



---

**Forschungszentrum Karlsruhe**  
Technik und Umwelt

---

**Wissenschaftliche Berichte**  
FZKA 6471

**Modellierung des  
Ratchettingverhaltens eines  
austenitischen Stahls unter  
thermomechanischer  
Belastung**

**R. Kühner**  
Institut für Materialforschung

**Mai 2000**

---



Forschungszentrum Karlsruhe  
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte  
FZKA 6471

**Modellierung des Ratchettingverhaltens eines austenitischen  
Stahls unter thermomechanischer Belastung**

Robert Kühner  
Institut für Materialforschung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften  
von der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH)  
genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe  
2000

**Als Manuskript gedruckt**  
**Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor**

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH**  
**Postfach 3640, 76021 Karlsruhe**

**Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft**  
**Deutscher Forschungszentren (HGF)**

**ISSN 0947-8620**

## Kurzfassung

In dieser Arbeit wurde der Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen in der Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigung auf die Modellvorhersage eines viskoplastischen Materialmodells nach Chaboche bei thermomechanischer Belastung am Beispiel des austenitischen Stahls AISI 316L(N) untersucht.  $\dot{T}$ -Terme haben bei thermomechanischer Belastung einen großen Einfluß auf das Ratchettingverhalten, das vom jeweiligen Materialmodell bei zyklischen thermomechanischen Belastungen vorhergesagt wird. Die bekannten Materialmodelle vom Chaboche Typ mit oder ohne  $\dot{T}$ -Term sind nicht in der Lage, das Ratchettingverhalten bei thermomechanischer Belastung zufriedenstellend zu beschreiben. Bei diesen Untersuchungen wurden aus der Literatur bekannte  $\dot{T}$ -Terme betrachtet und neue  $\dot{T}$ -Terme mit dem Ziel entwickelt, die Modellvorhersage bezüglich des Ratchettingverhaltens zu verbessern. Die thermodynamische Konsistenz des modifizierten Materialmodells wurde betrachtet.

Für diese Untersuchungen waren sowohl einachsige isotherme Experimente bei mehreren Temperaturen zur Parameterbestimmung als auch einachsige thermomechanische Experimente zur Modellverifikation notwendig. Zur Durchführung dieser Experimente wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Einstab-Prüfsystem konzipiert und realisiert. Mit diesem Prüfsystem wurden dann die oben angesprochenen Experimente durchgeführt. Zusätzlich wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffkunde I der Universität Karlsruhe (TH) thermomechanische Experimente an einem Zweistab-Prüfsystem geplant und durchgeführt, die ebenfalls der Modellverifikation dienen.

Als Grundlage für die Modellierung des thermomechanischen Wechselverformungsverhaltens des Werkstoffs AISI 316L(N) wurden die Modellparameter für den Temperaturbereich von 200°C bis 650°C bestimmt. Sowohl bei den zyklischen thermomechanischen Experimenten am Einstab-Prüfsystem als auch bei den zyklischen thermomechanischen Experimenten am Zweistab-Prüfsystem wurden Ratchettingdehnungen in der Größenordnung bis 1% beobachtet, wobei die Ratchettingrate während der ersten Lastspiele in der Regel stark abnahm. Bei vielen Versuchen ist die Abnahme der Ratchettingrate so ausgeprägt, daß bei diesen Experimenten schon nach wenigen Lastspielen eine Sättigung der Ratchettingdehnung zu beobachten ist. Bei anderen Experimenten ist diese Sättigung der Ratchettingdehnung erst bei größeren Lastspielzahlen zu erwarten. Es wurde erläutert, daß dieses Ratchetting hauptsächlich als Folge der Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften auftritt.

Beim Vergleich von Modellvoraussage und Experiment wurde gezeigt, daß der in dieser Arbeit vorgeschlagene  $\dot{T}$ -Term zu einer deutlichen Verbesserung der Beschreibung des Ratchettingverhaltens des Werkstoffs AISI 316L(N) führt. Diese Verbesserung des Materialmodells wird ohne Einführen zusätzlicher Modellparameter erreicht.

## Abstract

### Modeling the Ratchetting Behavior of an Austenitic Steel under Thermo-mechanical Loading

In the present work, the influence of  $\dot{T}$  terms in the evolution equation of kinematic hardening on the prediction of a viscoplastic material model of the Chaboche type was studied under thermomechanical loading of the austenitic steel AISI 316L(N).  $\dot{T}$  terms considerably influence the ratchetting behavior predicted by the material model under cyclic thermomechanical loads. The known material models of the Chaboche type with or without a  $\dot{T}$  term do not describe the ratchetting behavior under thermomechanical loading in an adequate manner. During the investigations presented here,  $\dot{T}$  terms known from literature were considered and new  $\dot{T}$  terms were developed with the objective of improving the model prediction of the ratchetting behavior. Thermodynamic consistency of the modified material model was evaluated.

Uniaxial isothermal experiments were performed at several temperatures for parameter determination. In addition, uniaxial thermomechanical experiments were carried out for model verification. For the performance of these experiments, a one-bar test system was designed. In addition, thermomechanical experiments were planned and performed using a two-bar test system for the purpose of model verification. These experiments were carried out in cooperation with the Institute of Materials Research I of Karlsruhe University.

The model parameters for the temperature range between 200°C and 650°C were determined as a basis for modeling the thermomechanical alternating load deformation behavior of the material AISI 316L(N). In both the cyclic thermomechanical experiments using the one-bar system and the cyclic thermomechanical experiments using the two-bar system ratchetting strains of up to 1% were observed. Usually, the ratchetting rate was found to decrease considerably in the course of the first load cycles. In several experiments, the decrease in the ratchetting rate was found to be rather significant such that a saturation of ratchetting strain was observed after few load cycles already. In other experiments, this saturation of ratchetting strain is to be expected after a higher number of load cycles only. It was explained that ratchetting mainly results from the temperature dependence of the material properties.

Comparison of model prediction with the experiment has demonstrated that the  $\dot{T}$  term proposed in this work leads to a significantly improved description of the ratchetting behavior of the material AISI 316L(N). This improvement of the material model is achieved without the introduction of additional model parameters.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1. Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2. Modellierung inelastischen Materialverhaltens .....</b>	<b>2</b>
2.1 Einführende Bemerkungen .....	2
2.2 Eindimensionale Formulierung eines Materialmodells der Viskoplastizität nach Chaboche .....	5
2.3 $\dot{T}$ -Terme bei der Modellierung anisothermer Belastungen .....	10
2.4 Modifiziertes Materialmodell nach Chaboche 1991 .....	12
2.5 Modifiziertes Materialmodell nach Sievert .....	13
2.6 Modifikationen I und II des Chabochemodells von 1977 .....	14
2.7 Modifikationen I und II des Chabochemodells von 1991 .....	14
2.8 Dreidimensionale Formulierung des Materialmodells .....	15
2.9 Betrachtungen zur thermodynamischen Konsistenz bei kleinen Verzerrungen .....	18
2.10 Grundlegende Eigenschaften des Viskoplastizitätsmodells nach Chaboche .....	26
<b>3. Zum Ratchettingverhalten metallischer Werkstoffe .....</b>	<b>38</b>
3.1 Ursachen für Ratchetting bei der Wechselverformung metallischer Werkstoffe ...	39
3.2 Ratchetting bei isothermen zyklischen Belastungsbedingungen .....	41
3.3 Ratchetting bei anisothermen zyklischen Belastungsbedingungen .....	41
<b>4. Experimentelle Untersuchungen zum Verformungsverhalten von AISI 316L(N) .....</b>	<b>43</b>
4.1 Konzept und Realisierung eines Einstab-Prüfsystems für einachsige isotherme und einachsige thermomechanische Experimente .....	43
4.2 Versuchsaufbau eines Zweistab-Prüfsystems für einachsige thermomechanische Belastung .....	44
4.3 Werkstoffcharakterisierung und Probengeometrie .....	45
4.4 Temperaturverteilung in den Proben .....	48
4.5 Einfluß von Probenherstellung, Werkstoffzustand und Laborstreuung auf die Versuchsergebnisse .....	54
4.6 Isotherme Experimente am Einstab-Prüfsystem .....	59
4.7 Thermomechanische Experimente am Einstab-Prüfsystem .....	69
4.8 Thermomechanische Experimente am Zweistab-Prüfsystem .....	76
<b>5. Experiment und Modellvorhersage .....</b>	<b>83</b>
5.1 Bestimmung der Modellparameter .....	83

5.2	Experiment und Modellvorhersage beim Einstab-Prüfsystem .....	91
5.3	Experiment und Modellvorhersage beim Zweistab-Prüfsystem .....	100
5.4	Diskussion der Ergebnisse aus dem Vergleich von Versuch und Modellvorhersage .....	106
<b>6.</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>109</b>
<b>7.</b>	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>112</b>
<b>Anhang A</b>	<b>.....</b>	<b>118</b>
<b>Anhang B</b>	<b>.....</b>	<b>121</b>



## Notation

$\dot{X}$	Zeitableitung von X: $\dot{X} = dX / dt$
$\overset{\circ}{X}$	partielle Ableitung von X nach der Temperatur: $\overset{\circ}{X} = \partial X / \partial T$
$\langle X \rangle$	Mc Auley Klammer $\langle X \rangle = ( X  + X) / 2$
$\tilde{X}$	Tensor 2. Stufe
$(\tilde{X})^D$	deviatorischer Anteil des Tensors $\tilde{X}$ : $(\tilde{X})^D = \tilde{X} - \frac{1}{3} \text{Sp}(\tilde{X}) \tilde{\delta}$
$\tilde{\delta}$	Einheitstensor zweiter Stufe (Kronecker-Delta): $\tilde{\delta} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$
$\text{Sp}(\tilde{X})$	Spur von $\tilde{X}$ : $\text{Sp}(\tilde{X}) = X_{11} + X_{22} + X_{33} + \dots$
$\ \tilde{X}\ $	euklidische Norm von $\tilde{X}$ : $\ \tilde{X}\  = \sqrt{\tilde{X} : \tilde{X}} = \sqrt{X_{11}^2 + X_{12}^2 + X_{13}^2 + X_{21}^2 + \dots + X_{33}^2}$

## Skalare Größen

$\sigma$	Spannung
$\epsilon_{\text{ges}}$	Gesamtdehnung
$\epsilon_{\text{el}}$	elastische Dehnung
$\epsilon_{\text{in}}$	inelastische Dehnung
$\epsilon_{\text{th}}$	thermische Dehnung
s	akkumulierte inelastische Dehnung
E	Elastizitätsmodul
$\alpha$	Wärmeausdehnungskoeffizient
T	Temperatur
$\Omega$	kinematische Verfestigung, Rückspannung
k	isotrope Verfestigung, Streckgrenze
$k_0$	Größe des elastischen Bereichs bzw. Streckgrenze des unverformten Materials
N	Isotropenexponent
Z	Viskosität
e	spezifische innere Energie
$\rho$	Massendichte
$r_w$	Wärmezufuhr pro Zeit- und Masseneinheit
$\eta$	spezifischen Entropie
$\gamma$	spezifische Rate der Entropieproduktion
$\psi$	spezifische freie Energie
r	zur isotropen Verfestigung k konjugierte Größe vom Dehnungstyp

## Tensorielle Größen

$\tilde{\sigma}$	Spannungstensor
$\tilde{\epsilon}$	Verzerrungstensor
$\tilde{\epsilon}_{el}$	elastischer Anteil des Verzerrungstensors
$\tilde{\epsilon}_{in}$	inelastischer Anteil des Verzerrungstensors
$\tilde{\epsilon}_{th}$	thermischer Anteil des Verzerrungstensors
$\tilde{\epsilon}_{te}$	thermoelastischer Anteil des Verzerrungstensors: $\tilde{\epsilon}_{te} = \tilde{\epsilon} - \tilde{\epsilon}_{in}$
$\tilde{E}$	Elastizitätstensor
$\tilde{\alpha}$	Tensor des Wärmeausdehnungskoeffizienten
$\tilde{\Omega}$	Tensor der kinematische Verfestigung
$\tilde{q}$	Wärmeflußvektor
$\tilde{g}$	Temperaturgradient: $\tilde{g} = \text{grad } T$
$\tilde{a}$	zur kinematischen Verfestigung $\tilde{\Omega}$ konjugierte Größe vom Dehnungstyp

# 1. Einleitung

Bei der Entwicklung von Maschinen und Bauteilen stehen in letzter Zeit in zunehmendem Maße die Entwicklungszeit und die Entwicklungskosten im Vordergrund. In diesem Zusammenhang gewinnen Berechnungsverfahren wie die Finite-Elemente-Methode (FEM) für die Bauteilauslegung und für die Bauteilkonstruktion immer mehr an Bedeutung. Diesen Berechnungen wird in den meisten Fällen eine rein elastische Verformung des Werkstoffs zugrunde gelegt. Insbesondere in Bereichen, wo Bauteile großen mechanischen oder thermomechanischen Belastungen ausgesetzt sind, gewinnt in zunehmenden Maße auch die FEM-Berechnung auf der Grundlage inelastischer Werkstoffmodelle an Bedeutung. Die inelastische Modellierung zur Bauteilauslegung wird auch in Zusammenhang mit der in vielen Bereichen der Technik zu beobachtenden Entwicklung hin zu leichteren hochbelasteten Bauteilen immer wichtiger.

In dieser Arbeit wird ein nichtlineares viskoplastisches Werkstoffmodell nach Chaboche untersucht, das in Kapitel 2 dargestellt ist. Die Entwicklung nichtlinearer inelastischer Werkstoffmodelle hat in den letzten Jahren große Fortschritte gemacht. Dennoch gibt es eine Reihe von Problemen, die noch nicht zufriedenstellend gelöst sind. Hierzu gehört die Beschreibung des Ratchettingphänomens, das bei zyklischer Belastung auftreten kann. Für dieses Phänomen, auf das in Kapitel 3 eingegangen wird, gibt es mehrere Ursachen. Diese können sowohl einzeln als auch in Wechselwirkung miteinander auftreten. Noch sehr wenig untersucht ist in diesem Zusammenhang die Modellierung von spannungskontrollierten, mittelspannungsfreien thermomechanischen Wechselbelastungen als Auslöser von Ratchetting. Für die Modellierung dieser Art von Ratchetting spielen  $\dot{T}$ -Terme in der Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigung eine entscheidende Rolle. Die Untersuchung des Einflusses von solchen Temperaturgeschwindigkeitstermen auf die Modellvorhersage sowie die Entwicklung von  $\dot{T}$ -Termen ist der zentrale Punkt dieser Arbeit. Der Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen auf die Modellierung des Ratchettings kann am besten mit thermomechanischen Belastungen ohne von außen angelegte Mittelspannung untersucht werden, da die Modellierung des isothermen, mittelspannungsbehafteten Ratchettings noch nicht zufriedenstellend gelöst ist.

Zur Durchführung dieser Untersuchungen sind geeignete isotherme und thermomechanische Experimente notwendig. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Einstab-Prüfsystem zur Durchführung einachsiger isothermer und thermomechanischer Experimente konzipiert und realisiert, das in Kapitel 4 beschrieben ist. Mit Hilfe dieses Prüfsystems wurden dann isotherme Versuche am Werkstoff AISI 316L(N) bei Temperaturen von 200°C bis 650°C durchgeführt, die für die Bestimmung der Modellparameter notwendig sind. Weiterhin wurden mit diesem Prüfsystem thermomechanische Versuche durchgeführt, die zur Modellverifikation benötigt werden.

Zusätzlich zu diesen Experimenten wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffkunde I der Universität Karlsruhe (TH) thermomechanische Experimente an einem Zweistab-Prüfsystem spezifiziert und durchgeführt, die ebenfalls der Modellverifikation dienen.

Der Vergleich von Modellvorhersage und Experiment ist in Kapitel 5 dargestellt. Hier wird auf die Bestimmung der Modellparameter sowie auf die Modellverifikation eingegangen. Mit Hilfe der am Einstab-Prüfsystem durchgeführten isothermen Experimente wurden die materialspezifischen Modellparameter des Viskoplastizitätsmodells nach Chaboche in zwei Grundvarianten für den Werkstoff AISI 316L(N) bestimmt. Die oben angesprochenen thermomechanischen Experimente wurden dann dazu verwendet, um den Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen auf die Modellvoraussage zu untersuchen. Hierbei steht der Vergleich von Versuch und Modellvorhersage mit Blick auf das Ratchettingverhalten im Vordergrund. Es wurden sowohl aus der Literatur bekannte als auch selbst entwickelte  $\dot{T}$ -Terme analysiert. Für die selbst entwickelten  $\dot{T}$ -Terme wird in Kapitel 2 diskutiert, ob das so modifizierte Materialmodell konsistent mit dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik in Form der Clausius - Duhem - Ungleichung ist.

Diese Arbeit wurde am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH) und am Institut für Materialforschung II des Forschungszentrums Karlsruhe durchgeführt und zu gleichen Teilen von der Universität Karlsruhe und dem Forschungszentrum Karlsruhe finanziert.

## 2. Modellierung inelastischen Materialverhaltens

### 2.1 Einführende Bemerkungen

Um die inelastische Materialantwort bei entsprechender Belastung eines Werkstoffs vorhersagen zu können, wurden zahlreiche sogenannte Plastizitäts- und Viskoplastizitätsmodelle entwickelt. Solche Modelle basieren auf einem System von gekoppelten Differentialgleichungen, die in der Lage sind, nichtlineare, von der Belastungsgeschichte abhängige, Spannungs-Dehnungsverläufe zu beschreiben. Die Anpassung der Modelle an den jeweiligen Werkstoff erfolgt mit Hilfe von materialspezifischen Modellparametern. Bei den Plastizitätsmodellen ist der Last-Verformungspfad von der Verformungs- bzw. Lastgeschwindigkeit unabhängig. Bei den Viskoplastizitätsmodellen hingegen hängt die Modellantwort von der Verformungs- bzw. Lastgeschwindigkeit ab, es sind sogenannte viskose Effekte beschreibbar.

Es ist notwendig, die Anwendbarkeit dieser Modelle für Bauteilberechnungen mit Hilfe von FE-Programmen zu gewährleisten und die Modelle als handhabbare Werkzeuge für die Auslegung von Bauteilen zur Verfügung zu stellen. Aus diesem Grund ist es sehr wichtig, daß die Modelle mit möglichst wenigen Modellparametern, die ausreichend einfach an den jeweiligen Werkstoff angepaßt werden können, in der Lage sind, die jeweiligen Werkstoffeigenschaften zufriedenstellend zu beschreiben. Je mehr Parameter einem Modell zur Verfügung stehen, desto mehr Möglichkeiten besitzt es, um an die verschiedensten Effekte des Materialverhaltens angepaßt zu werden. Jedoch steigt der Aufwand für die Anpassung des Modells an den jeweiligen Werkstoff in der Regel mit zunehmender Parameterzahl deutlich an. So werden Modelle mit vielen Modellparametern oft für die Anwendung auf reale Probleme uninteressant, weil der Aufwand in keiner ausgewogenen Relation zum Nutzen steht.

Bei solchen Überlegungen muß immer die Art der Belastung zusammen mit den Anforderungen, die das jeweilige Werkstoffverhalten an das Modell stellt, betrachtet werden. Hierzu sind im folgenden vier Beispiele dargestellt:

- (a) Soll z.B. ein Modell der Plastizität, bei dem die Belastungsgeschwindigkeit keinen Einfluß auf die Modellantwort hat, auf isotherme Belastungen angewandt werden, so müssen die Modellparameter in diesem Fall nur für eine Temperatur, und hier auch nur unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit bestimmt werden. In diesem Fall ist der Aufwand für die Parameterbestimmung relativ gering. Sowohl die Parameteranpassung von Hand, im sogenannten Trial and Error Verfahren, als auch die Parameteranpassung mit Hilfe eines Minimierungsprogramms ist hier relativ einfach durchzuführen. In diesem Fall kann auch ein Modell mit einer etwas größeren Anzahl von Modellparametern verwendet werden.

- (b) Für ein Viskoplastizitätsmodell, angewandt auf eine isotherme, dehnungsgesteuerte Belastung mit konstanter Dehnrates  $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_1$  sowie Haltezeiten der Dehnung mit  $\dot{\epsilon} = 0$  ist der Aufwand für die Parameterbestimmung ebenfalls noch gut überschaubar. Für die Parameteranpassung gilt dasselbe wie bei (a) beschrieben. Hier müssen jedoch zusätzlich noch die Parameter angepaßt werden, die eine Wiedergabe der Lastgeschwindigkeitsabhängigkeit des Materialverhaltens für die zwei konstanten Dehnrates  $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_1$  bei Belastung und  $\dot{\epsilon} = 0$  während der Haltezeit ermöglichen. Hierdurch wird der Aufwand für die Parameterbestimmung im Vergleich zum vorher unter (a) beschriebenen Fall etwas erhöht. Auch hier kann jedoch ein Modell mit einer etwas größeren Anzahl an Modellparametern noch mit relativ geringem Aufwand gut an den Werkstoff angepaßt werden.
- (c) Sollen mit dem in (b) angesprochenen Viskoplastizitätsmodell jedoch dehnungsgesteuerte Belastungen mit unterschiedlichen Dehnrates oder spannungskontrollierte Lastverläufe beschrieben werden, bei denen sich die Dehnrates während der plastischen Verformung kontinuierlich ändert, so steigt der Aufwand für die Parameterbestimmung deutlich an. Hier müssen die Parameter, die die Geschwindigkeitsabhängigkeit bestimmen, sowie die Parameter, die mit diesen wechselwirken, nicht nur für eine bestimmte Dehnrates, sondern für den gesamten Bereich der Dehnungsgeschwindigkeit, für den die Modellierung gelten soll, angepaßt werden. Der Aufwand hierfür ist hoch, weshalb es in diesem Fall schon sinnvoll ist, ein Materialmodell mit möglichst wenigen, einfach zu bestimmenden Modellparametern zu verwenden.
- (d) Wird der in (c) beschriebene Anwendungsfall zusätzlich noch auf anisotherme Lastfälle erweitert, die sich über einen größeren Temperaturbereich erstrecken, so steigt der Aufwand für die Parameterbestimmung noch einmal stark an. Hier hängen die Modellparameter sowohl von der Belastungsgeschwindigkeit als auch von der Temperatur ab. Aus diesem Grund muß die bei (c) angesprochene Parameterbestimmung für mehrere Temperaturstützstellen innerhalb des Temperaturbereichs bestimmt werden, in dem das Materialverhalten modelliert werden soll. Hierbei ergibt sich eine zusätzliche Einschränkung hinsichtlich der Parameterwahl, da die einzelnen Parameter über der Temperatur einen sinnvollen Verlauf ergeben müssen. Diese Anpassung wird deutlich erschwert, da in der Regel verschiedene Parameter eines Modells miteinander wechselwirken.

Mit steigendem Aufwand bei der Parameterbestimmung steigt auch die Anzahl der hierfür notwendigen Experimente. Hierbei ist insbesondere die Streuung, die bei den Versuchsergebnissen auftritt, ein Problem, das eine große Anzahl an Experimenten sowie eine gewisse Erfahrung für die Bestimmung der Modellparameter notwendig macht. Der Einsatz von Minimierungsprogrammen zur Parameterbestimmung wird hierdurch sehr erschwert.

Die Wichtigkeit der Forderung nach einem Modell, das mit möglichst wenigen, einfach zu bestimmenden Modellparametern die zahlreichen Phänomene des inelastischen Werkstoffverhaltens beschreiben kann, hängt also stark von der Art der Belastung ab, die mit dem Modell

simuliert werden soll. Um den Aufwand bei der Parameterbestimmung in einem vernünftigen Rahmen zu halten, ist es wichtig, die gängigen Materialmodelle nicht durch zu viele zusätzliche Modellparameter zu komplizieren. Hier sind in vielen Anwendungsbereichen Modifikationen und Erweiterungen der bewährten Modelle gefragt, die mit einem Minimum an zusätzlichen Parametern auskommen, wobei diese Parameter möglichst einfach zu bestimmen sein sollen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Materialmodell untersucht, das zur Unterscheidung von elastischer und inelastischer Verformung ein Fließflächenkonzept verwendet. Die Materialmodelle, die ein Fließflächenkonzept verwenden, können in zwei Hauptgruppen unterteilt werden: in die Modelle vom Mroz-Typ und in die Modelle vom Armstrong-Frederick-Typ. Untersuchungen haben gezeigt, daß die Modelle vom Armstrong-Frederick Typ bei der Beschreibung inelastischen Materialverhaltens von Metallen am geeignetsten sind [1,2]. Das Basiskonzept von Armstrong-Frederick wurde unter anderem modifiziert von Chaboche [3,4,5,6], Ohno und Wang [7,8,9], sowie Jiang [10,11,12]. Diese Modifikationen wurden durchgeführt, um eine bestmögliche Modellierung verschiedenster im Experiment beobachteter Phänomene zu ermöglichen. Als Grundlage für diese Arbeit wurde ein viskoplastisches Materialmodell vom Armstrong-Frederick Typ ausgewählt. Da bei den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen Anforderungen an das Materialmodell bestehen, wie sie bei (d) angesprochen sind, wurden hier nur Modelle bzw. Modifikationen der Modelle betrachtet, die keine zu große Anzahl an Modellparametern benötigen.

## 2.2 Eindimensionale Formulierung eines Materialmodells der Viskoplastizität nach Chaboche

Dieser Arbeit liegt ein Viskoplastizitätsmodell nach Chaboche [13] zugrunde. Dieses Materialmodell wird wegen der besseren Übersichtlichkeit zunächst in eindimensionaler Formulierung dargestellt. Bei der Betrachtung infinitesimaler Verformungen läßt sich die Gesamtdehnrates

$$\dot{\epsilon}_{\text{ges}} = \dot{\epsilon}_{\text{el}} + \dot{\epsilon}_{\text{in}} + \dot{\epsilon}_{\text{th}} \quad (2.1)$$

additiv in einen elastischen, einen inelastischen und einen thermischen Dehnratesanteil zerlegen. Die elastische Dehnung  $\epsilon_{\text{el}}$  ergibt sich aus dem Hooke'schen Gesetz

$$\sigma = E \epsilon_{\text{el}} \quad (2.2)$$

wobei  $E$  der Elastizitätsmodul und  $\sigma$  die technische Spannung ist. Der Elastizitätsmodul ist wie alle in dieser Arbeit verwendeten materialspezifischen Modellparameter eine Funktion der Temperatur. Die thermische Dehnrates ist durch das Wärmeausdehnungsgesetz bestimmt und kann als

$$\dot{\varepsilon}_{th} = \alpha \dot{T} \quad (2.3)$$

mit

$$\varepsilon_{in}(T = T_0) = 0 \quad (2.4)$$

angegeben werden, wobei  $\alpha$  der Wärmeausdehnungskoeffizient ist. Für die Berechnung der inelastischen Dehnung ist eine Fallunterscheidung mit Hilfe der sogenannten Fließregel

$$|\sigma - \Omega| - k - k_0 > 0 \quad \Leftrightarrow \quad \dot{\varepsilon}_{in} \neq 0 \quad (2.5)$$

notwendig. Die inelastische Dehnrate ist gegeben durch:

$$\dot{\varepsilon}_{in} = \begin{cases} \left( \frac{|\sigma - \Omega| - k - k_0}{Z} \right)^N \text{sgn}(\sigma - \Omega) & \text{wenn } |\sigma - \Omega| - k - k_0 > 0 \\ 0 & \text{sonst.} \end{cases} \quad (2.6)$$

Hier ist  $\Omega$  die kinematische Verfestigungsvariable,  $k$  die isotrope Verfestigungsvariable,  $k_0$  die Größe des elastischen Bereichs des unverformten Materials,  $Z$  die Viskosität und  $N$  der Isotropenexponent. Die Signumfunktion

$$\text{sgn}(\sigma - \Omega) = \frac{\sigma - \Omega}{|\sigma - \Omega|} \quad (2.7)$$

bestimmt das Vorzeichen bzw. die Richtung der inelastischen Dehnrate. Der Betrag der inelastischen Dehnrate ist durch die Rate der akkumulierten inelastischen Dehnung gegeben:

$$\dot{s} = |\dot{\varepsilon}_{in}| = \left( \frac{|\sigma - \Omega| - k - k_0}{Z} \right)^N \quad (2.8)$$

Eine entscheidende Rolle für die Eigenschaften des inelastischen Modellverhaltens spielen die Evolutionsgleichungen für die Verfestigungsvariablen. Die isotrope Verfestigungsvariable  $k$  mit der Evolutionsgleichung

$$\dot{k} = C(k_s - k)\dot{s} \quad (2.9)$$

erlaubt die Modellierung einer Änderung der Größe des elastischen Bereiches, wie sie in Bild 2.1 im Spannungsraum dargestellt ist. Diese Darstellungen zeigt eine Draufsicht in Richtung der polaren Achse, die zu den Achsen der drei Hauptspannungen  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$



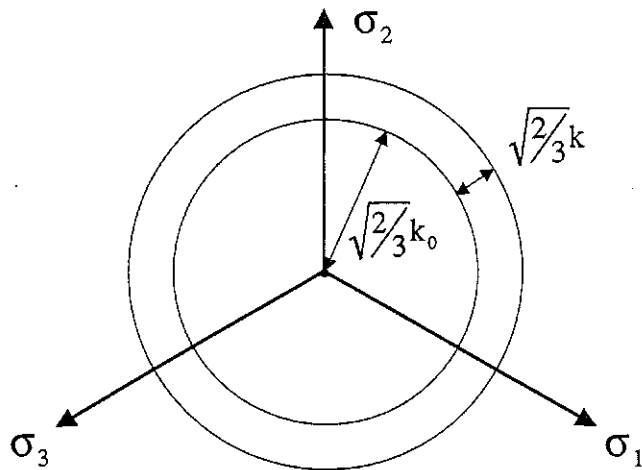


Bild 2.1: Aufweitung der Fließfläche aufgrund der isotropen Verfestigung  $k$ .

denselben Winkel von  $54.7^\circ$  aufweist. Die Kreise kennzeichnen die für den jeweiligen Zustand gültige Fließfläche. Das ist eine Zylinderfläche um die polare Achse, bei deren Überschreiten inelastische Verformung einsetzt. Die Größe des elastischen Bereiches des noch nicht inelastisch verformten Zustandes ist durch den Parameter  $k_0$  gegeben. Die isotrope Verfestigung  $k$  führt dann im Falle inelastischer Verformung zu einer Zunahme des Zylinderdurchmessers und somit zu einer Vergrößerung des elastischen Bereiches. Der elastische Bereich kann sich solange ausdehnen, bis der Sättigungswert  $k_s$  der isotropen Verfestigung erreicht ist. Betrachtet man z.B. einen zyklischen, dehnungskontrollierten Versuch mit konstanter Dehnrates und konstanter Temperatur, bei dem die Dehnung dreieckförmig zyklert wird, so strebt die isotrope Verfestigung  $k$ , wie in Bild 2.2 dargestellt, mit zunehmender akkumulierter inelastischer Dehnung asymptotisch gegen den Sättigungswert  $k_s$ .

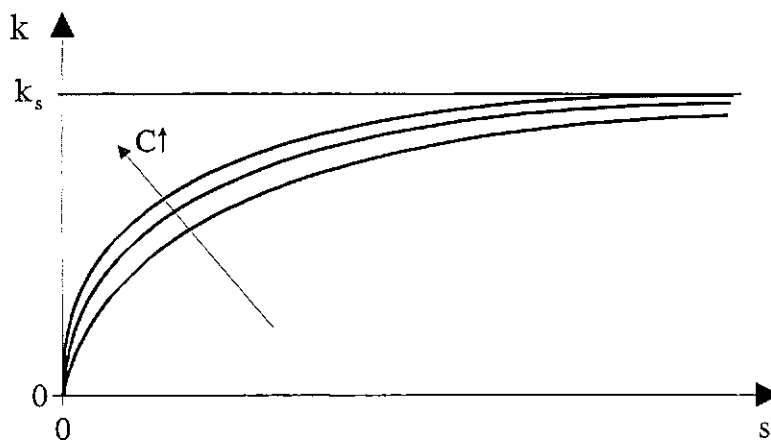


Bild 2.2: Zum Sättigungsverhalten der isotropen Verfestigung.

Je größer der Modellparameter  $C$  ist, desto schneller geht  $k$  gegen den Sättigungswert  $k_s$ . Die kinematische Verfestigungsvariable  $\Omega$  ermöglicht es, wie Bild 2.3 im Spannungsraum zeigt, die Translation oder Verschiebung der Achse der Zylinderfläche und somit

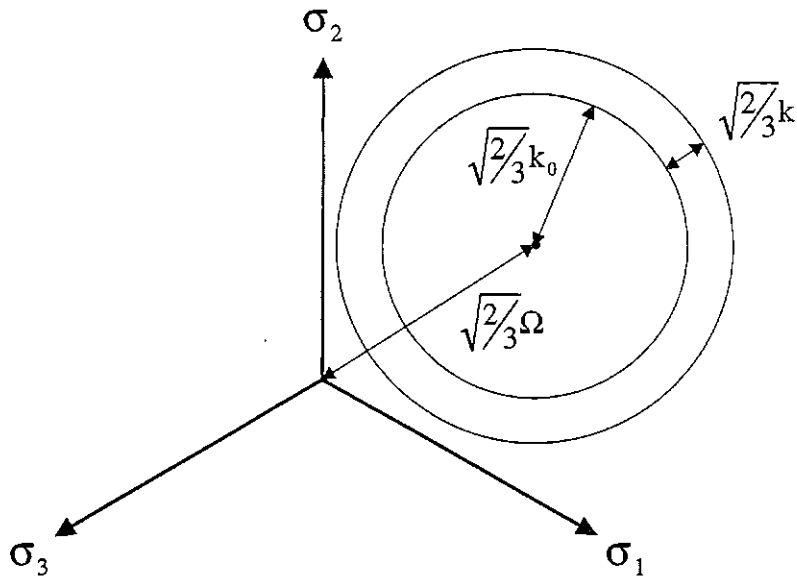


Bild 2.3: Translation des elastischen Bereichs

des elastischen Bereiches zu beschreiben. Die zeitliche Änderung von  $\Omega$  ist durch die Evolutions- oder Entwicklungsgleichung nach Armstrong-Frederick [14]

$$\dot{\Omega} = H\dot{\epsilon}_{in} - D\Omega|\dot{\epsilon}_{in}| \quad (2.10)$$

definiert. Dieser Ansatz wird im weiteren Verlauf der Arbeit abgekürzt als **AF**-Ansatz bezeichnet. Die kinematische Verfestigung wird auch als Rückspannung bezeichnet. Sie läßt sich als eine durch inelastische Verformung induzierte, gerichtete innere Spannung verstehen, die der Verformung entgegenwirkt. Auf diese gerichtete innere Spannung wird z.B. der Bauschinger Effekt, bzw. im allgemeinen die verformungsinduzierte Anisotropie zurückgeführt.  $H$  und  $D$  sind Modellparameter. Der Term  $H\dot{\epsilon}_{in}$  nach Prager [15] führt zu einem linearen Verfestigungsanteil, der auch als erzeugender Term bezeichnet wird. Dies ist in Bild 2.4 dargestellt, wo die kinematische Verfestigung über der inelastischen Dehnung aufgetragen ist. Die dynamische Erholung  $-D\Omega|\dot{\epsilon}_{in}|$ , die als begrenzender Term wirkt, führt aufgrund von  $\Omega$  als Multiplikator zu einem nichtlinearen kinematischen Verfestigungsgesetz. Chaboche hat nun eine kinematische Verfestigungsregel

$$\dot{\Omega} = \sum_{k=1}^n \dot{\Omega}_k \quad (2.11)$$

vorgeschlagen, die sich als Summe mehrerer Terme vom Armstrong-Frederick (AF) Typ

$$\dot{\Omega}_k = H_k \dot{\epsilon}_{in} - D_k \Omega_k |\dot{\epsilon}_{in}| \quad (2.12)$$

zusammensetzt [16,17,18].

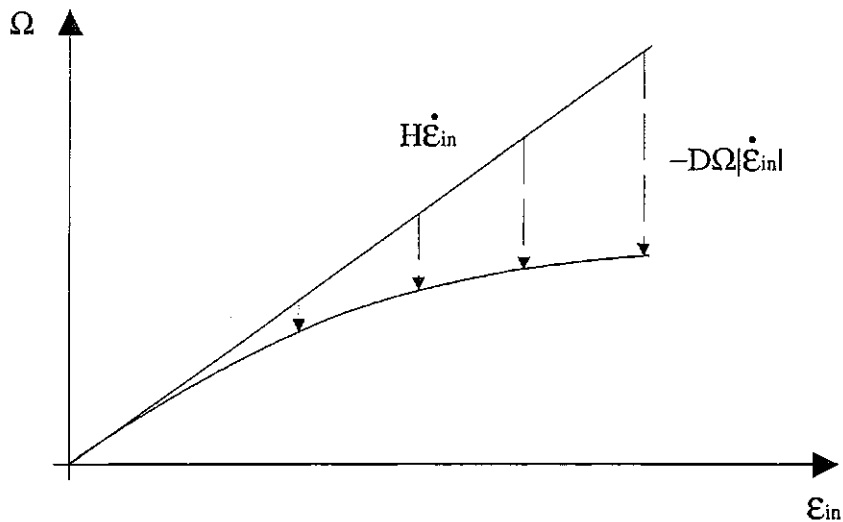


Bild 2.4: Zur kinematischen Verfestigung.

Diese Vorgehensweise ermöglicht eine genauere Anpassung des Materialmodells im Bereich der nichtlinearen kinematischen Verfestigung. Allerdings erhöht sich mit der Anzahl der verwendeten AF – Terme auch die Anzahl der Modellparameter und somit der Aufwand für die Anpassung des Modells an das Werkstoffverhalten.

Für die Beschreibung anisothermer, inelastischer Verformung ist es wichtig, in der Evolutionsgleichung der kinematischen Verfestigung einen Temperaturgeschwindigkeitsterm zu berücksichtigen [19,13]. Dies kann nach Chaboche in der Form

$$\dot{\Omega} = H \dot{\epsilon}_{in} - D \Omega |\dot{\epsilon}_{in}| + \frac{\overset{\circ}{H}}{H} \Omega \dot{T}, \quad (2.13)$$

mit

$$\overset{\circ}{H} = \frac{\partial H}{\partial T}, \quad (2.14)$$

geschehen [13,20]. Der  $\dot{T}$  – Term in Gleichung (2.13) läßt sich unter der Annahme einer linearen kinematischen Verfestigung

$$\Omega = H \epsilon_{in} \quad (2.15)$$

mit temperaturabhängigem Modellparameter

$$H = H(T) \quad (2.16)$$

herleiten. Die Ableitung von Gl. (2.15) nach der Zeit

$$\dot{\Omega} = H\dot{\epsilon}_{in} + \dot{H}\epsilon_{in} \quad (2.17)$$

ergibt mit Gl. (2.14) und Gl. (2.15)

$$\dot{\Omega} = H\dot{\epsilon}_{in} + \frac{\dot{H}}{H}\Omega\dot{T}. \quad (2.18)$$

Gleichung 2.18 stellt einen linearen kinematischen Verfestigungsansatz nach Prager mit einem zusätzlichen  $\dot{T}$ -Term dar. Der in Gleichung 2.13 gegebene Ansatz für  $\dot{\Omega}$  wird im Folgenden abgekürzt als **C77** bezeichnet. Die in dieser Arbeit verwendeten materialspezifischen Modellparameter  $E$ ,  $\alpha$ ,  $k_0$ ,  $k_s$ ,  $C$ ,  $N$ ,  $Z$ ,  $H$  und  $D$  sind als Funktionen der Temperatur gegeben.

Die beschriebenen nichtlinearen kinematischen Verfestigungsterme sind notwendig, um die bei vielen metallischen Werkstoffen auftretende nichtlineare Verfestigung bei inelastischer Verformung beschreiben zu können. Diese Verfestigungsterme können jedoch bei der Modellierung von isothermen, lastkontrollierten zyklischen Versuchen mit Mittellast sowie bei lastkontrollierter, mittellastfreier, zyklischer thermomechanischer Belastung zu einem starken Ratchetting in der Modellvoraussage führen. Dieses Ratchetting tritt im Experiment in viel geringerem Ausmaß auf.

### 2.3 $\dot{T}$ -Terme bei der Modellierung anisothermer Belastungen

Bei der Beschreibung anisothermen Materialverhaltens reicht es nicht aus, nur mit temperaturabhängigen Materialparametern zu rechnen. Hier ist es erforderlich, Temperaturgeschwindigkeitsterme in den Evolutionsgleichungen der inneren Variablen zu berücksichtigen, wie es auch bei Chaboche (C77) der Fall ist. Die Notwendigkeit von Termen, proportional zur Temperaturrate, in den Entwicklungsgleichungen der Verfestigungsfunktionale bei der Beschreibung anisothermer Vorgänge wird auch bei [19,13,20,21,22] beschrieben.  $\dot{T}$ -Terme wie in Ansatz C77 (Gl. 2.13) sind insbesondere bei praktischen Anwendungen mit zyklischem Temperaturverlauf wichtig [20]. Temperaturgeschwindigkeitsterme in der Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigung haben zur Folge, daß sich die kinematische Verfestigungsvariable  $\Omega$  im anisothermen Belastungsfall auch bei rein elastischer Verformung ( $\dot{\epsilon}_{in} = 0$ ) ändern kann, was nach [22] zu einer Verbesserung der einachsigen, thermomechanischen Modellantwort führen kann. Bei Untersuchungen zu  $\dot{T}$ -Termen bei der Modellierung anisothermer, dehnungskontrollierter Belastungsbedingungen stellten [23,24] einen geringen Einfluß auf die Modellantwort fest. Bei anisothermen, spannungskontrollierten Lastbedingungen jedoch wurde ein deutlicher Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen auf die Modellantwort beobachtet [22,25,26]. Die Notwendigkeit von  $\dot{T}$ -Termen bei der Modellierung thermomechanischer Lastfälle wurde auch bei [7] diskutiert. Zuerst wurde eine einachsige Zugverformung mit

Temperaturänderung betrachtet. Mit Hilfe dieser Betrachtung wurde sowohl für die lineare kinematische Verfestigung nach Prager, die lineare kinematische Verfestigung nach Prager mit  $\dot{T}$ -Term nach Gl. 2.18 als auch für die nichtlineare kinematische Verfestigung nach AF (Gl. 2.10) bzw. C77, der Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen auf die Temperaturgeschichtsabhängigkeit der Modellantwort untersucht. *Temperaturgeschichtsabhängigkeit* bedeutet bei temperatur- und lastkontrollierten bzw. bei temperatur- und dehnungskontrollierten Belastungsbedingungen, daß bei zwei identischen Belastungszuständen (identische Temperatur und identische Last bzw. identische Temperatur und identische Dehnung) in Abhängigkeit vom Belastungspfad, auf dem diese Zustände erreicht werden, unterschiedliche Dehnungen bzw. unterschiedliche Spannungen auftreten. Als Folge dieser Temperaturgeschichtsabhängigkeit zeigt die Modellantwort bei zyklischer thermomechanischer Belastung mit identischer Zyklendauer von Temperatur- und Lastzyklen geöffnete Spannungs-Dehnungshysteresen, die zu Ratcheting führen. Beim Prager Ansatz mit  $\dot{T}$ -Term sowie beim Ansatz C77, der ebenfalls einen  $\dot{T}$ -Term enthält, wurde ein temperaturgeschichtsunabhängige Modellantwort beobachtet. Sowohl der Prager Ansatz ohne  $\dot{T}$ -Term als auch der AF Ansatz, der ebenfalls keinen  $\dot{T}$ -Term enthält, zeigten hingegen eine deutliche Temperaturgeschichtsabhängigkeit. Beim Prager Ansatz wurde hierbei kein Abklingen dieses Effekts beobachtet. Beim AF Ansatz hingegen konnte ein relativ schnelles Abklingen der Temperaturgeschichtsabhängigkeit gezeigt werden. Außerdem wurde eine Belastung, bei der Temperatur und mechanische Dehnung ohne Mitteldehnung in Phase zyklisiert werden, betrachtet. Der Ansatz C77, der einen  $\dot{T}$ -Term enthält, führte zu geschlossenen Hystereseschleifen, die nicht wegdrifteten. Die mit AF berechneten Hysteresen, waren in der gezeigten Darstellung auch als geschlossen zu erkennen. Sie drifteten jedoch entlang der Spannungsachse in Richtung negativer Spannungen ab. Das heißt, daß die Hysteresen minimal geöffnet sind. Dieses Abdriften der Hysteresen ist in diesem Fall physikalisch unsinnig, da es selbst dann nicht zum Stillstand kommt, wenn die Oberspannung der Hysteresse negativ wird. Es wurde beobachtet, daß dieses Abdriften für den linearen kinematischen Verfestigungsansatz nach Prager, der keinen  $\dot{T}$ -Term enthält, am stärksten ausgeprägt ist und daß er für den AF Ansatz mit zunehmender Nichtlinearität des Ansatzes abnimmt. Ähnliche Untersuchungen wurden auch bei [27] durchgeführt. Hier wurde ein Plastizitätsmodell zum einen mit linearer kinematischer Verfestigung nach Prager (ohne bzw. mit  $\dot{T}$ -Term) und zum anderen mit einer kinematischen Verfestigung untersucht, die sich nach Gleichung 2.11 additiv aus einem linearen Term nach Prager, bzw. nach Prager mit  $\dot{T}$ -Term und aus zwei nichtlinearen Termen nach AF bzw. nach C77 zusammensetzt. Bei einer einachsigen, zyklischen, dehnungs- und temperaturkontrollierten Belastung wurde auch hier bei der Simulation ohne  $\dot{T}$ -Term in der Gleichung für  $\dot{\Omega}$  eine deutliche Temperaturgeschichtsabhängigkeit beobachtet. Hier drifteten die Spannungs- Dehnungshystereseschleifen entlang der Spannungsachse in Richtung positiver Spannungen ab. Werden der lineare und der nichtlineare Ansatz für die kinematische Verfestigung jedoch mit den entsprechenden  $\dot{T}$ -Termen verwendet, so stellt sich eine nahezu ortsstabile Hystereseschleife ein. Es ist keine ausgeprägte Temperaturgeschichtsabhängigkeit zu beobachten. Der Autor unterscheidet zwei verschiedene Arten von Temperaturgeschichtseffekten:

- Wenn die Materialparameter im dynamischen Erholungsterm der kinematischen oder der isotropen Verfestigung von der Temperatur abhängen, so kann eine Temperaturgeschichtsabhängigkeit in dem Sinne beobachtet werden, daß die Werte der inneren Variablen  $\Omega$  und  $k$  unterschiedlich sind für identische Dehnungen mit zwei verschiedenen Temperaturen. Dieser Temperaturgeschichtseffekt klingt jedoch bei der kinematischen Verfestigung schnell ab und verändert den asymptotischen Charakter der isotropen Verfestigung nicht.
- Treten deutliche Temperaturgeschichtsabhängigkeiten auf, die nicht abklingen, so könnten diese durch modifizierte  $\dot{T}$ -Terme in C77 beschrieben werden, was dann jedoch nicht mehr konsistent mit dem thermodynamischen Rahmen des Modells ist.

Insbesondere bei den in Kapitel 2.2 angesprochenen deutlich zu großen Ratchettingdehnungen der Modellvoraussage gegenüber dem Experiment bei lastkontrollierter, mittellastfreier, zyklischer thermomechanischer Belastung können Temperaturgeschwindigkeitsterme in der Evolutionsgleichung der kinematischen Verfestigung zu einer Verbesserung der Modellvoraussage führen. Chaboche begründet die Notwendigkeit von Temperaturgeschwindigkeitstermen insbesondere in der Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigung und kommt zu dem Schluß, daß Temperaturgeschichtseffekte beschrieben werden könnten, wenn man die Temperaturgeschwindigkeitsterme in Ansätzen wie C77 modifiziert, was jedoch nicht thermodynamisch konsistent sei [19,27]. Bei diesen Temperaturgeschwindigkeitstermen ergeben sich Möglichkeiten, das beschriebene Materialmodell zu modifizieren, um eine verbesserte Beschreibung des Ratchettingverhaltens bei zyklischer thermomechanischer Belastung zu erreichen. In den folgenden Kapiteln 2.4 bis 2.7 werden modifizierte Entwicklungsgleichungen für die kinematische Verfestigungsvariable  $\Omega$  dargestellt, die auf dem Ansatz von Armstrong-Frederick nach Gl. 2.10 basieren. Dies sind sowohl aus der Literatur bekannte Modifikationen als auch solche, die im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagen werden.

## 2.4 Modifiziertes Materialmodell nach Chaboche 1991

Den modifizierten Ansatz für die Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigung

$$\dot{\Omega} = H\dot{\epsilon}_{in} - D\Omega|\dot{\epsilon}_{in}|\left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{|\Omega|} \right\rangle \quad (2.19)$$

hat Chaboche 1991 veröffentlicht [4,28]. Der temperaturabhängige Modellparameter  $\Omega_L$  ist ein Grenzwert der dynamischen Erholung. Der im Vergleich zum AF-Ansatz zusätzliche Term in Mc Auley Klammern schwächt den Einfluß der dynamischen Erholung in Abhängigkeit von  $\Omega_L$  und  $|\Omega|$  ab, bzw. löscht ihn aus. Für die Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigungsvariablen  $\Omega$  nach (2.19) gilt:

$ \Omega  \rightarrow \infty$	$\Rightarrow$	identisch mit dem AF – Ansatz
$\infty >  \Omega  > \Omega_L$	$\Rightarrow$	dynamische Erholung kleiner als beim AF – Ansatz
$ \Omega  \leq \Omega_L$	$\Rightarrow$	rein lineare kinematische Verfestigung nach Prager

Chaboche hat gezeigt, daß dieser Ansatz zu einer deutlich verbesserten Beschreibung des Ratchettingverhaltens bei zyklischen, isothermen, mittelspannungsbehafteten Experimenten führen kann. Jedoch stellt auch dieser Ansatz noch keine zufriedenstellende Lösung dieses Ratchettingproblems dar. Der Ansatz wird im weiteren Verlauf abgekürzt mit **C91** bezeichnet.

C91 wurde im Rahmen dieser Arbeit mit dem  $\dot{T}$ -Term, wie er bei C77 vorgeschlagen wurde, kombiniert. Die hieraus resultierende Entwicklungsgleichung

$$\dot{\Omega} = H \dot{\epsilon}_{in} - D \Omega |\dot{\epsilon}_{in}| \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{|\Omega|} \right\rangle + \frac{\dot{H}}{H} \Omega \dot{T} \quad (2.20)$$

wird im weiteren Verlauf abgekürzt mit **C91TPC77** bezeichnet.

## 2.5 Modifiziertes Materialmodell nach Sievert

Eine ebenfalls auf dem AF–Ansatz basierende Entwicklungsgleichung für die kinematische Verfestigung

$$\dot{\Omega} = H \dot{\epsilon}_{in} + \frac{\dot{H}}{H} \Omega \dot{T} - \frac{\Omega}{\Omega_s} \left\langle H |\dot{\epsilon}_{in}| + \frac{\dot{H}}{H} |\Omega| \dot{T} \right\rangle \quad \text{mit} \quad \Omega_s = \frac{H}{D} \quad (2.21)$$

wurde von Sievert [21,29] vorgeschlagen. Dieser Ansatz wird im Folgenden abgekürzt mit **SIE** bezeichnet. Verglichen mit C77 ist hier die dynamische Erholung additiv mit einem zusätzlichen  $\dot{T}$ -Term in Mc Auley Klammern zusammengefaßt. Das heißt, daß sowohl die dynamische Erholung als auch der zusätzliche  $\dot{T}$ -Term wegfallen, sobald deren Summe negativ wird. In diesem Fall bleibt nur noch die lineare kinematische Verfestigungsregel nach Prager mit dem in Kapitel 2.2 hergeleiteten  $\dot{T}$ -Term übrig. Sievert hat gezeigt, daß mit der Entwicklungsgleichung SIE für die kinematische Verfestigung eine sehr gute Übereinstimmung von Experiment und Rechnung bei der Simulation von temperatur- und dehnungskontrollierten thermomechanischen Belastungen erreicht werden kann.

## 2.6 Modifikationen I und II des Chabochemodells von 1977

In dieser Arbeit wird die **Modifikation I** des Chabochemodells von 1977 in Form der Evolutionsgleichung

$$\dot{\Omega} = H\dot{\epsilon}_{in} - D\Omega|\dot{\epsilon}_{in}| + \frac{\dot{H}}{H}\Omega\dot{T} + \dot{D}\Omega|\epsilon_{in}|\dot{T} \quad (2.22)$$

für die kinematische Verfestigung  $\Omega$  vorgeschlagen. Dieser Ansatz wird im Folgenden abgekürzt als **C77MOD1** bezeichnet. Diese Gleichung besitzt im Vergleich zum Ansatz C77 einen zusätzlichen  $\dot{T}$ -Term. Dieser  $\dot{T}$ -Term kommt ohne zusätzliche Modellparameter aus, weshalb das Modell durch diesen  $\dot{T}$ -Term nicht zusätzlich kompliziert wird. Es entsteht kein zusätzlicher Aufwand bei der Anpassung des Modells an den jeweiligen Werkstoff und die Parameter können aus isothermen Experimenten bestimmt werden.

Weiterhin wird hier die **Modifikation II** des Chabochemodells von 1977 in Form der Evolutionsgleichung

$$\dot{\Omega} = H\dot{\epsilon}_{in} - D\Omega|\dot{\epsilon}_{in}| + \frac{\dot{H}}{H}\Omega\dot{T} + A\dot{D}\Omega|\epsilon_{in}|\dot{T} \quad (2.23)$$

für die kinematische Verfestigung  $\Omega$  untersucht. Dieser Ansatz wird im weiteren Verlauf abgekürzt als **C77MOD2** bezeichnet. Die Evolutionsgleichung C77MOD2 geht aus C77MOD1 und aus Restriktionen hervor, die aus Überlegungen zur Konsistenz mit dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik abgeleitet wurden. Aufgrund dieser thermodynamischen Restriktionen wurde

$$A = \tanh(U\Omega\dot{\epsilon}_{in}) \quad \text{mit} \quad U = 100 \quad (2.24)$$

gewählt, so daß die Konsistenz dieses Ansatzes mit dem 2. Hauptsatz der Thermodynamik in Form der Clausius-Duhem-Ungleichung gezeigt werden kann (siehe Kapitel 2.9).

## 2.7 Modifikationen I und II des Chabochemodells von 1991

Als weitere Modifikation im Rahmen dieser Arbeit, wird die Evolutionsgleichung

$$\dot{\Omega} = H\dot{\epsilon}_{in} - D\Omega|\dot{\epsilon}_{in}|\left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{|\Omega|} \right\rangle + \frac{\dot{H}}{H}\Omega\dot{T} + \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{|\Omega|} \right\rangle \dot{D}\Omega|\epsilon_{in}|\dot{T} \quad (2.25)$$



der kinematischen Verfestigung als Modifikation I des Chabochemodells von 1991 eingeführt. Die Differentialgleichung wird im weiteren Verlauf abgekürzt mit **C91MOD1** bezeichnet und ist in Anlehnung an C77MOD1 entstanden.

