher. Aus den Abb. 3.60 und 3.61 läßt sich herleiten, daß sich Fäden aus Perlitkörnern längs durch die Probe ziehen. Durch diese ungleichmäßige Struktur ist die gemessene Anisotropie zu erklären. Ein Quantifizierung des Effekts auf Basis der Schliffbilder ist jedoch nicht möglich. Die Perlitfäden sind bei der Herstellung des Halbzeugs entstanden. Die gewählte Wärmebehandlung ist nur geeignet, die Ferritstruktur neu zu bilden, die ausgeprägte Verteilung des Perlit bleibt weiterhin erhalten. Wärmebehandlungen, die auch ein Auflösen des Perlit ermöglichen, würden zu einem Endmaterial führen, das erheblich andere Eigenschaften als Ck 15 hat.

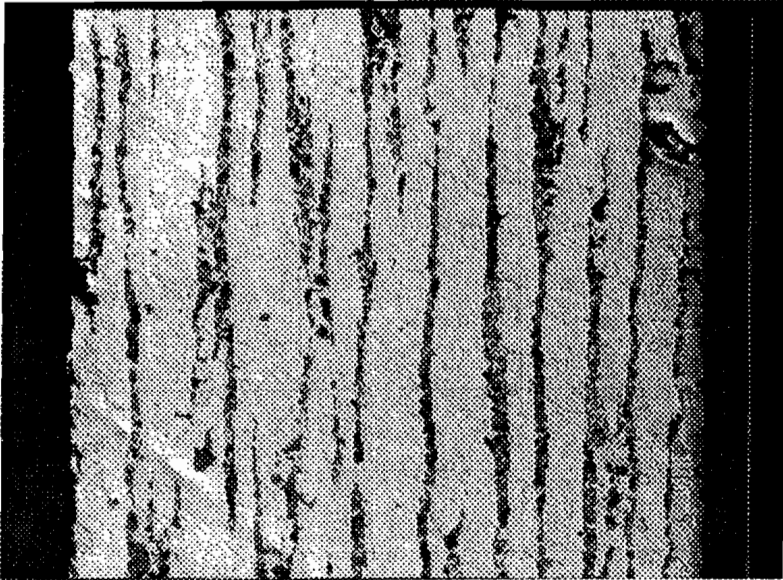


Abb. 3.60

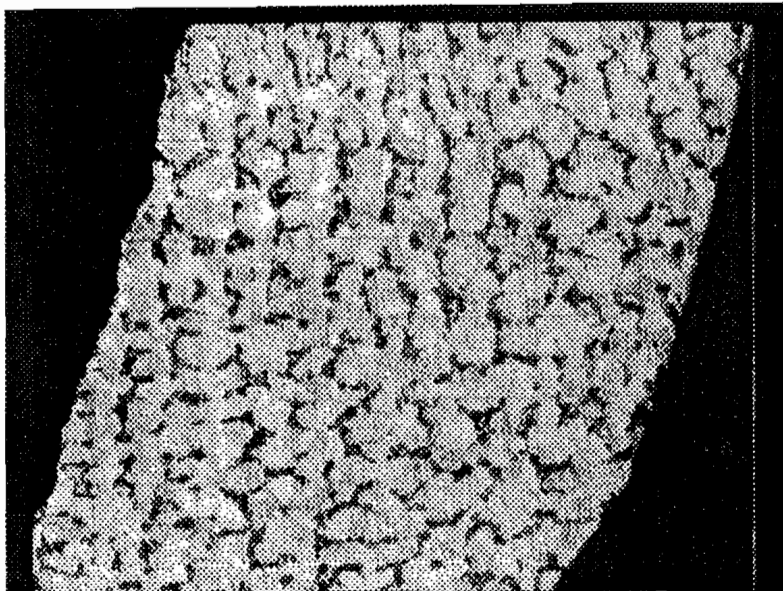


Abb. 3.61

3. 6 Zyklische Versuche mit wechselnden Belastungsrichtungen

Ein Übergang zwischen proportionalen und nichtproportionalen Versuchen soll dadurch geschaffen werden, daß Effekte leichter Nichtproportionalität untersucht werden. Zu diesem Zweck wird eine Probe zunächst zyklisch in Zug-/Druckrichtung mit einer Dehnungsamplitude von $\Delta\epsilon/2 = 0,6\%$ belastet. Nach 35 Zyklen wird die Probe nur so weit gezogen, bis $\epsilon_i = 0$ ist. Dann wird sie entlastet. Daran schließen sich 35 Zyklen mit gleicher Gleitungsamplitude $\Delta\gamma'/2 = 0,6\%$ an. Dieser Block wird noch dreimal wiederholt. In Abb. 3.62 werden die Ergebnisse dargestellt. Die Zugzyklen sind jeweils durch ein "Z", die Torsionszyklen durch ein "T" gekennzeichnet. Wie schon bei den einaxialen Versuchen wird jeweils der isotrope Spannungsanteil und die kinematische Spannungsamplitude ermittelt. Beide Anteile werden in der Abbildung dargestellt. Der isotrope Spannungsanteil kennzeichnet hier jeweils die Größe des elastischen Bereiches in Zug- bzw. in Torsionsrichtung. Er versteht sich nicht zwangsläufig als ein Fließflächendurchmesser nach v. Mises. Beim Wechsel von der Zugbelastung auf die Torsionsbelastung fällt auf, daß sich die Spannungsamplitude sprunghaft erhöht und danach wieder abfällt. Diese Überhöhung ist offensichtlich in erster Linie auf eine Vergrößerung des elastischen Bereiches (isotroper Spannungsanteil) zurückzuführen. Der kinematische Anteil ist in den ersten Zyklen sogar etwas kleiner als zuvor. Der gleiche Effekt tritt bei jedem Orientierungswechsel auf.

Die jeweilige Vergrößerung des elastischen Bereiches ist ein experimentell nachweisbares Faktum. Jedoch kann nicht zwangsläufig davon ausgegangen werden, daß sich die Fließfläche bedingt durch den Orientierungswechsel isotrop vergrößert (= Vergrößerung des isotropen Spannungsanteils), sondern es muß angenommen werden, daß hier Anisotropieeffekte vorliegen. Die Effekte der Anisotropie sind deutlich größer als die zusätzliche isotrope Verfestigung infolge einer Dehnungsamplitudenvergrößerung. Die Form der Fließfläche wird in diesem Versuchsprogramm nicht vermessen. Über Anisotropien der gezielt untersuchten Fließfläche berichten z. B. GUPTA, LAUERT [1983] und TRĄMPCZYŃSKI [1992]. Trąmpczyński stellt bei einem vergleichbaren Kohlenstoffstahl nach zyklischer Zug-/Druckbelastung eine Vergrößerung der Fließfläche in Torsionsrichtung um bis zu 24 % gegenüber der Zugrichtung fest. Den hier gezeigten Einfluß auf die Spannungsamplitude nachfolgender Torsionszyklen und ein Abklingen dieses Effektes untersucht Trąmpczyński nicht.

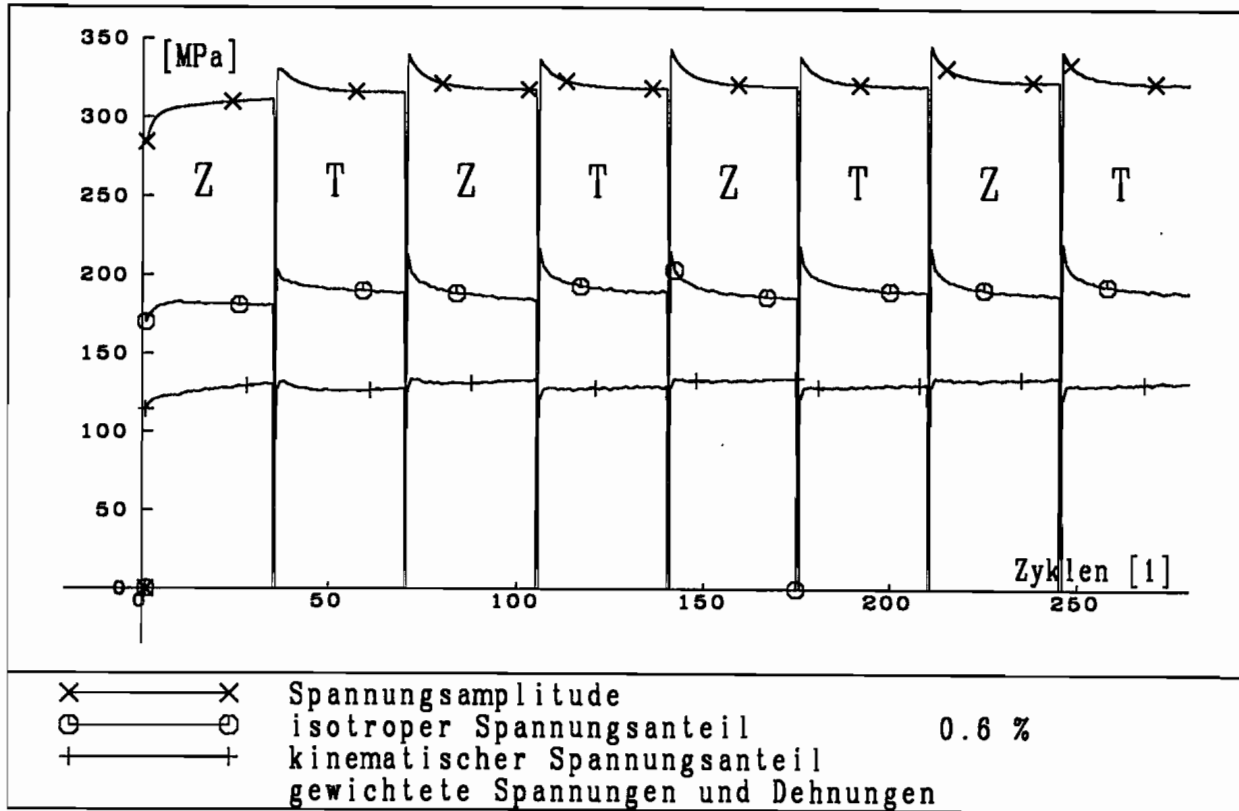


Abb. 3.62

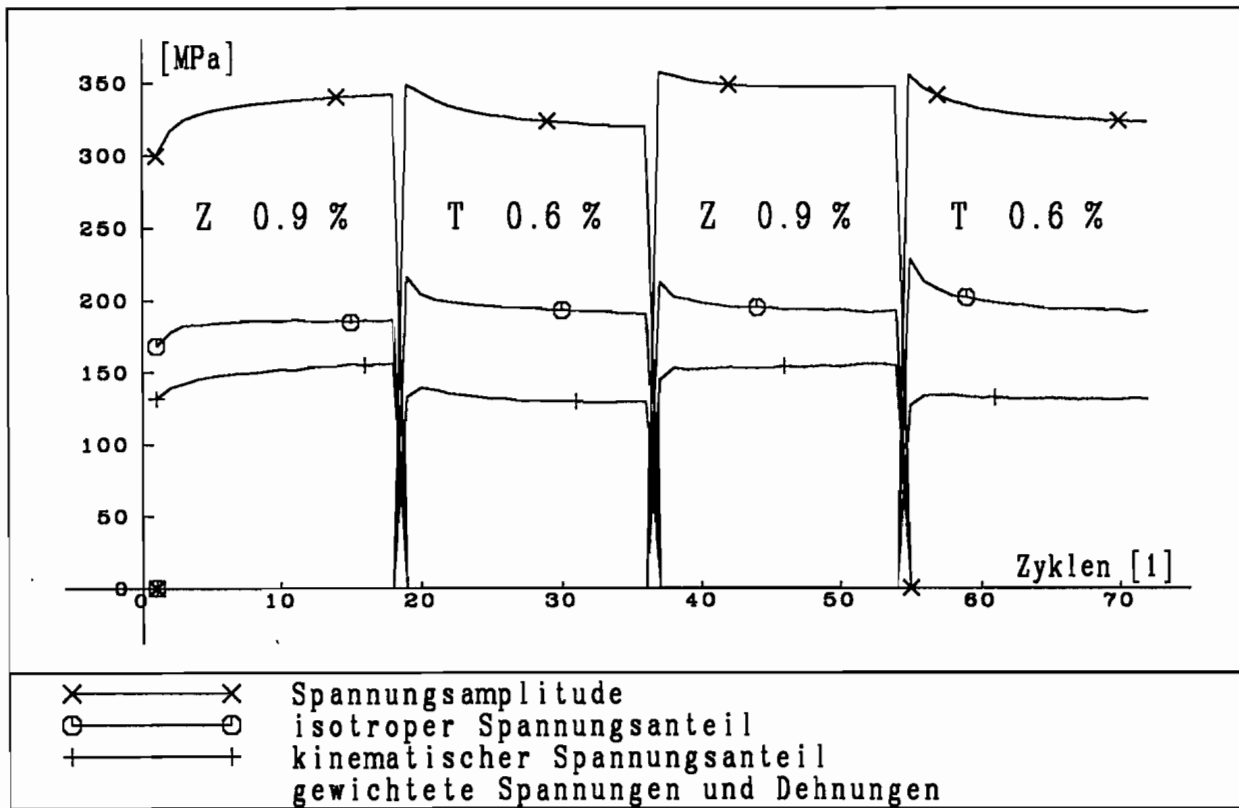


Abb. 3.63

Ein zweiter Versuch dieser Gruppe (Abb. 3.63) soll zeigen, ob die entsprechenden Effekte auch auftreten, wenn von einer großen Dehnungsamplitude ($\Delta\epsilon/2 = 0,9 \%$) auf eine kleine Gleitungsamplitude ($\Delta\gamma'/2 = 0,6 \%$) bzw. umgekehrt gewechselt wird. Im sogenannten isotropen Spannungsanteil ("isotrop" muß in diesem Zusammenhang immer kritisch bewertet werden) tritt bei jedem Wechsel eine Überhöhung auf. Die Überhöhung der Gesamtspannungsamplitude ist beim Wechsel von der kleinen Torsionsbelastung auf die große Zugbelastung kleiner. Zusammenfassend kann festgehalten werden:

- Durch den Wechsel der Belastungsorientierung bei zyklischen Prozessen tritt scheinbar plötzlich eine zusätzliche isotrope Verfestigung auf, die aber besser durch eine Anisotropie erklärt werden kann, die schon bei der vorausgehenden zyklischen Belastung langsam entsteht. Exakte Aussagen zu dieser Problematik erfordern ein Ausmessen der Fließfläche nach verschiedenen Vorbelastungen.

3.7 Zyklische Torsion mit Spannungsvorlast in Zugrichtung

In dieser Gruppe sind Versuche zusammengefaßt, bei denen die Probe zunächst bis zum Erreichen einer bestimmten Spannung rein elastisch gezogen wird. Danach wird die Kraft konstant gehalten und die Probe unter Vorgabe einer Gleitungsamplitude zyklisch tordiert. Sowohl die Vorlast σ_{vor} als auch die Gleitungsamplitude $\Delta\gamma'/2$ werden variiert.

Abb. 3.64 zeigt für die zyklische Belastung die Spannungsantwort eines Versuches mit $\sigma_{vor} = 50 \text{ MPa}$ und $\Delta\gamma'/2 = 0,35 \%$. In den ersten Zyklen wird Verfestigung beobachtet. Danach ändert sich die Spannungsamplitude bis zum 465. Zyklus nur noch unwesentlich, aber die Spannungsdehnungskurve erhält einen geänderten Verlauf. Gleichzeitig wird eine Verlängerung der Probe beobachtet. In Abb. 3.65 wird die Vorlastdehnung ϵ_{vor} über der Gleitung γ' aufgetragen. Der Dehnungszuwachs wird mit zunehmender Zykluszahl kleiner. Infolge der zyklischen Belastung in Torsionsrichtung findet aufgrund der Spannungsvorlast in Zugrichtung Ratchetting statt. Die sichtbaren Buckel nach der Torsionsrichtungsumkehr haben eine Höhe von etwa $3 \mu\text{m}$ und sind darauf zurückzuführen, daß der Wegaufnehmer seine Gleitrichtung auf der Bezugsfläche ändert. Die Zugkraft bleibt von dieser Richtungsänderung unbeeinflusst.

Ein Versuch mit größerer Vorlastspannung $\sigma_{vor} = 100 \text{ MPa}$ und gleicher Gleitungsamplitude $\Delta\gamma'/2 = 0,35 \%$ führt zu stärkerer Verfestigung (Abb. 3.66) und erheblich stärkerer Verlängerung der Probe (Abb. 3.67).

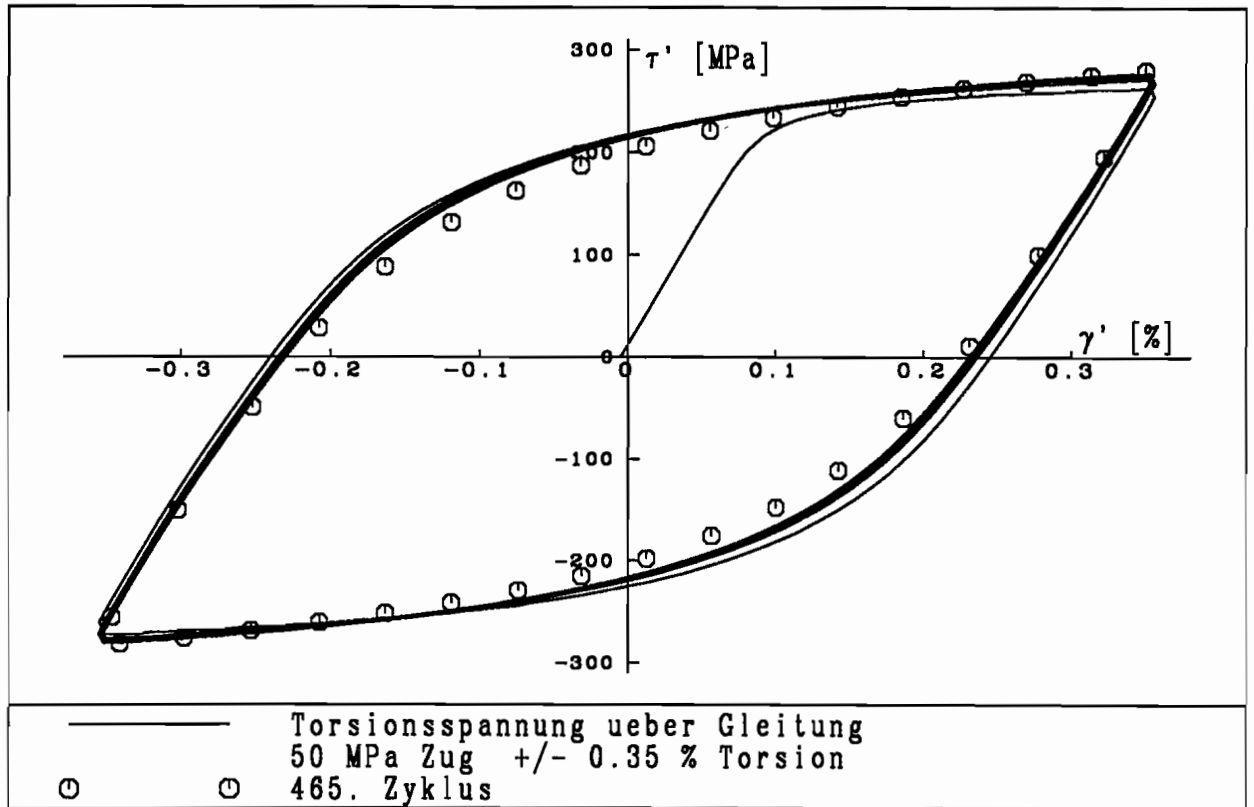


Abb. 3.64

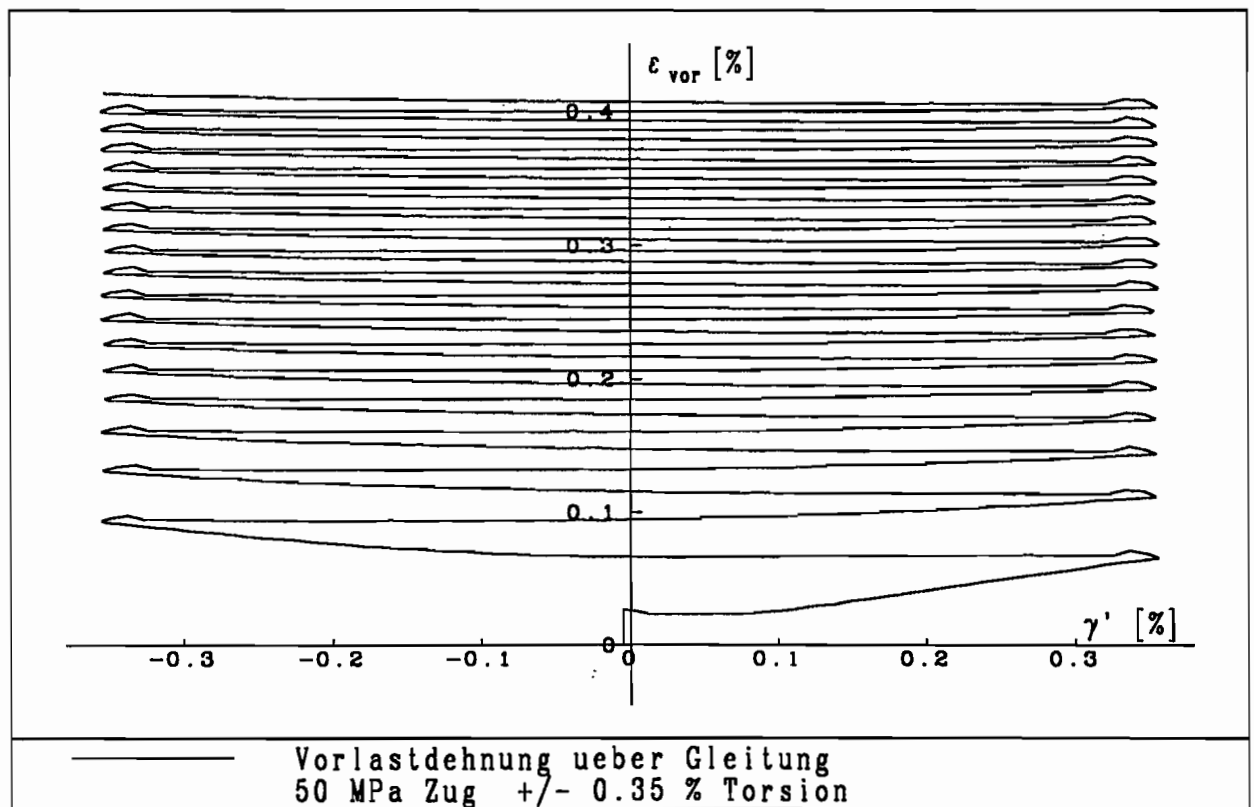


Abb. 3.65

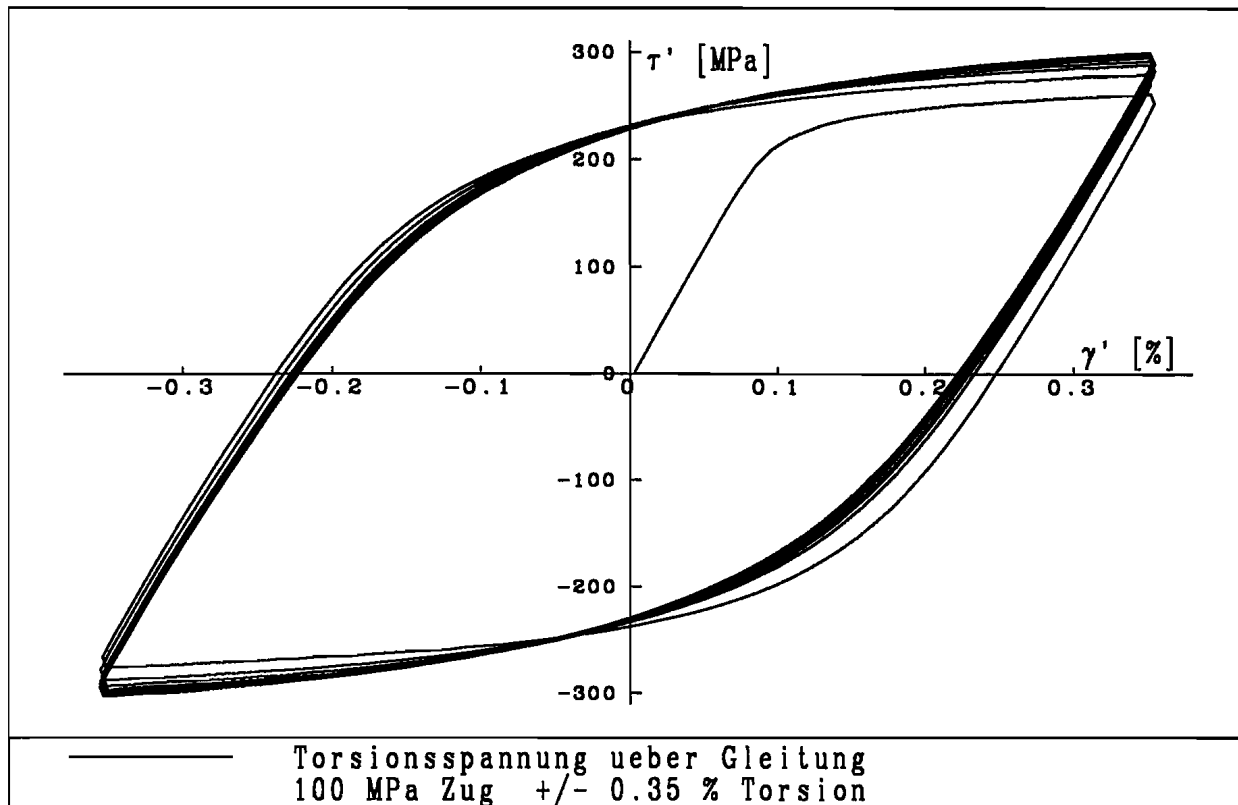


Abb. 3.66

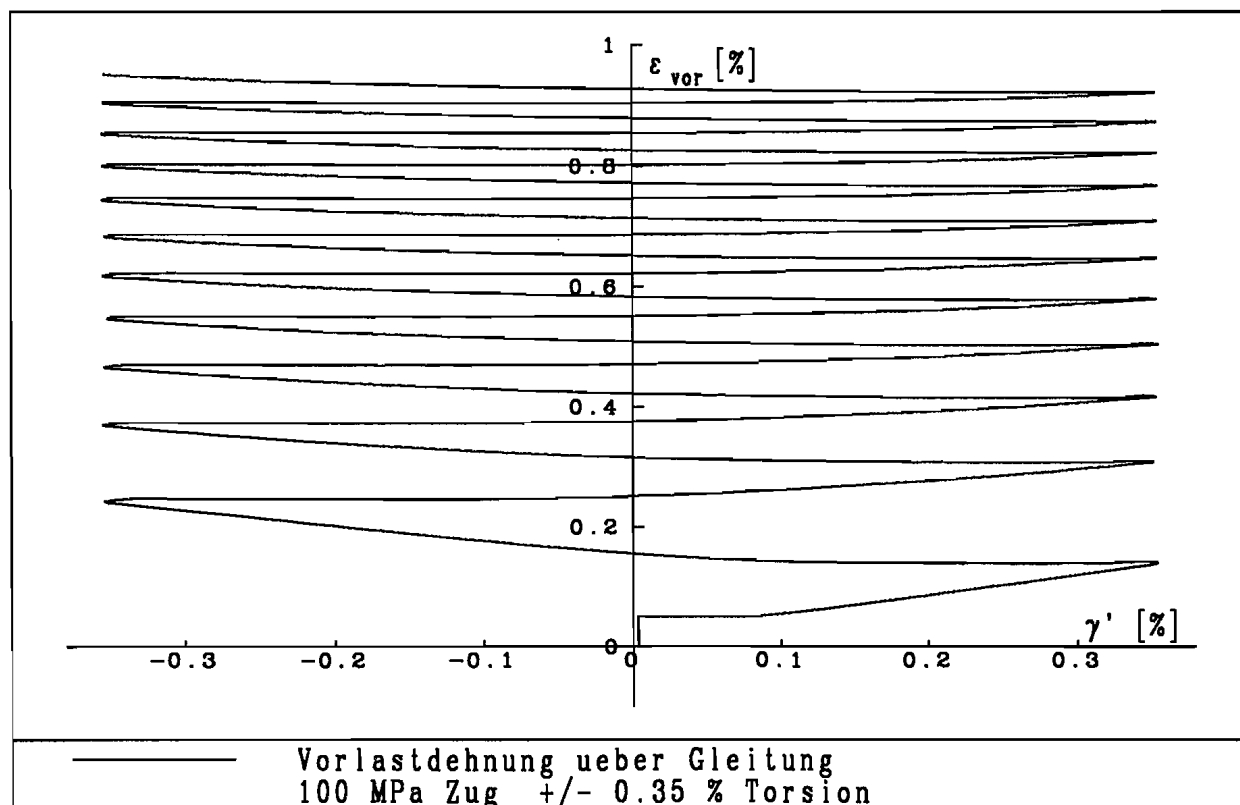


Abb. 3.67

Abb. 3.68 zeigt den Einfluß der Vorlastspannung auf das Ratchetting. Bei gleicher Gleitungsamplitude wird die Vorlastdehnung ϵ_{vor} für Vorlastspannungen zwischen 50 und 100 MPa über der Zykluszahl aufgetragen. Mit größerer Vorlastspannung ist auch das zyklische Kriechen größer.

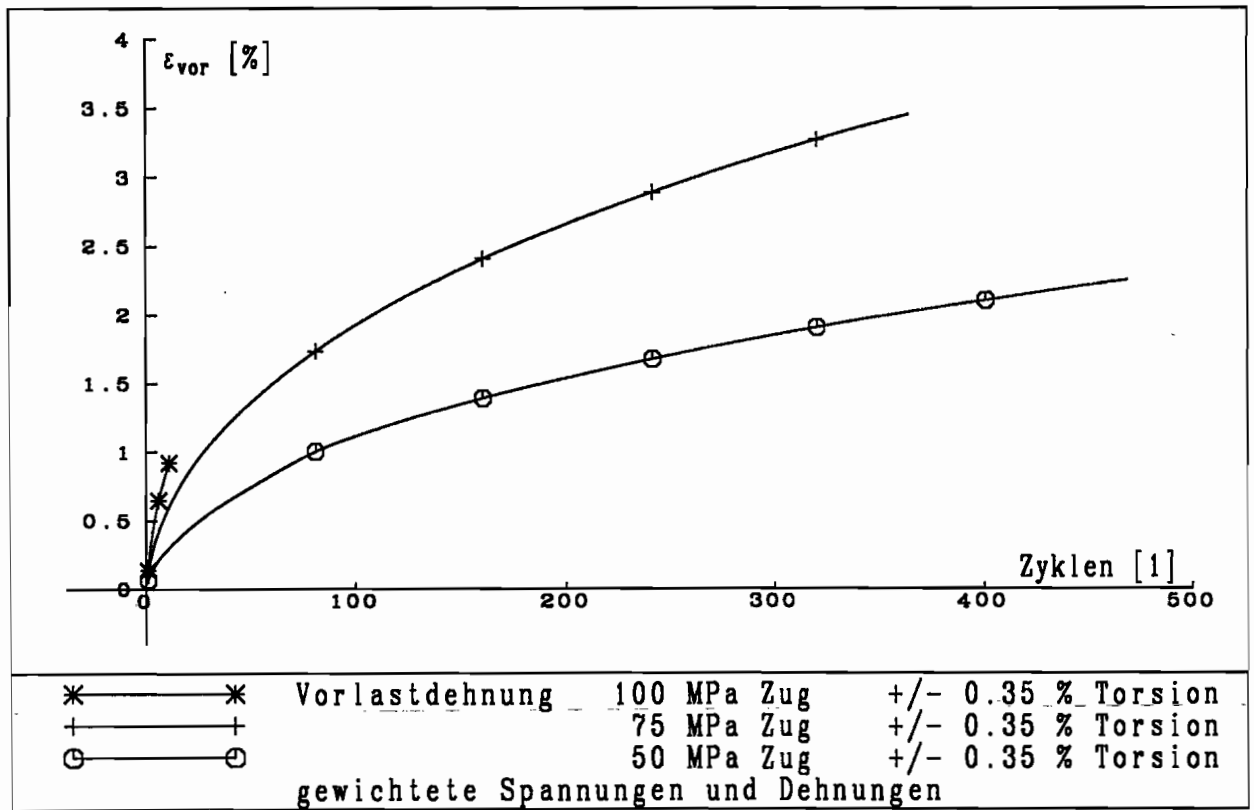


Abb. 3.68

Die Abb. 3.69 und 3.70 zeigen, daß das Maß des zyklischen Kriechens ebenso mit größerer Gleitungsamplitude zunimmt. Abb. 3.69 zeigt die Vorlastdehnung bei einer Vorlastspannung $\sigma_{vor} = 75 \text{ MPa}$ für die Gleitungsamplituden $\Delta\gamma'/2 = 0,25 \%$ und $\Delta\gamma'/2 = 0,35 \%$. Abb. 3.70 zeigt den gleichen Effekt für zwei Versuche mit kleiner Vorlastspannung $\sigma_{vor} = 50 \text{ MPa}$.

Im Vergleich zu den einaxialen zyklischen Zug-/Druckversuchen mit Spannungsvorgaben treten ähnliche Erscheinungen auf. Die Vorlastspannung σ_{vor} korrespondiert mit der Mittelspannung σ_{mit} und die Gleitungsamplitude $\Delta\gamma'/2$ mit der Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2$.

In Fortsetzung der Analogie ist neben einer kontinuierlichen Verfestigung eine isotrope Entfestigung zu erwarten. Aufschluß geben die Abb. 3.71 und 3.72. Sie zeigen, daß nach einer kurzen Phase der Verfestigung die Torsionsspannungsamplitude nahezu

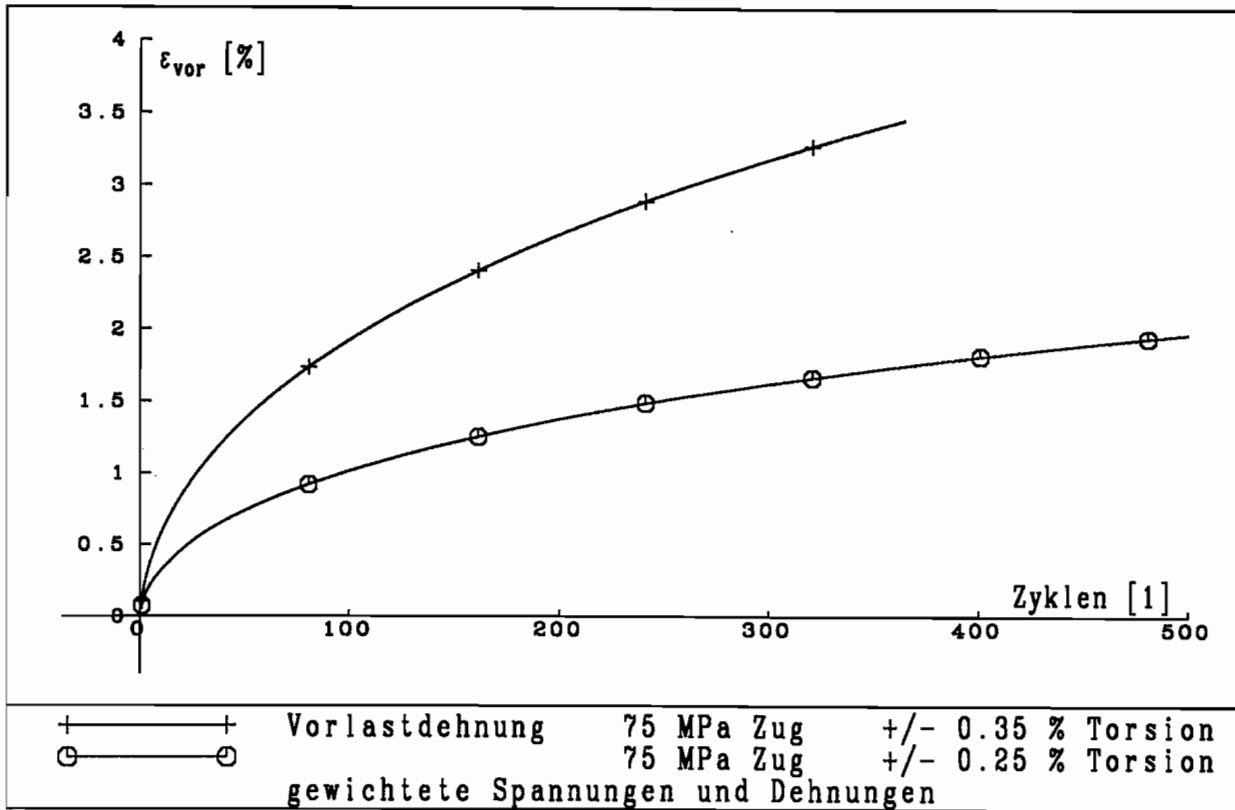


Abb. 3.69

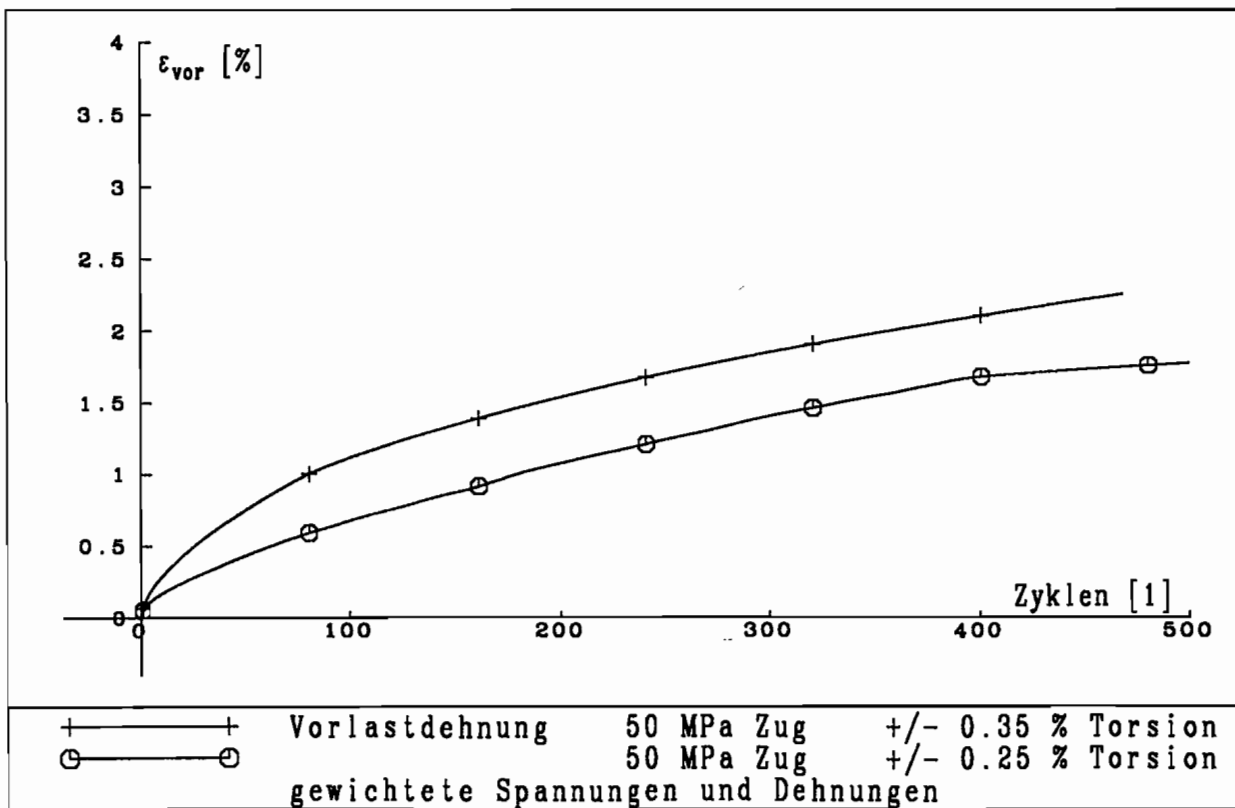


Abb. 3.70

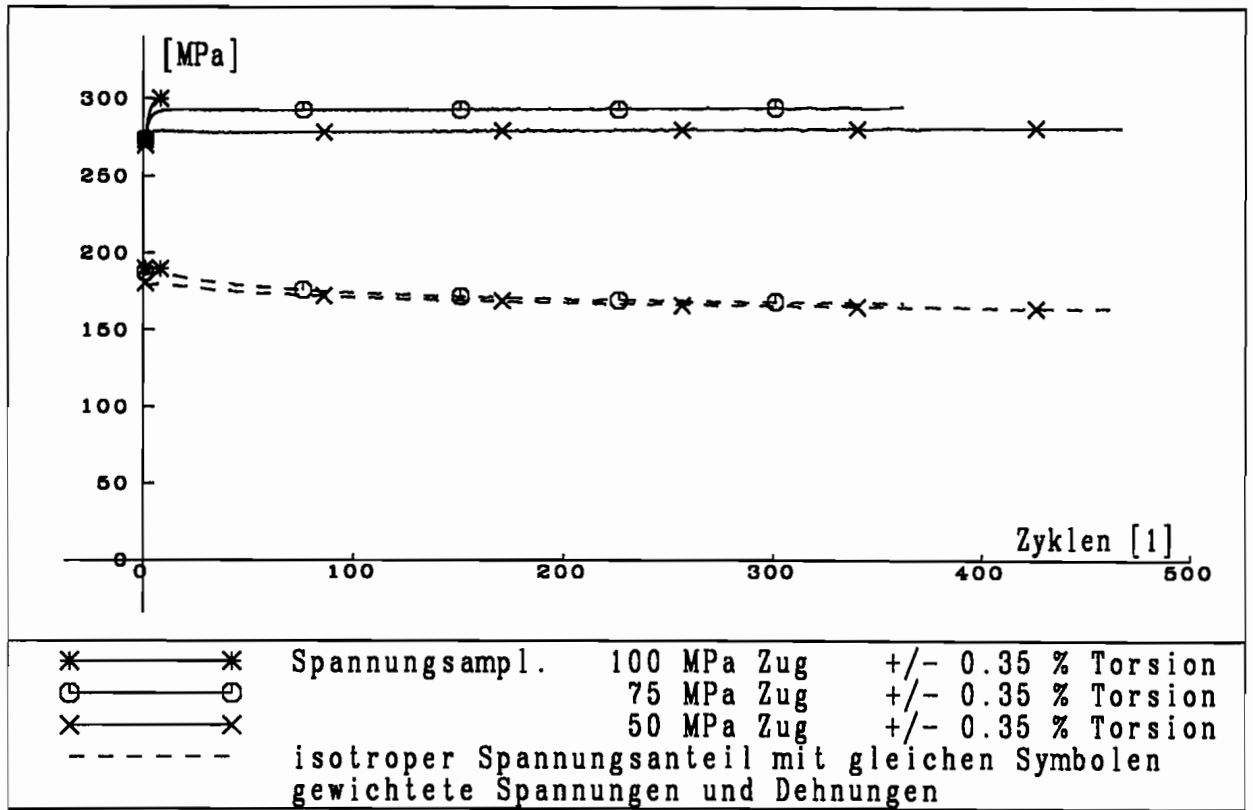


Abb. 3.71

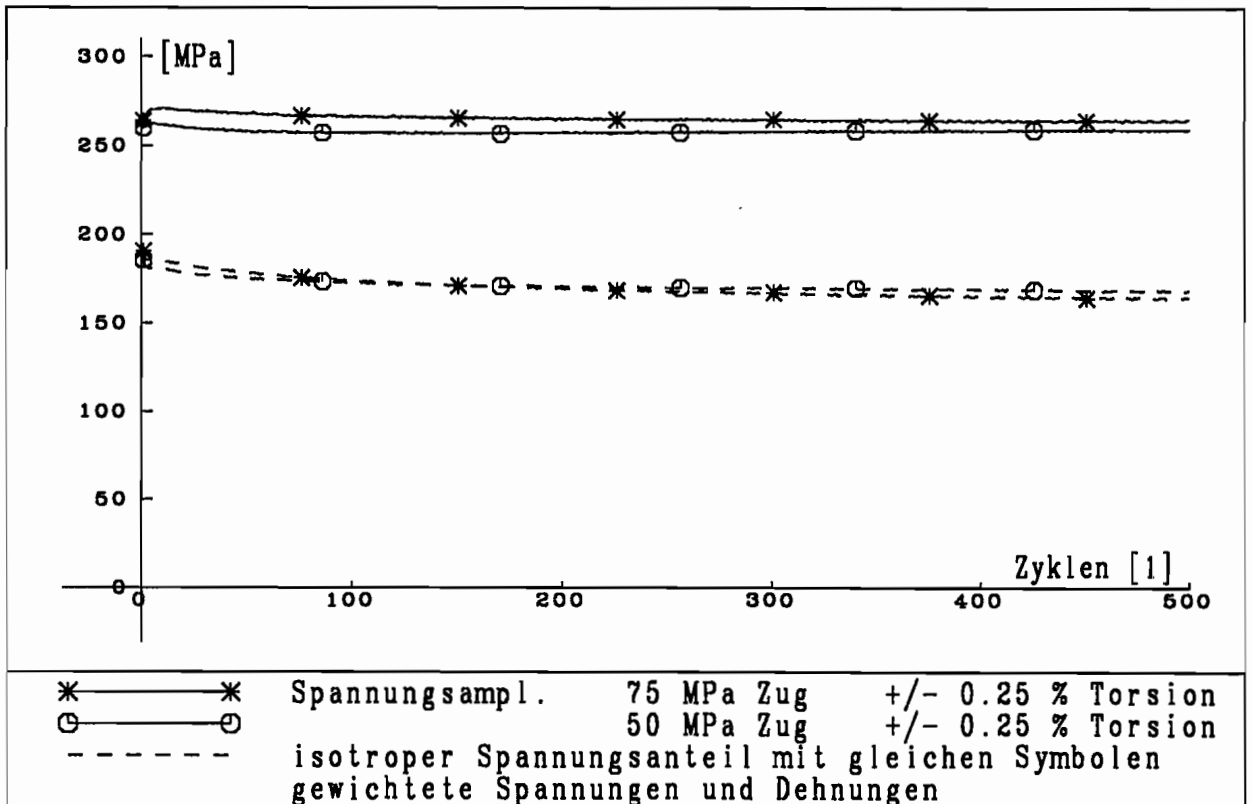


Abb. 3.72

konstant ist oder sogar leicht abfällt (Abb. 3.72). Eine langanhaltende Verfestigung findet nicht statt, ist aber aufgrund der kleinen Gleitungsamplitude auch nicht zu erwarten. Jedoch zeigen beide Abbildungen in Analogie zur o. g. Versuchsgruppe, daß höhere Vorlastspannungen auch zu größeren Torsionsspannungsamplituden bzw. stärkerer Verfestigung führen. Ebenso wird eine Abnahme des isotropen Spannungsanteils um etwa 20 MPa aufgezeigt. Eine eindeutige Abhängigkeit von der Vorlastspannung läßt sich nicht erkennen.

Als wesentliche Merkmale dieser Versuchsgruppe werden festgehalten:

- Wird eine Probe nach dem Aufbringen einer Vorlastzugspannung zyklisch mit einer bestimmten Gleitungsamplitude tordiert, so tritt zyklisches Kriechen in Zugrichtung auf. Dieses nimmt mit größer werdender Vorlastspannung und mit größer werdender Gleitungsamplitude zu.
- Die Torsionsspannungsamplitude hängt nicht nur von der Gleitungsamplitude ab. Je größer die Vorlastspannung ist, desto größer ist auch die Torsionsspannungsamplitude.
- Die zyklische Kriechdehnung ist bei diesen nichtproportionalen Belastungen geringer als bei vergleichbaren proportionalen Versuchen.
- Der in Torsionsrichtung bestimmte isotrope Spannungsanteil nimmt infolge der Vorlastspannung mit zunehmender Zykluszahl ab. Ein quantitativer Zusammenhang zwischen isotropem Spannungsabfall und der Vorlastspannung kann nicht nachgewiesen werden.

3. 8 Zyklische Torsion mit Dehnungsvorlast in Zugrichtung

Der hier gezeigte Versuch entspricht weitgehend denen der Vorgruppe, aber statt einer rein elastischen Spannungsvorlast wird eine elastisch-plastische Dehnungsvorlast in Zugrichtung aufgebracht. Die Probe wird bis zu einer Dehnung $\epsilon = 0,9 \%$ gezogen. Danach wird die Dehnung konstant gehalten. Die Amplitude der sich anschließenden Torsionsbelastung ist $\Delta\gamma'/2 = 0,35 \%$. Abb. 3.73 zeigt die zyklische Torsionsspannungsantwort. Die ersten Zyklen zeigen eine schwache Verfestigung auf. Bis zum 425. Zyklus findet dann aber eine leichte Entfestigung statt. Der dazu gehörige Verlauf der Zugspannung wird in Abb. 3.74 dargestellt. Die Zugspannung fällt von $\sigma_{vor} \approx 295 \text{ MPa}$ schon innerhalb des ersten Zyklus auf etwa 80 MPa ab. Danach wird die Spannungsabnahme langsamer. Die weiter oben beschriebenen Umkehrungenauigkeiten des Wegaufnehmers bedingen die hier erkennbaren Unsauberkeiten in der Spannung an den Gleitungsextrema. Wie in Abb. 3.75 zu erkennen ist, fällt die Zugspannung auch nach mehr als 400 Zyklen nicht ganz auf Null ab. Abb. 3.76 zeigt den Verlauf der Torsionsspannungsamplitude. Diese Kurve würde in Abb. 3.71 zwischen den Kurven für $\sigma_{vor} = 50 \text{ MPa}$ und $\sigma_{vor} = 75 \text{ MPa}$ liegen und zeigt damit auch eine zusätzliche Verfestigung gegenüber dem einaxialen Fall. Die bleibende zusätzliche Verfestigung ist kinematisch bedingt. Der isotrope Spannungsanteil gleicht sich dem des einaxialen Versuches an.

Wichtige Ergebnisse dieses Versuches sind:

- Die durch die Dehnungsvorlast hervorgerufene Zugspannung baut sich im Laufe der nachfolgenden zyklischen Torsionbelastung fast vollständig wieder ab.
- Die starke anfängliche Verfestigung in Torsionsrichtung baut sich — im Vergleich zur einaxialen Belastung — nur im isotropen Anteil wieder ab.

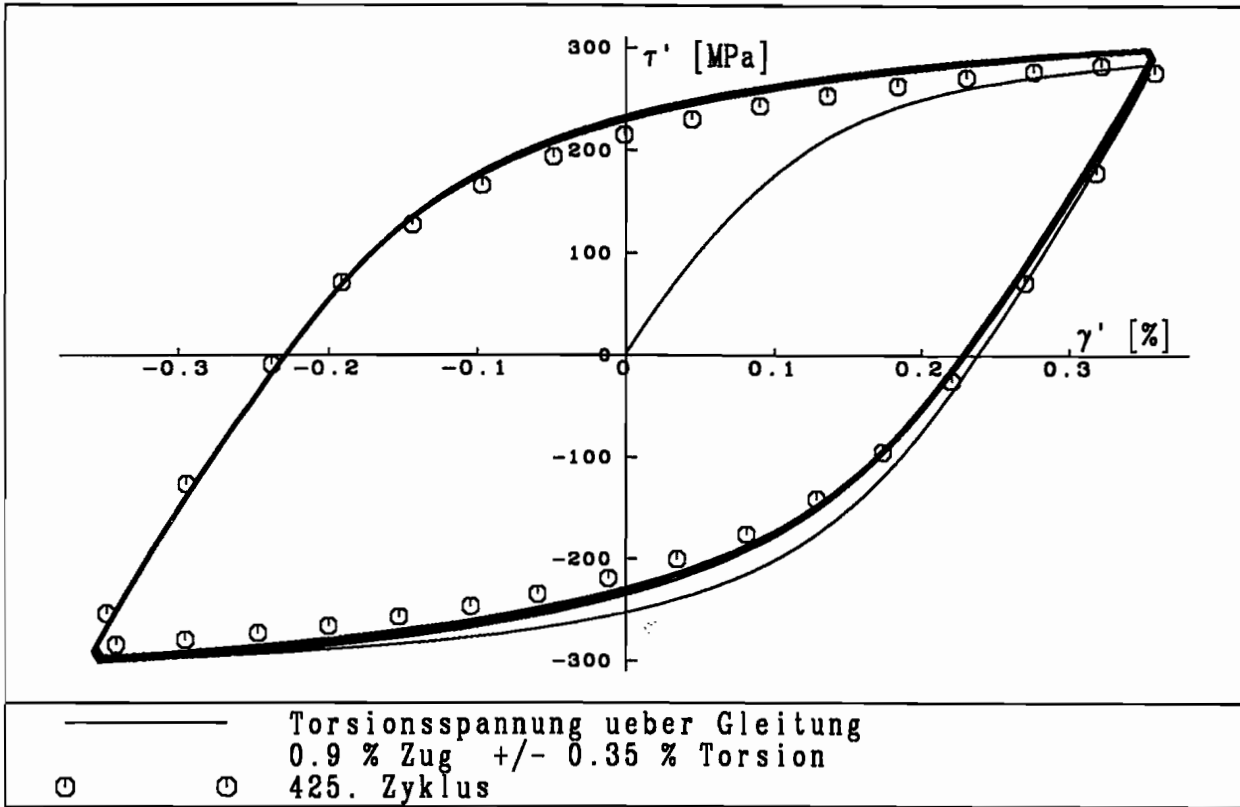


Abb. 3.73

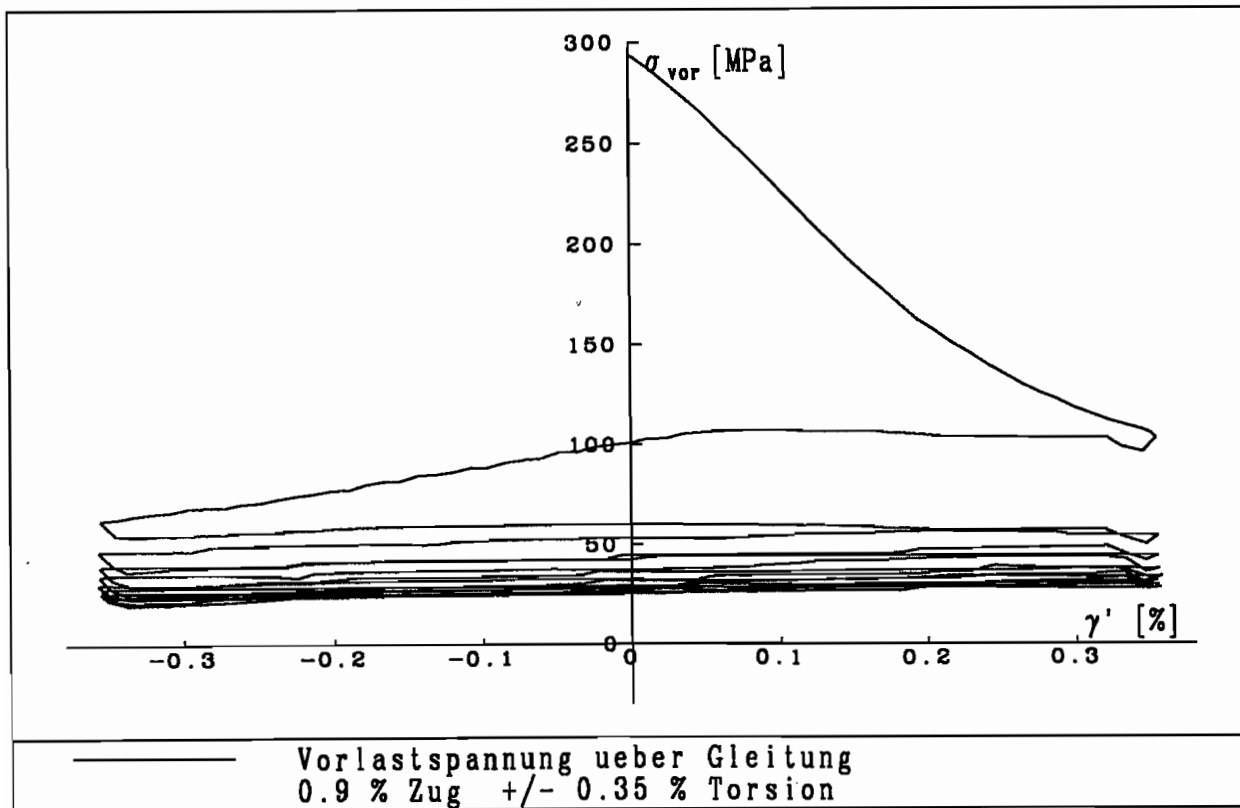


Abb. 3.74

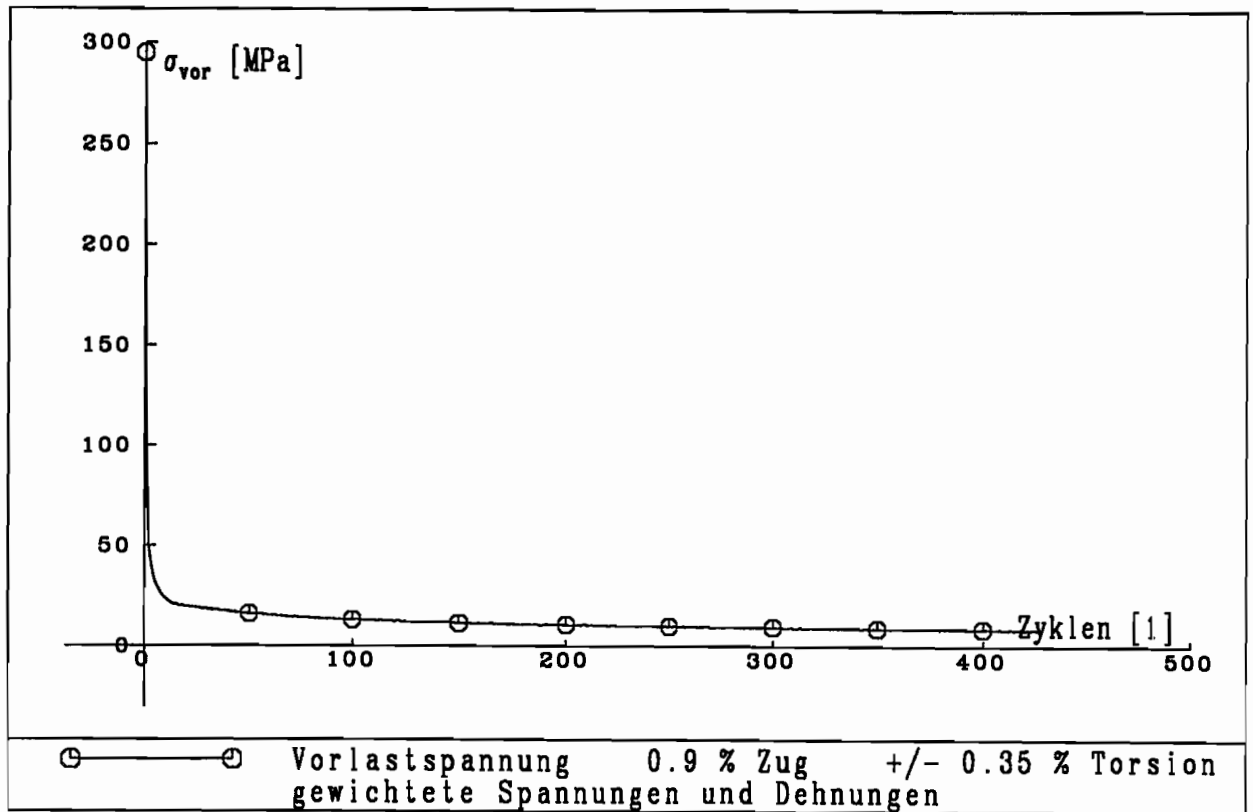


Abb. 3.75

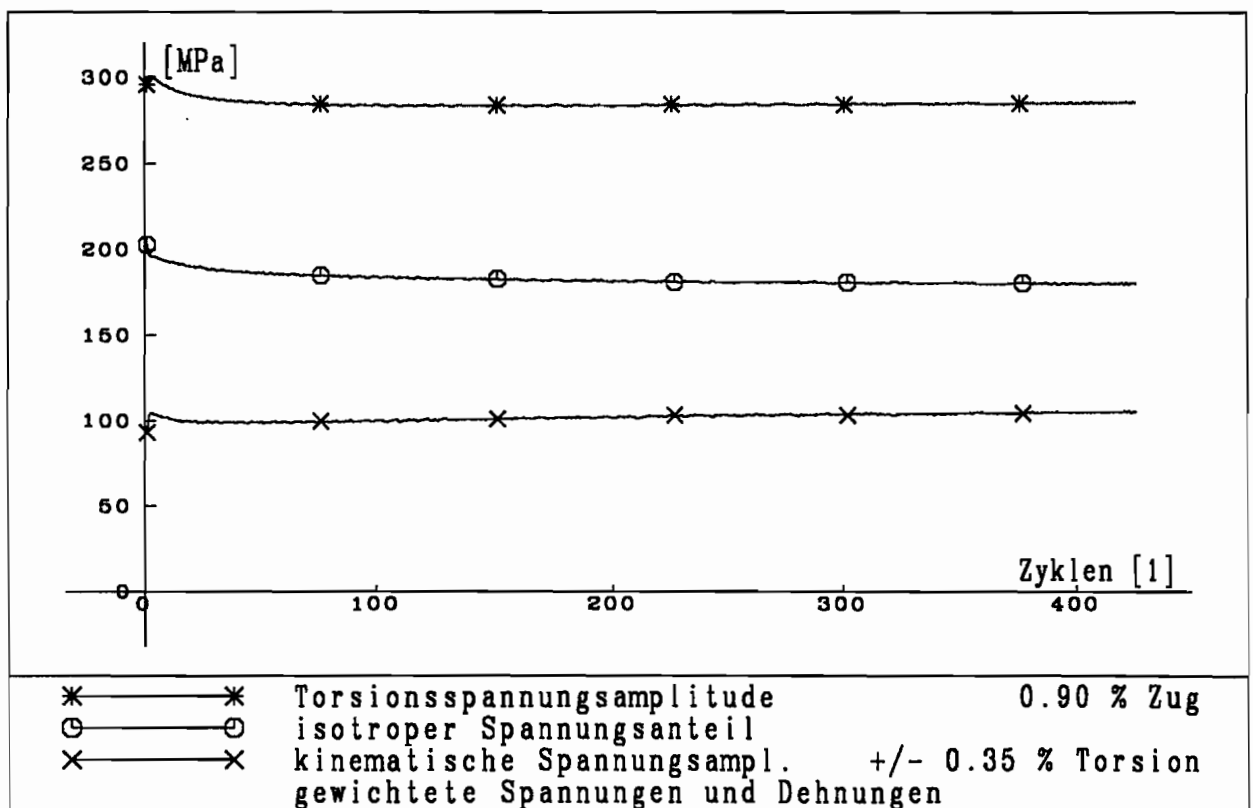


Abb. 3.76

3.9 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Dehnungsraum

Die Versuche dieser Gruppe zeigen eine deutliche Nichtproportionalität. Anhand der Vorgabe einiger verschiedener Pfade im Dehnungsraum soll ihr Einfluß auf die Form der Antwort im Spannungsraum und auf das Verfestigungsverhalten untersucht werden. Dieses Versuchsprogramm beschränkt sich auf drei verschiedene Belastungstypen.

