



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

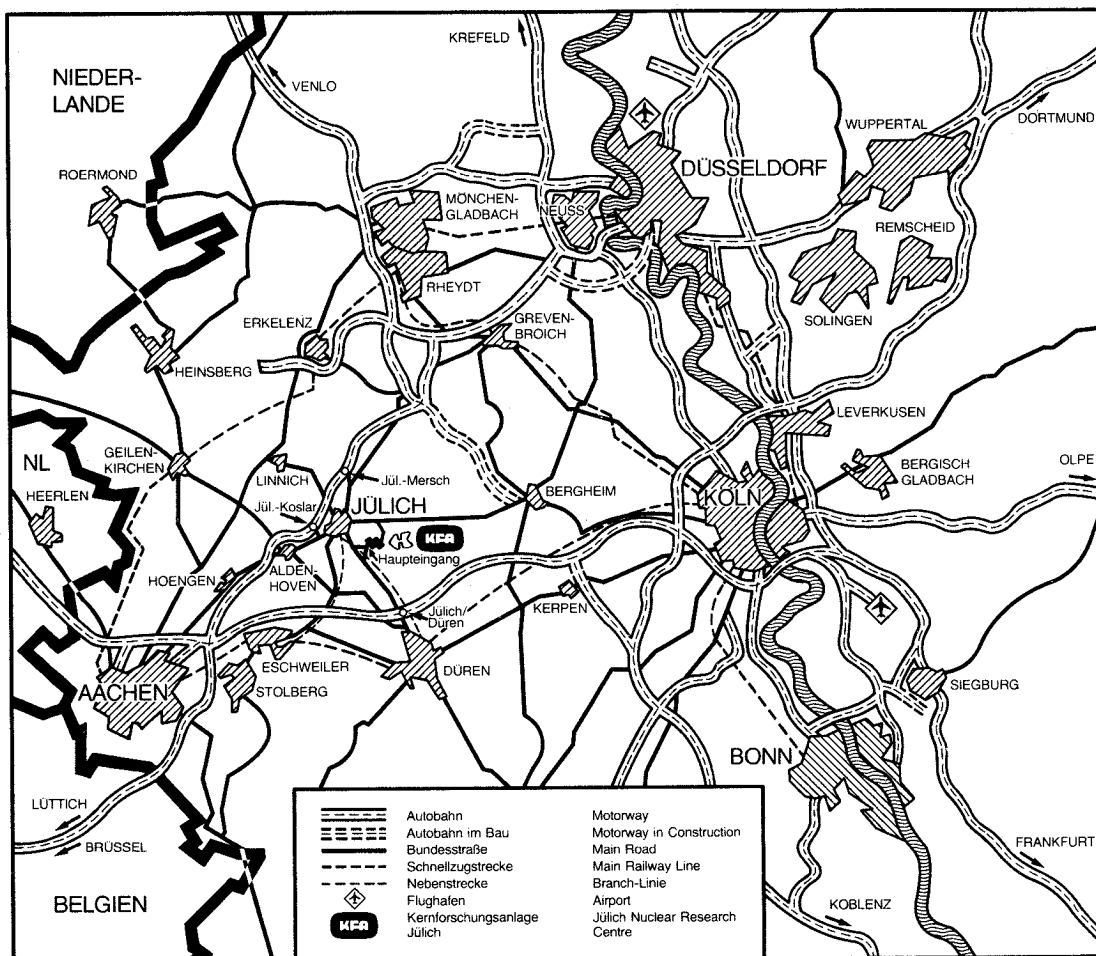
Institut für Reaktorwerkstoffe

**Untersuchungen zum Kriechverhalten von
Rohren aus X10NiCrAlTi 3220 (Nicrofer 3220)
im Anlieferungszustand bei mehrachsiger
Belastung**

von

K. Franzke
H.J. Penkalla
M. Rödiger
F. Schubert
H. Nickel

Jül-2127
Mai 1987
ISSN 0366-0885



Als Manuskript gedruckt

Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 2127
 Institut für Reaktorwerkstoffe Jül-2127

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH
 Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)
 Telefon: 02461/610 · Telex: 833556-0 kf d

**Untersuchungen zum Kriechverhalten von
Rohren aus X10NiCrAlTi 32 20 (Nicrofer 32 20)
im Anlieferungszustand bei mehrachsiger
Belastung**

von

K. Franzke *
H.J. Penkalla
M. Rödiger
F. Schubert
H. Nickel

* D 82 (Diss. T.H. Aachen)

EXPERIMENTS ON THE CREEP BEHAVIOUR OF
SEMI-FINISHED X10NiCrAlTi 32 20 (Nicrofer
32 20) TUBES UNDER MULTIAXIAL LOADING

von
K. Franzke *
H.J. Penkalla
M. Rödiger
F. Schubert
H. Nickel

Abstract

A basis for the construction of power plant components is the transferability of materials data from standard samples to the semi-finished materials used for the installations. To test this transferability in the creep region for temperatures above 800 °C, multiaxial creep tests were performed using tubes in a semi-finished state. The results were compared with the results of uniaxial creep tests using standard samples.

At 950 °C microstructural changes occurred in the tested material (X10NiCrAlTi 32 20, Nicrofer 32 20) which resulted in a creep behaviour which could not be described directly by Norton's creep equation.

There were significant differences in the creep behaviour of the various product forms tested; the tubes showing significant creep hardening in the primary creep range and a delayed onset of the secondary creep range compared with bar material. These differences were caused by cold work introduced during straightening of the semi-finished materials.

In spite of these differences in the creep behaviour, the transferability of the materials data is possible, if a conservative method (reference stress of Tresca, calculated from the highest stresses in the semi-finished material) of stress calculation is used.

UNTERSUCHUNGEN ZUM KRIECHVERHALTEN VON
ROHREN AUS X10NiCrAlTi 32 20 (Nicrofer
32 20) IM ANLIEFERUNGSZUSTAND BEI MEHR-
ACHSIGER BELASTUNG

von
K. Franzke *
H.J. Penkalla
M. Rödig
F. Schubert
H. Nickel

Kurzfassung

Eine Grundlage für die Auslegung von Einbauten in Kraftwerken ist die Übertragbarkeit der aus Versuchen an Normproben bestimmten Werkstoffkennwerte auf die in den Einbauten verwendeten Halbzeuge. Um diese Übertragbarkeit im Zeitstandbereich für Temperaturen oberhalb 800 °C zu prüfen, werden innerhalb dieser Arbeit Versuche an Rohren im Anlieferungszustand unter mehrachsiger Belastung durchgeführt und die Ergebnisse mit zugehörigen Normversuchen unter einachsiger Belastung verglichen.

Bei der Versuchstemperatur von 950 °C traten während der Kriechversuche im untersuchten Werkstoff (X10NiCrAlTi 32 20, Nicrofer 32 20) Gefügeänderungen auf, die zu einem nicht direkt mit dem Nortonschen Kriechgesetz beschreibbaren Kriechverhalten führten.

Die untersuchten Halbzeuge weisen deutliche Unterschiede im Kriechverhalten auf, die sich durch eine starke Verfestigung zu Beginn der Kriechversuche und einen späteren Eintritt in den stationären Kriechbereich ausdrückten. Diese Unterschiede sind durch eine verschieden starke Kaltverformung beim Richten der Halbzeuge zu erklären.

Trotz des unterschiedlichen Kriechverhaltens ist die Übertragbarkeit der Werkstoffkennwerte möglich, wenn eine konservative Methode zur Spannungsberechnung (Vergleichsspannung nach Treska aus dem höchsten Spannungszustand im Halbzeug) in den mehrachsig belasteten Halbzeugen angewendet wird.

INHALTSVERZEICHNIS

1.	Einleitung und Problemstellung	1
2.	Mathematische Beschreibung des Kriechens	4
2.1	Kriechen unter einachsiger Belastung	6
2.1.1	Mathematische Beschreibung der Dehnung	6
2.1.2	Ansätze zur Bestimmung der Versagenszeit	10
2.2	Kriechen unter mehrachsiger Belastung	12
2.2.1	Invariantentheorie unter Spannungskonstanz	12
2.2.2	Berechnung des Dehngeschwindigkeitstensors im sekundären Kriechbereich	14
2.2.3	Mehrachsiges Kriechen im primären und tertiären Kriechbereich	16
3.	Literaturübersicht	18
3.1	Ermittlung der Kriechdehnung bei mehrachsiger Belastung	18
3.2	Ansätze für die Abschätzung der Versagenszeit mehrachsig belasteter Zeitstandproben	21
3.3	Einfluß eines anisotropen Kriechverhaltens auf die Ergebnisse in Zeitstandversuchen unter mehrachsiger Belastung	27
4.	Versuchsdurchführung	31
4.1	Charakterisierung des Probenmaterials	31
4.2	Versuchsaufbau	36
4.3	Dehnungsmessung	39
4.3.1	Experimentelle Bestimmung der Dehnung	39
4.3.2	Ermittlung der Meßlänge in den Kriechversuchen an Rohrproben	41

4.3.3	Axial-Extensometrie	42
4.3.4	Radial-Extensometrie	43
4.3.5	Scherungsmessung in Axialrichtung	46
5.	Versuchsergebnisse	48
5.1	Voruntersuchungen der Halbzeuge	48
5.1.1	Härte- und Dichtemessungen	48
5.1.2	Eigenspannungsmessungen	50
5.2	Zeitstandverhalten unter einachsiger Belastung	53
5.2.1	Ergebnisse der Kriechversuche an Normproben	53
5.2.2	Kriechversuche an kaltverformten Normproben	60
5.2.3	Versuche an Rohrproben bei einachsiger Zeitstandbe- lastung	62
5.3	Zeitstandverhalten bei mehrachsiger Belastung	68
5.3.1	Versagenszeiten der Rohrproben	68
5.3.2	Verformungsverhalten bei mehrachsiger Belastung	70
5.3.3	Makroskopische Schädigungen der Rohrproben	75
5.4	Metallographische Nachuntersuchungen	79
6.	Diskussion der Ergebnisse	86
6.1	Einfluß der Halbzeugformate auf die Zeitstandkennwerte	86
6.2	Bewertung des Kriechverhaltens der Proben aus Nicrofer 32 20 H anhand veröffentlichter Versuchser- gebnisse	87
6.3	Ansätze zur mathematischen Beschreibung der Kriechver- formung	92
6.4	Berechnung der Verformung in den Zeitstandversuchen an Rohrproben	95
6.5	Berechnung der Versagenszeiten der mehrachsig belasteten Zeitstandproben	106

7.	Zusammenfassung	114
8.	Literaturverzeichnis	117
9.	Anhang	129
9.1	Liste der verwendeten Symbole	129
9.2	Chemische Analyse und Gefügeaufnahmen der Halbzeuge	131
9.3	Grundlegende mathematische Beziehungen	136
9.4	Begleitende Berechnungen	139
9.4.1	Kriechverhalten von Rohren unter mehrachsiger Belastung	139
9.4.1.1	Rohr unter Innendruck	139
9.4.1.2	Rohr unter Innendruck und überlagerter Längsbeanspruchung	143
9.4.1.3	Rohr unter Innendruck mit überlagerter Zug- und Torsionsbeanspruchung	147
9.4.2	Dehnraten bei Lastkonstanz	150
9.4.3	Beschreibung der Programme zur Versuchsauswertung	154
9.5	Fehlerrechnung	159

1. Einleitung und Problemstellung

Die Auslegung von Einbauten (z. B. Rohre) in Dampferzeugern und Prozeßwärmanlagen konventioneller und kerntechnischer Kraftwerke kann bis etwa 350 °C anhand der Warmzugfestigkeitskennwerte erfolgen; höhere Einsatztemperaturen erfordern die Berücksichtigung der Zeitstandfestigkeit /1/. Im kerntechnischen Bereich existiert für die Auslegung bei Prozeßtemperaturen bis 400 °C eine Reihe von Regelwerken; für den Temperaturbereich von 400 - 800 °C ist im amerikanischen Schrifttum der ASME Code Case N47 zu finden /2/. Für höhere Temperaturen, wie sie in einer zukünftigen Anlage zur Erzeugung nuklearer Prozeßwärme (PNP) auftreten werden, fehlen bisher solche Regelwerke (Abb. 1.1) /3/.

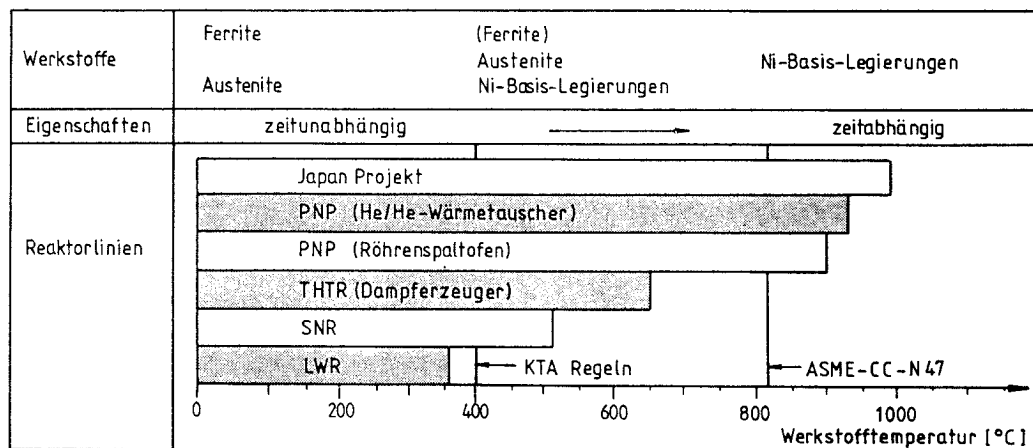


Abb. 1.1: Werkstofftemperaturen für metallische Komponenten von Kernkraftwerkslinien /3/

PNP = Prototypanlage für Nucleare Prozeßwärme

THTR = Thorium-Hochtemperaturreaktor

SNR = Schneller natriumgekühlter Reaktor

LWR = Leichtwasserreaktor

Eine Grundlage der Auslegungen bei zeitabhängigem Werkstoffverhalten sind die Werkstoffkennwerte aus Zeitstandversuchen an Normproben. Diese sollen, unter Berücksichtigung von Sicherheitsfaktoren, das Versagen der Einbauten unter Betriebsbelastung ausschließen. Eine Voraussetzung dafür ist die Übertragbarkeit der Kennwerte aus Normversuchen auf die in den Einbauten verwendeten Halbzeuge.

Im Gegensatz zum Normversuch wird der Werkstoff in den Komponenten mehrachsiger belastet. So müssen geeignete Ansätze verwendet werden, die eine Beschreibung des Werkstoffverhaltens bei mehrachsiger Beanspruchung mit den aus Versuchen unter einachsiger Belastung gewonnenen Kennwerten ermöglichen. Zur Anwendung solcher Ansätze muß die Frage nach einer geeigneten Vergleichsspannung bzw. der richtigen Spannungsberechnung für die Einbauten der Komponenten geklärt werden.

Im ASME Code Case N47 wird z. B. bei der Spannungsberechnung zwischen dem Ergebnis der elastischen und inelastischen Analyse unterschieden /2/. Im elastischen Fall bleiben die Spannungsumlagerungen durch das zeitabhängige Werkstoffverhalten in der Komponente unberücksichtigt (vgl. Abb. 9.7). Wird die maximal auftretende Vergleichsspannung nach Treska für die Auslegung herangezogen, wie es der ASME Code Case N47 vorschlägt, führt die elastische Analyse gegenüber der inelastischen zu einer wesentlich höheren Spannung und damit zu einem konservativen Ergebnis.

Im Rahmen dieser Arbeit soll nun für den Werkstoff X10NiCrAlTi 32 20 (Nicrofer 32 20 H) bei einer Versuchstemperatur oberhalb 800 °C geprüft werden, inwieweit bzw. unter welchen Randbedingungen die Werkstoffkennwerte aus Normversuchen auf das Verhalten von Halbzeugen unter mehrachsiger Belastung übertragbar sind. Der Werkstoff und die Höhe der thermischen und mechanischen Belastung wurden dabei an Störfallbedingungen einer zukünftigen PNP-Anlage angelehnt. Die Aufgabenstellung umfaßt auch die Frage einer Anwendbarkeit der inelastischen Analyse bei plastischem Werkstoffverhalten, wie es bei dieser hohen Prüftemperatur auftritt.

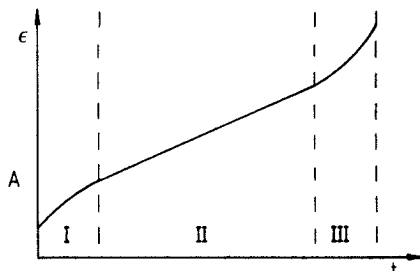
Die Lösung dieser Problemstellung läßt sich in folgende Punkte gliedern:

- Inbetriebnahme einer Versuchsanlage für Zeitstandversuche an Halbzeugen unter mehrachsiger Belastung.
- Prüfung der Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten aus Normversuchen auf die untersuchten Halbzeuge; Darlegung herstellungsbedingter Einflüsse auf deren Kriechverhalten.
- Erprobung vorhandener Stoffgesetze und Rechenmethoden zur Beschreibung der Verformung und des Versagens mehrachsig belasteter Halbzeuge.
- Überprüfung der Spannungsberechnung für die untersuchten Halbzeuge im Rahmen der Auslegung von Komponenten einer PNP-Anlage /4/.

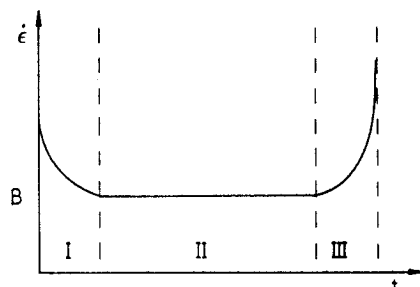
2. Mathematische Beschreibung des Kriechens

In der Werkstoffkunde bezeichnet der Begriff "Kriechen" die plastische Weiterverformung einer Probe unter ruhender Beanspruchung. Dieser Vorgang äußert sich je nach Beanspruchungsart in einer bleibenden Dehnung (Zug), Scherung (Torsion), Stauchung (Druck) usw., die nach einer bestimmten Belastungszeit gemessen werden kann. Entsprechend ist unter Kriechgeschwindigkeit die zeitliche Änderung der bleibenden Dehnung zu verstehen.

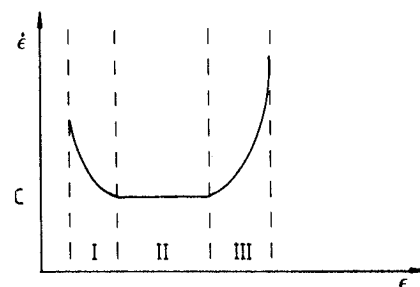
Die am häufigsten verwendete Methode zur Untersuchung des Kriechens von Werkstoffen ist der Zeitstandversuch unter einachsiger Beanspruchung. Abb. 2.1 zeigt typische Diagramme eines solchen Versuchs bei konstanter Spannung und Temperatur, mit den drei charakteristischen Kriechbereichen.



I Primärbereich oder Übergangskriechen:
Durch eine zu Beginn der Belastung auftretende Werkstoffverfestigung nimmt die Kriechrate ab.



II Sekundäres oder stationäres Kriechen:
Verfestigung und Entfestigung stehen infolge thermodynamischer Erholung im Gleichgewicht, die Kriechrate ist konstant bzw. nur von der wirksamen Spannung abhängig.



III Tertiärbereich: Durch zunehmende Werkstoffschäden wie z. B. Risse und Poren wird der Werkstoff stark entfestigt, die Kriechrate nimmt rasch zu, bis der Bruch der Probe eintritt.

Abb. 2.1: Schematische Darstellung des Dehnungsverlaufs in Zeitstandversuchen bei konstanter Last

Die Kriechversuche selbst liefern als Meßgröße eine Längenänderung in Abhängigkeit der Zeit. Die Dehnung ergibt sich aus dem Bezug dieser Längenänderung entweder auf die Anfangslänge (technische Dehnung ϵ_t) oder die momentane Länge (wahre Dehnung ϵ_w) /5/.

$$\epsilon_t = \frac{dl}{l_0} = \frac{l_0 - l}{l_0} \quad (2.1)$$

$$d\epsilon_w = \frac{dl}{l}$$

$$\epsilon_w = \ln \left(\frac{l}{l_0} \right) = \ln (1 + \epsilon_t) \quad (2.2)$$

Bei der Berechnung der Kriechdehnung wird in dieser Arbeit grundsätzlich die physikalisch sinnvollere wahre Dehnung verwendet.

Die Mehrzahl der Kriechversuche wird nicht unter Spannungskonstanz sondern unter Lastkonstanz durchgeführt (DIN 50118). Durch die mit der Dehnung verbundene Querkontraktion wird bei konstantem Volumen des Werkstoffes der lasttragende Querschnitt verringert. Dies führt zu einer kontinuierlichen Zunahme der wirksamen Spannung. Dadurch ist die Kriechrate im sekundären Kriechbereich nicht konstant wie in Abb. 2.1A, sondern nimmt stetig zu. Unter der Voraussetzung der Volumenkonstanz nach von Mises /6/ kann diese Spannungszunahme durch die folgende Beziehung ausgedrückt werden.

$$\sigma_w = \sigma_0 (1 + \epsilon_t) = \sigma_0 e^{\epsilon_w} \quad (2.3)$$

σ_0 = Spannung zu Beginn des Versuchs

Bei hoher Spannung und Temperatur ist in der Zeit-Dehnlinie oft kein ausgeprägter Bereich mit einer stationären Kriechrate zu erkennen. Für diese Bedingung können die Kriechbereiche leichter in den aus der Zeit-Dehnlinie abgeleiteten Diagrammen unterschieden werden. Eins der am häufigsten verwendeten Diagramme dieser Art ist eine Auftragung der Dehngeschwindigkeit im logarithmischen Maßstab über der Dehnung, wie es die Abb. 2.1C zeigt. Auf diesen Diagrammtyp wird im folgenden Kapitel näher eingegangen.

2.1 Kriechen unter einachsiger Belastung

2.1.1 Die mathematischen Beschreibungen der Dehnung

Zur Berechnung der Dehnung im Kriechbereich sind einige Ansätze entwickelt worden, die einen Zusammenhang zwischen Dehnung, Spannung und Zeit liefern. Wird die Gesamtdehnung als Summe der Einzeldehnungen in den verschiedenen Kriechbereichen betrachtet, hat solch ein Ansatz die Form

$$\epsilon = \epsilon_{el} + \underbrace{\int_{t_0}^{t_p} \dot{\epsilon}_p dt + \int_{t_p}^{t_s} \dot{\epsilon}_s dt + \int_{t_s}^{t_b} \dot{\epsilon}_t dt}_{\text{bleibende Dehnung}} \quad (2.4)$$

mit ϵ_{el} = elastische Dehnung
 $\dot{\epsilon}_p, \dot{\epsilon}_s, \dot{\epsilon}_t$ = Dehngeschwindigkeit im primären, sekundären und tertiären Kriechbereich
 t_p, t_s = Zeit nach Beendigung des primären bzw. sekundären Kriechbereichs
 t_b = Bruchzeit

Als Beispiel für solch eine Summation der Einzeldehnungen sei hier der Ansatz von McVetty /7/ angeführt, der die folgende Form hat:

$$\epsilon(t) = \frac{\sigma}{E} + \epsilon_p^* (1 - e^{-mt}) + \dot{\epsilon}_s t \quad (2.5)$$

Der tertiäre Kriechbereich wird in dieser Beziehung nicht berücksichtigt. Die Größe σ/E ist der Anteil der elastischen Dehnung. In den Kriechkurven wird häufig nur die bleibende Dehnung aufgetragen; daher soll in dieser Arbeit fortan der Begriff Dehnung immer für die bleibende Dehnung stehen. Die Funktion $\epsilon_p^*(1 - e^{-mt})$ beschreibt in diesem Ansatz das primäre Kriechen /8/. $\dot{\epsilon}_s$ ist die von der Spannung und Temperatur abhängige Kriechrate im sekundären Kriechbereich. Zur Beschreibung dieser Kriechrate sind verschiedene Funktionen vorgeschlagen worden /9/, z. B.

$$\dot{\epsilon}_s = K \sigma^n \quad (\text{Norton, Baily}) \quad (2.6)$$

$$\dot{\epsilon}_s = K_1 (e^{\sigma/\sigma_1} - 1) \quad (\text{Soderberg}) \quad (2.7)$$

$$\dot{\epsilon}_s = K_2 \sinh (\sigma/\sigma_2) \quad (\text{Prandel}) \quad (2.8)$$

mit $K, K_1, K_2, n, \sigma_1, \sigma_2$ Konstanten

Diese Zusammenhänge werden im allgemeinen als "Kriechgesetz" bezeichnet.

Eine andere Möglichkeit zur Beschreibung des Dehnungsverlaufs in mehreren Kriechbereichen bietet eine Erweiterung der Ansätze für den sekundären Kriechbereich [Gl. (2.6) - (2.8)]. Allgemein lautet eine solche Gleichung:

$$\epsilon(t) = \int_{t_0}^{t_b} \dot{\epsilon}_s f(\psi, t, \epsilon, \sigma) dt \quad (2.9)$$

ψ Größe für auftretende Kriechschäden

Hierbei wird einer der im sekundären Kriechbereich gültigen Ansätze [Gl. (2.6) - (2.8)] mit einer Funktion multipliziert, die beim Wachsen ihrer Variablen asymptotisch gegen den Wert Eins (primärer Kriechbereich) oder Unendlich (tertiärer Kriechbereich) strebt. Solch eine Funktion kann z. B. von der Dehnung oder der Zeit abhängen. Unter Verwendung des Norton'schen Kriechgesetzes ergibt sich z. B. ein Ansatz zur Beschreibung der Kriechgeschwindigkeit im primären und sekundären Kriechbereich wie folgt:

$$\dot{\epsilon} = K \sigma_0^n t^{-\lambda} \quad (\text{Zeitverfestigung}) \quad (2.10)$$

$$\dot{\epsilon} = K \sigma_0^n \epsilon^{-\mu} \quad (\text{Dehnverfestigung}) \quad (2.11)$$

K, n, λ, μ Konstanten /9/

Die Zeitverfestigung nimmt die Aufenthaltszeit des Werkstoffs bei Prüftemperatur als maßgebenden Faktor für die Verfestigung im primären Kriechbereich an. Mit dieser Annahme wird vorwiegend den thermisch bedingten Prozessen wie z. B. der Entstehung und/oder Vergrößerung von Ausscheidungen Rechnung getragen. Die Dehnverfestigung soll den Einfluß der verformungsbedingten Änderung der Versetzungsdichte beschreiben.

Einen Hinweis, welche der Gleichungen zur Beschreibung des sekundären Kriechbereichs [Gl. (2.6) - (2.8)] in dem hier behandelten Bruchzeitbereich ($t_b < 1000$ h) geeignet ist, liefert Penkalla /10/ in seiner Untersuchung. Er zeigt, daß sich trotz sehr unterschiedlicher mathematischer Ansätze recht ähnliche rechnerische Kriechkurvenverläufe ergeben. Der Ansatz von Norton liefert dabei stets die größte Dehnung, d. h. das konservativste Ergebnis.

Andere Autoren /11-13/, die Untersuchungen in dem hier interessierenden Spannungs- und Temperaturbereich durchführten, erreichten mit dem Norton'schen Kriechgesetz brauchbare Übereinstimmungen zwischen berechneter Dehnung und Experiment.

Dieses Kriechgesetz soll daher im weiteren näher behandelt werden. Zur Beschreibung der Kriechrate im sekundären Kriechbereich bei Lastkonstanz erweitert es sich mit Hilfe der Gleichung (2.3) zu:

$$\dot{\epsilon}_w = K (\sigma_0 e^{\epsilon_w})^n \quad (2.12)$$

Wird die Gleichung (2.12) über die Zeit integriert, folgt daraus die Dehnung im sekundären Kriechbereich:

$$\epsilon(t) = - \frac{1}{n} \ln (1 - n K \sigma_0^n t) \quad (2.13)$$

Zur Bestimmung der Konstanten K und n des Norton'schen Kriechgesetzes bieten sich zwei Möglichkeiten:

1. Aus mehreren Versuchen bei unterschiedlicher Spannung aber gleicher Temperatur werden die minimalen Kriechraten ermittelt und im doppelt-logarithmischen Maßstab gegen die Spannung aufgetragen. Im Diagramm ergibt sich so eine Gerade, die der Gleichung

$$\log (\dot{\epsilon}_{\min}) = \log (K) + n \log (\sigma_0) \quad (2.14)$$

folgt, wobei sich aus deren Steigung der n-Wert und gemäß

$$K = \frac{\dot{\epsilon}_{\min}}{\sigma_0^n} \quad (2.15)$$

der K-Wert des Norton'schen Kriechgesetzes errechnen läßt.

2. Durch logarithmieren des Norton'schen Kriechgesetzes für lastkonstante Versuche [Gl. (2.12)] folgt:

$$\log (\dot{\epsilon}) = \log (K \sigma_0^n) + n \epsilon \log (e) \quad (2.16)$$

Bei der Auftragung des Logarithmus der Dehngeschwindigkeit über der Dehnung eines solchen Versuchs ergibt sich für den sekundären Kriechbereich eine Gerade mit der Steigung 0,4343 n. Der zugehörige K-Wert läßt sich dann analog zur Gl. (2.15) bestimmen.

Unsicherheiten bei einer Berechnung der Konstanten nach der ersten Methode resultierten daraus, daß die minimale Kriechrate nicht immer bei der gleichen Dehnung auftritt bzw. ermittelt werden kann. Bei der zweiten Methode sind die Änderungen in der Kriechgeschwindigkeit besser erkennbar, und sie erlaubt so eine exaktere Unterscheidung der drei Kriechbereiche. Schwierigkeiten bei dieser Methode ergeben sich dann, wenn sich die minimale Kriechrate nicht mit der im stationären Bereich deckt.

Eine Kombination der Vorteile beider Methoden bietet die Auftragung der Dehngeschwindigkeiten über der wirksamen Spannung [Gl. (2.3)] im doppelt-logarithmischen Maßstab von mehreren bei verschiedenen Spannungen durchgeführten Kriechversuchen. Diese Darstellung wurde bisher nur von wenigen Autoren verwendet /14, 15/. Die stationären Kriechbereiche aller Versuche liegen hier auf einer Geraden, deren Anstieg dem n -Wert des Norton'schen Kriechgesetzes entspricht. Der K -Wert kann analog zur ersten Methode bestimmt werden [Gl. (2.15)].

2.1.2 Ansätze zur Bestimmung der Versagenszeit

Bei der Abschätzung der Bruchzeit sollte zwischen einem verformungsreichen und einem verformungsarmen Bruch unterschieden werden. Bei einem verformungsreichen Bruch wird die Abnahme des lasttragenden Querschnitts durch die Querkontraktion als maßgebend für die Zeitstandfestigkeit angesehen. Sie läßt sich so, unter Vernachlässigung des primären Kriechbereichs, aus der Polstelle des Norton'schen Kriechgesetzes für lastkonstante Versuche [Gl. (2.12)] ermitteln. Die Bruchzeit t_b berechnet sich damit zu /16/

$$t_b = \frac{1}{n K \sigma_0^n} = \frac{1}{n \dot{\epsilon}_s} \quad (2.17)$$

Diese Beziehung sagt aus: Der Bruch tritt dann ein, wenn der lasttragende Querschnitt Null wird bzw. die dort wirkende Spannung gegen unendlich läuft.

Bei Kriechbrüchen mit geringer Verformung kann die Bruchzeit nicht allein mit diesem Kriterium berechnet werden, sondern es müssen zusätzliche Einflüsse aus den auftretenden Kriechschäden in die Rechnung mit einfließen.

Als mathematischen Beschreibung solcher Kriechschäden schlug Kachanov /17/ z. B. eine Schädigungsgröße ψ vor, die zunächst als Gefügegröße nicht definiert war. Wird die Funktion ψ mit den, während des Kriechens auftretenden Poren und Kriechrissen verknüpft, so gilt

$$\psi = \frac{A_r}{A_g} \quad (2.18)$$

A_r = ungeschädigter, rißfreier Querschnittsanteil

A_g = äußerlich meßbarer Querschnitt

Durch Einsetzung dieser Schädigungsgröße ergibt sich die sekundäre Kriechrate bei lastkonstanten Versuchen wie folgt:

$$\dot{\epsilon} = K \left(\frac{\sigma_0}{\psi} e^{\epsilon} \right)^n \quad (2.19)$$

Mit $\psi = 1$ beschreibt diese Gleichung die sekundäre Kriechrate einer ungeschädigten Probe unter Zeitstandbelastung, während für $\psi = 0$ der Bruch dieser Probe vorliegt. Zur Berechnung der Kriechrate zwischen diesen beiden Extrema muß für den Wert ψ in Gleichung (2.19) eine geeignete Funktion gefunden werden, die ein Ausdruck für die Kriechschädigung im Werkstoff in Abhängigkeit der Ausgangsgrößen Spannung, Temperatur und Zeit ist. In seiner Arbeit schlug Kachanov /17/ folgende Funktion vor:

$$\frac{d\psi}{dt} = c (\sigma)^\nu \quad (2.20)$$

c, ν Konstanten

Bei dieser Potenzfunktion ist die Bildungsgeschwindigkeit der Kriechschäden abhängig von der im Probenquerschnitt wirksamen Spannung, die sich bei Gültigkeit von Gl. (2.19) aus der Beziehung

$$\sigma = \sigma_0 \frac{e^{\epsilon}}{\psi} \quad (2.21)$$

berechnet.

Unter der Voraussetzung der Gültigkeit dieser Funktionen kann die Bruchzeit für einen verformungsarmen Bruch wie folgt bestimmt werden /9/:

$$t_b = \frac{1}{nK \sigma_0^n} \left[1 - \left(1 - A \sigma_0^{(n-\nu)} \right)^{\frac{n}{n-\nu}} \right] \quad (2.22)$$

mit

$$A = \frac{K}{C} \frac{[n-\nu]}{[\nu+1]}$$

für $\nu < n$

Bei hoher Spannung, großer Kriechverformung und kurzer Versuchszeit kann als Versagensart ein Verformungsbruch angenommen werden, dessen Bruchzeit mit der Gleichung (2.17) zu berechnen ist. Bei langen Versuchszeiten und kleinen Verformungen überwiegt der Einfluß der Kriechschädigung, daher läßt sich die Versagenszeit nach der Gleichung (2.22) berechnen. Die Verwendung dieser Gleichung ist aber schwierig, weil eine Bestimmung der zusätzlichen Konstanten ν und C nur mit erheblichem analytischen Aufwand möglich ist.

2.2 Kriechen unter mehrachsiger Belastung

2.2.1 Invariantentheorie unter Spannungskonstanz

Der Spannungszustand eines Körpers kann in einem beliebigen Koordinatensystem vollständig durch neun Komponenten eines Spannungstensors (σ_{ij}) beschrieben werden /18/. Zur Bewertung dieses Spannungszustandes ist es wesentlich, abgeleitete Größen zu finden, die eine willkürliche Drehung des Koordinatensystems nicht beeinflußt. Solche Größen können als Vergleichsspannung herangezogen werden, wobei folgende Verfahren in der Technik am gebräuchlichsten sind (vgl. Kap. 9.3):

- die Normalspannungshypothese von Lamé:
 $\sigma_v = \sigma_{\max}$
- die Schubspannungshypothese von Tresca:
 $\sigma_v = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$
- die Gestaltänderungshypothese von v. Mises /6/, die zusätzlich eine Volumenkonstanz bei plastischer Verformung voraussetzt:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$$

mit $\sigma_{\max}$, $\sigma_{\min}$ = maximale und minimale Spannung des Spannungstensors σ_{ij} im Hauptachsensystem

Wird der Spannungstensor in einen Teil zerlegt, der die Gestaltänderung bzw. die Volumenänderung beschreibt, so führt dies auf eine Summe aus Spannungsdeviator und Kugeltensor:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{pmatrix}$$

oder

$$\sigma_{ij} = s_{ij} + \sigma_m \underline{E} \quad (2.23)$$

mit

s_{ij} = Spannungsdeviator, $\underline{E}$ = Einheitstensor, $\sigma_m = 1/3 (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)$

Die Invarianten des Spannungsdeviators bzw. des Spannungstensors sind im Anhang angegeben (Kap. 9.3). Ein Vergleich dieser Größen mit der Vergleichsspannung nach von Mises zeigt, daß diese Spannung eine Funktion der zweiten Invariante des Deviators ist. Die anderen gebräuchlichen Vergleichsspannungen lassen sich aus dem Spannungstensor (Vergleichsspannung nach Lamé) bzw. dem Deviator (Vergleichsspannung nach Treska) ableiten. Die Größe σ_m des Kugeltensors [Gl. (2.23) hydrostatischer Spannungszustand] ist auch durch die erste Invariante des Spannungstensors darstellbar [vgl. Gl. (9.2)].

2.2.2 Berechnung des Dehnungsgeschwindigkeitstensors im sekundären Kriechbereich

Die Zeitabhängigkeit des Dehnverhaltens bei hohen Temperaturen erlaubt es zunächst nicht, für mehrachsige Belastungsfälle das Gleichungssystem des Verzerrungstensors wie im elastischen Fall zu lösen. Vielmehr bedarf es zusätzlicher Gleichungen und Voraussetzungen, die als "Stoffgesetze" * in das Gleichungssystem eingebaut werden. Als Stoffgesetz soll hier das Norton'sche Kriechgesetz [Gl. (2.6)] zur Anwendung kommen, das sich bei den in dieser Arbeit zu behandelnden Einsatzbedingungen, bewährt hat.

Es wird vorausgesetzt, daß die Kriechverformung inkompressibel erfolgt, d. h. die Voraussetzung der Volumenkonstanz

$$\Delta V = 0 \quad \text{oder} \quad \epsilon_{ij} = 0 \quad (2.24)$$

soll gültig sein.

Im einfachsten Fall wird bei der Übertragung der einachsigen Stoffgesetze auf den mehrachsigen Belastungsfall ein isotropes Kriechverhalten unterstellt. Unter der Voraussetzung einer Unabhängigkeit der Spannungen und Dehnungen von einer Drehung des Koordinatensystems, ergibt sich das

* Vom Standpunkt der Festigkeitslehre stellt ein Stoffgesetz ein System von Gleichungen dar, welches das Werkstoffverhalten modellhaft erfaßt und die tensorielle Lösung der Spannungs-Dehnungsbeziehung statisch unbestimmter Systeme erlaubt. Ein solches Stoffgesetz wird auf alle Belastungsarten angewandt. Die Beschreibung des Kriechens unter einachsiger Belastung ist in diesem Sinne allein noch kein Stoffgesetz, sondern nur ein Bestandteil dessen. Aus werkstoffkundlicher Sicht wird der Begriff "Stoffgesetz" dennoch häufig verwendet, wobei die Verbindung zu physikalischen Gesetzmäßigkeiten gesehen wird, die sich im Werkstoffverhalten widerspiegeln.

Norton'sche Kriechgesetz für den sekundären Kriechbereich als Funktion des Spannungsdeviators zu /9, 19/:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3}{2} K \sigma_M^{n-1} S_{ij} \quad (2.25)$$

ϵ_{ij} = Komponenten des Dehnratentensors

σ_M = Mises'sche Vergleichsspannung [Gl. (9.10)]

Die Richtigkeit dieses Ansatzes läßt sich am Beispiel des einachsigen Kriechversuchs leicht zeigen. Dort gilt:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \text{ und } S_{ij} = \begin{pmatrix} 2/3\sigma & 0 & 0 \\ 0 & -1/3\sigma & 0 \\ 0 & 0 & -1/3\sigma \end{pmatrix} \quad (2.26)$$

Die zweite Invariante ist

$$I_2 = 1/3 \sigma^2 \quad (2.27)$$

mit $\sigma_v = \sigma$ gilt dann in Zugrichtung:

$$\dot{\epsilon}_1 = \frac{3}{2} K \sigma^{n-1} \cdot \frac{2}{3} \sigma = K \sigma^n \quad (2.28)$$

und die Querkontraktion beträgt

$$\dot{\epsilon}_2 = \dot{\epsilon}_3 = \frac{3}{2} K \sigma^{n-1} \left(-\frac{1}{3} \sigma \right) = -\frac{1}{2} K \sigma^n \quad (2.29)$$

Diese Rechnung zeigt, daß bei einer reinen Zugbeanspruchung die Invariantentheorie in das Norton'sche Kriechgesetz für einachsige Belastungen übergeht. Auch die Verwendung einer anderen Vergleichsspannung in der Invariantentheorie, z. B. Lamé (σ_L) oder Treska (σ_T) liefert in dieser Betrachtung das gleiche Ergebnis.

2.2.3 Mehrachsiges Kriechen im primären und tertiären Kriechbereich

Bei der Erweiterung der Invariantentheorie auf den primären oder tertiären Kriechbereich muß zwischen einem isotropen und einem anisotropen Fall unterschieden werden. Im isotropen Fall wirken sich die Verfestigungsmechanismen bzw. die Entfestigung durch Kriechschäden gleichmäßig auf alle Achsenrichtungen aus. Für den primären Kriechbereich kann die Invariantentheorie in diesem Fall wie folgt angesetzt werden /9/:

Zeitverfestigung

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3}{2} K \sigma_v^{n-1} t^{-\lambda} s_{ij} \quad (2.30)$$

Dehnverfestigung

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3}{2} K \sigma_v^{n-1} \epsilon_{eff}^{-\mu} s_{ij} \quad (2.31)$$

Entsprechend würde der Ansatz von Kachanov /17/ für den mehrachsigen Belastungsfall und isotrope Kriechschäden lauten:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3}{2} K (\sigma_v)^{n-1} \left(\frac{1}{\psi}\right)^n s_{ij} \quad (2.32)$$

mit

$$\dot{\psi} = C \left(\frac{\sigma_v}{\psi}\right)^\nu$$

σ_v = Vergleichsspannung

K, n, C, ν = Konstanten

Für den Schädigungsansatz kann dieselbe Vergleichsspannung wie in der Invariantentheorie gewählt werden, oder nach Kachanovs /17/ Vorschlag die Vergleichsspannung nach Lamé.

Bei diesen einfachen Ansätzen wird der Einfluß des mehrachsigen Spannungszustandes auf die Verfestigungsmechanismen bzw. die Kriechschäden und eine mögliche anisotrope Verfestigung oder anisotrope Verteilung der Kriechschäden vernachlässigt.

Sollen diese zwei Gesichtspunkte bei der Rechnung mit berücksichtigt werden, muß in die Invariantentheorie ein Verfestigungs- oder Schädigungstensor eingebracht werden. Durch die Verwendung dieses zusätzlichen Tensors steigt die Anzahl der zu bestimmenden Konstanten beträchtlich. Dies führt zu großen Schwierigkeiten bei der Überprüfung dieser Ansätze im Experiment, so daß sich dafür bisher keine praktischen Anwendungen gefunden haben.

Wird bei einer rechnerischen Abschätzung nur die anisotrope Verteilung der Verfestigung oder der Kriechschäden berücksichtigt, kann der von Betten /20, 21/ für den einfachsten Fall vorgeschlagene Spannungstensor für einen geschädigten Werkstoff angewendet werden. Er hat die Form

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \frac{\sigma_{11}}{GG} & \frac{\tau_{12}}{GH} & \frac{\tau_{13}}{GI} \\ \frac{\tau_{21}}{HG} & \frac{\sigma_{22}}{HH} & \frac{\tau_{23}}{HI} \\ \frac{\tau_{31}}{IG} & \frac{\tau_{32}}{IH} & \frac{\sigma_{33}}{II} \end{pmatrix} \quad (2.33)$$

G, H, I = Konstanten

Die hier angegebenen Konstanten können auch durch geeignete Funktionen ersetzt werden, die den Einfluß einer Verfestigung oder Kriechschädigung auf die einzelnen Spannungskomponenten berücksichtigen. Durch die Wahl unterschiedlicher Konstanten in diesen Funktionen für verschiedene Achsenrichtungen wird eine anisotrope Änderung der Verteilung von Ver- oder Entfestigung innerhalb der Rechnung beachtet.

Eine ausführliche Darstellung der in tensorieller Form beschriebenen Berechnungsverfahren ist, in bezug auf die hier durchgeführten Untersuchungen an Rohrproben, im Anhang dieser Arbeit zu finden (Kap. 9.4).

3. Literaturübersicht

3.1 Ermittlung der Kriechdehnung bei mehrachsiger Belastung

Eine Verifizierung der Ansätze zur Dehnungsberechnung bei mehrachsig belasteten Kriechproben erfolgt in der Mehrzahl der Veröffentlichungen anhand von Versuchen an zylindrischen Voll- oder Rohrproben unter Zug-Torsions-/22-29/ oder Zug-Innendruckbelastung /11-13, 28-42/. In vielen dieser Experimente wurde die Verformung der Proben in einer Achsenrichtung gemessen. Daher war eine Überprüfung der Dehnungsberechnungen nur für diese Richtung möglich. Genauere Aussagen lassen sich durch eine Dehnungsmessung und entsprechende Berechnungen für mehrere Achsenrichtungen der Kriechprobe erreichen. Solche Messungen erfolgten vorwiegend bei Kriechversuchen unter Zug-Torsionsbelastung /22, 23, 25, 27, 28/, bei entsprechenden Versuchen unter Zug-Innendruckbelastung fanden sie bisher wenig Anwendung /11, 30, 40/.

Die in den Veröffentlichungen angegebenen Gleichungen zur Berechnung des Dehnungstensors haben eine einheitliche Form. Johnson /22-24/ und Henderson /25-27/ wenden z. B. in ihren Arbeiten folgende Gleichung an:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = A (J_2)^{p_1} S_{ij} (\zeta(t)) \quad (3.1)$$

A, p_1 Konstanten

Der Dehnungsgeschwindigkeitstensor $\dot{\epsilon}_{ij}$ berechnet sich hier aus dem Spannungsdeviator S_{ij} , seiner zweiten Invariante J_2 (proportional zur Vergleichsspannung nach von Mises) und den Materialkonstanten A und p_1 . Der dem Spannungsdeviator zugrunde liegende Spannungstensor wurde, wie auch in den folgenden Ansätzen, für einen mittleren Spannungszustand in der Probe (Spannungszustand am Punkt A oder E der Abb. 3.2) berechnet. Die Zeitfunktion $\zeta(t)$ ermöglichte Johnson /22/ mit dieser Gleichung (3.1) auch den primären Kriechbereich zu erfassen. Bis auf die Zeitfunktion entspricht die Form dieses Ansatzes der im Kapitel 2.2.2 beschriebenen Invariantentheorie [Gl. (2.25)].

Bailey /43/ schlug zur Berechnung der Dehngeschwindigkeiten eine etwas andere Gleichung vor. Für eine der Hauptachsen lautet der Ansatz:

$$\dot{\epsilon}_1 = \frac{K}{2} (3 J_2)^m [(\sigma_1 - \sigma_2)^{n-2m} - (\sigma_3 - \sigma_1)^{n-2m}] \quad (3.2)$$

A, n Norton'sche Kriechkonstanten

m Materialkonstante

Die Einführung der zusätzlichen Materialkonstante m brachte keine entscheidende Verbesserung. Bailey /43/ wählte sie etwa in der Größe:

$$m = \frac{n-1}{2} \quad (3.3)$$

Mit dieser Beziehung geht aber die Gleichung (3.2) in die Hauptgleichung der Invariantentheorie [Gl. (2.25)] über.

In den bisher beschriebenen Ansätzen wird nur die zweite Invariante des Spannungsdeviators (J_2) bei der Berechnung des Kriechdehnungstensors berücksichtigt /44, 45/. Die Einbeziehung der dritten Invariante (J_3) führt gegenüber der Gleichung (2.25) zu einem allgemeineren Ansatz der Invariantentheorie, in dem die Gleichung (2.25) als Sonderfall enthalten ist. Solch ein Ansatz ermöglicht die Berücksichtigung speziellen Werkstoffverhaltens bei der Kriechdehnungsberechnung, wie z. B. den Bauschinger- oder Poynting-Effekt /44/.

Unter Einbeziehung dieser zusätzlichen Invarianten erreicht Murakami /45/ eine bessere Übereinstimmung zwischen seinen Dehnungsberechnungen und den experimentellen Ergebnissen anderer Autoren /46, 47/ als mit der einfachen Invariantentheorie [Gl. (2.25)]. Dieses Ergebnis wurde aber nur mit der Einführung zweier zusätzlicher Materialkonstanten möglich, deren Wert im nachhinein aus den vorgegebenen experimentellen Ergebnissen nicht genau bestimmt werden konnte.

Gezielte experimentelle Untersuchungen auf dem Gebiet des Kriechverhaltens mehrachsiger belasteter Proben zur Verifizierung der allgemeinen Invariantentheorie waren im Schrifttum nicht zu finden. Es kann daher an dieser Stelle keine eindeutige Aussage über den Anwendungsbereich dieses Ansatzes in der Kriechmechanik getroffen werden.

In den bisher vorgestellten Berechnungsmethoden wird durchgehend der Spannungsdeviator S_{ij} anstelle des Spannungstensors σ_{ij} benutzt. Eine Voraussetzung zur Anwendung dieser Berechnungsmethoden ist daher die Unabhängigkeit der Kriechgeschwindigkeiten von einem überlagerten hydrostatischen Spannungszustand.

Einige Untersuchungen mit rein zugbelasteten zylindrischen Proben /48- 52/ zeigten aber für verschiedene Werkstoffe einen deutlichen Einfluß des Umgebungsdrucks auf deren sekundäre und tertiäre Kriechgeschwindigkeit. In der Mehrzahl der so untersuchten Proben trat eine Porenbildung an den Korngrenzen des Versuchswerkstoffs auf; daher wurden diese Änderungen in der Kriechgeschwindigkeit zumeist als Einfluß des Außendrucks auf die Leerstellendiffusion /51, 52/ bzw. Bildung und Wachstum von Kriechporen /48, 50/ interpretiert.

Eine Berücksichtigung der Porenbildung bei der Berechnung des Kriechdehnungstensors (im sekundären und tertiären Kriechbereich) für Proben unter mehrachsiger Belastung wurde mit den folgenden Ansätzen vorgenommen:

- Unter der Voraussetzung einer isotropen Verteilung der Kriechporen im Werkstoff kam der Ansatz von Kachanov /17/ zur Anwendung /53/ (vgl. Kap. 2.2.3). Andere Autoren /28, 54/ setzten in die Invariantentheorie eine aus dem Spannungstensor abgeleitete Vergleichsspannung ein, z. B. Vergleichsspannung nach Lamé, da der Spannungstensor den Anteil des hydrostatischen Spannungszustandes noch beinhaltet (vgl. Kap. 2.2.1).

- Die Annahme anisotrop verteilter Kriechporen wurde durch die Verwendung eines Spannungstensors für einen geschädigten Werkstoff in der Invariantentheorie berücksichtigt /55/. Die allgemeine Form solch eines Tensors ist im Kapitel 2.2.3, Gleichung (2.33), beschrieben worden /20, 21/.

Eine grundlegende Schwierigkeit bei der Anwendung dieser Verfahren liegt in der Bestimmung der zusätzlich benötigten Variablen (zur Beschreibung der Kriechschäden) bzw. deren Korrelation mit den Ergebnissen metallographischer Untersuchungen.

Die bisher vorgestellten Ansätze zur Berechnung des Kriechdehnungstensors gehen von der Gültigkeit des Norton'schen Kriechgesetzes aus. Alternative Ansätze mit anderen Stoffgesetzen wie z. B. das von McVetty /7/ [Gl. (2.5)] wurden nur von wenigen Autoren /35/ bei der Interpretation ihrer Ergebnisse verwendet. Aus diesem Beispiel konnte nicht geschlossen werden, daß ein anderes Stoffgesetz als das von Norton zur Beschreibung des Kriechverhaltens mehrachsig belasteter Proben besser geeignet ist.

3.2 Ansätze für die Abschätzung der Versagenszeit mehrachsig belasteter Zeitstandproben

Zur Beurteilung von Ergebnissen aus Zeitstandversuchen unter mehrachsiger Belastung muß der Zusammenhang zwischen Belastungsart und Bruchart (Verformungsbruch bzw. verformungsarmer Bruch, vgl. Kap. 2.1.2) beachtet werden /56, 57/. Die reine Torsionsbelastung kann z. B. im Gegensatz zur Zugbelastung keinen Verformungsbruch verursachen, weil es bei dieser Beanspruchung zu keiner dehnungsabhängigen Abnahme des lasttragenden Querschnitts kommt. Zeitstandversuche mit dieser Belastung eignen sich daher vornehmlich für den Vergleich mit Versuchen an Normproben unter geringer Zugbelastung, bei denen ein verformungsarmer Bruch zu erwarten ist /27/. Eine Abschätzung der Versagenszeit in dieser Art von Versuchen sollte unter Berücksichtigung der auftretenden Gefügeschäden erfolgen [z. B. Ansatz von Kachanov, Gl. (2.32)] /53/.

