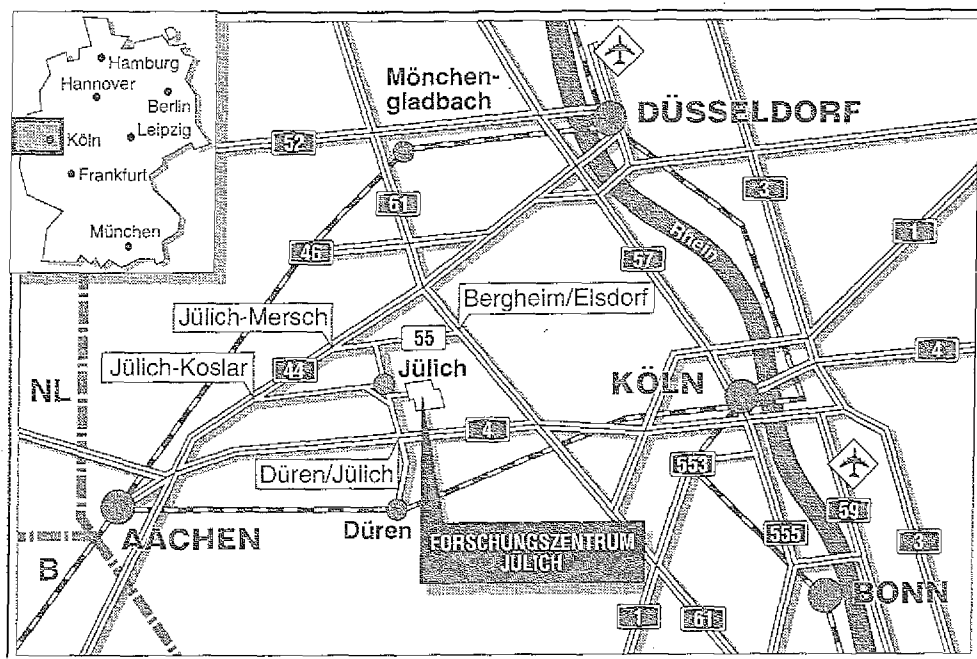


Institut für Reaktorwerkstoffe

**Verformungsverhalten dickwandiger
Rohre aus X10 NiCrAlTi 32 20 unter
zyklischen thermomechanischen
Beanspruchungen (Ratcheting)**

A. Schmidt-Plutka

G. Breitbach F. Schubert H. Nickel



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 2681

ISSN 0366-0885

Institut für Reaktorwerkstoffe Jül-2681

D 82 (Diss. RWTH Aachen)

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek

Postfach 1913 · D-5170 Jülich · Bundesrepublik Deutschland

Telefon: 02461/61-6102 · Telefax: 02461/61-6103 · Telex: 833556-70 kfa d

Verformungsverhalten dickwandiger Rohre aus X10 NiCrAlTi 32 20 unter zyklischen thermomechanischen Beanspruchungen (Ratcheting)

A. Schmidt-Plutka*

G. Breitbach F. Schubert H. Nickel

*Dissertation

1. The first part of the paper discusses the importance of the
theoretical framework in the study of the
relationship between the variables.
The second part of the paper discusses the
methodology used in the study.

2. The third part of the paper discusses the
results of the study.

3. The fourth part of the paper discusses the
conclusions of the study.

Verformungsverhalten dickwandiger Rohre aus X10NiCrAlTi 32 20 unter zyklischen thermomechanischen Beanspruchungen (Ratcheting)

von

A. Schmidt-Plutka *

G. Breitbach

F. Schubert

H. Nickel

Kurzfassung

Wenn in wärmetauschenden Komponenten Temperaturen deutlich über 500°C auftreten, so müssen Kriechverformungen in Betracht gezogen werden. Bei An- und Abschaltvorgängen oder bei Wärmeströmen in Kühlmedien werden zyklische thermische Spannungen (Sekundärspannungen) in den Komponenten induziert. Bei der zusätzlichen Anwesenheit von lastkontrollierten Spannungen (Primärspannungen) können sich erhöhte Kriechdehnraten einstellen (Kriechratcheting).

Ohne überlagerte Primärspannungen kann es bei rein zyklischer Belastung zu Kontraktionseffekten kommen. Die Temperaturabhängigkeit des Kriechens ist hierfür verantwortlich.

In dieser Arbeit wird der Kriechratchetingeffekt an zyklisch induktiv beheizten Rohrproben mit und ohne überlagerte Primärspannung untersucht.

Bei den Experimenten an rein zyklisch beheizten Proben zeigte sich eine axiale Verkürzung. Im Falle einer zyklischen Thermospannung mit überlageter Primärspannung stieg die Kriechrate, verglichen mit der Kriechrate unter alleiniger Primärspannung, um einen Faktor von ca. 2 bis 9 an. Ebenfalls konnte unter konstanten Temperaturbedingungen der Effekt des negativen Kriechens nachgewiesen werden, der durch Veränderungen der Mikrostruktur erklärt werden kann.

Im Rahmen der theoretischen Arbeiten erfolgte die Berechnung der Temperaturfelder in dickwandigen, zyklisch induktiv beheizten Rohrproben mit Hilfe der Methode der finiten Differenzen. Zur Ermittlung von Spannungen und Verformungen wurden Finite-Element Rechnungen mit dem FE-Code ABAQUS durchgeführt. Für den Fall ohne Primärspannung konnte bei rein zyklischer Belastung die Kontraktion rechnerisch nachgewiesen werden. Für den Fall der Überlagerung einer Primärspannung und Sekundärspannungen unterschätzte die Rechnung den Kriechratchetingeffekt etwas. Die Übereinstimmung kann aber im großen und ganzen als befriedigend angesehen werden.

Deformation behaviour of thick walled tubes of X10NiCrAlTi 32 20 under cyclic thermomechanical loadings (ratcheting)

by

A. Schmidt-Plutka *

G. Breitbach

F. Schubert

H. Nickel

Abstract

In heat exchanger components which are exposed to temperatures of more than 500°C, creep deformations must be taken into account. In the context of start up and shut down procedures or hot flow streaks secondary stresses are induced in these components. If additionally load controlled stresses (primary stresses) are present, e.g. in a tube under internal pressure, enhanced strain rates may occur (so called creep ratcheting).

But also without any load controlled stresses, a progressive reduction in the length of the tube can occur. The strong temperature dependence of creep is responsible for this effect. Creep ratcheting was evaluated in axially unloaded and loaded thickwalled tubes of INCOLOY 800 under cyclic inductive heating conditions.

The test of tubes under cyclic heating conditions showed a progressive axial contraction. In the case of cyclic thermal stresses with a superimposed primary stress, the creep rate increased up to a factor between 2 and 9 compared to the creep rate for the same primary stress under constant temperature conditions. Under constant temperature conditions the effect of negative creep due to microstructural instabilities could be observed.

For the calculation of the temperature distributions in thickwalled tubes under cyclic heating conditions a computer program has been used based on finite differences method. By using this calculated temperature fields the creep strain behaviour was investigated with the FE-code ABAQUS. Here without any primary stress the FE-calculations showed a progressive axial contraction in good consistency with the experiments. In the case of cyclic secondary stresses with additional primary stresses the relationship between the calculated ratcheting strain rates were slightly underestimated. Nevertheless the theoretical analysis fairly confirmed the experimental results.

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung und Zielsetzung	1
2. Schrifttumsauswertung zum Ratcheting-Effekt	2
2.1 Ratcheting bei zeitunabhängigem Werkstoffverhalten	3
2.1.1 Zwei- und Dreistabmodelle	4
2.1.2 Das Bree-Modell	9
2.1.3 Rohr bei axialsymmetrischer Temperaturzyklisierung	11
2.2 Ratcheting bei einem Werkstoffverhalten im Übergangsbereich	12
2.2.1 Das erweiterte Bree-Modell	13
2.2.2 Das "elastic-core"-Konzept	13
2.2.3 Das Effektivspannungsmodell	14
2.3 Zeitabhängiges Werkstoffverhalten	15
2.3.1 Mathematische Beschreibung der Kriechdehnung	16
2.3.1.1 Kriechen unter einachsiger Belastung	16
2.3.1.2 Mehrachsiges Kriechen	17
2.3.2 Negatives Kriechen	18
2.3.3 Zeitabhängige Zweistabmodelle	19
2.3.3.1 Zweistabsystem mit temperaturunabhängigen Stoffwerten	21
2.3.3.2 Zwei-Stabsystem mit temperaturabhängigen Stoffwerten	23
2.3.3.3 Negatives Kriechratcheting in dem Zwei-Balkensystem	25
2.3.4 Kriechratcheting im zylindrischen System	26
3. Rechnerunterstützte Methoden zur Erfassung des Ratcheting-Effektes	28
3.1 Temperaturfeldberechnung mit der Finiten-Differenzen-Technik	28
3.1.2 Beschreibung des berechneten quasistationären Temperaturfeldes	30
3.2 Abschätzung der thermisch induzierten Sekundärspannungen	31
3.3 Ermittlung der Kriechratchetingdehnraten mit der Methode der Finiten-Elemente	36
3.3.1 Grundlagen der Finite-Element Methode (FEM)	36
3.3.1.1 Die Behandlung statischer Probleme	36
3.3.1.2 Zeitabhängiges inelastisches Verhalten mit überlagerter Thermospannung	37
3.3.1.3 Vorgehensweise in dem FE-Programm ABAQUS	38
3.3.2 Kontraktionsrate bei rein zyklothermischer Belastung	39
3.3.3 Kriechdehnraten bei der Überlagerung von Primär- und zyklischer Sekundärspannung	41
3.3.3.1 Kriechdehnraten unter Mitwirkung von negativen Kriecheffekten	43
4. Experimentelle Arbeiten	45
4.1 Versuchsplanung	45
4.2 Charakterisierung des Werkstoffes	45
4.3 Zeitstandversuche zur Überprüfung der Kriechparameter	48
4.4 Beschreibung des Versuchsaufbaus	50
4.5 Erzeugung induktiver Wärme	55
4.6 Meßtechnik zur Ermittlung der Rohrdehnungen	57
5. Durchführung und Ergebnisse der Kriechratcheting-Versuche	59

5.1 Versuch 1 zum Kriechratcheting ohne Primärspannung	59
5.2 Versuch 2 ohne Primärspannung	60
5.3 Versuch 3 mit konstanter Primärspannung	63
5.3.1 Metallographischer Befund	66
5.4 Versuch 4 mit konstanter Primärspannung	67
6. Diskussion	74
6.1 Berechnete und gemessene Temperaturverteilungen	74
6.2 Auswirkungen des negativen Kriechens	75
6.3 Einflußparameter auf den Ratcheting-Effekt in FE-Rechnungen	75
6.3.1 Alleinige Belastung durch zyklische Sekundärspannungen	75
6.3.2 Zyklothermische Belastung mit überlagerter Primärspannung	77
6.4 Vergleich der Berechnungen mit den Ergebnissen der Kriechratcheting-Versuche	77
6.4.1 Alleinige Einwirkung zyklischer Sekundärspannungen	77
6.4.2 Zyklische Sekundärspannungen mit überlagerter Primärlast	78
7. Zusammenfassung	80
8. Literaturverzeichnis	82
9. Liste der verwendeten Formelzeichen	91
10. Anhang	93
A. Fehlerrechnung	93
A.1 Grundlagen der Fehlerfortpflanzung	93
A.2 Dehnungsmessung	93
A.3 Dehnungsänderung durch Temperaturschwankungen	95
A.4 Toleranz der Belastungsmessung	95
A.5 Gesamtfehler für die Dehnungsmessung	95
B. Erläuterung zum Zwei-Balkenmodell (elasto-plastisches Verhalten)	96
C. Zusammenfassung der FE-Rechnungen für das Ratcheting-Verhalten unter Axiallast	97

Verzeichnis der Tabellen

Tab. 1.	Berechnete axiale Sekundärspannung im äußeren Rohrwandbereich	35
Tab. 2.	Kontraktionsraten für unterschiedliche Kriechparameter k und n	40
Tab. 3.	Dehnraten unter Einbezug von Volumenschwelleffekten	44
Tab. 4.	Chemische Zusammensetzung des verwendeten Werkstoffes INCOLOY 800 in Massenprozent (Angaben des Herstellers)	45
Tab. 5.	Physikalische Eigenschaften des Werkstoffes INCOLOY 800 /82/	47
Tab. 6.	Physikalische Eigenschaften des Werkstoffes INCOLOY 800 /78/	48
Tab. 7.	Physikalische Eigenschaften des Werkstoffes INCOLOY 800	48
Tab. 8.	Zusammenstellung der aus den Versuchen und der Literatur ermittelten Norton-Kriechparameter für $T = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$	50
Tab. 9.	Durchgeführte Ratcheting-Versuche.	59
Tab. 10.	Dehnraten bei unterschiedlichen Temperaturbelastungen (Versuch 3) . . .	65
Tab. 11.	Dehnraten bei unterschiedlichen Temperaturbelastungen (Versuch 4) . . .	68
Tab. 12.	Dehnraten bei unterschiedlichen Temperaturbelastungen (Versuch 4) . . .	69
Tab. 13.	Gemessene und berechnete Temperaturwerte (Versuche 2, 3, 4)	74
Tab. 14.	Zusammenfassung des maximalen relativen Gesamtfehlers bei den Dehnungsmessungen	96
Tab. 15.	Dehnraten für unterschiedliche Primärspannungen, Kriechparameter und Leistungsdichten	97

Verzeichnis der Abbildungen

Abb. 1. Bereiche unterschiedlichen Werkstoffverhaltens in Abhängigkeit von Temperatur und Spannung /7, 53/	3
Abb. 2. Ableitung des Zwei-Balkenmodells aus dem Hohlzylinder /6/	4
Abb. 3. Variation der Ratcheting-Dehnung mit der Zyklenzahl für die Zwei-Balken-Struktur /16/	7
Abb. 4. (a) Das Drei-Stabmodell nach Miller /8/, (b) Begrenzungslinien für Ratcheting	8
Abb. 5. Variationen des Bree-Diagrammes für die im oberen Bereich aufgeführten unterschiedlichen Belastungsarten /30, 31/	10
Abb. 6. Ratcheting-Apparatur nach /30, 34/	11
Abb. 7. Experimentell bestimmter Effektivspannungsverlauf nach /2, 48/	14
Abb. 8. Negatives Kriechen	19
Abb. 9. Einfluß des negativen Kriechens bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen in Abhängigkeit von der Zeit (INCOLOY 800) /53/	20
Abb. 10. Auswirkung des negativen Kriechens bei anliegender Axiallast	21
Abb. 11. Zweistabmodell	23
Abb. 12. Schematischer Kriechdehnungsverlauf für (a) Zeitstandbelastung und (b) Kriechratchetingbelastung /6/	24
Abb. 13. Dimensionslose Kriechratchetingrate als Funktion des Verhältnisses Sekundär- zu Primärspannung	25
Abb. 14. Darstellung des zyklischen Kriechdehnungsverlauf für das Zwei-Balkensystem ohne Primärspannung.	26
Abb. 15. Zyklische Temperaturfeldverteilung für ein Rohr bei induktiver Wärmeeinkopplung.	31
Abb. 16. Temperaturdifferenzen über der Rohrwand bei verschiedenen Taktzeiten und Leistungsdichten	32
Abb. 17. Mittlere Oberflächentemperatur bei verschiedenen Taktzeiten und Leistungsdichten	33
Abb. 18. Darstellung der thermisch induzierten Sekundärspannungsfelder im Rohrwandbereich	34
Abb. 19. Schematische Darstellung der Thermospannung im Rohr und deren Überlagerung mit einer Primärspannung /73/	35
Abb. 20. FE-Netz der Rohrscheibe aus axialsymmetrischen Dreieckselementen	39
Abb. 21. Axiale Kriechdehnung an verschiedenen Stellen innerhalb der Rohrwand	41
Abb. 22. Axiale Kriechdehnung an verschiedenen Stellen innerhalb der Rohrwand	42
Abb. 23. Kriechratcheting-Effekt in Abhängigkeit unterschiedlicher Verhältnisse von thermischer Sekundär- zu Primärspannung	43
Abb. 24. Auswirkung des Kriechexponenten auf die Größe des Ratcheting-Effektes	44
Abb. 25. Rohr im Querschliff, INCOLOY 800	46
Abb. 26. Längsschliff (außen), INCOLOY 800	47
Abb. 27. Abmessungen der Normproben für die einachsigen Zugversuche	50
Abb. 28. Zeit-Dehnungs-Kurven und Dehnraten-Zeit Kurven an den Standardzugproben aus INCOLOY 800	51
Abb. 29. Dehnraten-Dehnungs-Kurven von Standardzugproben aus INCOLOY 800 bei 900 °C	52

Abb. 30. Spannungsabhängigkeit der sekundären Kriechrate von Normproben . . .	53
Abb. 31. Schematische Darstellung des Versuchsaufbaues	54
Abb. 32. Versuchsstand für Kriechversuche an induktiv beheizten Rohrproben bei konstanter und zyklischer Temperatur	56
Abb. 33. Verlauf der Eindringtiefe	57
Abb. 34. Anordnung der induktiven Wegaufnehmer am Versuchsrohr	58
Abb. 35. Schematische Darstellung des Testrohres in der Spule.	60
Abb. 36. Darstellung der axialen Temperaturprofile	61
Abb. 37. Oxidschicht auf der Rohrwandoberfläche, Werkstoff INCOLOY 800 . . .	62
Abb. 38. Gemessene Probenkontraktion (Versuch 2) bei konstanter Temperatur . .	63
Abb. 39. Darstellung zyklischer Temperaturverhältnisse am Rohr (Versuch 2) . . .	64
Abb. 40. Kontraktionseffekt durch zyklische Temperaturbelastung (Versuch 2) . .	65
Abb. 41. Kontraktionseffekt durch zyklische Temperaturbelastung (Versuch 2) . .	66
Abb. 42. Langzeittemperaturverhalten (Versuch 3)	67
Abb. 43. Gemessene negative Dehnung am Rohr (Versuch 3)	68
Abb. 44. Darstellung der einzelnen Versuchsphasen (konstante und zyklische Temperaturen).	69
Abb. 45. Vergleich des Zeitdehnverhaltens (Versuch 3) mit und ohne Kriechratchetingbelastung	70
Abb. 46. Kolbenweg in Abhängigkeit der Zeit (Versuch 3)	71
Abb. 47. Querschliff, INCOLOY 800	72
Abb. 48. Gemessene Rohrdehnung bei konstanten und zyklischen Temperaturver- hältnissen (Versuch 4)	72
Abb. 49. Vergleich des Zeitdehnverhaltens mit und ohne Kriechratchetingbelastung (Versuch 4)	73
Abb. 50. Gemessene negative Kriechdehnung (Versuche 2, 3 und 4) an dickwandigen langen Rohrproben	76
Abb. 51. Darstellung der gemessenen und berechneten Dehnratenverhältnisse unter Ratcheting-Bedingungen	79

1. Einleitung und Zielsetzung

In wärmetauschenden Komponenten von energieerzeugenden und petrochemischen Anlagen treten Arbeitstemperaturen deutlich über 500 °C auf. In diesem Temperaturbereich neigen selbst die warmfesten und hochwarmfesten Stähle zu bleibenden Kriechverformungen.

Die Dimensionierung dieser wärmetauschenden Komponenten orientiert sich in erster Linie an dem Primärspannungsniveau (z.B. durch den Betriebsdruck im Rohr) mit dem Ziel, nach einer vorgegebenen Betriebsdauer von z.B. 100000h einen bestimmten Dehngrenzwert nicht zu überschreiten. Oftmals können aber auch aufgrund von An- und Abfahrvorgängen oder heißen Strahlen im durchfließenden Medium stationäre und instationäre Temperaturgradienten in der Wand einer Komponente auftreten, wodurch zusätzlich thermisch induzierte Sekundärspannungen auftreten. Wenn sich diese Sekundärspannungen zyklisch mit der konstanten Primärspannung überlagern, kommt es zu einer Änderung im Kriechverhalten (RATCHETING-EFFEKT). Im allgemeinen wird eine Beschleunigung der Kriechvorgänge erwartet /1/, doch finden sich in der Literatur auch einige Hinweise, daß sich eine rein zyklothermisch belastete Komponente verkürzen kann /10, 11/.

Für Bauteiltemperaturen bis 750 °C existieren Auslegungsregeln gegen Ratcheting /43/. Höhere Prozeßtemperaturen werden jedoch zur Steigerung des thermodynamischen Wirkungsgrades angestrebt.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, das Kriechratcheting-Verhalten von metallischen Rohrproben im Temperaturbereich über 800 °C experimentell und theoretisch zu untersuchen. Der Schwerpunkt dieser Untersuchungen liegt bei aus Primär- und überlagerter Sekundärspannung kombinierten Belastungen, wobei der Grenzfall einer fehlenden Primärspannung mit behandelt wird. Im einzelnen werden im Rahmen eines BMU-Forschungsvorhabens die folgenden Aufgaben behandelt:

1. Analyse von Temperaturverteilungen in dickwandigen Rohren bei zyklischen Heizbedingungen.
2. Analyse des Kriechverhaltens zyklisch beheizter Rohre mit der Methode der Finiten Elemente.
3. Durchführung von Zeitstandversuchen an Normzugproben bei unterschiedlichen Primärspannungen zur Absicherung der Kriechgesetze.
4. Experimentelle Untersuchungen zum Phänomen des Kriechratcheting an zyklisch induktiv beheizten Rohren.

Mit den Ergebnissen dieser Arbeit soll ein Beitrag zur experimentellen und theoretischen Absicherung gegen das Kriechratcheting geschaffen werden.

2. Schrifttumsauswertung zum Ratcheting-Effekt

Der Fachausdruck RATCHETING beschreibt eine Situation, die praktisch jedem bewußt oder unbewußt vertraut ist. Soll z.B. eine Draht oder eine Stange Plastilin auseinandergezogen werden, so kann dies unter "erheblichem" Kraftaufwand durch Ziehen an den beiden Enden bewerkstelligt werden. Eine gleichgroße Dehnung läßt sich aber auch durch eine verringerte axiale Zugkraft mit einem gleichzeitig überlagerten zyklischen Biegemoment erzielen. Bei der zuletzt genannten Vorgehensweise werden zusätzliche Dehnungsinkremente übertragen, wodurch die Verformbarkeit in Stabrichtung ebenfalls zunimmt.

Das Phänomen Ratcheting ist im deutschen Sprachgebrauch auch als "Versagen durch einsinnige stufenweise Verformung" /1/ oder "zyklische Dehnungsakkumulation" /2/ bekannt. Im angloamerikanischen Sprachgebrauch wird der Begriff Ratcheting als "incremental growth", "incremental collapse" oder "progressive deformation" bezeichnet.

Couserran et al. /3/ definierten das Ratcheting- Phänomen wie folgt: "Ratcheting tritt auf, wenn unter dem Einfluß zyklischer Beanspruchungen ein zusätzliches Deformationsinkrement bei jedem Zyklus auftritt."

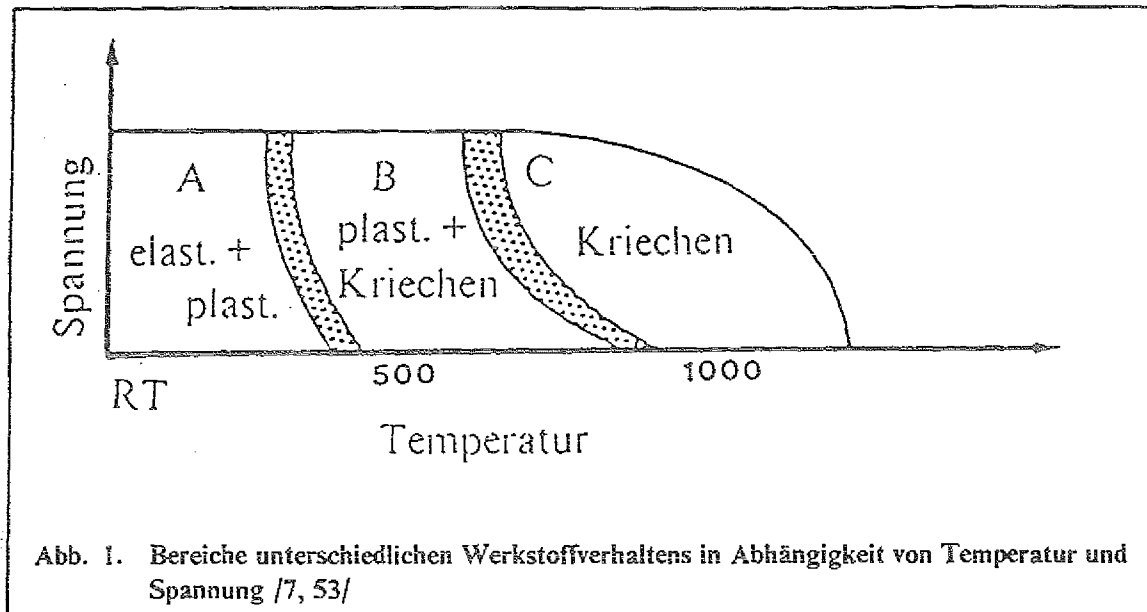
In der Literatur erschien 1950 von Hill /4/ die erste Veröffentlichung zum Themenkomplex Ratcheting. Der Autor beschrieb hier die fortschreitende Dickenabnahme eines Bleches bei konstanter Zugbelastung und einem überlagerten zyklischen Biegemoment. Parkes /5/ untersuchte 1954 das Problem des "incremental collapse" an einer Flugzeugtragfläche als Folge von wechselnden Thermospannungen, die sich mit der normalen Tragflächenbelastung überlagerten. In beiden Fällen wurde das Versagen durch inkrementelle plastische Verformungen erklärt.

Mit zunehmender Höhe der Beanspruchungstemperatur des Bauteiles geht das zeitunabhängige elasto-plastische Verhalten in ein zeitabhängiges nichtlinear-viskoses Materialverhalten über.

Im Temperaturbereich $T > 0,4 \cdot T_s$ (T_s = Schmelztemperatur) überwiegt das zeitabhängige Verformungsverhalten durch Kriechen gegenüber dem durch zeitunabhängiger plastischer Dehnung /6/.

Die Bereiche unterschiedlichen Werkstoffverhaltens (A, B, C) sind in Abhängigkeit der Betriebstemperatur und anliegenden Spannung nach einer Einteilung von Rabotnov /7/ in Abb. 1 schematisch dargestellt.

Um das Ratcheting-Phänomen besser verstehen zu können, sind eine Reihe vereinfachender Modelle entwickelt und Versuchsapparaturen nachgebaut worden. Die einfachsten Modelle sind aus zwei oder drei Stäben aufgebaut und werden in vielen Fällen herangezogen, um die Belastungen an Rohrgeometrien zu analysieren /8, 9/. Hierbei wird für einen Hohlzylinder nur noch die äußere und innere Wandoberfläche durch die beiden Balken in Abb. 2 dargestellt. Die Balken sind an ihrem unteren Ende durch einen Querbalken starr miteinander verbunden. An ihrem oberen Ende sind die Balken starr eingespannt. Das Zwei-Balkenmodell wird nun derart belastet, daß sich die beiden



Balken je nach Halbzyklus auf gleichen oder unterschiedlichen Temperaturen befinden. Dieser so induzierten zyklischen Sekundärspannung kann eine Primärspannung überlagert werden, wie es in Abb. 2 durch die Kraft F angedeutet ist. Spezielle Verhaltensmuster der Zwei-Balkenstruktur werden ausführlich in den Kapiteln 2.1.2 und 2.3.3 behandelt.

Um in einer Struktur Ratcheting- Dehnungsinkremente zu erzeugen, kann bei vorgegebenem Werkstoffverhalten (zeitabhängiges- und/oder zeitunabhängiges Verhalten) noch zwischen unterschiedlichen Belastungsmodi unterschieden werden:

1. Zyklische Sekundärspannung ohne überlagerte Primärspannung /10, 11, 12, 13, 14/.
2. Zyklische Sekundärspannung mit überlagerter Primärspannung /9, 15, 16, 17, 22/.
3. Konstante Sekundärspannung mit überlagerter zyklischer Primärspannung /16, 18, 19, 20, 21/.
4. Zyklische Primär- und Sekundärspannung /16, 18, 30/.

Die Fälle 1 und 2 sollen im folgenden für unterschiedliches Werkstoffverhalten näher diskutiert werden.

2.1 Ratcheting bei zeitunabhängigem Werkstoffverhalten

Die Spannungs-Dehnungsdiagramme zeigen jenseits der Fließgrenze einen monotonen nichtlinearen Verlauf. Ihre genaue mathematische Berücksichtigung ergibt selbst bei einfachen Problemen Schwierigkeiten. Um diese Schwierigkeiten zu reduzieren, erscheint die Einführung eines idealisierten Werkstoffverhaltens als äußerst hilfreich. Das Spannungs-Dehnungsdiagramm wird durch Geraden mit unterschiedlichen Steigungen charakteristischer Abschnitte angenähert. So werden in der Theorie des elastoplastischen Verhaltens der Werkstoffe die folgenden Idealisierungen eingeführt [23/:

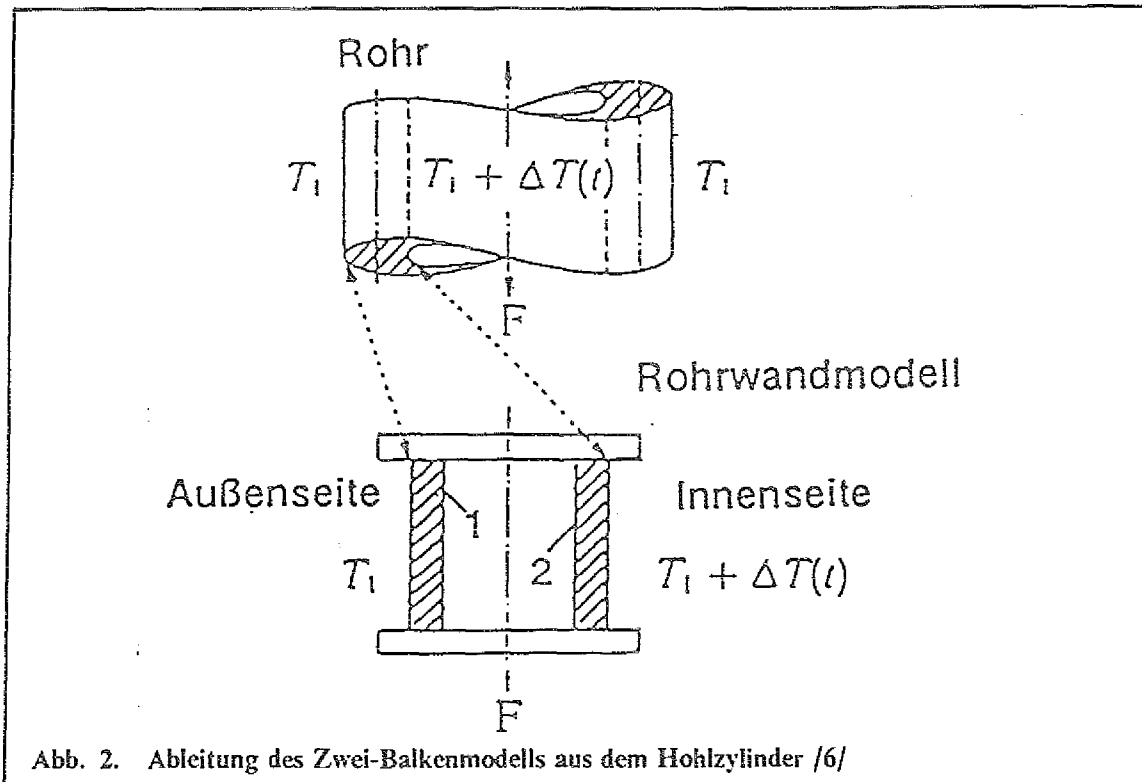


Abb. 2. Ableitung des Zwei-Balkenmodells aus dem Hohlzylinder /6/

1. Linear-elastischer Werkstoff
2. Starr-idealplastischer Werkstoff
3. Starr-linearverfestigender Werkstoff
4. Linearelastischer-idealplastischer Werkstoff
5. Linearelastischer-linearverfestigender Werkstoff

Das Verhalten der oben aufgeführten "Idealwerkstoffe" lässt sich mit Hilfe des rheologischen Modelles einer idealen Feder und mit einem auf einem Untergrund gleitenden schweren Körper bzw. deren Kombinationen (Parallel- und Reihenschaltung) darstellen. Eine Reihe von Autoren hat das Ratcheting-Problem mit den Ansätzen für die "Idealwerkstoffe" der oben genannten Fälle 4 und 5 untersucht /8, 16, 17/, worauf in den nachfolgenden Kapiteln 2.1.1 bis 2.1.3 eingegangen werden soll.

2.1.1 Zwei- und Dreistabmodelle

Wie sich aus dem Rohr das Zweibalkensystem ableiten lässt, ist in Abb. 2 dargestellt. Wichtig ist, daß die beiden Balken 1 und 2 jeweils an ihren oberen und unteren Enden durch zwei Querbalken starr miteinander verbunden sind.

Zunächst soll anschaulich am Beispiel der Zweibalken-Struktur (Abb. 2) das grundlegende Prinzip für die Entstehung von Ratcheting-Dehnungsinkrementen bei linearelastisch-idealplastischen Materialverhalten aufgezeigt werden. Vor Beginn der

zyklischen Temperaturbelastung befinden sich die beiden Stäbe 1 und 2 auf gleichem Temperaturniveau. Die Last F bewirkt eine primäre Spannung σ_p , nahe, aber noch unterhalb der Streckgrenze. Wird nun im ersten Halbzyklus der rechte Stab 2 erhitzt, so wird sich dieser thermisch ausdehnen wollen. Dieser thermischen Ausdehnung wirkt Balken 1 aufgrund der starren Querverbindung beider Balken entgegen. Im ersten Halbzyklus stellt sich somit die folgende Situation dar: Im erwärmten Balken wirkt eine Druckspannung der primären Spannung entgegen, im kalten Balken hingegen wird die primäre Spannung durch eine Zugspannungskomponente verstärkt. Übersteigen im "kälteren" Balken primäre und sekundäre Zugspannung die Streckgrenze σ_y , so wird die Spannung durch plastische Dehnung abgebaut, was das Ratcheting-Dehnungsinkrement des ersten Halbzyklus ausmacht.