Erster Versuchstyp ist der rechteckige Belastungspfad im Dehnungsraum. Nach einer anfänglichen Zugbelastung folgt die Belastung dem Rechteck gegen den Uhrzeigersinn. Für den Versuch der Abb. 3.77 und 3.78 wurde als Spezialfall ein vierfach achsensymmetrisches Quadrat gewählt, dessen gewichtete Dehnungs- und Gleitungsamplitude identisch sind. Mit den beiden Amplituden $\Delta\epsilon/2 = 0,4\%$ und $\Delta\gamma'/2 = 0,4\%$ ergibt sich die Vergleichsdehnungsamplitude $\Delta\epsilon'_v/2 = \sqrt{2} \cdot 0,4\%$. Abb. 3.77 zeigt den gemessenen und nicht den theoretischen Belastungspfad im Dehnungsraum der ersten acht Zyklen. Hier zeigt sich der Vorteil der direkten Regelung der Probenverformung. Es kann exakt der gewünschte Pfad vorgegeben und auch sorgfältig nachgefahren werden. Vorab kann sogar der bekannte Einfluß der Dehnung auf die Gleitung (Gleichung (2.5)) berücksichtigt werden. Die Spannungsantwort zeigt Abb. 3.78. Nach Umfahren einer Ecke des Rechtecks ist die Spannungsgeschwindigkeit anfänglich recht hoch und nimmt zur nachfolgenden Ecke hin kontinuierlich weiter ab. In den ersten drei Zyklen findet eine deutliche Verfestigung statt. Der nahezu stabile 100. Zyklus ist durch Zentralsymbole dargestellt und bezüglich der Spannungsextrema doppelt achsensymmetrisch.

Einen nur doppelt achsensymmetrischen rechteckigen Belastungspfad zeigt Abb. 3.80. Die Dehnungsamplitude ist $\Delta\epsilon/2 = 0,8\%$, die Gleitungsamplitude ist $\Delta\gamma'/2 = 0,45\%$. Die eingeschlossene Fläche entspricht der eines Quadrates mit $\Delta\epsilon/2 = \Delta\gamma'/2 = 0,6\%$. Der stabile Zustand der Spannungsantwort (Abb. 3.80) ist nicht mehr achsensymmetrisch zu den Spannungsextrima, sondern nur noch punktsymmetrisch zum Nullpunkt des Koordinatensystems. Nach der langen Zugbelastung ist die Torsionsspannung betragsmäßig kleiner als die Zugspannung nach der kurzen Torsionsbelastung. Die Vergleichsspannungen der Spannungsextrima sind dennoch fast identisch und stimmen auch mit einem hier nicht gezeigten Versuch, der eine quadratische Dehnungspfadvorgabe von $\Delta\epsilon/2 = \Delta\gamma'/2 = 0,6\%$ hat, überein.

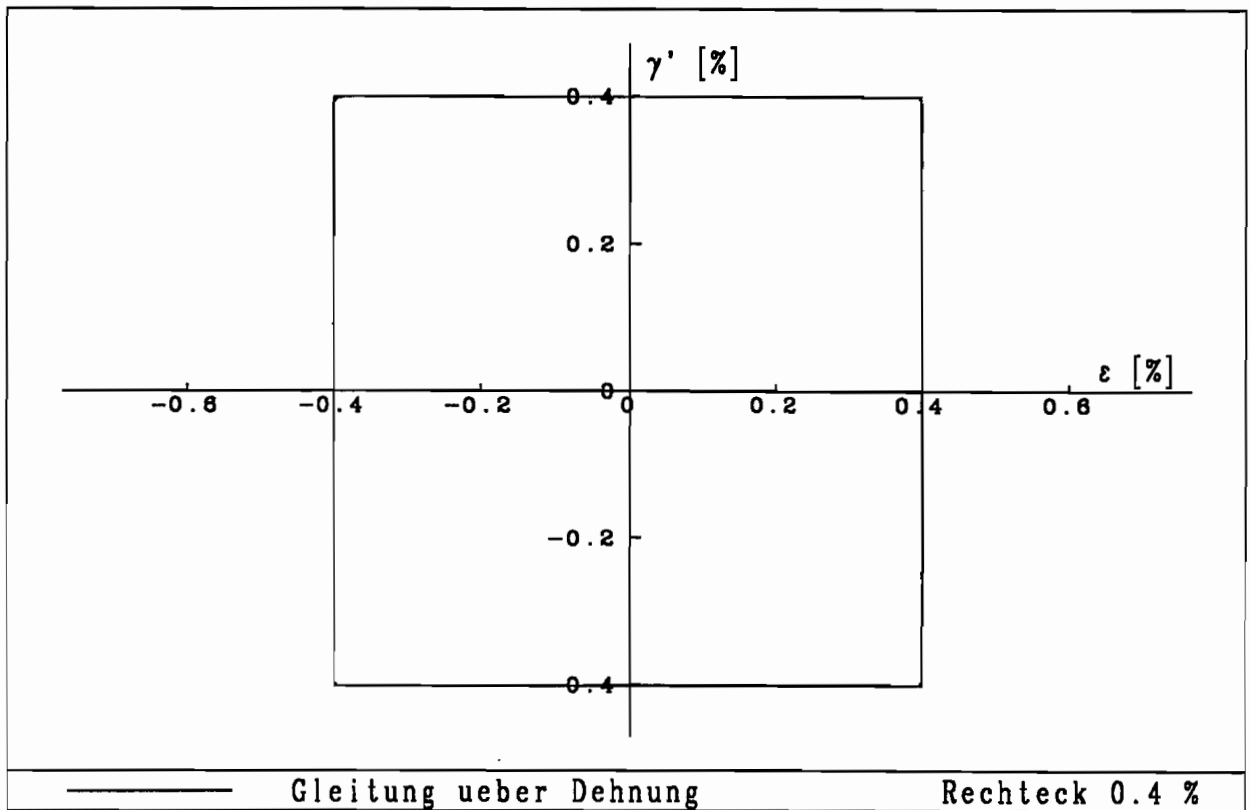


Abb. 3.77

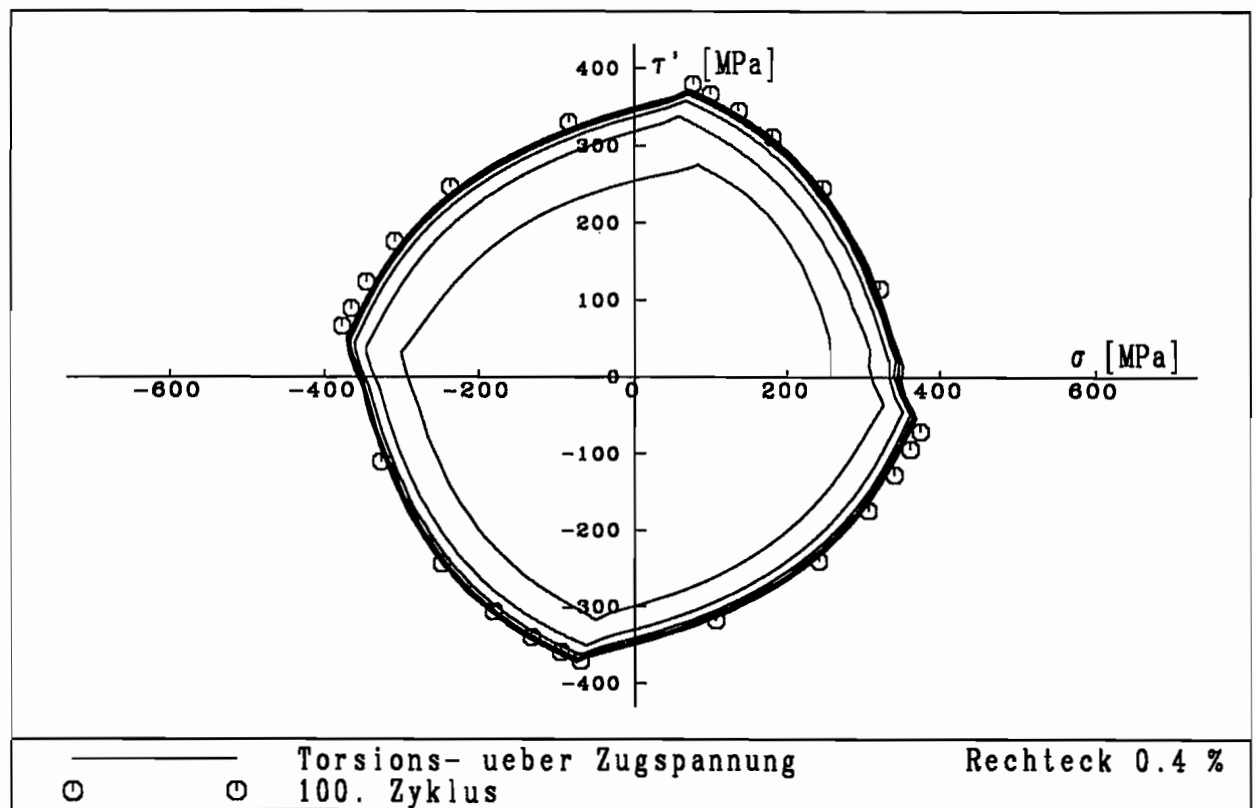


Abb. 3.78

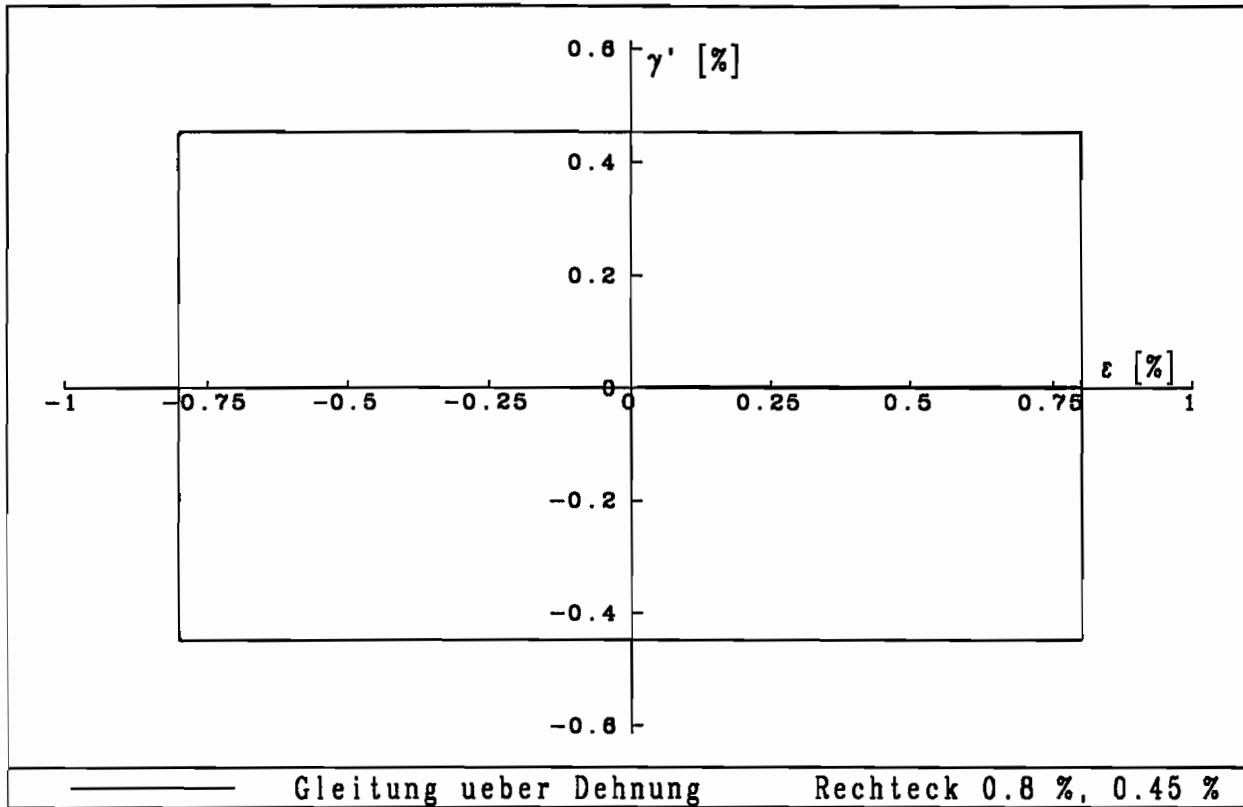


Abb. 3.79

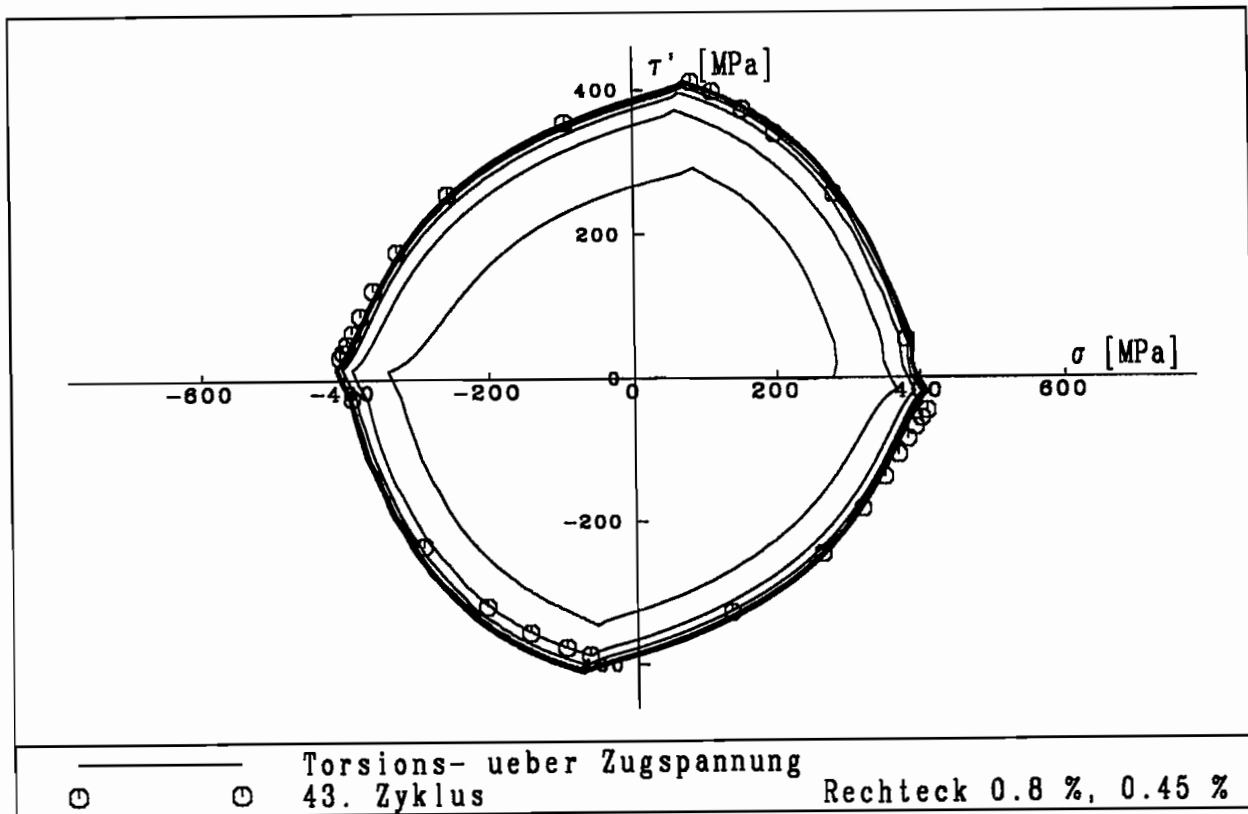


Abb. 3.80

Einen weiteren Belastungstyp zeigen die Abb. 3.81 bis 3.84. Es ist der einem Schmetterling ähnelnde dreieckige Belastungspfad im Dehnungsraum. Abb. 3.81 zeigt ihn mit $\Delta\epsilon/2 = \Delta\gamma'/2 = 0,4 \%$, also mit den Diagonalen im Winkel von 45° zu den Koordinatenachsen. Ausgehend vom Nullpunkt des Koordinatensystems wird zunächst gezogen und positiv tordiert, anschließend gedrückt, danach gezogen und negativ tordiert und abschließend gedrückt. Danach schließt sich der nächste Zyklus an. Die entsprechende Spannungsantwort zeigt Abb. 3.82. Im geschlossenen Spannungszyklus beginnt Zug kombiniert mit positiver Torsion an dem Eckpunkt im dritten Quadranten und läuft diagonal und elastisch nach rechts oben. Nach Erreichen der Fließfläche flacht die Kurve ab. Kurz vor Erreichen des nächsten Eckpunktes (erster Quadrant) fällt die Torsionsspannung sogar trotz wachsender Gleitung wieder ab. Die sich anschließende Druckbelastung verläuft zunächst nahezu horizontal nach links. Später, zum nächsten Eckpunkt im zweiten Quadranten hin, fällt die Torsionsspannung dann deutlich ab. Dieser Belastungsabschnitt ähnelt der rechteckigen Belastung. Zug mit negativer Torsion verläuft dann der obigen Beschreibung entsprechend vom zweiten in den vierten Quadranten und die anschließende Druckbelastung vom vierten in den dritten Quadranten. Die Vergleichsspannung ist an allen vier Eckpunkten eines Zyklus fast identisch. Die Spannungsamplitude ist erheblich höher als bei der Rechteckbelastung.

Die Abb. 3.83 und 3.84 zeigen einen weiteren Schmetterling mit der Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2 = \Delta\gamma'/2 = 0,6 \%$. Die Effekte sind qualitativ die gleichen wie bei der kleineren Dehnungsamplitude. Der Abfall der Torsionsspannung am Ende des diagonalen Belastungszweiges ist noch signifikanter. Da die besonders starke Verfestigung sicherlich nicht auf dem dem Rechteck ähnlichen Druckteilstpfad beruht, gilt das besondere Interesse dem diagonalen Teilpfad.

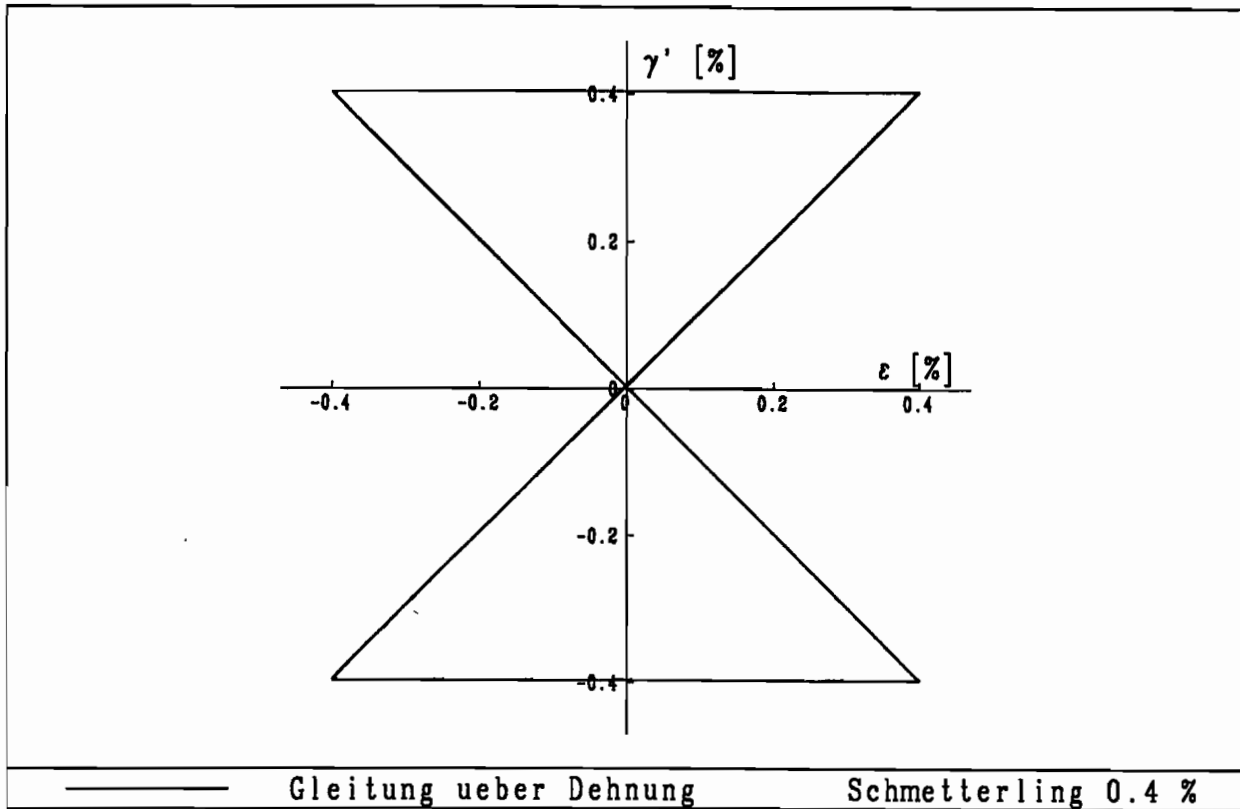


Abb. 3.81

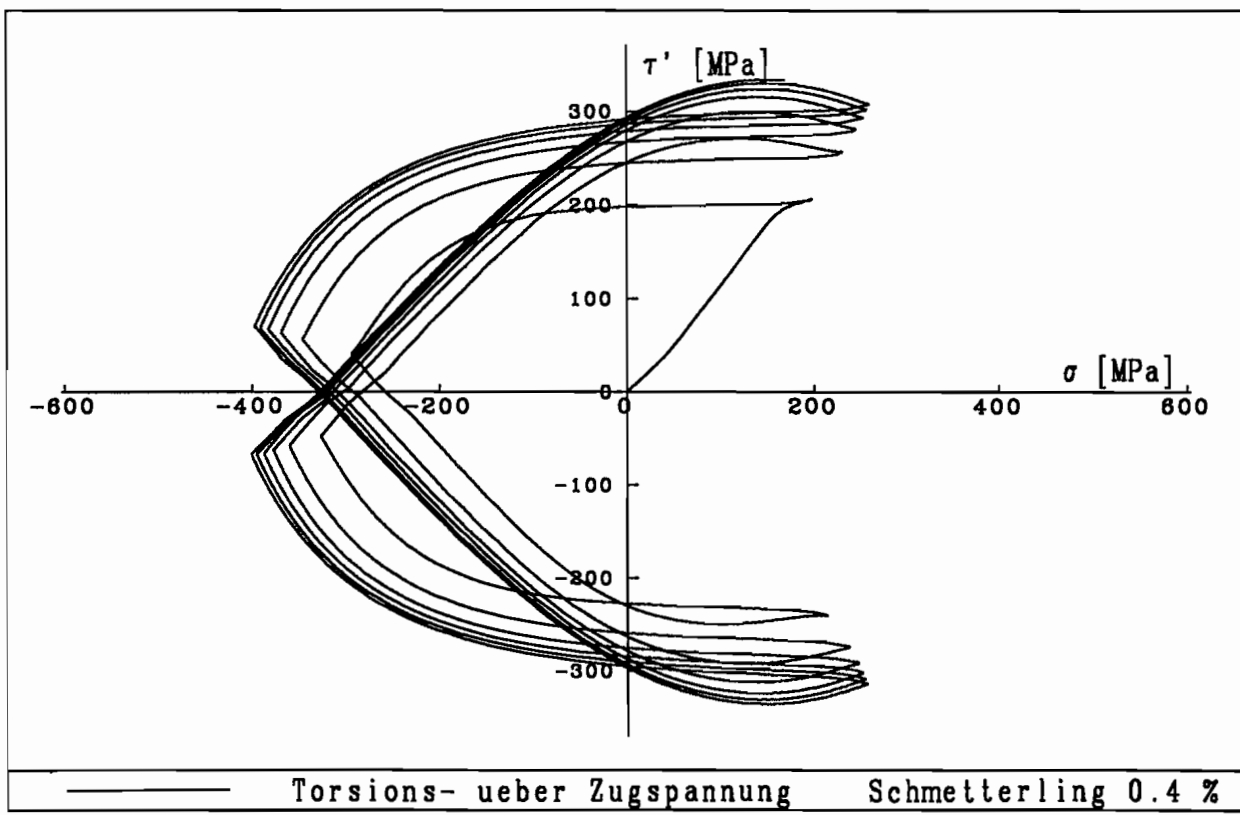


Abb. 3.82

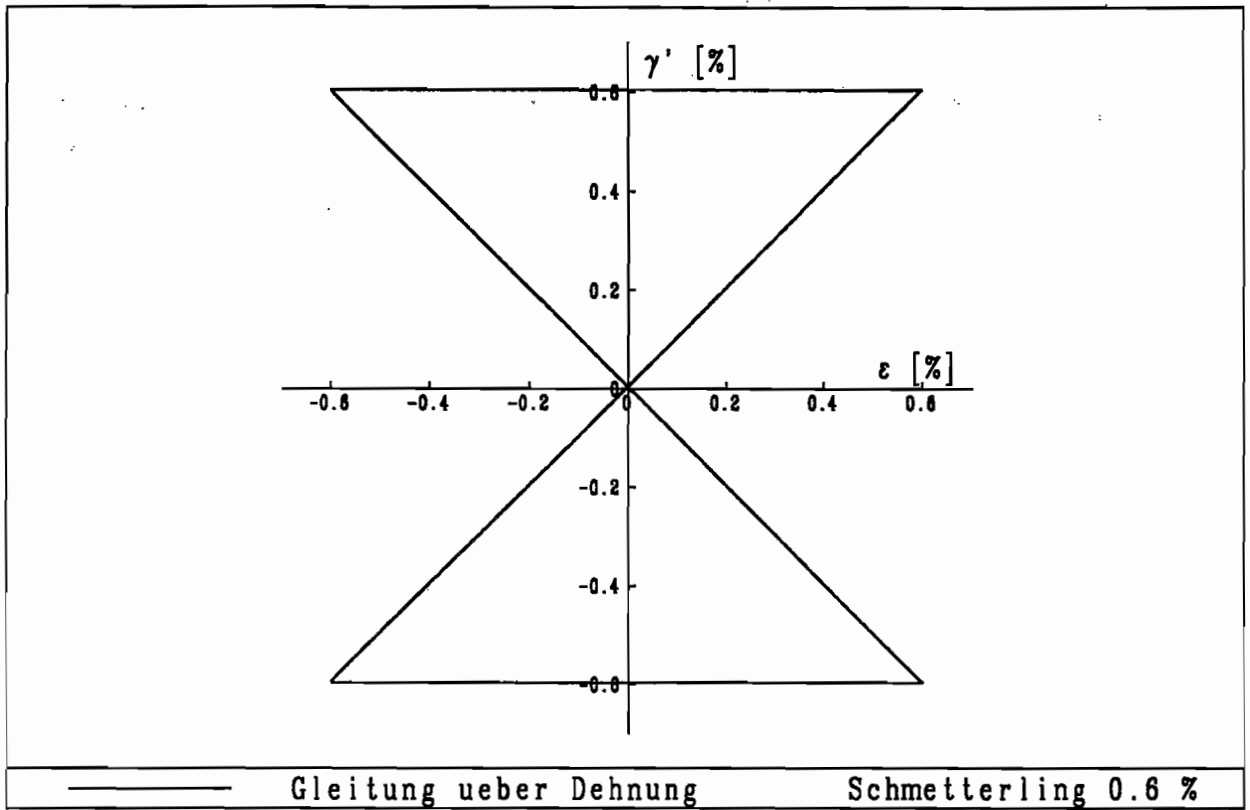


Abb. 3.83

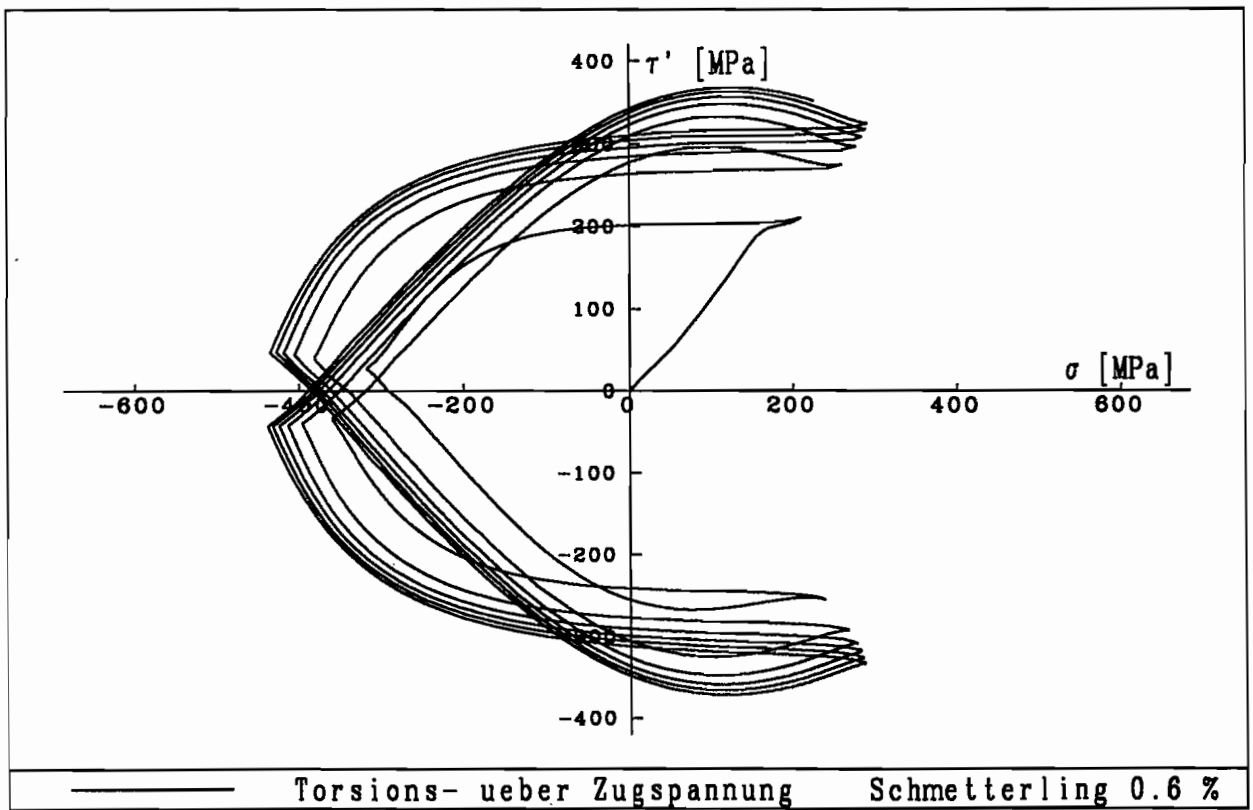


Abb. 3.84

Als dritter Versuchstyp wird in den Abb. 3.85 und 3.86 der kreisförmige Belastungspfad vorgestellt. Nach einer anfänglichen Zugbelastung wird er gegen den Uhrzeigersinn durchfahren. Der Radius des Kreises ist die Vergleichsdehnungsamplitude $\Delta\epsilon'_v/2 = 0,6\%$ (Abb. 3.85). Die Spannungsantwort zeigt eine sich aufweitende Spirale, die später in einen Kreis übergeht, der zur Dehnungserregung phasenversetzt ist. Vergleicht man den Radius der Spannungsantwort mit den Spannungsamplituden der Rechteckversuche, ergibt sich eine recht gute Übereinstimmung. Vergleicht man das Quadrat mit dem Kreis, der das Quadrat umschließt (gleiche maximale Vergleichsdehnung), so ergibt der Kreis geringfügig höhere Spannungen. Vergleicht man den Kreis mit dem Quadrat, das den Kreis umschließt (gleiche maximale Dehnungskomponente), so ergibt das Quadrat geringfügig höhere Spannungen.

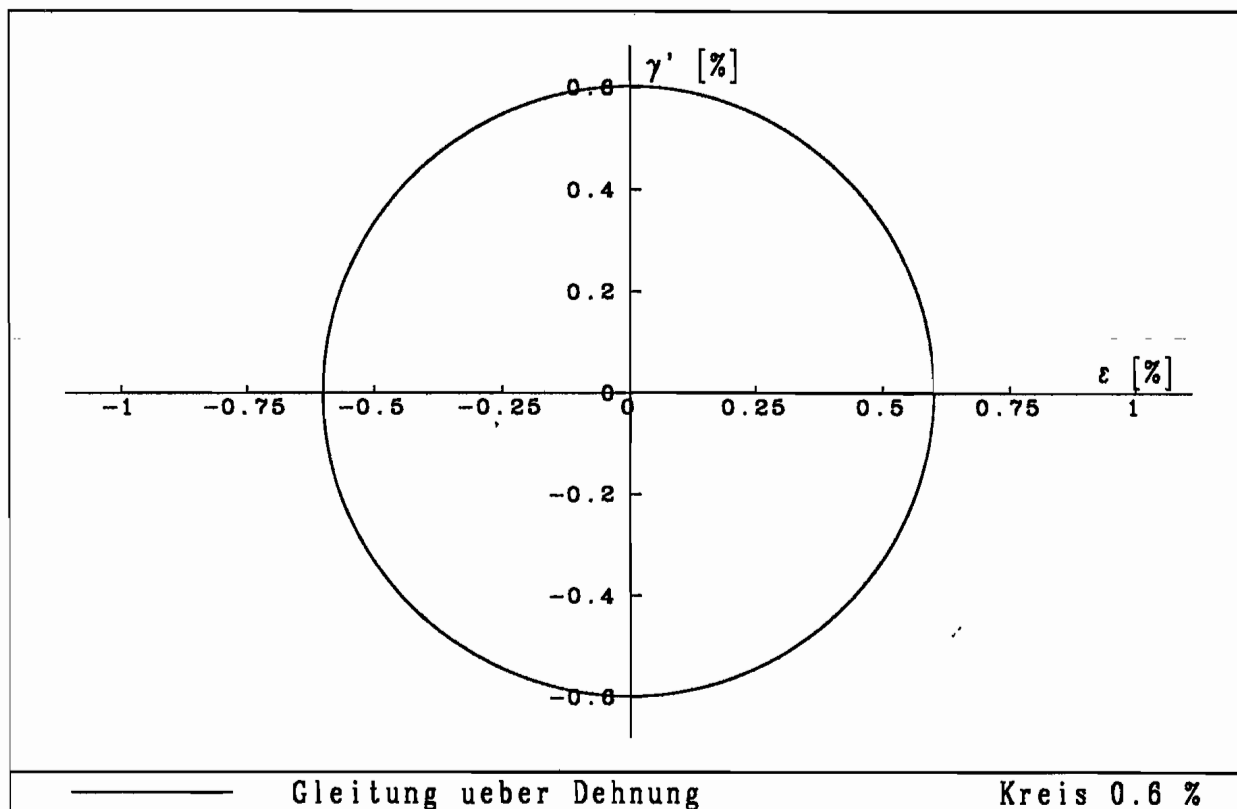


Abb. 3.85

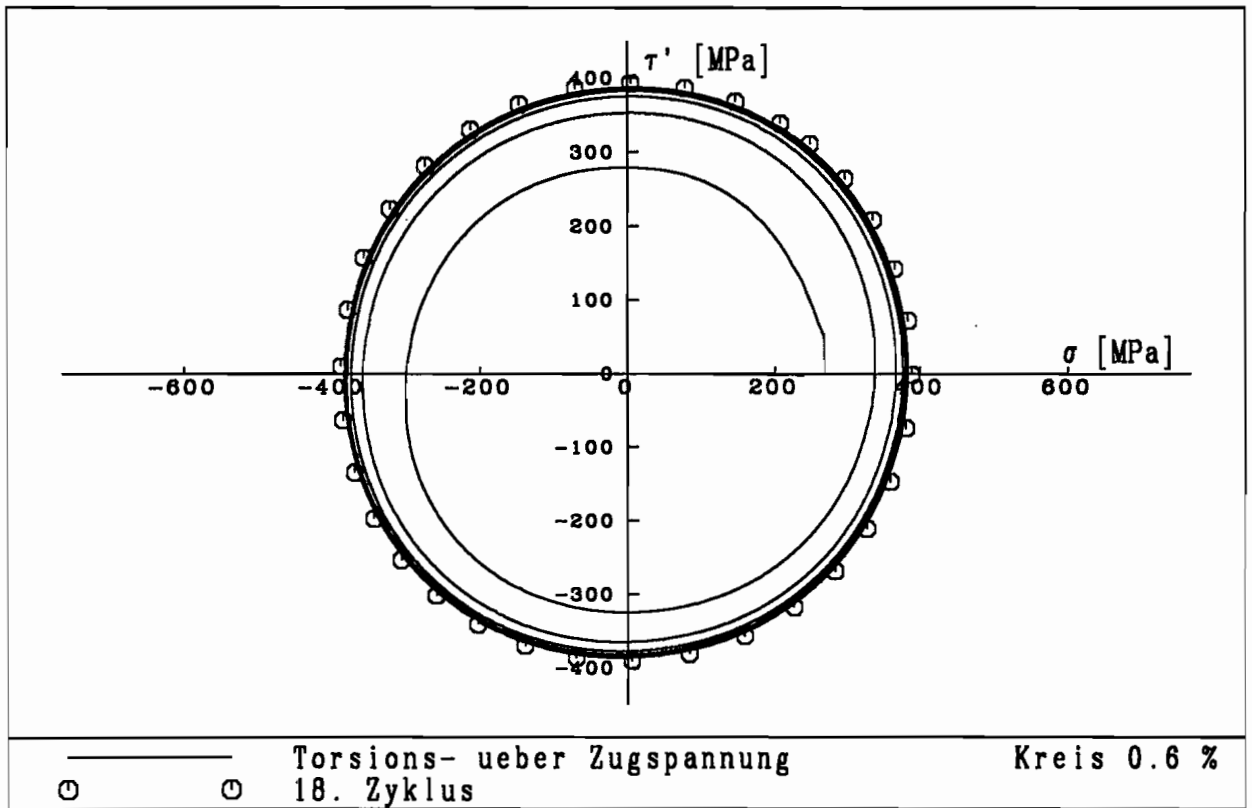


Abb. 3.86

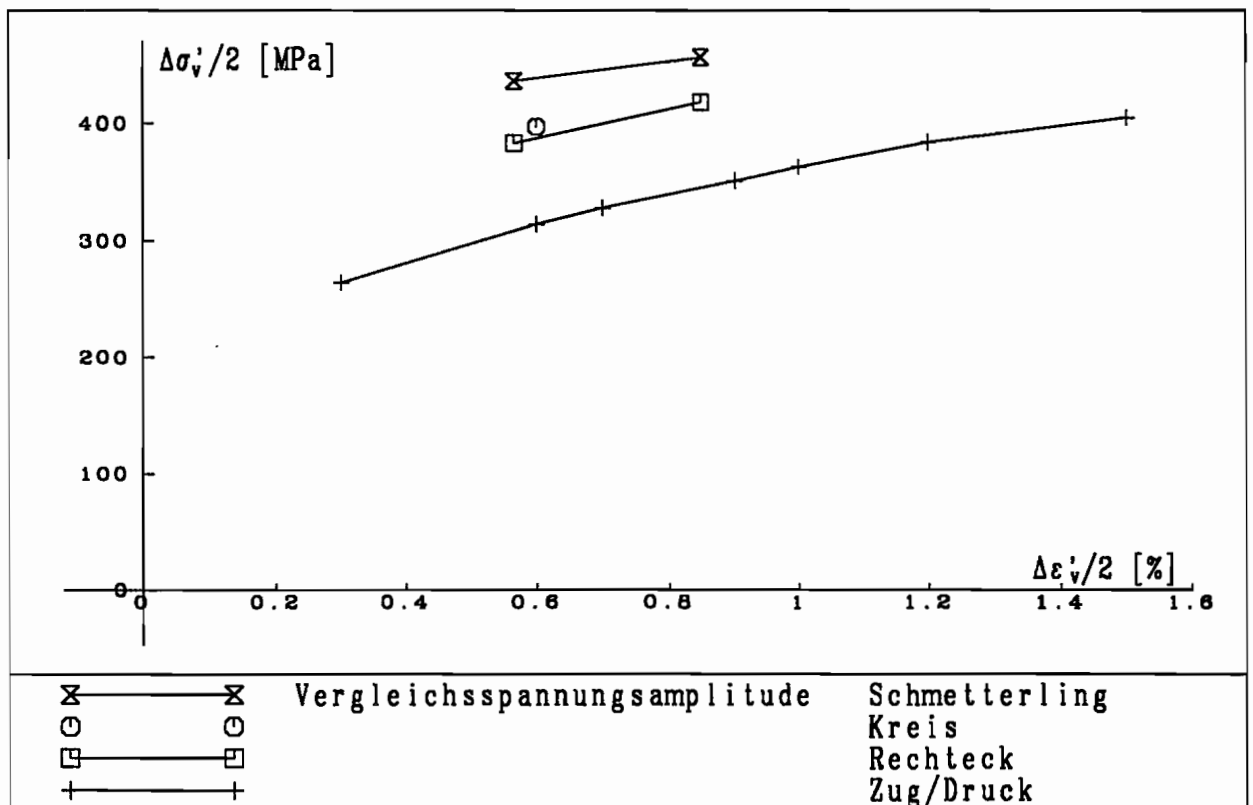


Abb. 3.87

Abb. 3.87 stellt die Spannungsamplituden der verschiedenen Dehnungspfade denen der einaxialen Belastung gegenüber. Als Dehnungsamplitude wurde die maximale Vergleichsdehnung eines Zyklus gewählt. Die Spannungsamplituden sind gewichtete Vergleichsspannungen. Die Schmetterlingsbelastung führt im Vergleich zur einaxialen Belastung zu etwa 35 % höheren Spannungsamplituden. Rechteck- und Kreisbelastung erhöhen die Verfestigung um etwa 20 %. Vergleicht man statt der Versuche mit identischer Vergleichsdehnungsamplitude Versuche mit identischer Dehnungsamplitude in Zugrichtung, so ergibt sich eine noch höhere relative zusätzliche Verfestigung bei den nichtproportionalen Versuchen.

Die gleichen Zusammenhänge werden in Abb. 3.88 tabellarisch dargestellt.

$\Delta\epsilon/2$	Zug/Druck $\Delta\sigma/2$	Kreis $\Delta\sigma'_v/2$	Quadrat $\Delta\sigma'_v/2$	Schmetterling $\Delta\sigma'_v/2$
%	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>
0,3	264			
0,4			383	436
0,6	314	397	418	456
0,7	328			
0,9	351			
1,0	363			
1,2	384			
1,5	405			

Abb. 3.88

Aus den elastischen Diagonalen des Schmetterlingsversuches läßt sich eine zusätzliche isotrope Verfestigung gegenüber dem einaxialen Fall ableiten. Da nicht genau bekannt ist, auf welchem Pfad die Fließfläche durchfahren wird, kann diese Aussage nicht quantifiziert werden. Messungen zur Bestimmung der Fließfläche wie bei TRAMPCZYŃSKI [1992] oder axiale Folgeversuche wie bei PAPE [1988] stehen nicht zur Verfügung.

Folgende experimentelle Resultate sind bedeutsam:

- Versuche mit nichtproportionaler Vorgabe im Dehnungsraum führen im Vergleich zu einaxialen Versuchen zu erhöhter Verfestigung.

- Rechteck und Kreis ergeben eine zusätzliche Verfestigung von etwa 20 %. Sie sind in ihrer Art ähnlich, weil es nicht zu elastischen Zwischenentlastungen kommt.

- Der Schmetterlingsversuch ergibt einen Verfestigungszuwachs von etwa 35 %. Er unterscheidet sich von den beiden anderen Belastungstypen durch das zweimalige Durchfahren der Fließfläche in jedem Zyklus. Weiterhin fällt bei der diagonalen Belastung ein Torsionsspannungsabfall trotz ansteigender Gleitung auf.

3. 10 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Spannungsraum

In der zweiten Gruppe von Versuchen mit klarer Nichtproportionalität werden Pfade im Spannungsraum vorgegeben. Da es sich bei diesen Versuchen — wie bei allen anderen zuvor auch — um quasistationäre Versuche handeln soll, darf trotz der Vorgaben im Spannungsraum keine Spannungsgeschwindigkeit vorgegeben werden. Sie würde viskose Effekte verursachen. Statt dessen wird weiterhin dehnungsgesteuert mit $\dot{\epsilon}_v = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ gefahren oder die Kraft bzw. das Moment konstant gehalten. Im Spannungsraum können die Pfade dementsprechend nur rechte Winkel haben. Als Standardform wird deshalb das Rechteck bzw. das Quadrat im Raum der gewichteten Spannungen gewählt. Das Seitenverhältnis wird nicht variiert. Stattdessen werden der Einfluß der Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2 = \Delta\tau'/2$ und der Einfluß der Spannungsmittelwerte σ_{mit} und τ'_{mit} untersucht.

Einen Spannungspfad mit der Amplitude $\Delta\sigma/2 = 200 \text{ MPa}$ und den Spannungsmittelwerten $\sigma_{mit} = \tau'_{mit} = 0 \text{ MPa}$ zeigt Abb. 3.89. Zunächst wird bis zum Erreichen der gewünschten Spannung gezogen. Danach wird der Spannungspfad gegen den Uhrzeigersinn abgefahren. Der Unterschied zwischen der Spannungsamplitude in Zugrichtung und in Torsionsrichtung ergibt sich aus der nachträglichen Gewichtung der Spannungen. Durch das regelmäßige Umschalten zwischen den Regelpfaden wird das Rechteck nicht ganz so exakt wiedergegeben wie bei der Vorgabe von Dehnungspfaden. Der relative Fehler in den Spannungen, der durch das Konstanthalten der Kraft entsteht, ist von gleicher Größe wie die dazu gehörende Dehnungsänderung.

Die entsprechende Dehnungsantwort wird in Abb. 3.90 wiedergegeben. Sie stabilisiert sich in der Nähe des Dehnungsnullpunktes und ist kissenförmig. Das Stabilisieren entspricht den Zug-/Druckversuchen mit Spannungsvorgaben und verschwindender Mittellast.

Abb. 3.91 zeigt die Spannungsvorgabe mit $\Delta\sigma/2 = 185 \text{ MPa}$ und einer Mittelspannung in Zugrichtung $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$. Die dazu gehörige Dehnungsantwort (Abb. 3.92) weist zyklisches Kriechen auf. Die Zyklen sind weiterhin kissenförmig, verschieben sich aber zu größeren Dehnungen hin. Der Versatz zwischen den "Kissen" wird mit zunehmender Zykluszahl kleiner. Weiterhin tritt Verfestigung auf, d. h. die "Kissen" werden kleiner.

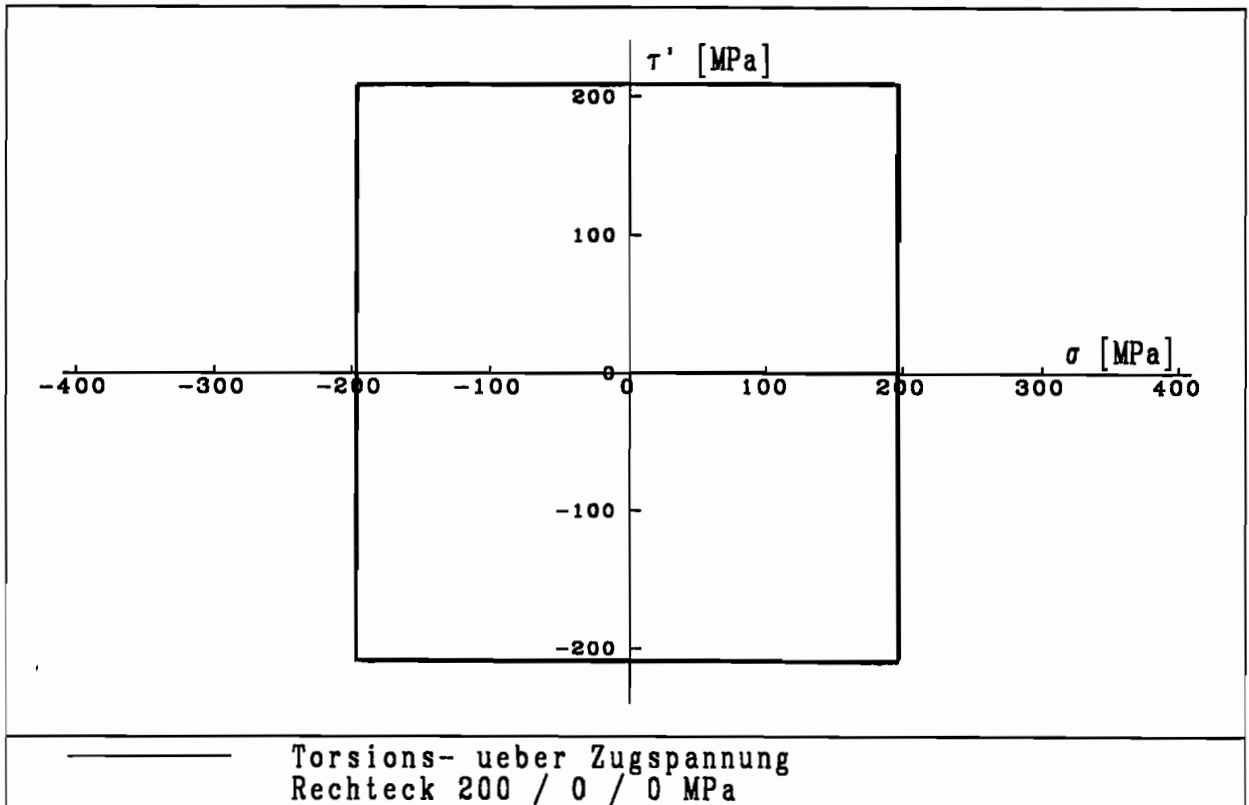


Abb. 3.89

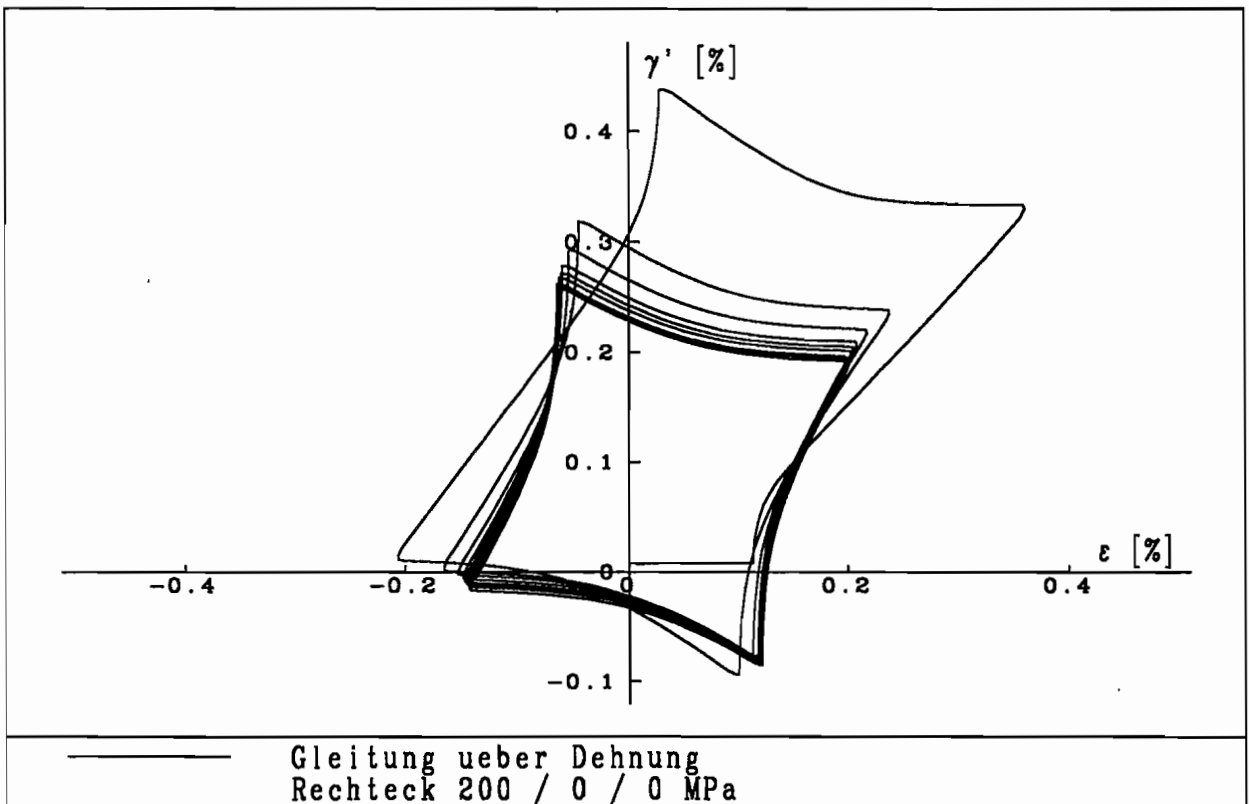


Abb. 3.90

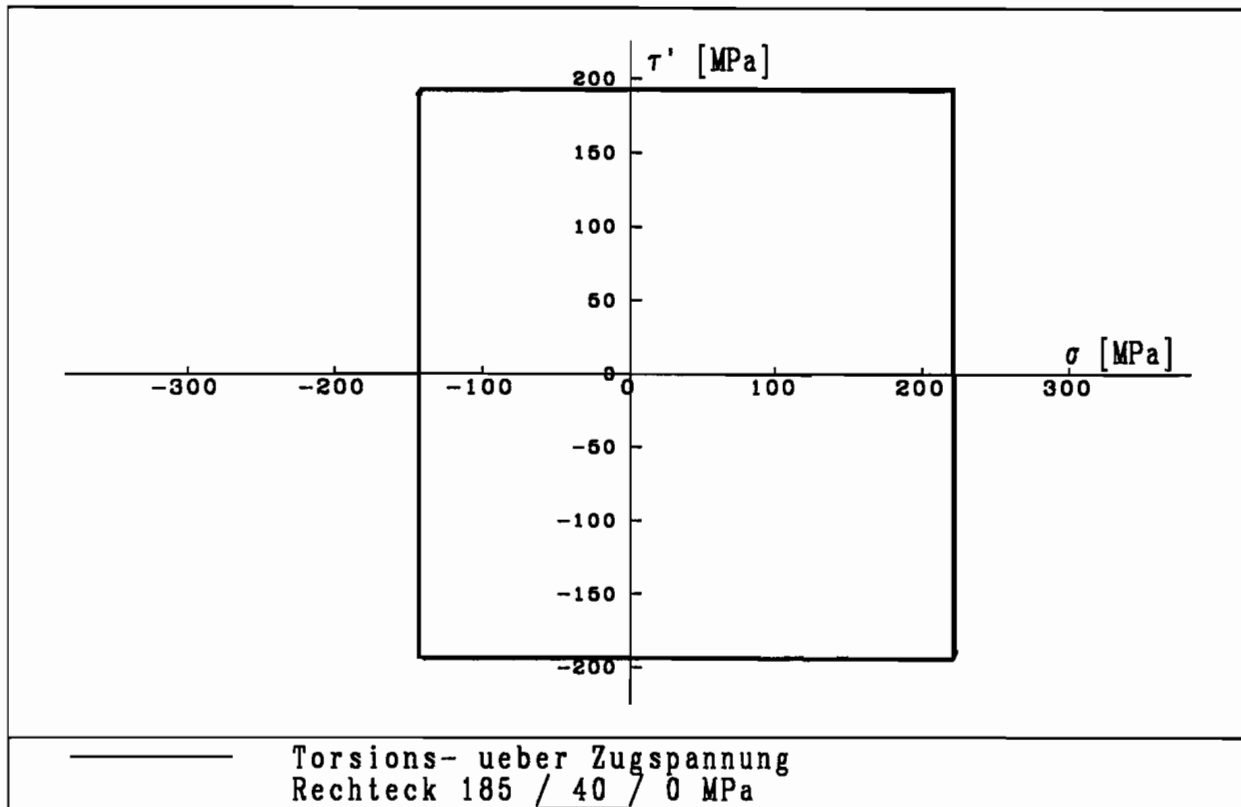


Abb. 3.91

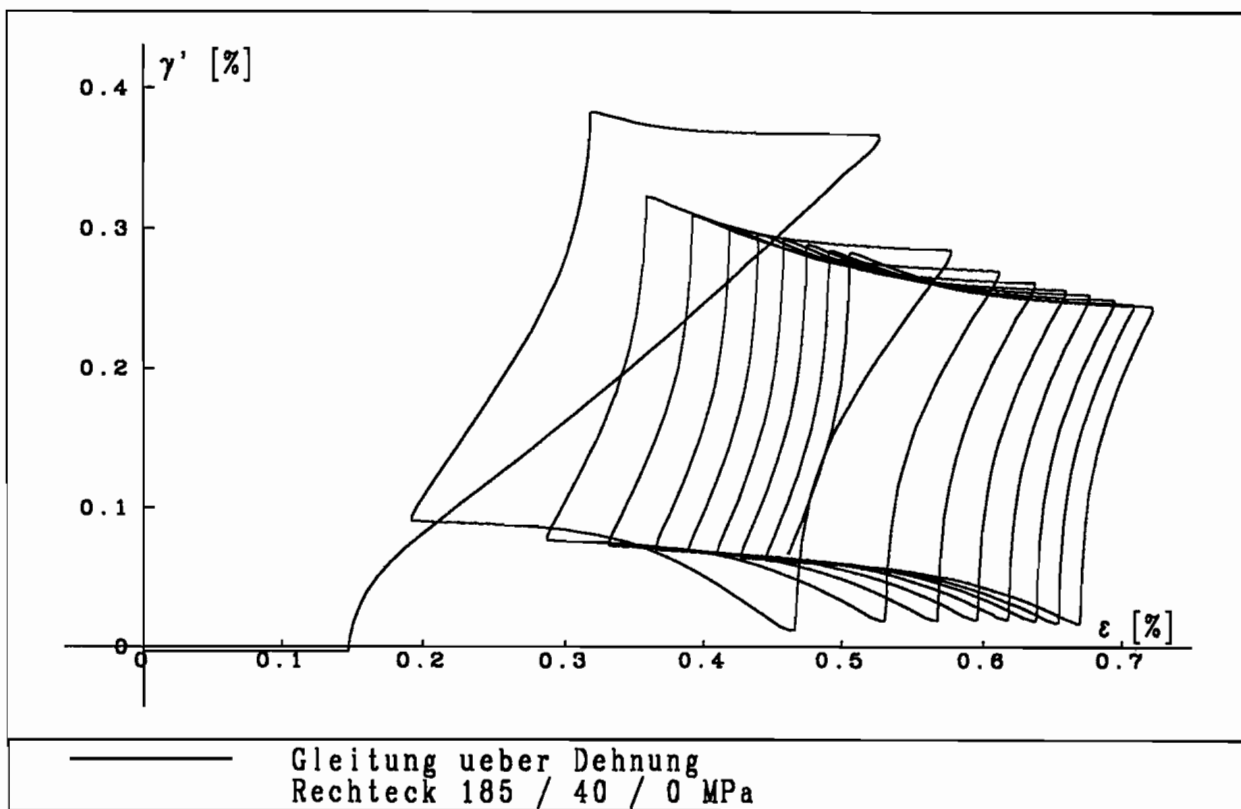


Abb. 3.92

Aufgrund betragsmäßig gleicher Vorlasten in Zugrichtung $\sigma_{mit} = 20 \text{ MPa}$ und in Torsionsrichtung $\tau'_{mit} = -20 \text{ MPa}$ (Abb. 3.93) tritt leichtes Ratchetting in positive Zugrichtung und stärkeres Ratchetting in negative Torsionsrichtung auf (Abb. 3.94).