Bei der Mehrzahl der Untersuchungen zum Zeitstandverhalten mehrachsig belasteter Proben wurden Versuche mit einer Bruchzeit unter 1000 h durchgeführt. Für eine durch Zug-Innendruck belastete Zeitstandprobe ist in dieser Versuchszeit mit einem Verformungsbruch zu rechnen. Wie einige Autoren /4, 41, 58/ anmerkten, kann bei dieser Belastungs- und Bruchart die Vergleichsspannung nicht mehr als alleiniges Kriterium zur Abschätzung der Versagenszeit betrachtet werden. Als ein zusätzlicher Einflußfaktor ist die von der Belastungskombination abhängige Größe der Spannungszunahme mit der Dehnung zu beachten. Eine nähere Beschreibung dieser Abhängigkeit, in bezug auf die Experimente dieser Arbeit findet sich in Kapitel 6.5.

Als Vergleichsspannungskriterien wurden zumeist die bekannten Ansätze (von Mises, Treska, Lamé, siehe Kap. 9.3) aus dem elastoplastischen Werkstoffverhalten verwendet. Bei der Auftragung von Linien mit konstanter, aber nach unterschiedlichen Kriterien berechneter Vergleichsspannungen ist zu erkennen, daß die Spannung nach Treska (3) immer größer oder gleich der nach von Mises (2) ist (Abb. 3.1A). Im Zugbereich gilt dies auch für die Vergleichsspannung nach Lamé (4). Eine Torsionsbelastung wird ebenfalls in der Vergleichsspannung nach Treska stets höher bewertet als bei der nach von Mises (Abb. 3.1B).

Die Berücksichtigung der dritten Invariante des Spannungsdeviators in der Vergleichsspannung, wie es von Betten /44/ vorgeschlagen wurde, verzerrt die Mises'sche Ellipse. Dies führt zu einer unterschiedlich hohen Vergleichsspannung im Zug- und Druckbereich [Abb. 3.1A, Verlauf (1)].

Die Berechnung dieser Vergleichsspannungen erfolgte in den veröffentlichten Untersuchungen aus Spannungszuständen an verschiedenen Punkten innerhalb der getesteten Proben. In Abb. 3.2, die den Verlauf von drei Vergleichsspannungen (nach von Mises, Treska, Lamé) in der Wandung eines durch Innendruck belasteten Rohres wiedergibt, sind die in der Literatur am häufigsten angeführten Punkte gekennzeichnet.

①	nach Betten/44/
②	Mises
③	Treska
④	Lamé

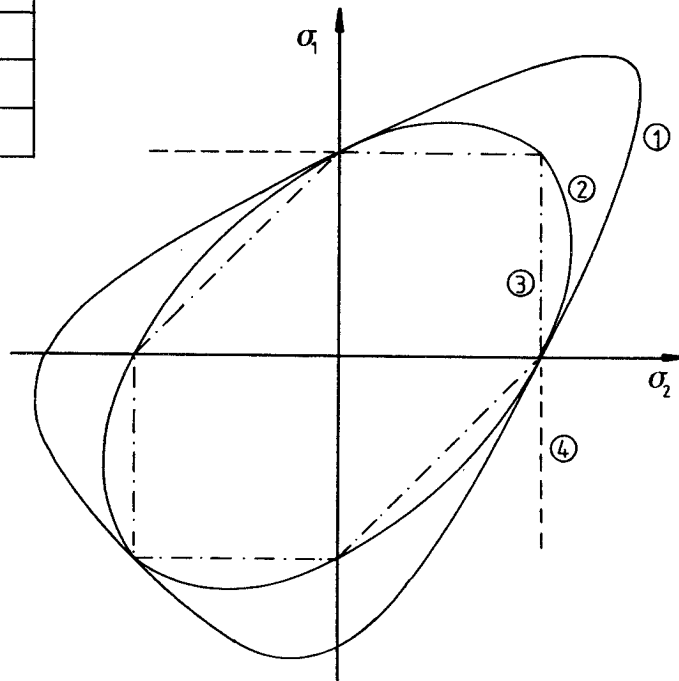


Abb. 3.1A: Linien konstanter Vergleichsspannung für einen zweiachsigen Spannungszustand

Belastung	
Ⓐ	Zug
Ⓑ	Innendruck
Ⓒ	Torsion

$\sigma_v = \text{konstant}$

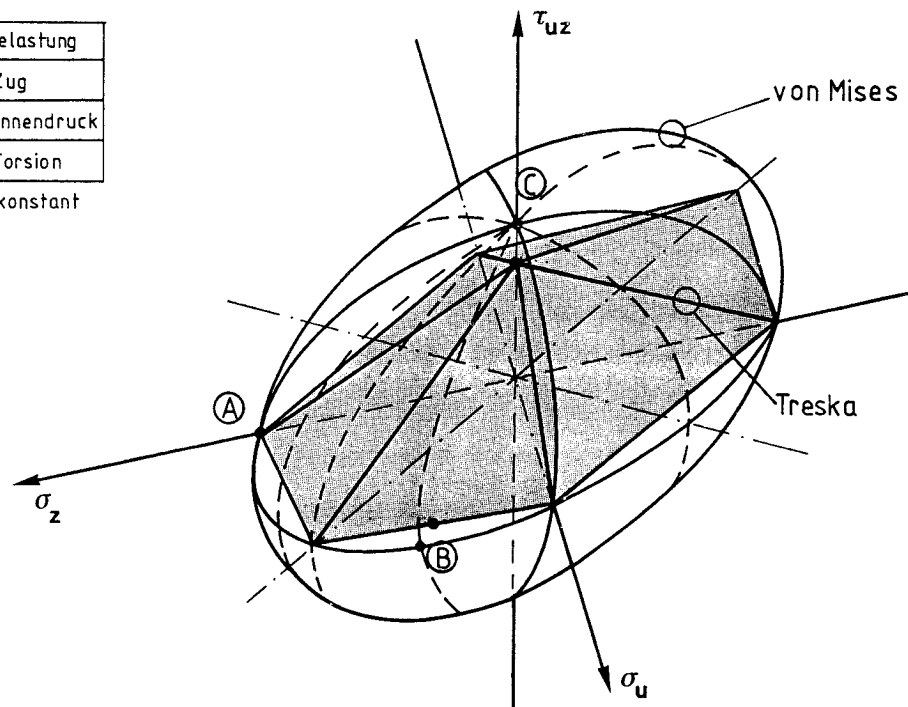


Abb. 3.1B: Flächen konstanter Vergleichsspannung für ein durch Zug, Innendruck und Torsion beanspruchtes Rohr

Zur Berechnung dieser Verläufe wurden drei verschiedene Spannungszustände in der Rohrwandung angenommen:

- Gleichmäßige mittlere Spannung über den gesamten Querschnitt der Probe. Für die Rohre ist dies die vereinfachte Annahme eines dünnwandigen Rohres [Gl. (9.29) strichpunktierte Linien in Abb. 3.1].
- Elastische Spannungsverteilung in der Rohrwandung (gestrichelte Linien, vgl. Kap. 9.4).
- Inelastische Spannungsverteilung (durchgezogene Linie, vgl. Kap. 9.4).

Die unter diesen drei Annahmen berechneten Spannungsverläufe nach Mises und Treska schneiden sich jeweils in einem Punkt, der als "Skeletal Point" /59/ bezeichnet wird (A und E in der Abb. 3.2). Eine an diesen Punkten berechnete Vergleichsspannung wurde in zahlreichen Veröffentlichungen /28, 33, 37, 40, 41/ bei der Interpretation der Versuchsergebnisse berücksichtigt, weil diese Spannungen unabhängig von den Spannungsumlagerungen zu Beginn eines Zeitstandversuches sind.

Die Untersuchungen von Johnson /23, 24/ und Henderson /25-27/ an Zeitstandproben unter Zug-Torsionsbelastung zeigten, daß sich ihre Werkstoffe nach dem Vergleichsspannungskriterium zur Abschätzung der Versagenszeit in zwei Gruppen unterteilen lassen:

- Werkstoffe deren Versagenszeit im Zeitstandbereich mit Hilfe der Vergleichsspannung nach von Mises, berechnet für die Punkte A oder D der Abb. 3.2, richtig abgeschätzt wird.
- Werkstoffe bei denen die Versagenszeit durch die maximale Hauptspannung (σ_I) richtig abgeschätzt wird (Punkt B, C oder E der Abb. 3.2).

Die metallographischen Untersuchungen von Johnson /23/ zeigten bei allen Werkstoffen, die dem zweiten Kriterium folgten, schon in einem frühen Kriechstadium eine Porenbildung des Gefüges. Voheers /60/ interpretierte diese Aussage mit einem Zusammenhang zwischen Vergleichsspannung und der Bildung von Kriechporen im Werkstoff. In seiner Arbeit beschreibt er die

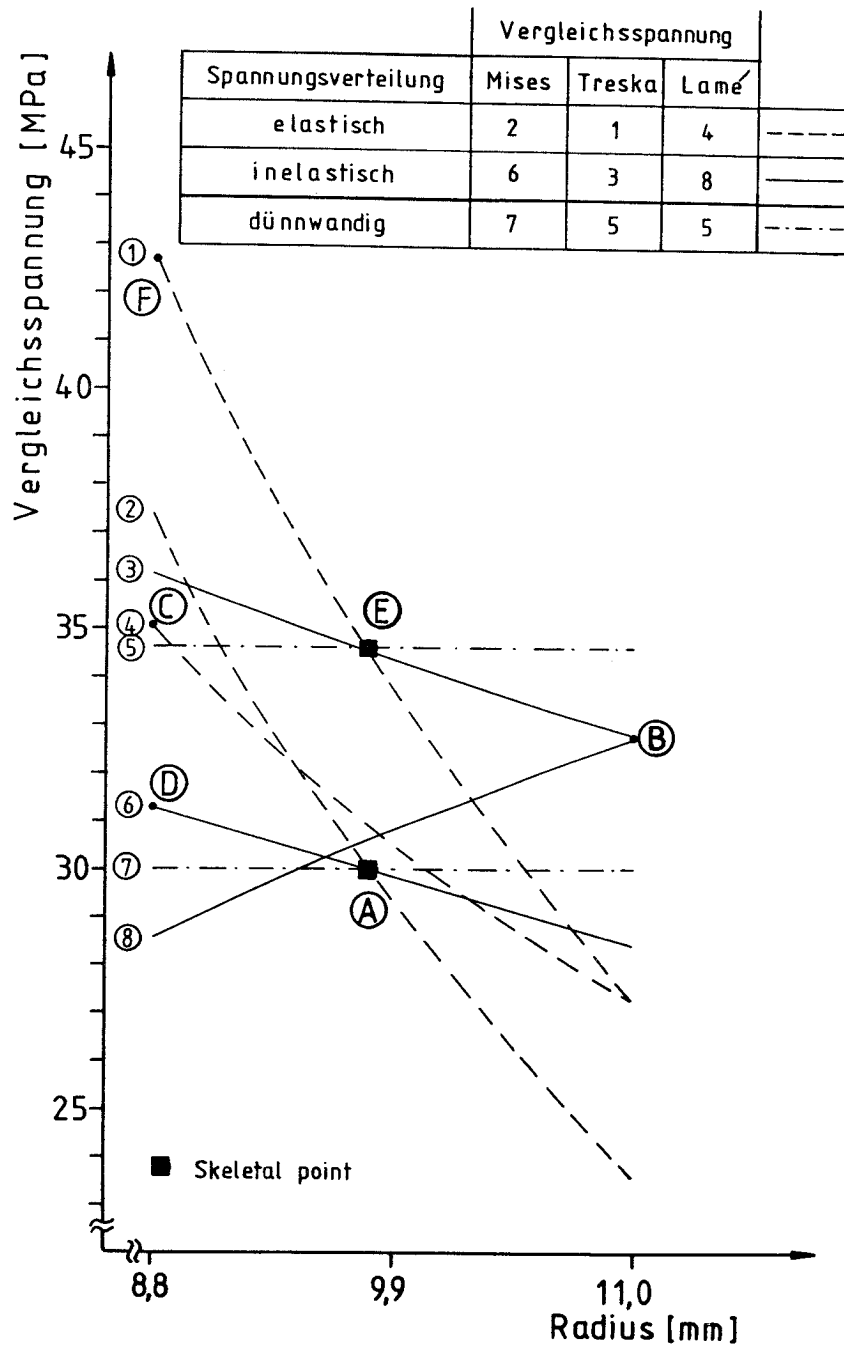


Abb. 3.2: Verlauf von drei Vergleichsspannungen in der Wandung eines durch Innendruck belasteten Rohres
 $(r_a = 11 \text{ mm}; r_i = 8,8 \text{ mm}; d_p = 7,7 \text{ MPa})$

effektive Spannung (σ_M) als maßgebenden Faktor für die Bildung von Kriechporen, während die maximale Zugspannung (σ_L) das Wachstum dieser Poren steuert.

Bei einer Bildung von Kriechporen im Gefüge kann aber für einen Verformungsbruch die maximale Hauptspannung nicht mehr als alleinige Größe zur richtigen Abschätzung der Versagenszeit betrachtet werden. Wie im vorhergehenden Kapitel beschrieben wurde, ist bei diesem Gefügezustand der Einfluß eines überlagerten hydrostatischen Spannungszustandes (I_1) in der Probe auf deren Kriechgeschwindigkeit und damit die Versagenszeit zu beachten.

Dieser Umstand veranlaßte Hayhurst et al. /61, 62/ eine Vergleichsspannung vorzuschlagen, die alle bisher angeführten Spannungsgrößen für die Versagenszeitberechnung mehrachsiger belasteter Zeitstandproben zusammenfaßt. Diese Vergleichsspannung hat die folgende Form:

$$\sigma_v = \alpha_L + \beta I_1 + \gamma \sqrt{J_2} \quad (3.4)$$

α , β , γ = Konstanten

Mit dieser empirisch ermittelten Beziehung erreichte Hayhurst /61/, durch entsprechende Wahl der Konstanten, eine bessere Übereinstimmung zwischen berechneter und experimentell bestimmter Versagenszeit von Zeitstandproben aus verschiedenen Werkstoffen, als es mit den bekannten Vergleichsspannungskriterien möglich war.

Die bisher bei sehr hohen Temperaturen ($T > 800^\circ\text{C}$) durchgeführten Zeitstandversuche an den Werkstoffen Hastelloy X /12/ und INCOLOY 800 H (Nicrofer 32 20 H) /11, 13/ weisen alle die maximale Hauptspannung (σ_L) als richtige Größe zur Berechnung der Versagenszeit aus. Die Bestimmung dieser Vergleichsspannung erfolgte aus den Spannungszuständen an unterschiedlichen Punkten in den Proben (Punkt B, /11/, C /13/, E /12/, Abb. 3.2), so daß die Versuchsergebnisse nicht direkt miteinander vergleichbar sind.

3.3 Einfluß eines anisotropen Kriechverhaltens auf die Ergebnisse in Zeitstandversuchen unter mehrachsiger Belastung.

Streuungen der Ergebnisse in Zeitstand- und Kriechversuchen unter mehrachsiger Belastung werden von vielen Autoren mit einem anisotropen Materialverhalten der untersuchten Proben begründet. Solch ein Verhalten kann z. B. durch herstellungsbedingte Einflüsse auf die Probe bzw. den Probenwerkstoff (z. B. Texturen /63, 64/) oder die Wirkung der Zeitstandbelastung auf das Werkstoffgefüge (z. B. die Bildung von Kriechporen in einer Vorzugsrichtung /55/) verursacht werden.

Zur Berechnung der Kriechdehnung bzw. Versagenszeit von Proben mit anisotroper Kriechfestigkeit existieren verschiedene Beziehungen, die vornehmlich auf einem Ansatz von Hill /65/ aufbauen. Bei diesem Ansatz wird die Anisotropie durch die Verwendung von zusätzlichen Konstanten in der Vergleichsspannung [Gl. (3.5)] berücksichtigt.

$$\sigma_V = \sqrt{\frac{1}{2} [G(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + H(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + I(\sigma_3 - \sigma_1)^2] + L\tau_{12}^2 + M\tau_{13}^2 + N\tau_{23}^2} \quad (3.5)$$

G, H, I, L, M, N Anisotropiekonstanten

Die Linien konstanter Vergleichsspannung für einen zweiachsigen Spannungszustand zeigen, daß die Anisotropiekonstanten in der Vergleichsspannung (σ_M) eine Verformung der Mises'schen Ellipse verursachen (Abb. 3.3), die aber im Gegensatz zu dem Verlauf 1 in Abb. 3.1A punktsymmetrisch zum Ursprung bleibt.

Eine allgemeinere Darstellung des vollständigen Ansatzes zur Beschreibung des Zeitstandverhaltens von Proben mit anisotroper Kriechfestigkeit ist in den Arbeiten einiger Autoren /66-71/ zu finden.

Die Problematik beim Gebrauch dieser Ansätze liegt in der Wahl eines geeigneten Meßverfahrens zur Bestimmung der Anisotropiekonstanten. Das zumeist verwendete Verfahren sind Normversuche an Kriechproben, die in

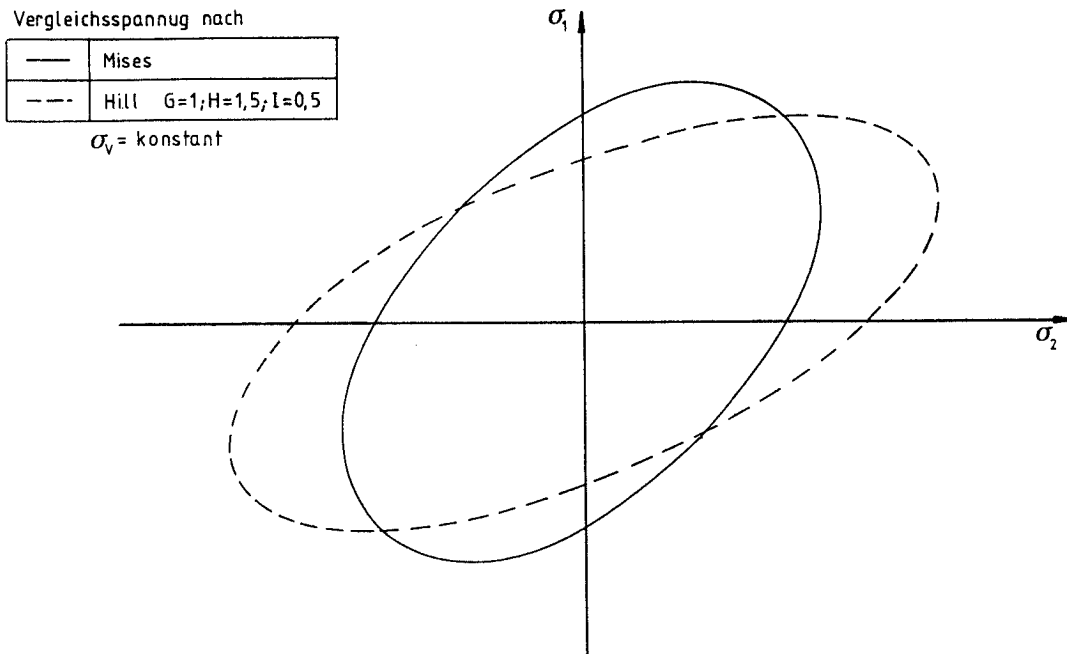


Abb. 3.3: Linien konstanter Vergleichsspannung für einen isotropen (Mises) und einen anisotropen (Hill) Werkstoff

orthogonalen Richtungen aus dem Versuchswerkstück gefertigt wurden /28, 42/. Diese Methode ist nur anwendbar, wenn alle Proben (auch die für die Zeitstandversuche unter mehrachsiger Belastung) aus einem Werkstück gefertigt werden, in dem die Unterschiede der Eigenschaften über das gesamte Werkstück konstant sind. Das verwendete Fertigungsverfahren darf dabei den Kriechwiderstand im Werkstoff nicht beeinflussen.

Werden die Anisotropiekonstanten mit Hilfe anderer Methoden bestimmt (z. B. Korrelation dieser Konstanten mit der Lage von Texturen im Werkstoff /63, 64/), muß das Verfahren eine eindeutige Aussage über die Richtungsabhängigkeit der Kriechfestigkeit zulassen. Ist dieser eindeutige Zusammenhang nicht gegeben, kann die Einführung dieser Konstanten in die Dehnungsberechnung eine Anpassung der Rechnung an das Experiment bewirken.

Bei den Untersuchungen an Rohren aus industrieller Fertigung wurde von einigen Autoren /36, 42/ ein anisotropes Kriechverhalten beobachtet; Angaben zum Fertigungsverfahren sind aber nicht gemacht worden. Die Anisotropie der Kriechfestigkeit bewegte sich etwa im normalen Streuband der Kennwerte aus Zeitstandversuchen.

Die Kriechverformung in Umfangsrichtung eines solchen Rohres wurde von Taira et al. /42/ bei Versuchen mit alleiniger Innendruckbelastung gemessen (Abb. 3.4 aus /69/). Der in dieser Abbildung eingezeichnete unterlegte Bereich gibt das Streuband der berechneten Umfangsdehnung wieder, das durch die Berücksichtigung des anisotropen Werkstoffverhaltens entsteht. Ein Vergleich des Streubereichs mit dem unter Verwendung der Vergleichsspannung nach Treska berechneten Dehnungsverlaufs (gestrichelte Linie) zeigt, daß bei den von Taira et al. /42/ untersuchten Rohren die Wahl der Vergleichsspannung zu stärkeren Unterschieden in der berechneten Dehnung führt, als eine Berücksichtigung der anisotropen Kriechfestigkeit.

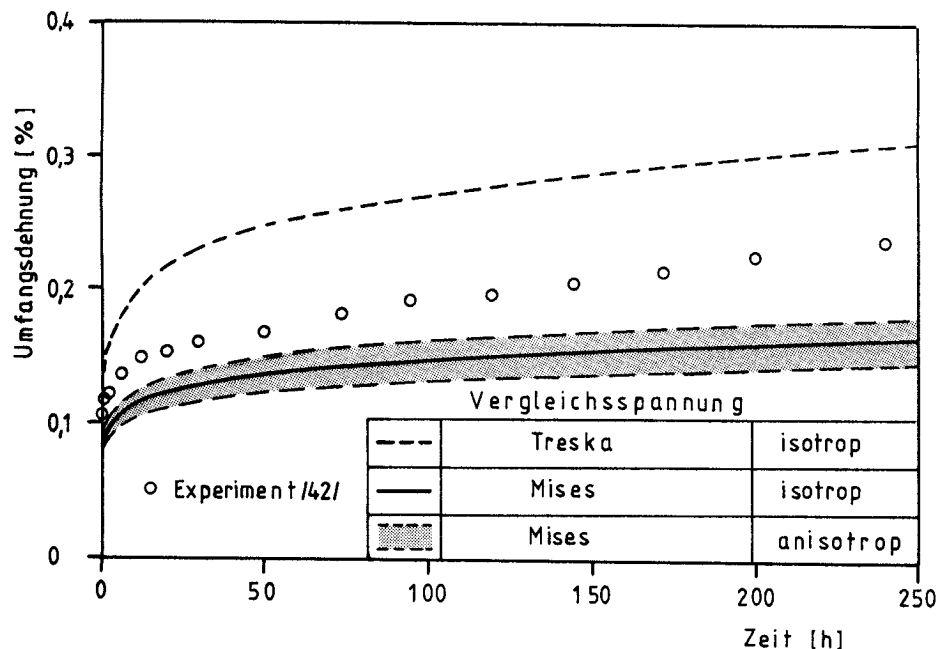


Abb. 3.4: Gemessene und berechnete Umfangsdehnung eines Rohres bei reiner Innendruckbelastung
($T = 450\text{ °C}$; $p = 98,1\text{ MPa}$; aus /69/)

Diese Ergebnisse lassen auch bei den hier untersuchten Rohrproben auf ein anisotropes Kriechverhalten schließen. Gegen die Einführung von Anisotropiekonstanten in die Dehnungs- und Versagenszeitberechnung für die hier durchgeführten Versuche sprechen jedoch zwei Gründe:

- Die untersuchten Rohrproben haben geringe Wandstärken (z. B. 2,2 mm bei den Wt-Rohren, vgl. Kap. 4), die es nicht erlauben, Proben für Kriechversuche aus den orthogonalen Richtungen der Rohre zu fertigen. Die Bestimmung der Anisotropiekonstanten müßte daher mit einem alternativen Verfahren vorgenommen werden (z. B. Druckversuche an Kleinstproben aus den orthogonalen Richtungen) wobei offen bleibt, ob damit die Unterschiede in der Kriechfestigkeit richtig erfaßt werden. Es bestünde damit die Gefahr einer Anpassung der Rechnung an das Experiment.
- Einflüsse aus anisotropem Materialverhalten in der Größe wie sie in den Veröffentlichungen /36, /42/ beschrieben werden, würden in den Schwankungen untergehen, die von Zeitstanduntersuchungen an Halbzeugen im Anlieferungszustand zu erwarten sind.

4. Versuchsdurchführung

4.1 Charakterisierung des Probenmaterials

Der Werkstoff für die experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit war die Eisenbasislegierung X10NiCrAlTi 32 20 (Nicrofer 32 20 H). Es kamen vier verschiedene, aus einer Mutterschmelze gefertigte Halbzeugformate zur Anwendung, die nach gleicher Spezifikation, insbesondere für die Korngröße und die Endwärmebehandlung gefertigt wurden.

Die Halbzeuge waren im einzelnen:

- eine warm gewalzte Tafel 30 x 600 x 1000 mm, Probenbezeichnung AYM,
- geschmiedetes Stabmaterial 25 mm Durchmesser, Probenbezeichnung AYP,
- Rohre von 22 mm Außendurchmesser und 2,2 mm Wandstärke.
Diese Abmessungen entsprechen den Helium-Helium-Wärmetauscherrohren (Wt-Rohre) in einer zukünftigen PNP-Anlage. Probenbezeichnung AYL.
- Rohre von 120 mm Außendurchmesser und 10 mm Wandstärke.
Rohre mit diesen Abmessungen sollen in einem Röhrenspaltofen (RSO-Rohr) einer nuklear betriebenen Methanreformierungsanlage verwendet werden. Probenbezeichnung AYJ.

Die zugehörigen Stückanalysen sind im Anhang Kap. 9.2 zu finden.

Die Korngröße aller Halbzeuge lag im Bereich ASTM 2-3, d. h. der mittlere Korndurchmesser betrug etwa 0,15 mm. Die nach Vd-TÜV-Werkstoffblatt 434 (Stand 1981) geforderten Spezifikationen wurden durch Abnahmeprüfzeugnisse gemäß DIN 50049-3.1A bestätigt.

Die Fertigung der Halbzeuge erfolgte auf vier verschiedene Arten:

- Die Tafel wurde mehrfach bis auf Nennmaß warm gewalzt, wobei einige Zwischenglühungen notwendig waren.

- Das Rundmaterial wurde in mehreren Schritten bis auf Nennmaß geschmiedet. Auch dabei waren Zwischenglühungen erforderlich.
- Der Umformungsprozeß der Wt-Rohre erfolgte in vier Schritten:
 - Schmieden des Rohlings
 - Blockbearbeitung (Bohren und Drehen)
 - Heißstrangpressen
 - Kalt Pilgern bis auf Nennmaß
- Fertigung der RSO-Rohre:
 - Schmieden des Rohlings
 - Blockbearbeitung (Bohren und Drehen)
 - Heißstrangpressen
 - Ziehen in sechs Zügen bis auf Fertigmaß

Im Anschluß an die Umformung wurden alle Halbzeuge bei 1150 °C an Luft lösungsgeglüht und mit Wasser abgeschreckt. Bei dem Stangenmaterial, den Wt-Rohren und den RSO-Rohren erfolgte nach der Glühung ein kaltes Richten in einer Walze bei Raumtemperatur.

Metallographische Schliffbilder dieser Halbzeuge sind im Anhang Kap. 9.2 zu finden /72/. Sie zeigen ein einheitliches Gefüge bei allen Proben, wobei die Schliffe der Wt-Rohre aber noch Einflüsse aus dem Herstellungsprozeß erkennen lassen. So weisen die Körner dieses Halbzeuges recht viele Zwillingsgrenzen auf, die durch Rekristallisation nach dem kalt Pilgern der Rohre entstanden (Abb. 4.1). Zusätzlich sind noch einige parallel zur Längsachse orientierte Carbidzeilen zu beobachten (Abb. 4.2). Im Gegensatz zu der sonst recht einheitlichen Korngröße in allen Halbzeugen haben die Wt-Rohre an der Innenseite der Rohrwand einen sehr schmalen Feinkornbereich von etwa 0,05 mm Breite (Abb. 4.1).



Abb. 4.1: Längsschliff von der Innenseite der Wandung eines Wt-Rohres

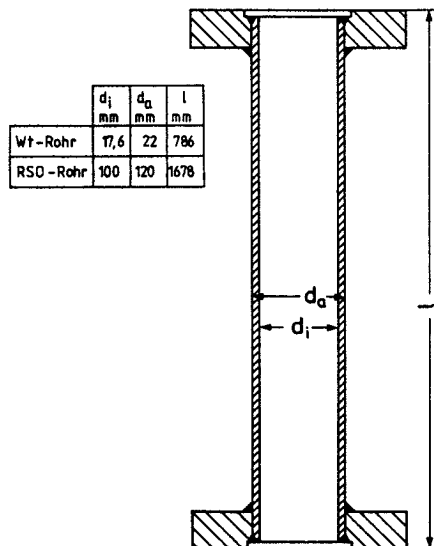


Abb. 4.2: Längsschliff eines Wt-Rohres

Bei den Raumtemperatur-Abnahmekennwerten des Zugversuchs der Halbzeugformate fällt auf, daß die 0,2 %-Dehngrenze der Wt-Rohre um etwa 100 N/mm^2 höher liegt als die der anderen Halbzeuge (Abb. 4.3). Dies kann mit dem Einfluß einer verschieden starken Kaltverformung erklärt werden.

Probenbezeichnung	0,2 % Dehngrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Bruchdehnung [%]
AYP	212	534	47
AYP	195	613	46
AYL	319	602	38
AYJ	182	511	48

Abb. 4.3: Raumtemperatur-Abnahmekennwerte des Zugversuchs der untersuchten Halbzeuge



Aus der Blechtafel und dem Stabmaterial wurden Normproben mit einem Durchmesser von 10 mm und einer Meßlänge für die Dehnungsmessung von 50 mm gedreht. Die Wt- und RSO-Rohre wurden durch Aufschweißen gasdichter Flansche zu Rohrproben verarbeitet, deren Abmessungen der Abb. 4.4 zu entnehmen sind. Die Länge dieser Proben ist so bemessen, daß die Schweißung und deren temperaturbeeinflusste Zone außerhalb des Ofens lagen, um eine Verfälschung der Versuchsergebnisse zu vermeiden.

Abb. 4.4: Form und Abmessungen der untersuchten Rohrproben

Weil die Rohrproben aus den angelieferten Halbzeugen ohne zusätzliche Bearbeitung gefertigt wurden, mußte mit den Fertigungstoleranzen der Rohre gerechnet werden. Nach den Spezifikationen ist eine Schwankungsbreite des Außendurchmessers von $\pm 1\%$, und der Wandstärke von $\pm 12,5\%$ zulässig. Vor den Versuchen erfolgte jedoch eine Vermessung jeder Probe, wobei sich die in Abb. 4.5 angeführten Werte als maximale Schwankungsbreite der Abmessungen ergaben.

Außendurchmesser	+ 1,8 %	- 2,3 %
Wandstärke	+ 3,7 %	- 6,4 %

Abb. 4.5: Maximale gemessene Toleranz der Abmessungen bei den untersuchten Rohrproben (bezogen auf das Nennmaß der Rohre)

Das genaue Vermessen eines Wt-Rohres zeigte, daß die Stellen mit einer dünneren bzw. dickeren Wandstärke nur punktuell vorhanden sind, d. h. die Abweichungen vom Nennmaß der Rohre treten nicht über längere Rohrab-schnitte auf (vgl. Abb. 4.6). Bei der reinen Zugbelastung haben solche

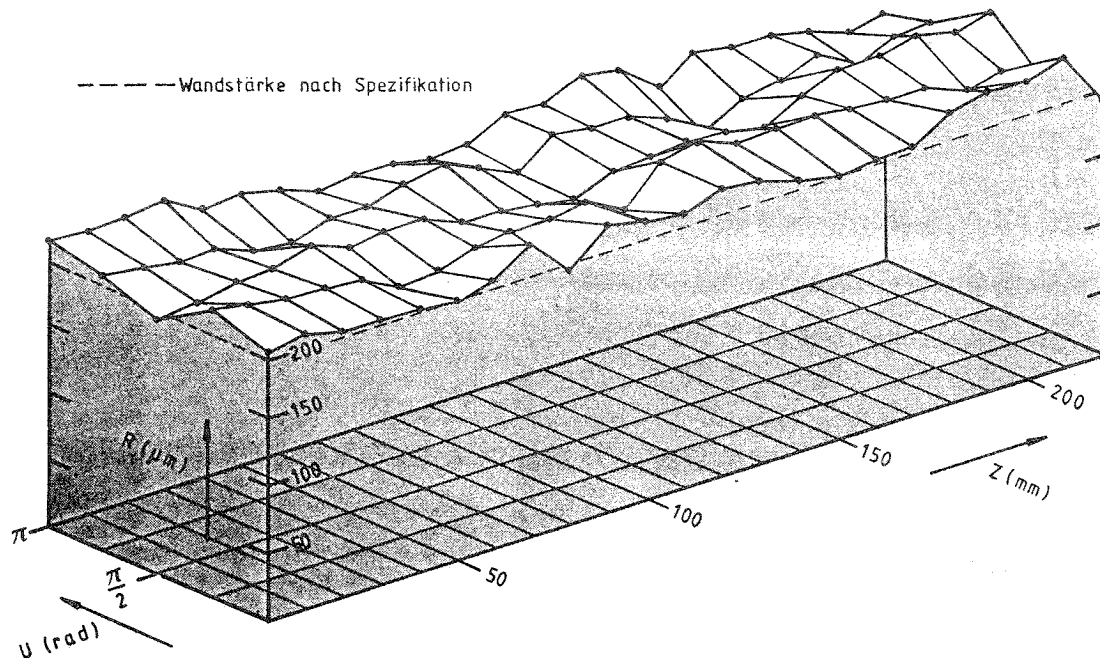


Abb. 4.6: Darstellung der Wandstärkeschwankungen eines halben Wt-Rohres über eine Länge von 22 mm

lokalen Stellen höherer oder niedrigerer Spannung nur wenig Einfluß auf das Verformungsverhalten des Rohres, weil die aufgeschweißten Flansche eine gleichmäßige Beanspruchung des gesamten Rohrquerschnitts bewirken. Bei einer Innendruckbelastung hingegen könnten lokale Wandstärkenschwankungen zu einem Ausbeulen der Rohre und damit zur Leckbildung führen. Für die Nachrechnung der Kriechversuche unter Innendruckbelastung sollten daher die gemessenen Wandstärkenschwankungen als Streuung der wirksamen Spannung berücksichtigt werden.

Texturen, die auf eine anisotrope Verteilung der Eigenschaften hindeuten, wurden in den Schliffen der hier untersuchten Halbzeuge nicht beobachtet. Die im Gefüge der Wt-Rohre vorhandenen Carbidzeilen könnten zwar zu einer Anisotropie des Werkstoffs führen, deren Anzahl ist aber so gering, daß ein merklicher Einfluß auf die Versuchsergebnisse nicht zu erwarten ist. Die zum Richten des Stabmaterials und der Rohre angewendete Kaltverformung führt nach den Versuchsergebnissen anderer Autoren /73/ vornehmlich zu einer isotropen Verfestigung des Werkstoffs.

4.2 Versuchsaufbau

Für die Kriechversuche an Rohrproben standen drei verschiedene Prüfmaschinen zur Verfügung:

- A Eine elektromechanische Prüfmaschine mit einer maximalen Zugkraft von 100 kN für Versuche an den Wt-Rohren.
- B Eine servohydraulische Prüfmaschine mit einer maximalen Zugkraft von 100 kN und einem maximalen Torsionsmoment von 500 Nm für Versuche an den Wt-Rohren (Abb. 4.7).
- C Eine servohydraulische Prüfmaschine mit einer maximalen Zugkraft von 500 kN für Versuche an den RSO-Rohren.

Diese Maschinen wurden im geschlossenen Regelkreis elektronisch geregelt, wobei die Führungsgröße in den Versuchen eine konstante Last bzw. ein konstantes Drehmoment war. In den Prüfmaschinen für die parallel laufenden Kriechversuche an Normproben erfolgte die Belastung durch einen Hebelarm und Gewichte /74/. Eine Überprüfung der Reproduzierbarkeit wurde anhand

einiger Zeitstandversuche an Normproben in der elektromechanischen Prüfmaschine (A) vorgenommen, dabei zeigte sich eine gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse aus beiden Maschinentypen.

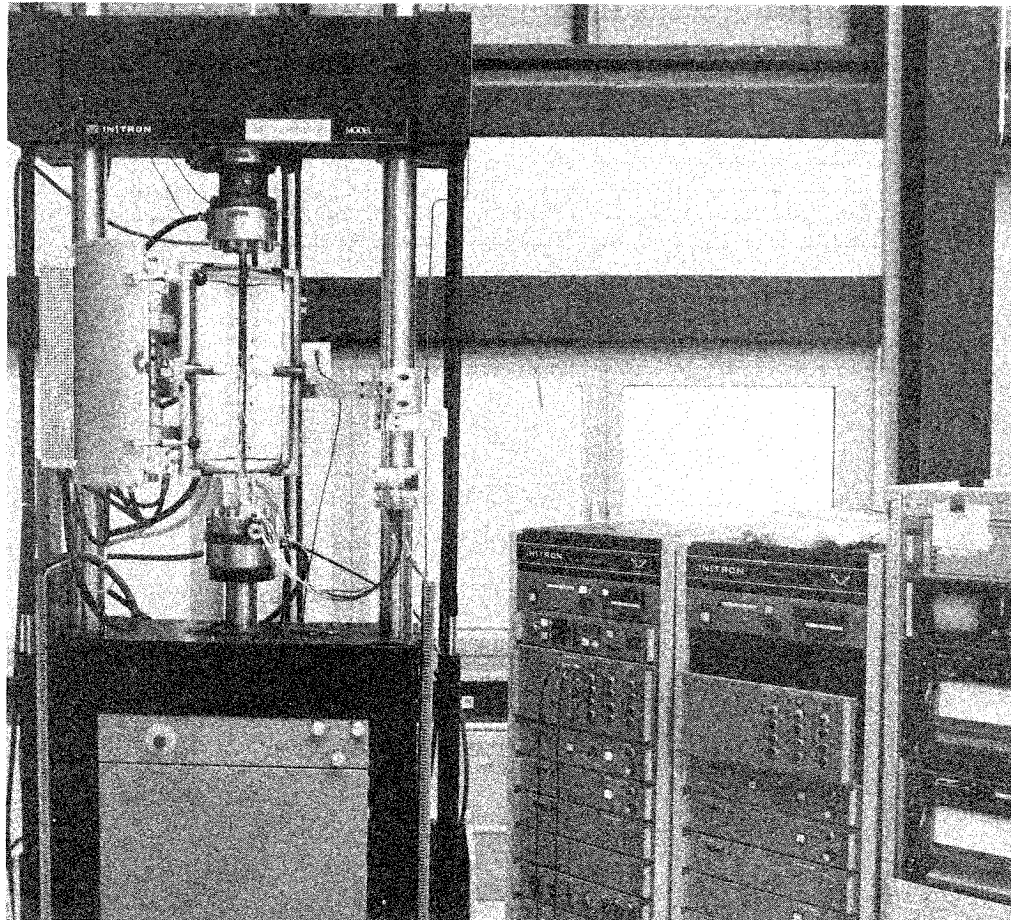


Abb. 4.7: Prüfmaschine für Versuche an Wt-Rohrproben

Die Prüfmaschinen für Versuche an Rohrproben waren mit einer Einrichtung zur Aufbringung von Innendruck in den Proben ausgerüstet, die in Abb. 4.8 schematisch dargestellt ist. Der Druck wurde aus einer Heliumflasche über einen Druckminderer und ein Nadelventil entnommen, das zum Schutz des Druckminderers bei einer Leckbildung im Rohr diente. Ein zweites Nadelventil simulierte ein künstliches Leck im Rohr, um eine genaue Regelung des Druckminderers zu erreichen. Die Regelgenauigkeit des Druckminderers war besser als $\pm 0,1$ bar; er hatte jedoch eine geringe Langzeitdrift, die durch manuelles Nachstellen ausgeglichen werden mußte. Die tatsächliche Regelgenauigkeit betrug damit $\pm 0,3$ bar.

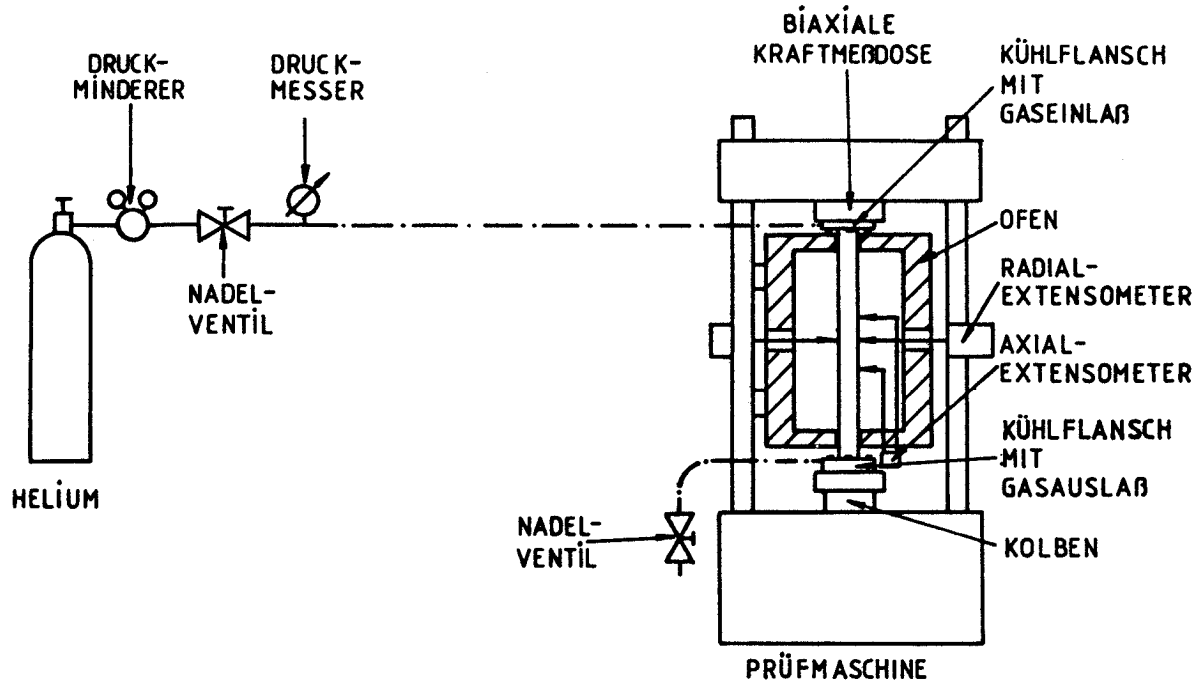


Abb. 4.8: Schematischer Aufbau der Versuchsanlage

Die Beheizung der Rohre erfolgte in vertikal stehenden, aufklappbaren Rohröfen, deren Temperatur durch blanke Pt-Rh-Thermoelemente geregelt wurde. Die Maschinen A und B waren mit je einem Drei-Zonenofen ausgerüstet, Maschine C mit einem Sieben-Zonenofen. Ein Abgleichen der Temperatur zu Beginn des Versuchs und die Temperaturüberwachung erfolgte anhand blanker NiCr-Ni-Thermoelemente, die direkt auf die Rohroberfläche aufgeschweißt waren. Alle diese Thermoelemente wurden aus einer Rolle Thermoelementdraht gefertigt, wodurch eine minimale Streuung der Elemente untereinander gewährleistet war, unabhängig von dem erreichten Absolutwert der Temperatur. Eine Überprüfung einzelner Elemente zeigte eine Streuung von $\pm 3 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Der Absolutwert der Temperatur konnte anhand eines von der PTB geeichten Elementes überprüft werden und zeigte eine Übereinstimmung von $\pm 3 \text{ }^{\circ}\text{C}$ in der Mitte der Probe.

4.3 Dehnungsmessung

Eine exakte Auswertung des Verformungsverhaltens unter überlagerten Belastungsbedingungen ist nur durch ein Extensometer möglich, das die Probenverlängerung, die Probenaufweitung und die Probenverdrehung innerhalb der temperaturkonstanten Zone mißt. Ein solches Gerät ist käuflich nicht zu erwerben und seine Entwicklung sehr langwierig.

Bei experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit wurde daher von einer einfachen Methode der Dehnungsmessung ausgegangen und diese dann schrittweise verfeinert. Zunächst diente der Kolbenhub der Prüfmaschine und die Änderung der Drehwinkelstellung des Kolbens als Maß für die Probenverformung in Längs- und Torsionsrichtung. Der nächste Schritt war der Einsatz eines Axialextensometers, das die Längsänderung des Rohres innerhalb der temperaturkonstanten Zone des Ofens maß. Mit Hilfe dieses Extensometers war es möglich, die über den Kolbenhub gemessene Dehnung zu überprüfen und eine fiktive Meßlänge l_0 zur Berechnung der Dehnung aus dem Kolbenhub genauer zu bestimmen. Als letzter Schritt wurde ein Radialextensometer entwickelt, das eine Messung der Probenaufweitung ermöglichte /75/.

So war nach diesem Schritt bei allen Wt-Rohrversuchen eine gleichzeitige Messung der Dehnung in Längsrichtung, in Umfangsrichtung und die Messung der Scherung um die Z-Achse möglich.

4.3.1 Experimentelle Bestimmung der Dehnungen

In üblichen Zeitstandmaschinen erfolgt die Messung der Probenverlängerung in der temperaturkonstanten Zone des Ofens und wird über ein Gestänge nach außerhalb des Ofens übertragen. Dadurch liegt während der Versuchsdauer die gesamte Meßlänge im Hochtemperaturbereich und liefert einen Beitrag zur Probendehnung. Bei der Verwendung des Kolbenhubs zur Messung der Verformung muß beachtet werden, daß ständig Probenmaterial aus der temperaturkonstanten Zone herauswandert. Wegen der starken Temperaturabhängigkeit des Kriechen können die Dehnungen in jenen Bereichen des Rohres, die kurz außerhalb der temperaturkonstanten Zone liegen (und beispielsweise

20 °C kälter sind) vernachlässigt werden. Zur Dehnungsbestimmung aus dem Kolbenhub muß also eine fiktive Meßlänge zugrunde gelegt werden, die etwas größer als die temperaturkonstante Zone ist.

Ein Vergleich der nach diesen zwei Verfahren gemessenen Probenverlängerungen soll hier anhand der Definitionen der Dehnung vorgenommen werden. Die "technische Dehnung" ist nach Gl. (2.1) definiert als

$$\epsilon_t = \frac{l - l_0}{l_0}$$

l momentane Länge
 l_0 Anfangslänge

Die zugehörige Dehngeschwindigkeit beträgt dabei

$$\dot{\epsilon}_t = \frac{d\epsilon_t}{dt} = \frac{1}{l_0} \frac{dl}{dt} \quad (4.1)$$

Die physikalisch sinnvollere Zunahme der "wahren Dehnung" ist:

$$\epsilon_w = \frac{d\epsilon_w}{dt} = \frac{1}{l} \frac{dl}{dt} \quad (4.2)$$

Bei der wahren Dehnung ϵ_w handelt es sich um die Längenänderung bezogen auf die momentane Länge. In den Zeitstandversuchen an Rohren ist jedoch diese "momentane" Länge konstant und entspricht der oben angesprochenen Basislänge (l_0). Wird daher die Verschiebung des Maschinenkolbens als Maß für die Probenverlängerung verwendet und durch die fiktive Meßlänge der Probe dividiert, so errechnet sich daraus unmittelbar die "wahre Dehnung".

In den Zeitstandversuchen an Normproben und bei Messungen der Verlängerung des Rohres mit Hilfe eines Extensometers ergibt sich hingegen bei Division der Probenverlängerung durch die Anfangslänge die "technische Dehnung".

4.3.2 Ermittlung der Meßlänge in den Kriechversuchen an Rohrproben

Für die Bestimmung der fiktiven Meßlänge kann vereinfachend angenommen werden, daß nur der mittlere Bereich des Rohres, der sich auf Prüftemperatur befindet, zur Kriechdehnung beiträgt. Mit aufgeschweißten Markierungen auf der Oberfläche einiger Rohrproben wurde aus deren Verschiebung nach dem Zeitstandversuch geschlossen, welcher Bereich der Probe den wesentlichen Beitrag zur Kriechverformung leistet. Abb. 4.9 zeigt die aufsummierten Winkeländerungen dieser Markierung in einem Torsionsversuch. Die in dieser Auftragung sichtbaren Grenzen der Kriechdehnung weisen für die Wt-Rohre einen Bereich von etwa 280 mm aus, der zur Kriechverformung beiträgt.

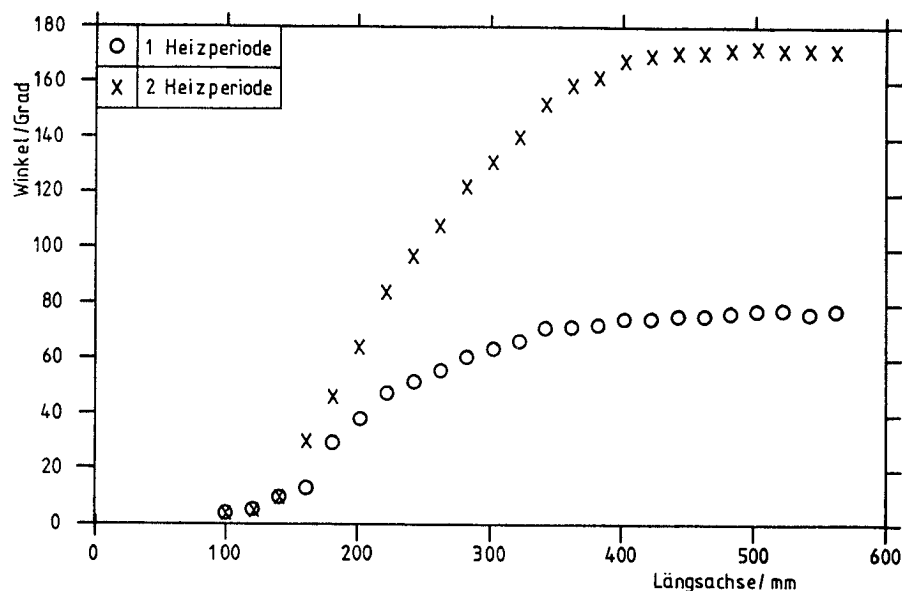


Abb. 4.9: Torsionswinkel über die Längsachse eines Wt-Rohres nach einer Torsionsbelastung

4.3.3 Axial-Extensometrie

Zur Verbesserung der Genauigkeit der Dehnungsmessung in axialer Richtung der Rohrproben wurde ein mechanisch angebrachtes Extensometer entwickelt. Als besonderes Problem ergab sich dabei die Ankopplung des Extensometergestänges an die Probe. Das Anbringen von Schneiden, wie bei Norm-Zeitstandproben üblich, ist für die vorliegenden Untersuchungen der Rohrstücke nicht anwendbar. Auch das Einbringen von Meßkerben schied wegen der Möglichkeit einer Vorschädigung bzw. der Kerbwirkung aus. Zur Anbringung eines Extensometers wurden daher in zwei Ebenen jeweils drei um 120° versetzte Zapfen auf das Rohr aufgeschweißt und darauf jeweils eine Platte mit drei Vertiefungen für die Zapfen aufgesetzt. Die beiden Platten befanden sich innerhalb der temperaturkonstanten Zone und hatten einen Abstand von 80 mm. Bei Verlängerung der Probe ändert sich auch der Abstand der Platten nach Maßgabe der Dehnungsänderung an diesem Probenstück. Über ein Gestänge wurde diese Änderung auf DMS-Extensometer (Dehnungsmeßstreifen-Extensometer) außerhalb des Ofens übertragen und registriert.