Wird nun im zweiten Halbzyklus der rechte Stab 2 wieder abgekühlt, so will dieser sich verkürzen, was eine Erhöhung der Zugspannung mit sich bringt. Da diese Spannung nach Voraussetzung nicht über σ_y ansteigen kann und der linke Stab seine zuvor in dem ersten Halbzyklus akkumulierte plastische Dehnung nicht abgibt, wird der rechte Stab 2 ebenfalls um den Betrag der Wärmedehnung plastisch gedehnt. Nach Abschluß eines vollen Temperaturzyklus befindet sich das Zweibalkensystem jetzt wieder im Gleichgewicht und für alle weiteren Zyklen wiederholt sich die Situation der ersten beiden Halbzyklen. Die Ratcheting-Dehnung nach einer endlichen Anzahl von durchlaufenen Temperaturzyklen ergibt sich aus der Summe der nach jedem Einzelzyklus akkumulierten plastischen Dehnungsinkremente.

Im folgenden soll auf die analytische Berechnung der Ratchetingdehnung im Zwei-Stabsystem nach Abb. 2 eingegangen werden. Zur Vereinfachung mögen die idealisierten Voraussetzungen gelten, einachsiger Spannungszustand, konstante Werkstoffparameter α und E , rechteckförmiger Temperaturverlauf für Balken 2 und konstante Temperatur für den Balken 1 (Abb. 2). Beide Balken seien von der gleichen Länge.

Die das System beschreibenden drei Grundgleichungen sind :

Gleichgewichtsbedingung

$$\sigma_1(i) \cdot A_1 + \sigma_2(i) \cdot A_2 = \sigma_p \cdot (A_1 + A_2) \quad (2.1.1)$$

unter der Annahme, daß
 $A_1 = A_2 = A$ folgt aus (2.1.2)

$$\sigma_1(i) + \sigma_2(i) = 2 \cdot \sigma_p \quad (2.1.2)$$

Stoffgesetz

$$\varepsilon_{1,2}(i) = \sigma_{1,2}(i)/E + \varepsilon_{pl,2}(i-1) + \delta_{1,2}(i) + \alpha \cdot T_{1,2} \quad (2.1.3)$$

Kinematischer Zusammenhang

$$\varepsilon_1(i) = \varepsilon_2(i) \quad (2.1.4)$$

Hierbei bedeuten $\sigma_{1,2}$ die Gesamtspannung in den beiden Balken, $A_{1,2}$ die Querschnittsflächen der Balken 1 bzw. 2, $\varepsilon_{1,2}(i)$ die Gesamtdehnung des Balken 1 oder 2 im i -ten Halbzyklus, $\varepsilon_{p,1,2}(i-1)$ die aus dem vorherigen Halbzyklus ($i-1$) akkumulierten plastischen Dehnungen und $\delta_{1,2}(i)$ die auf den Halbzyklus (i) bezogenen Ratcheting-Dehnungsinkremente der Balken 1 und 2 (Abb. 2).

Wie sich aus den Beziehungen (2.1.1) bis (2.1.4) die pro Halbzyklus akkumulierten Ratcheting-Dehnungsinkremente ableiten lassen, ist im Anhang ausführlich dargestellt. Nach einem ersten Einschwingzyklus ergibt sich das pro Zyklus akkumulierte plastische Dehnungsinkrement für linearelastisches-idealplastisches Werkstoffverhalten zu :

$$\delta(\tau) = \alpha \cdot \Delta T - 4 \cdot (\sigma_y - \sigma_p)/E \quad (2.1.5)$$

Eine Versuchsanordnung zur Simulation der Zwei-Balkenstruktur wurde 1983 von Morrow /15/ vorgestellt. Hier werden zwei - nicht durch Querbalken und feste Einspannung verbundene - Balken in zwei servohydraulische Testmaschinen eingespannt und mittels einer Induktionsheizung beheizt, einer der beiden Balken unterliegt dabei zyklischen Temperaturschwankungen. Die örtliche Kopplung der beiden Balken wird durch eine aufwendige Regelelektronik über die Servohydraulik erzielt. Der Autor in /15/ stellt bei einer ausbleibenden Primärspannung ein zyklisches Plastifizieren fest. Die Ratcheting-Dehnung nimmt mit steigender Primärspannung und/ oder steigendem Temperaturunterschied zwischen den beiden Balken erwartungsgemäß ebenfalls zu.

Neueste Untersuchungen zur Zwei-Balkenproblematik wurden 1991 von Majumdar /16/ für zyklische Sekundär- und konstante Primärspannung, zyklische Primär- mit konst. Sekundärspannung und einer phasengleichen und phasenverschobenen Zyklisierung von Sekundär- und Primärspannung vorgestellt. Abb. 3 zeigt die Ergebnisse von /16/ für zyklische Sekundär- mit überlagerter konst. Primärspannung im Vergleich von linearelastischen-idealplastischen Materialverhalten ($E_T = 0$) und linearelastischen-linearverfestigendem Materialverhalten ($E/E_T = 20, 100$) auf. Deutlich ist der Einfluß der Werkstoffverfestigung zu erkennen. Abb. 3 besagt, daß unter der Annahme eines linearelastischen-linearverfestigenden Werkstoffverhaltens die Dehnungsinkremente nach Maßgabe des Verfestigungsverhaltens (Verhältnis E/E_T) abnehmen und nach einer gewissen Anzahl von Zyklen erliegen. Im Gegensatz dazu ist der Ratcheting-Dehnungszuwachs für linearelastisches-idealplastisches Materialverhalten ($E_T = 0$) mit fortlaufender Zyklenanzahl konstant.

Eine erste grundlegende theoretische Analyse wurde von Miller /8/ im Jahre 1951 für das Dreibalken-Modell durchgeführt (Abb. 4).

Für alle auf den ersten Halbzyklus nachfolgenden Halbzyklen erfährt die Dreibalkenstruktur bei thermischer Zyklisierung und konstanter Primärlast ein plastisches Ratcheting-Dehnungsinkrement wie es auch schon in Gl.(2.1.5) für das Zweistabmodell vorhergesagt wurde. Für linearelastisches-linearverfestigendes Materialverhalten wird in /8/ ebenfalls eine Lösung für das pro Zyklus akkumulierte plastische Dehnungsinkrement vorgeschlagen, in welcher neben den Größen aus Gl.(2.1.1) noch

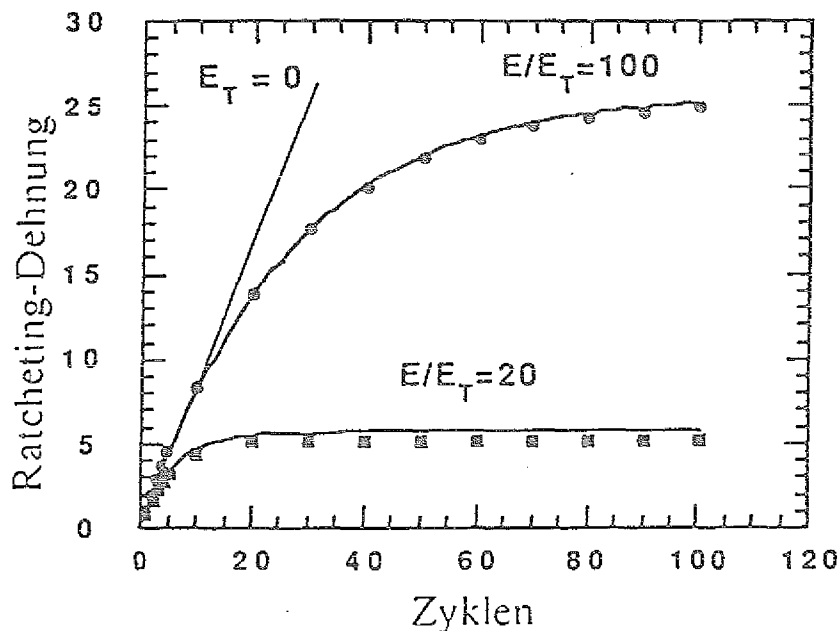
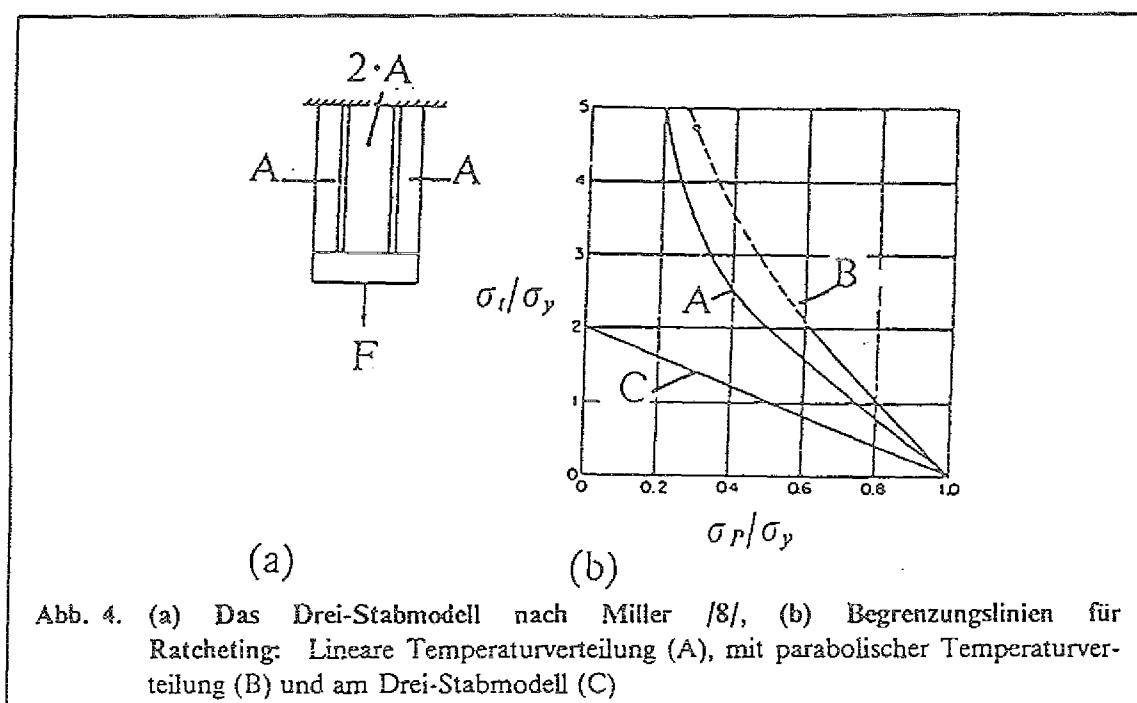


Abb. 3. Variation der Ratcheting-Dehnung mit der Zyklenzahl für die Zwei-Balken-Struktur /16/: Dargestellt sind die Ergebnisse nach Berechnungen mit linearelastischen-idealplastischem ($E_T = 0$) und linearelastischen-linearplastischem Materialverhalten ($E_T > 0$). Mit zunehmenden Einfluß der Materialverfestigung nimmt die Ratchetingdehnung bei fortlaufender Zyklenanzahl ab.

das Verhältnis des Spannungszuwachses zum Dehnungszuwachs im plastischen Bereich ($\sigma_{1,2} > \sigma_y$) mit eingeht.

Bei Primärspannungen unterhalb der Streckgrenze ist das Auftreten von Ratcheting von den Verhältnissen σ_p/σ_y zu σ_i/σ_y abhängig, wie es in Abb. 4 aufgezeigt ist. Für das Drei-Stabsystem tritt Ratcheting nur dann auf, wenn man sich oberhalb der Linie C (in Abb. 4) befindet. Zusätzlich sind hier ähnliche Berechnungen für ein Rohr unter Innendruck mit linearer (Kurve A) und parabolischer (Kurve B) Temperaturverteilung im Wandbereich eingezeichnet. Jeweils oberhalb der Grenzlinien A und B tritt eine Ratcheting-Verformung auf. Heute wird die in Abb. 4 erstmals von Miller /8/ aufgeführte Darstellungsweise in der Literatur allgemein als Bree-Diagramm /17/ bezeichnet (Abb. 5).

Basierend auf den grundlegenden theoretischen Betrachtungen von Miller /8/ hat in den siebziger Jahren Takeo Uga /24, 25/ erste Experimente an einer Drei-Balkenstruktur aus austenitischem rostfreien Stahl durchgeführt. Die Temperatur im Zyklus lag zwischen $180^\circ\text{C} \leq T \leq 405^\circ\text{C}$ mit einer Temperaturdifferenz zwischen dem mittleren "kalten" und den beiden äußeren "heißen" Balken von ca. $\Delta T = 225^\circ\text{C}$. Die Aufheizzeit im Halbzyklus betrug ca. 30 min, die Abkühlzeit im zweiten Halbzyklus ca. 40 min, am Ende eines vollen Zyklus betrug die Temperatur aller Balken 50°C . Nach 21 Zyklen konnte für das maximale Verhältnis von σ_i/σ_y und σ_p/σ_y eine Dehnungsakkumulation plastischer Ratcheting-Inkrementen von 6,71 % nachgewiesen werden. Nach /24, 25/ fielen die theoretisch berechneten akkumulierten Ratcheting-Dehnungen betragsmäßig



geringer aus, als sie im Experiment nachgewiesen wurden. Dies ist auf die Nichtberücksichtigung der Temperaturabhängigkeiten von σ_y und E zurückzuführen.

In [25/] wird das Verhalten der thermozyklisch belasteten Drei-Stabstruktur mit dem eines dünnwandigen Rohres verglichen. Die Primärspannung am Rohr entsteht hier durch Innendruck. Eine Schwierigkeit bei der Übertragbarkeit der Verhältnisse aus der Dreistabstruktur auf das Rohr liegt in der richtigen Einordnung der Thermospannung. In dem Dreistabsystem beträgt die Thermospannung nach [24/

$$\sigma_t = \pm 0,5 \cdot \alpha \cdot E \cdot \Delta T \quad (2.1.6)$$

wenn ΔT die Temperaturdifferenz zwischen dem äußeren heißen und mittleren kalten Balken ist. Für das Rohr wird die thermische Sekundärspannung in der Literatur [16, 17, 24, 26, 27, 28/ oft als

$$\sigma_t = \pm 0,5 \cdot \frac{\alpha \cdot E \cdot \Delta T}{(1 - \nu)} \quad (2.1.7)$$

definiert, ΔT ist jetzt die Temperaturdifferenz über die Rohrwand. Der Faktor $(1 - \nu)$ berücksichtigt den mehrachsigen Spannungszustand im Rohr. Um nun die Verhältnisse von der Drei-Stabstruktur auf die Rohrgeometrie übertragen zu können, schlug Uga in [24/ vor, den Mittelwert aus Gl.(2.1.6) für das Dreistabsystem zu benutzen. Eine weitere Unsicherheit bei der Beschreibung der Thermospannung im Rohr liegt in der Form des oft als linear angenommenen Temperaturgradienten im Bereich der Rohrwanddicke. Diese Annahme gilt eigentlich nur für dünne Rohrwandstärken. So schlug Sartory in [29/ vor, bilineare Temperaturgradienten zu benutzen.

2.1.2 Das Bree-Modell

Bree /17/ gab 1967 eine grundlegende Analyse zum zeitunabhängigen Ratchetingverhalten an einem Rohr mit konst. Innendruck und zyklisch auftretender Sekundärspannung. Hierbei galten die folgenden Voraussetzungen:

1. Langer an beiden Enden verschlossener dünnwandiger Hohlzylinder.
2. Existenz einer zeitlich konstanten Primärspannung σ_p infolge der Druckbelastung.
3. Ausbildung eines zeitlich veränderlichen linearen Temperaturgradienten über der Rohrwand, bedingt durch eine zyklische Temperaturerhöhung im inneren Bereich des Zylinders.
4. Isotropes Werkstoffverhalten, Temperaturunabhängigkeit von σ_y und E.

Weiterhin diskutierte Bree /17/ in seinem Modell sowohl Lösungen einer temperaturabhängigen Streckgrenze σ_y , als auch den Einfluß der Werkstoffverfestigung und der Spannungsrelaxation.

Für das betreffende Stoffgesetz ging Bree /17/ auf das einachsige Modell über, wobei er jetzt die dominierende Tangentialspannungskomponente betrachtete. Wie sich die einzelnen Grenzbereiche E, S, P, und R des sogenannten Bree-Diagramms (Abb. 5) bestimmen lassen, wurde von Moreton in /30, 31/ ausführlich beschrieben. Verschiedene Variationen des Bree-Diagramms mit den entsprechenden Belastungsarten (konstante Sekundärspannung mit zyklischer Primärspannung, zyklische Primär- und Sekundärspannungen und der klassische Fall einer konstanten Primärspannung mit überlagerter zyklischer Sekundärspannung) sind in Abb. 5 aufgeführt.

Die einzelnen Bereiche in dem Bree-Diagramm stellen sich wie folgt dar:

Bereich E: Der Werkstoff wird nur elastisch beansprucht.

Bereich S (shakedown): Plastifizierung nur im ersten Zyklus, danach wird der Werkstoff wieder elastisch beansprucht.

Bereich P: Zyklisches Plastifizieren in jedem Halbzyklus um den gleichen Betrag, aber mit jeweils umgekehrten Vorzeichen.

Bereich R (Ratcheting): Bei gleichbleibender zyklischer Beanspruchung wird der Werkstoff in jedem Zyklus um den gleichen Betrag plastisch verformt. Dieser Bereich ist für die Komponentenauslegung unzulässig.

Nach Bree ergab sich für das Ratcheting-Dehnungsinkrement pro Zyklus in dem Bereich R, für den Fall zyklischer Sekundärspannungen mit einer überlagerten konstanten Primärspannung (rechtes Bild in Abb. 5):

$$\delta(\tau) = 2 \cdot \sigma_t / E \cdot \{ 1 - 2 \cdot \sqrt{(\sigma_t - \sigma_p) / \sigma_t} \} \quad (2.1.8)$$

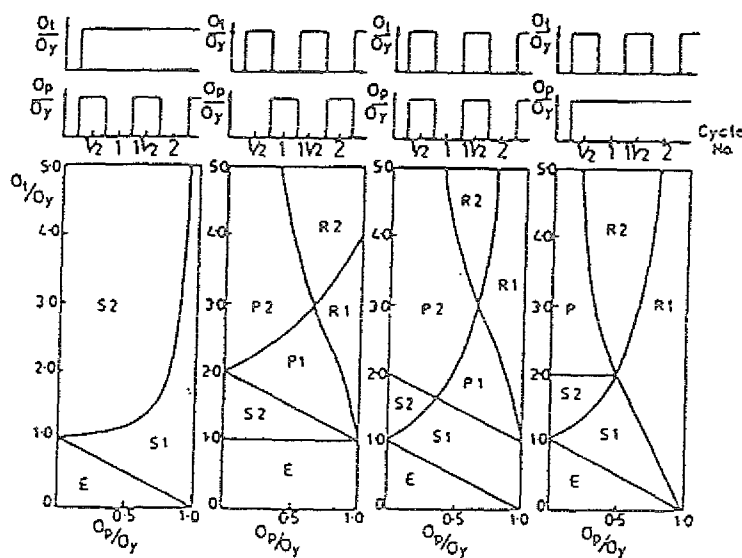


Abb. 5. Variationen des Bree-Diagrammes für die im oberen Bereich aufgeführten unterschiedlichen Belastungsarten /30, 31/

Zu ähnlichen Resultaten wie Bree kam auch Burgeen /32, 33/, als er das Verformungsverhalten von Stäben unter einachsiger konst. Primärspannung mit einer linearen und einer parabolischen Temperaturverteilung untersuchte.

Eine experimentelle Überprüfung der Bree-Theorie findet sich in der Literatur z.B. unter /34/. Hier wurde eine Apparatur vorgestellt, mit der es möglich ist, auf rein mechanischem Wege zyklisch induzierte Wärmespannungen zu simulieren. Dazu wurde ein Cu-Draht über eine Rolle gespannt und an seinen beiden freien Enden mit Gewichten belastet (Abb. 6). Die mechanisch induzierten "Wärmespannungen" wurden nun dadurch erzeugt, daß sich die beiden Gewichte zyklisch auf und ab bewegen, wenn die Rolle durch ein entsprechendes Drehmoment angetrieben wird. In /30/ wurde ein gleicher Versuch nur an Stelle des Cu-Drahtes mit einem Stahldraht durchgeführt. Die experimentelle Überprüfung des Bree-Diagrammes nach Abb. 5 (rechtes Bild) mit der oben beschriebenen Apparatur zeigte für die Ratcheting-Grenze (Linie bei deren Überschreiten man sich in den Bereichen R1 und R2 befindet) eine gute Übereinstimmung mit den Vorhersagen nach Bree /30, 34/.

Größere Abweichungen zwischen Experiment und theoretischer Vorhersage ergaben sich aber bezüglich der zu erwartenden Ratcheting-Dehnungsinckremente. Die Autoren führen dies auf die Nichtberücksichtigung der Temperaturabhängigkeit von E und σ_y , sowie auf Dehnungsanteile aus viskoser Verformung, auch bei den tiefen Temperaturen, zurück.

Abschließend sei festgestellt, daß als Auslegungskriterium gegen Ratcheting oftmals die "Shake Down"-Grenze vorgeschlagen wird /26/ (in Abb. 5 die Bereiche $S_{1,2}$).

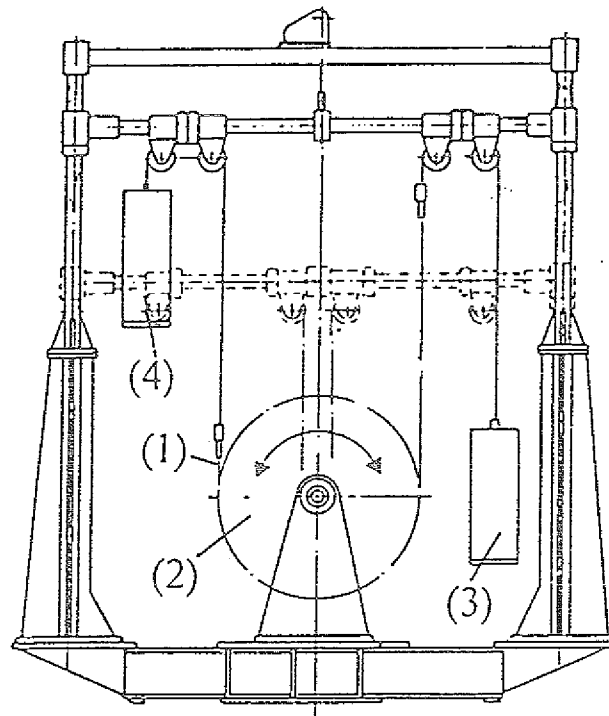


Abb. 6. Ratcheting-Apparatur nach /30, 34/: Die Thermospannung wird durch zyklisches Verbiegen des Drahtes (1) um die Rolle (2) erzielt. Die Primärspannung wird durch die Gewichte (3) und (4) erzeugt.

2.1.3 Rohr bei axialsymmetrischer Temperaturzyklisierung

Anders als in Kapitel 2.1.2 stellen sich die Probleme für Rohre dar, die in Axialrichtung einer wechselnden thermischen Belastung unterworfen sind. Hierbei soll zunächst zwischen zwei Belastungsarten unterschieden werden:

1. Belastungsfall 1:
Thermische Zyklisierung der einen axialen Rohrhälfte, währenddessen sich die andere Rohrhälfte auf konstanter Temperatur befindet /12, 35, 36 /.
2. Belastungsfall 2:
Zyklisches Eintauchen (axiale Rohrrichtung) eines begrenzten Bereiches am Rohr in eine heiße Flüssigkeit /12, 13, 35/.

Berechnungen zu der ersten oben geschilderten Belastungsart stammen von Arnaudeau et al. /37/, die vorausgesagte Ratcheting-Dehnung stieg mit der Zunahme von σ_r und σ_z an.

Eine experimentelle Anordnung, mit der die eingangs beschriebenen Temperaturverhältnisse (Belastungsarten 1 und 2) für ein Rohr nachvollzogen werden konnten, ist unter /13/ beschrieben. Hier wurde die Probe durch einen HF-Generator induktiv beheizt. Zur Erzielung axialsymmetrischer Temperaturverteilungen rotierte das Rohr noch zusätzlich um seine Längsachse. Durch zyklisches Ein- und Ausschalten des HF-Generators wird

das stationäre thermische Zyklieren simuliert (Belastungsfall 1), durch zyklisches Eintauchen des Rohres um einen kleinen Längenbereich in ein Wasserbad bei eingeschaltetem HF-Generator wurde die bewegte Temperaturfront entlang der Rohrachse simuliert (Belastungsfall 2).

Für axial bewegte Temperaturfelder konnte in /13/ eine Dickenabnahme des Rohres festgestellt werden, welche mit zunehmender Zyklentemperatur bei sonst gleichen Versuchsbedingungen ebenfalls abnahm. Unterschreitet die maximale Zyklentemperatur eine untere kritische Temperaturschwelle, so konnten keine radialen Kontraktionseffekte im Rohrwandbereich mehr festgestellt werden. Die größte in /13/ erzielte Rohrwandschrumpfung betrug ca. 11 % bei einer maximalen Temperatur im Zyklus von 500 °C.

Ähnliche Versuche wie in /13/ wurden auch von Ohshima /38/ durchgeführt, wobei die Rohrprobe bei einer Temperatur von 550 °C zyklisch in ein Natriumbad mit 150 °C eingetaucht wurde. Auch bei dieser Versuchsführung konnte eine Dickenabnahme in einer Größenordnung von ca. 10 % im Rohrwandbereich nachgewiesen werden.

2.2 Ratcheting bei einem Werkstoffverhalten im Übergangsbereich

Nachfolgend wird ein Temperaturbereich behandelt, bei dem der Einfluß des Kriechens eine nicht dominante Rolle spielt.

Burke und Turkalo /11/ untersuchten 1952 den Einfluß metallkundlicher Vorgänge auf das Ratcheting-Phänomen, indem sie eine fortschreitende Verformung von Zink-Bikristallen ($T_M = 419,6^\circ\text{C}$) aufgrund wechselnder Temperaturen im Bereich $100^\circ\text{C} \leq T \leq 300^\circ\text{C}$ bei ausbleibender Primärspannung nachwiesen. In /11/ ermittelten die Autoren nach 500 Zyklen eine Verkürzung des Zink-Bikristalles von $\Delta l = -0,14\text{mm}$. Bei der gleichen Zyklenanzahl, jetzt aber anderer Kristallorientierung, stellte sich hingegen eine Verlängerung von $\Delta l = 0,5\text{mm}$ ein. Chiswik /14/ erweiterte 1957 die von /11/ gemachten Betrachtungen, indem er den Einfluß von unterschiedlichen Korngrößen, Anfangsverformungsgraden, verschiedenen Wärmebehandlungen und Texturen auf die durch thermisches Zyklieren erzielten plastischen Dehnungsinkremente anhand von Uran-Polykristallen untersuchte. Im Gegensatz zu /11/ sprach Chiswik in seinen Untersuchungen bei einer reinen thermischen Zyklierung nur von Verlängerungen, Hinweise auf Kontraktionseffekte bei Uran-Polykristallen blieben also aus.

In /39/ werden Ergebnisse aus einem Experiment mit einem Rohr unter konstantem Innendruck vorgestellt. Das Rohr wurde bei Temperaturen von $400^\circ\text{C} < \Delta T < 600^\circ\text{C}$ zyklischen Belastungen ausgesetzt (13 Zyklen, Zyklenauer ca. 160 h). Aus dem Experiment resultierte eine Zunahme der Dehnung in Umfangsrichtung von ca. 0,33 %. Diesen Ergebnissen wurden Resultate aus FE-Rechnungen gegenübergestellt, wobei hier neben dem elastoplastischen Materialverhalten auch ein nichtlineares Kriechgesetz mit in die Rechnung einging. Bezüglich der aus den FE-Rechnungen abgeleiteten Ratcheting-Dehnungen ergaben sich recht gute Übereinstimmungen mit den Daten aus dem Experiment.

2.2.1 Das erweiterte Bree-Modell

Bereits Bree /17/ hat den Einfluß von Relaxationsvorgängen auf das Ratcheting-Verhalten an Rohrproben untersucht. Er nahm für die Betriebsphasen erhöhter Temperaturen in den Temperaturzyklus den Grenzfall einer vollständigen Relaxation der Sekundärspannungen auf die Primärspannung an. Dadurch ist jeder Zyklus wie ein erster Zyklus anzusehen, wodurch in dem Bree-Diagramm (Abb. 5, rechtes Bild) die Bereiche S_1 , S_2 und P entfallen. Dies hat zur Folge, daß sich die Grenzbedingungen für das Auftreten von Ratcheting zu geringeren Spannungswerten verschieben /17, 40/. Bei gleichem Verhältnis von Primär- zur Sekundärspannung tritt jetzt unter dem zusätzlichen Einfluß von Kriecheffekten ein schnelleres Überwechseln in die ungewollte Ratchetingphase auf.

Fast gleichzeitig hatte Anderson /41/ ähnliche Überlegungen wie Bree angestellt. Zur Überprüfung seiner Methode führte er Versuche mit rechteckförmigen Proben durch, die in einem Rohrofen einer konstanten axialen Last ausgesetzt waren. Zur Simulation der Wärmespannung wurde die Probe zusätzlich in dem Rohrofen zyklisch um ihre Längsachse verbogen. Im Vergleich zu dem Experiment waren bei /41/ die berechneten axialen Ratcheting-Dehnungen um einen Faktor 1,5 größer und mit steigender Zyklenanzahl nahmen die Ratcheting-Dehnungsinkremente ab. In einer weiteren Veröffentlichung untersuchte Anderson /42/ den Einfluß der Veränderung von Primärspannung und Halbzyklenzeit mit der eingangs beschriebenen Apparatur. Eine Verringerung der Primärspannung führte zu abnehmenden, eine Verringerung der Zykluszeit zu erhöhten Ratcheting-Dehnungen.

2.2.2 Das "elastic-core"-Konzept

Von einer ganz anderen Betrachtungsweise, die in den ASME- Code Case N 47 /43/ eingeflossen ist, gehen die Autoren O'Donnell und Porowski in /27, 44, 45, 46/ aus. Die Grundannahmen entsprachen denjenigen von Bree /40/: Lineare zyklische Temperaturverteilung, konstante Primärspannung elastisch-idealplastisches Werkstoffverhalten, konstante Werkstoffparameter, keine Verfestigungseffekte und einachsiger Spannungszustand. Die wesentliche Annahme aber war, daß Kriecheffekte nur während der Hochtemperaturphase im Zyklus stattfinden. O'Donnell und Porowski postulierten eine Zone ebener Spannung σ_e in der Rohrwand, die während des Zyklus immer unterhalb der Streckgrenze blieb. Aus Untersuchungen von Frederick und Anstrong /47/ geht hervor, daß vorhandene Eigenspannungen nach einer endlichen Anzahl von durchlaufenen Zyklen keinen Einfluß mehr auf die stationäre Spannungsverteilung haben, die jetzt nur noch durch das Zusammenwirken von konstanter Primär- und zyklischer Sekundärspannung bestimmt wird. Diese Erkenntnis sichert das von O'Donnell und Porowski vorgeschlagene "elastic-core"-Konzept, denn durch anfänglich hohe Eigenspannungen kann σ_e nicht beeinflußt werden und es gilt immer $\sigma_e \leq \sigma_y$.

Die Bestimmung der Gesamtdehnung unter Ratcheting-Bedingungen geschieht nun folgendermaßen:

Zunächst wird anhand der bekannten Werte von Primär- und Sekundärspannung der Belastungsbereich im Bree-Diagramm bestimmt (Abb. 5, rechtes Bild). Bei Kenntnis

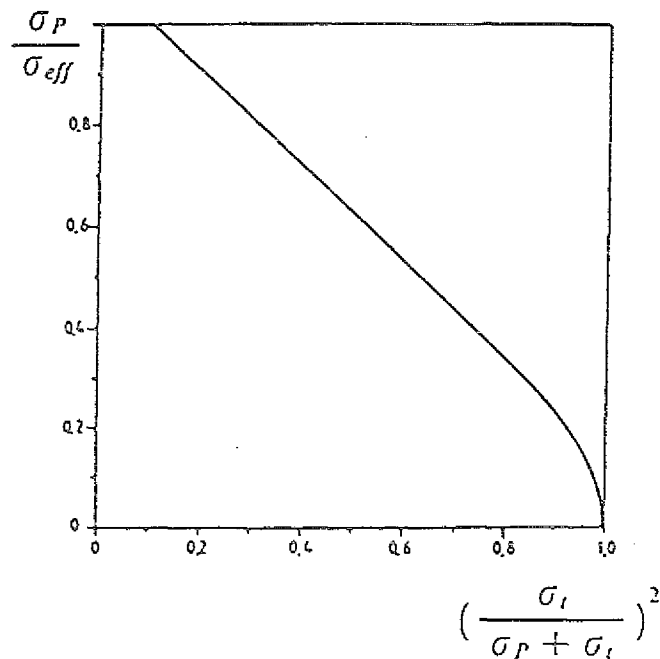


Abb. 7. Experimentell bestimmter Effektivspannungsverlauf nach [2, 48/

dieses Bereiches, kann die maximale Spannung $\sigma_e = f(\sigma_P, \sigma_i, \sigma_y)$ im elastischen Rohrwandbereich berechnet werden.

Danach wird das pro Halbzyklus plastisch akkumulierte Dehnungsinkrement, wieder in Abhängigkeit des jeweiligen Bereiches in dem Bree-Diagramm, bestimmt.

Zur Bestimmung des Kriech- Dehnungsinkrementes ε_c wird die maximale Spannung σ_c mit einem Sicherheitsfaktor 1,25 beaufschlagt. An Hand dieser neuen Größe wird nun aus den isochronen σ, ε - Kurven des betrachteten Werkstoffes der Kriechdehnungsanteil über den Zeitraum der Gesamtbelastung bestimmt. Damit ergibt sich aus der Division durch die Zyklenanzahl das gesuchte pro Zyklus akkumulierte Kriechdehnungsincrement.

2.2.3 Das Effektivspannungsmodell

Für wichtige Anwendungsfälle wurden eine Vielzahl von Versuchen mit der Überlagerung von Primären- und wechselnden Sekundärspannungen durchgeführt [48/]. Hieraus konnte die in Abb. 7 dargestellte Grenzlinie abgeleitet werden, mit der sich konservative Werte einer äquivalenten Kriechspannung σ_{eff} für Festigkeitsnachweise finden lassen. Nach einem Vorschlag von Roche [48/] läßt sich eine solche äquivalente Kriechspannung σ_{eff} definieren, die als fiktive statische Spannung zu einer gleichgroßen Kriechgeschwindigkeit führt, wie diejenige Spannungsverteilung, die sich unter Ratcheting-Bedingungen aus der Überlagerung von Primär- und Sekundärspannung ergibt.