Die Abb. 3.95 und 3.96 zeigen bei wieder größerer Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2 = 200 \text{ MPa}$ den Einfluß einer größeren Torsionsmittelspannung ($\sigma_{mit} = 20 \text{ MPa}$, $\tau'_{mit} = -35 \text{ MPa}$). Der erste Zyklus induziert große negative Gleitung.

Zwei positive Mittelspannungen werden nicht gewählt, weil diese schon im ersten Halbzyklus zu einer sehr großen Dehnung führen.

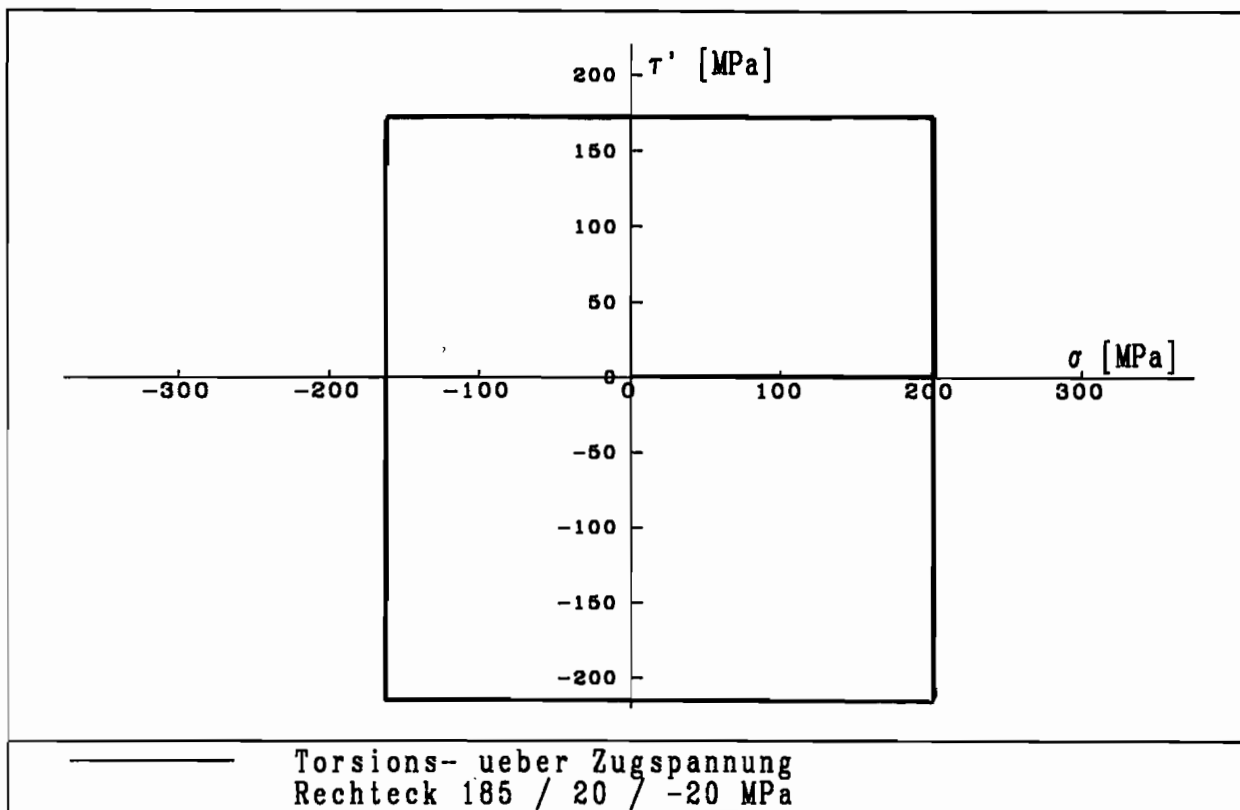


Abb. 3.93

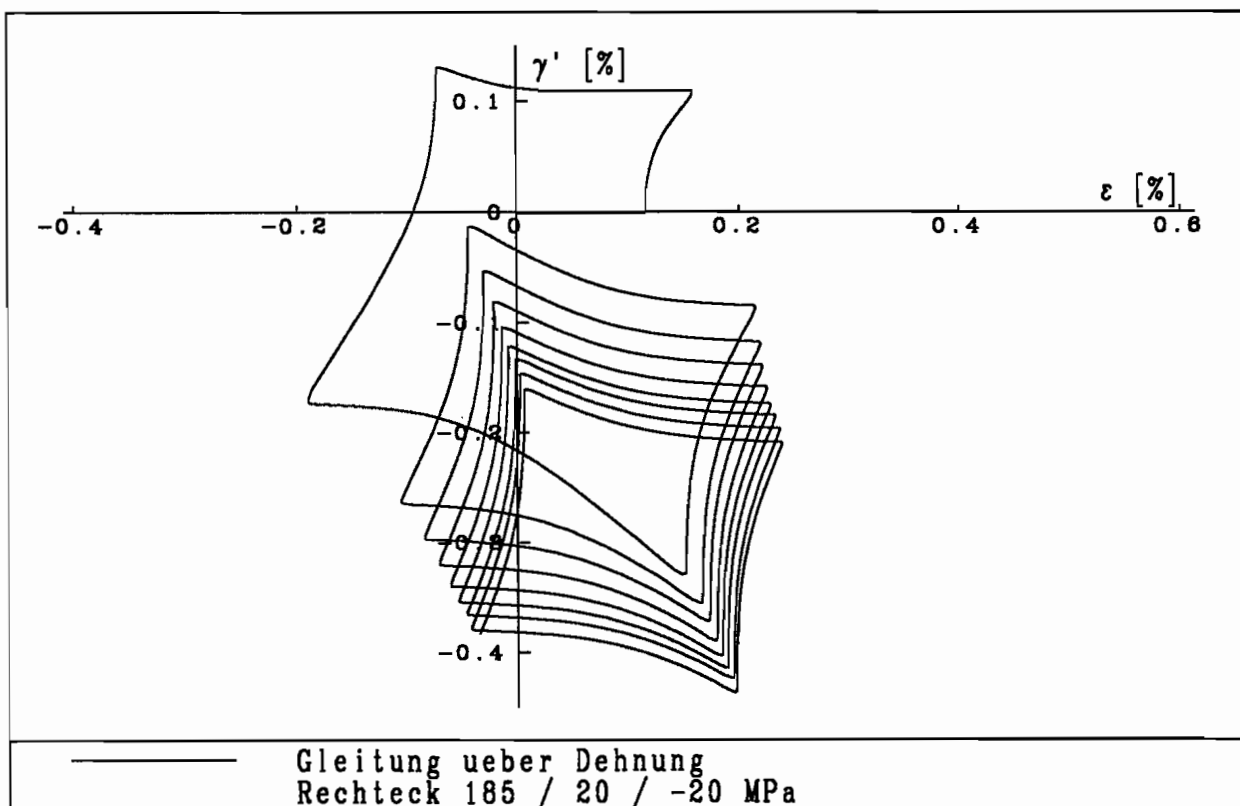


Abb. 3.94

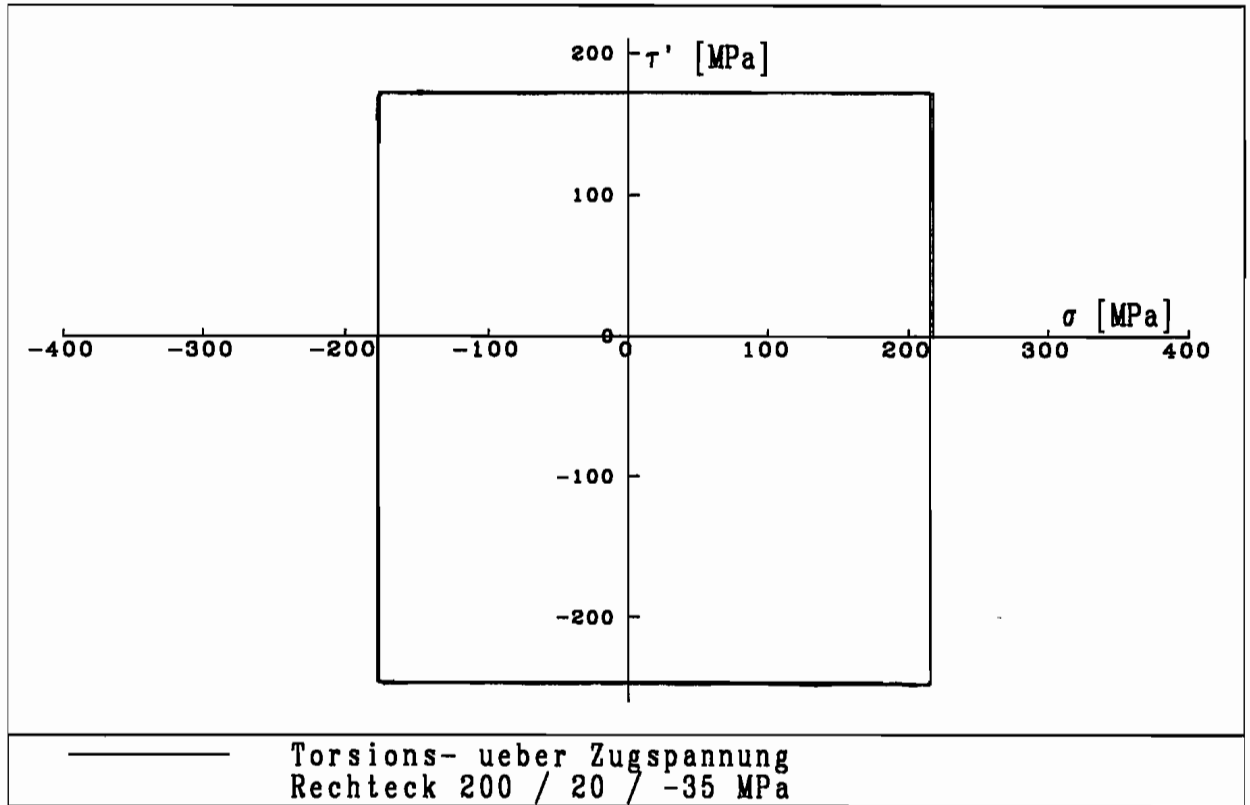


Abb. 3.95

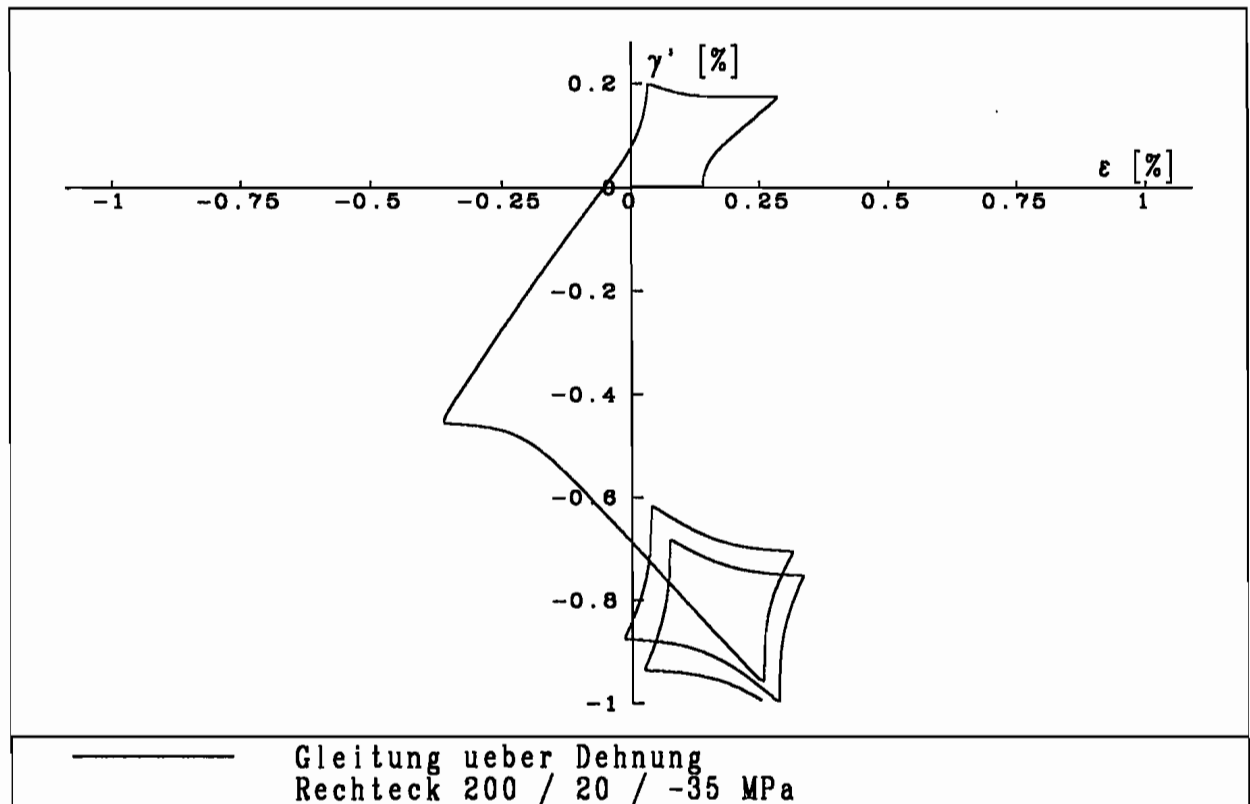


Abb. 3.96

Ein anschaulicher Vergleich der durchgeführten Versuche ist aufgrund des zweidimensionalen zyklischen Kriechens nur schwer möglich. In Abb. 3.97 wird jeder Versuch durch eine Linie im Dehnungsraum dargestellt. Diese Linie ist mit drei Zahlen $\Delta\sigma/2$, σ_{mit} , τ'_{mit} gekennzeichnet. Sie gibt für jeden Zyklus den geometrischen Mittelpunkt eines "Kissens" wieder. Dazu wird in geeigneter Weise über die Eckpunkte der Kissens, auch wenn die Kurven nicht geschlossen sind, gemittelt. Versuche ohne Mittellast werden alle 300 Zyklen mit einem Zentralsymbol (x) gekennzeichnet, Versuche mit Mittellast alle 50 Zyklen mit einem Kreis.

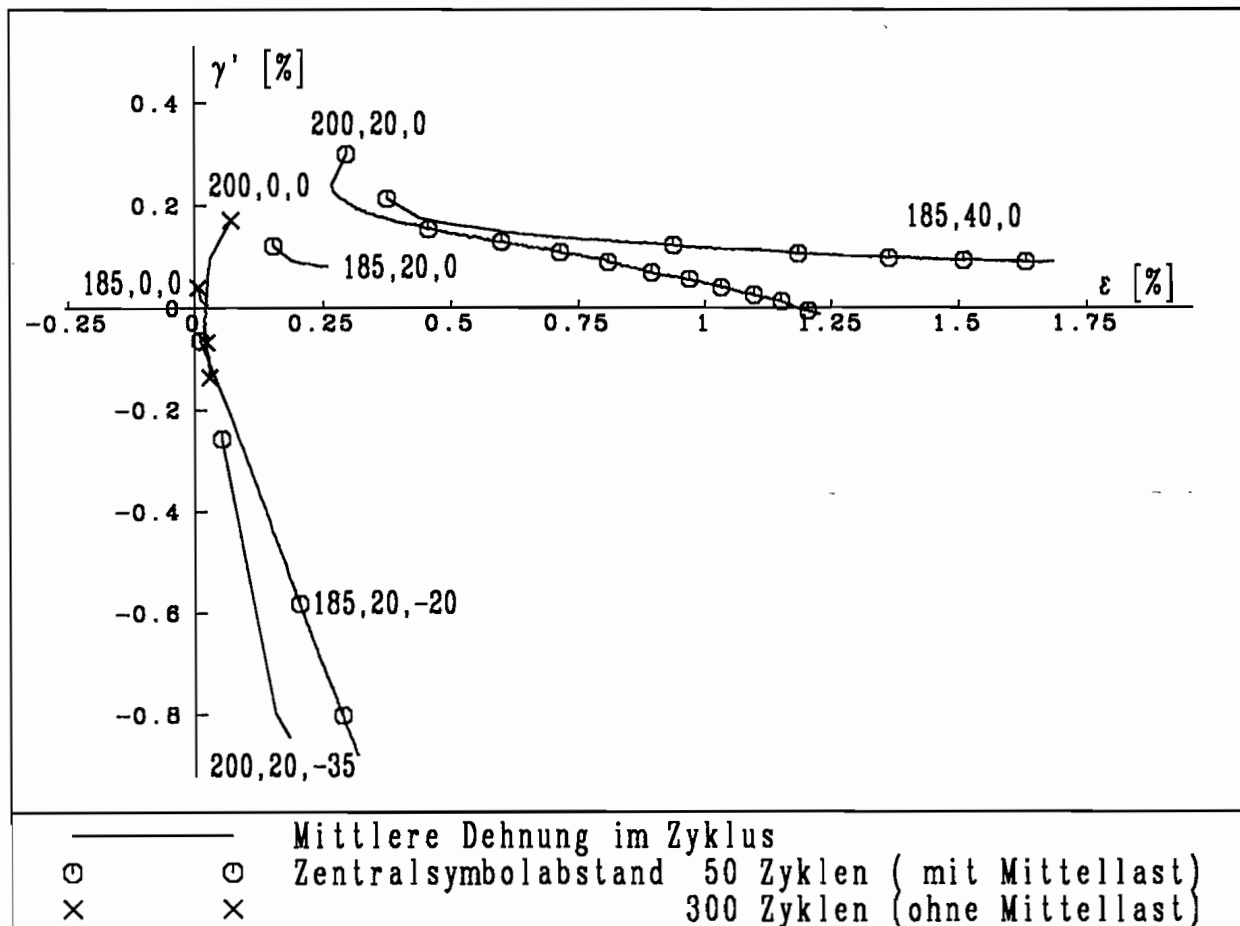


Abb. 3.97

Versuche ohne Mittellast kriechen kaum. Versuche mit positiver Mittelspannung in Zugrichtung kriechen zu positiven Dehnungen hin. Dabei wird gleichzeitig die Gleitung kleiner. Bei den Versuchen mit positiver Mittelspannung in Zugrichtung und negativer Mittellast in Torsionsrichtung überwiegt das Ratchetting in die negative Gleitungsrichtung.

Die Abb. 3.98 und 3.99 zeigen jeweils für eine einheitliche Spannungsamplitude und für veränderte Mittelspannungen an, wie weit der Mittelpunkt des "Kissens" nach einer bestimmten Zykluszahl vom Dehnungsursprung entfernt ist. In Abb. 3.98 ($\Delta\sigma/2 = 185 \text{ MPa}$) zeigt sich der stabile Zustand für verschwindende Mittelspannungen. Die beiden oberen Linien (185,40,0) und (185,20,-20) haben eine vergleichbare resultierende Mittelspannung und ähnliche Raten des Kriechens. Aufgrund des unterschiedlichen Anfangsabstandes sind sie jedoch recht weit voneinander entfernt. Die wenigen Zyklen des Versuches (185,20,0) zeigen einen erkennbar flacheren Verlauf. Abb. 3.99 ($\Delta\sigma/2 = 200 \text{ MPa}$) zeigt das nur sehr schwache Kriechen des Versuches ohne Mittelspannung. Ein Vergleichsversuch, der zeigt, ob dieses Verhalten repräsentativ ist oder ob dieses Verhalten auf Ungenauigkeiten beruht, steht nicht zur Verfügung. Der Versuch mit der großen Torsionsmittelspannung (200,20,-35) zeigt ein wesentlich stärkeres Ratchetting als der Versuch (200,20,0).

Die Abb. 3.100 und 3.101 zeigen ein geeignetes Maß für die "Kissengröße". Es ist eine Mittellung aus der halben "Kissenbreite" in Zugrichtung und in Torsionsrichtung. In den ersten Zyklen fällt eine starke Verfestigung auf. Diese nimmt anscheinend mit der resultierenden Mittelspannung zu. Die Versuche mit den größten Mittelspannungen (185,40,0) und (200,20,-35) ergeben jeweils die untersten Kurven. Ansonsten ist dieser mit den einaxialen Versuchen übereinstimmende Effekt aber nicht so klar wie bei den zyklischen Zug-/Druckversuchen mit Spannungsvorgaben.

Die wichtigsten Ergebnisse dieser Versuchsgruppe sind:

- Eine quadratische Vorgabe im Spannungsraum ohne Mittelspannung führt zu einem sich stabilisierenden "Kissen" im Dehnungsraum.
- Mittelspannungen in Zug- und Torsionsrichtung führen zu Ratchetting in der entsprechenden Richtung. Dieses hängt sowohl von der Spannungsamplitude als auch von der Größe und Richtung der Mittelspannungen ab. Bei Versuchen mit Mittelspannung in beiden Richtungen ist der Kriecheffekt in Torsionsrichtung größer.
- In allen Versuchen tritt Verfestigung auf. Sie ist bei größerer Mittelspannung stärker.

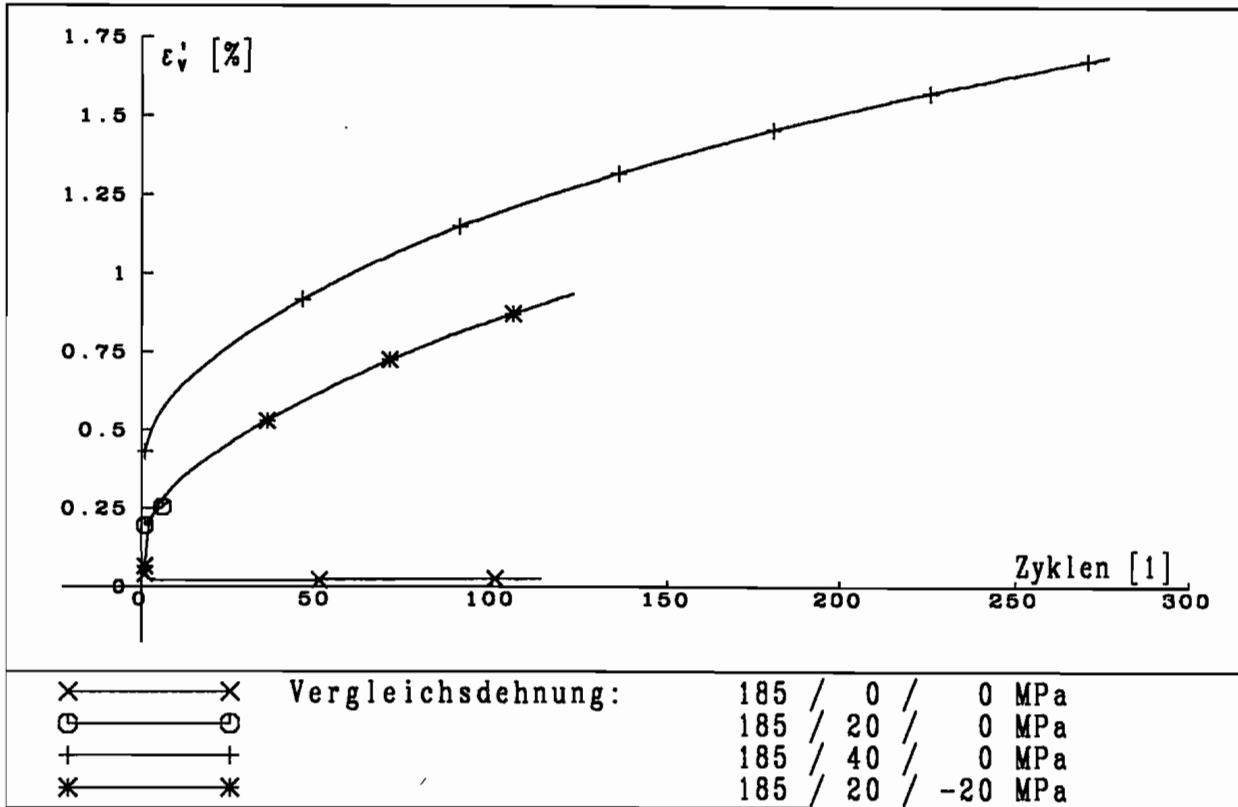


Abb. 3.98

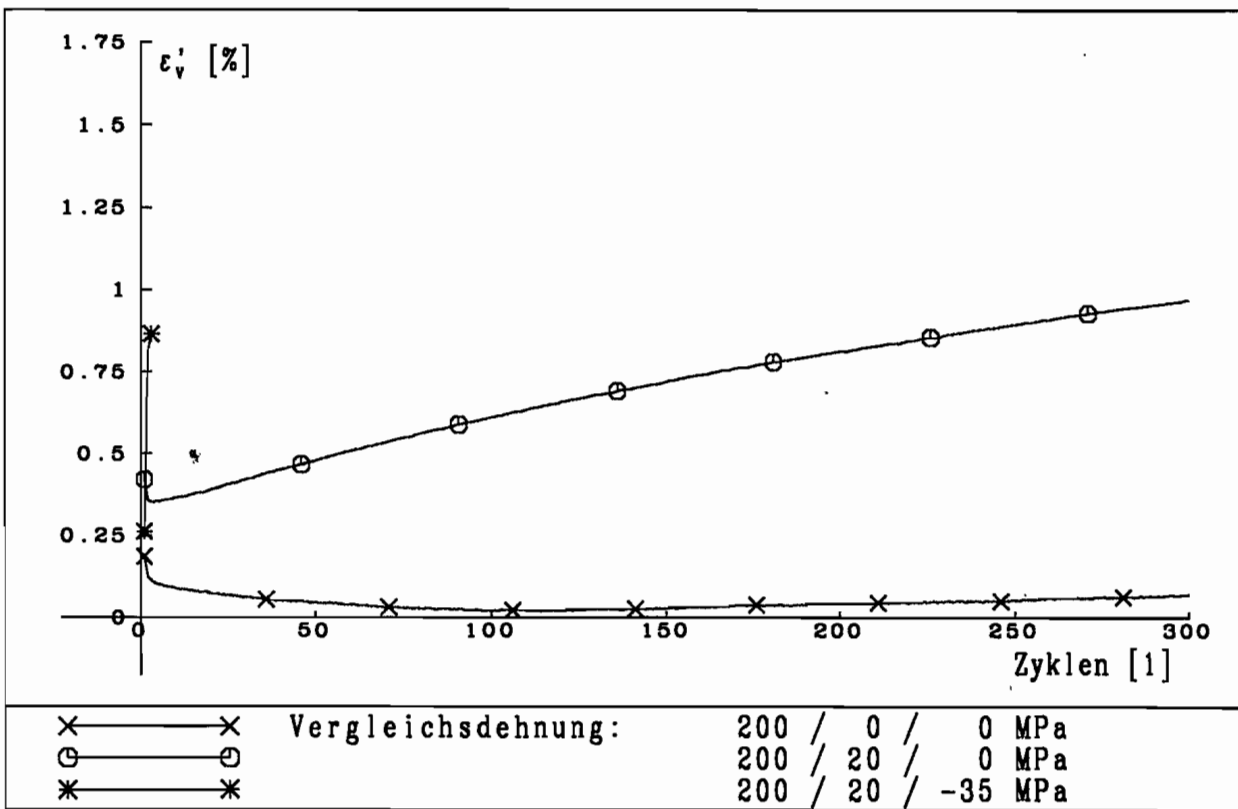


Abb. 3.99

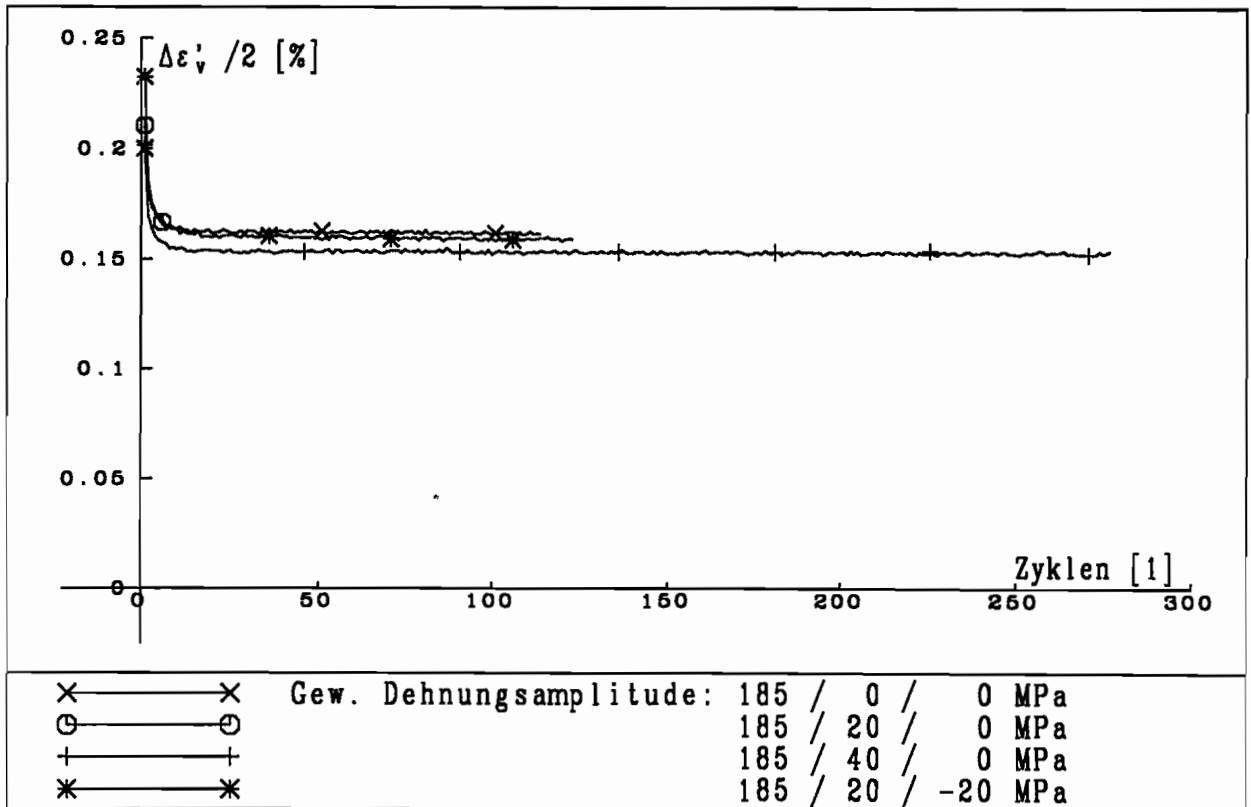


Abb. 3.100

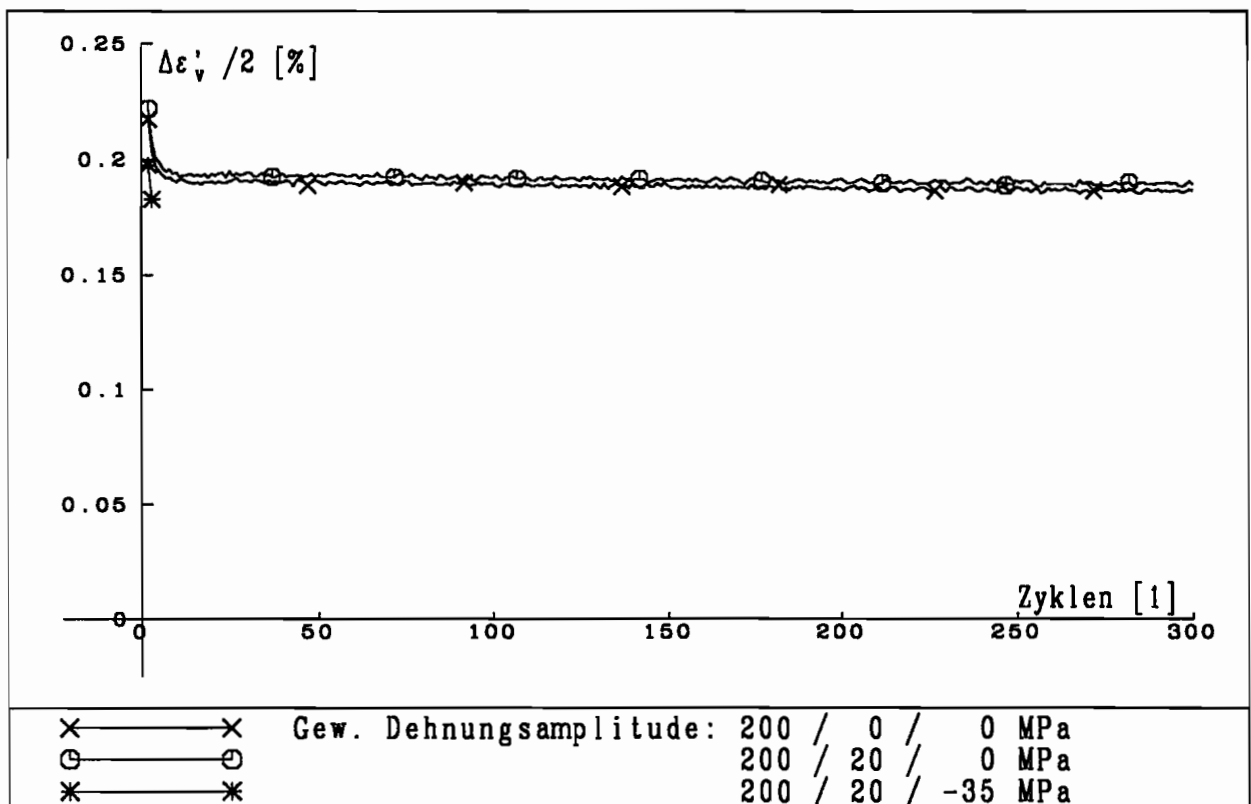


Abb. 3.101

4. Literaturüberblick

Dieses Kapitel soll einen Bezug zu den experimentellen Ergebnissen anderer Autoren, die über zyklisches Kriechen berichten, herstellen und die bisher bekannten Möglichkeiten der Modellierung darstellen. Die numerischen Ansätze gehen zum großen Teil auf viel diskutierte und immer wieder benutzte Veröffentlichungen von PRAGER [1956]; ZIEGLER [1959]; ARMSTRONG, FREDERICK [1966]; MRÓZ [1967], [1969]; KRIEG [1975]; DAFALIAS, POPOV [1975], [1976]; LAMBA, SIDEBOTTOM [1978 a,b]; CHABOCHE *et al.* [1979]; PHILLIPS, LEE [1979]; DRUCKER, PALGEN [1981]; TSENG, LEE [1983]; MCDOWELL [1985 a,b] und anderen zurück. Diese Aufsätze sollen hier nicht im Detail erläutert werden, da schon viele andere Autoren, wie z. B. auch die weiter unten diskutierten, dieses getan haben. Es handelt sich um hinreichend bekannte Aufsätze, die in der Hauptsache wertvolle Beiträge zu dehnungsgesteuerten Belastungen liefern. Die neueren Aufsätze von Hassan *et al.* und Chaboche *et al.* werden ausführlich erläutert, weil sie wesentliche Bemerkungen zur Modellierung des zyklischen Kriechens enthalten. Die Veröffentlichungen HASSAN *et al.* [1992 a,b] zeigen sowohl im untersuchten Material als auch in den Versuchstypen deutliche Gemeinsamkeiten mit dieser Arbeit. Da sie aber erst nach Abschluß der experimentellen Arbeitsphase verfügbar sind, können hier keine Vergleichsversuche mit identischen Versuchsparametern gezeigt werden. Weiterhin wird das MFG-Modell (M = Mikrofläche, F = Fließfläche, G = Grenzfläche) von Pape vorgestellt. Es beruht auf zyklischen dehnungsgesteuerten Versuchen, die innerhalb dieser Arbeit zum großen Teil mit einer verbesserten Versuchseinrichtung reproduziert werden.

Da das Grenzflächenmodell mit zusätzlicher Indexfläche zur Speicherung der Belastungsgeschichte die dehnungsgesteuerten Versuche mit Ver- und Entfestigung gut wiedergibt, dient es als Basis für ein modifiziertes Stoffmodell.

4. 1 Modellierung von zyklischem Kriechen

4. 1. 1 Experimente und Modell von Hassan, Corona und Kyriakides

Hassan, Corona und Kyriakides stellen in ihren Veröffentlichungen (HASSAN *et al.* [1991], [1992 a,b]) Experimente zum zyklischen einaxialen Kriechen von AISI 1020 und AISI 1026 und zum biaxialen Kriechen von AISI 1026 vor. Der Kohlenstoffstahl AISI 1020 entspricht dem deutschen Stahl C 22, bei dem die Schwefel- und Phosphoranteile etwas höher sein dürfen als beim Stahl Ck 22. AISI 1026 zeichnet sich durch geringfügig mehr Kohlenstoff und Mangan aus als Ck 22. Die untersuchten Werkstoffe sind also durchaus mit dem in dieser Arbeit untersuchten Ck 15 vergleichbar. Jedoch sind nur die AISI 1026-Proben durch eine Wärmebehandlung normalisiert. Alle Proben haben durch eine große dehnungsgesteuerte zyklische Vorbelastung einen quasigesättigten Ausgangszustand.

Es werden drei Versuchstypen vorgestellt:

- Spannungsgesteuerte Versuche in Zug-/Druckrichtung mit vorgegebener Spannungsamplitude und Mittelspannung. Diese Versuche sind in ihrer mittleren Dehnungsgeschwindigkeit ähnlich den hier vorgestellten, haben aber durch die Spannungssteuerung klarere viskose Einflüsse. Der Bereich der untersuchten Spannungsamplituden endet dort, wo der in dieser Arbeit untersuchte Bereich beginnt. Die Mittelspannungen decken einen etwas kleineren Bereich ab. Die untersuchten Zykluszahlen sind erheblich kleiner (ca. 50).
- Versuche mit konstantem Innendruck und zyklischer dehnungsgesteuerter Belastung in Zug-/Druckrichtung. Sie entsprechen prinzipiell den Versuchen mit Zugspannungsvorlast und zyklischer Torsion. Jedoch führt der Innendruck zu einer positiven Mittelspannung in Zugrichtung.
- Versuche mit konstantem Innendruck und zyklischer spannungsgesteuerter Belastung in Zug-/Druckrichtung. In dem Programm dieser Arbeit gibt es

keinen analogen Versuch. Diese Versuche sind ein Spezialfall der letzten vorgestellten Gruppe, bei der ein nichtproportionaler Belastungspfad im Spannungsraum vorgegeben wird. Das Rechteck wird reduziert auf eine Gerade im Spannungsraum. Es tritt wiederum eine gegenseitige Beeinflussung von Dehnung in Umfangsrichtung und Zugrichtung aufgrund der Querkontraktion auf.

Quantitativ sind die Versuche mit denen dieser Arbeit nur schwer vergleichbar, da unterschiedliche Belastungsbereiche untersucht werden, unterschiedliche Vorbela- stungen vorliegen und eine Normierung auf nicht exakt genannte Fließspannungen durchgeführt wird. Ein Versuch mit Innendruck und zyklischer Zug-/Druckbelastung aus Fig. 2 (a) in HASSAN *et al.* [1992 b] ist trotzdem mit dem mittleren Versuch aus Abb. 3.68 (Zugspannungsvorlast und zyklische Torsion) vergleichbar. Die zyklische Dehnungsamplitude ist zwar bei Hassan *et al.* um etwa 14 % größer, dafür ist aber die normierte Vorlastspannung um etwa 13 % kleiner. Den Vergleich der Ratchet- dehnung zeigt Abb. 4.1. Die Ergebnisse stimmen sehr gut überein. Ein deutlicher Unterschied besteht darin, daß Hassan *et al.* davon ausgehen, daß sich die gemessene Kurve linear fortsetzen läßt, und daß in Abb 3.68 dieser Arbeit eine eindeutige Abflachung der Kurve aufgezeigt wird.

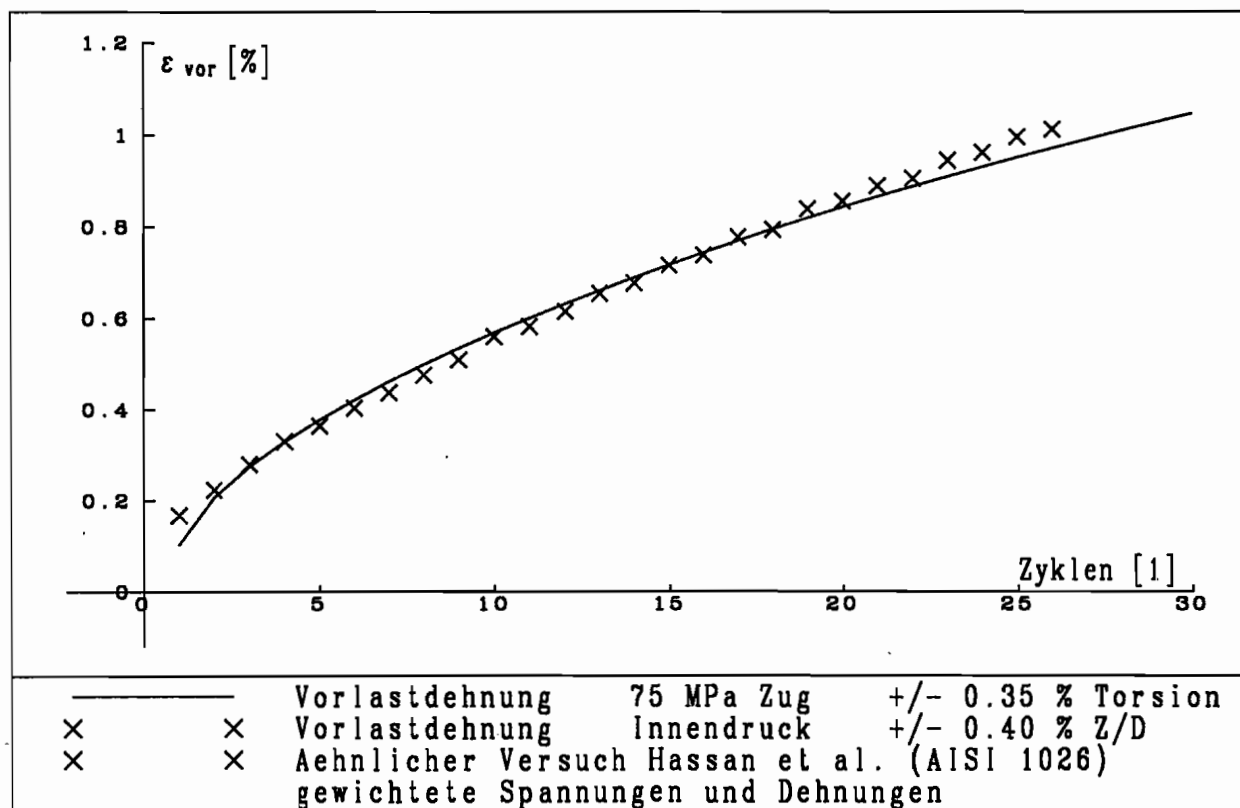


Abb. 4.1

Ein weiterer quantitativer Vergleich der Ergebnisse ist nicht möglich. Grundsätzlich werden gleiche Tendenzen wiedergegeben. Es wird jedoch die Aussage getroffen, daß der Bereich des transienten Ratchetting nur 10 bis 20 Zyklen einnimmt und daß sich daran das asymptotische Ratchetting mit konstantem Dehnungszuwachs je Zyklus anschließt. Diese Aussage stimmt nicht mit den hier getroffenen Beobachtungen überein.

Zum Modellieren des Ratchetting werden drei verschiedene Modelle (DRUCKER, PALGEN [1981]; DAFALIAS, POPOV [1976] und TSENG, LEE (1983)) vorgestellt und teilweise mit verschiedenen Verfestigungsregeln kombiniert (PRAGER [1956] / ZIEGLER [1959]; ARMSTRONG, FREDERICK [1966]; MRÓZ [1967]; PHILLIPS, LEE [1979] und TSENG, LEE [1983]). Dabei gewinnen die unterschiedlichen Verfestigungsregeln erst beim biaxialen Ratchetting Bedeutung.

Für das einaxiale Ratchetting wird ein modifizierter Ansatz nach Dafalias/Popov bevorzugt, der für den biaxialen Fall durch eine Verfestigungsregel nach Armstrong/Frederik ergänzt wird. Dieses Modell soll hier kurz vorgestellt werden. Es beschränkt sich auf zyklisch stabiles Materialverhalten. In der Fließbedingung nach v. Mises

$$f(\underline{\sigma} - \underline{\alpha}) = \left[\frac{3}{2}(\underline{s} - \underline{a}) : (\underline{s} - \underline{a}) \right]^{\frac{1}{2}} = \sigma_0 \quad (4.H1)$$

ist $\underline{\sigma}$ der Spannungstensor, \underline{s} der deviatorische Spannungstensor, $\underline{\alpha}$ der Mittelpunkt der Fließfläche im Spannungsraum und \underline{a} der Mittelpunkt im deviatorischen Spannungsraum. σ_0 ist die konstante Fließspannung. Der Tangentenmodul H definiert sich bei einaxialer Belastung als

$$H = \frac{d\sigma}{d\epsilon^P}. \quad (4.H2)$$

Gewählt wird ein Ansatz nach Dafalias/Popov, bei dem der Tangentenmodul H vom Abstand des aktuellen Spannungszustandes zur Grenzfläche δ und vom Abstand des Spannungszustandes bei Fließbeginn zur Grenzfläche δ_{in} abhängt. Den eindimensionalen Fall verdeutlicht Abb. 4.2 (entnommen aus HASSAN *et al.* [1992 a] Fig. 12). Die Grenzfläche wird durch E_0^P und σ_b beschrieben. Sie werden aus der einaxialen stabilen Zykluskurve ermittelt. Dann ist

$$H = E_0^P + h \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) \quad (4.H3)$$

mit

$$h = \frac{a}{1 + b \left(\frac{\delta_{in}}{2\sigma_b} \right)^m}. \quad (4.H4)$$

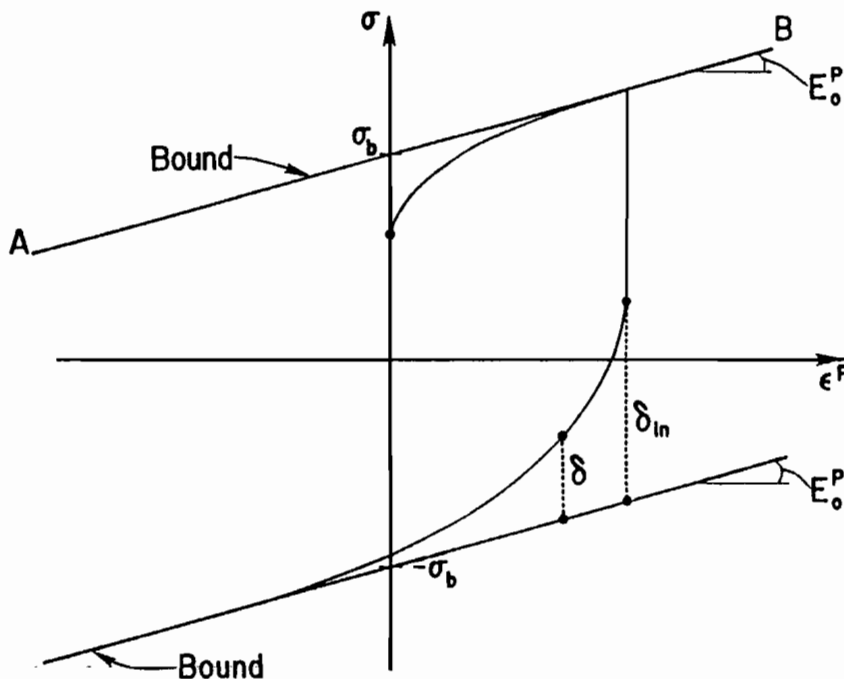


Abb. 4.2

Die Größen a , b und m werden aus den ersten beiden Belastungszweigen des Ratchettingversuches bestimmt. Das Modell führt für die ersten Zyklen der einaxialen spannungsgesteuerten Belastung zu guten Ergebnissen, jedoch nimmt danach der Dehnungszuwachs je Zyklus erheblich ab. Es kommt zum Shakedown, d. h. zu einem stabilen Zustand ohne zyklisches Kriechen, wenn sich die Spannungs-Dehnungs-Kurve zwischen den linearen Grenzen stabilisiert hat.

Weil dieses Verhalten nicht den Versuchsergebnissen entspricht, modifizieren Hassan et al. die Definition der Grenzfläche (Abb. 4.3, entnommen aus HASSAN *et al.* [1992 a] (Fig. 15)). Auf der Basis experimenteller Beobachtungen gehen sie davon aus, daß die linearen Grenzen nur bei kleinen Dehnungen zu guten Ergebnissen führen und daß die stabile Spannungs-Dehnungs-Hysterese entlang der Dehnungsachse verschieblich ist. Deshalb verschieben sie auch nach Erreichen einer kritischen Dehnung die linearen Grenzen mit der Rate des Ratchetting entlang der Dehnungsachse. Außerhalb des charakteristischen Bereiches verlaufen die Grenzlinien horizontal. Dadurch wird ein

zyklisches Kriechen mit nahezu konstanter Rate ermöglicht.

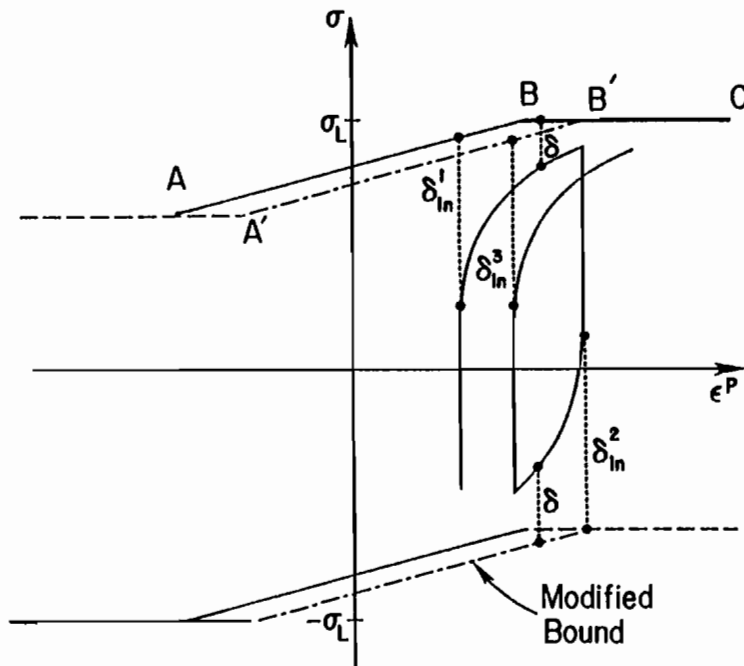


Abb. 4.3

Für den biaxialen Fall sollen hier drei der fünf von Hassan et al. vorgestellten Verfestigungsregeln kurz erläutert werden. Nach Prager/Ziegler ergibt sich:

$$d\underline{\alpha} = d\mu(\underline{\sigma} - \underline{\alpha}), \quad (4.H5)$$

worin $d\mu$ aus der Konsistenzbedingung hergeleitet wird.

Der Ansatz nach Armstrong/Frederick enthält einen Abklingterm:

$$d\underline{\alpha} = c_1 d\underline{\epsilon}^P - c_2 \underline{\alpha} d\underline{\epsilon}_e^P \quad (4.H6)$$

mit

$$d\underline{\epsilon}_e^P = \sqrt{\frac{2}{3}} d\underline{\epsilon}^P : d\underline{\epsilon}^P. \quad (4.H7)$$

Es wird eine ähnliche Schreibweise wie bei den anderen Verfestigungsregeln gewählt:

$$d\underline{\alpha} = d\mu[(1 - k)(\underline{\sigma} - \underline{\alpha}) - k\underline{\alpha}]. \quad (4.H8)$$

Der Faktor k ist entweder eine Konstante oder wird von der Vorgeschichte beeinflusst.

$$k = k \left(\int_t \frac{d}{dt} \epsilon_e^P dt \right). \quad (4.H9)$$

Die Verfestigungsregel nach Mróz hängt von dem Verbindungsvektor zwischen dem Spannungszustand $\underline{\sigma}$ und dem Referenzzustand auf der Grenzfläche $\underline{\bar{\sigma}}$ ab:

$$d\underline{\alpha} = d\mu(\underline{\bar{\sigma}} - \underline{\sigma}). \quad (4.H10)$$

Es wird der Einfluß der Verfestigungsregeln auf das biaxiale Ratchetting (Innendruck und dehnungsgesteuerte Zug-/Druckzyklen) untersucht. Mit der Verfestigungsregel nach Prager/Ziegler ergibt sich nach minimalem Kriechen ein stabiler Zustand. Die Verfestigungsregel nach Mróz sagt viel zu großes Ratchetting voraus.

Die Begründung hierfür liefern die Abb. 4.4 (HASSAN *et al.* [1992 b] Fig. 11a) und Abb. 4.5 (HASSAN *et al.* [1992 b] Fig. 11b). Abb. 4.4 zeigt für das Verhalten nach Prager/Ziegler den Verlauf der Spannung $\underline{\sigma}$ (A, B, C, D) und den des kinematischen Spannungsanteils $\underline{\alpha}$ (o, a, b, c, d, e). Nach wenigen Halbzyklen bewegt sich $\underline{\alpha}$ zwischen d und e und damit auf der gleichen Linie wie $\underline{\sigma}$ (zwischen C und D). Dadurch ist die weitere Belastung in Umfangsrichtung der Probe absolut symmetrisch und es findet kein zyklisches Kriechen statt.

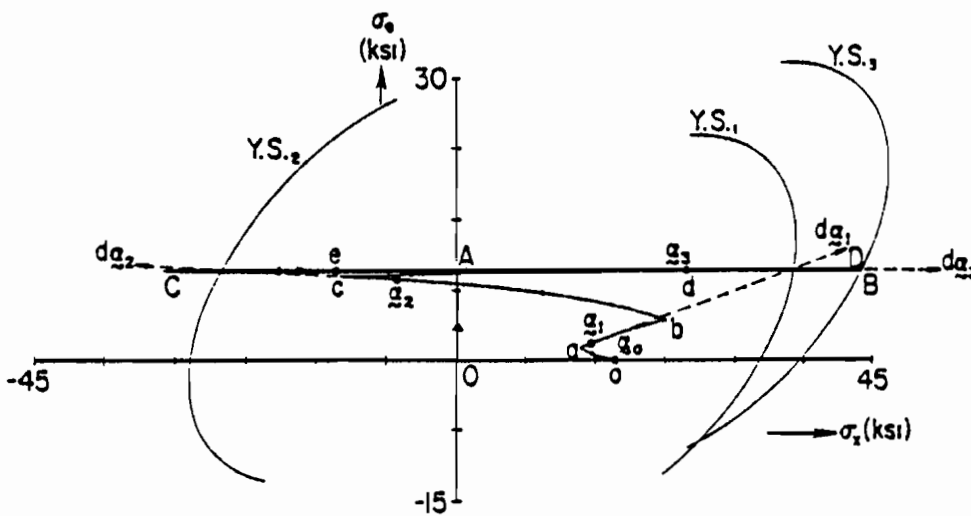


Abb. 4.4

Abb. 4.5 zeigt das Verhalten nach Mróz. Hier findet die Stabilisierung derart statt, daß die Komponenten von $\underline{\sigma}$ und $\underline{\bar{\sigma}}$ in Umfangsrichtung gleich sind. Dementsprechend stabilisiert sich der Pfad des kinematischen Spannungsanteils zwischen b und c und damit auf niedrigerem Niveau als die Spannung. Die daraus resultierenden Asymmetrien in den folgenden Belastungspfaden führen zu kontinuierlichem Ratchetting,

das aber zu groß vorhergesagt wird. Das Maß des Ratchetting hängt vom Abstand der Linien (\overline{BC}) und (\overline{bc}) ab.

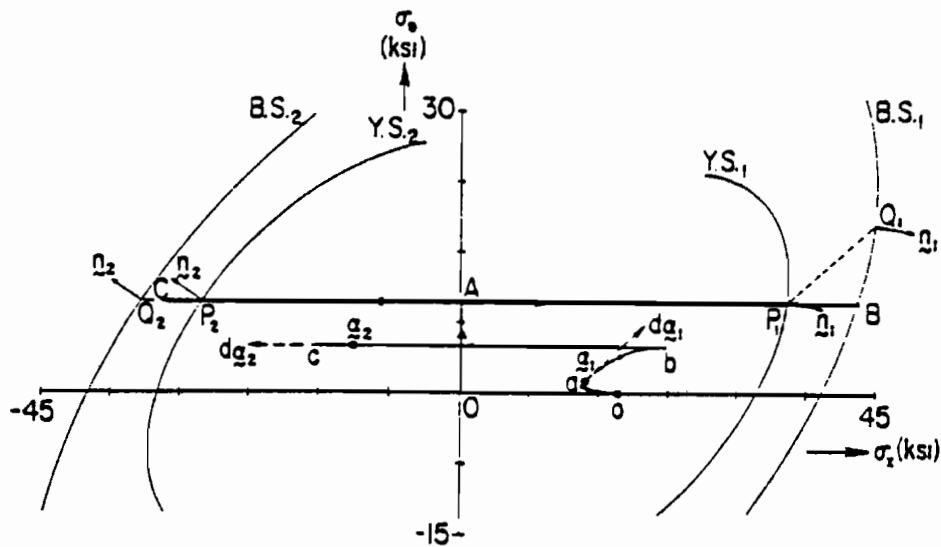


Abb. 4.5

Mit der Verfestigungsregel nach Armstrong/Frederick kann dieser Abstand beeinflusst werden. Für $k = 0$ entspricht sie der Prager/Ziegler-Regel. Durch ein größeres k wird der Einfluß des Abklingtermes größer und $\underline{\alpha}$ stabilisiert sich auf einem niedrigeren Niveau (Abb. 4.6 (HASSAN *et al.* [1992 b] Fig. 14)). Ein konstantes k führt zu einem zyklischen Kriechen, das linear von der Zykluszahl abhängt. Die nichtlinearen Eigenschaften des transienten Kriechens können durch den folgenden Ansatz erfaßt werden:

$$k = k_0 + k_1 e^{-\gamma r} \quad (4.H11)$$

mit

$$r = \int_t \frac{d}{dt} \epsilon_e^P dt. \quad (4.H12)$$

Die Kombination aus dem Modell nach Dafalias/Popov und der Verfestigungsregel nach Armstrong/Frederick führt bei Hassan et al. für das einaxiale Ratchetting und für das biaxiale Ratchetting mit dehnungsgesteuerter zyklischer Belastung zu quantitativ guten Ergebnissen im experimentell beobachteten Bereich. Biaxiales Ratchetting mit

spannungsgesteuerter Belastung wird qualitativ richtig wiedergegeben.