Mit Hilfe dieses Extensometers konnte die aus dem Kolbenhub berechnete Dehnung überprüft werden. Wie die Abb. 4.10 zeigt, ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Ergebnissen aus den beiden Meßmethoden, wenn zur

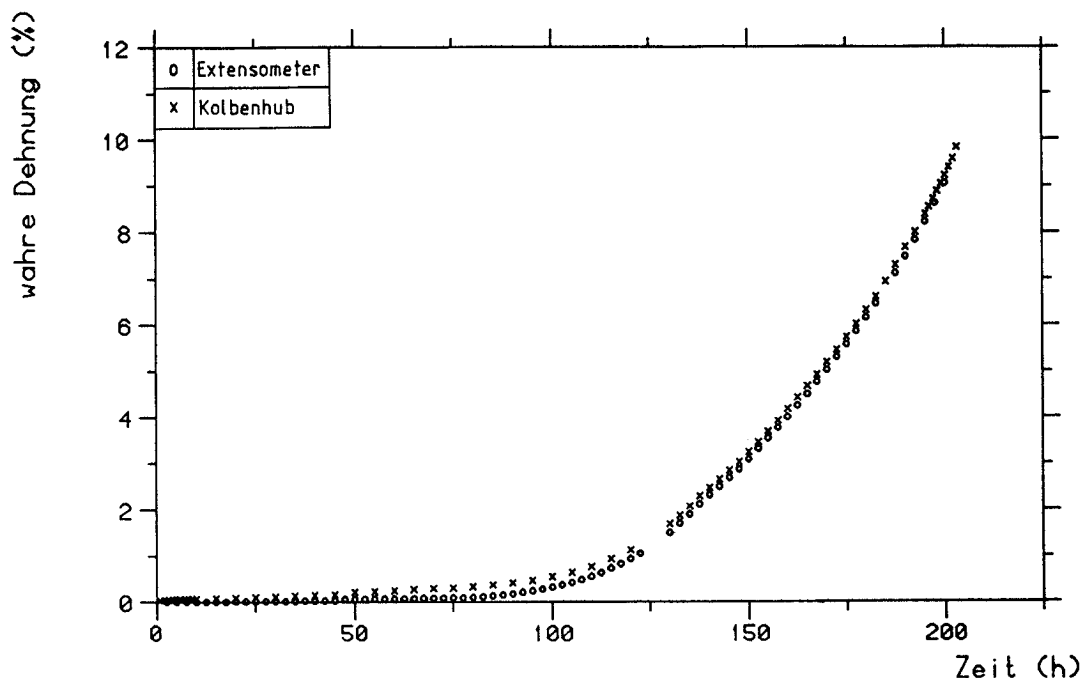


Abb. 4.10: Vergleich der Kriechdehnung, errechnet aus dem Kolbenhub (x) und aus der Extensometeranzeige (o)

Berechnung der Dehnung aus dem Kolbenhub eine fiktive Meßlänge von 310 mm angesetzt wird (bei den Wt-Rohren).

Die geringen Abweichungen der beiden Meßergebnisse zu Beginn des Versuchs können durch Setzbewegungen im Extensometergestänge erklärt werden. Die aus dem Kolbenhub berechnete Bruchdehnung ist größer als die mit dem Extensometer gemessene, weil bei diesem Versuch der Bruch der Probe außerhalb der Meßlänge des Extensometers erfolgte.

Eine ähnliche Extensometeranordnung wurde für die Bestimmung der fiktiven Meßlänge der RSO-Rohre verwendet. Es ergab sich dafür ein Wert von 1070 mm.

Die vorgestellte Methode zur Bestimmung der Dehnung aus dem Kolbenhub hat folgende Vorteile:

- keine Beeinflussung des Verformungsverhaltens der Probe durch ein Extensometer,
- unproblematischer Einsatz eines zweiten Extensometers zur Aufweitungsmessung, da kein Gestänge für die Axialextensometrie benötigt wird,
- eine sehr große Meßlänge von 310 mm.

Ein Nachteil dieser Methode ergibt sich aus der nicht exakt bestimmbaren Meßlänge l_0 .

4.3.4 Radialextensometrie

Für eine Kriechdehnungsmessung in Radialrichtung besteht einmal die Möglichkeit den Versuch nach vorgegebener Zeit zu unterbrechen oder der Einsatz eines Radialextensometers. Der unterbrochene Kriechversuch ermöglicht eine Vermessung der gesamten Probe, dabei besteht aber die Gefahr, daß die häufigen Abkühlungen zu Änderungen im Gefüge führen, die das Kriechverhalten der Proben beeinflussen.

Mit einem Radialextensometer ist bei vertretbarem Aufwand nur eine lokale Verformungsmessung möglich. Da sich ein Rohr unter Innendruckbelastung in Umfangsrichtung zunächst gleichmäßig verformen wird, wurde für die Aufweitungsmessung in den Versuchen dieser Arbeit solch ein Extensometer entwickelt und eingesetzt. Abb. 4.11 zeigt den schematischen Aufbau dieser Extensometeranordnung. Die Aufweitung des Rohres wird mit Hilfe zweier um 180° versetzter Quarzstäbe abgetastet, die durch Bohrungen in der Ofenwand geführt werden. Da die Wärmeleitfähigkeit der Quarzstäbe gering ist, verursacht diese Anordnung keine merkliche Veränderung des Temperaturprofils im Ofen. Die Quarzstäbe sind gegenüber dem Dehnungsaufnehmer frei beweglich, um einen Ausgleich der unterschiedlichen Verformung zwischen Ofen und Lastrahmen während der Aufheizphase zu ermöglichen. Als Dehnungsaufnehmer wurden DMS-Extensometer der Klasse 0,1, mit einem geringeren Rauschpegel verwendet, um eine genaue Dehnungsmessung trotz der kleinen Meßlänge (Durchmesser des Rohres 22 mm) zu ermöglichen.

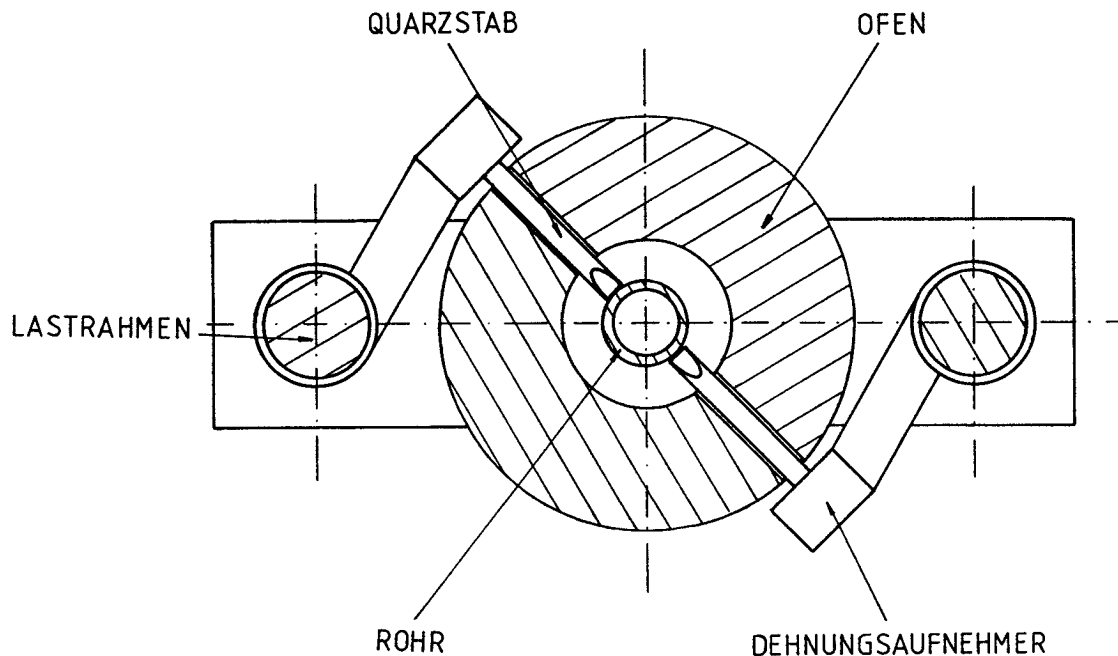


Abb. 4.11: Schematischer Aufbau des Radialextensometers

Obwohl die Prüfmaschine in einem temperierten Labor steht, zeigte sich eine Auswirkung der auftretenden Raumtemperaturschwankung von $\pm 2,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ auf die Messung der Radialdehnung, deren Ursache in der thermischen Ausdehnung des Lastrahmens und der Befestigung des Dehnungsaufnehmers lag. Es wurde daher ein Verfahren entwickelt, das es ermöglicht, diese Verfälschung des Meßergebnisses elektronisch zu kompensieren. Die dazu verwendete Schaltung ist schematisch in Abb. 4.12 dargestellt. Die Störgröße, d. h. die Tempe-

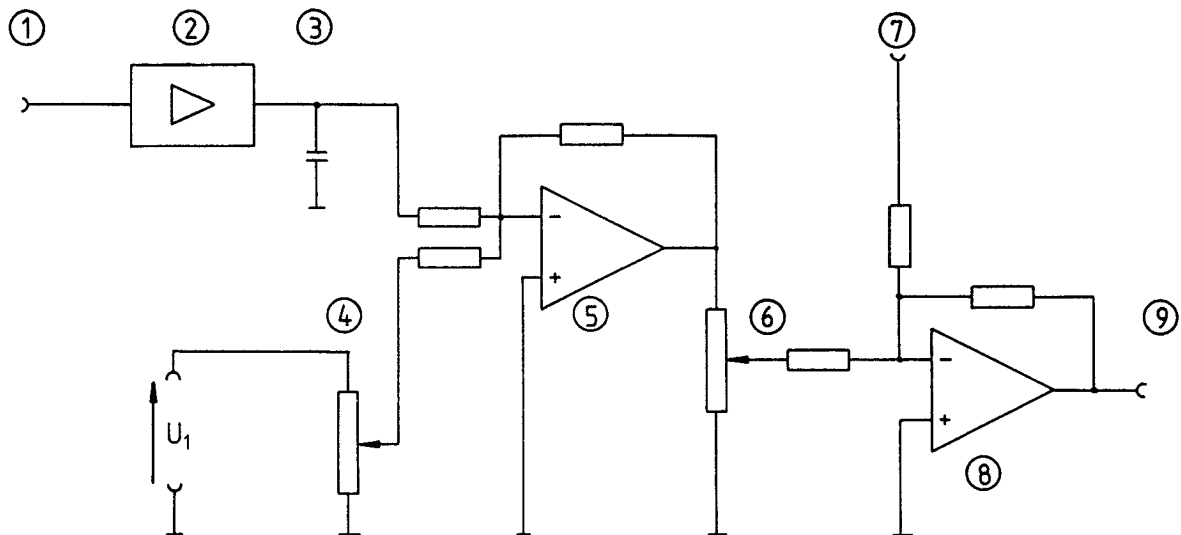


Abb. 4.12: Schematischer Aufbau der Temperaturkompensation

raturänderung des Lastrahmens, wird mit Hilfe eines NiCr-Ni-Thermoelements (1) gegenüber einer Eiszelle gemessen und im Vorverstärker (2) verstärkt. Die Siebung (3) kompensiert die kurzzeitigen Regelschwankungen der Eiszelle. Das so gewonnene Störgrößensignal wird in einem Summiervverstärker (5) mit Hilfe einer einstellbaren Präzisionsspannungsquelle [U_1 , (4)] zu Beginn des Versuchs zu Null eingeregelt. So steht am Regler (6) ein Signal zur Verfügung, das die Abweichung der aktuellen Temperatur-Dehnung des Lastrahmens von dieser Dehnung zu Beginn des Versuchs widerspiegelt. Die Voraussetzung ist dabei eine lineare Änderung der Dehnung mit der Temperatur. Ein mit Regler (6) einstellbarer Anteil dieses Signals wird im

Summierverstärker (8) dem Radialextensometersignal (7) zugemischt. So steht am Ausgang (9) das temperaturkompensierte Signal des Extensometers zur Verfügung. Der Anteil der an Regler (6) einstellbaren Kompensation muß in Vorversuchen ermittelt werden.

4.3.5 Scherungsmessung in Axialrichtung

Die Messung der Scherung erfolgte anhand der Winkelstellung des Torsionsantriebszylinders, wobei die gleiche fiktive Meßlänge wie zur Berechnung der Axialdehnung zugrunde gelegt wurde. Im Gegensatz zur Axialdehnung wird aber bei dieser Art der Scherungsmessung die technische Scherung und nicht, wie in Kap. 4.3.1 beschrieben, die wahre Dehnung bestimmt.

Das Blockdiagramm in Abb. 4.13 zeigt ein Gesamtbild der in dieser Arbeit verwendeten Prüfmaschinen mit zugehöriger elektronischer Steuerung und Meßwerterfassung. Die Aufzeichnung der Meßwerte erfolgte in den Kriechversuchen mit Hilfe eines Schreibers und einem parallel geschalteten Rechner. Dadurch war sowohl eine gute Auflösung der Meßwerte als auch eine kontinuierliche Aufzeichnung aller Daten möglich.

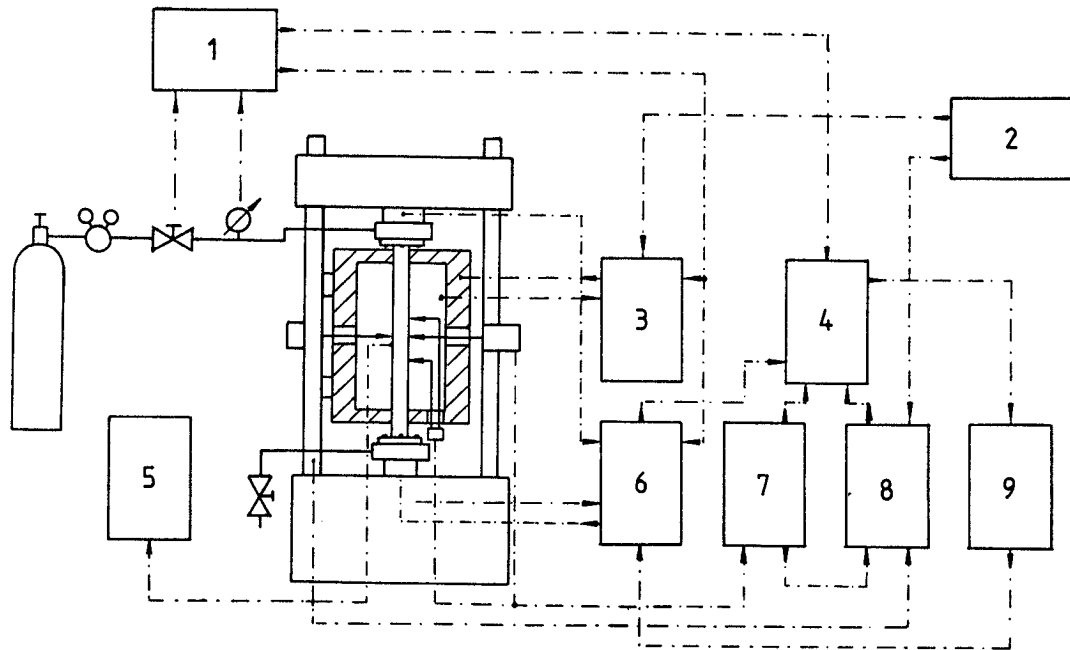


Abb. 4.13: Blockschaltbild der verwendeten Prüfmaschinen

- 1) Drucküberwachung mit Maschinen- und Ofenabschaltung
- 2) Eiszelle
- 3) Ofensteuerung
- 4) Schreiber
- 5) Datenerfassungsanlage zur Temperaturüberwachung
- 6) Maschinensteuerung
- 7) Meßverstärker für die Extensometer
- 8) Temperaturkompensation
- 9) Rechner zur Datenerfassung und Maschinensteuerung

5. Versuchsergebnisse

5.1 Voruntersuchungen der Halbzeuge

5.1.1 Härte und Dichtemessung

Als Maß für die Gleichmäßigkeit des Ausgangszustandes wurde der Verlauf der Härte (HV 0,02) über den Querschnitt eines Probenstückes gemessen. Die mittlere Härte von Wt- und RSO-Rohren liegt bei etwa 130 HV, die Rundstäbe und die Blechtafel weisen einen um 15 % höheren Wert auf. Die Streuung dieser Meßwerte über die Wandstärke der RSO-Rohre ist mit $\pm 5\%$ gering. Im Inneren des Rundmaterials, bis zu einem Radius von etwa 21,5 mm, liegt die Härte auf konstantem Niveau, steigt aber zum Rand hin deutlich an (Abb. 5.1). Für die aus dem Rundmaterial gefertigten Normproben mit einem Durchmesser von 10 mm sind die höheren Randwerte ohne Bedeutung. Bei den Wt-Rohren ist der Härteverlauf über die Wandung ungleichmäßiger als der der anderen Halbzeugformate, wobei alle Rohre in einem 0,15 mm starken Randbereich ihre höchsten Härtewerte zeigen (Abb. 5.2).

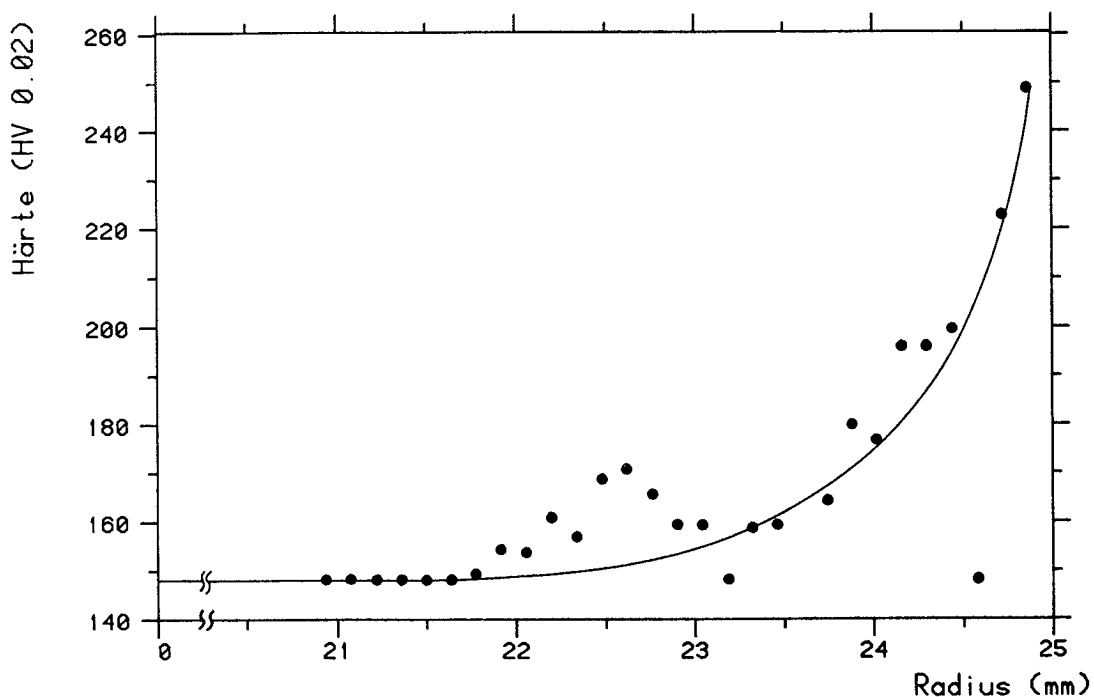


Abb. 5.1: Härteverlauf über den Querschnitt des Rundmaterials (AYP)

Als ein Hinweis auf Gefügeänderungen durch eine thermische Belastung des hier untersuchten Werkstoffs ist in Abb. 5.2 die Härte der Wt-Rohre nach einer Auslagerung von 150 h bei 950 °C eingetragen (gestrichelte Linien). Durch Ausscheidungsvorgänge im Gefüge gleicht sich der Härteverlauf über der Rohrwand etwas aus, wobei der Mittelwert leicht ansteigt (gerade gestrichelte Linie, Abb. 5.2).

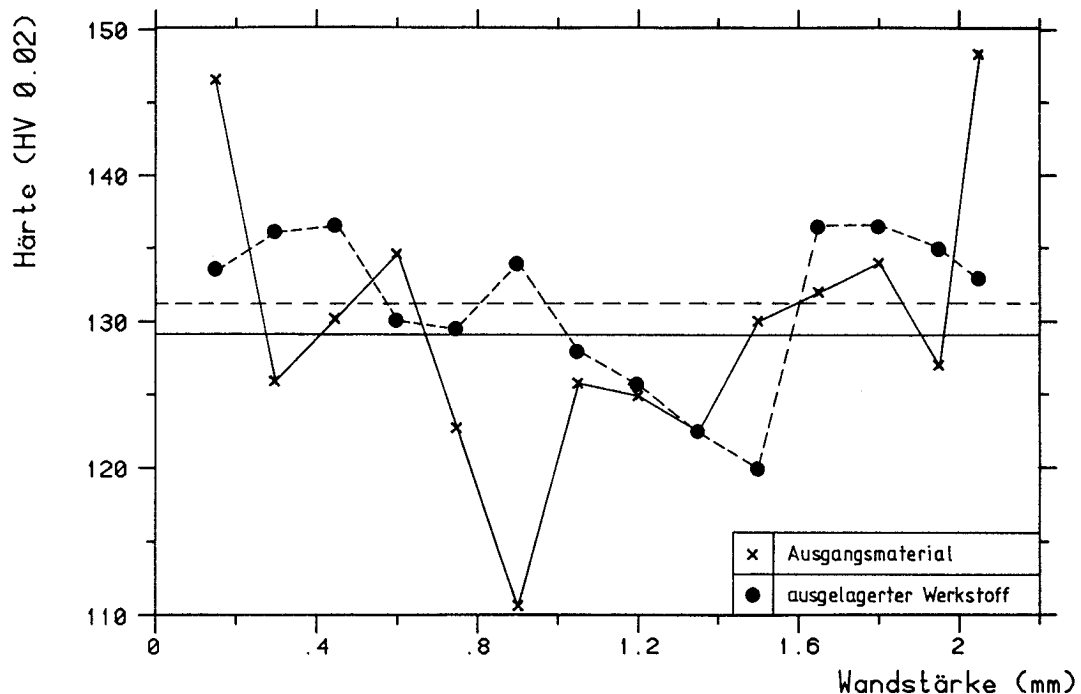


Abb. 5.2: Härteverlauf über den Querschnitt eines Wt-Rohres im Anlieferungszustand und nach einer Glühung von 150 h bei 950 °C

Weitere Informationen über Gefügeänderungen des untersuchten Werkstoffes während der Zeitstandversuche sollten aus Dichtemessungen gewonnen werden (Meßmethode: Auftriebsmessung). Es zeigten sich aber sowohl bei rein thermisch belasteten Proben (bis zu 480 h bei 950 °C) als auch bei zeitstandbelasteten Proben keine deutlichen Änderungen in der Dichte. Alle gemessenen Werte lagen im Streuband ($\pm 0,3 \%$) des Ausgangsmaterials.

5.1.2 Eigenspannungsmessungen

Weitere Informationen über den Ausgangszustand der kalt gerichteten Halbzeuge wurden aus Eigenspannungsmessungen mittels der Bohrlochmethode gewonnen [durchgeführt bei der Staatlichen Materialprüfanstalt (MPA) Stuttgart] /76, 77/. Diese Untersuchungen erfolgten an den Wt-Rohren, weil hier die größte Richtarbeit unterstellt werden kann (vgl. Kap. 4.1).

Sechs Messungen an verschiedenen Positionen eines Rohres lieferten Aussagen über die Verteilung der Eigenspannungen im Rohr [drei Messungen (1-3) an gleichen Rohrumfangslagen in regelmäßigen Abständen, weitere drei (4-6) an unterschiedlichen Winkellagen, siehe Abb. 5.3]. Durch unterschiedlich lange Glühungen der Proben bei Versuchstemperatur (950 °C) wurde ein Abbau der Eigenspannungen überprüft. Die Winkellage dieser Messungen entsprach den Positionen 1-3 in Abb. 5.3.

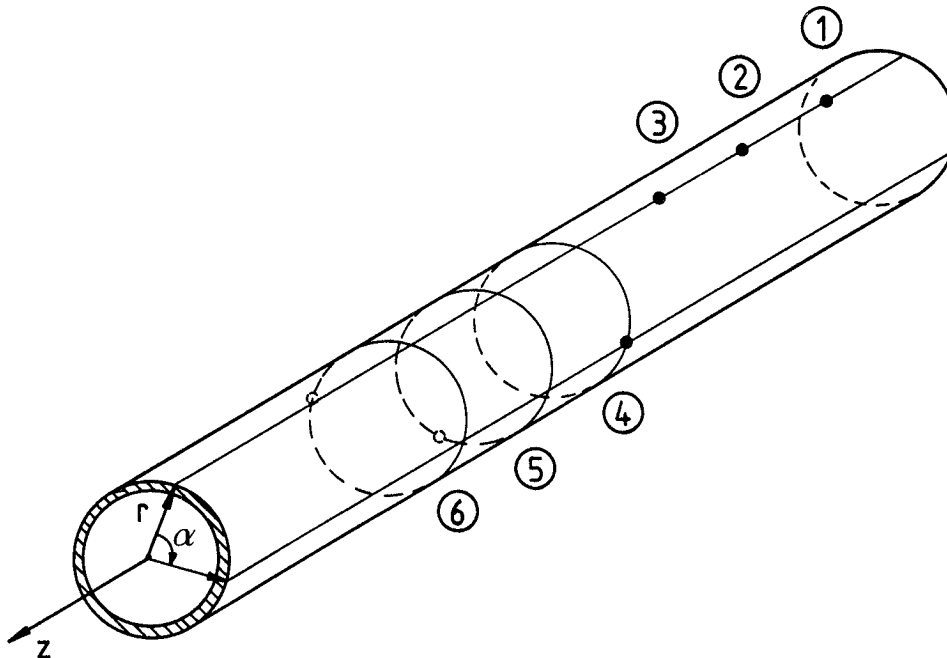


Abb. 5.3: Meßpositionen zur Bestimmung der Eigenspannungen an einer Wt-Rohrprobe

Bei einigen dieser Messungen traten deutliche Spannungsspitzen (Singulartitäten) in den untersuchten Proben auf. Als Beispiel ist in Abb. 5.4 der Eigenspannungsverlauf über die Rohrwand eines Wt-Rohres im Anlieferungszustand aufgetragen. Die Angaben zur Tiefe sind auf den Außendurchmesser bezogen. Die beiden Spannungsverläufe σ_1 und σ_2 bezeichnen die zwei größten Hauptspannungen, wobei die Richtung 1 etwa der Längsrichtung und die Richtung 2 etwa der Umfangsrichtung des Rohres entspricht.

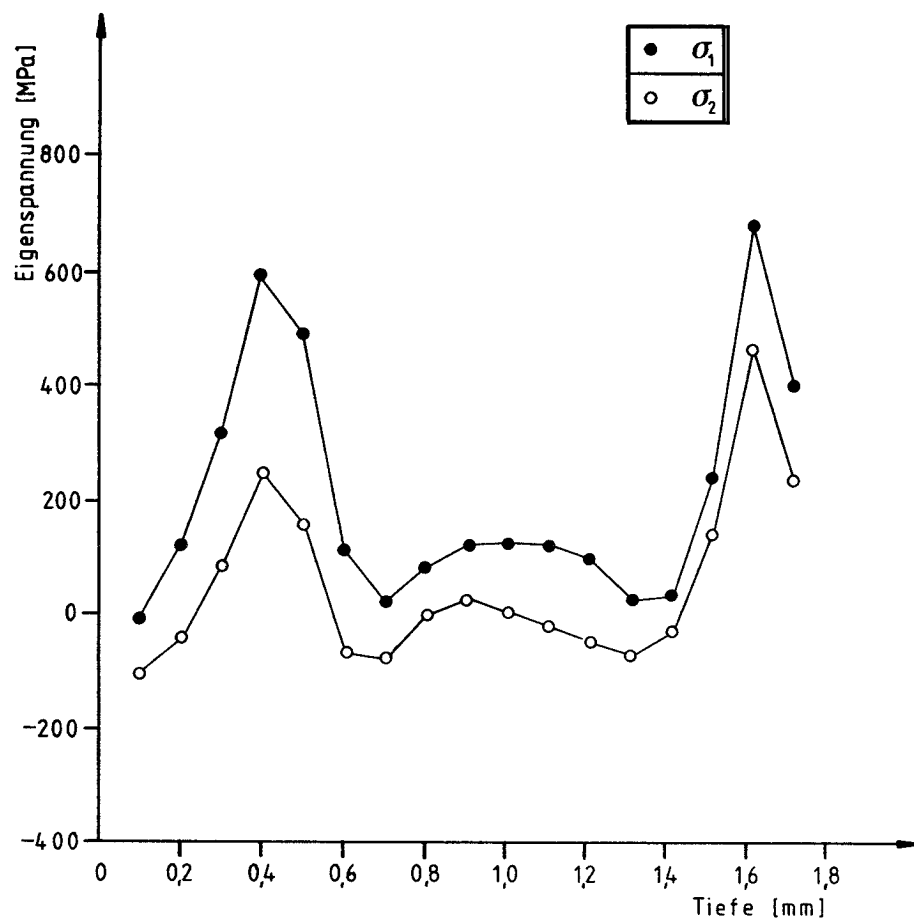


Abb. 5.4: Verlauf der Eigenspannungen über den Querschnitt eines Wt-Rohres im Anlieferungszustand

Der Verlauf dieser Eigenspannungen ist in beiden Richtungen sehr ähnlich, wobei deren Höhe über die Rohrwand stark schwankt (Abb. 5.4). An zwei Stellen dieser Verläufe sind Spannungsspitzen zu beobachten, die an die Zugfestigkeit des Werkstoffs heranreichen. Bei der hier angewendeten Bohrlochmethode werden die Eigenspannungen aus der elastischen Relaxationsdehnung berechnet, die ein Anbohren der Probe hervorruft /76/. Durch eine überproportionale Relaxation (z. B. durch das Anbohren von Gefügeinhomogenitäten) können daher lokale Eigenspannungszustände erfaßt werden, die als Singularitäten im Eigenspannungsverlauf in Erscheinung treten, für den globalen Eigenspannungszustand aber nicht repräsentativ sind.

Die Abb. 5.5 zeigt eine Zusammenstellung der Ergebnisse aus den Eigenspannungsmessungen, die auch eine Angabe über die Anzahl der Singularitäten im Eigenspannungsverlauf jeder Probe beinhaltet. Die Höhe der Eigenspannungen ist in Abhängigkeit der Position auf dem Rohr sehr unterschiedlich, wobei die Spannungen in Längsrichtung (σ_1) stets den größeren Wert aufweisen. Dies kann auf das Verfahren zum Richten der Rohre nach dem Lösungsglühen zurückgeführt werden (vgl. Kap. 4.1). Durch die unregelmäßige Verteilung der Eigenspannungen bietet sich keine konkrete Möglichkeit, diese bei den Dehnungsberechnungen zu berücksichtigen.

Probe Nr.	Winkel- lage α	Auslagerungs- zeit [h]	Singularität	$\int_{r_i}^{r_a} \sigma_1$ [MPa]	$\int_{r_i}^{r_a} \sigma_2$ [MPa]
1	0°	—	1	166	166
2	0°	—	2	203	29
3	0°	—	—	95	44
4	90°	—	—	154	109
5	180°	—	3	405	257
6	270°	—	1	222	162
7	0°	24	1	87	31
8	0°	48	1	241	162
9	0°	96	—	43	27
10	0°	192	—	67	40
11	0°	288	—	122	33
12	0°	384	—	138	2
13	0°	480	—	127	8

Abb. 5.5: Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen an Wt-Rohren

Die Messungen an den ausgelagerten Wt-Rohren zeigen nach 192-480 h eine deutliche Abnahme der Eigenspannungen in σ_2 -Richtung (Abb. 5.5). In σ_1 -Richtung hingegen bleiben auch nach einer Auslagerungszeit von 480 h beachtliche Eigenspannungen erhalten. Spannungsspitzen (Singularitäten) sind jedoch nach einer Auslagerungszeit von 96 h nicht mehr zu beobachten, d. h. der Eigenspannungsverlauf gleicht sich über die Rohrwand aus. Die Abnahme der Eigenspannungen ist zum Teil mit dem Rückgang dieser Spannungsspitzen zu erklären.

5.2 Zeitstandversuche unter einachsiger Belastung

5.2.1 Ergebnisse der Kriechversuche an Normproben

An Normproben (gefertigt aus dem Randmaterial der Blechtafel) ergaben sich in den Zeitstandversuchen bei 950 °C und den Belastungsstufen 20 bis 30 MPa Bruchzeiten bis zu 700 h (Abbildung 5.6). Die Dehngeschwindigkeiten als Funktion der Dehnung ($\dot{\epsilon}$ - ϵ -Diagramm) aus diesen Versuchen zeigen trotz einheitlicher Versuchsbedingungen zwei prinzipiell unterschiedliche Ver-

Proben Nr.	Halbzeug	Spannung [MPa]	1 % Dehn- grenze [h]	Bruchzeit [h]	Bruchdehnung [%]	Bruchein- schnürung [%]	Kurvenkontur
AYP- 8	R	30	11,7	95	12,5	28,6	1
AYP-10	R	30	5,2	110	25,7	36,0	2
AYP-14	R	30	1,1	74	49,5	48,1	2
AYP-16	R	30	22,1	100	16,2	22,6	1
AYM- 7	B	31	1,1	33	17,2	37,6	2
AYM- 8	B	30	0,9	50	30,6	40,7	2
AYP-19	R	30	3,8	77	32,2	42,2	2
AYP-24	R	27,5	5,2	-	-	-	2
AYP-23	R	25	82,1	293	23,7	-	1
AYP- 4	R	20	72,4	720	23,4	26,9	1
AYP-12	R	20	70,0	610	12,8	19,0	1
AYM-2	B	20	38,4	602	34,3	31,1	2
Halbzeuge R = Rundmaterial Kurvenvektor 1: Abb. 5.7 B = Blechtafel 2: Abb. 5.8							

Abb. 5.6: Ergebnisse der Zeitstandversuche an Normproben bei einer Temperatur von 950 °C

läufe. Die in Abb. 5.7 zusammengefaßten Ergebnisse weisen das charakteristische Bild einer Kriechkurve mit ausgeprägtem stationärem Teil auf (Kurvenkontur 1, vgl. Abb. 2.1), hingegen ist bei den in Abb. 5.8 wiedergegebenen Ergebnissen ein stationärer Teil nicht eindeutig bestimmbar (Kurvenkontur 2).

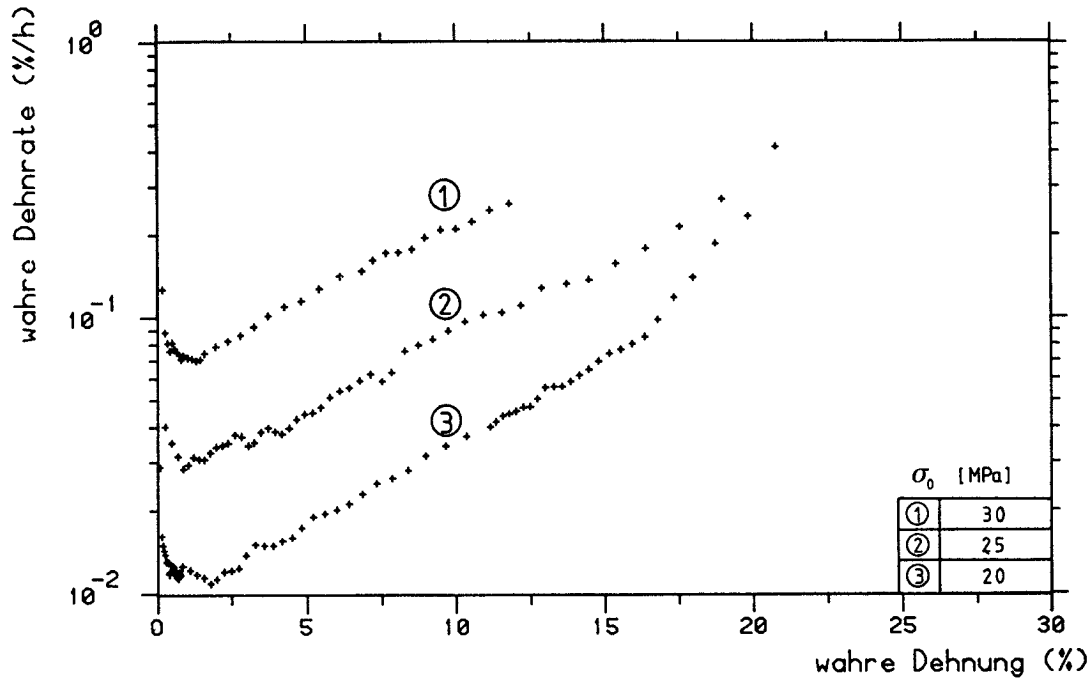


Abb. 5.7: Dehnungsverläufe von Normproben mit der Kurvenkontur 1

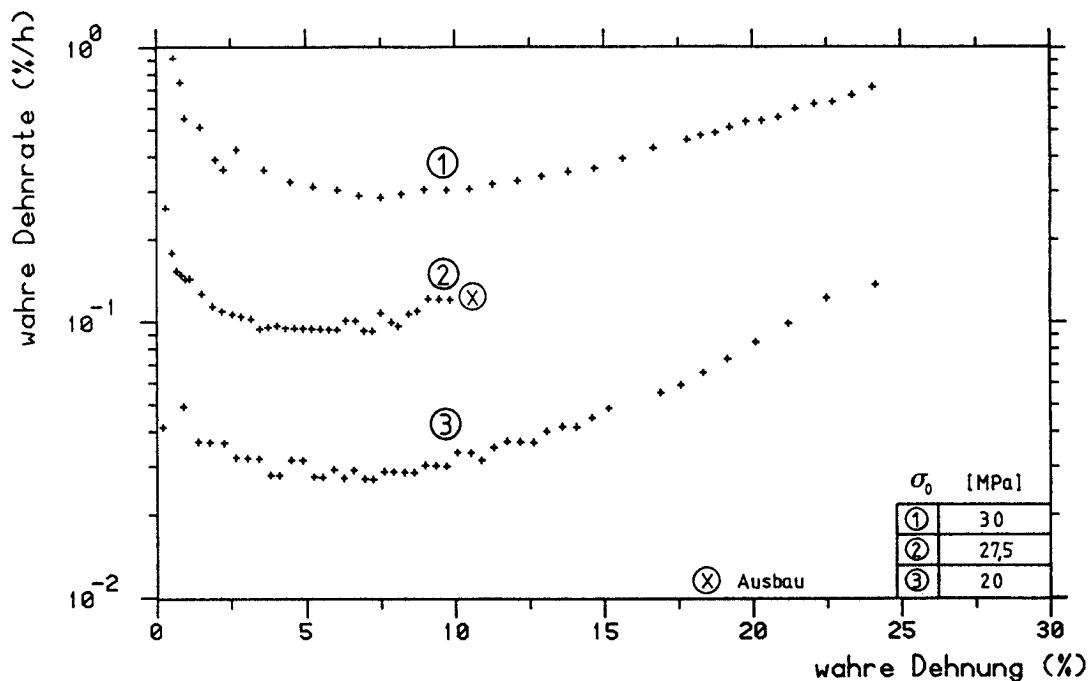


Abb. 5.8: Dehnungsverläufe von Normproben mit der Kurvenkontur 2

In der Zeit-Dehnlinie sind die Abweichungen der Kriechkurven mit der Kontur 2 von einem, mit dem Norton'schen Kriechgesetz beschreibbaren Kurvenverlauf (vgl. Abb. 2.1), nicht deutlich sichtbar (Abb. 5.9).

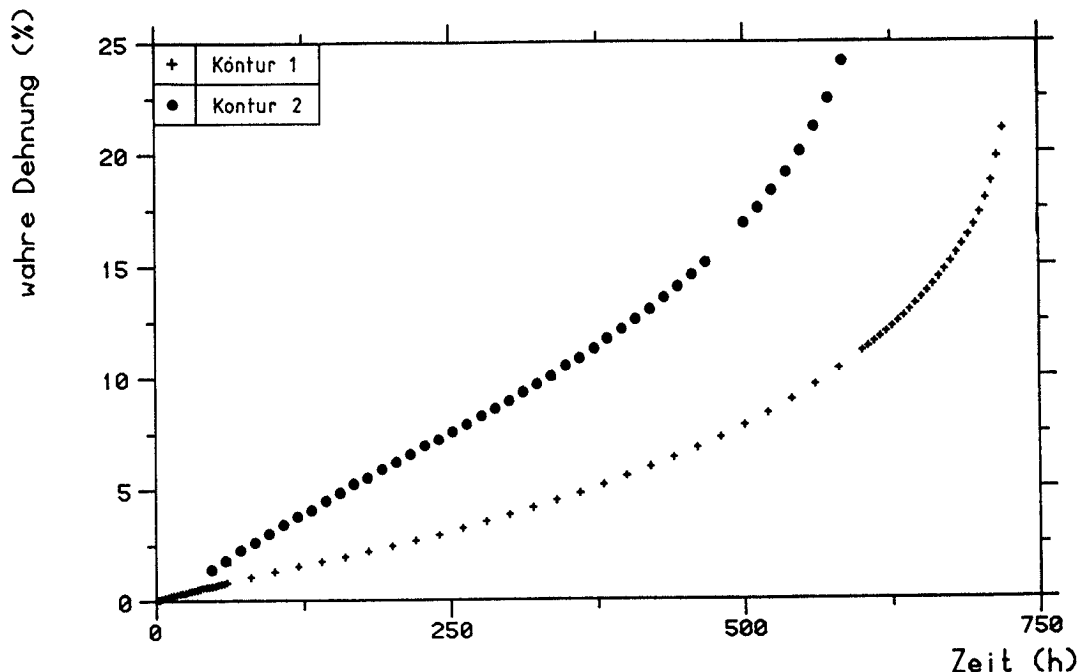


Abb. 5.9: Zeit-Dehnlinien von Normproben mit unterschiedlichen Kurvenkonturen

Wie Abb. 5.6 zu entnehmen ist, traten bei den aus Rundmaterial gefertigten Normproben Kriechkurven mit der Kontur 1 und 2 auf. Die aus Teilen der Blechtafel gedrehten Proben zeigten hingegen nur Kurvenverläufe mit der Kontur 2.

Bei gleicher Spannung weisen die Proben mit der Kriechkurvenkontur 2 gegenüber denen mit der Kontur 1 die größere Bruchdehnung (Abb. 5.6) und stärkere Kriechrißanteile im Inneren und an der Oberfläche der Proben auf (Abb. 5.10).

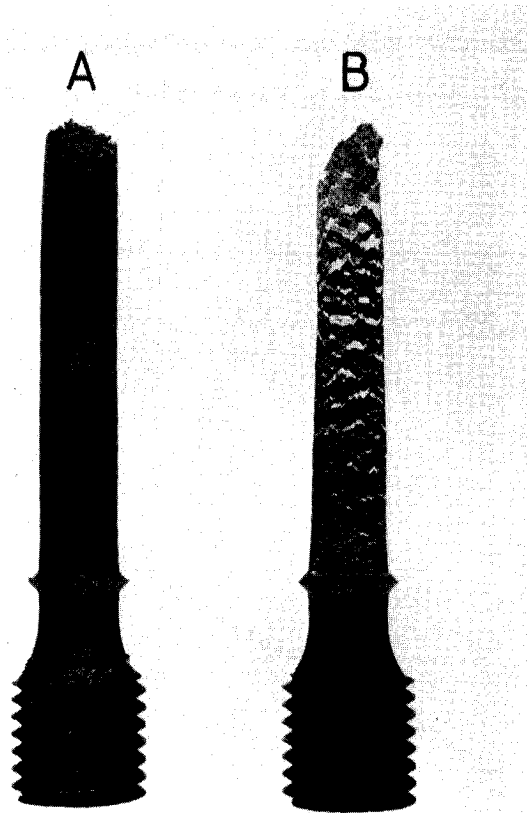


Abb. 5.10: Oberflächenrisse von Normproben mit unterschiedlichen Kriechkurvenkonturen
A Kurvenkontur 1; B Kurvenkontur 2

Da bei der Kurvenkontur 2 ein stationärer Kriechbereich nicht eindeutig bestimmbar ist, können die Norton'schen Kriechkonstanten für diese Versuche aus dem $\dot{\epsilon}$ - ϵ -Diagramm nicht berechnet werden. Um dennoch alle Versuche in die Auswertung einbeziehen zu können, sind in Abb. 5.11 für beide Kurvenkonturen die minimalen Kriechraten über der Ausgangsspannung σ_0 im doppelt-logarithmischen Maßstab aufgetragen.

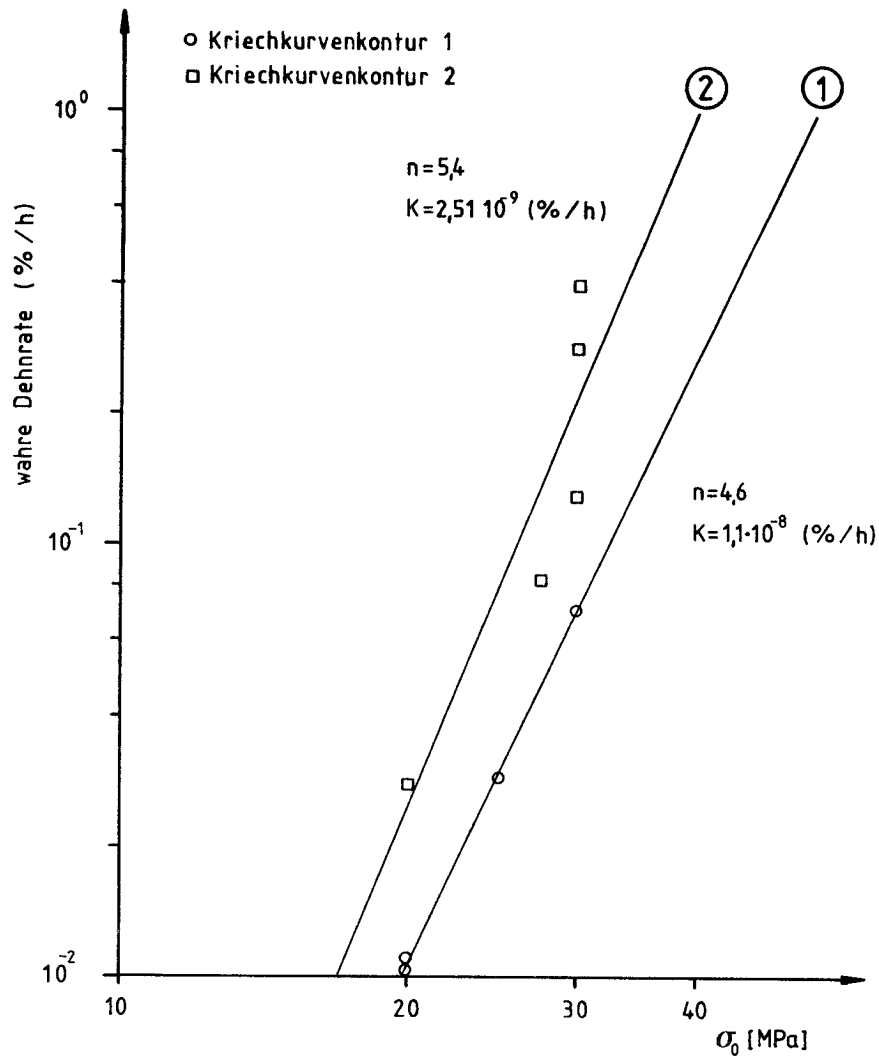


Abb. 5.11: Minimale Dehnraten über den Anfangsbelastungen der Zeitstandversuche an Normproben bei 950 °C

Bei dieser Auftragung liegen die Versuche mit der Kurvenkontur 1 auf einer Geraden (Gerade 1). Die minimale Kriechrate tritt hier etwa bei gleichen Dehnwerten auf, daher kann diese Gerade als Verbindungsgerade gleicher Dehnungszustände bezeichnet werden. Bei den Proben mit der Kriechkurvenkontur 2 hingegen wird die minimale Kriechrate bei unterschiedlichen Dehnungen durchlaufen; dies ist ein Grund für die Streuung dieser Werte (Gerade 2).

Werden die Versuchsergebnisse mit den zwei verschiedenen Kriechkurvenkonturen als unterschiedliche Versuchsserien betrachtet und die Meßpunkte in Abb. 5.11 linear interpoliert, so ergeben sich zwei, Geraden aus deren Anstieg die Norton'schen n -Werte von 4,6 (Gerade 1) bzw. 5,4 (Gerade 2) berechenbar sind. Diese Konstanten liegen innerhalb des aus mehreren Chargen des Werkstoffs X10NiCrAlTi 32 20 bestimmten Streubandes. Die zu den Norton'schen n -Werten gehörenden K -Werte sind der Abb. 5.11 zu entnehmen.

Bei der Berechnung der Kriechkonstanten direkt aus dem stationären Teil der Kriechkurven mit der Kontur 2 (Abb. 5.7) ergibt sich ein Norton'scher n -Wert von 13,6 (vgl. Kap. 2.1.1, Methode 2). Die zugehörige Konstante K ist dabei spannungsabhängig und bewegt sich zwischen $2,1 \cdot 10^{-20}$ bei 20 MPa und $5,6 \cdot 10^{-22}$ bei 30 MPa.

Zur Unterscheidung der aus den gleichen Kurvenverläufen mit verschiedenen Methoden bestimmten Kriechkonstanten sollen fortan die aus dem stationären Teil der Kriechkurve bestimmten Größen mit n' bzw. K' bezeichnet werden.

Der Unterschied zwischen dem berechneten n -Wert und n' -Wert der untersuchten Normproben zeigt sich in der Auftragung der Kriechgeschwindigkeit über der wirksamen Spannung (vgl. Kap. 2.1) besonders deutlich (Abb. 5.12). In dieser Abbildung ist die Verbindungsgerade gleicher Dehnungszustände für eine Dehnung von 2 % eingezeichnet (gestrichelte Linie).

Auch bei einer Prüftemperatur von 900 °C wurden sowohl die zwei verschiedenen Kriechkurvenkonturen (Abb. 5.13, Abb. 5.14) als auch ein Unterschied zwischen dem n - und n' -Wert beobachtet. Der n -Wert beträgt bei dieser Temperatur etwa 6,7; der dem Anstieg des stationären Kriechbereichs (Kurve 1 in Abb. 5.14) zugeordnete n' -Wert etwa 19,7.