Werden die Einflüsse einer Werkstoffverfestigung mit berücksichtigt, so nehmen die pro Zyklus akkumulierten Ratcheting-Dehnungsinkremente ab /6/. Roche et al. haben dieses mit Zug-Torsionsversuchen an Rohrproben /48/ gezeigt. Bei der Auftragung der pro Zyklus akkumulierten axialen Dehnung in Abhängigkeit des zyklischen Verdrehwinkels verminderten sich die plastischen Dehnungsinkremente stark mit fortlaufender Zyklenzahl.

2.3 Zeitabhängiges Werkstoffverhalten

Bei ausreichend hohen Temperaturen ($T = 800\text{ °C}$) kann der Verformungskennwert, Streckgrenze σ_y , nicht mehr zur Vorhersage von Ratcheting-Ereignissen herangezogen werden, da jetzt Kriecheffekte den dominierenden Anteil bei der Werkstoffverformung übernehmen (Abb. 1). Die Streckgrenze nimmt mit steigender Temperatur ab und wird dehnratenabhängig, das Gleichgewicht Spannung-Dehnung wird durch ein Quasigleichgewicht aus Dehnrate und Spannung ersetzt.

Am häufigsten werden Kriechversuche an Zugproben unter einachsiger Belastung bei hohen Temperaturen durchgeführt. Die hieraus resultierenden Kriechkurven (Dehnung über der Zeit) lassen sich in drei charakteristische Bereiche /49, 50, 51/ einteilen:

1. Primärbereich oder Übergangskriechen

Ständig werden hier neue Versetzungen produziert. Die Versetzungsdichte nimmt stark zu. Durch gegenseitige Beeinflussung der Versetzungen werden diese in ihrer Bewegung behindert, was zu einer Abnahme der Kriechgeschwindigkeit führt.

2. Sekundäres oder stationäres Kriechen

Verfestigung und Entfestigung stehen im Gleichgewicht, was in diesem Bereich zu einer konstanten Dehnrate führt. Als entfestigende Vorgänge sind Quergleitprozesse von Schraubenversetzungen und diffusionskontrolliertes Klettern von Stufenversetzungen zu nennen.

3. Tertiärbereich

Die Kriechgeschwindigkeit nimmt, verursacht durch das Einschnüren und die Ausbildung von Mikrorissen und Poren, wieder stark zu. Das Ende des tertiären Bereiches ist stets mit dem Bruch verbunden.

Für die späteren Berechnungen muß nun auf eine Beschreibung des Kriechens eingegangen werden. :

2.3.1 Mathematische Beschreibung der Kriechdehnung

2.3.1.1 Kriechen unter einachsiger Belastung

Zur Bestimmung der Dehnungen in den drei charakteristischen Kriechbereichen sind eine Vielzahl von Ansätzen entwickelt worden, die einen Zusammenhang zwischen Dehnung, Spannung und der Zeit liefern. Die im folgenden aufgezählten Kriechgesetze gelten für den Fall der einachsigen Belastung.

Primäres Kriechen: Im primären Kriechbereich wird die Abnahme der Kriechgeschwindigkeit mit fortlaufender Zeit meistens durch eine e-Funktion, wie z.B. nach Garofalo, angenähert /52/

$$\varepsilon_c(t) = \varepsilon^* \cdot (1 - e^{-a \cdot t}) \quad (2.3.1)$$

wobei ε^* die Dehnung zu Beginn des sekundären Kriechbereiches darstellt und a eine Konstante ist. Neben dem Kriechgesetz von Garofalo werden weitere Ansätze z.B. von Webster, Dyson, Mc. Lean und Blackburn angewendet /53/, auf die hier aber nicht näher eingegangen werden soll.

Sekundäres Kriechen: Die Dehngeschwindigkeit ist stark von der wirkenden Spannung bei vorgegebener Temperatur abhängig. Das heute in der Werkstoffmechanik oft benutzte Kriechgesetz von Norton und Bailey aus dem Jahre 1929 /53/ lautet:

$$\dot{\varepsilon}_c = k(T) \cdot \sigma^n \quad (2.3.2)$$

Die Temperaturabhängigkeit der Kriechkonstanten $k(T)$ wird durch eine Gleichung vom Typ "Arrhenius" beschrieben, womit im wesentlichen die Auswirkungen von Diffusionsprozessen im Werkstoff /9, 10, 21, 53/ berücksichtigt werden.

$$k(T) = k_0 \cdot \exp \left\{ \frac{-Q_c}{R \cdot T} \right\} \quad (2.3.3)$$

Mit Q_c wird die Aktivierungsenergie der Selbstdiffusion bezeichnet. Für technische Anwendungen empfiehlt es sich, den Kriechexponenten n ebenfalls temperaturabhängig zu machen.

Zusätzlich kann in das Norton'sche Kriechgesetz noch der Einfluß der Werkstoffverfestigung mit eingebunden werden. Hierbei berücksichtigt die Zeitverfestigung vorwiegend thermisch bedingte Prozesse, wie z.B. die Entstehung und/ oder die Vergrößerung von Ausscheidungen. Die Dehnungsverfestigung berücksichtigt Versetzungsprozesse. Je nachdem, ob der Weg über die Zeitverfestigungstheorie (time-hardening) oder über die Dehnungsverfestigungstheorie (strain-hardening) gewählt wird, hat das Norton'sche Kriechgesetz jetzt das folgende Aussehen /9, 20, 21, 54/ :

$$\dot{\varepsilon}_c = k(T) \cdot \sigma^n \cdot \mu \cdot t^{\mu-1} \quad (2.3.4)$$

$$\dot{\varepsilon}_c = m \cdot B^{1/m} \cdot \sigma^{n/m} \cdot \varepsilon^{(m-1)/m}$$

mit μ , m als Konstanten, wobei $m \leq 1$ gilt. In /9, 21/ wird für $m = 1/3$ gesetzt, für INCOLOY 800 werden Werte zwischen $0,15 \leq m \leq 0,45$ angegeben /55/. B ist eine modifizierte Kriechkonstante in der die Größe $k(T)$ eingeht.

Tertiäres Kriechen : In diesem Bereich ist die gleichzeitige Querschnittsverminderung und Werkstoffbeschädigung (z.B. Kriechporen) zu beachten, was z.B. in dem Ansatz von Kachanov mit berücksichtigt wird /56, 53/.

2.3.1.2 Mehrachsiges Kriechen

Nachdem in dem Kapitel 2.3.1 die Kriechdehnratengleichungen für den einachsigen Belastungsfall vorgestellt wurden, soll nun auf den mehrachsigen Fall mittels der Invariantentheorie /49/ eingegangen werden. Zur Beschreibung des zeitabhängigen Dehnverhaltens wird für das Stoffgesetz der Norton-Ansatz als Ausgangspunkt gewählt (Gl.2.3.2). Um eine Beziehung zwischen Dehnungsgeschwindigkeits-Tensor $\dot{\epsilon}_{c,ij}$ und Spannungstensor σ_{ij} angeben zu können, sollten die folgenden Postulate erfüllt werden /49/ :

1. Im einachsigen Zustand gilt das Norton'sche Kriechgesetz.
2. Die Kriechverformung ist inkompressibel, d.h. es gilt Volumenkonstanz $\Delta V = 0$ und somit $\dot{\epsilon}_{c,11} + \dot{\epsilon}_{c,22} + \dot{\epsilon}_{c,33} = 0$.
3. Die Verzerrungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{c,ij}$ wird von einem überlagerten hydrostatischen Druck $\sigma_m = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3$ nicht beeinflusst. So erscheint es an dieser Stelle günstig, den Spannungstensor σ_{ij} in den Spannungsdeviator $S_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot \sigma_m$ und in den Kugeltensor $\delta_{ij} \cdot \sigma_m$ aufzuspalten.

Durch das Postulat 3 wird die durchgehende Verwendung des Spannungsdeviators S_{ij} anstelle des Spannungstensors σ_{ij} bedingt (bei einer Überlagerung eines hydrostatischen Druckes ändert sich σ_{ij} und S_{ij} bleibt unverändert). Aus den beiden Postulaten 2 und 3 kann nun im einfachsten Fall folgende Beziehung zwischen Dehnrates und Deviator aufgestellt werden /49/.

$$\dot{\epsilon}_{c,ij} = C \cdot S_{ij} \quad (2.3.5)$$

Hierbei ist $C = f(I_1, I_2, I_3)$ eine Funktion des Spannungsdeviators. Als Grundinvarianten ($I_{1,2,3}$) werden die drei Koeffizienten der charakteristischen Gleichungen des symmetrischen Tensors S_{ij} bezeichnet. (Invarianten sind diejenigen Größen, die aus den S_{ij} -Komponenten so gebildet werden können, daß sie sich bei einer Koordinatentransformation nicht ändern). Die erste Invariante stellt die Spur des Deviators $I_1 = \sum_i S_{ii}$ dar. Sie ergibt sich beim Deviator zu Null und spielt für die weitere Betrachtung keine Rolle. Die zweite Invariante errechnet sich zu $I_2 = \frac{1}{2} (S_{ij} S_{ij})$. Sie hängt folgendermaßen mit der Vergleichsspannung nach v. Mises σ_v zusammen:

$$\sigma_v = \sqrt{3 \cdot I_2} \quad (2.3.6)$$

Die dritte Invariante $I_3 = \det(S_{ij})$ wird aus der Determinante der Deviatorikkomponenten gebildet. Zur weiteren Vereinfachung schlägt Odqvist /49/ für die Hauptgleichung des mehrachsigen Kriechens die folgende Beziehung vor:

$$\dot{\epsilon}_{c,ij} = f(I_2) \cdot S_{ij} \quad (2.3.7)$$

Im Hinblick auf das erste Postulat ergibt sich nach Bestimmung der invarianten Funktion $f(I_2)$ die folgende mehrachsige Form:

$$\dot{\epsilon}_{c,ij} = \frac{3}{2} k(T) \cdot \sigma_v^{(n-1)} \cdot S_{ij} \quad (2.3.8)$$

Ein weiterer Effekt, dem bei der Beurteilung des Werkstoffverhaltens Beachtung geschenkt werden muß, ist die zeitabhängige Veränderung des Gefüges.

2.3.2 Negatives Kriechen

Die Beobachtung, daß sich einige der hochwarmfesten Werkstoffe im Kriechtemperaturbereich bei geringen Belastungen zunächst verkürzen, wird negatives Kriechen genannt. Bei alleiniger thermischer Auslagerung kommt es zu der Schrumpfung der Probe durch eine auslagerungskinetisch bedingte Volumenkontraktion /57, 92/. Bereits 1938 berichtete Pomp /58/ über eine beobachtete Verkürzung zugbeanspruchter Proben. Fountain und Korchynsky lieferten für das Phänomen des negativen Kriechens folgende Interpretation /59/ der für die Probenkontraktion verantwortlichen Festkörperreaktionen :

1. Dichteänderungen durch allotrope Umwandlungen
2. Ordnungsvorgänge, d.h. kleine ferngeordnete Bereiche in einer nahezu ungeordneten Mischkristallmatrix
3. Ausscheidungen, z.B. die Bildung von intermetallischen Phasen oder die Ausscheidungen und Vergrößerungen von γ' - Teilchen in Ni- Basislegierungen
4. Umlösungen der Ausscheidungen z.B. Carbide

Wie sich nach /59/ der Einfluß des negativen Kriechens unterbinden lässt, wird in Abb. 8 anhand der lösungsgeglühten Ni- 25,5% Mo Legierung vorgeführt. Zunächst wird gezeigt, wie erwartungsgemäß das "Abbiegen" in Richtung einer positiven Dehnung um so früher einsetzt, je höher die von außen anliegende Spannung σ ist. Wird aber die Probe vor Versuchsbeginn bei der Versuchstemperatur ausgelagert, so verschwindet der Einfluß der Volumenkontraktion (volle Kreise in Abb. 8).

Für hochwarmfeste Legierungen werden die zugrundeliegenden Gefügevorgänge nicht vollständig verstanden.

Matucha /60/ untersuchte 1988 die gefügebedingte Längenänderung an einer Nickel-Chrom-Basislegierung (NiCr23Co12Mo). Ausgehend von der bekannten Struktur der beiden hier interessierenden Carbide M_6C und $M_{23}C_6$ kann rechnerisch durch eine Volumenbilanz abgeschätzt werden, welche Längenänderung durch die Bildung der eingangs genannten Carbide zu erwarten ist. Nach /60/ setzt sich die nach Bildung der Carbide

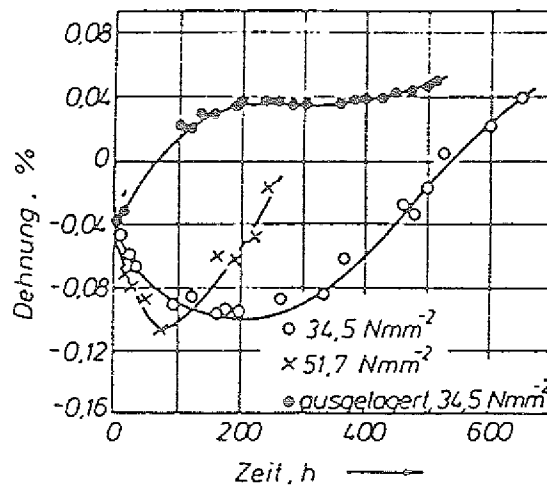


Abb. 8. Negatives Kriechen: Lösungsgeglühte Ni-25%Mo Legierung bei $T = 600\text{ °C}$ für verschiedene Spannungen bei unterschiedlicher Wärmebehandlung /57/.

gemessene Volumen- bzw. Längenänderung aus folgenden Beiträgen zusammen: Einer Verarmung im Mischkristall an Fremdatomen und dem damit verbundenen Volumenverlust der Matrix durch Bildung der Carbide und einer Volumenzunahme durch das Volumen der ausgeschiedenen Carbide. Im vorliegenden Fall ergibt sich aus den Abschätzungen von Matucha /60/ für die Bildung von M_6C eine Längenabnahme von 0,16%, während für die Bildung von $M_{23}C_6$ eine Abnahme von 0,07% berechnet wird. Bei den von /60/ angegebenen Zahlen handelt es sich um Maximalwerte, diese sind größer als die gemessenen Werte in den dazugehörigen Experimenten.

In Abb. 9 ist die gemessene negative Längenänderung in Abhängigkeit der Belastungsdauer für die Legierung X10NiCrAlTi 3220 (Handelsname INCOLOY 800) dargestellt /53/. Die maximale Längenabnahme nimmt mit steigender Temperatur zu und verschiebt sich zu kürzeren Zeiten hin.

Das negative Kriechen wird wieder durch Umlösungen der Sekundärcarbide hervorgerufen /57, 60/. Da der Prozeß der Carbidumwandlung diffusionskontrolliert ist, läuft dieser Vorgang bei höheren Temperaturen schneller ab. Die maximale Längenkontraktion durch das negative Kriechen ergibt sich nach Abb. 9 bei $T = 850\text{ °C}$ für INCOLOY 800 zu $\varepsilon = 0.03\text{ %}$.

In Abb. 10 ist das Ergebnis eines Kriechversuches an einer Normzugprobe dargestellt /61/. Diese Normzugprobe wurde aus einem dickwandigen Rohr (Durchmesser 80 mm, bei einer Wandstärke von 15 mm) herausgearbeitet und anschließend bei einer Primärspannung von 16,6 MPa und einer Versuchstemperatur von 900 °C belastet. Deutlich ist der negative Kriecheffekt trotz axialer Last zu erkennen ($\varepsilon_c(t = 98h) = -0,05\text{ %}$).

2.3.3 Zeitabhängige Zweistabmodelle

In der zweiten Hälfte der siebziger Jahre untersuchten Ponter et al. /9/ das Ratcheting-Verhalten der Zwei-Balkenstruktur für nichtlinear-viskoses Materialverhalten mit und

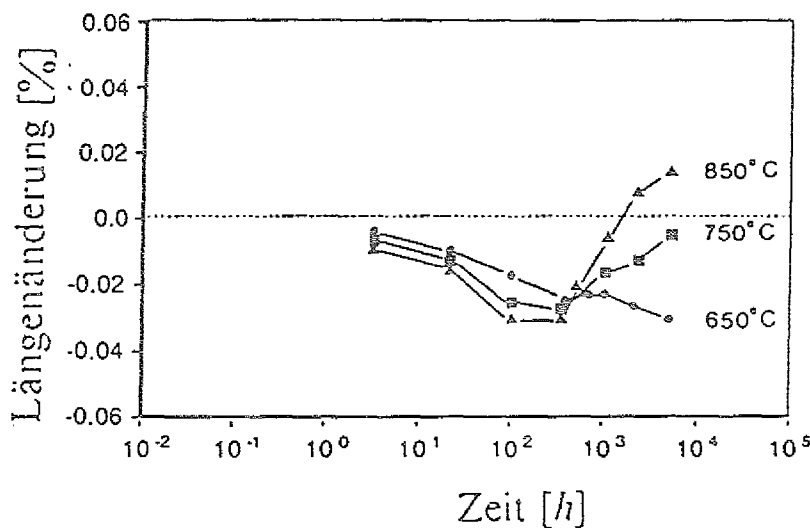


Abb. 9. Einfluß des negativen Kriechens bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen in Abhängigkeit von der Zeit (INCOLOY 800) [53/

ohne "strain-hardening" Einfluß, sowie auch die Auswirkung von Erholungseffekten (Baily-Orowan Modell [20/). Diese sollten nach [9/ bei Temperaturen $T > 0,5T_m$ im Falle geringer Spannungen mit berücksichtigt werden.

In den Arbeiten [9, 20, 21/ wird ein besonderes Augenmerk auf die sogenannten Restspannungsfelder gelegt, die sich aus dem Zusammenwirken von Primär- und Sekundärspannung ergeben. Unter den Restspannungen wird hier der Eigenspannungszustand verstanden, der nach Wegnahme aller äußeren Einflüsse ($\sigma_p = 0, \sigma_t = 0, \Delta T = 0$) am Ende der zyklischen Belastung in den Balken 1 und 2 noch vorliegt. Das Restspannungsfeld hängt im allgemeinen von der Zeit im Zyklus ab.

Wenn die Zykluszeit jedoch klein ist gegenüber Zeiten, bei denen merkliche Kriechverformungen auftreten, dann bildet sich ein zeitunabhängiges Restspannungsfeld aus. Dieses überlagert sich mit den übrigen noch am System wirkenden Spannungen (σ_p, σ_t).

In [9, 20, 21/ wird eine Lösung für hinreichend kurze Zykluszeiten vorgeschlagen ("rapid cycling solution").

Um die theoretischen Ratcheting-Kriechdehnungsinkremente überprüfen zu können, wurden mittels einer speziellen Apparatur [9, 62/ Versuche an reinen Al- Proben durchgeführt. Bei einem Temperaturunterschied zwischen den beiden Balken von $\Delta T = 50^\circ\text{C}$ und einer Primärspannung von $\sigma_p = 43,4\text{ MPa}$ ergab sich in dem Experiment eine Kriechratcheting- Dehnung von $\epsilon_R = 2,4 \cdot 10^{-4}h^{-1}$, der Wert aus den theoretischen Vorhersagen lag unter Einbezug von "strain-hardening-" Effekten bei $\epsilon_R = 2,5 \cdot 10^{-4}h^{-1}$, was eine recht gute Übereinstimmung darstellte.

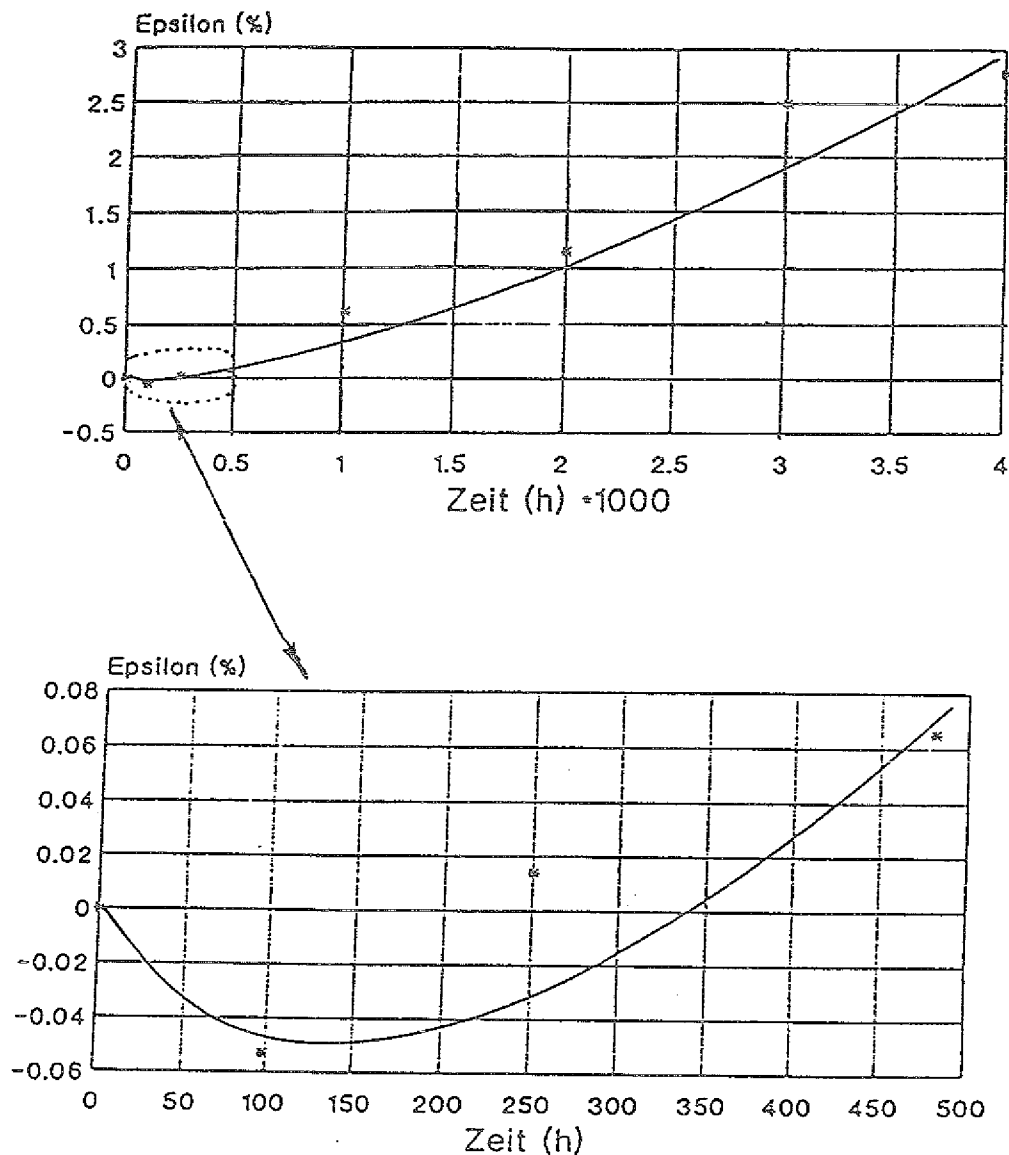


Abb. 10. Auswirkung des negativen Kriechens bei anliegender Axiallast: Dargestellt ist das Kriechverhalten einer Normzugprobe, die aus einer Rohrprobe (Durchmesser 80 mm, Wandstärke 15 mm) herausgeschnitten wurde. Die Versuchstemperatur betrug $T = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$ bei einer Primärspannung von $\sigma_P = 16,6\text{ MPa}$ [61].

2.3.3.1 Zweistabsystem mit temperaturunabhängigen Stoffwerten

Für ein Zwei-Balkensystem soll jetzt das mittlere Kriechratcheting-Dehnungsinkrement bei stark idealisierten Voraussetzungen abgeleitet werden:

1. Einachsiger Spannungszustand und Werkstoffisotropie
2. Rechteckförmiger Temperaturwechsel
3. Zyklen kurzer Dauer

2. Schriftumsauswertung zum Ratcheting-Effekt

4. Kein primäres Kriechen
5. Konstante Werkstoffparameter k , n , α und E
6. Das Norton'sche Kriechgesetz gilt im Zug- und Druckbereich

Wird das zyklische Temperaturverhalten für Balken 1 (Abb. 11) im ersten Halbzyklus ($0 \leq t \leq \Delta t$) durch $T_1 = T_0 + \Delta T$ und im zweiten Halbzyklus ($\Delta t < t \leq 2 \cdot \Delta t$) durch $T_1 = T_0 - \Delta T$ beschrieben und ist gleichzeitig die Temperatur im Balken 2 konstant, so hat die vom jeweiligen Halbzyklus abhängige Spannung in Balken 1 und 2 das folgende Aussehen /9/:

Erster Halbzyklus

$$\sigma_1 = \sigma_p - \sigma_t, \sigma_2 = \sigma_p + \sigma_t \quad (2.3.9)$$

Zweiter Halbzyklus

$$\sigma_1 = \sigma_p + \sigma_t, \sigma_2 = \sigma_p - \sigma_t \quad (2.3.10)$$

Der oben angegebene Spannungsverlauf ("thermoelastic solution") kann anhand von Abb. 11 erklärt werden.

Im ersten Halbzyklus möchte sich Balken 1 aufgrund seiner gegenüber Balken 2 um ΔT erhöhten Temperatur ausdehnen, dabei wird er aber von Balken 2 behindert. Hieraus folgt für Balken 1 eine thermisch induzierte Druckspannung, währenddessen in dem anderen Balken eine Zugspannung vorherrscht. Dieser Situation überlagert sich noch die Primärspannung als Zugspannung in beiden Balken. Im zweiten Halbzyklus kehren sich die Vorzeichen der Thermospannungen um, d.h. Zug in Balken 1 und Druck in Balken 2. Nach einer anfänglichen Anzahl von durchlaufenden Zyklen kann jetzt für die mittlere Ratcheting-Kriechdehnung des eingeschwungenen stationären Zustandes über den Zeitraum eines Zyklus angesetzt werden /19/

$$\overline{\dot{\epsilon}_{R,1,2}} = \frac{1}{\tau} \cdot \int_0^{\tau} k \cdot \sigma_{1,2}^n \cdot dt \quad (2.3.11)$$

und schließlich für die Kriechratcheting-Dehnrates mit der Kompatibilitätsbedingung (Gl.2.1.4) nach jedem vollen Zyklus:

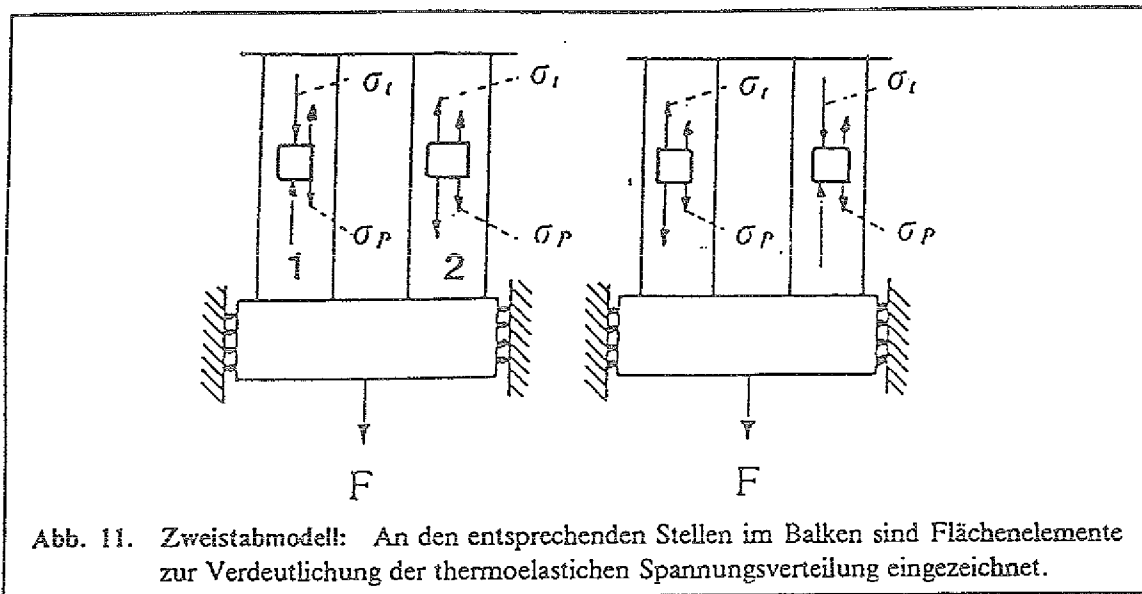
$$\overline{\dot{\epsilon}_{R,1,2}} = \frac{k}{\tau} \cdot \left\{ \int_0^{\tau/2} |\sigma_p - \sigma_t|^{n-1} \cdot (\sigma_p - \sigma_t) \cdot dt + \int_{\tau/2}^{\tau} |\sigma_p + \sigma_t|^{n-1} \cdot (\sigma_p + \sigma_t) \cdot dt \right\} \quad (2.3.12)$$

Nach jedem vollen Zyklus ergibt sich also ein Kriechratcheting-Inkrement von

$$\bar{\epsilon}_{R,1,2} = k \cdot \left\{ |\sigma_p - \sigma_t|^{n-1} \cdot (\sigma_p - \sigma_t) + |\sigma_p + \sigma_t|^{n-1} \cdot (\sigma_p + \sigma_t) \right\} \cdot \frac{\tau}{2} \quad (2.3.13)$$

dessen schematischer Verlauf für 5 Halbzyklen einmal in Abb. 12 aufgeführt ist (Kurve b). Deutlich ist, verglichen mit der erzielten Kriechdehnung unter konstanten Temperaturverhältnissen ($\sigma_t = 0$ in Kurve a), die wesentlich höhere bleibende Dehnung durch die überlagerte Ratcheting-Belastung zu beobachten.

Die in Gl.(2.3.13) vorgenommene Abschätzung gilt nur für Zyklen kurzer Dauer, wenn sich die Spannungen in den Balken nicht ändern (keine Relaxation).



2.3.3.2 Zwei-Stabsystem mit temperaturabhängigen Stoffwerten

Eine sehr ausführliche Beschreibung der Zwei-Balkenstruktur als Multiparametersystem mit den temperaturabhängigen Stoffwerten $E_{1,2}$, $k_{1,2}$, $n_{1,2}$ und $\alpha_{1,2}$ wird in /63/ vorgestellt. Zusätzlich haben die zwei Balken jetzt unterschiedliche Querschnitte $A_{1,2}$. Die Belastung des Systems erfolgt wieder aus der Überlagerung von zeitlich konstanter Primärspannung und zyklischen Sekundärspannungen. Da die Temperatur eines Stabes sich sprunghaft bei dem Übergang von einem Halbzyklus zu dem nächsten ändert, werden die Stoffwerte durch Stufenfunktionen beschrieben.

Um eine Aussage über die zu erwartenden Kriechratcheting-Dehnungszinkremente gewinnen zu können, wird auf die drei Gleichungen, nämlich die Gleichgewichtsbedingung (Gl.2.1.1), das Stoffgesetz und die Kompatibilitätsbedingung (Gl.2.1.4) zurückgegriffen. Das Stoffgesetz wurde unter Einbeziehung thermischer Dehnraten als Ratengleichung für die Gesamtverzerrung formuliert:

$$\dot{\epsilon}_{1,2} = \frac{\dot{\sigma}_{1,2}}{E_{1,2}} + k(T)_{1,2} \cdot \sigma_{1,2}^{n_{1,2}} + \alpha_{1,2} \cdot \dot{T}_{1,2} \quad (2.3.14)$$

In /63/ wird nun eine Möglichkeit zur Bestimmung der Kriechratcheting-Dehnung aus den drei eingangs erwähnten Basisgleichungen vorgeschlagen (numerische Lösung einer nichtlinearen Differentialgleichung erster Ordnung mittels dem Runge-Kutta Verfahren). Die Lösung für einen Halbzyklus ist mit dem Zustand des darauf folgenden Halbzyklus durch sprunghafte Änderungen von E , α , T und F verknüpft (Stufenfunktion der Parameter), woraus sich dann die zu erwartende Kriechratcheting-Dehnung eines ganzen Zyklus bestimmen läßt. Dieses Ergebnis wird dann einer Dimensionsanalyse /64/, hier mit der zusätzlichen Vereinfachung, daß gleiche Balkenquerschnitte vorliegen und daß keine Temperaturabhängigkeit für E und n besteht, unterzogen. Die Kriechratcheting-Dehnrates ergibt sich wieder aus dem integralen Mittelwert über einen ganzen Zyklus.