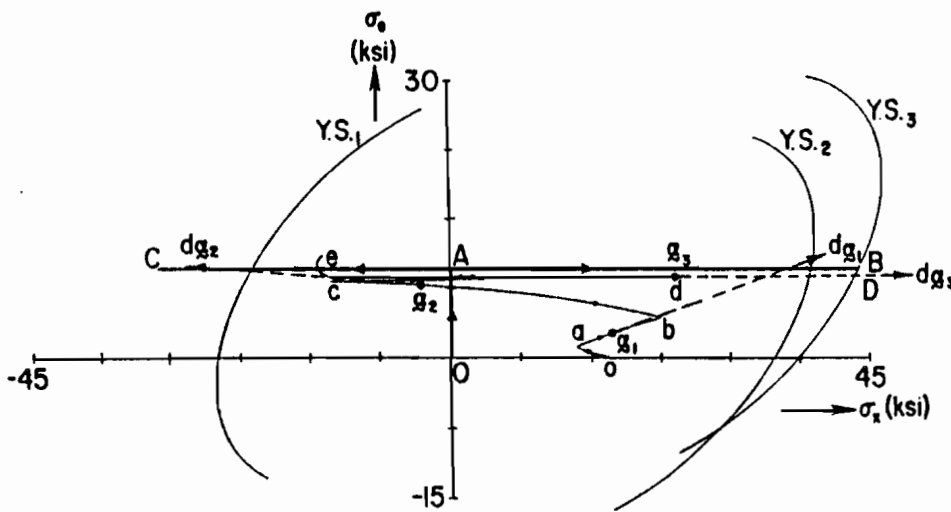


Abb. 4.6

4. 1. 2 Modell von Chaboche

Chaboche stellt sein jüngstes Modell zum zyklischen Kriechen des austenitischen Stahls 316 L bei Raumtemperatur in CHABOCHE [1991] vor. Weitere wichtige vorausgegangene Veröffentlichungen zum Thema Ratchetting sind CHABOCHE [1987]; CHABOCHE, NOUAILHAS [1989 a,b] und CHABOCHE, NOUAILHAS, *et al.* [1991].

Die Modellierung beruht auf den in GOODMAN [1983]; BLANCHARD, TORTEL [1985] und ROUSELIER, *et al.* [1985] vorgestellten experimentellen Ergebnissen. Es werden Zugversuche, zyklische dehnungsgesteuerte Zug-/Druckversuche, zyklische spannungsgesteuerte Zug-/Druckversuche und nichtproportionale Versuche mit Spannungsvorlast und zyklischer dehnungsgesteuerter Belastung an austenitischem Stahl untersucht. Der Trend der Ergebnisse entspricht den hier vorgestellten Versuchen. Bei nichtproportionalen Versuchen wird geringeres Ratchetting festgestellt als bei proportionalen. Abweichend wurde jedoch für kleine Spannungsamplituden und kleine Mittelspannungen anfängliches transientes Ratchetting mit anschließendem Shakedown beobachtet. Auch Hassan *et al.* stellen dieses Verhalten bei einem ferritischen Kohlenstoffstahl trotz recht kleiner Spannungsamplituden und -mittelwerte nicht fest, untersuchen jedoch auch nur recht kleine Zykluszahlen.

Chaboche beschreibt das beobachtete Verhalten mit einem geschwindigkeitsunabhängigen Modell. Ausgehend von älteren Ansätzen (CHABOCHE *et al.* [1979]), die zyklisches Kriechen nicht richtig wiedergeben, modifiziert er die Ansätze für die kinematische Verfestigung, um transientes und asymptotisches Ratchetting sowie Shakedown zu modellieren. Er versucht die Einflüsse auf das dehnungsgesteuerte Verhalten möglichst gering zu halten. Die Form der Spannungs-Dehnungs-Kurve und die zyklischen Kriecheigenschaften werden in erster Linie vom kinematischen Spannungsanteil beeinflusst und das Verfestigungsverhalten hängt hauptsächlich vom isotropen Spannungsanteil ab.

Der elastische Bereich definiert sich über die Fließbedingung

$$f = J(\underline{\sigma} - \underline{X}) - k \leq 0, \quad (4.C1)$$

worin $J(\underline{a})$ die Invariante im deviatorischen Spannungsraum nach v. Mises $(\frac{3}{2}\underline{a}' : \underline{a}')^{\frac{1}{2}}$ und \underline{a}' ein Spannungsdeviator ist. k kennzeichnet den isotropen Spannungsanteil. Der kinematische Spannungsanteil \underline{X} wird in verschiedene Variablen \underline{X}_i aufgeteilt:

$$\underline{X} = \sum_i \underline{X}_i. \quad (4.C2)$$

Es werden zunächst zwei nichtlineare kinematische Anteile (NLK)

$$\dot{\underline{X}}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\underline{\epsilon}}_p - \gamma_i \underline{X}_i \dot{p} \quad (4.C3)$$

mit

$$\dot{p} = \left(\frac{2}{3} \dot{\underline{\epsilon}}_p : \dot{\underline{\epsilon}}_p \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4.C4)$$

addiert, die das transiente Verhalten für mäßige plastische Dehnungen (0,05 – 0,5 %) und für sehr kleine plastische Dehnungen (< 0,05 %) wiedergeben sollen. Es werden die Koeffizienten C_1 , γ_1 , C_2 und γ_2 benötigt. Für das Verhalten bei größeren Dehnungen wird zusätzlich eine linear-kinematische Regel (LK) nach Prager addiert:

$$\dot{\underline{X}}_3 = \frac{2}{3} C_3 \dot{\underline{\epsilon}}_p. \quad (4.C5)$$

Die in CHABOCHE, NOUAILHAS [1989 b] zusätzlich vorgestellten Regeln NLK (schwach nicht-linear anstatt LK) und NLP₂ (nicht-linear-Prager) werden nicht ins neue Modell eingebaut. Statt dessen werden zwei neue Ansätze vorgestellt. Der

modifizierte Abklingterm mit Potenzfunktion des kinematischen Spannungsanteils (MILL)

$$\dot{\underline{X}}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\epsilon}_p - \frac{\gamma_i^2}{C_i} [J(\underline{X}_i)]^{m-1} \underline{X}_i \dot{p} \quad (4.C6)$$

verbessert zwar das Verhalten im Zugversuch und gibt eine nichtlineare Beziehung zwischen Mittelspannung und daraus resultierendem zyklischen Kriechen wieder, wird aber zugunsten des nichtlinearen Ansatzes NLK-T (modifizierter Abklingterm mit Schwelle (threshold)) verworfen:

$$\dot{\underline{X}}_4 = \frac{2}{3} C_4 \dot{\epsilon}_p - \gamma_4 \left\langle 1 - \frac{X_l}{J(\underline{X}_4)} \right\rangle \underline{X}_4 \dot{p}, \quad (4.C7)$$

worin $\langle \rangle$ die McCauley-Klammern sind. Dadurch wird erreicht, daß der Abklingterm erst nach Erreichen einer bestimmten Schwelle X_l einsetzt. Dementsprechend kann für kleine Spannungsmittelwerte und -amplituden Shakedown und für größere Ratchetting modelliert werden. Die Fehler im Zugversuch und in der geschlossenen Spannungs-Dehnungskurve bei Dehnungsvorgabe werden gegenüber den älteren Ansätzen verringert. Der komplette kinematische Ansatz besteht aus den beiden anfangs eingeführten NLK-Regeln für kleine und mäßige Dehnungen und aus der LK- und der NLK-T-Regel für größere Dehnungen und das zyklische Kriechverhalten.

Ergänzt wird das Modell durch die in CHABOCHE *et al.* [1979] eingeführte und in OHNO [1982] verallgemeinerte isotrope Verfestigungsregel, die von einer Fläche ohne Verfestigung im Raum der plastischen Dehnungen ausgeht. Die Fließfläche ist jetzt

$$f = J(\underline{\sigma} - \underline{X}) - (k + R) \leq 0. \quad (4.C9)$$

Die skalare Variable q speichert bei reiner Zugbelastung nach einigen Belastungszyklen die plastische Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon_p/2$. In Abhängigkeit von q ändert sich die zusätzliche isotrope Verfestigungsvariable R :

$$\dot{R} = b[Q(q) - R]\dot{p} \quad (4.C9)$$

mit

$$Q = Q_M + (Q_0 - Q_M)e^{-2\mu q}. \quad (4.C10)$$

Der Vorfaktor der Abklingterme der kinematischen Verfestigungsregeln γ_i wird ersetzt durch

$$\frac{\gamma_i}{1 + R/k}. \quad (4.C10)$$

4. 2 Experimente und MFG-Modell von Pape

In den Arbeiten PAPE [1988]; BRUHNS, PAPE [1989] und BRUHNS, LEHMANN, PAPE [1992] wird ein umfangreiches experimentelles Programm zum transienten und stationären Ver- und Entfestigungsverhalten von Stahl Ck 15 vorgestellt. Dieses Verhalten wird durch ein geschwindigkeitsunabhängiges Grenzflächenmodell mit zusätzlicher Fläche mit Erinnerungseffekt im Raum des kinematischen Spannungstensors $\underline{\alpha}$ reproduziert. Auf der Basis dieses Modells werden im folgenden Kapitel Modifikationen entwickelt, die es erlauben, Ratchetting quantitativ gut vorauszusagen.

Große Teile des quasistationären experimentellen Programms von Pape sind in der hier vorliegenden Arbeit mit leicht geänderten Parametern und auf einer verbesserten Prüfmaschine erneut durchgeführt worden. Die Gruppe der proportionalen Versuche besteht bei Pape aus einem monotonen Zugversuch, zyklischen Zug-/Druckversuchen mit Dehnungsvorgaben und einem zyklischen Torsionsversuch als Referenz. Bei den nichtproportionalen Pfaden werden Pfade im Dehnungsraum gewählt: Das Rechteck, der Kreis und der Schmetterling. Versuche mit Spannungsvorgaben werden nicht durchgeführt.

In der Gruppe der proportionalen Versuche stellt Pape eine größere Anzahl von Versuchen zur Verfügung, die bei anliegender Vorlastdehnung das Abklingen der Mittelspannung und bei Amplitudenverkleinerung Entfestigung wiedergeben. Es wird jeweils von einer zyklischen Stabilisierung nach 10 – 20 Zyklen ausgegangen. Deshalb werden keine großen Zykluszahlen untersucht. Einen Vergleich der sogenannten stationären Spannungsamplituden und der isotropen Spannungsanteile zwischen Pape und der hier vorliegenden Arbeit zeigt Abb. 4.7. Trotz eines sehr ähnlichen Werkstoffes sind die von Pape ermittelten Spannungsamplituden im Mittel etwa 8 % niedriger als die hier vorgestellten. Dabei ist zu beachten, daß die Spannungsamplitude von Pape etwa im 10. Zyklus, hier aber erst etwa im 100. Zyklus ermittelt wird. Der Einfluß der unterschiedlichen Materialzusammensetzung kann nicht unmittelbar interpretiert werden. Daß der isotrope Spannungsanteil bei Pape deutlich höher liegt, ergibt sich aus dem unterschiedlichen Bestimmungsverfahren. Aufgrund der stärker streuenden Meßwerte wird bei Pape ein Tangentenverfahren mit Spline-Interpolation

benutzt, das einer größeren Offset-Dehnung als der hier gewählten entspricht.

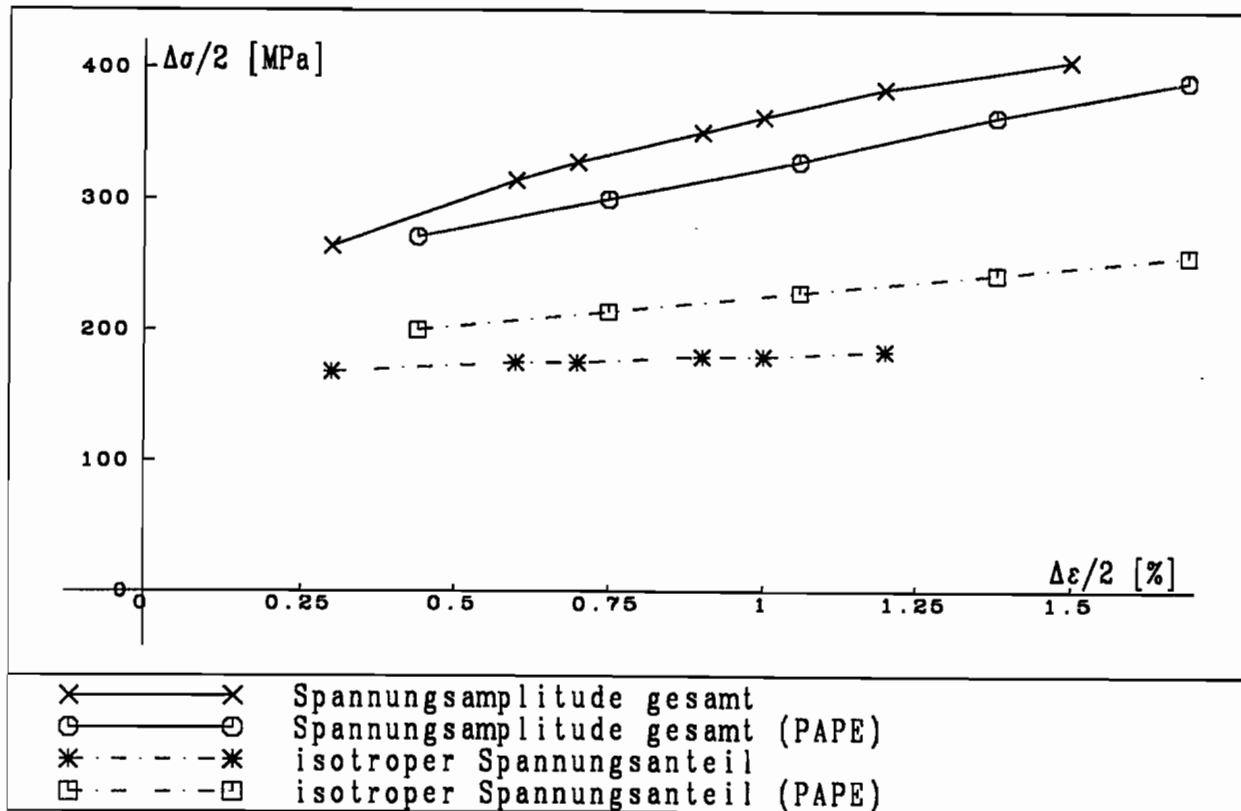


Abb. 4.7

Das nichtproportionale Versuchsprogramm mit Vorgabe von Pfaden im Dehnungsraum ist dem hier gewählten sehr ähnlich. Die Ergebnisse sind vergleichbar. Bei einem identischen Kreisversuch ermittelt Pape wiederum um 8 % niedrigere Vergleichsspannungen, bei einem identischen Schmetterling liegen Papes Vergleichsspannungen jedoch 5 % höher als in dieser Arbeit. Pape ergänzt seine nichtproportionalen Versuche teilweise durch axiale Folgetests. Darin wird das sich der nichtproportionalen Belastung anschließende Entfestigungsverhalten untersucht und ein Rückschluß auf die Spannungsaufteilung im Hauptversuch gezogen.

Aufbauend auf diese Ergebnisse wird ein Grenzflächenmodell vorgestellt, das in der Lage ist, nicht nur Verfestigung, sondern auch Entfestigung wiederzugeben. Ein Schlüssel zur Modellierung liegt in der mikromechanischen Deutung der Plastizität. Bei fortschreitender Plastizität werden immer mehr Versetzungen produziert, die sich lokal aufstauen und sich gegenseitig an der Bewegung hindern. Dieses verursacht einen Spannungszuwachs. HASEGEWA *et al.* [1975] und HASEGEWA *et al.* [1986] beschreiben, daß sich derartige Versetzungen nicht nur bilden und aufstauen können, sondern besonders bei Belastungsumkehr auch auflösen, aufheben, umlagern und

neue Strukturen bilden. Weiterhin wird gezeigt, daß die Versetzungsdichte nicht zwangsläufig eine monoton wachsende Größe ist, sondern besonders bei Entlastungsprozessen auch abnehmen kann. Bei stationären zyklischen Prozessen stellt sich über den Verlauf eines Zyklus ein Gleichgewicht zwischen Neubildung (Verfestigung) und Auflösung (Entfestigung) von Versetzungen ein. Da diese Prozesse im Raum des Mikrospannungstensors $\underline{\alpha}$ ablaufen, wird in diesem Raum eine Indexfläche M definiert (Abb. 4.8).

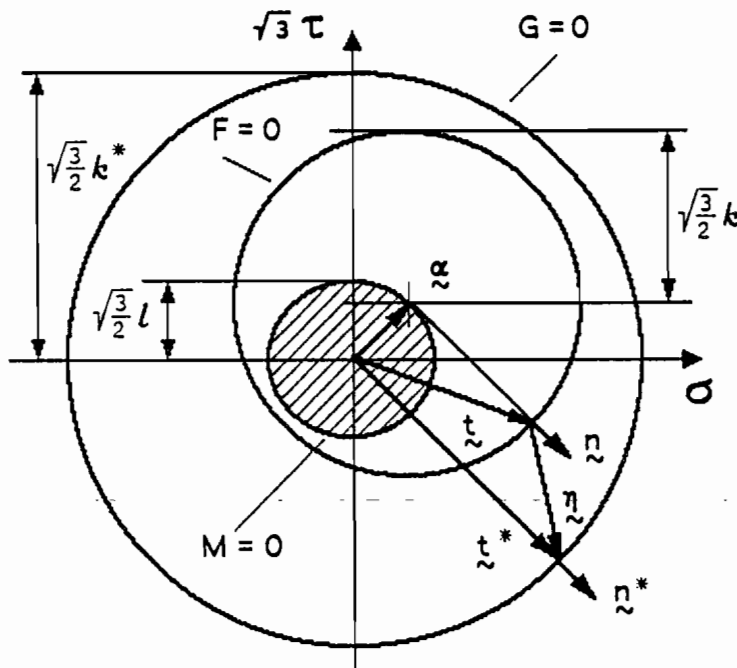


Abb. 4.8

$$M = \underline{\alpha} : \underline{\alpha} - l^2 = 0. \quad (4.P1)$$

Die Mikrofläche M des MFG-Modells speichert betragsmäßig die maximale kinematische Verfestigung, d. h. ein Maß für die Versetzungsdichte, hat aber ein abklingendes Gedächtnis, das ein Verringern der Versetzungsdichte ermöglicht. Sie erfaßt den Einfluß der Deformationsgeschichte und beschreibt die Abhängigkeit des Materialverhaltens von Deformationspfad und -amplitude. Ähnliche Indexflächen wurden im Dehnungsraum von CHABOCHE [1979] eingeführt und von OHNO [1982] verallgemeinert. Die Fließfläche F mit isotropem Spannungsanteil k und kinematischem Spannungsanteil $\underline{\alpha}$ wird auf Basis der Fließbedingung nach von Mises eingeführt.

$$F = (\underline{t} - \underline{\alpha}) : (\underline{t} - \underline{\alpha}) - k^2 = 0. \quad (4.P2)$$

Die Grenzfläche G ist idealplastisch. Dem Spannungszustand \underline{t} auf der Fließfläche wird in Anlehnung an MRÓZ [1969] der virtuelle Spannungszustand \underline{t}^* mit der gleichen äußeren Normalen \underline{n} auf der Grenzfläche G

$$G = \underline{t}^* : \underline{t}^* - k^{*2} = 0 \quad (4.P3)$$

zugeordnet. Die beiden Spannungszustände werden durch $\underline{\eta}$ verbunden.

$$\underline{\eta} = \frac{k^*}{k}(\underline{t} - \underline{\alpha}) - \underline{t}. \quad (4.P4)$$

Die Fließfläche kann die Grenzfläche anders als bei DAFALIAS, POPOV [1976] nicht berühren, sondern sich ihr nur infinitesimal nähern. Zur Entwicklung der internen Variablen wird die reduzierte Verfestigungsarbeitsrate

$$\dot{\mu} = (1 - \xi)(\underline{t} - \underline{\alpha}) : \underline{D}_{(p)} \quad (4.P5)$$

benutzt, in der ξ den dissipativen Anteil der Arbeit und $\underline{D}_{(p)}$ die plastische Verzerrungsgeschwindigkeit angibt. Bei der Entwicklung der Mikrofläche wird zwischen Verfestigung und Entfestigung unterschieden. Die Größe der Fläche hängt von der Norm des Mikrospannungstensors $\underline{\alpha}$ ab. Liegt $\underline{\alpha}$ auf dem Rand der Mikrofläche M und zeigt $\underline{\alpha}$ (das Dreieck kennzeichnet eine beliebige objektive Zeitableitung) nach außen, wächst der Radius l der Mikrofläche so, daß $M = 0$ bleibt:

$$\dot{l} = \frac{\underline{\alpha} : \underline{\alpha}}{l} > 0 \quad (l \neq 0), \quad (4.P6)$$

$$\dot{l} = \|\underline{\alpha}\| \quad (l = 0). \quad (4.P7)$$

Entfestigung findet statt, wenn $\underline{\alpha}$ innerhalb der Mikrofläche liegt ($M < 0$):

$$\dot{l} = \Delta \dot{\mu}, \quad (4.P8)$$

$$\Delta = b \left(\frac{\underline{\alpha} : \underline{\alpha}}{l^2} - 1 \right) < 0. \quad (4.P9)$$

So wird z. B. bei Belastungsumkehr ein Abbau der Versetzungsdichte erfaßt. Bei Verkleinerung einer Belastungsamplitude verkleinert sich die Mikrofläche so lange, bis wieder $M = 0$ erfüllt ist.

Damit kein Kontakt zwischen der Fließfläche und der Grenzfläche entsteht, bewegt sich die Fließfläche proportional zu $\underline{\eta}$.

$$\underline{\alpha} = \Lambda \dot{\mu} \underline{\eta}. \quad (4.P10)$$

In dieser Gleichung ist Λ der kinematische Modul.

$$\Lambda = \frac{a}{\delta} \left(1 - \frac{\alpha : n}{\Phi} \right). \quad (4.P11)$$

Durch ihn wird der Tangentenmodul der Spannungs-Dehnungs-Kurve festgelegt. Die kinematische Grenzfunktion Φ beschreibt den stationären Wert von Λ in Abhängigkeit von l .

$$\Phi = c l + \Phi_0. \quad (4.P12)$$

In den vorstehenden Gleichungen sind a , c und Φ_0 Konstanten. Mit Hilfe von δ wird ein glatter elastisch-plastischer Übergang bei Fließbeginn ermöglicht.

$$\delta = \sqrt{(\underline{\alpha} - \underline{\alpha}_0) : (\underline{\alpha} - \underline{\alpha}_0)}. \quad (4.P13)$$

Die diskrete Variable $\underline{\alpha}_0$ speichert den Wert von $\underline{\alpha}$ bei Fließbeginn und wird erst bei dem darauffolgenden Fließbeginn wieder neu belegt.

Die Veränderung des isotropen Spannungsanteils hängt von der reduzierten Verfestigungsarbeitsrate und dem isotropen Modul Γ ab:

$$\dot{k} = \Gamma \dot{\mu}. \quad (4.P14).$$

Um sowohl Verfestigung als auch Entfestigung modellieren zu können, wird im kinematischen Modul die Differenz zwischen einer isotropen Grenzfunktion, die vom Radius l der Mikrofläche abhängt, und dem aktuellen Fließflächenradius gebildet:

$$\Gamma = \frac{d}{k_0} \left((\hat{d}_1 l + \hat{d}_2) - k \right). \quad (4.P15)$$

Nach geeigneter Anpassung der Materialparameter gibt das Modell zyklische Zug-/Druckversuche gut wieder. Da das Gedächtnis der Mikrofläche verschwindend ist, werden Entfestigungen stärker wiedergegeben als im Versuch. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven verlaufen direkt nach Fließbeginn steiler als die experimentell ermittelten.

Bei den nichtproportionalen Prozessen werden für Kreis und Rechteck Form und Amplitude der Spannungsantwort gut modelliert. Die im Versuch festgestellte besonders starke Verfestigung bei der dreieckförmigen Belastung kann nicht reproduziert werden.

Das MFG-Modell wurde nicht entwickelt, um zyklisches Kriechen vorherzusagen. Testrechnungen zeigen viel zu großes Ratchetting. Dennoch erscheint dieses Modell als Basis für weitergehende Überlegungen geeignet, weil es sich bei der Simulation dehnungsgesteuerter Prozesse bewährt hat. Die Mikrofläche mit ihrer Memory-Variablen l bietet eine gute Möglichkeit, Prozeßantworten in Abhängigkeit von der Belastungsgeschichte zu formulieren.

5. Modifiziertes MFG-Modell zur Wiedergabe von zyklischem Kriechen

5. 1 Entwicklung des Modells

Das in Kapitel 4.2 vorgestellte MFG-Modell soll als Basis der weiteren Betrachtungen dienen. Durch die von Pape eingeführte Mikrofläche M im Raum des kinematischen Spannungstensors $\underline{\alpha}$ ist es möglich, ein Maß für die Belastungsgeschichte in der internen Variablen l mit abklingendem Gedächtnis zu speichern. Das Modell liefert gute Ergebnisse für Ver- und Entfestigung bei proportionaler und nichtproportionaler dehnungsgesteuerter Prozeßführung. Bei spannungsgesteuerten zyklischen Belastungen wird viel zu großes zyklisches Kriechen vorausgesagt. Das in dieser Arbeit betrachtete zyklische Kriechen ($\sigma_{mit} \ll \Delta\sigma/2$) entsteht aus einem kleinen Ungleichgewicht zwischen Belastungs- und Gegenbelastungspfad. Belastung und Gegenbelastung sind nahezu symmetrisch. Da jedoch die Spannungs-Dehnungs-Kurve der Belastung — bei positiver Mittelspannung — etwas flacher als die der Gegenbelastung ist, addieren sich die entstehenden kleinen Dehnungsunterschiede zu einer immer größer werdenden zyklischen Kriechdehnung auf. Einerseits wählt Pape eine idealplastische Grenzfläche G , d. h. die Grenzfläche ist ortsfest im Ursprung des Spannungsraums und ändert ihre Größe ($\leftrightarrow k^*$) nicht. Andererseits steht durch die Art der Prozeßführung fest, daß die Fließfläche F zyklisch um die Mittellage σ_{mit} pendelt. Dadurch entsteht ein deutliches Ungleichgewicht zwischen den beiden Prozeßabschnitten und das zyklische Kriechen wird erheblich zu groß modelliert. Um zyklisches Kriechen richtig wiederzugeben, muß also eine Bewegung der Grenzfläche

im Spannungsraum zugelassen werden. Die Bewegung der Grenzfläche muß dann so gestaltet werden, daß anfängliches transientes Ratchetting gefolgt von asymptotischem Ratchetting bzw. von Shakedown vorhergesagt werden kann. Es erfolgt eine Beschränkung auf isotherme und quasistationäre Prozesse.

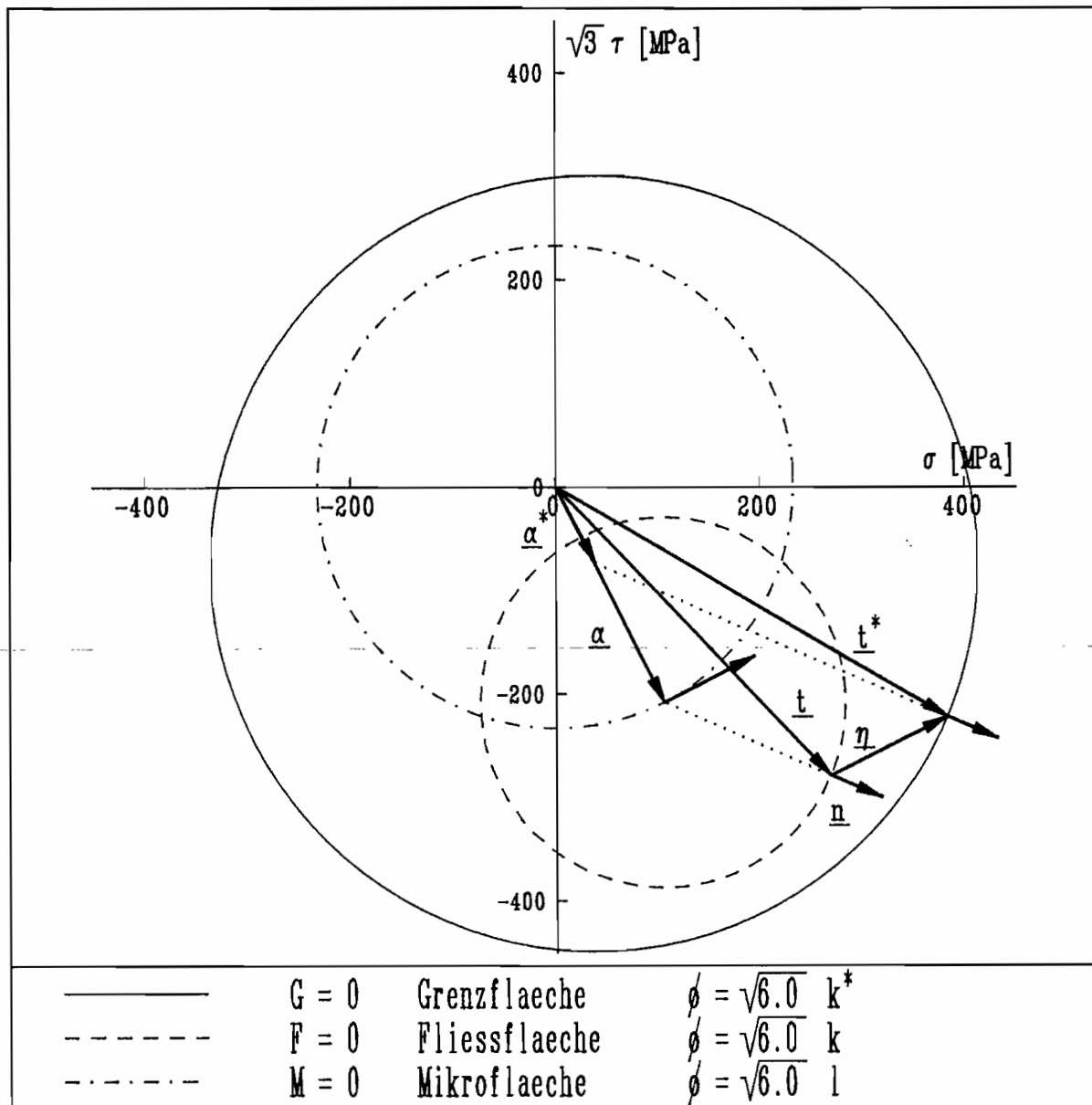


Abb. 5.1

Vollständig analog zu Pape (Gleichungen (4.P1) und (4.P2)) werden die Mikrofläche M und die Fließfläche F nach v. Mises eingeführt.

$$M = \underline{\alpha} : \underline{\alpha} - l^2 = 0, \quad (5.1)$$

$$F = (\underline{t} - \underline{\alpha}) : (\underline{t} - \underline{\alpha}) - k^2 = 0. \quad (5.2)$$

In Gleichung (5.2) kennzeichnet k den isotropen Spannungsanteil und \underline{t} ist der Deviator des Kirchhoff-Spannungstensors \underline{S} . Der Mittelpunkt der Grenzfläche G

$$G = (\underline{t}^* - \underline{\alpha}^*) : (\underline{t}^* - \underline{\alpha}^*) - k^{*2} = 0 \quad (5.3)$$

wird durch den Deviator $\underline{\alpha}^*$ beschrieben. \underline{t}^* kennzeichnet den Spannungszustand auf der Grenzfläche, der dem aktuellen Spannungszustand \underline{t} zugeordnet ist. Die Grenzfläche wird weiterhin in ihrer Größe k^* als konstant angenommen. Abb. 5.1 zeigt eine Darstellung der Π -Ebene, in der beispielhaft für den ebenen Spannungszustand $\sqrt{3}\tau$ gegen σ aufgetragen ist. In Anlehnung an MRÓZ [1969] sollen in \underline{t} und \underline{t}^* die äußeren Normalen \underline{n} übereinstimmen.

$$\underline{n} = \frac{\underline{t} - \underline{\alpha}}{k} = \frac{\underline{t}^* - \underline{\alpha}^*}{k^*}. \quad (5.4)$$

Aus Gleichung (5.4) lassen sich \underline{t}^* und der Verbindungstensor $\underline{\eta}$ von \underline{t} nach \underline{t}^* herleiten:

$$\underline{t}^* = \frac{k^*}{k}(\underline{t} - \underline{\alpha}) + \underline{\alpha}^*, \quad (5.5)$$

$$\underline{\eta} = \underline{t}^* - \underline{t} = \frac{k^*}{k}(\underline{t} - \underline{\alpha}) - \underline{t} + \underline{\alpha}^*. \quad (5.6)$$

Durch die Bewegung beider Flächen entlang $\underline{\eta}$ kann gewährleistet werden, daß der Berührungs- bzw. infinitesimale Annäherungspunkt zwischen Fließ- und Grenzfläche der Spannungspunkt ist und daß keine Überschneidung der Flächen stattfindet. Zur späteren Verwendung werden die quadratische Norm

$$\|\underline{\eta}\| = \sqrt{\underline{\eta} : \underline{\eta}} \quad (5.7)$$

und der Einheitstensor

$$\underline{e}_\eta = \frac{\underline{\eta}}{\|\underline{\eta}\|} \quad (5.8)$$

in Richtung von $\underline{\eta}$ eingeführt. Weiterhin stellt $\underline{\nu}$ die Verbindung von $\underline{\alpha}$ nach \underline{t}^* dar. Der Einheitstensor \underline{e}_ν dient der Erfassung von Nichtproportionalitäten:

$$\underline{\nu} = \underline{t}^* - \underline{\alpha} = \frac{k^*}{k}(\underline{t} - \underline{\alpha}) - \underline{\alpha} + \underline{\alpha}^*, \quad (5.9)$$

$$\|\underline{\nu}\| = \sqrt{\underline{\nu} : \underline{\nu}}, \quad (5.10)$$

$$\underline{e}_\nu = \frac{\underline{\nu}}{\|\underline{\nu}\|}. \quad (5.11)$$

Ein skalarer Faktor, der z. B. eine zusätzliche isotrope Verfestigung bei nichtproportionalen Belastungen beschreiben kann, ist

$$f_{np} = 1 - \underline{n} : \underline{e}_\eta. \quad (5.12)$$

Bei reinen proportionalen Belastungen stimmen die drei bisher erwähnten Einheits-tensoren überein:

$$f_{np} = 0 \quad \Rightarrow \quad \underline{n} = \underline{e}_\eta = \underline{e}_\nu. \quad (5.13)$$

Bei der Modellierung radialer Belastungen sind sie also beliebig gegeneinander austauschbar. Eine Auswahl muß ggf. erst bei der Modellierung nichtradialer Prozesse getroffen werden.

Als geeignete Verfestigungsarbeitsrate wird ähnlich Gleichung (4.P5)

$$\dot{\mu} = (\underline{t} - \underline{\alpha}) : \underline{D}_i \quad (5.14)$$

gewählt. Auf eine Abspaltung des dissipativen Anteils wird verzichtet, da dieser nicht ohne weiteres aus den Versuchen bestimmt werden kann und die Abspaltung eines festen prozentualen Anteils keine Vorteile bei der Modellfindung bietet.

Sind die Fließbedingung (Gleichung (5.2)) und die Belastungsbedingung

$$L = \frac{\partial F}{\partial \underline{S}} : \underline{\dot{S}} > 0 \quad (5.15)$$

erfüllt, so wird die inelastische Verzerrungsgeschwindigkeit \underline{D}_i mit Hilfe der Normalenregel entwickelt:

$$\underline{D}_i = \langle \lambda \rangle \frac{\partial F}{\partial \underline{S}}. \quad (5.16)$$

In Gleichung (5.16) ist $\langle \lambda \rangle = \lambda$, wenn Fließ- und Belastungsbedingung erfüllt sind. Ansonsten verschwindet $\langle \lambda \rangle$. Elastische Deformationen lassen sich gut mit einem hypoelastischen Stoffgesetz

$$\underline{D}_e = \frac{1}{2G} \left(\overset{\nabla}{\underline{t}} + \frac{1-2\nu}{3(1+\nu)} \text{Sp } \underline{\dot{S}} \underline{1} \right) \quad (5.17)$$

mit dem Schubmodul G und der Querkontraktionszahl ν beschreiben. $\overset{\nabla}{\underline{t}}$ kennzeichnet eine beliebige objektive Zeitableitung von \underline{t} . Pape hat in seinen Herleitungen

über große Formänderungen die Jaumann-Ableitung gewählt. Es ist jedoch auch die Wahl einer anderen Ableitung, z. B. nicht-oszillierenden LIE-Ableitung möglich (MARS DEN, HUGHES [1983]; WEGENER [1991]). Dem hier zu modellierenden Materialverhalten liegen einaxiale Zug-/Druckversuche mit Dehnungen von maximal 10 % und kombinierte Zug-/Torsionsversuche mit Gleitungen bis maximal 1 % zugrunde. Die Wahl der Zeitableitung ist deshalb von untergeordneter Bedeutung. Die Verzerungsgeschwindigkeit \underline{D} läßt sich additiv in einen elastischen und einen inelastischen Anteil aufspalten:

$$\underline{D} = \underline{D}_e + \underline{D}_i,$$

$$\underline{D} = \frac{1}{2G} \left(\frac{\nabla}{\underline{t}} + \frac{1-2\nu}{3(1+\nu)} \text{Sp } \underline{\dot{S}} \underline{1} \right) + \langle \lambda \rangle \frac{\partial F}{\partial \underline{S}}. \quad (5.18)$$

In den folgenden Betrachtungen wird die Funktionsweise des modifizierten MFG-Modells erläutert. Da die Vorgehensweise teilweise absolut identisch mit dem MFG-Modell von Pape ist, wird an diesen Stellen auf eine ausführliche Herleitung der Zusammenhänge und besonders auf mikromechanische Deutungen verzichtet. Weiterführende Informationen befinden sich besonders in PAPE [1988]. Zunächst werden die Entwicklungsgleichungen der internen und externen Variablen aufgestellt. Die darin enthaltenen Materialfunktionen werden in ihren Eigenschaften und Abhängigkeiten beschrieben, aber nicht im Detail spezifiziert. Weil die Anpassung des Stoffmodells in erster Linie phänomenologisch orientiert sein soll und — wo möglich — direkt aus den Versuchsergebnissen abgeleitet wird, erfolgt die exakte Determinierung der Materialfunktionen erst im Kapitel 5.2. Eine vorherige Auswahl bestimmter Funktionstypen würde ansonsten willkürlich erscheinen.

Bei der Entwicklung der internen Variablen l lassen sich zwei Fälle unterscheiden. Liegt $\underline{\alpha}$ auf dem Rand der Mikrofläche ($M = 0$) und zeigt $\frac{\nabla}{\underline{\alpha}}$ nach außen, so vergrößert sich die Mikrofläche derart, daß der maximale Betrag des kinematischen Spannungsanteils gespeichert wird. Aus der Bedingung $\dot{M} = 0$ läßt sich \dot{l} bestimmen:

$$\dot{l} = \frac{\underline{\alpha} : \frac{\nabla}{\underline{\alpha}}}{l} > 0 \quad (l \neq 0), \quad (5.19)$$

$$\dot{l} = \left\| \frac{\nabla}{\underline{\alpha}} \right\| \quad (l = 0). \quad (5.20)$$

Liegt $\underline{\alpha}$ innerhalb der Mikrofläche ($M < 0$) oder zeigt $\frac{\nabla}{\underline{\alpha}}$ für $M = 0$ nach innen, so kann sich die Mikrofläche verkleinern.

$$\dot{l} = \Delta \dot{\mu}, \quad (5.21)$$

$$\Delta = \Delta(\underline{\alpha}, \underline{\alpha}^{\nabla}, l). \quad (5.22)$$

Der Entfestigungsmodul Δ kann von $\underline{\alpha}$, $\underline{\alpha}^{\nabla}$ und von l selbst abhängen. Es gibt zwei denkbare Grenzfälle. Einerseits kann $\Delta = 0$ gewählt werden, so daß ein permanentes Gedächtnis der maximalen Verfestigung entsteht. Andererseits kann Δ so gewählt werden, daß ständig die Bedingung $M = 0$ erfüllt ist und damit kein Erinnerungsvermögen für die vorherige Verfestigung entsteht.

Die Entwicklung des isotropen Spannungsanteils hängt wie bei Pape von einem isotropen Modul Γ und von der Verfestigungsarbeitsrate ab. Aufgrund der geometrischen Konstellation ist es bei infinitesimaler Annäherung der Fließfläche an die Grenzfläche jedoch nötig, daß ein Anwachsen der Fließfläche verhindert wird. Ansonsten kann es zu einer Überschneidung zwischen Fließ- und Grenzfläche kommen. Deshalb wird eine zusätzliche Abhängigkeit von $\|\underline{\eta}\|$ eingeführt.

$$\dot{k} = \Gamma \dot{\mu} \|\underline{\eta}\|, \quad (5.23)$$

$$\Gamma = \Gamma(k, l, f_{np}). \quad (5.24)$$

Aus Abb. 3.22 wird deutlich, daß der sich bei zyklischen Prozessen einstellende isotrope Spannungsanteil und damit auch Γ von l abhängt. Der Einfluß von Nichtproportionalitäten auf Γ wird durch f_{np} modelliert. Weiterhin könnte ein Einfluß von Mittelspannungen auf die isotrope Entfestigung z. B. durch $\underline{\alpha}^*$ erfaßt werden.

Vollständig neu ist im modifizierten MFG-Modell die mögliche Verschiebung der Grenzfläche. Sie wird eingeführt, um Ratchetting zu modellieren. Bei zyklischen Prozessen mit Mittelspannung pendelt die Fließfläche um σ_{mit} . Nahezu symmetrische Bedingungen werden erreicht, wenn nach einigen Zyklen auch die Grenzfläche etwa um diese Lage pendelt. Verhält sich die Grenzfläche absolut symmetrisch zu σ_{mit} , so ist ein Anhalten des zyklischen Kriechens (Shakedown) zu erwarten. Pendelt die Grenzfläche um einen etwas kleineren Wert als σ_{mit} , so stellt sich mäßiges Ratchetting ein. Aus diesen Überlegungen heraus wird die Entwicklung des Mittelpunktes der Grenzfläche $\underline{\alpha}^*$ in zwei Terme aufgeteilt:

$$\underline{\alpha}^* = \underline{\alpha}_1^* + \underline{\alpha}_2^*. \quad (5.25)$$

Der erste Term $\underline{\alpha}_1^*$ ist ein Folgeterm, der die Grenzfläche allmählich symmetrisch um σ_{mit} pendeln läßt und der allein nach einigen Zyklen zum Shakedown führt.

Der zweite Term $\underline{\alpha}_2^\nabla$ ist ein Abklingterm in Anlehnung an ARMSTRONG, FREDERICK [1966]. Mit ihm wird das Maß des zyklischen Kriechens kontrolliert.

$$\underline{\alpha}_1^\nabla = \Psi_1 \underline{\alpha}, \quad (5.26)$$

$$\Psi_1 = \Psi_1(\underline{\eta}, k, k^*). \quad (5.27)$$

Der Folgeterm ist abhängig von der Rate der kinematischen Verfestigung. Der Folgemodul der Grenzfläche Ψ_1 beschreibt das Folgeverhalten der Grenzfläche. Die Folgegeschwindigkeit der Grenzfläche soll maximal sein, wenn Fließfläche und Grenzfläche sich im Spannungspunkt nahezu berühren, und für größere Abstände zwischen den beiden Spannungspunkten \underline{t} und \underline{t}^* im Vergleich zu $\underline{\alpha}$ kontinuierlich abnehmen. Der Abklingmodul der Grenzfläche Ψ_2

$$\underline{\alpha}_2^\nabla = \Psi_2 \underline{e}_\eta, \quad (5.28)$$

$$\Psi_2 = \Psi_2(\underline{\alpha}^*, \underline{\alpha}, l, \mu) \quad (5.29)$$

beschreibt das zyklische Kriechverhalten des Materials. Um die Tangentialitätsbedingung zwischen Fließfläche und Grenzfläche nicht zu verletzen, wird kein klassischer Abklingterm, sondern eine Bewegung der Grenzfläche entlang von \underline{e}_η gewählt. Der Abklingmodul der Grenzfläche ist zwangsläufig von $\underline{\alpha}^*$ und einer geeigneten Geschwindigkeit ($\underline{\alpha}$) abhängig. Der Einfluß der Größe der Belastung auf das Ratchetting kann z. B. durch l und der Übergang vom transienten ins asymptotische Ratchetting bzw. Shakedown durch die geleistete Verfestigungsarbeit μ beschrieben werden.

Die Regel für die Entwicklung des kinematischen Spannungsanteils stimmt mit der von Pape überein. Sie gewährleistet zusammen mit den Gleichungen (5.4), (5.23), (5.26) und (5.28), daß kein Überschneiden zwischen Fließfläche und Grenzfläche auftritt.

$$\underline{\alpha}^\nabla = \Lambda \dot{\underline{\mu}} \underline{\eta}, \quad (5.30)$$

$$\Lambda = \Lambda(\underline{\alpha}, \underline{\alpha}^*, l, \mu, \underline{\nu}). \quad (5.31)$$

An den kinematischen Modul Λ werden geänderte Anforderungen gestellt. Eine Offset-Variable wie δ (Gleichung (4.P11) und (4.P13)) soll nicht benutzt werden, da eine sinnvolle Definition für einen erneuten Fließbeginn bei komplexeren nichtproportionalen Prozessen nicht immer eindeutig ist und da ohnehin das diskrete Setzen

von Offset-Variablen nicht unumstritten ist. Statt dessen sollen in den kinematischen Modul die Lage der Fließfläche und der Grenzfläche, die Memory-Variable l und ggf. die Verfestigungsarbeit, die das Einspielverhalten beeinflussen kann, sowie eine Größe als Maß für Nichtproportionalität wie z. B. $\underline{\nu}$ eingehen.

Ohne genaue Kenntnis der Materialfunktionen läßt sich jetzt vorab für das modifizierte MFG-Modell die inelastische Verzerrungsgeschwindigkeit \underline{D}_i bestimmen. Gesucht wird das λ der Normalenregel (Gleichung (5.16)). Es läßt sich aus der Konsistenzbedingung $\dot{\underline{F}} = 0$ bestimmen.

$$\dot{\underline{F}} = 0 = (\underline{t} - \underline{\alpha}) : \left(\overset{\nabla}{\underline{t}} - \overset{\nabla}{\underline{\alpha}} \right) - k\Gamma\dot{\mu}\|\underline{\eta}\|. \quad (5.32)$$

Ein sukzessives Einsetzen der Gleichungen (5.16) in (5.14) in (5.30) in (5.32) und (5.14) in (5.32) liefert

$$\lambda = \frac{(\underline{t} - \underline{\alpha}) : \overset{\nabla}{\underline{t}}}{2k^2 h_m} \quad (5.33)$$

mit dem Verfestigungsmodul

$$h_m = \Lambda (\underline{t} - \underline{\alpha}) : \underline{\eta} + k\Gamma\|\underline{\eta}\|. \quad (5.34)$$

Damit ergibt sich die inelastische Verzerrungsgeschwindigkeit \underline{D}_i in Abhängigkeit von $\overset{\nabla}{\underline{t}}$:

$$\underline{D}_i = \frac{(\underline{t} - \underline{\alpha}) : \overset{\nabla}{\underline{t}}}{k^2 h_m} (\underline{t} - \underline{\alpha}). \quad (5.35)$$

Diese Formulierung kann unmittelbar für spannungsgesteuerte Prozesse genutzt werden. Bei dehnungsgesteuerter Prozeßführung läßt sich \underline{D}_i bestimmen, indem Gleichung (5.18) unter der Annahme der Volumenkonstanz ($\nu = 0,5$) skalar mit $(\underline{t} - \underline{\alpha})$ multipliziert

$$(\underline{t} - \underline{\alpha}) : \underline{D} = (\underline{t} - \underline{\alpha}) : \overset{\nabla}{\underline{t}} \left[\frac{1}{2G} + \frac{1}{h_m} \right] \quad (5.36)$$

und dann in Gleichung (5.35) eingesetzt wird:

$$\underline{D}_i = 2G \frac{(\underline{t} - \underline{\alpha}) : \underline{D}}{k^2(h_m + 2G)} (\underline{t} - \underline{\alpha}). \quad (5.37)$$

In diesem Fall ergibt sich $\underline{\dot{t}}^\nabla$ aus Gleichung (5.18):

$$\underline{\dot{t}}^\nabla = 2G(\underline{D} - \underline{D}_i). \quad (5.38)$$

5. 2 Anpassen der Materialfunktionen und -parameter

Das Kapitel 2.3.3 liefert die Gleichungen zur Bestimmung von Dehnung ϵ , Gleitung γ , Normalspannung σ und Schubspannung τ sowie für die daraus abgeleiteten Größen ϵ_i , $\sigma_{iso} = \sqrt{\frac{3}{2}}k$ und $\sigma_{kin} = \alpha$. In Torsionsrichtung lassen sich die entsprechenden Formulierungen aufstellen. Ein direkter Bezug zu den tensorwertigen Größen des Kapitels 5.1 läßt sich unmittelbar herstellen, wenn bei nichtproportionalen Belastungen von kleinen Verzerrungen ausgegangen wird. Dann stimmen räumliche und materielle Zeitableitungen hinreichend gut überein und es gilt:

$$\underline{D} = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon} & \frac{1}{2}\dot{\gamma} & 0 \\ \frac{1}{2}\dot{\gamma} & -\frac{1}{2}\dot{\epsilon} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2}\dot{\epsilon} \end{pmatrix} \quad (5.39)$$

$$\underline{t} = \begin{pmatrix} \frac{2}{3}\sigma & \tau & 0 \\ \tau & -\frac{1}{3}\sigma & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{3}\sigma \end{pmatrix} \quad (5.40)$$

$$\underline{\alpha} = \begin{pmatrix} \frac{2}{3}\alpha & \alpha_t & 0 \\ \alpha_t & -\frac{1}{3}\alpha & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{3}\alpha \end{pmatrix} \quad (5.41)$$

$$\underline{t}^* = \begin{pmatrix} \frac{2}{3}\sigma^* & \tau^* & 0 \\ \tau^* & -\frac{1}{3}\sigma^* & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{3}\sigma^* \end{pmatrix} \quad (5.42)$$

$$\underline{\alpha}^* = \begin{pmatrix} \frac{2}{3}\alpha^* & \alpha_t^* & 0 \\ \alpha_t^* & -\frac{1}{3}\alpha^* & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{3}\alpha^* \end{pmatrix} \quad (5.43)$$

Damit ist ein eindeutiger Bezug zwischen den experimentell ermittelten skalaren Größen und den tensorwertigen Größen der Stoffgesetzformulierung hergestellt, und die experimentell ermittelten Größen können zur Bestimmung und Anpassung der Materialfunktionen genutzt werden.

5.2.1 Isotroper Modul

Die Anpassung des isotropen Moduls Γ

$$\dot{k} = \Gamma \dot{\mu} \|\underline{\eta}\|, \quad (5.23)$$

$$\Gamma = \Gamma(k, l, f_{np}) \quad (5.24)$$

geschieht auf Basis der Abbildung 3.22. Sie zeigt eine lineare Abhängigkeit des isotropen Spannungsanteils von der Amplitude des kinematischen Spannungsanteils im stationären Zyklus. Im stationären Fall entspricht $\Delta\alpha/2$ weitgehend der Memoryvariablen l . k strebt zu einem Grenzwert k_{gr} hin. Die Geschwindigkeit der Annäherung wird durch t_1 kontrolliert.

$$\Gamma = \frac{1}{t_1^2} (k_{gr} - k). \quad (5.44)$$

Bei nichtproportionalen Prozessen wurde eine zusätzliche isotrope Verfestigung beobachtet, die ebenfalls in k_{gr} eingeht.

$$k_{gr} = k_0 + r_1 l + f_{np} k_{np}. \quad (5.45)$$

Die Konstanten k_0 und r_1 lassen sich durch lineare Regression aus Abb. 3.22 bestimmen.

$$k_0 = \sqrt{\frac{2}{3}} 153,5 \text{ MPa} = 125,3 \text{ MPa},$$

$$r_1 = 0,1495.$$

Aus Abb. 3.2 ergibt sich als Startwert von k der anfängliche Fließflächendurchmesser

$$k_f = \sqrt{\frac{2}{3}} 167 \text{ MPa} = 136,4 \text{ MPa}.$$

Dementsprechend beträgt durch die zyklische Zug-/Druckvorbelastung der Startwert von α

$$\alpha_0 = 41 \text{ MPa}.$$

Die Konstanten t_1 und k_{np} werden durch Testrechnungen ermittelt. Da der Einfluß der isotropen Verfestigung bei radialen Belastungen gering ist, ist die Wahl von t_1

in großen Bereichen möglich. k_{np} ergibt sich aus abschließenden nichtproportionalen Simulationsrechnungen des rechteckigen und kreisförmigen Belastungspfades im Dehnungsraum.

$$k_{np} = 100 \text{ MPa},$$

$$t_1 = 37 \text{ MPa}.$$

5. 2. 2 Folgemodul der Grenzfläche und kinematischer Modul

Der Folgemodul der Grenzfläche und der kinematische Modul üben gegenseitig einen starken Einfluß aufeinander aus. Die Anpassung erfolgt zum großen Teil aufgrund der ersten Zyklen der zyklischen Zug-/Druckversuche. In diesen Zyklen stellt sich bei Prozessen mit Spannungsvorgaben eine grobe Symmetrie der Bewegung der Grenzfläche um den Spannungsmittelwert σ_{mit} ein. Diese hängt deutlich stärker vom Folgeterm $\underline{\alpha}_1^*$ als vom Abklingterm $\underline{\alpha}_2^*$ der Grenzfläche ab. Deshalb wird der Abklingterm zunächst vernachlässigt und später über den Bereich großer Zykluszahlen angepaßt. Zunächst wird ein Ansatz für Ψ_1 gewählt, der ein symmetrisches Verhalten ermöglicht:

$$\underline{\alpha}_1^* = \Psi_1 \underline{\alpha}, \quad (5.26)$$

$$\Psi_1 = \Psi_1(\underline{\eta}, k, k^*), \quad (5.27)$$

$$\Psi_1 = \left(1 - \frac{\|\underline{\eta}\|}{2(k^* - k)} \right)^{m_1}. \quad (5.46)$$

Ψ_1 bewirkt, daß die Grenzfläche der Fließfläche immer mit reduzierter Rate folgt. Je näher sich die Fließfläche der Grenzfläche annähert, desto schneller folgt die Grenzfläche nach. Der konstante Grenzflächendurchmesser k^* und der Exponent m_1 müssen geeignet gewählt werden. Folgeterme, die von der Differenz zwischen $\underline{\alpha}$ und $\underline{\alpha}^*$ abhängen, haben sich bei der vom Folgeterm beeinflussten Bestimmung des kinematischen Moduls nicht bewährt.

Die kinematische Verfestigung wird durch die Verfestigungsarbeitsrate, den kinematischen Modul Λ und den Verbindungsvektor zwischen dem aktuellen Spannungspunkt und dem Bezugspunkt auf der Grenzfläche bestimmt.

$$\underline{\alpha} = \Lambda \dot{\underline{\eta}}, \quad (5.30)$$

$$\Lambda = \Lambda(\underline{\alpha}, \underline{\alpha}^*, l, \mu, \nu). \quad (5.31)$$

Es wird deutlich, daß Λ nur bestimmt werden kann, wenn die Entwicklung der Grenzfläche (Gleichung (5.46)) vorgegeben ist. Λ soll direkt aus den eindimensionalen Versuchsergebnissen ermittelt werden. Unter der Annahme, daß sich der Fließflächendurchmesser k innerhalb eines Belastungszweiges kaum ändert, lassen sich α , $\dot{\alpha}$, $\dot{\epsilon}_i$ und mit Gleichung 5.46 auch σ^* bestimmen. Mit dem nach der vorherigen Belastungsumkehr bestimmten k ergibt sich dann näherungsweise

$$\Lambda \approx \frac{\dot{\alpha}}{k\dot{\epsilon}_i(\sigma^* - \sigma)} \quad (5.47)$$

für die eindimensionale Belastung. Trägt man das so ermittelte

$$\Lambda = \Lambda(q, l, \mu) \quad (5.48)$$

für verschiedenen Versuche und mehrere Belastungspfade über eine geeignete Größe q auf, so ergeben sich mehr oder weniger stark streuende Kurven. Nach verschiedenen Tests wurde für eindimensionale Belastungen

$$q = (\alpha - \alpha^*)\text{sgn}(\dot{\epsilon}) \quad (5.49a)$$

gewählt. Eine äquivalente tensorielle Formulierung zeigen die drei folgenden Gleichungen, die sich im Doppeltskalarprodukt durch unterschiedliche Einheitstensoren unterscheiden. Sie bewirken ein unterschiedliches Erfassen von Nichtproportionalitäten. Nach vergleichenden nichtproportionalen Rechnungen wurde der Ansatz aus Gleichung (5.49b) gewählt.