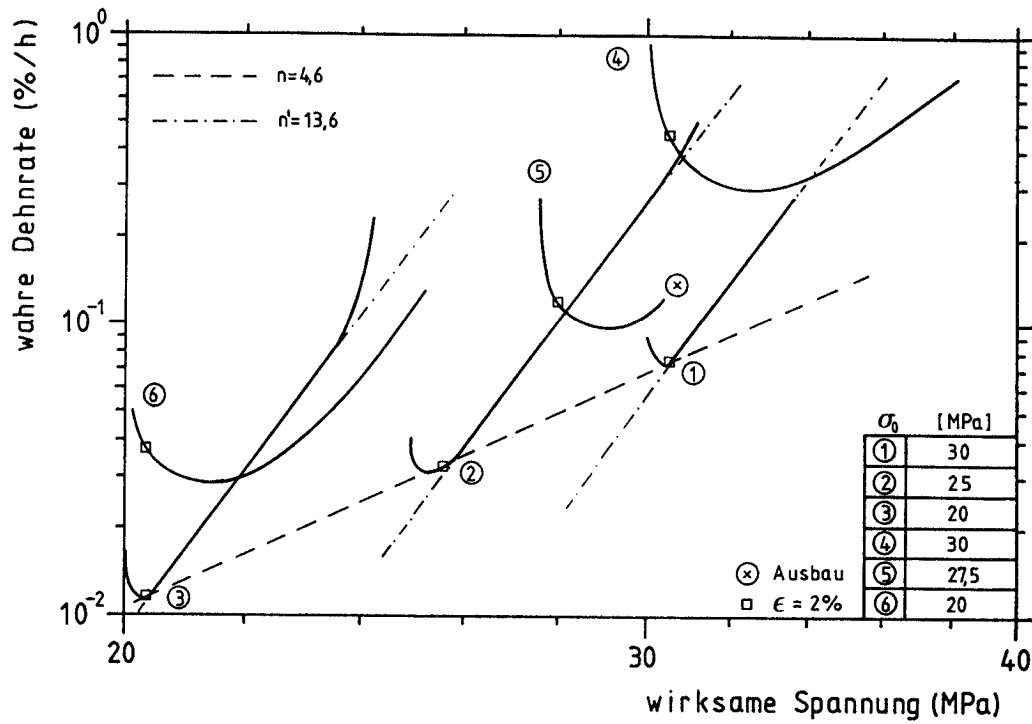


Abb. 5.12: Dehnungsverläufe in den Zeitstandversuchen an Normproben bei 950 °C

Proben Nr.	Halbzeug	Spannung [MPa]	1 % Dehn-grenze [h]	Bruchzeit [h]	Bruchdehnung [%]	Bruch-ein-schnürung [%]	Kurvenkontur
AYP- 6	R	30	9,8	400	33,3	34,4	2
AYP-15	R	30	80,6	485	11,0	17,2	1
AYM- 1	B	30	8,3	280	34,3	360	2
AYM- 5	B	30	6,5	397	34,5	31,1	2
AYM-3	B	20	61,5	3056	23,2	20,8	2
Halbzeuge R = Rundmaterial Kurvenkontur 1 Abb. 5.7 B = Blechtafel 2 Abb. 5.8							

Abb. 5.13: Ergebnisse der Zeitstandversuche an Normproben bei 900 °C

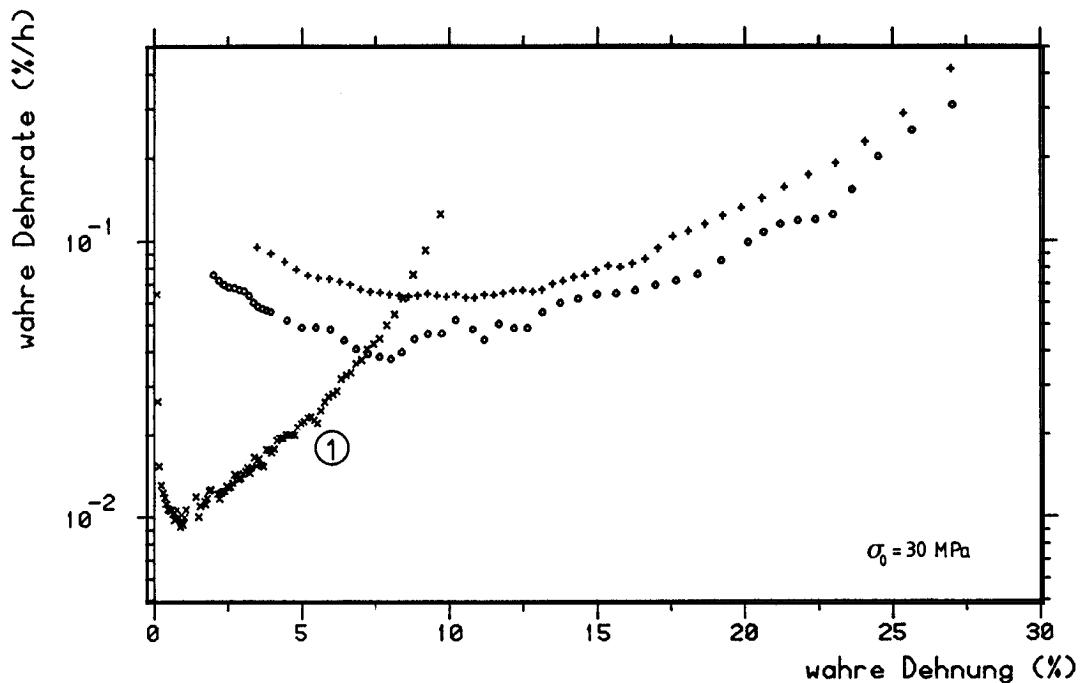


Abb. 5.14: Dehnungsverläufe in Zeitstandversuchen an Normproben bei 900 °C

5.2.2 Kriechversuche an kaltverformten Normproben

Im Verlauf dieser Untersuchungen zeigte sich ein hohes Eigenspannungsniveau in den kaltgerichteten Wt-Rohren (vgl. Kap. 5.1.2). Zur Klärung des Einflusses dieser Spannungen auf das Kriechverhalten des untersuchten Werkstoffs wurden Versuche an Normproben durchgeführt, die vor der Zeitstandbelastung einer Kaltverformung (Recken bei Raumtemperatur in einer Zugmaschine) unterzogen worden.

Als Ergebnisse dieser Untersuchungen ergab sich für die hier angewendeten hohen Spannungsniveaus mit zunehmender Kaltverformung (bis zu 5,5 %) eine Erhöhung der Kriechbruchzeit, bei gleichzeitiger Abnahme der Bruchdehnung (Abb. 5.15).

Probe Nr. AYP	Kaltverformung [%]	1% Dehngrenze [h]	Bruchzeit [h]	Bruchdehnung [%]
21	0	28	293	26,2
23	< 0,5	82	346	23,7
27	5,5	323	678	10,4
$\sigma_0 = 25 \text{ N/mm}^2$ $T = 950 \text{ }^\circ\text{C}$				

Abb. 5.15: Ergebnisse der Zeitstandversuche an kaltverformten Normproben

Eine leicht kaltverformte Probe zeigt gegenüber dem Ausgangsmaterial eine Kriechverfestigung zu Beginn des Versuchs (Abb. 5.16, Probe 2). Nach durchschreiten der minimalen Kriechrate folgt ein Übergangskriechen, das in den gleichen stationären Kriechbereich wie der des Ausgangsmaterials mündet (Abb. 5.16, Probe 1).

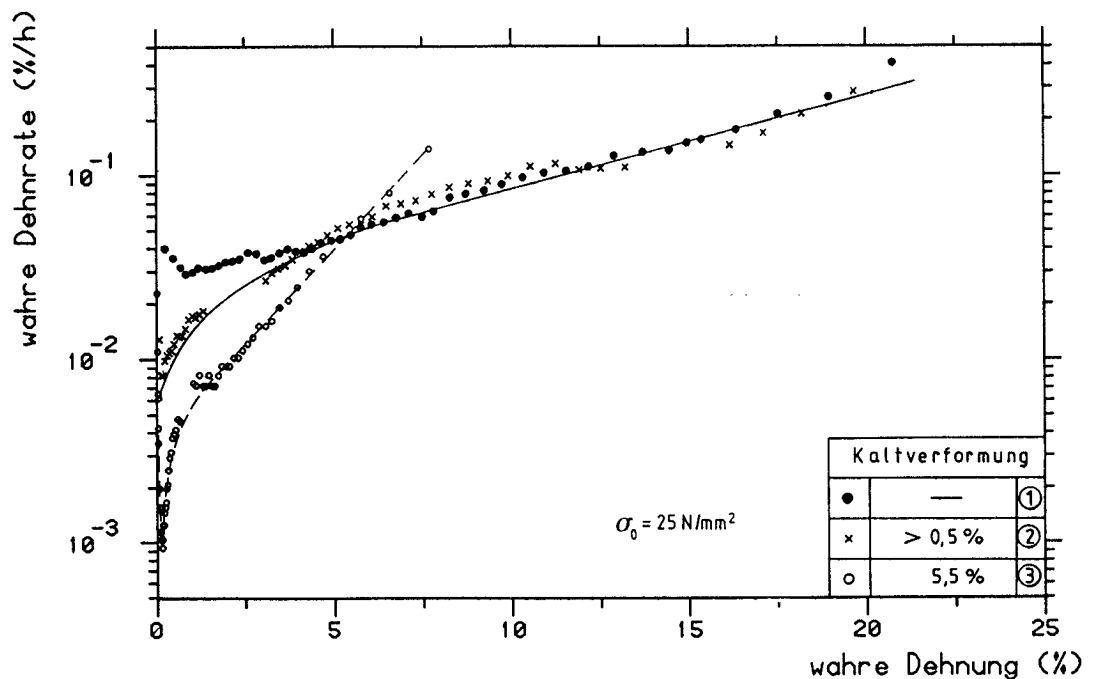


Abb. 5.16: Dehnungsverläufe von kaltverformten Normproben in Zeitstandversuchen bei 950 °C

Die Kriechverfestigung eines stark kaltverformten Werkstoffs ist gegenüber den anderen Proben weitaus höher (Abb. 5.16, Probe 3); die minimale Kriechrate liegt hier mehr als eine Größenordnung unter der des Ausgangsmaterials. Der stationäre Kriechbereich nach dem Übergangskriechen hat einen sehr steilen Verlauf, aus dessen Anstieg ein n' von etwa 50 berechnet werden kann.

5.2.3 Versuche an Rohrproben bei einachsiger Zeitstandbelastung

Die Ergebnisse aus den Zeitstandversuchen an Wt- und RSO-Rohrproben unter einachsiger Belastung sind in Abb. 5.17 zusammengestellt.

Eine Überprüfung der Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse erfolgte an drei Wt-Rohrproben (Probenbezeichnung AYL), die bei einer Spannung von 30 MPa geprüft wurden. Diese Versuche zeigen untereinander eine gute Übereinstimmung in den Bruchzeiten (Abb. 5.17) und den Dehnungsverläufen (Abb. 5.18 und 6.6). Sie unterscheiden sich jedoch deutlich von dem Kriechverhalten der Normproben unter gleicher Belastung (Abb. 5.7 und 5.8). Wie bei den kaltverformten Normproben zu beobachten ist (Abb. 5.16, Proben 2 und 3), nimmt die Kriechrate zu Beginn dieser Versuche deutlich ab (Kriechverfestigung). Nach Durchschreiten der minimalen Kriechrate tritt ein Übergangskriechen mit Entfestigung bis zur Einstellung der stationären Kriechgeschwindigkeit auf. Ein aus dem Anstieg des stationären Kriechbereichs dieser Rohrproben bestimmter n' -Wert beträgt, wie bei den Normproben mit der Kriechkurvenkontur 1, etwa 13,6.

Das bei einer Zeitstandbelastung von 25 MPa getestete Wt-Rohr weist gegenüber der unter gleichen Bedingungen untersuchten Normprobe (Abb. 5.6) eine wesentlich geringere Bruchdehnung auf (Abb. 5.17).

Probe Nr. AYL	Spannung [MPa]	1% Dehngrenze [h]	Bruchzeit [h]	Bruchdehnung [%]
6 A	35	57	117	–
3 B	30	123	218	14,4
3 D	30	116	203	9,8
7	30	133	209	12,1
6	25	225	364	3,6
10 D	15	– *	– *	– *
AYJ 1.1	30	8	126	14,5
* Ausbau nach 700 h				

Abb. 5.17: Ergebnisse der Versuche an Rohrproben bei einachsiger Beanspruchung

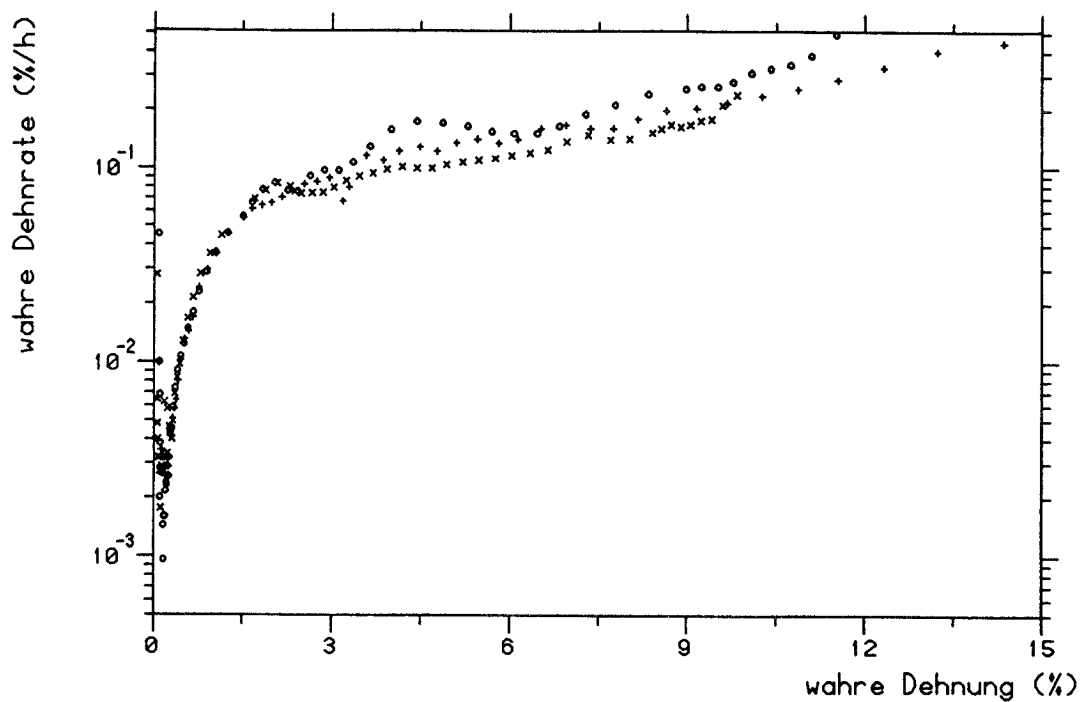


Abb. 5.18: Dehnungsverläufe in Längsrichtung von Wt-Rohren bei einachsiger Zeitstandbeanspruchung ($\sigma_0 = 30$ MPa)

Der Dehnungsverlauf dieser Probe (Abb. 5.19 Verlauf 1) entspricht etwa dem der unter gleichen Bedingungen getesteten, stark kaltverformten Normprobe (Abb. 5.19, Verlauf 2). Aus dem kurzen, steil ansteigenden stationären Kriechbereich kann hier eine Konstante n' von über 50 errechnet werden.

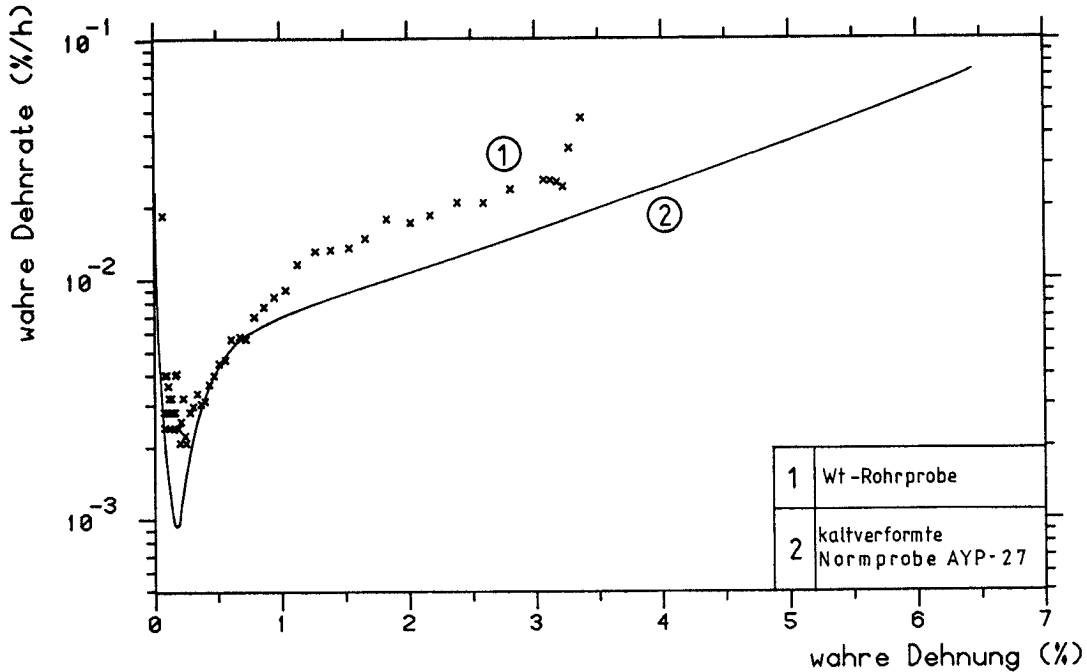


Abb. 5.19: Dehnungsverlauf in Längsrichtung einer Wt-Rohrprobe und einer kaltverformten Normprobe bei einachsiger Beanspruchung ($\sigma_0 = 25 \text{ MPa}$)

Das RSO-Rohr zeigt bei einer Zeitstandbelastung von 30 MPa einen Dehnungsverlauf wie die Normproben mit der Kriechkurvenkontur 1 (Abb. 5.20). Im Gegensatz zu den Wt-Rohrproben ist bei diesem Halbzeug keine starke Kriechverfestigung zu Beginn des Versuchs zu beobachten (vgl. Abb. 5.18).

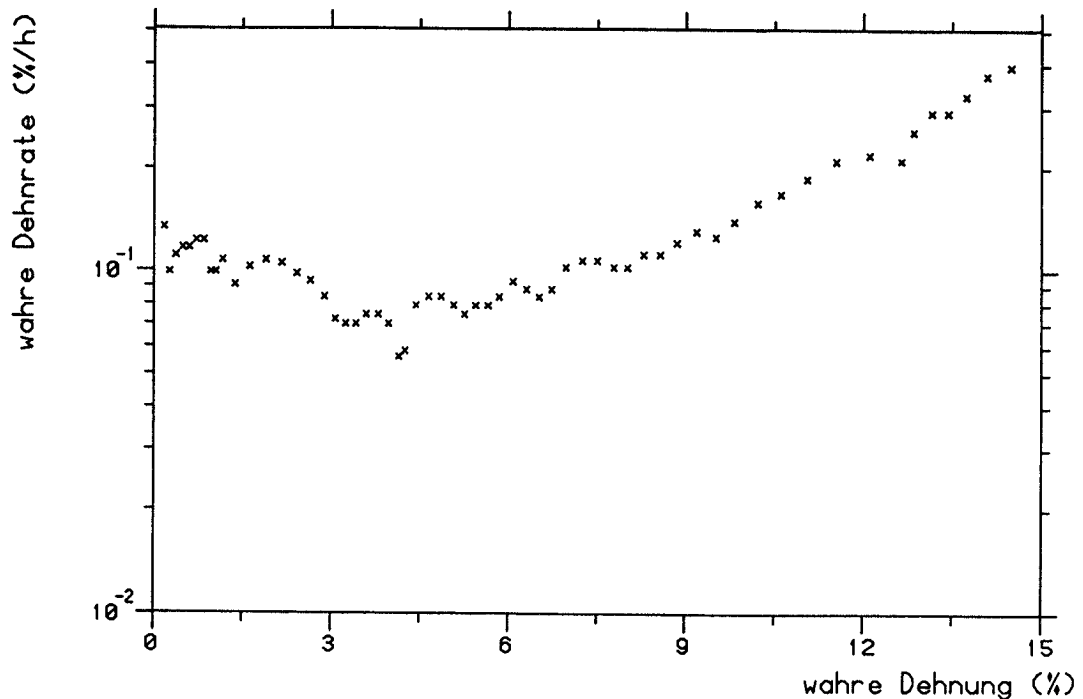


Abb. 5.20: Dehnungsverlauf in Längsrichtung eines RSO-Rohres bei einachsiger Zeitstandbelastung ($\sigma_0 = 30$ MPa)

Eine Klärung der Haupteinflußgröße (Höhe der mechanischen Belastung oder Zeitdauer der thermischen Belastung) zur Ausbildung von zwei unterschiedlichen Formen der Kriechkurven bei den Wt-Rohren (Abb. 5.18 und 5.19, Verlauf 1) erfolgte durch einen Versuch an einer Rohrprobe, die vor der Zeitstandbelastung einer Glühbehandlung mit den folgenden Randbedingungen unterzogen wurde:

- Eine Glühtemperatur von 950 °C mit direkt anschließender Zeitstandbelastung von 30 MPa.
- Eine Glühdauer von 150 h. In diesem Zeitraum erreichen die Wt-Rohrproben bei 30 MPa Zeitstandbelastung den stationären Kriechbereich.

Ein Vergleich des Dehnungsverlaufs in diesem Versuch mit dem entsprechenden Ergebnis einer Wt-Rohrprobe, die bei 25 MPa Zeitstandbelastung getestet wurde, zeigt für beide Kurvenverläufe eine ähnliche Form (Abb. 5.21). Die Kriechkurve der geglühten Probe liegt aber trotz der höheren Belastung noch unter der des Vergleichsversuchs. Auffällig ist hier die geringe Bruchdehnung der geglühten Probe von etwa 2 %.

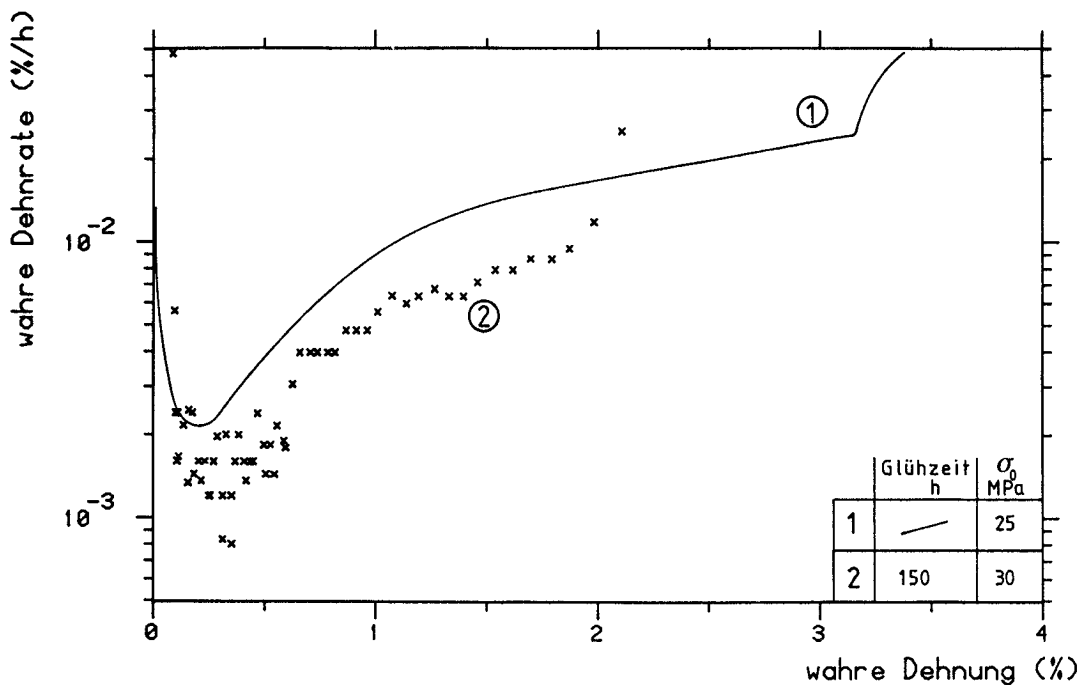


Abb. 5.21: Vergleich der Dehnungsverläufe einer Wt-Rohrprobe im Anlieferungszustand und nach einer Auslagerung bei 950 °C

Die Abb. 5.22 zeigt eine Zusammenstellung aller Dehnungsverläufe aus den Zeitstandversuchen an Wt-Rohrproben bei einachsiger Beanspruchung. Die Kriechverfestigung zu Beginn der Versuche wird hier durch den fast senkrechten Anstieg der Kriechkurven wiedergegeben. Ein ausgeprägter stationärer Kriechbereich ist nur bei den unter 30 MPa Belastung getesteten Wt-Rohrproben zu erkennen.

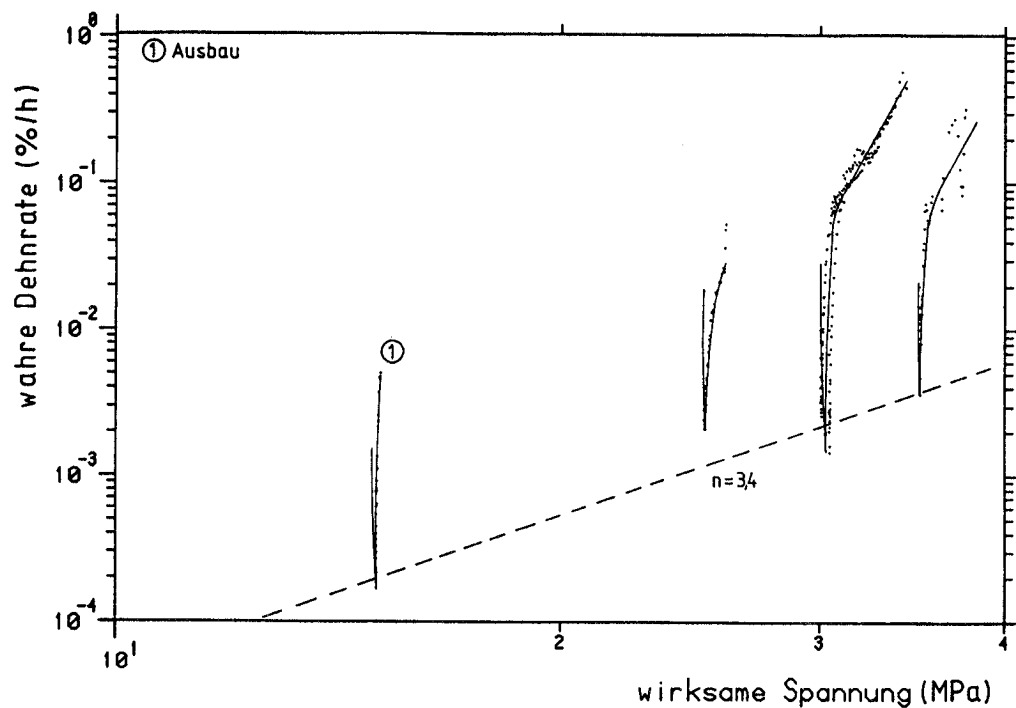


Abb. 5.22: Ergebnisse der Zeitstandversuche an Wt-Rohrproben bei einachsiger Belastung

Der aus der Verbindungsgeraden gleicher Dehnungszustände für die minimale Kriechrate berechnete n -Wert beträgt bei diesen Proben etwa 3,4 (gestrichelte Linie in Abb. 5.22). Dieser Wert sollte jedoch für die Dehnungsberechnung nicht verwendet werden, weil die minimale Kriechrate der Rohre nicht allein von der mechanischen Belastung abhängt, sondern auch von der thermo-mechanischen Vorgeschichte beeinflusst wird (vgl. Abb. 5.21).

Die einzigen genau bestimmbareren Kriechkonstanten aus diesen Versuchen sind damit der n' - und K' -Wert in den Versuchen bei 30 MPa Zeitstandbelastung. Diese Konstanten entsprechen etwa denen der Normproben mit der Kriechkurvenkontur 1.

5.3 Zeitstandverhalten bei mehrachsiger Belastung

5.3.1 Versagenszeiten der Rohrprobe

In der Abb. 5.23 sind die Belastungsgrößen [axiale Spannung (σ_z), Innendruck (p), Torsionsspannung (τ)] und die Zeit bis zum Leck oder Abriß (Versagenszeit) für alle hier untersuchten Rohrproben zusammengefaßt. Die angegebene Vergleichsspannung ist mit der Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises (σ_M) berechnet, wobei die Rohre als dünnwandig betrachtet wurden [Gl. (9.18), (9.37)]. Die Messung der Bruchdehnung (effektive Dehnung nach von Mises, vgl. Kap. 9.3) erfolgte an der Stelle maximaler Verformung. In den letzten Spalten dieser Tabelle ist sowohl die Versagensart (Leck oder Abriß) als auch die Bruchrichtung angegeben; dabei bedeutet A einen Bruch quer und L einen Bruch parallel zur Längsachse der Rohre.

Aus dem mit Hilfe einer Belastungskombination von Zug und Innendruck einstellbaren Spannungsverhältnis σ_u/σ_z (vgl. Abb. 3.1B, Punkt A und B) wurden vier Verhältnisse ausgewählt und mit mehreren Versuchen belegt, um eine Aussage über das Streuband der Versuchsergebnisse zu erhalten (Abb. 5.23). Durch zwei Versuche (AYL-7, AYL-2A) wurde die annähernde Übereinstimmung der Versagenszeit bei den Bruchformen Leck und Abriß geprüft:

- Die Probe AYL-7 enthielt einen geringen Innendruck (2 bar); so konnte das Auftreten eines ersten Lecks (wanddurchtrennender Riß) etwa eine halbe Stunde vor dem Abriß detektiert werden.
- In dem Zeitstandversuch an der Probe AYL-2A wurde die Zuglast auch nach Auftreten des ersten Lecks aufrecht erhalten. Der Abriß dieser Probe erfolgte schon etwa sieben Stunden nach dem Beginn des Druckabfalls im Rohr.

Alle Rohrproben unter Innendruckbelastung zeigen eine schlechtere Reproduzierbarkeit der Versagenszeiten als die Proben bei reiner Zugbelastung (Abb. 5.23). Die größten Schwankungen treten in den Versuchsserien auf, die durch Lecks in Längsrichtung der Rohre beendet wurden. Wie in Kapitel 4.1 angeführt wurde, kann dies z. T. auf die Toleranzen in den Abmessungen der hier im Anlieferungszustand geprüften Halbzeuge zurückgeführt werden.

Proben-Nr.		Belastungsart	Vergleichs- spannung σ_M [MPa]	Belastungen			Versagenszeit		Bruchdehnung ϵ_{eff}		Versuchsende	Bruchlage	
		Z = Zug I = Innendruck T = Torsion		Zug σ_z [MPa]	Innen- druck p [bar]	Torsion τ [MPa]	σ_u α_z	Einzel- wert [h]	Mittel- wert [h]	Einzel- wert [%]	Mittel- wert [%]	A = Abriß L = Leck	Q = Quer L = Längs
AYL-6A		Z	35	35	-	-	0	113	113	7,6	7,6	A	Q
AYL-3B		Z	30	30	-	-	0	219	213	14,4	12,1	A	Q
AYL-3D		Z	30	30	-	-	0	214		9,8		A	Q
AYL-7		Z	30	30	-	-	0	208		12,1		A	Q
AYL-9B		Z I	30	25	42	-	0,55	116	127	15,5	11,7	L	Q
AYL-7D		Z I	30	25	42	-	0,55	139		8,0		L	Q
AYL-6B		Z I	30	15	66	-	0,99	213	142	16,6	14,6	L	L
AYL-5C		Z I	30	15	66	-	0,99	97		11,2		L	L
AYL-9C		Z I	30	15	66	-	0,99	116		15,9		L	L
AYL-3C		I	30	-	77	-	2,0	77	81	14,0	11,2	L	L
AYL-7A		I	30	-	77	-	2,0	139		8,2		L	L
AYL-7C		I	30	-	77	-	2,0	60		12,7		L	L
AYL-11		I	30	-	77	-	2,0	49		10,0		L	L
AYL-6C		Z T	30	24	-	10	0	273	273	11,6	11,6	A	Q
AYL-5D		Z I T	30	23	40	7	0,56	222	222	1,9	1,9	L	45°
AYL-6		Z	25	25	-	-	0	364	364	3,6	3,6	A	Q
AYL-10C		Z I	25	23	30	-	0,45	198	198	10,0	10,0	L	Q
AYL-2A		Z I	25	20	40	-	0,62	303	303	9,4	9,4	A	Q
AYL-11B		I	25	-	64	-	2,0	202	202	6,4	6,4	L	L
AYL-10B		Z	15	15	-	-	0	Ausbau nach 750 h mit 0,5 % Dehnung					
AYJ-1.1		Z	30	30	-	-	0	127	127	14,5	14,5	A	Q
AYJ-1.2		I	30	-	64	-	2,0	44	44	21,2	21,2	L	L
AYJ-2.1		Z I	25	20	30	-	0,58	260	260	8,8	8,8	L	Q

Abb. 5.23: Ergebnisse aller Zeitstandversuche an Rohrproben

Alle Proben, deren Belastung einen Innendruckanteil beinhaltet, zeigen eine wesentlich kürzere Versagenszeit als im einachsigen Zeitstandversuch. Bei den unter einer Vergleichsspannung von 30 MPa getesteten Wt-Rohren ist eine abnehmende Tendenz in den Mittelwerten der Versagensart mit zunehmendem Anteil des Innendrucks an der Gesamtbelastung zu bemerken (Abb. 5.23).

Die Versuche mit einem Torsionsanteil an der Gesamtbelastung weisen eine längere Versagenszeit auf als es die Vergleichsspannung erwarten läßt. Bei der Probe AYL-6C liegt diese deutlich über der des einachsigen Zeitstandversuchs. Trotz des Innendruckanteils an der Gesamtbelastung erreicht die Probe AYL-5D etwa die Lebensdauer der entsprechenden Wt-Rohre bei einachsiger Beanspruchung.

Die Bruchdehnung der Wt-Rohrproben und entsprechender Normproben (Kriechkurvenkontur 1, vgl. Abb. 5.6) ist bei einer Zeitstandbelastung von 30 MPa etwa gleich groß. Die bei 25 MPa geprüften Rohrproben haben gegenüber den entsprechenden Normproben geringere Bruchverformungen, die sogar noch etwas unter den Werten bei 30 MPa Belastung liegen.

5.3.2 Verformungsverhalten bei mehrachsiger Belastung

In Abb. 5.24 sind die Dehnungsverläufe für die Längsrichtung von drei unter gleichen Belastungsbedingungen getesteten Wt-Rohrproben dargestellt (AYL-6B, 5C, 9C; vgl. Abb. 5.23). Trotz des mehrachsigen Spannungszustandes zeigt sich in dieser Auftragung ein quasi stationärer Kriechkurvenverlauf. Ein aus dem Anstieg dieses Teils der Kriechkurve berechneter n' -Wert ist etwas höher als bei einachsiger Zeitstandbelastung. Wie aus den Zeit-Dehnlagen der Proben zu ersehen ist, erreichen diese die minimale Kriechrate ($\dot{\epsilon}_{\min}$) etwa nach der gleichen Zeit (Abb. 5.25). Die Unterschiede in der Versagenszeit bei den Versuchen beruhen daher vornehmlich auf einer unterschiedlichen Dauer des Übergangskriechens (unterlegter Bereich in Abb. 5.25).

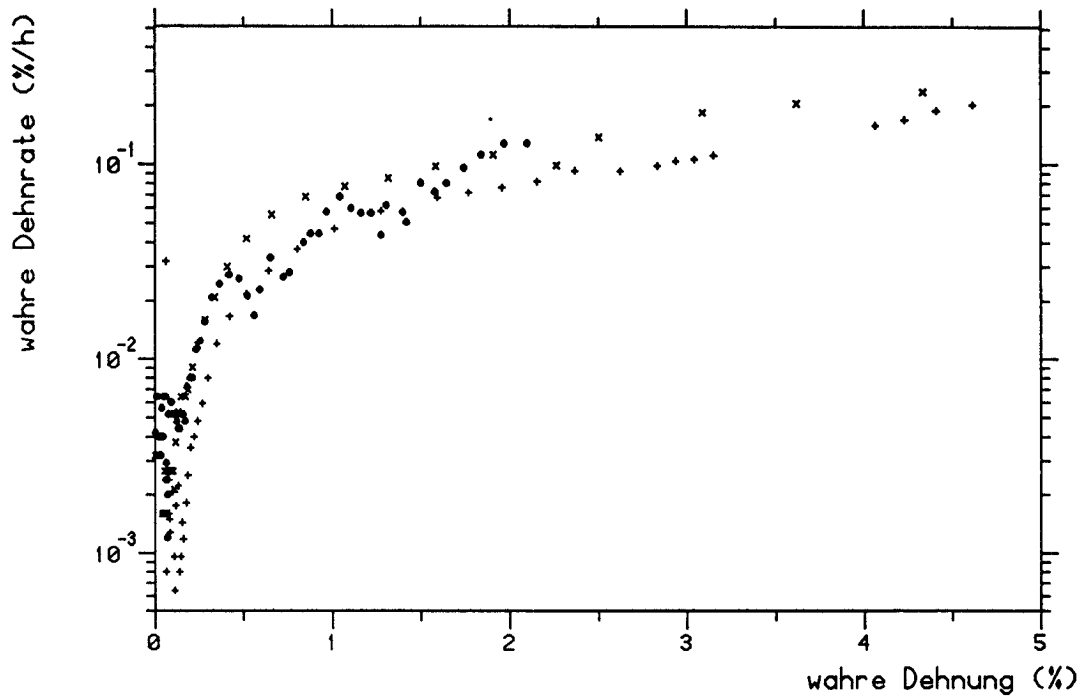


Abb. 5.24: Dehnungsverläufe in Längsrichtung von Wt-Rohrproben bei mehrachsiger Zeitstandbelastung ($\sigma_M = 30$ MPa, $\sigma_U/\sigma_Z = 0,99$)

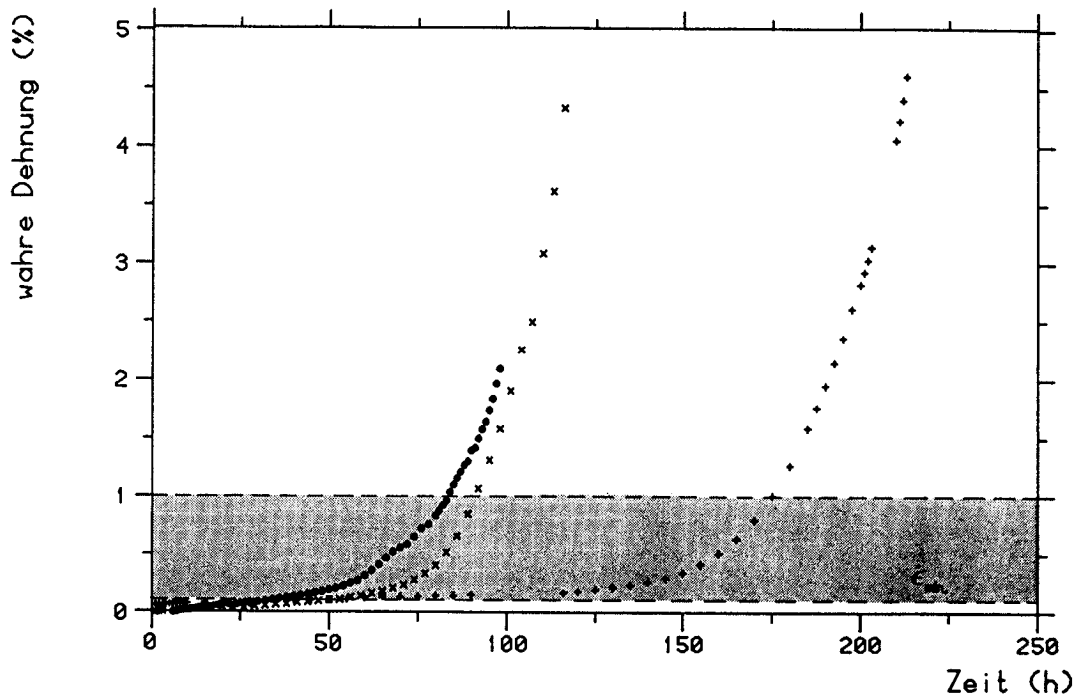


Abb. 5.25: Zeit-Dehnlagen in Längsrichtung von Wt-Rohrproben bei mehrachsiger Zeitstandbelastung ($\sigma_M = 30$ MPa, $\sigma_U/\sigma_Z = 0,99$)

In Umfangsrichtung der Proben ist etwa der gleiche Dehnungsverlauf wie in Längsrichtung zu beobachten (Abb. 5.26). Da die Anfangsbelastung in Umfangs- und Längsrichtung identisch ist (vgl. Abb. 5.23), und die minimale Kriechrate in beiden Achsenrichtungen etwa den gleichen Wert erreicht (vgl. Abb. 5.24 und 5.26), kann auf eine isotrope Kriechverfestigung zu Beginn der Zeitstandversuche geschlossen werden.

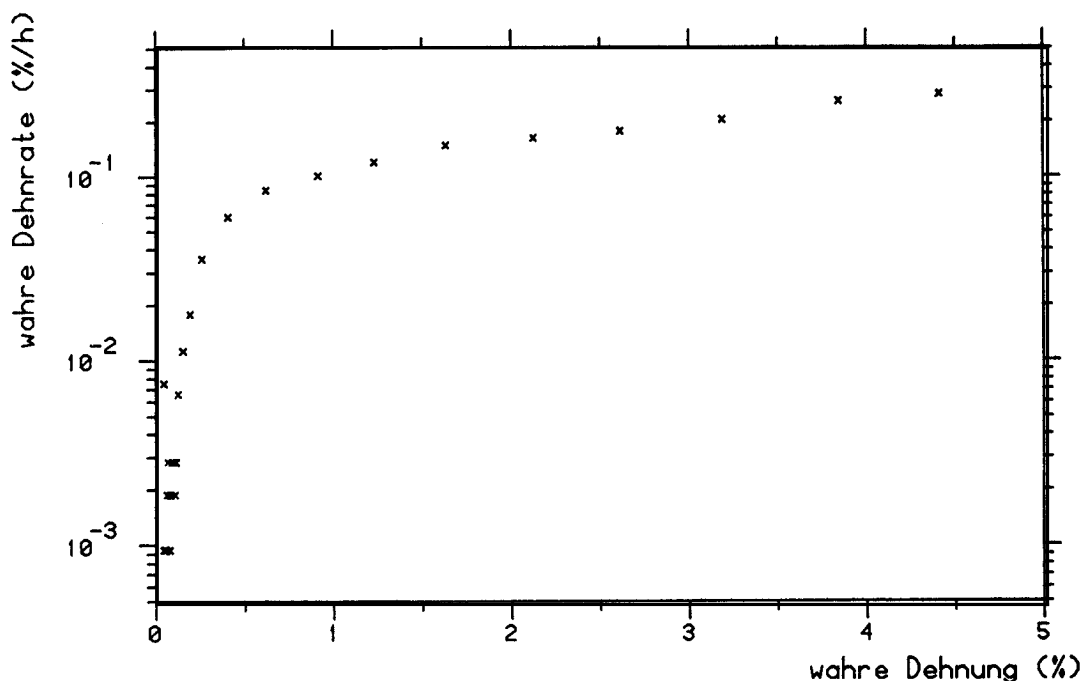


Abb. 5.26: Dehnungsverlauf in Umfangsrichtung einer Wt-Rohrprobe bei mehrachsiger Zeitstandbelastung ($\sigma_M = 30$ MPa, $\sigma_u/\sigma_z = 0,99$)

Bei dem mit Hilfe des Radialextensometers gemessenen Dehnungsverlauf der Probe AYL-11 (alleinige Innendruckbelastung, vgl. Abb. 5.23) tritt eine maximale Dehnung von 3,5 % auf (Abb. 5.27), obwohl die Bruchdehnung dieser Probe in Abb. 5.23 mit 10 % angegeben ist. Dieser Unterschied deutet auf eine ungleichmäßige Verteilung der Umfangsdehnung über die Längsachse dieses Rohres hin.

Die Kriechscherung der mit Zug-Torsion belasteten Wt-Rohrprobe AYL-6C zeigt einen ausgeprägten stationären Kriechbereich (Abb. 5.28). Aufgrund

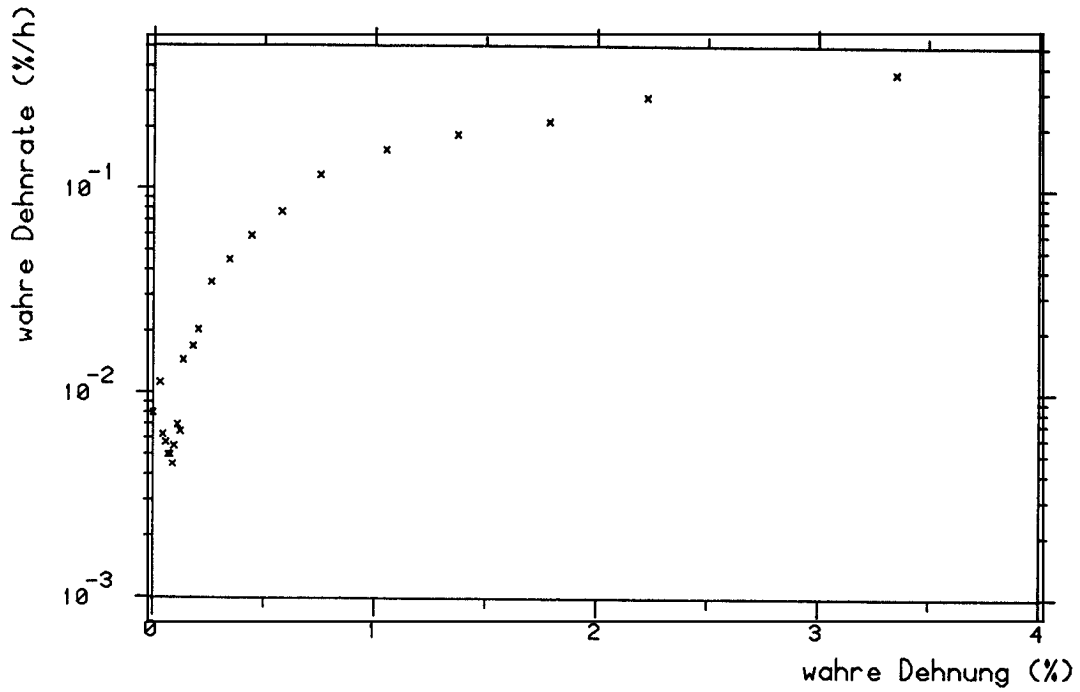


Abb. 5.27: Dehnungsverlauf in Umfangsrichtung einer Wt-Rohrprobe bei alleiniger Innendruckbelastung ($\sigma_M = 30$ MPa)

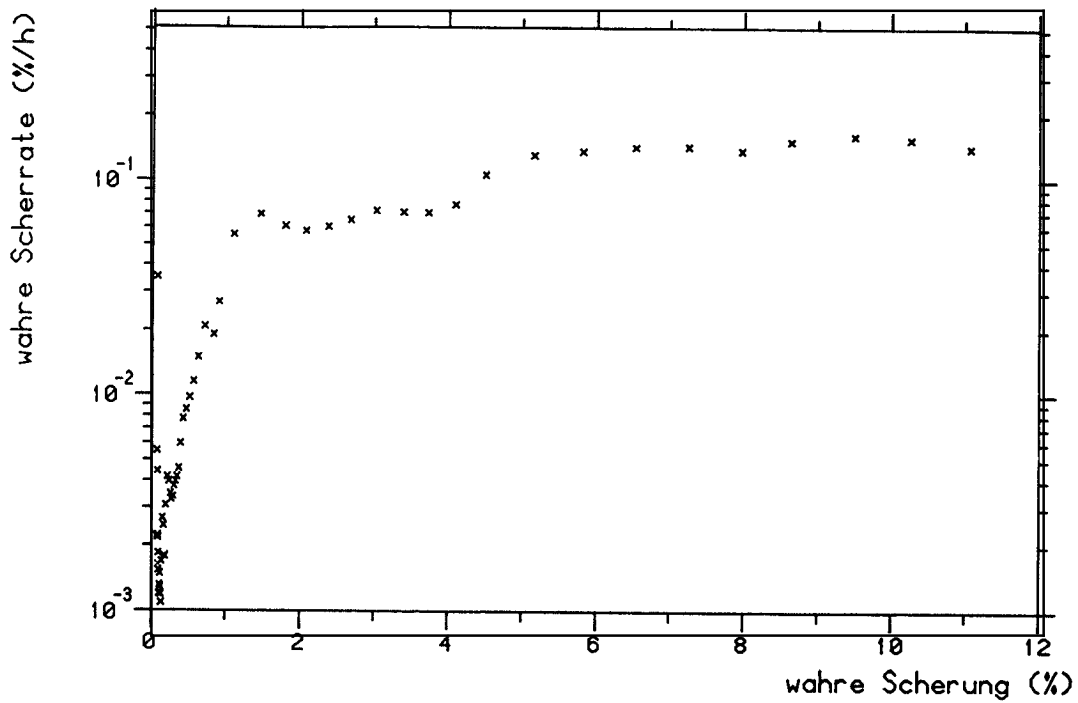


Abb. 5.28: Scherung einer Wt-Rohrprobe bei Torsionsbelastung ($\sigma_M = 30$ MPa, $\tau = 10$ MPa)

eines mehrfachen Ausbaus dieser Probe, welcher durch den begrenzten Torsionswinkel (max. 90°) des Belastungskolbens notwendig wurde, sind in diesem Teil des Dehnungsverlaufs einige Unregelmäßigkeiten zu beobachten.

Obwohl die Wt-Rohrprobe AYL-2A und das RSO-Rohr AYJ-2.2 bei einer Vergleichsspannung von 25 MPa etwa unter den gleichen Belastungsbedingungen geprüft wurden (vgl. Abb. 5.23), weichen die zugehörigen Dehnungsverläufe in Längsrichtung stark voneinander ab (Abb. 5.29). Für das RSO-Rohr ist in dieser Abbildung ein Dehnungsverlauf mit einem ausgeprägten stationären Kriechbereich zu erkennen, aus dessen Anstieg ein n' -Wert von etwa 19 berechnet werden kann. Die Wt-Rohrprobe hingegen zeigt, wie das bei einachsiger Zeitstandbelastung von 25 MPa geprüfte Wt-Rohr, einen viel steileren stationären Kriechbereich, dessen Anstieg einen n' -Wert von über 70 repräsentiert.

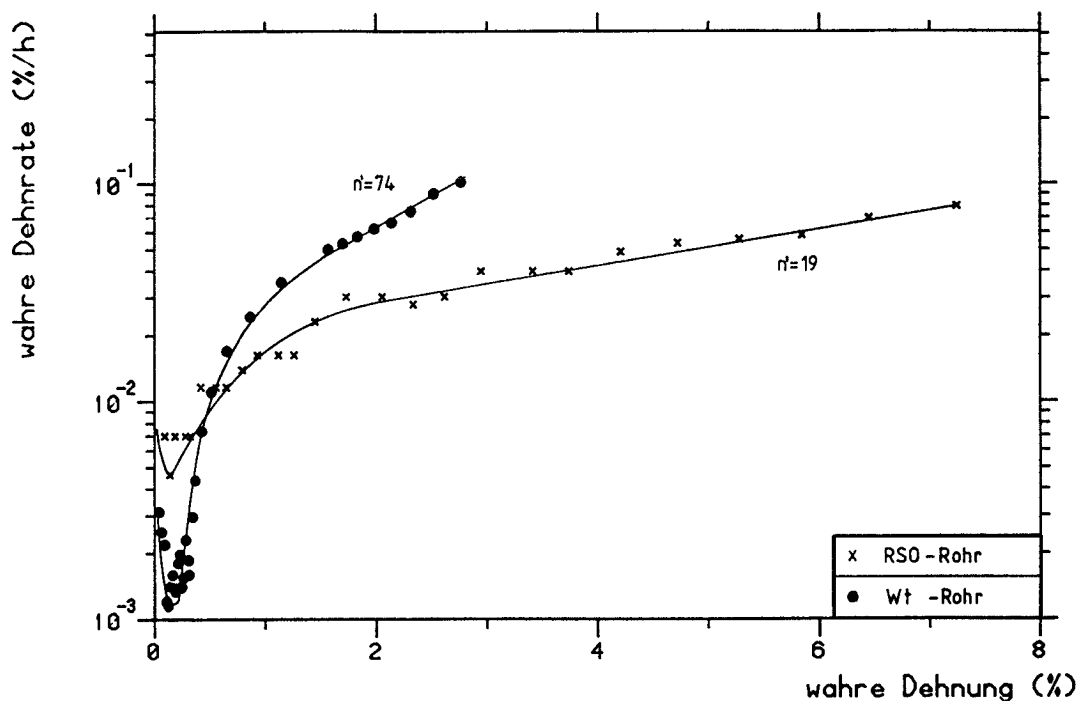


Abb. 5.29: Vergleich der Dehnungsverläufe eines mehrachsig belasteten Wt- und RSO-Rohres ($\sigma_M = 30$ MPa, $\sigma_u/\sigma_z = 0,6$)

5.3.3 Makroskopische Schädigungen der Rohrproben

Nach dem Bruch zeigen die Wt-Rohrproben eine ungleichmäßige Verteilung der Verformungsanteile und Kriechschäden. Dies gilt vor allem für Proben, die unter reiner Innendruckbelastung geprüft wurden. Hier treten mehrere, regelmäßig über die Längsachse der Probe verteilte Ausbeulungen auf (Abb. 5.30).

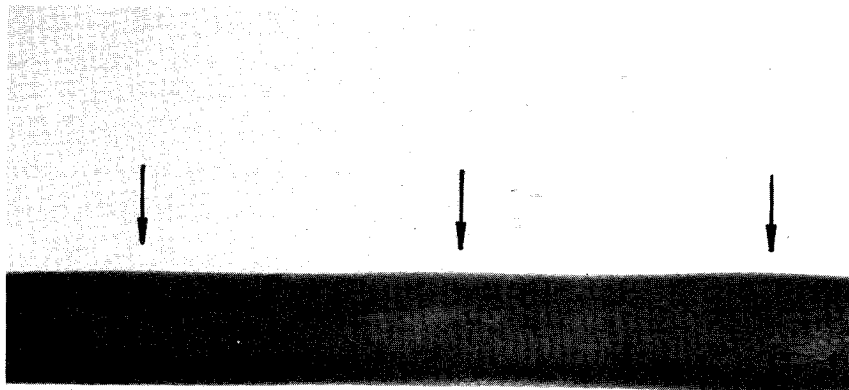


Abb. 5.30: Verteilung der Dehnung über die Längsachse eines Wt-Rohres nach einer Innendruckbelastung ($\sigma_M = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_u/\sigma_z = 2$)

An Wt-Rohrproben aus dem Werkstoff NiCr 22 Co 12 Mo (Nicrofer 55 22; das Fertigungsverfahren dieser Rohre entspricht dem der Wt-Rohre aus Nicrofer 32 20 H; siehe Kap. 4.1) ist auch nach der Zeitstandprüfung bei einachsiger Belastung eine unregelmäßige Dehnungsverteilung zu beobachten. Die Oberfläche dieser Rohre zeigt eine gewindeähnliche Struktur, die als Wirkung der unterschiedlichen Kaltverformung beim Richten in der Walze erklärt werden kann (Abb. 5.31). Diese Erklärung wird durch den Umstand unterstützt, daß die Periodizität in den unterschiedlich starken Kriechverformungen bei allen Wt-Rohren etwa 62 mm beträgt, eine periodische Wandstärkeschwankung über die Längsachse der Rohre aber nicht gemessen wurde.