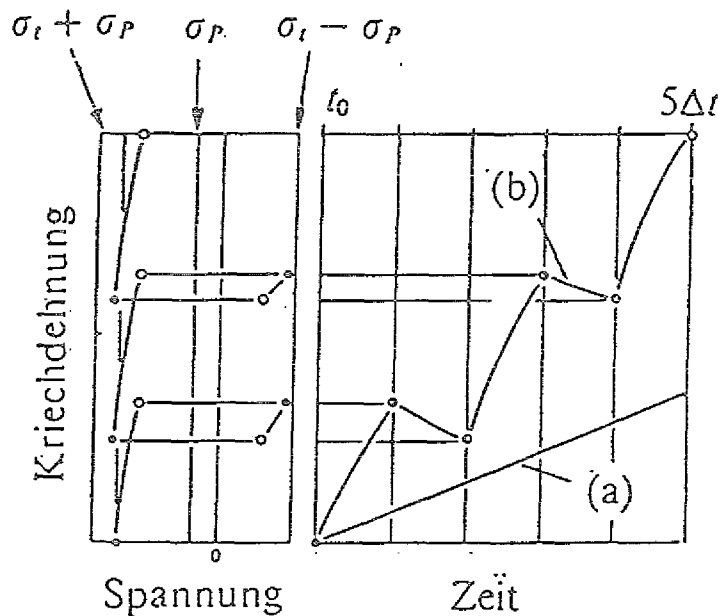
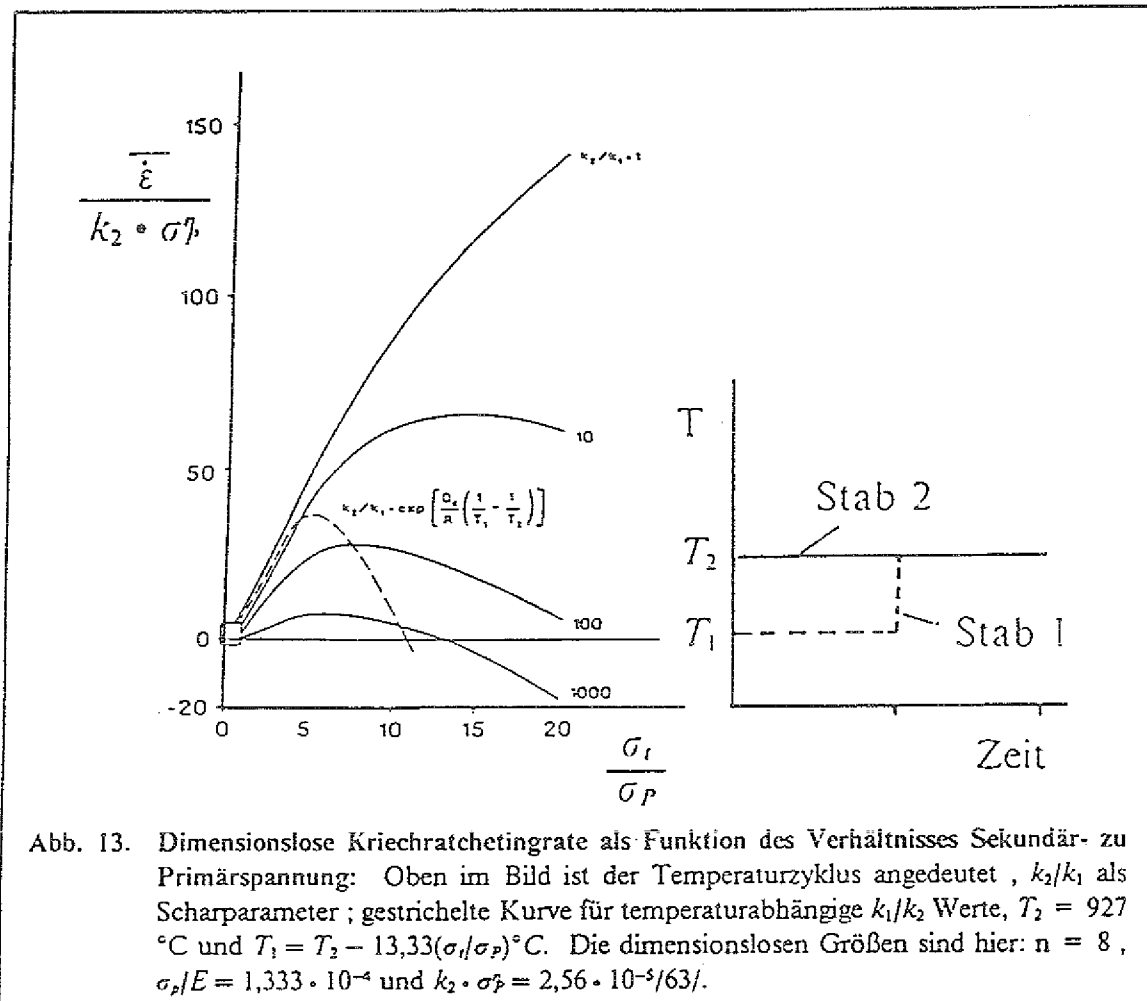


Abb. 12. Schematischer Kriechdehnungsverlauf für (a) Zeitstandbelastung und (b) Kriechratchetingbelastung [6/]

$$\bar{\epsilon}_R = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} \dot{\epsilon} \cdot dt = f(\sigma_p, E, \sigma, \Delta T, k_1, k_2, n, \tau) \quad (2.3.15)$$

Aus den 8 Argumenten der Funktion $f()$ werden 6 dimensionslose Parameter gebildet, etwa σ_p/E , $k_2 \cdot \sigma_p^n \cdot \tau$, n , $k_2/k_1 \cdot \sigma_t/\sigma_p$ und $\dot{\epsilon}/k_2 \cdot \sigma_p^n$, wobei die ersten 3 Parameter für die darauf folgende Rechenserie vorgegeben werden. Der sich aus den Berechnungen ergebende Zusammenhang $k_2/k_1 \cdot \sigma_t/\sigma_p$ und $\dot{\epsilon}/k_2 \cdot \sigma_p^n$ ist in Abb. 13 dargestellt.

Aus dieser Abbildung läßt sich ableiten, daß für konstante Werte $k_2/k_1 > 1$ die Kurvenschar ein Maximum besitzt. Größere σ_t/σ_p -Verhältnisse führen bei konstanten k_2/k_1 -Verhältnissen zu negativen Kriechratcheting-Dehnungen. Die gestrichelt eingezeichnete Kurve ist typisch für ein aus gleichen metallischen Stäben vorgegebenes Stabsystem, bei dem das Verhältnis k_2/k_1 durch eine Arrhenius-Beziehung wiedergegeben werden kann. σ_t ist über die Temperaturdifferenz direkt mit $k_1/k_2 \sim \exp \sigma_t$ verbunden, d.h. das k_1/k_2 -Verhältnis ist nicht frei wählbar. Durch eine Erhöhung von σ_t erhöht sich auch die Temperaturdifferenz ΔT , das k_2/k_1 -Verhältnis verschiebt sich demnach auch zu größeren Werten. Dies bedeutet, daß mit steigendem k_2/k_1 -Verhältnis das Kriechen in dem kalten Stab immer mehr abnimmt. Der kältere Stab übt jetzt eine starke Stützwirkung auf das System aus, was auch hier zu einem Kontraktionseffekt führen kann. Ebenso kann natürlich das σ_t/σ_p Verhältnis durch eine Zurücknahme der Primärspannung mächtig vergrößert werden, was ebenfalls zu Kontraktionseffekten in der Zwei-Balkenstruktur führt (in Abb. 13 $k_2/k_1 = 1000$).



2.3.3.3 Negatives Kriechratcheting in dem Zwei-Balkensystem

Erste Hinweise auf einen Kontraktionseffekt bei einer nichtvorhandenen Primärspannung $\sigma_P = 0$ finden sich in der Literatur unter /10/. Gegenstand der Berechnung ist hier eine dünne Platte, die an ihren beiden Oberflächen zyklisch beheizt wird.

Es scheint auf jeden Fall sinnvoll zu sein, die Temperaturabhängigkeit der Kriechparameter k und n mit zu berücksichtigen, um Konservativitäten, wie sie bei zu stark vereinfachten Annahmen z.B. in Gl.(2.3.13) auftraten, vorzubeugen. Dennoch kann man sich mit stark vereinfachten Annahmen Erklärungen z.B. für das Auftreten von Kontraktionseffekten bei $\sigma_P = 0$ in der Zwei-Balkenstruktur verschaffen. Im folgenden soll wieder am einfachen Zwei-Stabsystem das Auftreten des Kontraktionseffektes bei ausbleibender Primärlast mit Hilfe von Abb. 14 rein phänomenologisch erklärt werden. Zu Beginn der zyklothermischen Belastung befinden sich die beiden Stäbe auf gleicher Temperatur. Im ersten Halbzyklus wird die Belastungstemperatur T_2 des Stabes 2 sprunghaft um ΔT vermindert, beide Balken ziehen sich um den Betrag $-\alpha \cdot \Delta T/2$ zusammen (Stab 2 alleine würde sich um $-\alpha \cdot \Delta T$ zusammenziehen). Nach diesem "spontanen Sprung" um $-\alpha \cdot \Delta T/2$ liegt in Stab 1 eine Druckspannung vor, währenddessen in Stab 2 eine Zugspannung vorherrscht. Stab 1 ist aber aufgrund seiner höheren Temperatur "kriechfreudiger" als Stab 2, was in dem ersten Halbzyklus eine Kontraktion um

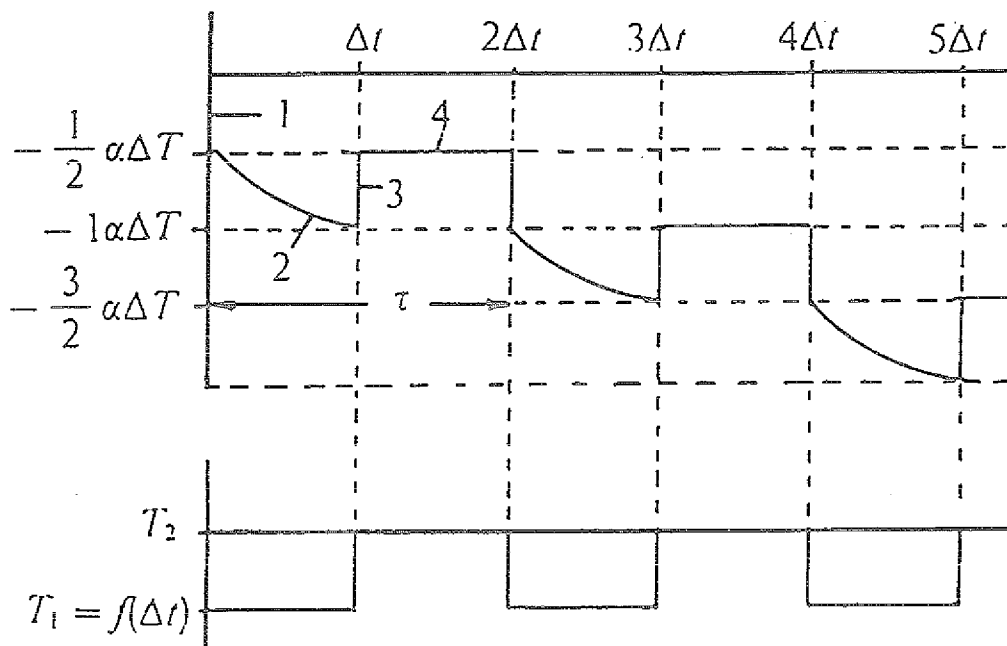


Abb. 14. Darstellung des zyklischen Kriechdehnungsverlaufs für das Zwei-Balkensystem ohne Primärspannung.

$-\alpha \cdot \Delta T$ hervorbringt. Am Ende des gesamten ersten Halbzyklus hat sich die Zwei-Balkenstruktur also um $-\alpha \cdot \Delta T$ zusammengezogen.

Zu Beginn des zweiten Halbzyklus wird Balken 1 auf die Temperatur des Balken 2 gebracht ($\Delta T = 0$), wobei sich die Struktur "spontan" wieder um $+\alpha \cdot \Delta T/2$ verlängert. Da aber beide Stäbe jetzt auch die gleiche Kriechfreudigkeit besitzen, kommt es im zweiten Halbzyklus zu keinen weiteren Dehnungseffekten.

Für alle nachfolgenden Zyklen wiederholen sich die eingangs erwähnten Situationen der beiden ersten Halbzyklen, so daß sich nach jedem vollen Zyklus eine Kontraktion des Zwei-Stabsystems um den Betrag $\alpha \cdot \Delta T/2$ ergibt.

2.3.4 Kriechratcheting im zylindrischen System

Ein solches Modell ist das Zwei-Schalenmodell von Odqvist /50/, hier werden zwei ineinander gesteckte Rohre betrachtet, die an ihren oberen und unteren Enden starr miteinander verbunden sind. In axialer Richtung wirkt die konstante Primärspannung σ_p . Die Temperatur des inneren Rohres sei T_1 , die wechselnde Temperatur des äußeren Rohres wird durch eine Sinusfunktion beschrieben, etwa $T_2(t) = T_m + \Delta T \cdot \sin(\omega t)$, wenn T_m die Temperatur in der halben Rohrwandbreite des äußeren Rohres ist und ΔT die Temperaturdifferenz über die äußere Rohrwand darstellt. Weiterhin gelten die schon bekannten drei Basisgleichungen (Gleichgewichtsbedingung, Kompatibilitätsgesetz und

Stoffgesetz). Für das Stoffgesetz kann hier speziell mit den Indizes 1 und 2 der beiden Rohre angesetzt werden :

$$\dot{\epsilon}_1 = \dot{\sigma}_1/E + k \cdot \sigma_1^n \quad (2.3.16)$$

$$\dot{\epsilon}_2 = \sigma_2^n/E + k \cdot \sigma_2^n + \alpha \cdot \omega \cdot \Delta T \cdot \cos(\omega t)$$

Nach Odqvist /49/ ergibt sich für die mittlere in einem Zyklus akkumulierte Ratcheting-Kriechdehnrate

$$\overline{\dot{\epsilon}_R} = \sigma_p^n \cdot k \cdot \left\{ 1 + \frac{n(n-1)}{4} \cdot \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_p} \right)^2 \right\} \quad (2.3.17)$$

d.h., die Kriechratcheting-Dehnung steigt mit Zunahme des σ_t/σ_p - Verhältnisses.

Möglichkeiten, mittels FE- Rechnungen Aussagen zum Ratcheting-Verhalten von komplizierten geometrischen Gebilden, z.B. Rohr mit Kerben oder mit unterschiedlichem Innendurchmesser, zu erhalten, werden in /65, 66, 67/ aufgezeigt.

3. Rechnerunterstützte Methoden zur Erfassung des Ratcheting-Effektes

3.1 Temperaturfeldberechnung mit der Finiten-Differenzen-Technik

Die Temperaturverteilung in einem festen Medium wird aus der Fourier'schen-Differentialgleichung unter Berücksichtigung der jeweiligen Randbedingungen abgeleitet.

$$\rho \cdot C \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) + q \quad (3.1.1)$$

Hierbei bezeichnen ρ die Dichte, C die spezifische Wärme, λ die Wärmeleitfähigkeit und q die Dichte der Wärmequellen.

In diesem Kapitel soll auf die Berechnung von zeitlich und örtlich veränderlichen Temperaturfeldern in Rohrproben bei einer zyklisch induktiven Beheizung eingegangen werden. Die Fourier'sche-Differentialgleichung vereinfacht sich wesentlich unter den im folgenden aufgeführten Bedingungen:

1. Die im Probeninneren vorherrschende Wärmeproduktionsrate q verlagert sich bei hinreichend hoher Frequenz des äußeren Magnetfeldes, bedingt durch den Skin-Effekt, auf die Rohrprobenoberfläche (Kapitel 4.5). Es kann innerhalb des Volumens bis auf eine kleine Randzone $q = 0$ gesetzt werden. Das jetzt auf eine dünne Oberfläche beschränkte q kann entweder durch eine bestimmte Funktion im Rahmen der Rechnung berücksichtigt werden, oder, was einfacher ist: Die Wärmeproduktion q als ein von außen in die Oberfläche eindringender Wärmefluß zu definieren.
2. Wegen der geforderten gleichmäßigen induktiven Probenbeheizung der äußeren Rohroberfläche können die Temperaturgradienten sowohl in axialer- als auch in tangentialer Richtung vernachlässigt werden, d.h. $\partial T / \partial z = \partial T / \partial \theta = 0$. In Zylinderkoordinaten lautet die Wärmeleitungsgleichung, wenn das Temperaturfeld nur von r abhängt:

$$\rho \cdot C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\lambda(T) \cdot r \cdot \frac{\partial T}{\partial r}) \quad (3.1.2)$$

Mit den oben aufgeführten Zusatzbedingungen und bei nur schwacher Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit λ vereinfacht sich die Fourier'sche Wärmeleitungsgleichung zu

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a(T) \cdot \left(\frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \right) \quad (3.1.3)$$

wenn $a(T) = \lambda/(\rho \cdot C)$ die Temperaturleitzahl ist. Die Lösung dieser partiellen Differentialgleichung ist im allgemeinen nur numerisch möglich. Ein geeignetes Verfahren ist hier die Methode der Finiten-Differenzen /68, 69/.

Hierfür wird die Zeit in k und der Ort in i Intervallschichten unterteilt. Für einen beliebigen Radius innerhalb der Rohrwand $R_i \leq r \leq R_A$ gilt bei M Intervallen

$$r = r(j) = R_i + j \cdot (R_A - R_i) / M \quad (3.1.4)$$

mit dem Radiusinkrement $\Delta r = (R_A - R_i) / M$

Die zeitliche Ableitung der Temperatur in Gl.(3.1.3) wird durch den Vorwärts-Differenzenquotienten angenähert:

$$\frac{\partial T}{\partial t} \approx \frac{(T_j^{k+1} - T_j^k)}{\Delta t} \quad (3.1.5)$$

Für den Temperaturgradienten gilt bei Benutzung des zentralen Differenzenquotienten:

$$\frac{\partial T}{\partial r} \approx \frac{(T_{j+1}^k - T_{j-1}^k)}{\Delta r} \quad (3.1.6)$$

Die zweite örtliche Ableitung kann wie folgt approximiert werden:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \approx \frac{1}{\Delta r} \left(\frac{T_{j+1}^k - T_j^k}{\Delta r} - \frac{T_j^k - T_{j-1}^k}{\Delta r} \right) = \frac{1}{\Delta r^2} (T_{j+1}^k - 2T_j^k + T_{j-1}^k) \quad (3.1.7)$$

Bei der numerischen Aufbereitung der Gl.(3.1.3) mit der Methode der finiten Differenzen ist zu beachten, daß für eine Stabilität der Lösung die Wahl des Zeitinkrementes Δt einem besonderen Kriterium unterliegt [68, 69]. Bezüglich der Randbedingung ist folgendes zu beachten. Gibt man die induktiv erzeugte Wärme als eingepprägten Oberflächenwärmestrom ein, so fließt nur ein Teil in das Rohrrinnere. Der andere Teil geht bei höheren Temperaturen vorwiegend durch Abstrahlung (Stefan-Boltzmannsches Strahlungsgesetz) verloren. Wärmeverluste durch Konvektion können bei höheren Temperaturen und ruhendem umgebenden Medium vernachlässigt werden.

Stoffwerte

Um den Fehler bei der Temperaturfeldberechnung zu vermindern, wird die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte ρ , c , λ und ϵ^* berücksichtigt. Dabei werden die Dichte, die Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit in der Temperaturleitzahl $a(T)$ zusammengefaßt (Gl.4.2.2). Die Stoffwerte beziehen sich ausschließlich auf den Werkstoff INCOLOY 800 (Beziehungen 4.2.1 bis 4.2.4).

Rechnerprogramm

Das für die Berechnung der zeitlich und örtlich veränderlichen Temperaturfelder benutzte FORTRAN-Rechnerprogramm soll nun kurz skizziert werden:

1. In der Eingabephase wird die Leistungsdichte $f(t, T)$ (dies ist die in die Oberfläche pro m^2 eingekoppelte Wärme), die Zyklendauer τ , die örtliche und zeitliche Intervalleinteilung vorgegeben. Ferner werden die temperaturabhängigen Stoffwerte, zusammengefaßt in der Temperaturleitzahl $a(T)$, sowie die temperaturabhängige Emissionszahl $\epsilon^*(T)$ berechnet.
2. Vorgabe geeigneter Radius- und Zeitinkremente, Anpassung des Zeitinkrementes Δt durch das Programm selbst an den Gang der Rechnung.

3. Eintritt in das Hauptprogramm, Algorithmen zur Berechnung des Temperaturfeldes aus den Feldwerten der vorgelagerten Zeitschicht. Beginn des Durchlaufes mit der ersten konstanten Zeitschicht ($k = 0$). Die Temperaturen im Bereich der inneren und äußeren Rohrwand unterliegen dabei einem gesonderten Rechengang. Nach Beendigung des ersten Halbzyklus Wegnahme der eingekoppelten Leistung aufgrund der geforderten zyklischen Rohrbeheizung.
4. Ausgabe eines zeit- und ortsabhängigen Temperaturfeldes für den eingeschwungenen Zustand. Unter dem eingeschwungenen Zustand wird das nach einer größeren Anzahl von durchlaufenden Temperaturzyklen vorliegende Temperaturfeld verstanden.

3.1.2 Beschreibung des berechneten quasistationären Temperaturfeldes

In Abb. 15 ist ein typischer Temperaturverlauf als Funktion der radialen Position und der Zeit für einen vollen Zyklus bei einer eingestrahnten Leistungsdichte von $\dot{f}(t,T) = 135 \text{ kW/m}^2$ und einer Taktzeit von $\tau/2 = 10 \text{ s}$ dargestellt. Der Ausdruck Taktzeit beschreibt diejenige Zeit, in der das Rohr induktiv beheizt wird.

Im Bereich der äußeren Rohrwandoberfläche R_a ist mit fortlaufender Halbzyklenzeit ($0 \leq t \leq 10 \text{ s}$) eine stetige Temperaturerhöhung bis zu einer Maximaltemperatur von rund $912 \text{ }^\circ\text{C}$ zu erkennen. Mit dem Eintritt in die zweite Halbzyklenphase verschwindet die induktive Wärmeeinkopplung, es stellen sich starke Wärmeverluste durch Temperatur-Abstrahlung, die proportional zur vierten Potenz der jeweiligen Oberflächentemperatur sind, ein. Die Temperatur fällt ab.

Unter quasistationären Bedingungen gleichen sich die Temperaturen zu Beginn und am Ende eines jeden Zyklus ($T = 880 \text{ }^\circ\text{C}$ in Abb. 15).

Zu jeder beliebigen Zeit innerhalb eines vollen Zyklus ist stets ein Temperaturgradient über die Rohrwand zu erkennen. Zu Beginn des Zyklus ist die äußere Rohrwand im Vergleich zu der inneren Rohrwand kälter, mit zunehmender Zeit im ersten Halbzyklus kehrt sich der Temperaturgradient um, der äußere Rohrwandbereich ist jetzt heißer. Mit dem Temperaturunterschied werden Sekundärspannungen im Rohrwandbereich hervorgerufen, auf die in Kapitel 3.2 noch eingegangen werden wird.

In Abb. 16 und Abb. 17 sind die Ergebnisse der Temperaturfeldberechnungen für unterschiedliche Taktzeiten (5, 10, 15, 30 und 60 Sekunden) und Leistungsdichten (50 bis 250 kW/m^2) aufgeführt. Die maximale Temperaturdifferenz ΔT über der Rohrwand nimmt mit steigender Leistungsdichte und Taktzeit zu (Abb. 16). Erst bei längeren Heizphasen ($\tau/2 = 60 \text{ s}$) steigt der Temperaturgradient über der Rohrwand nicht mehr so stark an, da die von außen eingekoppelte Wärme jetzt mehr Zeit hat, den Körper zu durchdringen. In Abb. 17 ist die über den Zyklus gemittelte Oberflächentemperatur im Bereich der äußeren Rohrwand dargestellt. Diese nimmt erwartungsgemäß mit der Leistungsdichte zu. Interessant ist in Abb. 17 noch die Tatsache, daß die mittlere Oberflächentemperatur fast nicht von der Taktzeit abhängt.

Das in diesem Kapitel beschriebene Finite-Differenzen Programm zur Berechnung zyklischer Temperaturfelder ist der Ausgangspunkt zur Abschätzung der thermisch

Hohlprobe 13.5mm/33.5mm, induktive Heizung

H.Z. Leistung 135.000 W/m**2, Taktzeit 10.0 sec.

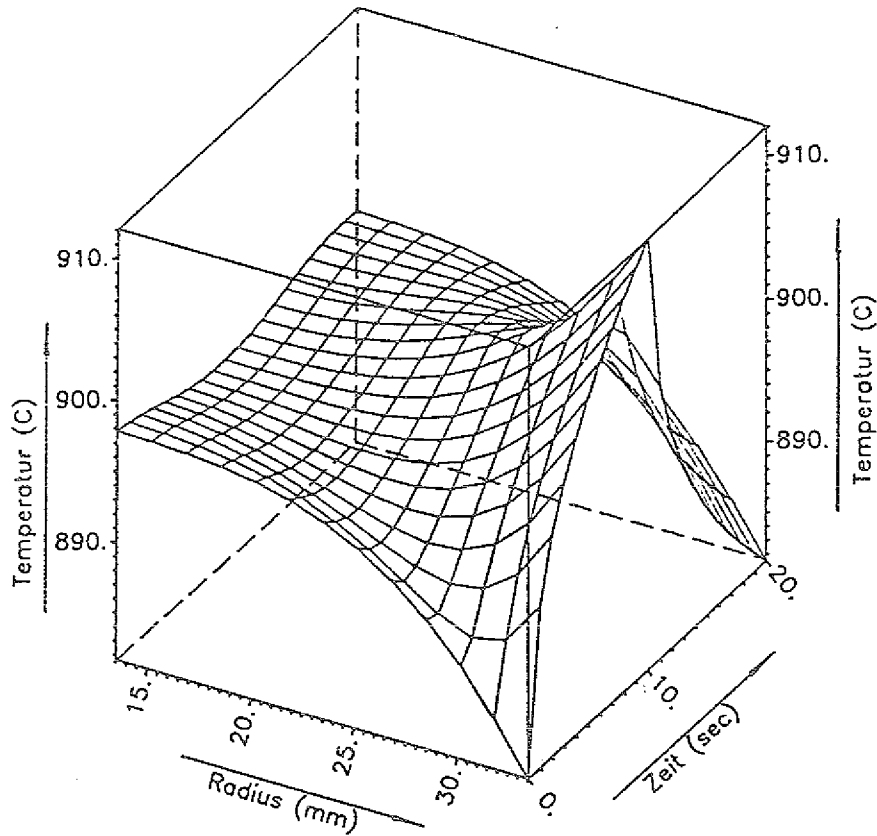


Abb. 15. Zyklische Temperaturfeldverteilung für ein Rohr bei induktiver Wärmeeinkopplung.

induzierten Sekundärspannungen (Kapitel 3.2) und dient zugleich als Unterprogramm bei den FE-Berechnungen der Kriechdehnraten (Kapitel 3.3).

3.2 Abschätzung der thermisch induzierten Sekundärspannungen

In Kapitel 3.1 wurde die zeitliche Entwicklung eines quasistationären Temperaturfeldes im Bereich der Rohrwand beschrieben. Aus Abb. 15 ist zu erkennen, daß fast zu jeder Zeit im Zyklus ein Temperaturunterschied im Bereich der Rohrwand anzutreffen ist. Diese Temperaturdifferenz induziert thermische Sekundärspannungen in axialer (σ_z), radialer (σ_r) und tangentialer Richtung (σ_θ), die ebenfalls von der jeweiligen Zeit im Zyklus abhängig sind. Die Vorgehensweise zur analytischen Berechnung dieser drei Sekundärspannungskomponenten ist ausführlich von Timoshenko und Goodier in /70/ beschrieben worden, Ergänzungen hierzu lassen sich auch in /71, 72, 73/ finden.

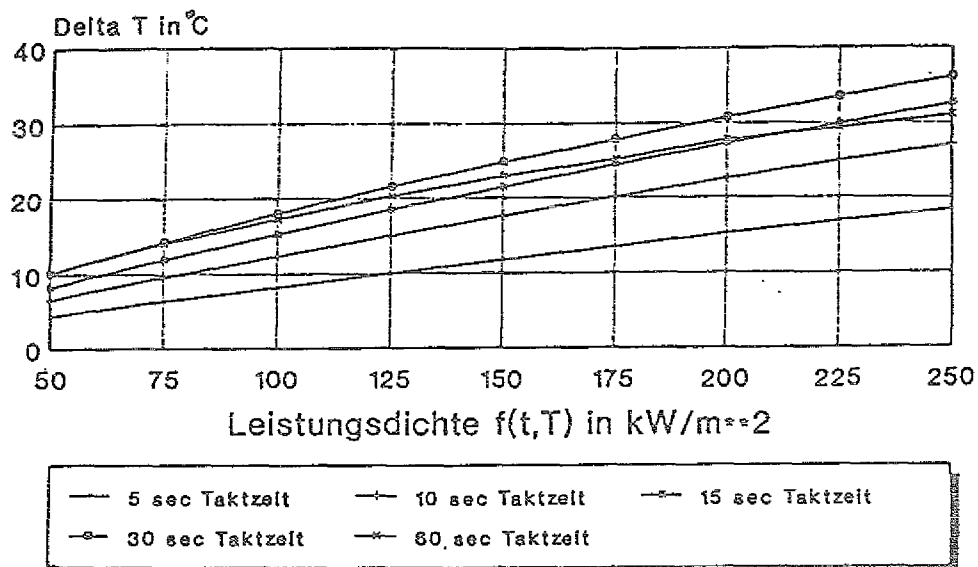


Abb. 16. Temperaturdifferenzen über der Rohrwand bei verschiedenen Taktzeiten und Leistungsdichten

Für die Ableitung der drei Thermospannungskomponenten im Rohrwandbereich werden die folgenden Voraussetzungen getroffen:

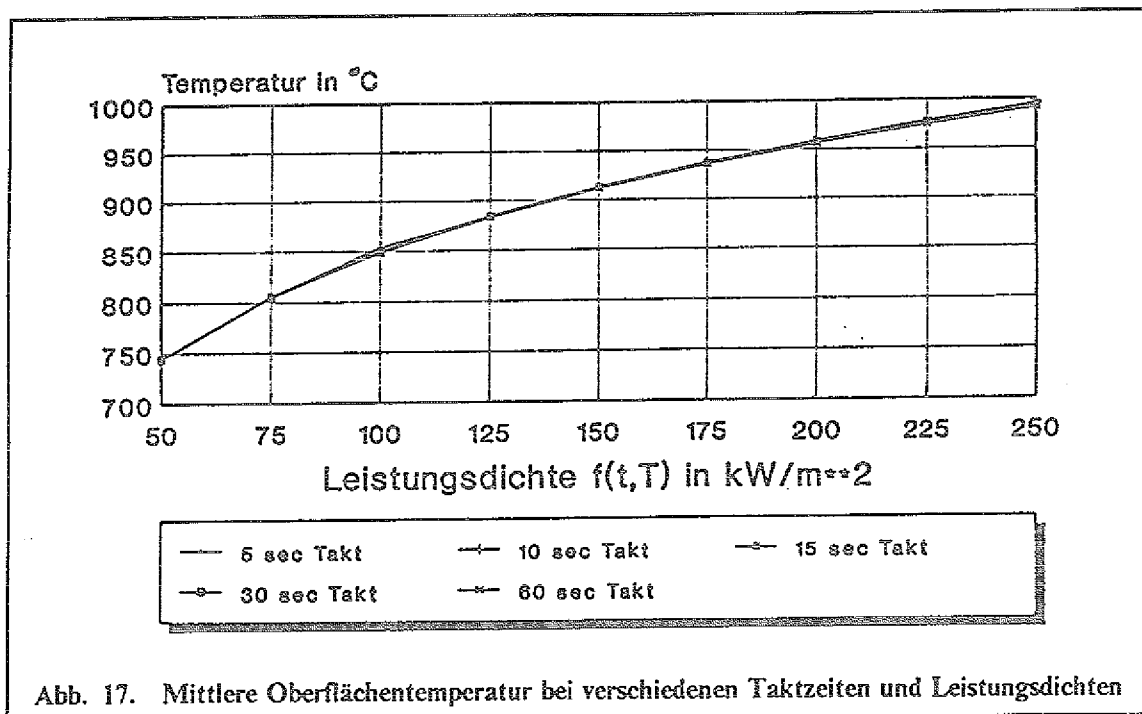
1. Das Rohr besteht aus einem elastischen isotropen und homogenen Werkstoff für den das Hooksche-Gesetz gilt.
2. Die zusätzlichen thermischen Werkstoffbeanspruchungen durch die Temperaturgradienten können mit einer elastischen Analyse ermittelt werden.
3. Außer den Wärmespannungen werden zunächst keine äußeren Spannungen aufgezogen, $\sigma_P = 0$.
4. Das Rohr sei sehr lang, Rohrendeneinflüsse sind zu vernachlässigen.

Mit diesen getroffenen Voraussetzungen und den von Timoshenko /70/ abgeleiteten Beziehungen ergibt sich für die drei thermisch induzierten Sekundärspannungskomponenten in der Rohrwand:

$$\sigma_r = \frac{\alpha \cdot E}{(1-\nu)r^2} \cdot \left\{ \frac{r^2 - R_I^2}{R_A^2 - R_I^2} \cdot \int_{R_I}^{R_A} T \cdot r \cdot dr - \int_{R_I}^r T \cdot r \cdot dr \right\} \quad (3.2.1)$$

$$\sigma_\phi = \frac{\alpha \cdot E}{(1-\nu)r^2} \cdot \left\{ \frac{r^2 + R_I^2}{R_A^2 - R_I^2} \cdot \int_{R_I}^{R_A} T \cdot r \cdot dr + \int_{R_I}^r T \cdot r \cdot dr - T \cdot r^2 \right\} \quad (3.2.2)$$

$$\sigma_z = \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \cdot \left\{ \frac{2}{R_A^2 - R_I^2} \cdot \int_{R_I}^{R_A} T \cdot r \cdot dr - T \right\} \quad (3.2.3)$$



Die Spannungsfeldgleichungen (3.2.1 bis 3.2.3) wurden mit Hilfe eines Computerprogrammes für jeden Punkt im Rohrwandbereich und zu jeder Zeit im Zyklus berechnet. Als ein numerisches Näherungsverfahren zur Lösung der Integralausdrücke wurde hierbei die Trapezformel gewählt.

Beschreibung der zeitlich und örtlich abhängigen Sekundärspannungsfelder:

In Abb. 18 sind die berechneten drei Komponenten der Sekundärspannungsfelder bei einer Leistungsdichte von $f(t,T) = 135 \text{ kW/m}^2$ und einer Taktzeit von $\tau = 10 \text{ s}$ dargestellt. Die Berechnungen basieren auf dem nach Abb. 15 sich ergebenden Temperaturfeld im Bereich der Rohrwand. Zunächst fällt auf, daß sich die axiale Thermospannung σ_z nicht wesentlich von ihrer tangentialen Komponente σ_θ unterscheidet. Bei konstanter Leistung bildet sich mit zunehmender Zeit im Halbzyklus ein ausgeprägter Axial- und Tangentialspannungsgradient aus. Dieser Gradient kehrt sich mit fortlaufender Zeit im Halbzyklus um. Bezüglich des Axial- und Tangentialspannungsverlaufes gleichen sich die Spannungen am Anfang und am Ende eines jeden Zyklus; im Bereich der Rohraußenwand liegt im Anfangszustand eine Zugspannung vor, im Innenwandbereich hingegen eine Druckspannung. Rein qualitativ verhalten sich die Axial- und Tangentialspannungsverläufe "umgekehrt" zu dem Verlauf des zugehörigen Temperaturfeldes im Rohr. Ein positiver Temperaturgradient erzeugt einen negativen Axial- und Tangentialspannungsgradienten in der Rohrwand und umgekehrt. Die Schwingbreite von Axial- und Tangentialspannung beträgt bei der benutzten Taktzeit und Leistungsdichte rund 78 MPa im äußeren Rohrwandbereich ($\sigma_{z,\theta}(R_A, \tau) \approx 39 \text{ MPa}$, $\sigma_{z,\theta}(R_A, \tau/2) \approx -39 \text{ MPa}$). Tab. 1 zeigt die bei unterschiedlichen Leistungsdichten erzielten Sekundärspannungsschwingweiten der axialen Thermospannungskomponente auf. Der Radialspannungsverlauf Abb. 18 verhält sich völlig anders als die oben beschriebenen Axial- und Tangentialspannungsverläufe. Zu Beginn und am Ende eines Zyklus existiert ein Druckspannungsmaximum im Bereich der Rohrwandmitte. Mit

fortlaufender Zeit im Halbzyklus kehrt sich diese Druckspannung in eine Zugspannung um.