Als Modifikation II des Chabochemodells von 1991 wurde die Evolutionsgleichung

$$\dot{\Omega} = H\dot{\varepsilon}_{in} - D\Omega|\dot{\varepsilon}_{in} \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{|\Omega|} \right\rangle + \frac{\dot{H}}{H} \Omega \dot{T} + \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{|\Omega|} \right\rangle A \overset{\circ}{D} \Omega |\varepsilon_{in}| \dot{T} \quad (2.26)$$

mit

$$A = \tanh(U\Omega\dot{\varepsilon}_{in}) \quad , \quad U = 100 \quad (2.27)$$

untersucht. Diese Modifikation wurde in Anlehnung an C77MOD2 motiviert.

## 2.8 Dreidimensionale Formulierung des Materialmodells

Für die Berechnung mehrdimensionaler Feldprobleme im Rahmen von FE-Programmen sowie für die Diskussion der thermodynamischen Konsistenz der Modelle ist eine dreidimensionale Formulierung des jeweiligen Materialmodells notwendig. Deshalb wird das oben vorgestellte Materialmodell nun in dreidimensionaler Formulierung dargestellt. Die Rate des Verzerrungstensors

$$\dot{\tilde{\varepsilon}} = \dot{\tilde{\varepsilon}}_{el} + \dot{\tilde{\varepsilon}}_{th} + \dot{\tilde{\varepsilon}}_{in} \quad (2.28)$$

kann additiv in einen elastischen Teil, einen thermischen Teil und in einen inelastischen Teil zerlegt werden. Wird die Rate des elastischen und die Rate des thermischen Verzerrungstensors zur Rate des thermoelastischen Verzerrungstensors

$$\dot{\tilde{\varepsilon}}_{te} = \dot{\tilde{\varepsilon}}_{el} + \dot{\tilde{\varepsilon}}_{th} \quad (2.29)$$

zusammengefaßt, so gilt

$$\dot{\tilde{\varepsilon}} = \dot{\tilde{\varepsilon}}_{te} + \dot{\tilde{\varepsilon}}_{in} \quad (2.30)$$

Der Spannungstensor errechnet sich aus dem Hooke'schen Gesetz

$$\tilde{\sigma} = \tilde{E} : \tilde{\varepsilon}_{el} \quad (2.31)$$

wobei  $\tilde{\mathbf{E}}$  der temperaturabhängige Elastizitätstensor ist. Der Tensor der thermischen Verzerrung ist durch

$$\dot{\tilde{\mathbf{E}}}_{\text{th}} = \tilde{\alpha} \dot{T} \quad (2.32)$$

bestimmt, wobei  $\tilde{\alpha}$  der Tensor des Wärmeausdehnungskoeffizienten ist. Die Fallunterscheidung in Form der Fließregel lautet

$$\Sigma_{\text{eq}} - k - k_0 > 0 \quad \text{mit} \quad \Sigma_{\text{eq}} = \sqrt{\frac{3}{2}(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D : (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D}, \quad (2.33)$$

wobei  $(\tilde{\mathbf{X}})^D = \tilde{\mathbf{X}} - \frac{1}{3}\text{Sp}(\tilde{\mathbf{X}})\tilde{\delta}$  den deviatorischen Anteil des Tensors  $\tilde{\mathbf{X}}$  bezeichnet. Hierbei ist  $\tilde{\delta}$  der Einheitstensor zweiter Stufe (Kronecker-Delta) und  $\text{Sp}(\tilde{\mathbf{X}})$  ist die Spur des Tensors  $\tilde{\mathbf{X}}$ .

Für die Rate des inelastischen Verzerrungstensors gilt

$$\dot{\tilde{\mathbf{E}}}_{\text{in}} = \begin{cases} \frac{3}{2} \left\langle \frac{\Sigma_{\text{eq}} - k - k_0}{Z} \right\rangle^N \frac{(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D}{\Sigma_{\text{eq}}} & \text{wenn } \Sigma_{\text{eq}} - k - k_0 > 0 \\ 0 & \text{sonst.} \end{cases} \quad (2.34)$$

Hier ist  $\tilde{\Omega}$  der Tensor der kinematischen Verfestigung,  $k$  die skalare isotrope Verfestigung,  $k_0$  die Größe des elastischen Bereichs des unverformten Materials,  $Z$  die Viskosität und  $N$  der Isotropenexponent.

Für die Rate der akkumulierten inelastischen Dehnung gilt

$$\dot{s} = \|\dot{\tilde{\mathbf{E}}}_{\text{in}}\| = \left( \frac{\Sigma_{\text{eq}} - k - k_0}{Z} \right)^N, \quad (2.35)$$

wobei  $\|\tilde{\mathbf{X}}\| = \sqrt{\tilde{\mathbf{X}} : \tilde{\mathbf{X}}}$  der euklidischen Norm des Tensors  $\tilde{\mathbf{X}}$  entspricht. Die skalare isotrope Verfestigung  $k$  ist durch die Evolutionsgleichung

$$\dot{k} = C(k_s - k)\dot{s} \quad (2.36)$$

gegeben. Der Tensor der kinematischen Verfestigung  $\tilde{\Omega}$  wird je nach Modell, bzw. Modifikation, durch eine der Entwicklungsgleichungen

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| \quad \text{AF} \quad (2.37)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} \quad \text{C77} \quad (2.38)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} + \dot{D} \tilde{\Omega} \|\tilde{\epsilon}_{in}\| \dot{T} \quad \text{C77MOD1} \quad (2.39)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} + A \dot{D} \tilde{\Omega} \|\tilde{\epsilon}_{in}\| \dot{T} \quad \text{C77MOD2} \quad (2.40)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} - \frac{\tilde{\Omega}}{\Omega_s} \left\langle H \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| + \frac{\dot{H}}{H} \|\tilde{\Omega}\| \dot{T} \right\rangle \quad \text{SIE} \quad (2.41)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{\|\tilde{\Omega}\|} \right\rangle \quad \text{C91} \quad (2.42)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{\|\tilde{\Omega}\|} \right\rangle + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} \quad \text{C91TPC77} \quad (2.43)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{\|\tilde{\Omega}\|} \right\rangle + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} + \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{\|\tilde{\Omega}\|} \right\rangle \dot{D} \tilde{\Omega} \|\tilde{\epsilon}_{in}\| \dot{T} \quad \text{C91MOD1} \quad (2.44)$$

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} + \left( A \dot{D} \tilde{\Omega} \|\tilde{\epsilon}_{in}\| \dot{T} - D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| \right) \left\langle 1 - \frac{\Omega_L}{\|\tilde{\Omega}\|} \right\rangle \quad \text{C91MOD2} \quad (2.45)$$

mit

$$A = \tanh(U \tilde{\Omega} \dot{\tilde{\epsilon}}_{in}) \quad , \quad U = 100 \quad (2.46)$$

bestimmt.

## 2.9 Betrachtungen zur thermodynamischen Konsistenz bei kleinen Verzerrungen

Eine Möglichkeit, die Anwendbarkeit eines Materialmodells abzusichern und eventuelle Einschränkungen abzuleiten, ist die Überprüfung der thermodynamischen Konsistenz des Materialmodells. Hierbei ist es üblich, zu überprüfen, ob das Modell konsistent mit dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik in Form der Clausius–Duhem–Ungleichung ist [30,29,31,32,33,34,27]. In diese Ungleichung geht der *erste Hauptsatz* der Thermodynamik in lokaler Form

$$\dot{e} = \frac{1}{\rho} \tilde{\sigma} : \dot{\tilde{\epsilon}} - \frac{1}{\rho} \operatorname{div} \bar{q} + r_w \quad (2.47)$$

ein mit der spezifischen inneren Energie  $e$ , der Massendichte  $\rho$ , dem Spannungstensor  $\tilde{\sigma}$ , dem Verzerrungstensor  $\tilde{\epsilon}$ , dem Wärmeflußvektor  $\bar{q}$  und der Wärmezufuhr pro Zeit- und Masseneinheit  $r_w$ . Der erste Hauptsatz der Thermodynamik fordert Energieerhaltung. Die zeitliche Änderung der Gesamtenergie eines materiellen Körpers muß immer gleich der Leistung der äußeren Kräfte und der pro Zeiteinheit zugeführten Wärme sein.

Für die *Entropiebilanz* in lokaler Form

$$\dot{\eta} = \frac{r_w}{T} - \frac{1}{\rho} \operatorname{div} \frac{\bar{q}}{T} + \gamma \quad (2.48)$$

mit der spezifischen Entropie  $\eta$  und der absoluten Temperatur  $T$ , ergibt sich mit dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik

$$T\gamma = -\dot{\psi} - \dot{T}\eta + \frac{1}{\rho} \tilde{\sigma} : \dot{\tilde{\epsilon}} - \frac{\bar{q}}{\rho T} \cdot \bar{g} \quad (2.49)$$

wobei  $\gamma$  die spezifische Rate der Entropieproduktion und  $\bar{g} = \operatorname{grad} T$  der Temperaturgradient ist. Die spezifische freie Energie  $\psi$  ist gegeben als

$$\psi = e - T\eta. \quad (2.50)$$

Der *zweite Hauptsatz* der Thermodynamik fordert, daß die Entropieproduktion zu jedem Zeitpunkt und an jedem materiellen Punkt positiv sein muß:

$$\gamma \geq 0. \quad (2.51)$$

Hiermit ergibt sich der zweite Hauptsatz in Form der *Clausius–Duhem–Ungleichung*

$$-\dot{\psi} - \dot{T} \eta + \frac{1}{\rho} \tilde{\sigma} : \dot{\tilde{\epsilon}} - \frac{\bar{q}}{\rho T} \cdot \bar{g} \geq 0. \quad (2.52)$$

Unter der Annahme einer homogenen Temperaturverteilung ist  $\bar{g} = \text{grad } T = 0$ . Somit ergibt sich für die Clausius–Duhem–Ungleichung:

$$\tilde{\sigma} : \dot{\tilde{\epsilon}} - \rho \dot{\psi} - \rho \eta \dot{T} \geq 0 \quad (2.53)$$

Der Verzerrungstensor

$$\tilde{\epsilon} = \tilde{\epsilon}_{te} + \tilde{\epsilon}_{in} \quad (2.54)$$

kann additiv in einen thermoelastischen Teil und in einen inelastischen Teil zerlegt werden. In der Viskoplastizität (und in der Plastizität) ist die Annahme allgemein üblich, daß in die Materialgleichungen nur die Differenz

$$\tilde{\epsilon}_{te} = \tilde{\epsilon} - \tilde{\epsilon}_{in} \quad (2.55)$$

eingeht [32,30]. Die spezifische freie Energie  $\psi$  läßt sich nun als Funktion

$$\psi(t) = \psi(\tilde{\epsilon}_{te}, \tilde{a}, r, T) \quad (2.56)$$

darstellen, wobei der Tensor  $\tilde{a}$  die zum Tensor der kinematischen Verfestigung  $\tilde{\Omega}$  konjugierte Größe ist und der Skalar  $r$  die zur isotropen Verfestigung konjugierte Größe.  $\tilde{\epsilon}_{te}$ ,  $\tilde{a}$ ,  $r$  und  $T$  sind voneinander unabhängige Größen in dem Sinne, daß mindestens ein Prozeß denkbar ist, bei dem nur eine dieser Größen sich ändert. Einsetzen der Zeitableitung der freien Energie

$$\dot{\psi} = \frac{\partial \psi}{\partial \tilde{\epsilon}_{te}} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{te} + \frac{\partial \psi}{\partial \tilde{a}} : \dot{\tilde{a}} + \frac{\partial \psi}{\partial r} \dot{r} + \frac{\partial \psi}{\partial T} \dot{T} \quad (2.57)$$

in die Clausius–Duhem–Ungleichung für homogene Temperaturverteilung (2.53) liefert

$$\left( \tilde{\sigma} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \tilde{\epsilon}_{te}} \right) : \dot{\tilde{\epsilon}}_{te} + \tilde{\sigma} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \tilde{a}} : \dot{\tilde{a}} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial r} \dot{r} - \rho \left( \frac{\partial \psi}{\partial T} + \eta \right) \dot{T} \geq 0. \quad (2.58)$$

Diese Ungleichung muß für alle zulässigen thermomechanischen Prozesse stets erfüllt sein. Damit dies für isotherme rein elastische Zustandsänderungen ( $\dot{\tilde{\epsilon}}_{in} = \dot{\tilde{a}} = 0$ ,  $\dot{r} = \dot{T} = 0$ ) der Fall ist, muß die Potentialbeziehung

$$\bar{\sigma} = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{\epsilon}_{te}} \quad (2.59)$$

gelten. Die Ungleichung ist dann für anisotherme elastische Zustandsänderungen ( $\dot{\bar{\epsilon}}_{in} = \dot{\bar{a}} = 0, \dot{r} = 0$ ) erfüllt, wenn die Potentialbeziehung

$$\eta = -\frac{\partial \psi}{\partial T} \quad (2.60)$$

gilt. Ausgehend von der oben erwähnten Annahme, daß  $\bar{a}$  und  $r$  die zur kinematischen Verfestigung  $\bar{\Omega}$  und zur isotropen Verfestigung  $k$  konjugierten Größen vom Dehnungstyp sind, werden die Potentialbeziehungen

$$\bar{\Omega} := \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{a}} \quad (2.61)$$

$$k := \rho \frac{\partial \psi}{\partial r} \quad (2.62)$$

definiert. Die inneren Variablen  $\bar{\Omega}$  und  $k$  sind vom Spannungstyp. Jetzt kann die Clausius-Duhem-Ungleichung (2.58) geschrieben werden als

$$\bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}}_{in} - \bar{\Omega} : \dot{\bar{a}} - k \dot{r} \geq 0. \quad (2.63)$$

Mit

$$\bar{\Omega} := \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{a}} = \frac{2}{3} H P \bar{a} \quad (2.64)$$

und  $P = \hat{P}(D, \|\bar{\epsilon}_{in}\|)$ , ergibt sich die Zeitableitung

$$\dot{\bar{\Omega}} = \frac{\dot{H}}{H} \bar{\Omega} \dot{T} + \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial D} \overset{\circ}{D} \bar{\Omega} \dot{T} + \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial \|\bar{\epsilon}_{in}\|} \bar{\Omega} \dot{\bar{\epsilon}}_{in} : \frac{\bar{\epsilon}_{in}}{\|\bar{\epsilon}_{in}\|} + \frac{2}{3} H P \dot{\bar{a}} \quad (2.65)$$

wobei  $H$  und  $D$  material- und temperaturabhängige Modellparameter sind. Die Notation

$$\overset{\circ}{X} = \frac{\partial X}{\partial T} \quad (2.66)$$

kennzeichnet die Ableitung der Größe  $X$  nach der Temperatur.

Aus dem direkten Vergleich von Gleichung (2.65) mit der folgenden Evolutionsgleichung für die kinematische Verfestigung

$$\dot{\tilde{\Omega}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - B D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| + \frac{\dot{H}}{H} \tilde{\Omega} \dot{T} + A B D \tilde{\Omega} \|\tilde{\epsilon}_{in}\| \dot{T} \quad (2.67)$$

mit  $A = \hat{A}(\tilde{\Omega}, \dot{\tilde{\epsilon}}_{in})$  und  $0 \leq B \leq 1$  folgt

$$\frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial D} = A B \|\tilde{\epsilon}_{in}\| \quad (2.68)$$

und

$$\frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial \|\tilde{\epsilon}_{in}\|} \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} : \frac{\tilde{\epsilon}_{in}}{\|\tilde{\epsilon}_{in}\|} \tilde{\Omega} + \frac{2}{3} H P \dot{\tilde{\alpha}} = \frac{2}{3} H \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - B D \tilde{\Omega} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\|. \quad (2.69)$$

Die Modellparameter  $H$  und  $D$  sind positiv und temperaturabhängig. Aus Gleichung (2.69) ergibt sich

$$\dot{\tilde{\alpha}} = \frac{1}{P} \left[ \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - \frac{3}{2} B \frac{\tilde{\Omega}}{H/D} \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| - \frac{3}{2} \frac{\tilde{\Omega}}{H P} \frac{\partial P}{\partial \|\tilde{\epsilon}_{in}\|} \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} : \frac{\tilde{\epsilon}_{in}}{\|\tilde{\epsilon}_{in}\|} \right]. \quad (2.70)$$

Eingesetzt in die Clausius–Duhem–Ungleichung (2.63) folgt

$$\underbrace{(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega}) : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} - k \dot{\tilde{\alpha}}}_{\text{I}} + \underbrace{\left(1 - \frac{1}{P}\right) \tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in}}_{\text{II}} + \underbrace{\frac{3}{2} \frac{\tilde{\Omega}^2}{H P} \left( B D \|\dot{\tilde{\epsilon}}_{in}\| + \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial \|\tilde{\epsilon}_{in}\|} \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} : \frac{\tilde{\epsilon}_{in}}{\|\tilde{\epsilon}_{in}\|} \right)}_{\text{III}} \geq 0. \quad (2.71)$$

Hinreichende Bedingung für die Gültigkeit dieser Ungleichung ist, daß jeder einzelne der drei Terme I, II, III größer oder gleich Null ist.

Damit diese hinreichende Bedingung für *Term I* erfüllt ist, muß auch die isotrope Verfestigung  $k$  konsistent mit der Clausius–Duhem–Ungleichung sein. Das verwendete modifizierte Viskoplastizitätsmodell nach Chaboche geht von einer von Mises Fließfunktion der Form

$$F = \hat{F}(\tilde{\sigma}, \tilde{\Omega}, k, k_0) = \sqrt{\frac{3}{2} (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D : (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D} - k - k_0 \quad (2.72)$$

aus, wobei  $(\tilde{X})^D$  den deviatorischen Anteil des Tensors  $\tilde{X}$  bezeichnet, mit

$$(\tilde{X})^D = \tilde{X} - \frac{1}{3} \text{Sp}(\tilde{X}) \tilde{\delta}. \quad (2.73)$$

$\tilde{\delta}$  ist der Einheitstensor zweiter Stufe (Kronecker-Delta) und  $\text{Sp}(\tilde{X})$  ist die Spur von  $\tilde{X}$ . Der positive Materialparameter  $k_0$  ist temperaturabhängig. Aus Gleichung (2.72) folgt

$$\sqrt{\frac{2}{3}} (F + k + k_0) = \left\| (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D \right\|. \quad (2.74)$$

Es gilt

$$\dot{\tilde{\epsilon}}_{in} = \sqrt{\frac{3}{2}} \dot{s} \frac{(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D}{\left\| (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D \right\|} \quad (2.75)$$

mit

$$\dot{s} := \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in}. \quad (2.76)$$

Mit Gleichung (2.75) ergibt die hinreichende Bedingung für Term I

$$\sqrt{\frac{3}{2}} \dot{s} \frac{(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega}) : (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D}{\left\| (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D \right\|} - k\dot{i} \geq 0 \quad (2.77)$$

was identisch ist mit

$$\sqrt{\frac{3}{2}} \dot{s} \frac{(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D : (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D}{\sqrt{(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D : (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D}} - k\dot{i} \geq 0 \quad (2.78)$$

bzw.

$$\sqrt{\frac{3}{2}} \dot{s} \sqrt{(\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D : (\tilde{\sigma} - \tilde{\Omega})^D} - k\dot{i} \geq 0 \quad (2.79)$$

Mit Gleichung (2.74) folgt aus (2.79)



$$F\dot{s} + k(\dot{s} - \dot{r}) + k_0\dot{s} \geq 0. \quad (2.80)$$

Da der erste und der dritte Term der Ungleichung (2.80) mit  $k_0$  positiv, (2.72) und (2.76) größer oder gleich Null sind, bleibt als hinreichende Bedingung zur Erfüllung der Ungleichung die Forderung

$$k(\dot{s} - \dot{r}) \geq 0, \quad (2.81)$$

die sich für  $k \geq 0$  zu

$$(\dot{s} - \dot{r}) \geq 0 \quad (2.82)$$

reduziert. Mit

$$k = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial r} = \gamma r, \quad (2.83)$$

$$\dot{k} = \gamma \dot{r} \quad (2.84)$$

und

$$\dot{r} = \left[ 1 - \frac{\beta}{\gamma} k \right] \dot{s} \quad (2.85)$$

in Anlehnung an [31,27] lässt sich (2.82) formulieren als

$$\frac{\beta}{\gamma} k \geq 0 \quad (2.86)$$

was sich mit  $\beta > 0$ ,  $\gamma > 0$  und (2.83) reduziert zu der Forderung

$$r \geq 0. \quad (2.87)$$

Mit diesen Voraussetzungen ist die Clausius–Duhem–Ungleichung erfüllt. Mit den Gleichungen (2.84) und (2.85) ergibt sich

$$\dot{k} = \beta \left[ \frac{\gamma}{\beta} - k \right] \dot{s}. \quad (2.88)$$

Für  $C = \beta$  und  $\frac{\gamma}{\beta} = k_s$  ergibt sich die Evolutionsgleichung der kinematischen Verfestigung

$$\dot{k} = C(k_s - k)\dot{s} \quad (2.89)$$

nach Gleichung 2.9 wie sie im Rahmen dieser Arbeit verwendet wird.

**Term II** von Ungleichung (2.71) ist größer oder gleich null für

$$\tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} \geq 0 \text{ und } P \geq 1 \text{ oder } P < 0 \quad (2.90)$$

sowie für

$$\tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} < 0 \text{ und } 0 < P \leq 1. \quad (2.91)$$

**Term III** von Ungleichung (2.71) ist dann größer oder gleich null, wenn

$$BD \geq -\frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial \|\tilde{\epsilon}_{in}\|} \quad (2.92)$$

ist.

Um zu zeigen, daß der Ansatz (2.67) für die Evolutionsgleichung der kinematischen Verfestigung konsistent mit dem 2. HS der Thermodynamik in Form der Clausius-Duhem-Ungleichung ist, muß die Funktion P die Bedingungen

$$\text{a.) (2.68), (2.90) und (2.92) erfüllen, falls } \tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} \geq 0 \quad (2.93)$$

$$\text{b.) (2.68), (2.91) und (2.92) erfüllen, falls } \tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} < 0. \quad (2.94)$$

Gleichung (2.68) ist immer erfüllt für

$$P = \exp(A BD \|\tilde{\epsilon}_{in}\|). \quad (2.95)$$

Weiterhin gilt als Bedingung für die Erfüllung der Gleichungen:

$$\bullet \quad (2.90) \Leftrightarrow A \geq 0, B \geq 0 \quad (2.96)$$

$$\bullet \quad (2.91) \Leftrightarrow A \leq 0, B \geq 0 \quad (2.97)$$

$$\bullet \quad (2.92) \Leftrightarrow A \geq -1, B \geq 0. \quad (2.98)$$

Hieraus ergibt sich mit a.) die Einschränkung

$$A \geq 0 \text{ und } B \geq 0 \text{ falls } \tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} \geq 0 \quad (2.99)$$

und mit b.) die Einschränkung

$$-1 \leq A \leq 0 \text{ und } B \geq 0 \text{ falls } \tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in} < 0. \quad (2.100)$$

Mit diesen Einschränkungen, die in Bild 2.5 durch die schraffierten Bereiche verdeutlicht sind, ist die thermodynamische Konsistenz der Gleichung (2.67) gewährleistet.

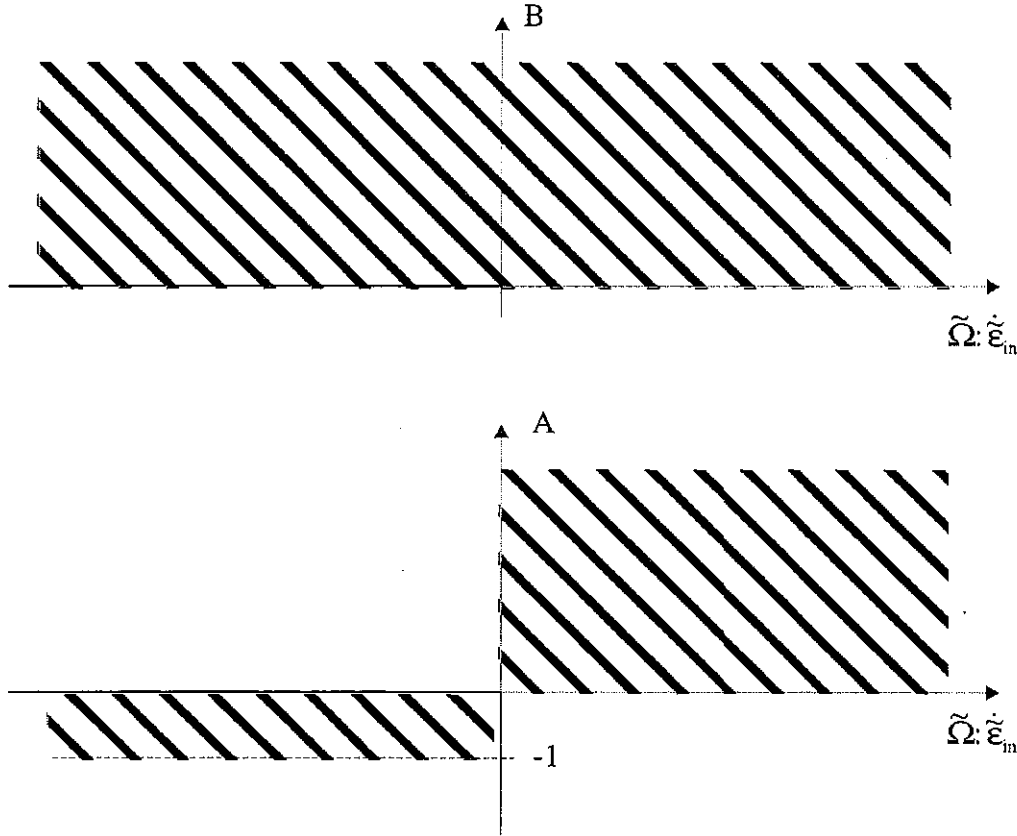


Bild 2.5: Wertebereich für A und B zur Erfüllung der thermodynamischen Konsistenz.

Für

$$A = \tanh(U \tilde{\Omega} : \dot{\tilde{\epsilon}}_{in}) \quad \text{mit} \quad U = 100 \quad (2.101)$$

und

$$B = 1 \quad (2.102)$$

ist somit die thermodynamische Konsistenz des Ansatzes C77MOD2 gezeigt. Die thermodynamische Konsistenz der linearen kinematischen Verfestigung nach Prager mit zusätzlichem  $\dot{T}$ -Term (2.64), die in Kapitel 2.2 hergeleitet wurde ergibt sich mit (2.67) und

$$B = 0. \quad (2.103)$$

Mit (2.67), (2.101) und

$$B = \left\langle 1 - \frac{\tilde{\Omega}_L}{|\tilde{\Omega}|} \right\rangle \quad (2.104)$$

ist die Konsistenz von C91MOD2 mit dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik in Form der Clausius-Duhem-Ungleichung gegeben. Mit

$$B = 1, A = 1 \quad (2.105)$$

bzw.

$$B = \left\langle 1 - \frac{\tilde{\Omega}_L}{|\tilde{\Omega}|} \right\rangle, A = 1 \quad (2.106)$$

ergibt sich aus Gleichung (2.67) der Ansatz C77MOD1 bzw. C91MOD1. Mit (2.105) und (2.106) ist die Bedingung (2.99), nicht aber die Bedingung (2.100) erfüllt. Hiermit kann also für C77MOD1 und C91MOD1 die thermodynamische Konsistenz nur für  $\tilde{\Omega}:\dot{\tilde{\epsilon}}_{in} \geq 0$ , nicht aber für  $\tilde{\Omega}:\dot{\tilde{\epsilon}}_{in} < 0$  nachgewiesen werden. Da die abgeleiteten Bedingungen hinreichende Bedingungen sind, ist damit die thermodynamische Konsistenz der Ansätze C77MOD1 und C91MOD1 jedoch nicht widerlegt.

## 2.10 Grundlegende Eigenschaften des Viskoplastizitätsmodells nach Chaboche

Die Eigenschaften eines Werkstoffmodells hängen von den das Modell charakterisierenden Gleichungen und von der Wahl der materialspezifischen Modellparameter ab. Die Gleichungsstruktur eines Modells bestimmt, welche Phänomene des Werkstoffverhaltens mit dem Modell prinzipiell beschreibbar sind. Wie gut diese Phänomene qualitativ und quantitativ beschrieben werden können, hängt stark von der Wahl der Modellparameter ab. Es ist möglich, bei entsprechender Parameterwahl die Beschreibbarkeit bestimmter Phänomene, die von der Modellstruktur her gegeben ist, zu unterdrücken. Dies ist jedoch nicht bei allen Phänomenen möglich. So tritt bei der Modellierung bestimmter Lastfälle mit dem oben beschriebenen Viskoplastizitätsmodell C77 ein zyklisches Kriechen, auch Ratchetting genannt, auf. Dieses zyklische Kriechen ist oft ein unerwünschtes „Nebenprodukt“ der Modellierung, da es den in der Realität auftretenden Effekt in der Regel stark überschätzt und so eine geeignete Beschreibung dieses Werkstoffverhaltens nicht mehr zuläßt. Bei der Modellierung eines bestimmten Phänomens wirken oft mehrere Parameter mit. Es ist jedoch in der Regel so, daß bestimmte Modellparameter in die Modellierung mehrerer Phänomene mit eingehen. So kommt es, daß bei der Bestimmung der Modellparameter ein Kompromiß eingegangen wird, um die Summe der bei der realen Belastung eines bestimmten Materials auftretenden Phänomene zufriedenstellend beschreiben zu können.

An dieser Stelle sollen einige grundlegende Eigenschaften des viskoplastischen Materialmodells nach Chaboche C77, das dieser Arbeit zugrunde liegt, kurz dargestellt werden. Die zu diesem Zweck durchgeführten Berechnungen beruhen auf Modellparametern, die im Rahmen dieser Arbeit bestimmt wurden (siehe Kapitel 5.1). Die Dehnratenabhängigkeit der Modellantwort ist in Bild 2.6 für dehnungskontrollierte Zugbelastung bei der Temperatur  $T = 200^\circ\text{C}$  dargestellt. Die Rechnungen wurden für die Dehnraten  $\dot{\epsilon} = 1\text{E-}3 \text{ 1/s}$ ,  $\dot{\epsilon} = 1\text{E-}4 \text{ 1/s}$ ,  $\dot{\epsilon} = 1\text{E-}5 \text{ 1/s}$  durchgeführt. Es ist die Spannung über der Gesamtdehnung aufgetragen.

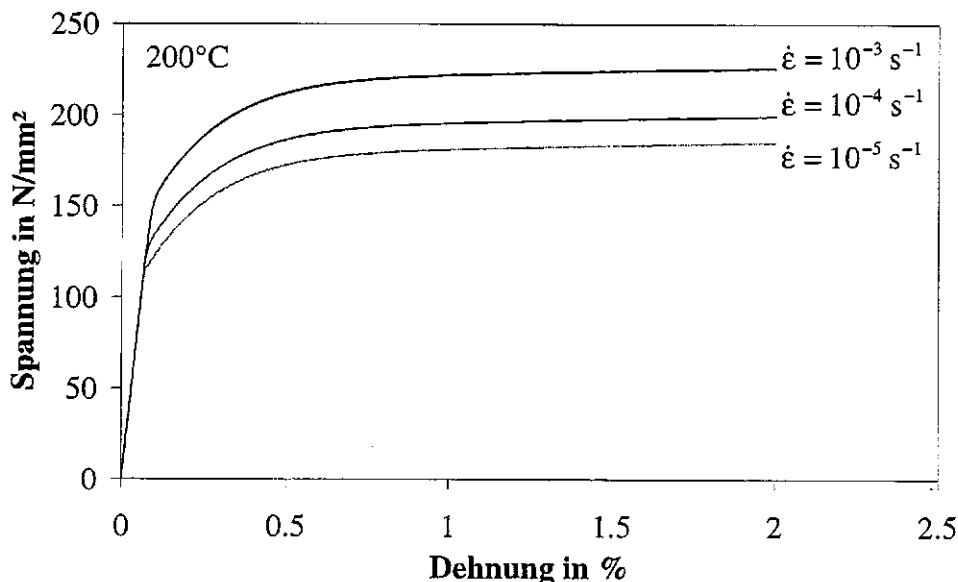


Bild 2.6: Dehnrateneinfluß auf die dehnungskontrollierte Zugbelastung.

Die Modellierung zeigt einen elastischen Bereich, der für alle drei Dehnraten die gleiche Steigung besitzt. Dann folgt ein inelastischer, nichtlinearer Übergangsbereich, der sich zu größeren Dehnungen hin einem linearen Verlauf annähert. Im inelastischen Bereich ist eine starke Dehnratenabhängigkeit der Modellantwort zu erkennen, die mit kleiner werdender Dehnrates abnimmt. Dieser Dehnrateneffekt hängt stark vom Isotropenexponenten  $N$  und von der Viskosität  $Z$  in Gleichung 2.6 ab. Nimmt die Spannung im inelastischen Bereich mit zunehmender Dehnrates, wie in Bild 2.6 dargestellt, überproportional zu, so ist der Isotropenexponent  $N$  größer als 1. Ist der Isotropenexponent hingegen gleich 1 oder kleiner 1, so ist diese Zunahme proportional bzw. unterproportional. Je größer die Viskosität  $Z$ , desto größer die Zunahme der Spannung mit zunehmender Dehnrates.

Die Temperaturabhängigkeit der Modellantwort wird in Bild 2.7 verdeutlicht. Hier ist ebenfalls die Spannung über der Gesamtdehnung aufgetragen. Es ist die Modellantwort einer dehnungskontrollierten Zugbeanspruchung mit der Dehnrates  $\dot{\epsilon} = 1\text{E-}4 \text{ 1/s}$  für die Temperaturen  $T = 200^\circ\text{C}$ ,  $T = 400^\circ\text{C}$  und  $T = 600^\circ\text{C}$  dargestellt. Die Modellierung zeigt eine deutliche Temperaturabhängigkeit der Spannungs- Dehnungskurve im inelastischen Bereich, die zu höheren Temperaturen hin abnimmt. Die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls spiegelt sich in den unterschiedlichen Steigungen der Hooke'schen Geraden in Bild 2.7 wieder.

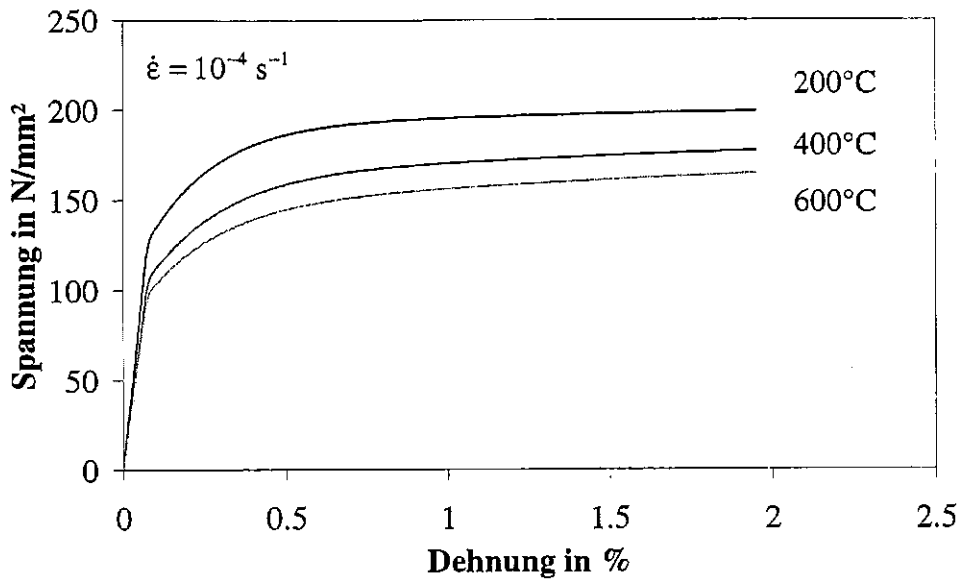


Bild 2.7: Temperatureinflub auf die dehnungskontrollierte Zugbelastung

Bild 2.8 zeigt die Abhängigkeit der Modellantwort von der Mitteltotaldehnung bei zyklischer, dreiecksformiger, dehnungskontrollierter Wechselbeanspruchung. Die Rechnungen wurden für die konstante Temperatur  $T = 200^\circ\text{C}$  durchgeführt. Die Dehnungsschwingbreite betrug bei allen Versuchen 0.4%, die Mitteldehnungen betragen 0%, 0.1% sowie 0.2%. Es ist die Spannung über der Dehnung für die ersten 50 Lastspiele aufgetragen.

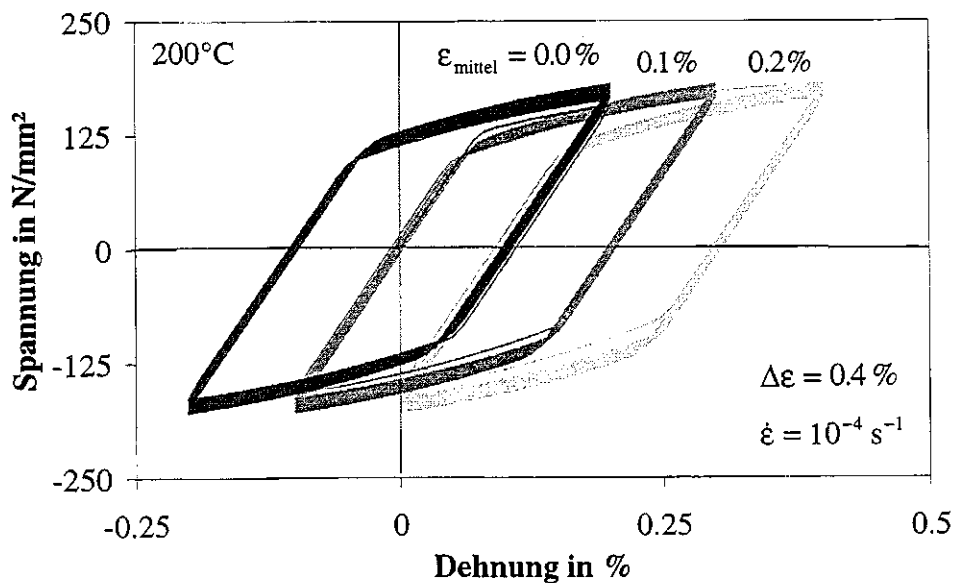


Bild 2.8: Mitteldehnungseinflu auf zyklische, dehnungskontrollierte Belastung.

In dieser Auftragung zeigt sich, daß eine Zunahme der Mitteltotaldehnung hauptsächlich eine Verschiebung der Spannungs- Dehnungshysteresen zu größeren Dehnungen hin bewirkt.

Die Abhängigkeit der Mittelspannung, der Oberspannung sowie der Unterspannung von der angelegten Mitteltotaldehnung für diese Rechnungen, ist in Bild 2.9 dargestellt. Es ist die Spannung über der Lastspielzahl aufgetragen. In dieser Darstellung zeigt sich, daß die durch die verschiedenen Mitteltotaldehnungen hervorgerufenen Unterschiede nach den ersten zwei Lastspielen weitgehend abgebaut sind. Die Mittelspannung geht für alle drei Belastungen nach einer kurzen Mittelspannungsrelaxation während der ersten Lastspiele gegen null.

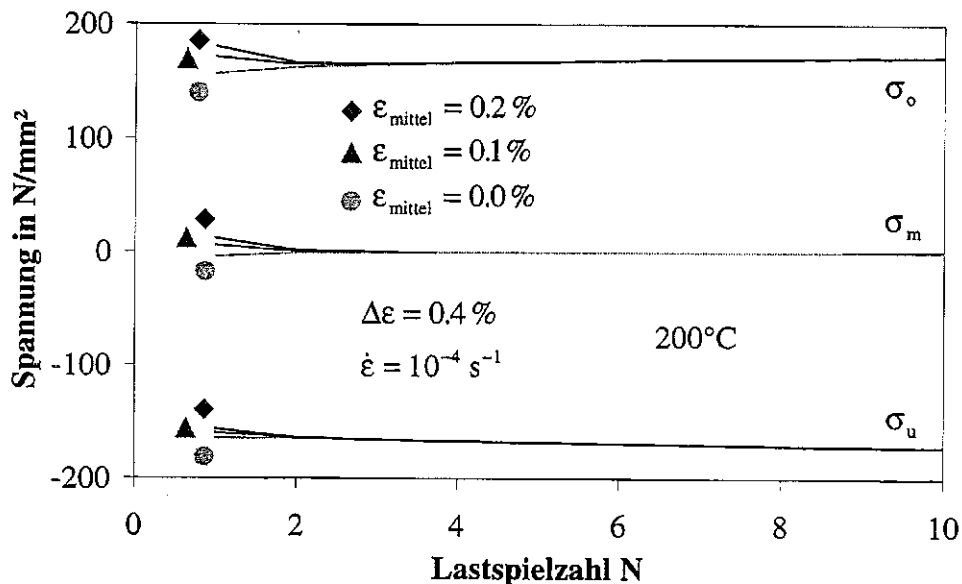


Bild 2.9: Mitteldehnungseinfluß auf zyklische, dehnungskontrollierte Belastung.

In Bild 2.10 sind nochmals die ersten 50 Lastspiele der mitteldehnungsfreien Belastung aufgetragen.

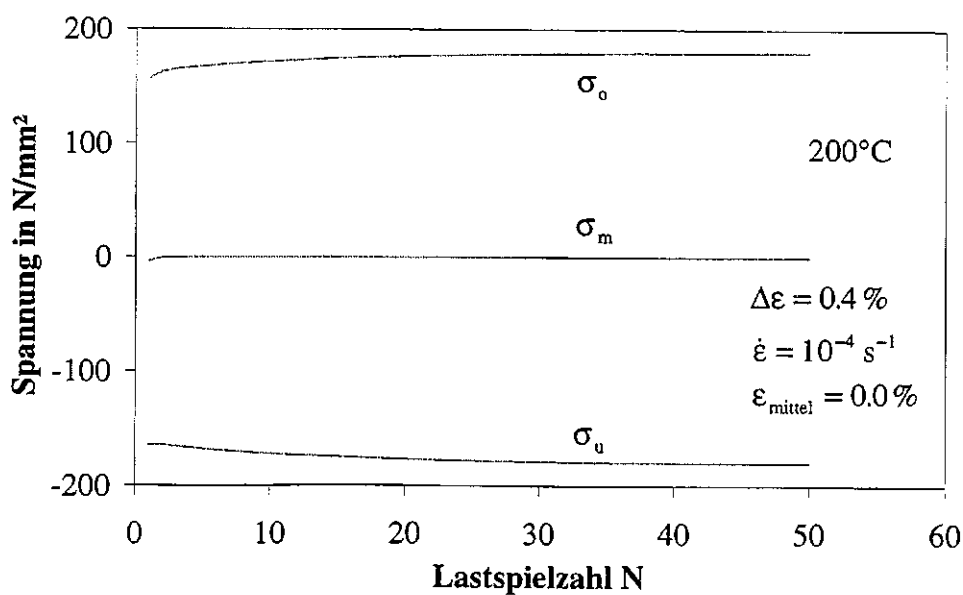


Bild 2.10: Mitteldehnungsfreie, zyklische, dehnungskontrollierte Belastung.

Es ist eine Zunahme der Spannungsamplitude mit zunehmender Lastspielzahl zu erkennen. Hierdurch wird eine Verfestigung des Werkstoffs bei zyklischer Belastung simuliert. Die Verfestigung nimmt mit zunehmender Lastspielzahl ab und geht gegen Null.

Der Einfluß der Spannungsrate auf die Modellantwort geht aus Bild 2.11 hervor. Es sind Berechnungen von spannungskontrollierten Zugbelastungen mit den Spannungsraten  $10 \text{ N/mm}^2\text{s}$ ,  $1 \text{ N/mm}^2\text{s}$  und  $0.1 \text{ N/mm}^2\text{s}$  bei der Temperatur  $400^\circ\text{C}$  dargestellt. In der Darstellung ist die Spannung über der Dehnung aufgetragen. Auch hier bewirken größere Verformungsgeschwindigkeiten größere Spannungen bei identischer Dehnung. Diese Abhängigkeit ist ähnlich wie bei der Dehnratenabhängigkeit beschrieben überproportional mit zunehmender Spannungsrate.

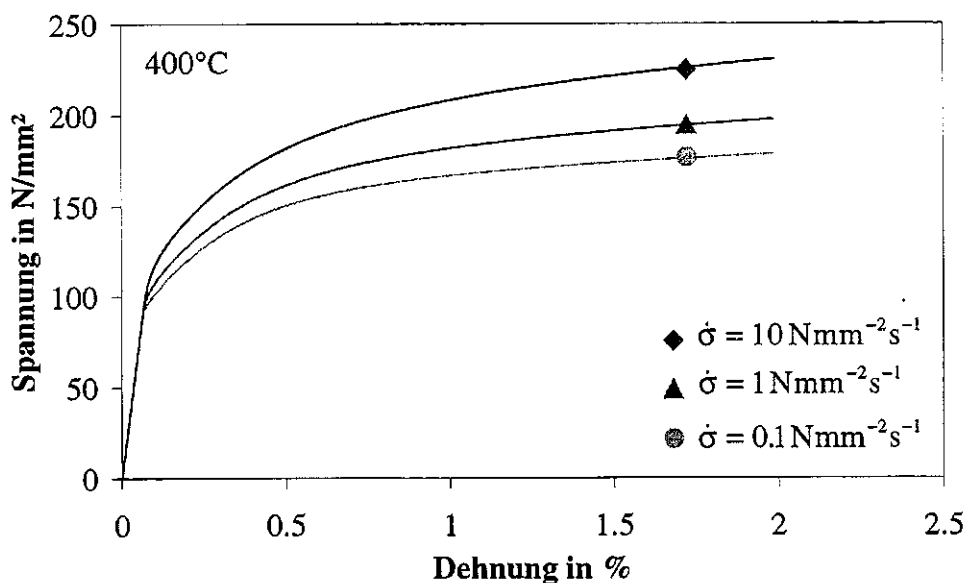


Bild 2.11: Einfluß der Lastgeschwindigkeit bei spannungskontrollierter Zugbelastung.

Der Temperatureinfluß auf die Modellantwort ist in Bild 2.12 dargestellt, bei dem die Spannung über der Dehnung aufgetragen ist. Es sind die berechneten Verläufe spannungskontrollierter Zugbelastungen bei den Temperaturen  $200^\circ\text{C}$ ,  $400^\circ\text{C}$  und  $600^\circ\text{C}$  dargestellt. Die Verwendung temperaturabhängiger Modellparameter führt auch hier zu einer nichtlinearen Abhängigkeit der Spannungs- Dehnungskurven von der Temperatur. Bei  $200^\circ\text{C}$  werden die größten Spannungen erreicht und die temperaturbedingte Abnahme der Spannung wird zu größeren Temperaturen hin kleiner.

Bild 2.13 zeigt Rechenergebnisse, die sich aus der Belastung mit dreiecksförmigen Spannungs-Zeitverläufen, mit und ohne Mittelspannung, bei konstanter Temperatur und Spannungsrate ergeben.



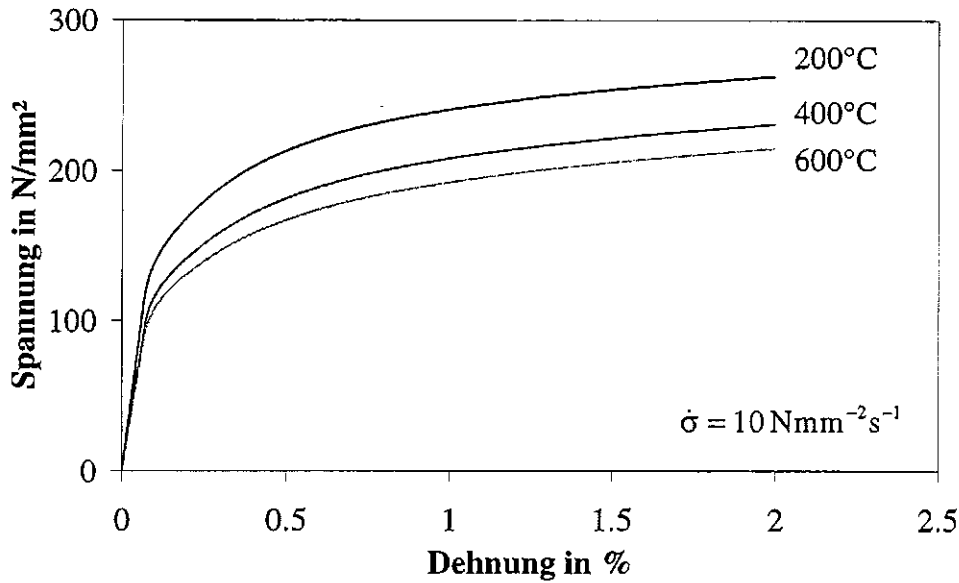


Bild 2.12: Temperatureinfluf auf spannungskontrollierte Zugbelastung.

Die Spannung wurde mit einer Schwingbreite von  $\Delta \sigma = 260 \text{ N/mm}^2$  zyklert. Hierbei wurde die Spannungsrate  $2.5 \text{ N/mm}^2\text{s}$  verwendet. Es ist die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen. Die Modellantwort der mittelspannungsbehafteten Belastungen zeigt eine Zunahme der Mitteltotaldehnung mit der Lastspielzahl, die zu größeren Lastspielzahlen hin kleiner wird. Je größer die Mittelspannung, desto größer ist die Mitteltotaldehnung bzw. das auftretende Ratchetting. Bei der Belastung ohne Mittelspannung ist kein Ratchetting erkennbar.

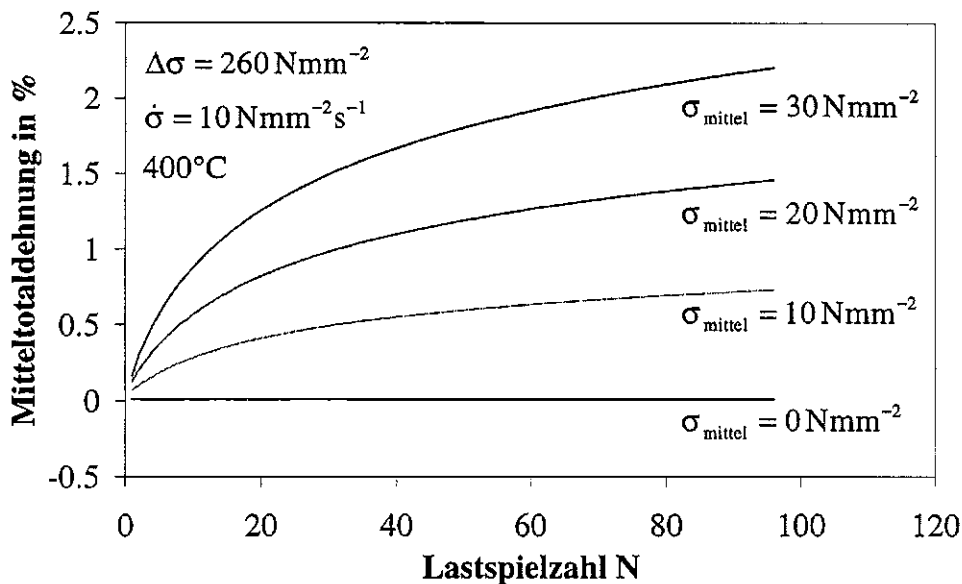


Bild 2.13: Mittelspannungseinfluß auf zyklische, spannungskontrollierte Belastung.

Für die mittelspannungsfreie Belastung ist in Bild 2.14 die Maximal-, die Mittel- und die Minimaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen. Hier ist zu erkennen, daß auch bei dieser Belastung zyklische Verfestigung modelliert wird, die mit zunehmender Zyklenzahl abnimmt, bis die Dehnung schließlich eine Sättigung erreicht.

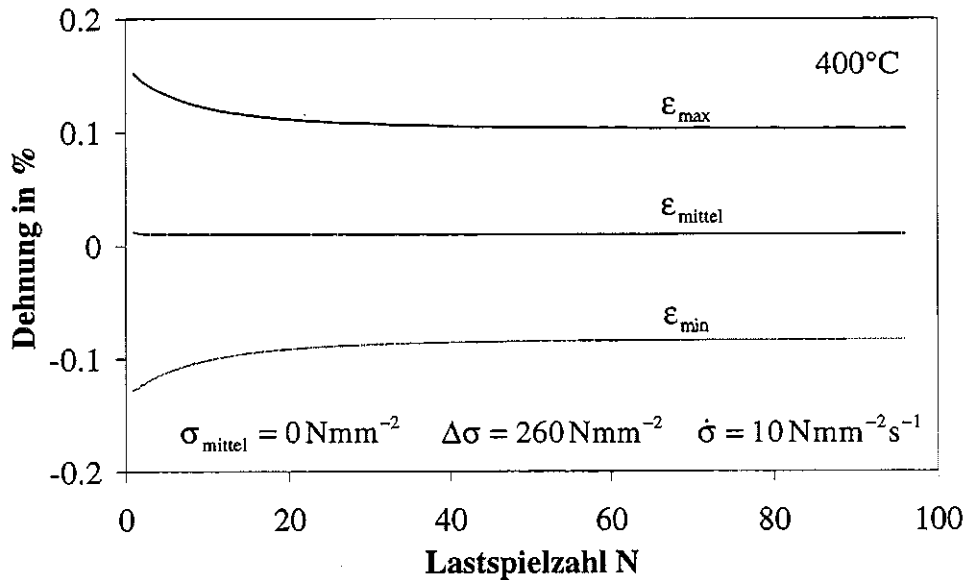


Bild 2.14: Mittellastfreie, zyklische, spannungskontrollierte Belastung.

Die Modellantworten für eine temperatur- und gesamtdehnungskontrollierte „In Phase“ Wechselbelastung sind in den Bildern 2.15 und 2.16 dargestellt. Die Zyklendauer beträgt 180s, die Temperatur wurde ausgehend von der Mitteltemperatur 425°C zwischen 650°C und 200°C zyklert. Die Mitteldehnung beträgt 0.0% und die Dehnungsamplitude beträgt 0.5%. Die Temperatur- und die Dehnungszyklen werden mit positiver Rate gestartet. Es ist jeweils die Spannung über der Lastspielzahl aufgetragen, wobei immer die Mittelspannung, die Ober- und die Unterspannung der Modellantworten dargestellt ist. Bild 2.15 zeigt die Modellantworten C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE, die einen  $\dot{T}$ -Term enthalten, sowie AF ohne  $\dot{T}$ -Term. Die Verläufe der Mittel-, Ober- und Unterspannung sind für die Modellvorhersagen, die mit  $\dot{T}$ -Termen berechnet wurden, annähernd identisch. Der Ansatz AF, der keinen  $\dot{T}$ -Term enthält, zeigt zu Beginn der thermomechanischen Wechselverformung leichte qualitative Unterschiede bei der Modellvorhersage, verglichen mit den Ansätzen, die  $\dot{T}$ -Terme enthalten. Diese qualitativen Unterschiede klingen nach wenigen Lastspielen ab, so daß die quantitativen Unterschiede gering bleiben.

Die Modellantworten C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2, die einen  $\dot{T}$ -Term enthalten, sowie C91 ohne  $\dot{T}$ -Term sind in Bild 2.16 dargestellt. Die Verläufe der Mittel-, Ober- und Unterspannung sind für die kinematischen Verfestigungen, die  $\dot{T}$ -Terme besitzen ebenfalls annähernd identisch.