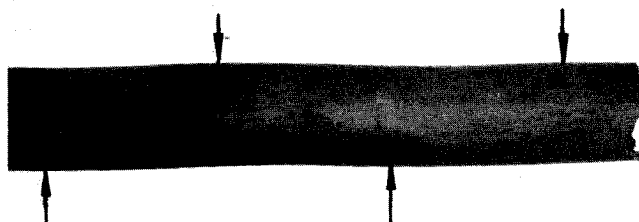
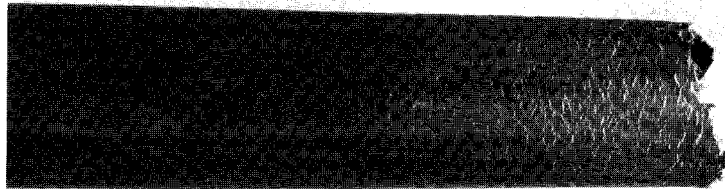
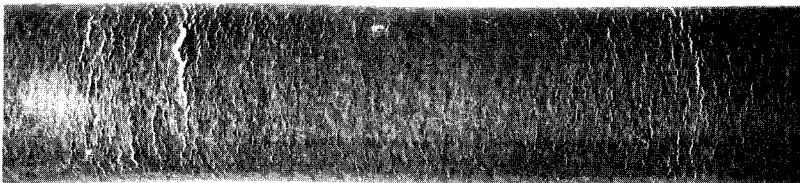


Abb. 5.31: Dehnungsverteilung an der Oberfläche eines Wt-Rohres aus NiCr 22 Co 12 Mo nach einem Zeitstandversuch unter einachsiger Belastung

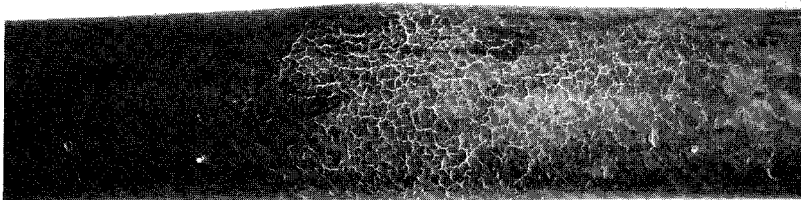
Die unter einachsiger Zeitstandbelastung getesteten Wt-Rohre weisen nur schmale Rißzonen in der Nähe des Bruches auf (Abb. 5.32A), die dem Rißbild der Normproben mit der Kriechkurvenkontur 1 ähneln (vgl. Abb. 5.10A).



A



B



C

Abb. 5.32: Verteilung der Oberflächenrisse bei Wt-Rohren nach unterschiedlichen Zeitstandbelastungen

Bei einem Spannungsverhältnis ϵ_u/ϵ_z von 0,55 zeigen diese Rohre eine breite Rißfront mit einigen tieferen Anrissen an zwei Stellen, deren Abstand etwa 62 mm beträgt (Abb. 5.32B). Das gleichzeitige Auftreten von Rissen in Längs- und Umfangsrichtung der Rohrproben ist bei einem Spannungsverhältnis ϵ_u/ϵ_z von 1 zu beobachten (Abb. 5.32C). Das zum Druckverlust führende Leck trat hier aber in Längsrichtung der Probe auf.

Trotz der ungleichmäßig verteilten Kriechdehnung bei den mit alleinigem Innendruck beaufschlagten Wt-Rohrproben weisen diese nur eine schmale Rißzone auf (Abb. 5.33A). Wie bei den anderen Rohren verlaufen hier alle Risse senkrecht zur maximalen Hauptspannung. Dies trifft auch für die unter Zug-Torsionsbelastung getestete Wt-Rohrprobe zu (Abb. 5.33B). Eine aus dem Spannungsverhältnis von Torsion zur Längsrichtung berechnete Winkellage dieser Anrisse ergibt, unter Berücksichtigung des maximal aufgetretenen Scherwinkels, einen Wert von etwa 60° ; dies entspricht etwa der Position der Anrisse auf Abb. 5.33B.



A



B

Abb. 5.33: Rißverteilung an der Oberfläche von Wt-Rohren nach verschiedenen Zeitstandbelastungen

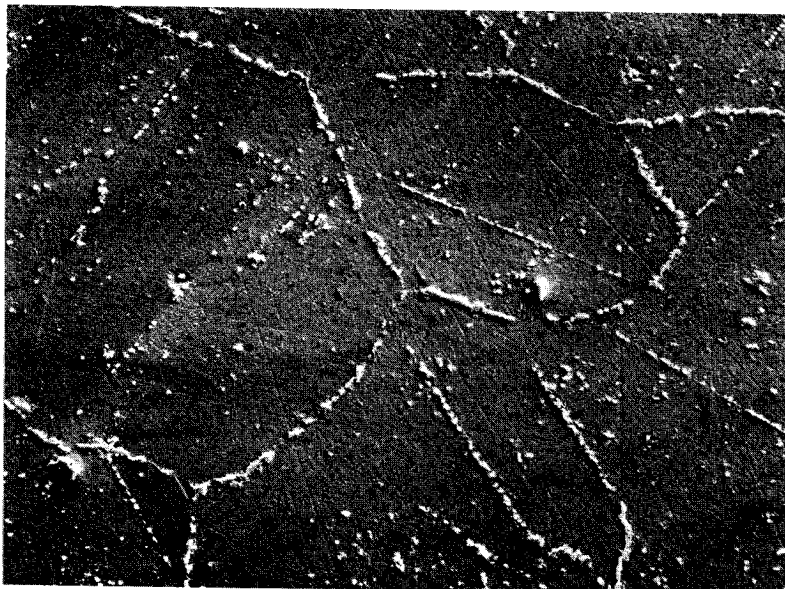
5.4 Metallographische Nachuntersuchungen

Ein Vergleich der Ausscheidungen in dem Gefüge eines Wt-Rohres im Anlieferungszustand mit dem eines thermisch belasteten Rohres (150 h bei 950 °C) zeigt eine Vergrößerung der Carbide, die sich vornehmlich auf den Korn- und Zwillingsgrenzen bilden (Abb. 5.34). Bei einer mechanischen und



A

10 μm



B

10 μm

Abb. 5.34: Ausscheidungsstruktur bei Wt-Rohren im Anlieferungszustand (A) und nach einer Glühung von 150 h bei 950 °C (B)

thermischen Belastung dieser Proben ist noch eine etwas stärkere Vergrößerung der Carbide zu beobachten (Abb. 5.35A und B). Dies tritt besonders deutlich im Feinkornbereich am Innenrand der Wt-Rohre in Erscheinung (vgl. Kap. 4.1).



A

50 μm



B

50 μm

Abb. 5.35: Längsschliff einer 110 h zeitstandbelasteten (A) und 150 h geglühten (B) Wt-Rohrprobe ($T = 950\text{ °C}$)

Bei allen an Luft durchgeführten Zeitstandversuchen dieser Arbeit ist eine starke innere Oxidation des untersuchten Werkstoffes zu beobachten. Die rein thermische Belastung eines Wt-Rohres von 150 h verursacht eine Oxidationstiefe etwa $90\text{ }\mu\text{m}$ (Abb. 5.36A); nach einer thermischen und mechanischen Belastung von 750 h beträgt sie etwa $160\text{ }\mu\text{m}$ (Abb. 5.36B).

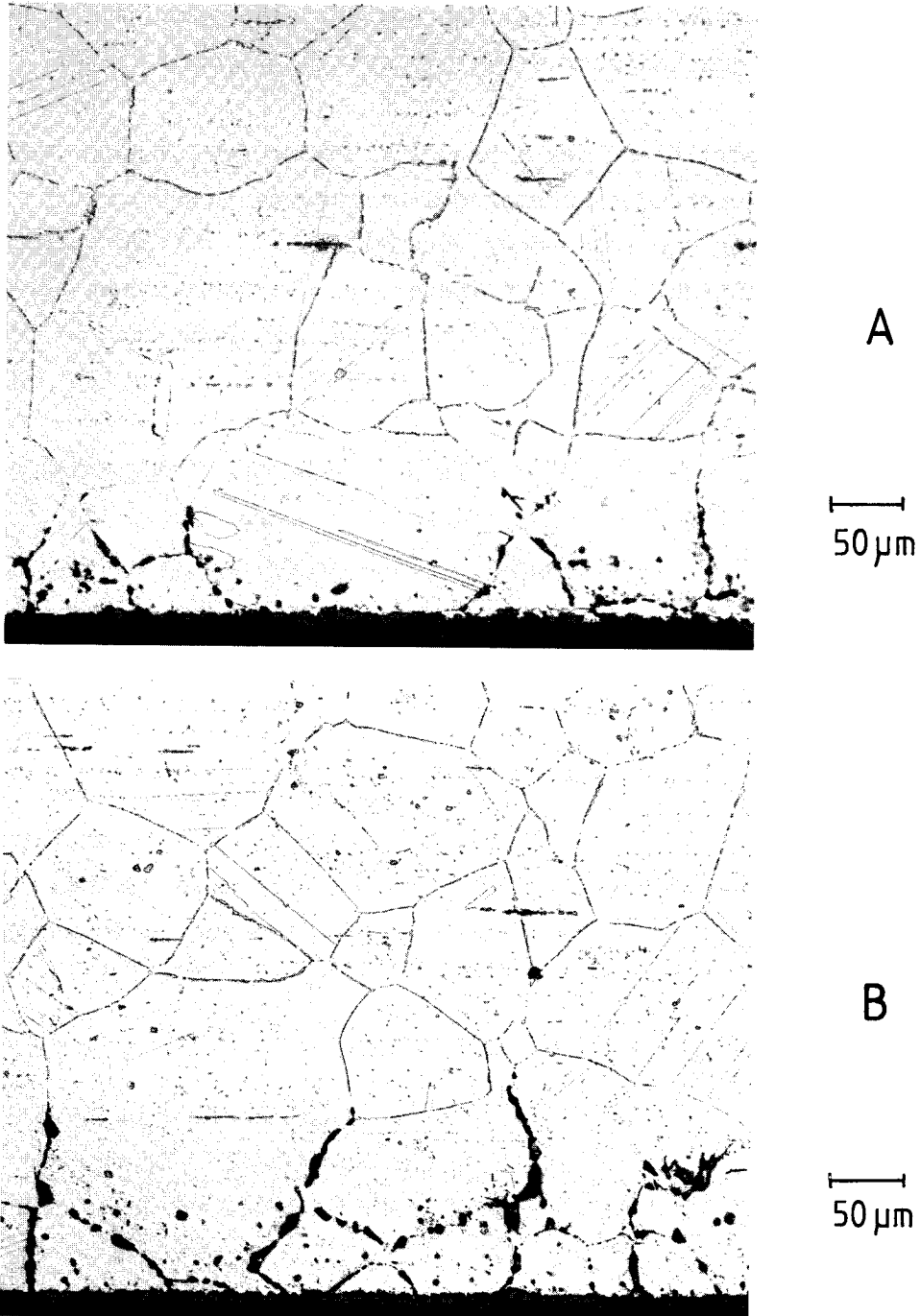


Abb. 5.36: Längsschliff von zwei Wt-Rohrproben ($T = 950\text{ }^{\circ}\text{C}$)

A) 150 h geglüht

B) 750 h zeitstandbelastet

Die Beurteilung des Einflusses der inneren Oxidation auf das Zeitstandverhalten muß unter Berücksichtigung des Verhältnisses von Oberfläche zu Volumen der untersuchten Proben erfolgen. Es beträgt für die Wt-Rohre 0,9, die RSO-Rohre 0,2 und 0,4 bei den Normproben. Für die Wt-Rohrproben resultiert so eine Zunahme der wirksamen Spannung um etwa 8 % (Abb. 5.36A) bzw. 14,5 % (Abb. 5.36B). Bei dieser Abschätzung wurde eine gleichmäßige Oxidation von der Innen- und Außenseite der Rohrwandung angenommen und eine lasttragende Funktion der geschädigten Werkstoffbereiche vernachlässigt.

Die Anrißbildung an den Oberflächen der mehrachsig belasteten Proben muß unter Beachtung der oxidierenden Wirkung des Druckgases innerhalb der Probe bewertet werden. Durch die Verwendung von Helium bei den Versuchen dieser Arbeit wurde eine Oxidation an der Innenseite der Rohrwandung verhindert. Durch die innere Oxidation an der Außenseite der Rohrwand wird dort eine Anrißbildung begünstigt.

Das Ergebnis des Zeitstandversuchs an der Wt-Rohrprobe AYL-7 (einachsige Belastung mit geringem He-Innendruck zur Leckdetektierung, vgl. Kap. 5.2.3) deutet jedoch darauf hin, daß die fehlende Oxidation an der Innenseite der Rohrwand die Versagenszeit der einachsigen belasteten Wt-Rohrprobe nicht beeinflußt (vgl. Bruchzeit der Proben AYL-3B und 3D, Abb. 5.23).

Ein Querschliff aus der Bruchzone eines durch alleinigen Innendruck belasteten Rohres (Abb. 5.37A) zeigt gegenüber einem 130 mm davon entfernt aufgenommenen Querschliff (Abb. 5.37B) trotz der etwa gleich großen Radialdehnung eine deutlich höhere Anzahl von interkristallin verlaufenden Anrissen. Dies deutet auf ein lokales Versagen des Rohres bei dieser Belastungsart hin (vgl. Abb. 5.33A).

Im Gegensatz zu den vorhergehend besprochenen Schliffbildern (Abb. 5.37) ist bei den entsprechenden Gefügebildern der Probe AYL-9C (Spannungsverhältnis $\sigma_u/\sigma_z = 1$) sowohl in der Bruchzone, als auch 130 mm davon ent-

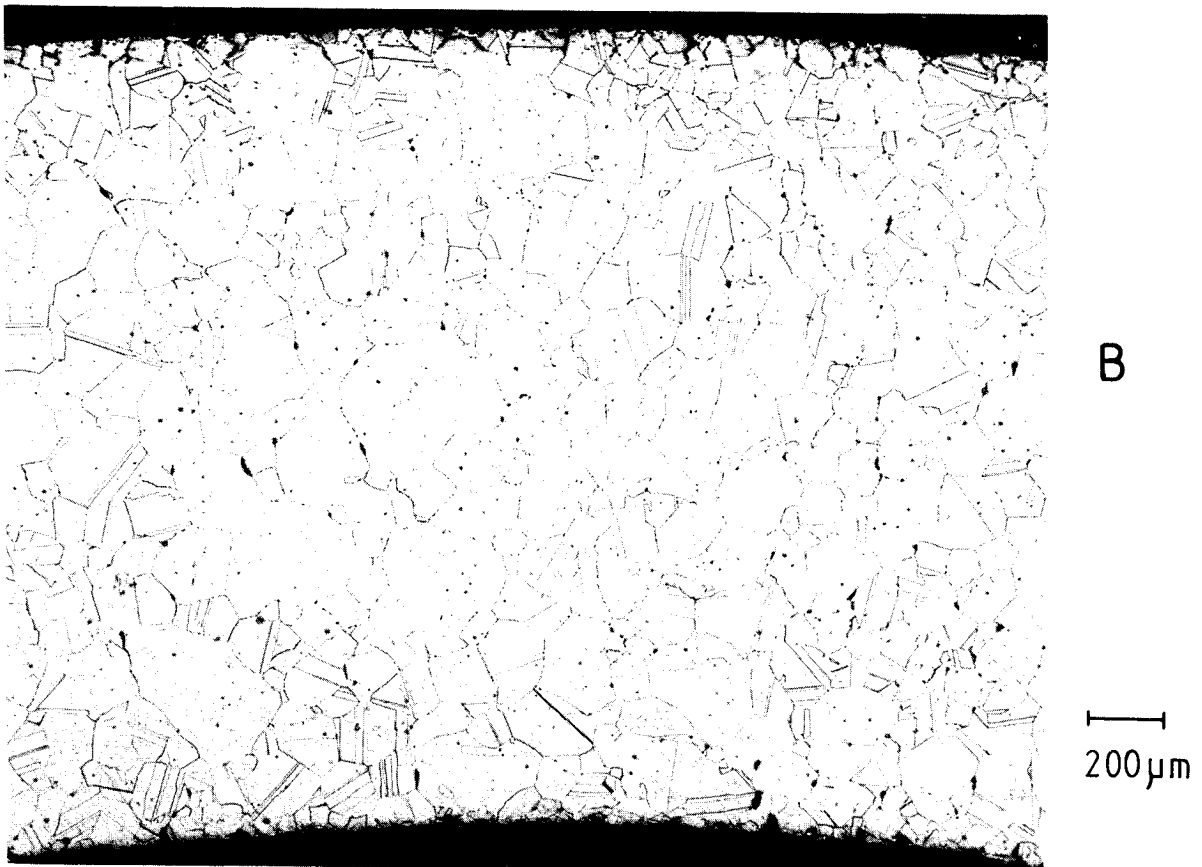
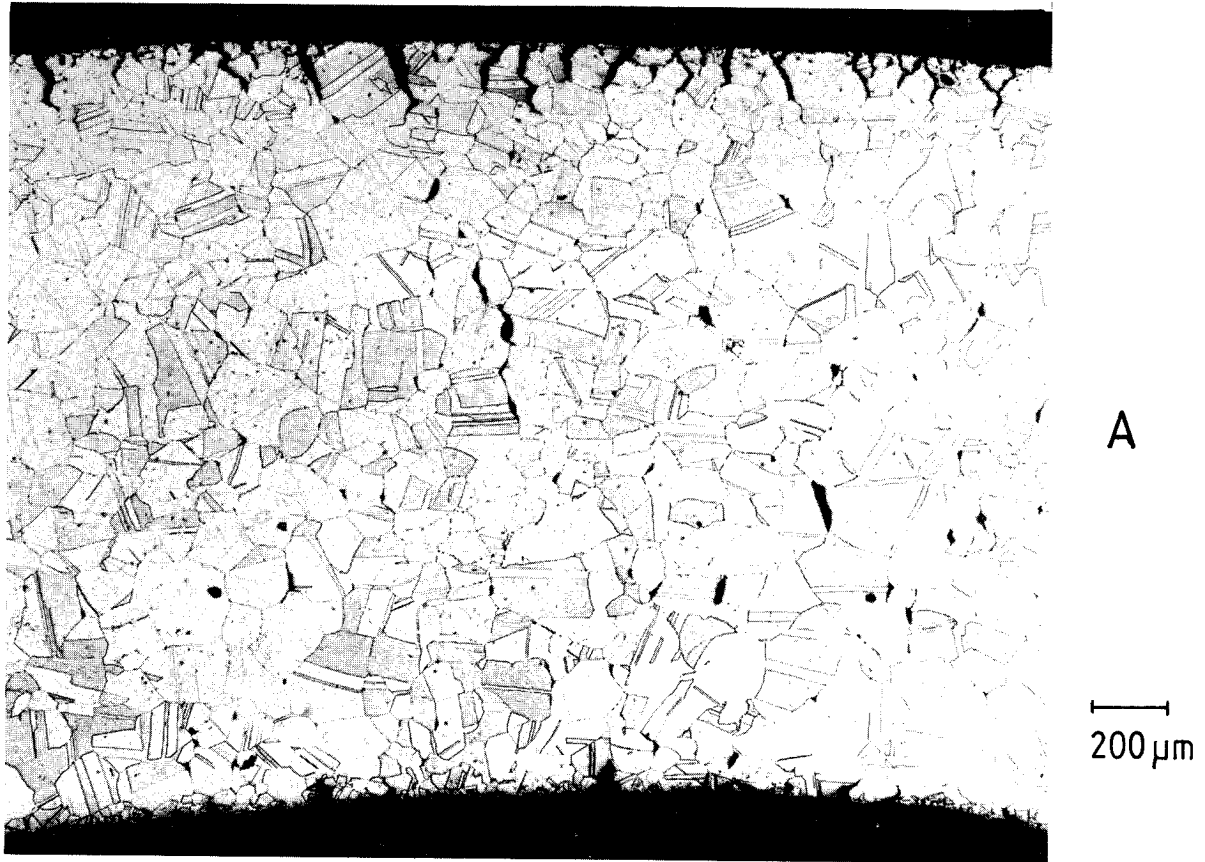


Abb. 5.37: Querschliffe einer Wt-Rohrprobe nach der Belastung mit Innendruck

A) Bruchzone, B) 130 mm von der Bruchzone entfernt

fernt das gleiche, stark zerrüttete Gefüge zu beobachten (Abb. 5.38). Dies deutet im Gegensatz zu den makroskopischen Aufnahmen der Oberflächenrisse (Abb. 5.32C) auf einen größeren Schädigungsbereich in der Probe hin. Alle Anrisse verlaufen senkrecht zur maximalen Hauptspannung.

Die größere Umfangsdehnung an der Außen- gegenüber der Innenseite dieses Rohres führt zu einer stärkeren Aufweitung der Anrisse am Außenrand der Probe. An welcher Stelle der Rohrwandung die ersten Anrisse auftraten, läßt sich daher anhand der Schliffbilder nicht eindeutig belegen.

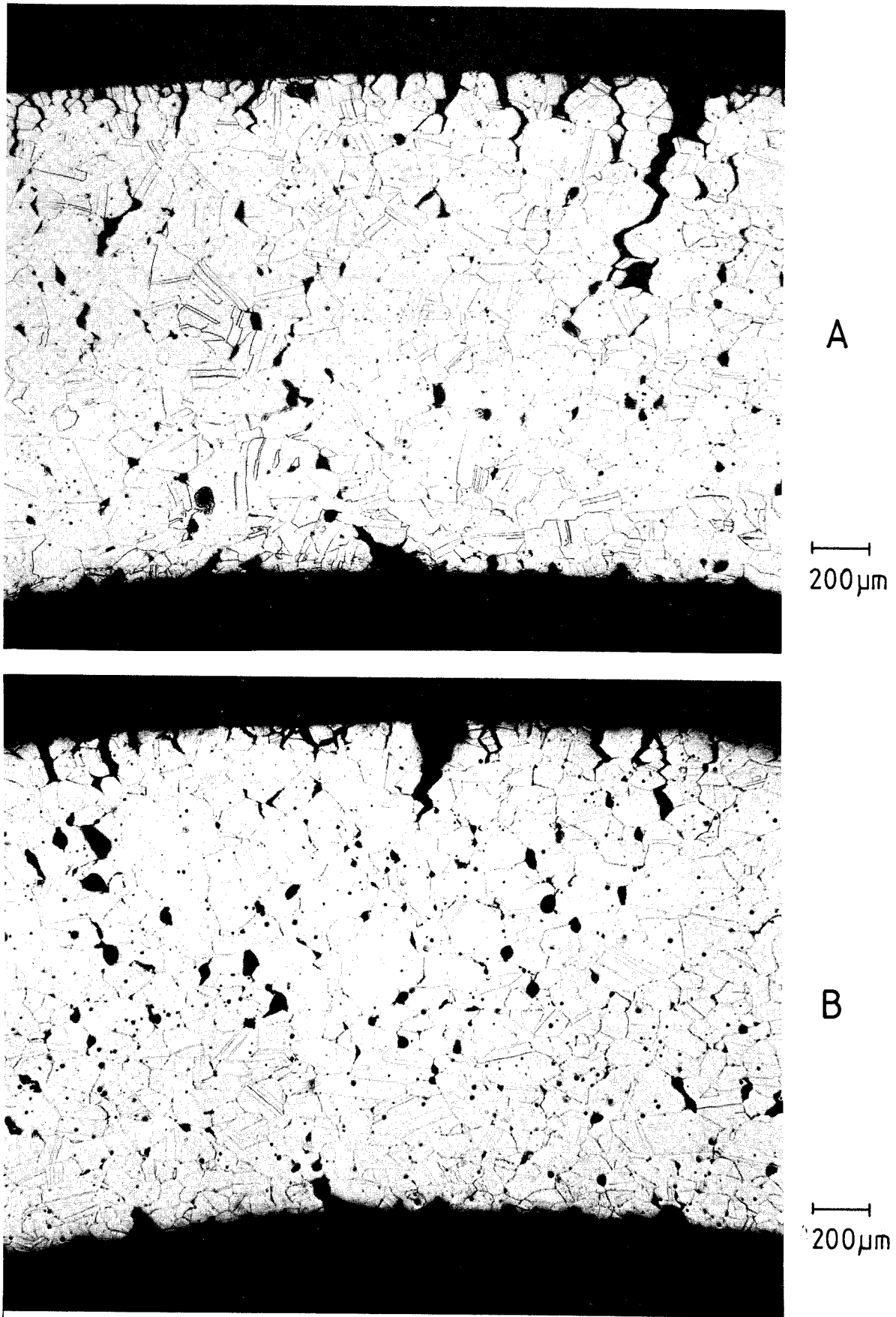


Abb. 5.38: Querschliff einer Wt-Rohrprobe nach einer Zug/Innendruckbelastung ($\sigma_u/\sigma_z = 0,99$)

A) Bruchzone, B) 130 mm von der Bruchzone entfernt

6. Diskussion der Ergebnisse

6.1 Einfluß der Halbzeugformate auf die Zeitstandkennwerte

Obwohl die hier untersuchten Halbzeugformate aus derselben Schmelze gefertigt wurden und die gleiche Korngröße und Endwärmebehandlung aufweisen, sind doch deutliche Unterschiede in deren Kriechverhalten zu beobachten. Als Hauptursache dafür können vornehmlich die Einflüsse der Kaltverformung bei dem Richtprozeß angesehen werden, wie die Zeitstandversuche an kaltverformten Normproben gezeigt haben (Kap. 5.2.2) und aus den Dehnungsverläufen der Wt-Rohrproben zu schließen ist (siehe Abb. 5.18 im Vergleich mit Abb. 5.16).

Die Beurteilung des Kriechwiderstandes der untersuchten Halbzeugformate soll hier anhand eines Vergleichs der technisch relevanten Dehngrenzen in den Zeitstandversuchen unter einachsiger Belastung von 30 MPa vorgenommen werden (Abb. 6.1).

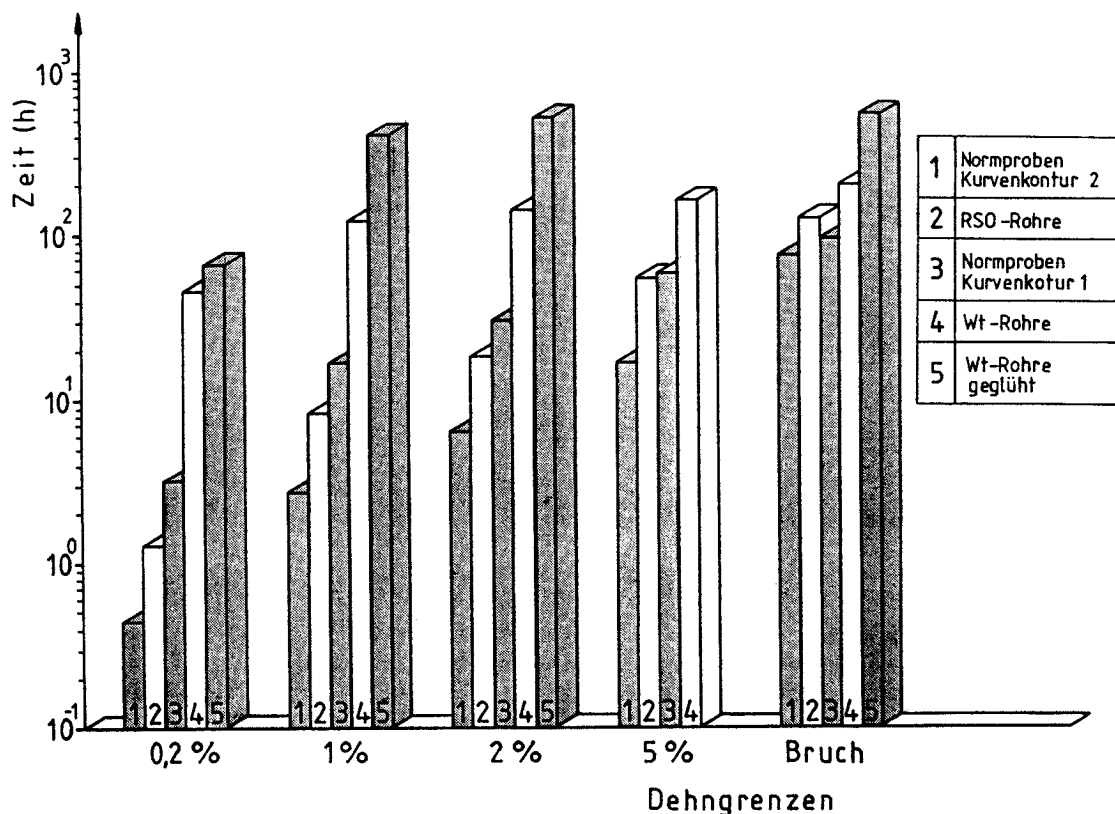


Abb. 6.1: Vergleich der Zeitstandfestigkeiten der untersuchten Halbzeuge anhand technisch relevanter Dehngrenzen

Die Zeitstandproben mit der geringsten Kriechfestigkeit sind Normproben mit der Kriechkurvenkontur 2 (Säule 1). Bedingt durch eine etwas niedrigere minimale Kriechrate zeigen die anderen Normproben (Säule 3) ein etwas besseres Zeitstandverhalten, welches noch über dem der RSO-Rohre liegt (Säule 2). Der starke Abfall der Kriechrate zu Beginn der Versuche an Wt-Rohrproben führt gegenüber den anderen Halbzeugformaten zu deutlich höheren Zeitstandkennwerten (Säule 4). Solche Steigerungen der Kriechfestigkeit durch eine Kaltverformung des Werkstoffes wurde auch von anderen Autoren /78/ bei Kurzzeitversuchen an Proben aus NiCr 22 Co 12 Mo (INCONEL 617) in dem hier interessierenden Temperaturbereich (900 - 1000 °C) beobachtet. Eine thermische Belastung der Wt-Rohre vor der mechanischen Belastung (vgl. Kap. 5.2.3) erhöht deren Kriechfestigkeit noch, wobei aber die Verformbarkeit abnimmt (Säule 5).

6.2 Bewertung des Kriechverhaltens der Proben aus Nicrofer 32 20 H anhand veröffentlichter Versuchsergebnisse

Ein Unterschied zwischen dem Norton'schen n -Wert (aus der minimalen Kriechrate berechnet) und dem Anstieg der stationären Kriechrate, im $\dot{\epsilon}$ - ϵ -Diagramm (n' -Wert), wie er in den Zeitstandversuchen dieser Arbeit auftrat, wurde bisher nur von wenigen Autoren beschrieben. Ein Grund liegt in der Darstellung von Ergebnissen aus Kriechversuchen, entweder im ϵ - t -Diagramm oder im $\dot{\epsilon}$ - ϵ -Diagramm. Auch die hier gemessenen Kriechkurven zeigen in dieser Auftragung die bekannte Form mit einem steil ansteigenden stationären Teil (Abb. 5.7). Eine leichte Unterscheidung der beobachteten Kriechkurven von den bekannten Kurvenverläufen ermöglicht die Auftragung der Kriechgeschwindigkeit über der wirksamen Spannung im doppelt-logarithmischen Maßstab (vgl. Kap. 5.2).

Die zwei folgenden Punkte deuten darauf hin, daß es sich bei dem hier gemessenen hohen n' -Wert nicht um den Beginn des "Power-Law-Breakdown" /79, 80/ handelt; einem Kriechprozeß, bei dem ein reines Versetzungsgleiten auftritt /81/:

- Im Gegensatz zu den Ergebnissen in dieser Arbeit ist bei solch einem Kriechprozeß ein Potenzgesetz zur Beschreibung der Dehnung nicht mehr gültig. Das bedeutet, solche Kriechkurven weisen im $\dot{\epsilon}$ - ϵ -Diagramm keinen stationären Teil im Kurvenverlauf auf.
- Die auf den Gitterselbstdiffusionskoeffizienten ($D = 10^{-12} \text{ cm}^2$ bei $950 \text{ }^\circ\text{C}$; aus /82/) normierte Kriechrate bewegt sich in den Versuchen dieser Arbeit etwa zwischen $3 \cdot 10^3 \text{ cm}^2/\text{s}$ und $3 \cdot 10^6 \text{ cm}^2/\text{s}$. Sie liegt damit noch unter der von Sherby /80/ angegebenen Grenze von $10^9 \text{ cm}^2/\text{s}$ für den Beginn des "Power-Law-Breakdown".

Einer der Autoren, die einen Unterschied zwischen dem n - und n' -Wert beobachteten, war Betz /14/, der das Kriechverhalten von Werkstoffen des heterogenen Fe-Mo-Systems bei unterschiedlichen Ausscheidungszuständen untersuchte. In seinen Versuchen ergab sich für den unausgelagerten Werkstoff ein n' -Wert von ca 12,8 (Abb. 6.2).

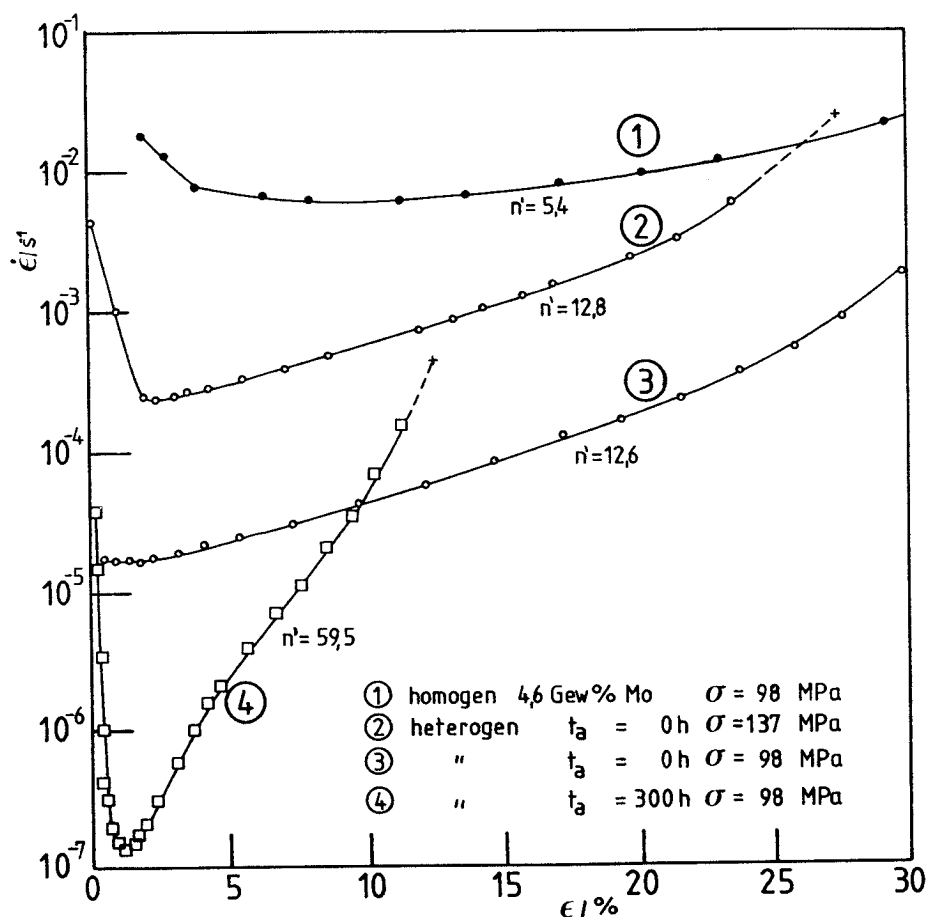


Abb. 6.2: Dehnungsverläufe von Zeitstandproben aus Werkstoffen des homogenen und heterogenen Fe-Mo-Systems nach unterschiedlicher Glühdauer (t_a) /14/

Bei der Auftragung mehrerer dieser Ergebnisse in einem Diagramm der Dehngeschwindigkeit über der wirksamen Spannung zeigte jedoch die Verbindungsgerade gleicher Dehnungszustände einen Anstieg, der einem n -Wert von etwa 7,3 entspricht (Abb. 6.3). Diesen Unterschied in den Spannungsexponenten versuchte Betz /14/ mit einer Dehnungsabhängigkeit der zum Kriechwiderstand proportionalen inneren Spannung zu begründen. Der Kriechverlauf einer 360 h vorausgelagerten Probe wies eine starke Abnahme der minimalen Kriechrate, mit sehr steil ansteigendem stationären Teil auf (Abb. 6.2, Verlauf 4). Diesen Verlauf erklärte er mit der Bildung einer feinen Ausscheidungsstruktur durch die Auslagerung seines Werkstoffs.

Differenzen zwischen den Konstanten n und n' wurden auch von Bürgel /83/ und Guttman /84/ bei Untersuchungen an Zeitstandproben aus dem Werkstoff X10NiCrAlTi 32 20 (Alloy 800) beobachtet. Im lösungsgeglühten Werkstoffzustand lag im Gegensatz zu den hier gemessenen Konstanten, der

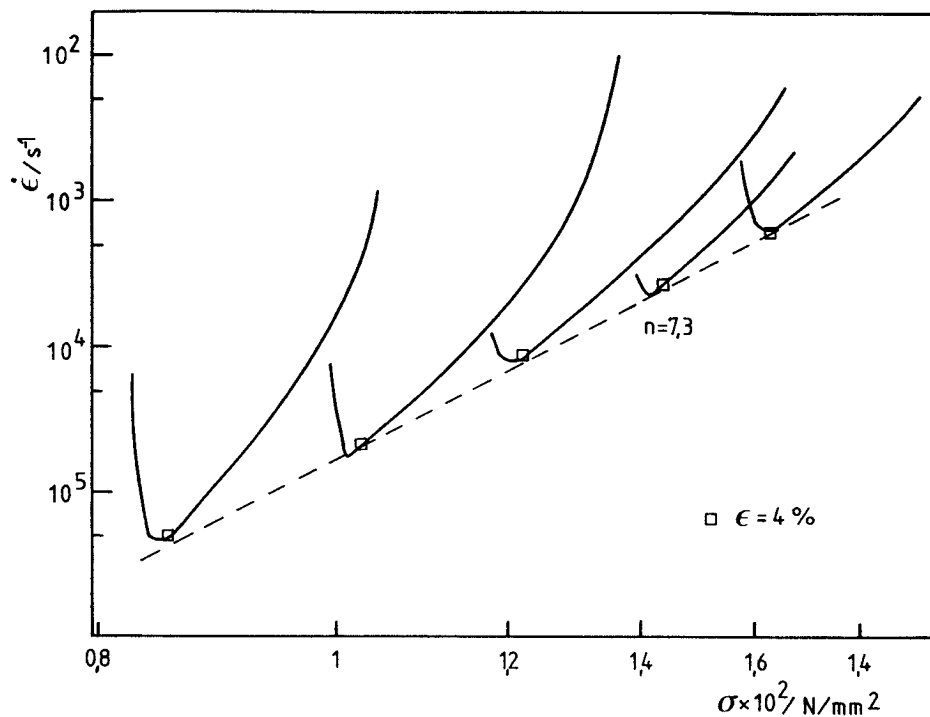


Abb. 6.3: Zusammenstellung der Dehnungsverläufe von Zeitstandproben aus Werkstoffen des heterogenen Fe-Mo-Systems /14/

aus dem stationären Verlauf der Kriechkurven bestimmte n' -Wert stets in dem bekannten Bereich von 4,5 - 5,5. Ein aus der minimalen Kriechrate berechneter n -Wert hingegen bewegte sich bei Bürgel /83/ zwischen 3 und 11,9 (bei 1000 °C). Die Ursache dieses Unterschieds lag in einem starken Absinken der Kriechrate zu Beginn der Versuche (vgl. Abb. 6.4). Guttman /84/ erklärt diesen Verlauf durch ein Zusammenspiel zwischen den Ausscheidungen und der Versetzungsbewegung. Als überlagerten Prozeß führte er die beschleunigte Wirkung einer hohen Versetzungsdichte auf die Bildung feiner Ausscheidungen an, ein Prozeß, der auch von anderen Autoren /85-87/ beschrieben wird.

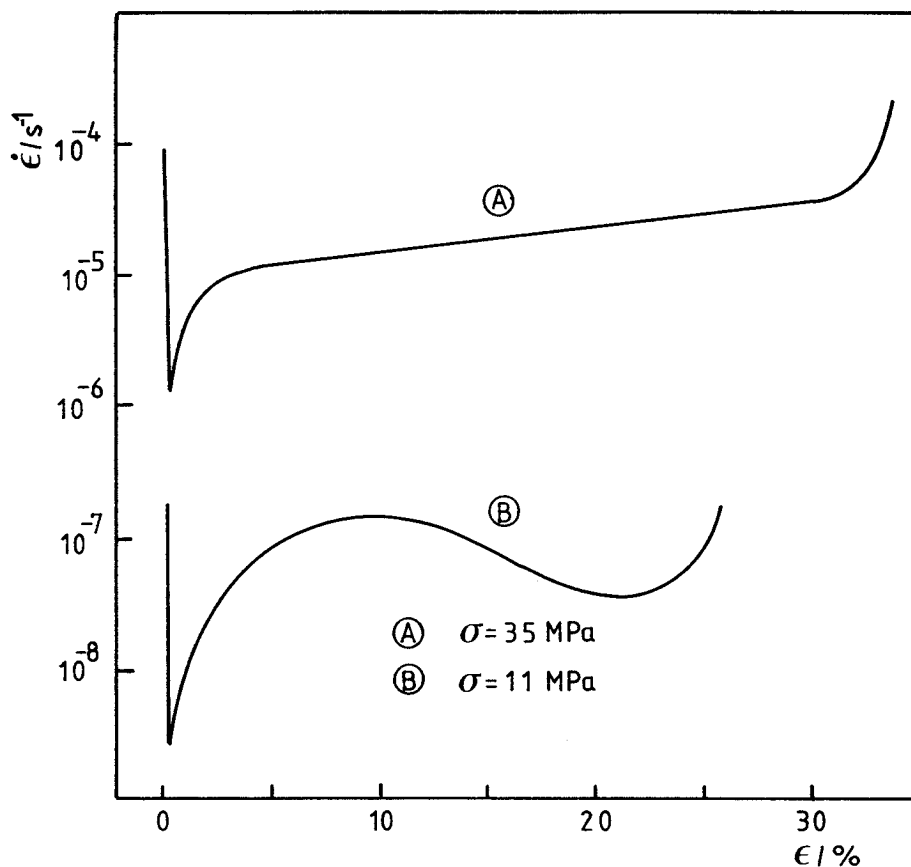


Abb. 6.4: Schematische Darstellung unterschiedlicher Formen von Dehnungsverläufen bei Zeitstandversuchen an Normproben aus INCOLOY 800 ($T = 1000$ °C) /48/

Der von Bürgel /83/ parallel untersuchte Werkstoff INCOLOY 802 zeigte im stationären Kriechbereich einen ähnlichen steilen Anstieg (n' -Wert), wie in dieser Arbeit Nicrofer 3220 H. Als Erklärung für diesen hohen n' -Wert führte er einen nicht zu vernachlässigenden Reibspannungsanteil durch die Ausscheidungen an. Eine Erhöhung der Reibspannung führt aber nur zu einer Parallelverschiebung des stationären Kriechkurvenverlaufs im $\dot{\epsilon}$ - ϵ -Diagramm. Für den beobachteten steilen Anstieg der Dehnrate des stationären Kriechbereichs müßte daher eine Abnahme der Reibspannung mit der Dehnung bzw. der Zeit angenommen werden.

Diese Untersuchungen zeigen bei dem Werkstoff X10NiCrAlTi 32 20 in dem hier interessierenden Temperaturbereich von 900 bis 1000 °C deutliche Gefügeänderungen, die einen Einfluß auf die Kriechfestigkeit des Werkstoffs ausüben können. Nach den Arbeiten von Betz /14/ und Bürgel /83/ kann sich dieser Einfluß auch in einem größeren Anstieg der stationären Kriechrate äußern, als es nach dem aus der minimalen Kriechrate bestimmten n -Wert zu erwarten ist.

Der in den Untersuchungen dieser Arbeit beobachtete Unterschied zwischen dem n - und n' -Wert kann somit mit einer Umstrukturierung des Ausgangsgefüges erklärt werden. Das bedeutet, bei dem beobachteten stationären Teil der Kriechkurve (Kontur 1, Abb. 5.7) befinden sich Verfestigung und dynamische Erholung nicht im Gleichgewicht, weil in diesem Kriechstadium noch Umlösungsprozesse stattfinden, die den Kriechwiderstand des Werkstoffs beeinflussen. Diese Annahme wird durch die REM-Aufnahme des 150 h bei Versuchstemperatur geglühten Wt-Rohres unterstützt, die eine deutliche Vergrößerung der Carbide durch die thermische Belastung zeigt (Abb. 5.34).

Die unterschiedlichen Kriechkurvenkonturen bei den Normproben (vgl. Abb. 5.7 und 5.8) können durch ein verschieden eingestelltes Ausgangsgefüge vor Versuchsbeginn erklärt werden. Trotz der gleichen Spezifikation der Lösungsglühbehandlung aller hier untersuchten Halbzeuge können sich durch deren verschiedene Form unterschiedliche Abkühlungsgeschwindigkeiten und damit andere Ausscheidungsstrukturen ergeben. Dieser Einfluß ist an dem Härteprofil des Stabmaterials abzulesen (Abb. 5.1). Der äußere, schnell abgekühlte Bereich, weist eine deutlich größere Härte auf als der langsam abgekühlte Kernbereich.

6.3 Ansätze zur mathematischen Beschreibung der Kriechverformung

Als eine Erklärung für das hier beobachtete Kriechverhalten wurden Umlösungsprozesse, Vergrößerungen von Ausscheidungen und dynamische Erholung bzw. Rekristallisation im Werkstoff angeführt. Ansätze zur Berücksichtigung solcher Prozesse finden sich bei der mathematischen Beschreibung des primären Kriechbereichs, so z. B. in dem Ansatz von Garofalo /8/ [Gl. (2.5)] oder der Erweiterung des Norton'schen Kriechgesetzes durch einen Zeitverfestigungsansatz [vgl. Gl. (2.10)]. Diese Ansätze sollen eine Verfestigung des Werkstoffs durch thermisch und mechanisch aktivierte Prozesse berücksichtigen. Die dazu verwendeten Funktionen laufen mit Zunahme ihrer Variablen (Zeit) gegen den Grenzwert Eins [Gl. (2.5)] bzw. Null [Gl. (2.10)], d. h. sie sind monoton. Diese Ansätze berücksichtigen so nur die Erhöhung des Kriechwiderstandes durch eine Bildung von Ausscheidungen, nicht aber eine mögliche Entfestigung des Werkstoffs durch eine Vergrößerung dieser Ausscheidungen (Oswald-Reifung). In der vorliegenden Form eignen sie sich daher nicht zur Beschreibung des hier beobachteten Verformungsverhaltens.

Ein allgemein gültiger Ansatz zur Berechnung der Kriechdehnung eines Werkstoffs, in dem Umlösungsprozesse stattfinden, kann an dieser Stelle nicht aufgestellt werden, weil hierzu keine Untersuchungen mittels elektronenoptischer Methoden über die Änderung des inneren Werkstoffzustandes während der Kriechversuche vorliegen. Es wurden so die zwei folgenden Wege gewählt, um eine Prüfung der Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten aus einachsigen Zeitstandversuchen an Normproben auf die Kriechversuche an bauteilähnlichen Proben (Halbzeuge) unter mehrachsiger Belastung zu ermöglichen.

- A) Berechnung des Dehnungstensors in den Kriechversuchen an Rohrproben mit Hilfe des Norton'schen Kriechgesetzes, unter Verwendung der Kriechkonstanten n' und K' aus den Versuchen an Normproben, wobei K' von der angelegten Spannung σ_0 abhängt.

- B) Erweiterung des Norton'schen Kriechgesetzes durch eine Entfestigungsfunktion auf das beobachtete Kriechverhalten der Normproben mit der Kriechkurvenkontur 1. Durch eine Übertragung dieses erweiterten Kriechgesetzes auf den mehrachsigen Belastungsfall kann der Dehnungstensor in den Versuchen an Rohrproben mit Kriechkonstanten n , K und n' bestimmt werden.

Die einfachere Methode A hat gegenüber B den Nachteil, daß für jede Ausgangsspannung σ_0 eine andere Kriechkonstante K' gewählt werden muß. Die in der Methode B verwendete, empirisch ermittelte Entfestigungsfunktion dient nur zur Erweiterung des Norton'schen Kriechgesetzes auf die Kriechkurven mit der Kontur 1 (Abb. 5.7) und besitzt daher keinen allgemein gültigen Charakter.

Wie in Kap. 5.2.1 beschrieben wurde, zeigen die Kriechversuche an Normproben in der Auftragung der Dehngeschwindigkeit über der Dehnung zwei prinzipiell unterschiedliche aber reproduzierbare Formen der Kriechkurven. Aus diesem Grund soll der hier aufgestellte Entfestigungsansatz eine Funktion der Dehnung sein. Der unterschiedlich starke Anstieg der Kriechkurven mit der Kontur 2 gegen Ende der Versuche weist aber auf eine zusätzliche Abhängigkeit der Entfestigung von der Zeit hin (vgl. Abb. 5.12). Aus dem linearen Anstieg des stationären Teils der Kriechkurven mit der Kontur 1 (Abb. 5.7) kann auf einen Entfestigungsansatz in Form einer Exponentialfunktion geschlossen werden. Aus diesen Überlegungen ergibt sich die Erweiterung des Norton'schen Kriechgesetzes durch eine Entfestigungsfunktion D bei lastkonstanten Versuchen wie folgt:

$$\dot{\epsilon} = K \sigma_0^n e^{n D} \quad (6.1)$$

$$\text{mit } D = e^{(n' - n)} \quad (6.2)$$

Das so erweiterte Norton'sche Kriechgesetz ähnelt damit einem von Sandström /88/ verwendeten Ansatz zur Beschreibung der Verformung, der die folgende Form hat:

$$\dot{\epsilon} = A e^{B\epsilon} \quad (6.3)$$

A, B = Konstanten

Wie diese Gleichung erkennen läßt, war im Gegensatz zu dem Dehnungsverhalten der hier geprüften Proben die Kriechgeschwindigkeit bei Sandströms /88/ Untersuchungen spannungsunabhängig.

Durch eine Integration der Gleichung (6.1) über die Zeit folgt analog zur Gleichung (2.13) die Dehnung in Abhängigkeit der Zeit zu:

$$\epsilon(t) = - \frac{1}{n'} \ln (1 - n' K \sigma_0^n t) \quad (6.4)$$

Mit dem Einsetzen dieser Funktion in die Gleichung (6.2) ergibt sich die Entfestigungsfunktion D mit der unabhängigen Größe Zeit zu:

$$D = (1 - n' K \sigma_0^n t)^{\frac{n - n'}{n}} \quad (6.5)$$

Die Entfestigungsgeschwindigkeit $\dot{D}$ ist somit wie folgt darstellbar:

$$\dot{D} = (n' - n) K \sigma_0^n D^{\left(\frac{n - 2n'}{n - n'}\right)}$$

Zur Übertragung des hier entwickelten Entfestigungsansatzes auf einen mehrachsigen Belastungsfall muß die Gleichung (6.1) in die Hauptgleichung der Invariantentheorie eingebracht werden.

Als Ursache für das hier beobachtete Kriechverhalten wurden im vorhergehenden Kapitel Umlösungsprozesse, dynamische Erholung und Rekristallisation angeführt. Werden diese Prozesse als isotrop verteilt und unabhängig von einem mehrachsigen Spannungszustand betrachtet, kann die Entfestigungsfunktion D [Gl. (6.2)] proportional zur effektiven Dehnung nach

von Mises angesetzt werden. Unter dieser Voraussetzung ergibt sich die Invariantentheorie [Gl. (2.25)] analog zu der Gleichung für die Beschreibung einer Dehnverfestigung unter mehrachsiger Belastung [Gl. (2.31)]. Die erweiterte Invariantentheorie erhält so die folgende Form.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{2}{3} K \left[\sigma_v e^{\left(\frac{n'-n}{n-1}\right) \epsilon_{eff}} \right]^{n-1} s_{ij} \quad (6.6)$$

mit

$$\epsilon_{eff} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2 + \gamma_{12}^2 + \gamma_{13}^2 + \gamma_{23}^2} \quad (6.7)$$

Dieser Ansatz wird in den beiden Rechenprogrammen (s. Kap. 9.4.3) zur Berechnung des Dehnungstensors in den Versuchen an Rohrproben verwendet.