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}}(\underline{\alpha} - \underline{\alpha}^*) : \underline{e}_\nu, \quad (5.49b)$$

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}}(\underline{\alpha} - \underline{\alpha}^*) : \underline{n}, \quad (5.49c)$$

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}}(\underline{\alpha} - \underline{\alpha}^*) : \underline{e}_\eta. \quad (5.49d)$$

Es ergeben sich monoton fallende Funktionen wie in Abb. 5.2. Die Lage und Streuung der Kurven hängt davon ab, ob ein Belastungspfad oder ein Entlastungspfad beobachtet wird, wie groß die Mittelspannung und wie groß die Spannungs- bzw. Dehnungsamplitude eines Versuches ist. Durch Veränderung von k^* und m_1 läßt sich

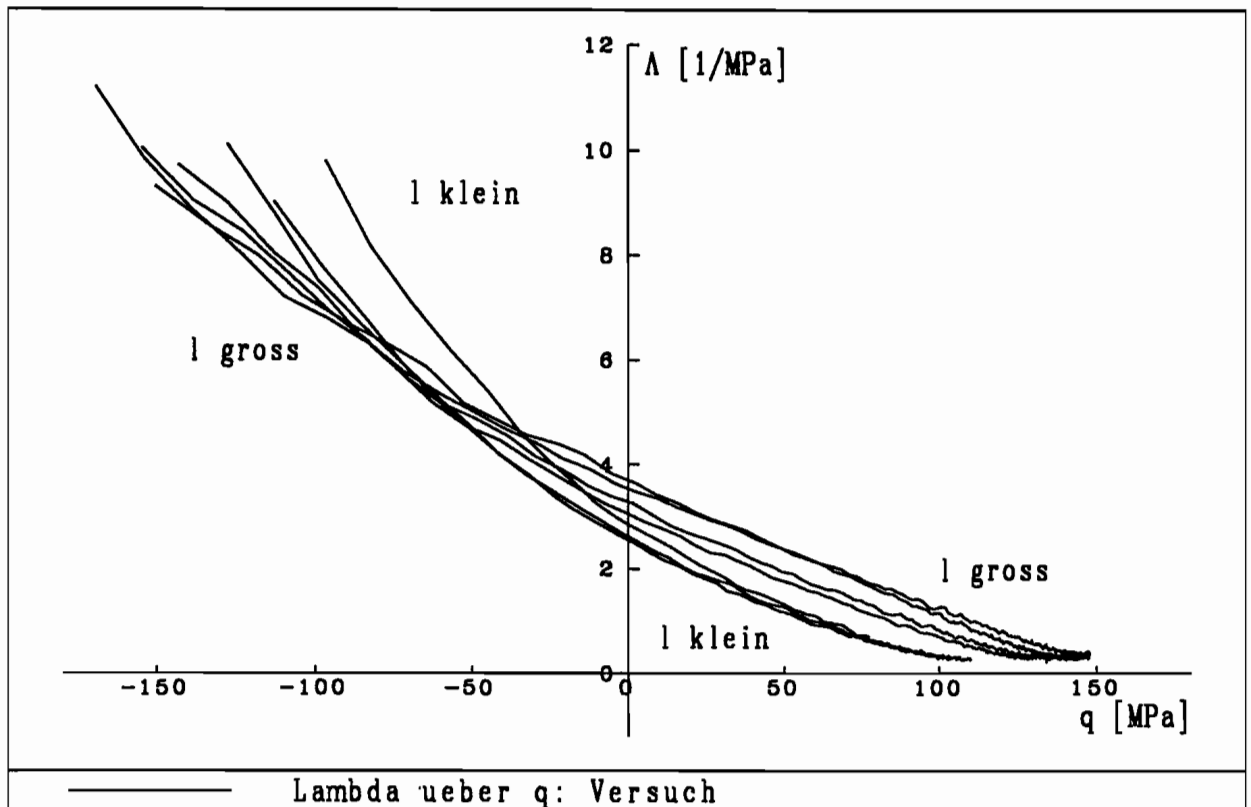


Abb. 5.2

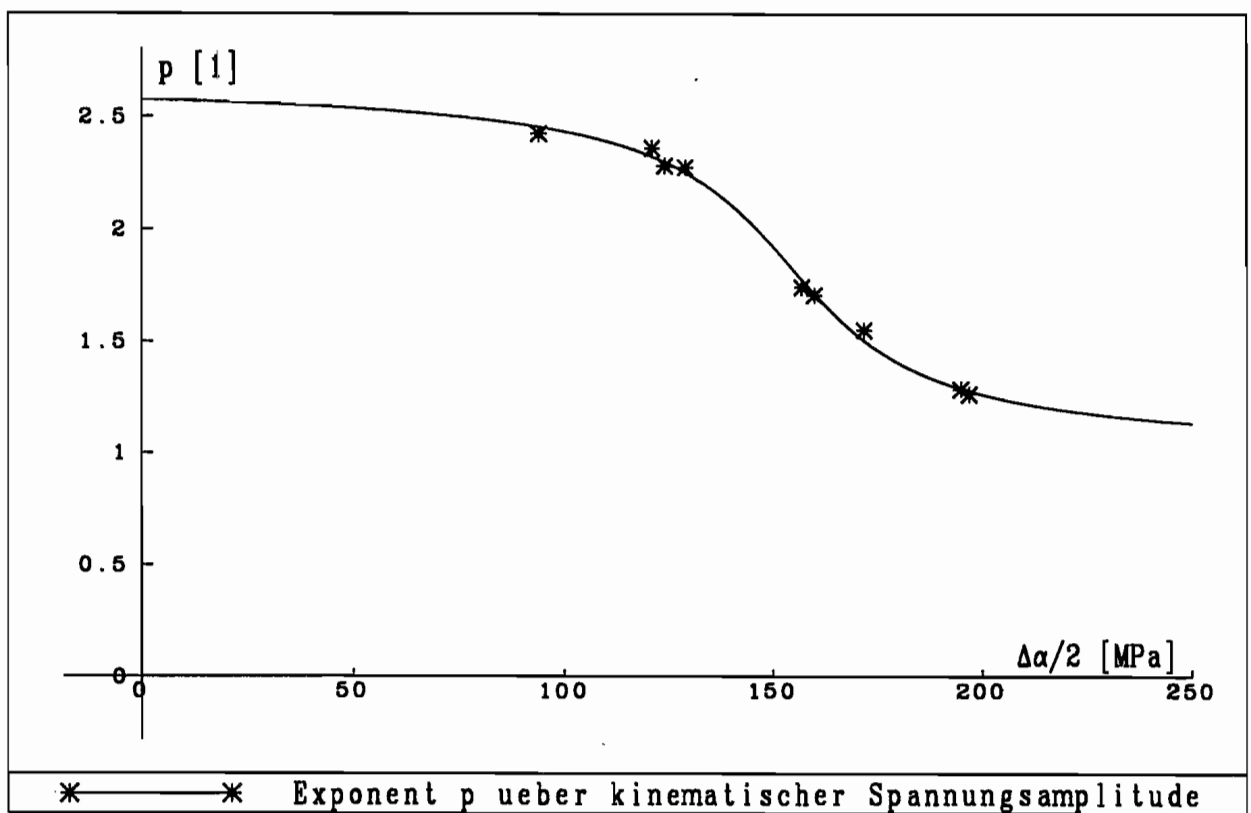


Abb. 5.3

erreichen, daß sowohl die Abweichung zwischen den Belastungspfaden eines Versuches, als auch die Streuung aller betrachteten Versuche minimiert wird. Schließlich wird

$$k^* = \sqrt{\frac{2}{3}} 375 \text{ MPa} = 306,2 \text{ MPa}$$

und

$$m_1 = 3$$

gewählt. Das Ergebnis zeigt Abb. 5.3. Die Kurven sind bei kleinen Mikroflächendurchmessern ($l \approx \sqrt{\frac{2}{3}} \Delta\alpha/2$) stärker gekrümmt als bei großem l . Die Kurven mit kleinem l liegen im linken Teil der Abbildung höher als die Kurven mit großem l . Die Kurven verlaufen alle von links oben nach rechts unten und gehen asymptotisch gegen einen kleinen endlichen Wert. Dieser Wert steigt mit zunehmender Zykluszahl, d. h. zunehmender Verfestigungsarbeit, etwas an. Jede Kurve dieser Schar kann im linken Bereich durch eine Potenzfunktion und nach Erreichen des Minimalwertes durch eine horizontale Gerade beschrieben werden.

$$\Lambda = \Lambda_1 \left\langle \frac{t_2 - q}{t_0} \right\rangle^p + \Lambda_2 + \Lambda_3(\mu). \quad (5.50)$$

Für $q < t_2$ ist Λ eine Potenzfunktion mit Minimum in $(t_2, \Lambda_2 + \Lambda_3)$, für $q > t_2$ ist $\Lambda = \Lambda_2 + \Lambda_3$. In den ersten Zyklen, die hier dargestellt sind, ist die zusätzliche Verfestigung aufgrund von Λ_3 zu vernachlässigen.

$$\Lambda_2 \gg \Lambda_3(\mu) \approx 0 \quad (5.51)$$

Im Mittel über mehrere Versuche wird

$$\Lambda_2 = 0,28 \frac{1}{\text{MPa}}$$

bestimmt. Weiterhin wird zur Entdimensionierung

$$t_0 = 1 \text{ MPa}$$

eingeführt. Nachfolgend werden für eine Gruppe von Kurven mit verschiedenem l durch ein Fehlerminimierungsverfahren immer wieder die freien Parameter in Gleichung (5.50) bestimmt. Nach dem ersten Durchlauf wird ein gemeinsames Minimum der Potenzfunktion bei

$$t_2 = 145 \text{ MPa}$$

gemittelt. Danach wird mit gesetztem t_2 der ideale Exponent p für jede Kurve bestimmt. In Abb. 5.3 wird p in Abhängigkeit von l aufgetragen. Die Punkteschar wird durch die durchgezogene Linie angenähert.

$$p = 1 + r_2 \left[\frac{\pi}{2} - \arctan \left(\frac{l - t_3}{t_4} \right) \right]. \quad (5.52)$$

Der Minimalwert 1 wurde gewählt, damit die Kurven entsprechend Abb. 5.2 immer linksgekrümmt sind. Die Wahl der Arcustangens-Funktion war willkürlich und soll einen niedrigen flachen Verlauf für große l , einen hohen flachen Verlauf für kleine l und einen steilen Übergang ermöglichen. Die gewählten Parameter entstammen einem Optimierungsalgorithmus:

$$r_2 = 0,5384,$$

$$t_3 = 126,14 \text{ MPa},$$

$$t_4 = 20,26 \text{ MPa}.$$

Die Kurven aus Abb. 5.2 werden nach der Wahl von Λ_2 , t_2 und p nochmals angepaßt, um den geeigneten Vorfaktor Λ_1 zu ermitteln. Das Ergebnis wird durch Zentralsymbole in Abb. 5.4 dargestellt. Λ_1 ist logarithmisch über dem Exponenten p aufgetragen. Der Verlauf ist nahezu linear. Weil er im unteren Bereich jedoch etwas flacher erscheint, wird er durch zwei verschiedene Geraden angenähert.

$$\Lambda_1 = \frac{1}{t_0} \exp(r_3 + r_4 p), \quad (5.53)$$

$$p \leq 2,262 \Rightarrow \begin{cases} r_3 = 1,8163 \\ r_4 = -5,4157 \end{cases},$$

$$p \geq 2,262 \Rightarrow \begin{cases} r_3 = -0,7747 \\ r_4 = -4,2704 \end{cases}.$$

Durch die bisherige Ermittlung des Folgemoduls der Grenzfläche und der wesentlichen Teile des kinematischen Moduls wird sowohl die Kurvenform als auch die Spannungsamplitude (bei Dehnungsvorgaben) für kleine Zykluszahlen modelliert. Die gute Übereinstimmung zwischen dem experimentell ermittelten kinematischen Modul und dem berechneten kinematischen Modul zeigt Abb. 5.5. Die zusätzliche Verfestigung durch Λ_3 beschreibt das Verfestigungsverhalten für große Zykluszahlen. Das erwartete Verhalten zeigt z. B. Abb. 3.15. Durch Vergleichsrechnungen und einen geeigneten Exponentialansatz in Abhängigkeit von der Verfestigungsarbeit

$$\Lambda_3 = \frac{1}{t_5} \left[1 - \exp \left(-\frac{\mu}{t_6} \right) \right] \quad (5.54)$$

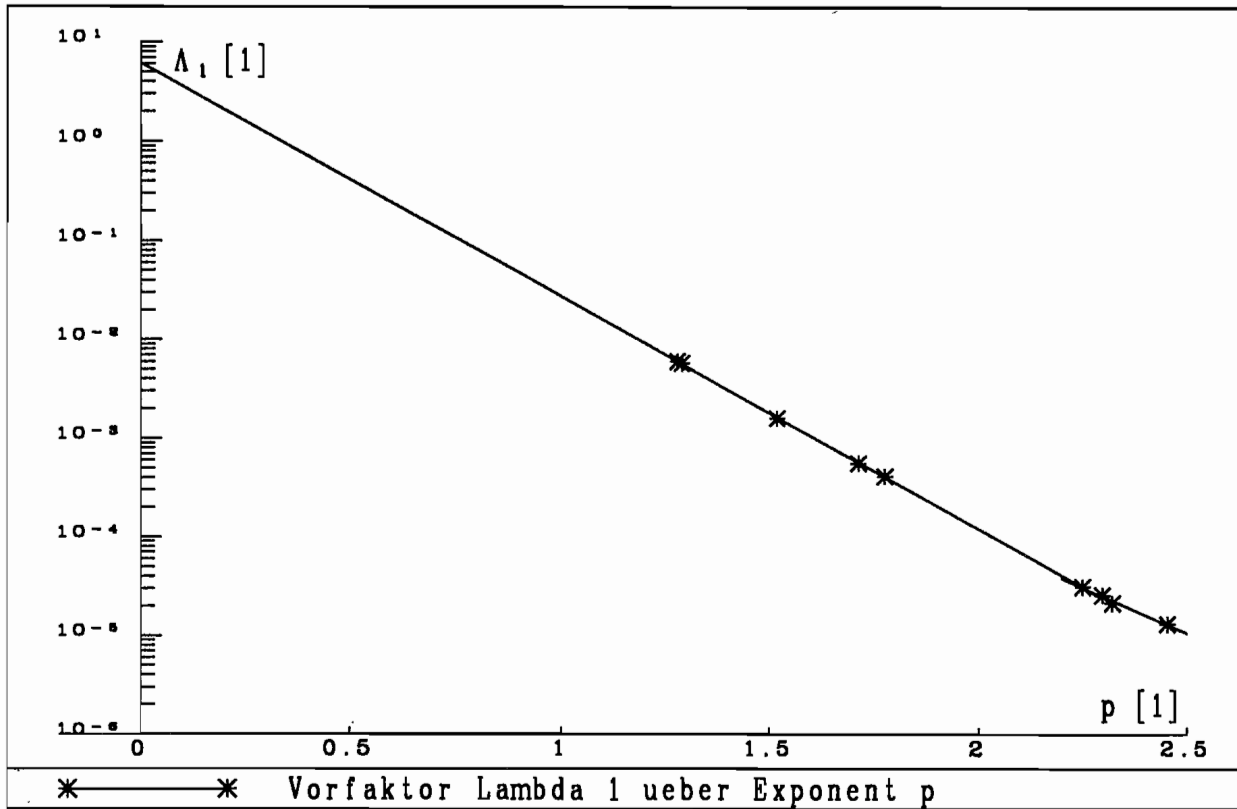


Abb. 5.4

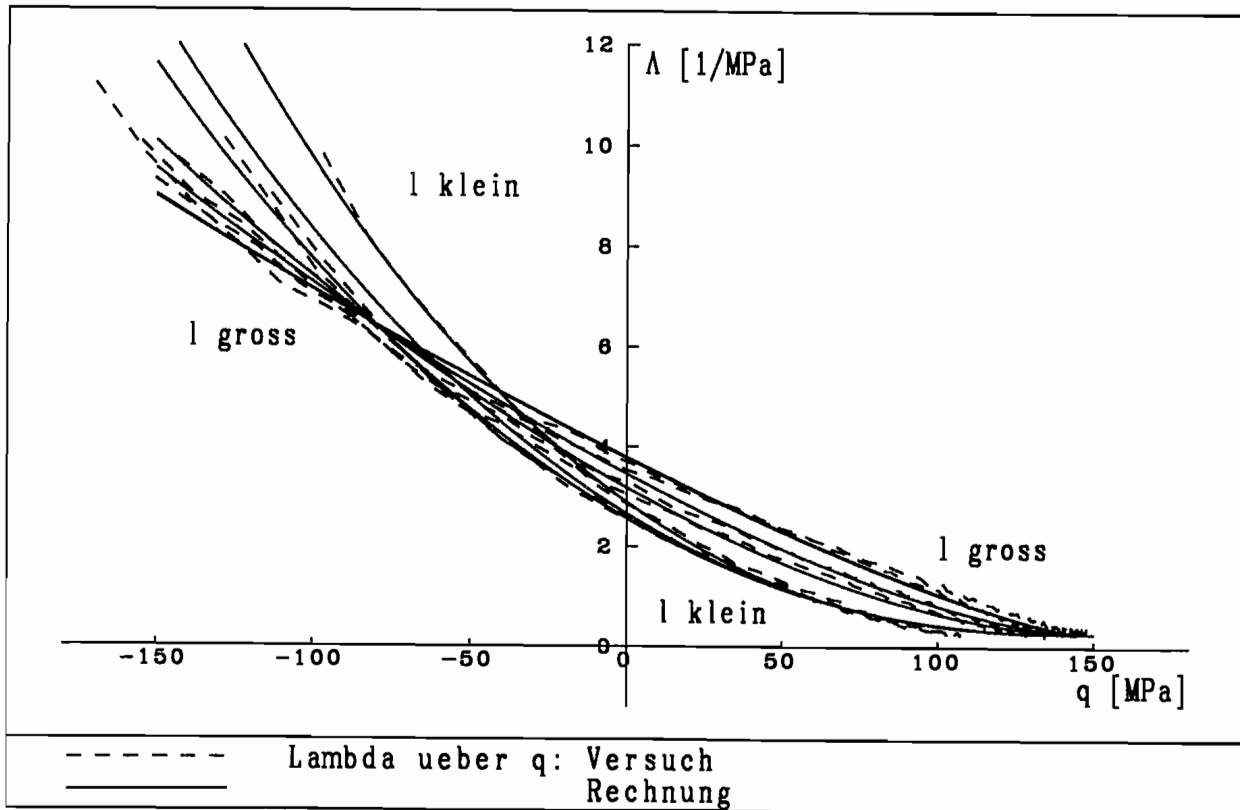


Abb. 5.5

lassen sich die notwendigen Konstanten t_5 und t_6 bestimmen:

$$t_5 = 9 \text{ MPa},$$

$$t_6 = 500 \text{ MPa}.$$

5. 2. 3 Abklingmodul der Grenzfläche

Die bisherige Modellierung ermöglicht eine gute Vorhersage der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bei Dehnungsvorgaben. Der Folgeterm der Grenzfläche stellt symmetrische Verhältnisse zwischen Fließfläche und Grenzfläche her. Deshalb stabilisieren sich auch Zyklen mit Spannungsvorgaben nach kurzer Zeit. Der Abklingterm der Grenzfläche dient nun zur Kontrolle des Ratchetting.

$$\underline{\alpha}_2^\nabla = \Psi_2 \underline{e}_\eta, \quad (5.28)$$

$$\Psi_2 = \Psi_2(\underline{\alpha}^*, \underline{\alpha}^\nabla, l, \mu). \quad (5.29)$$

In Gleichung (5.28) ist die Tangentialitätsbedingung zwischen Fließfläche und Grenzfläche berücksichtigt. Ein klassischer Abklingterm wie

$$\underline{\alpha}_2^+ = -R\dot{\alpha}_v \underline{\alpha}^* \quad (5.55)$$

mit

$$\dot{\alpha}_v = \sqrt{\underline{\alpha}^\nabla : \underline{\alpha}^\nabla} \quad (5.56)$$

verletzt die Tangentialitätsbedingung und führt bei nichtproportionaler Prozeßführung zwar nicht unbedingt zur Überschneidung der beiden Flächen, jedoch auf jeden Fall zu wenig sinnvollen Konstellationen. Deshalb wird $\underline{\alpha}_2^+$ auf die Verbindung $\underline{\eta}$ zwischen \underline{t} und \underline{t}^* projiziert. Es ergibt sich der Abklingmodul der Grenzfläche

$$\Psi_2 = \underline{\alpha}_2^+ : \underline{e}_\eta, \quad (5.57a)$$

$$\Psi_2 = -R\dot{\alpha}_v(\underline{\alpha}^* : \underline{e}_\eta), \quad (5.57b)$$

und damit der Abklingterm

$$\underline{\alpha}_2^* = -R\dot{\alpha}_v(\underline{\alpha}^* : \underline{e}_\eta)\underline{e}_\eta. \quad (5.58)$$

Der Faktor R ist die einzige freie Größe in Gleichung (5.57) und muß dementsprechend so gestaltet werden, daß das zyklische Kriechen sowohl im transienten als auch im asymptotischen Bereich richtig modelliert wird. Das im experimentellen Programm nicht beobachtete Shakedown wird vorhergesagt, wenn R verschwindet. Innerhalb eines Versuches führt ein großes R zu starkem zyklischen Kriechen (transienter Bereich), ein kleines R zu schwachem zyklischen Kriechen (asymptotischer Bereich). Bei Belastungen mit größerer Spannungsamplitude und größerer Mittelspannung, d. h. bei größerem l , wird überproportional stärkeres zyklisches Kriechen erwartet. R muß also mit wachsendem l zunehmen und mit wachsender Verfestigungsarbeit μ abnehmen und sich asymptotisch einem kleinen Wert nähern. Es wird der folgende Ansatz für R gewählt:

$$R = \left[r_6 + \exp\left(-\frac{\mu}{t_7}\right) (r_5 - r_6) \right] \frac{l^{m_2}}{t_0^{m_2+1}}. \quad (5.59)$$

Durch r_5 wird das Maximum und durch r_6 das Minimum des Abklingmoduls festgelegt. t_7 bestimmt, wie schnell der exponentielle Übergang von r_5 nach r_6 erfolgt. Durch den Exponenten m_2 kann die Überproportionalität des Ratchetting in Bezug auf die Belastungsgrößen beeinflusst werden.

Die Anpassung ist mit vielen Versuchsrechnungen verbunden. Zunächst werden die Parameter für einen Versuch aus der Mitte des untersuchten Feldes (z. B. $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$ und $\Delta\sigma/2 = 300 \text{ MPa}$) für verschiedene Werte von m_2 grob optimiert. Dabei wird besonders Wert auf die Ratchettingrate im asymptotischen Bereich gelegt. Mit diesen Parametersätzen wird eine größere Anzahl von Versuchen nachgerechnet und nach der Beurteilung der stationären Ratchettingraten wird

$$m_2 = 3$$

gewählt. Der Dehnungszuwachs je Zyklus im stationären Bereich ist in Abb. 5.6 dreidimensional dargestellt. Die Überproportionalität in Abhängigkeit von der Spannungsamplitude und dem Spannungsmittelwert ist klar zu erkennen. Zur Feinanpassung der Parameter t_7 , r_5 und r_6 wird ein großer Teil der durchgeführten Versuche mit Spannungsvorgaben jeweils über mehrere hundert Zyklen nachgerechnet. Die errechneten Maximaldehnungen in jedem Zyklus werden mit den experimentellen Ergebnissen (z. B. Abb. 3.35) verglichen. Durch Variation der Parameter wird ein geeignetes Fehlermaß minimiert. Da jede einzelne Fehlermaßbestimmung das Berechnen von 2600 Zyklen erfordert, wird die Parameteroptimierung nicht mit der zwar

sehr wirkungsvollen, aber auch sehr zeitintensiven Evolutionsstrategie (RECHENBERG [1973]; FORNEFELD [1990]) durchgeführt. Es wird in Anlehnung an übliche Gradientenverfahren gearbeitet. Dadurch, daß der Einfluß der einzelnen Parameter vorab bekannt ist, kann durch externe Beeinflussung die Konvergenzgeschwindigkeit erheblich erhöht werden. Abschließend werden die folgenden Parameter gewählt.

$$t_7 = 173,88 \text{ MPa},$$

$$r_5 = 5,078 \cdot 10^{-11},$$

$$r_6 = 9,35 \cdot 10^{-12}.$$

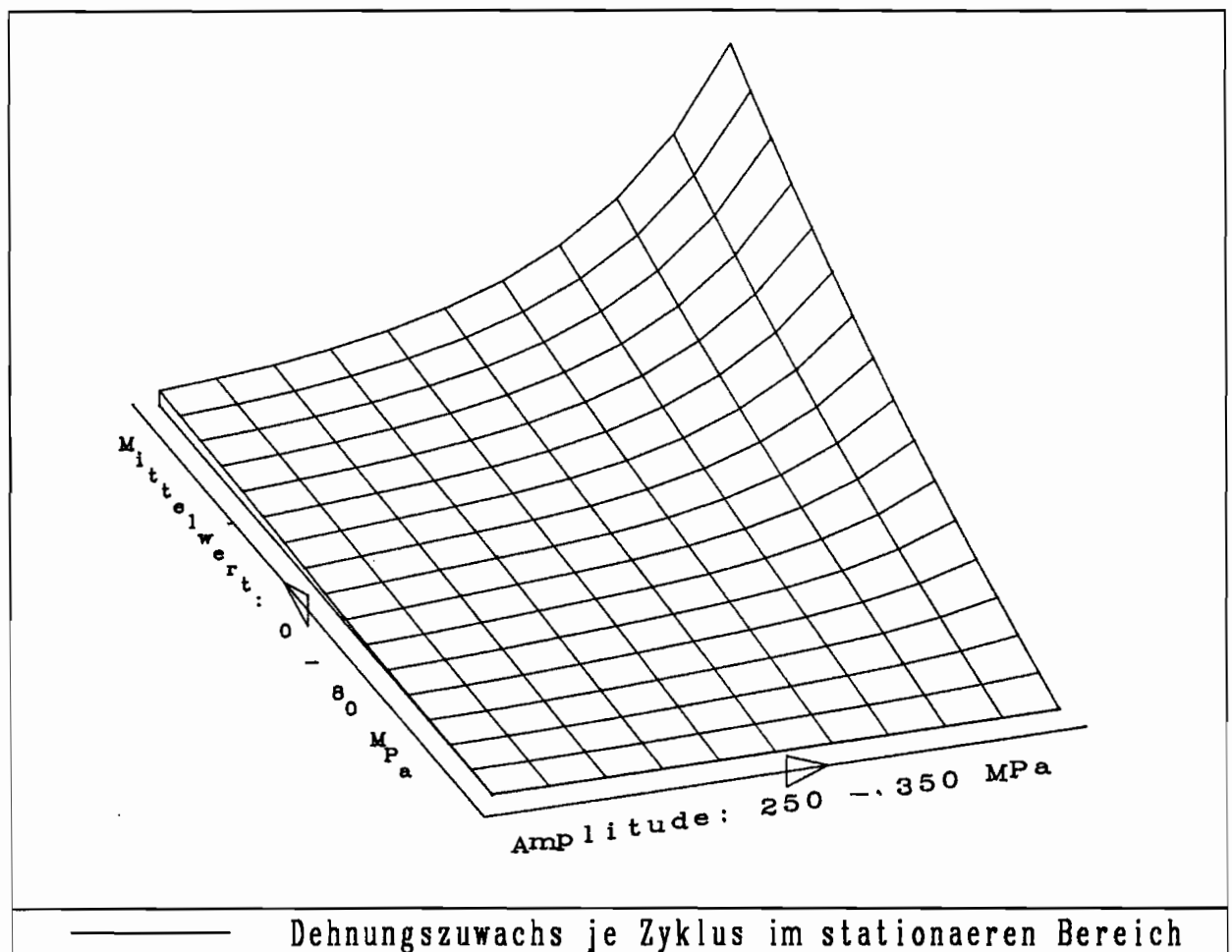


Abb. 5.6

In Abb. 5.7 wird der Verlauf des Faktors R für verschiedene l über der Verfestigungsarbeit μ aufgetragen. Es ist deutlich der Unterschied zwischen dem transienten und

dem asymptotischen Bereich zu erkennen.

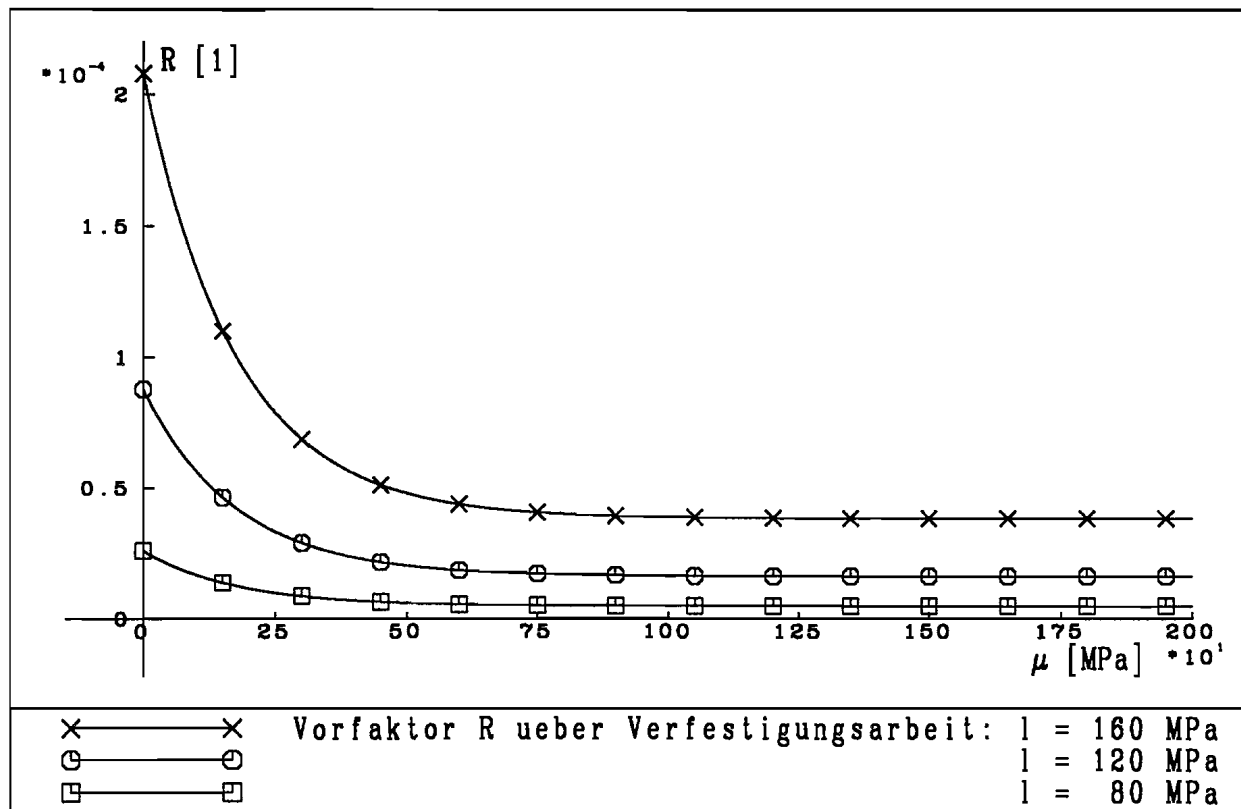


Abb. 5.7

5.2.4 Entfestigungsmodul

Die Wahl des Entfestigungsmoduls beeinflusst das Gedächtnis der Mikrofläche.

$$\dot{l} = \Delta \dot{\mu}, \quad (5.21)$$

$$\Delta = \Delta(\underline{\alpha}, \underline{\alpha}^*, l). \quad (5.22)$$

Mit Papes Entfestigungsmodul wird ein Gedächtnis modelliert, das allmählich verschwindet.

$$\Delta = r_7 \Lambda \left(\frac{\underline{\alpha} : \underline{\alpha}}{l^2} - 1 \right) < 0. \quad (5.60a).$$

Der folgende Ansatz hat den Vorteil, daß das Erinnerungsvermögen an vorherige Belastungen zwar abnimmt, aber nicht ganz verschwindet.

$$\Delta = r_7 \Lambda \frac{\underline{\alpha} : \underline{\eta}}{l} \quad (0 \leq r_7 \leq 1). \quad (5.60b)$$

Bei diesem Ansatz ist die Änderung von l , wie bei der Verfestigung der Mikrofläche, direkt an die Änderung von $\underline{\alpha}$ gekoppelt, jedoch mit einer verminderten Rate. Dementsprechend vergrößert sich die Mikrofläche auch wieder langsam, wenn $M < 0$ ist, aber $\underline{\alpha}$ nach außen zeigt. Je größer r_7 gewählt wird, desto schneller und stärker schwindet bei Amplitudenverkleinerung die Erinnerung der Mikrofläche. Der große Nachteil beider Formulierungen ist, daß sie nicht mit den Ansätzen für das zyklische Kriechen harmonieren. Bei den eindimensionalen zyklischen Versuchen mit Spannungsvorgaben findet mit beiden Ansätzen in der Gegenbelastung grundsätzlich mehr Entfestigung statt als in der vorausgegangenen Belastung. Also ist l im Mittel kleiner. Wenn l gerade im steilen Bereich von Abb. 5.3 liegt, wird durch den Unterschied von l in Belastung und Gegenbelastung die Kurvenform beeinflusst. Dieser Einfluß kann von der gleichen Größenordnung sein wie der Einfluß des Abklingterms der Grenzfläche. Folglich wird das Ratchetting bei bestimmten Versuchsbedingungen völlig falsch vorausgesagt. Wird r_7 klein gewählt, reduziert sich dieser Effekt. Deshalb wird vorläufig

$$r_7 = 0$$

gesetzt. Es ist entweder ein Ansatz für den Entfestigungsmodul Δ zu wählen, der in der beschriebenen Versuchsgruppe zu symmetrischen Verhältnissen führt, oder es müssen Ansatzfunktion für Λ gewählt werden, die zwar den Spannungsverlauf etwas weniger exakt wiedergeben, aber dafür nur sehr unempfindlich auf Änderungen von l reagieren.

5.2.5 Zusammenstellung der Parameter

Die nachfolgende Tabelle gibt einen Überblick über die gewählten Parameter der Stoffgesetzformulierung.

$m_1 = 3$	$r_1 = 0,1495$	$t_0 = 1 \text{ MPa}$
$m_2 = 3$	$r_2 = 0,5384$	$t_1 = 37 \text{ MPa}$
	$r_3 = 1,8163 \text{ (} p \leq 2,262 \text{)}$	$t_2 = 145 \text{ MPa}$
$\Lambda_2 = 0,28/\text{MPa}$	$r_3 = -0,7747 \text{ (} p \geq 2,262 \text{)}$	$t_3 = 126,14 \text{ MPa}$
$\alpha_0 = 41 \text{ MPa}$	$r_4 = -5,4157 \text{ (} p \leq 2,262 \text{)}$	$t_4 = 20,26 \text{ MPa}$
$k_f = 136,4 \text{ MPa}$	$r_4 = -4,2704 \text{ (} p \geq 2,262 \text{)}$	$t_5 = 9 \text{ MPa}$
$k_0 = 125,3 \text{ MPa}$	$r_5 = 5,078 \cdot 10^{-11}$	$t_6 = 500 \text{ MPa}$
$k_{np} = 100 \text{ MPa}$	$r_6 = 9,35 \cdot 10^{-12}$	$t_7 = 173,88 \text{ MPa}$
$k^* = 306,2 \text{ MPa}$	$r_7 = 0$	

Abb. 5.7

Durch die gewählten Parameter wird der Zugversuch für zyklische dehnungsgesteuerte Versuche hinreichend genau wiedergegeben. Da die Anpassung jedoch nicht auf den Zugversuch erfolgt, ist die Modellierung nicht genau genug, um die erste Umkehrdehnung bei Versuchen mit Spannungsvorgaben vorauszusagen. Zu diesem Zweck wurde eine separate Anpassung des kinematischen Moduls Λ für den Zugversuch nach der in Kapitel 5.2.2 beschriebenen Methode durchgeführt.

$$\Lambda = \frac{9,72 \cdot 10^{-5}}{\text{MPa}} \left\langle \frac{98,52 \text{ MPa} - q}{\text{MPa}} \right\rangle^{2,661} + \frac{0,224}{\text{MPa}}. \quad (5.61)$$

6. Vergleich zwischen Experiment und Simulationsrechnung

6. 1 Simulationsprogramm

Eine Verifizierung der gewählten Stoffgesetzformulierung soll mit Hilfe eines Simulationsprogrammes erfolgen. Dieses Programm kann beliebige spannungs- und dehnungsgesteuerte Belastungsprozesse in Zug-/Druck und Torsionsrichtung auf der Basis des modifizierten MFG-Modells berechnen. Zur Vereinfachung der Rechenroutinen beschränkt es sich auf die Verwendung der materiellen Zeitableitung. Im zu untersuchenden Belastungsbereich sind die entstehenden Fehler vernachlässigbar. Berechnungsformeln unter Berücksichtigung einer objektiven Zeitableitung (Jaumann) können analog zu PAPE [1988] entwickelt werden. Zur Zeitintegration nach Runge/Kutta/Merson werden die Routinen D02BBF und D02BHF aus der NAG Workstation Library der Numerical Algorithms Group Ltd benutzt.

Die Darstellungsweise der Berechnungsergebnisse ist weitgehend identisch mit der der experimentellen Ergebnisse. Linien beziehen sich — wenn nicht anders angegeben — auf die Simulation und Zentralsymbole auf die Experimente. In zyklischen Spannungs-Dehnungskurven geben die Zentralsymbole einen für den dargestellten Bereich typischen Zyklus wieder.

6.2 Zugversuche

Abb. 6.1 zeigt einen Zugversuch bis zu einer Dehnung $\epsilon = 4\%$. Die sehr gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment resultiert aus der gezielten Anpassung des Zugversuches (Gleichung (5.61)). Der isotrope Spannungsanteil stimmt mit dem experimentell ermittelten überein. Abb. 6.2 zeigt den gleichen Zugversuch und einen zusätzlichen mit kleiner Zwischenentlastung. Der dargestellte Verlauf ist realistisch und zeigt nach der erneuten Belastung keine sprunghafte Spannungsüberhöhung wie bei Pape. Das Berechnungsergebnis eines Zugversuches bis zu einer Dehnung von 50% zeigt Abb. 6.3. Auch hier ist die Übereinstimmung mit dem Versuch selbst bei großen Dehnungen gut. Das infinitesimale Berühren von Fließfläche und Grenzfläche erweist sich als stabil.

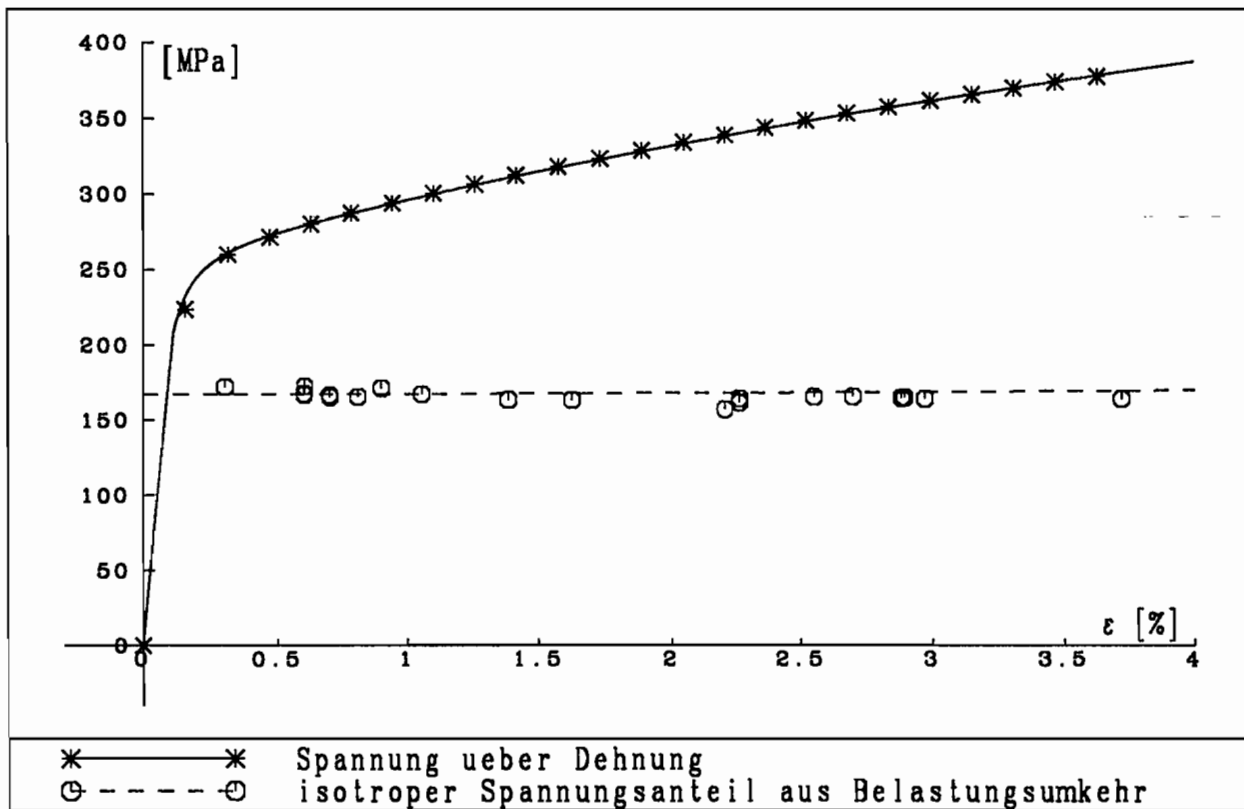


Abb. 6.1

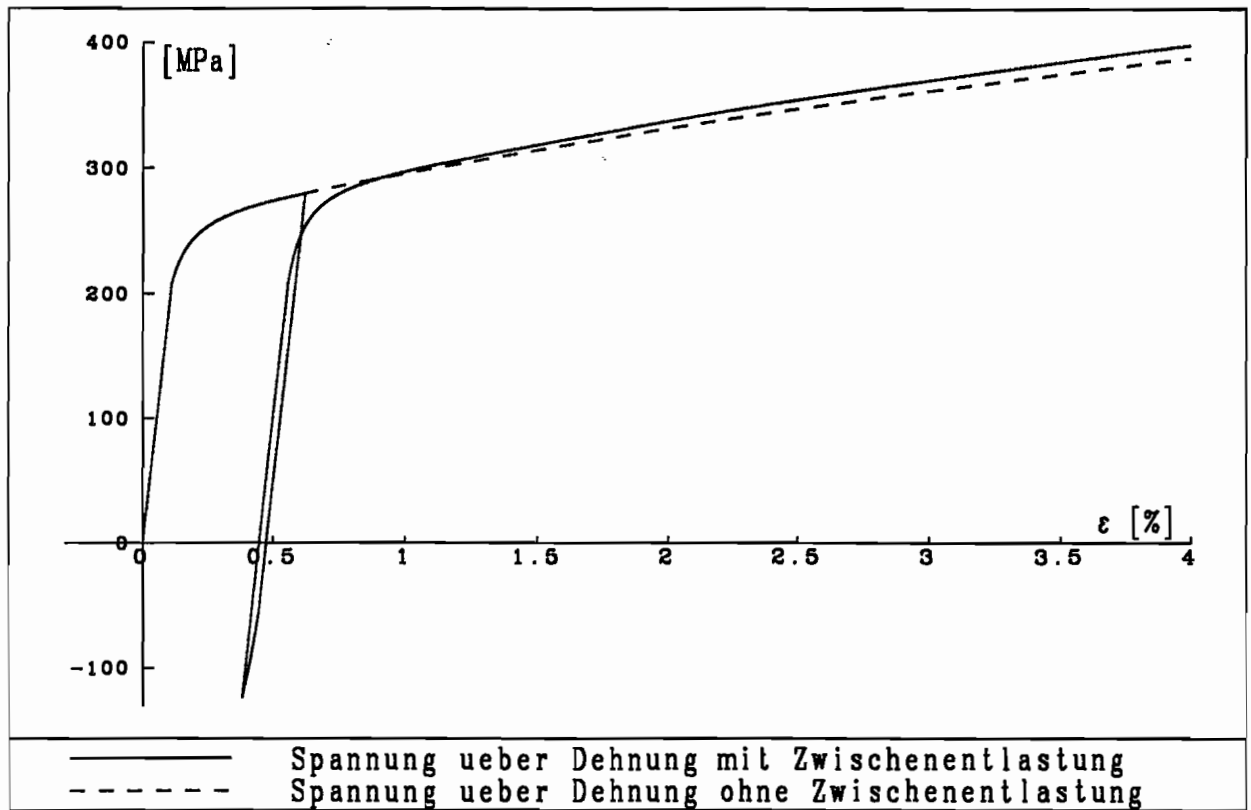


Abb. 6.2

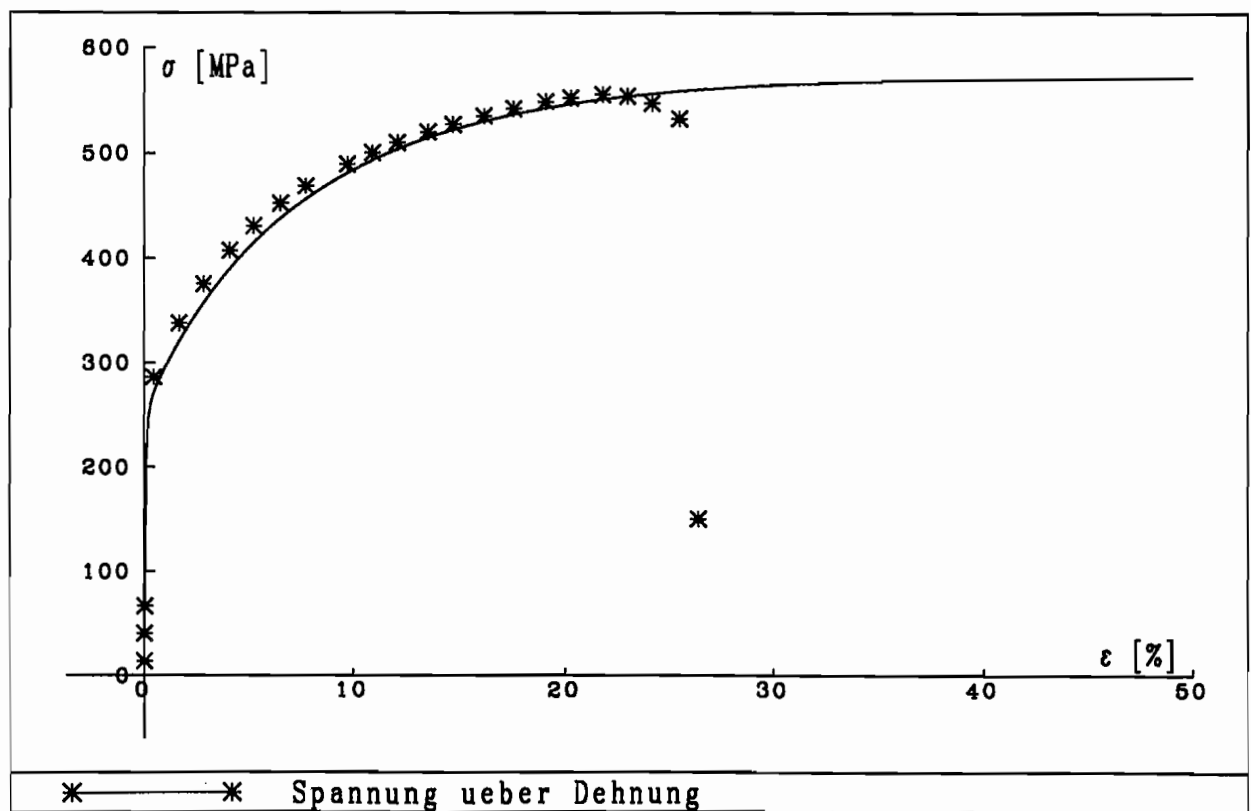


Abb. 6.3

6.3 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Dehnungsvorgaben

Diese Versuche sind Grundlage zur Anpassung der Materialparameter, die die Kurvenform, das transiente Verfestigungsverhalten und die Aufteilung zwischen isotropem und kinematischem Spannungsanteil beeinflussen. Abb. 6.4 zeigt einen zyklischen Prozeß mit $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$. Der Versuch wird hier nicht durch Zentralsymbole, sondern durch eine gestrichelte Linie dargestellt, um das Verfestigungsverhalten in den ersten Zyklen darzustellen. Die Übereinstimmung von Kurvenform und Spannungsamplitude ist gut. Im zweiten Halbzyklus ist die Verfestigung in der Rechnung etwas stärker als im Experiment. Die folgende Abb. 6.5 zeigt die Entfestigung beim Amplitudenwechsel von $\Delta\epsilon/2 = 1,0\%$ nach $\Delta\epsilon/2 = 0,7\%$. Das Verhalten in den hier gezeigten ersten Zyklen ist sehr ähnlich. Einen Überblick über den gesamten Versuchsbereich gibt Abb. 6.6. Der Versuch ohne Amplitudenwechsel wird auch im transienten Verfestigungsverhalten über den ganzen Bereich sehr gut wiedergegeben. Der isotrope Spannungsanteil entspricht dem gemessenen. Der Amplitudenwechsel zur größeren Dehnungsamplitude hin wird auch in Amplitude und isotropem Spannungsanteil gut simuliert. Die Entfestigung nach Amplitudenverkleinerung ist im isotropen Anteil gar nicht und in der Gesamtspannungsamplitude nur vermindert modelliert. Dies ist zurückzuführen auf das permanente Gedächtnis der Mikrofläche (Kapitel 5.2.4).

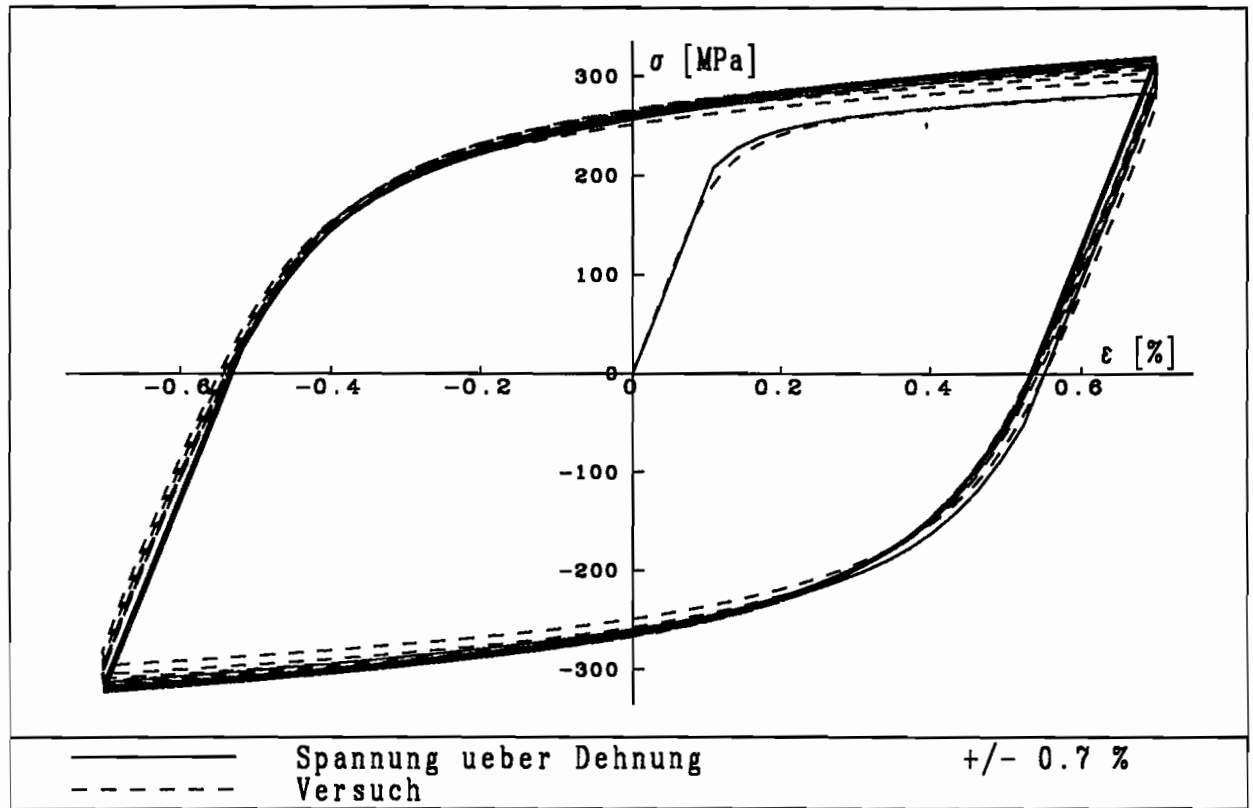


Abb. 6.4

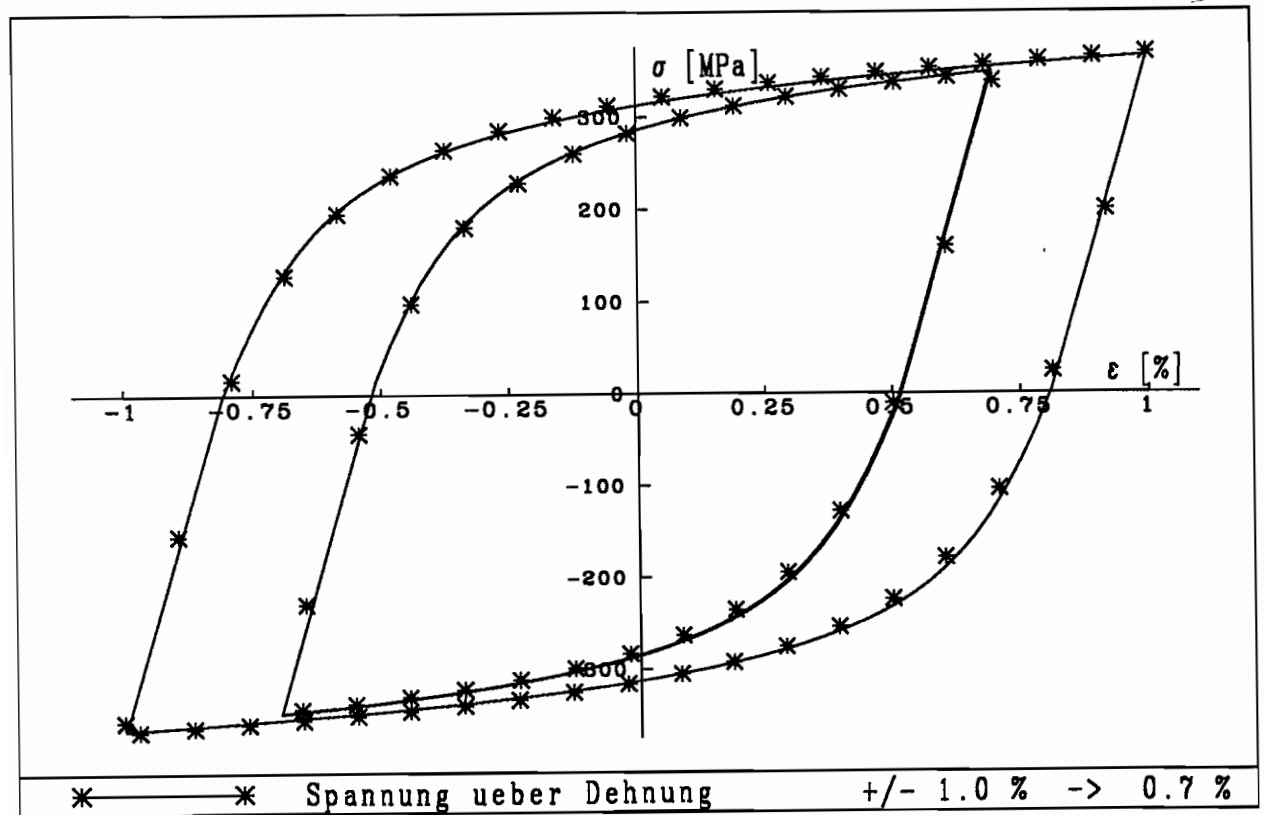


Abb. 6.5

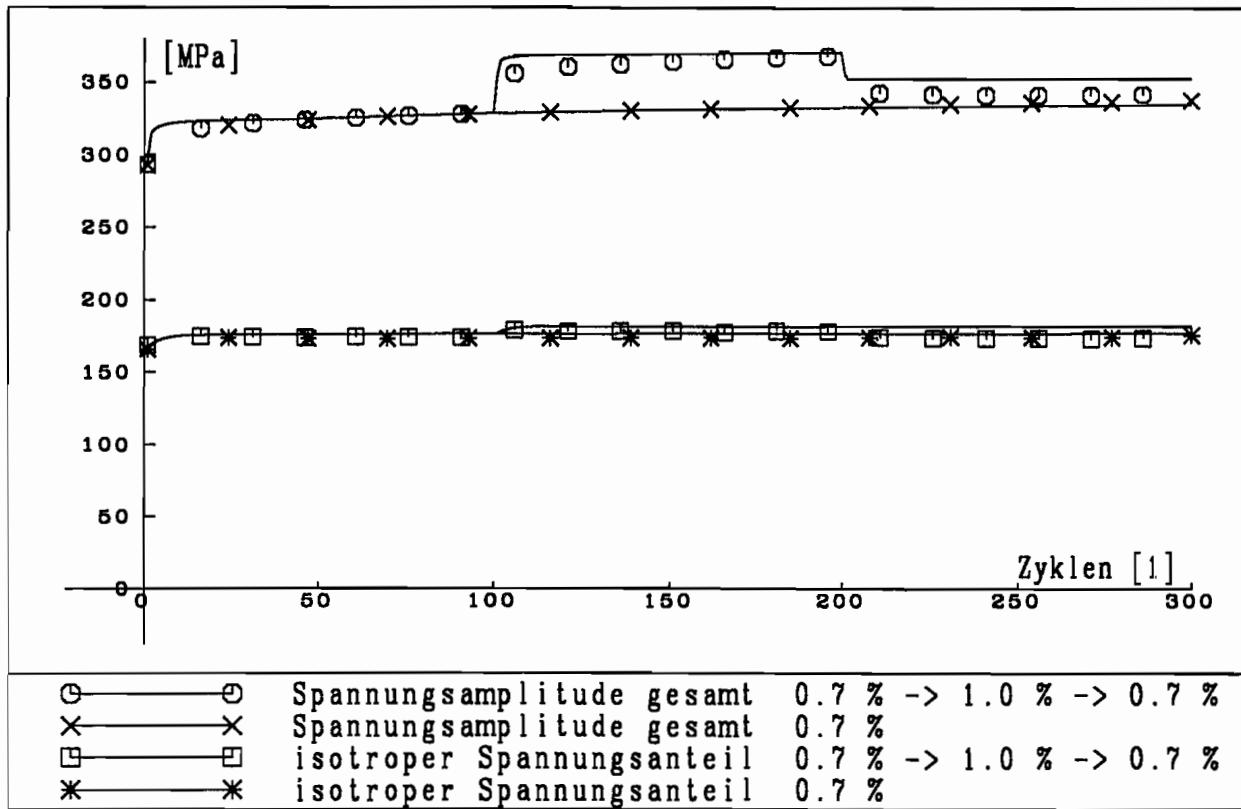


Abb. 6.6

Weitere Beispiele für zyklische Prozesse mit Dehnungsamplitudenanstieg zeigen die Abb. 6.7 bis 6.10. Für die Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Kurven werden jeweils nur etwa 10 Zyklen berechnet, um die Bilder übersichtlich zu gestalten. Es zeigt sich jeweils ein fast identischer Kurvenverlauf (Abb. 6.7 und 6.9), der die phänomenologische Verfahrensweise bei der Anpassung des kinematischen Moduls bestätigt. Die Abb. 6.8 und 6.10 zeigen die Simulation des transienten Verfestigungsverhaltens.

Ein Versuch mit Vorlastdehnung wird in den Abb. 6.11 und 6.12 simuliert. Die Stoffgesetzformulierung läßt ein Abbauen der Mittelspannung zu. Es ist im Gegensatz zum Versuch vollständig und etwas schneller. Aufgrund der Vorverfestigung in der ersten Zugbelastung und der fehlenden Entfestigung der Mikrofläche werden die beiden Spannungsanteile etwas zu hoch vorhergesagt.