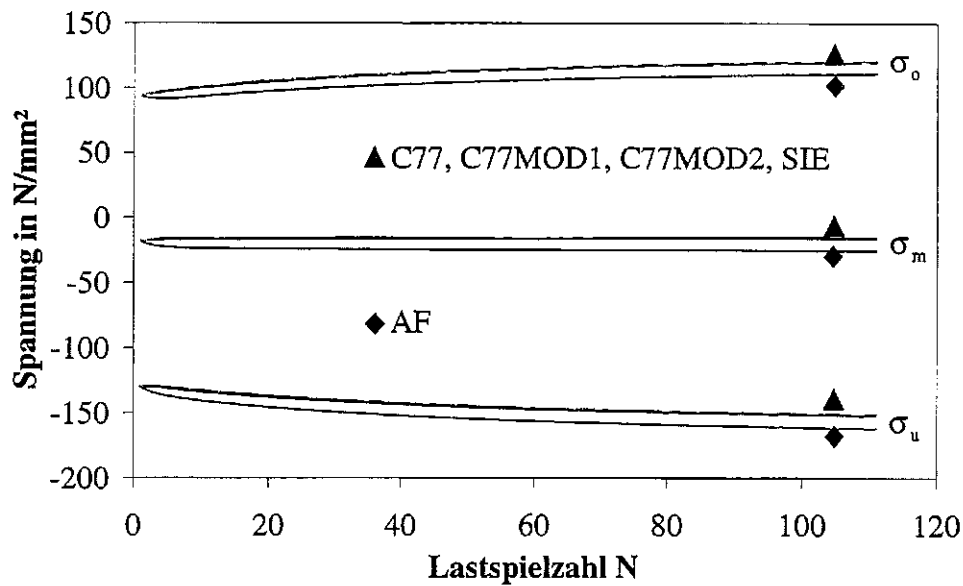


Bild 2.15: Temperatur- und dehnungskontrollierte „In Phase“ Wechselbelastung.

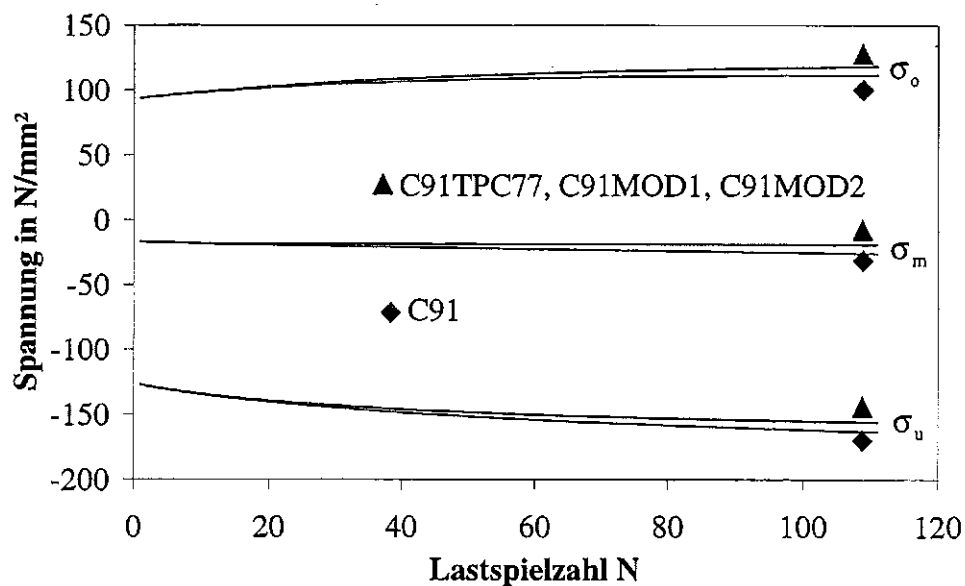


Bild 2.16: Temperatur- und dehnungskontrollierte „In Phase“ Wechselbelastung.

Der Ansatz AF (vgl. Bild 2.15), der keinen  $\dot{T}$ -Term enthält, zeigt verglichen mit den Ansätzen, die  $\dot{T}$ -Terme enthalten, auch hier leichte qualitative Unterschiede bei der Modellvorhersage. Diese Unterschiede nehmen mit zunehmender Lastspielzahl zu. Die quantitativen Unterschiede sind im betrachteten Bereich noch gering.

Die Modellantworten für eine temperatur- und dehnungskontrollierte „Out of Phase“ Wechselbelastung sind in den Bildern 2.17 und 2.18 dargestellt. Außer der Phasenbeziehung zwi-

schen Temperatur und mechanischer Dehnung wurden keine Versuchsparameter geändert. Die Temperaturzyklen wurden mit positiver Rate gestartet und die Dehnungszyklen mit negativer Rate. Die Diagramme zeigen immer die Mittelspannung, die Ober- und die Unterspannung der Modellantworten über der Lastspielzahl. Bild 2.17 gibt die Modellantworten C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE, die einen  $\dot{T}$ -Term enthalten, sowie AF ohne  $\dot{T}$ -Term wieder. Die Verläufe der Mittel-, Ober- und Unterspannung sind für alle kinematischen Verfestigungen annähernd identisch.

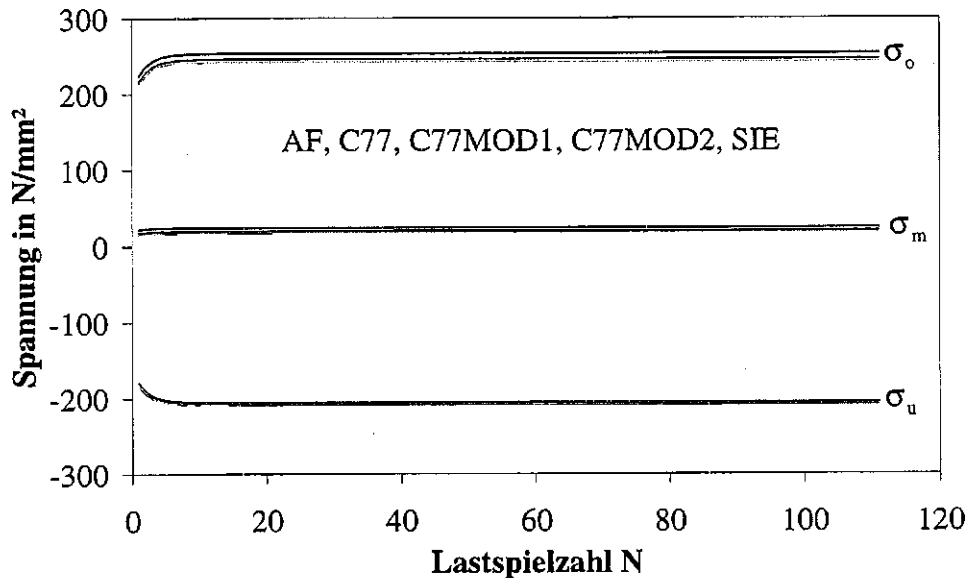


Bild 2.17: Temperatur- und dehnungskontrollierte „Out of Phase“ Wechselbelastung.

In Bild 2.18 sind die Modellantworten C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2, die einen  $\dot{T}$ -Term enthalten, sowie C91 ohne  $\dot{T}$ -Term dargestellt. Auch hier sind die Verläufe der Mittel-, Ober- und Unterspannungen für die kinematischen Verfestigungen, die  $\dot{T}$ -Terme besitzen, annähernd identisch. Diese Betrachtungen zeigen, daß der Einfluß der  $\dot{T}$ -Terme auf die in Kapitel 2.3 angesprochene Temperaturgeschichtsabhängigkeit bei dehnungs- und temperaturkontrollierten Belastungen für die beschriebenen Modelle, so wie sie in dieser Arbeit verwendet werden, eher gering ist. Hierbei sind die größten Unterschiede zwischen den Modellantworten, die ohne  $\dot{T}$ -Term berechnet wurden und denen, die mit  $\dot{T}$ -Termen berechnet wurden, zu beobachten. Es ist kein signifikanter Unterschied der Modellantworten in Abhängigkeit von den unterschiedlichen  $\dot{T}$ -Termen zu beobachten.

In den Bildern 2.19 bis 2.21 sind Modellvoraussagen für eine temperatur- und kraftkontrollierte „Out of Phase“ Wechselbelastung dargestellt. Es ist die Spannung über der mechanischen Dehnung aufgetragen. Die Temperatur wird bei dieser Belastung ausgehend von 425°C zwischen 650°C und 200°C zyklert. Die Spannung wird mittellastfrei zwischen 150 N/mm² und -150 N/mm² zyklert, wobei die Spannungszyklen in den Druckbereich gestartet werden.

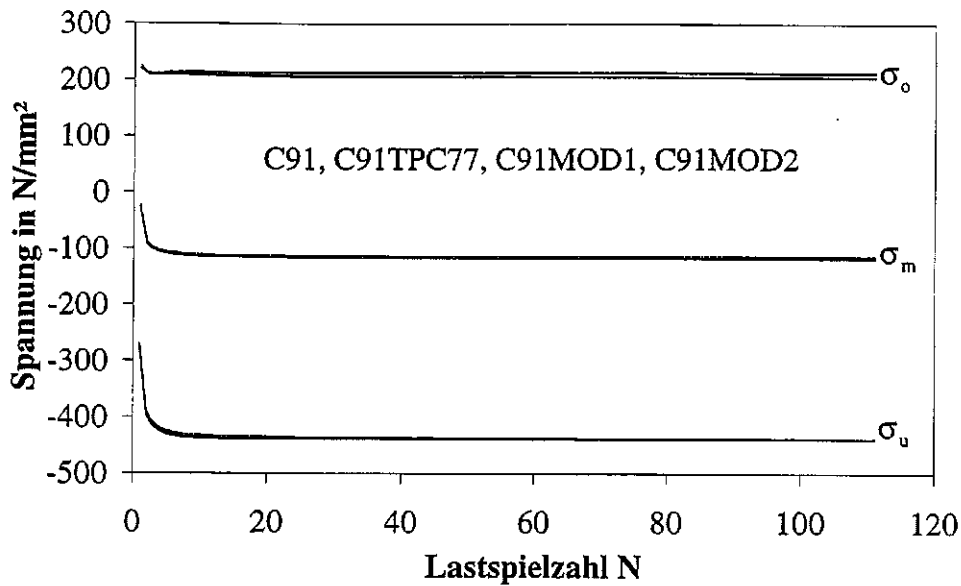


Bild 2.18: Temperatur- und dehnungskontrollierte „Out of Phase“ Wechselbelastung.

In den drei Bildern werden jeweils die Modellvoraussagen für AF, C77 und C77MOD1 verglichen. Bild 2.19 zeigt Modellvoraussagen des ersten Lastspiels. Alle drei Hysteresen sind deutlich geöffnet und es deutet sich ein Abdriften der Hysteresen in Richtung negativer Dehnungen an. Die größte Drift ist hierbei für AF zu beobachten, die kleinste Drift für C77MOD1. Die Form der Spannungs- Dehnungskurven ist für alle drei Modellvarianten sehr ähnlich.

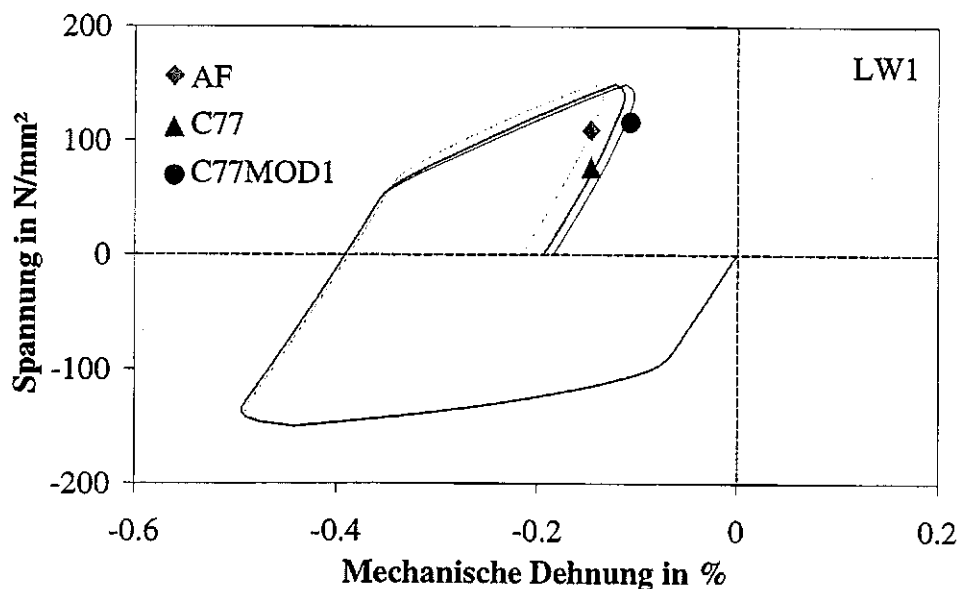


Bild 2.19: Temperatur- und spannungskontrollierte „Out of Phase“ Wechselbelastung.

Die Modellvoraussagen für das 100. Lastspiel sind in Bild 2.20 dargestellt. In dieser Darstellung ist deutlich zu erkennen, daß die drei Modellvarianten immer noch eine sehr ähnliche Form der Spannungs- Dehnungshysteresen voraussagen. Die Lage dieser Spannungs- Dehnungskurven bezüglich der Dehnungsachse jedoch weist deutliche Unterschiede auf. Die größte Ratchettingdehnung wird für AF erreicht, die kleinste für C77MOD1.

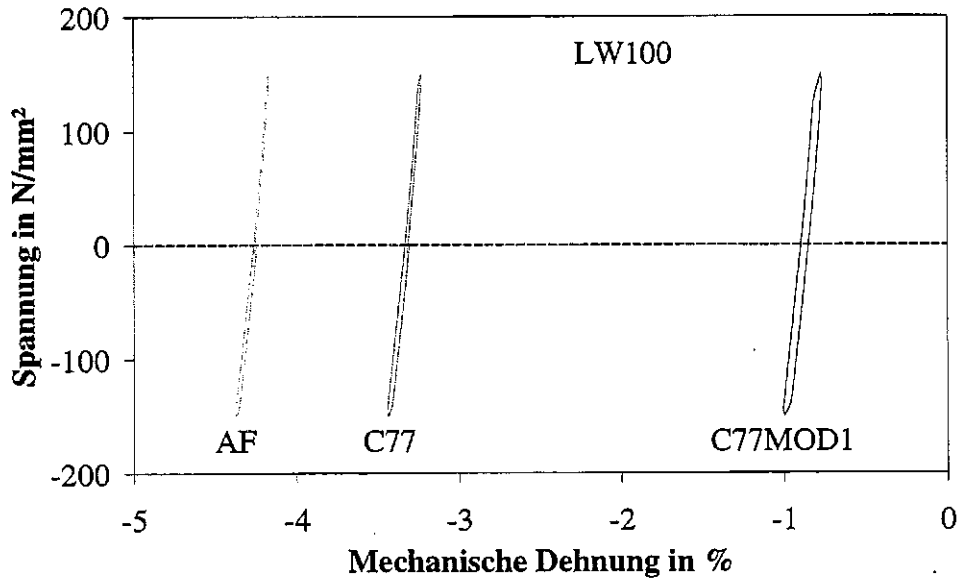


Bild 2.20: Temperatur- und spannungskontrollierte „Out of Phase“ Wechselbelastung.

Dasselbe Verhalten kann auch für die Modellvoraussagen des 500. Lastspiels beobachtet werden, die in Bild 2.21 dargestellt sind.

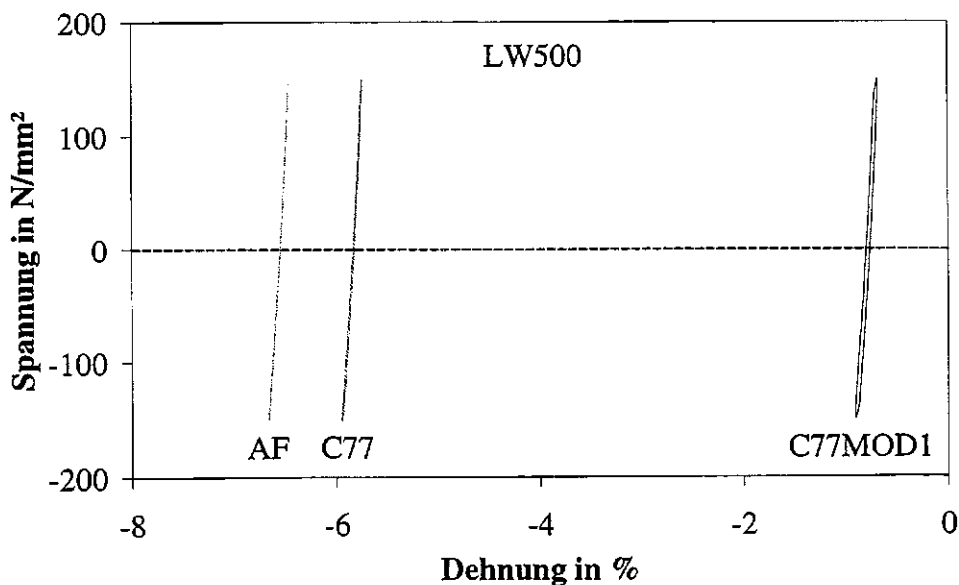


Bild 2.21: Temperatur- und spannungskontrollierte „Out of Phase“ Wechselbelastung.

Auch in dieser Darstellung ist die Spannung über der Dehnung aufgetragen. Es fällt weiterhin auf, daß die Hysteresen zu höheren Lastspielzahlen hin im Vergleich zu den Hysteresen des ersten Lastspiels nur noch sehr kleine plastische Verformungsanteile besitzen und optisch als geschlossen erscheinen. Diese Hysteresen sind dennoch leicht geöffnet, da sie immer noch in Richtung negativer Dehnungen abdriften. Weiterhin fällt bei Betrachten der Bilder 2.20 und 2.21 auf, daß die Hysteresen, die kleinere Ratchettingdehnungen aufweisen, größere plastische Dehnungsanteile bei der Wechselverformung zeigen, was auf die kleinere isotrope Verfestigung (Gl. 2.9) zurückzuführen ist.

Diese Beobachtungen machen deutlich, daß bei einachsiger, zyklischer, kraftkontrollierter thermomechanischer Belastung ein großer Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen auf Mitteltotaldehnung der Modellvorhersage zu beobachten ist.  $\dot{T}$ -Terme sind offenbar gut geeignet sind, um die Temperaturgeschichtsabhängigkeit der Modellvoraussage bei temperatur- und spannungskontrollierter Belastung zu beeinflussen. Diese Art der Belastung steht deshalb im Mittelpunkt der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen.

### 3. Zum Ratchettingverhalten metallischer Werkstoffe

Bei kraftkontrollierten zyklischen Belastungen kann sowohl unter isothermen als auch unter anisothermen Lastbedingungen ein Anhäufen plastischer Deformationen in einer Richtung auftreten. Diese Zu- oder Abnahme der Mitteltotaldehnung bei zyklischer Last wird als zyklisches Kriechen oder Ratchetting bezeichnet. In der Spannungs- Dehnungshysterese von zyklischen Belastungen äußert sich Ratchetting in einer geöffneten Hystereseschleife und der daraus resultierenden Verschiebung des Schleifenmittelpunktes in Richtung der Dehnungsachse. In der Literatur wird Ratchetting unterteilt in Materialratchetting und in Strukturratchetting [35,36]. Materialratchetting wird als eine Form des Ratchettings charakterisiert, die in Abwesenheit von Struktureffekten auftreten kann. Das heißt, wenn die Spannung homogen in einer Struktur verteilt ist und das Ratchetting deshalb ein rein materialbezogener Effekt ist, der in Werkstoffversuchen beobachtet und mit Konstitutiven Gleichungen modelliert werden kann [36]. Strukturratchetting wird definiert als Ratchetting, das aufgrund von inelastischem Materialverhalten unter zyklischer Belastung auftreten kann, auch wenn kein Materialratchetting auftritt. Diese Art des Ratchettings kann durch die Inhomogenität des Spannungszustandes in einer Struktur entstehen [36]. Der Autor nennt als Beispiel für Strukturratchetting ein Zweistabsystem sowie ein Dreistabsystem. Das Zweistabsystem und das Dreistabsystem stellen die einfachsten Abstraktionen für Strukturratchetting dar. Bei beiden Systemen ist die Spannung in den einzelnen Stäben homogen verteilt, die Spannung in den einzelnen Stäben sind jedoch unterschiedlich.

Drei verschiedene Ratchettingverhalten können abhängig vom Werkstoff und von der Belastung auftreten:

1. Ratchetting, das sich unbegrenzt fortsetzt, bis es schließlich zum Werkstoffversagen oder zum Bauteilversagen durch unzulässige Formänderung führt.
2. Ratchetting mit einer ständig abnehmenden Ratchettingrate, das schließlich in einer stabilisierten, d.h. geschlossenen Hystereseschleife resultiert. Dieses Verhalten wird als „Plastic Shakedown“ bezeichnet.
3. Ratchetting, bei dem die Anhäufung der Ratchettingdehnung gleichzeitig mit dem verschwinden der Hystereseschleife endet, so daß die zyklische Belastung rein elastisch ertragen wird. Dieses Verhalten wird als „Elastic Shakedown“ bezeichnet.

Ratchetting kann zu zwei Arten von Bauteilversagen führen. Zum einen kann wie oben erwähnt zunehmende Ratchettingdehnung zum Werkstoffversagen führen. Zum anderen kann Ratchetting zum Bauteilversagen durch unzulässige Formänderung eines Bauteils führen. Im Folgenden werden einige Beispiele für das Entstehen von Ratchetting dargestellt.



### 3.1 Ursachen für Ratchetting bei der Wechselverformung metallischer Werkstoffe

In diesem Kapitel sollen drei Ursachen für Ratchetting bei der Wechselverformung metallischer Werkstoffe dargestellt werden:

- Mittellastbehaftete kraftkontrollierte Belastung
- Spannungsdifferenzeffekte (SD-Effekte)
- Die Temperaturabhängigkeit des Materialverhaltens

Eine **mittellastbehaftete kraftkontrollierte Belastung** kann zu einem Anhäufen plastischer Dehnung in Richtung der Mittellast führen, wenn die plastische Verformung in Richtung der Mittellast aufgrund der höheren anliegenden Spannung größer ist als die plastische Rückverformung entgegen der Mittellast.

**SD-Effekte** äußern sich in unterschiedlichen Spannungsdehnungskurven bei Zug- und Druckverformung unter kraftkontrollierter Wechselverformung ohne Mittellast. Als Ursache für diese Asymmetrie des Verformungsverhaltens metallischer Werkstoffe gelten z.B. die Vorverformung bzw. der Bauschingereffekt, Mikrorisse, Poren und Ablösungen an Phasengrenzen, Eigenspannungen sowie der Nennspannungseffekt.

Beim **Bauschingereffekt** handelt es sich um eine verformungsinduzierte Anisotropie. Wird ein metallischer Werkstoff im Zugversuch plastisch verformt, so können bei der Entlastung bzw. bei einer Umkehr der Verformungsrichtung frühzeitige Abweichungen der Spannungsdehnungskurve von der elastischen Geraden auftreten. Hierbei ist es nicht ausschlaggebend, ob die Rückverformung mit einer Zug- oder einer Drucknennspannung verknüpft ist. Dieser Effekt wird nach seinem Entdecker [37] Bauschingereffekt genannt [38,39].

Der **Nennspannungseffekt** ergibt sich bei symmetrischer Wechselbelastung mit konstanter Nennspannungsamplitude. Wird von Volumenkonstanz der Probe ausgegangen, so führen Zugspannungen zur Verkleinerung des Probenquerschnitts und damit zu wahren Spannungen, die größer als die anliegende Nennspannung sind. Im Druckbereich der Wechselbelastung treten Probenquerschnittsvergrößerungen auf, weshalb die wahren Spannungen kleiner als die Nennspannungen sind. Aus diesem Grund entsteht bei Wechselbelastung mit einer mittleren Nennspannung von Null eine geringe Zugmittelspannung.

In ähnlicher Weise wie beim Nennspannungseffekt beschrieben, führen bei der Wechselverformung von Metallen **Grenzflächenablösungen**, **Poren** und **Risse** bei einer Belastung in Zugrichtung zu einer Verringerung des tragenden Querschnitts der Probe. Dies hat bei kraft- bzw. nennspannungskontrollierter Belastung eine erhöhte tatsächlich wirksame Spannung zur Folge. Bei Belastung in Druckrichtung fehlt dieser Einfluß, da Grenzflächenablösungen, Poren und Risse geschlossen werden.

Die **Temperaturabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften** kann zu Ratchetting bei der anisothermen Wechselverformung metallischer Werkstoffe führen. Das Entstehen dieses Ratchettings läßt sich beispielhaft anhand der in den Bildern 3.1 und 3.2 dargestellten Belastungsfälle verdeutlichen.

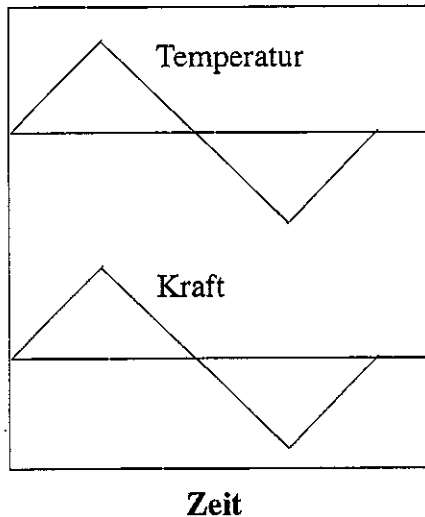


Bild 3.1: Kraft- und temperaturkontrollierte Belastung in Phase.

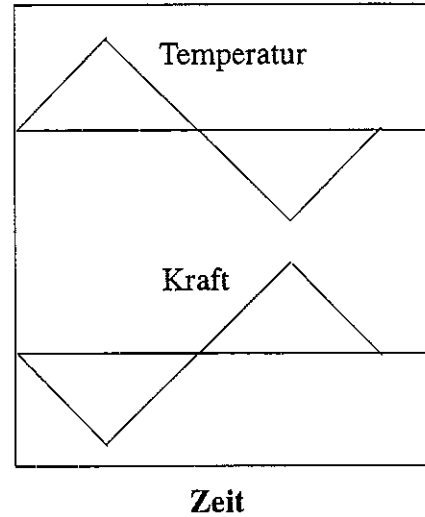


Bild 3.2: Kraft- und temperaturkontrollierte Belastung in Gegenphase.

Bei der in Bild 3.1 dargestellten Belastung wird die Kraft in Phase mit der Temperatur zyklert, wobei die mittlere Kraft  $F_m = 0$  ist. Hier wird die maximale Zugkraft bei hohen Temperaturen erreicht und die maximale Druckkraft bei niederen Temperaturen. Besitzt nun der Werkstoff bei hohen Temperaturen eine kleinere Festigkeit wie bei niederen Temperaturen, so wird bei plastischer Verformung in der Zugphase (bei hohen Temperaturen) eine größere Dehnung auftreten wie in der Druckphase (bei niederen Temperaturen). Hieraus resultiert dann eine Verlängerung der Probe, es kommt zum Ratchetting in Zugrichtung. Derselbe Gedankengang gilt entsprechend auch für andere kraft- und temperaturkontrollierte Belastungen. So ist für die in Bild 3.2 dargestellte Belastung bei der Temperatur und Kraft in Gegenphase zyklert werden, ein zyklisches Kriechen in Druckrichtung zu erwarten.

Die in diesem Kapitel beschriebenen Effekte, die zu Ratchetting führen können, treten bei der Wechselverformung von Metallen nicht nur einzeln auf. Oft wird das Ratchettingverhalten durch eine Überlagerung mehrerer Effekte bestimmt.

### 3.2 Ratchetting bei isothermen zyklischen Belastungsbedingungen

Bei isothermen, zyklischen Belastungsbedingungen kann Ratchetting als Folge von SD-Effekten sowie auf Grund von Mittelspannungen auftreten. Einige nennspannungskontrollierte Belastungsbedingungen, die zum Auftreten von Ratchetting führen können, sind im Folgenden beispielhaft dargestellt:

- Ratchetting bei isothermer, mittelspannungsfreier Belastung von nicht vorverformtem Werkstoff. Bei dieser Belastungsart können SD-Effekte zu einer Verschiebung des Mittelpunktes der Spannungs-Dehnungshysterese führen. Bei Untersuchungen zum Wechselverformungsverhalten von Ck 45 bei Raumtemperatur wurde bei mittelspannungsfreier Schwingbeanspruchung nennenswerte zyklische Kriechdehnung beobachtet. Als mögliche Ursachen hierfür werden unterschiedliche Fließgrenzen bei Zug- und Druckbeanspruchung, der Bauschingereffekt, die Verschiebung der wahren Mittelspannung zu  $\sigma_{m,eff} > 0$  infolge der Querkontraktion unter der Wirkung der Spannungsamplitude  $\sigma_a$  sowie Temperaturerhöhungen infolge der Verformungsarbeit angegeben [40].
- Ratchetting bei isothermer, mittelspannungsfreier Belastung von vorverformtem Werkstoff. Hier kommt es zu Ratchetting entgegen der Vorverformungsrichtung, wobei die Ratchettingrate mit steigender Zyklenzahl abnimmt, bis Sättigung eintritt [42]. Während der zyklischen Belastung kann so aufgrund des Ratchettings eine Rückverformung bis annähernd zur Ausgangslänge der Probe vor der Vorverformung stattfinden [40,43]. Als Ursache für das zyklische Kriechen bei vorverformten Werkstoffen entgegen der Vorverformungsrichtung wird der Bauschingereffekt genannt [42,40,43,41,44].
- Ratchetting bei isothermer kraft- bzw. nennspannungskontrollierter Belastung mit Mittelspannung. Die Entwicklung der Mitteltotaldehnung und somit das Ratchettingverhalten bezeichnet [40] als sehr empfindliches Maß für die bei schwingender Beanspruchung wirksamen Mittelspannungen und zeigt, daß selbst geringste Erhöhungen der Mittelspannung ein beschleunigtes zyklisches Kriechen verursachen. Diese Beobachtungen werden von [43,45] bestätigt. Weiterhin berichten [40,43], daß die jeweils vorhandene Kombination aus Spannungsamplitude und Mittelspannung den Verlauf der Mitteltotaldehnungskurven und die Größe der maximalen Ratchettingdehnung entscheidend beeinflusst.

### 3.3 Ratchetting bei anisothermen zyklischen Belastungsbedingungen

Das Ratchettingverhalten unter anisothermen, zyklischen kraft- bzw. nennspannungskontrollierten Belastungsbedingungen ist vergleichsweise wenig untersucht. Bei dieser Belastungsart wird das Ratchettingverhalten durch angelegte Mittelspannungen, SD-Effekte sowie die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften bestimmt.

Bei Untersuchungen zur Wechselwirkung von Ratchetting und Kriechen beobachteten [46,47] eine Zunahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Zyklenzahl. Diese Untersuchungen basieren auf Ergebnissen von thermomechanischen Versuchen an einer Struktur, bestehend aus zwei ineinandergestellten Rohren, die an den Enden fest miteinander verbunden sind. Diese Struktur wird mit einer Mittelspannung beaufschlagt. Gleichzeitig wird die Temperatur des äußeren Rohrs zyklisiert und die Temperatur des inneren Rohrs auf Raumtemperatur konstant gehalten. Als Ursachen für die Zunahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl nennen die Autoren das Wechselspiel von zyklischer plastischer Verformung, von Kriechen und Relaxation, das sich während der einzelnen Belastungsphasen eines Zyklus einstellt.

Den Einfluß zyklischer, thermischer und mechanischer Belastungen auf das Verformungsverhalten von Strukturen bei sehr hohen Temperaturen untersucht [48]. Für die Versuche wurden dickwandige Rohre und ein induktives Heizsystem verwendet, das einen großen Temperaturgradienten über die Probenwand bei zyklischer thermischer Belastung erzeugt. Die Temperatur an der Rohrrinnenwand bleibt relativ konstant bei der Mitteltemperatur der thermischen Belastung, während die Temperatur an der Rohraußenwand, wo ein Großteil der Wärme in einer relativ dünnen Schicht entsteht, zyklisiert wird. Im Innern der Probenwand stellt sich eine veränderliche Temperaturverteilung aufgrund der Wärmeleitfähigkeit des Materials ein. Bei diesem Versuchsaufbau ergibt sich eine deutlich erhöhte Zunahme der Mitteltotaldehnung mit der Zeit, wenn einer statischen Kriechbeanspruchung eine zyklische thermische Beanspruchung überlagert wird, bei der die Mitteltemperatur der Temperatur der reinen Kriechbeanspruchung entspricht. Die Versuchsergebnisse zeigen einen deutlichen Einfluß des Ratchettingeffekts auf die Zunahme der Axialdehnung der Proben mit der Zeit. Diese thermische Wechselbeanspruchung führt zu einer inhomogenen Spannungsverteilung über den Probenquerschnitt und somit nach der oben genannten Definition zu Strukturratchetting.

In den Untersuchungen zum Ratchettingverhalten von dünnwandigen Rohren aus einem austenitischen Stahl SUS304TP unter der Belastung durch eine Temperaturfront, die sich in axialer Richtung längs der Rohres bewegt, berichtet [49] von Ratchettingdehnung in Form einer Zunahme des Rohrdurchmessers mit zunehmender Zahl der Temperaturzyklen.

In [50] wiederum wird von dehnungskontrollierten, anisothermen Ratchettingexperimenten zur Untersuchung von Materialratchetting bei veränderlicher Temperatur berichtet. Hier wird ein zyklischer Dehnungspfad vorgegeben, bei dem die Mitteltotaldehnung der Probe mit der Lastspielzahl zunimmt. Dieser Belastung werden Temperaturzyklen in Phase oder in Gegenphase überlagert. Diese Versuchsführung ist jedoch wenig geeignet, um das Ratchettingverhalten eines Werkstoffs zu charakterisieren. Bei diesen Experimenten wird der Probe eine bestimmte Ratchettingdehnung aufgezwungen und beobachtet, wie sich die Spannung entwickelt. Hieraus können nur Aussagen über das Mittelspannungsrelaxationsverhalten gewonnen werden.

## **4. Experimentelle Untersuchungen zum Verformungsverhalten von AISI 316L(N)**

In diesem Kapitel werden die experimentellen Untersuchungen zum Verformungsverhalten des austenitischen Stahls AISI 316L(N) dargestellt. Diese Untersuchungen sind als Grundlage für die Modellentwicklung notwendig. Um die erforderlichen einachsigen isothermen und thermomechanischen Experimente durchführen zu können, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Prüfsystem konzipiert und realisiert. Dieses sogenannte „Einstab-Prüfsystem“ wird in Kapitel 4.1 vorgestellt. Weiterhin wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffkunde I der Universität Karlsruhe (TH) thermomechanische Experimente an einem Zweistab-Prüfsystem definiert und durchgeführt. Dieses Zweistab-Prüfsystem ist in Kapitel 4.2 dargestellt. In Kapitel 4.3 werden dann der untersuchte Werkstoff sowie die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Probengeometrien vorgestellt. Die Temperaturverteilung in den Proben sowie der Einfluß von Probenherstellung, Werkstoffzustand und Laborstreuung auf die Versuchsergebnisse wird in den Kapiteln 4.4 und 4.5 betrachtet. Schließlich werden in den Kapiteln 4.6 bis 4.8 die Ergebnisse der durchgeführten Experimente erörtert.

### **4.1 Konzept und Realisierung eines Einstab-Prüfsystems für einachsige isotherme und einachsige thermomechanische Experimente**

Zur Durchführung einachsiger isothermer und einachsiger thermomechanischer Experimente für die Modellentwicklung wurde ein Einstab-Prüfsystem konzipiert und realisiert. Hierbei wurde auf eine bestehende Heizeinrichtung zurückgegriffen. Wichtige Punkte bei der Konzipierung des Prüfsystems waren Einfachheit und universelle Einsetzbarkeit, so daß eine große Bandbreite von Experimenten durchgeführt werden kann. Der schematische Versuchsaufbau ist in Bild 4.1 dargestellt. Als Basis für das Einstab-Prüfsystem wird eine elektromechanische Prüfmaschine der Bauart INSTRON 8062 verwendet. Diese Zugprüfmaschine wurde mit einer digitalen Regelkonsole vom Typ Instron 8500-plus ausgerüstet. Das Aufbringen der thermischen Belastungsgeschichte erfolgt über Stromdurchgang durch die Probe. Dies ist über eine Heizeinheit realisiert, die mit einem stetigen Temperaturregler der Firma JUMO ausgerüstet wurde. Die Kühlung der Proben erfolgt über ein wassergekühltes Zuggestänge sowie über Wärmestrahlung und Konvektion. Die Sollwertvorgabe und die Meßwernerfassung wurden über einen PC mit Microstar Meßdaten-Analyse und Steuerbord realisiert. Als Benutzeroberfläche dient Dasy-Lab Software der Firma DATALOG unter Microsoft Windows 3.11. Die Soll- und Istwertübertragung zwischen PC und Heizungsregelung bzw. PC und Prüfmaschinenregelung wurde über Analogsignale realisiert. Zur Messung der Temperatur dient ein NiCr-Ni Thermoelement, das in der Probenmitte aufgeschweißt wird. Um Einflüsse der Probenfassungen und der Maschinensteifigkeit auszuschalten, werden die Probenverformungen unmittelbar an der Probe gemessen. Dies geschieht mit Hilfe eines Dehnungsaufnehmers, der über Schneiden, unter Verwendung von vier Federn, an die Probe geklemmt wird.

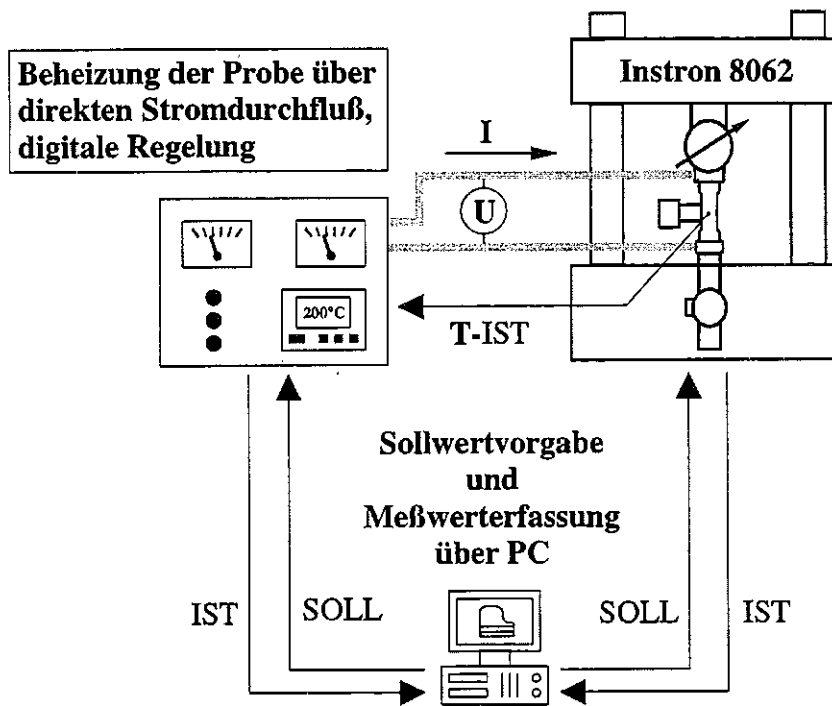


Bild 4.1: Versuchsaufbau des Einstab-Prüfsystems (schematisch).

Aufgrund der in Kapitel 4.4 dargestellten Ergebnisse der Untersuchung der Temperaturverteilung in den Proben wurde die Ausgangsmeßlänge des Dehnungsaufnehmers auf  $l_0 = 6\text{mm}$  festgelegt. So ist gewährleistet, daß die Temperaturverteilung im Meßbereich für Temperaturen bis  $700^\circ\text{C}$  als annähernd konstant angesehen werden kann. Durch eine weitere Verringerung der Meßlänge des Dehnungsaufnehmers könnte der Temperaturunterschied im Meßbereich weiter minimiert werden. Je kleiner jedoch die Meßlänge des Extensometers, desto höher die Anforderungen an das Auflösungsvermögen des Meßwertaufzeichnungssystems, um eine bestimmte Meßgenauigkeit gewährleisten zu können. Hinzu kommt, daß mit kleiner werdendem Meßbereich des Dehnungsaufnehmers Abweichungen von der Meßlänge  $l_0$ , wie sie z.B. beim Ansetzen des Dehnungsaufnehmers an die Probe auftreten können, prozentual größere Meßfehler zur Folge haben.

## 4.2 Versuchsaufbau eines Zweistab-Prüfsystems für einachsige thermomechanische Belastung

Die Versuchseinrichtung ist auf Basis von zwei servohydraulischen Prüfmaschinen der Bauart MTS 810 aufgebaut [51]. Der schematische Versuchsaufbau ist in Bild 4.2 dargestellt. Die Dehnungsmessung erfolgt direkt an der Probe, mit einem wassergekühlten Dehnungsaufnehmer, der über zwei keramische Meßschenkel an der Probe befestigt wird. Die Proben werden induktiv, mit Hilfe von Hochfrequenzgeneratoren des Typs Hüttinger TIG 5/300 und wassergekühlten Kupferspulen beheizt. Die Kühlung der Proben ist durch wassergekühlte Spannwerkzeuge, Wärmestrahlung und Konvektion, sowie bei Bedarf mit Druckluft realisiert.

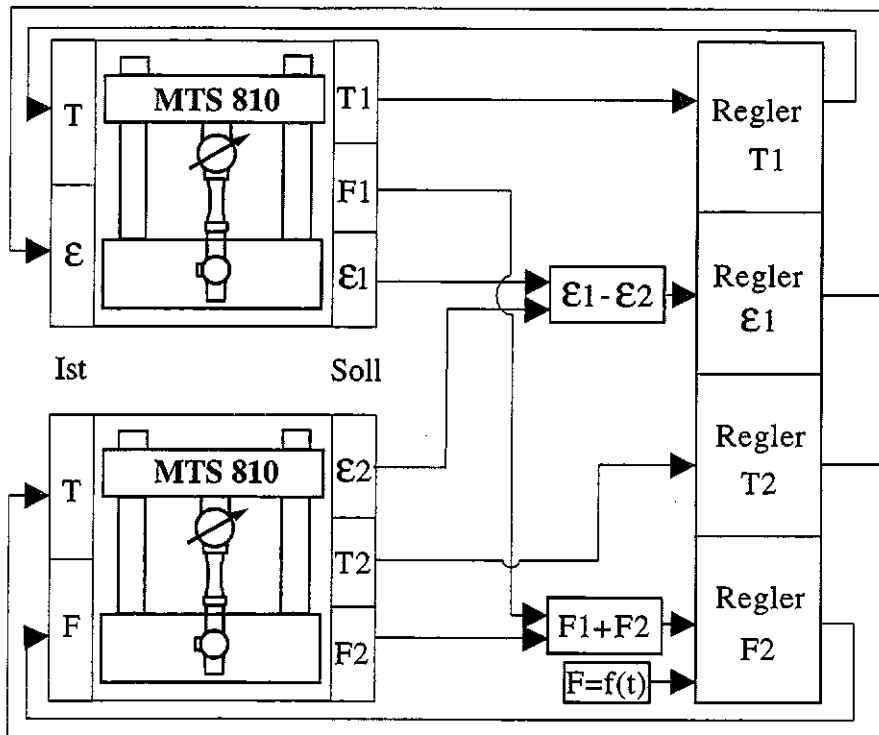


Bild 4.2: Versuchsaufbau des Zweistab-Prüfsystems (schematisch).

Zur Temperaturmessung dienen NiCr-Ni Thermoelemente, die außerhalb der Meßstrecke des Dehnungsaufnehmers direkt auf die Probe aufgeschweißt sind. Zur Regelung des Gesamtsystems wird ein 4 Kanal Digitalregler „MTS Test-Star II“ verwendet. Hier wird jeweils ein Kanal für die beiden Hydraulikzylinder und die beiden Heiz-/Kühleinrichtungen benötigt [51]. Die Regelung der Prüfmaschinen ist so realisiert, daß die eine Prüfmaschine in Kraftregelung und die andere Prüfmaschine in Dehnungsregelung betrieben wird. Der Regler, für die kraftgeregelte Maschine verwendet als Eingangssignal für den Istwert die Summe der Kräfte die an den beiden Maschinen anliegen. Als Sollwert kann dem Regler die Gesamtkraft als Funktion der Zeit beliebig vorgegeben werden. Für die in dieser Arbeit verwendeten Versuche am Zweistab-Prüfsystem wurde diese Gesamtkraft als konstant null vorgegeben. Das Eingangssignal für den Istwert des Reglers für die dehnungsgeregelte Maschine wird aus der Differenz der momentanen Dehnungssignale  $\epsilon_1 - \epsilon_2$  gebildet, die an der Probe 1 bzw. an der Probe 2 gemessen werden. Als Sollwert wird für die Differenz dieser beiden Dehnungen als konstant null vorgegeben.

### 4.3 Werkstoffcharakterisierung und Probengeometrie

Als Ausgangsmaterial für die Probenherstellung wurde 40mm starkes Plattenmaterial des austenitischen Stahls AISI 316L(N), DIN 1.4909 mit der in Deutschland üblichen Bezeichnung X2CrNiMoN 17 12 der Charge Creusot-Marrel (CRM) 11477 verwendet. Das Material

lag im Anlieferungszustand in lösungsgeglühter Form (1100°C, Vakuum) vor [52,53]. Die chemische Zusammensetzung in Gewichtsprozent nach [52] gibt Tabelle 4.1 wieder.

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
1.4909	0.02	0.32	1.8	0.02	0.0006	17.34	12.5	2.4
	Mo	Cu	Co	Nb+Ta	Ti	B	N	Al
1.4909	2.4	0.12	0.03	0.042	0.008	0.0014	0.08	0.018

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung des austenitischen Stahls AISI 316L(N) in Gewichtsprozent.

Für die am Einstab-Prüfsystem durchgeführten Experimente wurden zylindrische Vollproben nach Bild 4.3 (Probenform A) verwendet.

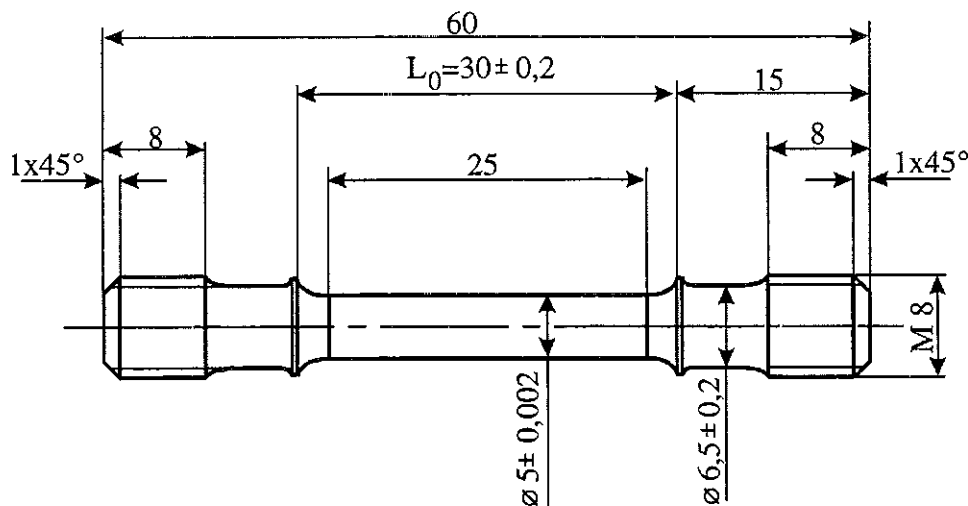


Bild 4.3: Zylindrische Vollproben für das Einstab-Prüfsystem (Probenform A).

Für diese Probenform wurde die zulässige Knicklast nach [54,55] berechnet:

$$F_{k,zul} = \frac{\pi^2 EI}{I_k^2 \lambda}$$

Der minimale Elastizitätsmodul  $E = 130 \text{ kN/mm}^2$  ergibt sich bei der maximalen Versuchstemperatur von  $T = 650^\circ\text{C}$ . Das Flächenmoment 2. Grades ist gegeben durch  $I = \pi d^4 / 64$  mit dem Probendurchmesser  $d = 5 \text{ mm}$ . Die freie Knicklänge für den Belastungsfall, daß beide Enden des Stabes fest eingespannt sind ist  $l_k = 0.5 l$  mit dem Abstand  $l = 40 \text{ mm}$  zwischen den Einspannungen was als konservativ angesehen werden kann, da die Probe zu den Enden hin einen größeren Durchmesser als  $5 \text{ mm}$  besitzt. Mit einem Sicherheitsbeiwert von  $\lambda = 15$  ergibt sich für die zulässige Knicklast  $F_{k,zul} = 6560 \text{ N}$ . Bei der Durchführung der Experimente wurde diese Knicklast nicht erreicht.



Die Geometrie der beim Zweistab-Prüfsystem verwendeten zylindrischen Vollproben (Probenform B) geht aus Bild 4.4 hervor.

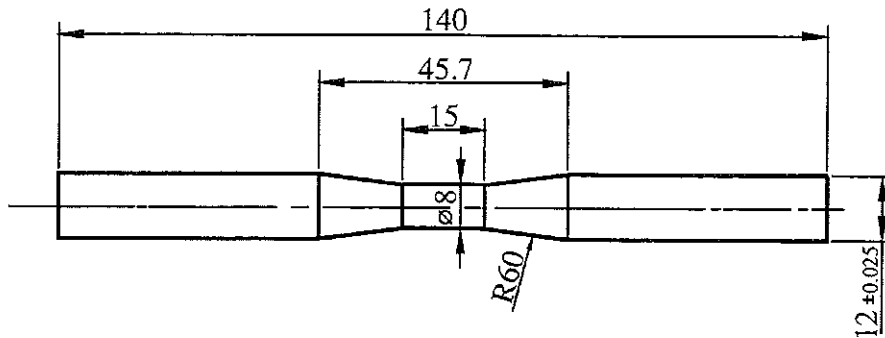


Bild 4.4: Zylindrische Vollproben für das Zweistab-Prüfsystem (Probenform B).

Diese Probenform ist aufgrund ihres größeren Durchmessers und der nahezu gleichen freien Länge zwischen den Einspannungen wie bei Probenform A unkritisch in Bezug auf Knicken.

Weiterhin wurden im Rahmen dieser Arbeit Experimente am Einstab-Prüfsystem mit Probenform C durchgeführt. Hier handelt es sich um zylindrische Hohlproben mit einer Wandstärke von 0.4 mm im Meßbereich nach Bild 4.5.

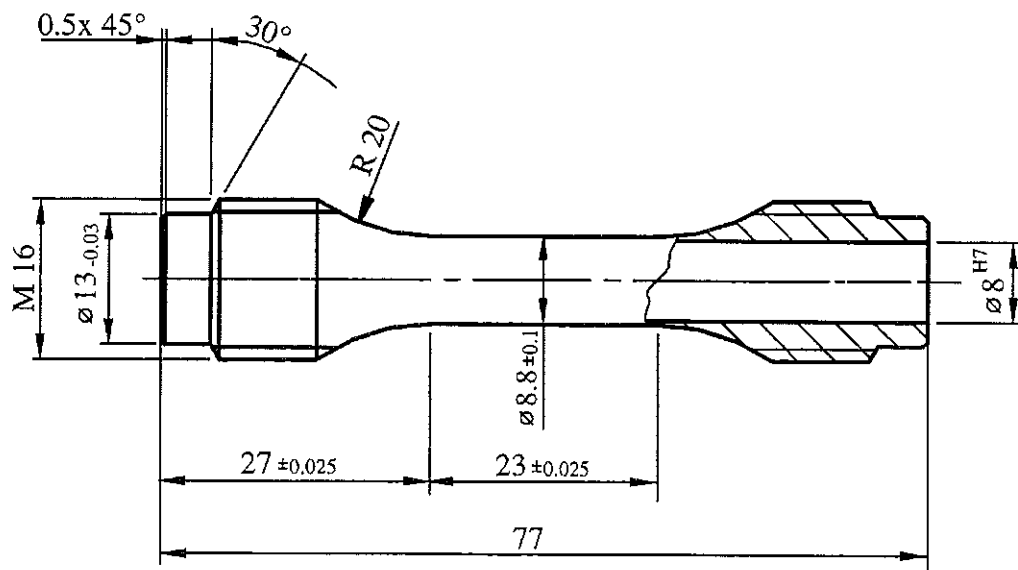


Bild 4.5: Zylindrische Hohlproben für das Einstab-Prüfsystem (Probenform C).

Außerdem wurden isotherme Versuche mit Proben der Probenform D nach Bild 4.6 durchgeführt. Hierbei handelt es sich um Vollproben, deren Kontur im übrigen mit Probenform C identisch ist. Für die Durchführung der Experimente wurde ein servohydraulisches Prüfsystem der Firma MTS verwendet, das mit einem geschlossenen Hochtemperaturofen ausgerüstet ist.

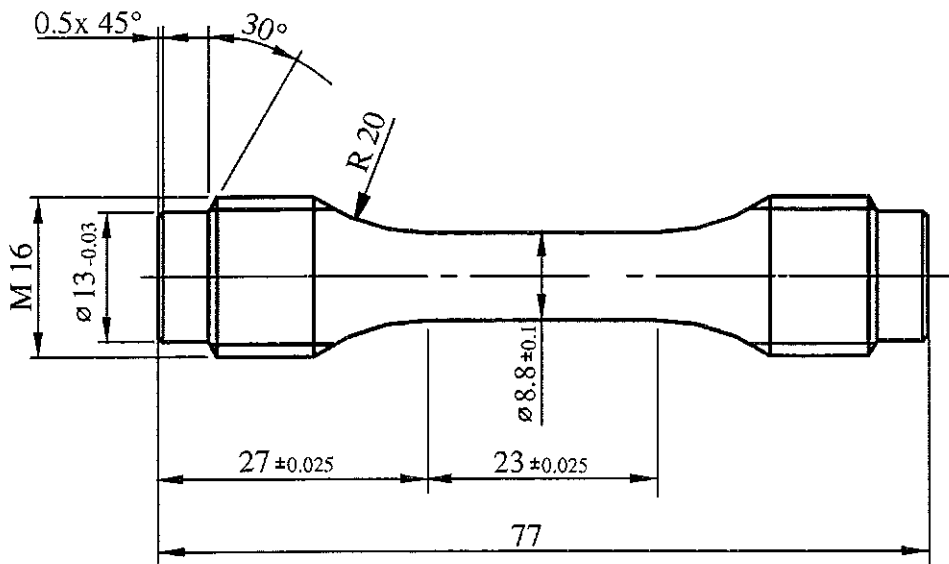


Bild 4.6: Zylindrische Vollproben für das MTS-Prüfsystem (Probenform D).

Hier handelt es sich um einen Strahlungsofen, bei dem die Aufheizung über vier Quarzlampen erfolgt. Die Temperatur wird durch ein PtRh-Pt Thermoelement geregelt, das außerhalb der Meßstrecke des Dehnungsaufnehmers, auf die Probe aufgepunktet ist. Der Dehnungsaufnehmer wird mittels Quarzschnitten direkt an die Probe geklemmt [56]. Die Ausgangsmeßlänge beträgt 21mm.

Eine Übersicht über die verwendeten Probenformen ist in Tabelle 4.2 zusammengestellt.