6.4 Berechnung der Verformungen in den Zeitstandversuchen an Rohrproben

Für eine Überprüfung der mathematischen Ansätze zur Berechnung der Kriechverformung mehrachsig belasteter Proben eignen sich von den in Kap. 5.3.2 beschriebenen Zeitstandversuchen nur diejenigen mit einem ausgeprägten stationären Kriechbereich. Die Verwendung von Proben aus Halbzeugen unterschiedlicher Herstellung, der Einfluß der Richtarbeit bzw. die daraus resultierenden Eigenspannungen bei den Wt-Rohren und die außerhalb dieser Arbeit liegenden metallphysikalischen Untersuchungen zur Phasenkinetik und den Versetzungsbewegungen, machen eine mathematische Beschreibung des Abfalls der Kriechrate und des steil ansteigenden stationären Kriechbereichs in einigen Versuchen an Wt-Rohrproben, bei 25 MPa Zeitstandbelastung, unmöglich.

Die berechneten Dehnungen für die einachsig beanspruchten Wt-Rohre (bei 30 MPa Belastung) zeigen im $\dot{\epsilon}$ - ϵ -Diagramm eine gute Übereinstimmung mit dem gemessenen stationären Kriechkurvenverlauf (Abb. 6.5). Die zur Berechnung verwendeten Kriechkonstanten wurden aus den Zeitstandversuchen an Normproben mit der Kriechkurvenkontur 1 ermittelt (vgl. Abb. 5.7, 5.12). Diese Übereinstimmung kann die Zeit-Dehnlinie nicht wiedergeben, weil die Rechnung den Abfall der Kriechrate zu Beginn des Dehnungsverlaufs nicht berücksichtigt (Abb. 6.6). Die berechnete Kriechkurve in dieser Abbildung müßte entlang der Zeitachse um den Bereich des Übergangskriechens verschoben werden, um eine Deckung mit dem Experiment zu erreichen.

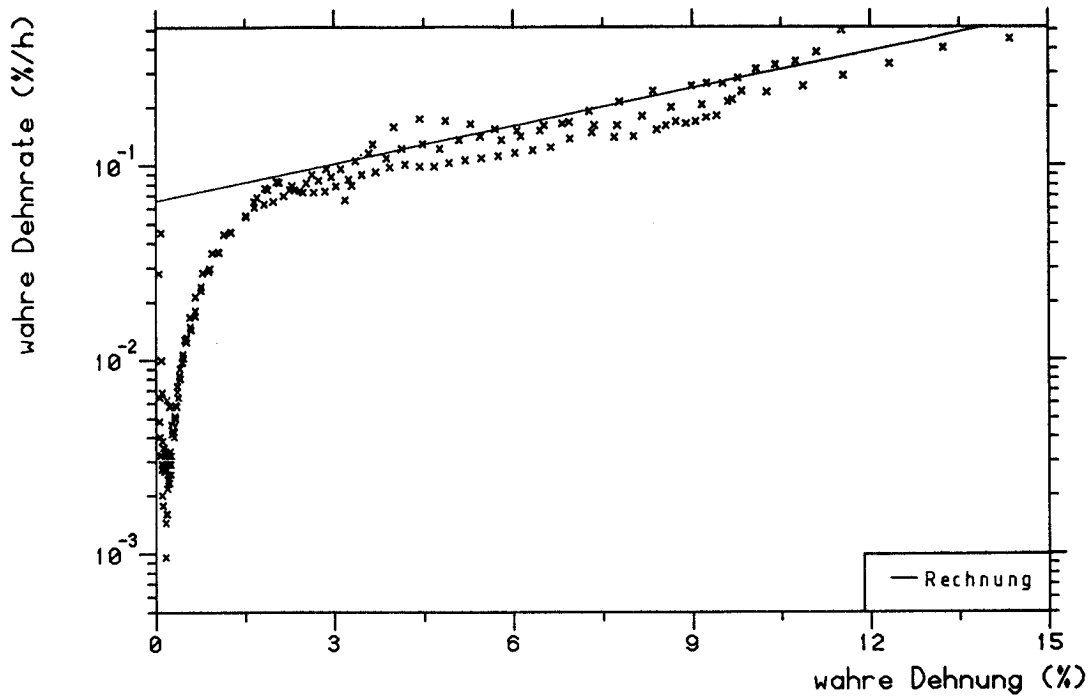


Abb. 6.5: Berechnete und gemessene Dehnungsverläufe in Längsrichtung bei Zeitstandversuchen an Wt-Rohren unter einachsiger Belastung ($\sigma_0 = 30$ MPa)

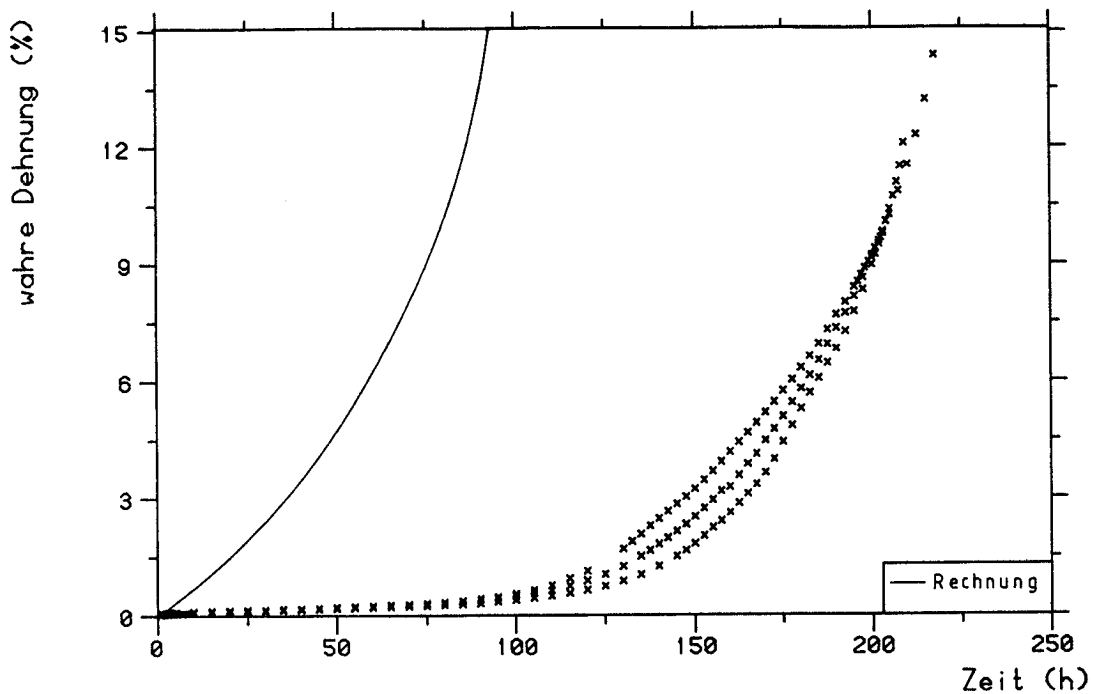


Abb. 6.6: Berechnete und gemessene Zeit-Dehnlinien in Längsrichtung bei Versuchen an Wt-Rohren unter einachsiger Belastung ($\sigma_0 = 30$ MPa)

Für die Zeitstandversuche unter mehrachsiger Belastung erfolgte eine Berechnung der Dehnung nach unterschiedlichen Verfahren, dabei kamen zwei, in Kap. 9.4.3 dieser Arbeit beschriebene, Iterationsprogramme zur Anwendung.

Das erste Programm (Dehn 1) geht von der Näherung eines dünnwandigen Rohres aus, d. h. der Spannungstensor zur Berechnung der Kriechdehnung wurde mit den Gleichungen (9.18) und (9.37) gebildet. Im zweiten Programm (Dehn 2) werden die Rohre als dickwandig betrachtet; der Spannungstensor wird daher mit Hilfe der Gleichungen (9.23) und (9.33) bestimmt. Das anzuwendende Vergleichsspannungskriterium (Mises, Treska, Lamé) in der Invariantentheorie [Gl. (2.25)] kann in beiden Programmen vorgegeben werden.

Das Programm Dehn 2 berücksichtigt die Ortsabhängigkeit des Spannungszustandes innerhalb der Probe. So kann bei diesem Programm der Radius in der Rohrwand vorgewählt werden, an dem der Spannungstensor für die Dehnungsberechnung gebildet werden soll. Dabei ist die Annahme einer elastischen oder inelastischen Spannungsverteilung in der Rohrwand möglich.

Unter folgenden Randbedingungen wurde als zusätzliche Berechnungsmethode für einige Versuche das Finite-Element-Programm (FE-Programm) ASKA eingesetzt:

- Gültigkeit des Norton'schen Kriechgesetzes unter Verwendung der Kriechkonstanten n' und K' aus den Kriechversuchen an Normproben.
- Berechnung der Dehnung unter Verwendung der Vergleichsspannung nach von Mises.
- Rotationssymmetrische Struktur (Rohr).
- Hinreichend lange temperaturkonstante Zone, d. h. es sind keine Randeinflüsse vorhanden.
- Zeitabhängiges Verformungsverhalten jedes Knotenpunktes in Abhängigkeit des dort wirkenden Spannungszustandes.

Ein erster Vergleich der unter verschiedenen Randbedingungen durchgeführten Dehnungsberechnungen mit experimentellen Untersuchungen soll anhand Abb. 6.7 vorgenommen werden. Die eingetragenen Meßpunkte sind

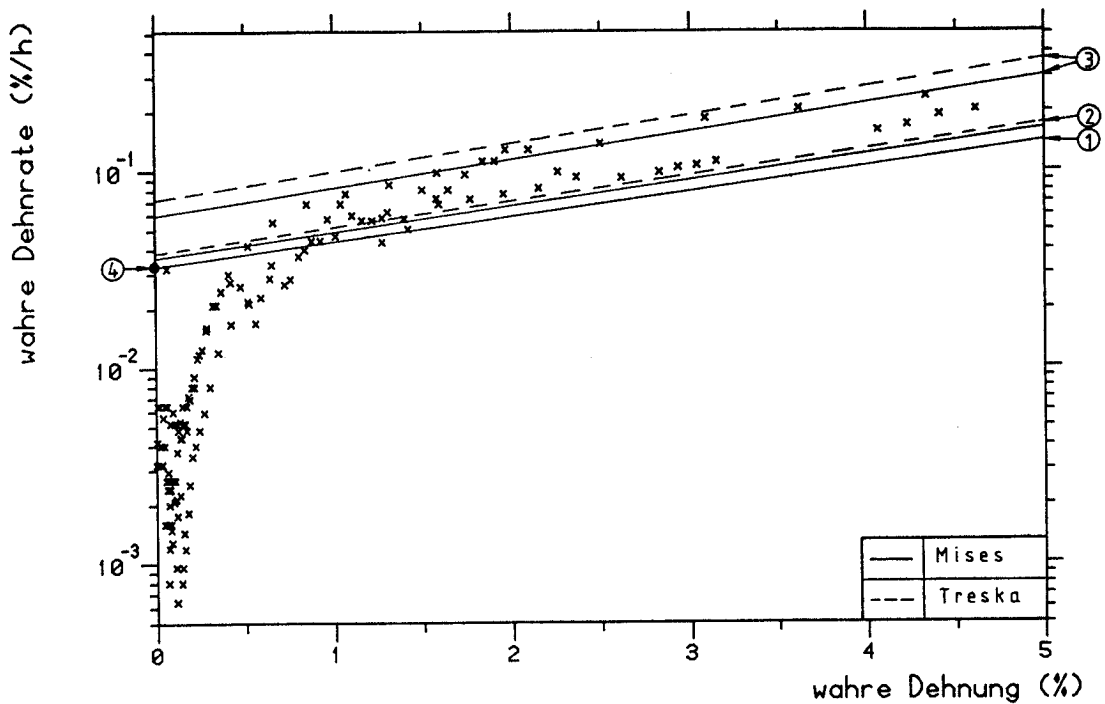


Abb. 6.7: Gemessene und nach verschiedenen Kriterien berechnete Dehnungsverläufe in Längsrichtung von Wt-Rohren bei Zug/Innendruckbelastung ($\sigma_u/\sigma_z = 0,99$; $\sigma_M = 30$ MPa)

Ergebnisse aus drei Zeitstandversuchen an Wt-Rohrproben, bei denen das Spannungsverhältnis von Umfangs- zur Längsrichtung gleich 1 ist. Wird das Rohr als dünnwandig betrachtet, ergibt sich bei dieser Belastungskombination für die nach den drei Vergleichsspannungskriterien (Mises, Treska, Lamé) berechneten Spannungen der gleiche Wert. Die Annahme eines dickwandigen Rohres führt zu einem maximalen Unterschied zwischen der Vergleichsspannung nach von Mises und Treska von 6 %. Die Vergleichsspannung nach Lamé ist dabei immer kleiner oder gleich der kleineren der anderen beiden Spannungen (vgl. Abb. 3.1A). Bei dieser Belastungskombination ergeben sich aber große Unterschiede in der Vergleichsspannung durch die Wahl des Punktes in der Rohrwand, an der der Spannungstensor bestimmt wird.

Zur Berechnung des Verlaufs 1 in Abb. 6.7 wurde das Wt-Rohr als dünnwandig betrachtet (Programm "Dehn 1", siehe Kap. 9.4.3). Die Annahme eines dickwandigen Rohres (Programm "Dehn 2", siehe Kap. 9.4.3) liefert etwa den gleichen Dehnungsverlauf, wenn der Spannungstensor für die Berechnung aus der inelastischen Spannungsverteilung an der Rohrwandmitte gebildet wird.

Aus diesem Ergebnis und den Berechnungen für andere Versuche dieser Arbeit ist zu schließen, daß die vereinfachte Näherung eines Wt-Rohres als dünnwandiges Rohr immer dann ähnliche Dehnungsverläufe wie die Annahme eines dickwandigen Rohres liefert, wenn der Spannungszustand in der Mitte der Rohrwandung und eine Vergleichsspannung nach Mises oder Treska als richtiges Maß für die Dehnungsberechnung angenommen werden kann.

Wie die Abb. 6.7 erkennen läßt, trifft dies bei dem Kriechverhalten der untersuchten Rohrproben nicht zu. Der berechnete Dehnungsverlauf 1 weist zwar die gleiche Steigung wie der stationäre Kriechkurvenverlauf in den Experimenten auf, die Dehnrate ist aber etwas zu niedrig.

Zur Bestimmung der Dehnungsverläufe 2 und 3 wurde der Spannungszustand an der Innenseite der Rohrwandung als maßgebend für das Dehnverhalten des gesamten Rohres angenommen. Der Verlauf 2 ist unter der Voraussetzung einer inelastischen, der Verlauf 3 unter der Annahme der elastischen Spannungsverteilung in der Rohrwand bestimmt worden. Die Berechnungen sind jeweils unter der Verwendung der Vergleichsspannung nach von Mises und Treska in die Abbildung eingetragen.

Ein Vergleich zwischen Rechnung und Experimenten zeigt, daß der Verlauf 2 und 3 unter Verwendung der Vergleichsspannung nach Treska etwa das Streuband der stationären Kriechbereiche dieser drei Versuche begrenzt. Bei der Annahme einer Normalverteilung der Streuungen von $\dot{\epsilon}$ müßte zur richtigen Beschreibung dieser Kriechbereiche ein Spannungstensor an einem Radius zwischen der Innenseite der Rohrwandung und dem mittleren Radius bestimmt werden. Dabei ist eine elastische Spannungsverteilung in der Rohrwandung vorauszusetzen.

Der in die Abb. 6.7 eingetragene Punkt 4 ist das Ergebnis der Finite-Element-Rechnung. Die nach dieser Methode bestimmte Dehnungsgeschwindigkeit zu Beginn des Versuchs liegt genau auf dem Dehnungsverlauf 1, welcher mit Hilfe der Näherung eines dünnwandigen Rohres bestimmt wurde. Dieses Ergebnis, das auch durch eine FE-Berechnung eines Zeitstandversuchs an einem RSO-Rohr bestätigt wurde /31/, zeigt für die FE-Methode bei der hier untersuchten, sehr einfachen Probengeometrie, keine entscheidenden Vorteile in der Kriechdehnungsberechnung.

Die Abb. 6.8 zeigt einen Vergleich zwischen dem Ergebnis des Zeitstandversuchs AYL-10C und den unter Verwendung verschiedener Vergleichsspannungskriterien durchgeführten Dehnungsberechnungen. Der Spannungstensor wurde hier an der Innenseite der Rohrwand unter Voraussetzung einer elastischen Spannungsverteilung bestimmt. Die Vergleichsspannung nach Treska liefert

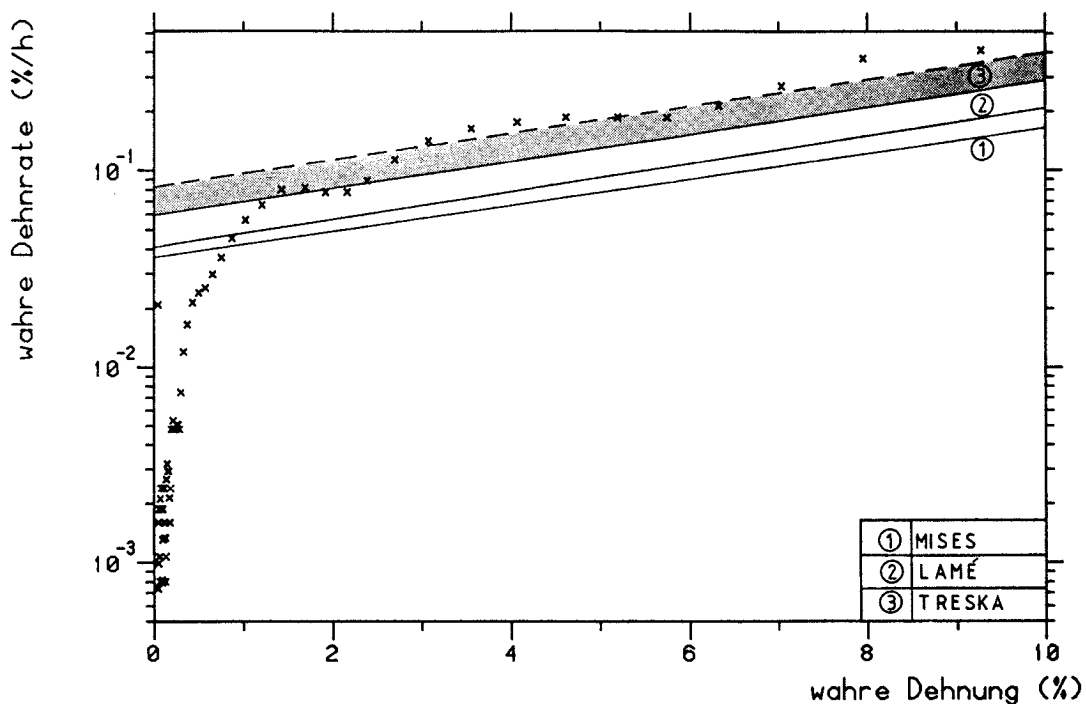


Abb. 6.8: Gemessener und mit verschiedenen Vergleichsspannungen berechneter Dehnungsverlauf in Längsrichtung einer Wt-Rohrprobe bei Zug/Innendruckbelastung
($\sigma_u/\sigma_z = 0,45$; $\sigma_M = 25$ MPa)

zwar die beste Annäherung an das Experiment, der berechnete Dehngeschwindigkeitsverlauf liegt aber noch etwas unterhalb der Meßpunkte, obwohl die verwendete Vergleichsspannung der höchsten Beanspruchung innerhalb der Rohrwandung entspricht (Verlauf 3, durchgezogene Linie). Erst durch die Berücksichtigung der hier gemessenen Wandstärkenschwankungen (siehe Kap. 4.1) ergibt sich eine Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment (getrichelte Linie).

Wie Hurst /11/ in seiner Arbeit beschrieb, hängt die Umfangsdehnung bei einem durch Zug und Innendruck belasteten Rohr stark vom Radius ab. Eine Berechnung der Dehngeschwindigkeitsverläufe für die Probe AYL-9C kann diese Abhängigkeit gut wiedergeben (Abb. 6.9). Der Spannungstensor wurde

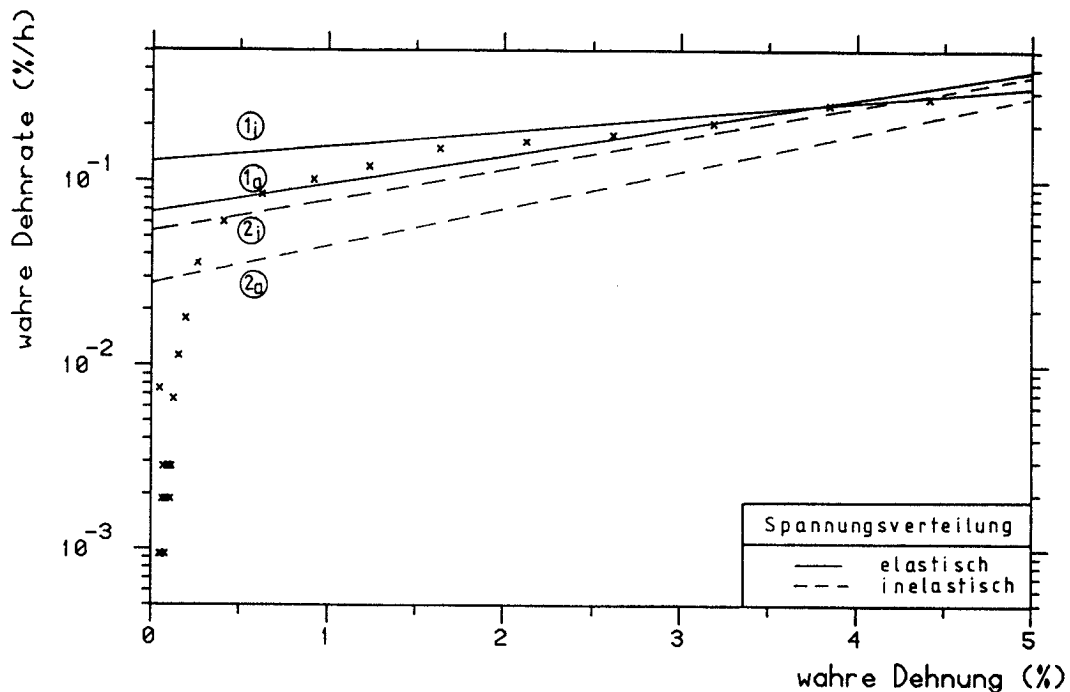


Abb. 6.9: Gemessene und für die Außenseite (a) und Innenseite (i) der Probenwand berechnete Dehnungsverläufe in Umfangsrichtung einer Wt-Rohrprobe
($\sigma_u/\sigma_z = 0,99$; $\sigma_M = 30$ MPa)

hier an der Innenseite der Rohrwandung unter der Annahme der elastischen (durchgezogene Linie) bzw. einer inelastischen (gestrichelte Linie) Spannungsverteilung bestimmt. Als Vergleichsspannung kam die nach Treska zur Anwendung. Wie die Berechnungen zeigen, treten bei dieser Belastungskombination deutliche Unterschiede in der Dehnrates zwischen der Innen- (Index i) und Außenseite (Index a) der Rohrwand auf. Für den Dehnratenverlauf la zeigt sich eine recht gute Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis. Zum Verständnis dieses Unterschiedes der Dehnrates muß nur beachtet werden, daß bei einem durch Zug-Innendruck belasteten Rohr die Radial- und Umfangsdehnung an der Innenseite der Rohrwand in gleicher, an der Außenseite hingegen in entgegengesetzter Richtung verlaufen.

Bei bestimmten Belastungskombinationen kann dieser Unterschied so groß sein, daß der Außendurchmesser des Rohres annähernd konstant bleibt, während sich der Innendurchmesser stark aufweitet. Der in Abb. 6.10 eingezeichnete Versuch AYL-10C zeigt ein solches Verhalten. Wie diese Abbildung erkennen läßt, beschreibt das Rechenprogramm "Dehn 2" auch diese Dehnung annähernd richtig.

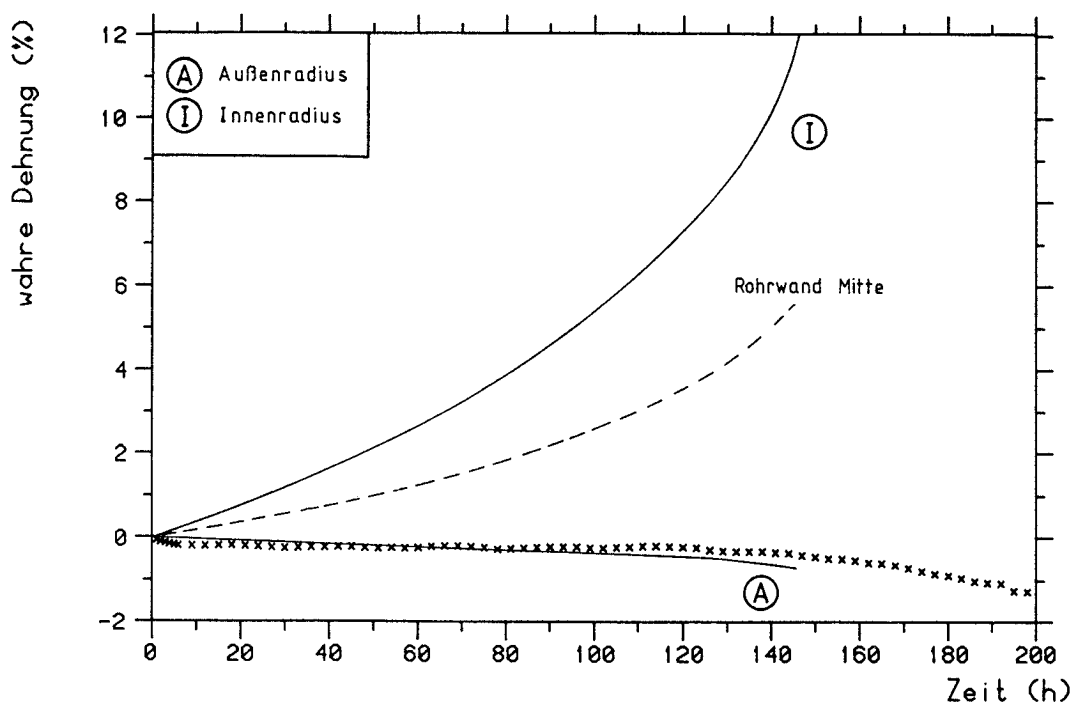


Abb. 6.10: Gemessene und berechnete Zeit-Dehnlängen in Umfangsrichtung einer Wt-Rohrprobe
($\sigma_u/\sigma_z = 0,45$; $\sigma_M = 25$ MPa)

Bei der Berechnung der Scherung im Kriechversuch unter Zug-Torsionsbelastung (AYL-6C) ergibt die Verwendung der Vergleichsspannung nach von Mises die beste Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment (Abb. 6.11, Verlauf 1). Durch den geringen Torsionsteil in der Belastung dieses Versuches ist aber eine Beurteilung des richtigen Vergleichsspannungskriteriums nur schwer möglich. So führt die Verwendung der Vergleichsspannung nach Treska (Verlauf 2) oder die Berechnung des Spannungstensors unter Annahme einer inelastischen Spannungsverteilung in der Rohrwand zu keinem signifikanten Unterschied in den Dehnungsverläufen.

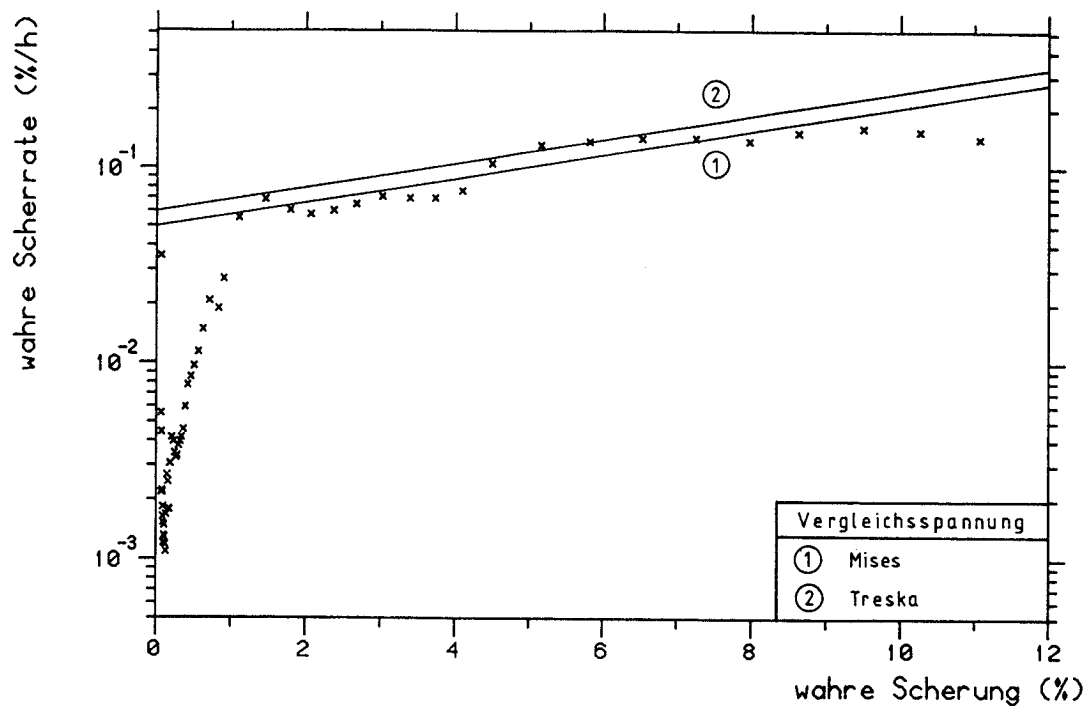


Abb. 6.11: Berechnete und gemessene Scherung einer Wt-Rohrprobe unter Zug/Torsionsbelastung
($\tau = 10 \text{ MPa}$; $\sigma_M = 30 \text{ MPa}$)

Für eine Berechnung der Kriechdehnung in den Zeitstandversuchen an Wt-Rohrproben erweist sich die Vergleichsspannung nach Treska als bestes Maß, um eine Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment zu erreichen. Der für diese Berechnung verwendete Spannungstensor entsprach dem Spannungszustand an der Innenseite der Rohrwand, wobei in einigen Versuchen (z. B. AYL-10C) eine elastische Spannungsverteilung in der Rohrwand vorausgesetzt werden mußte.

Dieses Ergebnis ist erstaunlich, da die zur Berechnung verwendeten höchsten elastischen Spannungen in der Rohrwand nur sehr kurzzeitig auftreten. Nach den Finite-Element-Berechnungen stellt sich unter den gegebenen Versuchsbedingungen eine inelastische Spannungsverteilung schon nach einer Versuchszeit von etwa drei Stunden ein.

Es ist an dieser Stelle nicht eindeutig zu klären, warum diese hohe Vergleichsspannung für eine konservative Abschätzung der Dehnung bei Wt-Rohren verwendet werden muß. Als mögliche Ursachen können aber die folgenden Punkte angeführt werden.

- Bei den Dehnungsberechnungen wurden als minimale Abmessungen der Rohre, die in dieser Arbeit gemessenen Werte berücksichtigt (Abb. 4.5). Werden die nach Angaben des Herstellers zulässigen Toleranzen den Berechnungen zugrunde gelegt und wird von großen Bereichen mit geringer Wandstärke ausgegangen, lassen sich die Dehnungsverläufe mit der höchsten in der Rohrwand auftretenden Vergleichsspannung nach Treska konservativ abschätzen, wobei eine inelastische Spannungsverteilung vorausgesetzt werden kann (vgl. Kap. 4.1).
- Durch das ungleichmäßige lokale Verformungsvermögen der kalt gerichteten Wt-Rohre können zusätzliche Spannungen im Werkstoff auftreten (vgl. Kap. 5.3.3).
- Die im Werkstoff vorhandenen Eigenspannungen sind eine mögliche Erklärung für das Verhalten der Wt-Rohrproben bei mehrachsiger Belastung (vgl. Kap. 5.1.2)

Einen Hinweis, welche der angeführten Gründe zutreffen, kann der Versuch an dem RSO-Rohr AYJ-2.1 erbringen (Abb. 6.12). Trotz der auch bei diesem Halbzeug vorhandenen Wandstärkenschwankung läßt sich der Dehngeschwindigkeitsverlauf dieses Versuchs recht gut mit der Vergleichsspannung nach Mises beschreiben (Verlauf 1). Der Spannungstensor für die Berechnung wurde dabei in der Mitte der Rohrwandung unter der Voraussetzung einer inelastischen Spannungsverteilung bestimmt. Der vom experimentellen Ergebnis stark abweichende Verlauf 2 ist unter den gleichen Annahmen berechnet worden, die für die Versuche an Wt-Rohren zur besten Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment führten. (Vergleichsspannung nach Treska; Spannungstensor berechnet für die Innenseite der Rohrwandung unter der Annahme einer elastischen Spannungsverteilung in der Rohrwand).

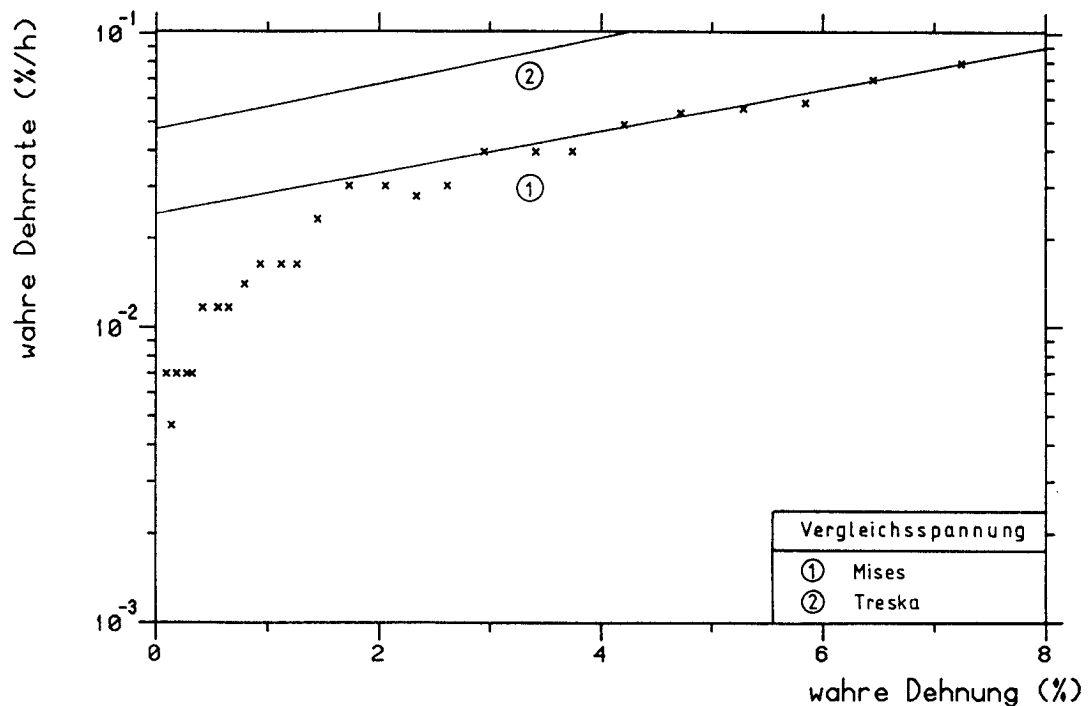


Abb. 6.12: Gemessene und berechnete Dehnungsverläufe in Längsrichtung eines RSO-Rohres
($\sigma_u/\sigma_z = 0,58$; $\sigma_M = 25$ MPa)

Der Herstellungsprozeß dieser beiden rohrförmigen Halbzeuge unterscheidet sich einmal in einem Ziehprozeß für die RSO-Rohre bzw. einem kalten Pilgern für die Wt-Rohre und in einer stärkeren kalten Verformung der Wt-Rohre nach dem Lösungsglühen bei der Richtarbeit (vgl. Kap. 4.1). Wie die bisher beschriebenen Versuchsergebnisse zeigen, ist trotz der hohen Temperatur bei den hier durchgeführten Kurzzeitversuchen ein deutlicher Einfluß der Kaltverformung auf das Kriechverhalten der Wt-Rohre zu beobachten. Für die geringe Kriechfestigkeit der mehrachsig belasteten Wt-Rohrprobe können daher, als Erklärung mit der größten Wahrscheinlichkeit, Einflüsse aus deren Kaltverformung bzw. den daraus resultierenden Eigenspannungen angenommen werden.

6.5 Berechnung der Versagenszeiten der mehrachsig belasteten Zeitstandproben

Die Versagenszeiten der Wt- und RSO-Rohre bei Innendruckbelastung sind deutlich geringer als diejenigen unter einachsiger Zeitstandbelastung. Diese Unterschiede sind größer als die Streuungen der Ergebnisse innerhalb der Versuchsserien mit nur einer Belastungskombination, daher können sie nicht allein durch Wandstärkenschwankungen oder unterschiedlich starke Kaltverformung der Rohrproben erklärt werden (vgl. Abbildung 5.23).

In einigen Veröffentlichungen wurde dieser Unterschied mit den voneinander abweichenden Versagensdefinitionen "Leck" und "Abriß" erklärt. Für die hier untersuchten Halbzeuge konnte aber anhand von zwei Versuchen gezeigt werden, daß "Leck" (erste Wanddurchtrennung) und "Abriß" eng beieinander liegen (siehe Kap. 5.3.1).

Eine Begründung für die Unterschiede in der Versagenszeit ist die Durchführung der Zeitstandversuche unter Lastkonstanz (vgl. Kap. 3.2). Für die reine Innendruckbelastung kann diese Ursache mit Hilfe des Hoff'schen Ansatzes [Gl. (2.17)] leicht verdeutlicht werden. Bei reiner Zugbelastung ist die Bruchzeit aus dem Norton'schen Gesetz für Lastkonstanz [Gl. (2.12)] bzw. aus seiner Lösung bestimmbar:

$$\epsilon_z = -\frac{1}{n} \ln (1 - n k \sigma_{zo}^n t)$$

Durch Nullsetzen des Arguments folgt die Bruchzeit

$$t_{B(\text{Zug})} = \frac{1}{k n \sigma_{zo}^n}$$

Wird für die Innendruckbeanspruchung analog verfahren, ergibt sich aus der Differentialgleichung für die konstante Innendruckbelastung [Gl. (9.45)] bzw. aus deren Lösung:

$$\epsilon_u = -\frac{1}{2n} \ln (1 - 2n \dot{\epsilon}_{uo} t) \quad (6.8)$$

daraus folgt die Bruchzeit zu:

$$t_B = \frac{1}{2 n \dot{\epsilon}_{uo}} \quad (6.9)$$

Wird die Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{uo}$ durch die Vergleichsspannung ausgedrückt, ergibt sich mit der Vergleichsspannung nach von Mises:

$$t_{b(\text{Innendruck})} = \frac{1}{\sqrt{3} K n \sigma_M^n} \quad (6.10)$$

bzw. mit der Vergleichsspannung nach Treska bzw. Lamé (dünnwandiges Rohr)

$$t_{b(\text{Innendruck})} = \frac{1}{\frac{3}{4} k n \sigma_T^n} \quad (6.11)$$

Bei alleiniger Zugbeanspruchung entspricht die Vergleichsspannung der Spannung in Längsrichtung ($\sigma_v = \sigma_z$). Daher ist das Bruchzeitverhältnis zwischen alleiniger Zug- und Innendruckbeanspruchung bei der Vergleichsspannung nach von Mises

$$\frac{t_{b(\text{Zug})}}{t_{b(\text{Innendruck})}} = \frac{1}{\sqrt{3}} = 0,58 \quad (6.12)$$

bzw. bei der Vergleichsspannung nach Treska bzw. Lamé

$$\frac{t_{b(\text{Zug})}}{t_{b(\text{Innendruck})}} = \frac{2}{3} = 0,66 \quad (6.13)$$

Zur Bestimmung solcher Bruchzeitverhältnisse für eine beliebige Kombination aus Zug-, Innendruck- und Torsionsbelastung, können die im Anhang (Kap. 9.4) beschriebenen Programme "Dehn 1" und "Dehn 2" verwendet werden. Eine Berechnung mit Hilfe dieser Programme muß nur so lange fortgesetzt werden, bis die Dehnung in einer Achsenrichtung gegen Unendlich läuft ($\epsilon \rightarrow \infty$). Die Zeit bis zur Erreichung dieses Wertes ist die Bruchzeit für einen Verformungsbruch unter der vorgegebenen Belastungskombination. Die Achsenrichtung, in der die höchsten Dehnwerte auftreten, gibt die Bruchrichtung an. Die in Abb. 6.13 zusammengefaßten Kurven wurden auf diese Weise mit Hilfe des Programms "Dehn 2" berechnet.

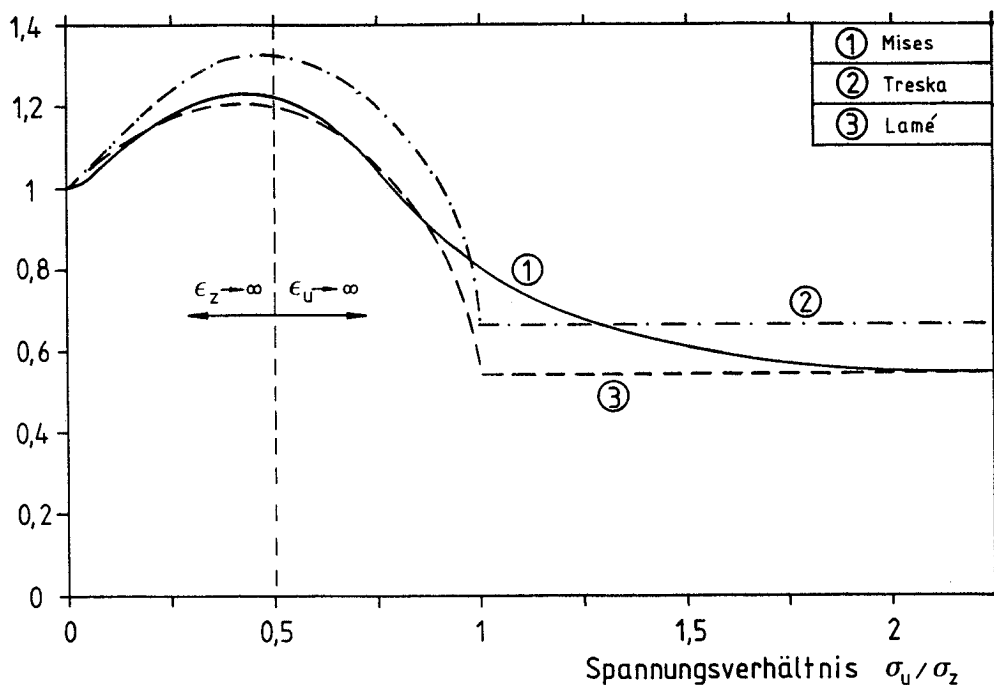


Abb. 6.13: Auf den einachsigen Zeitstandversuch normierte Versagenszeitverläufe für Zeitstandversuche an Rohrproben unter Zug-Innendruckbelastung

Dieses Diagramm zeigt drei berechnete Verläufe der Versagenszeiten für Zeitstandversuche an Rohrproben unter Zug-Innendruckbelastung über dem Verhältnis der Anfangsspannungen (σ_0) der Proben in Umfangs- zur Längsrichtung. Die Verläufe wurden unter Verwendung gleich hoher, aber nach unterschiedlichen Kriterien berechneten, Vergleichsspannungen bestimmt. Die berechneten Versagenszeiten sind in der Abb. 6.13 auf die Bruchzeit eines bei gleicher Vergleichsspannung durchgeführten Zeitstandversuchs unter reiner Zugbeanspruchung normiert. Ein σ_u/σ_z Verhältnis von 0 entspricht der reinen Zugbelastung, ein Verhältnis von 2,25 der reinen Innendruckbelastung (vgl. Abb. 3.1B). Die Rohre wurden für diese Berechnungen als dickwandig betrachtet; die Bestimmung des Spannungstensors erfolgte in der Mitte der Rohrwandung unter Annahme einer inelastischen Spannungsverteilung.

Alle Bruchzeitverläufe weisen bei einem Spannungsverhältnis von etwa 0,5 ein Maximum mit einer normierten Bruchzeit von größer eins auf. Das bedeutet, daß bei einem Zeitstandversuch unter dieser Belastungskombination eine längere Versagenszeit als im einachsigen Kriechversuch zu erwarten ist. An diesem Maximum tritt etwa der Wechsel zwischen Bruchrichtung in Umfangsrichtung ($\epsilon_z \rightarrow \infty$) und Längsrichtung ($\epsilon_u \rightarrow \infty$) auf.

Wird die Vergleichsspannung nach von Mises als das richtige Maß zur Bruchzeitabschätzung angesehen, liegt das Minimum der Lebensdauer einer mehrachsig belasteten Zeitstandprobe bei der reinen Innendruckbeanspruchung. Die Bruchzeit beträgt hier noch 58 % der einachsig belasteten Probe [vgl. Gl. (6.12)].

Wird die Bruchzeit mit den Vergleichsspannungen nach Treska oder Lamé abgeschätzt, tritt schon bei einem Spannungsverhältnis von eins das Minimum in der Lebensdauer auf. Es beträgt bei der Vergleichsspannung nach Treska 66 %, bei der Vergleichsspannung nach Lamé 58 % der Bruchzeit eines einachsigen Zeitstandversuchs.

Die Unstetigkeit im Verlauf der Versagenszeiten bei den Vergleichsspannungen nach Treska bzw. Lamé ist auf die Berechnung dieser Vergleichsspannung aus nur einer bzw. zwei der drei Hauptspannungen zurückzuführen.

Durch diese Nichtbeachtung einer Hauptspannung ist der Einfluß der Längsspannung σ_z auf die berechnete Bruchzeit für ein Spannungsverhältnis größer als eins nur noch gering.

Ein Vergleich der experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit mit den Bruchzeitberechnungen stößt in diesem Diagramm auf Schwierigkeiten, weil alle Versuche bei einer konstanten Vergleichsspannung nach von Mises durchgeführt wurden. Die Abb. 6.14 zeigt jedoch das Diagramm aus Abb. 6.13 für die hier angewendeten Belastungsvorgaben. Das bedeutet, die Belastungskombinationen für die Berechnungen wurden so gewählt, daß sich eine konstante Vergleichsspannung nach von Mises ergibt, auch wenn die Versagenszeitberechnungen unter Verwendung eines anderen Vergleichsspannungskriteriums erfolgten.

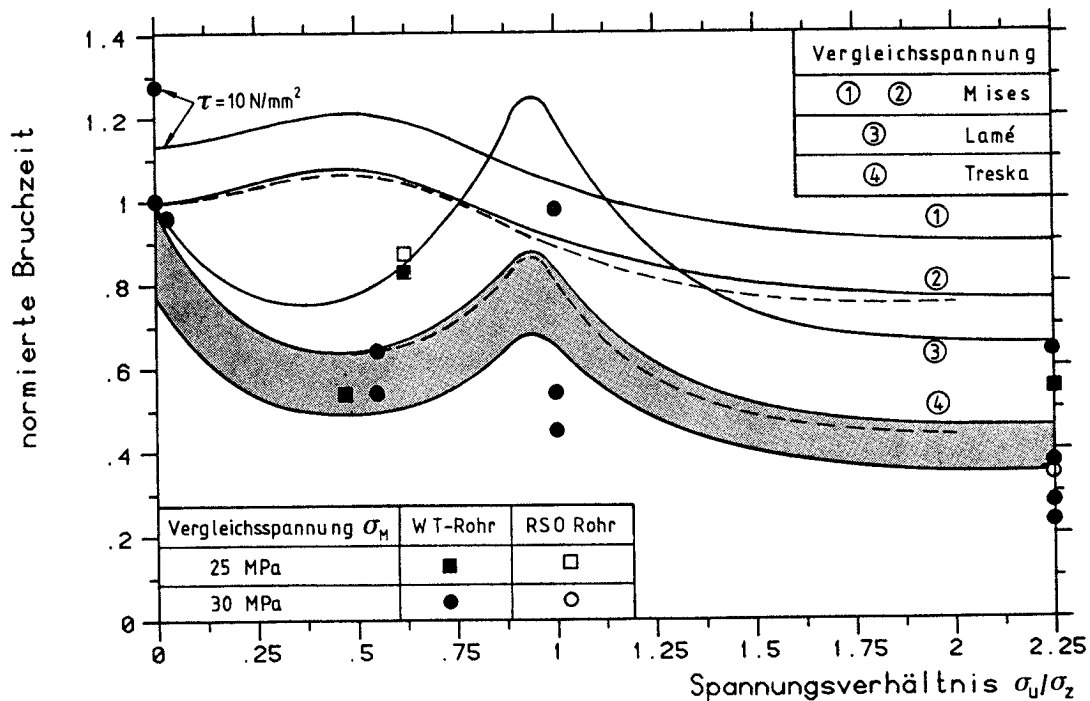


Abb. 6.14: Berechnete Versagenszeitverläufe und zugehörige experimentelle Ergebnisse aller Zeitstandversuche an Rohrproben

Im Gegensatz zum Diagramm 6.13 wurde zur Berechnung der Verläufe in Abb. 6.14 die Entfestigungsfunktion [Gln. (6.2), (6.5)] für den hier untersuchten Werkstoff berücksichtigt. Die Funktion bewirkt eine Erniedrigung der Bruchzeitunterschiede bei den verschiedenen Belastungskombinationen. So erreicht z. B. die normierte Bruchzeit bei einem Zeitstandversuch unter reiner Innendruckbelastung mit der Vergleichsspannung nach von Mises (Verlauf 2) nicht mehr den Wert von $1/\sqrt{3}$ [vgl. Gl. (6.12)].

Für den Versagenszeitverlauf 4 ist in Abb. 6.14 ein Streuband eingezeichnet, welches sich aus den in Kap. 4.1 beschriebenen Schwankungen in den Abmessungen der hier untersuchten Halbzeuge ergibt. Die obere Begrenzung des Streubandes entspricht dabei den mittleren Rohrabmessungen, die untere der kleinsten gemessenen Wandstärke (vgl. Abb. 4.5).

Bei einer gegebenen Belastungskombination führt nach diesen Berechnungen die Vergleichsspannung nach Treska immer zu den kürzesten Versagenszeiten. Auch die vereinfachte Annahme eines dünnwandigen Rohres (gestrichelte Linien) ergibt gegenüber der Annahme eines dickwandigen Rohres, bei gleicher Vergleichsspannung, etwas kürzere Bruchzeiten.

Die Verformung durch eine Torsionsbelastung führt zu keiner Abnahme des lasttragenden Querschnitts. Daher bewirkt die Überlagerung einer solchen Belastung bei konstanter Vergleichsspannung nur eine Verminderung der für einen Verformungsbruch wirksamen Spannung (vgl. Kap. 3.2). Bei den Bruchzeitverläufen drückt sich dies durch eine Verschiebung parallel zur y-Achse aus, wobei die Form der Verläufe konstant bleibt (vgl. Verlauf 1 und 2 in Abb. 6.14).

Als experimentelle Ergebnisse sind in dieser Abbildung die normierten Bruchzeiten aller hier durchgeführten Zeitstandversuche an Rohrproben eingezeichnet, wobei die verwendeten Halbzeuge und Versuchsspannungen mit angegeben wurden.

Ein Vergleich der Ergebnisse aus den Rechnungen und Experimenten läßt unter den hier getroffenen Voraussetzungen keine eindeutige Zuordnung zwischen Vergleichsspannungskriterium und experimentellen Versagenszeiten zu. Auch unter Berücksichtigung der Toleranzen in den Rohrabmessungen (Verlauf 4) ist hier keine konservative Abschätzung aller Versagenszeiten möglich.

Eine brauchbare Abschätzung der Versagenszeiten ist daher nur durch die Verwendung eines höheren Spannungszustandes in den Zeitstandberechnungen erreichbar. Die Dehnungsberechnungen der Zeitstandversuche erreichten eine konservative Abschätzung des Verformungsverhaltens durch die Anwendung des Spannungszustandes an der Innenseite der Rohrwand (vgl. Kap. 6.4). Die unter den gleichen Randbedingungen bestimmten Versagenszeitverläufe zeigt Abb. 6.15, wobei die unterlegten Bereiche durch Berechnungen unter Annahme einer inelastischen (gestrichelte Linie) bzw. elastischen (durchgezogene Linie) Spannungsverteilung in der Rohrwand begrenzt werden.