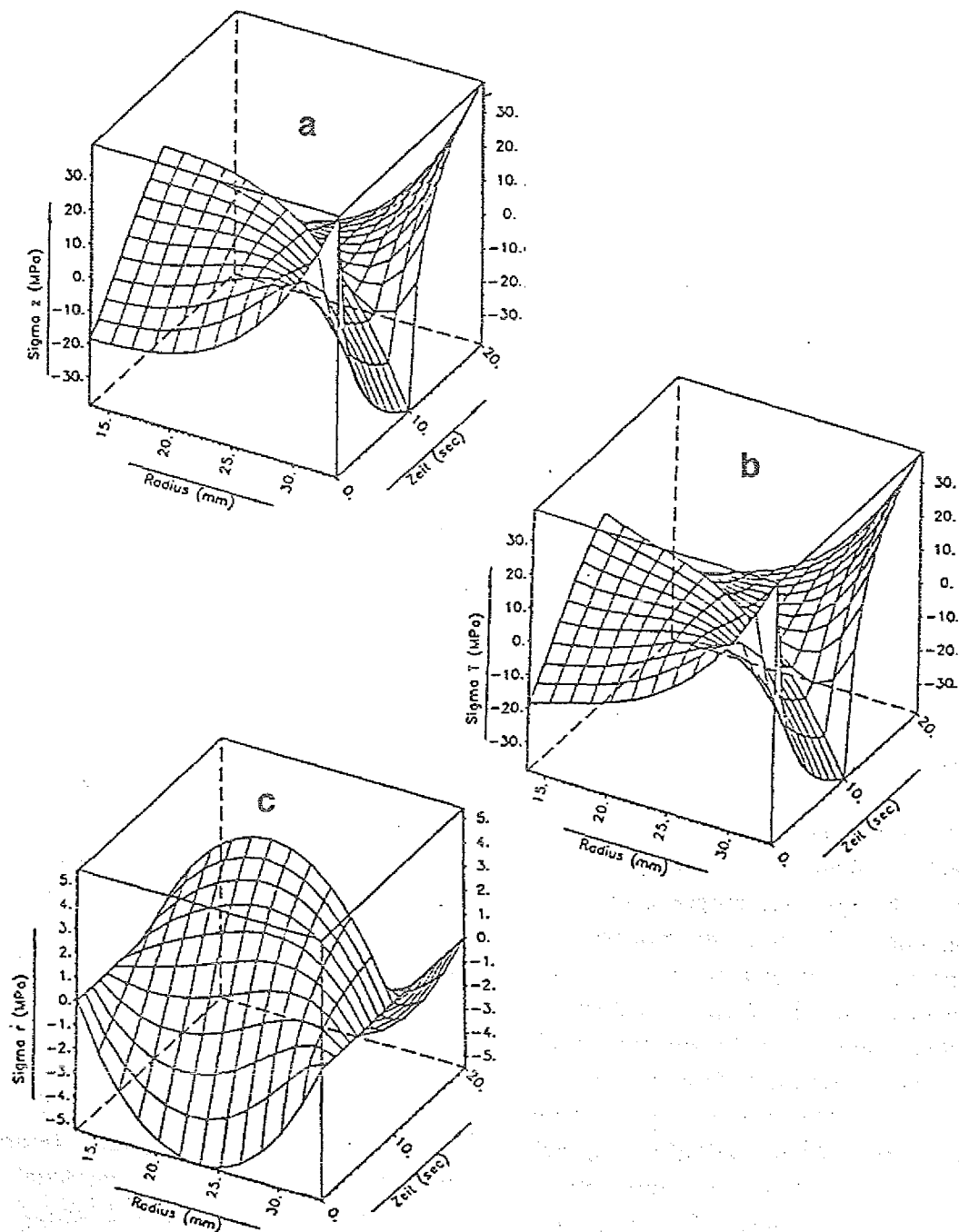
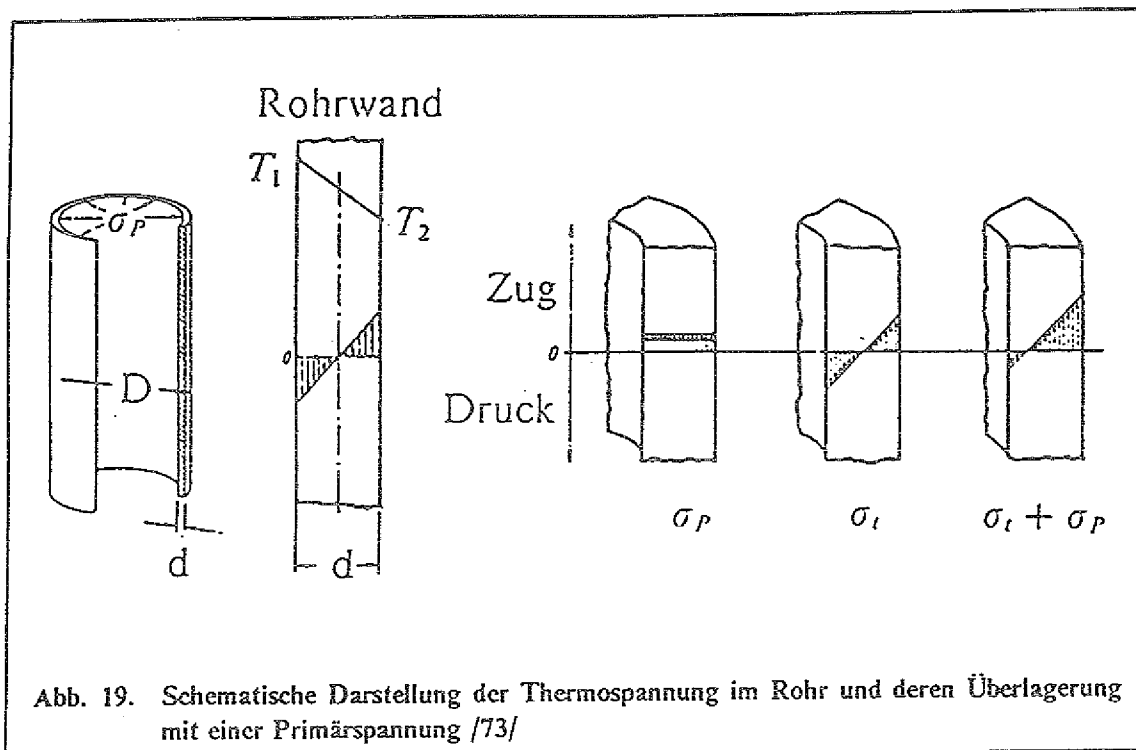


Abb. 18. Darstellung der thermisch induzierten Sekundärspannungsfelder im Rohrwandbereich: Taktzeit von $\tau/2 = 10$ s und einer Leistungsdichte $f(t,T) = 135 \text{ kW/m}^2$, (a) Axialspannung, (b) Tangentialspannung und (c) Radialspannung



In Abb. 19 ist rein schematisch der Thermospannungsverlauf am Beispiel eines Rohres mit Innendruck dargestellt. Die Sekundärspannung überlagert sich mit der Primärspannung, so daß stärkere Zugspannungen im äußeren Rohrwandbereich entstehen, als unter der alleinigen Belastung einer reinen Thermospannung. Auf der inneren Rohrwandoberfläche führt die überlagerte Primärspannung zu einer Verminderung der thermisch induzierten Druckspannung. Mit Übergang in den zweiten Halbzyklus kehrt sich die eingangs beschriebene Situation um (d.h. im äußeren Rohrwandbereich Druck und im inneren Rohrwandbereich Zug).

Leistungsdichte $f(t, T)$ in $[kW/m^2]$	Sekundärspannung in axialer Richtung an der äußeren Rohrwand σ_t [MPa]
125	73
135	78
138	79
140	80
200	114

Tab. 1. Berechnete axiale Sekundärspannung im äußeren Rohrwandbereich: Die Taktzeit betrug immer 10 Sekunden, die Sekundärspannung ergab sich aus der Spannungsschwingbreite in der äußeren Rohrwand.

3.3 Ermittlung der Kriechratchetingdehnraten mit der Methode der Finiten-Elemente

Da analytische Berechnungsverfahren das Kriechratchetingverhalten von Rohren nur unter stark vereinfachten Bedingungen abschätzen können, wurde für genauere Berechnungen die Finite-Element Methode herangezogen.

Allerdings ist auch mit dieser Methode wegen der außerordentlich komplexen, instationären Wechselwirkung zwischen Spannung, Temperatur, Dehnung, Gefügeänderung (negatives Kriechen) und der Zeit nur eine angenäherte Beschreibung möglich.

Nachfolgend werden einige Grundlagen dieser Methode, die dem Vorverständnis dienen, beschrieben.

3.3.1 Grundlagen der Finite-Element Methode (FEM)

Als numerisches Berechnungsverfahren findet die Finite-Element-Methode (FEM) weitgehend in der technischen Mechanik ihre Anwendung. Sie wird zur approximativen Lösung von Differentialgleichungen herangezogen, die die Zusammenhänge zwischen Spannung und Dehnung, sowie deren zeitlichen Verlauf beschreiben. Zur Ermittlung der Lösung wird die Struktur in ein Netz finiter Elemente aufgeteilt, die über die Knotenpunkte miteinander verbunden sind. Der im folgenden vorgestellte Formalismus wird in der Literatur allgemein als Verschiebungsmethode bezeichnet [74, 75]. Hierbei wird das gesuchte Verschiebungsfeld $\underline{u}$ durch Ansatzfreiwerte (unbekannte Knotenpunktverschiebungen) $\underline{a}$ und Ansatzfunktionen $\underline{N}$ approximiert. Die Ansatzfunktionen werden elementweise formuliert. Eine Aussage zum Verhalten der Gesamtstruktur erhält man durch das Zusammenfügen aller finiten Elemente. Mit zunehmender Verfeinerung des FE-Netzes wird die numerisch erhaltene Lösung gegen die exakte Lösung der Differentialgleichung konvergieren.

3.3.1.1 Die Behandlung statischer Probleme

Ausgangspunkt der FEM ist ein Integralausdruck. Für strukturmechanische Aufgabenstellungen resultiert die geforderte Integralform direkt aus dem Prinzip der virtuellen Arbeit [74 -77].

$$\int_V \delta \underline{\epsilon}^T \cdot \underline{\sigma} \cdot dV = \int_A \delta \underline{u}^T \cdot \underline{P} \cdot dA + \int_V \delta \underline{u}^T \cdot \underline{b} \cdot dV + \sum_j \delta \underline{u}_j^T \cdot \underline{F}_j \quad (3.3.1)$$

Hierbei bedeuten $\underline{\epsilon}$ die Verzerrungen als Spaltenvektor mit sechs Komponenten, $\underline{\sigma}$ der Spannungsvektor in der entsprechenden Form, $\underline{P}$ die Oberflächenbelastung, an der Oberfläche A, $\underline{b}$ die Volumenkraft an dem Volumen V und $\underline{F}_j$ die Einzelkraft am Punkt j. δ , verbunden mit einer Feldgröße, kennzeichnet deren "virtuelle" Variation. Ein hochgestelltes T bedeutet Transposition des Vektors oder der Matrix.

Innerhalb eines Elementes wird der Verschiebungsfeldvektor $\underline{u}$ durch die Ansatzfreiwerte $\underline{a}$ und die elementtypischen Formfunktionen, die in der Matrix $\underline{N}$ zusammengefaßt werden approximiert /76/.

$$\underline{u} = \underline{N} \cdot \underline{a} \quad (3.3.2)$$

Es wird im folgenden angenommen, daß der Vektor $\underline{a}$ sämtliche Knotenpunktwerte der Strukturebene zusammenfaßt. Dementsprechend ist $\underline{N}$ für jedes Element separat zu konstruieren. Aus den örtlichen Ableitungen des Verschiebungsfeldvektors $\underline{u}$ ergibt sich der Verzerrungsfeldvektor (Kompatibilitätsbeziehung) :

$$\underline{\varepsilon} = \underline{B} \cdot \underline{a} \quad (3.3.3)$$

wobei $\underline{B}$ die sogenannte Verzerrungs-Verschiebungsmatrix darstellt. Unter Berücksichtigung von $\delta \underline{\varepsilon}^T = \delta \underline{a}^T \cdot \underline{B}^T$ schreibt sich nach einer FE-gerechten Aufarbeitung das Prinzip der virtuellen Verrückungen (3.3.1) :

$$\delta \underline{a}^T \cdot \int_V \underline{B}^T \cdot \underline{a} \cdot dV = \delta \underline{a}^T \cdot \underline{P}^* \quad (3.3.4)$$

Mit $\underline{P}^*$ ist abgekürzt der konsistent auf die Knotenpunkte verteilte Vektor der äußeren Lasten bezeichnet (rechte Seite von Gleichung 3.3.1). Bei rein elastischen Verhalten ist der Spannungsvektor $\underline{\sigma}$ über die Elastizitätsmatrix $\underline{D}$ mit dem Verzerrungsvektor $\underline{\varepsilon}$ verknüpft.

$$\underline{\sigma} = \underline{D} \cdot \underline{\varepsilon} \quad (3.3.5)$$

Wird in (3.3.5) die Beziehung zwischen $\underline{\varepsilon}$ und $\underline{a}$ nach (3.3.3) eingesetzt und wird dann der so ausgedrückte Spannungsvektor in die Beziehung (3.3.4) eingebracht, so resultiert :

$$\int_V \underline{B}^T \cdot \underline{D} \cdot \underline{B} \cdot \underline{a} \cdot dV = \underline{P}^* \quad (3.3.6)$$

Das Integral in Gl.(3.3.6) beinhaltet die sogenannte Steifigkeitsmatrix /76, 75/ $\underline{K} = \int_V \underline{B}^T \cdot \underline{D} \cdot \underline{B} \cdot dV$. Damit schreibt sich (3.3.6):

$$\underline{K} \cdot \underline{a} = \underline{P}^* \quad (3.3.7)$$

3.3.1.2 Zeitabhängiges inelastisches Verhalten mit überlagerter Thermospannung

Für die Spannungs-Verformungsanalyse bei zeitabhängigem inelastischen Verhalten wird angenommen, daß der Spannungs-Verformungszustand zum Zeitpunkt t^* bekannt ist. Eine kleine Zeitspanne später zur Zeit $t^{*+1} = \Delta t + t^*$ gilt wegen (3.3.4)

$$\int_V \underline{B}^T \cdot \underline{\sigma}^{k+1} \cdot dV = \underline{P}^{*k+1} = \underline{P}^{*k} + \Delta \underline{P}^* \quad (3.3.8)$$

Die Spannungskomponenten $\underline{\sigma}$ sind mit den elastischen Verzerrungen verknüpft, die sich aus der Differenz von totaler ($\underline{\varepsilon}$), thermischer ($\underline{\varepsilon}_{th}$) und inelastischer Verzerrung ($\underline{\varepsilon}_e$) ergeben. Für die Differenz $\underline{\sigma}^{k+1} - \underline{\sigma}^k$ gilt dementsprechend :

$$\underline{\sigma}^{k+1} - \underline{\sigma}^k = \underline{D} \cdot (\underline{\varepsilon}^{k+1} - \underline{\varepsilon}^k) - \underline{D} \cdot (\underline{\varepsilon}_{th}^{k+1} - \underline{\varepsilon}_{th}^k) - \underline{D} \cdot (\underline{\varepsilon}_c^{k+1} - \underline{\varepsilon}_c^k) \quad (3.3.9)$$

Unter Benutzung des expliziten Euler-Cauchy Vorwärtsverfahrens /77/ gilt für die inelastischen Verzerrungen:

$$(\underline{\varepsilon}_c^{k+1} - \underline{\varepsilon}_c^k) = f(\underline{\sigma}^k, \underline{\varepsilon}_c^k) \cdot \Delta t \quad (3.3.10)$$

Bildet man die Differenz der zur Zeit t^k und t^{k+1} hingeschriebenen Gleichung (3.3.4), so ergibt sich mit der Differenz der Knotenpunktverschiebung $\Delta \underline{q}$ und der thermischen Dehnung $\Delta \underline{\varepsilon}_{th}$:

$$\Delta \underline{q} = \underline{K}^{-1} \cdot (\Delta \underline{P}^* + \int_V \underline{B}^T \cdot \underline{D} \cdot f(\underline{\sigma}^k, \underline{\varepsilon}_c^k) \cdot \Delta t \cdot dV + \int_V \underline{B}^T \cdot \underline{D} \cdot \Delta \underline{\varepsilon}_{th} \cdot dV) \quad (3.3.11)$$

Gl.(3.3.11) ist ein explizites Integrationsverfahren, bei dem die Feldwerte der Funktion $f(\underline{\sigma}^k, \underline{\varepsilon}_c^k)$ zu Beginn des Zeitinkrementes eingesetzt werden. Es ist darauf zu achten, daß die Zeitinkremente Δt nicht zu groß gewählt werden, damit keine numerischen Instabilitäten auftreten.

Die Methode der Finiten Elemente wurde dazu benutzt, um Spannungen und vor allem jetzt auch die Dehnungen inelastisch berechnen zu können.

3.3.1.3 Vorgehensweise in dem FE-Programm ABAQUS

Als FE-Modell wurde eine rotationssymmetrische Lochscheibe aus Dreieckselementen mit je 6 Knoten erstellt (Abb. 20). Das Netz enthält 24 Elemente, mit insgesamt 75 Knotenpunkten. Bezüglich der Lagerung war die obere Begrenzung des Netzes in axialer Rohrrichtung "fest eingespannt", die untere Begrenzung unterlag der Zwangsbedingung, daß sie sich bei Verformungen parallel verschiebt (allgemeiner ebener Spannungszustand).

Die zyklischen Temperaturfelder wurden direkt aus der Finiten-Differenzen Approximation (Kapitel 3.1) eingelesen. Hierbei mußte eine Vielzahl von Zyklen in einen Temperaturfelddatensatz aneinandergereiht werden, was sehr viel Speicherplatz beansprucht. Eine andere Möglichkeit bestand darin, periodische Randbedingungen im Eingabedatensatz über Fourierreihen zu spezifizieren. Hierzu wurde das aus den Finiten-Differenzenrechnungen stammende Temperaturfeld einer entsprechenden Fourierreihenentwicklung unterworfen und dann in den FE-Formalismus einbezogen. Diese Reihenentwicklung wurde für jeden der 75 Knotenpunkte durchgeführt.

Bezüglich der Zeitschrittsteuerung ist seitens des Benutzers ein minimales und ein maximales Zeitinkrement Δt anzugeben. ABAQUS besitzt Kriterien, die dann eine entsprechende Zeitschrittsteuerung vornehmen. Alle FE-Rechnungen wurden auf der CRAY-XMP des Forschungszentrums Jülich durchgeführt.

Für die Berechnung des Kriechverhaltens mittels des ABAQUS-Programmes müssen bestimmte Werkstoffeigenschaften und mathematische Zusammenhänge spezifiziert werden. Dies sind der elastische Modul E , die Querkontraktionszahl ν und der

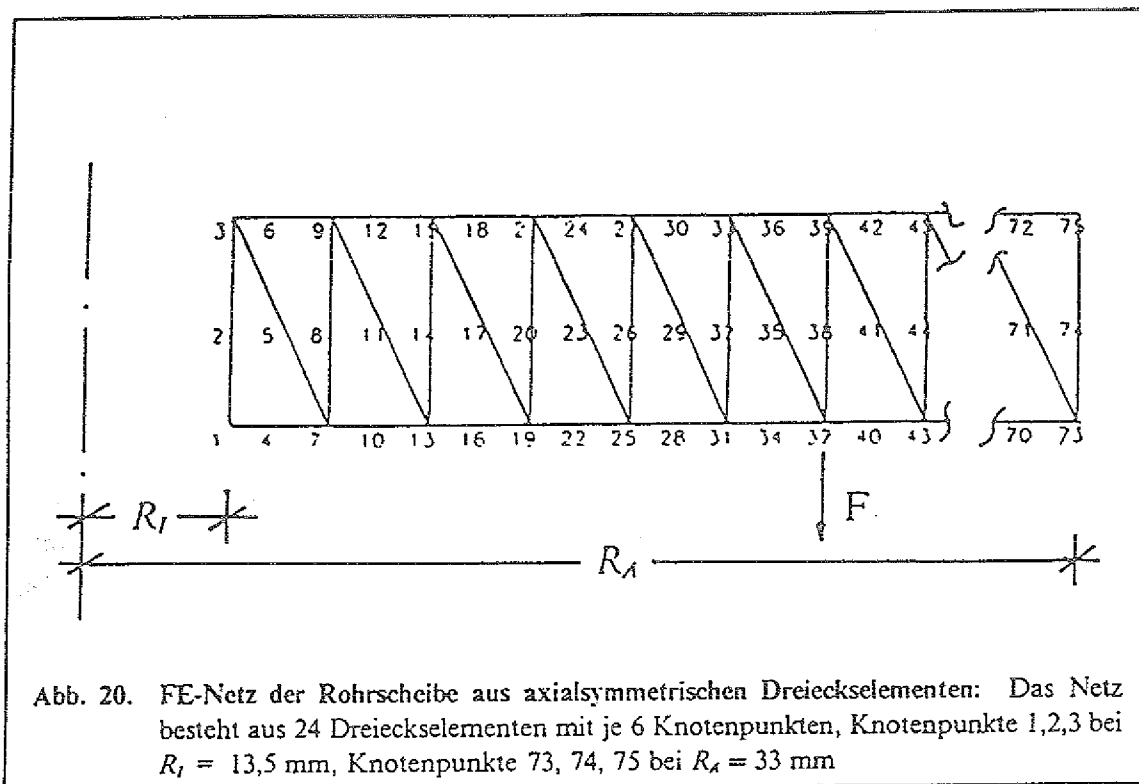


Abb. 20. FE-Netz der Rohrscheibe aus axialsymmetrischen Dreieckselementen: Das Netz besteht aus 24 Dreieckselementen mit je 6 Knotenpunkten, Knotenpunkte 1,2,3 bei $R_I = 13,5$ mm, Knotenpunkte 73, 74, 75 bei $R_A = 33$ mm

Ausdehnungskoeffizient α . Daneben ist das Kriechverhalten der Hochtemperaturlegierung mit einem entsprechenden Stoffgesetz zu beschreiben. Wichtig ist vor allem, das Kriechen in seiner Temperaturabhängigkeit zu erfassen.

Im Temperaturbereich um 900 °C wurde aus einer Vielzahl von einachsigen Zeitstandversuchen ein Norton'sches Kriechgesetz abgeleitet [78, 79]. Dabei sind sowohl die Kriechkonstante $k(T)$ als auch der Kriechexponent $n(T)$ temperaturabhängig.

$$k(T) = 8,32 \cdot 10^{28} \cdot \exp(-1,1 \cdot 10^5 / (T + 273,15)) [MPa^{-n}/h] \quad (3.3.12)$$

$$n(T) = 13,5 - 5,82 \cdot 10^{-6} \cdot (T + 273,15)^2 \quad (3.3.13)$$

Um den Einfluß des Kriechverhaltens gezielt untersuchen zu können, wurden für den Fall einer rein zyklothermischen Belastung auch Kriechparameter k und n anderer Autoren herangezogen. Dies sind die Kriechparameter von Lahodny et al. [80] (Gl.3.3.14) mit einem konstanten Kriechexponenten von $n=4$, und von Zottmaier [6] (Gl.3.3.15), ebenfalls mit einem konstanten Kriechexponenten von $n=8$:

$$k(T) = \frac{5,6 \cdot 10^{19}}{(1,307 \cdot 10^5)^4} \cdot \exp(-3,37 \cdot 10^4 / (T + 273,15)) [MPa^{-4}/s] \quad (3.3.14)$$

$$k(T) = 1,04 \cdot 10^6 \cdot \exp(-5,89 \cdot 10^4 / (T + 273,15)) [MPa^{-8}/h] \quad (3.3.15)$$

3.3.2 Kontraktionsrate bei rein zyklothermischer Belastung

Alle nachfolgend besprochenen Rechnungen beziehen sich auf ein Rohr, an dem keine axiale Last, d.h. keine Primärspannung angreift ($\sigma_p = 0$) [81]. Die Leistungsdichte be-

trägt $f(t, T) = 200 \text{ kW/m}^2$ bei einer Taktzeit von $\tau = 10 \text{ s}$. Die Abb. 21 zeigt den Verlauf der axialen Kriechdehnung über einen Zeitraum von tausend Zyklen. Berechnet wurden die Kriechdehnungen an 7 Stellen innerhalb der Rohrwand. Dies waren die Knotenpunkte 1, 13, 25, 37, 49, 61 und 73 (siehe Abb. 20), wobei sich der Knotenpunkt 1 auf der inneren Rohrwandoberfläche und der Knotenpunkt 73 auf der äußeren Rohrwandoberfläche befindet. Deutlich ist bereits schon in der Anlaufphase ein Kontraktionseffekt zu erkennen. Während der ersten Zyklen verteilt sich der Kriechdehnungsanteil inhomogen im Bereich der Rohrwand (Anmerkung: Die axiale Gesamtdehnung, bestehend aus einem elastischen-, einem thermischen- und dem in Abb. 21 dargestellten Kriechdehnungsanteil ist natürlich überall in dem gesamten Rohrwandbereich gleich). Dies tritt besonders deutlich durch den Knotenpunkt 73 (Abb. 20 auf Seite 39), der an der äußeren Rohrwand liegt, hervor. Anfangs sind die Kriechdehnungen bzw. Dehnraten auf der Oberfläche größer, sie verkleinern sich aber während der transienten Phase. Die Raten im mittleren Bereich der Rohrwand sind zuerst kleiner, sie wachsen im Laufe der Zeit an. Mit fortschreitender Zyklenanzahl erfolgt die Kontraktion praktisch homogen über die gesamte Wandung (parallele Geraden bei fortgeschrittenen Zykluszeiten in Abb. 21). Rechenergebnisse mit dem FE-Code ABAQUS für verschiedene Parameteransätze in dem Nortongesetz sind in Tab. 2 gegenübergestellt. Die Temperaturfelder wurden mittels der Fourierreihenapproximation für den Eingabedatensatz vorbereitet.

Nr.	Kriechkonstante [MPa ⁻ⁿ /h]	Kriech- exponent n oder n(T)	E-Modul [MPa]x10 ⁵	Kontraktions- rate $\dot{\epsilon}_R$ [h ⁻¹]
1	Gl.(3.3.12)	4,7	1,54	-9,18 · 10 ⁻⁶
2	Gl.(3.3.12)	Gl.(3.3.13)	1,54	-2,04 · 10 ⁻⁶
3	Gl.(3.3.12)	Gl.(3.3.13)	1,307	-1,21 · 10 ⁻⁶
4	Gl.(3.3.14)	4	1,307	-2,05 · 10 ⁻⁶
5	Gl.(3.3.15)	8	1,307	-1,1 · 10 ⁻⁶

Tab. 2. Kontraktionsraten für unterschiedliche Kriechparameter k und n: Die Berechnungen erfolgten mit dem FE-Code ABAQUS, für eine Leistungsdichte von $f(t, T) = 200 \text{ kW/m}^2$ und $\sigma_p = 0 \text{ MPa}$ bei $\alpha = 20 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ und $\nu = 0,3$. Die E-Moduli der Rechenserien 1 und 2 beziehen sich auf eine zu tief liegende Temperatur (660 °C), die E-Moduli der Rechenserien 3 bis 5 sind der mittleren Zyklustemperatur von 960 ° angepasst.

Aus der Tab. 2 ist zu entnehmen, daß die Vorgabe der Kriechparameter des Kriechgesetzes erwartungsgemäß die Dehnraten stark beeinflusst (Rechenserien 3, 4 und 5). Ein temperaturunabhängiger Kriechexponent ($n = 4,7$) hebt die Dehnraten betragsmäßig stark an (Rechenserie 1 und 2). Eine Anhebung des E-Modules ist ebenfalls mit einem Anstieg des Dehnratenbetrages verbunden (Rechenserien 2, 3).

Der axiale Verkürzungseffekt (Auswirkung des Kriechratcheting-Effektes bei fehlender Primärspannung) konnte damit rechnerisch unter den gegebenen Modell- und Werkstoffbedingungen nachgewiesen werden. Rechnungen mit einer temperaturunabhängigen Kriechkonstante $k(T = \text{konstant})$ zeigten auf, daß in diesem Falle keine Kontraktion stattfindet.

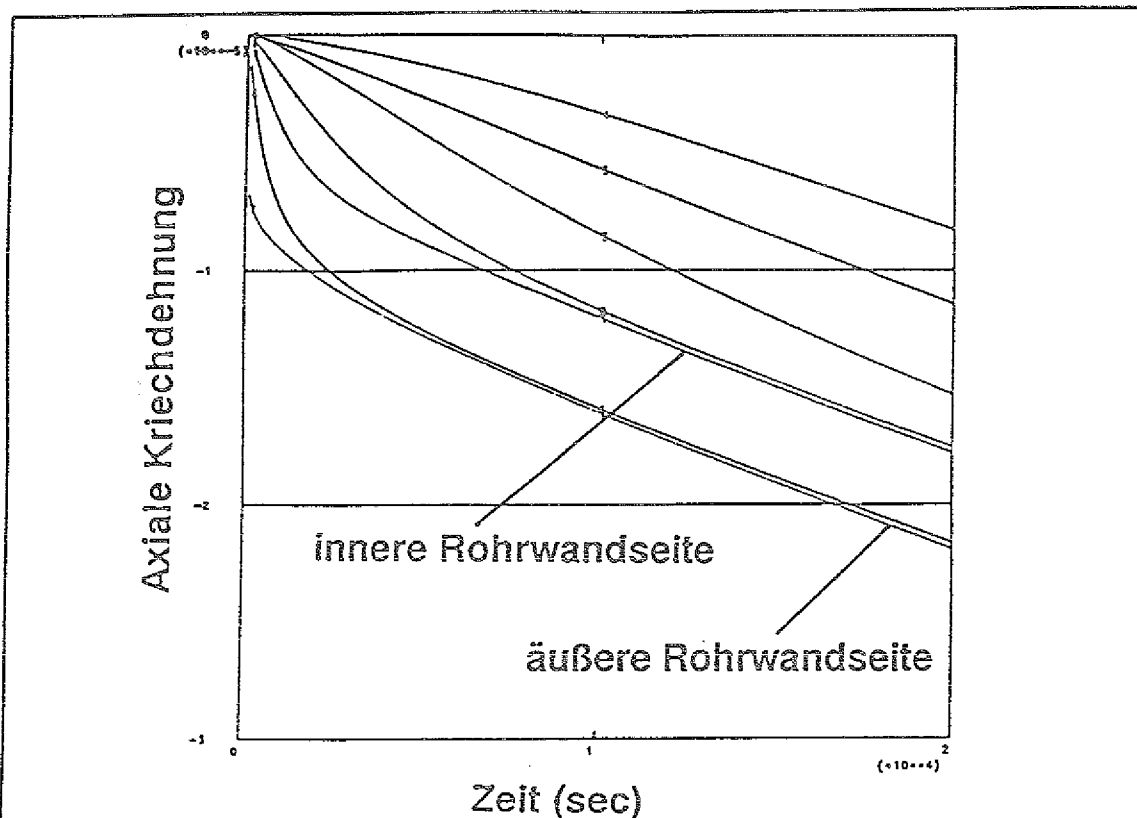


Abb. 21. Axiale Kriechdehnung an verschiedenen Stellen innerhalb der Rohrwand: Die Leistungsdichte beträgt $f(t,T) = 200 \text{ kW/m}^2$ bei einer Taktzeit von $\tau = 10 \text{ s}$ und einer Primärspannung von $\sigma_p = 0$. Dargestellt ist das Langzeitverhalten über 1000 Zyklen (Nr.2 in Tab. 2). Die Kriechratcheting-Dehnrates beträgt $\dot{\epsilon}_R = -2,04 \cdot 10^{-6} \text{ h}^{-1}$.

3.3.3 Kriechdehnraten bei der Überlagerung von Primär- und zyklischer Sekundärspannung

Es wurden Rechnungen mit unterschiedlichen Primärspannungen, Leistungsdichten, unterschiedlichen E-Moduli und temperaturabhängigen bzw. unabhängigen Kriechexponenten durchgeführt. Stellvertretend für alle durchgeführten FE-Rechnungen sei auf das Ergebnis in Abb. 22 hingewiesen. Die Leistungsdichte betrug hier 135 kW/m^2 bei einer Taktzeit von 10 Sekunden und einer Primärspannung von 25 MPa. Berechnet wurden die Kriechdehnungen über 500 Zyklen wieder an 7 Stellen innerhalb der Rohrwand (Knotenpunkte 1, 13, 25, 37, 49, 61 und 73).

Alle berechneten Kriechdehnungen innerhalb der Rohrwand stiegen mit zunehmender Zyklenzahl an. Nach ca. 3000 Sekunden (entsprechend 150 Zyklen) stellten sich in allen Rohrwandbereichen konstante Kriechdehnraten ein (parallele Geraden in Abb. 22). Um die Größe des Ratcheting-Effektes besser verdeutlichen zu können, ist in Abb. 22 die bei der mittleren Zykientemperatur und einer Primärspannung von 25 MPa sich einstellende Kriechdehnung mit eingezeichnet.

Alle Ergebnisse der durchgeführten FE-Rechnungen sind in Abb. 23 für verschiedene Sekundärspannungen und Leistungsdichten dargestellt.