	Art	Ø im Meßbereich
Probenform A	zylindrische Vollprobe	5 mm
Probenform B	zylindrische Vollprobe	8 mm
Probenform C	zylindrische Hohlprobe	innen 8 mm / außen 8,8 mm
Probenform D	zylindrische Vollprobe	8,8 mm

Tabelle 4.2: Zusammenstellung der untersuchten Probenformen

#### 4.4 Temperaturverteilung in den Proben

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten isothermen und thermomechanischen Experimente am Einstab-Prüfsystem wurde eine möglichst gleichmäßige Temperaturverteilung im Meßbereich des Dehnungsaufnehmers angestrebt, um die Einflüsse einer inhomogenen Temperaturverteilung auf die Versuchsergebnisse zu minimieren. Sowohl mit der beim Einstab-Prüfsystem als auch mit der beim Zweistab-Prüfsystem verwendeten Probenheizung ist es nicht möglich, eine über die gesamte Probe homogene Temperatur einzustellen. Aufgrund der Kühlung an der Probenoberfläche durch Wärmestrahlung und Konvektion (und Pressluft beim

Zweistab-Prüfsystem) sowie der Wärmeleitung über die wassergekühlte Probeneinspannung, treten in den Proben Temperaturgefälle in radialer und achsialer Richtung auf. Die Temperaturen an der Probenoberfläche können mit Hilfe von NiCr-Ni Thermoelementen gemessen werden, die direkt an den jeweiligen Meßpunkten aufgeschweißt sind. Messungen der Temperatur im Probeninneren sind jedoch schwierig. Hier bietet es sich an, die Temperaturverteilung mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente zu berechnen.

Bei der Probenform A wurden die Temperaturverteilungen an der Oberfläche ausgehend von der Probenmitte in achsialer Richtung nach Bild 4.7 gemessen.

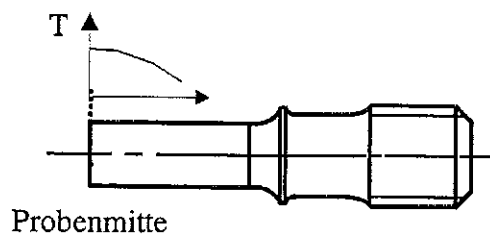


Bild 4.7: Zur Messung des Temperaturverlaufs an der Probenoberfläche.

Die Temperatur wurde während der Messung über ein in der Mitte der Probe aufgeschweißtes NiCr-Ni Thermoelement auf die jeweilige Solltemperatur geregelt. Bei jeder Solltemperatur wurden dann in den Abständen 2.5 mm, 3.0 mm, 3.75 mm, und 5 mm von der Probenmitte die Temperaturen gemessen. Die Messung erfolgte wiederum mit Hilfe von NiCr-Ni Thermoelementen, die an den jeweiligen Meßpunkten direkt auf die Probe aufgeschweißt waren. In Bild 4.8 ist die Temperatur in °C über dem Abstand des Meßpunktes zur Probenmitte in mm aufgetragen.

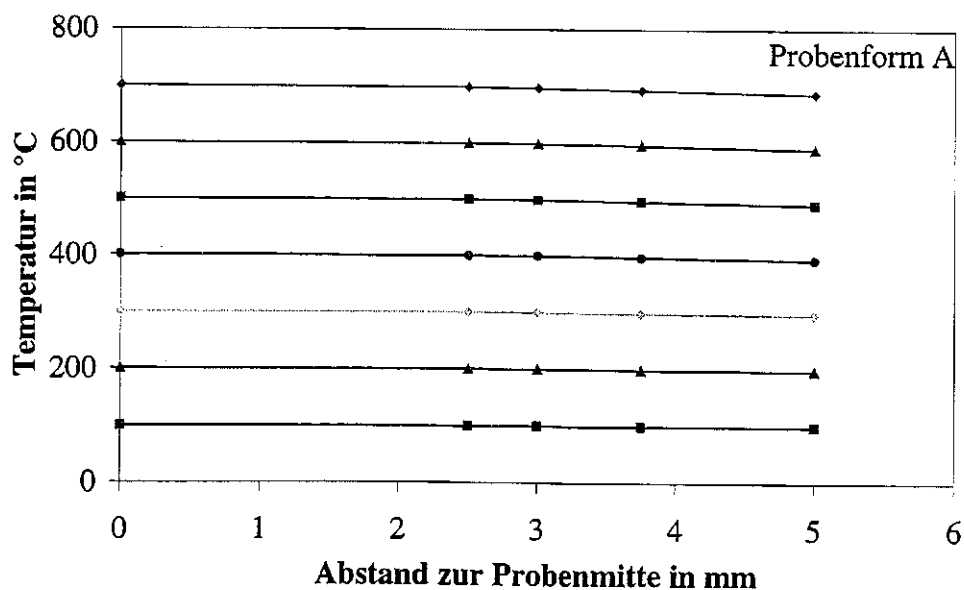


Bild 4.8: Temperaturverlauf bei Probenform A in achsialer Richtung an der Probenoberfläche.

Es ist das Temperaturprofil an der Probenoberfläche für die Temperaturen 100°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C und 700°C dargestellt. Die Messungen wurden im stationären Zustand durchgeführt. Es zeigt sich, daß insbesondere bei höheren Temperaturen mit zunehmendem Abstand zur Probenmitte die Temperatur abfällt. Die Temperaturdifferenz in °C zur Probenmitte in Abhängigkeit vom Abstand zur Probenmitte in mm in achsialer Richtung geht aus Bild 4.9 hervor.

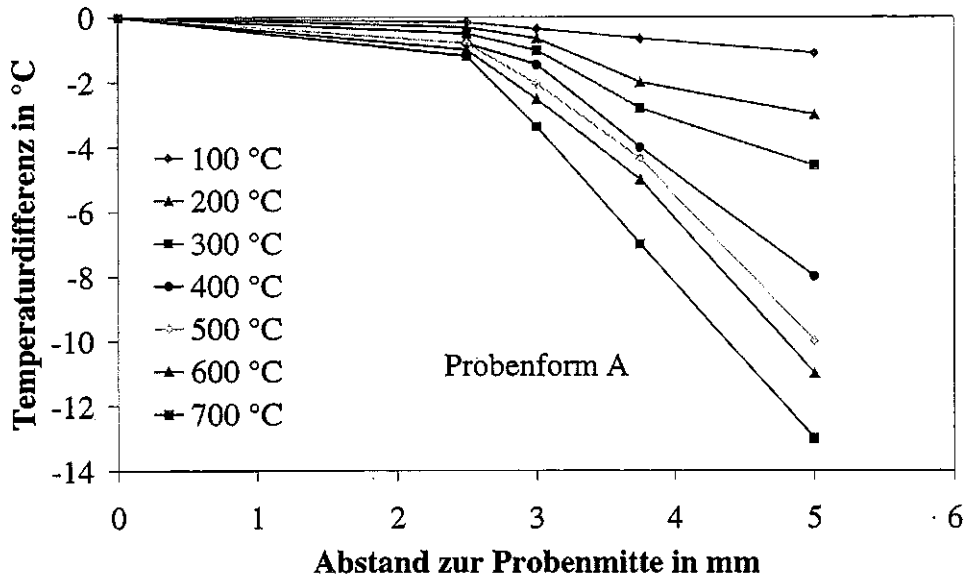


Bild 4.9: Temperaturdifferenz bei Probenform A in achsialer Richtung an der Probenoberfläche.

Für jede Kurve ist zusätzlich die zugehörige Solltemperatur in der Probenmitte angegeben. Die Temperaturdifferenz ist bis zu einer Entfernung von 3mm zur Probenmitte kleiner als 0.5% der Solltemperatur und kann deshalb in diesem Bereich als konstant betrachtet werden. Bei größeren Abständen von der Probenmitte nimmt die Temperaturdifferenz stärker zu. Je höher die Temperatur in Probenmitte ist, desto größer ist die Abnahme der Temperatur mit steigendem Abstand zur Probenmitte. Dies entspricht dem zu erwartenden Verhalten, da die Temperaturdifferenz zwischen Probenoberfläche und Umgebungsmedium bzw. Kühlmedium die treibende Kraft für den Wärmefluß ist.

Bei der Probenform B wurden die Temperaturverteilungen an der Oberfläche ausgehend von der Probenmitte in achsialer Richtung wie bei Probenform A gemessen. Die Temperatur wurde über ein außerhalb der Meßlänge des Dehnungsaufnehmers aufgeschweißtes NiCr-Ni Thermoelement auf die jeweilige Solltemperatur geregelt. Bei der jeweiligen Temperatur wurden dann in den Abständen 2mm und 4mm von der Probenmitte die Temperatur gemessen. Die Messung erfolgte wiederum mit Hilfe von NiCr-Ni Thermoelementen, die direkt auf die Probe aufgeschweißte waren. In Bild 4.10 ist die Temperatur in °C über dem Abstand des Meßpunktes zur Probenmitte in mm aufgetragen. Es ist das Temperaturprofil an der Proben-

oberfläche für die Temperaturen 200°C, 400°C, 600°C und 700°C dargestellt. Die Messungen wurden ebenfalls im stationären Zustand durchgeführt.

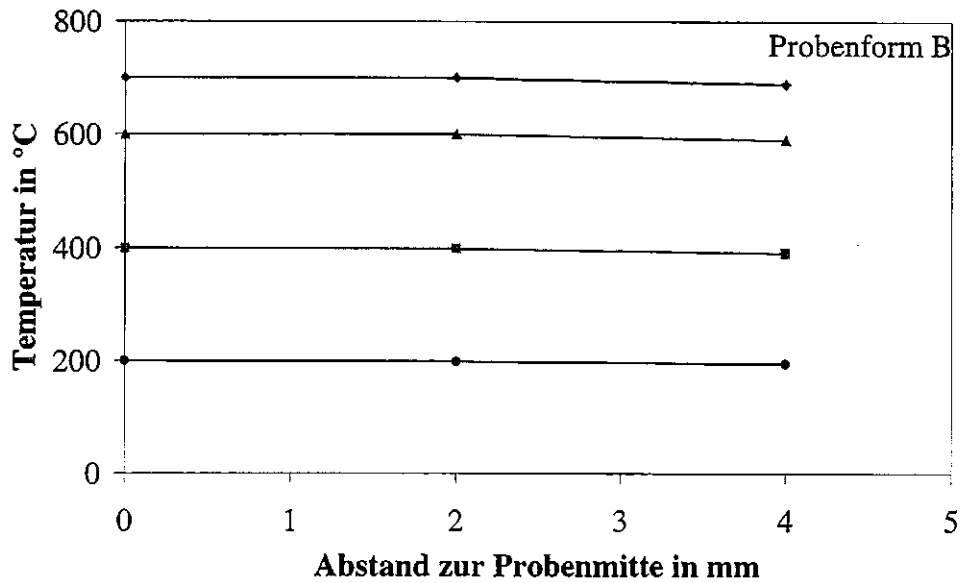


Bild 4.10: Temperaturprofil bei Probenform B in achsialer Richtung an der Probenoberfläche

Auch hier ist der Temperaturverlauf im betrachteten Bereich recht homogen. Es ist zu erkennen, daß insbesondere bei höheren Solltemperaturen, mit zunehmendem Abstand zur Probenmitte, die Temperatur stärker abfällt. Die Temperaturdifferenz zur Probenmitte in Abhängigkeit vom Abstand zur Probenmitte in achsialer Richtung geht aus Bild 4.11 hervor.

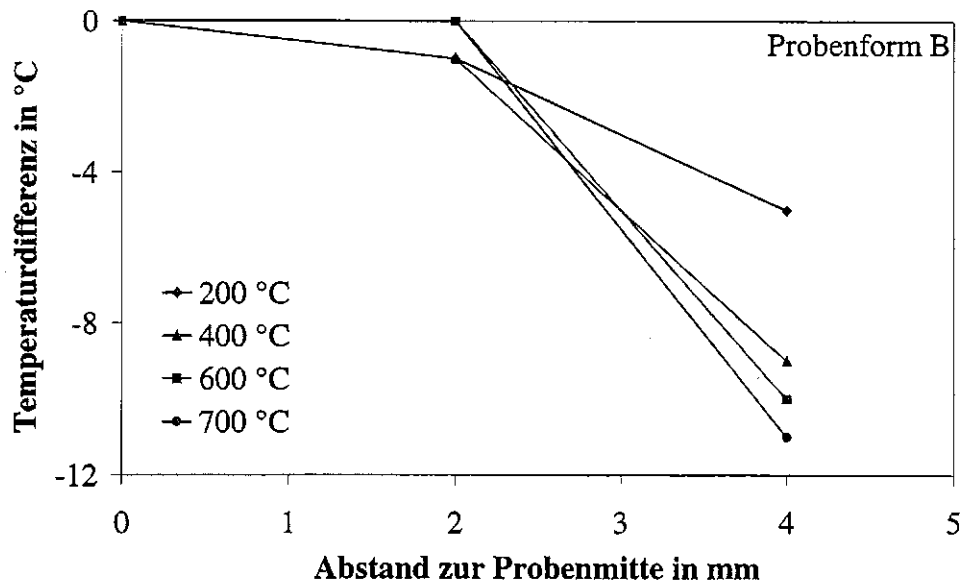


Bild 4.11: Temperaturdifferenz bei Probenform B in achsialer Richtung an der Probenoberfläche.

Die zu den einzelnen Kurven zugehörige Solltemperatur in der Probenmitte ist angegeben. Die Temperaturdifferenz ist bis zu einer Entfernung von 2mm zur Probenmitte vernachlässigbar klein, und nimmt mit zunehmendem Abstand von der Probenmitte ähnlich wie bei Probenform A deutlich zu. In ausreichend großem Abstand von der Probenmitte gilt auch hier, wie bei Probenform A, daß je höher die Temperatur in Probenmitte ist, desto größer die Abnahme der Temperatur mit zunehmendem Abstand von der Probenmitte. Insgesamt deutet sich an, daß die Abnahme der Temperatur mit zunehmendem Abstand zur Probenmitte etwas stärker ausgeprägt ist als bei Probenform A.

An der Oberfläche von Probenform C wurden nach derselben Vorgehensweise wie bei Probenform A beschrieben, die in Bild 4.12 dargestellten Temperaturverteilungen gemessen.

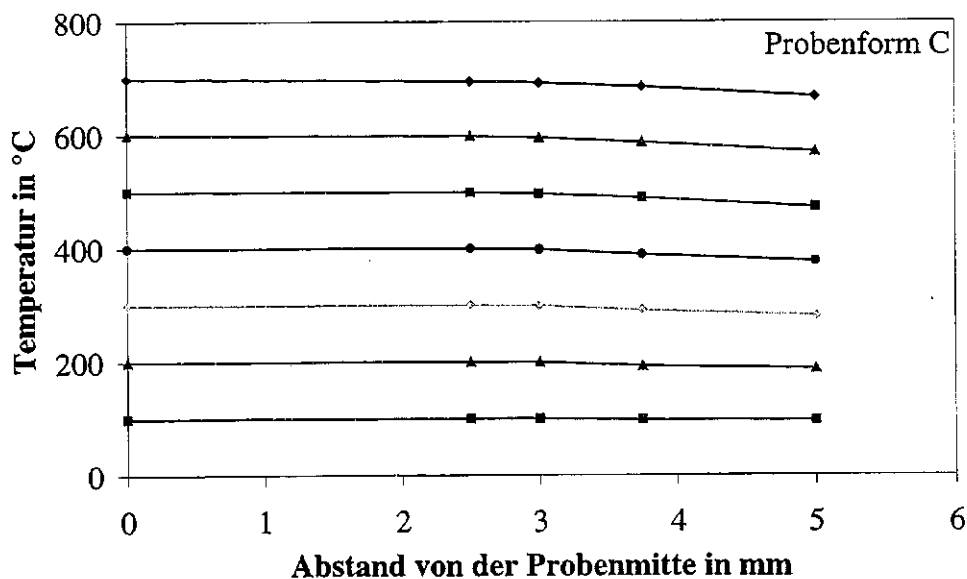


Bild 4.12: Temperaturprofil bei Probenform C in achsialer Richtung an der Probenoberfläche.

Auch hier wurden die Messungen im stationären Zustand bei den Solltemperaturen 100 °C, 200 °C, 300 °C, 400 °C, 500 °C, 600 °C und 700 °C in Probenmitte durchgeführt. In dieser Darstellung fällt auf, daß das Temperaturniveau mit steigendem Abstand von der Probenmitte deutlich abfällt. Die Temperaturdifferenz zur Probenmitte ist in Bild 4.13 über dem Abstand zur Probenmitte aufgetragen. Auch hier kann das Temperaturniveau für kleinere Entfernungen zur Probenmitte noch annähernd als konstant betrachtet werden. Bei größeren Abständen von der Probenmitte nimmt die Temperaturdifferenz stark zu. Die Temperaturdifferenz zur Probenmitte ist insbesondere für größere Abstände von der Probenmitte deutlich stärker ausgeprägt als bei den Probenformen A und B.

Bei den an den Proben der Form D am MTS-Prüfsystem durchgeführten Versuchen ist für Temperaturen bis 700°C im Meßbereich des Dehnungsaufnehmers mit Temperaturunter-

schieden von ca. 3°C zu rechnen [57]. Aus diesem Grund kann das Temperaturprofil in diesem Bereich als konstant angenommen werden.

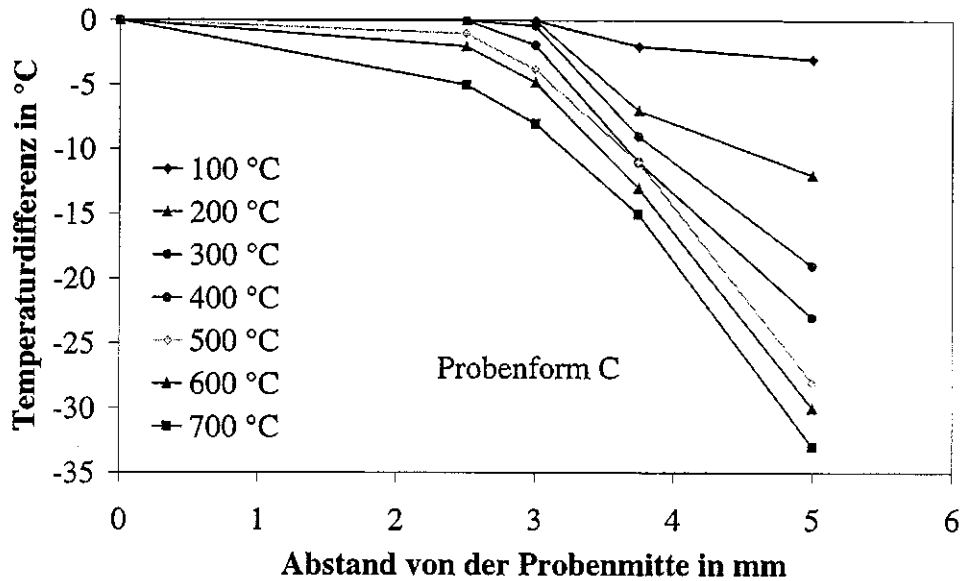


Bild 4.13: Temperaturdifferenz bei Probenform C in achsialer Richtung an der Probenoberfläche.

Die Temperaturdifferenzen in den Proben in radialer Richtung, die schwer meßbar sind, wurden mit Hilfe des Finite-Elemente Programms ABAQUS berechnet. Als Grundlage hierfür wurde der Wärmefluß durch Strahlung und der Wärmefluß durch Konvektion an der Probenoberfläche sowie der Wärmefluß aufgrund der Wärmeleitung über die gekühlten Probenfassungen nach dem VDI-Wärmeatlas [58] analytisch berechnet. Diese Berechnungen ergaben, daß bei 700°C in der Probenmitte je nach Probengeometrie mindestens 90% der Wärme über die gekühlten Probenfassungen abgeführt wird. Die restliche Wärme wird zu gleichen Teilen über Konvektion und Wärmestrahlung abgeführt. Auf dieser Basis wurde in ABAQUS die Kühlung an der Oberfläche der Struktur durch Strahlung und durch Konvektion modelliert. Die Wasserkühlung des Gestänges wurde durch Einsetzen eines extrem großen Wärmeübergangskoeffizienten als Randbedingung an der Stelle, wo die Modellierung des Gestänges endet, simuliert. Für die Durchführung der FE-Rechnungen wurde eine CRAY I916-4096 als Rechnerplattform und ein Softwarepaket bestehend aus den Programmen Femgen / Femview V 4.2 [59] und Abaqus 5.6 [60,61] verwendet. Für die Simulation der elektrischen Durchflußheizung wurde die Unteroutine \*THERMAL-ELECTRICAL COUPLING verwendet, die es ermöglicht, eine gekoppelte elektrische und thermische Analyse durchzuführen. Die Struktur wurde rotationssymmetrisch unter Verwendung von 4-Knoten-Elementen mit dem Typ DCAX4E modelliert. In Bild 4.14 ist beispielhaft das Netz dargestellt, das für die FE-Berechnungen mit der Probenform A verwendet wurde. Es wurde die Probe, die Verschraubung von Probe und Zuggestänge sowie ein Teil des Zuggestänges modelliert. Vereinfachend wurde angenommen, daß Probe, Verschraubung und Gestänge aus demselben Material bestehen.

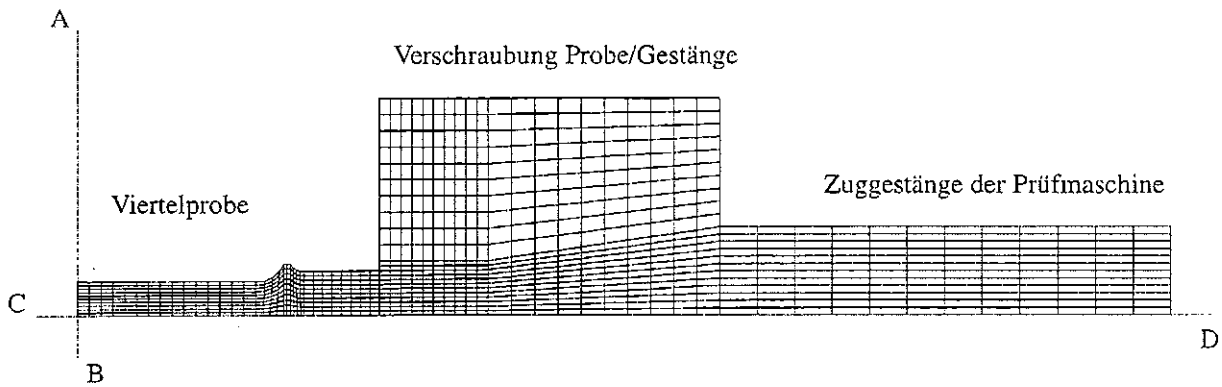


Bild 4.14: FE-Netz der Probenform A.

Die Umgebungstemperatur wurde mit konstant  $23^{\circ}\text{C}$  vorgegeben und es wurde ein linearer Aufheizvorgang auf die Temperatur  $700^{\circ}\text{C}$  simuliert. Der maximale Temperaturunterschied in radialer Richtung ist dann zu erwarten, wenn die Temperaturdifferenz zwischen Probenoberfläche und Umgebungstemperatur maximal ist. Deshalb wurde die Temperaturdifferenz für eine Temperatur von  $700^{\circ}\text{C}$  an der Probenoberfläche berechnet, was für die in dieser Arbeit durchgeführten Experimente die Obergrenze der Temperatur darstellt. Der maximale Temperaturunterschied senkrecht zur Symmetrieachse C-D tritt in der Probenmitte entlang der Symmetrieachse A-B auf. Dieser maximale Temperaturunterschied ergibt sich zwischen dem Schnittpunkt der Symmetrieachsen A-B und C-D sowie der Probenoberfläche und ist in Tabelle 4.3 für die Probenformen A, B, C und D dargestellt.

Probenform	A	B	C	D
$\Delta T_{\max}$ in K	1.27	2.02	0.21	2.21

Tabelle 4.3: maximale Temperaturdifferenz in radialer Richtung in der Probenmitte.

Diese Temperaturdifferenzen sind deutlich kleiner als ein Prozent der Isttemperatur an der Probenoberfläche und können deshalb als vernachlässigbar klein angesehen werden. Bei kleineren Temperaturen an der Probenoberfläche ergaben sich kleinere Temperaturdifferenzen über die Probenwand.

#### 4.5 Einfluß von Probenherstellung, Werkstoffzustand und Laborstreuung auf die Versuchsergebnisse

Im Rahmen dieser Arbeit wurden einachsige isotherme und einachsige thermomechanische Experimente an dem in Kapitel 4.1 beschriebenen Einstab-Prüfsystem durchgeführt. Außerdem wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffkunde I der Universität Karlsruhe (TH) einachsige isotherme und einachsige thermomechanische Experimente an dem in



Kapitel 4.2 beschriebenen Zweistab-Prüfsystem spezifiziert und durchgeführt. Zu Vergleichszwecken wurden im Rahmen dieser Arbeit zusätzlich noch einachsige isotherme Experimente an einer MTS-Prüfmaschine durchgeführt. Bei den Experimenten, die an den verschiedenen Prüfsystemen in den unterschiedlichen Labors durchgeführt wurden, stand auch eine gute Vergleichbarkeit der Experimente im Vordergrund. Aus diesem Grund wurde für die Herstellung aller Proben derselbe Ausgangswerkstoff aus derselben Platte verwendet, die wie in Kapitel 4.3 beschrieben in lösungsgeglühtem Zustand vorlag. Die Außenkontur wurde bei allen Proben durch Drehen hergestellt. Die Hohlproben der Form C wurden auf zwei verschiedene Arten gefertigt. Deshalb wird hier in die Probenformen C Zustand Z1 und Zustand Z2 unterschieden. Die zylindrische Hohlprobe der Probenform CZ1 wurde aus Vollproben mit identischer Außenkontur wie Probenform C hergestellt, die als Restbestände vorhanden waren. Diese Vollproben waren nach der Herstellung zusätzlich noch einer Lösungsglühung (1080°C, 30min, Vakuum) unterzogen worden [53]. In die Proben wurde nachträglich das aus Bild 4.5 ersichtliche Tiefloch erodiert und die Bohrungsoberfläche anschließend gehont. Ein Bohren des Loches war aufgrund der geringen Restwandstärke der Hohlprobe von 0.4mm nicht durchführbar. Bei der Herstellung der zylindrischen Hohlprobe der Probenform CZ2 wurde zuerst in einen zylindrischen Rohling mit Durchmesser 17mm und Länge 80mm ein Loch nach Bild 4.5 gebohrt, das anschließend gehont wurde. Dann wurde die Außenkontur gedreht. Hierbei handelt es sich um die für diese Probenform übliche Herstellungsart. Die unterschiedlichen Herstellungsarten sind in Tabelle 4.4 stichwortartig zusammengefaßt:

Probenform C	Herstellungsart (stichwortartig)
Zustand Z1	Außenkontur drehen, lösungsglühen, Tiefloch erodieren und hohnen
Zustand Z2	Rohling Ø 17 mm, Tiefloch bohren und hohnen, Außenkontur drehen

Tabelle 4.4: Übersicht über die zwei Herstellungsarten für Probenform C.

Die Experimente mit den verschiedenen Probenformen wurden auf unterschiedlichen Prüfsystemen durchgeführt, was aus Tabelle 4.5 hervorgeht.

	Verwendetes Prüfsystem	Ø im Meßbereich
Probenform A	Einstab-Prüfsystem nach Kapitel 4.1	5mm
Probenform B	Zweistab-Prüfsystem nach Kapitel 4.2	8mm
Probenform C	Einstab-Prüfsystem nach Kapitel 4.1	innen 8mm / außen 8.8mm
Probenform D	MTS-Prüfsystem [34]	8.8mm

Tabelle 4.5: Zuordnung von Probenform und Prüfsystem

In Bild 4.17 sind die Ergebnisse von Zugversuchen mit identischen Lastgeschichten für die verschiedenen Probenformen und die unterschiedlichen Prüfsysteme dargestellt. Es ist die Spannung in N/mm<sup>2</sup> über der Dehnung in % aufgetragen. Bei allen Versuchen beträgt die Versuchstemperatur 200°C und die Dehnrates ist 1.0E-4 1/s. Die Zugversuche mit den Probenformen B und D wurden ohne Haltezeiten durchgeführt. Bei den übrigen Versuchen handelt

es sich um Zugversuche mit Haltezeiten, was jedoch aufgrund des ausgeprägten Materialerinnerungsvermögens [39] keinen Einfluß auf die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse hat.

Das Spannungsniveau der einzelnen Versuche bei gegebener Dehnung zeigt große Unterschiede. Die Verfestigungskurve der Probenform CZ2 zeigt bei gegebener Dehnung ein Spannungsniveau, das um mehr als einen Faktor zwei über dem der anderen Zugversuche liegt. Die Verfestigungskurven von Probenform A und Probenform D sind annähernd identisch und die Spannungsdehnungskurve von Probenform B liegt etwas oberhalb der Verfestigungskurven der Probenformen A und D.

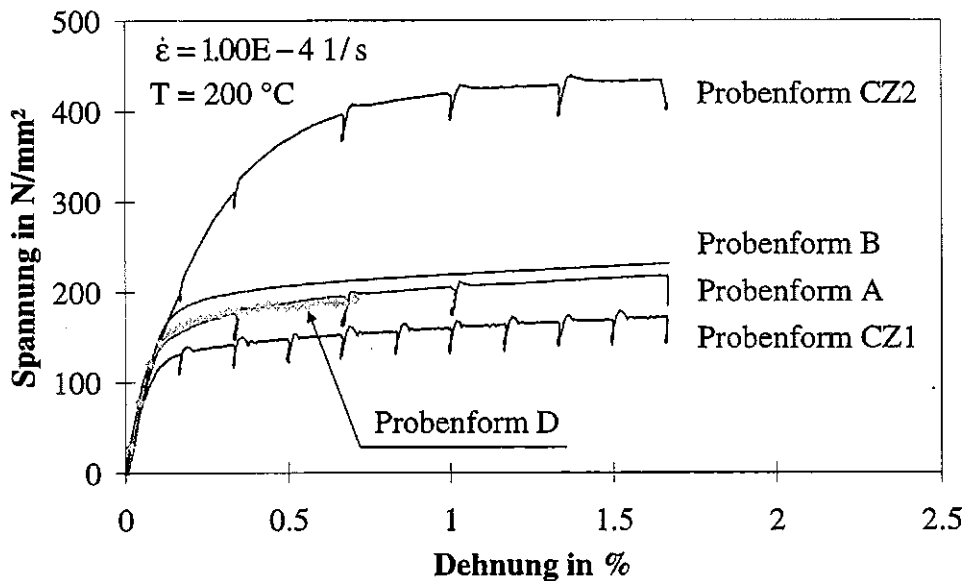


Bild 4.17: Zugversuche mit identischen Lastgeschichten durchgeführt mit verschiedenen Probenformen auf unterschiedlichen Prüfsystemen

Das Spannungsniveau der Verfestigungskurve von Probenform CZ1 liegt ca. 25 % unter dem der Probenformen A, B und D.

Um die sehr unterschiedlichen Versuchsergebnisse, die mit den Probenformen CZ1 und CZ2 erzielt wurden erklären zu können, wurden Schlibfbilder der beiden Probenformen am Lichtmikroskop untersucht. Diese Schlibfbilder sind in den Bildern 4.18 bis 4.21 dargestellt. Die Ebene des Schlibfes liegt senkrecht zur Probenlängsachse, 18mm vom Ende der Probe entfernt. Die Bilder 4.18 und 4.20 zeigen Schlibfbilder der Probenform CZ1, die am Außenbereich bzw. am Innenbereich der Probe aufgenommen wurden. Oben in Bild 4.18 ist die Oberfläche der Probe zu sehen. In den Bereichen unterhalb der sehr glatten Probenoberfläche ist keine Störung des Gefüges zu erkennen. In Bild 4.20 unten ist die Oberfläche des durch Funkenerosion hergestellten und anschließend gehonten Tieflochs zu sehen.

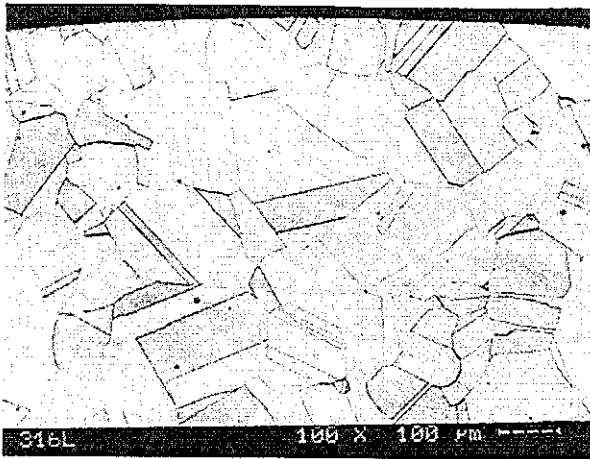


Bild 4.18: Schliffbild des Außenbereichs von Probenform CZ1

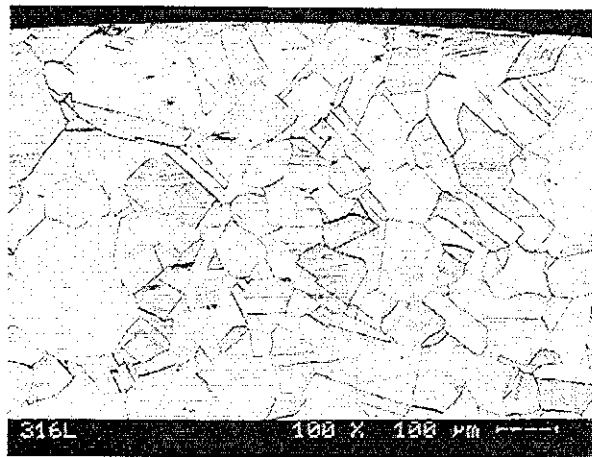


Bild 4.19: Schliffbild des Außenbereichs von Probenform CZ2

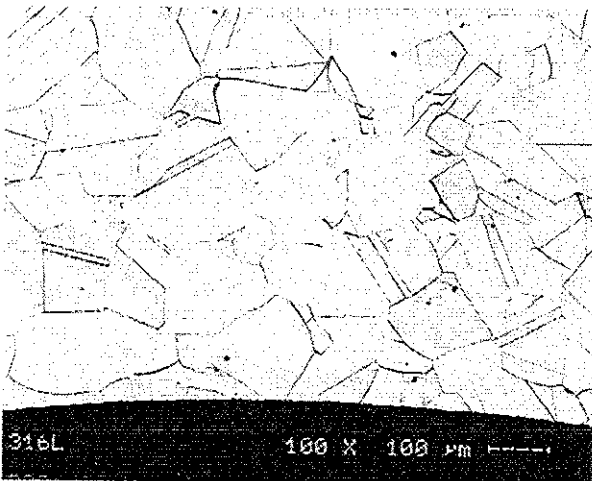


Bild 4.20: Schliffbild des Innenbereichs von Probenform CZ1

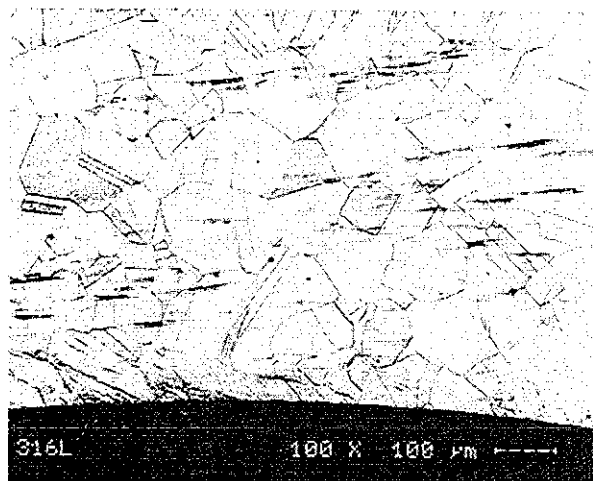


Bild 4.21: Schliffbild des Innenbereichs von Probenform CZ2

Diese Oberfläche ist ebenfalls kaum zerklüftet und auch im Gefüge direkt unter dieser Oberfläche fällt keine Störung auf. Die Bilder 4.19 und 4.21 zeigen Schliffbilder der Probenform CZ2, die am Außenbereich bzw. am Innenbereich der Probe aufgenommen wurden. In Bild 4.19 ist oben im Bild die Oberfläche der Probe zu sehen. Hier ist die äußere Oberfläche der Probe stärker zerklüftet als bei Probenform CZ1 und auch im Gefüge direkt unter der Oberfläche sind leichte Störungen zu erkennen. Diese Störungen reichen bis zu 50 µm von der Probenoberfläche aus in das Gefüge hinein, was im Bereich der Meßlänge der Hohlprobe, wo die Wandstärke der Probe 0.4 mm beträgt, einem geschädigten Bereich von 12.5% der gesamten Wandstärke entspricht. Im unteren Teil von Bild 4.21 ist die Oberfläche in der Bohrung der Probe zu sehen. Diese Oberfläche ist relativ stark zerklüftet und auch das Gefüge direkt unter dieser Oberfläche läßt deutliche Störung erkennen. Diese Störungen des Gefüges reichen etwa 100 µm von der Oberfläche ins Probeninnere hinein. Im Bereich der Meßlänge der Hohlprobe, wo die Wandstärke nur 0.4 mm beträgt, entspricht der geschädigte Gefügebe-

reich, der von der Innenwand der Probe ausgeht ca. 25% der gesamten Wandstärke. Diese bei der Probenherstellung in den Werkstoff eingebrachten Kaltverfestigungen sind im Bereich der Bohrung deutlich stärker ausgeprägt, als im Bereich der durch Drehen hergestellten Außenkontur der Probe. Zusammen mit den verformten Bereichen an der Außenhaut der Probe ist ein Bereich, der sich über mindestens 30% bis 40% der Wandstärke der Probe erstreckt bei der Probenherstellung stark kaltverformt worden. Diese Kaltverformung hat eine Verfestigung des Werkstoffs und eine Zunahme der Werkstoffhärte zur Folge. Die Ergebnisse von Härtemessungen an verschiedenen Punkten des Schliffs sind in Tabelle 4.6 zusammengefaßt und bestätigen obige Schlußfolgerungen.

HV	Probenform CZ1	Probenform CZ2
50 $\mu\text{m}$ Abstand von äußerer Probenoberfläche	154	240
50 $\mu\text{m}$ Abstand von der Oberfläche des Tieflochs	156	340
Mitte der Probenwand	152	165

Tabelle 4.6: Härtewerte (HV)

Es wurden jeweils drei Härtemessungen über den Umfang verteilt in ca. 50 $\mu\text{m}$  Abstand von der äußeren Probenoberfläche und in ca. 50 $\mu\text{m}$  Abstand von der Oberfläche des Tieflochs sowie in der Mitte der Probenwand durchgeführt. Hieraus wurde jeweils ein charakteristischer Wert bestimmt. Bei der Probenform CZ1 zeigt sich eine homogene Verteilung der Härte. Dies ist auf die oben beschriebene zusätzliche Lösungsglühung zurückzuführen, wobei sich zeigt, daß durch das Erodieren und Hohnen des Tieflochs nach der Glühung keine zusätzliche Härte bzw. Kaltverfestigung erzeugt wurde. Die Härtemessungen am Schliff der Probenform CZ2 ergeben in der Mitte der Probenwand eine im Gegensatz zur Probenform CZ1 leicht erhöhte Härte. Die an der äußeren Probenoberfläche gemessene Härte liegt um einen Faktor 1.6 über dem entsprechenden Wert bei Probenform CZ1. Die an der Oberfläche des Tieflochs gemessene Härte liegt sogar um einen Faktor 2.2 über der beim Probenform CZ1 gemessenen Härte. Aus diesen Messungen läßt sich auf den hohen Grad der Kaltverfestigung schließen, der bei der Probenherstellung in die Proben eingebracht wurde. Da sich dieser so verfestigte Bereich wie oben beschrieben über mindestens 30% bis 40% der Wandstärke der Probe erstreckt, können die beobachteten sehr hohen Spannungen bei den Versuchen mit Probenform CZ2 hiermit erklärt werden.

Beim Vergleich der Gefüge im Probeninneren der beiden Probenformen CZ1 und CZ2 ist zu erkennen, daß bei der Probenform CZ1 ein gröberes Korn vorliegt als bei der Probenform CZ2. Da das im Schliffbild der Probenform CZ2 dargestellte Gefüge in ausreichend großem Abstand von der inneren und äußeren Probenoberfläche nicht verformt wurde, charakterisiert es dort das Gefüge im Ausgangszustand für die Probenherstellung. Es kann davon ausgegangen werden, daß bei der oben angesprochenen zusätzlichen Glühung der Probenform CZ1 Grobkornbildung stattgefunden hat. Das wird auch durch die oben beschriebenen Härtemes-

sungen bestätigt, die am Schliff der Probenform CZ1 in der Mitte der Probenwand eine im Gegensatz zur Probenform CZ2 leicht abgesenkte Härte ergeben.

Bei den Vollproben der Probenformen A, B und D ist ein Einfluß der beim Drehen der Außenkontur entstandenen Kaltverfestigung auf das globale Werkstoffverhalten aufgrund des kleinen Oberflächen zu Volumen Verhältnisses auszuschließen. Bei diesen Proben ist davon auszugehen, daß sie den Ausgangszustand des verwendeten Werkstoffs wiedergeben. Das Spannungsniveau der Verfestigungskurven dieser Proben liegt wie in Bild 4.17 dargestellt, deutlich höher als das Spannungsniveau der Verfestigungskurven der Probenform CZ1. Dies ist mit der oben angesprochenen Grobkornbildung bei diesen Proben zu erklären. Das gegenüber den Versuchen mit den Probenformen A, B und D stark erhöhte Spannungsniveau der Verfestigungskurve der Probenform CZ2 nach Bild 4.17 ist auf die oben beschriebene Kaltverfestigung weiter Bereiche des Gefüges von Probenform CZ2 bei der Probenherstellung zurückzuführen.

Die mit der Probenform CZ1 durchgeführten, isothermen und thermomechanischen Experimente zeigen eine gute Vergleichbarkeit untereinander. Bei der Probenform CZ2 hat sich gezeigt, daß die Kaltverfestigung die bei der Herstellung in die jeweilige Probe eingebracht wird, von Probe zu Probe so stark variiert, daß die Ergebnisse, die mit den einzelnen Proben produziert wurden, nicht miteinander vergleichbar sind. Der von Probe zu Probe unterschiedliche Kaltverfestigungsgrad im Bereich der Bohrung kann zum Beispiel auf die mit der Zeit zunehmende Abnutzung, auf unterschiedliche Umdrehungszahl bzw. auf unterschiedlichen Vorschub des Bohrwerkzeuges bei der Herstellung zurückzuführen sein [62].

#### 4.6 Isotherme Experimente am Einstab-Prüfsystem

In dieser Arbeit wurden isotherme und thermomechanische Experimente am Einstab-Prüfsystem durchgeführt. Die isothermen Experimente dienen der Parameterbestimmung und die anisothermen Experimente dienen der Modellverifikation. Am Einstab-Prüfsystem wurden isotherme, dehnungsgesteuerte Zugversuche mit Haltezeiten bei Temperaturen zwischen 23°C und 650°C durchgeführt, die zur Bestimmung der Modellparameter nötig sind. Diese Experimente werden im weiteren Verlauf als Typ ZDH bezeichnet. Hierzu wurden die Proben vor Versuchsbeginn kraftfrei auf die jeweilige Versuchstemperatur aufgeheizt. Der qualitative Verlauf der Belastung ist in Bild 4.22 dargestellt. Die Haltezeiten betragen jeweils 10 Minuten und die Dehnraten in den Zugphasen ist bei jedem Versuch konstant. Es wurden Versuche mit den Dehnraten  $10^{-5} \text{s}^{-1}$ ,  $10^{-4} \text{s}^{-1}$ ,  $10^{-3} \text{s}^{-1}$  durchgeführt. Die im Rahmen dieser Arbeit vom Typ ZDH durchgeführten Experimente sind in Tabelle 4.7 zusammengefaßt.

Die Versuchsergebnisse für  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{s}^{-1}$  sind in Bild 4.23 zusammengefaßt dargestellt. In diesem Diagramm ist die Spannung in  $\text{N/mm}^2$  über der Dehnung in % aufgetragen. Der Betrag der Gesamtdehnung beträgt  $|\epsilon| = 1.67 \%$ .

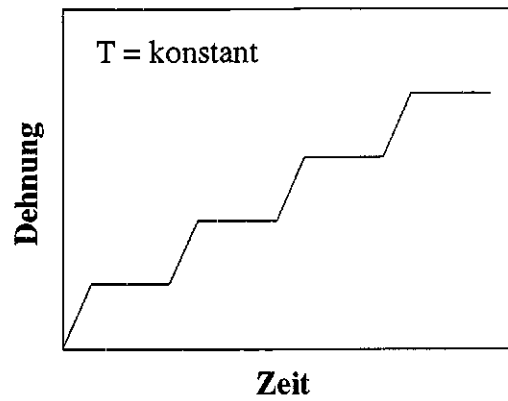


Bild 4.22: Lastpfad von Versuchstyp ZDH (schematisch).

Temperatur [°C]	Dehnrates [1/s]		
	$10^{-5} \text{s}^{-1}$	$10^{-4} \text{s}^{-1}$	$10^{-3} \text{s}^{-1}$
23	-	ZDH08	ZDH15
100	-	ZDH09	-
200	ZDH03	ZDH10	ZDH17
300	-	ZDH11	-
400	ZDH05	ZDH12	ZDH19
500	ZDH06	ZDH13	ZDH20
650	ZDH07	ZDH14	ZDH21

Tabelle 4.7: Versuchsmatrix der dehnungskontrollierten Zugversuche mit Haltezeiten (Typ ZDH).

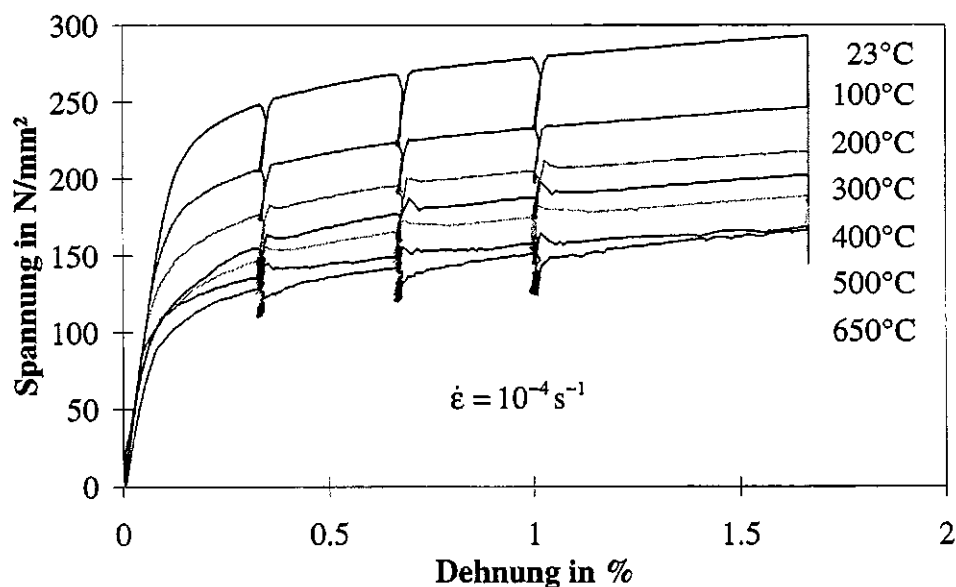


Bild 4.23: Isotherme Zugversuche mit Haltezeiten bei identischer Dehnrates.

Aus der Darstellung geht hervor, daß die Fließgrenze mit steigender Temperatur abnimmt. Alle Versuche zeigen bis zum Versuchsende nennenswerte Verfestigung. Der Betrag der

Spannungsrelaxation während der Haltezeiten nimmt zu höheren Temperaturen hin ab. Das bedeutet, daß die Viskosität des betrachteten Materials und damit die sich aufbauende Überspannung mit zunehmender Temperatur abnimmt. Die Spannungsunterschiede bezogen auf die Temperaturänderung bei identischer Dehnung nehmen mit steigender Temperatur ab.

Bei Temperaturen zwischen 200°C und 500°C ist bei Wiederbelastung nach den Haltezeiten eine erhöhte Spannung vor dem erneuten Einsetzen von plastischem Fließen zu beobachten. Dieses Werkstoffverhalten läßt sich auf die statische Reckalterung zurückführen. Diese Spannung gleicht sich im weiteren Verlauf der Zugverformung wieder dem Spannungs-Dehnungsverlauf an, wie er bei einem reinen Zugversuch ohne Haltezeiten zu erwarten wäre. Das ist auf das oben angesprochene Werkstoffenergievermögen zurückzuführen. Dieser Verlauf ist jedoch insbesondere zu höheren Temperaturen hin leicht gezackt, was auf dynamische Reckalterung zurückgeführt werden kann. In Bild 4.24 ist die Spannung über der Dehnung aufgetragen. Es sind drei Zugversuche mit Haltezeiten dargestellt, die bei den Dehnraten  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$ ,  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  und  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  durchgeführt wurden.

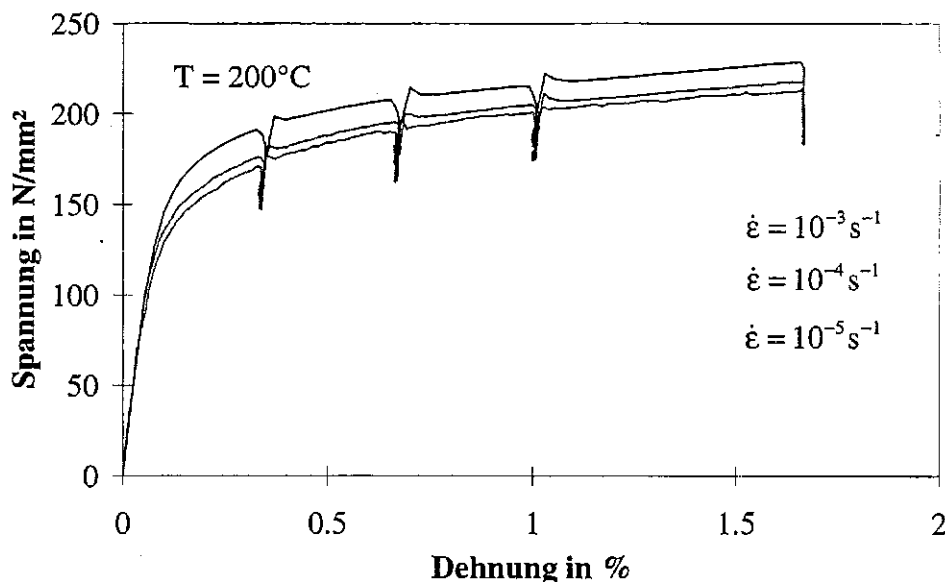


Bild 4.24: Isotherme Zugversuche mit Haltezeiten bei identischer Temperatur.

Die Darstellung läßt eine deutliche Abhängigkeit der Spannungs-Dehnungskurven von der Dehnrade erkennen. Bei großer Dehnrade treten bei gleicher Gesamtdehnung deutlich höhere Spannungen auf als bei kleiner Dehnrade. Weiterhin fällt auf, daß der Anstieg des Spannungsniveaus bei der Erhöhung der Dehnrade von  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  auf  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  größer ist als daß der Anstieg des Spannungsniveaus bei der Erhöhung der Dehnrade von  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$  auf  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$ .

Weiterhin wurden einachsige, isotherme, dehnungskontrollierte zyklische Versuche am Einstab-Prüfsystem durchgeführt. Die Proben wurden vor Versuchsbeginn kraftfrei auf die jeweilige Versuchstemperatur aufgeheizt. Der qualitative Versuchsverlauf ist in Bild 4.25 dargestellt.

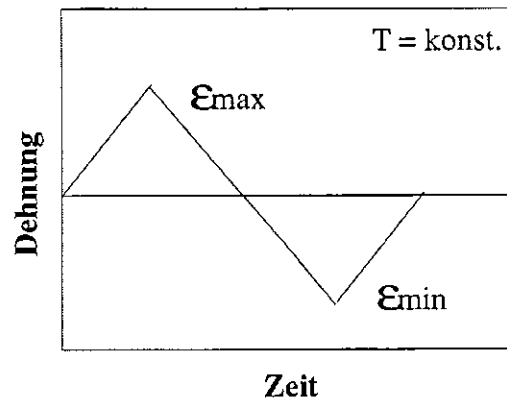


Bild 4.25: Lastpfad von Versuchstyp ZYD (schematisch).

Die Mitteltotaldehnung betrug bei allen Versuchen null. Dieser Versuchstyp wird mit ZYD bezeichnet. Eine Zusammenfassung der vom Typ ZYD durchgeführten Versuche ist in Tabelle 4.8 gegeben.

Versuch	Temperatur °C	Dehnrates 1/s	E <sub>start</sub> %	E <sub>min</sub> %	E <sub>max</sub> %
ZYD1	200	$1 \cdot 10^{-4}$	0	-0.25	0.25
ZYD2	200	$1 \cdot 10^{-4}$	0	-0.15	0.15
ZYD3	400	$1 \cdot 10^{-4}$	0	-0.25	0.25
ZYD4	425	$1 \cdot 10^{-4}$	0	-0.25	0.25
ZYD5	425	$1 \cdot 10^{-5}$	0	-0.25	0.25
ZYD6	425	$6 \cdot 10^{-5}$	0	-0.10	0.10
ZYD7	425	$6 \cdot 10^{-5}$	0	-0.15	0.15
ZYD8	650	$1 \cdot 10^{-4}$	0	-0.25	0.25
ZYD9	300	$1 \cdot 10^{-4}$	0	-0.25	0.25
ZYD10	500	$1 \cdot 10^{-4}$	0	-0.25	0.25

Tabelle 4.8: Versuchsmatrix der zyklischen, dehnungskontrollierten Versuche bei konstanter Temperatur (Typ ZYD).

Für diese Versuche charakteristische Ergebnisse sind in den Bildern 4.26, 4.27 und 4.28 dargestellt. In diesen Bildern ist die Ober-, die Mittel- bzw. die Unterspannung über der Lastspielzahl aufgetragen. Zu Beginn der Belastung zeigt sich bei allen Versuchen nennenswerte Verfestigung, die mit zunehmender Zyklenzahl abnimmt. Die Ober- bzw. die Unterspannung erreicht bei ZYD8 schon nach etwa 90 Zyklen einen Sättigungswert, wohingegen der Betrag der Ober- bzw. der Unterspannung der Versuche ZYD3 und ZYD4 weiter zunimmt, und erst ab 350 Zyklen einen Sättigungswert erreicht. Beim Versuch ZYD1 folgt auf die anfängliche Verfestigung des Werkstoffs eine Entfestigung, die bei ca. 300 Zyklen zum Stillstand kommt. Aufgrund dieses Verhaltens zeigt der bei der niedrigsten Temperatur von 200°C durchgeführte Versuch nur während der ersten Zyklen die größte Spannungsamplitude im Vergleich



mit den anderen Versuchen. Zu höheren Zyklenzahlen hin liefert dieser Versuch die kleinste Spannungsamplitude obwohl er bei der tiefsten Temperatur durchgeführt wurde. Der bei der höchsten Temperatur von  $T = 650^{\circ}\text{C}$  durchgeführte Versuch zeigt zu Versuchsbeginn erwartungsgemäß die kleinste Spannungsamplitude und zu größeren Zyklenzahlen hin eine kleinere Spannungsamplitude als die bei  $400^{\circ}\text{C}$  und  $425^{\circ}\text{C}$  durchgeführten Experimente.