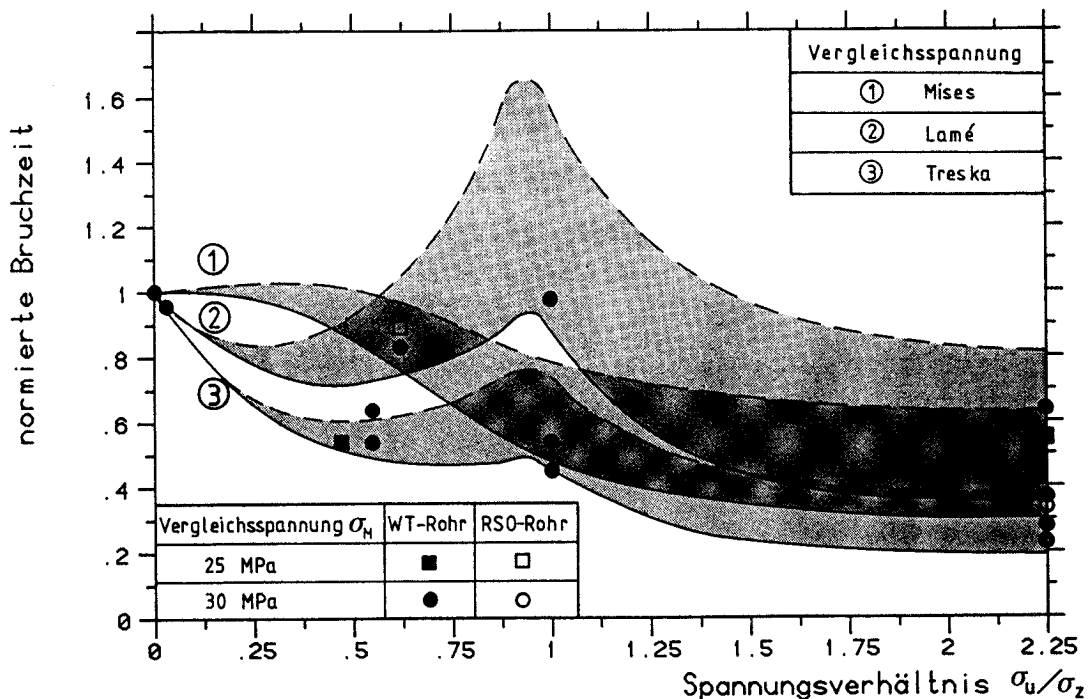


Abb. 6.15: Vergleich der experimentell bestimmten und berechneten Versagenszeiten von Rohrproben unter Zug-Innendruckbelastung

Obwohl auch diese Verläufe keine eindeutige Aussage über das richtige Vergleichsspannungskriterium zulassen, zeigen sie doch eine Möglichkeit für die konservative Abschätzung der normierten Versagenszeiten mehrachsig belasteter Wt- und RSO-Rohre unter folgenden Bedingungen:

- Vergleichsspannung nach Treska,
- Bestimmung des Spannungstensors an der Innenseite der Rohrwand,
- elastische Spannungsverteilung in der Rohrwand.

Bei der so angewandten Vergleichsspannung handelt es sich um die höchste Belastung in der Rohrwand, die nur kurzzeitig auftritt (vgl. Abb. 3.2). Warum die konservative Abschätzung der relativen Versagenszeiten nur anhand dieses hohen Spannungszustandes in der Probe möglich ist, wurde schon bei der Analyse der Dehnungsberechnungen angeführt (Kap. 6.4). Als zusätzlicher Grund muß hier die unterschiedliche Länge des Übergangskriechens (zwischen minimaler und stationärer Kriechrate) bei den Wt-Rohrproben berücksichtigt werden, die einen großen Teil der Lebensdauer dieser Zeitstandproben ausmachen kann (vgl. Abb. 5.25). Wie die Kriechversuche an kaltverformten Normproben gezeigt haben, steht auch das Übergangskriechen in Zusammenhang mit dem Richtvorgang der Wt-Rohre.

Bei einem Vergleich der absoluten Versagenszeiten der untersuchten Wt-Rohrproben mit den Berechnungen in Abb. 6.14 und 6.15 erweist sich das oben geschilderte Kriterium zur Abschätzung der relativen Versagenszeiten in den hier durchgeführten Versuchen bei hohen Spannungen als zu konservativ. Durch den Abfall der Kriechrate zu Beginn der Zeitstandversuche an Wt-Rohren ist deren Lebensdauer größer als es nach den Berechnungen mit dem Hoff'schen Ansatz [Gl. (2.17)] erwartet werden kann (vgl. Kap. 5.23).

Eine konservative Abschätzung der absoluten Versagenszeiten in den Versuchen an Wt- und RSO-Rohren ist daher mit der maximalen in der Rohrwand auftretenden Vergleichsspannung nach Treska möglich, wobei eine inelastische Spannungsverteilung angesetzt werden kann. Für diese Abschätzung müssen aber die hier gemessenen Toleranzen in den Abmessungen dieser Halbzeuge berücksichtigt werden.

7. Zusammenfassung

Zur Überprüfung der Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten aus Zeitstandversuchen an Normproben auf das Kriechverhalten von Halbzeugen im Anlieferungszustand wurden Versuche an Rohrproben aus Nicrofer 3220 H bei 950 °C und mehrachsiger Belastung durchgeführt. Diese Versuche mit den zugehörigen Berechnungen der Dehnungen und Versagenszeiten lieferten folgende Ergebnisse:

- Eine Übertragbarkeit der Kriechkonstanten (n , K , n') aus den Zeitstandversuchen an Normproben auf die untersuchten, mehrachsig belasteten Halbzeuge ist möglich, wenn die Vorgaben des ASME Code Case N47 /2/ beachtet werden. Das bedeutet für die Berechnung eine Anwendung der maximal auftretenden Vergleichsspannung nach Treska, wobei eine elastische Spannungsverteilung in der Probe vorausgesetzt werden muß.

Dies führt zu einer konservativen Abschätzung der Dehnung im sekundären Kriechbereich und der normierten Versagenszeiten. Diese Abschätzung ist mit der Näherung eines dünnwandigen Rohres nicht möglich.

- Für einen Verformungsbruch bei zeitabhängigem Werkstoffverhalten ist die Vergleichsspannung nicht alleiniges Kriterium zur Abschätzung der Versagenszeit; zusätzlich muß die Belastungsart der Probe berücksichtigt werden.
- Der untersuchte Werkstoff Nicrofer 32 20 H zeigt im Temperaturbereich von 900-950 °C ein nicht direkt mit dem Norton'schen Kriechgesetz beschreibbares Verformungsverhalten, das mit Umlösungsprozessen im Gefüge erklärt werden kann.
- Obwohl die Charge, Korngröße und Endwärmebehandlung bei allen Halbzeugformaten gleich war, traten deutliche Differenzen in deren Kriechverhalten auf. Diese Unterschiede beruhen vornehmlich auf dem Kaltrichten der Halbzeuge nach dem Lösungsglühen. Die daraus resul-

tierenden Eigenspannungen bauen sich trotz der hohen Prüftemperatur nur langsam ab. Durch Härtemessungen und auf Schliffbildern sind diese Unterschiede in der Kriechfestigkeit nicht erkennbar.

- Die Kaltverformung bewirkt bei dem untersuchten Werkstoff eine deutliche Abnahme der minimalen Kriechrate; daher ist die Bestimmung der Werkstoffkennwerte an diesem Punkt der Kriechkurve nicht angebracht.
- Das Absinken der minimalen Kriechrate führt bei den hier durchgeführten Versuchen zu einer deutlich höheren Versagenszeit der kaltverformten Halbzeuge, als es nach den Versuchen an Normproben erwartet werden kann.
- Das Richten in einer Walze führt bei den Halbzeugen zu einer ungleichmäßigen Kaltverformung; diese bewirkt eine unregelmäßige Verteilung der Kriechschäden und Dehnungsanteile auf den Proben.
- Als ein Grund für die oben angeführte hohe Vergleichsspannung zur konservativen Abschätzung der Kriechdehnung und Versagenszeit, sind die Einflüsse des Kaltrichtens der Halbzeuge auf deren Kriechverhalten anzusehen.
- Die kalt gerichteten Wt-Rohre zeigen eine deutliche Abhängigkeit des Kriechverhaltens von der Zeitdauer der thermischen Belastung bzw. der Höhe der mechanischen Belastung.

Durch die Streuungen der Versuchsergebnisse von den im Anlieferungszustand geprüften Rohrproben ist keine befriedigende Übereinstimmung zwischen Rechnungen und Experimenten feststellbar. Dies zeigt auch die Fehlerrechnung (Kap. 9.5) aus der ein großer Einfluß von relativ kleinen Schwankungen der Maschinen- und Meßgrößen auf die Dehngeschwindigkeiten abzulesen ist. Die Berechnungen der Versagenszeitverläufe (Abb. 6.14, 6.15) weisen auf die deutliche Abhängigkeit der Versagenszeit im Kriechbereich von der Belastungsart hin. Durch die stark voneinander abweichenden Ver-

läufe bei unterschiedlichen Vergleichsspannungskriterien bietet sich eine gute Möglichkeit, die richtige Vergleichsspannung zur Abschätzung der Versagenszeiten durch Versuche an Rohrproben mit Zug- Innendruckbelastung zu ermitteln, wenn von einem Verformungsbruch der Probe ausgegangen werden kann.

8. LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ E. Jahn
Werkstoffe des Rohrleitungsbaus
Rohrleitungen für Kraftwerke, ed. H.H. Oude-Hengel, Verlag TÜV
Rheinland (1978)
- /2/ ASME Code Case N 47-15 "Class 1 Components in Evaluated Temperature
Service Division 1"
The American Society of Mechanical Engineers, New York, (1979)
- /3/ H. Nickel, F. Schubert
Hochtemperaturwerkstoffe für Rohrleitungen in Kernkraftwerken
3R international, 20. Jahrgang, Heft 8/81, 396-404
- /4/ M. Rödiger, H.J. Penkalla, K. Franzke, H. Schubert, H. Nickel
Untersuchung an Rohrproben aus INCOLOY 800 H bei einachsiger und
mehrachsiger Beanspruchung
Jül-Bericht 1979 (1985)
- /5/ B. Ilschner
Hochtemperatur-Plastizität
Springer-Verlag (1973)
- /6/ R. von Mises
Mechanik der festen und flüssigen Körper im plastisch deformablen
Zustand
Königl. Ges. der Wiss. Göttingen (1913)
- /7/ P.G. McVetty
Working Stresses for High-Temperature Service
Mech. Eng. 56 (1934), 149-154, 363-366
- /8/ F. Garofalo
Resistance to Creep Deformation and Fracture in Metals and Alloys
ASTM Special Techn. Publ. Nr. 283, (1960) 82-98

- /9/ F.K.G. Odquist, J. Hult
Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe
Springer-Verlag (1962)
- /10/ H. J. Penkalla
Persönliche Mitteilung
KFA-Jülich, IRW-TN-125/82
- /11/ R.C. Hurst
The Influence of Multiaxiality of Stress and Environmental-Induced
Degradation on the Creep Behaviour of Alloy 800 H Tubular Components
Mech. Behavior of Materials IV, Vol. 1, Stockholm, 15-19. Aug.
1983, 345-351
- /12/ T. Udoguchi, Y. Asada, R. Kobatake
Steady and Cyclic Internal Pressure Creep Tests of Hastelloy-X
Tubular Specimens at 800 to 1000 °C
Anl. SMiRT (1979), 71-83
- /13/ R.N. Horton
The Effect of four Simulated Coal Gasfire Atmospheres on the
Biaxial Stress Rupture Behavior of four Candidate Coal Gasfire
Alloys
Materials Metallworking, Tech. Series (1981), Am. Soc. for Metals,
571-604
- /14/ W. Betz
Untersuchungen zur Warmverformung heterogener Eisen-Molybdän-
Legierungen mit unterschiedlicher Ausscheidungsverteilung
Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, (1971)
- /15/ S. Jansson
Creep Crack Growth in Austenitic Stainless Steel under Biaxial Loading
Proceedings of the International Confernece on Creep, April 14-18,
Tokyo (1986), 155-160

- /16/ N.J. Hoff
Approximately Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Creep
Quarterly Applied Mathematics, Bd. 12 (1954), 49-55
- /17/ L. M. Kachanov
The Theory of Creep
Translation of E. Bishop Nat. Lending Library of Science and Technology (1967)
- /18/ S. Timoshenko
Strength of Materials
Princeton, (1956)
- /19/ F.K.G. Odquist
Mathematical theory of Creep and Creep Rupture
Oxford (1966)
- /20/ J. Betten
Materialgleichungen zur Beschreibung des sekundären und tertiären Kriechverhaltens anisotroper Körper
ZAMM 64 (1984), 211-220
- /21/ J. Betten
Creep Theory of Anisotropic Solids
Journal of Rheology (1981), 565-581
- /22/ A.E. Johnson, J. Henderson, V.D. Mathur
Complex Stress Creep Fracture of an Aluminium Alloy
Aircraft Engineering, London, Bd. 32 (1960), 275-284
- /23/ A.E. Johnson, J. Henderson, B. Kahn
Complex-Stress Creep Relaxation and Fracture of Metallic Alloys
National Engineering Laboratory, Glasgow (1962)

- /24/ A.E. Johnson
Complex-Stress Creep of Metals
Metall. Reviews (1960) Vol. 5 No. 20, 447-507
- /25/ J. Henderson, F.R. Ferguson
Assessment of the Reference Stress Method by Complex Torsional
Creep Tests
Int. Conf. on Eng. Aspects of Creep, Vol. 1 (1980), 105-144
- /26/ J. Henderson, F.R. Ferguson
Determination of the multi-axial stress creep fracture criterion
using a modified tensile creep unit
The Metals. Soc. (1977), 295-300
- /27/ J. Henderson
An Investigation of Multiaxial Creep Characteristics of Metals
Journal of Engineering Materials and Technology, Vol 101 (1979),
356-364
- /28/ I. Finnie, M.M. Abo-El Ata
Creep and Creep-Rupture of Copper-tubes under Multiaxial Stress
Advance in Creep Design (1971), Appl. Sci. Pub. 329-352
- /29/ E.J. Chubb, C.J. Bolton
Stress State Dependence of Creep Deformation and Fracture in AISI
Type 316 Stainless Steel
Int. Conf. on Eng. Aspects of Creep, Vol. 1 (1980), 39-54
- /30/ I. Finnie
A Creep Instability of Thin-Walled Tubes under Internal Pressure
J. Aerospace Sci. 26 (1959), 248-249
- /31/ G. Breitbach, M. Rödiger
Persönliche Mitteilungen
KFA- Jülich, ISF-IB-6/84

- /32/ I. Finnie, W.R. Heller
Steady-state Creep under Multiaxial Stress
Creep of Engineering Materials, McGraw-Hill Book Company, Inc.
(1959), 168-202
- /33/ M.A. Abo-El Ata, I. Finnie
On the Prediction of Creep-Rupture Life of Components under
Multiaxial Stress
Creep in Structures, Springer-Verlag (1972), 80-95
- /34/ M.M. Abo-El Ata
Creep and Creep-Rupture under Multiaxial Stress
University of California, Berkeley, Ph. D (1968)
- /35/ P.C.S. Wu, C. Daniels, K.C. Thomas
Multiaxial Creep Behavior of Typ 304 SS Tubular Specimens
Int. Conf. on Mech. Behaviour of Mat. ASM, Metals Park. Ohio
(1976), 419-423
- /36/ B. J. Cane, R.J. Browne
Representativ Stresses for Creep Deformation and Failure of
Pressurized Tubes and Pipes
Int. J. Pressure Vessels Piping 10 (1982), 119-128
- /37/ L. Schäfer, F. Polifka, H. Krempl
Das Zeitstand- und Kriechverhalten von Rohren aus Stahl
X10 NiCrMoTiB 1515 (Werkst.-Nr. 1.4970) bei Belastung mit Innendruck
Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, KfK 2543 (1978)
- /38/ H.R. Voorhees, C.M. Sliepcevich, J.W. Freeman
Thick-Walled Pressure Vessles
Indust. and Eng. Chem. 48 (1956), 872-881
- /39/ E. Rosa
Micromechanical Investigation of AISI 304 SS Thin-Wall Tubing
Subject to Biaxial Creep Stress at 593 °C
Diss. Abstr. Int. 44 (1983), 255

- /40/ E.A. Davis
Creep Rupture Tests for Design of High-Pressure Steam Equipment
Jour. of Basic Eng. (June 1960), 453-461
- /41/ S. Taira, R. Ohtani
Creep of Tubular Specimens under Combined Stress
Advances in Creep Design App. Sci., London (1971), 289-328
- /42/ S. Taira, R. Koterazawa, R. Ohtani
Creep of Thick-Walled Cylinders under Internal Pressure at Elevated Temperature
J-Jap. Soc. Mater. Sci. 13, 163 (1964) 53-60
- /43/ R.W. Bailey
The Utilization of Creep Test Data in Engineering Design
Proc. Inst. Mech. Eng., Vol. 131 (1935), 131-231
- /44/ J. Betten
Zur Verallgemeinerung der Invariantentheorie in der Kriechmechanik
Rheol. Acta 14 (1975), 715-720
- /45/ S. Murakami, Y. Yamada
Effects of Third Invariant of Deviatoric Stress Tensor on Transient Creep of Thick-Walled Tubes
Journal of Engineering Materials and Technology, 207-213
- /46/ F.H. Norton, C.R. Soderberg
Report on Tubular Creep Tests
Trans. ASME, Vol. 64 (1942)
- /47/ C.R. Kennedy, W.O. Harms, D.A. Douglas
Multi-Axial Creep Studies on Inconel at 1500 °F
Journal of Basic Eng. Trans ASME, Vol 18, No. 4 (1959)
- /48/ D. Hull, D.E. Rimmer
The Growth of Grain-boundary Voids under Stress
Phil. Mag. 4 (1959) 673-687

- /49/ N.G. Needham, G.W. Greenwood
The Creep of Copper under Superimposed Hydrostatic Pressure
Metal Science Vol. 9 (1975), 258-262
- /50/ D. Lonsdale, P.E.J. Flewitt
The Effect of Hydrostatic Pressure on Microstructural Changes which
occur during the Creep of α -Iron
Scripta Metallurgica Vol. 11 (1977) Pergamon Press, 1119-1125
- /51/ P.G. McCormick, A.L. Ruoff
Hydrostatic Pressure and the Mechanism of Creep in Aluminum
Journal of App. Phy. Vol. 40, Nr. 12 (1969), 4812-4818
- /52/ A.I. Petrov, A.G. Kadomtsev, V.I. Betekhtin
Features of the Influence of Hydrostatic Pressure on the Different
Stages of Metal Creep
Phy. Met. Metallogr. 46 (6) (1978) 171-174
- /53/ F.A. Leckie, D.R. Hayhurst
Constitutive Equations for Creep Rupture
Acta Met. Vol. 25, Pergamon Press (1977), 1059-1070
- /54/ R. Raj
Correlations between Cavitation, Creep and Dilation for Multiaxial
Loading
Acta. Metall. Vol. 31 (1983), 29-36
- /55/ B.F. Dyson, A.K. Verma, Z.C. Szkopiak
The Influence of Stress State on Creep Resistance: Experiments and
Modelling
Acta Metallurgica Vol. 29 (1981), Pergamon Press, 1573-1580
- /56/ F. Odquist
Theories of Creep Rupture under multi-axial States of Stress
Advances in creep design (1971) Appl. Science 31-48

- /57/ F. Garofalo
Fundamentals in Creep and Creep-Rupture in Metals
Macmillan Series in Materials Science (1966)
- /58/ F. Rimrott
Versagenszeit beim Kriechen
Ing. Arch. 27 (1959), 169-178
- /59/ D.L. Mariott, F.A. Leckie
Some Observations on the Deflections of Structures during Creep
Proc. Conf. on Thermal Loading and Creep in Structures and
Components, I. Mech. Eng. London (1964), 115-125
- /60/ H.R. Voorhees, J.W. Freeman, J.A. Herzog
Trends and Implications of Data on Notched Bar Creep Rupture
Trans. ASME 84 D, (1962), 207-216
- /61/ D.R. Hayhurst
Creep Rupture under Multi-Axial States of Stress
J. Mech. Phys. Solids, Vol 20 (1972), 381-390
- /62/ D.A. Kelly
Problems in Creep Testing Under Biaxial Stress Systems
J. of Strain Analysis, Vol 11 (1976), 1-6
- /63/ K.L. Murty, B.L. Adams
Multiaxial Creep of Textured Zirkaloy-4
Conf. on Mech. Testing for Deformation Model Development, (1980)
Am. Soc. for Testing and Materials (1982), 382-396
- /64/ B.L. Adams, J.P. Hirth
Influence of Texture and Slip Mode on Creep Constitutive Behavior
of Hexagonal Metals
Dislocation Modelling of Physical Systems, Gainesville Fla, June
1980, 368-372

- /65/ R. Hill
The Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Material
Proc. of Royal Soc., Vol. 193 A (1948), 281-297
- /66/ N.S. Bhatnagar, S.K. Grupa
Analysis of Thick-Walled Orthotropic Cylinders in the Theory of Creep
Jour. of the Phys. Soc. of Japan, Vol. 27 No. 6 (1969), 127-139
- /67/ N.S. Bhatnagar, V.K. Arya
Large Strain Creep Analysis of Thick-Walled Cylinders
Int. J. Non-Linear Mechanics, Vol. 9, Pergamon Press (1974), 1655-1661
- /68/ V.K. Arya, K.K. Debnath, N.S. Bhatnagar
Creep Analysis of Orthotropic Circular Cylindrical Shells
Int. J. Pres. Ves. and Piping 11 (1983), 167-190
- /69/ S. Murakami, Y. Yamada
Effects of Hydrostatic Pressure and Material Anisotropy on the Transient Creep of Thick-Walled Tubes
Int. J. Mech. Sci., Vol. 16 (1974), 145-159
- /70/ J. Betten
Zur Kriechaufweitung zylindrischer Hochdruckbehälter
Rheol. Acta 19 (1980), 517-524
- /71/ J. Betten
Zur Aufstellung von Stoffgleichungen in der Kriechmechanik anisotroper Körper
Rheol. Acta 20 (1981), 527-535
- /72/ H. Hellwig, H. Hoven
Persönliche Mitteilungen
KFA-Jülich, IRW-TN-60/83

- /73/ W.A. Trampczyrski
The influence of Cold Work on the Creep of Copper Under Biaxial States of Stress
Act. Metall Vol. 30 (1982), Pergamon Press, 1035-1041
- /74/ T. Kaiser, F. Baumanns, P.J. Ennis, H. Schuster
Prüffelder für Zeitstanduntersuchungen für die Entwicklung des Hochtemperaturreaktors
Vortrag auf der DVM-Tagung "Werkstoffprüfung", Bad Nauheim, 6.-7.12.1984
- /75/ M. Rödiger, K. Franzke
Strain Measurements in Multiaxial Creep Tests with Thin-Walled Tubes
Workshop on High Temperature Strain Measurements, Petten/NL, 7.-8.05.1985
- /76/ G. Haberzettl, R. Kaufmann
Messungen von Eigenspannungen mit der Bohrlochmethode
Messen, Prüfen, Automatisieren, Juni 1985, 333-344
- /77/ E. Macherauch, V. Hauk
Eigenspannungen: Entstehung-Messung-Bewertung
Deutsche Gesellschaft für Metallkunde (1983)
- /78/ R.H. Cook
The Influence of Cold Work on Creep Behavior of DIN 2.4663 at 850 and 950 °C
HTMP Report No. 94, January 1986
- /79/ A. Arieli, A.K. Mukherjee
On the power-law breakdown during high temperature creep of FCC metals
Proc. Int. Conf. on Creep and Fracture of Eng. Materials and Structures, Swansea (1981), 97-112

- /80/ O.D. Sherby, P.M. Burke
Mechanical Behavior of Crystalline Solids at Elevated Temperature
Progress in Materials Science, Vol. 13, No. 7, Pergamon Press
(1967), 325-390
- /81/ W. Osthoff, H. Schuster, P.J. Ennis, H. Nickel
Beitrag zu Stoffgesetzen für das Kriechverhalten von
Nickelbasislegierungen für HTR-Komponenten im Temperaturbereich
1023-1273 K
Bericht der KFA-Jülich GmbH, Jül-1843 (1983)
- /82/ A.F. Smith, G.B. Gibbs
Volume and Grain-Boundary Diffusion 20Cr/25Ni/Nb Stainless Steel
Metal Science Journal, Vol. 3 (1969), 93-94
- /83/ R. Bürgel
Zeitstandverhalten der Stähle X 10 NiCrAlTi 32 20 und X 50 NiCrAlTi
33 20 in Luft und aufkohlender Atmosphäre
Dissertation (1981), Universität Hannover
- /84/ V. Guttman, R. Bürgel
Creep-structural relationship in steel alloy 800 H at 900-1000 °C
Metal Sci., Vol. 17, Nov. 1983, 549-555
- /85/ H. Kreye
Einfluß von Versetzungen auf die Umlösung von Teilchen
Z. Metallkunde 61 (1970), 108-112
- /86/ D.A. Beaven
The Effect of Lattice Defects on Particle Generation, Distribution
and Morphology
Phase Stability in High Temperature Alloys, Appl. Sci. Publishers
London (1981), 55-91
- /87/ F. Garofalo, V. von Gemmingen, W.E. Domis
Creep Behavior of an Austenitic Stainless Steel as Effected by
Carbides Precipitated on Dislocations
Trans. of the American Soc. for Metals (1961), 430-439

- /88/ R. Sandström, A. Kondyr
Model for Tertiary-Creep in Mo- and CrMo Steels
Mech. Behaviour of Materials, Vol. 2 (1979), 275-284
- /89/ E. Klapp
Festigkeit im Apparate- und Anlagenbau
Werner Verlag Düsseldorf (1970)
- /90/ A. Troost
Werkstoffkunde, Vorlesungsumdruck, Institut für Werkstoffkunde
RWTH-Aachen
- /91/ Dubbel
Taschenbuch für den Maschinenbau, Hrsg. W. Beitz, K.-H. Küttner,
Springer-Verlag (1983)
- /92/ W. Betteridge et al.
Alloy 800
ECSC, EEC, EAEC Brussels-Luxembourg, North-Holland, Publishing
Company (1978)
- /93/ Fortpflanzung von Fehlergrenzen bei Messungen, Grundlagen VDE/VDI
2620, Blatt 1, VDI-Verlag, Düsseldorf (1973)
- /94/ R. Zottmaier, H.H. Over, F. Schubert, H. Nickel
Untersuchungen zum Kriechratchetingverhalten von Rohrproben
Bericht der KFA-Jülich, Jül-2019, (1985)

9. Anhang

9.1 Liste der verwendeten Symbole

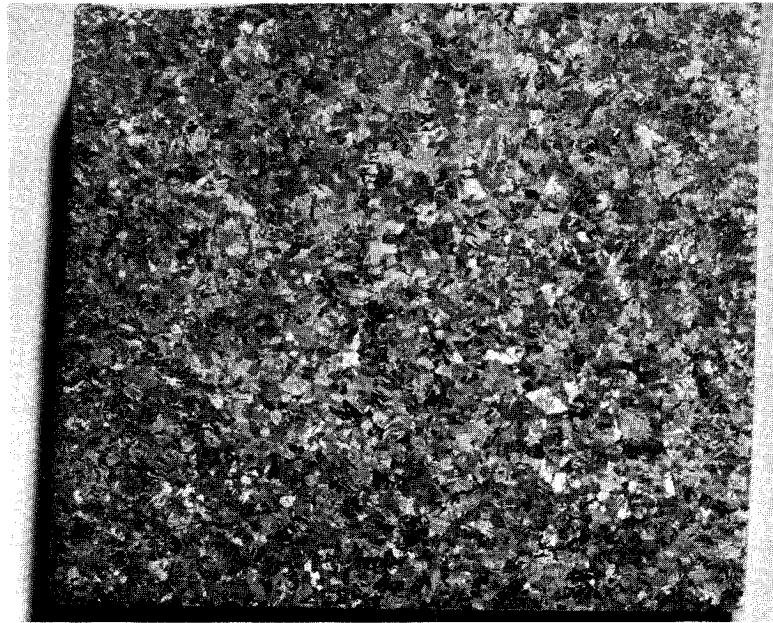
A	Fläche [mm ²]
A ₀	Querschnittsfläche der unbelasteten Probe [mm ²]
C ₁	Konstante
d	Wandstärke [mm]
dl	Längenänderung
dp	Druckdifferenz
dt	Zeitintervall
d ₀	Wandstärke des unbelasteten Rohres [mm]
E	Elastizitätsmodul [MPa]
<u>E</u>	Einheitstensor
F	Kraft [N]
F _Z	Kraft in Axialrichtung [N]
G, H, I,	Konstanten
L, M, N	Konstanten
I ₁ , I ₂ , I ₃	Invarianten des Spannungstensors
J ₁ , J ₂ , J ₃	Invarianten des Spannungsdeviators
K, K'	Norton'sche Kriechkonstanten
K ₁ , K ₂	Konstanten
l	Probenlänge [mm]
l ₀	Meßlänge zur Dehnungsmessung [mm]
m	Konstante
M _Z	Torsionsmoment um die Längsachse [Nmm]
n, n'	Spannungsexponenten nach Norton
p	Druck [MPa]
p _a	Außendruck [MPa]
p _i	Innendruck [MPa]
r	radiale Koordinaten
r _a	Außenradius [mm]
r _b	Radiusvariable [mm]
r _i	Innenradius [mm]
r _m	mittlerer Radius [mm]
t	Zeit [h]
t _b	Bruchzeit [h]
u	tangentiale Koordinaten
V	Volumen [mm ³]
Z	axiale Koordinaten

α, β, γ	Konstanten
γ	Scherung
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit
Δ	Fehlergröße
ϵ	Dehnung
ϵ_{eff}	Vergleichsdehnung nach von Mises
ϵ_{el}	elastische Dehnung
ϵ_{ij}	Dehnungstensor
ϵ_{pr}	Dehnung im primären Kriechbereich
ϵ_{r}	Dehnung in radialer Richtung
ϵ_{s}	Dehnung im sekundären Kriechbereich
ϵ_{t}	technische Dehnung
ϵ_{u}	Dehnung in tangentialer Richtung
ϵ_{w}	wahre Dehnung
ϵ_{z}	Dehnung in axialer Richtung
$\dot{\epsilon}$	Dehnrates, Dehngeschwindigkeit [h^{-1}]
$\dot{\epsilon}_{ij}$	Dehngeschwindigkeitstensor
$\dot{\epsilon}_{\text{pr}}$	Dehnrates im primären Kriechbereich [h^{-1}]
$\dot{\epsilon}_{\text{r}}$	Dehnrates in radialer Richtung [h^{-1}]
$\dot{\epsilon}_{\text{s}}$	Dehnrates im sekundären Kriechbereich [h^{-1}]
$\dot{\epsilon}_{\text{t}}$	technische Dehnrates [h^{-1}]
$\dot{\epsilon}_{\text{u}}$	Dehnrates in tangentialer Richtung [h^{-1}]
$\dot{\epsilon}_{\text{w}}$	wahre Dehnrates [h^{-1}]
$\dot{\epsilon}_{\text{z}}$	Dehnrates in axialer Richtung [h^{-1}]
λ, μ, ν, π	Konstanten
σ	Spannung [MPa]
σ_{ij}	Spannungstensor
σ_{L}	Vergleichsspannung nach Lamé [MPa]
σ_{M}	Vergleichsspannung nach von Mises [MPa]
$\sigma_{\text{max}}, \sigma_{\text{min}}$	Maximale und minimale Spannung des Hauptachsensystems [MPa]
σ_{r}	Spannungskomponente in Radialrichtung [MPa]
σ_{T}	Vergleichsspannung nach Treska [MPa]
σ_{u}	Spannungskomponente in Tangentialrichtung [MPa]
σ_{v}	Vergleichsspannung [MPa]
σ_{w}	wirksame Spannung [MPa]
σ_{z}	Spannungskomponente in Axialrichtung [MPa]
σ_0	Spannung zu Beginn des Kriechversuchs [MPa]
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Spannungskomponenten in den drei Hauptachsen [MPa]
τ	Scherspannung [MPa]
τ_0	Scherspannung zu Beginn des Kriechversuchs [MPa]
ψ	Schädigungsgröße nach Kachanov

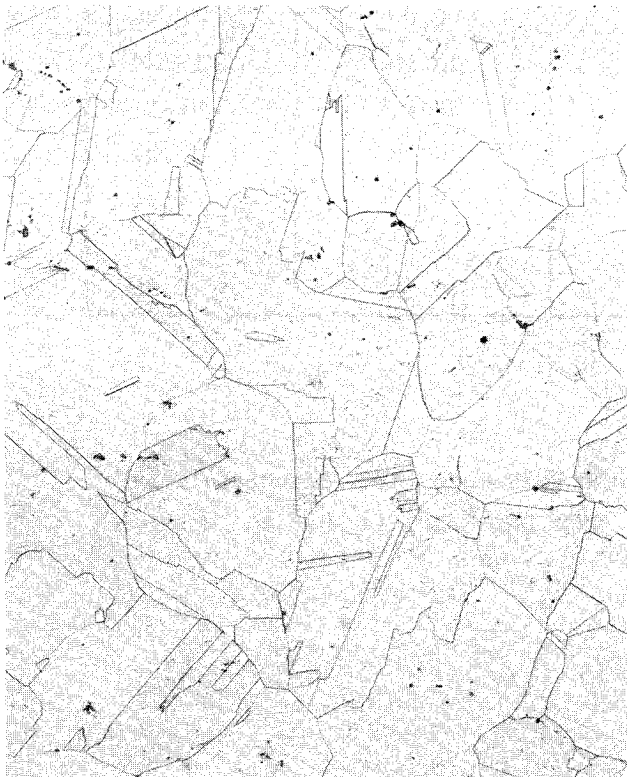
9.2 Chemische Analyse und Gefügeaufnahmen der Halbzeuge

	Kurzbezeichnung der Halbzeuge			
Element	AYM	AYP	AYL	AYJ
C	0,073	0,073	0,073	0,074
Si	0,33	0,31	0,29	0,34
Mn	0,65	0,64	0,69	0,68
P	0,022	0,012	0,009	0,011
S			0,004	0,003
Co		0,04	0,03	0,04
Cr	20,05	20,00	20,15	19,25
Fe	Rest	Rest	Rest	Rest
Ni	30,81	30,70	30,75	30,55
Al		0,26	0,25	0,28
Ti	0,32	0,32	0,33	0,31
Cu	0,31	0,29	0,31	0,29

Abb. 9.1: Stückanalyse der untersuchten Halbzeuge (AYM: Blechtafel, AYP: Rundmaterial, AYL: Wt-Rohr, AYJ: RSO-Rohr) Angaben in Massenprozent



30mm



Längsschliff

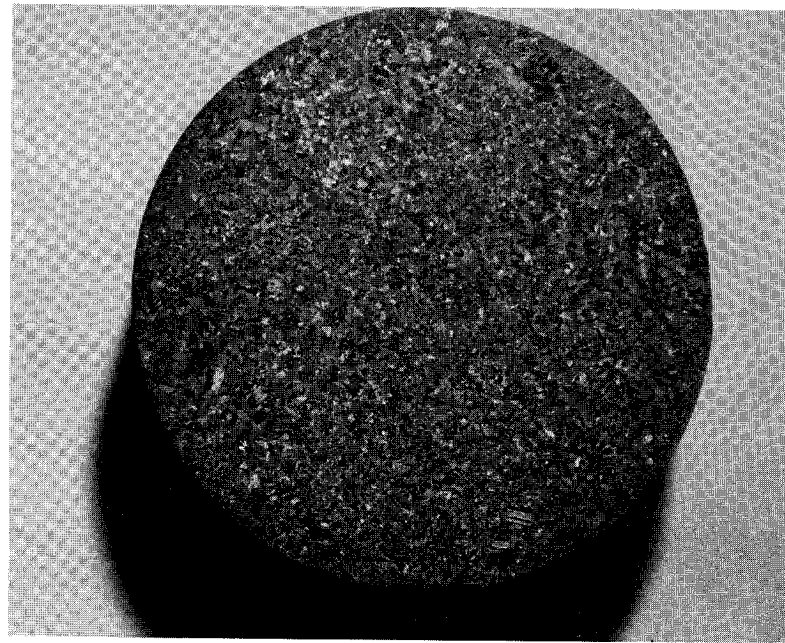
0,1 mm



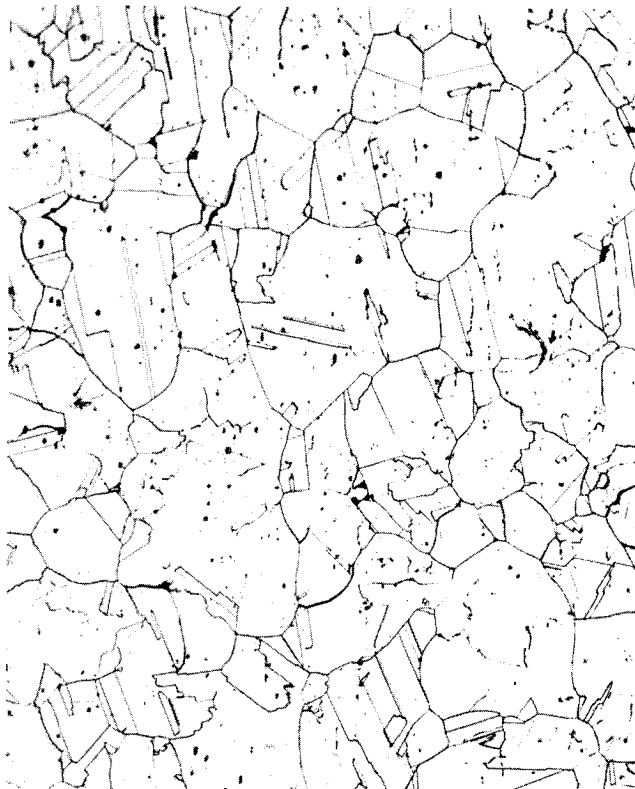
Querschliff

0,1 mm

Abb. 9.2: Metallographische Schliffe der Blechtafel (Versuchswerkstoff AYM)

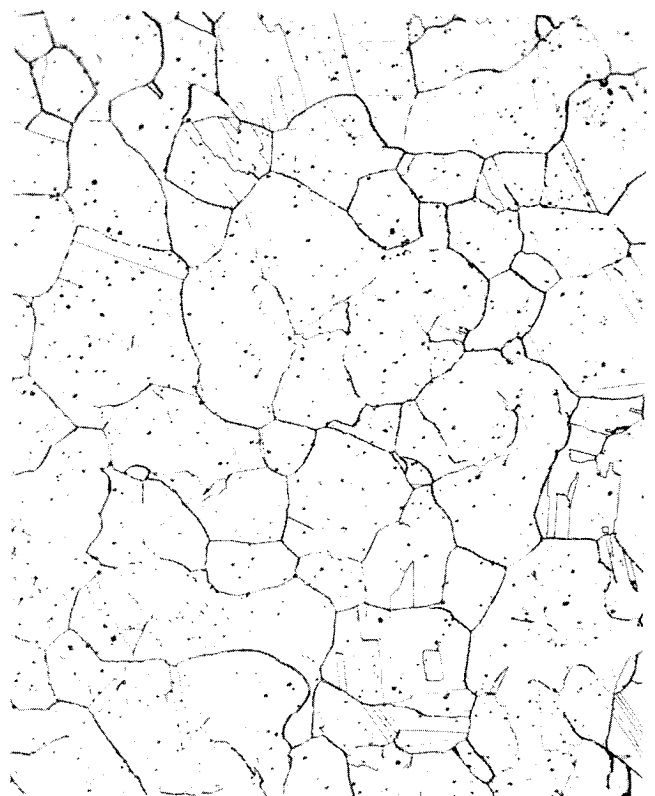


30mm



Längsschliff

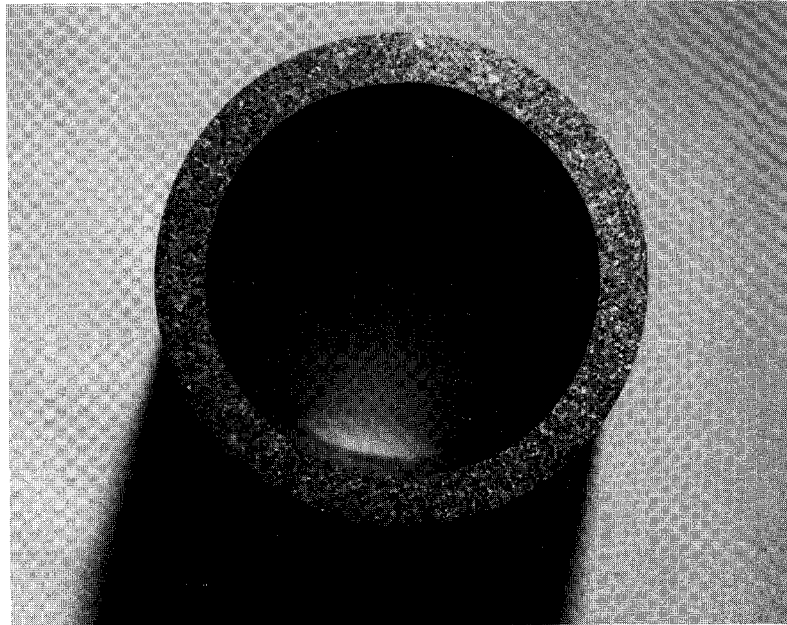
0,1mm



Querschliff

0,1mm

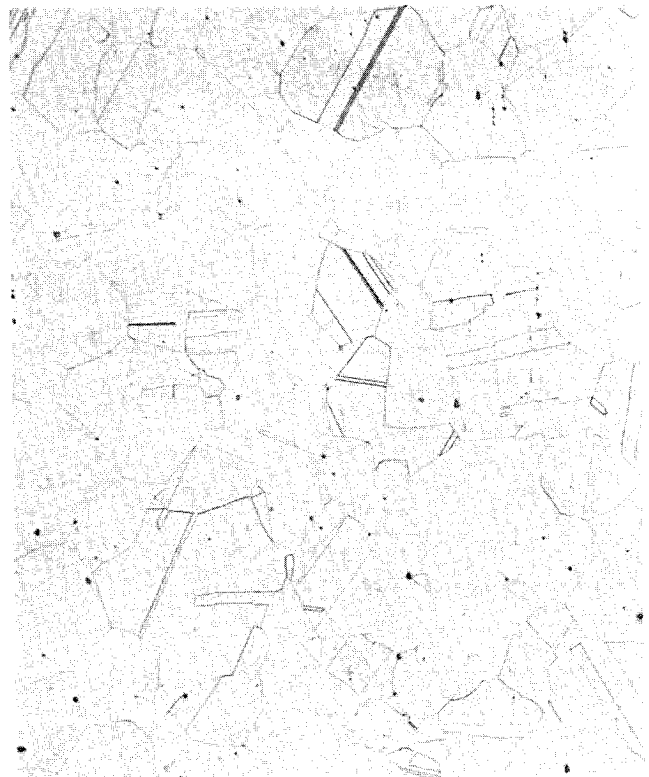
Abb. 9.3: Metallographische Schliffe des Stabmaterials (Versuchswerkstoff AYP)



30mm

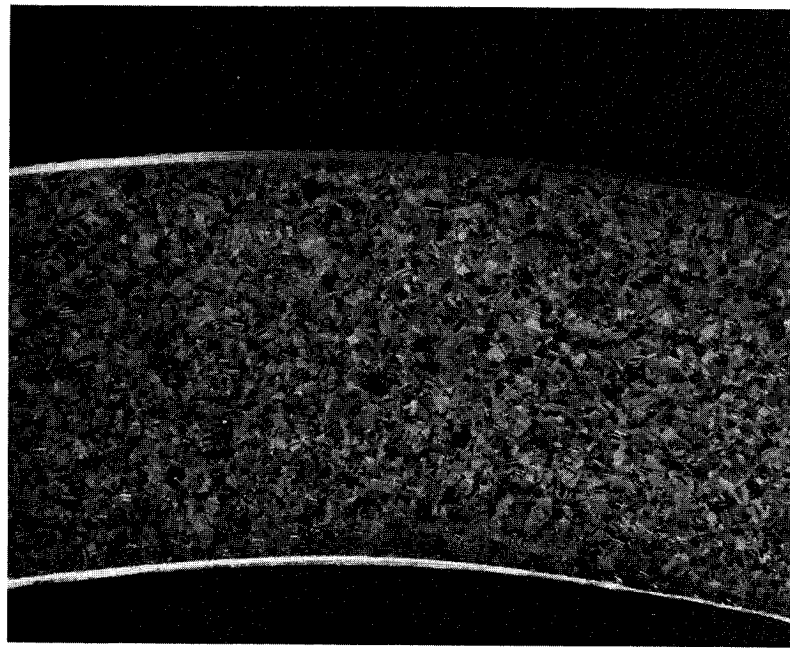


0,1mm

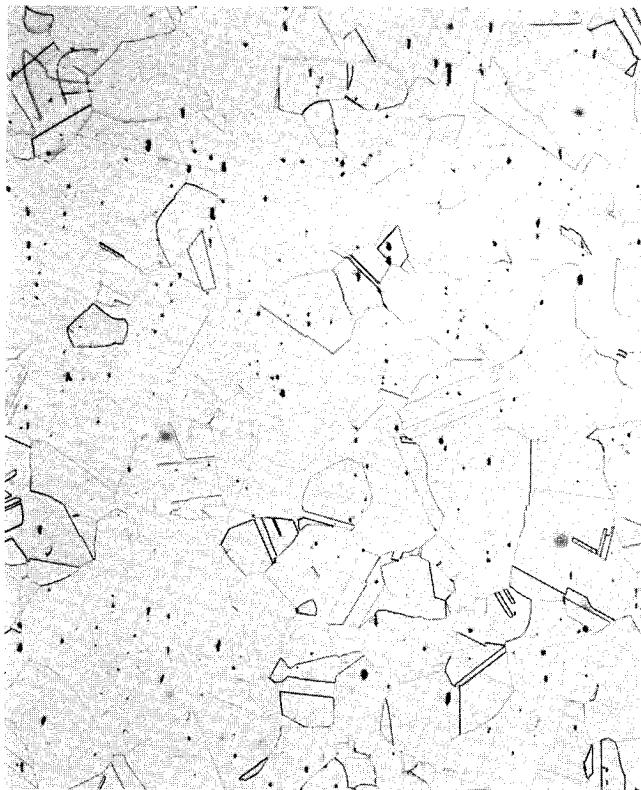


0,1mm

Abb. 9.4: Metallographische Schliffe des Wt-Rohres
(Versuchswerkstoff AYL)

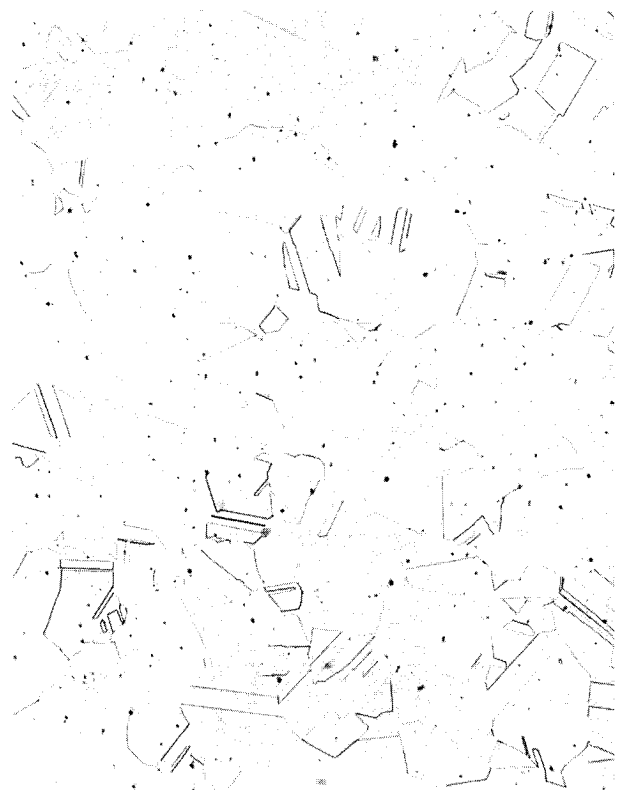


50 mm



Längsschliff

0,2mm



Querschliff

0,2mm

Abb. 9.5: Metallographische Schliffe des RSO-Rohres
(Versuchswerkstoff AYJ)

9.3 Grundlegende mathematische Beziehungen /89-91/

A Der Spannungstensor

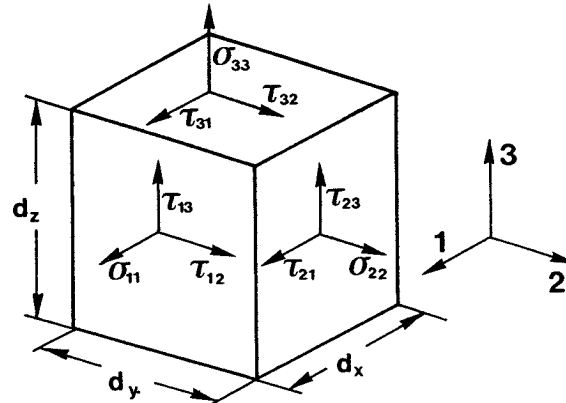


Abb. 9.6: Definition der Spannungskomponenten

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{21} & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{31} & \tau_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad \text{mit} \quad \begin{matrix} \tau_{12} = \tau_{21} \\ \tau_{13} = \tau_{31} \\ \tau_{23} = \tau_{32} \end{matrix} \quad (9.1)$$

B Die Invarianten des Spannungstensors

$$\begin{aligned} I_1 &= \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} \\ I_2 &= \sigma_{11} \sigma_{22} + \sigma_{22} \sigma_{33} + \sigma_{33} \sigma_{11} - \tau_{12}^2 - \tau_{13}^2 - \tau_{32}^2 \\ I_3 &= \sigma_{11} \sigma_{22} \sigma_{33} - \sigma_{11} \tau_{23}^2 - \sigma_{22} \tau_{31}^2 - \sigma_{33} \tau_{12}^2 + 2 \tau_{23} \tau_{31} \tau_{12} \end{aligned} \quad (9.2)$$

C Spannungstensor im Hauptachsensystem

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} \quad (9.3)$$

Die Hauptspannungen ergeben sich aus der Lösung der kubischen Gleichung

$$\sigma_i^3 - I_1 \sigma_i^2 + I_2 \sigma_i - I_3 = 0 \quad \text{mit } i = 1, 2, 3 \quad (9.4)$$

D Der Spannungsdeviator

$$S_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{11}^* & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{21} & \sigma_{22}^* & \tau_{23} \\ \tau_{31} & \tau_{32} & \sigma_{33}^* \end{pmatrix} \quad \text{mit} \quad \begin{aligned} \tau_{12} &= \tau_{21} \\ \tau_{13} &= \tau_{31} \\ \tau_{23} &= \tau_{32} \end{aligned} \quad (9.5)$$

$$\sigma_{11}^* = \sigma_{11} - \sigma_m$$

$$\sigma_{22}^* = \sigma_{22} - \sigma_m$$

$$\sigma_{33}^* = \sigma_{33} - \sigma_m$$

$$\text{mit } \sigma_m = 1/3 (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) \quad (9.6)$$

E Die Invarianten des Spannungsdeviators

$$J_1 = 0$$

$$J_2 = -[1/6 [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + [\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2 + \tau_{23}^2]] \quad (9.7)$$

$$J_3 = \det(S_{ij})$$

F Vergleichsspannungen

1) Normalspannungshypothese nach Lamé

$$\sigma_L = \sigma_{\max} \quad (9.8)$$

$\sigma_{\max}$ = maximale Spannung des Spannungstensors im
Hauptachsensystem

2) Schubspannungshypothese nach Treska

$$\sigma_T = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (9.9)$$

$\sigma_{\max}, \sigma_{\min}$ maximale und minimale Spannung des
Spannungstensors im Hauptachsensystem

3) Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises

$$\sigma_M = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + \frac{3}{2} (\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)} \quad (9.10)$$

Alle diese Vergleichsspannungen sind invariant gegen eine orthogonale Transformation des Koordinatensystems.

G Vergleichsdehnung

Nach von Mises

$$\epsilon_{\text{eff}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2 + \gamma_{12}^2 + \gamma_{23}^2 + \gamma_{31}^2} \quad (9.11)$$

9.4 Begleitende Berechnungen

9.4.1 Kriechverhalten von Rohren unter mehrachsiger Belastung

An dieser Stelle soll auf die Dehnungsberechnung, der im experimentellen Teil dieser Arbeit durchgeführten Kriechversuche an Rohren unter mehrachsiger Belastung, näher eingegangen werden.

Für die Berechnung des Verformungsverhaltens von Rohrgeometrien ist es sinnvoll, anstelle von kartesischen Koordinaten Zylinderkoordinaten zu verwenden.

Der Spannungstensor erhält dann die allgemeine Form

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_r & \tau_{ru} & \tau_{rz} \\ \tau_{ur} & \sigma_u & \tau_{uz} \\ \tau_{zr} & \tau_{zu} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (9.12)$$

wobei u die Umfangsrichtung, r die Radialrichtung und z die Axialrichtung bezeichnen. Bei den hier diskutierten Belastungsfällen Zug, Innendruck und Torsion werden die Elemente τ_{ur} , τ_{zr} , τ_{ru} und τ_{rz} zu Null und es gilt:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_r & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_u & \tau_{uz} \\ 0 & \tau_{zu} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (9.13)$$

9.4.1.1 Rohr unter Innendruck

Betrachtet wird ein beidseitig abgeschlossenes Rohr hinreichender Länge. Aus der Kräftebilanz folgt

$$\sigma_z = \frac{1}{2} (\sigma_r + \sigma_u) \quad (9.14)$$

damit wird der Spannungsdeviator

$$s_{ij} = \begin{pmatrix} 1/2 (\sigma_r - \sigma_u) & 0 & 0 \\ 0 & -1/2 (\sigma_r - \sigma_u) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (9.15)$$

In Verbindung mit Gl. (9.10) folgt unmittelbar

$$\dot{\epsilon}_z = 0 \quad (9.16)$$

und in Übereinstimmung mit Gl. (2.24)

$$\dot{\epsilon}_u = -\dot{\epsilon}_r \quad (9.17)$$

a) Dünnwandiges Rohr:

Beim dünnwandigen Rohr *) werden die Spannungen über die Rohrwand gemittelt.