Aufgetragen ist das Dehnratenverhältnis ($\eta = \dot{\epsilon}_R / \dot{\epsilon}_C$) der unter Ratcheting-Bedingungen bestimmten Dehnraten zur Dehnrates unter alleiniger Primärspannung, bezogen auf eine

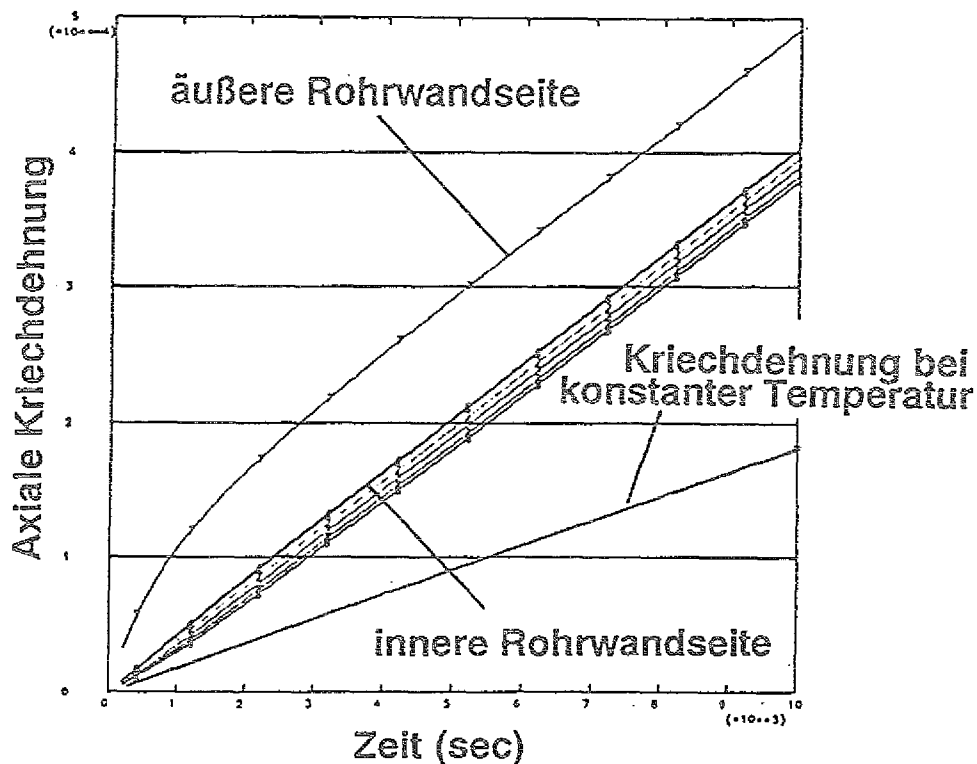


Abb. 22. Axiale Kriechdehnung an verschiedenen Stellen innerhalb der Rohrwand: Die Leistungsdichte beträgt $f(t,T) = 135 \text{ kW/m}^2$ bei einer Taktzeit von $\tau = 10 \text{ s}$ und einer Primärspannung von $\sigma_P = 25 \text{ MPa}$. Dargestellt ist die Situation für das Langzeitverhalten über 500 Zyklen (Nr.10 in Tab. 15 auf Seite 97). Zum Vergleich ist die Kriechdehnung bei 25 MPa , bezogen auf die mittlere Zyklentemperatur, mit eingezeichnet.

mittlere Zyklentemperatur. Die thermische Sekundärspannung des $\frac{\sigma_t}{\sigma_P}$ -Verhältnisses ergab sich aus der berechneten Spannungsschwingbreite im Bereich der äußeren Rohrwandoberfläche (siehe Kapitel 3.2). (Genauere Informationen über die benutzten Werkstoffdaten, die Versuchsbedingungen und die erzielten Dehnraten sind der Tab. 15 auf Seite 97 im Anhang zu entnehmen). Deutlich ist der Anstieg des Kriechratcheting-Effektes mit zunehmender Sekundärspannung bzw. abnehmender Primärspannung zu erkennen.

Der Einfluß einer Variation des Kriechexponenten wurde ebenfalls untersucht. Allgemein nimmt der temperaturabhängige Kriechexponent $n(T)$ mit steigender Temperatur ab (Gl.3.3.13). Zur Abschätzung des Einflusses von n auf das Kriechverhalten bei einer Primärspannung von 25 MPa und einer Leistungsdichte von 135 kW/m^2 wurden 3 FE-Rechnungen mit unterschiedlichen n -Werten von 4, 6 und 8 durchgeführt. Hierbei wurde in dem Norton'schen Kriechgesetz die Kriechkonstante $k(T)$ so vorgegeben, daß bei allen n -Variationen sich stets die gleiche Kriechrate unter konstanten Temperaturbedingungen ($\sigma_t = 0$) einstellte. In Abb. 24 ist die Variation des Kriechexponenten in Abhängigkeit des Dehnratenverhältnisses η aufgetragen. Der Kriechratcheting-Effekt nimmt mit steigendem Kriechexponenten zu.

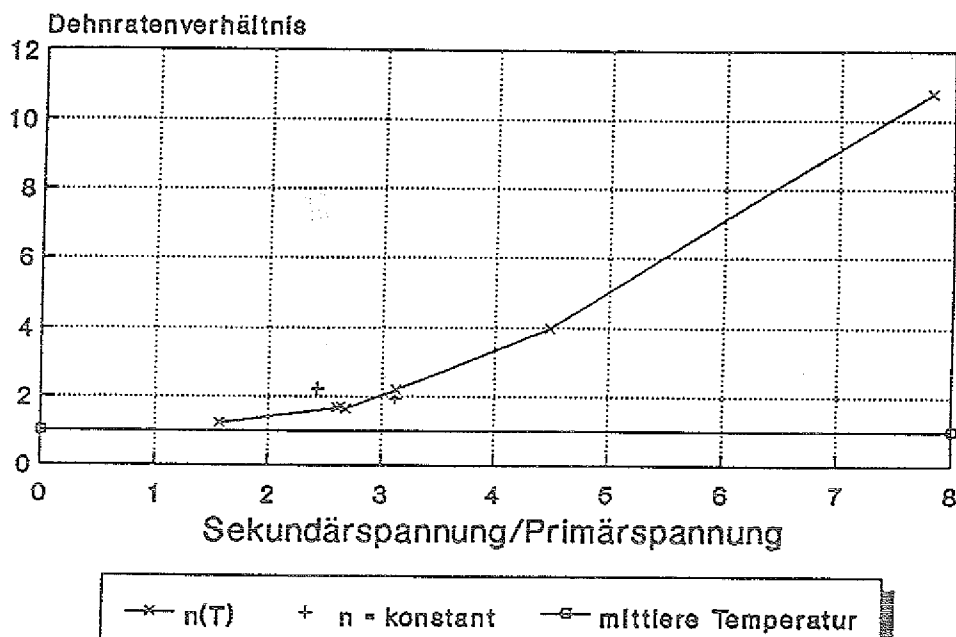


Abb. 23. Kriechratcheting-Effekt in Abhängigkeit unterschiedlicher Verhältnisse von thermischer Sekundär- zu Primärspannung: Das Dehnratenverhältnis leitet sich aus dem Quotienten der unter zyklischen Temperaturbedingungen berechneten Kriechratcheting-Dehnrates zur Dehnrates, bezogen auf eine mittlere Zyklentemperatur und alleiniger Primärspannung, her.

3.3.3.1 Kriechdehnraten unter Mitwirkung von negativen Kriecheffekten

Aus der Literatur [57, 58, 59, 60] und der in Kapitel 4 durchgeführten Messungen geht hervor, daß der Effekt des negativen Kriechens mit berücksichtigt werden sollte. Das FE-Programm ABAQUS bietet hier zusätzlich die Möglichkeit, solche Effekte durch Aktivierung von Unterprogrammen mit einzubeziehen. Der Anteil durch das negative Kriechen ($\dot{\epsilon}_{vol}$) wurde hier so vorgegeben, daß unter rein stationären Kriechbedingungen (konstante Temperatur, bezogen auf die mittlere Zyklentemperatur) annähernd kein Kriecheffekt auftrat (betrachte Gl.(3.3.16) mit $\dot{\epsilon}_c + \dot{\epsilon}_{vol} \approx 0$).

$$-\dot{\epsilon}_{vol} = 3 \cdot k(T_{mittel}) \cdot \sigma_P^n \quad (3.3.16)$$

mit $k(T_{mittel})$ als die Norton'sche Kriechkonstante bei einer mittleren Zyklustemperatur von 900 °C (Leistungsdichte von 135 kW/m²) und $n = 5,5$.

Daher erschien es auch nicht sinnvoll das Dehnratenverhältnis η

$$\eta = \frac{\dot{\epsilon}_R - \dot{\epsilon}_{vol}}{\dot{\epsilon}_c - \dot{\epsilon}_{vol}} \quad (3.3.17)$$

näher zu betrachten, da der Nenner gegen Null strebt.

Variation des Kriechexponenten

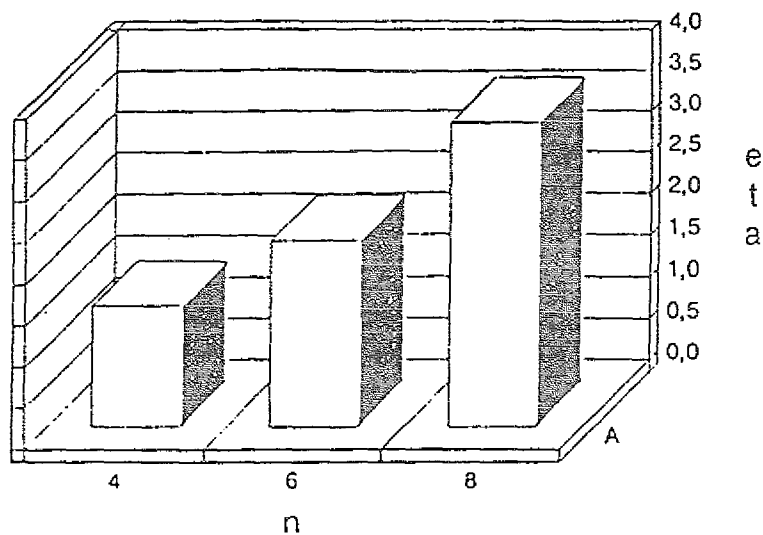


Abb. 24. Auswirkung des Kriechexponenten auf die Größe des Ratcheting-Effektes

Die Ergebnisse der FE-Berechnungen unter der Mitwirkung negativer Krieeffekte gehen aus Tab. 3 auf Seite 44 hervor:

Nr.	Kriechexponent n oder n(T)	Dehnrates $\dot{\epsilon}_R [h^{-1}]$
17 (vergleiche Fall 10 im Anhang)	5,5	$5,85 \cdot 10^{-5}$
18 (vergleiche Fall 11 im Anhang)	Gl.(3.3.13)	$8,27 \cdot 10^{-5}$

Tab. 3. Dehnraten unter Einbezug von Volumenschwelleffekten: Die Berechnungen erfolgten mit dem FE-Code ABAQUS bei einer Leistungsdichte von $f(t,T) = 135 kW/m^2$ und einem 10 Sekundentakt, einer Primärspannung $\sigma_p = 25 \text{ MPa}$, $\alpha = 18,5 \cdot 10^{-6}/K$ und $\nu = 0,3$. Die Kriechkonstante $k(T)$ entsprach bei allen Rechengängen der Beziehung (3.3.12).

Verglichen mit den FE-Rechnungen unter gleichen Bedingungen, aber ohne Einfluß negativer Krieeffekte, fielen die in Tab. 3 berechneten Dehnraten ca. um einen Faktor 2 geringer aus (Rechenserien 10 und 11 in Tab. 15 auf Seite 97).

4. Experimentelle Arbeiten

4.1 Versuchsplanung

Die ursprüngliche Idee für die Versuchsdurchführung war, eine Aussage über die Größe des zu erwartenden Kriechratcheting-Effektes durch den Vergleich der Dehnraten unter zyklischen und konstanten Temperaturbedingungen im Bereich des quasistationären Kriechens zu erhalten. Hierbei sollte die Rohrprobe unter konstanter Primärspannung bei der geplanten mittleren Zyklustemperatur solange belastet werden, bis sich eine quasi konstante Dehnrate einstellt. Es zeigte sich jedoch, daß das Werkstoffverhalten der verwendeten Legierung (INCOLOY 800) wesentlich komplizierter war. Anfänglich wurde der Effekt des negativen gefügebedingten Kriechens unterschätzt. Daher wurden alle Proben vor dem Übergang in die zyklischen Betriebsphasen einem Auslagerungsprozess über mehrere hundert Stunden unterzogen.

4.2 Charakterisierung des Werkstoffes

Bei dem Werkstoff für die Kriechratcheting-Untersuchungen handelte es sich um eine austenitische Eisenbasislegierung X10 NiCrAlTi 32 20, Handelsnahme INCOLOY 800. Das Stangenmaterial stammte von den Vereinigten Deutschen Metallwerken (VDM). Das Halbzeug wurde im lösungsgeglühten Zustand (1150-1200°C, 1 bis 2h) angeliefert und in der Hauptwerkstatt des Forschungszentrums Jülich zu dickwandigen Rohren weiter verarbeitet.

Die chemische Zusammensetzung der Mutterschmelze in Mass.% ist aus der Tab. 4 zu ersehen.

Cr	Ni	Mn	Si	Ti	Cu	S	P	Al	Co	C	Fe
20,4	30,8	0,71	0,3	0,35	0,09	0,002	0,01	0,24	0,05	0,07	Rest

Tab. 4. Chemische Zusammensetzung des verwendeten Werkstoffes INCOLOY 800 in Massenprozent (Angaben des Herstellers)

Die in der austenitischen Eisenbasislegierung vorliegenden ausgeschiedenen Phasen sind Titancarbid, Titanitride sowie Chromcarbid. Letztere werden im Temperaturbereich 540-1100 °C ausgeschieden [82]. Dagegen sind die Titancarbid und -nitride (auch Primärcarbid genannt) bei allen Temperaturen unterhalb des Schmelzpunktes stabil und werden durch eine Wärmebehandlung nur wenig beeinflusst. In Abb. 25 und Abb. 26 ist das Mikrogefüge des hier benutzten Werkstoffes im Anlieferungszustand (1,5 fache bzw. 100fache Vergrößerung) dargestellt. Die Korngrenzen sind bereits schwach mit Sekundärcarbid vom Typ $Cr_{23}C_6$ belegt. Der mittlere Korndurchmesser beträgt ca. 0,287 mm (ASTM No. 1 und größer). In fast allen Körnern sind Rekristallisationszwillinge mit ihrem typischen Aussehen für das austenitische Gefüge anzutreffen. Der Werkstoff ist während des Lösungsgeglühens rekristallisiert.

Die verschiedenen Rohr- und Probengeometrien, welche benutzt wurden, bestanden aus Halbzeugen der gleichen Mutterschmelze:

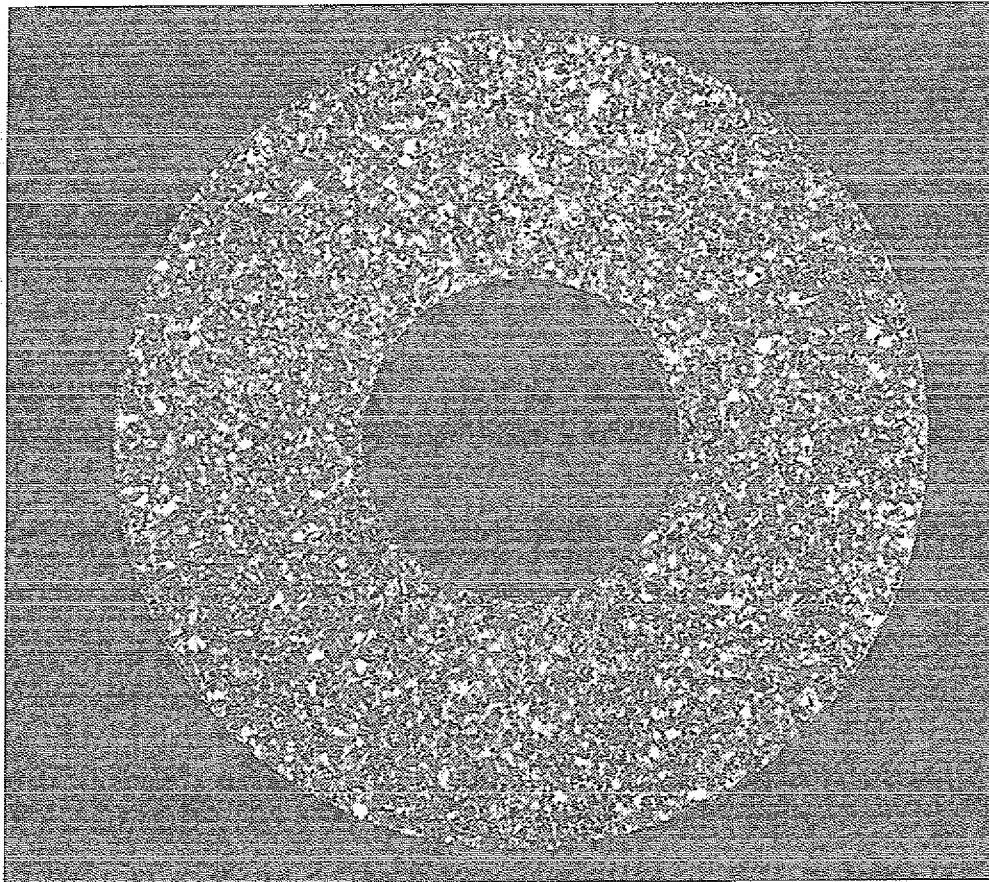


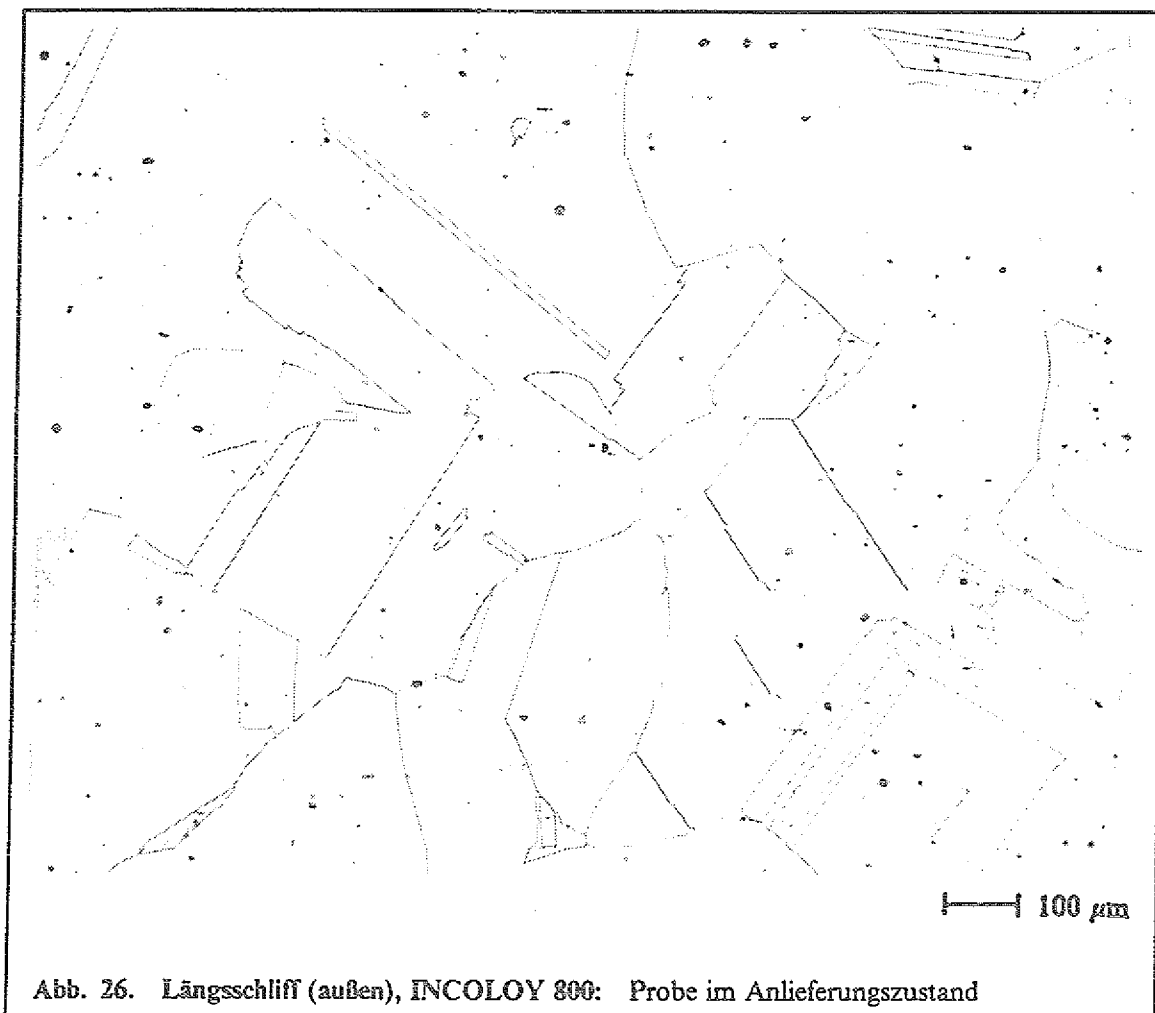
Abb. 25. Rohr im Querschliff, INCOLOY 800: Anlieferungszustand bei 1,5x Vergrößerung. Das Korngefüge besteht aus Körnern etwa gleicher Größe.

1. Rohrproben mit der Probenbezeichnung BLY 203, 204, 206 und 207. Alle diese Rohrproben hatten eine Länge von ca. 850 mm, der Außendurchmesser betrug 67 mm und die Wandstärke war 20 mm.
2. Normproben nach DIN 50118 mit den Bezeichnungen BLY 301 bis BLY 304 und BLY 306,307. Die Probenlänge betrug 99 mm, bei einem Durchmesser von 10 mm.

Typische Festigkeitseigenschaften werden für INCOLOY 800 wie folgt angegeben /82/:

1. Bei Raumtemperatur im lösungsgeglühten Zustand liegt die Zugfestigkeit bei 450 bis 655 MPa, die 0,2% Dehngrenze liegt bei 135 bis 345 MPa.
2. Die Warmfestigkeitseigenschaften (lösungsgeglühter Zustand) liegen bei einer Temperatur von 760 °C im Bereich 236 MPa für die Zugfestigkeit und 90 MPa für die 0,2% Dehngrenze.

Weitere physikalische Eigenschaften des benutzten Werkstoffes sind in Tab. 5, Tab. 6 und Tab. 7 angegeben /78,82/.



Temperatur [$^{\circ}\text{C}$]	650	760	870	980
E-Modul [GPa]	154	145	138	129
lin. Wärmeausdehnungs- koeffizient. α [$10^{-6}/\text{K}$]	17,3	17,8	18,4	
thermische Leitfähigkeit λ [$\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C}$]	21,9	24	26,1	30,9
spez. elektrischer Widerstand ρ_e [$\mu\Omega\text{cm}$]	124	126	128	129

Tab. 5. Physikalische Eigenschaften des Werkstoffes INCOLOY 800 /82/

Temperatur [$^{\circ}\text{C}$]	600	700	800	900
Dichte ρ [kg/m^3]	7780	7730	7680	7630
spezifische Wärme C [$\text{J}/\text{kg}^{\circ}\text{C}$]	632	650	678	706

Tab. 6. Physikalische Eigenschaften des Werkstoffes INCOLOY 800 /78/

Temperatur [$^{\circ}\text{C}$]	260	537,8	815,6	954,4
Emissionszahl $\varepsilon^{\times}$	0,18	0,25	0,47	0,72

Tab. 7. Physikalische Eigenschaften des Werkstoffes INCOLOY 800

Mit den Angaben aus Tab. 5, Tab. 6 und Tab. 7 kann die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte α , ρ , λ , $\varepsilon^{\times}$ C und E durch Polynome angenähert werden. Die Temperatur ist jeweils in $^{\circ}\text{C}$ anzugeben.

$$\alpha(T) = (a_0 + a_1 \cdot T - a_2 \cdot T^2 + a_3 \cdot T^3 - a_4 \cdot T^4) \cdot 10^{-6} \text{ in } [^{\circ}\text{C}^{-1}] \quad (4.2.1)$$

Die Koeffizienten in Gl.(4.2.1) ergeben sich zu :

$$a_0 = 11,75761, a_1 = 0,3377022 \cdot 10^{-1}, a_2 = 0,9214965 \cdot 10^{-4}, a_3 = 0,1132143 \cdot 10^{-6} \quad \text{und} \\ a_4 = 0,4810285 \cdot 10^{-10}$$

Die Größen λ , ρ und C lassen sich zur Temperaturleitfähigkeit $a(T)$ zusammenfassen .

$$a(T) = (3,1115 + 0,002125 \cdot T) \cdot 10^{-6} \text{ in } [\text{m}^2/\text{s}] \quad (4.2.2)$$

Für den E-Modul (in [GPa]) und die Emissionszahl ergibt sich

$$E(T) = 198,02 - 0,7017404 \cdot 10^{-1} \cdot T \quad (4.2.3)$$

$$\varepsilon^{\times}(T) = 0,166 + 8,988 \cdot 10^{-8} \cdot (T + 32)^2 + 5,204 \cdot 10^{-13} \cdot (T + 32)^4 \quad (4.2.4)$$

4.3 Zeitstandversuche zur Überprüfung der Kriechparameter

Das Kriech- und Zeitstandverhalten unterliegt bekanntlich starken Streuungen. Für Untersuchungen an bauteilähnlichen Proben ist es angebracht, an Normproben aus gleichem Halbzeug und chemischer Zusammensetzung zu überprüfen, wie das Kriechverhalten sich in das Streuband dieses Werkstoffes einfügt. Für die Rechnungen wurde für das stationäre Kriechverhalten ein Norton'scher Kriechansatz $\dot{\varepsilon}_c = k \cdot \sigma^n$ unterstellt.

Das Kriechverhalten hängt zusätzlich stark von der Wärmebehandlung und den Kaltverformungsvorgängen ab. Daher ist es wichtig, die Kriechparameter des Norton'schen Potenzgesetzes an Proben zu überprüfen, die nicht nur die gleiche chemische Zusammensetzung, sondern auch die gleiche Wärmebehandlung und Verformungsgeschichte aufweisen.

Eine Reihe von Kriechversuchen wurde an den Normzugproben (Abb. 27) bei 900 °C und Spannungen zwischen 25 und 35 MPa durchgeführt. Die Proben BLY 301, 306 und 307 sind zuvor einer Auslagerungsbehandlung (900 °C, 200h) unterzogen worden.

Das Kriechverhalten der Versuche an den Normproben ist in Abb. 28 als Zeit-Dehnungs- und Dehnraten-Zeit Kurven bzw. in Abb. 29 als Dehnraten-Dehnungs-Kurven dargestellt.

Die ausgelagerten Proben zeigten eine wesentlich größere Kriechneigung auf, als die nicht ausgelagerten Proben. Dies kann wie folgt erklärt werden: In Abb. 29 ist für die nicht ausgelagerte Probe BLY 302 bei der Auftragung $\dot{\epsilon} - \epsilon$ eine ausgeprägte minimale Dehnrate vor dem Übergang in den Bereich einer quasistationären Kriechdehnrate zu beobachten. Bei der ausgelagerten Probe (BLY 306) tritt dieses Minimum der Dehnrate nicht so deutlich hervor. Der primäre Kriechbereich ist stark von dem Gefügestand der Proben abhängig. Bei den nicht ausgelagerten Proben besitzt der Mischkristall noch ausreichend viele Keimstellen um hier thermisch oder durch Versetzungen Ausscheidungen (Sekundärcarbide) zu begünstigen. Dieses führt zu einer Abnahme der Dehnrate. Bei den ausgelagerten Proben (200h, T=900 °C) sind die meisten Sekundärcarbide schon gebildet. Die Versetzungen können sich jetzt relativ frei im Korninneren bewegen, was sich in der verstärkten Kriechneigung der ausgelagerten Proben gegenüber den nicht ausgelagerten Proben äußert. Bei dem Eintritt in den Wendepunkt (Minimum der Dehnrate) sind alle Keimstellen verbraucht, Teilchenkoagulation und Umlösung der Ausscheidungen auf die Korngrenzen hin setzt ein. Als Folge der Carbidumlösungen werden die Versetzungen wieder aus ihren ausscheidungsbedingten Verankerungen gelöst, was zu einem Anstieg in der Dehnrate führt.

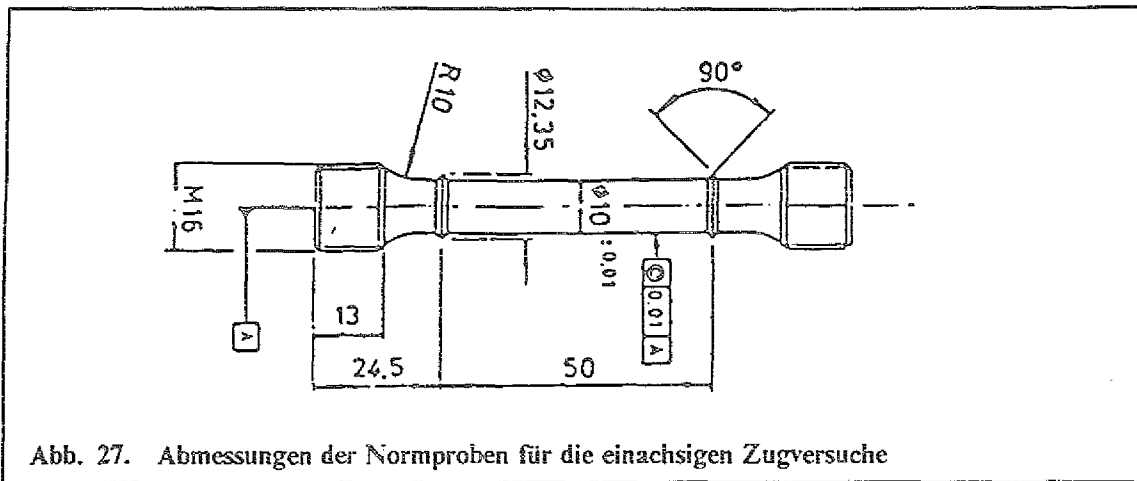
Da es bei technischen Werkstoffen oftmals schwierig ist, die Kriechkurven eindeutig in den primären, stationären und tertiären Bereich zu unterteilen, wird als Kompromiß der Wendepunkt der minimalen Kriechdehnrate gewählt. Die Darstellung der $\log \dot{\epsilon}_c - \log \sigma$ Abhängigkeit basiert auf dieser Methode.

Aus den Kriechversuchen trat ein nicht "klassisches" Kriechverhalten zu Tage, deshalb wurden die Kriechparameter k und n nicht aus Einzelversuchsauswertungen bestimmt. Die Kriechparameter k und n wurden aus jeweils 3 Versuchen mit gleichem Auslagerungszustand aber unterschiedlichen Spannungen abgeleitet. Zunächst wurden die minimalen Kriechraten nach dem Eintritt in den sekundären Kriechbereich bestimmt [79]. Die Darstellung der logarithmierten wahren Dehnrate in Abhängigkeit des Logarithmus der wahren Spannung ergibt bei Gültigkeit des Norton'schen Kriechansatzes eine Gerade. Abb. 30 zeigt, daß diese Bedingung gut erfüllt ist.

Aus der doppelt logarithmischen Darstellung des Norton'schen Kriechgesetzes kann n und k bestimmt werden.

$$\log \dot{\epsilon}_{c,w} = \log k + n \cdot \log \sigma_w \quad (4.3.1)$$

Die Ergebnisse der k und n Bestimmung nach der oben beschriebenen Vorgehensweise sind in Tab. 8 zusammengestellt, zusätzlich sind noch zwei Literaturwerte mit aufgeführt [78,80].



Nr.	Bezeichnung	Spannung σ_0 [MPa]	k [MPa ⁻ⁿ /h]	n [—]
1	BLY 302, 303, 304	25,30,35	$1,834 \cdot 10^{-15}$	6,1
2	BLY 301, 306, 307, ausgelagert	30,35	$3,75 \cdot 10^{-21}$	10,5
3	Penkalla /78/	$9,9 \leq \sigma_w \leq 60$	$1,579 \cdot 10^{-12}$	5,5
4	Lahodny /80/	$15 \leq \sigma \leq 54$	$1,918 \cdot 10^{-10}$	4

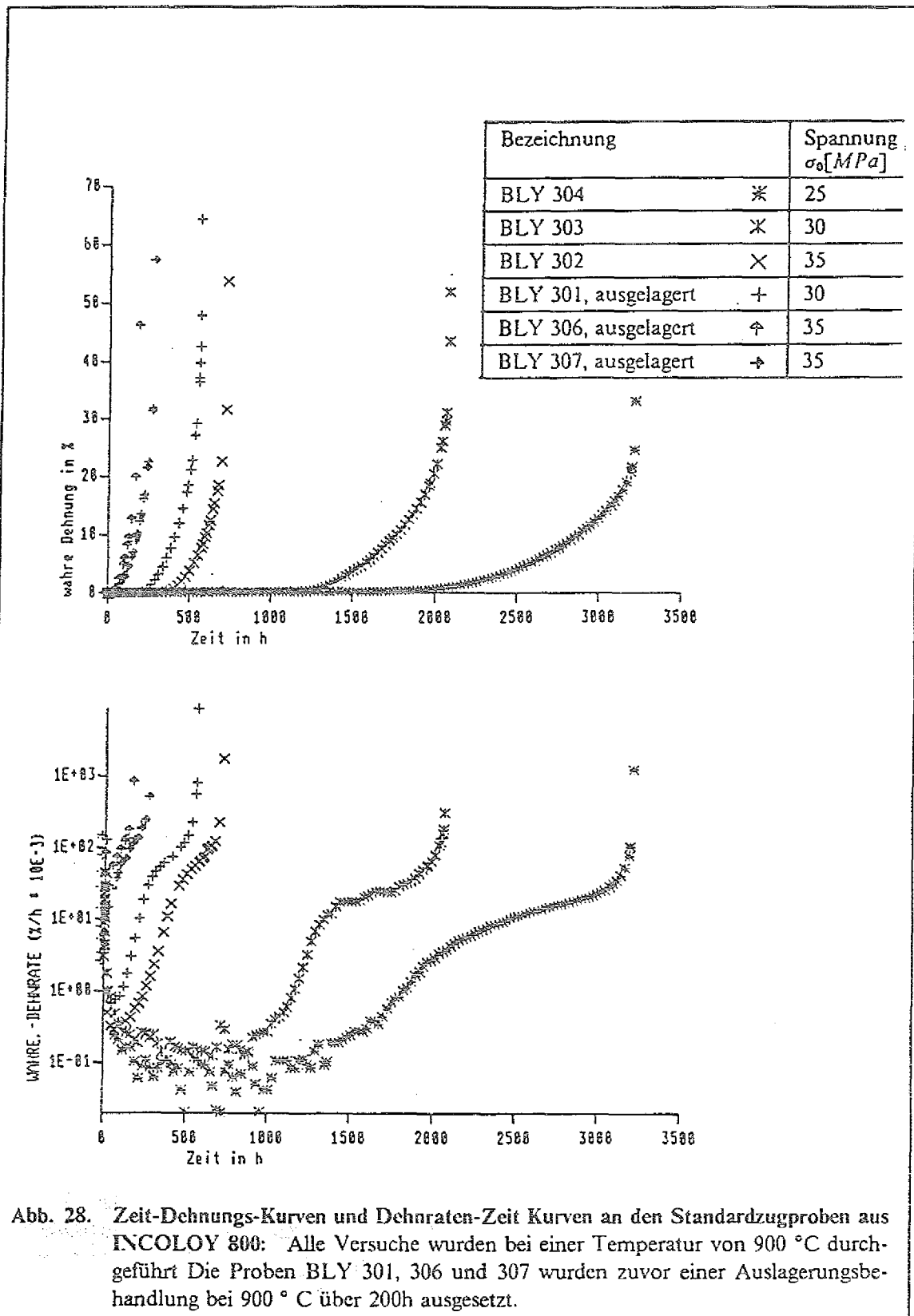
Tab. 8. Zusammenstellung der aus den Versuchen und der Literatur ermittelten Norton-Kriechparameter für $T = 900^\circ\text{C}$

Die aus den Ergebnissen an Normzugproben abgeleiteten n Werte liegen innerhalb des Streubandes der von Penkalla /79/ abgeleiteten Größen. Nur bei der Kriechkonstanten k entstanden größere Abweichungen.