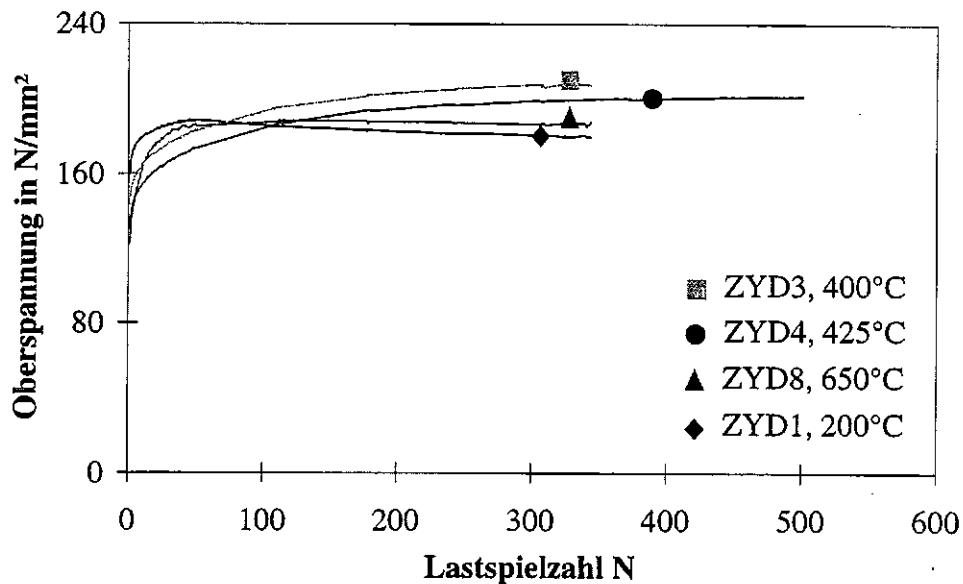


Bild 4.26: Zyklische, dehnungskontrollierte Versuche bei konstanter Temperatur.

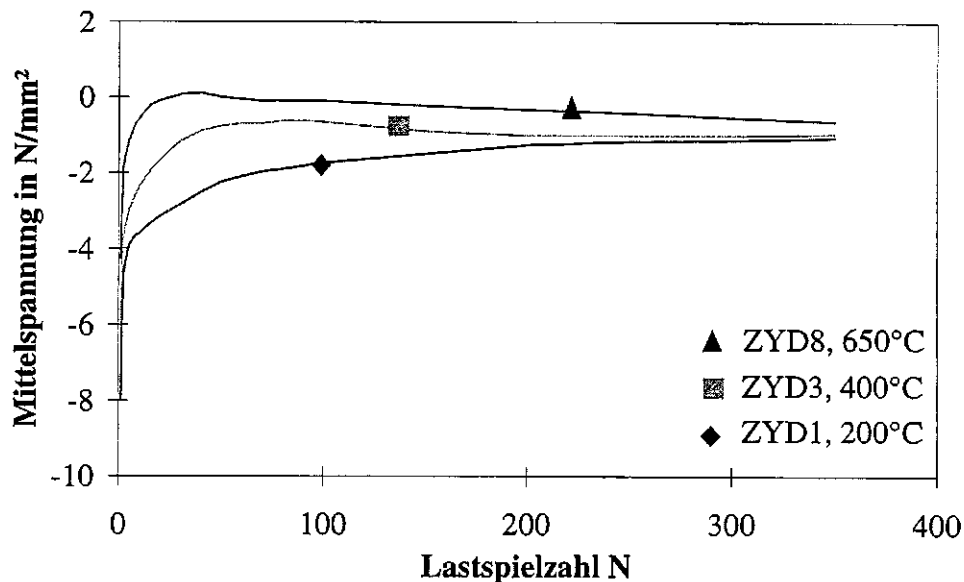


Bild 4.27: Zyklische, dehnungskontrollierte Versuche bei konstanter Temperatur.

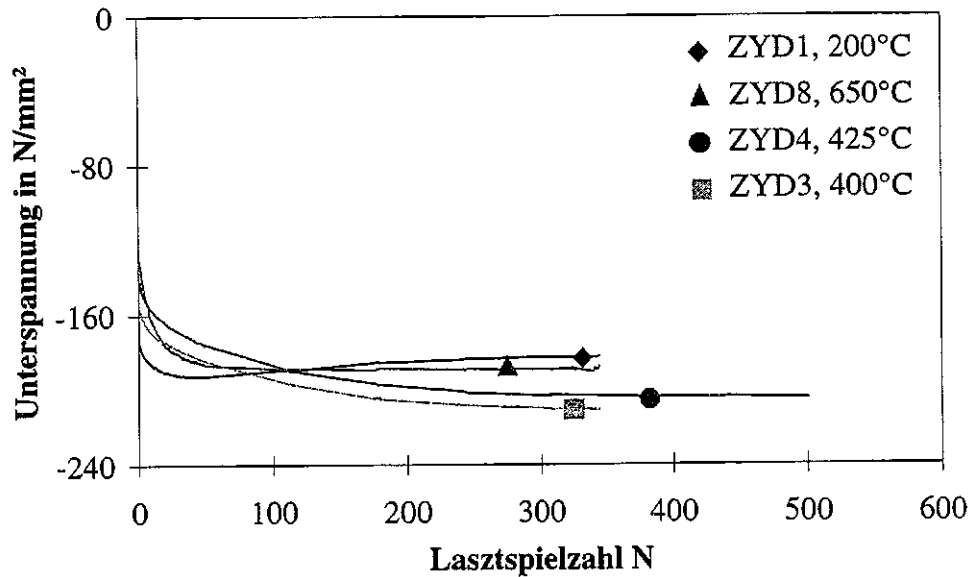


Bild 4.28: Zyklische, dehnungskontrollierte Versuche bei konstanter Temperatur.

Da bei 650°C jedoch während der ersten Zyklen eine deutlich ausgeprägtere Verfestigung zu beobachten ist wie bei 400°C und 425°C, weist der Versuch ZYD8 im Bereich von ca. 30 bis 60 Lastspielen eine höhere Spannungsamplitude auf als die bei 400°C und 425°C durchgeführten Versuche. Die größte Mittelspannung wird bei allen Versuchen im ersten Lastspiel erreicht. Im weiteren Verlauf der Belastung ist dann bei allen Versuchen eine Mittelspannungsrelaxation zu beobachten. Sämtliche Mittelspannungen tendieren gegen einen Sättigungswert von ca.  $-1\text{Nmm}^{-2}$ , was auf SD-Effekte zurückzuführen ist.

Der Lastpfad der Versuchsart ZK ist in Bild 4.29 dargestellt. Bei dieser Versuchsführung handelt es sich um spannungskontrollierte Zugversuche bei konstanter Temperatur und konstanter Spannungsrate.

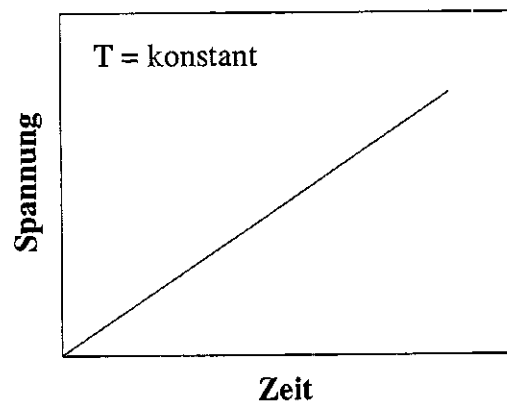


Bild 4.29: Lastpfad von Versuchsart ZK, (schematisch).

Die von dieser Versuchsart durchgeführten Experimente sind in Tabelle 4.9 zusammengefaßt. Die Spannungsrate betrug bei allen Versuchen  $\dot{\sigma} = 2 \text{ Nmm}^{-2} \text{ s}^{-1}$ . Es wurden Experimente bei den Temperaturen 200°C, 300°C, 400°C, 500°C und 650°C durchgeführt.

Versuch	Temperatur °C	$\dot{\sigma}$ $\text{Nmm}^{-2} \text{ s}^{-1}$
ZK1	200	2.0
ZK2	300	2.0
ZK3	400	2.0
ZK4	500	2.0
ZK5	650	2.0

Tabelle 4.9: Versuchsmatrix der isothermen, kraftkontrollierten Zugversuche (Typ ZK).

Die Versuchsergebnisse der Versuche vom Typ ZK sind in Bild 4.30 dargestellt. Es ist eine deutliche Temperaturabhängigkeit der Spannungs- Dehnungskurven zu beobachten. Weiterhin wird deutlich, daß der Werkstoff während der gesamten Zugverformung verfestigt.

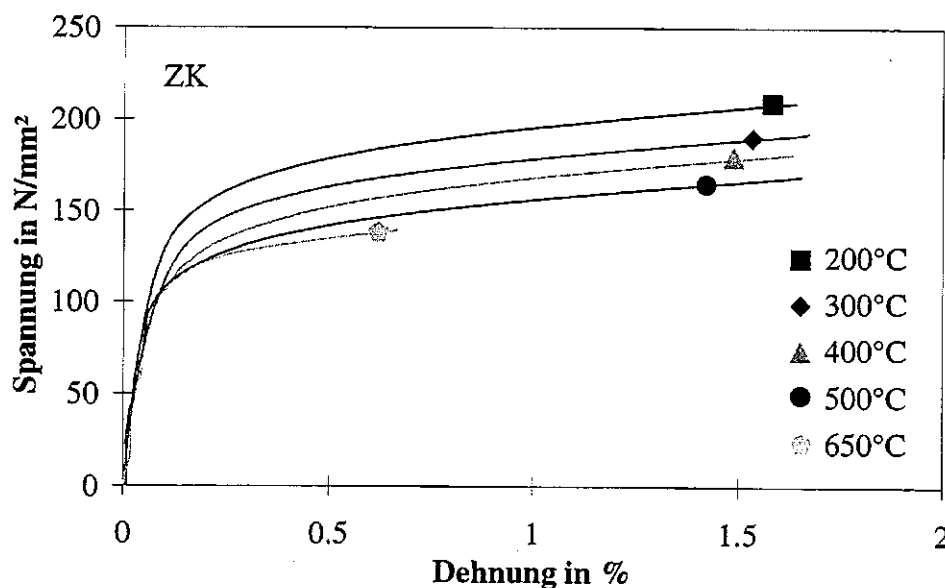


Bild 4.30: Spannungskontrollierte Zugversuche bei konstanter Temperatur (Typ ZK).

Weiterhin wurden isotherme, kraftkontrollierte zyklische Versuche am Einstab-Prüfsystem durchgeführt. Diese Versuchsart wird mit ZYK bezeichnet. Die Lastverläufe sind qualitativ in den Bildern 4.31 und 4.32 dargestellt. Es ist die Spannung über der Zeit aufgetragen. Die Mittelspannung betrug bei allen Versuchen Null. Die Spannung wurde ausgehend von der Mittelspannung dreiecksförmig zyklisiert.

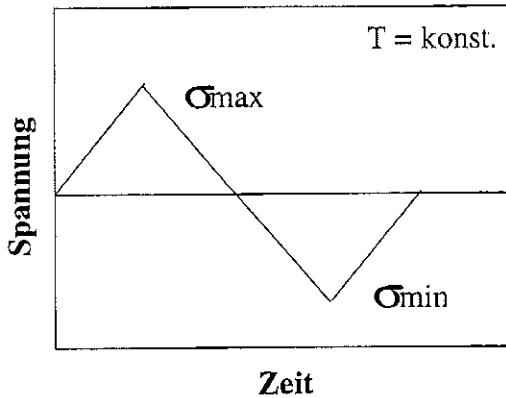


Bild 4.31: Lastpfad von Versuchsart ZYK, Typ A, (schematisch).

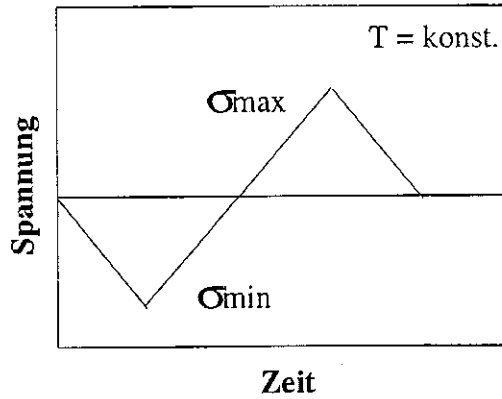


Bild 4.32: Lastpfad von Versuchsart ZYK, Typ B, (schematisch).

Bei Typ A wurden die Spannungszyklen in Zugrichtung und bei Typ B in Druckrichtung gestartet. Eine Zusammenfassung der durchgeführten Versuche ist in Tabelle 4.10 gegeben.

Versuch	Typ	Temperatur °C	$\dot{\sigma}$ Nmm <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup>	$\sigma_{\min}$ Nmm <sup>-2</sup>	$\sigma_{\max}$ Nmm <sup>-2</sup>
ZYK1	A	200	3.33	-180	180
ZYK2	A	200	3.33	-175	175
ZYK3	A	400	2.75	-150	150
ZYK4	A	425	3.33	-150	150
ZYK5	B	425	3.33	-150	150
ZYK6	B	425	3.33	-150	150
ZYK7	B	425	1.44	-130	130
ZYK8	A	425	1.44	-130	130
ZYK9	A	650	3.33	-130	130
ZYK10	A	650	3.33	-120	120

Tabelle 4.10: Versuchsmatrix der zyklischen, kraftkontrollierten Versuche bei konstanter Temperatur (Typ ZYK).

Für diese Versuchsart charakteristische Ergebnisse sind in den Bildern 4.33 und 4.34 dargestellt. In den Bildern ist die Maximal-, Mitteltotal- bzw. die Minimaldehnung der jeweiligen Lastspiele über der Lastspielzahl aufgetragen. Bei beiden Versuchen ist eine Verfestigung des Werkstoffs mit zunehmender Lastspielzahl zu erkennen. Diese Verfestigung ist zu Beginn der Belastung am stärksten ausgeprägt und nimmt zu größeren Lastspielzahlen hin ab, bis die Maximal- bzw. die Minimaldehnung einen Sättigungswert erreicht. Bei Versuch ZYK3 in Bild 4.33 erfolgt im ersten Lastspiel eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung um über +0.1%, was eine Folge des Bauschingereffekts und von SD-Effekten ist, die sich hier gleichsinnig überlagern. Im weiteren Versuchsverlauf zeigt sich schwaches Ratchetting, entgegen der Verformungsrichtung des ersten Viertelzyklus der Belastung. Diese Ratchettingdehnung

klings rasch ab und tendiert zur Sättigung. Bei Versuch ZYK7 in Bild 4.34 erfolgt im ersten Lastspiel annähernd keine Verschiebung der Mitteltotaldehnung. Hier überlagern sich der Bauschinger Effekt, der bei diesem Versuch die Mitteltotaldehnung des ersten Zyklusses in den negativen Bereich verschieben müsste und der SD-Effekt (siehe Kapitel 3.1) gegensinnig. Im weiteren Versuchsverlauf pendelt sich die Mitteltotaldehnung bei  $\epsilon_{m,t} = 0$  ein.

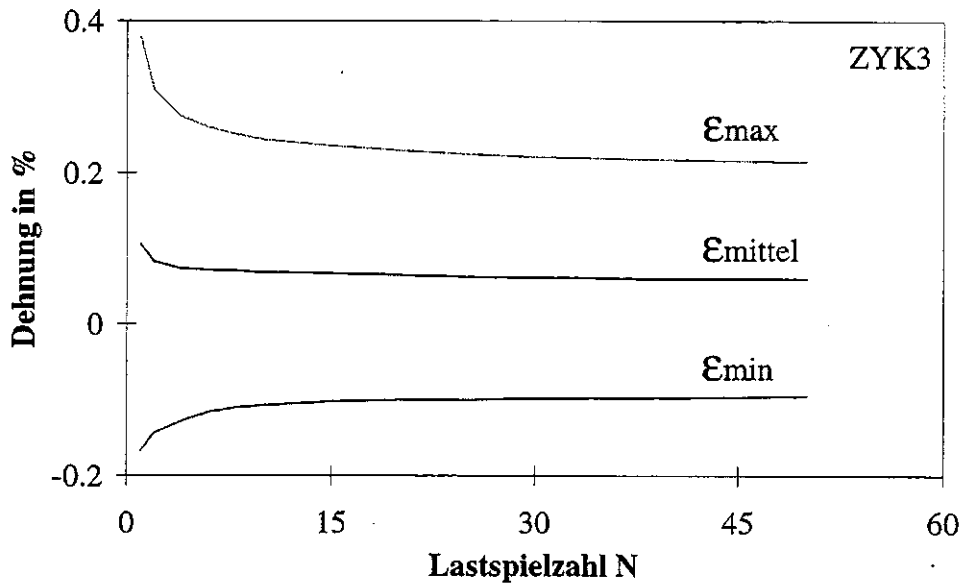


Bild 4.33: Zyklischer, kraftkontrollierter Versuch bei konstanter Temperatur, Versuch ZYK3, Typ A, ( $T = 400^{\circ}\text{C}$ ,  $\dot{\sigma} = 2.75\text{Nmm}^{-2}\text{s}^{-1}$ ,  $\sigma_{min} = -150\text{Nmm}^{-2}$ ,  $\sigma_{max} = 150\text{Nmm}^{-2}$ ).

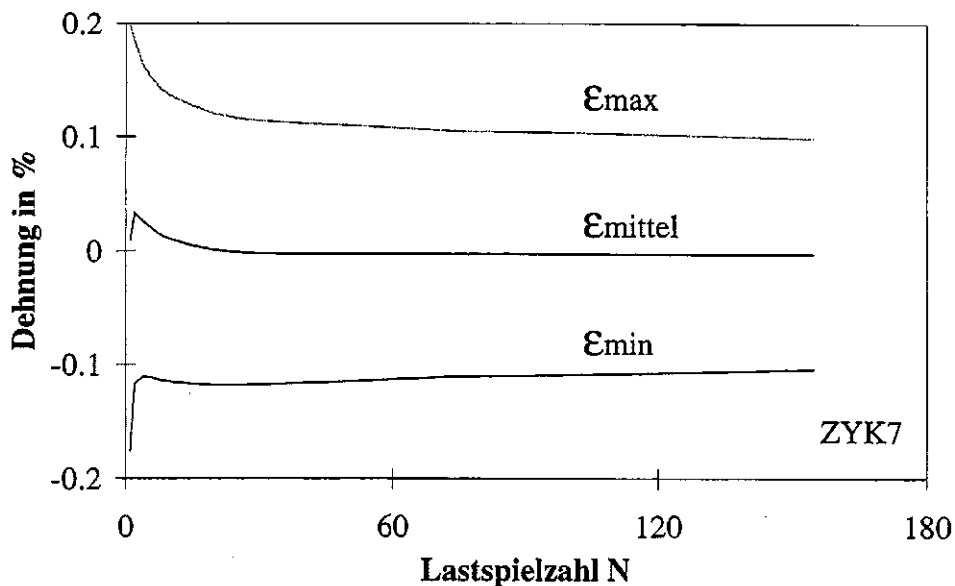


Bild 4.34: Zyklischer, kraftkontrollierter Versuch bei konstanter Temperatur, Versuch ZYK7, Typ B ( $T = 425^{\circ}\text{C}$ ,  $\dot{\sigma} = 1.44\text{Nmm}^{-2}\text{s}^{-1}$ ,  $\sigma_{min} = -130\text{Nmm}^{-2}$ ,  $\sigma_{max} = 130\text{Nmm}^{-2}$ ).

Die Belastung der zyklischen, kraftkontrollierten Versuche mit Mittellast bei konstanter Temperatur vom Typ KM wird in Bild 4.35 verdeutlicht. Es ist die Spannung über der Zeit aufgetragen. Bei diesen Versuchen wurde die Kraft zu Beginn der Belastung mittellastfrei mit konstanter Amplitude zyklisiert. Jeweils nach 20 Lastspielen wurde dann die Mittellast um  $\Delta\sigma_m = 10\text{Nmm}^{-2}$  erhöht.

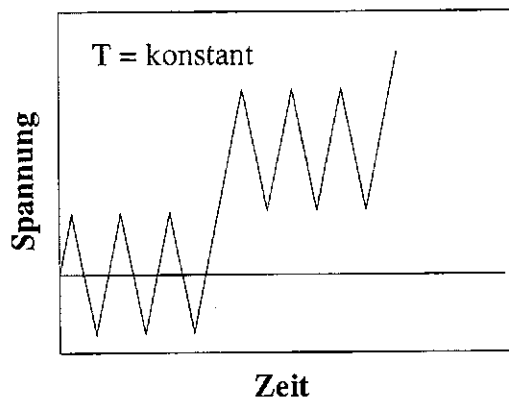


Bild 4.35: Lastpfad von Versuchsart KM, (schematisch).

Die vom Typ KM durchgeführten Experimente sind in Tabelle 4.11 zusammengefaßt. Es wurden Versuche bei den Temperaturen 200°C, 300°C, 400°C, 500°C und 650°C durchgeführt. Hierbei betrug die Spannungsrate jeweils  $2\text{Nmm}^{-2}\text{s}^{-1}$ .

Versuch	Temperatur °C	$\dot{\sigma}$ $\text{Nmm}^{-2}\text{s}^{-1}$	$\Delta\sigma$ $\text{Nmm}^{-2}$	$\Delta\sigma_m$ $\text{Nmm}^{-2}$
KM1	200	2	340	10
KM2	300	2	320	10
KM3	400	2	300	10
KM4	500	2	260	10
KM5	650	2	260	10

Tabelle 4.11: Versuchsmatrix der zyklischen, kraftkontrollierten Versuche mit Mittellast bei konstanter Temperatur (Typ KM).

In Bild 4.36 sind Ergebnisse des Versuchs KM1 dargestellt. Die Darstellung zeigt den Verlauf der Maximal-, der Minimal- und der Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl. Im ersten Lastspiel kommt es zu einer Verschiebung der Mitteltotaldehnung in positiver Richtung, was auf den Bauschingereffekt sowie eventuell auf SD-Effekte zurückgeführt werden kann, die sich hier gleichsinnig überlagern. Bei der mittellastfreien Belastung ist im weiteren Verlauf kein Ratchetting zu erkennen, was bedeutet, daß sich hier keine SD-Effekte auswirken. Bei Erhöhung der Mittellast, ist immer ein Sprung in der Mitteltotaldehnung sowie in der Maximal- und Minimaldehnung in Richtung der Mittellast zu beobachten. Im weiteren Verlauf der

Wechselbelastung schließt sich dann Ratchetting an, das mit steigender Mittellast zunimmt. Die Ratchettingrate nimmt bei konstanter Mittellast ab, erreicht jedoch während der kurzen zyklischen Belastung keine Sättigung. Für größere Zyklenzahlen ist jedoch eine Sättigung zu erwarten. Zu Beginn der zyklischen Belastung ist eine leichte Verfestigung des Werkstoffs zu beobachten.

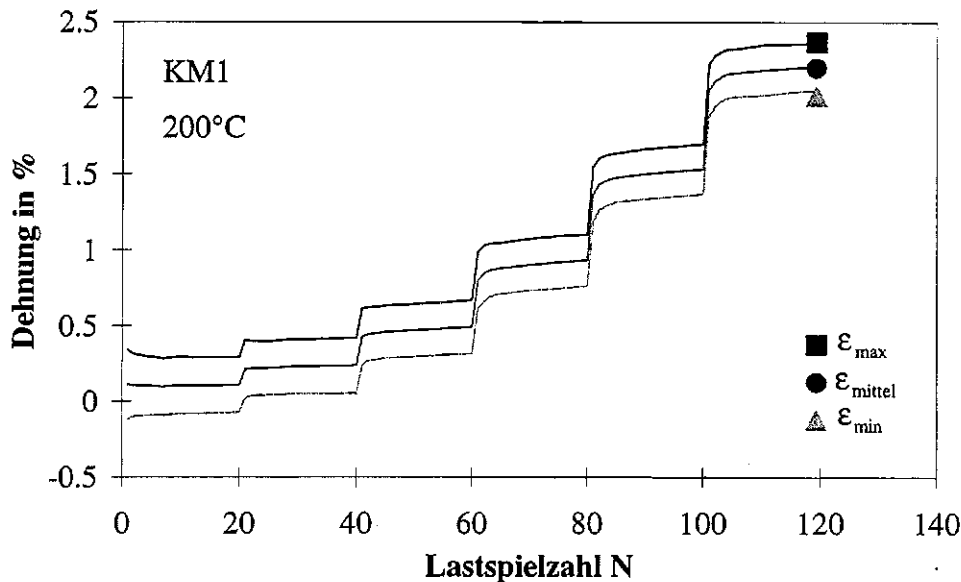


Bild 4.36: Zyklische, kraftkontrollierte Versuche mit Mittellast bei konstanter Temperatur (Typ KM).

#### 4.7 Thermomechanische Experimente am Einstab-Prüfsystem

Die am Einstab-Prüfsystem, das in Kapitel 4.1 dargestellt ist, durchgeführten thermomechanischen Experimente dienen der Modellverifikation. Es wurden einachsige, spannungs- und temperaturgesteuerte Versuche durchgeführt. Die spannungs- und temperaturgesteuerten Versuche der Versuchsart ST sind in Tabelle 4.12 zusammengefasst. Der Belastungsverlauf von Typ A ist qualitativ in Bild 4.37 dargestellt. Bei diesen Versuchen wurden die Spannung und die Temperatur ausgehend von der Mittelspannung Null und der jeweiligen Mitteltemperatur in Gegenphase zyklisiert. Hierbei wurden die Spannungszyklen in den Druckbereich gestartet. In Bild 4.38 ist die Maximal-, die Mittel- und die Minimaldehnung von Versuch ST01 über der Lastspielzahl N aufgetragen. Der Versuch zeigt eine kontinuierliche Abnahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl. Die Probe wird kürzer. Dieses Ratchetting ist zu Beginn der zyklischen Belastung stark ausgeprägt und nimmt mit steigender Zyklenzahl ab. Die Mitteltotaldehnung geht bei diesem Versuch gegen einen Sättigungswert von ungefähr  $-0,72\%$ . Bei dieser Versuchsführung ist die Probe während der Druckbelastung immer heißer als während der Zugbelastung. Das Material besitzt bei höheren Temperaturen geringere Festigkeiten als bei niedrigeren Temperaturen.

Versuch	Typ	$\dot{T}$ K/s	$T_{\text{mittel}}$ °C	$T_{\text{min}}$ °C	$T_{\text{max}}$ °C	$\dot{\sigma}$ N/mm <sup>2</sup> s	$\sigma_{\text{min}}$ N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{\text{max}}$ N/mm <sup>2</sup>
ST01	A	5.0	425	200	650	3.33	-150	150
ST02	A	2.5	425	200	650	2.00	-180	180
ST03	A	2.5	425	200	650	1.44	-130	130
ST04	A	5.0	425	200	650	2.22	-100	100
ST05	B	5.0	425	200	650	3.33	-150	150
ST06	B	5.0	425	200	650	2.00	-180	180
ST07	B	2.5	425	200	650	1.44	-130	130
ST08	B	5.0	425	300	550	6.00	-150	150
ST09	B	5.0	325	200	450	6.00	-150	150
ST10	C	5.0	425	200	650	3.33	-150	150
ST11	C	5.0	425	300	550	6.00	-150	150
ST12	C	5.0	325	200	450	6.00	-150	150
ST13	C	2.5	425	200	650	1.44	-130	130
ST14	D	2.5/1.9	425	200	650	1.44	-130	130
ST15	D	2.5	425	200	650	1.44	-130	130
ST16	D	2.5	425	200	650	1.67	-150	150
ST17	E	2.5	425	200	650	1.44	-130	130
ST18	E	2.5	425	200	650	1.78	-160	160

Tabelle 4.12: Spannungs- und temperaturgesteuerte Versuche (Typ ST).

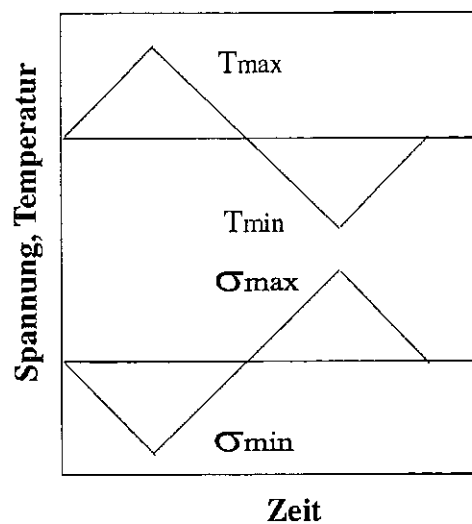


Bild 4.37: Lastpfad der spannungs- und temperaturkontrollierten Experimente vom Typ A (schematisch).

Aus diesem Grund ist die Verformung in der Druckphase größer als die Rückverformung in der Zugphase und die Probe verkürzt sich von Zyklus zu Zyklus. Während der ersten Lastspiele ist eine deutliche Verfestigung des Werkstoffs zu beobachten, die sehr schnell abklingt.



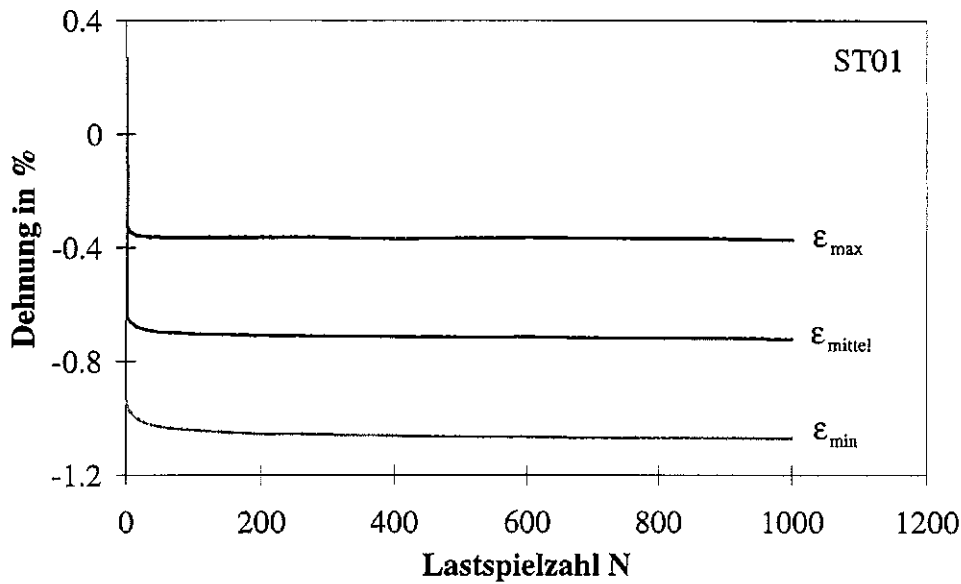


Bild 4.38: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ST01 (Typ A).

Der Belastungsverlauf von Typ B ist in Bild 4.39 qualitativ dargestellt.

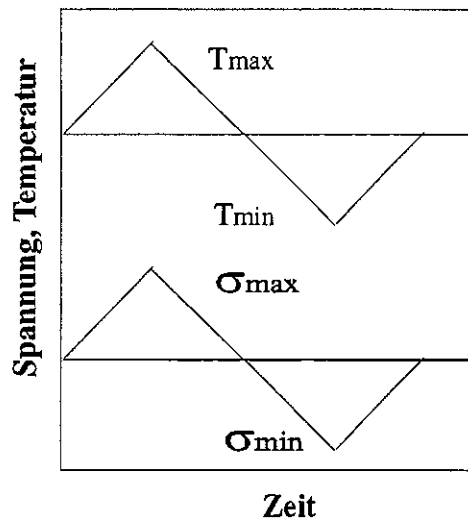


Bild 4.39: Lastpfad der spannungs- und temperaturkontrollierten Experimente vom Typ B (schematisch).

Bei dieser Versuchsart wurden die Spannung und die Temperatur ausgehend von der Mittelspannung Null und der jeweiligen Mitteltemperatur in Phase zyklisiert. Hierbei wurden die Spannungszyklen in den Zugbereich gestartet. In Bild 4.40 ist das Verformungsverhalten von Versuch ST05 dargestellt. Es ist die Mitteltotaldehnung in % über der Lastspielzahl N aufgetragen. Bei diesem Experiment ist eine Zunahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl zu beobachten. Auch hier ist das Ratchetting zu Beginn der Belastung am größten und klingt mit zunehmender Lastspielzahl ab.

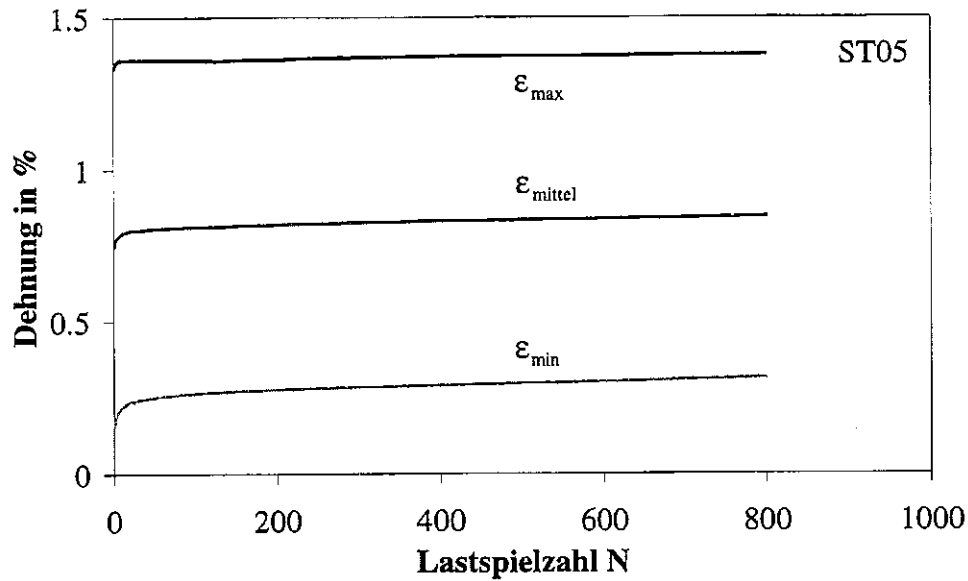


Bild 4.40: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ST05 (Typ B).

Im Rahmen der 800 im Experiment durchgeführten Lastspiele ist keine Sättigung der Ratchettingdehnung eingetreten. Diese Sättigung ist jedoch aufgrund der kontinuierlichen Abnahme des Ratchettingeffekts für größere Zyklenzahlen zu erwarten. Bei dieser Versuchsführung ist die Probe während der Zugbelastung immer heißer als während der Druckbelastung. Das Material besitzt bei höheren Temperaturen geringere Festigkeiten als bei niedrigeren Temperaturen. Aus diesem Grund ist die Verformung in der Zugphase größer als die Rückverformung in der Druckphase und es kommt zum Ratchetting in Zugrichtung. Insbesondere während der ersten Lastspiele ist auch bei dieser Versuchsführung eine Verfestigung des Werkstoffs zu beobachten, die im Laufe der thermomechanischen Wechselbelastung abklingt.

Der qualitative Belastungsverlauf von Typ C ist in Bild 4.41 dargestellt.

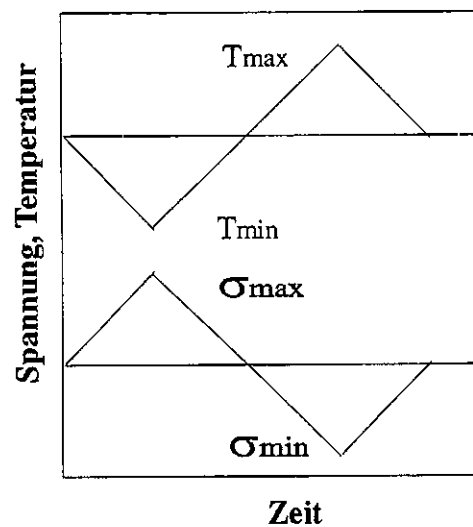


Bild 4.41: Lastpfad der spannungs- und temperaturkontrollierten Experimente vom Typ C (schematisch).

Bei diesen Experimenten wurden die Spannung und die Temperatur ausgehend von der Mittelspannung Null und der jeweiligen Mitteltemperatur in Gegenphase zyklisiert. Hierbei wurden die Spannungszyklen in den Zugbereich gestartet. In Bild 4.42 ist die Maximal-, die Mitteltotal- und die Minimaldehnung des Versuchs ST10 über der Lastspielzahl  $N$  aufgetragen.

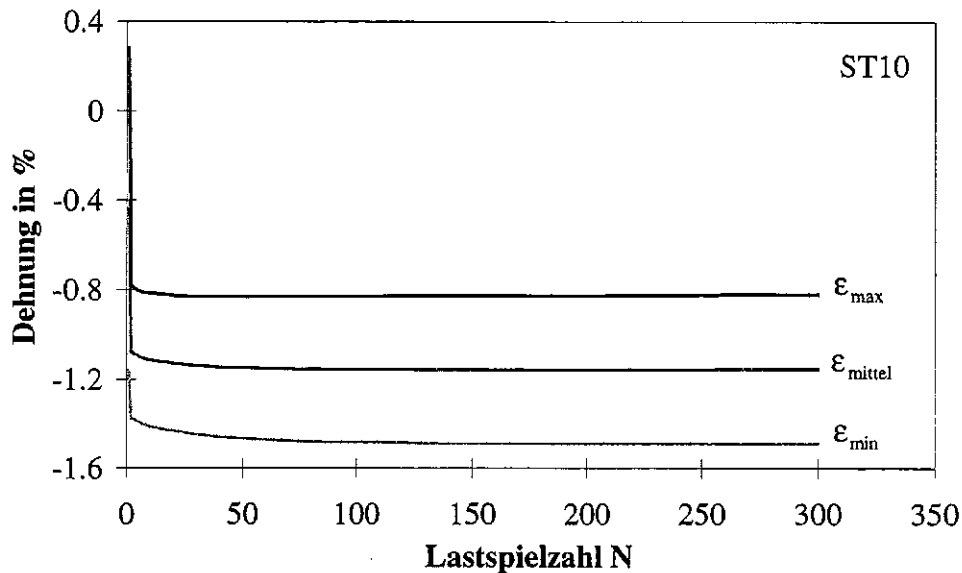


Bild 4.42: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ST10 (Typ C).

Der Versuch zeigt eine Abnahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl. Diese Abnahme der Probenlänge ist zu Beginn der zyklischen Belastung stark ausgeprägt und nimmt mit steigender Zyklenzahl rasch ab, bis eine Sättigung erreicht ist. Die Mitteltotaldehnung geht bei diesem Versuch gegen einen Sättigungswert von ungefähr  $-1.16\%$ . Da die Probe hier während der Druckbelastung immer heißer ist als während der Zugbelastung, kommt es hier wie bei Versuch ST01 vom Typ A zu einer Verkürzung der Probe von Zyklus zu Zyklus. Auch hier zeigt der Werkstoff eine ausgeprägte Verfestigung, die mit zunehmender Lastspielzahl schnell abnimmt und eine Sättigung erreicht.

Der qualitative Belastungsverlauf von Typ D ist in Bild 4.43 dargestellt. Es ist die Spannung bzw. die Temperatur über der Zeit aufgetragen. Bei dieser Versuchsführung eilen die Spannungszyklen den Temperaturzyklen um  $90^\circ$  Phasenverschiebung nach. Charakteristische Versuchsergebnisse sind in Bild 4.44 dargestellt. Es ist die Dehnung in % über der Lastspielzahl aufgetragen. Das Diagramm zeigt die Maximal-, die Minimal- und die Mitteltotaldehnung des Versuchs ST16. Bei dieser Versuchsführung wird im ersten Lastspiel eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung um  $0.7\%$  in den Zug hervorgerufen. Im weiteren Verlauf der Wechselbelastung nimmt die Mitteltotaldehnung während der ersten Zyklen noch leicht zu bis eine Sättigung des Ratchettings eintritt. Diese Entwicklung der Mitteltotaldehnung kann darauf zurückgeführt werden, daß die Temperaturzyklen bei dieser Belastung bei der Minimaltemperatur gestartet wurden, weshalb die Mitteltotaldehnung eine positive mittlere thermische Deh-

nung enthält, sowie auf den Bauschingereffekt und auf SD-Effekte, die sich hier gleichsinnig überlagern.

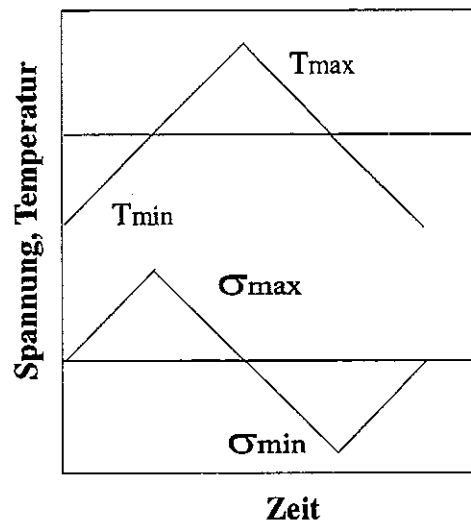


Bild 4.43: Lastpfad der spannungs- und temperaturkontrollierten Experimente vom Typ D (schematisch).

Die Maximalspannung und die Minimalspannung werden bei dieser Versuchsführung jeweils bei der mittleren Versuchstemperatur erreicht, woraus sich kein entscheidender Einfluß auf das Ratchettingverhalten ergibt. Die Dehnschwingbreite  $\epsilon_{\max} - \epsilon_{\min}$  nimmt mit zunehmender Lastspielzahl ab, der Werkstoff verfestigt zyklisch. Diese Abnahme ist zu Beginn der Wechselverformung am stärksten ausgeprägt und geht zu größeren Lastspielzahlen hin gegen Null.

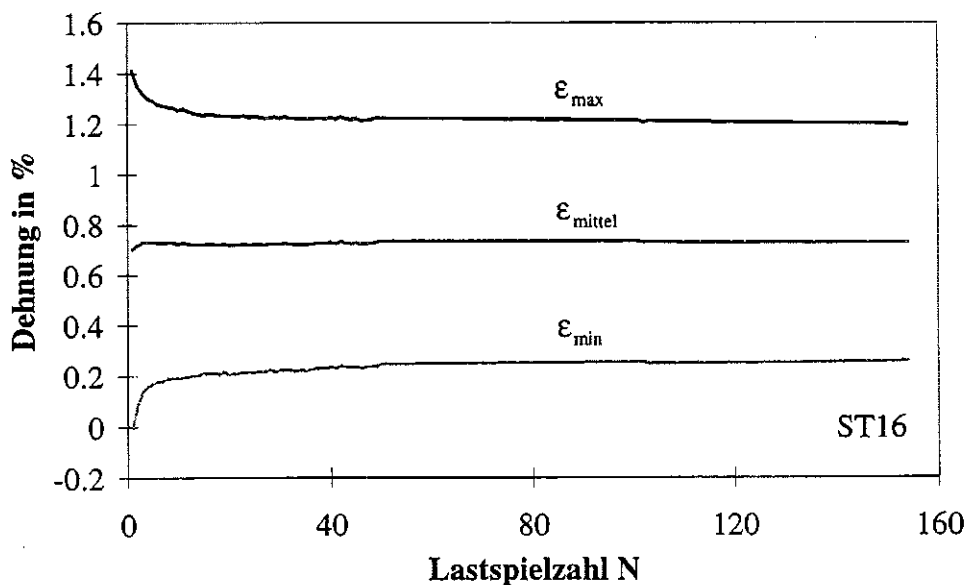


Bild 4.44: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ST16 (Typ D).

Der qualitative Versuchsverlauf von Typ E ist in Bild 4.45 dargestellt. Es ist die Spannung bzw. die Temperatur über der Zeit aufgetragen. Bei dieser Versuchsführung eilen die Spannungszyklen den Temperaturzyklen um  $90^\circ$  Phasenverschiebung voraus.

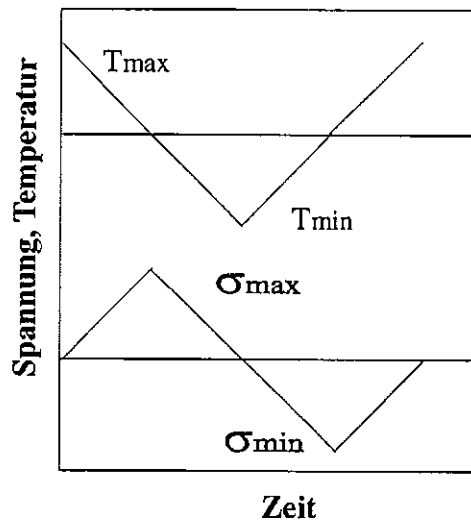


Bild 4.45: Lastpfad der spannungs- und temperaturkontrollierten Experimente vom Typ E (schematisch).

In Bild 4.46 sind Ergebnisse des Versuchs ST18 (Typ E) dargestellt. aufgetragen. Das Diagramm zeigt die Maximal-, die Minimal- und die Mitteltotaldehnung in % über der Lastspielzahl N.

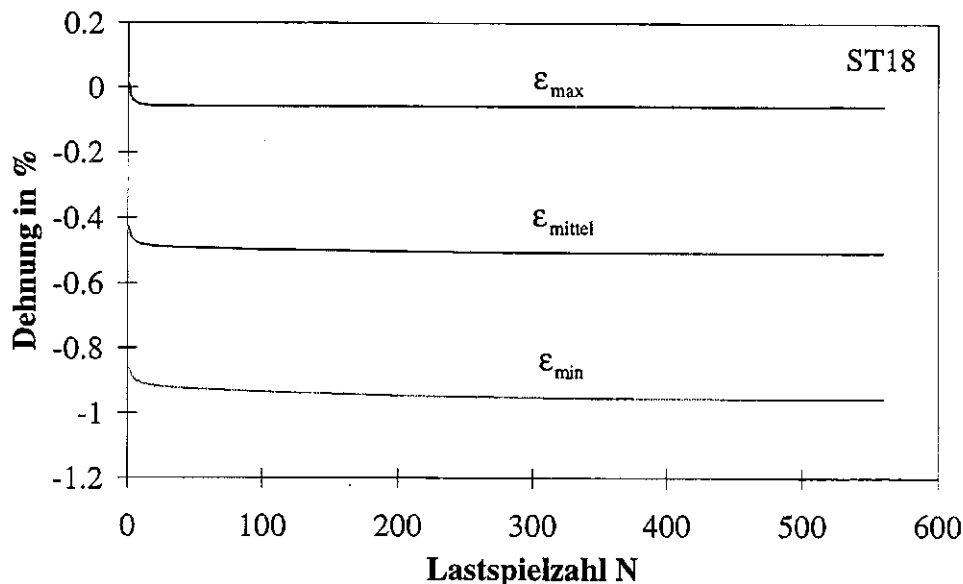


Bild 4.46: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ST18 (Typ E).

Bei dieser Versuchsführung wird im ersten Lastspiel eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung um ca.  $-0.4\%$  erreicht. Im weiteren Verlauf der Wechselbelastung nimmt die Mitteltotal-

taldehnung insbesondere während der ersten Lastspiele weiter ab. Die Ratchettingrate nimmt zu Beginn der Wechselverformung stark ab und geht mit zunehmender Lastspielzahl gegen null. Dieses Versuchsergebnis bestätigt die Schlußfolgerungen zum Ratchettingverhalten, die bei Versuch ST16 gemacht wurden. Bei Versuch ST18 werden die Temperaturzyklen ausgehend von der Maximaltemperatur gestartet, weshalb die Mitteltotaldehnung eine negative thermische Mitteldehnung enthält. Auch der Bauschingereffekt trägt hier zum Ratchetting in negativer Richtung bei. Die Dehnschwingbreite  $\epsilon_{\max} - \epsilon_{\min}$  nimmt vom ersten auf das zweite Lastspiel ab und dann mit zunehmender Lastspielzahl zu. Nach einer anfänglichen Verfestigung zeigt der Werkstoff bei dieser Belastung entfestigendes Verhalten, das nach ca. 400 Lastspielen eine Sättigung erreicht.

#### 4.8 Thermomechanische Experimente am Zweistab-Prüfsystem

In Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffkunde I der Universität Karlsruhe (TH) wurden Versuche am Zweistab-Prüfsystem definiert und durchgeführt. Die Experimente am Zweistab-Prüfsystem, das in Kapitel 4.2 dargestellt ist, dienen der Modellverifikation. Das viskoplastische Materialmodell nach Chaboche, das in Kapitel 2.2 in eindimensionaler Form dargestellt ist, angewandt auf das Zweistabsystem wird im Anhang beschrieben. Die Randbedingungen, die das Zweistabsystem charakterisieren, werden hier nochmals mit Hilfe von Bild 4.47 verdeutlicht.

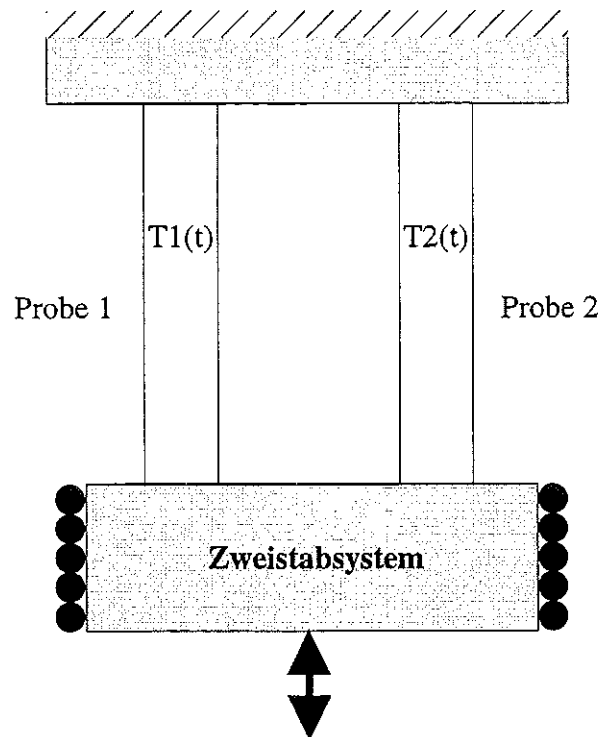


Bild 4.47: Schematische Darstellung der charakteristischen Randbedingungen des Zweistabsystems.

Bei diesen Versuchen wurden zwei Proben so gekoppelt, daß die Gesamtdehnung der Probe 1 zu jedem Zeitpunkt gleich der Gesamtdehnung von Probe 2 ist.

$$\varepsilon_{\text{ges1}}(t) = \varepsilon_{\text{ges2}}(t)$$

Außerdem war zu jedem Zeitpunkt die Kraft, die auf Probe 1 wirkt, addiert mit der Kraft, die auf Probe 2 wirkt, gleich Null.

$$F_1(t) + F_2(t) = 0$$

Beide Proben wurden vor Versuchsbeginn kraftfrei auf die jeweilige Starttemperatur aufgeheizt. Die eigentliche Belastung erfolgte nun durch Aufprägen unterschiedlicher Temperaturverläufe auf Probe 1 bzw. auf Probe 1 und auf Probe 2. Die am Zweistab-Prüfsystem durchgeführten Experimente sind in Tabelle 4.13 zusammengefaßt.

Versuch	Typ	T1 start °C	T1 min °C	T1 max °C	T1 Ks <sup>-1</sup>	T2 start °C	T2 min °C	T2 max °C	T2 Ks <sup>-1</sup>
ZP1	I	400	200	650	10	400			0
ZP2	I	425	200	650	10	425			0
ZP3	II	650	200	650	10	425			0
ZP4	III	200	200	650	10	425			0
ZP5	III	200	200	650	10	650			0
ZP6	III	200	200	650	10	200			0
ZP7	III	200	200	650	10	200			0
ZP8	III	250	250	650	1	250			0
ZP9	III	250	250	650	1	250			0
ZP10	III	250	250	650	10	250			0
ZP11	III	250	250	650	10	250			0
ZP12	III	250	250	650	10	250			0
ZP13	IV	200	200	650	10	200	200	300	6.66
ZP14	IV	200	200	650	10	200	200	400	4.44
ZP15	IV	200	200	650	10	200	200	500	2.22

Tabelle 4.13: Versuchsmatrix der thermozyklischen Experimente am Zweistab-Prüfsystem (Typ ZP).

In Bild 4.48 sind die Belastungsbedingungen der Versuche vom Typ I verdeutlicht. Es ist die Temperatur über der Zeit aufgetragen. Die Temperatur der Probe 1 wird ausgehend von der Mitteltemperatur dreieckförmig zyklisiert, während die Temperatur von Probe 2 bei der Starttemperatur von Probe 1 konstant gehalten wird. Bild 4.49 zeigt experimentelle Ergebnisse des Versuchs ZP2. Im Diagramm ist der Verlauf der Maximaldehnung, der Minimaldehnung sowie der Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl dargestellt. Der Versuch zeigt während des gesamten Verlaufs Ratchetting, das zur Verkürzung der beiden Proben führt.

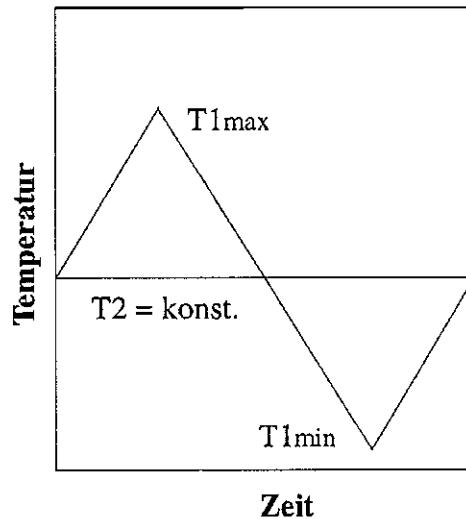


Bild 4.48: Schematische Darstellung der Belastungsbedingungen von Typ I.

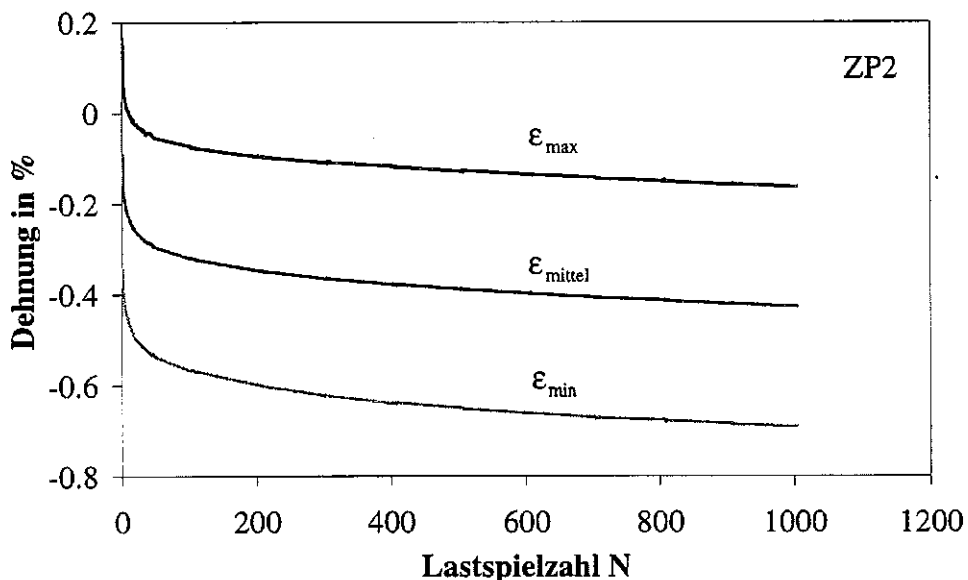


Bild 4.49: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ZP2 (Typ I).