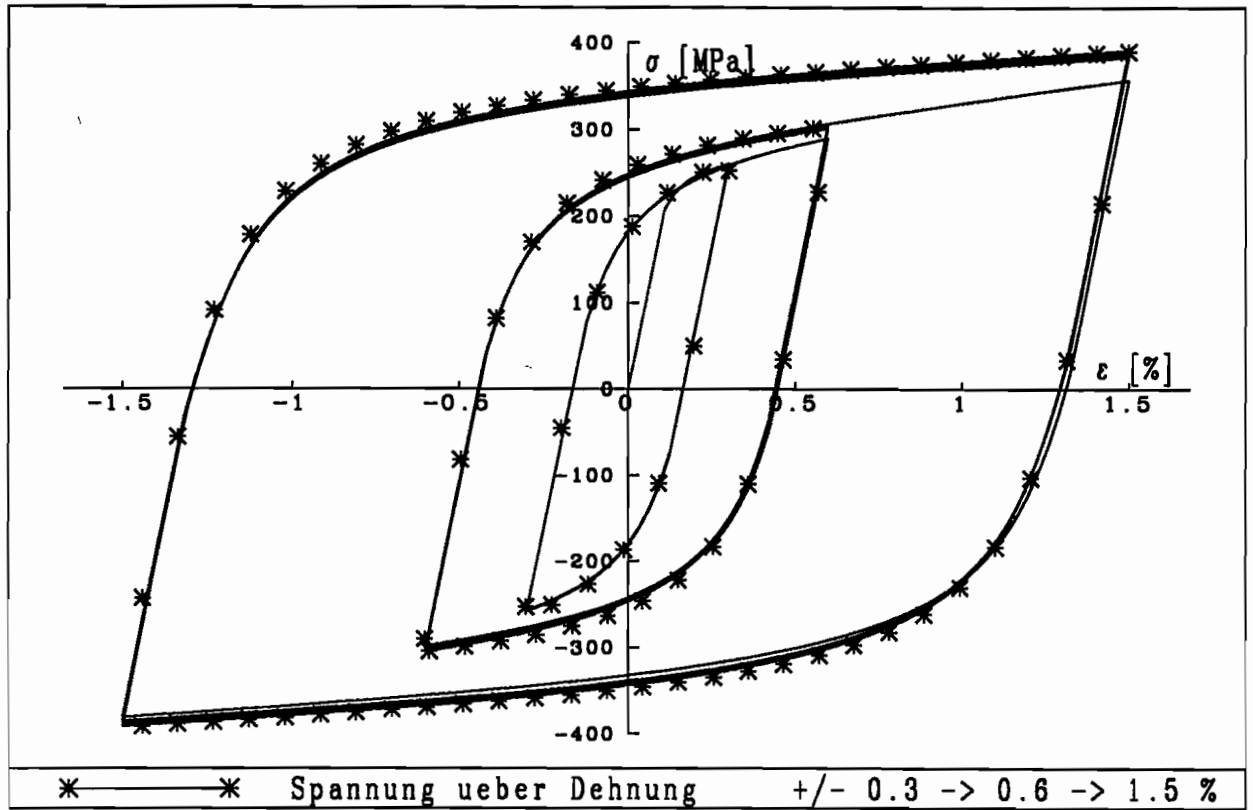


Abb. 6.7

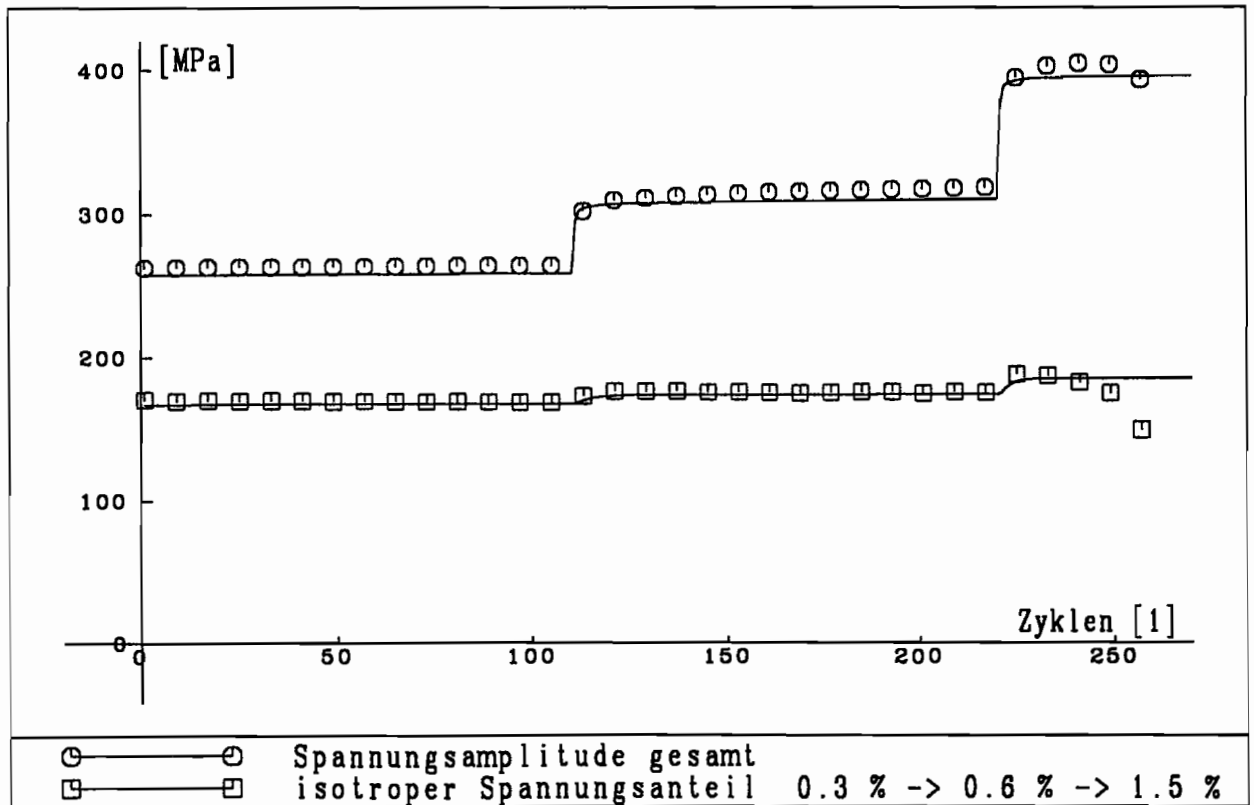


Abb. 6.8

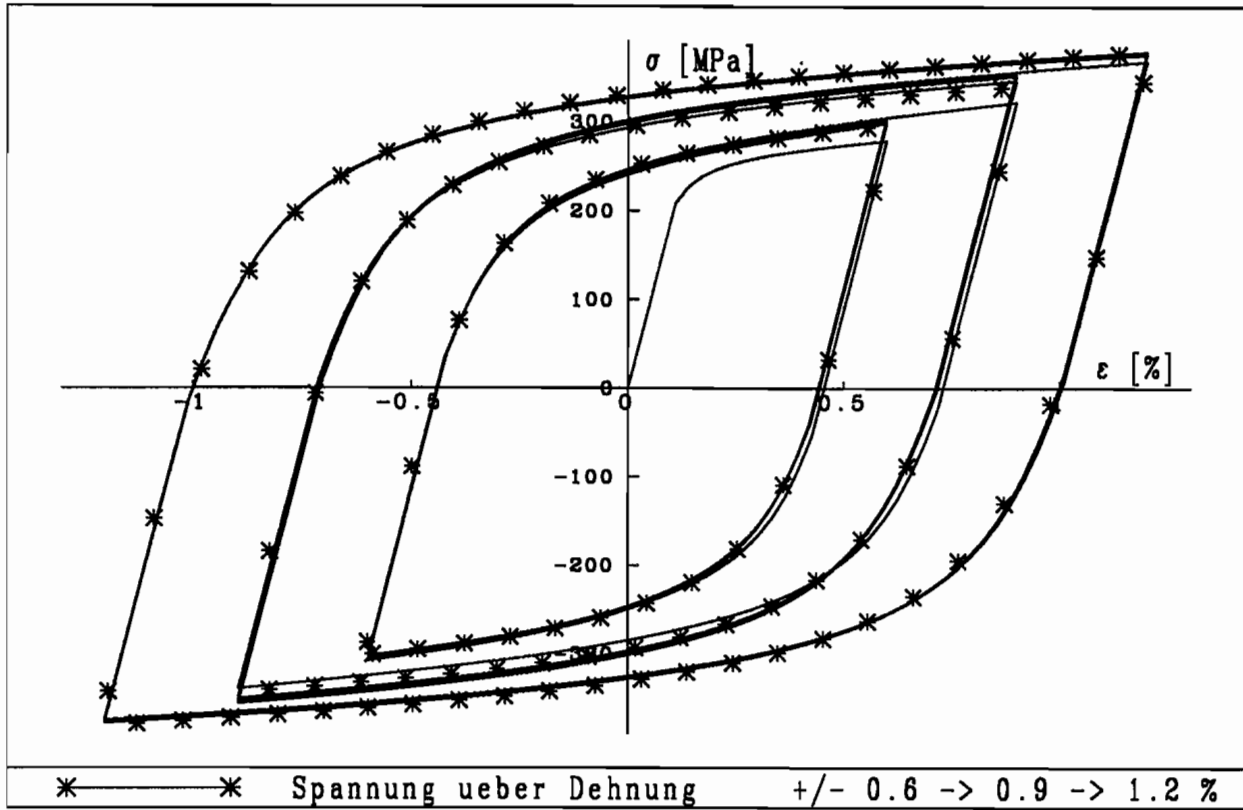


Abb. 6.9

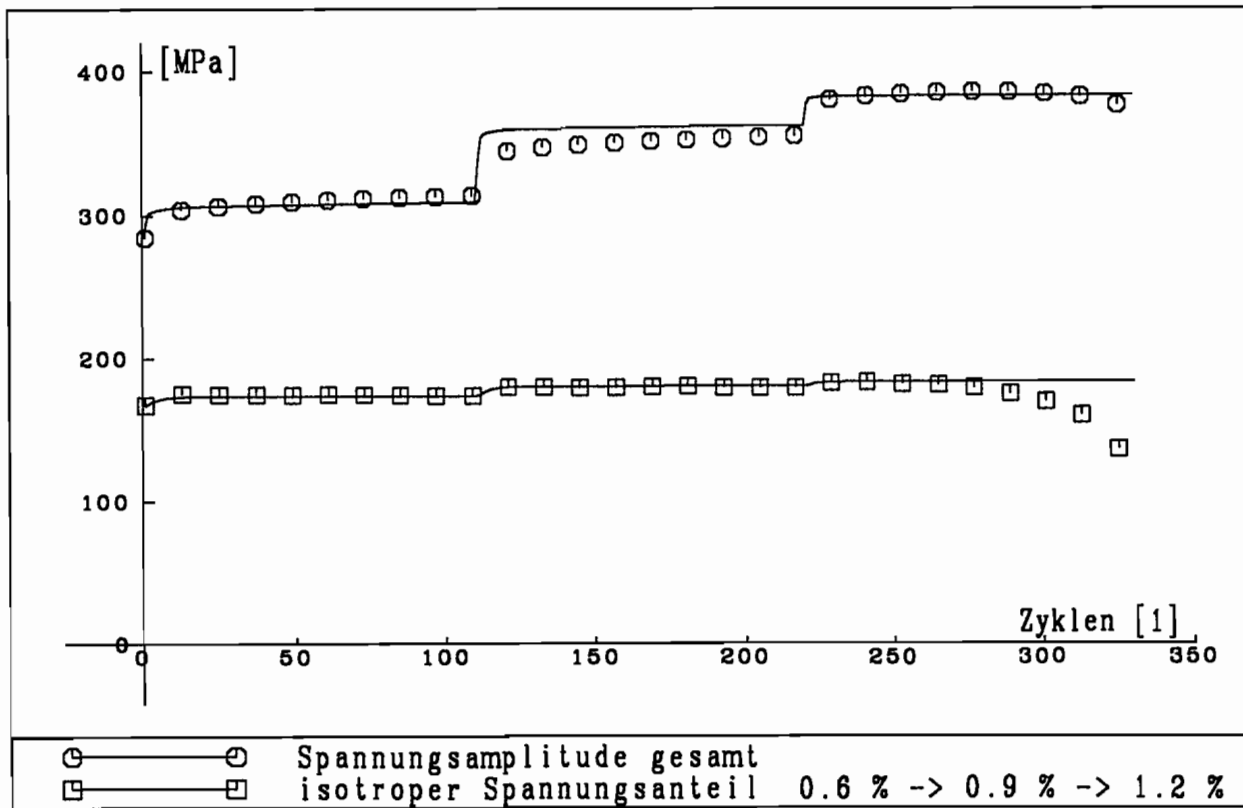


Abb. 6.10

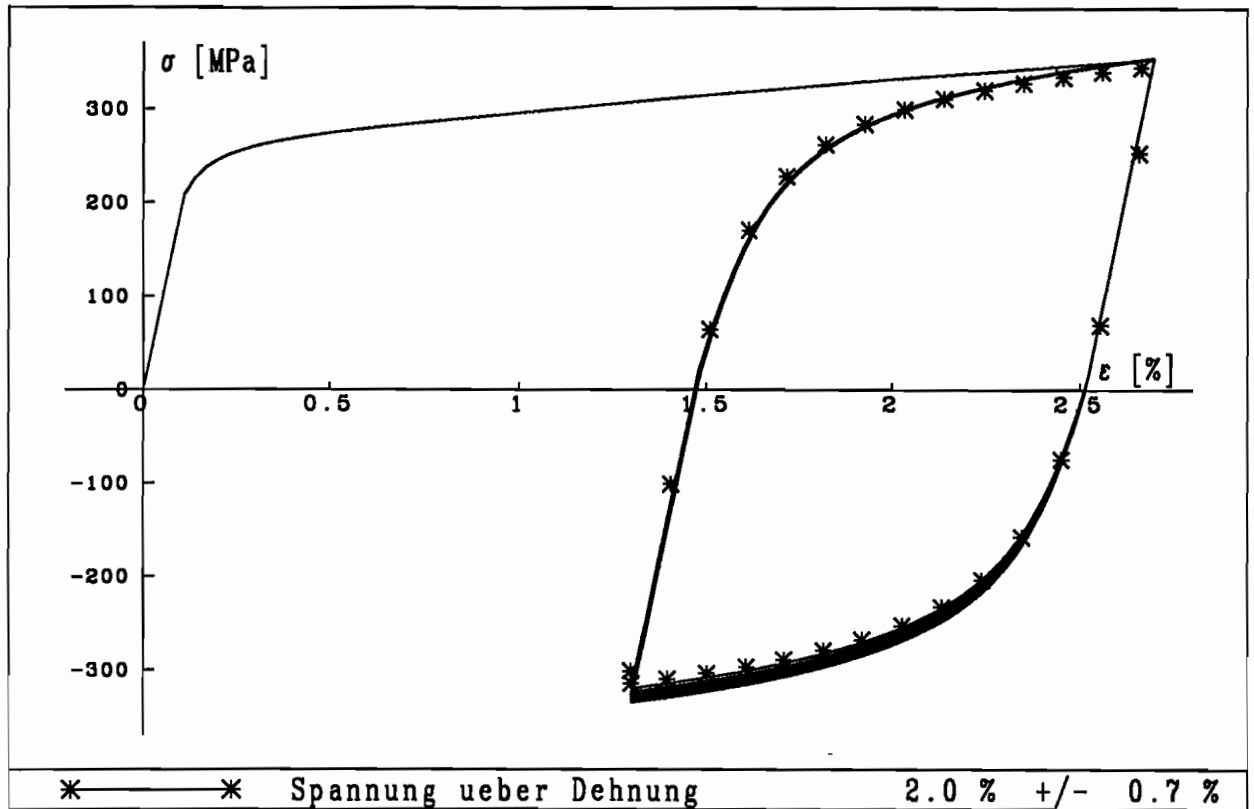


Abb. 6.11

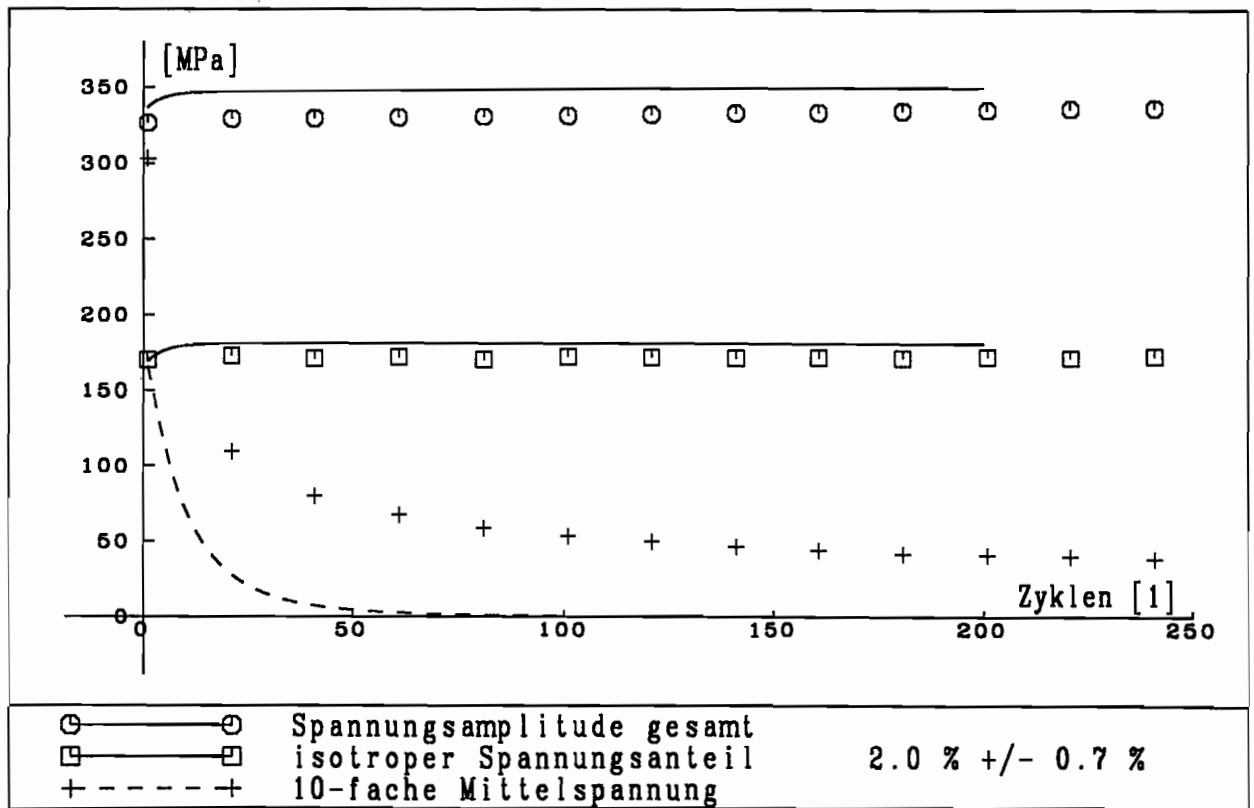


Abb. 6.12

Ein Vergleich zwischen Rechnung und Versuch findet für den untersuchten Dehnungsamplitudenbereich in den Abb. 6.13 und 6.14 statt. Die Spannungsamplitude und beide Spannungsanteile werden von der Rechnung gut wiedergegeben (Abb. 6.13). Der Knick in den Kurven hängt von der bereichsweise linearen Definition von Λ_1 im kinematischen Modul (Gleichung (5.53) und Abb. 5.4) ab. Durch einen leicht gekrümmten Ansatz von Λ_1 ließe sich das Ergebnis noch weiter verbessern. Die im eindimensionalen Belastungsfall lineare Abhängigkeit von k und l bestätigt Abb. 6.14.

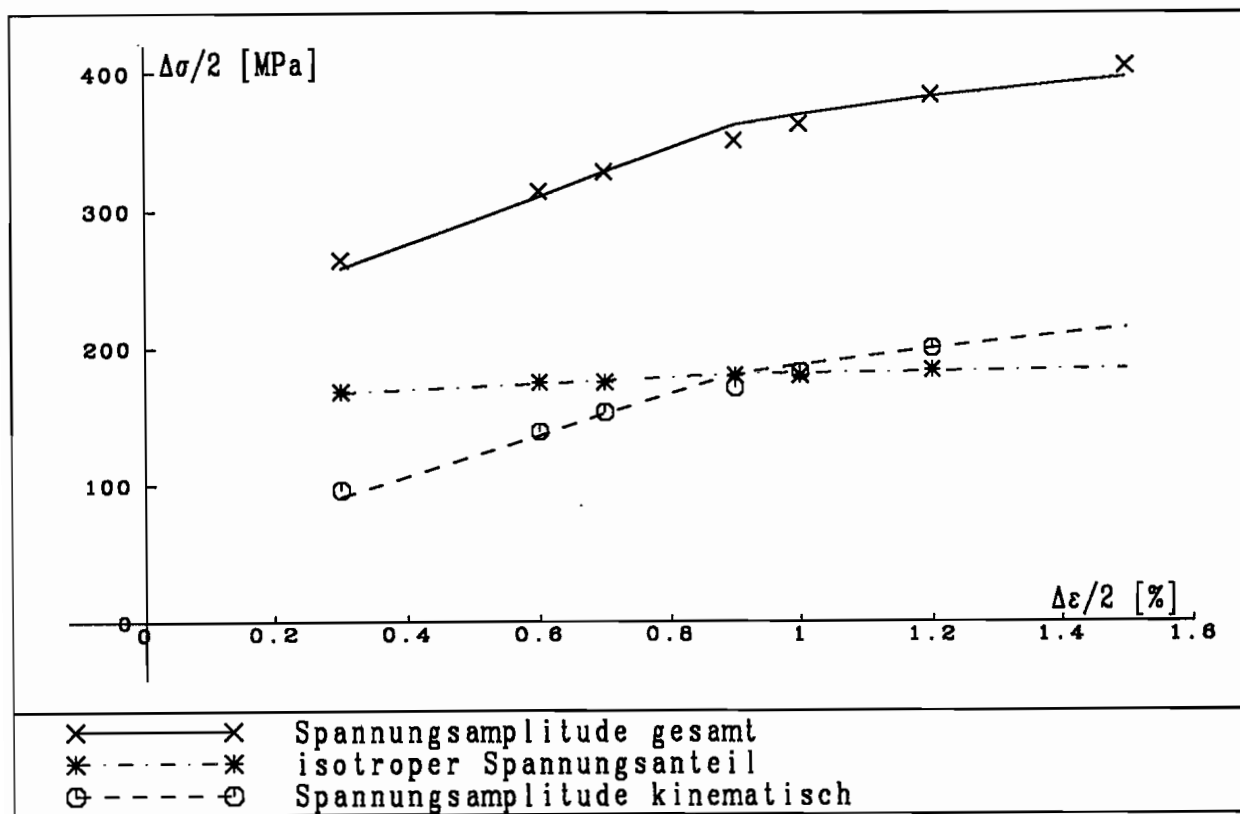


Abb. 6.13

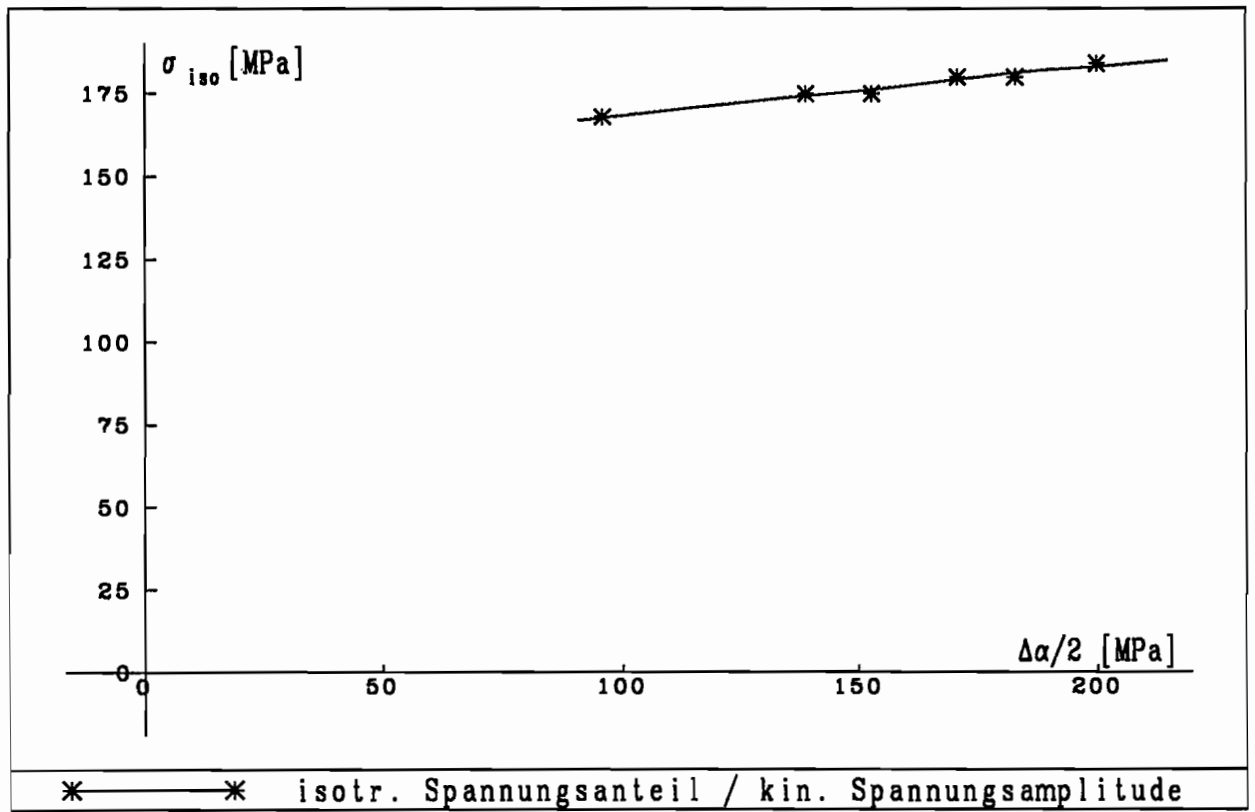


Abb. 6.14

6. 4 Zyklische Zug-/Druckversuche mit Spannungsvorgaben

Diese zyklischen Zug-/Druckversuche werden herangezogen, um die zyklischen Kriecheigenschaften des modifizierten MFG-Modells anzupassen. Anhand des Versuches mit der Mittelspannung $\sigma_{mit} = 40 \text{ MPa}$ und der Spannungsamplitude $\Delta\sigma/2 = 340 \text{ MPa}$ werden die Ergebnisse und das Verhalten der Grenzfläche diskutiert. Die gerechnete Spannungs-Dehnungs-Kurve (Abb. 6.15) sieht der experimentell bestimmten (Abb. 3.31) sehr ähnlich. Als Unterschied fällt auf, daß der Dehnungszuwachs im Experiment im ersten Zyklus deutlich kleiner ist als in den nachfolgenden, daß aber in der Rechnung im ersten Zyklus der größte Dehnungszuwachs stattfindet. Dies ist dadurch zu erklären, daß die Anpassung des Ratchettingverhaltens auf einen kleinen mittleren Fehler im gesamten Versuchsbereich erfolgt und ein unterschiedliches Verhalten in den ersten Zyklen nur schwach gewichtet wird. Abb 6.16 zeigt für die ersten beiden Halbzyklen neben dem Spannungsverlauf auch den Verlauf der zugeordneten Grenzspannung. Wichtig für das Ratchetting ist die mittlere Lage der Grenzfläche innerhalb eines Zyklus. Abb. 6.17 zeigt die beiden Umkehrpunkte des Mittelpunktes der Grenzfläche als durchgezogene Linien und die daraus gemittelte Lage der Grenzfläche durch eine strichpunktierte Linie. Diese liegt immer unterhalb der mittleren Versuchsspannung (gestrichelte Linie). Je größer der Abstand zwischen diesen beiden Linien ist — er nimmt mit zunehmender Zykluszahl ab —, desto größer ist die Rate des zyklischen Kriechens. Die errechneten Kriechdehnungen werden in Abb. 6.18 dem Versuch gegenübergestellt und zeigen eine gute Übereinstimmung.

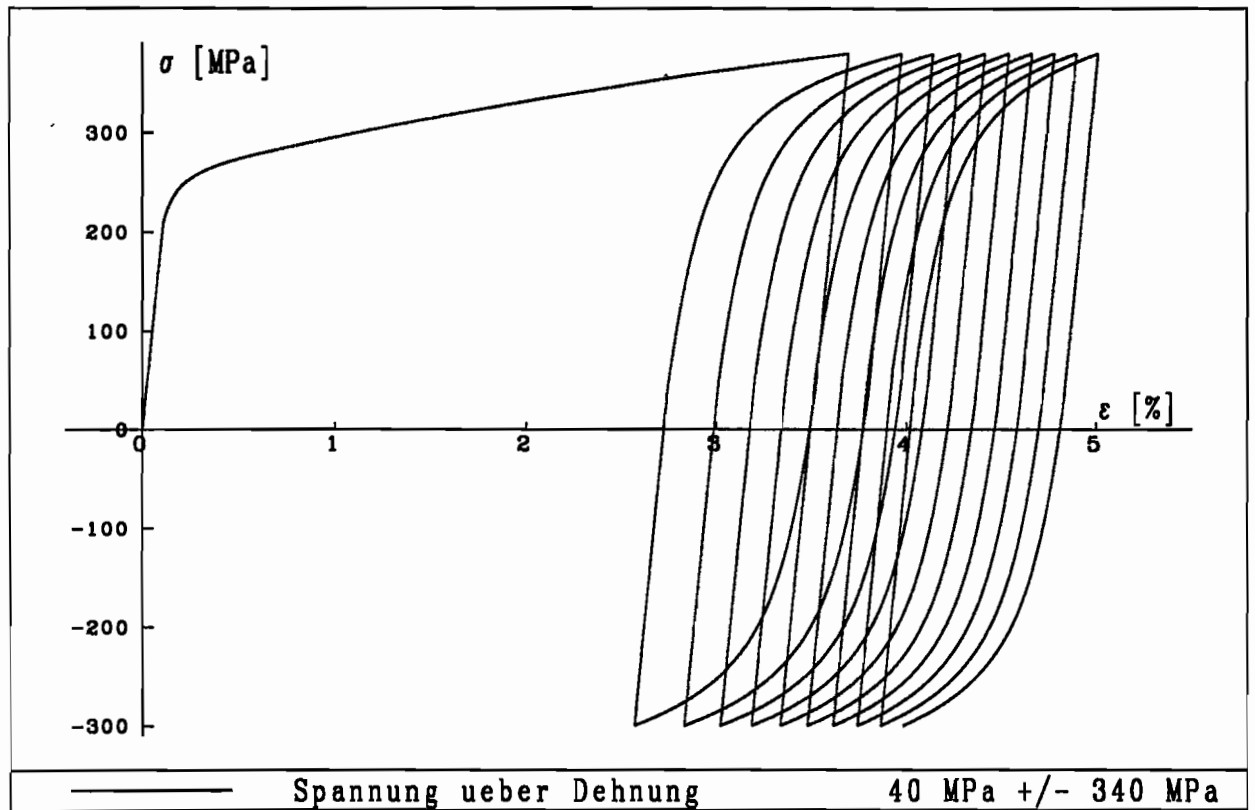


Abb. 6.15

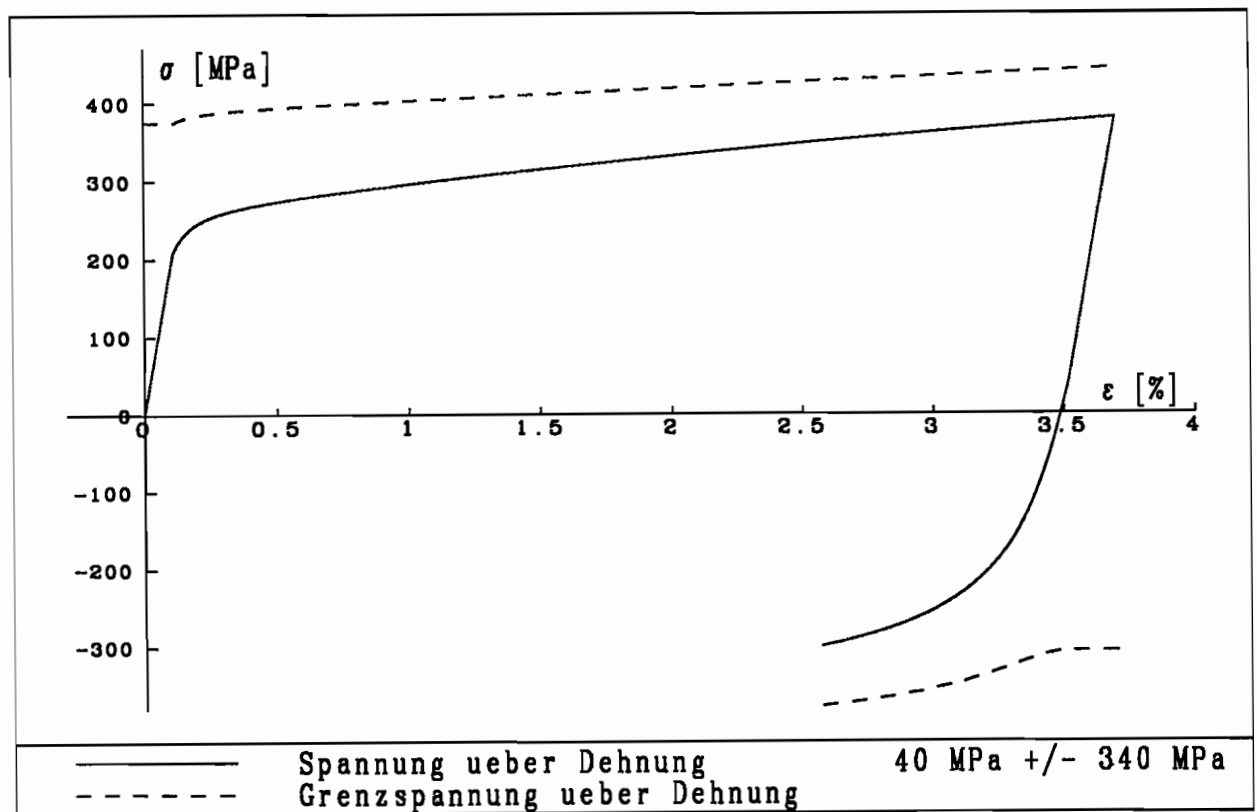


Abb. 6.16

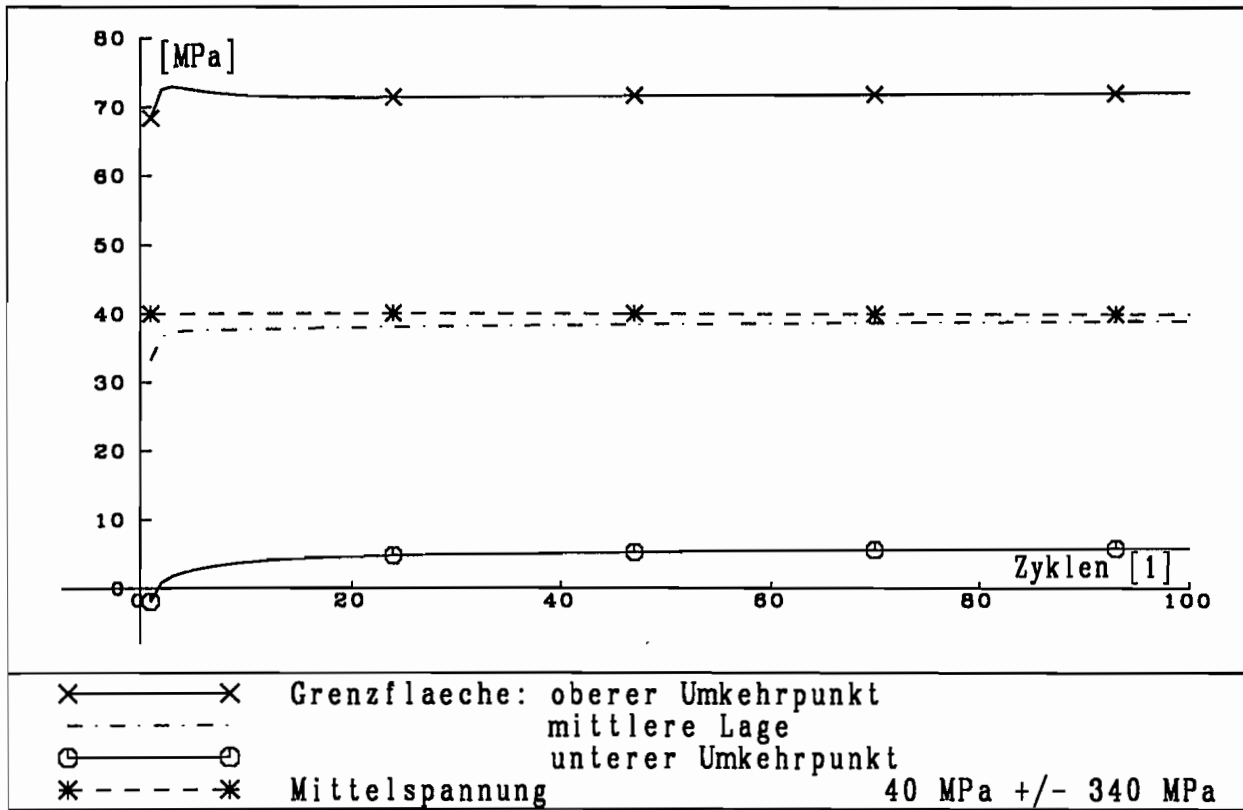


Abb. 6.17

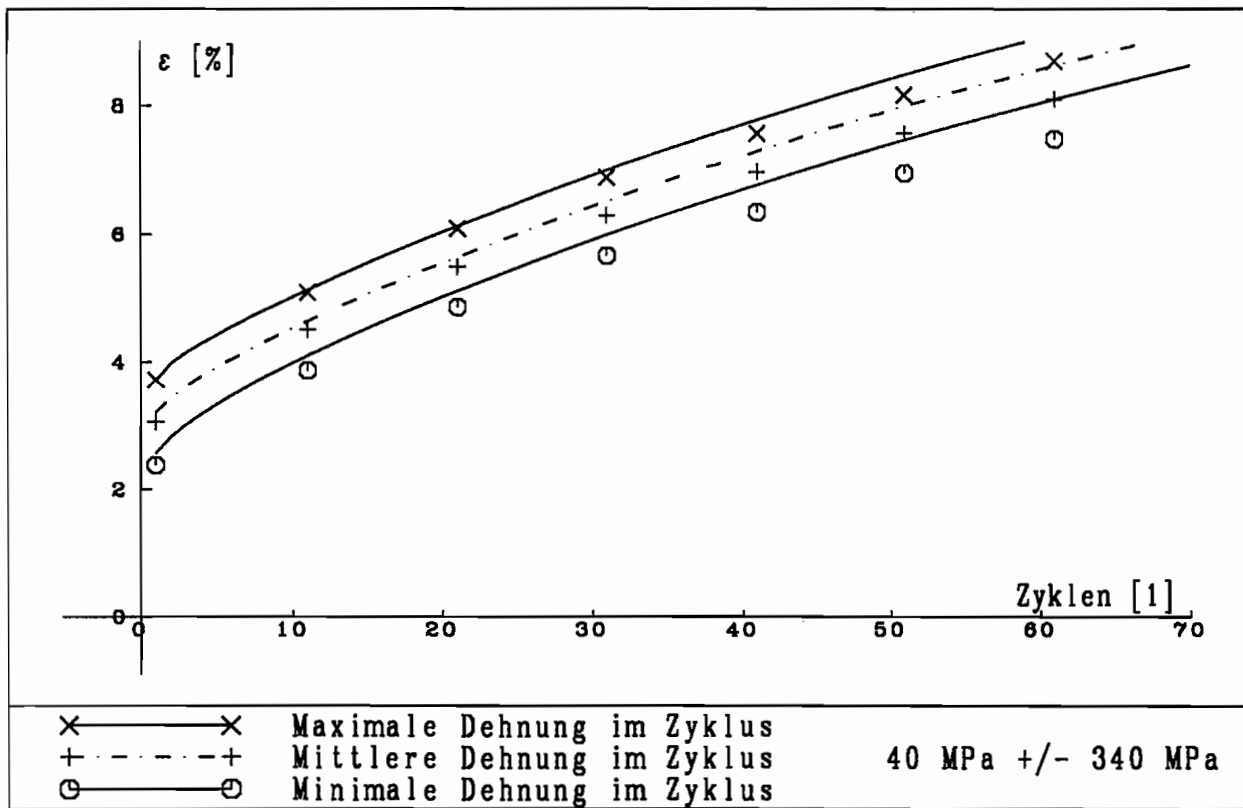


Abb. 6.18

Abb. 6.19 zeigt, daß sich bei verschwindender Mittelspannung ein stabiler Zyklus einstellt. Die mittlere Dehnung ist geringfügig größer als im Versuch. Die Stabilisierung tritt nach wenigen Zyklen ein, wenn die mittlere Lage der Grenzfläche mit dem Spannungsnullpunkt übereinstimmt (Abb. 6.20).

Bei der Belastung $\sigma_{mit} = 20 \text{ MPa}$ und $\Delta\sigma/2 = 300 \text{ MPa}$ (Abb. 6.21 bis 6.23) zeigen sich ähnliche Eigenschaften wie bei dem ersten diskutierten Versuch. Die zyklischen Kriechdehnungsraten und damit auch der Abstand zwischen Mittelspannung und mittlerer Lage der Grenzfläche sind deutlich geringer.

Ein Versuch mit kleiner Spannungsamplitude und großer Mittelspannung (Abb. 6.24 und 6.25) zeigt, daß auch der untere Umkehrpunkt der Grenzfläche bei deutlich positiven Spannungen liegen kann. Bei diesem extremen Verhältnis zwischen Spannungsamplitude und -mittelwert wird das Ratchetting gerade in den ersten Zyklen zu groß vorhergesagt.

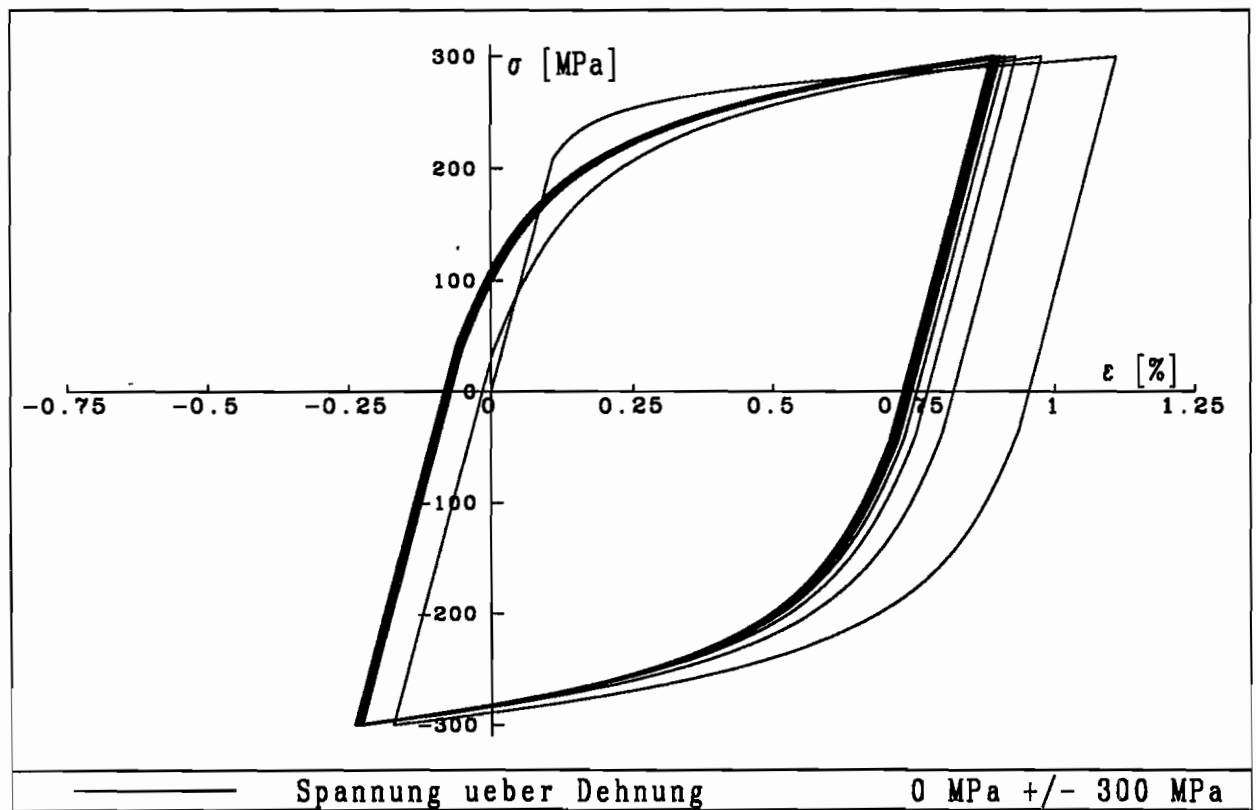


Abb. 6.19

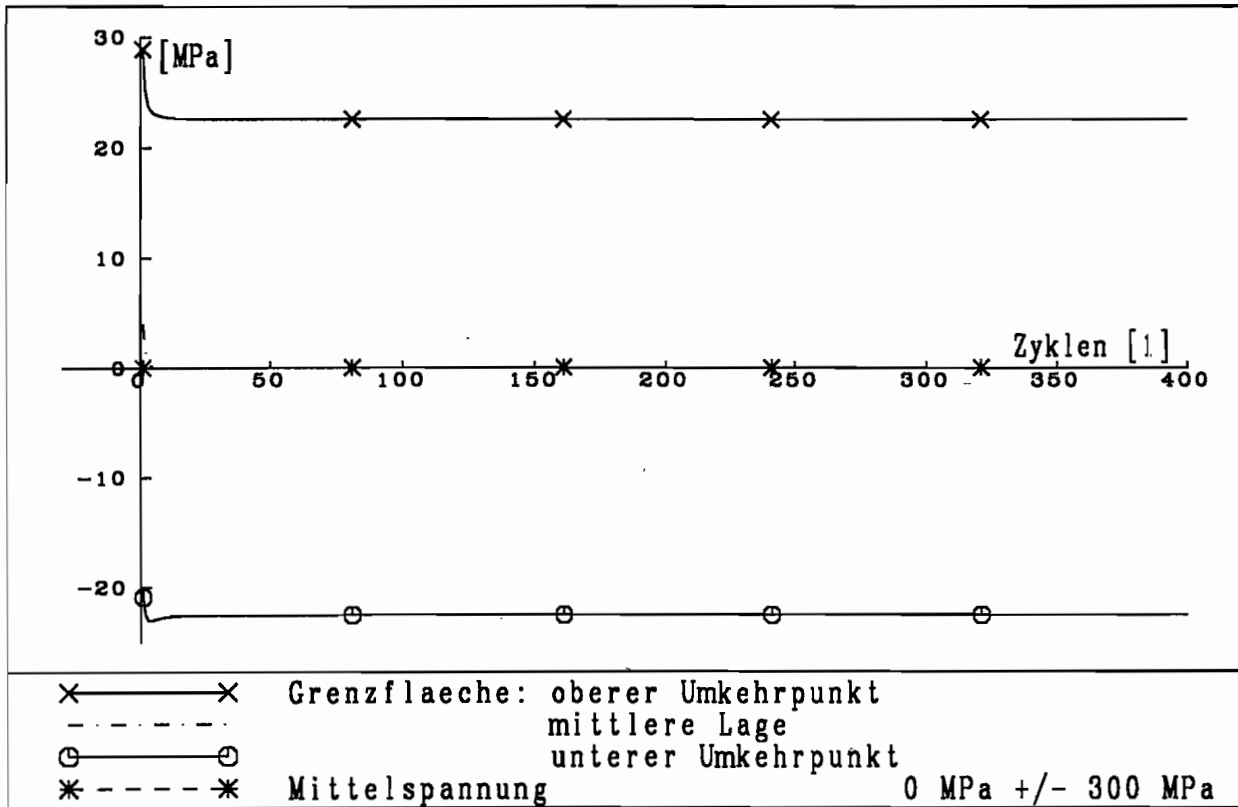


Abb. 6.20

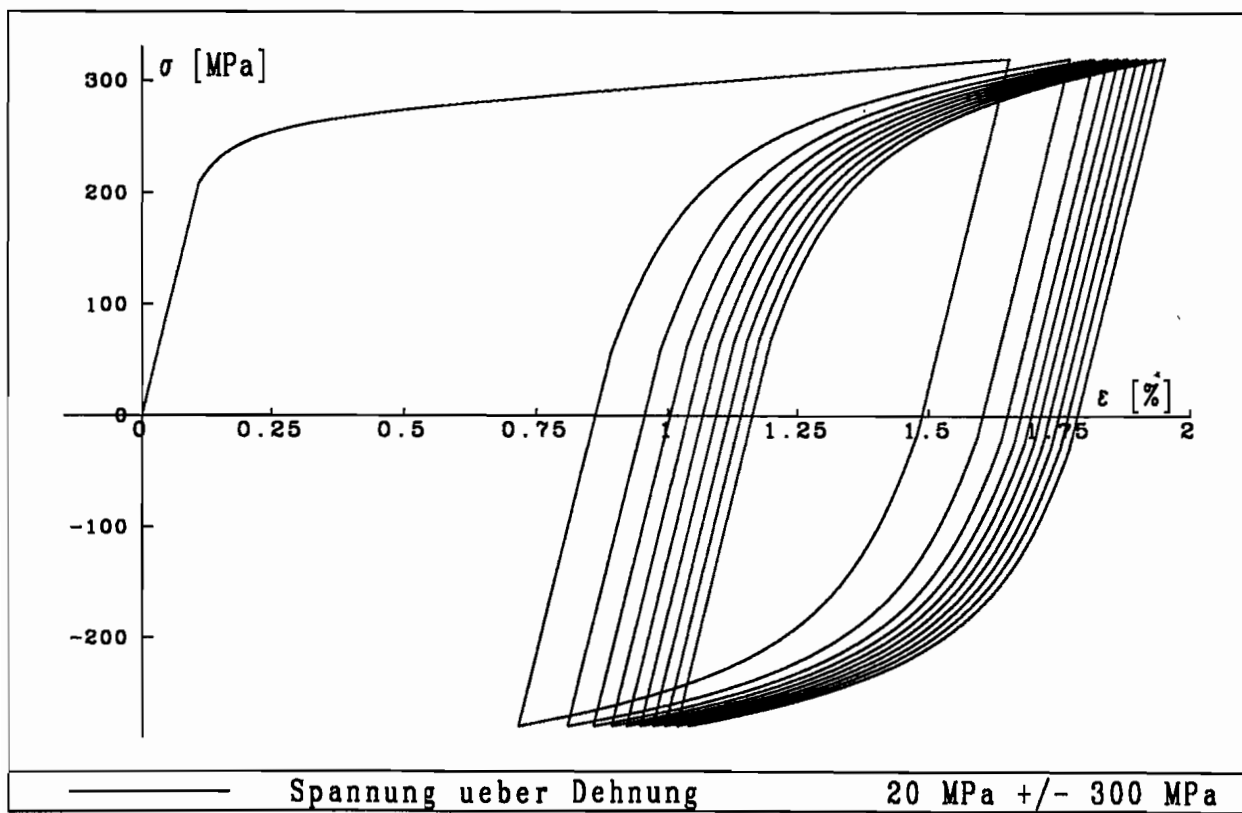


Abb. 6.21

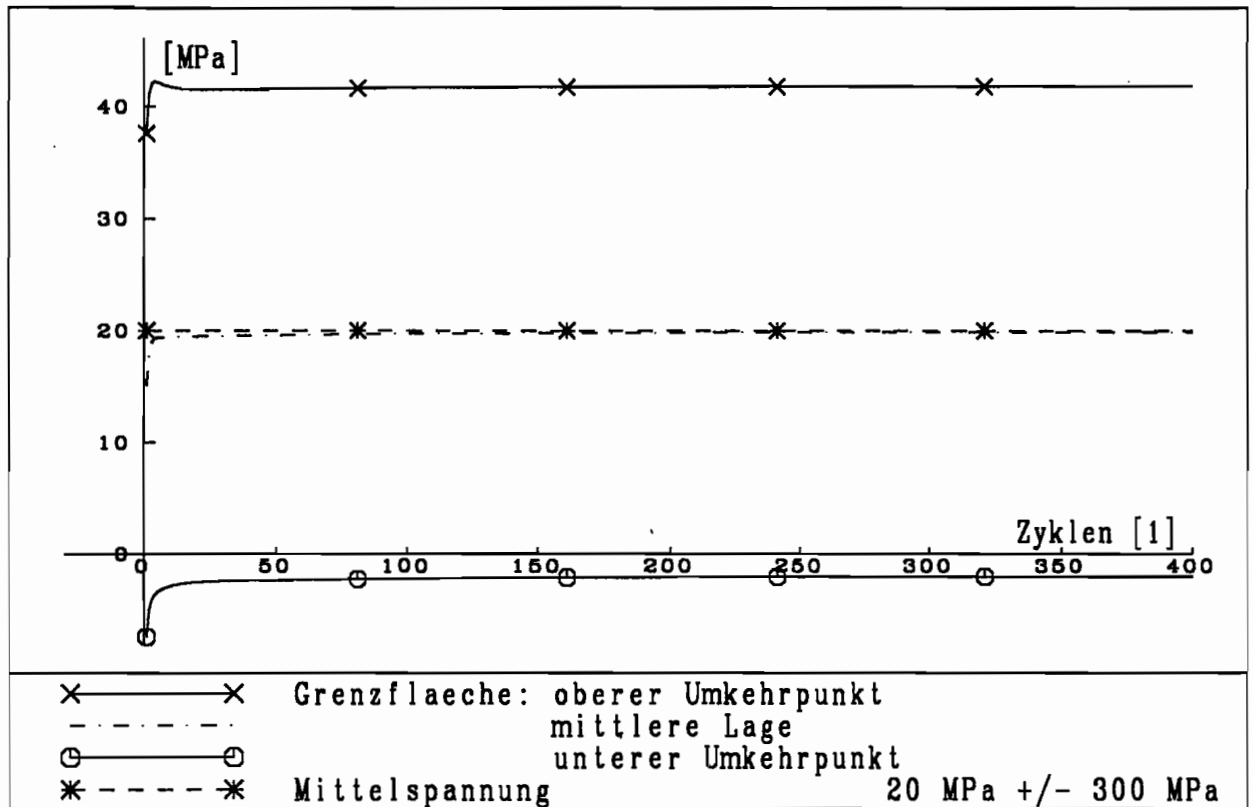


Abb. 6.22

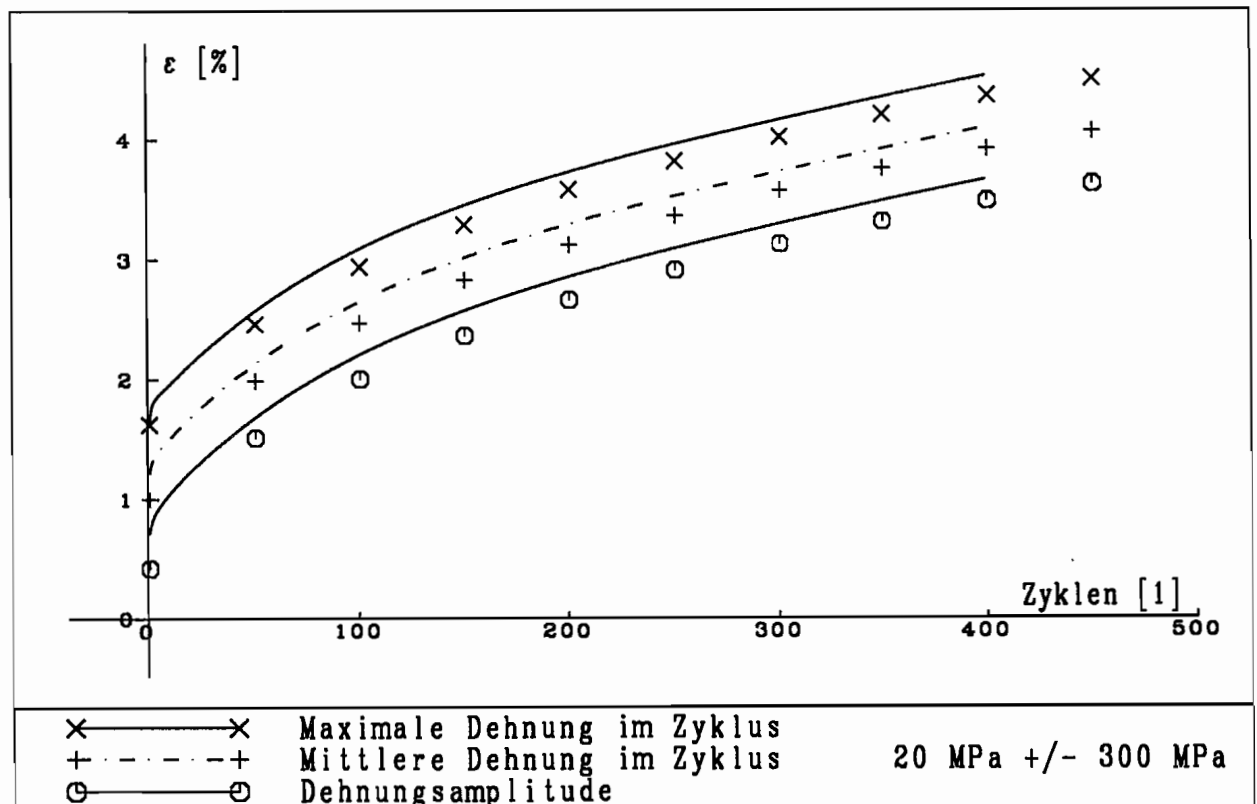


Abb. 6.23

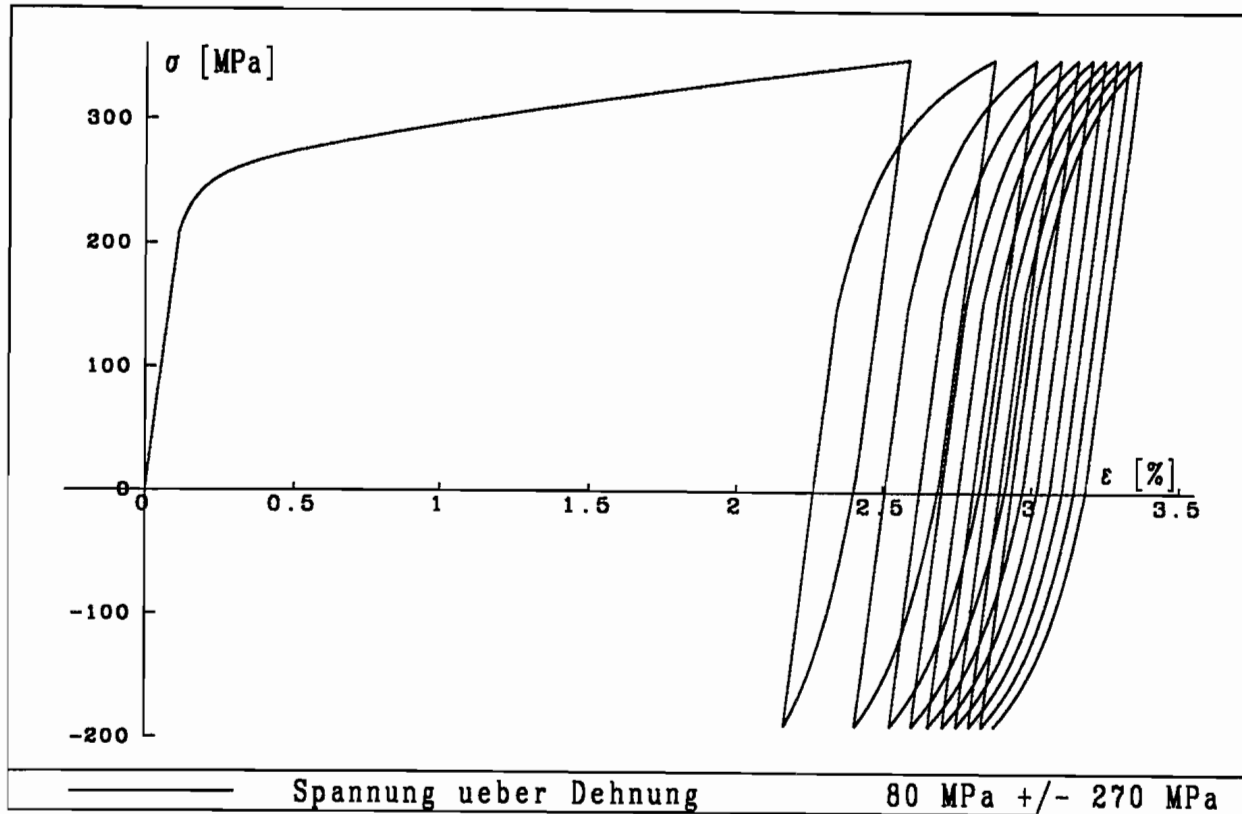


Abb. 6.24

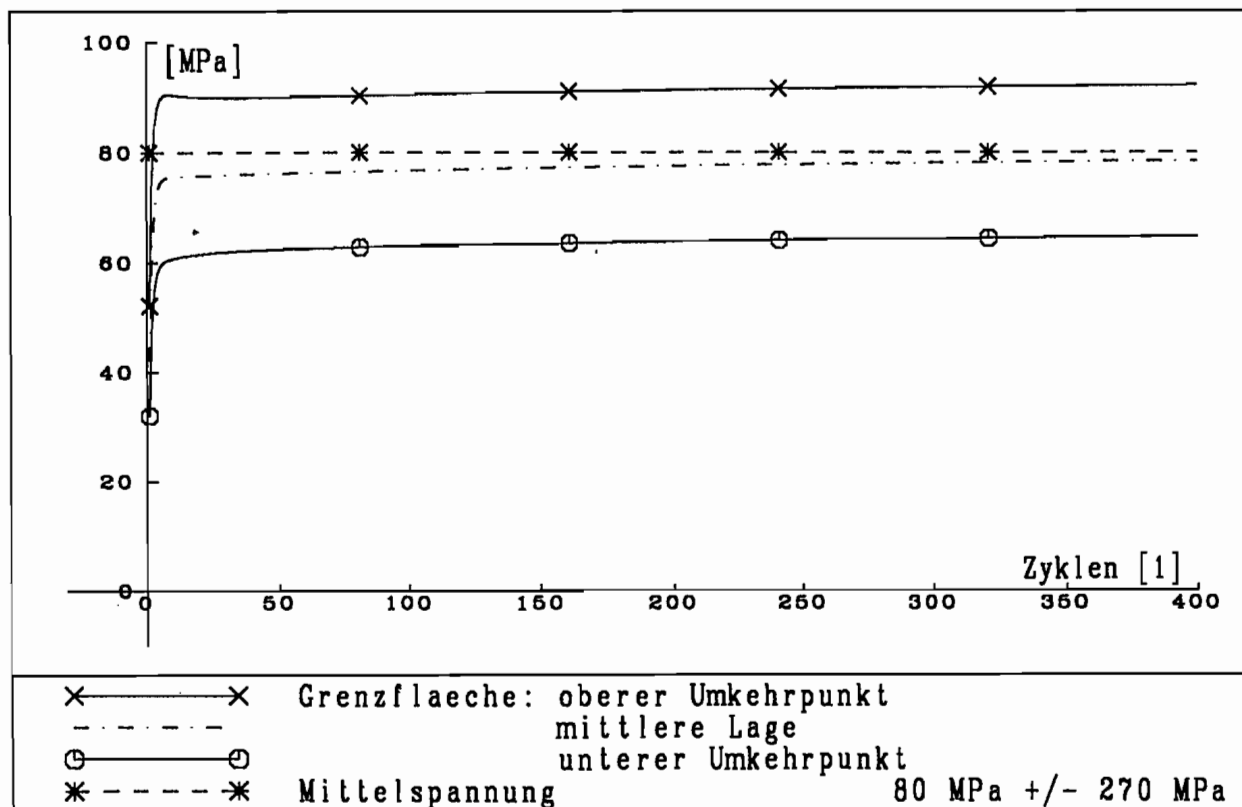


Abb. 6.25

Die Abb. 6.26 bis 6.40 entsprechen den Abb. 3.35 bis 3.54. Es werden die maximale Dehnung im Zyklus, der Dehnungszuwachs innerhalb von 40 Zyklen und die jeweilige Dehnungsamplitude berechnet und im Vergleich zum Versuch über der Zykluszahl dargestellt. Da eine isotrope Entfestigung infolge von Mittelspannungen nicht modelliert wird, wird auf entsprechende Vergleiche verzichtet. In den ersten drei Abbildungsgruppen (Abb. 6.26 bis 6.28, Abb. 6.29 bis 6.31 und Abb. 6.32 bis 6.34) werden bei gleicher Spannungsamplitude verschiedene Mittelspannungen verglichen. Die letzten beiden Gruppen (Abb. 6.35 bis 6.37 und Abb. 6.38 bis 6.40) zeigen bei konstanter Mittelspannung den Einfluß der Spannungsamplitudenänderung auf.