Da die Bestimmung der Norton'schen Kriechparameter k und n aus jeweils nur drei Versuchen (ausgelagerte und nicht ausgelagerte Proben) nicht ausreichend abgesichert erschienen, wurden alle FE-Ratcheting Analysen mit den von Penkalla aus einer Vielzahl von Versuchen bestimmten k und n Werten durchgeführt (Kapitel 3.3). Die hieraus resultierenden temperaturabhängigen Kriechparameter sind in den Gleichungen (3.3.12) und (3.3.14) angegeben.

4.4 Beschreibung des Versuchsaufbaus

Die Beeinflussung des Verformungs- und Versagensverhaltens durch Temperaturtransienten und zeitlich veränderliche Temperaturen kann aussagekräftig nur an bauteilähnlichen Geometrien ermittelt werden. Kleine Normproben scheiden hierfür aus, weil in ihnen die Temperaturverteilung eines Bauteiles nicht realistisch simuliert werden kann. Aus diesem Grunde wurde ein aufwendiger Versuchsstand am Institut für Reaktorwerkstoffe des Forschungszentrums Jülich eigens hierfür entwickelt. An dickwandigen Rohren aus INCOLOY 800 (Kapitel 4.2) wurden durch induktive Beheizung der Oberfläche instationäre Temperaturfelder erzeugt, die zu Sekundärspannungen führen. Für die Versuche wurde aus Trägerelementen ein Rahmen errichtet, in



dem über einen Hydraulikzylinder (100 kN) die Belastung zur Einstellung einer definierten Primärspannung aufgebracht werden kann.

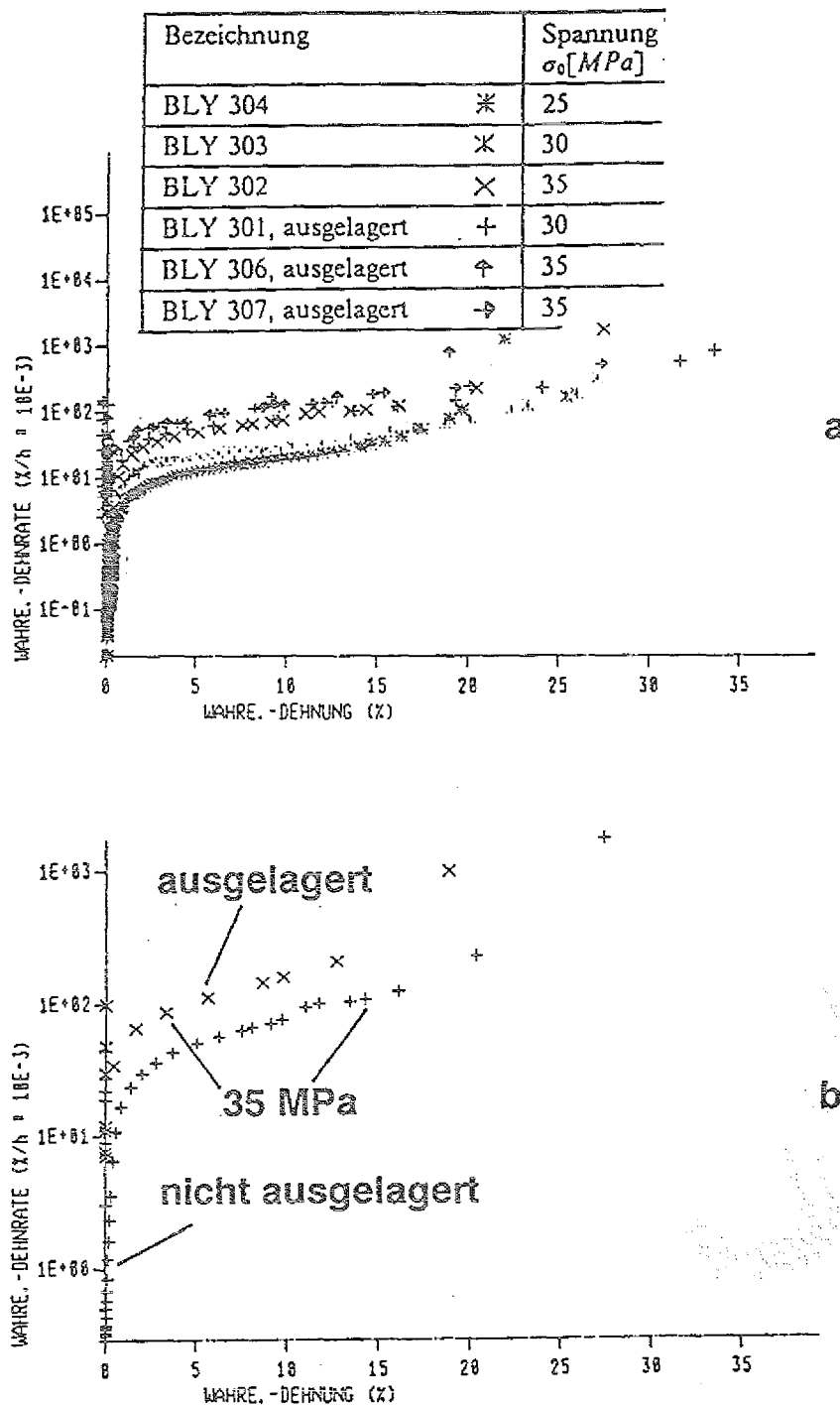
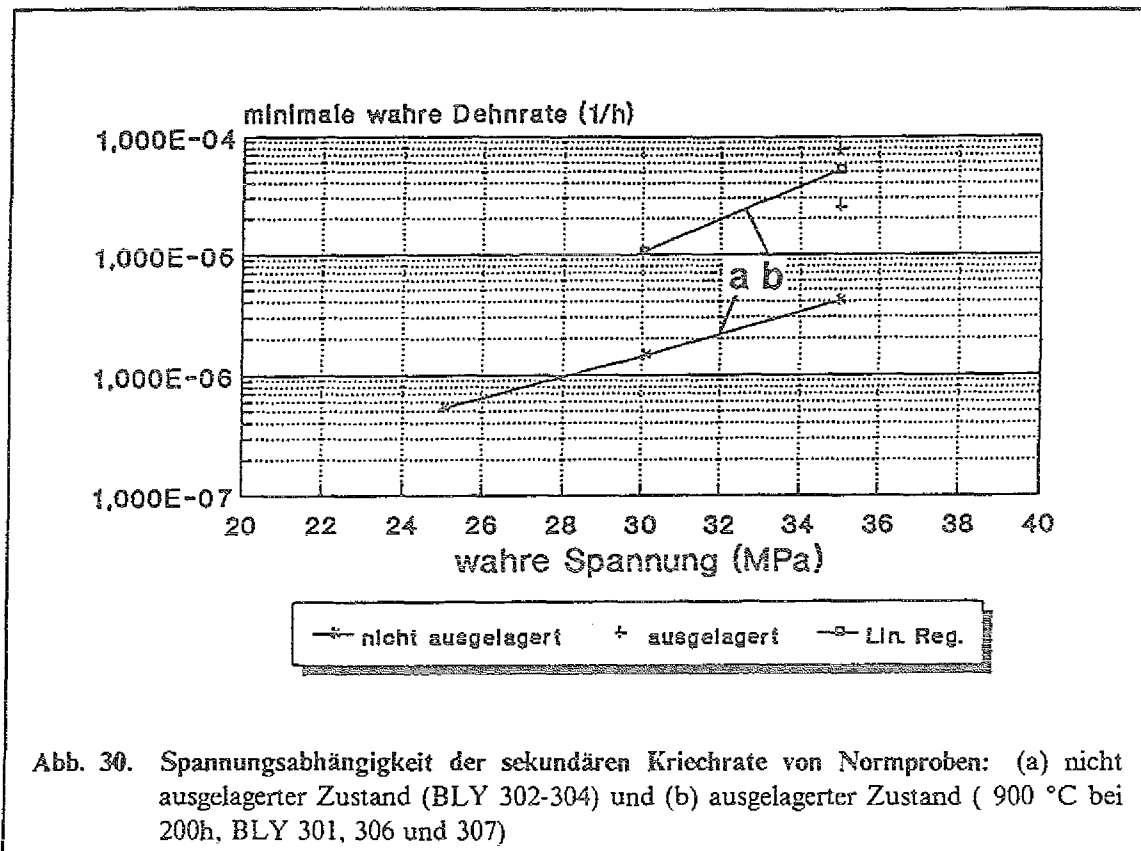


Abb. 29. Dehnraten-Dehnungs-Kurven von Standardzugproben aus INCOLOY 800 bei 900 °C: (a) Anfangsspannungen zwischen 25 und 35 MPa, in (b) sind zur besseren Verdeutlichung zwei Kriechversuche bei gleicher Zugspannung ($\sigma_p = 35$ MPa) aber unterschiedlichem Auslagerungszustand gegenübergestellt.

Die durch alleiniges Einwirken der Sekundärspannung, oder der aus der Überlagerung von Primär- und Sekundärspannung resultierenden Dehnungen wurden gemessen (Kapitel 4.6) und mit Dehnungen unter homogenen Temperaturbedingungen verglichen. Um



deutlich im Kriechbereich zu operieren, wurde bei einem Temperaturniveau um ca. 900 °C experimentiert.

Die Versuche zur Beheizung der Proben wurden mit einem Hochfrequenzgenerator, Typenbezeichnung IG 50/200 der Firma Hüttinger aus Freiburg durchgeführt. Die Übertragung der Hochfrequenzleistung auf das Werkstück erfolgte über eine Induktorspule (Abb. 33), welche über einen Ausgangsübertrager an die Impedanz des HF-Oszillators optimal angepasst wurde.

Nach Herstellerangaben beträgt die maximal zur Verfügung stehende Leistung an der Spule ca. 60 kW, die hier durchgeführten Versuche wurden im zyklischen Betrieb mit maximal 20% der oben angegebenen Leistung gefahren.

In Abb. 31 bzw. Abb. 32 ist der Versuchstand mit der eingebauten Probe dargestellt. Von oben beginnend sind zwei untereinander angeordnete Kraftmeßdosen (Firma INSTRON, GB) für 500 und 100 kN zu erkennen. Da der servohydraulisch gesteuerte Kolben maximal eine Kraft von 100 kN erzeugen kann, wurde die Kraft mit der 100 kN-Meßdose überwacht (der Rahmen ist im Hinblick auf spätere Versuche für 500 kN ausgelegt). Unterhalb der 100 kN-Meßdose befand sich ein Kühlflansch, um die darüberliegenden Kraftmeßdosen vor übertretenden Wärmeeinwirkungen zu schützen. Gleichzeitig war auf der oberen Seite des Kühlflansches ein induktiver Wegaufnehmer angebracht. Unterhalb des Kühlflansches befand sich das Rohr in der wassergekühlten Cu-Induktionsspule (Spulenlänge 265 mm, Außendurchmesser 110 mm, Windungszahl 16). Zwischen dem Rohr und der Spule war ein an beiden Enden verschlossener

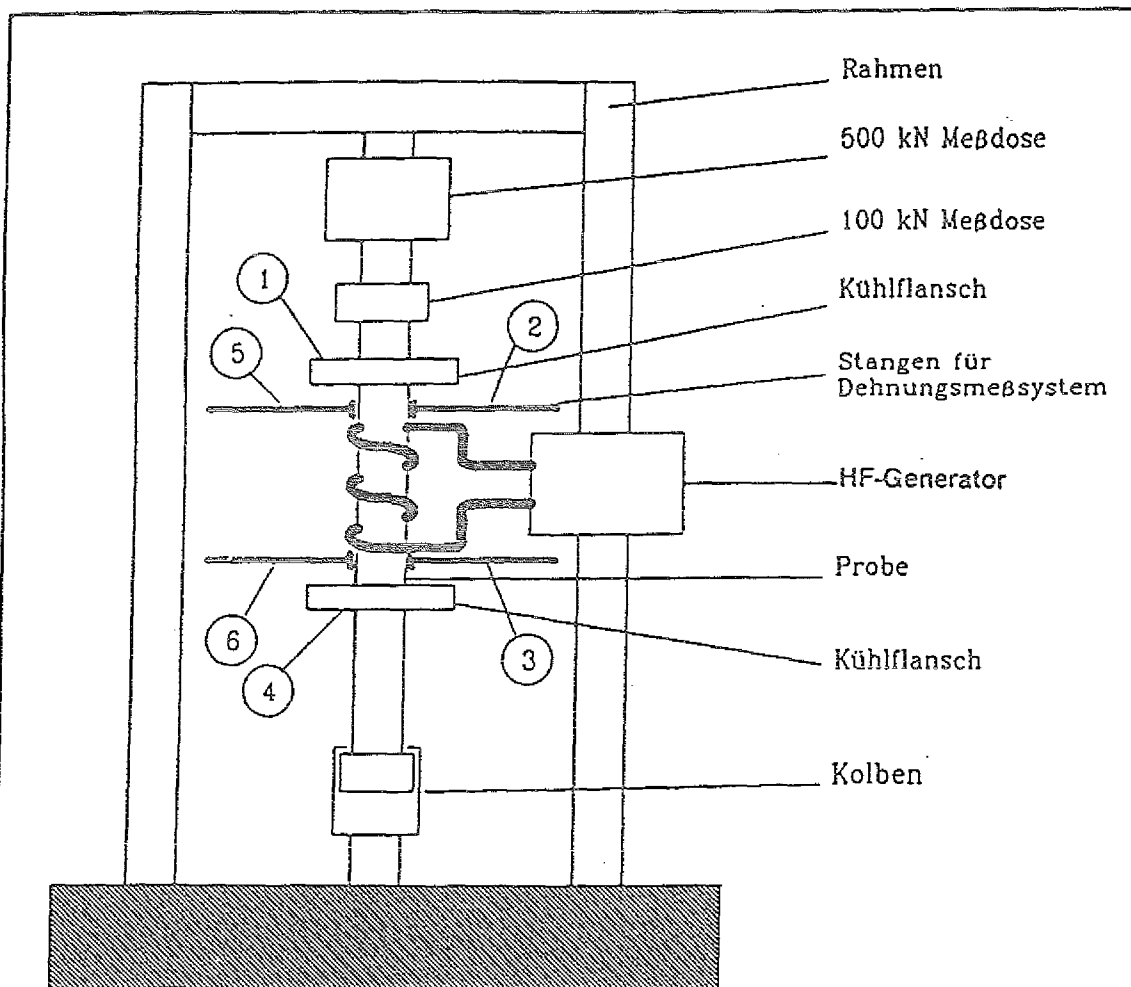


Abb. 31. Schematische Darstellung des Versuchsaufbaues: Über ein hydraulisches System (Kolben) können Zugkräfte bis 500 kN aufgebracht werden. Eine Induktionsheizung liefert die regelbare Heizenergie. An den mit den Ziffern 1-6 bezeichneten Stellen sind induktive Wegaufnehmer zur Dehnungsermittlung angebracht.

Quarzglaszylinder angebracht, um die Beeinträchtigungen von Oberflächentemperaturschwankungen durch Konvektion herabzusetzen. Oberhalb und unterhalb der Spule befanden sich zwei Meßstangen, an deren Enden ebenfalls induktive Wegaufnehmer angebracht waren. Diese zwei Meßstangen waren zur besseren Wärmeisolation vor von dem beheizten Rohr verursachten Wärmestrahlungen mit Keramikfasermatten (Triton Kaowool) umwickelt. Am unteren Ende des Rohres befand sich ein weiterer Kühlflansch, um den Wärmeübergang von dem Rohr auf den Kolben zu dämmen. Oberhalb dieses Kühlflansches war ebenfalls ein induktiver Wegaufnehmer angeordnet.

Die Rohrwandtemperaturen wurden mit 6 Pt-PtRh Thermoelementen ermittelt (Abb. 35). An der inneren Rohrwandoberfläche war es vorteilhaft, Mantelthermoelemente zu verwenden, da sich diese dort relativ leicht durch Punktschweißen anbringen ließen. Unter diesem Gesichtspunkt wäre es auch vorteilhaft gewesen, Mantelthermoelemente an der äußeren Rohrwandoberfläche einzusetzen. Vor-

versuche zeigten aber auf, daß die Thermoelementmantelung aus INCOLOY 600 unter den hier interessierenden Versuchsbedingungen im HF-Feld ankoppeln und aufschmelzen. Somit wurden ungemantelte, sehr viel kleinere Thermoelemente angebracht. Aufgrund ihrer geringen Abmaße koppeln diese Thermoelemente nicht so stark an das HF-Feld an. Zusätzlich konnte die Oberflächentemperatur noch mit einem Infrarotpyrometer gemessen werden.

4.5 Erzeugung induktiver Wärme

Die Erwärmung eines metallischen Werkstoffes mittels der Induktion ist ein sinnvolles Verfahren um schnell und gezielt Wärme einzukoppeln. Die übertragbaren Leistungen sind bei dem Induktionsverfahren weitaus höher als bei anderen Erwärmungsverfahren. Nach /83/ beträgt die Leistungsübertragung durch Konvektion beispielsweise nur $0,5W/cm^2$, bei der Wärmeleitung im festen Körper $20W/cm^2$ (Kochplatte, Salzbad), bei der Erwärmung durch eine Flamme bzw. Brenner $1000W/cm^2$, währenddessen bei der Induktionserwärmung eine Leistungsübertragung von $30000W/cm^2$ möglich ist.

Das Prinzip der induktiven Erwärmung ist wie folgt zu erklären /83, 84, 85, 86, 87, 88, 89/: Die von dem Generator in der Spule (Induktor) erzeugten elektromagnetischen Wechselfelder induzieren in dem in der Spule sitzenden Werkstück elektrische Ströme, die ihrerseits durch den elektrischen Widerstand des jeweiligen Metalles Wärme produzieren, die letztendlich auf die gewünschten Temperaturen führt.

Dabei ist die erzeugte Wärme bei nicht ferromagnetischen Stoffen nach dem Joulschen Gesetz $Q = R \cdot I^2 \cdot t$ dem Widerstand (R), dem Quadrat des elektrischen Stromes (I) und der Zeit (t) proportional. Der elektrische Widerstand ist hierbei frequenzabhängig. Beim Aufheizen ferromagnetischer Werkstoffe kommen noch die Hystereseverluste hinzu, die aber bei einer Erwärmung über T_c , der sogenannten Curie-Temperatur, wegfallen. Das hat zur Folge, daß der Werkstoff oberhalb der Curie-Temperatur etwas weniger Leistung aufnimmt /88/, demzufolge auch die Oberflächentemperatur etwas niedriger liegt.

Durch die innere Selbstinduktion verteilt sich bei genügend hoher Frequenz der Strom im Werkstück nicht über den gesamten Querschnitt, sondern konzentriert sich im Bereich der Oberfläche (Skin-Effekt). Für die Eindringtiefe des Stromes $\delta_{Eindring}$ wird näherungsweise angesetzt /83, 84, 87, 89/:

$$\delta_{Eindring} = 503 \sqrt{\frac{\rho_{el}}{f \cdot \mu}} \text{ (mm)} \quad (4.5.1)$$

wobei ρ_{el} der spezifische elektrische Widerstand des zu beheizenden Werkstoffes in $\Omega \cdot mm^2/m$, f die Frequenz in Hz und μ die Permeabilität des Werkstoffes ist. Oberhalb der Curie-Temperatur kann $\mu = 1$ gesetzt werden /84/.

Bei den hier durchgeführten Versuchen ergab sich bei einer Frequenz des Generators von 603,5 kHz und einem spezifischen Widerstandes des Werkstoffes von $1,28 \cdot \Omega mm^2/m$ eine Eindringtiefe von $\delta_{Eindring} = 0,73mm$. Bei einer derart geringen Eindringtiefe braucht die Verteilung der Wärmeproduktionsrate (q) nicht berücksichtigt zu werden. Schematisch

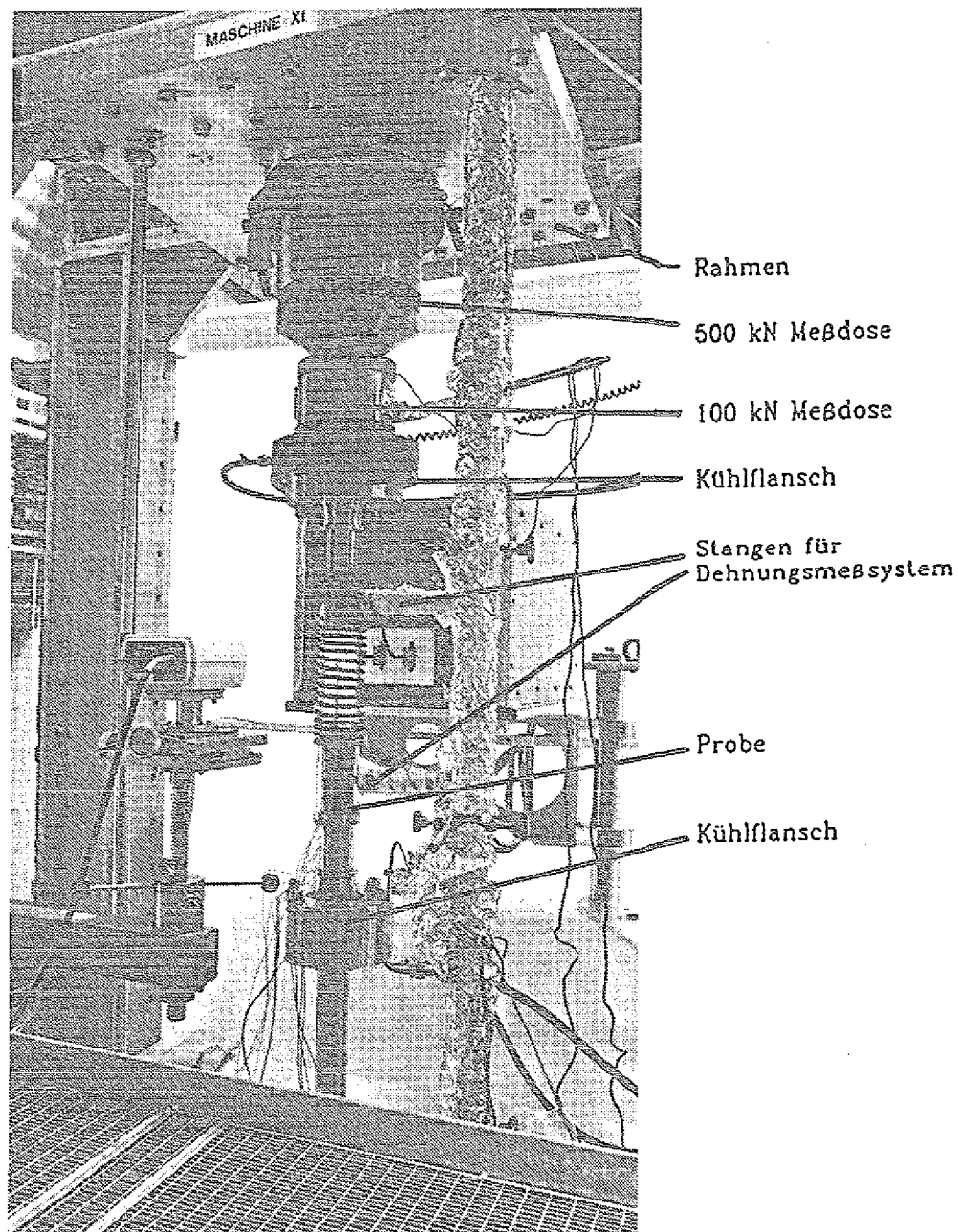
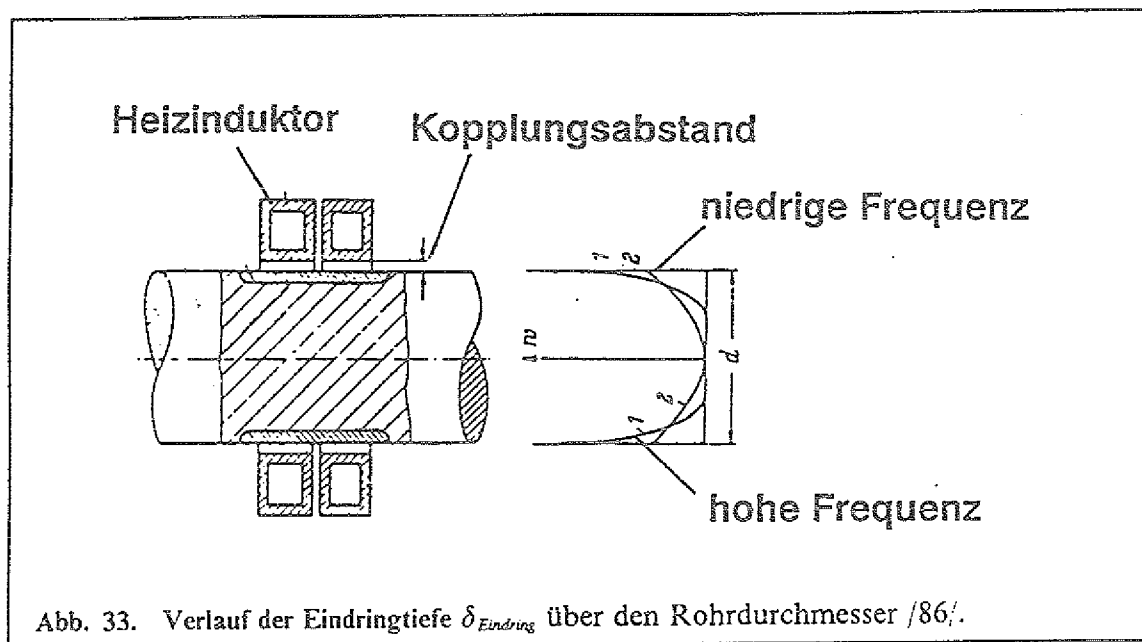


Abb. 32. Versuchsstand für Kriechversuche an induktiv beheizten Rohrproben bei konstanter und zyklischer Temperatur: Beginnend von oben: 500 kN-Kraftmeßdose, 100 kN-Kraftmeßdose, Kühlflansch mit oben aufliegendem induktiven Wegaufnehmer, Rohrprobe (mit Quarzglas umgeben) in der Induktionsspule sowie zwei Meßstangen zur Erfassung der Rohrdehnung unmittelbar in der beheizten Zone, unterer Kühlflansch mit oben aufliegendem Induktiven Wegaufnehmer und Anschlußflansch zum Kolben.

ist der Verlauf der Eindringtiefe in Abb. 33 für zwei unterschiedliche Frequenzen angedeutet /86/.



4.6 Meßtechnik zur Ermittlung der Rohrdehnungen

In Abb. 34 ist die Anordnung der induktiven Wegaufnehmer wiedergegeben. Alle 6 induktiven Wegaufnehmer waren an einem 6-Kanal Trägerfrequenzverstärker angeschlossen, der einen Oszillatorteil zur Erzeugung der notwendigen Speisespannung (5 kHz) für die induktiven Wegaufnehmer enthält. Ein Maß für das Ausgangssignal der induktiven Wegaufnehmer ist die Veränderung der Induktivität durch den in der Spule gelagerten Anker um einen Betrag ΔS .

Die Rohrverlängerung oder Verkürzung kann aus der Kombination zweier Wegaufnehmer (Abb. 34) ermittelt werden. Die zwischen den Wegaufnehmern 1 und 4 stattfindende Veränderung der Rohrlänge wird mit $\Delta l_{1,4}$ bezeichnet. Entsprechend ergibt sich für die Rohrachsenverlängerung zwischen den Wegaufnehmern 2, 3 und 5, 6 ein $\Delta l_{2,3}$ bzw. ein $\Delta l_{5,6}$.

Die Längenänderung der Wegaufnehmer 1 und 4 kann aus Abb. 34 abgeleitet werden. Hiernach gilt für die Entfernung der Ankerspitzen beider Wegaufnehmer 1 und 4 zu Beginn der Aufzeichnungen ($t=0$)

$$l^0 = l_M + S_4^0 - S_1^0 \quad (4.6.1)$$

wenn S_1^0 die anfänglichen Längen der aus den Wegaufnehmerspulen ragenden Anker sind, l_M bezeichnet die konstante Entfernung der beiden Wegaufnehmer an dem Meßgestänge. Die Meßgestängetemperatur wurde kryostatisch im $1/10^\circ\text{C}$ Bereich gehalten. Zu einem späteren Zeitpunkt beträgt die Entfernung der Ankerspitzen

$$l^t = l_M + S_4^t - S_1^t \quad (4.6.2)$$

Subtraktion der beiden Gleichungen (4.6.1) und (4.6.2) ergibt für die axiale Verlängerung des Rohres

$$\Delta l_{1,4} = S_4^t - S_4^0 - S_1^t + S_1^0$$

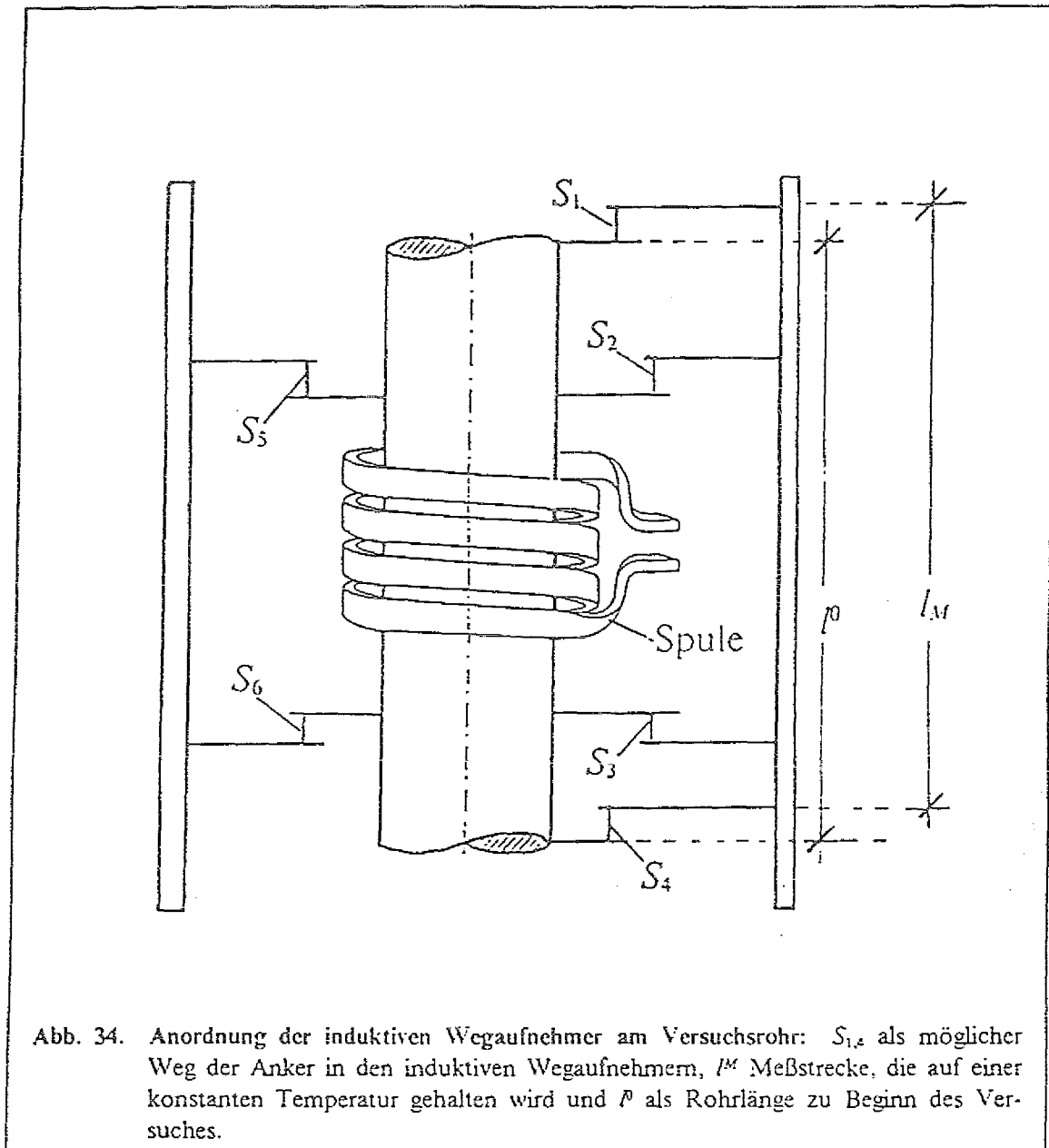


Abb. 34. Anordnung der induktiven Wegaufnehmer am Versuchsrohr: $S_{1,4}$ als möglicher Weg der Anker in den induktiven Wegaufnehmern, l^M Meßstrecke, die auf einer konstanten Temperatur gehalten wird und l^0 als Rohrlänge zu Beginn des Versuches.

$$\Delta l_{1,4} = \Delta S_4 - \Delta S_1 \quad (4.6.3)$$

Die relativen Wegänderungen $\Delta S_{1,4}$ sind mit den Ausgangssignalen $\Delta U_{1,4}$ der induktiven Wegaufnehmer über eine Proportionalitätskonstante A verknüpft. Bei einer Empfindlichkeit von $10V = 750 \mu m$ ergibt sich $A = 75 \mu m/V$. Somit ergibt sich für die Rohrlängenänderung:

$$\Delta l_{1,4} = 75 \cdot (\Delta U_4 - \Delta U_1) [\mu m] \quad (4.6.4)$$

Für die Verlängerungen $\Delta l_{2,3}$ und $\Delta l_{5,6}$ ergeben sich gleichartige Formeln, wobei allerdings die entgegengesetzten Richtungen der Wegaufnehmer 3 und 6 gegenüber dem Wegaufnehmer 4 zu berücksichtigen sind (Abb. 34). Auf Grundlage dieser Beziehungen wurden alle Axialdehnungen des Rohres bestimmt. Um die Dehnung in % zu erhalten, ist noch durch die Länge der temperaturkonstanten Zone zu dividieren.