Die Ratchettingrate ist zu Beginn der Wechselverformung am größten und nimmt mit steigender Zyklenzahl ab. Obwohl nach 900 Lastspielen immer noch eine Abnahme der Mitteltotaldehnung mit der Zyklenzahl zu erkennen ist, deutet sich eine Sättigung des Ratchettingverhaltens an. Bei der in Bild 4.48 dargestellten Belastung wird deutlich, daß im ersten Lasthalbspiel die Probe 1 heißer ist als die Probe 2. Probe 1 dehnt sich aufgrund der Temperaturerhöhung aus, und erfährt durch Probe 2 eine Dehnungsbehinderung, weshalb in Probe 1 Druckspannungen und bei Probe 2 Zugspannungen entstehen, die aufgrund der Randbedingungen des Zweistabsystems gleich groß sind. Die hierbei auftretenden plastischen Verformungen sind bei Probe 1 in negativer Richtung auf Grund der geringeren Festigkeit des Werkstoffs bei höherer Temperatur größer als bei Probe 2 in positiver Richtung. Am Ende des ersten Lasthalbspiels besitzen beide Proben wieder dieselbe Temperatur. In diesem Zustand



bleiben bei Probe 1 Zugspannungen zurück und bei Probe 2 Druckspannungen. Bei weiterer Abkühlung der Probe 1 im zweiten Lasthalbspiel steigen die Zugspannungen in der Probe 1, die relativ zur Probe 2 kalt ist, weiter an. Gleichzeitig steigen bei Probe 2 die Druckspannungen. Diese Druckspannungen führen dann bei Probe 2, die auf Grund des höheren Temperaturniveaus eine geringere Festigkeit besitzt als Probe 1, zu plastischen Verformungen in negativer Richtung, die größer sind als die plastischen Verformungen von Probe 1 in positiver Richtung. Am Ende des ersten Lastspiels besitzen beide Proben dann wieder die selbe Temperatur, bei der bei Probe 1 Druckspannungen und bei Probe 2 Zugspannungen zurückbleiben. Zu Beginn des dritten Lasthalbspiels nehmen dann die Druckspannungen in Probe 1 und die Zugspannungen in Probe 2 weiter zu und die oben beschriebenen Mechanismen wiederholen sich. Bei diesem Versuch nimmt die Dehnungsamplitude mit steigender Zyklenzahl leicht zu und die Mitteltotaldehnung geht gegen einen Sättigungswert.

In Bild 4.50 sind die Belastungsbedingungen der Versuche des Typs II verdeutlicht. Es ist die Temperatur über der Zeit aufgetragen. Die Temperatur der Probe 1 wird dreieckförmig ausgehend von der Maximaltemperatur zyklert, während die Temperatur von Probe 2 bei der Mitteltemperatur von Probe 1 konstant gehalten wird.

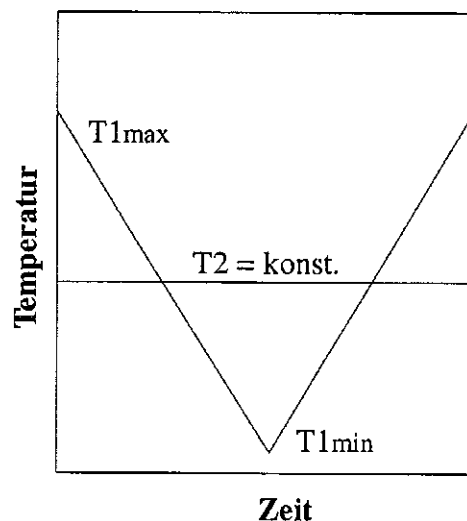


Bild 4.50: Schematische Darstellung der Belastungsbedingungen von Typ II.

Bild 4.51 zeigt die Ergebnisse des Versuchs ZP3 vom Typ II. Im Diagramm ist der Verlauf der Maximaldehnung, der Minimaldehnung sowie der Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl dargestellt. Der Versuch zeigt während des gesamten Verlaufs Ratchetting, das stärker ausgeprägt ist als bei Versuch ZP2. Da die Temperaturzyklen der Probe 1 ausgehend von der Maximaltemperatur gestartet werden, führt diese Belastung zu einer mittleren thermischen Dehnung in negativer Richtung. Dies trägt mit zu der Verschiebung der Mitteltotaldehnung im ersten Lastspiel um ca. -0.3% bei. Auch hier ist die Ratchettingrate zu Beginn der Wechselverformung am größten und nimmt mit steigender Zyklenzahl ab. Bei diesem Experiment ist eine Sättigung des Ratchettingverhaltens erst bei größeren Zyklenzahlen zu erwarten. Die

Entstehung des Ratchetings kann auch hier mit demselben Mechanismus erklärt werden wie bei Versuch ZP2.

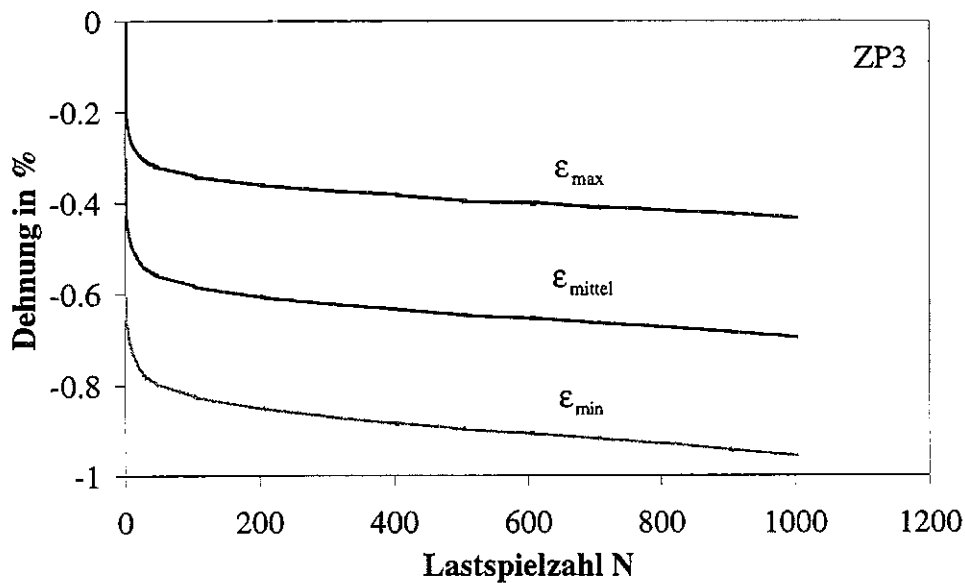


Bild 4.51: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ZP3 (Typ II).

Bild 4.52 gibt die Belastungsbedingungen vom Typ III wieder. Es ist die Temperatur über der Zeit aufgetragen. Die Temperatur der Probe 1 wird dreieckförmig ausgehend von der Minimaltemperatur zyklert, während die Temperatur von Probe 2 bei der Mitteltemperatur von Probe 1 konstant gehalten wird.

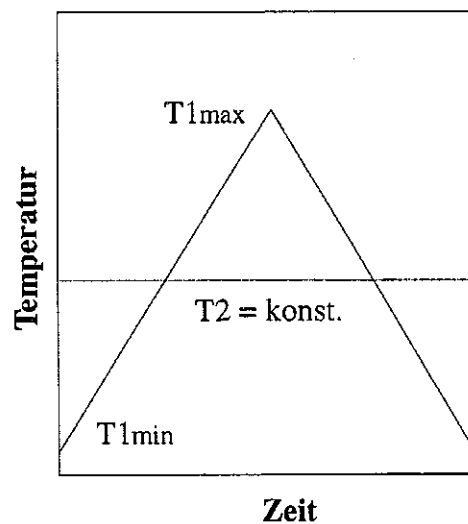


Bild 4.52: Schematische Darstellung der Belastungsbedingungen des Typs III.

Die Ergebnisse des Versuchs ZP4 sind in Bild 4.53 aufgetragen. Es ist der Verlauf der Maximaldehnung, der Minimaldehnung sowie der Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl dargestellt.

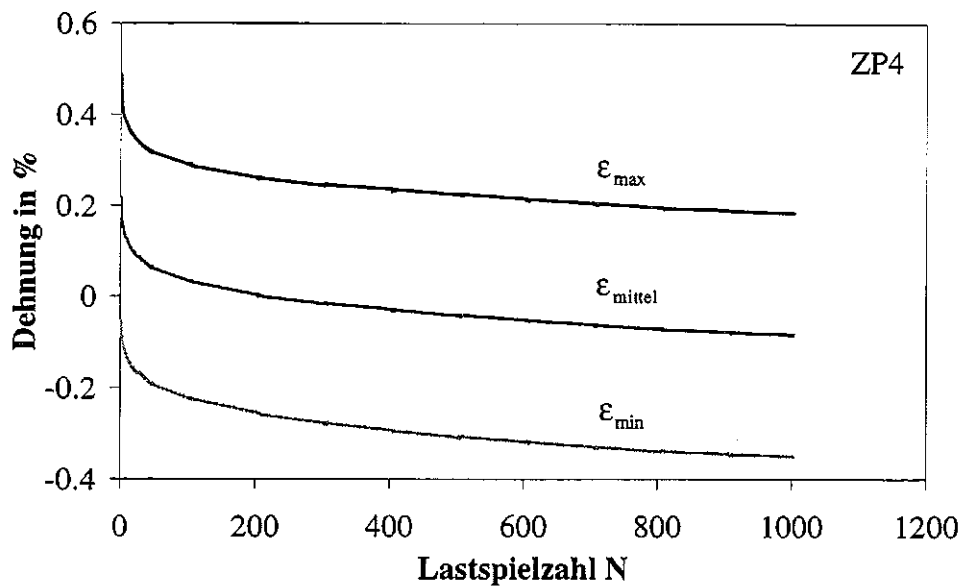


Bild 4.53: Maximal-, Mitteltotal- und Minimaldehnung bei Versuch ZP4 (Typ III).

Auch bei Versuch ZP4 ist über die gesamte Versuchsdauer hinweg Ratchetting zu beobachten. Bei diesem Versuch wurde die Temperatur von Probe 1 ausgehend von der Minimaltemperatur zyklert, weshalb die Gesamtdehnung eine positive, mittlere thermische Dehnung enthält. Im ersten Lastspiel kommt es deshalb zu einer Verschiebung der Mitteltotaldehnung um 0.2% in Zugrichtung. Während der folgenden Lastspiele verkürzen sich die beiden Proben dann kontinuierlich, wobei sich das Ratchetting in den negativen Bereich hinein fortsetzt. Die Entstehung des Ratchettings lässt sich auch hier nach demselben Prinzip herleiten wie bei Versuch ZP2. Für größere Lastspielzahlen deutet sich auch hier, aufgrund der stetig abnehmenden Ratchettingrate, eine Sättigung des Ratchettingverhaltens an.

Bild 4.54 gibt die Belastungsbedingungen vom Typ IV der Versuche ZP13, ZP14 und ZP15 wieder. Es ist die Temperatur über der Zeit aufgetragen. Die Temperatur wird sowohl bei Probe 1 als auch bei Probe 2 dreieckförmig ausgehend von der Minimaltemperatur zyklert, wobei die Maximaltemperaturen der beiden Proben unterschiedlich sind. In Bild 4.55 sind die Ergebnisse der Versuche ZP13, ZP14 und ZP15 aufgetragen. Es ist die Mitteltotaldehnung in % über der Lastspielzahl aufgetragen. Bei dieser Belastungsart werden die Temperaturen beider Proben ausgehend von der Minimaltemperatur zyklert, was zu einer positiven mittleren thermischen Dehnung führt. Aus diesem Grund zeigen alle drei Experimente im ersten Lastspiel eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung in den Zugbereich. Diese Verschiebung ist je stärker ausgeprägt, desto höher die Maximaltemperatur von Probe 2 ist, da dann die Dehnungsbehinderung, die von dieser Probe aufgrund der geringeren thermischen Dehnung ausgeht, geringer ist. Im weiteren Versuchsverlauf tritt Ratchetting auf, das zu einer Verringerung der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Zyklenzahl führt. Diese Abnahme wiederum ist je stärker ausgeprägt, desto geringer die Maximaltemperatur von Probe 2 ist.

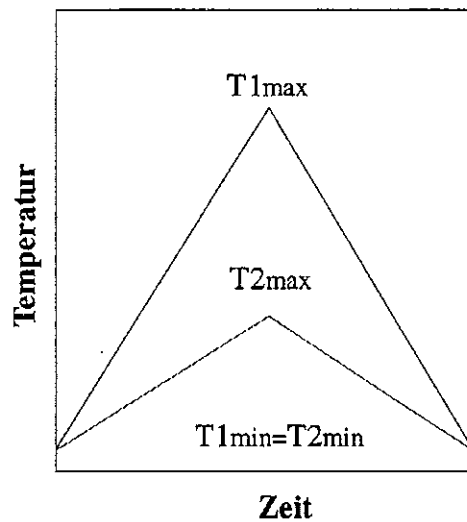


Bild 4.54: Schematische Darstellung der Belastungsbedingungen vom Typ IV.

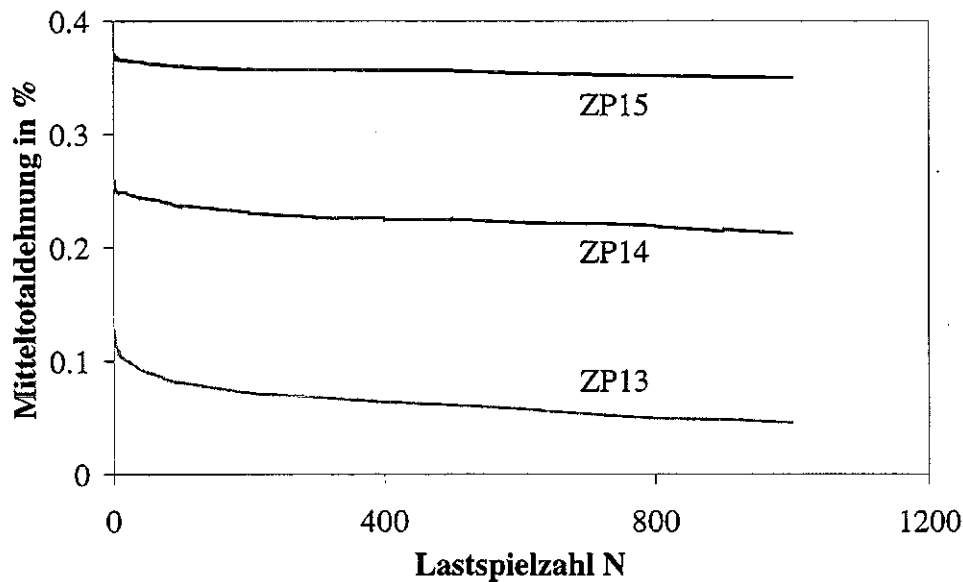


Bild 4.55: Ratchettingdehnung der Versuche ZP13, ZP14 und ZP15 (Typ IV).

Auch hier kann die Entstehung der Ratchettingdehnung prinzipiell auf dieselben Mechanismen zurückgeführt werden wie bei Versuch ZP2 erläutert. Hieraus geht dann auch hervor, daß die Ratchettingdehnung mit sinkender Maximaltemperatur der Probe 2 zunimmt. Je kleiner die Maximaltemperatur des Stabes 2 ist, desto größer ist die Dehnungsbehinderung und somit die plastische Verformung in Druckrichtung für den „heißen“ Stab 1 bei Temperaturerhöhung.

## 5. Experiment und Modellvorhersage

Die im Rahmen dieser Arbeit, mit Hilfe der in Kapitel 4.6 beschriebenen isothermen Experimente, durchgeführte Parameterbestimmung wird in Kapitel 5.1 geschildert. Die so bestimmten Modellparameter dienen als Grundlage für die Untersuchungen zum Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen in der Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigung, die in Kapitel 2 vorgestellt wurden. Diese Untersuchungen wurden, wie in Kapitel 5.2 bzw. 5.3 dargestellt, im Rahmen eines Vergleichs von Experimenten am Einstab-Prüfsystem nach Kapitel 4.1 bzw. am Zweistabsystem nach Kapitel 4.2 mit den jeweiligen Modellvorhersagen durchgeführt. Die Ergebnisse aus diesem Vergleich werden in Kapitel 5.4 diskutiert.

### 5.1 Bestimmung der Modellparameter

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Modellparameter für die in Kapitel 2 beschriebenen Viskoplastizitätsmodelle bestimmt. Für diese Modelle sind zwei unterschiedliche Parametersätze notwendig. Der Parametersatz A gilt für die Materialmodelle mit den Entwicklungsgleichungen AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE für die kinematische Verfestigung  $\Omega$ . Dieser Parametersatz wurde zuerst bestimmt. Hiervon ausgehend erfolgte die Bestimmung des Parametersatzes B. Der Parametersatz B gilt für die Materialmodelle, die die Entwicklungsgleichungen C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 mit einem Grenzwert  $\Omega_L$  verwenden. Als Grundlage für die Bestimmung der Modellparameter dienen isotherme, einachsige Experimente. Diese Experimente wurden an dem in Kapitel 4.1 vorgestellten Einstab-Prüfsystem durchgeführt und sind in Kapitel 4.6 zusammengefaßt dargestellt.

Der Temperaturbereich, in dem im Rahmen dieser Arbeit Modellvoraussagen gemacht werden sollen, liegt zwischen 200°C und 650°C. Aus diesem Grund wurden die Modellparameter bei den Temperaturen 200°C, 300°C, 400°C, 500°C und 650°C bestimmt. Zwischen diesen Temperaturstützstellen werden die Modellparameter dann linear interpoliert. Die in dieser Arbeit durchgeführte Parameteranpassung konzentrierte sich auf Verformungen bis 0.6% technischer Dehnung, da dieser Bereich für die geplante Untersuchung des Einflusses von Temperaturgeschwindigkeitstermen bei der Modellierung anisothermer inelastischer Verformung maßgeblich war. In diesem Bereich ist die Modellierung des Materialverhaltens mit nur einem kinematischen Verfestigungsterm sehr gut möglich, was die Anzahl der notwendigen Modellparameter gering hält. Die Anpassung der isotropen Verfestigung ist für den untersuchten Werkstoff nicht über den gesamten Verfestigungsbereich möglich, der je nach Versuchstemperatur erst nach 300 Lastzyklen eine Sättigung erreicht. Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Schwerpunkt auf eine möglichst exakte Anpassung der isotropen Verfestigung an die ersten 50 Lastspiele der dehnungskontrollierten zyklischen Versuche vom Typ ZYD ge-

legt. Aus diesem Grund werden etwas größere Abweichungen von Versuch und Modell im Bereich der Sättigung der isotropen Verfestigung in Kauf genommen.

Die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten, materialspezifischen Modellparameter sind in den Tabellen 5.1 und 5.2 zusammengestellt. Zur Verdeutlichung der Temperaturabhängigkeit der Modellparameter sind diese im Anhang B über der Temperatur aufgetragen.

Modellparameter Chaboche 77									
T °C	$\alpha$ $10^{-5} K^{-1}$	E Nmm <sup>-2</sup>	N -	Z Nmm <sup>-2</sup> s <sup>1/N</sup>	H1 Nmm <sup>-2</sup>	D1 -	k <sub>0</sub> Nmm <sup>-2</sup>	C -	Ks Nmm <sup>-2</sup>
200	1.71	170000	3.8	360	35000	550	97	20	22
300	1.75	149700	3.54	348.8	31370	506	90	18.9	34.5
400	1.78	140000	3.4	340	28000	490	85	18	45
500	1.8	134700	3.33	334.4	25400	487	82.2	17.5	54
650	1.83	130000	3.3	328	23500	485	77	16	65

Tabelle 5.1: Materialspezifische Modellparameter für AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE.

Modellparameter Chaboche 91										
T °C	$\alpha$ $10^{-5} K^{-1}$	E Nmm <sup>-2</sup>	N -	Z Nmm <sup>-2</sup> s <sup>1/N</sup>	H1 Nmm <sup>-2</sup>	D1 -	k <sub>0</sub> Nmm <sup>-2</sup>	C -	Ks Nmm <sup>-2</sup>	$\Omega_L$ Nmm <sup>-2</sup>
200	1.71	170000	3.8	360	24000	550	97	20	27	30
300	1.75	149700	3.54	348.8	25000	506	90	18.9	36	22
400	1.78	140000	3.4	340	22500	490	85	18	45	12
500	1.8	134700	3.33	334.4	25400	487	82.2	17.5	54	0
650	1.83	130000	3.3	328	23500	485	77	16	65	0

Tabelle 5.2: Materialspezifische Modellparameter für C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2.

Die Bestimmung des Parametersatzes A wird nun schrittweise dargestellt. Zunächst wurde der Sättigungswert der isotropen Verfestigung  $k_s$  grob bestimmt. Dies geschieht, wie auch in Kapitel 2.1 angesprochen, mit Hilfe von dehnungskontrollierten, isothermen, zyklischen Versuchen, bei denen die Dehnung dreieckförmig mit konstantem Betrag der Dehnrate zyklisiert wird. Diese Versuche vom Typ ZYD sind in Kapitel 4 zusammengefaßt dargestellt. In Bild 5.1 ist der Spannungsverlauf des Versuchs ZYD3 über der Zeit aufgetragen. Es werden grafisch nach Bild 5.1 die beiden Werte  $k_{s1}$  und  $k_{s2}$  in N/mm<sup>2</sup> bestimmt. Hierbei wird der Betrag der zyklischen Verfestigung vom ersten Lastzyklus bis zum Sättigungszyklus für den Zugbereich ( $k_{s1}$ ) und für den Druckbereich ( $k_{s2}$ ) ausgemessen. Dann wird das arithmetische Mittel aus diesen beiden Werten als Anfangswert für  $k_s$  bei der jeweiligen Versuchstemperatur verwendet. Der Wert der Materialparameter C für die jeweiligen Temperaturen wurde mit Hilfe eines für Raumtemperatur bestimmten Wertes aus der Literatur [53] grob abgeschätzt. Mit diesen Anfangswerten für  $k_s$  und C wurde dann das Modell im zweiten Schritt an

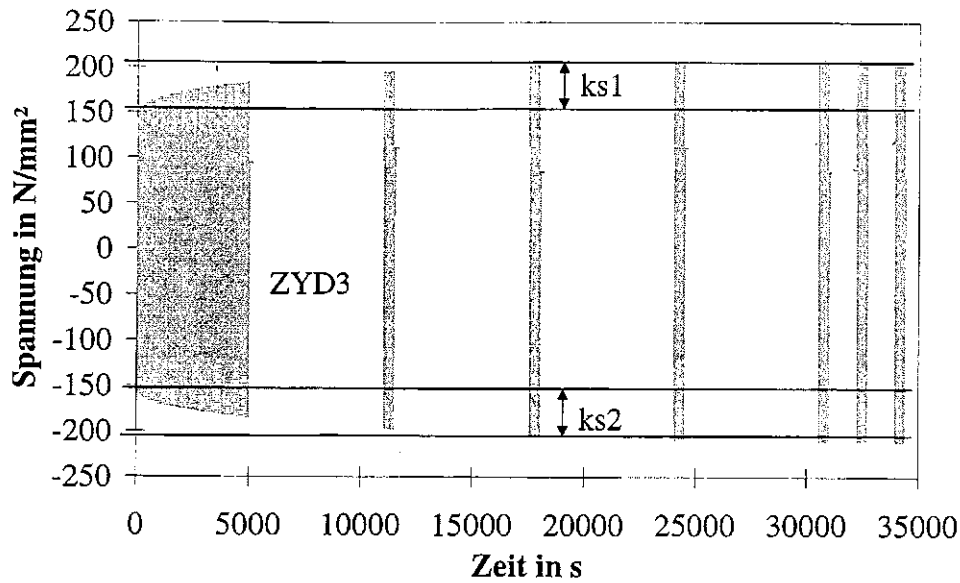


Bild 5.1: Zur Bestimmung des Sättigungswertes  $k_s$  der isotropen Verfestigung.

dehnungskontrollierte Zugversuche mit Haltezeiten angepaßt. Diese Anpassung wurde für jede Temperatur für die Dehnraten  $1.0E-5/s$ ,  $1.0E-4/s$  und  $1.0E-3/s$  durchgeführt und ist in Bild 5.2 beispielhaft für die Temperatur  $400^\circ\text{C}$  und die Dehnrade  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{s}^{-1}$  dargestellt. Es ist die Spannung über der Dehnung aufgetragen. An den dargestellten Versuchsverlauf wurden gerechnete Zugversuche angepaßt. Hierbei erfolgte zuerst die Anpassung des Modells an den bei der mittleren Dehnrade  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{s}^{-1}$  durchgeführten Versuch. Der Modellparameter  $N$  wurde zunächst mit 1.0 angenommen (siehe Gl. 2.6). Dies führt wie in Kapitel 2.11 erwähnt zu einer proportionalen Zunahme der Spannung mit der Dehnrade.

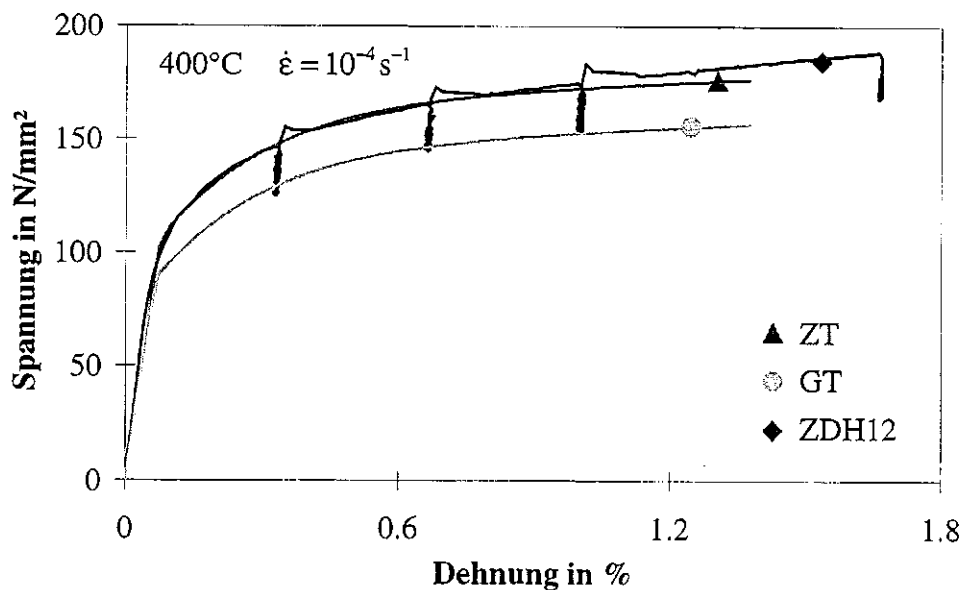


Bild 5.2: Anpassung der Modellparameter an einen dehnungskontrollierten Zugversuch mit Haltezeiten.

Die erste Fitkurve, auch Gleichgewichtskurve oder Gleichgewichtstrajektorie (GT) genannt, wird so angepaßt, daß sie durch die Endpunkte der Relaxation verläuft. Diese Kurve entspricht einem Zugversuch, der mit einer unendlich kleinen Dehnrates durchgeführt wird. Für diese Dehnrates besitzt das Modell keine viskosen Eigenschaften mehr und verhält sich wie ein Plastizitätsmodell. Aus diesem Grund müßte der Viskositätsparameter  $Z$  für die Anpassung der Gleichgewichtskurve auf den Wert  $Z = 0.0$  gesetzt werden. Da  $Z$  bei Gleichung 2.6 zur Berechnung der inelastischen Dehnrates im Nenner eingeht, ist der Wert  $Z = 0.0$  nicht definiert. Außerdem ist es nicht möglich, für  $Z$  beliebig kleine (positive) Werte anzunehmen, da das zu numerischen Problemen bei der Berechnung führt. Aus diesem Grund wurde für die Berechnung der Gleichgewichtskurve in guter Näherung der kleinste Wert verwendet, bei dem die Berechnung noch numerisch ausreichend stabil ist. Bei der Anpassung dieser Kurve werden die Parameter  $k_0$ ,  $H$  und  $D$  als Anfangswerte bestimmt. Dann wird die zweite Fitkurve, auch Zustandskurve oder Zustandstrajektorie (ZT) genannt, so angepaßt, daß sie möglichst gut mit der Zugkurve des Versuchs übereinstimmt. Für diese Anpassung muß nur die Viskosität  $Z$  des Modells erhöht und somit angepaßt werden. Zur Anpassung des Isotropenexponenten  $N$  wurde dann das Modell wie oben beschrieben für alle drei Dehnrates angepaßt. Hierbei werden auch die Parameter  $k_0$ ,  $H$ ,  $D$  und  $Z$  korrigiert. Bei dieser Anpassung wird die Geschwindigkeitsabhängigkeit des Modells sowohl durch die verschiedenen Dehnrates der einzelnen Versuche als auch durch die Relaxation der Überspannung (vgl. Kapitel 2) während der Haltezeit wiedergegeben. Diese Anpassungen wurden von Hand im sogenannten „Trial and Error“ Verfahren durchgeführt. Bei dieser Art der Parameterbestimmung verschafft sich der Anwender zuerst einen Überblick darüber, wie sich die einzelnen Parameter auf die Modellierung auswirken und wie sie miteinander wechselwirken. Basierend auf diesen Erfahrungen lassen sich die Parameter dann gezielt verändern, um eine möglichst gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment zu erreichen. Im nächsten Schritt erfolgte nun die Feinabstimmung der Modellparameter. Hierbei wurde sowohl das „Trial and Error“ Verfahren als auch ein Minimierungsprogramm verwendet. Das Minimierungsprogramm ist in der Programmiersprache FORTRAN 77 realisiert und basiert auf dem Programmpaket Minuit [63]. Die Parameterbestimmung erfolgte durch gleichzeitige Anpassung berechneter Spannungsdehnungskurven an dehnungskontrollierte Zugversuche vom Typ ZDH (vgl. Kapitel 4.6, Bild 4.22), an dehnungskontrollierte zyklische Versuche vom Typ ZYD (vgl. Kapitel 4.6, Bild 4.25) sowie an kraftkontrollierte Zugversuche vom Typ ZK (vgl. Kapitel 4.6, Bild 4.29). Bei den kraftkontrollierten Zugversuchen ändert sich die Dehnrates bei plastischer Verformung kontinuierlich. Aus diesem Grund sind die Versuche gut geeignet, um die Parameter in Bezug auf die Geschwindigkeitsabhängigkeit des Modells zu optimieren.

Nach der Bestimmung des Parametersatzes A wurde ausgehend hiervon der Parametersatz B für das in Kapitel 2 beschriebene Viskoplastizitätsmodell nach Chaboche von 1991 sowie für die hieraus abgeleiteten Modifikationen bestimmt. Diese Parameterbestimmung kann prinzipiell analog zu der beschriebenen Bestimmung des Parametersatzes A erfolgen. Hier muß jedoch zusätzlich der Modellparameter  $\Omega_L$  bestimmt werden, der einen großen Einfluß auf das Ratchettingverhalten des Materialmodells hat. Da dieser Parameter jedoch mit anderen



Modellparametern wechselwirkt, reicht es nicht aus, ausgehend von Parametersatz A nur  $\Omega_L$  zu bestimmen. Hier ist es erforderlich, auch andere Modellparameter in die Anpassung mit einzubeziehen. Zur Anpassung des Ratchettingverhaltens der Modellvorhersage eignen sich nach [4,28] spannungskontrollierte Wechselverformungsversuche vom Typ KM, bei denen die Mittelspannung stufenweise erhöht wird.

Die Ergebnisse der Parameterbestimmung in Form eines Vergleichs der berechneten Fitkurven mit den zur Anpassung verwendeten Versuchsergebnissen werden nun beispielhaft für die Temperatur  $T = 400^\circ\text{C}$ , die Dehnrates  $1.0\text{E-}4/\text{s}$  bzw. die Spannungsrate  $2\text{N}/\text{mm}^2$  dargestellt. Die Fitkurve des „klassischen“ Viskoplastizitätsmodells nach Chaboche [13], das 1977 veröffentlicht wurde, wird mit FitChab77 gekennzeichnet. 1991 veröffentlichte Chaboche ein Modell mit einem modifizierten Verfestigungsterm, der zu einer verbesserten Beschreibung des Ratchettingverhaltens beitragen soll. Die Fitkurve dieses Modells wird mit FitChab91 bezeichnet.

Bild 5.3 zeigt die Spannungs- Dehnungskurve des dehnungskontrollierten Zugversuchs ZDH12 und die zugehörigen Fitkurven, die sich bei der Anpassung des jeweiligen Modells an die experimentellen Ergebnisse ergeben. Es wurde eine sehr gute Anpassung der gerechneten Spannungs- Dehnungsverläufe an die im Experiment ermittelte Kurve erreicht. Die Fitkurven FitChab77 und FitChab91 sind nahezu identisch. Im Bereich des Übergangs vom elastischen ins plastische Materialverhalten ist die Modellierung leicht eckig im Vergleich zum Experiment.

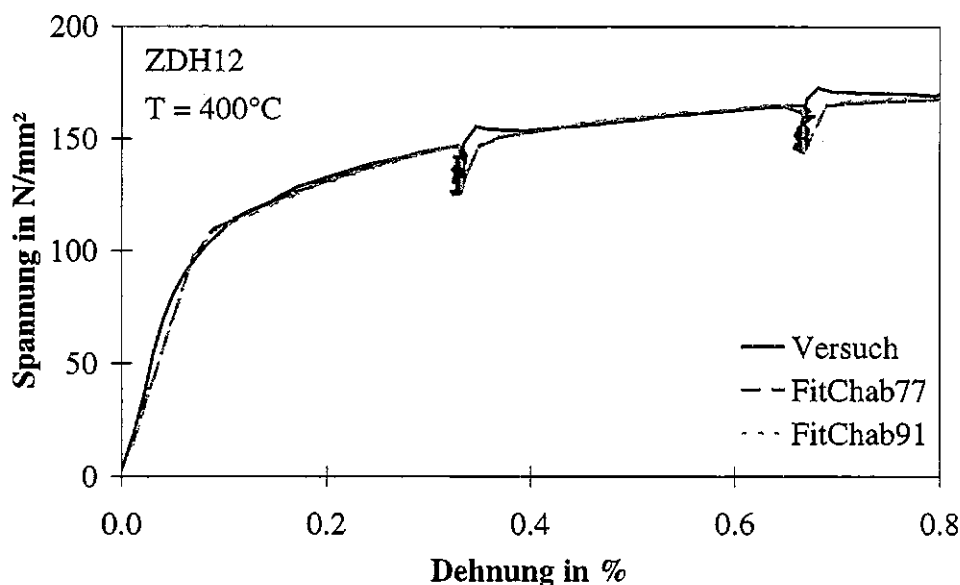


Bild 5.3: Vergleich von Versuch und Fitkurven beim Versuchstyp ZDH

Es ist jedoch möglich, diesen Bereich besser zu modellieren, wenn die Anpassung auf kleinere Dehnungen beschränkt wird, oder wenn, wie in Kapitel 2.2 dargestellt, eine kinematische

Verfestigung verwendet wird, die sich als Summe einzelner kinematischer Verfestigungsvariablen ergibt:

$$\Omega = \sum_i \Omega_i.$$

Hierbei ist jeder Term für die Modellierung eines bestimmten Dehnungsbereichs maßgeblich [4]. Beim Experiment kommt es bei Wiederbelastung nach einer Haltezeit zu einer Spannungsüberhöhung wie in Kapitel 4.6 beschrieben. Diese Spannungsüberhöhung kann mit dem verwendeten Materialmodell nicht beschrieben werden.

Bild 5.4 zeigt den Vergleich von Versuch und Fitkurven für den spannungskontrollierten Zugversuch ZS3. Auch hier sind die Fitkurven der beiden untersuchten Chabocheansätze nahezu identisch. Auch hier stimmen die Fitkurven mit der experimentell ermittelten Kurve gut überein. Die Zunahme der Spannung mit zunehmender Dehnung ist bei der Modellierung zu größeren Dehnungen hin größer als beim Experiment. Dies führt aber im Anpassungsbereich bis 0.6% Dehnung zu keiner übermäßigen Diskrepanz zwischen Modellvorhersage und Experiment. Der Vergleich von Experiment und Fitkurven für den zyklischen, dehnungskontrollierten Versuch ZYD3 ist in den Bildern 5.5 bis 5.8 dargestellt. In den Bildern ist jeweils die Spannung über der Dehnung aufgetragen. Es sind die Spannungs- Dehnungshysteresen für Versuch und Fit jeweils für das erste, das zehnte, das 180. und das 340. Lastspiel dargestellt. Bei den vier dargestellten Lastspielen zeigt sich eine gute Übereinstimmung von Versuch und FitChab77. Auch hier sind die berechneten Kurven wie oben angesprochen leicht eckig. Die isotrope Verfestigung des Modells beschreibt die im Experiment auftretende zyklische Verfestigung bis zum 50. Lastspiel sehr gut.

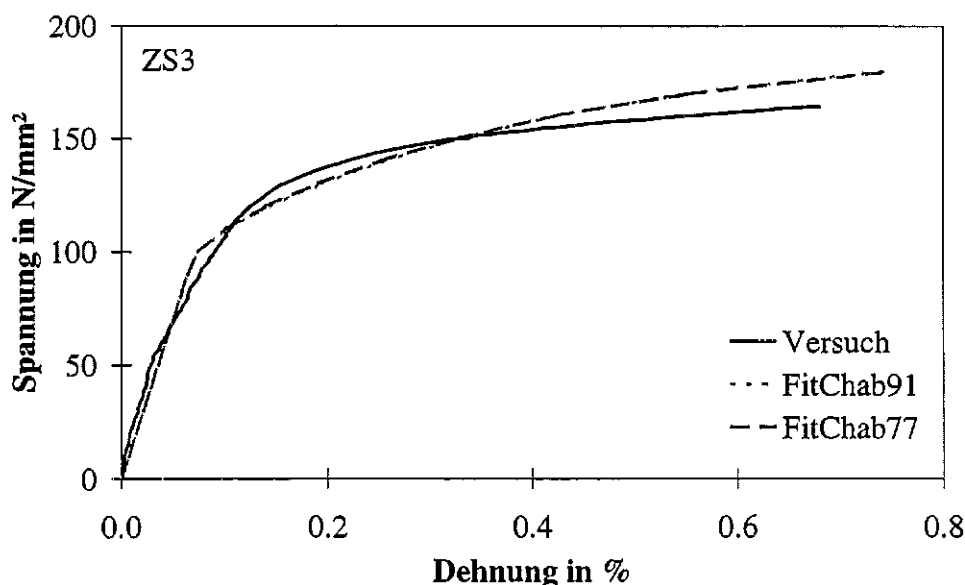


Bild 5.4: Versuch und Fitkurven beim Versuch ZS3

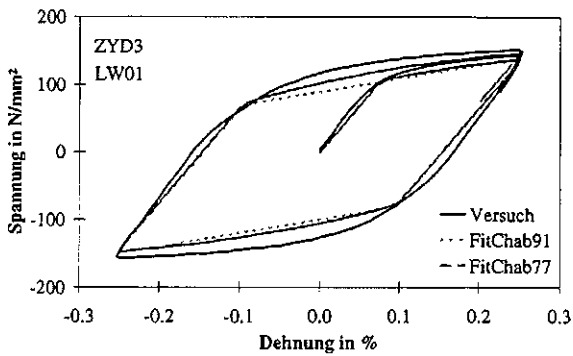


Bild 5.5: Versuch und Fitkurven beim Versuch ZYD3, Lastspiel 01

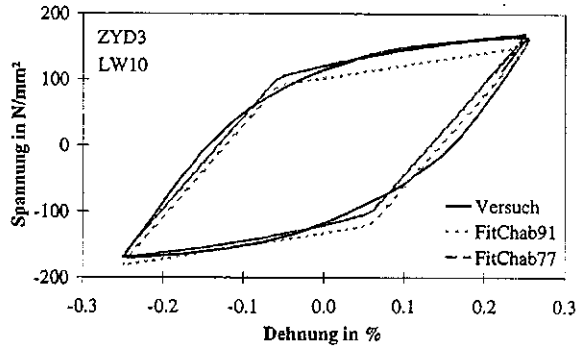


Bild 5.6: Versuch und Fitkurven beim Versuch ZYD3, Lastspiel 10

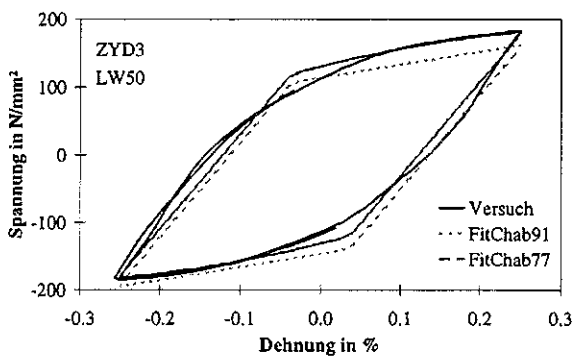


Bild 5.7: Versuch und Fitkurven beim Versuch ZYD3, Lastspiel 50

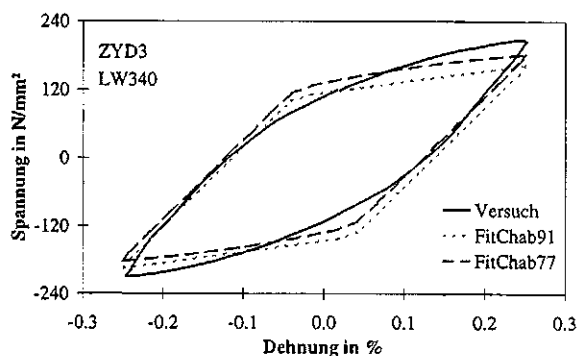


Bild 5.8: Versuch und Fitkurven beim Versuch ZYD3, Lastspiel 340

Für größere Lastspielzahlen wird die zyklische Verfestigung des Experiments vom Modell immer noch beschrieben, obwohl hier bei der Anpassung, wie oben angesprochen, bewußt etwas größere Abweichungen zwischen Versuch und Modell in Kauf genommen wurden. Die Übereinstimmung von Experiment und FitChab91 ist ähnlich gut, wobei hier jedoch die Mittelspannung, die sich aus der Modellierung ergibt, tiefer liegt als die im Experiment ermittelte Mittelspannung. Die Anpassung der Modellparameter für die übrigen Temperaturen liefert vergleichbare Ergebnisse, wie sie hier beispielhaft für die Temperatur 400°C dargestellt sind.

Die Anpassung von  $\Omega_L$  ist beispielhaft in den Bildern 5.9 und 5.10 für die Temperaturen 200°C und 650°C dargestellt. Für  $\Omega_L = 0$  sind die Verfestigungsansätze für FitChab77 und FitChab91 identisch. Mit steigendem  $\Omega_L$  nimmt das Ratchetting der Modellvorhersage auf Basis von C91 ab. Zur Bestimmung von  $\Omega_L$  dienen, wie bei [4,28] vorgeschlagen, zyklische kraftkontrollierte Experimente vom Typ KM, die in Kapitel 4.6 zusammengefaßt dargestellt sind (siehe Bild 4.36). Aus Bild 5.9 geht hervor, daß die Mitteltotaldehnungsverläufe von FitChab77 und FitChab91 während der ersten 20 mittelspannungsfreien Lastspiele sehr gut mit dem experimentell ermittelten Verlauf übereinstimmen. Sobald jedoch eine mittelspannungsbehaftete Belastung auftritt, nehmen die Unterschiede zwischen den Modellvorhersagen

und dem Experiment zu. Dann, zeigt FitChab77 (identisch mit FitChab91 für  $\Omega_L = 0$ ), eine deutlich zu große Ratchettingrate, die bei einer weiteren Erhöhung der Mittelspannung stark zunimmt. Es ergeben sich große Abweichungen zwischen Experiment und Modellvorhersage. Mit zunehmendem  $\Omega_L$  wird die Ratchettingrate der Modellvorhersage kleiner, so daß eine Verbesserung der Modellvorhersage möglich ist. Jedoch zeigt auch FitChab91 deutliche qualitative und quantitative Abweichungen vom Experiment. Beim Experiment tritt sofort nach Erhöhung der Mittelspannung eine kurze Zunahme der Mitteltotaldehnung mit anschließender Sättigung auf. Die Zunahme der Mitteltotaldehnung direkt nach der Erhöhung der Mittelspannung ist bei der Modellvorhersage deutlich geringer als im Experiment beobachtet. Die anschließende Sättigung der Zunahme der Mitteltotaldehnung, wie sie im Experiment zu beobachten ist, tritt bei der Modellvorhersage nur bei kleinen Mittelspannungen auf. Bei größeren Mittelspannungen zeigt die Modellvorhersage in diesem Bereich eine weitere Zunahme der Mitteltotaldehnung, wobei die Ratchettingrate mit steigender Mittelspannung stark zunimmt. Es ist nicht möglich, durch Anpassung von  $\Omega_L$  eine zufriedenstellende Beschreibung des Versuchs KM1 über einen größeren Mittelspannungsbereich zu gewährleisten. Hier wurde bei der Anpassung ein Kompromiß eingegangen, um eine möglichst gute Übereinstimmung von Experiment und Modellantwort für einen größeren Mittelspannungsbereich zu ermöglichen.  $\Omega_L$  wurde so eingestellt, daß die Ratchettingdehnung der Modellvorhersage für kleine Mittelspannungen etwas kleiner ist als beim Versuch beobachtet. Dies hat zur Folge, daß der Bereich, ab dem die Ratchettingrate der Modellvorhersage im Vergleich zu der beim Experiment beobachteten Rate extrem ansteigt, etwas zu größeren Lastspielzahlen hin verschoben wird. So ergibt sich die aus Bild 5.9 ersichtliche Übereinstimmung von Versuch und FitChab91. Aufgrund der stark unterschiedlichen Dehnraten wird jedoch sofort klar,

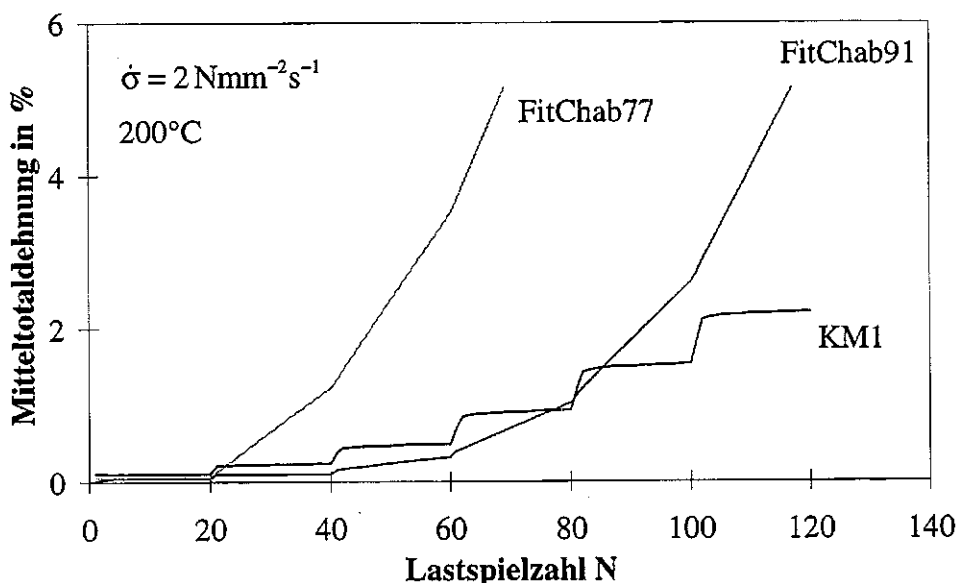


Bild 5.9: zyklische, kraftkontrollierte Belastung vom Typ KM1 zur Bestimmung des Modellparameters  $\Omega_L$

daß größere Abweichungen vom Versuch und FitChab91 schon bei deutlich kleineren Mitteltotaldehnungen auftreten werden, falls derselbe Vergleich für einen Versuch durchgeführt würde, bei dem sich die einzelnen Wechselverformungsphasen mit konstanter Mittelspannung über eine größere Anzahl an Lastspielen erstrecken. Dies ist ein eindeutiger Beweis dafür, daß die Einführung von  $\Omega_L$  zur Begrenzung der dynamischen Erholung zwar eine Verbesserung, aber keine Lösung des Ratchettingproblems bei der Modellierung mittelspannungsbehafteter Wechselbelastungen sein kann.

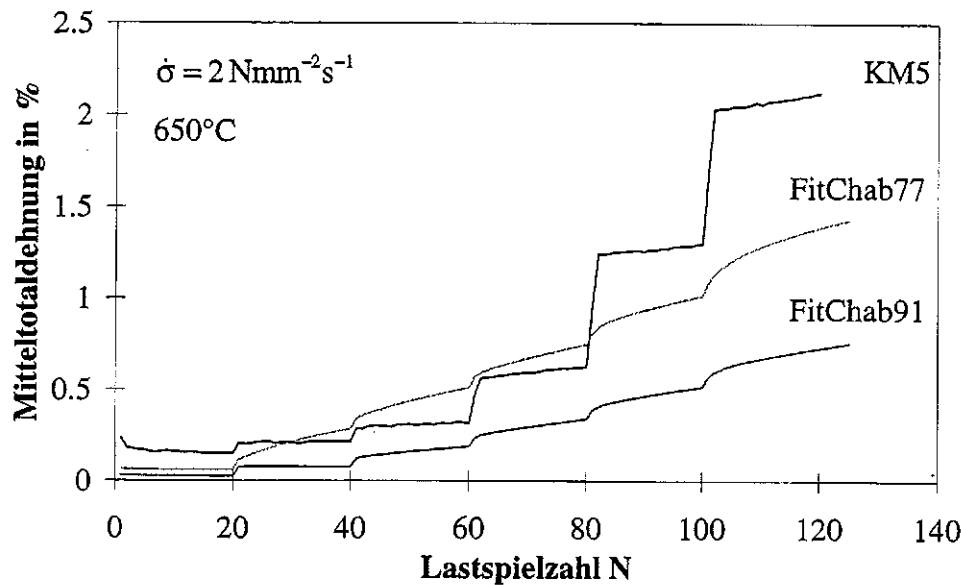


Bild 5.10: zyklische, kraftkontrollierte Belastung vom Typ KM5 zur Bestimmung des Modellparameters  $\Omega_L$

In Bild 5.10 wird deutlich, daß  $\Omega_L > 0$  bei der Beschreibung dieses Versuchs eher zu einer Verschlechterung der Modellvorhersage führen würde. Hier ergibt sich die beste Übereinstimmung von Versuch und Modellvorhersage für  $\Omega_L = 0$ . Für diesen Fall geht FitChab91 in FitChab77 über.

Die so bestimmten Modellparameter wurden für die Untersuchung des Einflusses von Temperaturgeschwindigkeitstermen auf die Modellierung thermomechanischer Belastungen verwendet. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden im Folgenden in Form eines Vergleichs von Versuch und Berechnung dargestellt. Eine ausführliche Abhandlung zum Thema „Bestimmung von Modellparametern für viskoplastische Stoffmodelle“ ist auch in [23] gegeben.

## 5.2 Experiment und Modellvorhersage beim Einstab-Prüfsystem

Am Einstab-Prüfsystem wurden temperatur- und spannungskontrollierte, thermomechanische Experimente zur Untersuchung des Einflusses von  $\dot{T}$ -Termen in der Entwicklungsgleichung

der kinematischen Verfestigung durchgeführt. Die Versuchsergebnisse sowie die Lastgeschichten sind in Kapitel 4.7 zusammengefaßt dargestellt. Die Modellvoraussagen mit den unterschiedlichen Evolutionsgleichungen für die kinematische Verfestigung  $\Omega$ , wie sie in Kapitel 2 dargestellt sind, unterscheiden sich hauptsächlich in der Beschreibung des Ratchettingverhaltens stark voneinander. Hier weichen die Modellvoraussagen oft deutlich von den experimentellen Ergebnissen ab. Aus diesem Grund wird das Ratchettingverhalten der Modellvoraussage mit dem experimentell ermittelten Verhalten verglichen und so der Einfluß der unterschiedlichen  $\dot{T}$ -Terme auf die Qualität der Modellvorhersage untersucht.

Um bei den zahlreichen Modellrechnungen zu jedem Experiment eine übersichtliche Darstellung zu gewährleisten, werden zwei Darstellungen je Experiment verwendet. In Diagramm 5.x(a) werden jeweils das Experiment sowie die Modellvorhersagen dargestellt, die mit den Ansätzen AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE berechnet wurden. In Diagramm 5.x(b) wird immer das Experiment mit den Modellvorhersagen verglichen, denen die Evolutionsgleichungen für die kinematische Verfestigung nach C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 zugrunde liegen.

Die Bilder 5.11(a) und 5.11(b) zeigen das Ratchettingverhalten des Versuchs ST01 (Typ A), bei dem Temperatur und Spannung in Gegenphase zyklert wurden, sowie die zugehörigen Modellvoraussagen. Es ist die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen.