Das wesentliche Beurteilungskriterium ist die Kriechdehnung. Es zeigt sich durchweg eine gute Übereinstimmung zwischen Simulationsrechnung und Versuch auch bei großen Kriechdehnungen oder hohen Zykluszahlen. Nur das Ergebnis für den Versuch $\sigma_{mit} = 80 \text{ MPa}$ und $\Delta\sigma/2 = 270 \text{ MPa}$ kann nicht ganz befriedigen. Dieses kann evt. dadurch begründet werden, daß die Memoryvariable l im Abklingmodul der Grenzfläche Ψ_2 den Einfluß sowohl der Mittelspannung als auch der Spannungsamplitude modellieren muß. Durch diesen Versuch wird vermutlich der für diesen Ansatz gültige Bereich verlassen. Für mäßige Mittelspannungen (Abb. 6.35 und 6.38) ist der gewählte Ansatz ohne Einschränkungen gültig.

Die Abweichungen im Dehnungszuwachs sind für die meisten Versuchsbedingungen noch deutlich geringer als in den absoluten Kriechdehnungen. Besonders in den Abb. 6.30, 6.36 und 6.39 wird auch der kontinuierliche Übergang vom transienten in das asymptotische Ratchetting deutlich.

Die Abb. 6.28, 6.31 und 6.34 zeigen, daß die Dehnungsamplitude wie im Versuch mit zunehmender Mittelspannung abnimmt. Weiterhin ist eine anfangs starke und später abnehmende Verfestigung zu erkennen. Die Abweichungen in den absoluten Werten läßt sich unter anderem dadurch erklären, daß keine isotrope Entfestigung modelliert wird.

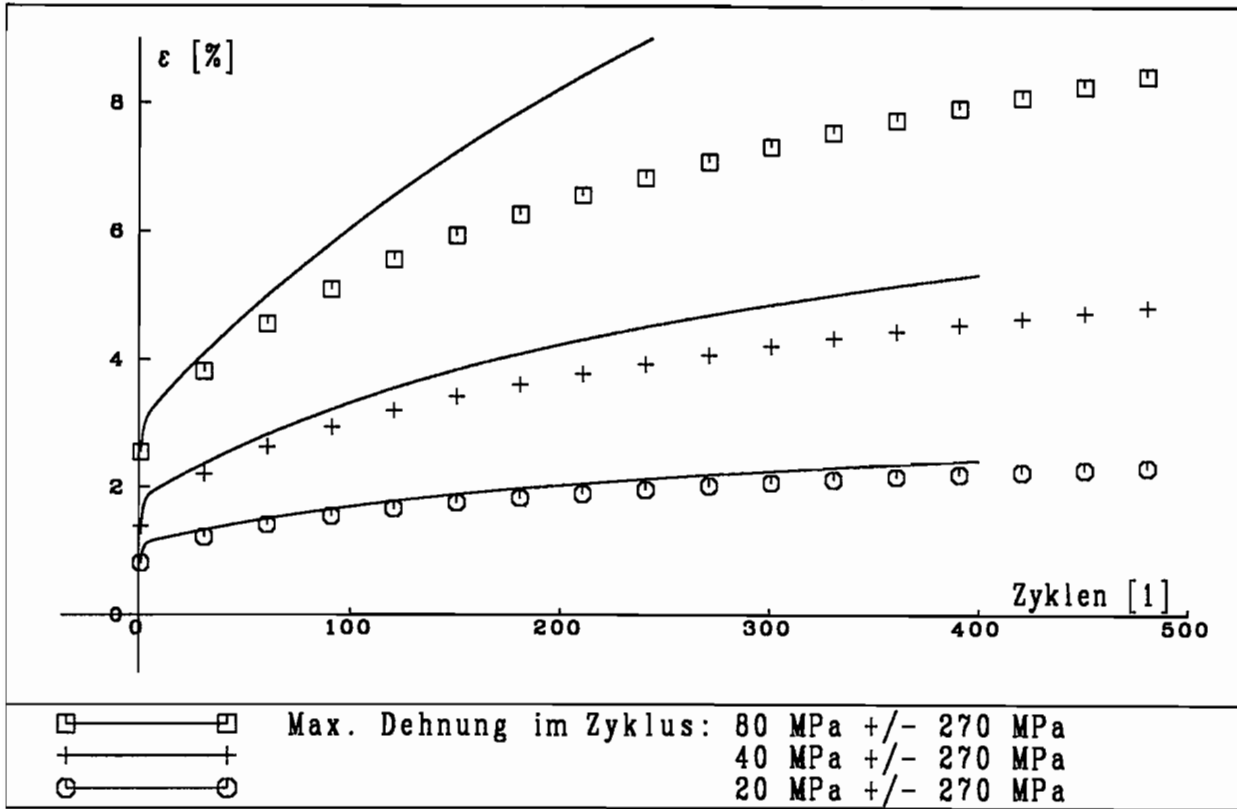


Abb. 6.26

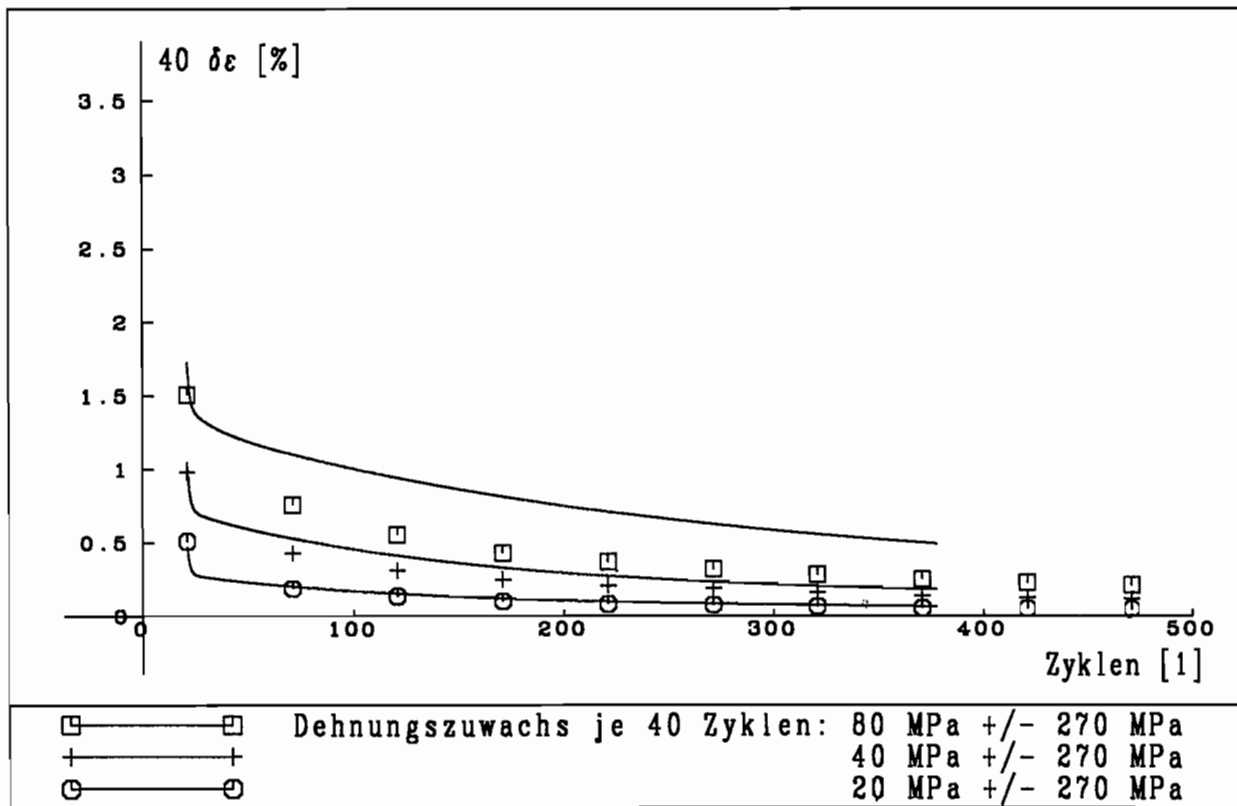


Abb. 6.27

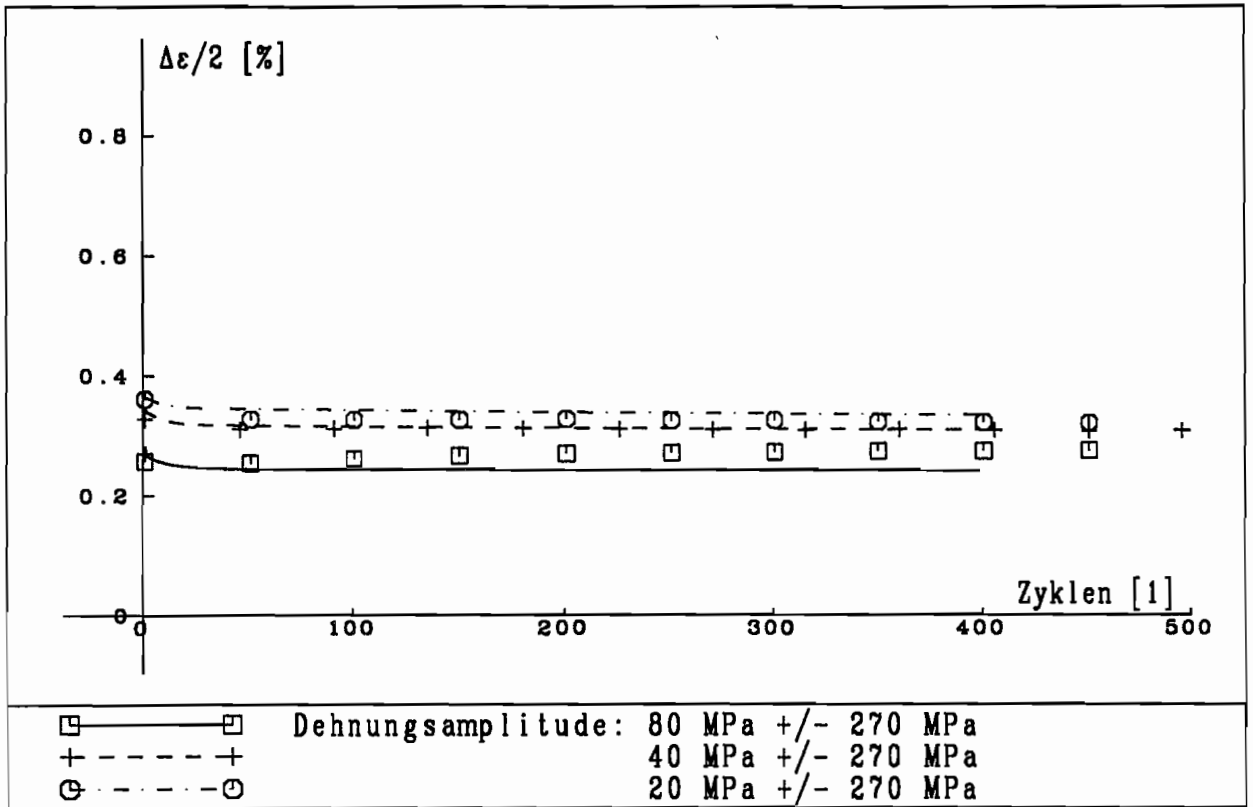


Abb. 6.28

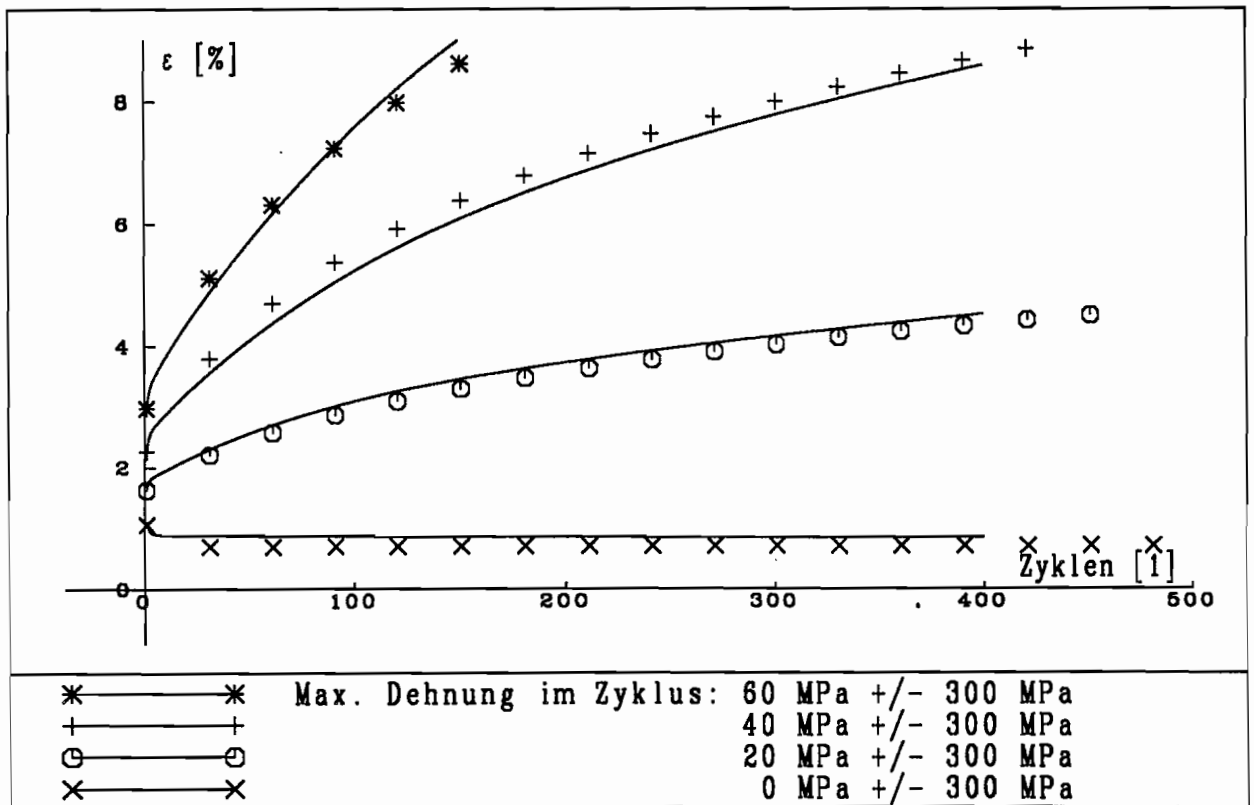


Abb. 6.29

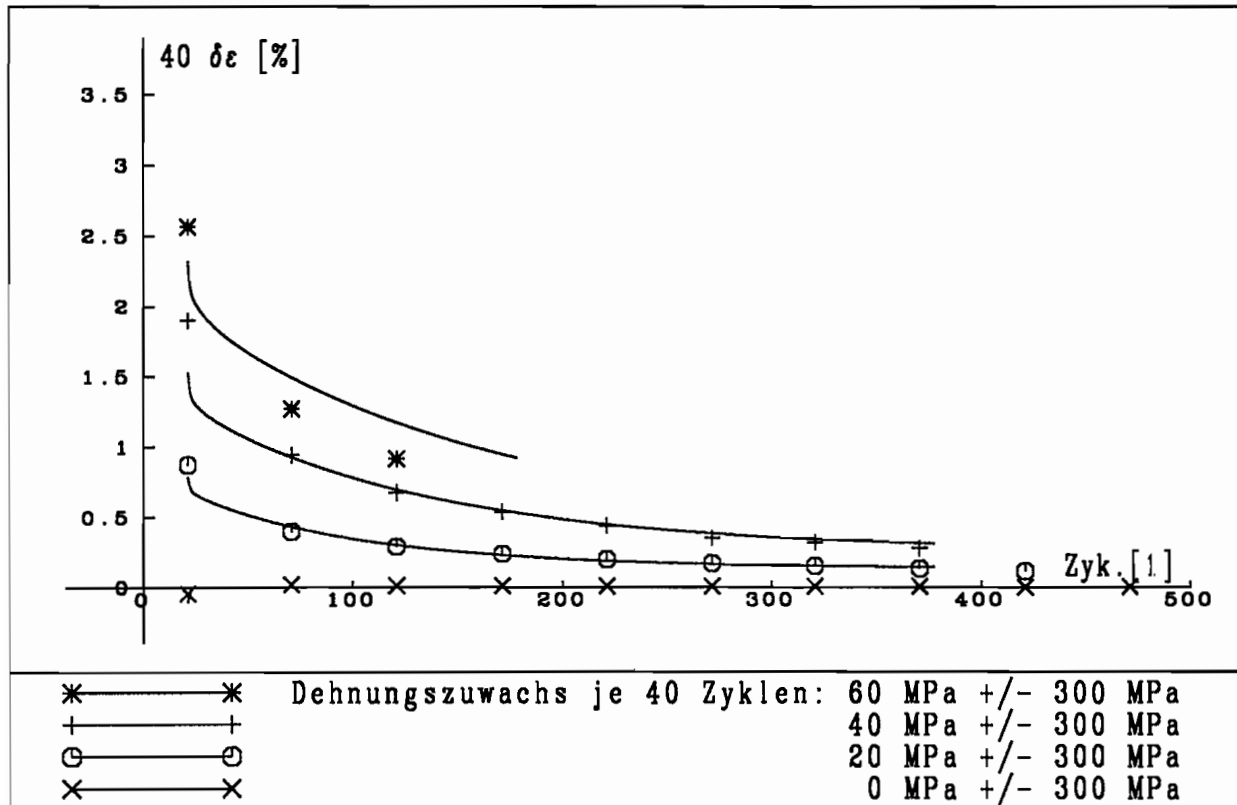


Abb. 6.30

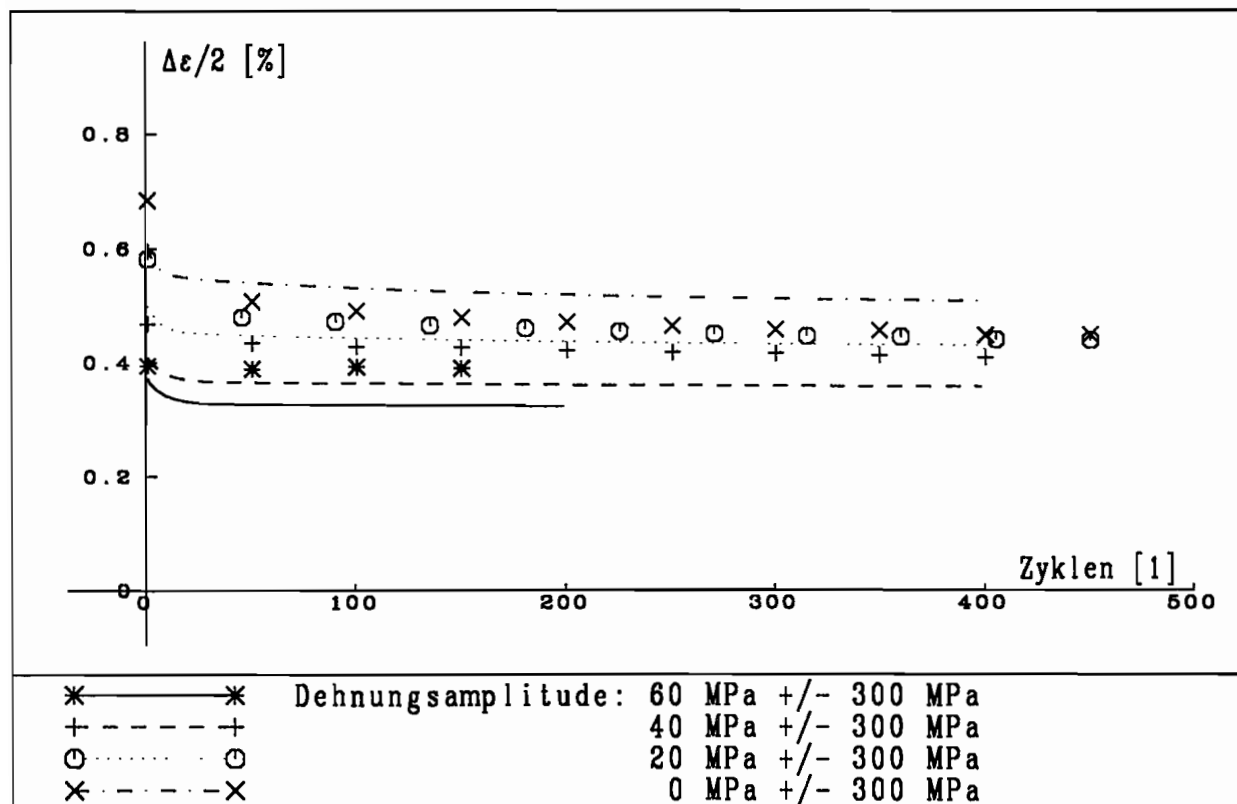


Abb. 6.31

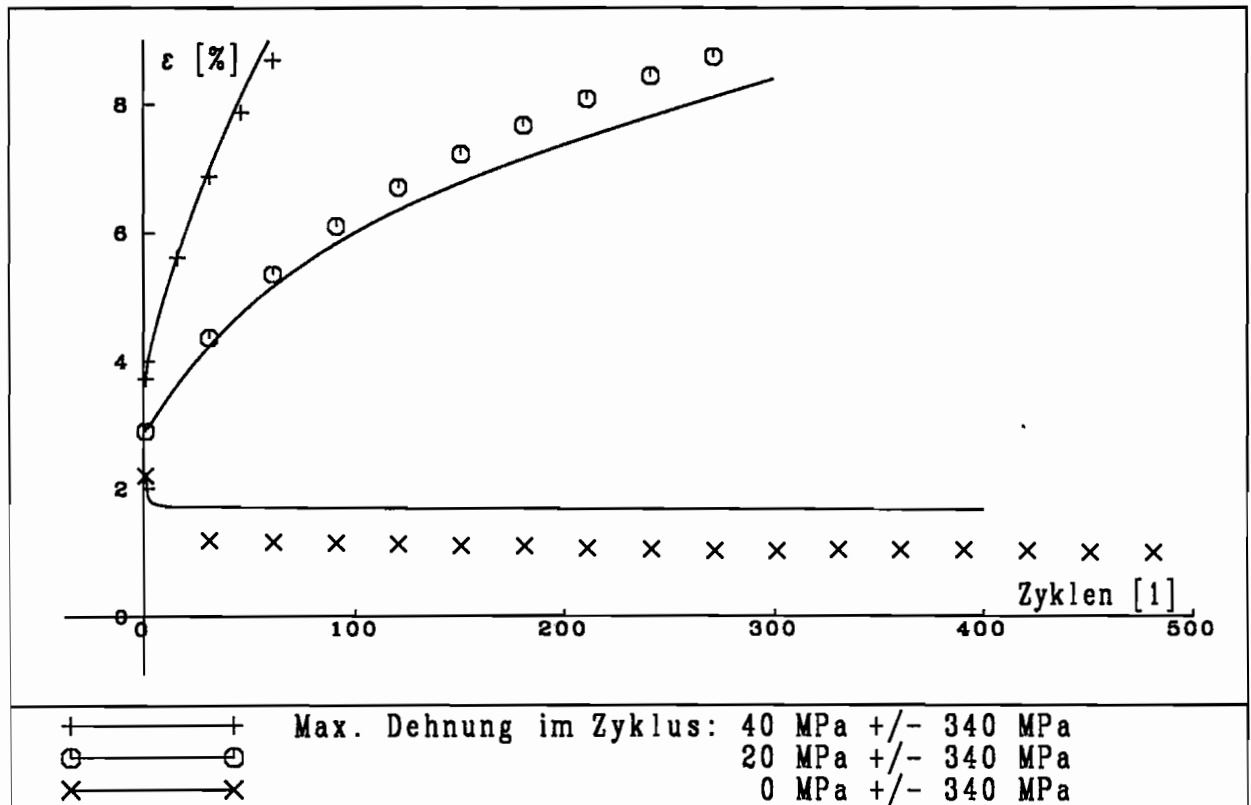


Abb. 6.32

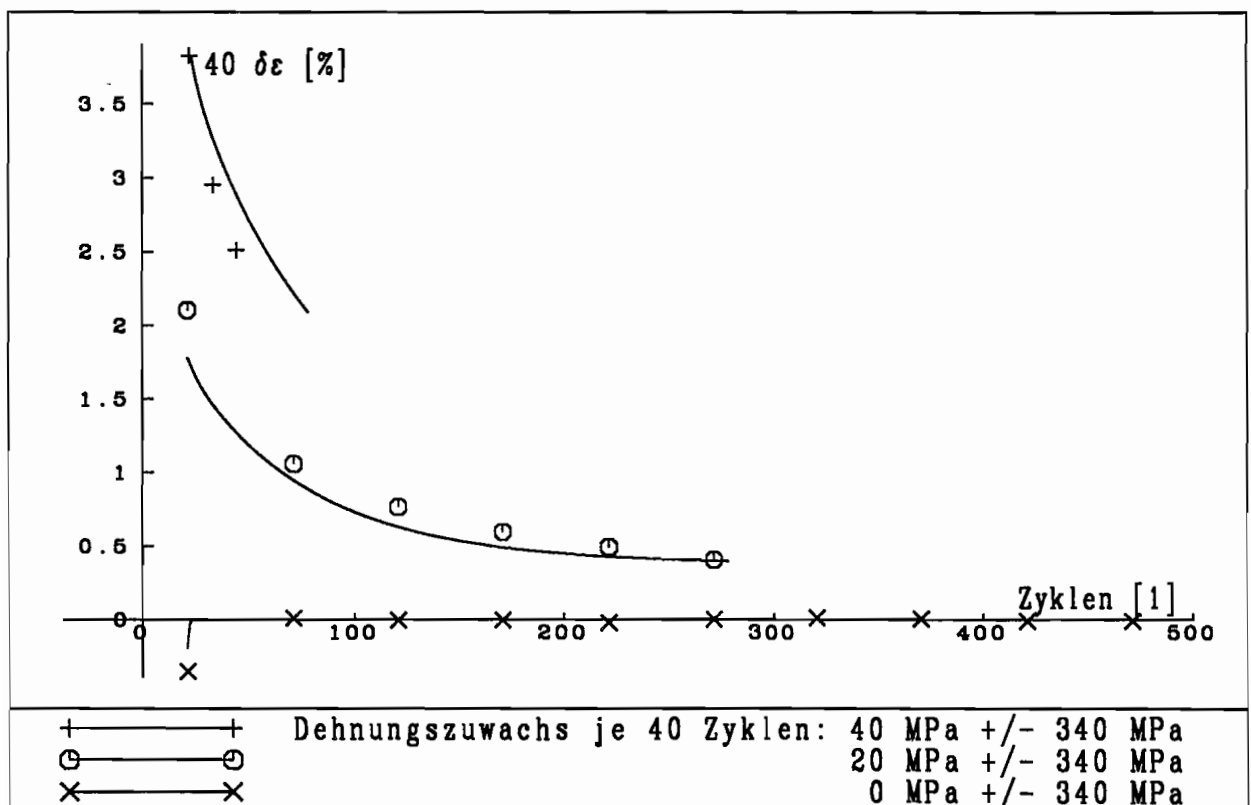


Abb. 6.33

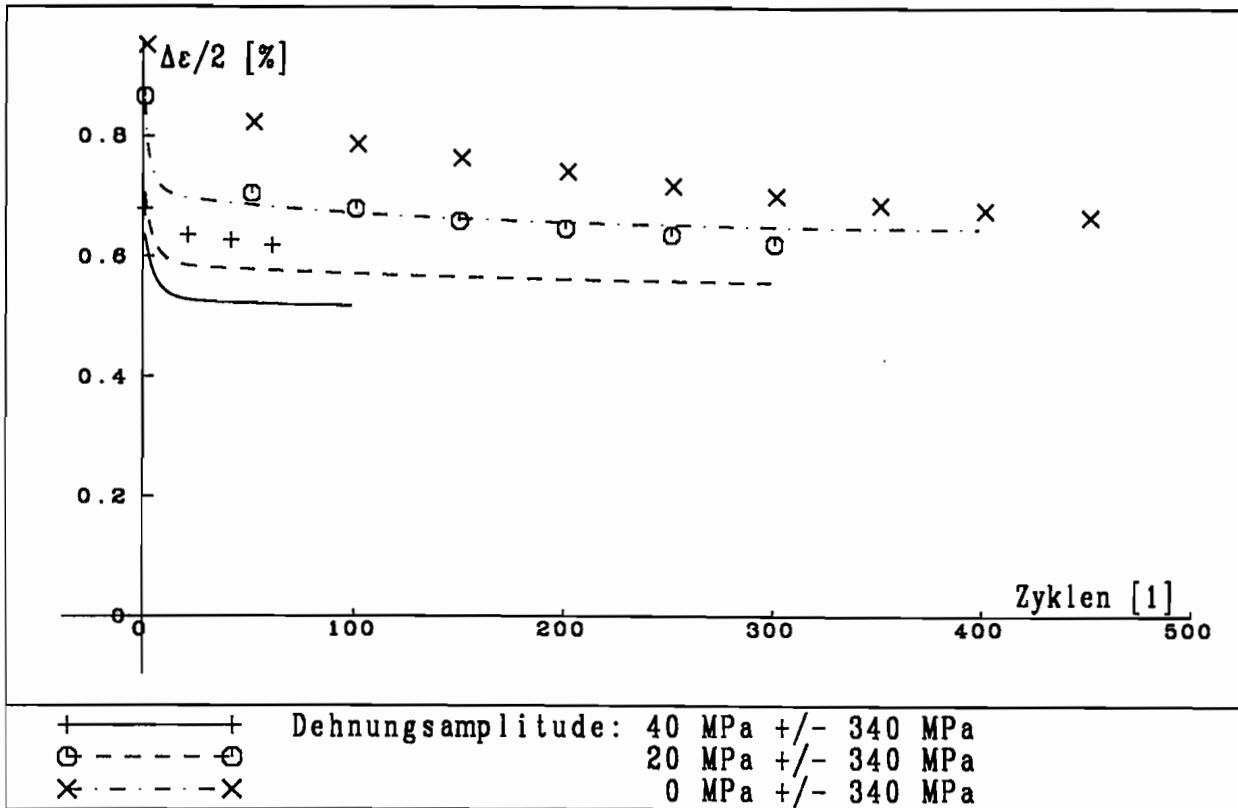


Abb. 6.34

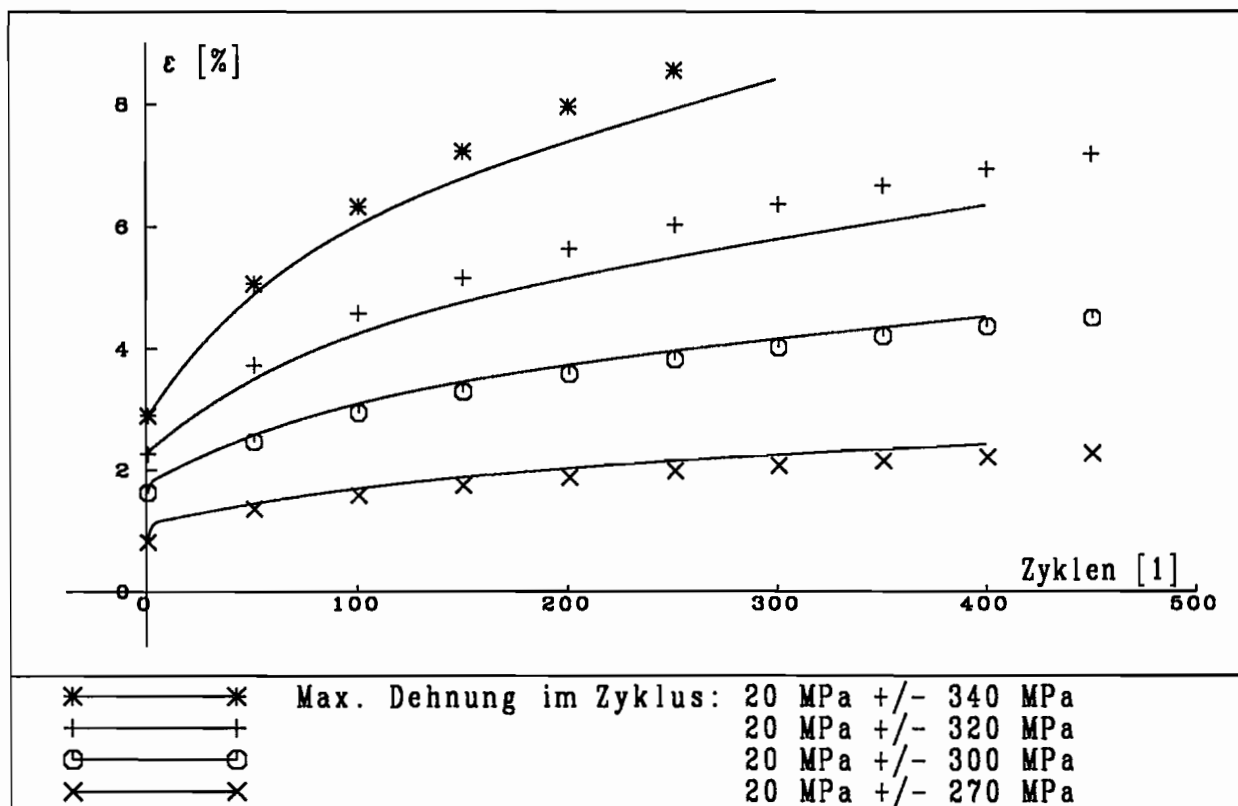


Abb. 6.35

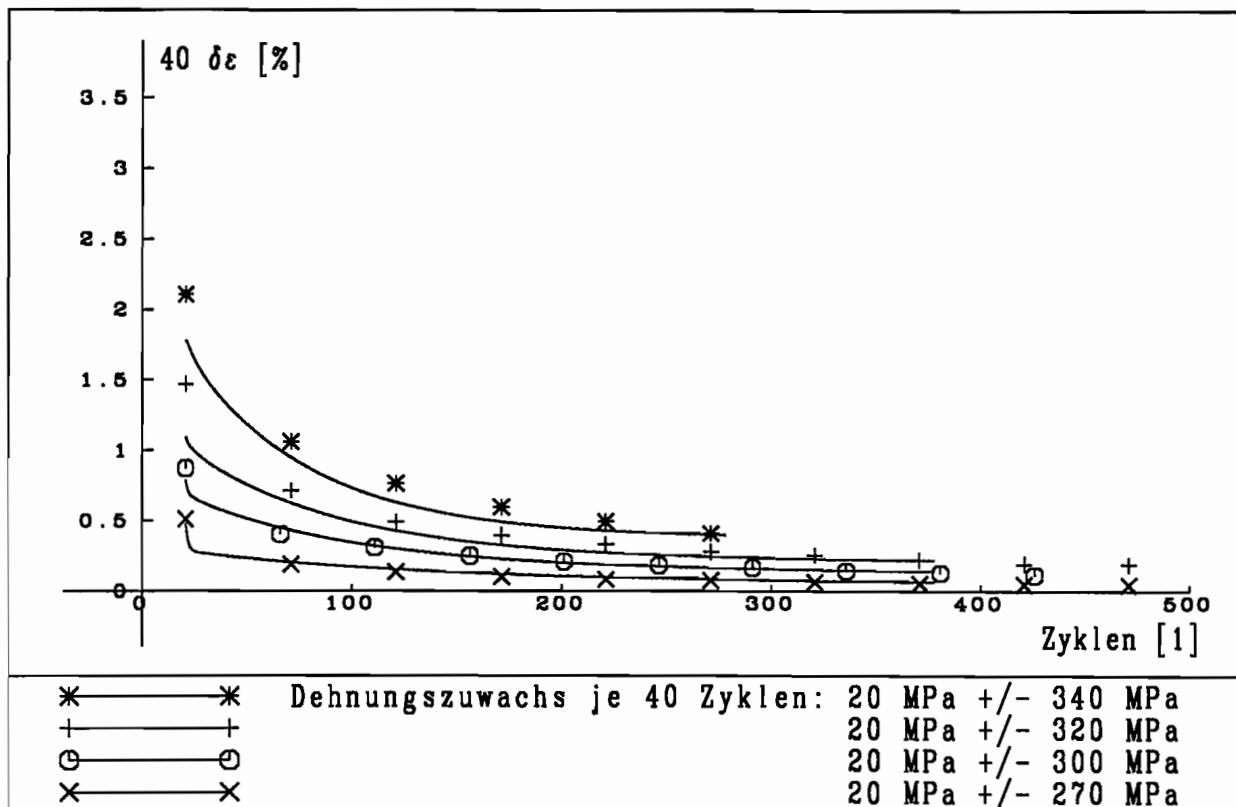


Abb. 6.36

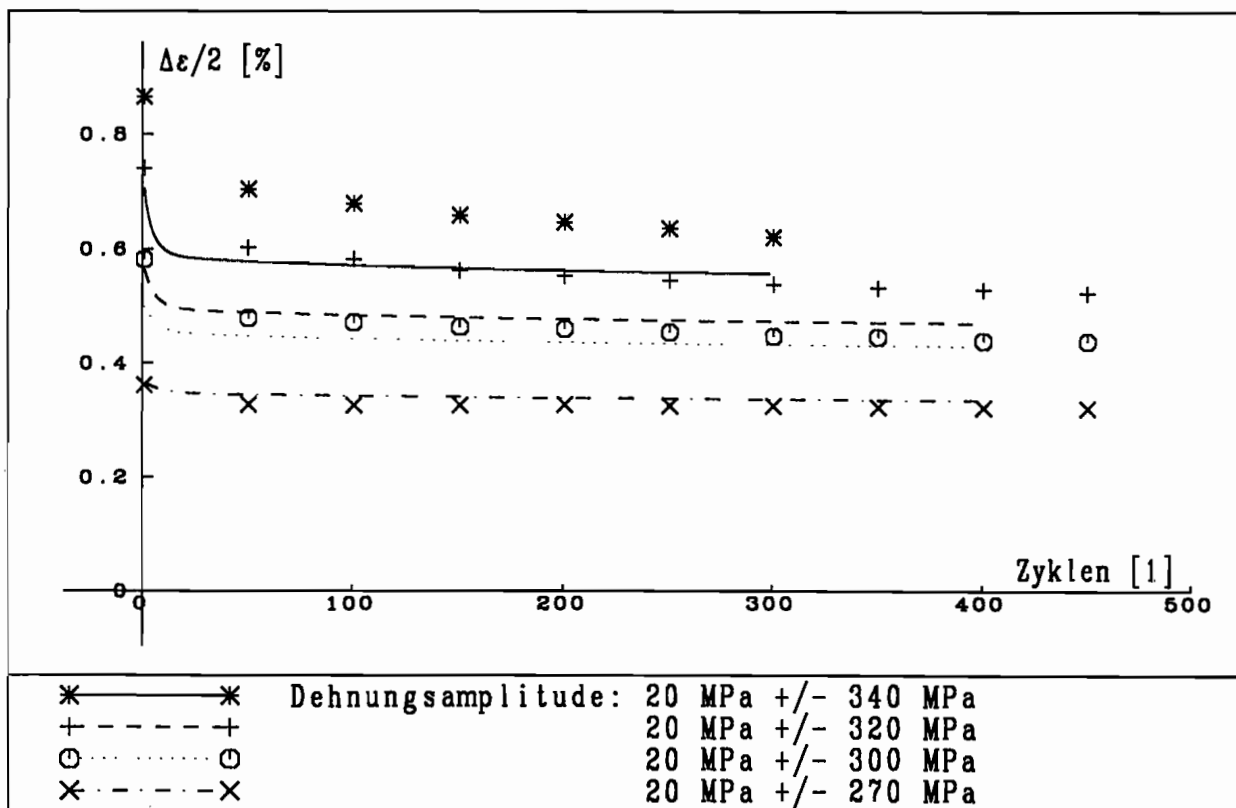


Abb. 6.37

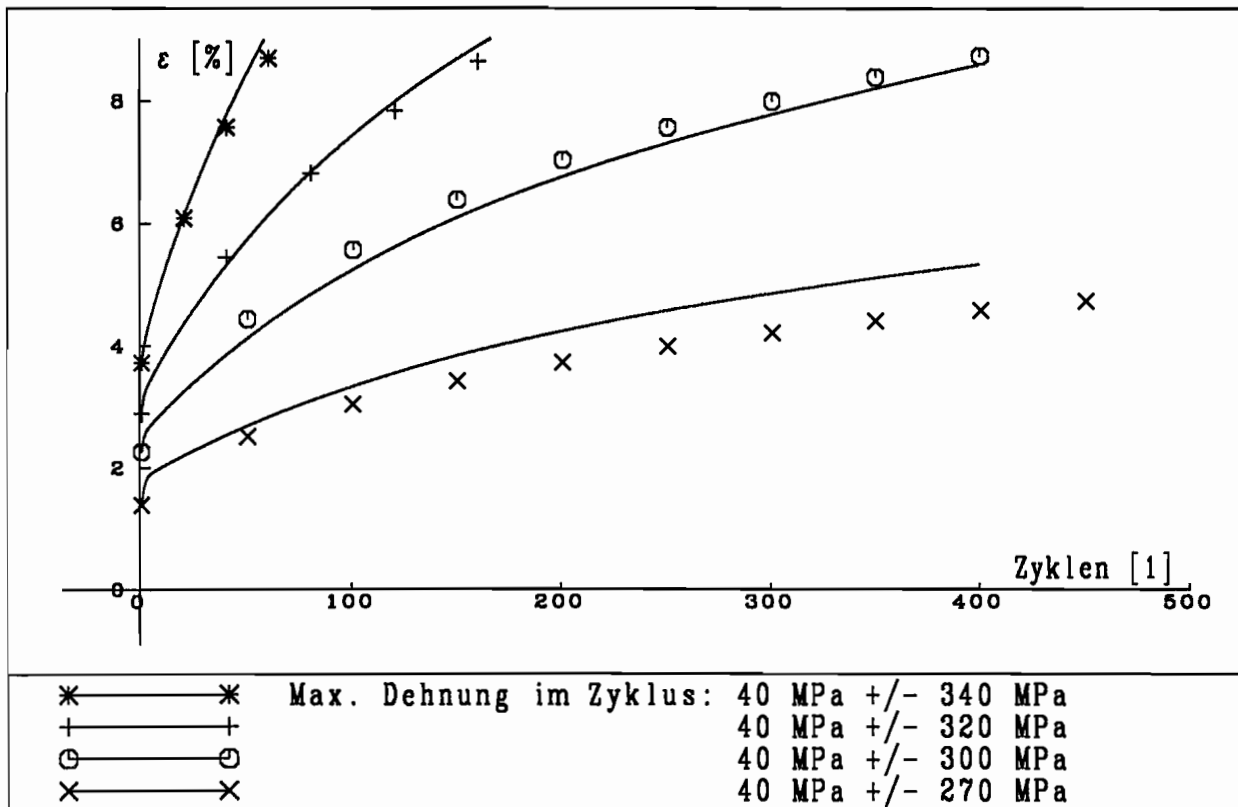


Abb. 6.38

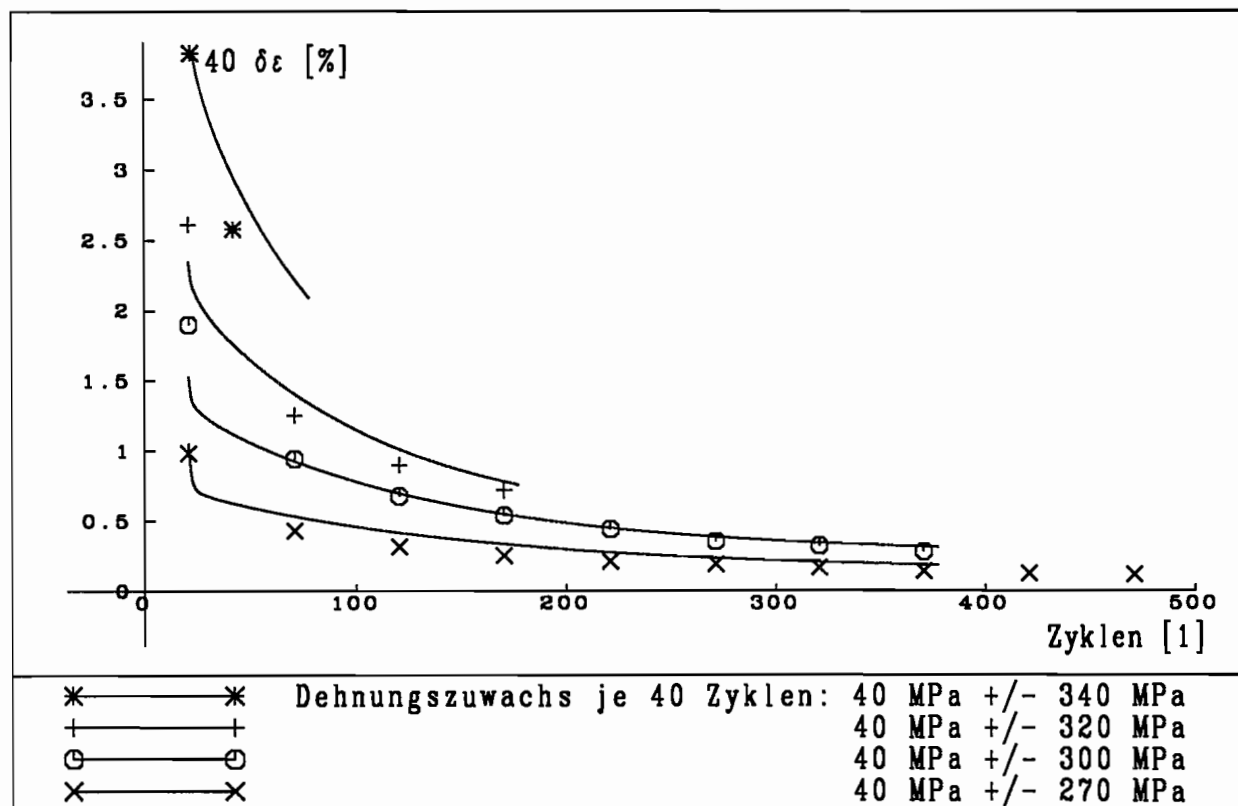


Abb. 6.39

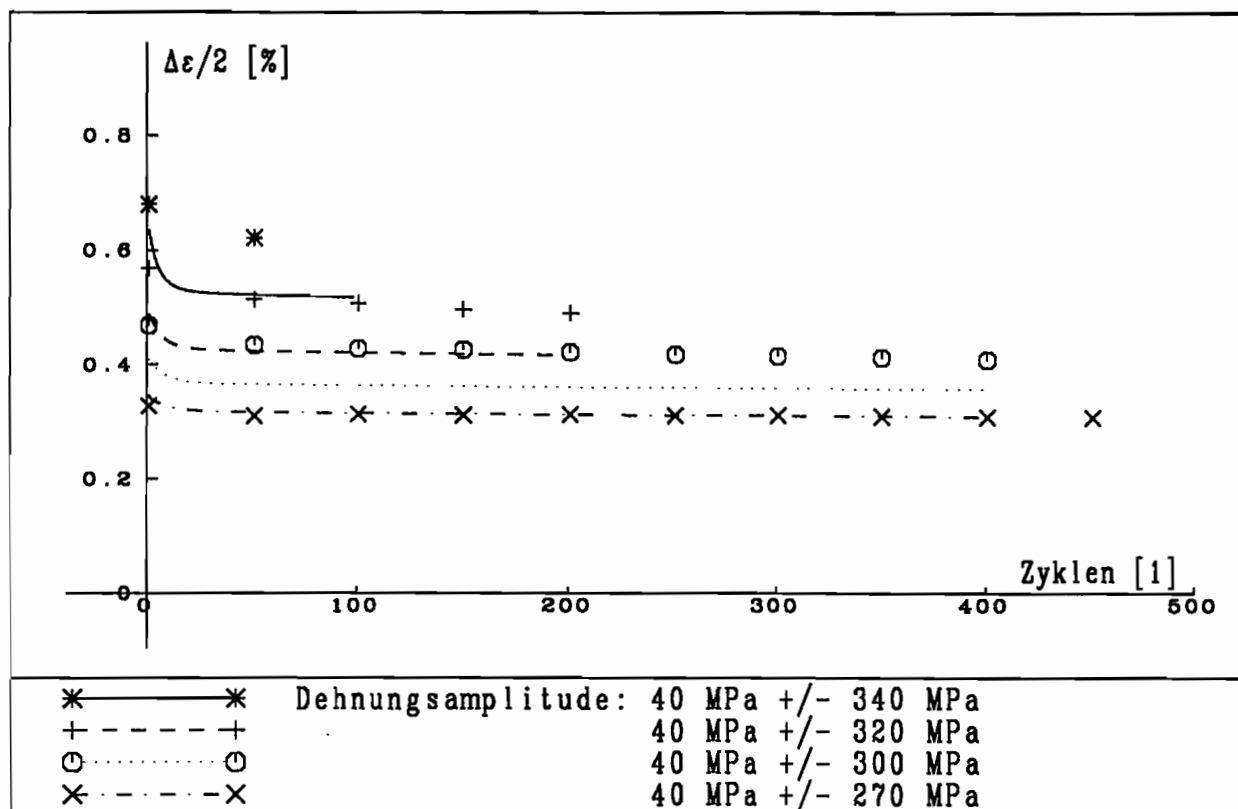


Abb. 6.40

6. 5 Zyklische Torsionsversuche mit Gleitungsvorgaben

In Kapitel 3.5 werden für die Darstellung der experimentellen Ergebnisse wegen der festgestellten leichten Anisotropie folgende Vereinbarungen getroffen.

$$\gamma' = \gamma/\sqrt{3} \quad (\text{Versuch}), \quad (3.2)$$

$$\tau' = 1,07\sqrt{3}\tau \quad (\text{Versuch}), \quad (3.3)$$

$$\epsilon_v' = \sqrt{\epsilon^2 + \gamma'^2} \quad (\text{Versuch}), \quad (3.4)$$

$$\sigma_v' = \sqrt{\sigma^2 + \tau'^2} \quad (\text{Versuch}). \quad (3.5)$$

Weil das Stoffgesetz keine Werkstoffanisotropien modelliert, entfällt die zusätzliche Wichtung der Torsion mit einer Konstanten. Demgemäß werden für die Simulationsergebnisse folgende Vergleichsgrößen eingeführt.

$$\gamma' = \gamma/\sqrt{3} \quad (\text{Rechnung}), \quad (6.1)$$

$$\tau' = \sqrt{3}\tau \quad (\text{Rechnung}), \quad (6.2)$$

$$\epsilon_v' = \sqrt{\epsilon^2 + \gamma'^2} \quad (\text{Rechnung}), \quad (6.3)$$

$$\sigma_v' = \sqrt{\sigma^2 + \tau'^2} \quad (\text{Rechnung}). \quad (6.4)$$

Für einen zyklischen Torsionsversuch ergibt sich in Abb. 6.41 eine nicht ganz so exakte Übereinstimmung wie bei den vorgestellten Zug-/Druckversuchen.

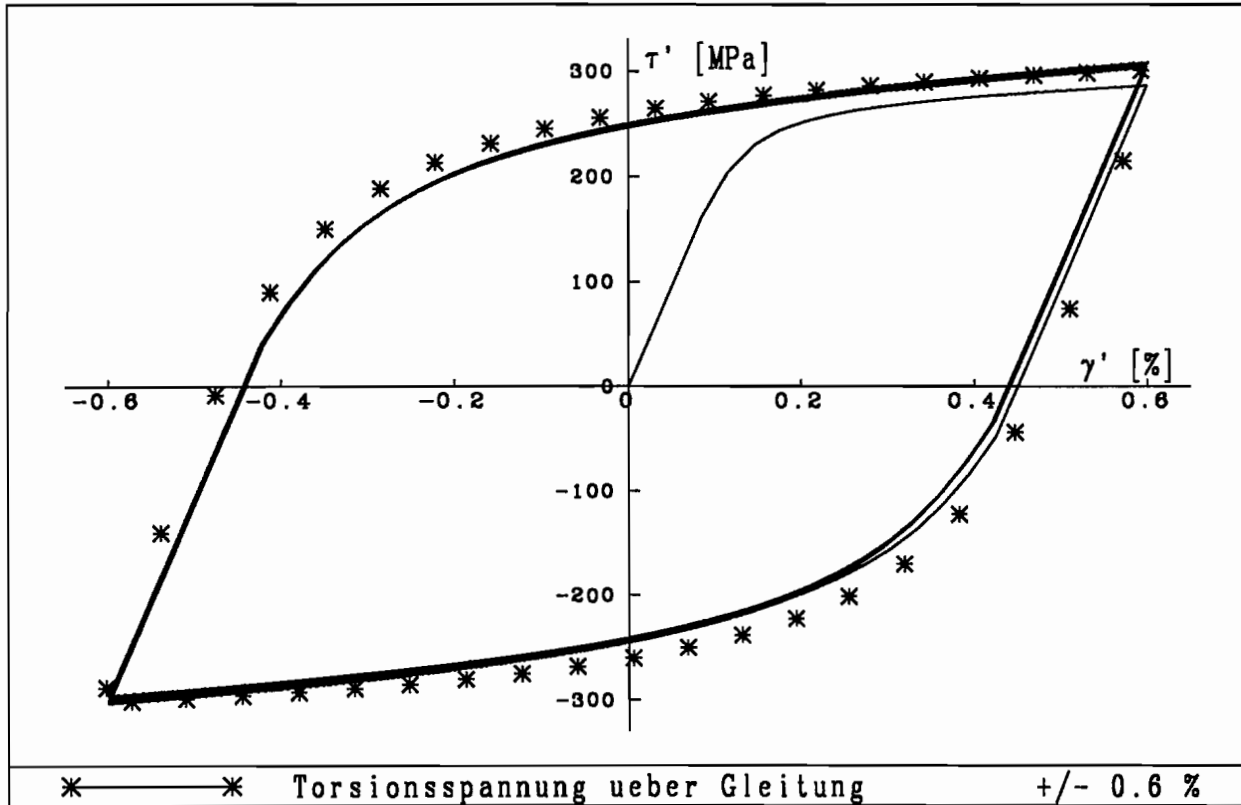


Abb. 6.41

6.6 Zyklische Versuche mit wechselnden Belastungsrichtungen

Die in Kapitel 3.6 gezeigten Effekte beruhen überwiegend auf einer Anisotropie der Fließfläche, die durch zyklische Belastungen entsteht. Weil das modifizierte MFG-Modell keine derartigen Eigenschaften erfäßt, erübrigen sich Vergleichsrechnungen.

6. 7 Zyklische Torsion mit Spannungsvorlast in Zugrichtung

Die Versuche dieser Gruppe führen bei zyklischer Torsion zu Ratchetting in Zugrichtung. Abb. 6.42 vergleicht für zwei Versuche mit gleicher Dehnungsamplitude und unterschiedlicher Vorlastspannung die Vorlastdehnung ϵ_{vor} . Die Voraussage der Stoffgesetzformulierung ergibt einen linearen Dehnungszuwachs in Abhängigkeit von der Zykluszahl. Das Ratchetting ist in der Rechnung nahezu zehnmal so groß wie im Versuch. Eine vergleichbare Darstellung in der Dehnungs-/Gleitungsebene zeigt den qualitativ richtigen und quantitativ überhöhten Verlauf des Kriechens in Abb. 6.43. Eine entsprechende Erklärung liefert das Kapitel 4.1.1. Die Verfestigungsregel des MFG-Modells hängt in ihrer Richtung wie die Verfestigungsregel nach Mróz von der Verbindung zwischen aktuellem Spannungszustand und Referenzzustand auf der Grenzfläche ab. Weil sich auch die Lageänderung der Grenzfläche an η orientiert, entstehen ähnliche Verhältnisse wie in Abb. 4.5. Eine Verbesserung der Ergebnisse läßt sich z. B. dann erreichen, wenn unter Beachtung einer geänderten Tangentialitätsbedingung von Fließ- und Grenzfläche durch den Folgeterm der Grenzfläche eine Bewegung der Grenzfläche zu der Vorlastspannung σ_{vor} hin erlaubt wird. Der Abklingterm kann dann das Maß des Kriechens bestimmen.

6. 8 Zyklische Torsion mit Dehnungsvorlast in Zugrichtung

Wie die Abb. 6.44 und 6.45 zeigen, ergeben die Simulationsrechnungen bei zyklischer Torsion nach Vordehnung in Zugrichtung ein Abklingen der Vorlastspannung. Die Rechnung zeigt schon nach 10 Zyklen ein fast vollständiges Relaxieren der Vorlastspannung. Der berechnete Verlauf der Spannungs-Gleitungs-Kurve (Abb. 6.45) stimmt qualitativ gut mit dem Versuch (Abb. 3.74) überein.