Mit

$$\begin{aligned} r_a - r_i &= d && \text{Wandstärke,} \\ 1/2 (r_a + r_i) &= r_m && \text{mittlerer Radius} \\ p_i - p_a &= dp && \text{Druckdifferenz} \end{aligned}$$

gilt für die Spannungen

$$\begin{aligned} \sigma_r &= 0 \\ \sigma_u &= dp \frac{r_m}{d} \\ \sigma_z &= \frac{1}{2} dp \frac{r_m}{d} \end{aligned} \quad (9.18)$$

*) Ein Rohr wird als dünnwandig bezeichnet, wenn $r_a/r_i < 1,2$ ist.

Die Vergleichsspannung enthält als alleinigen Bestandteil die Spannung σ_p' , die durch den Innendruck erzeugt wird, d. h. es gilt:

$$\sigma_M = \sigma_p' = \sqrt{3} \frac{1}{2} d p \frac{r_m}{d} \quad (9.19)$$

und aus Gl. (2.25) folgt

$$\dot{\epsilon}_u = - \dot{\epsilon}_r = 3 \frac{n+1}{2} \left[\frac{K}{2} \frac{1}{2} d p \frac{r_m}{d} \right]^n \quad (9.20)$$

b) Dickwandiges Rohr:

Beim dickwandigen Rohr ergibt sich im Moment der Lastaufbringung eine elastische Spannungsverteilung. Im stationären Kriechen stellen sich dann die Spannungen so ein, daß neben dem Kräftegleichgewicht an einem Volumenelement, ausgedrückt durch

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{1}{2} (\sigma_u - \sigma_r) \quad (9.21)$$

auch das "Dehnratengleichgewicht" nach Gl. (2.24) erfüllt wird. Daraus ergeben sich mit den Randbedingungen

$$\sigma_r(r_i) = -p_i \quad (9.22)$$

$$\sigma_r(r_a) = -p_a$$

die Hauptspannungen

$$\begin{aligned} \sigma_r &= - \frac{p_i - p_a}{r_i^{-2/n} - r_a^{-2/n}} \left[r_b^{-2/n} - r_a^{-2/n} \right] - p_a \\ \sigma_u &= \frac{p_i - p_a}{r_i^{-2/n} - r_a^{-2/n}} \left[r_a^{-2/n} - \left(1 - \frac{2}{n}\right) r_b^{-2/n} \right] + p_a \\ \sigma_z &= \frac{p_i - p_a}{r_i^{-2/n} - r_a^{-2/n}} \left[r_a^{-2/n} - \left(1 - \frac{1}{n}\right) r_b^{-2/n} \right] + p_a \end{aligned} \quad (9.23)$$

und die Dehnraten

$$\dot{\epsilon}_u = - \dot{\epsilon}_r = \frac{1}{2} \sqrt{3} K \left[\frac{3}{n} (p_i - p_a) \frac{r_b^{-2/n}}{r_i^{-2/n} - r_a^{-2/n}} \right]^n \quad (9.24)$$

Einen Vergleich der elastisch gerechneten Spannungen [entsprechend $n = 1$ in Gl. (9.23)] mit inelastisch gerechneten Spannungen für stationäres Kriechen zeigt Abb. 9.7. Demnach liegt das Maximum der Vergleichsspannung bei stationärem Kriechen deutlich niedriger als die elastische Analyse erwarten läßt.

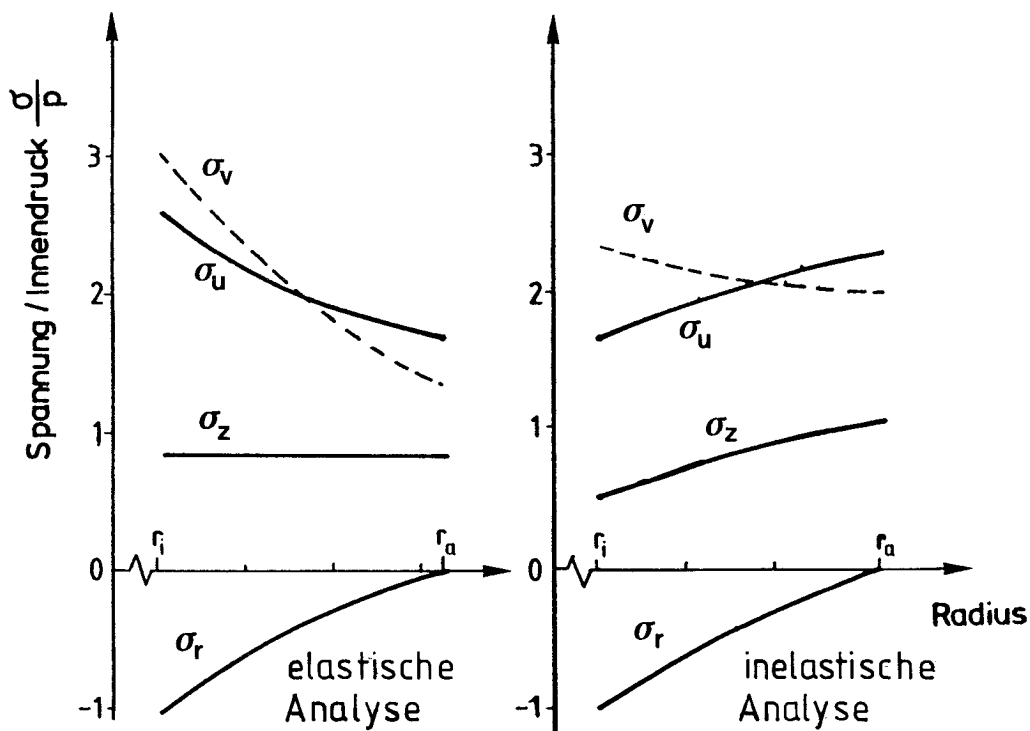


Abb. 9.7: Vergleich der elastisch und inelastisch gerechneten Spannungen in einem Rohr mit 60 bar Innendruck
(Annahmen: $r_a/r_i = 3/2$, $n = 6$)

9.4.1.2 Rohr unter Innendruck und überlagerter Längsbeanspruchung

Wirkt neben dem Innendruck an einem Rohr als zusätzliche Beanspruchung eine Spannung σ_z' in Längsrichtung, so lautet der Spannungstensor:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_r & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_u & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z + \sigma_z' \end{pmatrix} \quad (9.25)$$

σ_z ist die allein durch das Druckverhältnis Innendruck zu Normaldruck hervorgerufene Längsspannung. Aus der Kräftebilanz für ein beidseitig geschlossenes Rohr folgt

$$\sigma_z = \frac{1}{2} (\sigma_r + \sigma_u) \quad (9.26)$$

Damit ergibt sich der Spannungsdeviator zu

$$s_{ij} = \begin{pmatrix} 1/2 (\sigma_r - \sigma_u) - 1/3 \sigma_z' & 0 & 0 \\ 0 & 1/2 (\sigma_u - \sigma_r) - 1/3 \sigma_z' & 0 \\ 0 & 0 & 2/3 \sigma_z' \end{pmatrix} \quad (9.27)$$

und die Vergleichsspannung nach Mises zu

$$\sigma_M = \sqrt{3 \left[(1/2 \sigma_r - 1/2 \sigma_u)^2 + 1/3 \sigma_z'^2 \right]} \quad (9.28)$$

a) Dünnwandiges Rohr:

Die durch Druck verursachten Spannungen sind:

$$\sigma_r = 0$$

$$\sigma_u = d_p \frac{r_m}{d} \quad (9.29)$$

$$\sigma_z = \frac{1}{2} d_p \frac{r_m}{d}$$

Mit der überlagerten Zugspannung σ_z' ergibt sich nach Gl. (9.28) für das dünnwandige Rohr:

$$\sigma_M = \sqrt{\sigma_p'^2 + \sigma_z'^2} \quad (9.30)$$

$$\sigma_M = \sqrt{\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2}$$

Daraus folgen die Dehnraten zu

$$\dot{\epsilon}_z = K \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \sigma_z' \quad (9.31)$$

$$\dot{\epsilon}_r = -\frac{3}{2} K \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \left[\frac{1}{2} d p \frac{r_m}{d} + \frac{1}{3} \sigma_z' \right]$$

$$\dot{\epsilon}_u = \frac{3}{2} K \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \left[\frac{1}{2} d p \frac{r_m}{d} - \frac{1}{3} \sigma_z' \right]$$

Eine Addition der Dehnraten zeigt sofort, daß die Gl. (2.24) erfüllt ist.

In Abb. 9.8 ist der Verlauf der Dehnraten in Abhängigkeit von der überlagerten Zugspannung σ_z' für ein dünnwandiges Rohr mit $r_m/d = 5$, $d p = 6 \text{ MPa}$, $n = 6$ und $K = 10^{-16} \text{ h}^{-1}$ dargestellt.

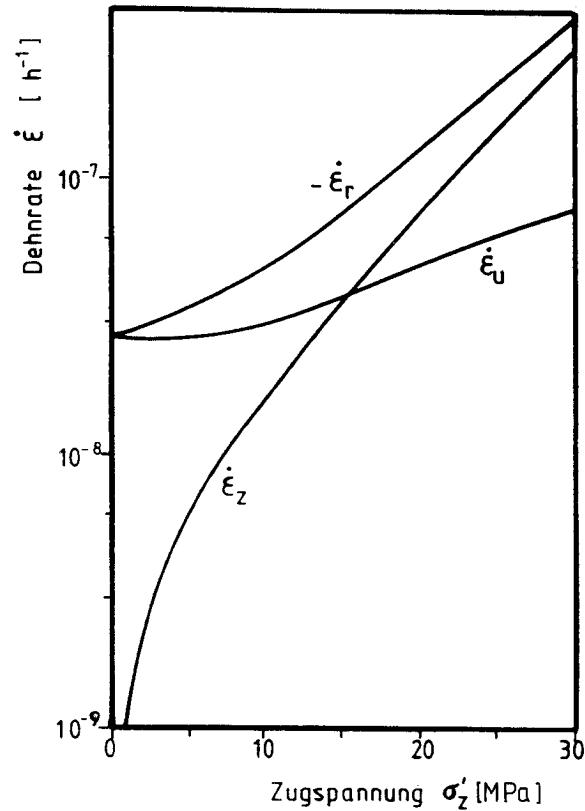


Abb. 9.8: Verlauf der Dehnraten in einem Rohr unter Innendruck bei überlagerter axialer Zugspannung σ'_z

b) Dickwandiges Rohr:

Zur Ermittlung der Spannungsverteilung und Dehnungen in dickwandigen Rohren ist die Voraussetzung gemacht, daß $\dot{\epsilon}_z$ nicht von r abhängt.

Mit dem Auftreten einer zusätzlichen Komponente σ'_z in Längsrichtung mit

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{3}{2} K \sigma_v^{n-1} \frac{2}{3} \sigma'_z \quad (9.32)$$

ergibt sich für die Spannungsverteilung eine Differentialgleichung, für die keine analytische Lösung gefunden werden kann.

$\sigma_r(r)$ muß daher für jede vorgegebene Belastung numerisch ermittelt werden. Ist $\sigma_r(r)$ berechnet, so ergibt sich ebenfalls auf numerischem Wege der Wert für σ_u . Die Vergleichsspannung σ_M wird aus Gleichung (9.28) ermittelt und die Dehnraten $\dot{\epsilon}_r$, $\dot{\epsilon}_u$ und $\dot{\epsilon}_z$ ergeben sich aus Gleichung (2.25).

In Abb. 9.9 ist die Spannungsverteilung für $r_i = 50 \text{ mm}$, $r_a = 65 \text{ mm}$, $p_i = 6 \text{ MPa}$, $p_a = 0$ und $n = 6$, bei überlagerten Zugspannungen $\sigma_z' = 0$, $\sigma_z' = 5 \text{ MPa}$ und $\sigma_z' = 10 \text{ MPa}$ wiedergegeben.

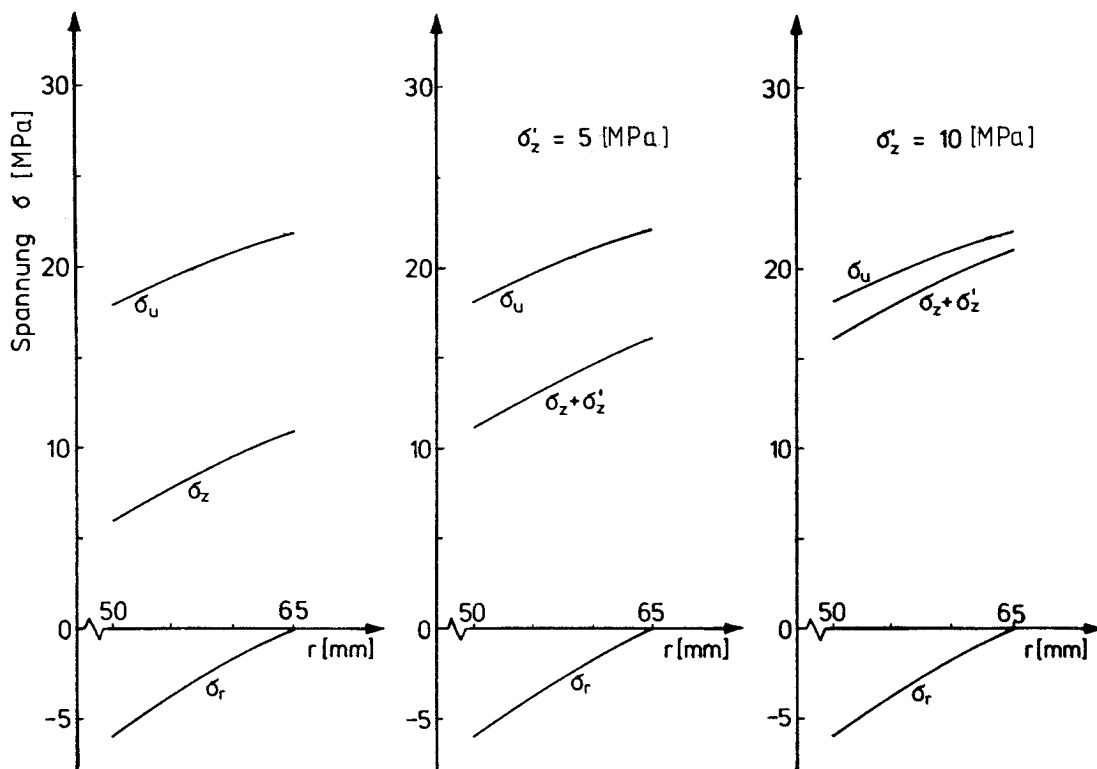


Abb. 9.9: Spannungsverteilung über die Wand eines Rohres mit Innendruck bzw. Innendruck mit überlagerter Zugspannung σ_z'

Abb. 9.10 zeigt die zugehörigen Dehnraten $\dot{\epsilon}_r$, $\dot{\epsilon}_u$ und $\dot{\epsilon}_z$ für $K = 10^{-16} \text{ h}^{-1}$.

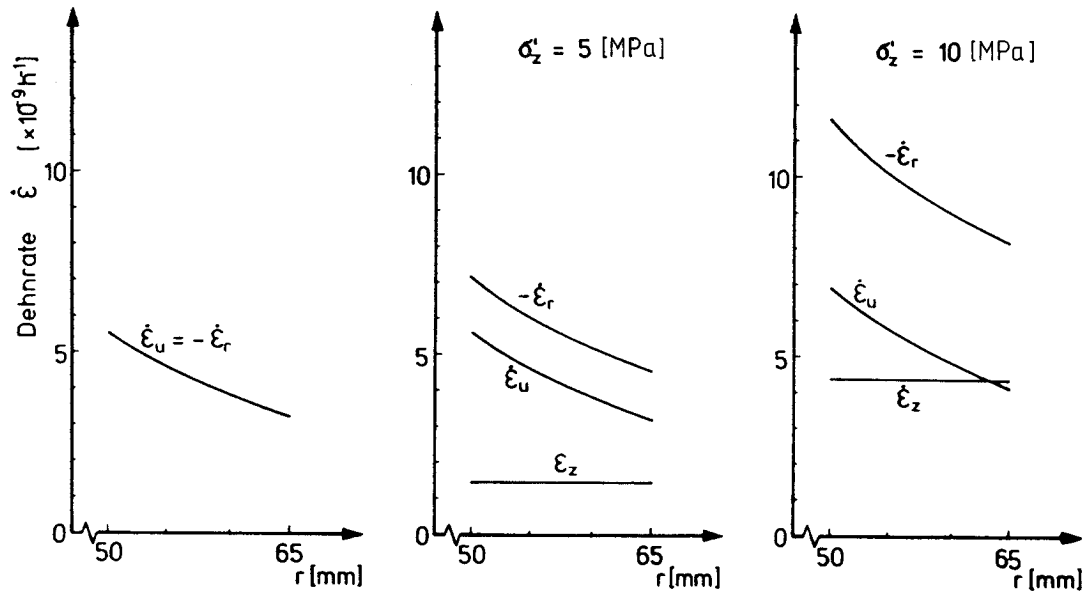


Abb. 9.10: Dehnratenverteilung über die Wand eines Rohres mit Innendruck

9.4.1.3 Rohr unter Innendruck mit überlagerter Zug- und Torsionsbeanspruchung

Wirkt auf ein Rohr ein Torsionsmoment M_z mit dem Momentvektor in z -Richtung, so erzeugt dieses bei inelastischem Werkstoffverhalten die Schubspannung

$$\tau_{uz} = \tau_{zu} = \frac{(3 + \frac{1}{n}) r_b \frac{1}{n} M_z}{2 \pi [r_a (3 + \frac{1}{n}) - r_i (3 + \frac{1}{n})]} \quad (9.33)$$

Die elastische Spannungsverteilung ergibt sich aus der Gleichung (9.33) unter Verwendung von $n = 1$. Der Spannungstensor bei gleichzeitiger Beanspruchung durch Zug, Innendruck und Torsion lautet:

$$S_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_r & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_u & \tau_{uz} \\ 0 & \tau_{zu} & \sigma_z + \sigma_z' \end{pmatrix} \quad (9.34)$$

Mit der Bedingung

$$\sigma_z = 1/2 (\sigma_r + \sigma_u)$$

folgt für den Spannungsdeviator

$$S_{ij} = \begin{pmatrix} 1/2 (\sigma_r - \sigma_u) - 1/3 \sigma_z' & 0 & 0 \\ 0 & 1/2 (\sigma_u - \sigma_r) - 1/3 \sigma_z' & \tau_{uz} \\ 0 & \tau_{zu} & 2/3 \sigma_z' \end{pmatrix} \quad (9.35)$$

und für die Vergleichsspannung nach von Mises

$$\begin{aligned} \sigma_M &= \sqrt{\sigma_p'^2 + \sigma_z'^2 + 3 \tau_{uz}^2} \\ &= \sqrt{\frac{3}{4} d_p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2 + 3 \tau_{uz}^2} \end{aligned} \quad (9.36)$$

Für dünnwandige Rohre ergeben sich die Schubspannungen aufgrund des Torsionsmomentes M_z zu

$$\tau_{uz} = \tau_{zu} = \frac{M_z}{2 \pi r_m^2 d} \quad (9.37)$$

und die Hauptspannungen aufgrund des herrschenden Innen- und Außendrucks sind der Gleichung (9.29) zu entnehmen.

Daraus folgen die Dehnraten zu

$$\dot{\epsilon}_z = K \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2 + 3 \tau_{zu}^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \sigma_z' \quad (9.38)$$

$$\dot{\epsilon}_r = -\frac{3}{2} K \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2 + 3 \tau_{zu}^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \left[\frac{1}{2} d p \frac{r_m}{d} + \frac{1}{3} \sigma_z' \right]$$

$$\dot{\epsilon}_u = \frac{2}{3} K \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_m^2}{d^2} + \sigma_z'^2 + 3 \tau_{zu}^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \left[\frac{1}{2} d p \frac{r_m}{d} - \frac{1}{3} \sigma_z' \right]$$

Abb. 9.11 zeigt als Beispiel den Verlauf von $\dot{\epsilon}_u$ als Funktion des Torsionsmoments bei überlagerter Zug-Torsions-Beanspruchung.

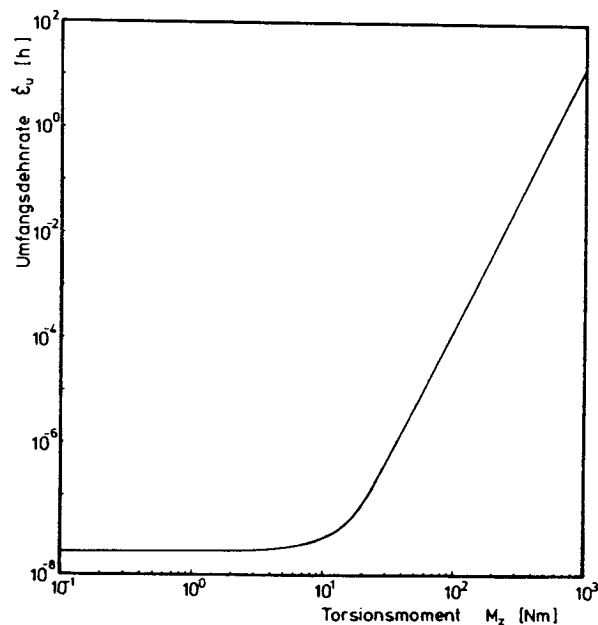


Abb. 9.11: Verlauf der Umfangsdehnrates als Funktion des Torsionsmoments
(Annahmen: $r_i = 50$ mm, $r_a = 65$ mm, $p_i = 6$ MPa, $p_a = 0$
 $n = 6$, $\sigma_z' = 0$)

9.4.2 Dehnraten bei Lastkonstanz

Die abgeleiteten Gleichungen (9.20, 9.24, 9.31, 9.38) zur Beschreibung der Dehnraten gelten unter der Voraussetzung, daß während der gesamten Belastungszeit die durch Zuglast, Innendruck und Drehmoment erzeugten Spannungen σ_z' , σ_p' und τ konstant bleiben. In Experimenten ist dies jedoch schwierig zu verifizieren, hier liegen konstante Zuglast, konstanter Innendruck und konstantes Drehmoment vor, wohingegen sich die zugehörigen Spannungen als Funktion der Zeit ändern. Für diesen Belastungsfall sind die Spannungen in den Gleichungen über die erreichte Dehnung zu bestimmen.

Aus der elementaren Definition der Dehnungen in den drei Hauptrichtungen

$$\begin{aligned}\epsilon_z &= \ln \frac{l}{l_0} \\ \epsilon_u &= \ln \frac{u}{u_0} = \ln \left[\frac{2 \pi r}{2 \pi r_0} \right] \\ \epsilon_r &= \ln \frac{d}{d_0}\end{aligned}\tag{9.39}$$

folgt

$$\begin{aligned}l &= l_0 e^{\epsilon_z} \\ r &= r_0 e^{\epsilon_u} \\ d &= d_0 e^{\epsilon_r}\end{aligned}\tag{9.40}$$

Dabei sind l_0 , u_0 , r_0 , d_0 Anfangswerte von Länge, Umfang, Radius und Durchmesser.

a) Zugspannung:

Für die Zuglast F_z gilt:

$$F_z = \sigma_{z0}' \cdot 2 \pi r_0 d_0 = \sigma_z' \cdot 2 \pi r d$$

wobei σ_{z0}' die Zugspannung zu Beginn des Versuches ist. Daraus wird mit Gl. (9.40):

$$\sigma_z' = \sigma_{z0}' \cdot e^{-(\epsilon_u + \epsilon_r)}$$

und unter Berücksichtigung von Gl. (2.24)

$$\sigma_z' = \sigma_{z0}' \cdot e^{\epsilon_z} \quad (9.41)$$

b) "Innendruck-Spannung":

Für die durch den Innendruck hervorgerufene Spannungskomponente nach Gleichung (9.19)

$$\sigma_p' = \frac{\sqrt{3}}{2} d_p \frac{r_m}{d}$$

gilt:

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{d_0}{r_0} \sigma_{p0}' = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{d}{r} \sigma_p'$$

Dabei ist σ_{p0}' der Wert zu Beginn des Experimentes. Mit Hilfe von Gleichung (9.40) und Gleichung (2.24) folgt:

$$\sigma_p' = \sigma_{p0}' \cdot e^{[2\epsilon_u + \epsilon_z]} \quad (9.42)$$

c) Schubspannungen:

Aus Gleichung (9.37) folgt:

$$M_z = 2 \pi r^2 d \tau = 2 \pi r_0^2 d_0 \tau_0$$

und mit Hilfe von Gleichung (9.40) und (2.24)

$$\tau = \tau_0 e^{[\epsilon_z - \epsilon_u]} \quad (9.43)$$

Werden die Gleichungen (9.41) bis (9.43) in (9.38) eingesetzt, so resultieren daraus Differentialgleichungen, die die Dehngeschwindigkeiten $\dot{\epsilon}_z$, $\dot{\epsilon}_u$, $\dot{\epsilon}_r$ für den allgemeinen Belastungsfall (überlagerte Zug-, Innendruck-, Torsionsbelastung) beschreiben. Der Index Null in diesen Gleichungen symbolisiert die Anfangswerte:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_z = K & \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_0^2}{d_0^2} e^{[2(2 \epsilon_u + \epsilon_z)]} + \sigma_{z0}'^2 e^{[2 \epsilon_z]} \right. \\ & \left. + 3 \tau_0^2 e^{[2(\epsilon_z - \epsilon_u)]} \right]^{\frac{n-1}{2}} \left[\sigma_{z0}' e^{\epsilon_z} \right] \\ \dot{\epsilon}_r = -\frac{3}{2} K & \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_0^2}{d_0^2} e^{[2(2 \epsilon_u + \epsilon_z)]} + \sigma_{z0}'^2 e^{[2 \epsilon_z]} + 3 \tau_0^2 \right. \\ & \left. e^{[2(\epsilon_z - \epsilon_u)]} \right]^{\frac{n-1}{2}} \left[\frac{1}{2} d p \frac{r_0}{d_0} e^{[2 \epsilon_u + \epsilon_z]} + \frac{1}{3} \sigma_{z0}' e^{\epsilon_z} \right] \end{aligned} \quad (9.44)$$

$$\dot{\epsilon}_u = \frac{3}{2} K \left[\frac{3}{4} d p^2 \frac{r_0^2}{d_0^2} e^{[2(2\epsilon_u + \epsilon_z)]} + \sigma_{z0}^2 e^{[2\epsilon_z]} + 3 \tau_0^2 e^{[2(\epsilon_z - \epsilon_u)]} \right]^{\frac{n-1}{2}} \left[\frac{1}{2} d p \frac{r_0}{d_0} e^{[2\epsilon_u + \epsilon_z]} - \frac{1}{3} \sigma_{z0}' e^{\epsilon_z} \right]$$

Aus dieser allgemeinen Lösung folgen durch Nullsetzen entsprechender Elemente die Sonderfälle wie reiner Innendruck, reiner Zug, Überlagerung von Zug- und Innendruck.

Im Falle reiner Zugbelastung folgt z. B. aus Gl. (9.44) unmittelbar das Norton'sche Gesetz für Lastkonstanz:

$$\dot{\epsilon}_z = K \sigma_{z0}'^n e^{[n \epsilon_z]}$$

Für reinen Innendruck folgt aus Gl. (9.44) /30, 58/:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_u &= \frac{\sqrt{3}}{2} K \left(\frac{\sqrt{3}}{2} d p \frac{r_0}{d_0} \right)^n e^{[n \cdot 2 \epsilon_u]} \\ &= \frac{\sqrt{3}}{2} K \sigma_{p0}'^n e^{[n \cdot 2 \epsilon_u]} \end{aligned} \quad (9.45)$$

9.4.3 Beschreibung der Programme zur Versuchsauswertung

Zur Berechnung des Dehnungstensors in den Zeitstandversuchen unter mehrachsiger Belastung wurden in dieser Arbeit zwei Rechenprogramme entwickelt, die eine Lösung der gekoppelten Differentialgleichung (9.44) auf iterativem Wege ermöglichen. Das beobachtete Kriechverhalten des untersuchten Werkstoffs wird innerhalb der Programme durch die Verwendung der Entfestigungsfunktion aus Gleichung (6.2) bzw. (6.6) berücksichtigt.

Das erste Programm (Dehn 1) geht von einem dünnwandigen Rohr aus (Rechnung von Membranzuständen). Die Komponenten des Spannungstensors werden daher aus den Gleichungen (9.18) bzw. (9.37) bestimmt. In der Abb. 9.12 ist dieses Programm in Form eines Ablaufplans schematisch dargestellt.

Aus dem Spannungstensor wird innerhalb des Programms der entsprechende Spannungsdeviator und eine Vergleichsspannung gebildet, wobei das Vergleichsspannungskriterium vorwählbar ist. Aus diesen drei Größen (Spannungstensor, Spannungsdeviator und Vergleichsspannung) kann unter Verwendung der Invariantentheorie ein Dehngeschwindigkeitstensor berechnet werden. Durch Multiplikation dieses Tensors mit einem möglichst klein gewählten Zeitschritt dt ergibt sich ein Dehnungstensor, der die Dehnungsinkremente dieses Zeitschritts beinhaltet. Die Dehnungsanteile der einzelnen Zeitschritte werden zur Gesamtdehnung aufsummiert. Für den nächsten Zeitschritt (Iterationsschritt) wird aus dieser Gesamtdehnung sowohl die effektive Dehnung zur Beschreibung der Entfestigung des Werkstoffs [Gl. (6.6)] als auch die Spannungszunahme infolge der Dehnung [Gl. (9.41) - (9.43)] berechnet. Das gesamte Programm liefert so den Gesamtdehnungstensor und den Dehngeschwindigkeitstensor in Abhängigkeit von der Zeit.

Nach der Definition für ein dünnwandiges Rohr ($r_a/r_i < 1,2$) zählen die hier untersuchten Rohrabmessungen gerade noch zu den dickwandigen Rohren (RS0-Rohr $r_a/r_i = 1,2$; Wt-Rohr $r_a/r_i = 1,25$). Im zweiten Iterationsprogramm (Dehn 2) wird daher das zu berechnende Rohr als dickwandig betrachtet (Abb. 9.13).

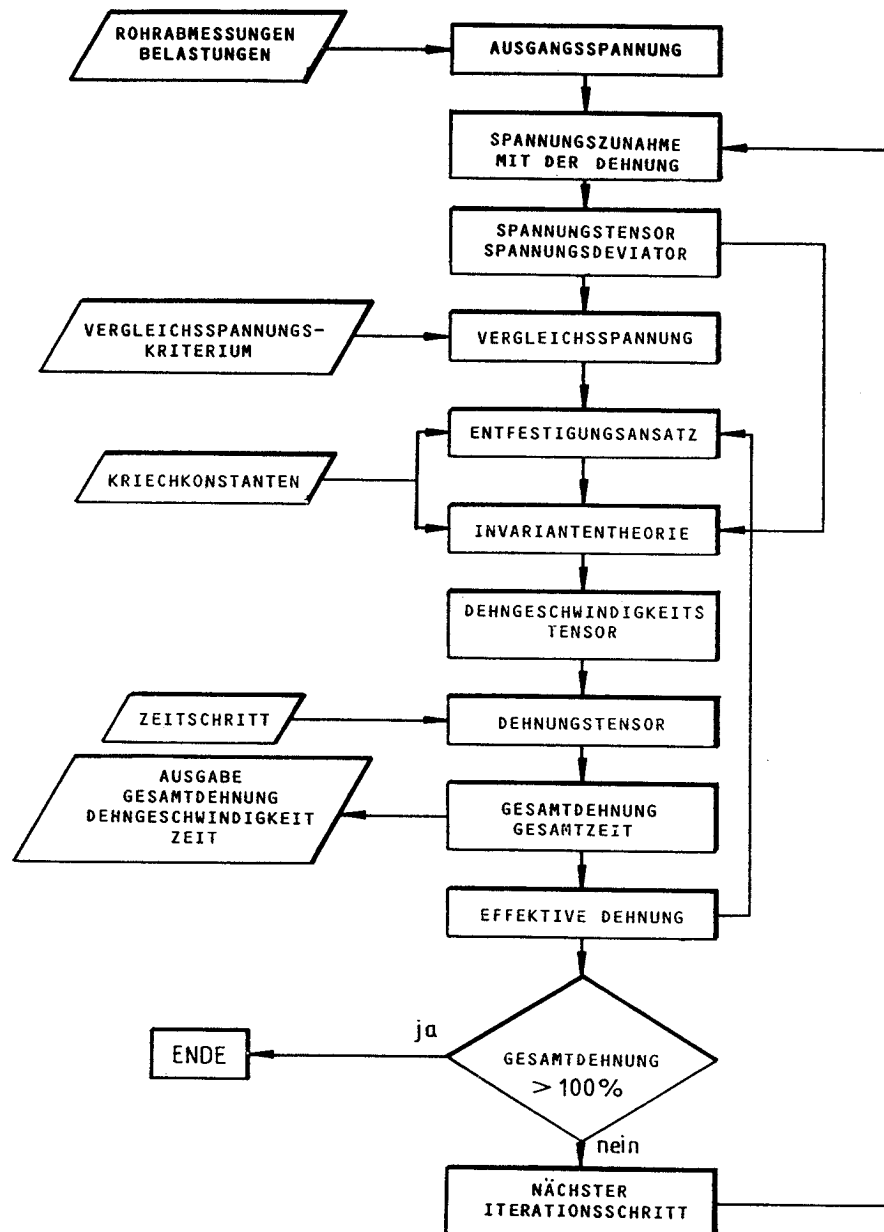


Abb. 9.12: Ablaufplan des Programms zur Dehnungsberechnung "Dehn 1"

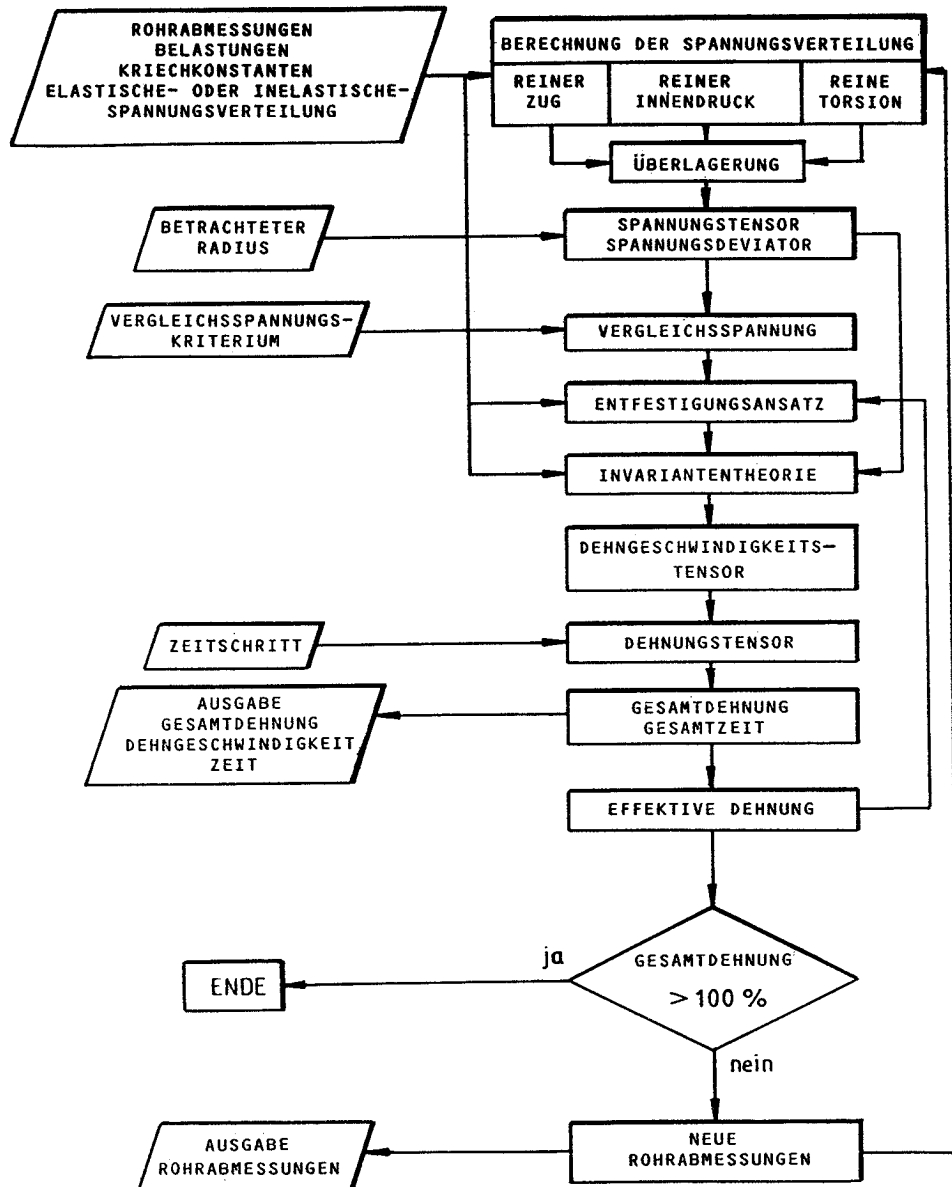


Abb. 9.13: Ablaufplan des Programms zur Dehnungsberechnung "Dehn 2"

Wie im Kap. 9.4.1.2 beschrieben wurde, ist bei einer überlagerten Zug-Innendruck- bzw. Zug-Innendruck- und Torsionsbelastung die inelastische Spannungsverteilung in der Rohrwand nicht analytisch berechenbar. Eine iterative Ermittlung dieser Spannungsverteilung war innerhalb des hier vorgestellten Programms nicht möglich, weil der verwendete Rechner (Commodore 4032) eine zu langsame Rechengeschwindigkeit aufweist.

Zur Berechnung der inelastischen Spannungsverteilung trifft dieses Programm daher eine Vereinfachung. Bei einer überlagerten Beanspruchung werden die einzelnen Komponenten dieser Beanspruchung (Zug, Innendruck, Torsion) unabhängig voneinander betrachtet. Für diese unabhängigen Belastungen lassen sich die inelastischen Spannungsverteilungen nach den Gleichungen (9.23) und (9.33) ermitteln. Die inelastische Spannungsverteilung der Gesamtbeanspruchung ergibt sich dann aus der Überlagerung (Summe der Tensoren) dieser Belastungen.

Eine Verifizierung der Berechnungen mit dieser Vereinfachung erfolgte anhand eines von Breitbach /31/ entwickelten Programms. Dies ermöglicht eine Bestimmung der Kriechdehnung für ein mit Zug und Innendruck belastetes Rohr, wobei die Spannungsverteilung in der Rohrwand iterativ ermittelt wird. Ein Vergleich seiner Berechnungen mit entsprechenden Ergebnissen des hier vorgestellten vereinfachten Programms ergab keine Differenz.

Nach Berechnung der Spannungsverteilung über die Rohrwand, ist der weitere Ablauf des Programms dem vorher beschriebenen (Abb. 9.12) sehr ähnlich. Für einen vor dem Programmlauf festgelegten Punkt innerhalb der Rohrwand (betrachteter Radius) wird ein Spannungstensor bestimmt, aus dem sich analog zum ersten Programm (Dehn 1) die Dehnungsinkremente ergeben. Die daraus resultierenden Gesamtdehnungen (Summe der Dehnungsinkremente) werden zur Berechnung neuer Rohrabmessungen verwendet. Unter der Annahme, daß der Werkstoff kein "Erinnerungsvermögen" an die vorhergehende Kriechdehnung hat, lassen sich analog zum oben beschriebenen Verfahren die Spannungsverteilungen für die neuen Rohrabmessungen bestimmen (Abb. 9.13).

Wie aus der Programmbeschreibung zu erkennen ist, wird für diese Berechnung der Spannungszustand an einem Punkt der Rohrwand als ein Maß für die Kriechverformung des gesamten Rohres verwandt. Eine genauere Berechnung der Dehnung, d. h. unter Berücksichtigung der Ortsabhängigkeit des Spannungszustands, ist nur mit Hilfe eines Finite-Element-Programms (F+E-Programm) möglich. Ein Vergleich der Berechnungen durch die hier vorgestellten Programme mit denen des F+E-Programms ASKA, ist im Kap. 6.4 zu finden.

9.6 Fehlerrechnung

Durch die Fehlerrechnung soll eine Aussage über die Höhe des relativen Gesamtfehlers und der größten Fehlerquellen in den Untersuchungen dieser Arbeit ermöglicht werden. Die Grundlagen dazu sind in den VDE/VDI Richtlinien 2620 zu finden /93/.

Der Vergleich zwischen Rechnungen und Experimenten wurde hier anhand der Dehnung und Dehngeschwindigkeit in Längs-, Umfangs- und Torsionsrichtung der Probe vorgenommen. In der folgenden Betrachtung sind die relativen Fehler dieser Größen für die einzelnen Achsenrichtungen angegeben, wobei sie unabhängig voneinander betrachtet wurden. Die relativen Fehler in Längsrichtung der Proben sind daher für einen Zeitstandversuch bei einachsiger Belastung berechnet, die in Umfangsrichtung für einen entsprechenden Versuch bei alleiniger Innendruckbelastung. Der relative Fehler in Torsionsrichtung ist auf die geringste angewandte Belastung in dieser Richtung bezogen.

In den meisten der hier durchgeführten Experimente wurde die Dehnung in Längsrichtung der Proben aus dem Kolbenhub bestimmt (vgl. Kap. 4.3). Sie berechnet sich daher wie folgt:

$$\epsilon = \frac{dl}{l_0} \quad (9.46)$$

l_0 = fiktive Meßlänge

Der relative Fehler bei der Dehnungsmessung setzt sich damit aus einem Fehler bei der Bestimmung der Längenänderung und der fiktiven Meßlänge zusammen.

$$\frac{\Delta \epsilon}{\epsilon} = \left[\frac{\Delta dl}{dl} - \frac{\Delta l_0}{l_0} \right] \quad (9.48)$$

Der Fehler in der fiktiven Meßlänge l_0 ist nicht genau bestimmbar. Durch den hohen Wert dieser Größe (Wt-Rohre 310 mm, RSO-Rohre 1070 mm) haben aber Fehler in deren Bestimmung nur geringen Einfluß auf die Dehnung. Diese Fehlergröße soll daher im weiteren vernachlässigt werden.

Der Meßfehler dl wird durch das Meßsystem verursacht und ist damit unabhängig von der Größe der Dehnung. Bei der Messung sehr kleiner Dehnungen steigt damit der relative Meßfehler gegen unendlich.

$$\lim_{dl \rightarrow 0} \frac{\frac{\Delta dl}{dl}}{l_0} \longrightarrow \infty \quad (9.48)$$

Bei den Dehnungsberechnungen in dieser Arbeit wurde der Abfall der Kriechrate zu Beginn der Versuche an Rohrproben vernachlässigt; so kann die Fehlerbetrachtung auf Dehnwerte oberhalb 1,5 % Dehnung beschränkt werden.

Die Dehnungsaufnehmer der verwendeten Extensometer entsprechen einer Klasse von 0,1. Bei den Versuchen an Wt-Rohren beträgt die Meßlänge an den Proben 80 mm. Mit einem Vollausschlag der Extensometer von 2,5 mm resultiert daraus ein maximaler relativer Fehler von:

$$\frac{\Delta \epsilon_z}{\epsilon_z} < \frac{\Delta dl}{\epsilon_{\min} l_0} = 0,21 \% \quad (9.49)$$

Aus den Aufnehmern zur Messung des Hubs und des Torsionswinkels des Belastungskolbens resultiert ein relativer Meßfehler von:

$$\frac{\Delta \epsilon_z}{\epsilon_z} = \frac{\Delta \gamma}{\gamma} < 0,3 \% \quad (9.50)$$

Bei der Radialdehnung wurde eine Meßwertverfälschung durch thermische Dehnung der Aufnehmerbefestigung kompensiert (Kap. 4.3.4). Aus den Extensometern (Klasse 0,1) resultiert damit noch ein maximaler relativer Fehler der Radialdehnung von:

$$\frac{\Delta \epsilon_u}{\epsilon_u} < 1,52 \% \quad (9.51)$$

Die Überprüfung der Dehnungsberechnungen dieser Arbeit erfolgte anhand eines Vergleichs zwischen experimentell bestimmten und berechneten Dehngeschwindigkeitsverläufen. Die Fehler bei den Dehnungsmessungen kann der folgende maximale Fehler in der Dehngeschwindigkeit hervorrufen:

$$\Delta \dot{\epsilon} = \frac{\Delta \epsilon_{\max} + \Delta \epsilon_{\min}}{dt} \quad (9.52)$$

Die Zeitmessung wird dabei als fehlerfrei betrachtet. $\epsilon_{\max}$ und $\epsilon_{\min}$ sind die größte und kleinste Dehnung, die bei den Vergleichen zwischen Rechnung und Experiment berücksichtigt wurden, und dt die zeitliche Länge des ausgewerteten Dehnungsverlaufs.

Der relative Fehler bei der gemessenen Dehngeschwindigkeit ist damit:

$$\frac{\Delta \dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}} = \frac{\Delta \epsilon_{\max} + \Delta \epsilon_{\min}}{\dot{\epsilon} dt} \quad (9.53)$$

Dieser Fehler wird bei der kleinsten ausgewerteten Dehngeschwindigkeit maximal.

Wird ein maximaler relativer Fehler von 5 % in der Dehngeschwindigkeit zugelassen, muß die zeitliche Länge des ausgewerteten Dehnungsverlaufs mindestens den folgenden Wert aufweisen

$$dt > \frac{\Delta \epsilon_{\max} + \Delta \epsilon_{\min}}{\dot{\epsilon}_{\min} 0,05} \quad (9.54)$$

$$\text{mit } \epsilon_{\min} = 1,5 \% ; \epsilon_{\max} = 15 \%$$

Diese Größe beträgt für die einzelnen Achsenrichtungen:

Längsrichtung: 40 h, Umfangsrichtung 50 h und Torsionsrichtung 20 h.

Diese Größen wurden in allen ausgewerteten Versuchen erreicht.

Einen großen Fehler liefern die Toleranzen in den Abmessungen der hier im Anlieferungszustand geprüften Rohre. Aus den in Abb. 4.5 angegebenen maximalen Schwankungen resultieren die folgenden maximalen relativen Fehler der berechneten Belastung (bezogen auf die Nennmaße der Rohre).

$$\frac{\Delta \sigma_z}{\sigma_z} = 8,2 \%$$

$$\frac{\Delta \sigma_u}{\sigma_u} = 8,9 \% \quad (9.55)$$

$$\frac{\Delta \tau}{\tau} = 8,9 \%$$

Bei den Kraftmeßdosen für Zugkraft und Torsionsmoment handelt es sich um Meßgeräte der Klasse 0,1 mit einem Maximalwert von 50 kN bzw. 500 Nm. Bei den kleinsten Beanspruchungen der Proben in den durchgeführten Versuchen resultiert daraus ein relativer Fehler in der Belastung von:

$$\frac{\Delta \sigma_z}{\sigma_z} = 1,5 \% \quad \frac{\Delta \tau}{\tau} = 5 \% \quad (9.56)$$

Bei einigen Versuchen wurde eine Temperaturabhängigkeit des Signals der Kraftmeßdose für die Längsrichtung der Probe beobachtet. In den experimentellen Ergebnissen äußert sich dies in einem sinusförmigen Verlauf der Dehngeschwindigkeit (Abb. 5.18, 5.24). Die höchste dabei beobachtete Änderung in der Last betrug 0,15 % des Maximalwertes der Lastmeßdose. Daraus resultiert ein relativer Fehler der Belastung in Längsrichtung der Probe von:

$$\frac{\Delta \sigma_z}{\sigma_z} = 2,2 \% \quad (9.57)$$

Durch Schwankungen des Innendruckes wird ein Fehler der Spannung in Umfangsrichtung der Probe verursacht (vgl. Kap. 4.2). Der größte relative Fehler beträgt dabei:

$$\frac{\Delta \sigma_u}{\sigma_u} = 0,47 \% \quad (9.58)$$

Nach dem hier verwendeten Kriechgesetz geht die Last mit der Potenz n in die Dehngeschwindigkeit ein

$$\dot{\epsilon} \approx (\sigma)^n \quad (9.59)$$

Wird das für den untersuchten Werkstoff gemessene n von 4,6 als konstant angesehen, resultiert so ein relativer Fehler der Dehngeschwindigkeit durch Toleranzen in den Belastungen von:

$$\frac{\Delta \dot{\epsilon}_z}{\dot{\epsilon}_z} = 54,7 \%$$

$$\frac{\Delta \dot{\epsilon}_u}{\dot{\epsilon}_u} = 43,1 \% \quad (9.60)$$

$$\frac{\Delta \dot{\gamma}}{\dot{\gamma}} = 64,9 \%$$

mit $\frac{\Delta \dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}} = n \frac{\Delta \sigma}{\sigma}$

In Kapitel 4.1 wurde angeführt, daß die Wandstärkenschwankungen nur örtlich begrenzt auftreten. Es ist daher ein Ausgleich der daraus resultierenden Fehler in den Dehngeschwindigkeiten über die Probe zu erwarten. Bei Vernachlässigung der Toleranzen in den Abmessungen der Proben ergeben sich die relativen Fehler der Dehngeschwindigkeiten zu:

$$\frac{\Delta \dot{\epsilon}_z}{\dot{\epsilon}_z} = 17 \%$$

$$\frac{\Delta \dot{\epsilon}_u}{\dot{\epsilon}_u} = 2,2 \% \quad (9.61)$$

$$\frac{\Delta \dot{\gamma}}{\dot{\gamma}} = 23 \%$$

Die Kriechgeschwindigkeit im sekundären Kriechbereich folgt dem Ansatz:

$$\dot{\epsilon} = K(T) \sigma^n \quad (9.62)$$

Die Temperaturabhängigkeit von K sei durch den Ansatz der Arrheniusfunktion gegeben

$$K(T) = K_1 e^{\left[\frac{-Q}{RT}\right]} \quad (9.63)$$

Die relativen Fehler der Dehngeschwindigkeiten durch eine Temperaturschwankung von ± 3 K bei 1223 K (950 °C) beträgt damit:

$$\frac{\Delta \dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}} = \left[e^{\left[\frac{-Q}{RT} \left(\frac{1}{T + \Delta T} - \frac{1}{T} \right)\right]} \right]^{-1} \quad (9.64)$$

$$\frac{\Delta \dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}} = 12,8 \%$$

$$\text{mit } Q = 490 \frac{\text{KJ}}{\text{mol}} \quad R = 8,134 \frac{\text{J}}{\text{mol K}} \quad /94/$$

Wie der Abb. 9.14 zu entnehmen ist, wird der größte relative Fehler der Dehngeschwindigkeiten durch die Toleranzen der Abmessungen bei den geprüften Rohren verursacht.

Der relative Gesamtfehler ist gegenüber den in Abb. 9.14 angegebenen Größen noch etwas höher, da bei dieser Fehlerrechnung die aus den Normversuchen bestimmten und zur Dehnungsberechnung verwendeten Kriechkonstanten als fehlerfrei betrachtet wurden. Wird die größte Fehlerquelle in den Versuchen an Normproben mit berücksichtigt (Temperaturschwankungen von ± 3 K), erhöhen sich die in Abb. 9.14 angegebenen relativen Gesamtfehler noch einmal um etwa 14 %.

Bei der gesamten Fehlerrechnung muß aber beachtet werden, daß das verwendete Fehleradditionstheorem eine sehr konservative Abschätzung des Gesamtfehlers darstellt.

	Maximale relative Fehler der Dehngeschwindigkeiten [%]		
Fehlerart	Längs- richtung	Umfangs- richtung	Torsions- richtung
Dehnungsmessung	5	5	5
Lastmessung	17	3	23
Toleranzen der Abmessungen	38	41	41
Temperaturschwankungen	13	13	13
maximaler möglicher Fehler	71	63	72

Abb. 9.14: Zusammenfassung der relativen Fehler der Dehngeschwindigkeiten

Die Autoren danken den Herren Hannen, Hellwig, Klomfaß, Esser, Kreutz und Wolters für ihre Hilfe bei der Erstellung der Versuchsaufbauten und der sorgfältigen Versuchsführung, sowie Frau Mengels für die Hilfe bei der Anfertigung der schriftlichen Fassung dieser Arbeit.