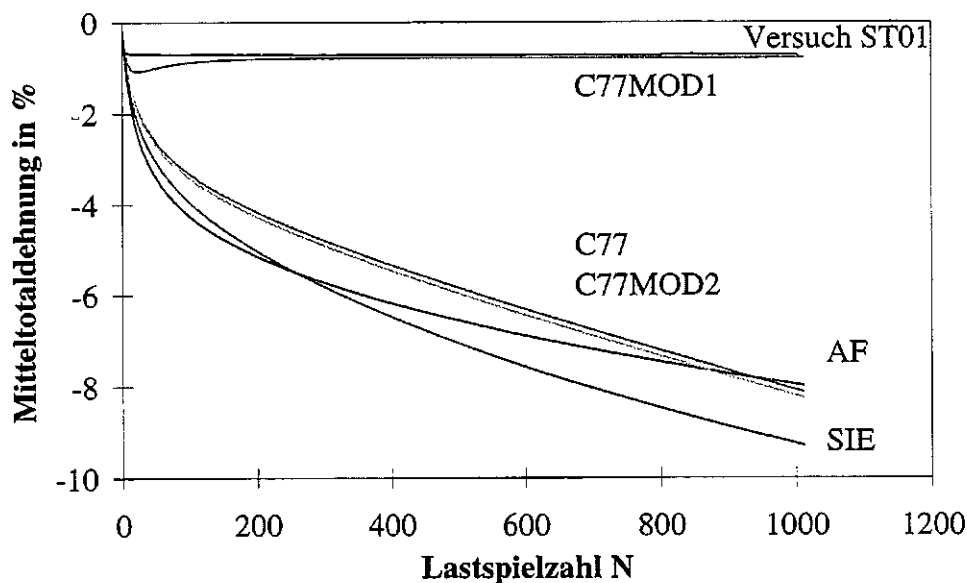


Bild 5.11(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST01 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Der Versuch ST01 zeigt im ersten Lastspiel eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung in negativer Richtung. Hier schließt sich weiteres Ratchetting mit negativem Vorzeichen an, das nach wenigen Lastspielen, bei einer Mitteltotaldehnung von ca.  $-0.75\%$  eine Sättigung er-

reicht. Die Entwicklungsgleichung C77MOD1 für die kinematische Verfestigung  $\Omega$  führt zu der Modellvoraussage, die dem experimentellen Verlauf am nächsten kommt. Dieser Ansatz gibt das Ratchettingverhalten des Experiments sowohl quantitativ als auch qualitativ am besten wieder. Die Ratchettingdehnung nimmt während der ersten Lastspiele stärker ab als im Experiment zu beobachten. Dann kommt es jedoch zu einer Umkehr der Ratchettingrichtung bis sich ein Sättigungswert bei einer Mitteltotaldehnung einstellt, der mit dem Sättigungswert, den die Ratchettingdehnung beim Experiment erreicht, gut übereinstimmt. Dieses Überschwingen der Mitteltotaldehnung zu Beginn der Wechselverformung ist ein qualitativer Unterschied im Vergleich mit dem Experiment, der jedoch zu keiner großen quantitativen Abweichung vom experimentellen Verlauf führt. Die Entwicklungsgleichungen AF, C77, C77MOD2 und SIE hingegen führen zu Modellantworten, die deutlich ausgeprägteres Ratchetting in negativer Richtung zeigen als das Experiment. Außerdem weisen diese Modellvorhersagen als entscheidenden qualitativen Unterschied zum Experiment keine Sättigung der zyklischen Kriechdehnung auf. Dies führt mit zunehmender Lastspielzahl zu großen Abweichungen der Modellvorhersagen vom Experiment. Die Entwicklung der Mitteltotaldehnung bei Verwendung des AF-Ansatzes führt zu Beginn der zyklischen Verformung zur größten Abweichung der Ratchettingdehnung vom experimentellen Ergebnis. Zu größeren Lastspielzahlen hin sind jedoch die Modellvorhersagen, die bei Verwendung der Ansätze C77, C77MOD2 und SIE berechnet werden, weiter vom experimentellen Ergebnis entfernt. Die größte Abweichung ergibt sich hier bei Verwendung des SIE-Ansatzes. Die Modellvorhersagen von C77 und C77MOD2 liefern annähernd identische Ergebnisse.

In Bild 5.11(b) zeigt sich, daß die Ratchettingdehnung der Modellvoraussage mit dem Ansatz C91MOD1 nahe am experimentellen Ergebnis liegt. Diese Modellvoraussage entspricht qualitativ der des Ansatzes C77MOD1, zeigt aber quantitativ eine größere Abweichung als diese.

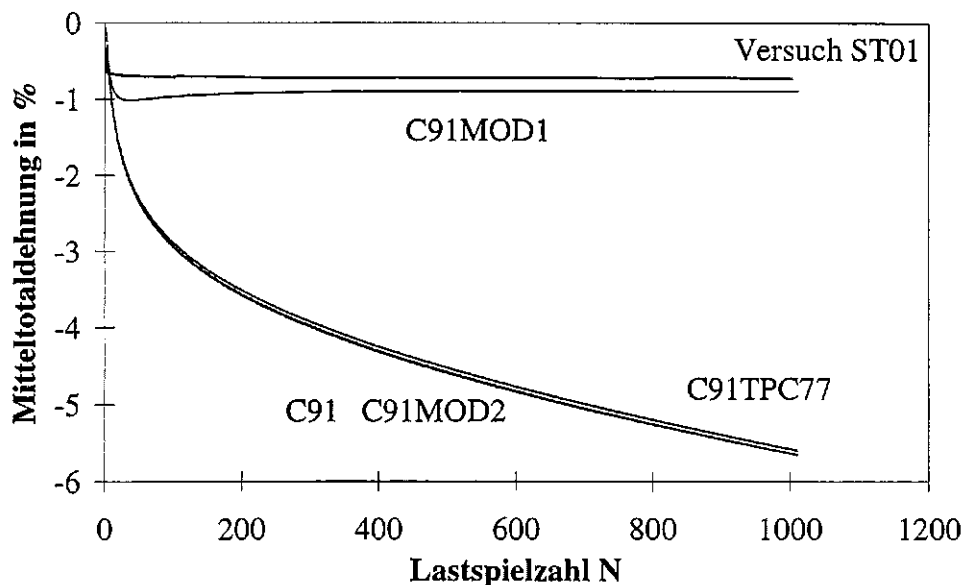


Bild 5.11(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST01 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Die Entwicklungsgleichungen C91, C91TPC77 und C91MOD2 führen bezüglich der Ratchettingdehnung zu annähernd identischen Modellvorhersagen. Ähnlich wie die Entwicklungsgleichungen AF, C77, C77MOD2 und SIE erzeugen sie von Beginn der Wechselverformung an eine starke Abnahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Zyklenzahl, wobei sich ebenfalls keine Sättigung andeutet. Die erreichten Mitteltotaldehnungen liegen etwas dichter am experimentellen Ergebnis als bei AF, C77, C77MOD2 und SIE in Bild 5.11(a) zu beobachten.

In den Bildern 5.12(a) und 5.12(b) sind die Entwicklung der Mitteltotaldehnung mit der Lastspielzahl für den Versuch ST05 (Typ B), bei dem Temperatur und Spannung in Phase zyklert wurden, sowie die zugehörigen Modellvorhersagen dargestellt. Bei Versuch ST05 ist während des ersten Lastspiels eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung um ca. +0.7% zu beobachten. Die Zunahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl geht im weiteren Verlauf des Versuchs schnell gegen null. Alle Modellantworten zeigen wie im Versuch beobachtet eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung im ersten Lastspiel in positiver Richtung, woran sich eine weitere Zunahme der Mitteltotaldehnung anschließt. Wiederum ergibt sich bei Verwendung der Entwicklungsgleichung C77MOD1 die beste Übereinstimmung von Versuch und Modellvoraussage.

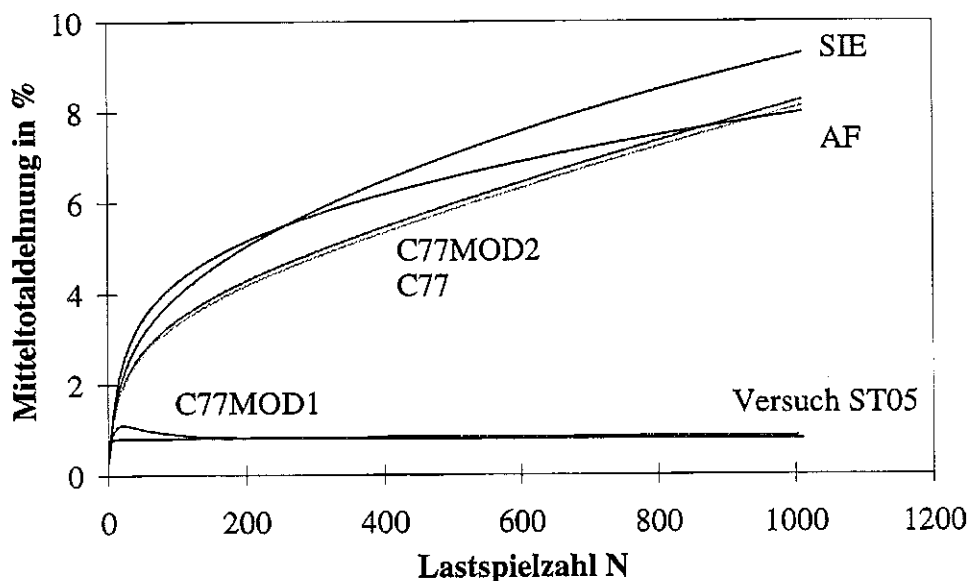


Bild 5.12(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST05 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Auch hier ist ein leichtes Überschwingen der Mitteltotaldehnung bei der Modellvorhersage zu beobachten, bevor diese einen Sättigungswert erreicht, der mit dem Sättigungswert der Ratchettingdehnung des Experiments übereinstimmt. Für die Modellvorhersagen, die sich bei Verwendung der Entwicklungsgleichungen AF, C77, C77MOD2 und SIE ergeben, treten wie auch bei Versuch ST01 beobachtet, sowohl qualitativ als auch quantitativ größere Abwei-



chungen der Mitteltotaldehnung vom experimentellen Ergebnis auf. Hier gilt unter Berücksichtigung des umgekehrten Vorzeichens dasselbe wie bei Versuch ST01 diskutiert.

Bild 5.12(b) zeigt, daß auch bei dieser Belastung die Ratchettingdehnung der Modellvoraus-  
sage mit der Entwicklungsgleichung C91MOD1 näher am experimentellen Ergebnis liegt, als  
die mit C91, C91TPC77 und C91MOD2 berechneten Kurven. Die zu beobachtende Abwei-  
chung der Mitteltotaldehnung vom experimentellen Ergebnis ist jedoch deutlich größer als bei  
der Berechnung, der die Entwicklungsgleichung C77MOD1 zugrunde liegt. Unter diesen Be-  
lastungsbedingungen zeigen die Berechnungen C91, C91TPC77 C91MOD1 und C91MOD2  
keine Sättigung der Ratchettingdehnung, was mit zunehmender Lastspielzahl zu großen Ab-  
weichungen von dem beim Experiment beobachteten Mitteltotaldehnungsverlauf zur Folge  
hat.

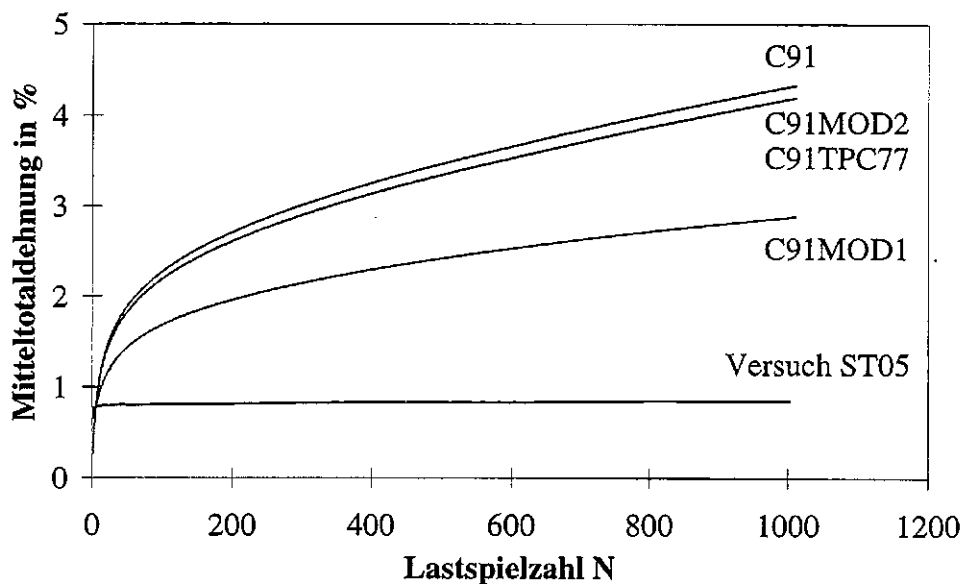


Bild 5.12(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST05  
(siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

In den Bildern 5.13(a) und 5.13(b) ist der Vergleich des Versuchs ST10 (Typ C) mit den ver-  
schiedensten Modellvoraussagen dargestellt. Bild 5.13(a) zeigt den Vergleich mit den Modell-  
vorhersagen, die auf den Entwicklungsgleichungen AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE  
basieren. Beim Versuch ST05 ist eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung im ersten Last-  
spiel um ca.  $-0.4\%$  zu beobachten. Anschließend kommt es zu einer weiteren Abnahme der  
Mitteltotaldehnung in den ersten Lastspielen, die schnell eine Sättigung erreicht. Nur der An-  
satz C77MOD1 führt zu einem thermomechanischen Ratchettingverhalten, das qualitativ und  
quantitativ mit dem Ergebnis des Versuchs ST10 vergleichbar ist. Auch hier zeigt die Modell-  
rechnung ein kurzes Überschwingen der Mitteltotaldehnung, bevor sie, wie auch im Versuch  
zu beobachten, gegen einen Sättigungswert geht. Der Ansatz C77MOD1 führt hier zu kleine-  
ren Mitteltotaldehnungen als beim Versuch zu beobachten.

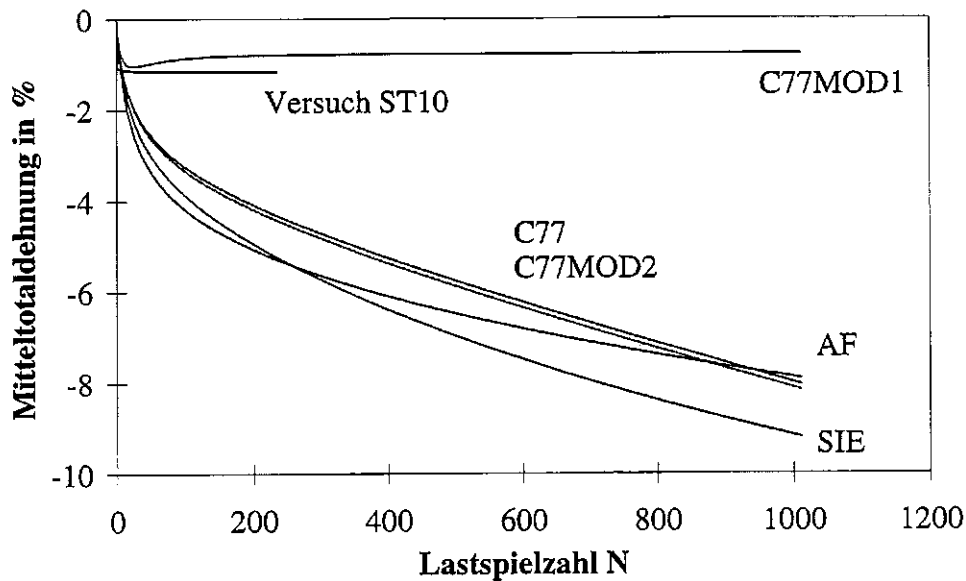


Bild 5.13(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST10 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Das beruht darauf, daß das Experiment im zweiten Lasthalbwechsel eine sehr große plastische Dehnung von ca.  $-1\%$  aufweist, was in den Bildern 5.13(c) und 5.13(d) dargestellt ist. In diesen Bildern ist die Spannung über der mechanischen Dehnung aufgetragen. Dieses starke plastische Fließen wird von der Modellvorhersage nicht beschrieben. Hier tritt Ratchetting auf, das in etwa in dem Bereich zur Sättigung kommt wie die Ratchettingdehnung beim Experiment. Die Sättigungshystereseschleifen von Versuch und Modellvorhersage stimmen gut überein. Die Ansätze AF, C77, C77MOD2 und SIE führen zu Modellvoraussagen, die von Anfang an starkes Ratchetting aufweisen, ohne Sättigungsverhalten zu zeigen.

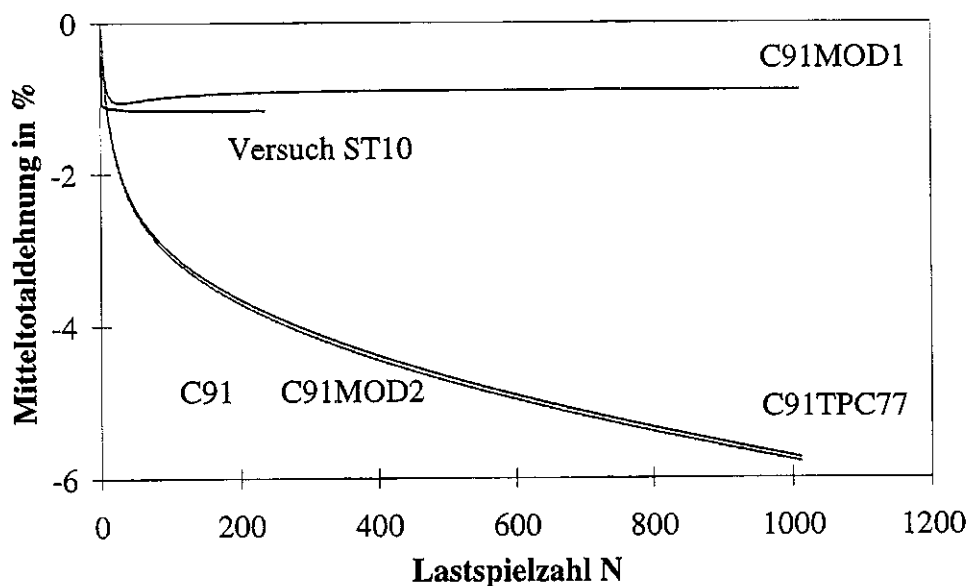


Bild 5.13(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST10 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Für diese Ansätze gilt dasselbe wie auch schon bei Versuch ST01 diskutiert wurde. Bild 5.13(b) zeigt den Vergleich von Versuch und Modellvorhersagen, die auf den Entwicklungsgleichungen C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 basieren. Die Modellantwort die sich mit dem Ansatz C91MOD1 ergibt, ist annähernd identisch mit der, die bei C77MOD1 zu beobachten war. Die Ansätze C91, C91TPC77 und C91MOD2 führen zu Modellvoraussagen, die sowohl qualitativ als auch quantitativ stark von dem beim Experiment beobachteten Verlauf abweichen. Die Voraussagen zeigen bei dieser Belastung nahezu identische Mitteltotaldehnungsverläufe. Der Betrag der Ratchettingrate bei diesen Berechnungen ist zu Beginn der Wechselbelastung sehr groß und nimmt mit zunehmender Lastspielzahl ab, bis sich eine nahezu konstante Rate einstellt. Die Ratchettingdehnung kommt aus diesem Grund nicht zum Stillstand, was insbesondere bei großen Lastspielzahlen zu einer starken Überschätzung des experimentell beobachteten Ratchettings führt.

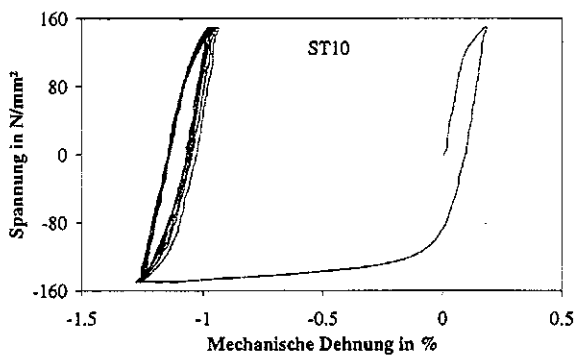


Bild 5.13(c): Ratchettingverhalten von Versuch ST10.

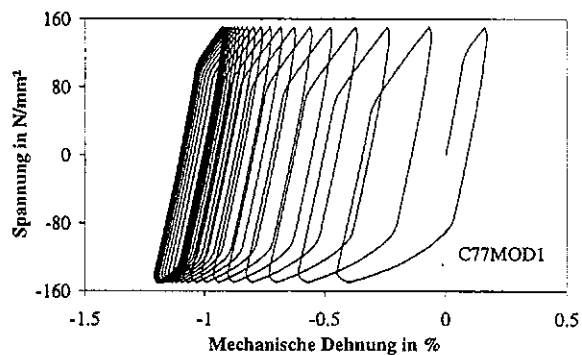


Bild 5.13(d): Ratchettingverhalten von Modellantwort C77MOD1.

Der Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST16 (Typ D) mit den Modellvorhersagen AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE, ist in Bild 5.14(a) dargestellt. Es ist die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen. Der Versuch ST16 zeigt zu Beginn der Wechselverformung eine große Verschiebung der Mitteltotaldehnung in positiver Richtung, die schnell eine Sättigung aufweist. Auch bei den Modellvorhersagen ist eine solche Zunahme der Mitteltotaldehnung zu Beginn der Wechselverformung zu beobachten, auch wenn diese kleiner ist als beim Experiment. Im weiteren Verlauf zeigen dann nur die Ansätze C77, C77MOD1 und C77MOD2 qualitativ mit dem Versuch vergleichbare Verläufe. Die Mitteltotaldehnung zeigt jedoch als qualitativen Unterschied ein leichtes Absinken der Mitteltotaldehnung vom ersten auf das zweite Lastspiel, der jedoch von der Größenordnung her unbedeutend ist. Dann kommt es, wie auch im Versuch zu beobachten, zu einer Zunahme der Mitteltotaldehnung, die jedoch schnell abklingt. Die Modellvoraussagen, denen die Ansätze SIE und AF zugrunde liegen, sind weder qualitativ noch quantitativ in der Lage, den experimentellen Verlauf der Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl zu beschreiben. Einer deutlichen Zunahme der Mitteltotaldehnung zu Beginn der Belastung schließt sich hier eine ausgeprägte Abnahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl an, die während der betrachteten 200 Lastspiele keine Sättigung aufweist.

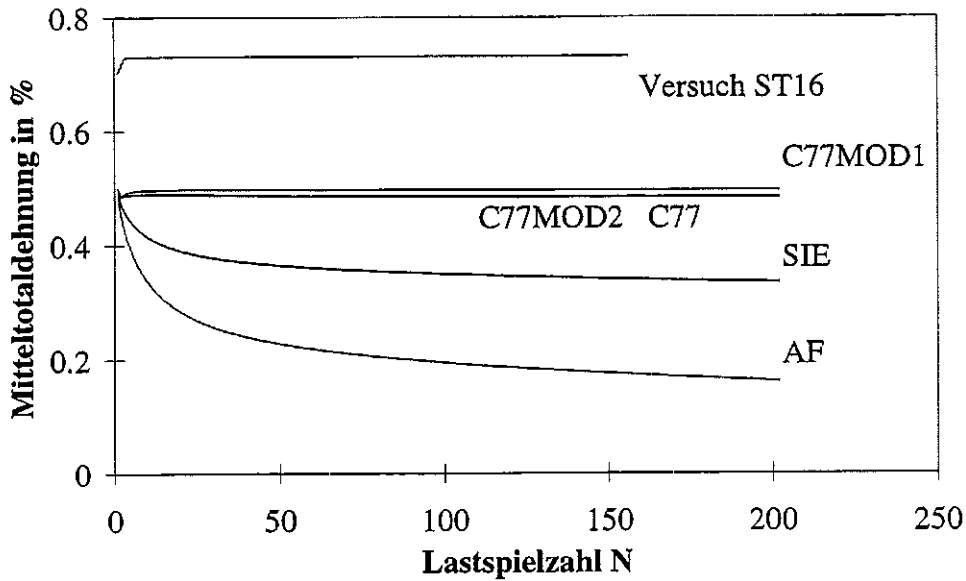


Bild 5.14(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST16 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Der Vergleich desselben Experiments mit den Modellvoraussagen, die sich auf Basis der Ansätze C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 ergeben, ist in Bild 5.14(b) dargestellt. Auch hier ist die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen.

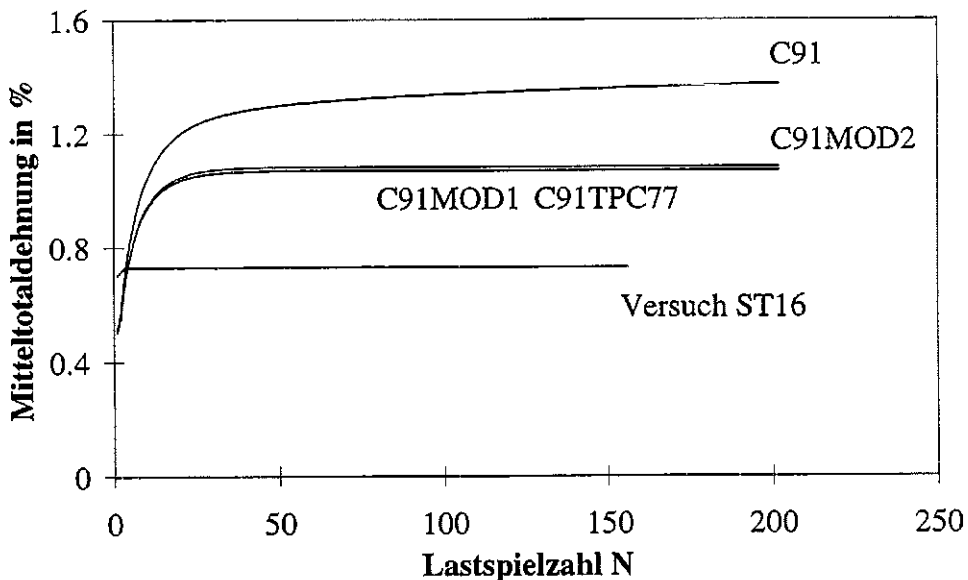


Bild 5.14(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST16 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Die Ansätze C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 führen zu Modellvoraussagen, die qualitativ nahe an dem beim Versuch beobachteten Ratchettingverhalten liegen. Auch hier wird im ersten Lastspiel eine relativ große Mitteltotaldehnung modelliert, die dann jedoch anders

als beim Experiment zu beobachten, über eine größere Anzahl an Lastspielen nochmals eine deutliche Zunahme der Ratchettingdehnung zeigt. Mit zunehmender Lastspielzahl geht dann die Ratchettingrate gegen null. Der Ansatz C91 führt zu einer Modellvoraussage, die die Zunahme der Mitteltotaldehnung im Experiment stärker überschätzt. Im Gegensatz zum Experiment ist bei dieser Modellantwort keine Sättigung der Zunahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl zu beobachten.

In Bild 5.15(a) ist der Vergleich der Modellvoraussage mit dem Ratchettingverhalten des Versuchs ST18 dargestellt. Es ist die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen.

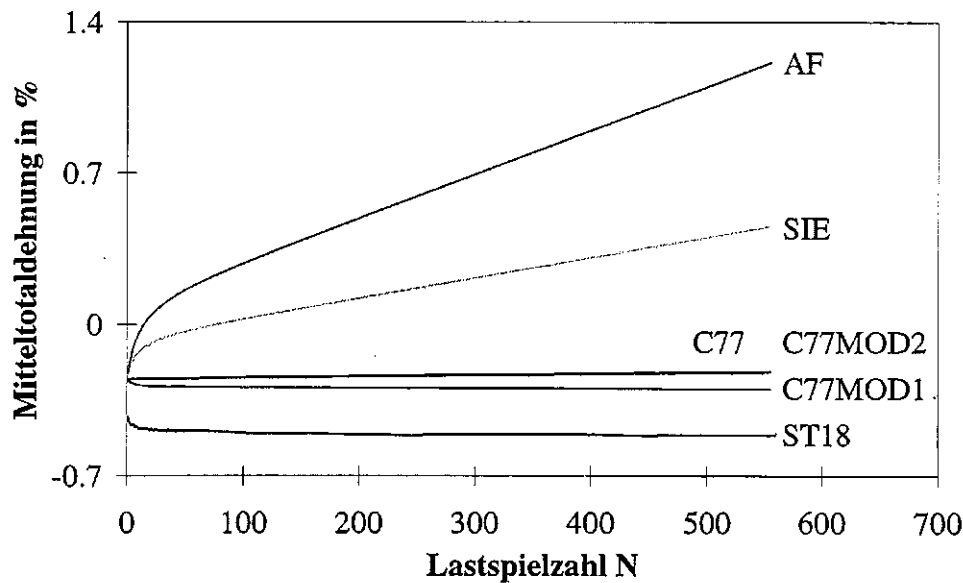


Bild 5.15(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST18 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Bei Versuch ST18 tritt im ersten Lastspiel eine Mitteltotaldehnung von  $-0.43\%$  auf. Während der folgenden 30 Lastspiele nimmt die Mitteltotaldehnung dann nochmals bis auf  $-0.5\%$  ab. Dieses Ratchettingverhalten wird von C77MOD1 sowohl qualitativ als auch quantitativ am besten wiedergegeben. Auch die Ansätze C77 und C77MOD2 führen zu einer vergleichsweise guten Wiedergabe des experimentell beobachteten Ratchettingverhaltens. Die Ansätze AF und SIE zeigen im ersten Lastspiel ebenfalls eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung in negativer Richtung. Im weiteren Verlauf der Wechselbelastung tritt dann jedoch im Gegensatz zu Versuch ST18 eine Zunahme der Mitteltotaldehnung auf, deren Rate zu Beginn abnimmt und schließlich einen konstanten Wert größer null annimmt. Dies führt zu einer ungebremsten Zunahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl. Das Ratchettingverhalten der Modellvorhersagen auf Basis der Ansätze C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 im Vergleich zum experimentell ermittelten Ratchettingverhalten ist in Bild 5.15(b) dargestellt. Es ist wiederum die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen. Die Modellvorhersagen zeigen alle, wie auch beim Versuch beobachtet, während des ersten Lastspiels eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung in negativer Richtung.

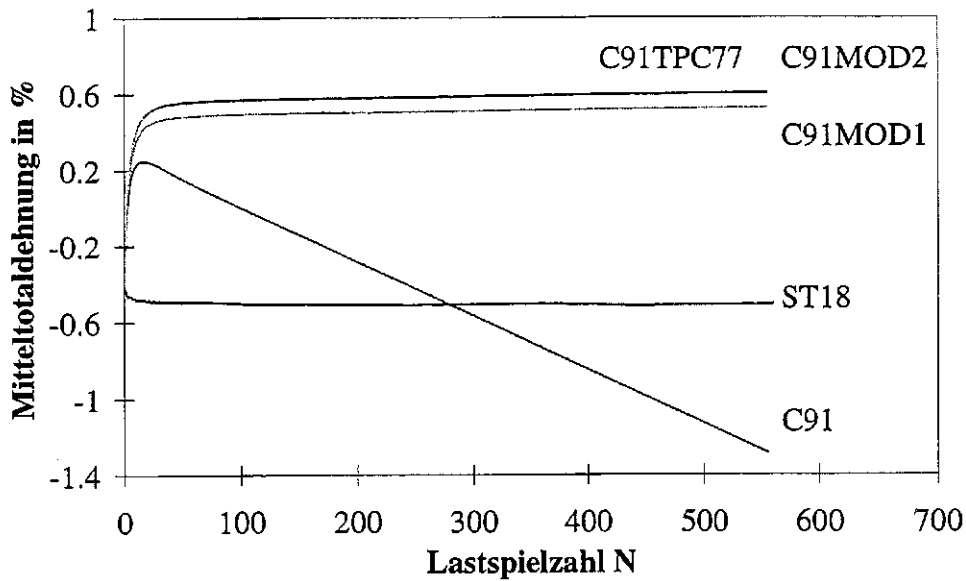


Bild 5.15(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ST18 (siehe Tabelle 4.12, S. 70) mit den Modellvoraussagen.

Das Ratchettingverhalten im weiteren Verlauf der Wechselverformung unterscheidet sich bei allen Modellvarianten qualitativ von dem des Experiments. C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 zeigen eine deutliche Zunahme der Mitteltotaldehnung, die mit zunehmender Lastspielzahl gegen einen Sättigungswert geht. Die quantitativen Unterschiede der Ratchettingdehnungen dieser Modellvorhersagen zu denen des Experiments sind jedoch relativ gering. Auch bei C91 ist zu Beginn der Wechselverformung eine Zunahme der Ratchettingdehnung zu beobachten. Im weiteren Verlauf findet dann eine Richtungsumkehr des Ratchetting statt und es stellt sich schließlich eine annähernd konstante negative Ratchettingrate ein. Die qualitativen Unterschiede zum experimentellen Ratchettingverlauf führen bei dieser Modellantwort insbesondere bei großen Lastspielzahlen zu großen quantitativen Abweichungen der Mitteltotaldehnungsverläufe von Experiment und Modellvorhersage.

### 5.3 Experiment und Modellvorhersage beim Zweistab-Prüfsystem

Die am Zweistabsystem durchgeführten einachsigen thermomechanischen Wechselverformungsexperimente dienen der Modellverifikation. Auch hier steht die Untersuchung des Einflusses von  $\dot{T}$ -Termen auf die Modellantwort im Mittelpunkt. Die Lastgeschichten sowie die Ergebnisse der am Zweistabsystem durchgeführten Experimente sind in Kapitel 4.8 zusammengefaßt dargestellt.

Der Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP2 (Typ I) mit dem Ratchettingverhalten, das vom Modell auf Basis der Ansätze AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE vorausgesagt wird, ist in Bild 5.16(a) dargestellt. In dieser Darstellung ist die Mitteltotaldeh-

nung über der Lastspielzahl aufgetragen. Es ist deutlich zu erkennen, daß für diese Belastung nur der Ansatz C77MOD1 eine geeignete Wiedergabe des im Experiment zu beobachtenden Ratchettingverhaltens ermöglicht. Hier ist wie beim Experiment eine Abnahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl zu beobachten, bis das Ratchetting dann gegen einen Sättigungswert geht. Die übrigen Ansätze zeigen von Beginn der Belastung an eine deutliche Abnahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl. Dieses Ratchetting setzt sich dann im Gegensatz zum experimentell ermittelten Verlauf mit annähernd konstanter Ratchettingrate fort, wobei diese für den Ansatz C77MOD2 sogar noch ansteigt. Dieses Verhalten steht im Widerspruch zum experimentell ermittelten Ratchettingverhalten und führt zu einer enormen Überschätzung der auftretenden Ratchettingdehnungen bei großen Lastspielzahlen.

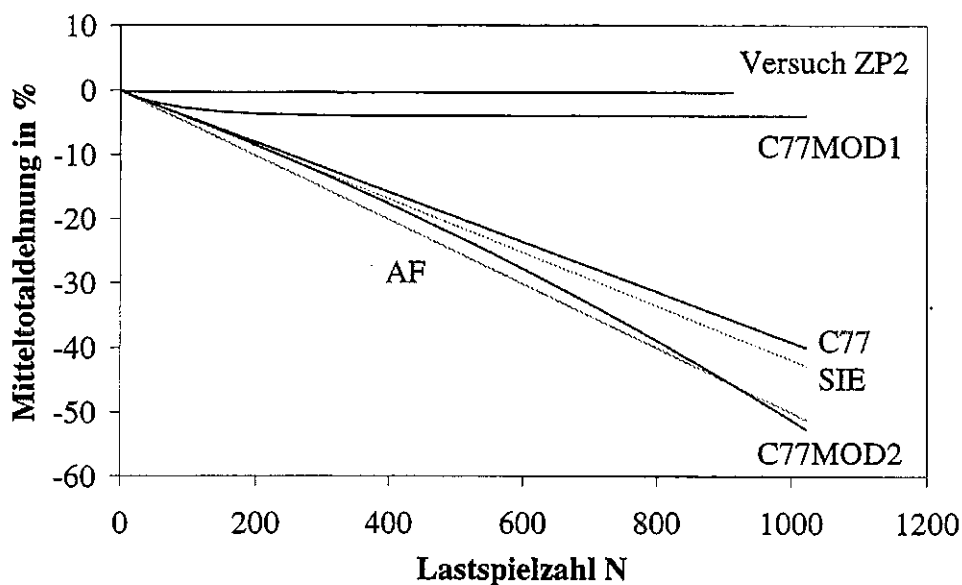


Bild 5.16(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP2 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.

Der Vergleich des Mitteltotaldehnungsverlaufs des Versuchs ZP2 mit den Modellvorhersagen, die auf den Ansätzen C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 basieren, ist in Bild 5.16(b) dargestellt. Alle vier Ansätze führen zu annähernd identischen Modellvorhersagen. Die Mitteltotaldehnungen dieser Vorhersagen liegen vergleichsweise dicht an den beim Experiment beobachteten Mitteltotaldehnungen. Qualitativ zeigen sie jedoch einen anderen Verlauf wie das Experiment. Beim Experiment tritt von Beginn der Belastung an Ratchetting in negativer Richtung auf, das auch nach annähernd 100 Lastspielen noch keine völlige Sättigung erreicht hat. Bei den Modellvoraussagen kommt es zu Beginn der Belastung zu einer Abnahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl. Nach wenigen Lastspielen jedoch kehrt sich das Vorzeichen der Ratchettingdehnung um. Im Anschluß hieran tritt recht früh eine Sättigung der Ratchettingdehnung auf.

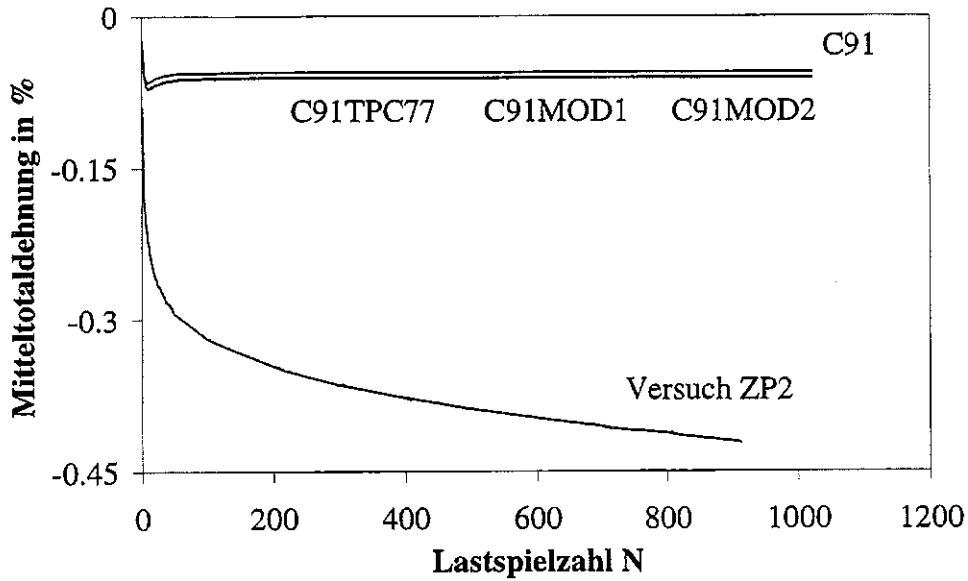


Bild 5.16(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP2 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.

In den Bildern 5.17(a) und 5.17(b) ist der Vergleich des Versuchs ZP3 (Typ II) mit den Modellvorhersagen dargestellt. Aus Bild 5.17(b) geht hervor, daß der Versuch ZP3 von Beginn der Wechselbelastung an eine Abnahme der Mitteltotaldehnung mit der Lastspielzahl zeigt. Die Ratchettingrate nimmt hier zu Beginn stark ab und stabilisiert sich bei einem Wert kleiner null. Es ist für die betrachtete Zyklenzahl noch keine vollständige Sättigung des Ratchettingverhaltens zu beobachten.

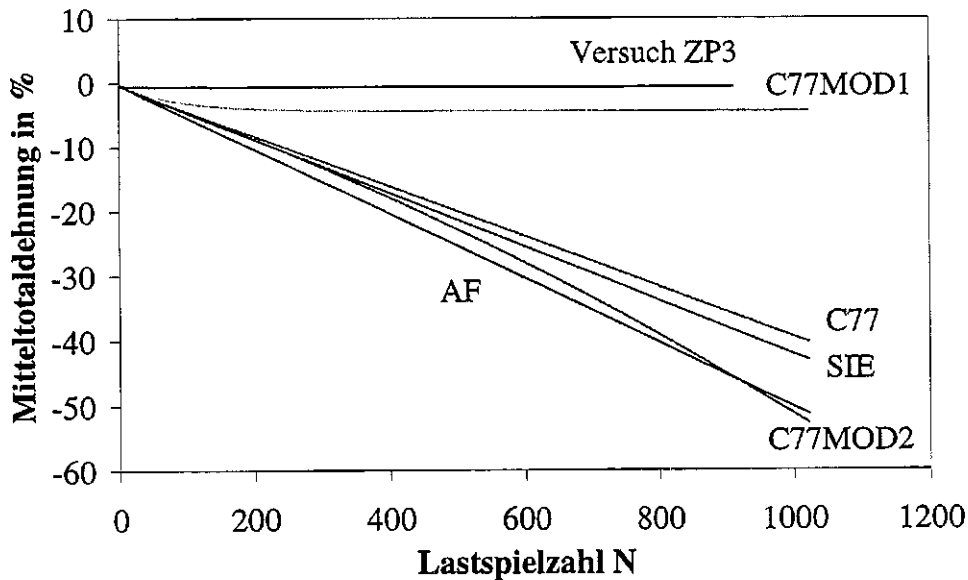


Bild 5.17(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP3 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.



Der Vergleich der Modellvoraussagen auf Basis der Ansätze AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE mit dem Versuch ZP3 ist in Bild 5.17(a) dargestellt. Auch bei dieser Belastung ist die Modellvoraussage auf Basis von C77MOD1 mit Abstand am besten geeignet, um das thermomechanische Wechselverformungsverhalten des Experiments zu beschreiben. Für den hier dargestellten Vergleich von Versuch und Modellvorhersage gilt dasselbe wie bei Versuch ZP2 diskutiert wurde. In Bild 5.17(b) ist der Vergleich des Experiments ZP3 mit den Modellvorhersagen auf Basis von C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 dargestellt. Die Modellvorhersagen zeigen Ratchettingdehnungen, die quantitativ relativ nah an denen des Experiments liegen. Sie zeigen jedoch ein qualitativ anderes Ratchettingverhalten. Nach einer Verschiebung der Mitteltotaldehnung in negativer Richtung, was mit dem Experiment übereinstimmt, nimmt die Mitteltotaldehnung bei den Modellvorhersagen im Gegensatz zum Experiment zu, bis sie nach wenigen Zyklen einen Sättigungswert erreicht.

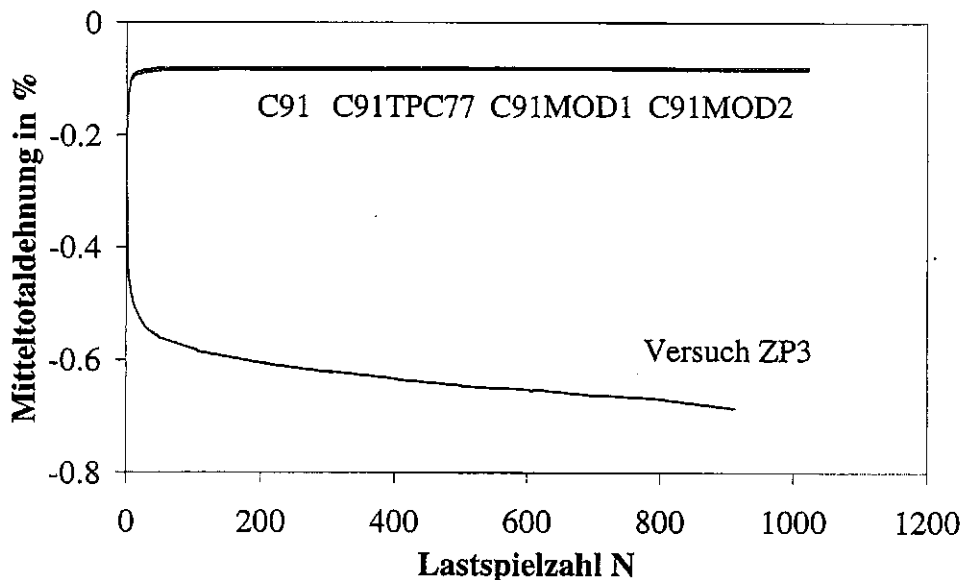


Bild 5.17(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP3 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.

Der Vergleich der Modellvorhersagen mit dem Versuch ZP5 ist in den Bildern 5.18(a) und 5.18(b) dargestellt. Es ist jeweils die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen. Aus Bild 5.18(b) geht hervor, daß die Mitteltotaldehnung des Versuchs ZP5 zu Beginn der Belastung eine Verschiebung in positiver Richtung erfährt. Dann folgt eine kontinuierliche Abnahme der Mitteltotaldehnung bis in den negativen Bereich hinein. Es deutet sich an, daß die Ratchettingdehnung des Experiments für größere Lastspielzahlen gegen einen Sättigungswert geht. Beim Vergleich des Versuchs ZP5 mit der Modellvorhersage auf Basis von AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE in Bild 5.18(a) ergibt sich ein ähnliches Bild wie bei den Betrachtungen zu den Versuchen ZP2 und ZP3. Auch hier liegt die Modellvorhersage, die sich mit C77MOD1 ergibt, sowohl qualitativ als auch quantitativ mit Abstand am dichtesten am experimentell ermittelten Ratchettingverhalten, während die anderen Vorhersagen

zu einer sehr großen Überschätzung der beim Experiment ermittelten Ratchettdelung führen.

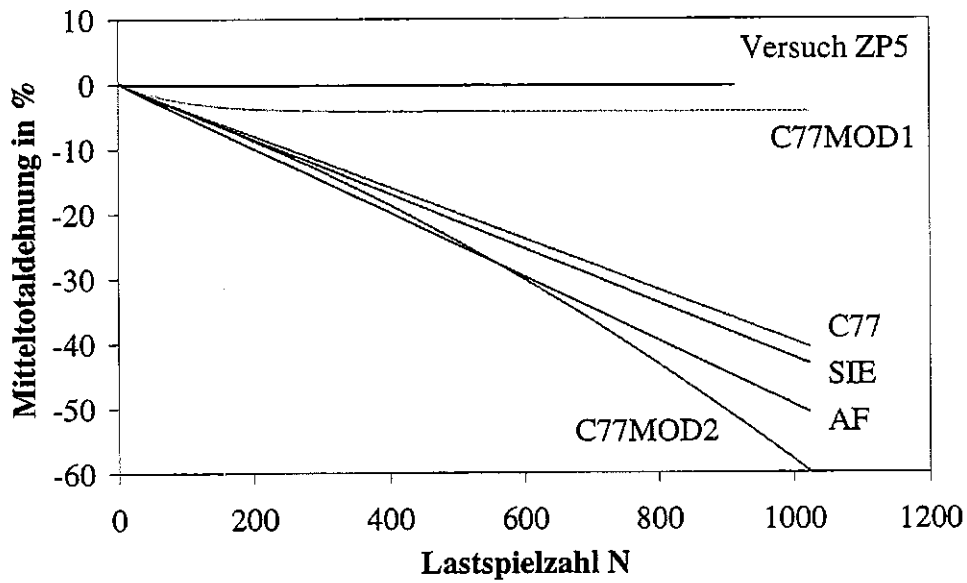


Bild 5.18(a): Vergleich des Ratchettdelungsverhaltens von Versuch ZP5 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.

In Bild 5.18(b) wird die Ratchettdelung des Versuchs ZP5 mit den Modellvorhersagen verglichen, die auf C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 basieren.

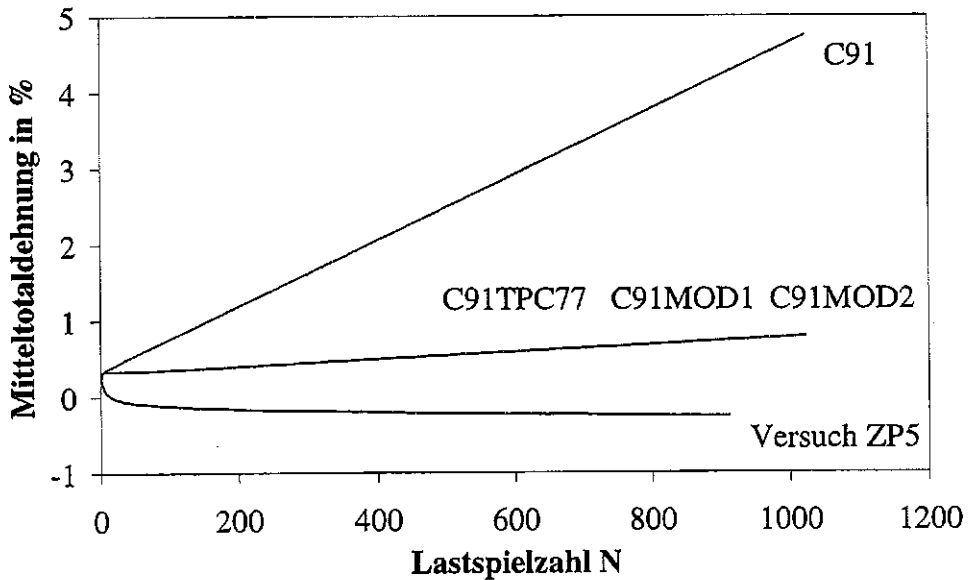


Bild 5.18(b): Vergleich des Ratchettdelungsverhaltens von Versuch ZP5 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.

Alle Modellantworten weisen qualitative Unterschiede beim Verlauf der Ratchettingdehnung auf, die insbesondere bei C91 zu einer deutlichen quantitativen Abweichung von den experimentell ermittelten Werten führt. Bei allen Modellvorhersagen ist, wie beim experimentell ermittelten Verlauf, zu Beginn der Wechselverformung eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung in positiver Richtung zu beobachten. Die Modellvorhersagen zeigen im weiteren Verlauf dann jedoch im Gegensatz zum Experiment eine Zunahme der Mitteltotaldehnung. Die Ratchettingraten der Vorhersagen nehmen während der ersten Lastspiele ab und erreichen schnell einen annähernd konstanten positiven Wert, so daß keine Sättigung des Ratchetting auftritt. Auch bei den Modellvorhersagen auf Basis der Ansätze C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 ist deshalb insbesondere für größere Lastspielzahlen mit größeren quantitativen Abweichungen von experimenteller und berechneter Ratchettingdehnung zu rechnen.

In den Bildern 5.19(a) und 5.19(b) ist der Vergleich von Versuch ZP13 mit den Modellvoraussagen dargestellt. Es ist die Mitteltotaldehnung über der Lastspielzahl aufgetragen. Aus Bild 5.19(b) geht hervor, daß Versuch ZP13 im ersten Lastspiel eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung in positiver Richtung erfährt. Mit zunehmender Lastspielzahl ist dann eine Abnahme der Mitteltotaldehnung bei abnehmender Ratchettingrate zu beobachten. Zu großen Lastspielzahlen hin deutet sich eine Sättigung des Ratchettingverhaltens an. Bild 5.19(a) zeigt den Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP13 mit den Modellvoraussagen AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE.

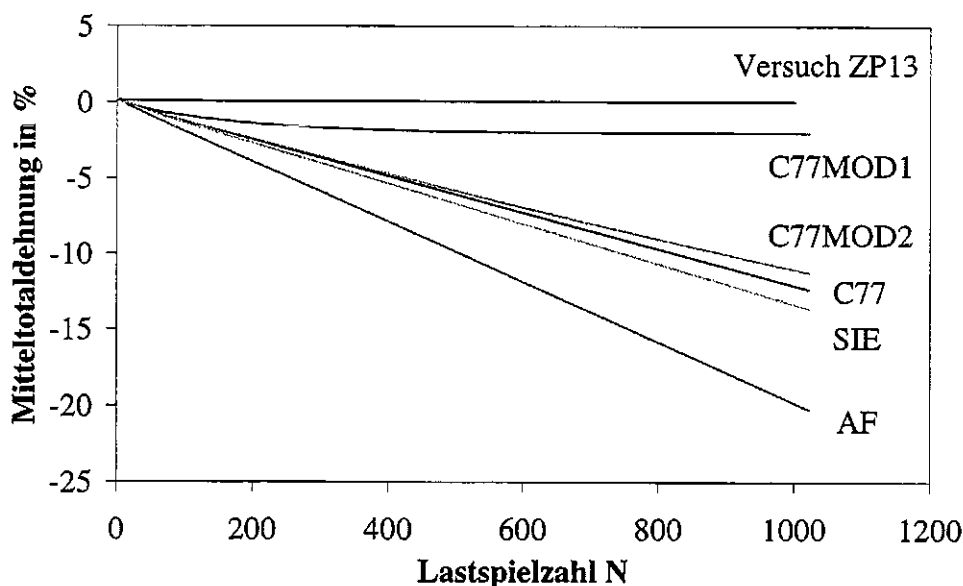


Bild 5.19(a): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP13 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.

Auch bei dieser Belastung zeigt sich, daß durch die Verwendung von C77MOD1 mit Abstand die beste Übereinstimmung von Versuch und Rechnung erreicht wird. Bei allen Modellvorhersagen nimmt die Mitteltotaldehnung nach einer leichten Verschiebung in positiver

Richtung während des ersten Lastspiels wie auch beim Versuch in Bild 5.19(b) zu beobachten ab. Diese Abnahme der Mitteltotaldehnung zeigt bei Versuch ZP13 und bei C77MOD1 ein Sättigungsverhalten, während sich das Ratchetting bei den Modellantworten AF, C77, C77MOD2 und SIE bei größeren Lastspielzahlen mit konstanter Ratchettingrate fortsetzt, was zu einer großen Überschätzung der experimentell beobachteten Ratchettingdehnung führt. In Bild 5.19(b) wird das Ratchettingverhalten des Versuchs ZP13 mit den Modellvorhersagen C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2 verglichen. Wie auch im Experiment zu beobachten, zeigen sämtliche Modellvoraussagen während des ersten Lastspiels eine Verschiebung der Mitteltotaldehnung in positiver Richtung. Im weiteren Verlauf der Belastung kommt es jedoch bei den Modellvoraussagen im Gegensatz zum Experiment zu einer Zunahme der Mitteltotaldehnung mit zunehmender Lastspielzahl. Trotz dieser qualitativ unterschiedlichen Verläufe bleiben die Differenzen der Mitteltotaldehnungen von Versuch und Modellvorhersage im betrachteten Lastspielzahlbereich vergleichsweise gering.

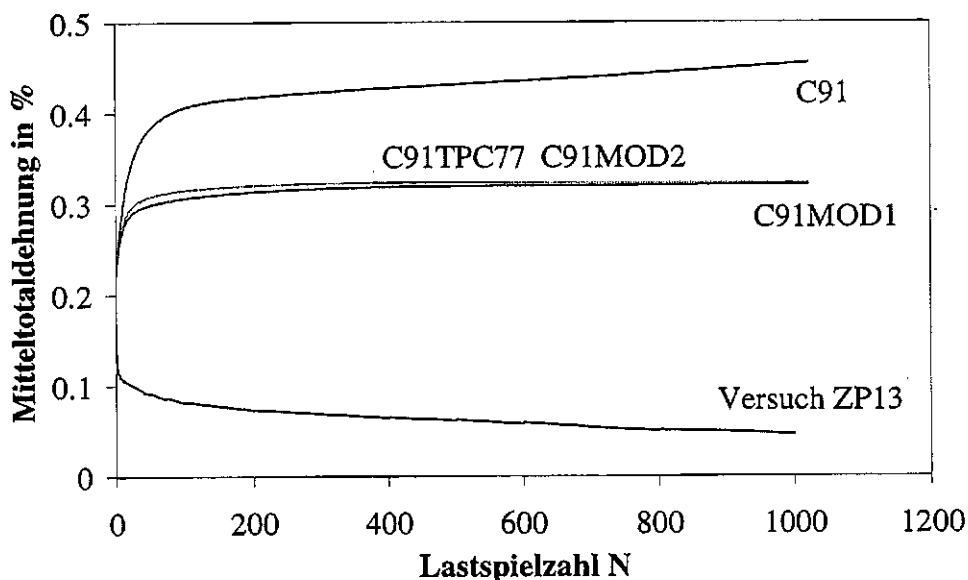


Bild 5.19(b): Vergleich des Ratchettingverhaltens von Versuch ZP13 (siehe Tabelle 4.13, S. 77) mit den Modellvoraussagen.