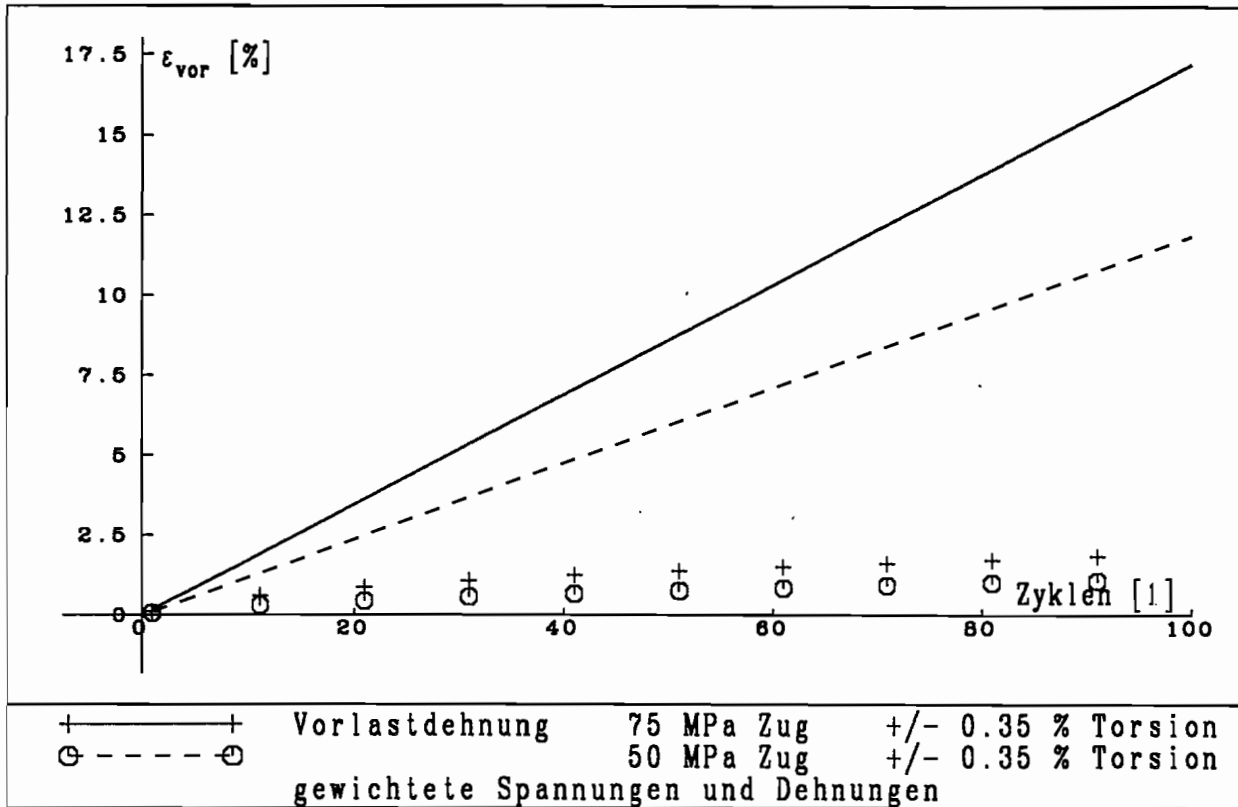


Abb. 6.42

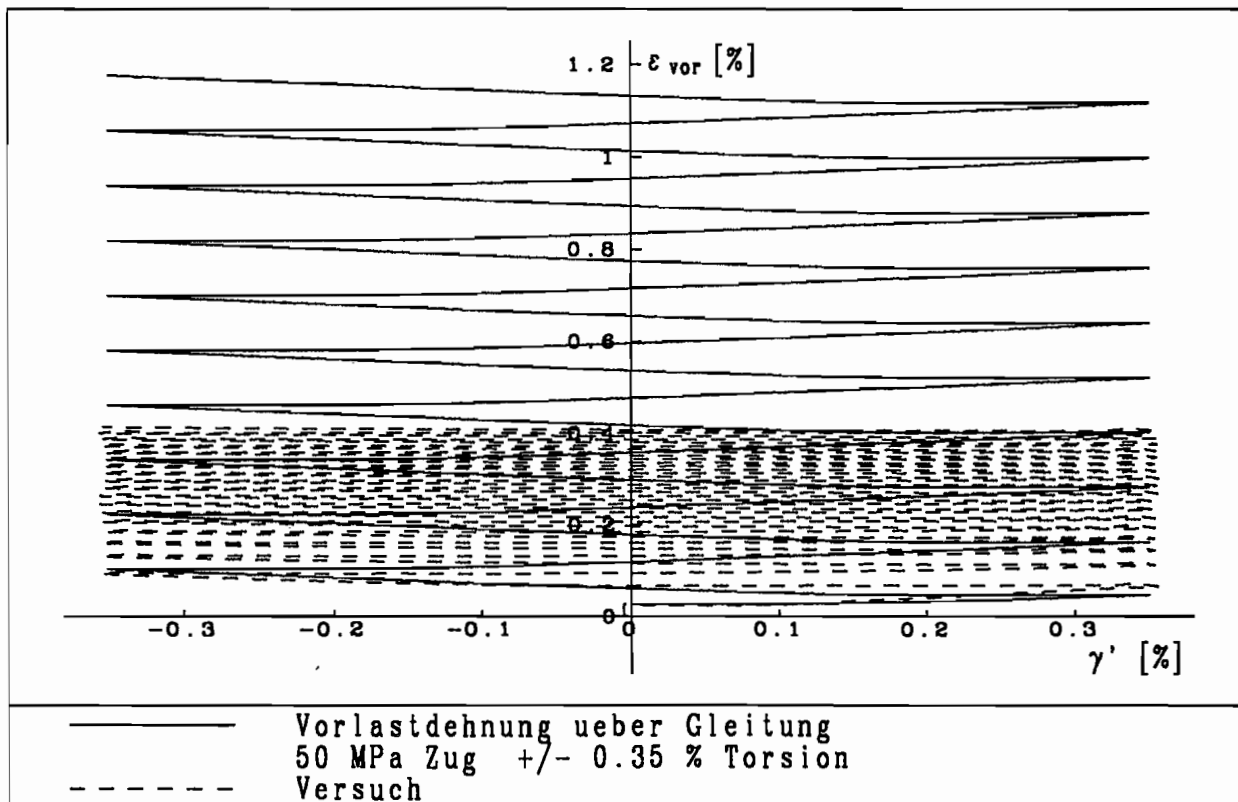


Abb. 6.43

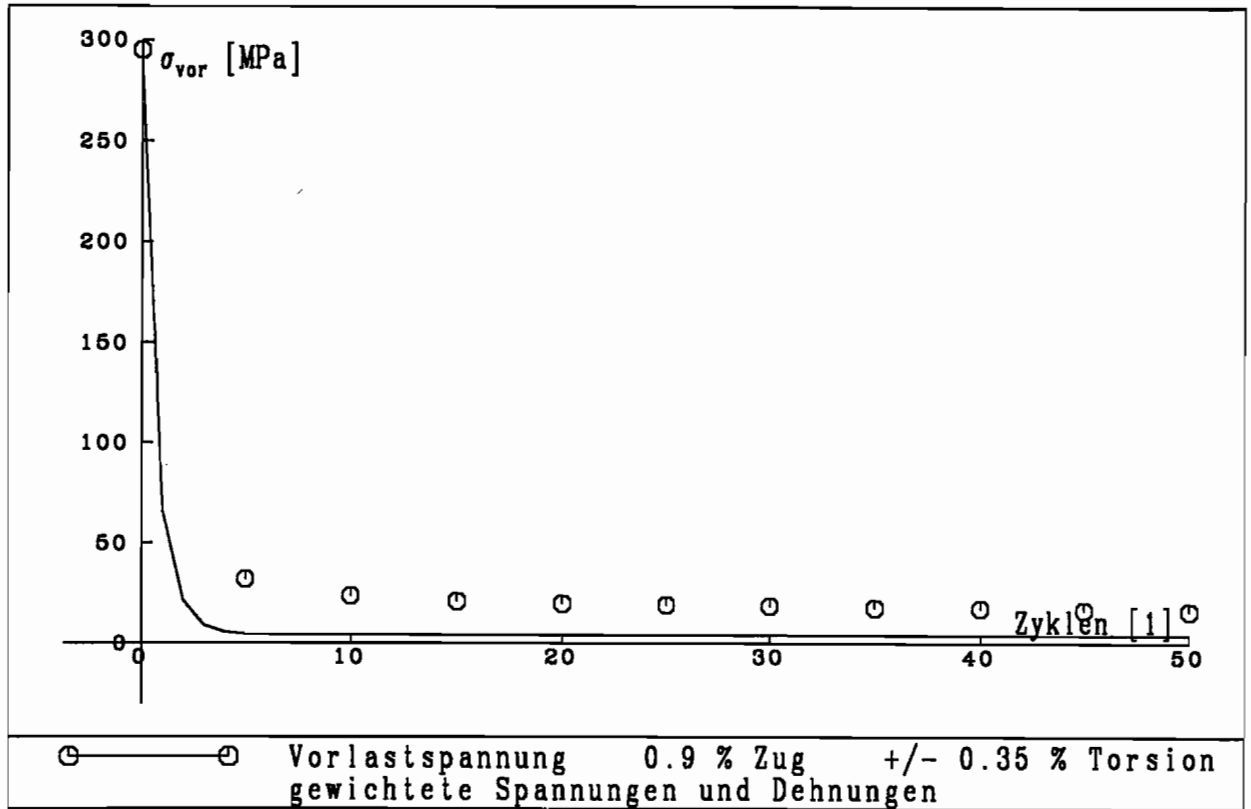


Abb. 6.44

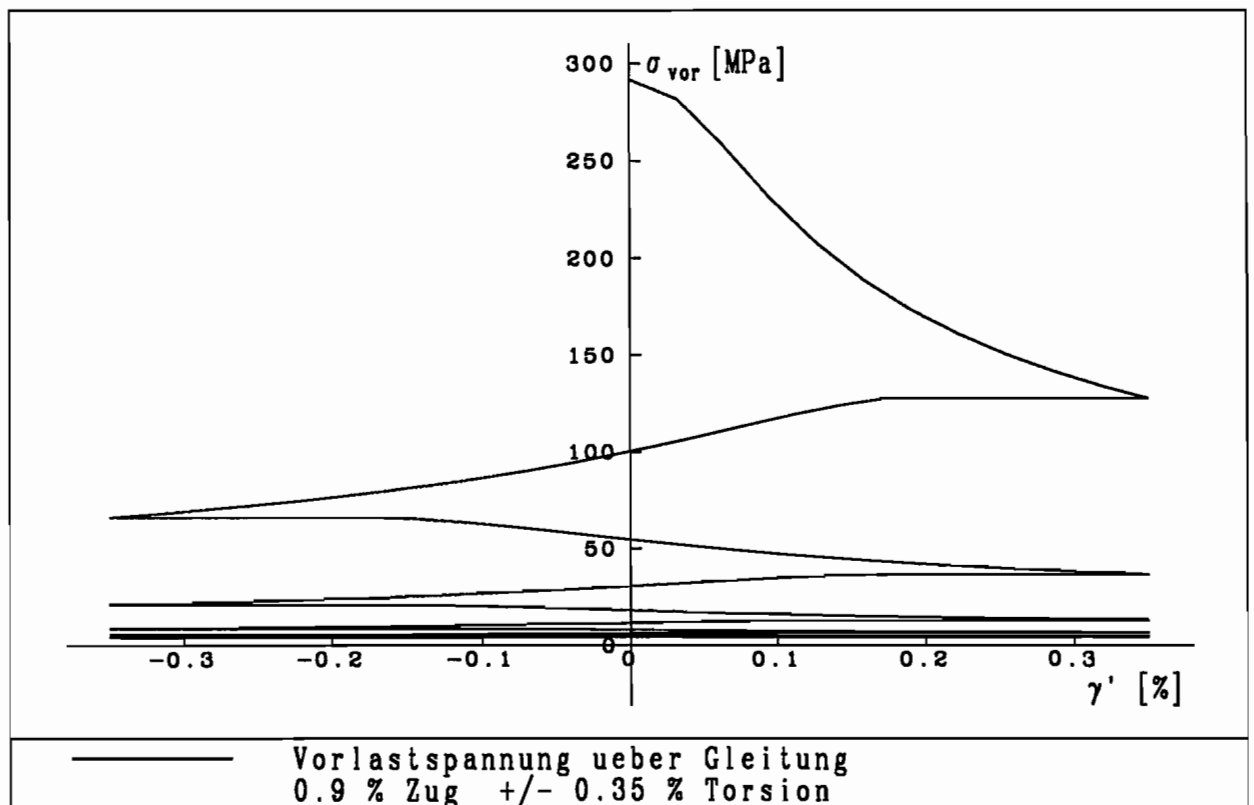


Abb. 6.45

6.9 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Dehnungsraum

Auf die Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Dehnungsraum findet eine Anpassung an zwei Stellen statt. Bei der Entwicklung des kinematischen Moduls Λ werden ausgehend von der eindimensionalen Analyse drei tensorwertige Ansätze für q vorgeschlagen (Gleichung (5.49 b,c,d)). Sie erfassen Nichtproportionalitäten unterschiedlich stark. Gleichung (5.49c) berücksichtigt keine Nichtproportionalität und führt zu erheblich zu niedrigen Spannungen. Gleichung (5.49d) erhöht den kinematischen Modul aufgrund der nichtradialen Belastung so stark, daß die Simulationsrechnung für die rechteckige und kreisförmige Belastung viel zu hohe Spannungen vorhersagt. Nach der Wahl von Gleichung (5.49b) wird der Einfluß des Nichtproportionalitätsfaktors f_{np} durch Setzen eines geeigneten k_{np} festgelegt.

Die Abb. 6.46 und 6.47 zeigen die Spannungsantworten einer quadratischen und einer rechteckigen Dehnungsvorgabe. Die gerechnete Spannungsantwort in Abb. 6.46 ist in Übereinstimmung mit dem Versuch im nahezu stabilen Zyklus bezüglich der Spannungsextrema doppelt achsensymmetrisch. In Abb. 6.47 zeigt sich wie im entsprechenden Versuch nur eine Punktsymmetrie zum Koordinatenursprung. Die Lage der Spannungsextrema wird gut wiedergegeben. Die Kurven verlaufen etwas weniger bauchig als im Versuch.

Bei der kreisförmigen Dehnungsvorgabe (Abb. 6.48) sind die Abweichungen zwischen experimenteller Vorgabe und Stoffgesetzsimulation gering.

Abb. 6.49 zeigt bei der Berechnung des schmetterlingsförmigen Belastungspfades für das modifizierte MFG-Modell die gleiche Schwäche, die schon im Ausgangsmodell von Pape vorhanden ist, auf. Die Spannungsantwort wird erheblich zu klein simuliert. Um diesen Fehler zu beheben, muß zunächst der besondere Verfestigungsmechanismus dieses Belastungspfades detaillierter untersucht werden. Dabei ist vermutlich der Weg, auf dem die Fließfläche durchfahren wird, und der Winkel, unter dem dieser Weg bei erneutem Fließbeginn auf die Fließfläche stößt, von Bedeutung. Diese Erkenntnisse müssen dann bei der Festlegung des kinematischen Moduls Λ besonders in Gleichung (5.49) berücksichtigt werden.

Abb. 6.50 zeigt eine Zusammenfassung der Ergebnisse dieser Gruppe. Bei der eindimensionalen, der rechteckigen und der kreisförmigen Dehnungsvorgabe stimmen

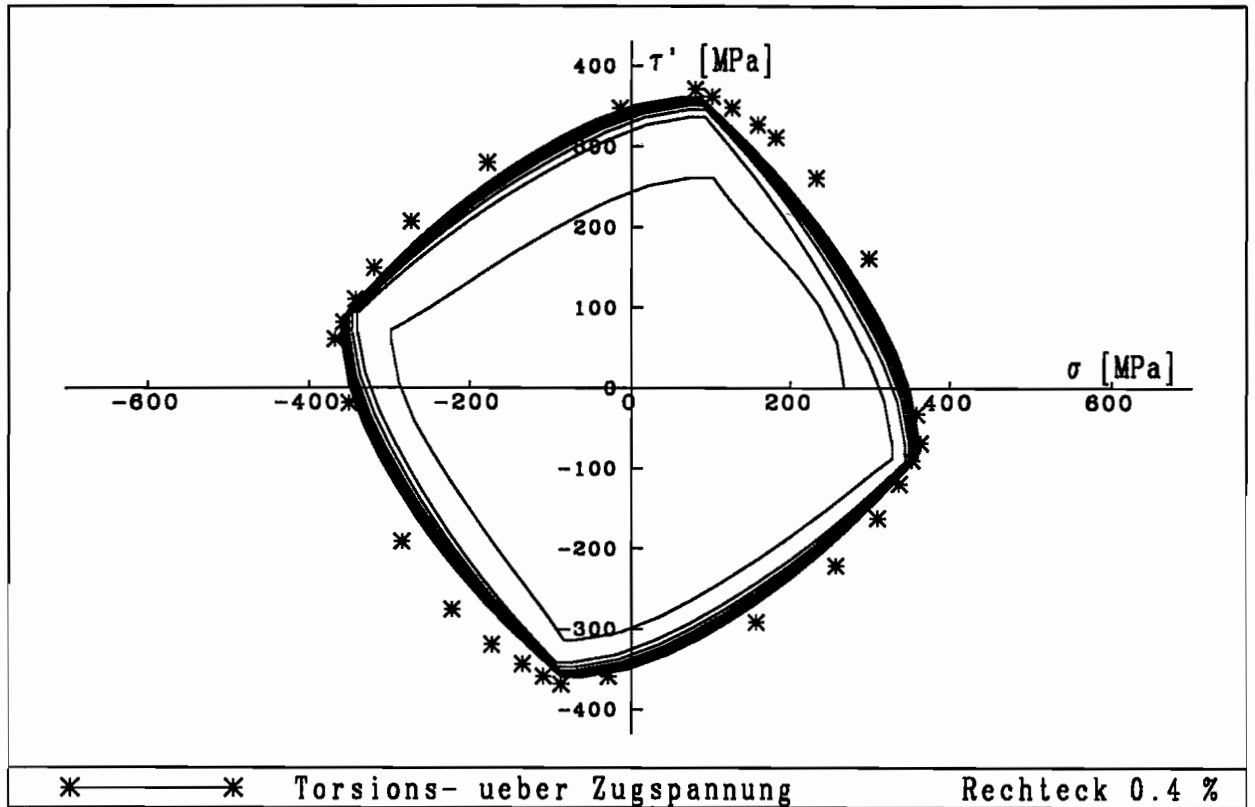


Abb. 6.46

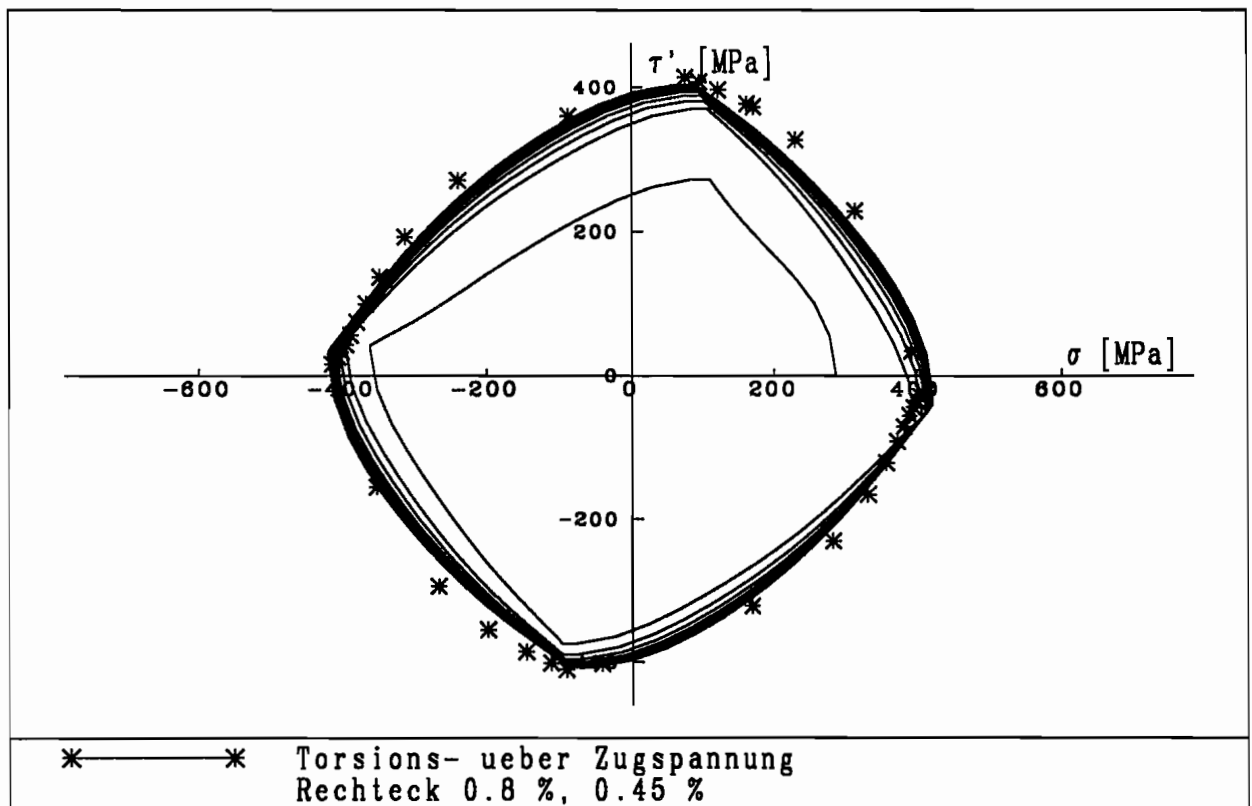


Abb. 6.47

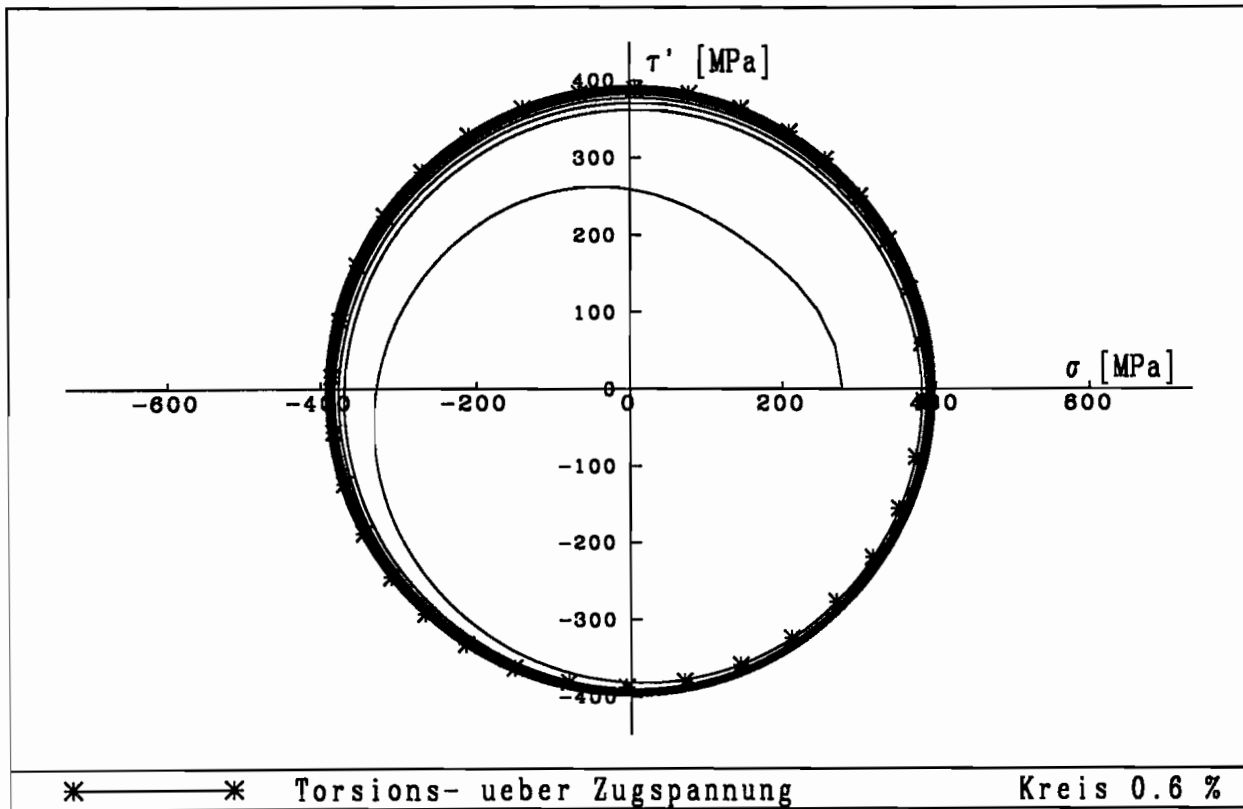


Abb. 6.48

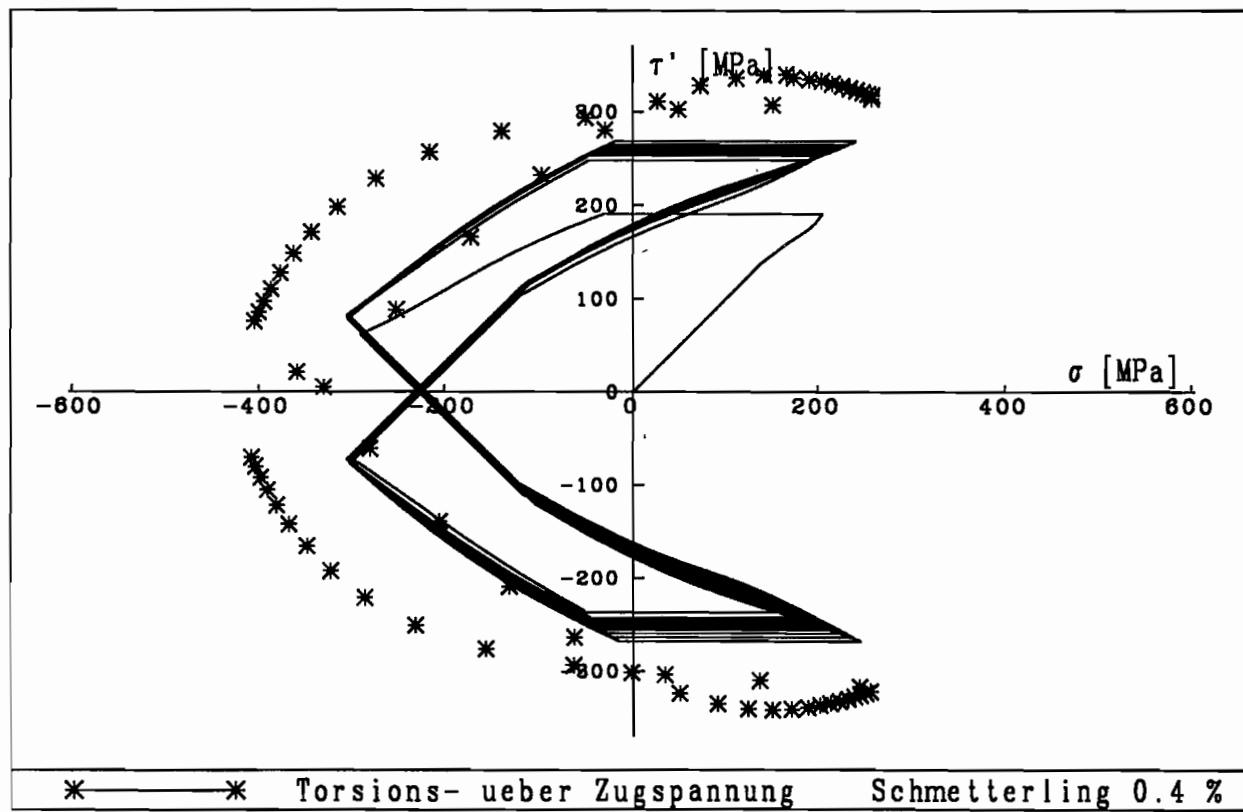


Abb. 6.49

die Simulationsrechnungen in der Form und auch in der Amplitude der Spannungsantwort bis auf geringe Abweichungen mit den Experimenten überein. Der einzige nicht-konkave Belastungspfad im Dehnungsraum — der Schmetterling — ergibt in der Simulation um ca. 15 % zu niedrige Spannungsamplituden.

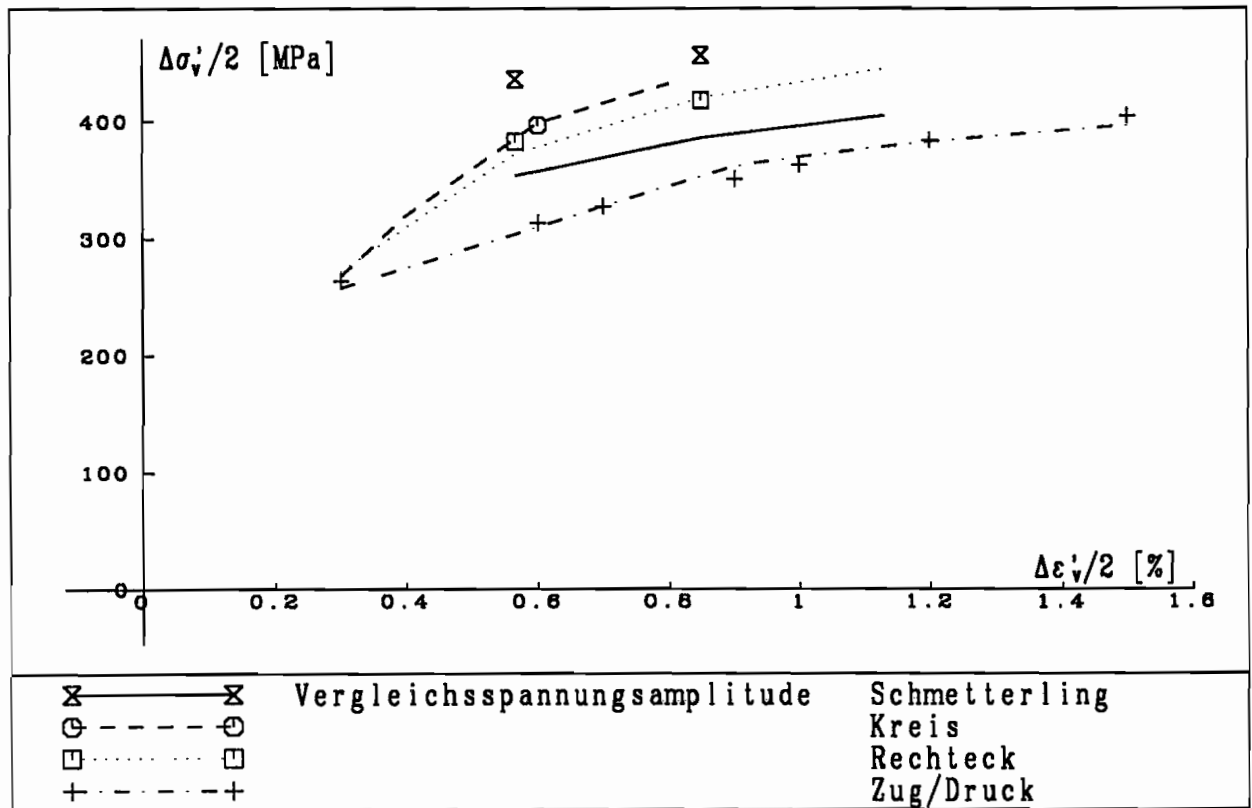


Abb. 6.50

6. 10 Versuche mit Vorgabe eines Pfades im Spannungsraum

Da das zyklische Kriechen bei zyklischen Torsionsversuchen mit Zugspannungsvorlast erheblich zu groß modelliert wird, darf bei den Versuchen mit Vorgabe eines Pfades im Spannungsraum keine quantitativ richtige Wiedergabe des komplizierten biaxialen Kriechens erwartet werden. Abb. 6.51 zeigt im Vergleich zu Abb. 3.90 eine vergleichbare Form der Dehnungsantwort. Diese stabilisiert sich wie im Experiment in der Nähe des Koordinatenursprungs. Die vorausgesagte Dehnungsamplitude ist zu groß. Die Abb. 6.52 und 6.53 geben bezogen auf die Abb. 3.92 und 3.94 richtige Tendenzen wieder. Quantitativ ist die Simulation nicht verwertbar.

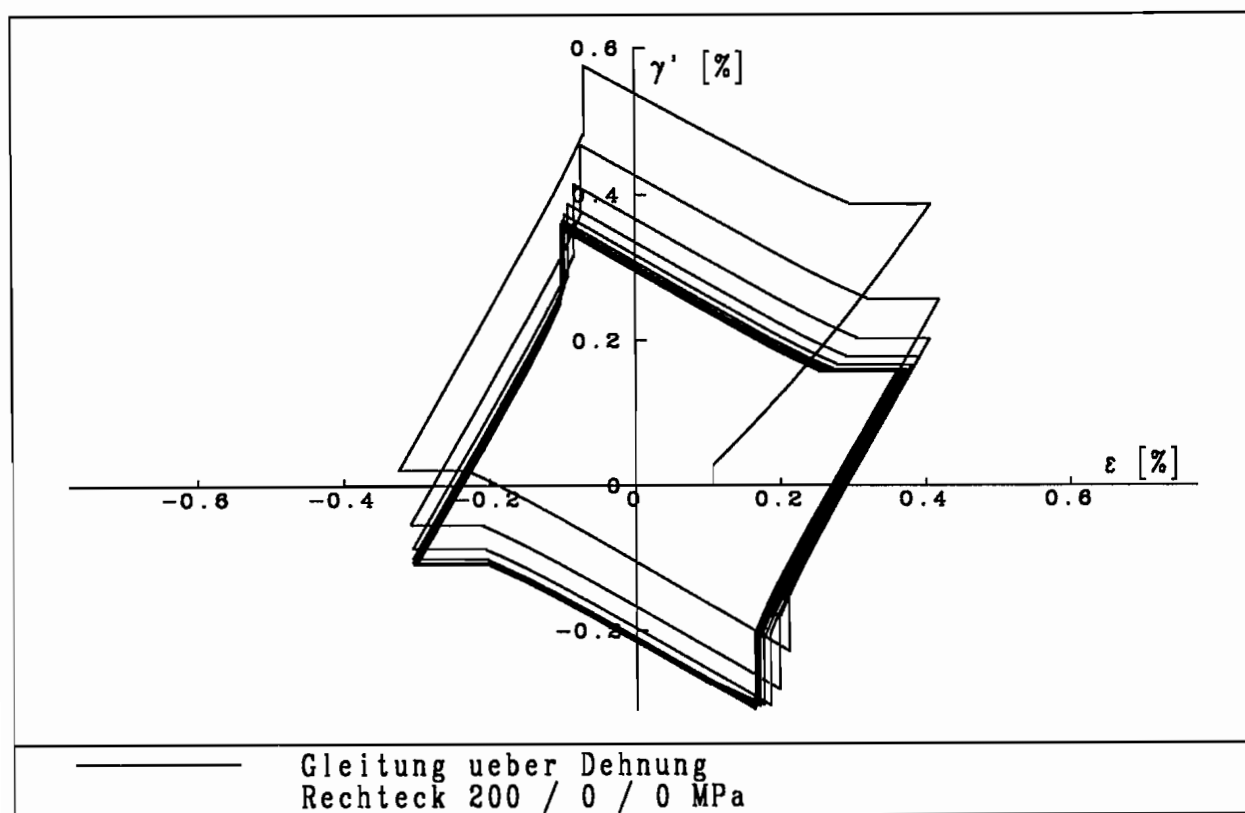


Abb. 6.51

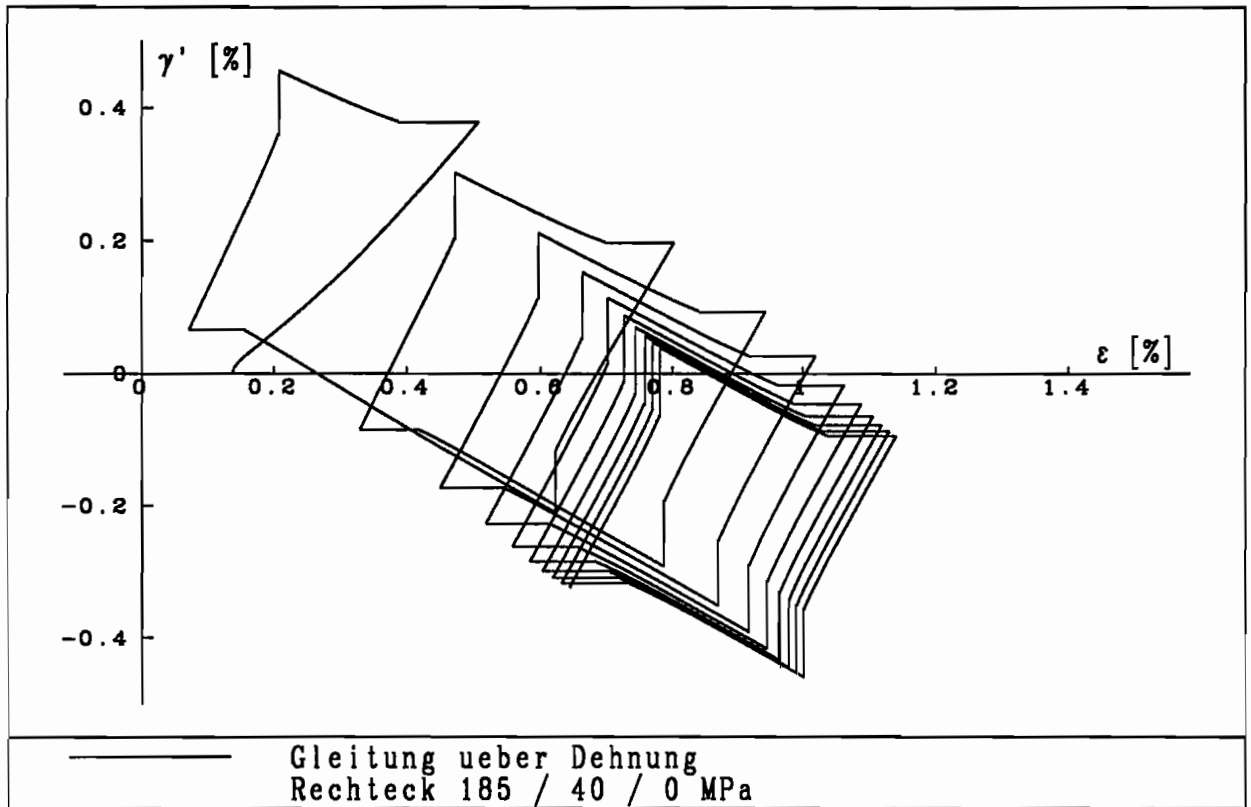


Abb. 6.52

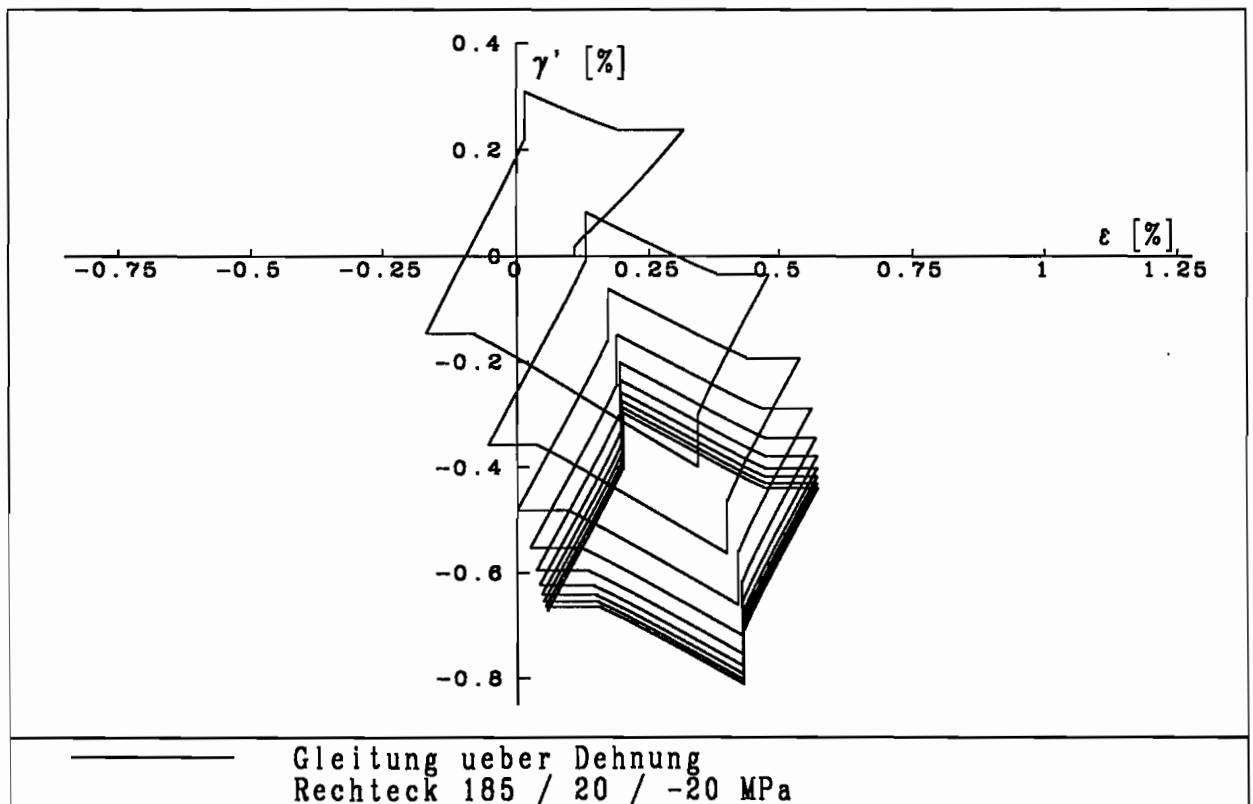


Abb. 6.53

7. Zusammenfassung und Ausblick

Der erste Teil der Arbeit befaßt sich mit der experimentellen Methodik der Materialprüfung. Es wird der Aufbau einer hydraulischen Materialprüfmaschine erläutert und dabei besonders auf die Vorteile einer modernen digitalen Regelelektronik eingegangen. Neben Überlegungen zur idealen Geometrie des dünnwandigen Rohres werden einige Methoden erläutert, mit denen das zur Verfügung stehende Probenmaterial auf Homogenität untersucht werden kann. Besonderer Wert wird auf die Messung geometrischer Größen gelegt. Dafür wird ein speziell für diese Anwendung entwickeltes biaxiales Extensometer benutzt. Die Kalibrierung der Einrichtung erfolgt mit hochgenauen Meßeinrichtungen. Aufgrund des hohen Meßaufwandes können einfache, aber sehr genaue Verfahren zur Bestimmung der Fließgrenze, des isotropen und des kinematischen Spannungsanteils benutzt werden.

Bei digitalen Regelungen stellt das Optimieren der Regelparameter ein wesentliches Problem dar. Obwohl ein automatisches Verfahren zur Parameteroptimierung zur Verfügung steht, können auf diesem Wege nicht immer befriedigende Ergebnisse erzielt werden. Ein manuelles Optimieren mit Hilfe eines FFT-Analysators, das sich am Verfahren des Betragsoptimums orientiert, führt zu guten Ergebnissen.

Das experimentelle Programm läßt Aussagen über das Verhalten von Ck 15 unter unterschiedlichsten Belastungen zu. Zugunsten der Vielfalt der Versuchstypen wird das Programm auf quasistationäre und isotherme Prozesse beschränkt. Ck 15 erweist sich im Zugversuch als rein kinematisch verfestigend. Zyklische Zug-/Druckversuche

mit Dehnungsvorgaben geben Informationen über das isotrope und kinematische Ver- und Entfestigungsverhalten. Stabile Zyklen werden nur für kleine Dehnungsamplituden beobachtet. Unterschiede zwischen Zug- und Torsionsversuchen können durch die bei Gefügeuntersuchungen festzustellende Anisotropie des gewählten Werkstoffes erklärt werden. Schliffbilder zeigen eine fadenartige Ausbreitung von Perlitkörner in Längsrichtung der Probe. Die Kernaussagen dieser Arbeit über das zyklische Kriechen beruhen auf den zyklischen Zug-/Druckversuchen mit Spannungsvorgaben. Das zyklische Kriechen hängt von der Spannungsamplitude und von dem Spannungsmittelwert ab. Nach einem transienten Bereich geht es in asymptotisches zyklisches Kriechen über, bei dem der Dehnungszuwachs pro Zyklus nahezu konstant ist. Bei Versuchen mit Mittelspannung wird kein stabiler Zyklus beobachtet. Neben dem zyklischen Kriechen wird in dieser Gruppe Verfestigung beobachtet. Sie ist mit zunehmender Mittelspannung größer und geht einher mit einer isotropen Entfestigung, also einer Verkleinerung des elastischen Bereiches.

Versuche mit Wechsel der Belastungsorientierung zeigen eine große Zunahme des isotropen Spannungsanteils. Es muß von Anisotropieeffekten ausgegangen werden, die infolge der längeren einaxialen Belastung entstehen. Weitere nichtproportionale Effekte werden bei Prozessen mit Vorlast in Zugrichtung und zyklischer Torsion beobachtet. Eine Spannungsvorlast führt zu zyklischem Kriechen in Zugrichtung, eine Dehnungsvorlast zu allmählichem Spannungsabfall.

Starke nichtproportionale Einflüsse ergeben sich bei der Vorgabe von Pfaden im Dehnungsraum. Der kreisförmige und der rechteckige Belastungspfad führen gegenüber der einaxialen Belastung zu einer Spannungsamplitudenerhöhung von etwa 20 %. Der dreieckige Belastungspfad hat andere Verfestigungsmechanismen und hat eine um 35 % erhöhte Verfestigung. Die Vorgabe von Rechteckbelastungen im Spannungsraum führt in Abhängigkeit von der Spannungsamplitude und den Spannungsmittelwerten zu zyklischem Kriechen.

Die Entwicklung des modifizierten MFG-Modells erfolgt auf der Basis der Dissertation von PAPE [1988]. Die wesentlichen Elemente — besonders die Mikrofläche mit Erinnerungseffekt — werden von Pape übernommen. Die starre Grenzfläche wird durch eine im Spannungsraum bewegliche Grenzfläche ersetzt. Dadurch wird das Modellieren von zyklischem Kriechen und von Shakedown möglich. Der Folgemodul der Grenzfläche ermöglicht bei verschwindendem Abklingmodul der Grenzfläche Shakedown. Ansonsten bestimmt der Abklingmodul das Maß des zyklischen Kriechens

in Abhängigkeit von der Memory-Variablen l und der Verfestigungsarbeit.

Die Auswahl der Materialfunktionen und ihre Anpassung geschieht phänomenologisch. Dadurch können proportionale dehnungsgesteuerte Prozesse nicht nur in der Spannungsamplitude, sondern auch in der Form der Spannungs-Dehnungs-Kurve sehr gut wiedergegeben werden. Entfestigung wird nur eingeschränkt wiedergegeben, weil die Mikrofläche die maximale kinematische Verfestigung dauerhaft speichert. Bei Entfestigung muß der Einfluß der internen Variablen l auf den kinematischen Modul verringert werden. Bei den nichtproportionalen dehnungsgesteuerten Belastungen werden Rechteck und Kreis ebenfalls gut modelliert. Bei der Dehnungsvorgabe in Form eines Schmetterlings, wird die Spannungsantwort — wie bei Pape — erheblich zu klein berechnet. Hier ist eine weitere detaillierte Untersuchung des Verfestigungsverhaltens erforderlich.

Das einaxiale zyklische Kriechen wird sehr gut modelliert. Für weite Bereiche von Spannungsamplitude und -mittelwert ist der Fehler in der Voraussage der zyklischen Kriechdehnung auch noch für einige hundert Zyklen sehr gering. Es kann sowohl transientes als auch asymptotischen Ratchetting berechnet werden.

Die Simulation des biaxialen Kriechens ist nur qualitativ verwertbar. Wie in Kapitel 6 gezeigt wird, ergibt sich eine stationäre Konstellation zwischen Fließfläche und Grenzfläche, die zu großes biaxiales zyklisches Kriechen modelliert. Diese Konstellation ist darauf zurückzuführen, daß alle Änderungen von $\underline{\alpha}$ und $\underline{\alpha}^*$ an $\underline{\eta}$ gekoppelt sind, um die Tangentialitätsbedingung zwischen Fließ- und Grenzfläche auf einfache Art einzuhalten. Diese Kopplung muß geändert werden, um biaxiales zyklisches Kriechen quantitativ zu modellieren.

Eine Erweiterung des Anwendungsbereiches der vorgeschlagenen Stoffgesetzformulierung auf andere Temperatur- und Geschwindigkeitsbereiche oder auf triaxiale Belastungen erscheint sinnvoll. Ebenso kann der Versuch einer Anpassung auf das Materialverhalten gängiger austenitischer Stähle durchgeführt werden.

8. Literaturverzeichnis

- ARMSTRONG, P. J.; FREDERICK, C. O.: A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect, General Electricity Generating Board, Research & Development Department, Berkeley Nuclear Laboratories, 1966
- BEITZ, W.; KÜTTNER, K.-H.: Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, Springer, Berlin, 1983
- BLANCHARD, P.; TORTEL, J.: Evaluation of High Temperature Properties and Constitutive Equations of Austenitic Stainless Steels, 5th Int. Seminar on Inelastic Analysis and Life Prediction in High Temperature Environment, Paris, 1985
- BRUHNS, O. T.: Zur Beschreibung plastischen Materialverhaltens mit Hilfe eines Zweiflächen-Modells, ZAMM, Z. angew. Math. Mech., Vol. 66, pp. T126 – T128, 1986
- BRUHNS, O. T.; LEHMANN, T.; PAPE, A.: On the Description of Transient Cyclic Hardening Behaviour of Mild Steel Ck 15, International Journal of Plasticity, Vol. 8, pp. 331 – 359, 1992
- BRUHNS, O. T., MÜLLER, R.: Some Remarks on the Application of a Two-surface Model in Plasticity, Acta Mechanica, Vol. 53, pp. 81 – 100, 1984
- BRUHNS, O. T.; PAPE, A.: A three surface model in nonproportional cyclic plasticity, in Fan, J., and Murakami, S. (eds.), Proc. ICCLEM, Vol. 2, Internat. Academic Publ., Beijing, pp. 703 – 708, 1989

- CHABOCHE, J. L.: Time-Independent Constitutive Theories for Cyclic Plasticity, *International Journal of Plasticity*, Vol. 2, pp. 149 – 188, 1986
- CHABOCHE, J. L.: Cyclic Plasticity Modeling and Ratchetting Effects, in Desai et al. (eds.), *2nd Int. Conf. on Constitutive Laws for Engineering Materials: Theory and Application*, Tucson, AZ, Elsevier, New York, 1987
- CHABOCHE, J. L.: On Some Modifications of Kinematic Hardening to Improve the Description of Ratchetting Effects, *International Journal of Plasticity*, Vol. 7, pp. 661 – 678, 1991
- CHABOCHE, J. L.; DANG VAN, K.; CORDIER, G.: Modelization of the Strain Memory Effect on the Hardening of 316 Stainless Steels, SMIRT-5, Div. L 11/3, Berlin, 1979
- CHABOCHE, J. L.; NOUAILHAS, D.: Constitutive Modeling of Ratchetting Effects - Part I: Experimental Facts and Properties of the Classical Models, *ASME, J. Engng. Materials Tech.*, 111, pp. 384 – 392, 1989 a
- CHABOCHE, J. L.; NOUAILHAS, D.: Constitutive Modeling of Ratchetting Effects - Part II: Possibilities of Some Additional Kinematic Rules, *ASME, J. Engng. Materials Tech.*, 111, pp. 409 – 416, 1989 b
- CHABOCHE, J. L.; NOUAILHAS, D.; PACOU, D.; PAULMIER, P.: Modeling of the cyclic response and ratchetting effects of inconel-718 alloy, *Eur. J. Mech., a/Solids*, 10, pp. 101 – 121, 1991
- DAFALIAS, Y. F.; POPOV, E. P.: A Model of Nonlinearly Hardening Materials for Complex Loading, *Acta Mechanica*, Vol. 21, pp. 173 – 192, 1975
- DAFALIAS, Y. F.; POPOV, E. P.: Plastic Internal Variables Formalism of Cyclic Plasticity, *ASME, J. of Appl. Mech.*, Vol. 43, pp. 645 – 651, 1976
- DIEHL, H.: Ein Materialmodell zur Berechnung von Hochgeschwindigkeitsdeformationen metallischer Werkstoffe unter besonderer Berücksichtigung der Schädigung durch Scherbänder, *Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik*, Ruhr-Universität Bochum, Bochum, 1989
- DOONG, S. H.; SOCIE, D. F.: Constitutive Modeling of Metals Under Nonproportional Cyclic Loading, *ASME, J. of Engng. Mat. and Techn.*, Vol. 113, pp. 23 – 30, 1991
- DRUCKER, D. C.; PALGEN, L.: On Stress-Strain Relations Suitable for Cyclic and Other Loading, *ASME, J. of Appl. Mech.*, Vol. 48, 479, 1981
- ELLYIN, F.; XIA, Z.: A Rate-Independent Constitutive Model for Transient Non-Proportional Loading, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 37, pp. 71 – 91, 1989
- FÖLLINGER, O.: *Regelungstechnik*, Hythig Verlag, Heidelberg, 1985

- FORNEFELD, W.: Zur Parameteridentifikation und Berechnung von Hochgeschwindigkeitsdeformationen metallischer Werkstoffe anhand eines Kontinuums-Damage-Modells, Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik, Ruhr-Universität Bochum, Bochum, 1990
- FASOL, K. H.: Skript Regelungstechnik I (Grundzüge der Regelungs- und Steuerungstechnik), Bochum, 1984
- GOODMAN, A. M.: Development of Constitutive Equations for Computer Analysis of Stainless Steel Components, 4th Int. Seminar of Inelastic Analysis and Life Prediction in High Temperature Environment, Chicago, 1983
- GUPTA, N. K.; LAUERT, H. A.: A Study of Yield Surface upon Reversal of Loading under Biaxial Stress, Z. angew. Math. u. Mech., Bd. 63, pp. 497 – 503, 1983
- HASEGEWA, T.; YAKOU, T.; KARASHIMA, S.: Deformation Behaviour and Dislocation Structures upon Stress Reversal in Polycrystalline Aluminium, Materials Science and Engineering, Vol. 20, pp. 267 – 276, 1975
- HASEGEWA, T.; YAKOU, T.; KOCKS, U. F.: Forward and Reverse Rearrangements of Dislocations in Tangled Walls, Materials Science and Engineering, Vol. 81, pp. 189 – 199, 1986
- HASSAN, T.; CORONA, E.; KYRIAKIDES, S.: Ratcheting in Cyclic Plasticity, in Desai et al. (eds.), 3rd Int. Conf. on Constitutive Laws for Engineering Materials: Recent Advances and Industrial and Infrastructure Applications, Tucson, AZ, ASME, Press, New York, 1991
- HASSAN, T.; KYRIAKIDES, S.: Ratchetting in Cyclic Plasticity, Part I: Uniaxial Behavior, International Journal of Plasticity, Vol. 8, pp. 91 – 116, 1992 a
- HASSAN, T.; CORONA, E.; KYRIAKIDES, S.: Ratchetting in Cyclic Plasticity, Part II: Biaxial Behavior, International Journal of Plasticity, Vol. 8, pp. 117 – 146, 1992 b
- HORNBOGEN, E.: Werkstoffe, Springer, Berlin, 1983
- ISERMANN, R.: Digitale Regelsysteme, Band I: Grundlagen, Deterministische Regelungen, Springer, Berlin, 1988
- KRIEG, R. D.: A Practical Two Surface Plasticity Theory, ASME, J. of Appl. Mech., Vol. 42, pp. 641 – 646, 1975
- KOCKS, U. F.; HASEGAWA, T.; SCATTERGOOD, R. O.: On the Origin of Cell Walls and of Lattice Misorientations during Deformation, Scripta Metallurgica, Vol. 14, pp. 449 – 454, 1980
- LAMBA, H. S.; SIDEBOTTOM, O. M.: Cyclic Plasticity for Nonproportional Paths:

- Part 1 - Cyclic Hardenig, Erasure of Memory, and Subsequent Strain Hardening Experiments, ASME, J. of Eng. Mat. and Techn., Vol. 100, pp. 96 – 103, 1978 a
- LAMBA, H. S.; SIDEBOTTOM, O. M.: Cyclic Plasticity for Nonproportional Paths: Part 1 - Comparison with Predictions of Three Incremental Plasticity Models, ASME, J. of Eng. Mat. and Techn., Vol. 100, pp. 104 – 111, 1978 b
- LEE, E. H.; MALLETT, R. L.; WERTHEIMER, T. B.: Stress Analysis for Anisotropic Hardening in Finite-Deformation Plasticity, ASME, J. of Appl. Mech., Vol. 50, pp. 554 – 560, 1983
- LIU, K. C.: Biaxial Extensometer for Fatigue and Creep-Fatigue Tests at Elevated Temperatures, in Lee and Mallet (eds.), Plasticity of Metal at Finite Strain, Stanford University, pp. 601 – 607, 1981
- MACHERAUCH, E.: Praktikum in Werkstoffkunde, Vieweg, Braunschweig, 1990
- MARSDEN, J. E.; HUGHES, T. J. R.: Mathematical foundations of elasticity, Prentice Hall, Englewood Cliffs, 1983
- MCDOWELL, D. L.: A Two surface Model for Transient Nonproportional Cyclic Plasticity: Part 1. Development of Appropriate Equations, ASME, J. of Appl. Mech., Vol. 52, pp. 298 – 302, 1985 a
- MCDOWELL, D. L.: A Two surface Model for Transient Nonproportional Cyclic Plasticity: Part 2. Comparison of Theory With Experiments, ASME, J. of Appl. Mech., Vol. 52, pp. 303 – 308, 1985 b
- MCDOWELL, D. L.: Simple Experimentally Motivated Cyclic Plasticity Model, ASCE, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 113, pp. 378 – 397, 1987
- MCDOWELL, D. L.: Evaluation of Intersection Conditions for Two-Surface Plasticity Theory, International Journal of Plasticity, Vol. 5, pp. 29 – 50, 1989
- MCDOWELL, D. L.: A Bounding Surface Theory for Cyclic Thermoplasticity ASME, J. of Engng. Mat. and Techn., Vol. 114, pp. 297 – 303, 1992
- MEGAHED, M. M.: A Critical Examination of Nesting, Bounding and Memory Surface/s Plasticity Theories under Nonproportional Loading Conditions, Int. J. Mech. Sci., Vol. 30, pp. 101 – 118, 1988
- MOOSBRUGGER, J. C., MCDOWELL, D. L.: A Rate-Dependent Bounding Surface Model with a Generalized Image Point for Cyclic Nonproportional Viscoplasticity, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 38, pp. 627 – 656, 1990
- MRÓZ, Z.: On the Description of Anisotropic Work-Hardening, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 15, pp. 163 – 175, 1967

- MRÓZ, Z.: An attempt to Describe the Behavior of Metals under Cyclic Loads Using a More General Workhardening Model, *Acta Mechanica*, Vol. 7, pp. 199 – 212, 1969
- MUGHRABI, H.: Dislocation Wall and Cell Structures and Long-Range Internal Stresses in Deformed Metal Crystals, *Acta metall.*, Vol. 31, pp. 1367 – 1379, 1983
- MURAKAMI, S.; KAWAI, M.; OHMI, Y.: Effects of Amplitude-History and Temperature-History on Multiaxial Cyclic Behavior of Type 316 Stainless Steel, *ASME, J. of Engng. Mat. and Techn.*, Vol. 111, pp. 278 – 285, 1989
- OHNO, N.: A Constitutive Model of Cyclic Plasticity with a Nonhardening Strain Region, *ASME, J. of Appl. Mech.*, Vol. 49, pp. 721 – 727, 1982
- OHNO, N.; KACHI, Y.: A Constitutive Model of Cyclic Plasticity for Nonlinear Hardening Materials, *ASME, J. of Appl. Mech.*, Vol. 53, pp. 395 – 403, 1982
- OHNO, N.; WANG, J. D.: Transformation of a Nonlinear Kinematic Hardening Rule to a Multisurface Form under Isothermal and Nonisothermal Conditions, *International Journal of Plasticity*, Vol. 7, pp. 879 – 891, 1991
- PAPE, A.: Zur Beschreibung des transienten und stationären Verfestigungsverhaltens von Stahl mit Hilfe eines nichtlinearen Grenzflächenmodells, *Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik Nr. 57*, Bochum, 1988
- PHILLIPS, A.; LEE, C. W.: Yield Surface and Loading Surfaces. Experiments and Recommendation, *Int. J. Solids and Structures*, Vol. 15, pp. 715 – 729, 1979
- PRAGER, W.: A New Method of Analyzing Stresses and Strains in Work Hardening Plastic Solids, *ASME, J. of Appl. Mech.*, Vol. 23, pp. 493 – , 1956
- RECHENBERG, I.: *Evolutionsstrategie*, Friedrich Frommann Verlag, 1973
- RUGGLES, M. B.; KREMPL, E.: The Influence of Test Temperature on the Ratchetting Behavior of Type 304 Stainless Steel, *ASME, J. of Engng. Mat. and Techn.*, Vol. 111, pp. 378 – 383, 1989
- ROUSELIER, G.; ENGEL, J. J.; MASSON, J. C.: *Etude Comperative de Modèles de Comportement pour la Simulation d'Essais en Traction-compression sur Tubes en Acier Inoxydable*, Document EDF-DER, annexe du Rapport No. 8 du GIS Rupture à Chaud, 1985
- SCHLUMS, H.; STECK, E. A.: Description of Cyclic Deformation Processes with a Stochastic Model for Inelastic Behaviour of Metals, *International Journal of Plasticity*, Vol. 8, pp. 147 – 159, 1992

- SOCIE, D. F.; WAILL, L. A.; DITTMER, D. F.: Biaxial Fatigue of Inconel 718 Including Mean Stress Effects, Multiaxial Fatigue, ASTM STP 853, K. J. Miller and M. W. Brown, eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 463 – 481, 1985
- TANAKA, E.; MURAKAMI, S.; OOKA, M.: Effects of Strain Path Amplitudes on Non-Proportional Cyclic Plasticity, *Acta Mechanica*, Vol. 57, pp. 167 – 182, 1985
- TANAKA, E.; MURAKAMI, S.; OOKA, M.: Effects of Strain Path Shapes on Non-Proportional Cyclic Plasticity, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 33, pp. 333 – 347, 1985
- TANAKA, E.; MURAKAMI, S.; OOKA, M.: Constitutive Modeling of Cyclic Plasticity in Nonproportional Loading Conditions, in Desai, C. S. et Al. (eds.), *Constitutive Laws For Engineering Materials: Theory and Application*, Volume I, Elsevier, pp. 639 - 648, 1987
- TRĄMPCZYŃSKI, W.: The Experimental Verification of the Evolution of Kinematic and Isotropic Hardening in Cyclic Plasticity, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 36, pp. 417 – 441, 1988
- TRĄMPCZYŃSKI, W.: The experimental verification of the unloading technique for the yield surface determination, *Arch. Mech.*, 44, 2, pp. 171 – 190, Warszawa, 1992
- TSENG, N. T.; LEE, G. C.: Simple Plasticity Model of Two-Surface Type, *ASCE, J. of Engng. Mech.*, Vol. 109, pp. 795 – 810, 1983
- WEGENER, K.: Zur Berechnung großer plastischer Deformationen mit einem Stoffgesetz vom Überspannungstyp, *Mechanik-Zentrum der Technischen Universität Braunschweig*, Braunschweig, 1991
- WEGST, C. W.: *Stahlschlüssel*, Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH, Marbach, 1986
- WU, H.-C.; XU, Z.: An Axial-Torsional Extensometer for Finite Deformation, *ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 112, pp. 330 – 335, 1990
- ZIEGLER, H.: A Modification of Prager's Hardening Rule, *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. 17, pp. 55 – , 1959

Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik

- Nr. 1 Theodor Lehmann:
Große elasto-plastische Formänderungen
- Nr. 2 Bogdan Raniecki/Klaus Thermann:
Infinitesimal Thermoelasticity 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 Anwendung 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 elasto-plastischer 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 Kolberg:
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:
Variationsprinzip 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:
Thermosdiffusion 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 ihre 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 Makowsky/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 strukturmechanischer 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 Fornefeld:
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. Chroscielewski/H. Stumpf:
Computational Analysis of Shells Undergoing Large Elastic Deformation
Part I: Theoretical Foundations
- Nr. 80 J. Chroscielewski/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

**Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik
RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM
Nr. 84**