#### 5.4 Diskussion der Ergebnisse aus dem Vergleich von Versuch und Modellvorhersage

In den Kapiteln 5.2 und 5.3 wurden die Ratchettingdehnungen von verschiedenen thermomechanischen Versuchen mit den jeweiligen Modellvorhersagen verglichen. Auf Basis dieser Vergleiche soll nun die Eignung der einzelnen Modellvarianten zur Beschreibung des Ratchettingverhaltens des Stahles AISI 316L(N) bei thermomechanischer Belastung diskutiert werden. Bei den Modellvorhersagen zu den thermomechanischen Experimenten, die am Einstab-Prüfsystem und am Zweistab-Prüfsystem durchgeführt wurden, konnten große Unterschiede bei der Simulation des experimentell beobachteten Ratchettingverhaltens aufgezeigt

werden. Hierbei wurde die Bedeutung von  $\dot{T}$ -Termen für die Modellierung anisothermer Belastungen deutlich. In der folgenden Tabelle ist eine Bewertung der einzelnen Modellvarianten nach ihrer Eignung zur Beschreibung des Ratchettingverhaltens der einzelnen Versuche zusammengestellt. Bei dieser Bewertung werden die Noten 1, 2 und 3 vergeben. Hierbei stehen quantitative Aspekte im Vordergrund, es werden jedoch auch qualitative Aspekte berücksichtigt.

- Die Note 1 wird nur dann vergeben, wenn die Differenz der Ratchettingdehnungen von Experiment und Modellvorhersage bei großen Lastspielzahlen annähernd konstant und über den gesamten Lastspielzahlbereich vergleichsweise klein ist.
- Die Note 2 wird vergeben, wenn die Differenz der Ratchettingdehnungen von Experiment und Modellvorhersage bei großen Lastspielzahlen nicht konstant sind oder deutliche qualitative Unterschiede vorhanden sind. Für diese Bewertung müssen die quantitativen Unterschiede zwischen Versuch und Modellvorhersage im betrachteten Lastspielzahlbereich trotzdem noch vergleichsweise gering sein.
- Die Note 3 wird für Modellvoraussagen vergeben, die quantitativ große Abweichungen vom experimentell beobachteten Ratchettingverhalten aufweisen.

In der letzten Spalte der Tabelle ist für jede Evolutionsgleichung der kinematischen Verfestigung  $\Omega$  die Summe aus allen Noten aufgetragen, was nochmals einen groben Überblick über die Qualität des jeweiligen Ansatzes gibt.

Versuch Typ	ST01 A	ST05 B	ST10 C	ST16 D	ST18 E	ZP2 I	ZP3 II	ZP5 III	ZP13 IV	$\Sigma$
AF	3	3	3	2	3	3	3	3	3	26
C77	3	3	3	1	1	3	3	3	3	23
C77MOD1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	9
C77MOD2	3	3	3	1	1	3	3	3	3	23
SIE	3	3	3	2	3	3	3	3	3	26
C91	3	3	3	2	3	1	1	3	2	21
C91TPC77	3	3	3	2	2	1	1	2	1	18
C91MOD1	1	3	1	2	2	1	1	2	1	14
C91MOD2	3	3	3	2	2	1	1	2	1	18

Tabelle 5.3: Grobe Bewertung der untersuchten Modellvorhersagen.

Es wird deutlich, daß der im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagene  $\dot{T}$ -Term des Ansatzes C77MOD1 die beste Wiedergabe des betrachteten, thermisch motivierten Ratchettingverhaltens ermöglicht. Das spiegelt sich in den Einzelbewertungen sowie in der Summe der Einzelbewertungen wieder. Dieser Ansatz ist der einzige, dessen Modellvorhersage bei keiner der untersuchten Belastungsbedingungen übermäßig große quantitative oder qualitative Abweichungen vom experimentell ermittelten Ratchettingverhalten zeigt. Alle anderen Entwicklungsgleichungen weisen bei der Beschreibung von mindestens einem der untersuchten Be-

lastungsfälle große quantitative Abweichungen (Note 3) vom experimentell beobachteten Ratchettingverhalten auf.

Die Modellvoraussagen, die auf C91MOD1 basieren, heben sich ebenfalls noch positiv von den anderen Modellvorhersagen ab, was sowohl die Einzelbewertungen als auch die Summe der Einzelbewertungen belegen. Bei der Modellierung des Versuchs ST05 treten jedoch qualitative Unterschiede zum experimentell beobachteten Ratchettingverhalten auf, die insbesondere bei höheren Lastspielzahlen zu großen quantitativen Differenzen der Mitteltotaldehnungen von Versuch und Modellantwort führen.

Die Ansätze C91, C91TPC77 und C91MOD2 liefern Modellvorhersagen, die insbesondere bei den Versuchen ST01, ST05 und ST10 zu einer starken Überschätzung des experimentell zu beobachtenden Ratchettingverhaltens führen. Die Verläufe der Mitteltotaldehnungen über der Lastspielzahl sind hier für alle drei Ansätze annähernd identisch. Da C91 keinen  $\dot{T}$ -Term enthält, ist davon auszugehen, daß die  $\dot{T}$ -Terme der Ansätze C91TPC77 und C91MOD2 bei diesen Belastungsbedingungen keinen großen Einfluß auf die Modellantwort besitzen.

Die Ansätze AF und SIE bzw. C77, C77MOD2 führen zu Modellvorhersagen, die die experimentell beobachteten Ratchettingdehnungen aller Versuche bis auf ST16 bzw. bis auf ST16 und ST18 stark überschätzen. Diese schlechte Wiedergabe des experimentell ermittelten Mitteltotaldehnungsverlaufs wird in Tabelle 5.3 durch die Einzelbewertungen sowie durch die Summen aus diesen verdeutlicht.

Diese Untersuchungen haben gezeigt, daß  $\dot{T}$ -Terme für die Modellierung thermomechanischer Belastungen notwendig sind. Mit dem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten  $\dot{T}$ -Term, wie er aus C77MOD1 hervorgeht, wurde eine deutliche Verbesserung der Modellvorhersage bezogen auf das Ratchettingverhalten bei thermomechanischer Belastung erreicht.

## 6. Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde der Einfluß von  $\dot{T}$ -Termen in der Entwicklungsgleichung der kinematischen Verfestigung auf die Modellvorhersage eines viskoplastischen Materialmodells nach Chaboche in zwei Grundformulierungen bei thermomechanischer Belastung am Beispiel des Stahls AISI 316L(N) untersucht. Bei diesen Untersuchungen wurden sowohl aus der Literatur bekannte  $\dot{T}$ -Terme angewandt als auch neue  $\dot{T}$ -Terme entwickelt. Die betrachteten  $\dot{T}$ -Terme ändern die prinzipielle Form der Spannungs-Dehnungshysteresen bei thermomechanischer Belastung nicht. Sie haben jedoch bei thermomechanischer Belastung einen großen Einfluß darauf, wieweit diese Hystereseschleifen geöffnet sind und wann geschlossene Spannungs-Dehnungshysteresen auftreten. Damit wirken  $\dot{T}$ -Terme als bestimmender Faktor für das Ratchettingverhalten, das von den jeweiligen Materialmodellen bei zyklischen thermomechanischen Belastungen vorhergesagt wird. Die Modellvorhersage des Ratchettingverhaltens bei thermomechanischen Belastungen ist nur sehr wenig untersucht. Die bekannten Materialmodelle vom Chaboche Typ mit oder ohne  $\dot{T}$ -Term sind nicht in der Lage, das Ratchettingverhalten bei thermomechanischer Belastung zufriedenstellend zu beschreiben. In dieser Arbeit wurden neue  $\dot{T}$ -Terme mit dem Ziel entwickelt, die Modellvoraussage bezüglich des Ratchettingverhaltens zu verbessern.

Da für diese Untersuchungen sowohl einachsige, isotherme Experimente bei mehreren Temperaturen zur Parameterbestimmung als auch einachsige, thermomechanische Experimente zur Modellverifikation notwendig waren, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Einstab-Prüfsystem konzipiert und realisiert. Mit diesem Prüfsystem wurden dann die oben angesprochenen isothermen und thermomechanischen Experimente durchgeführt.

Zusätzlich wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffkunde I der Universität Karlsruhe (TH) thermomechanische Experimente an einem Zweistab-Prüfsystem geplant und durchgeführt. Diese Experimente dienen ebenfalls der Modellverifikation und sind in Kapitel 4.8 zusammengefaßt dargestellt.

Als Grundlage für die Modellierung des thermomechanischen Wechselverformungsverhalten des Werkstoffs AISI 316L(N) wurden mit Hilfe der am Einstab-Prüfsystem durchgeführten isothermen Versuche, nach der in Kapitel 5.1 beschriebenen Vorgehensweise, die Modellparameter für den Temperaturbereich von 200°C bis 650°C bestimmt. Hierbei wurde für jede der beiden betrachteten Grundformulierungen des untersuchten Materialmodells ein Parametersatz bestimmt. Der erste Parametersatz gilt für die Modellvarianten, die die Entwicklungsgleichungen der kinematischen Verfestigungen AF, C77, C77MOD1, C77MOD2 und SIE enthalten. Der zweite Parametersatz gilt für die Modellvarianten mit den Entwicklungsgleichungen C91, C91TPC77, C91MOD1 und C91MOD2, die einen Schwellenwert für die dynamische Erholung in der kinematischen Verfestigung verwenden.

Sowohl bei den zyklischen thermomechanischen Experimenten am Einstab-Prüfsystem als auch bei den zyklischen thermomechanischen Experimenten am Zweistab-Prüfsystem wurden Ratchettingdehnungen in der Größenordnung bis 1% beobachtet, wobei die Ratchettingrate während der ersten Lastspiele in der Regel stark abnahm. Bei vielen Versuchen ist die Abnahme der Ratchettingrate so ausgeprägt, daß bei diesen Experimenten schon nach wenigen Lastspielen eine Sättigung der Ratchettingdehnung zu beobachten ist. Bei anderen Experimenten ist diese Sättigung der Ratchettingdehnung erst bei größeren Lastspielzahlen zu erwarten, wobei die Ratchettingdehnung die angesprochene Größenordnung von 1% nicht wesentlich übersteigt. Es wurde gezeigt, daß dieses Ratchetting hauptsächlich als Folge der Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften auftritt.

Beim Vergleich von Modellvoraussage und Experiment wurde in den Kapiteln 5.2, 5.3 und 5.4 gezeigt, daß  $\dot{T}$ -Terme in den Evolutionsgleichungen der kinematischen Verfestigung einen sehr großen Einfluß auf die Modellierung des Ratchettingverhaltens bei einachsiger thermomechanischer Wechselverformung besitzen. Der im Rahmen dieser Arbeit in den Gleichungen C77MOD1 und C91MOD1 vorgeschlagene  $\dot{T}$ -Term führt zu einer deutlichen Verbesserung der Beschreibung des Ratchettingverhaltens des Werkstoffs AISI 316L(N). Die Modellvorausagen von C77MOD1 geben das experimentell beobachtete Ratchettingverhalten am besten wieder. Sie weisen bei keinem der getesteten Belastungsfälle übermäßig große qualitative oder quantitative Abweichungen vom experimentell ermittelten Mitteltotaldehnungsverlauf auf. Eine vergleichsweise gute Wiedergabe des in den Experimenten ermittelten Ratchettingverlaufs ermöglicht auch C91MOD1. Hier kann es jedoch anders als bei C77MOD1 insbesondere bei großen Lastspielzahlen zu größeren Abweichungen von Versuch und Modellvorhersage kommen. Es wurde gezeigt, daß sowohl die Ansätze C91, C91TPC77 und C91MOD2 als auch die Ansätze AF, C77 C77MOD2 und SIE zu großen Differenzen zwischen experimentell ermittelter Ratchettingdehnung und der Modellvorhersage führen können.

Die thermodynamische Konsistenz des Materialmodells mit dem in C77MOD1 vorgeschlagenen  $\dot{T}$ -Term kann mit der üblichen Vorgehensweise, wie sie in Kapitel 2.9 dargestellt ist, nicht gezeigt werden. Dies bedeutet jedoch nicht, daß dieser Ansatz nicht konsistent mit dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik ist. Aus dem Ansatz C77MOD1 und aus Beschränkungen, die sich aus der in Kapitel 2.9 beschriebenen Vorgehensweise zum Nachweis der thermodynamischen Konsistenz ableiten, wurde der Ansatz C77MOD2 hergeleitet. Für diese Modellvariante kann die thermodynamische Konsistenz gezeigt werden. Die Modellvorhersagen auf Basis von C77MOD2 geben den experimentell ermittelten Mitteltotaldehnungsverlauf jedoch nicht geeignet wieder. Hieraus ist ersichtlich, daß der Nachweis der thermodynamischen Konsistenz mit der beschriebenen Vorgehensweise, die allgemein üblich ist, nicht in direktem Zusammenhang mit der Qualität des jeweiligen Materialmodells gesehen werden kann. Falls der Nachweis der thermodynamischen Konsistenz gelingt, so ist abgesichert, daß das jeweilige Materialmodell keine physikalischen Grundregeln verletzt. Gelingt dieser Nachweis nicht, so daß die hinreichende Bedingung für thermodynamische Konsistenz nicht



erfüllt ist, so ist noch nicht bewiesen, daß das betrachtete Materialmodell nicht konsistent mit dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik ist.

Der in dieser Arbeit entwickelte  $\dot{T}$ -Term führt wie oben beschrieben zu einer deutlichen Verbesserung bei der Beschreibung des Ratchettingverhaltens unter zyklischer, mittelspannungsfreier thermomechanischer Belastung des Werkstoffs AISI 316L(N). Diese Verbesserung des Materialmodells wird ohne Einführen zusätzlicher Modellparameter erreicht. Jedoch ermöglicht auch dieser Term keine exakte Beschreibung des experimentell ermittelten Ratchettingverhaltens. Die Beschreibbarkeit des Ratchettingverhaltens bei zyklischer, isothermer mittelspannungsbehafteter Belastung von metallischen Werkstoffen mit Materialmodellen vom Chaboche-Typ ist noch nicht zufriedenstellend gelöst. Dies gilt auch, wie in dieser Arbeit gezeigt, für das modifizierte Materialmodell C91, das Chaboche 1991 veröffentlicht hat.

## 7. Literaturverzeichnis

- [1] Y. Jiang und P. Kurath, A Theoretical Evaluation of Plasticity Hardening Algorithms for Non-proportional Loadings, *Acta Mech.*, 118, (1996), S. 213-234.
- [2] Y. Jiang und P. Kurath, Characteristics of the Armstrong-Frederick Type Plasticity Models, *International Journal of Plasticity*, 12, (1996), S. 387-415.
- [3] J.-L. Chaboche, K. Dang Van und G. Cordier, Modelization of the Strain Memory Effekt on the Cyclic Hardening of 316 Stainless Steel, *Trans SMIRT-S, Div. L, Berlin*, L11/3, (1979).
- [4] J.-L. Chaboche, Office National d' Etudes et de Recherches Aerospatiales, On some Modifications of Kinematic Hardening to improve the Description of Ratchetting Effekts, *International Journal of Plasticity*, 7, (1991), S. 661-678.
- [5] J.-L. Chaboche, A New Kinematic Hardening Rule with Discrete Memory Surfaces, *La Recherche Aerospatiale*, 4, (1989), S. 49-69.
- [6] J.-L. Chaboche, Constitutive Modelling of Ratchetting Effekts-Part II: Possibilities of Some Additional Kinematic Rules, *Journal of Engineering Materials and Technology*, 111, (1989), S. 409-416.
- [7] J.-D. Wang und N. Ohno, Two Equivalent Forms of Nonlinear Kinematic Hardening: Application to Nonisothermal Plasticity, *International Journal of Plasticity*, 7, (1991), S. 637-650.
- [8] N. Ohno und J. Wang, On Modelling of Kinematic Hardening for Ratcheting Behaviour, *Nuclear Engineering and Design*, 153, (1995), S. 205-212.
- [9] M. Kobayashi und N. Ohno, Thermal Ratchetting of a Cylinder Subjektet to a Moving Temperature Front: Effekts of Kinematic Hardening Rules on the Analysis, *International Journal of Plasticity*, 12, (1996), S. 255-271.
- [10] Y. Jiang, Cyclic Plasticity with an Emphasis on Ratchetting, Dissertation, University of Illinois at Urbana-Champaign, (1993), Order Number: 9411663.
- [11] Y. Jiang und P. Kurath, Characteristics of the Armstrong-Frederick Type Plasticity Models, *International Journal of Plasticity*, 12, (1996), S. 387-415.

- [12] Y. Jiang, Influence of Cyclic Hardening on Ratchetting Modeling, Proceedings of the Sixth International Symposium on Plasticity and its Current Applications (Plasticity '97), Alaska, USA, (1997) S. 357,358.
- [13] J. L. Chaboche, Viskoplastische Constitutive Equations for the Description of Cyclic and Anisotropic Behaviour of Metals, Bulletin de L'Academie Polonaise des Sciences, Serie des Sciences Techniques, 25, (1977), S. 33-39.
- [14] P. J. Armstrong, C.O. Frederick, A Mathematical Representation of the multiaxial Bauschinger Effect, C.E.G.B. Report RD/B/N 731, (1966).
- [15] W. Prager, Recent Developments in the Mathematical Theorie of Plasticity, Journal of Applied Physics, 20, (1949), S. 235-241.
- [16] J. L. Chaboche, Modelization of the Strain Memory Effect on the Cyclic Hardening of 316 Stainless Steel, Transactions of the 5 th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMIRT 5, (1979), L11/3.
- [17] J. L. Chaboche, G. Rousselier, On the Plastic and Viskoplastische Constitutive Equations-Part I: Rules Developed With Internal Variable Concept, Journal of Pressure Vessel Technology, 105, (1983), S. 153-158.
- [18] J. L. Chaboche, G. Rousselier, On the Plastic and Viskoplastische Constitutive Equations-Part II: Application of Internal Variable Concepts to the 316 Stainless Steel, 105, (1983), S. 159-164.
- [19] J. L. Chaboche, Unified Cyclic Viscoplastic Constitutive Equations: Development, Capabilities, and Thermodynamic Framework, Unified Laws of Plastic Deformation, Academic Press, (1996), S. 1-68.
- [20] J. L. Chaboche, Time-Independent Constitutive Theories for Cyclic Plasticity, International Journal of Plasticity, 2, (1986), S. 149-188.
- [21] R. Sievert, J. Olschewski, Modellierung thermisch-mechanischen viskoplastischen Verfestigungsverhaltens und Lebensdauerabschätzung bei mehrachsiger Hochtemperatur-Ermüdung am Beispiel von IN738LC, Workshop Hochwarmfeste Werkstoffe, Karman-Auditorium, RWTH Aachen, (1997).
- [22] K. P. Walker, Research and Development Program for Non-Linear Structural Modeling with Advanced Time-Temperature Dependent Constitutive Relationships, NASA CR-165533, (1981).

- [23] J. Schwertel, Modellierung des einachsigen mechanischen Verhaltens von Werkstoffen durch viskoplastische Stoffmodelle, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH) (1992), Fortschrittsberichte VDI, Reihe 5, Nr. 306, (1993).
- [24] R. Kühner, Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur zyklischen Thermoplastizität, Diplomarbeit, Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau, Universität Karlsruhe (TH), (1996).
- [25] R. Kühner, J. Aktaa, Numerical and Experimental Investigations of Temperature-Rate Terms in Modelling the Inelastic Material Behaviour, Proc. Of the 4th International Conference on Low Cycle Fatigue and Elasto-Plastic Behaviour of Materials, DVM LCF4, Garmisch-Partenkirchen, Elsevier, (1998), S. 641-646.
- [26] R. Kühner, J. Aktaa, L. Angarita, K.-H. Lang, The Role of Temperature Rate Terms in Viscoplastic Modelling: Theory and Experiments, Third Symposium on Thermo-mechanical Fatigue Behavior of Materials, ASTM STP 1371, (2000).
- [27] J. L. Chaboche, Cyclic Viscoplastic Constitutive Equations, Part I: A Thermodynamically Consistent Formulation, Journal of Applied Mechanics, 60, (1993), S. 813-821.
- [28] J. L., D. Nouailhas, D. Pacou, P. Paulmier, Modelling of the Cyclic Response and Ratchetting Effects on Inconel-718 alloy, European Journal of Mechanics, A/Solids, 10, (1991), S. 101-121.
- [29] R. Sievert, Considerations on the Back-Stress at Large Strain and Non-isothermal Loading, Report: BAM-V.31 97/2, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, (1997).
- [30] J. Lemaitre, J.-L. Chaboche, Mechanics of Solid Materials, Cambridge University Press, (1990) S. 36-67, 253-328.
- [31] H. Lämmer, Thermoplastizität und Thermoviskoplastizität mit Schädigung bei kleinen und großen Deformationen, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), Institut für Materialforschung, Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 6053, (1998).
- [32] M. Kamlah, Zur Modellierung des Verfestigungsverhaltens von Materialien mit statischer Hysterese im Rahmen der phänomenologischen Thermomechanik, Dissertation, Universität Gesamthochschule Kassel, Institut für Mechanik, Bericht 3/1994, (1994).

- [33] C. Tsakmakis, Methoden zur Darstellung inelastischen Materialverhaltens bei kleinen Deformationen, Habilitationsschrift, Universität Gesamthochschule Kassel, Institut für Mechanik, Bericht 5/94, (1994).
- [34] R. Sievert, Persönliche Erläuterungen, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung BAM, (1998).
- [35] H. Hübel, Ratcheting Phenomena, Transactions of the 12 th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMIRT 12, L, (1993), S. 183-196.
- [36] H. Hübel, Basic Conditions for Material and Structural Ratcheting, Nuclear Engineering and Design 162, (1996), S. 55-65.
- [37] J. Bauschinger, Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und des Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchung, Mitteilungen aus dem Mechanisch – Technischen Laboratorium der K. Technischen Hochschule in München, H13, (1886).
- [38] R. Kühner, Zum zyklischen Kriechverhalten der Werkstoffe Al-1,5Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> und Al-12Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub>/1,5Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> bei T = 20°C, 300°C und 400°C, Studienarbeit am Institut für Werkstoffkunde I, Universität Karlsruhe (TH), (1995).
- [39] H.-J. Christ, Wechselverformung von Metallen, Werkstoff-Forschung und -Technik 9, Springer-Verlag, (1991), S.26,27.
- [40] D. Eifler, Temperatur und Mittellasteinfluß auf das Wechselverformungsverhalten unlegierter Stähle, Habilitationsschrift, Universität Karlsruhe (TH), (1991).
- [41] P.W.J. Oldroyd und J.C. Radon, Reversal of Cyclic Creep in Mild Steel and Copper, Fatigue of Engineering Materials and Structures, 1, (1979), S.297.
- [42] H.-F. Chai und C. Laird, Mechanisms of Cyclic Softening and Cyclic Creep in Low Carbon Steel, Mat. Sci. Eng., 93 (1987), S.159.
- [43] W.Reik, Zum Wechselverformungsverhalten des Edelstahlbes Ck 45 im normalisierten Zustand, Doktorarbeit, Universität Karlsruhe (TH), (1978).
- [44] I. Hiromasa und S.Katsushiko, Creep, Stress Relaxation and Biaxial Ratchetting of Type 304 Stainless Steel after Cyclic Preloading, J. Eng. Mater. Tech., 116, (1994), S.133.
- [45] U. Kikillus, Ein Beitrag zum zyklischen Kriechverhalten von Ck15, Mitteil. Aus dem Institut für Mechanik Nr. 84, Ruhr-Universität Bochum, (1993).

- [46] O. Philip, L. Taleb, M. Cousin, Interaction between Ratchetting and Creep, Transactions of the 12 th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMIRT 12, Stuttgart, Germany, L, (1993), S. 209-214.
- [47] O. Philip, L. Taleb, M. Cousin, N. Waeckel, Interaction Creep-Ratchetting. Experimental and Numerical Study, Transactions of the 14 th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMIRT 14, Lyon, France, 9, L, (1997), S. 253-260.
- [48] G. Breitbach, A. Schmidt-Plutka, F. Schubert, H. Nickel, Deformation Behaviour of Structures Exposed at Very High Temperatures to Cyclic Thermal and Mechanical Loads, Transactions of the 12 th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMIRT 12, Stuttgart, Germany, L, (1993), S. 203-208.
- [49] T. Igari, M. Kobayashi, S. Imatani, Y. Takahashi, K. Take, T. Inoue, Inelastic Analysis of New Thermal Ratchetting due to Moving Temperature Front – Results of Benchmark project (A) by JSMS, Transactions of the 14 th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMIRT 14, Lyon, France, 9, L, (1997), S. 213-220.
- [50] F. Yoshida, M. Kobayashi, K. Tsukimori, T. Uno, Y. Fukuda, T. Igari, T. Inoue, Inelastic Analysis of Material Ratchetting of 316FR at varying temperature – Results of Benchmark projekt (B) by JSMS, Transactions of the 14 th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMIRT 14, Lyon, France, 9, L, (1997), S. 213-220.
- [51] G. Pitz, K.-H. Lang, und D. Löhe, Konzeption und Realisierung eines Prüfsystems für komplexe thermisch-mechanische Belastung, Werkstoffprüfung 1995, Bad Nauheim, DVM, Berlin (1995), S. 69-78.
- [52] M. Schirra, S. Heger, Zeitstandfestigkeits- und Kriechversuche am EFR-Strukturwerkstoff 316L(N), DIN 1.4909, Institut für Material- und Festkörperforschung, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 4767, (1990).
- [53] A. Haupt, Untersuchungen zum Ratchettingverhalten eines austenitischen Stahls und seine Beschreibung mit einem Modell der Viskoplastizität, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), (1995).
- [54] W. Beitz, K.-H. Küttner, Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, Springer Verlag, 17. Aufl., (1990), C42.
- [55] Tabellenbuch Metall, 38. Auflage, Europa-Lehrmittel, (1992), S.43.

- [56] M. Pfeifenroth, R. Schmitt, Hochtemperatur-Ermüdungsverhalten des austenitischen EFR-Strukturwerkstoffes 316 L(N), DIN 1.4909, Wissenschaftliche Berichte FZKA 5659, Forschungszentrum Karlsruhe, (1997).
- [57] M. Pfeifenroth, R. Schmitt, Persönliche Mitteilungen, Forschungszentrum Karlsruhe, (1996-1999).
- [58] VDI-Wärmeatlas, 6. Auflage, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, (1991).
- [59] Femgen/Femview User Manual, Version 4.2.
- [60] Hibbit, Karlson & Sorensen: ABAQUS User's Manual Volume I, Version 5.6.
- [61] Hibbit, Karlson & Sorensen: ABAQUS User's Manual Volume II, Version 5.6.
- [62] H. Victor, M. Müller, R. Opferkuch, Zerspantechnik Teil II, Weiterbildung Technik 4, Springer-Verlag, (1983), S. 63-75.
- [63] MINUIT, Function Minimization and Error Analysis, D506, Version 92.1 (März 1992), Application Software Group, Computing and Networks Division, CERN Geneva, Switzerland (1992).

## Anhang A

### Anwendung des Chabochemodells auf das Zweistabsystem

Bei der Modellierung des Zweistabsystems nach Kapitel 4.2 müssen die in Kapitel 2.2 beschriebenen Gleichungen für beide Proben getrennt formuliert werden. Die Eigenschaften des Zweistabsystems werden dadurch in die Modellierung eingebracht, daß die Gleichungen für Stab 1 und Stab 2 über die Randbedingungen gekoppelt werden, die das Zweistabsystem charakterisieren. Diese Randbedingungen werden mit Hilfe von Bild 8.1

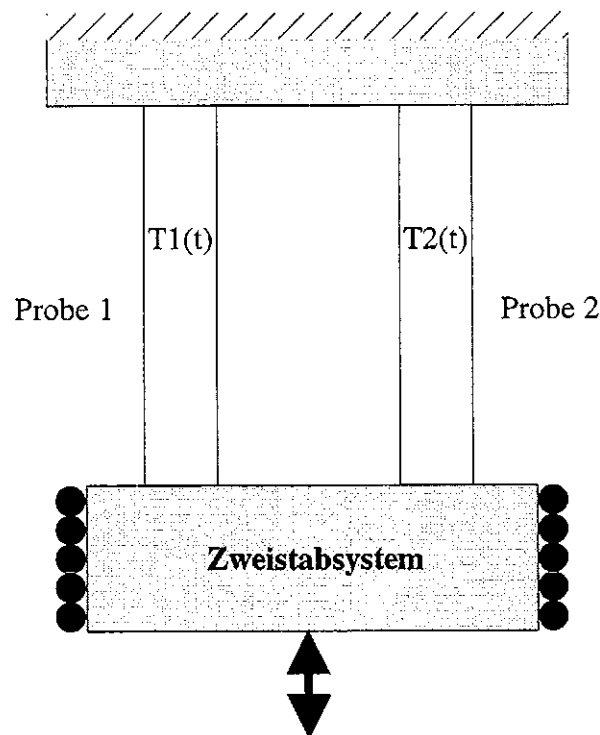


Bild 8.1: Schematische Darstellung des Zweistabsystems.

verdeutlicht. Die beiden Proben sind so miteinander gekoppelt, daß zu jedem Zeitpunkt die Gesamtdehnung von Stab 1 gleich der Gesamtdehnung von Stab 2 ist:

$$\varepsilon_{1_{ges}} = \varepsilon_{2_{ges}} = \varepsilon_{ges}.$$

Hierbei kann sich die Gesamtdehnung des Systems  $\varepsilon_{ges}$  frei entwickeln. Als weitere Randbedingung gilt für die Summe der Spannungen von Probe 1 und Probe 2:

$$\sigma_1 + \sigma_2 = 0.$$

Hieraus ergibt sich für die Gesamtdehnrates des Systems



$$\dot{\epsilon}_{ges} = \frac{E_{(T1)} (\dot{\epsilon}_{in1} + \dot{\epsilon}_{th1}) + E_{(T2)} (\dot{\epsilon}_{in2} + \dot{\epsilon}_{th2})}{E_{(T1)} + E_{(T2)}}$$

Die Temperaturen beider Stäbe des Systems können unabhängig voneinander als Funktion der Zeit

$$T1 = f(t)$$

$$T2 = g(t),$$

vorgegeben werden

Die jeweiligen Gleichungen müssen hier jeweils für Stab 1 und Stab 2 getrennt formuliert werden. Im Folgenden werden die Gleichungen für Stab 1 auf der linken Blattseite und die Gleichungen für Stab 2 auf der rechten Blattseite in eindimensionaler Form kurz dargestellt:

### Stab 1

### Stab 2

Thermische Dehnrates

$$\dot{\epsilon}_{th1} = \alpha_{(T1)} \dot{T}_1$$

$$\dot{\epsilon}_{th2} = \alpha_{(T2)} \dot{T}_2$$

Elastische Dehnungen

$$\epsilon_{el1} = \epsilon_{ges} - \epsilon_{th1} - \epsilon_{in1}$$

$$\epsilon_{el2} = \epsilon_{ges} - \epsilon_{th2} - \epsilon_{in2}$$

Spannungen

$$\sigma_1 = E_{(T1)} * \epsilon_{el1}$$

$$\sigma_2 = E_{(T2)} * \epsilon_{el2}$$

Fallunterscheidung in Form der Fließregel

$$|\sigma_1 - \Omega_1| - k_{(T1)} - k_{0(T1)} > 0$$

$$|\sigma_2 - \Omega_2| - k_{(T2)} - k_{0(T2)} > 0$$

→ Stab1 viskoplastisch

→ Stab2 viskoplastisch

Inelastische Dehnrates

$$\dot{\epsilon}_{in1} = \begin{cases} \dot{s}_1 \operatorname{sgn}(\sigma_1 - \Omega_1) & \text{viskoplastisch} \\ 0 & \text{sonst} \end{cases}$$

$$\dot{\epsilon}_{in2} = \begin{cases} \dot{s}_2 \operatorname{sgn}(\sigma_2 - \Omega_2) & \text{viskoplastisch} \\ 0 & \text{sonst} \end{cases}$$

Betrag der inelastischen Dehnrate bzw. Rate der akkumulierten inelastischen Dehnung

$$\dot{s}_1 = |\dot{\epsilon}_{in1}| = \left( \frac{|\sigma_1 - \Omega_1| - k_1 - k_{0(T1)}}{Z_{(T1)}} \right)^{N_{(T1)}}$$

$$\dot{s}_2 = |\dot{\epsilon}_{in2}| = \left( \frac{|\sigma_2 - \Omega_2| - k_2 - k_{0(T2)}}{Z_{(T2)}} \right)^{N_{(T2)}}$$

Vorzeichen der inelastischen Dehnrate

$$\frac{\sigma_1 - \Omega_1}{|\sigma_1 - \Omega_1|}$$

$$\frac{\sigma_2 - \Omega_2}{|\sigma_2 - \Omega_2|}$$

Rate der isotropen Verfestigung

$$\dot{k}_1 = C_{(T1)} (K_{S(T1)} - k_1) \dot{s}_1$$

$$\dot{k}_2 = C_{(T2)} (K_{S(T2)} - k_2) \dot{s}_2$$

Rate der kinematischen Verfestigung

$$\dot{\Omega}_1 = H_{(T1)} \dot{\epsilon}_{in1} - D_{(T1)} \Omega_1 \dot{s}_1 + B_{(T1)} \dot{T}_1$$

$$\dot{\Omega}_2 = H_{(T2)} \dot{\epsilon}_{in2} - D_{(T2)} \Omega_2 \dot{s}_2 + B_{(T2)} \dot{T}_2$$

## Anhang B

### Zur Temperaturabhängigkeit der Modellparameter

Die in Kapitel 5.1 dargestellten Modellparameter sind in den Bildern 8.2 bis 8.13 über der Temperatur aufgetragen, um die Temperaturabhängigkeit zu verdeutlichen. Bis auf die Parameter  $\Omega_L$  und  $H$  für das Materialmodell nach Chaboche 91 weisen alle Modellparameter einen monoton fallenden oder einen monoton steigenden Verlauf über der Temperatur auf. Die Punkte in den Diagrammen markieren die einzelnen Temperaturstützstellen, an denen die Modellparameter bestimmt wurden. Zwischen diesen Stützstellen werden die Modellparameter dann linear interpoliert. Die Modellparameter  $\alpha$ ,  $E$ ,  $N$ ,  $Z$ ,  $D$ ,  $k_0$ , und  $C$  sind wie in Kapitel 5 angesprochen für die Materialmodelle vom Typ Chaboche 91 und vom Typ Chaboche 77 identisch. Die Modellparameter  $H$  und  $K_s$  sind für die angesprochenen Modelltypen unterschiedlich und der Modellparameter  $\Omega_L$  wird nur beim Typ Chaboche 91 benötigt.

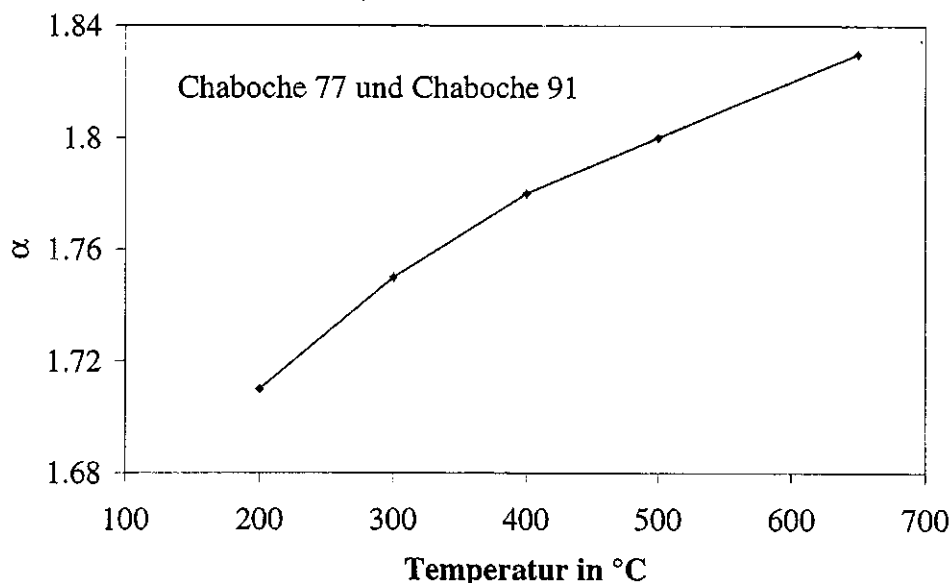


Bild 8.2: Temperaturabhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha$  in  $10^{-5} K^{-1}$ .

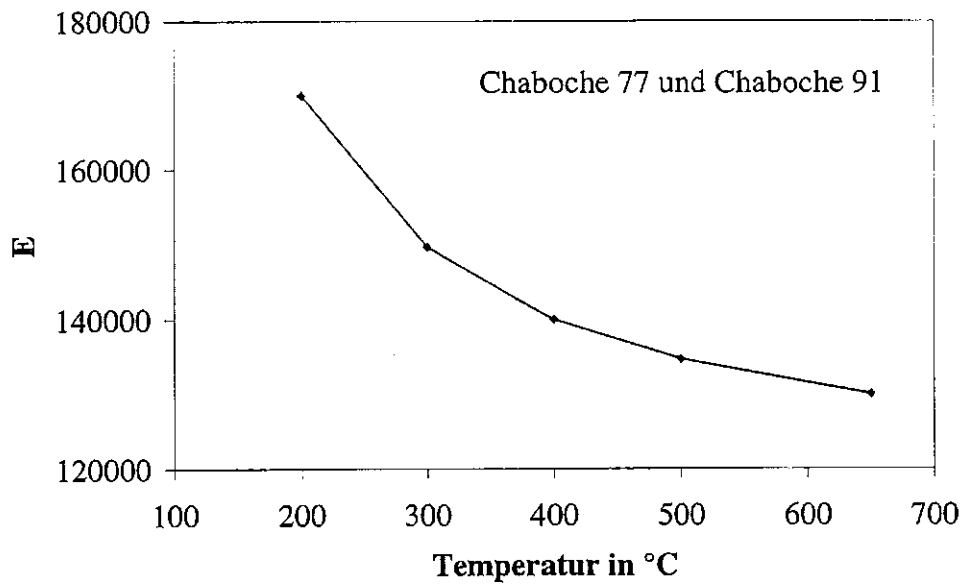


Bild 8.3: Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls E in  $\text{Nmm}^{-2}$ .

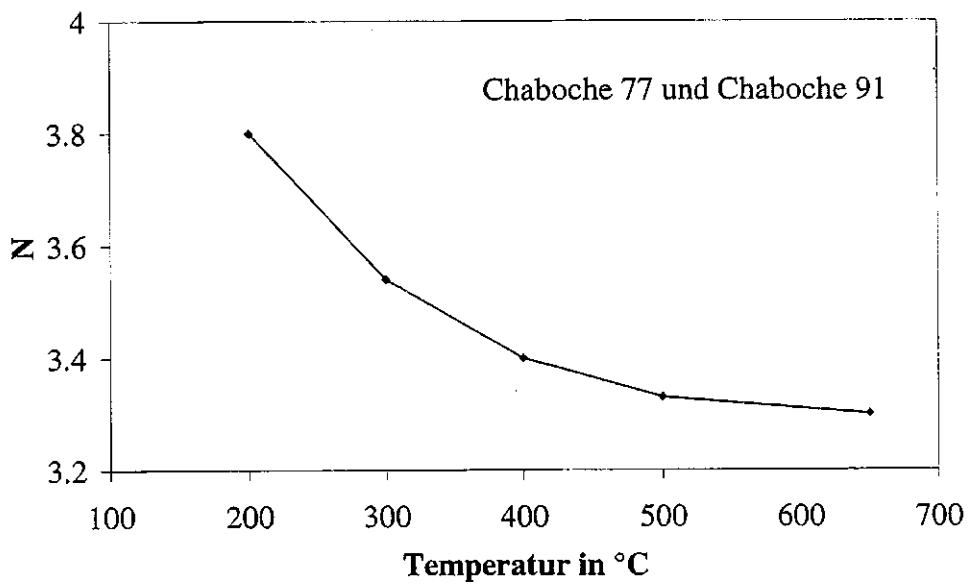


Bild 8.4: Temperaturabhängigkeit des Isotropenexponenten N.

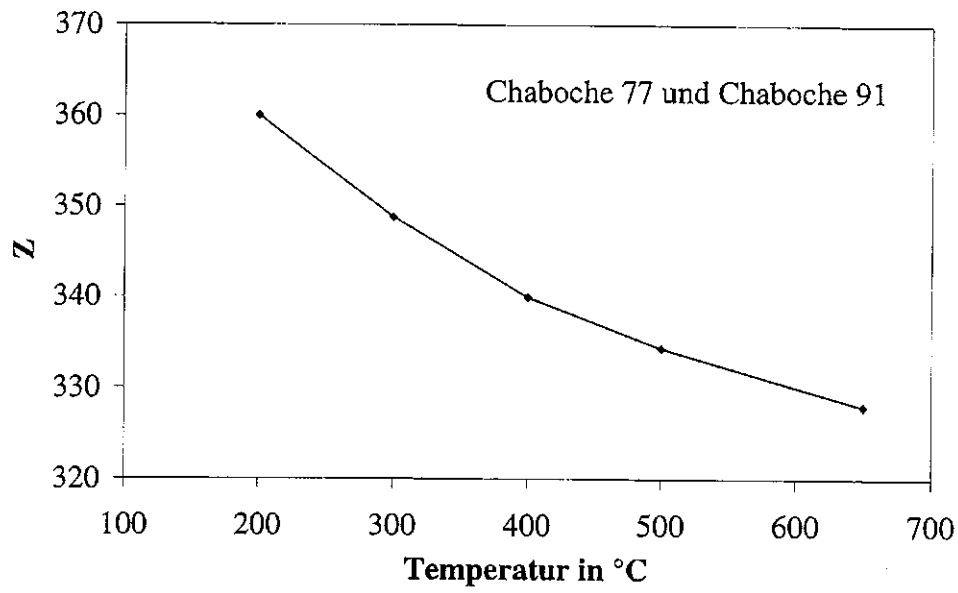


Bild 8.5: Temperaturabhängigkeit der Viskosität  $Z$  in  $\text{N mm}^{-2} \text{s}^{1/N}$ .

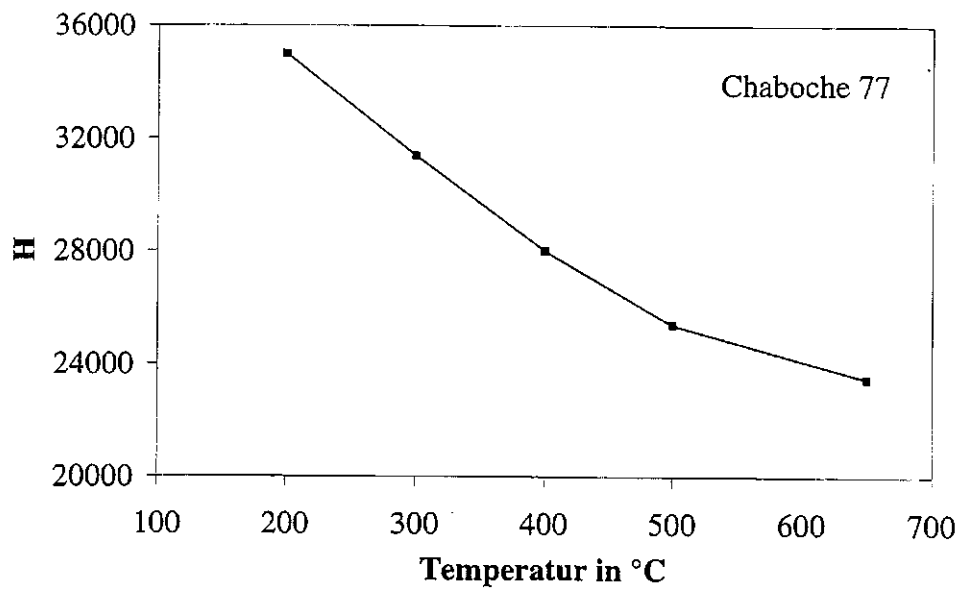


Bild 8.6: Temperaturabhängigkeit des Modellparameters  $H$  in  $\text{Nmm}^{-2}$ .

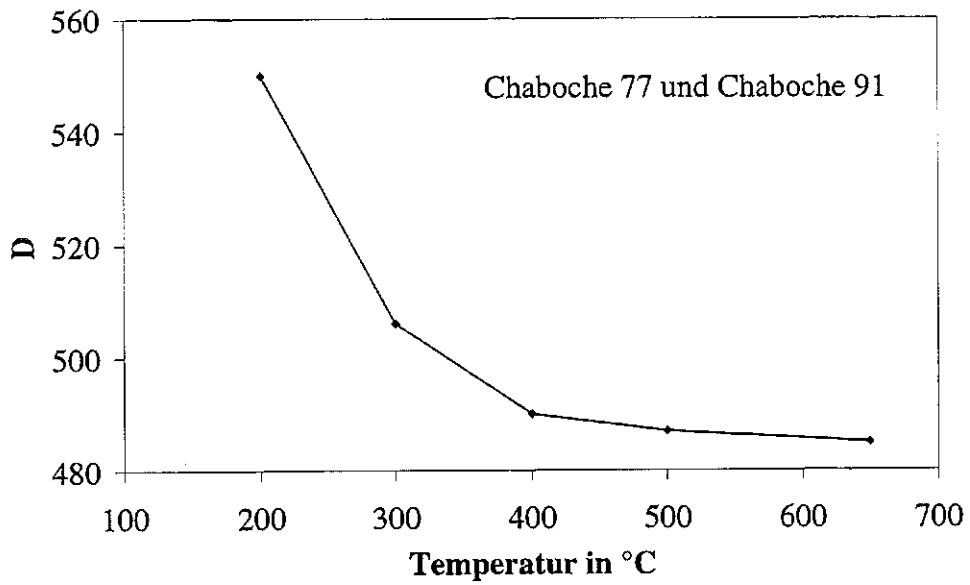


Bild 8.7: Temperaturabhängigkeit des Modellparameters D.

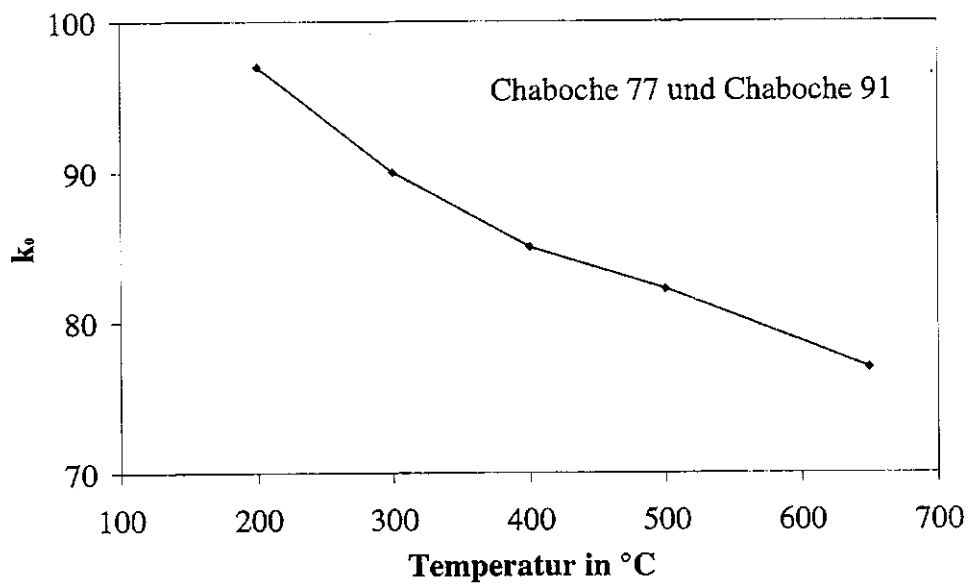


Bild 8.8: Temperaturabhängigkeit des Modellparameters  $k_0$  in  $\text{Nmm}^{-2}$ .

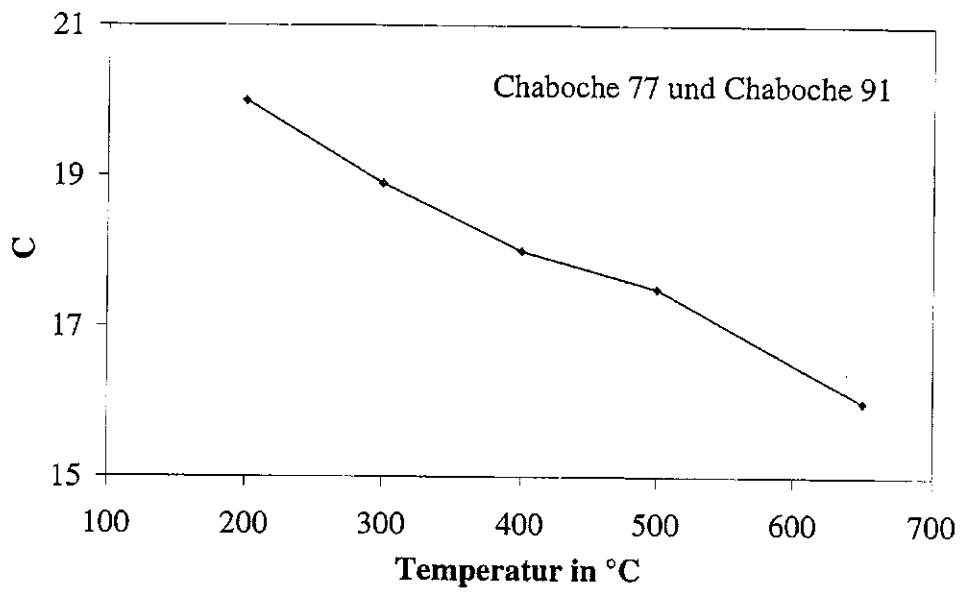


Bild 8.9: Temperaturabhängigkeit des Modellparameters C.

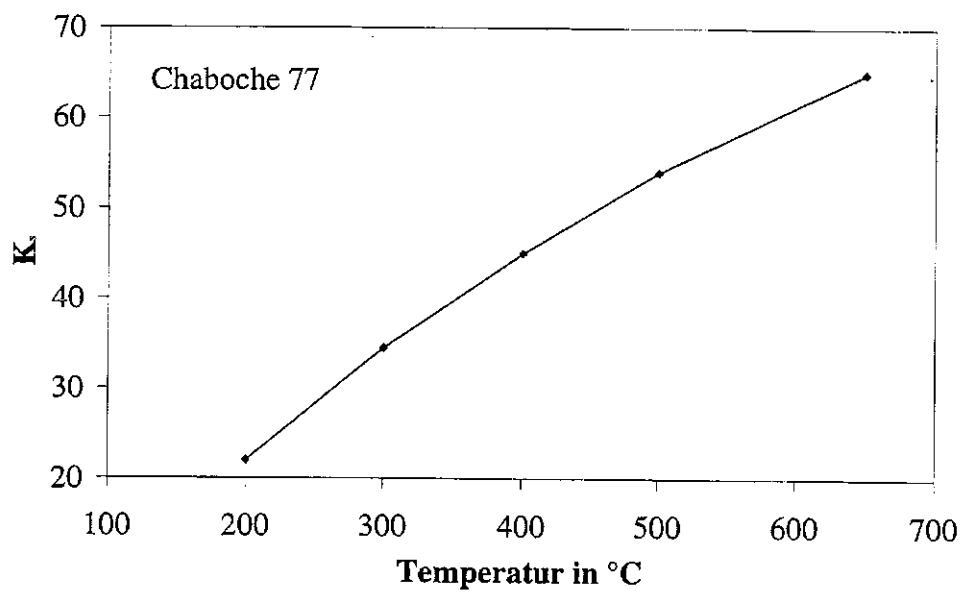


Bild 8.10: Temperaturabhängigkeit des Modellparameters  $K_s$  in  $\text{Nmm}^{-2}$ .

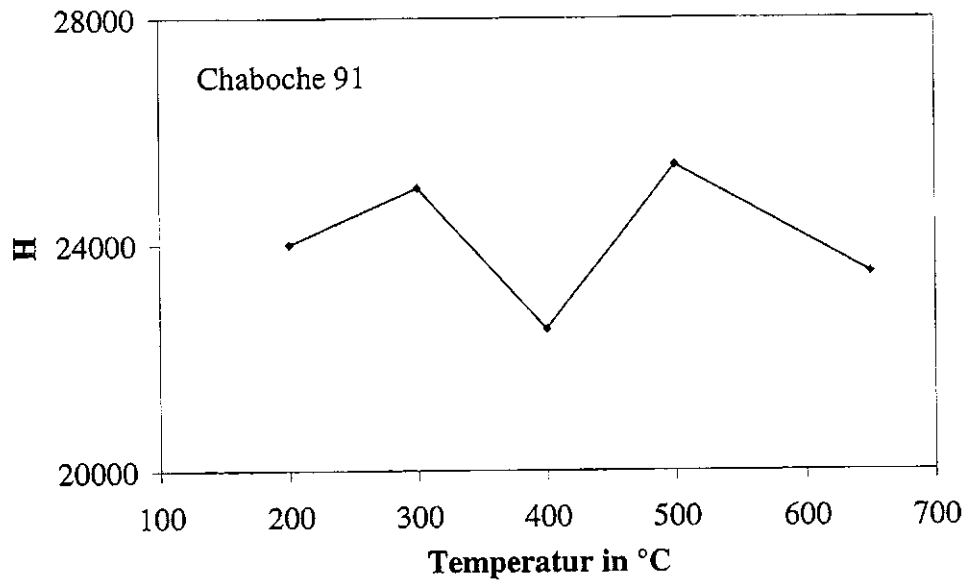


Bild 8.11: Temperaturabhängigkeit des Modellparameters H in  $\text{Nmm}^{-2}$ .

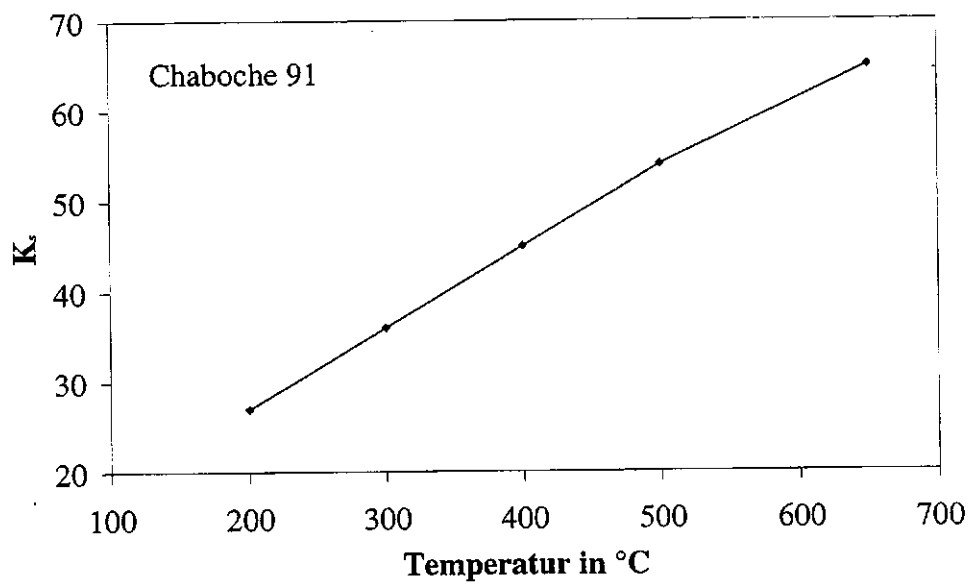


Bild 8.12: Temperaturabhängigkeit des Modellparameters  $K_s$  in  $\text{Nmm}^{-2}$ .