5. Durchführung und Ergebnisse der Kriechratcheting-Versuche

Insgesamt wurden vier Versuche zum Kriechratcheting durchgeführt. In Tab. 9 sind die wichtigsten Versuchsparameter aufgeführt:

Versuch	Probenbezeichnung	Zeitdauer in [h]	konst. Temperatur in [°C]	zykl. Temperatur in [°C]	σ_p in [MPa]
1	BLY 203	1296	-	930-980	0
2	BLY 206	1614	950	941-975	0
3	BLY 204	1672	900	878-916	16,3 und 25
4	BLY 207	1400	900	880-920	25

Tab. 9. Durchgeführte Ratcheting-Versuche. Die Taktzeit im zyklischen Betrieb betrug immer 10 Sekunden.

Der Versuch 1 diente hierbei nur als Vorversuch.

Die Temperaturangaben in Tab. 9 beziehen sich auf die äußere Rohrwandoberfläche.

5.1 Versuch 1 zum Kriechratcheting ohne Primärspannung

Theoretische Berechnungen mit dem FE-Code ABAQUS sagten unter den hier vorliegenden Versuchsbedingungen einen Kontraktionseffekt voraus. Dies sollte mit dem Versuchen 1 und 2 nachgeprüft werden.

Versuch 1 diente in erster Linie als Pilotversuch zur Optimierung der Beheizung und zur Erprobung der Dehnungsmeßvorrichtung. In Abb. 36 ist die pyrometrisch gemessene axiale Temperaturverteilung an der Rohrwandoberfläche für zwei unterschiedliche Leistungsdichten bei konstanter Temperatur dargestellt.

Bei pyrometrischen Temperaturmessungen ändert sich die Emissionszahl durch die Oxidschichtbildung, was zu Ungenauigkeiten in den Temperaturangaben führt. Weiterhin ist noch zu berücksichtigen, daß sich während des Versuches das Reflexionsverhalten aufgrund von Verdampfungsniederschlägen auf dem zwischen Rohr und Induktionsspule angeordneten Quarzglas (Abb. 32) verändert. Daher sollten die Temperaturfelder nur mit Hilfe von Thermoelementen erfaßt werden. Sehr gut läßt sich aber mit dieser Methode die heiße Zone (Bereich mit annähernd konstanter Temperatur) ausfindig machen. In Abb. 36 ist das pyrometrisch gemessene axiale Temperaturprofil dargestellt, woraus die Länge der temperaturkonstanten Zone abgeleitet wurde, diese betrug für alle Versuche etwa $l_T = 150$ mm.

Ein Kontraktionseffekt konnte mit Versuch 1 zwar auch festgestellt werden, jedoch ließ sich hieraus keine eindeutige Aussage ableiten, da die Temperatur über die gesamte Versuchsdauer von 1296 Stunden um ca. 15 °C abgefallen war.

Während der ersten Zeit im Experiment konnte bei allen Versuchen ein Temperaturabfall infolge der Oxidschichtbildung festgestellt werden. Diesem Temperaturabfall war nur durch geringfügige Leistungsnachregelung beizukommen. Der durch die Oxidschichtbildung verursachte Temperaturabfall kann durch die ungünstige Verände-

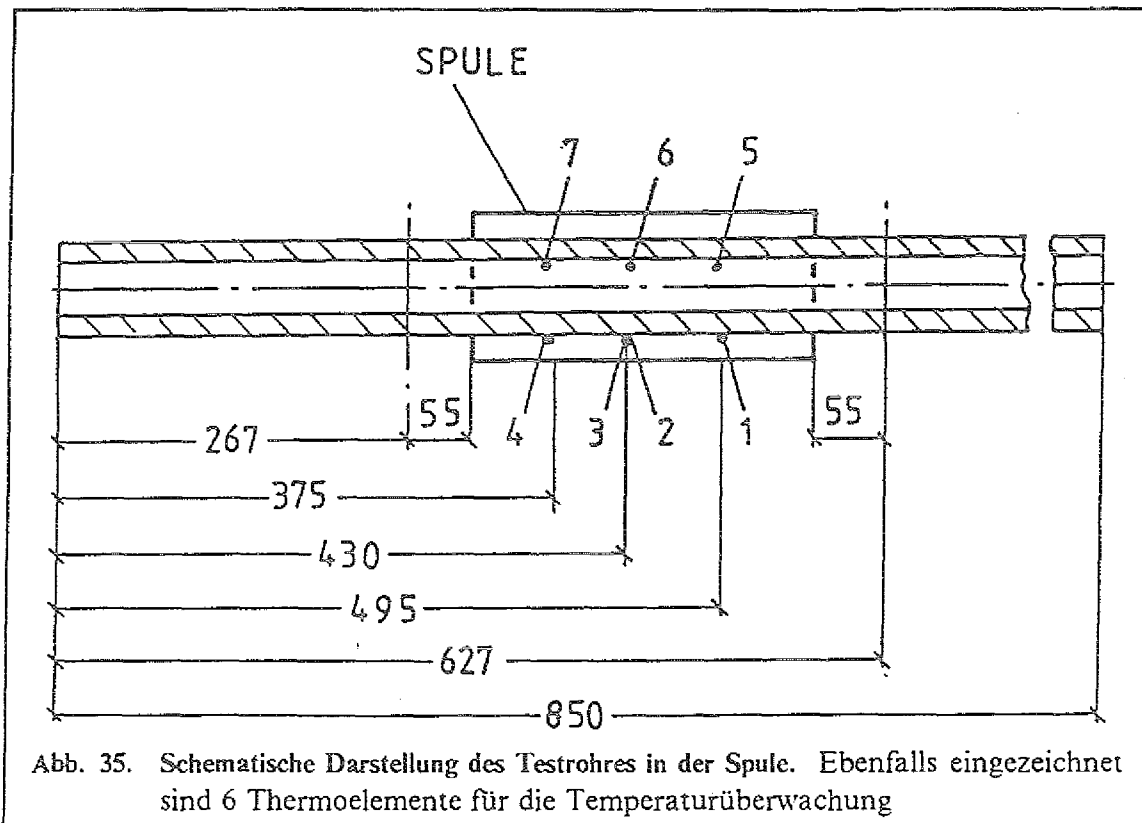


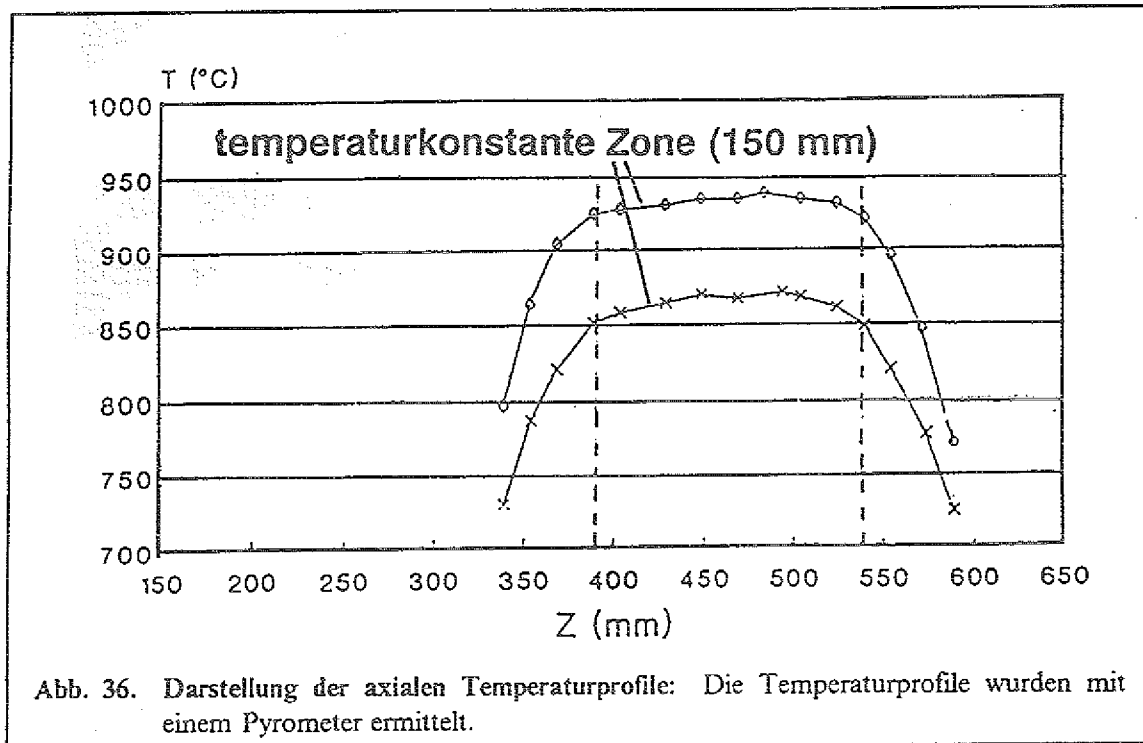
Abb. 35. Schematische Darstellung des Testrohres in der Spule. Ebenfalls eingezeichnet sind 6 Thermoelemente für die Temperaturüberwachung

rung der Abstrahlcharakteristik infolge einer Oberflächenzunahme (Poren) und Verfärbung erklärt werden. So wurde nach Versuchsbeendigung Versuch 1 dazu herangezogen, um die Dicke der sich bildenden Zunderschicht zu bestimmen. In Abb. 37 ist die Zunderschicht bei 1000 x Vergrößerung dargestellt. Bei der metallographischen Probenpräparation wurde die Zunderschicht nach einem speziellen Verfahren aufbreitet. (Bedampfen mit Gold, danach elektrolytisches Aufbringen einer Ni-Schicht), damit diese während der einzelnen Schleifvorgänge nicht beschädigt wird. Nach 1296 Stunden konnte eine Zunderschicht von maximal $20 \mu\text{m}$ nachgewiesen werden. Die Dichte der Oxidschicht wurde zur Abschätzung einer möglichen Wandstärkenänderung durch Kontraktion des Rohres benötigt.

5.2 Versuch 2 ohne Primärspannung

Aussagen über einen thermospannungsbedingten Kontraktionseffekt ließen sich aus Versuch 2 ableiten. Hier wurde zunächst über einen Zeitraum von 858 Stunden bei einer konstanten Temperatur von 950°C die Dehnung des Rohres verfolgt. Der zyklische Betrieb erstreckte sich über einen Zeitraum von 756 Stunden. Die Rohrdehnung wurde mit 4 induktiven Wegaufnehmern erfasst (Abb. 34, jeweils die Wegaufnehmer 1, 4 und 2, 3).

In Abb. 38 ist die bei einer konstanten Temperatur von 950°C gemessene Rohrverkürzung aufgeführt. Die mit den induktiven Wegaufnehmern 2, 3 und 1, 4 bestimmten Dehnungen wurden bei allen Versuchen auf die Länge einer temperaturkonstanten Zone (Abb. 36) von $l_T = 150 \text{ mm}$ bezogen (Versuch 1). Die Längenabnahme durch den Effekt des negativen Kriechens betrug ca. 0,2% (im Bereich der temperaturkonstanten

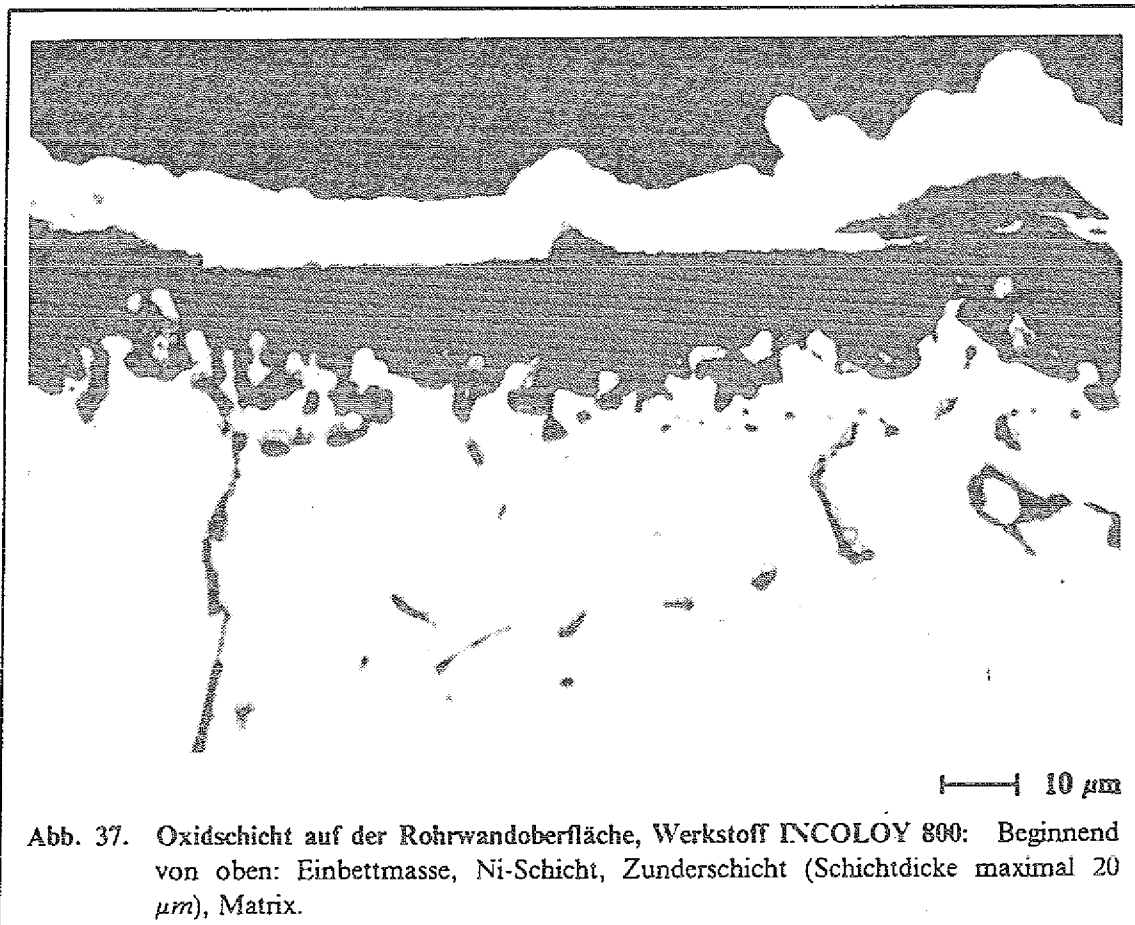


Zone). Es ist ferner zu erkennen, daß sich die Kontraktionen an verschiedenen Stellen des Rohres (gemeint ist der Bereich der heißen Zone und die Länge des gesamten Rohres) geringfügig unterscheiden, was auf Meßungenauigkeiten zurückzuführen ist.

Als sich unter konstanten Temperaturen keine merklichen Dehneffekte mehr zeigten, wurde auf zyklischen Betrieb umgeschaltet (10 Sekunden Heizen, 10 Sekunden Heizung aus). Die Temperaturverhältnisse unter zyklischem Betrieb sind in Abb. 39 aufgeführt. Die in Abb. 39 dargestellten Temperaturverläufe stammen von Thermoelementen im inneren und äußeren Rohrwandbereich (Thermoelemente 2 und 6 aus Abb. 35). Im äußeren Rohrwandbereich schwankten die Temperaturen zwischen 975 °C und 941 °C, auf der inneren Rohrwand um ca. 955 °C. Die Temperaturdifferenz über der Rohrwand betrug zu Beginn des Zyklus (bezogen auf die Thermoelemente 2 und 6 in Abb. 35) 15 °C und am Ende des Halbzyklus ca. 19 °C.

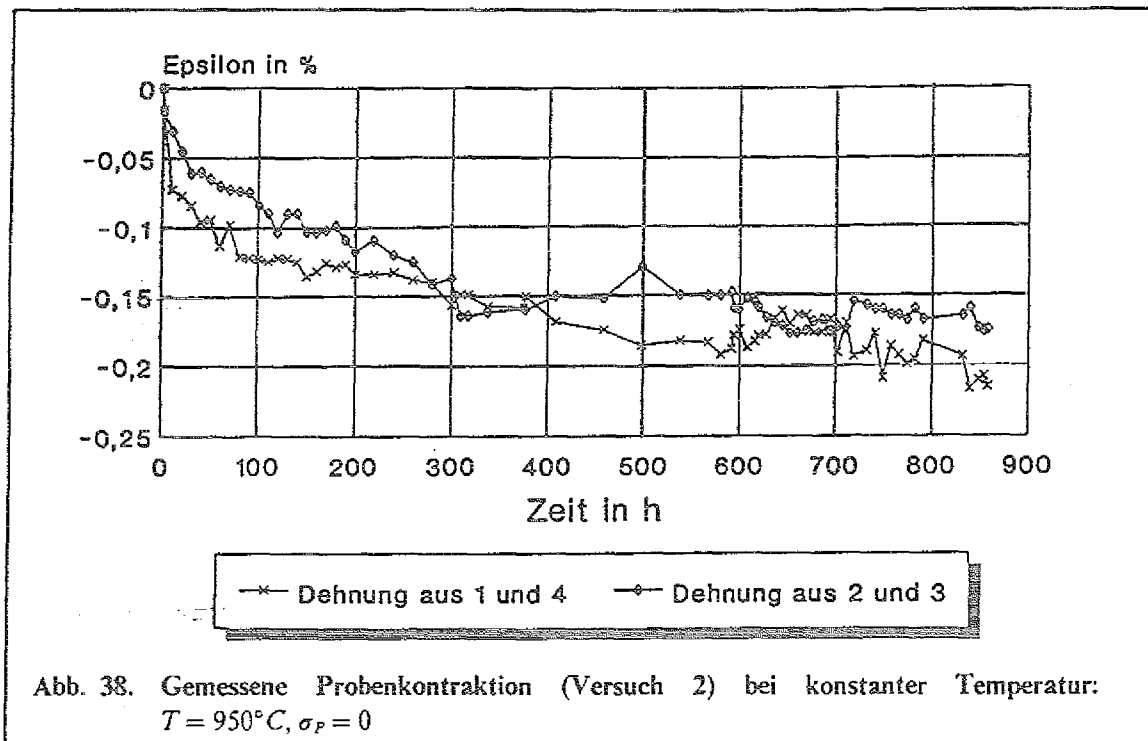
Ein interessantes Phänomen in Abb. 39 ist die zyklische Anordnung der im 6 - Stundentakt automatisch gemessenen Temperaturwerte. Wenn die in der Messwerterfassung installierte Uhr und der davon unabhängig getaktete Zeitgeber der HF-Anlage exakt synchronisiert gewesen wären, so hätten sich alle sechs Stunden gleiche Temperaturwerte im Zyklus ergeben. Infolge der beiden nicht synchronisierten Uhren (Meßwerterfassung am Thermoschreiber und Zeitgeber der HF-Heizung) waren die aufeinanderfolgenden Meßwertausgaben bezüglich des Zyklusanfanges ein wenig versetzt, so daß die im 6 - Stundentakt ausgegebenen Temperaturen durch den gesamten Zyklus wanderten (Sägezahnprofil). Hieraus ergab sich als Vorteil die Information über den zeitlichen Verlauf der Temperaturen in einem Zyklus (vergleiche Abb. 15 auf Seite 31).

In Abb. 40 ist die mit den Dehnungsaufnehmern in unmittelbarer Nähe der Induktionsspule (induktive Wegaufnehmer 2 und 3 im Bereich der heißen Zone, Abb. 34) ermittelte Dehnung unter Ratcheting-Bedingungen in Abhängigkeit der Zeit



dargestellt. In Abb. 41 ist die Dehnung, gemessen mit den Wegaufnehmern an den beiden Rohrenden (Wegaufnehmer 1 und 4, Abb. 34) in Abhängigkeit der Zeit aufgeführt. Deutlich ist in beiden Abbildungen ein Kontraktionseffekt zu erkennen, welcher nach einer Zeit von ca. 300 h abklingt und bei einer negativen Dehnung von 0,01% als Mittelwert endet (Abb. 40). In Abb. 41 trat dieser Kontraktionseffekt nicht ganz so deutlich hervor, da sich hier zusätzlich noch die Temperaturschwankungen (3 °C) der äußeren Umgebung mit auf das Rohr übertrugen. Aus diesem Grunde wurde die Dehnrates auch nur in dem "ungestörten" Bereich der heißen Zone ermittelt.

Die negative Dehnrates im Bereich der temperaturkonstanten Zone betrug etwa $\dot{\epsilon}_{R2,3} = -6 \cdot 10^{-7} h^{-1}$. Die Dehnrates wurde aus der Regressionsgeraden in Abb. 40 bestimmt, und stellt eine obere Abschätzung der anfänglichen aus geometrischen Gründen bedingten Probenverkürzung dar. Wie die Ergebnisse zeigen, mündet diese Verkürzung in einen quasistabilen Zustand ein, so daß die Kontraktion zum Stillstand kommt.



5.3 Versuch 3 mit konstanter Primärspannung

Bei den Versuchen mit Axiallast wurden die Versuchszeiten in Phasen eingeteilt, wobei sich Zeitintervalle mit konstanten Temperaturen (bezogen auf die mittlere Zyklustemperatur) mit Intervallen zyklischer Temperaturen abwechselten.

Als angestrebte Versuchsdauer wurde bei einem Temperaturniveau von 900°C ein Zeitraum von 100 Stunden projiziert. Um in dieser relativ kurzen Zeit meßbare Dehnwerte zu erreichen, war die Axialspannung entsprechend zu wählen. Als Richtwert diente die unter Regelwerksgesichtspunkten abgeleitete 1% Zeitdehngrenze von INCOLOY 800 bei 900°C , die 16,3 MPa betrug (S_T -Wert /90/).

Da aber unter der aufgetragenen Belastung von 16,3 MPa der gefügebedingte Volumeneffekt stärker als das durch die Zugspannung bewirkte Kriechen war, konnte in der Summe eine Rohrkontraktion beobachtet werden. Die Zugspannung wurde daraufhin auf 25 MPa erhöht, woraufhin sich eine Rohrverlängerung einstellte (Abb. 43).

In Abb. 42 ist der konstante Temperaturverlauf in der ersten Phase des Versuches dargestellt. Es ist zu erkennen, daß die Temperatur bis zu einer Zeit von ca. 200 Stunden infolge der Oxidschichtbildung absinkt (verstärkte Wärmeverluste durch Strahlung aufgrund von zunehmender Oberflächenporosität und Schwarzfärbung der Oxidschicht).

In Abb. 43 ist die gemessene Rohrdehnung unter den in Abb. 42 vorherrschenden Temperaturen aufgeführt. Trotz der anliegenden Primärspannung von $\sigma_P = 16,3\text{ MPa}$ konnte, wie eingangs schon erwähnt, auch hier der Effekt des negativen Kriechens nachgewiesen werden. Nach einer Zeit von 756 Stunden ergab sich eine durchschnittliche negative Dehnung des Rohres von ca. $\varepsilon = -0,065\%$. Nach Erhöhung der Spannung auf

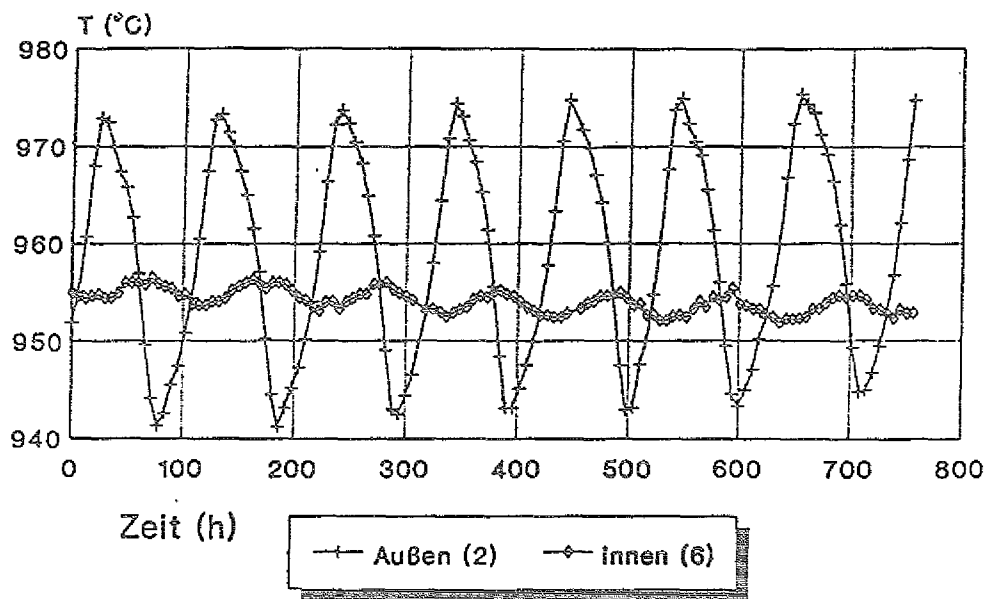


Abb. 39. Darstellung zyklischer Temperaturverhältnisse am Rohr (Versuch 2): Die Temperaturverläufe wurden mit den Thermoelementen 2 und 6 aus Abb. 35 ermittelt.

25 MPa war sofort ein rascher Übergang in "positive" Dehnungsbereiche zu erkennen (Abb. 43).

Die unterschiedlichen Phasen der Temperaturverteilung ergeben sich aus Abb. 44, wieder dargestellt durch Temperaturmessungen mit zwei Thermoelementen auf der inneren und äußeren Rohrwandoberfläche (Thermoelemente 1 und 5 in Abb. 35).

Die konstante Temperatur in Phase 5 (Abb. 45) des Versuches wurde auf 910 °C festgelegt, währenddessen die konstante Temperatur in Phase 1 und 3 im Bereich von 900 °C lag.

Der gesamte in Versuch 3 gemessene Dehnungsverlauf nach dem Ausheilen der Effekte durch das negative Kriechen (Abb. 43) ist in Abb. 45 dargestellt. In den Phasen 2 und 4 lagen zyklische Temperaturbelastungen vor, jedesmal war hier ein deutlicher Anstieg der Dehnungen zu verzeichnen (größere Steigungen in den Phasen 2 und 4 in Abb. 45). Die einzelnen Dehnraten der Phasen 1 bis 5 wurden durch lineare Regression über die gesamte Dauer der jeweiligen Belastungsphase ermittelt und sind in Tab. 10 aufgeführt. Diese Werte stellen stets eine Approximation dar, weil werkstoffbedingt kein klassisches stationäres Kriechen beobachtet wurde.

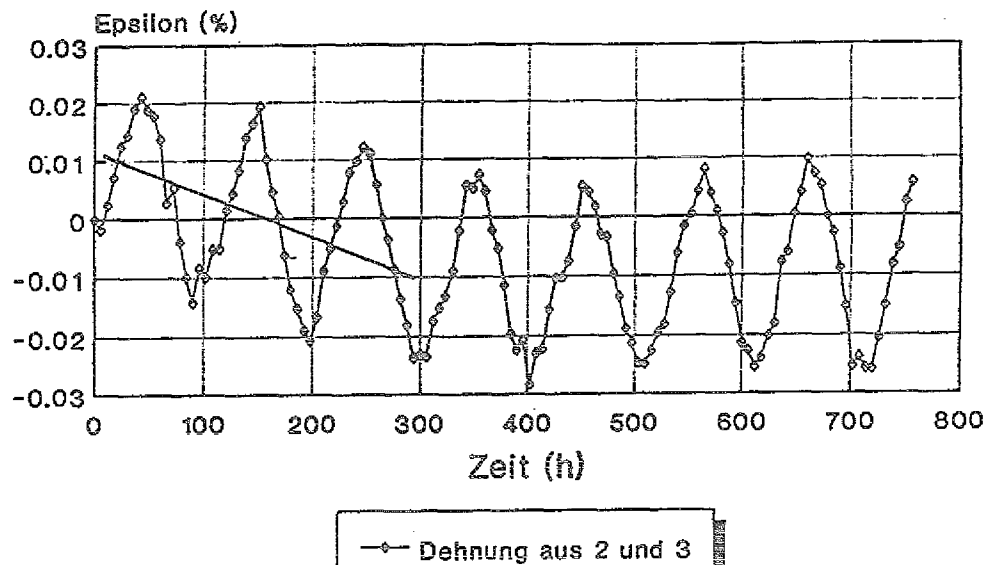
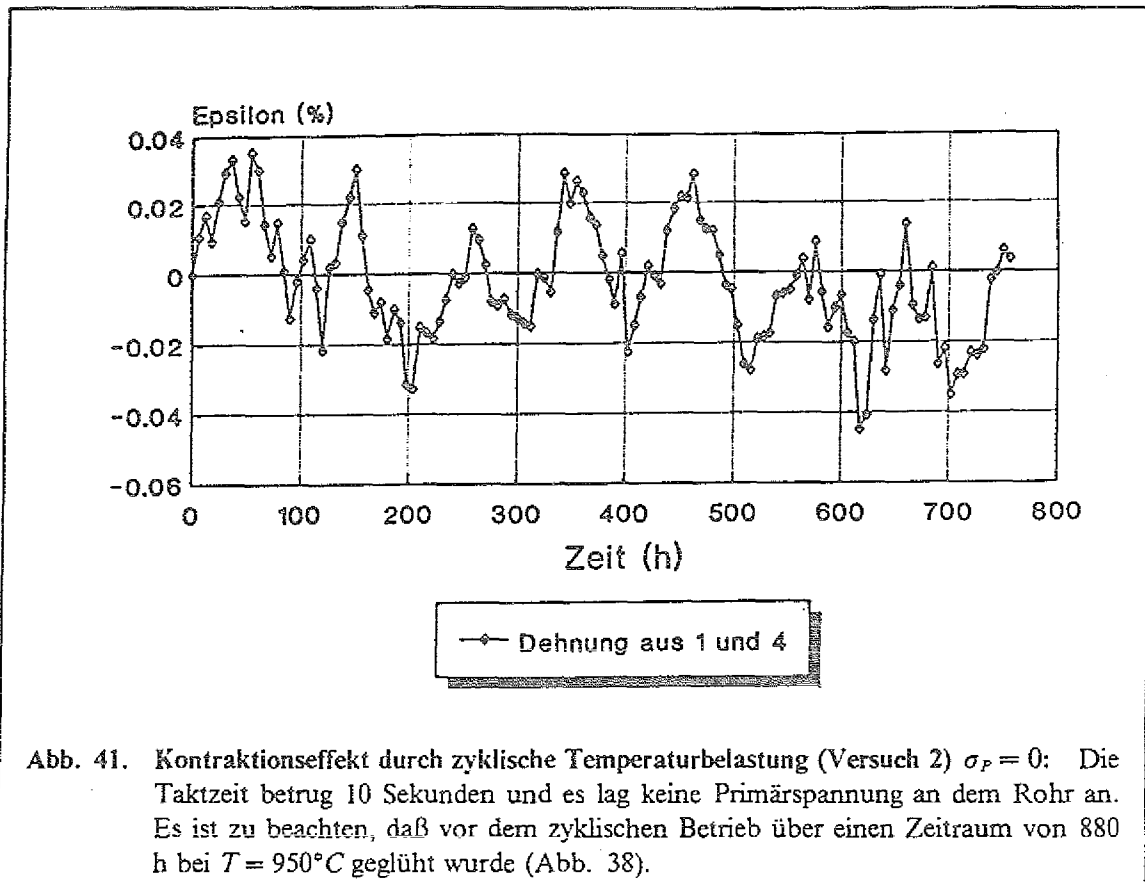


Abb. 40. Kontraktionseffekt durch zyklische Temperaturbelastung (Versuch 2): Die Taktzeit betrug 10 Sekunden und an dem Rohr lag keine Primärspannung an ($\sigma_P = 0$). Es ist zu beachten, daß vor dem zyklischen Betrieb über einen Zeitraum von 880 h bei $T = 950^\circ\text{C}$ ausgelagert wurde (Abb. 38).

Versuchsphasen	Zeit [h]	Dehnraten $\dot{\epsilon}_{C1,4} [\text{h}^{-1}]$ $\dot{\epsilon}_{R1,4} [\text{h}^{-1}]$	Dehnraten- verhältnis η_1	Dehnraten- verhältniss η_2	Bemerkungen
1	803-1173	$7,77 \cdot 10^{-7}$			$T = 900^\circ\text{C}$
2	1173-1270	$9,05 \cdot 10^{-5}$	116,4		$878^\circ\text{C} \leq T \leq 916^\circ\text{C}$
3	1270-1406	$5,46 \cdot 10^{-5}$		1,66	$T = 900^\circ\text{C}$
4	1406-1526	$3,37 \cdot 10^{-4}$	6,17		$878^\circ\text{C} \leq T \leq 916$
5	1526-1672	$2,04 \cdot 10^{-4}$		1,66	$T = 910^\circ\text{C}$

Tab. 10. Dehnraten bei unterschiedlichen Temperaturbelastungen (Versuch 3): Während der Versuchsphasen 1, 3 und 5 stand das Rohr unter konstanten Temperaturverhältnissen, zyklische Temperaturverhältnisse bestanden in den Phasen 2 und 4. Alle Dehnraten wurden unter einer Belastung von $\sigma_P = 25 \text{ MPa}$ bestimmt. η_1 kennzeichnet das Verhältnis der Ratcheting-Dehnraten bezogen auf die Kriechdehnraten unter konstanten Temperaturbedingungen in der vorausgehenden Versuchsphase, η_2 das Verhältnis der Ratchetingdehnraten bezogen auf die Kriechdehnraten unter konstanten Temperaturbedingungen in der nachfolgenden Versuchsphase.

Die Dehnratenverhältnisse $\eta_{1,2}$ in Tab. 10 kennzeichnen die Größe eines Ratcheting-Effektes, wobei η_1 das Dehnratenverhältnis der Ratchetingdehnraten $\dot{\epsilon}_R$ bezogen auf die Dehnraten $\dot{\epsilon}_c$ vor Eintritt in die zyklische Belastungsphase beschreibt und η_2 das Dehnratenverhältnis bezogen auf die Dehnraten unter konstanten Temperaturen nach der zyklischen Belastungsphase beschreibt. Da unter zyklischen Bedingungen die Kriechdehnraten stark ansteigen, liegen die η_1 -Werte über den η_2 -Werten. Im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit wurden alle Aussagen über die Größe des



Kriechratcheting-Effektes aus den η_2 -Werten abgeleitet. Für Versuch 3 lag also die Größe des nachgewiesenen Ratcheting-Effektes um den Faktor 2. Zur Überprüfung der in Abb. 45 gemessenen Dehnungen ist in Versuch 3 ebenfalls der Kolbenweg mitgeschrieben worden, wie in Abb. 46 dargestellt. Die Rohrverlängerung aufgrund der Kolbenbewegung betrug hier $\Delta l_{\text{Kolben}} = 14,49 \text{ mm}$. Die Rohrverlängerung aus Abb. 45 betrug $\Delta l_{1,4} = 12,27 \text{ mm}$. Besonders am Ende des Versuches liefen die induktiven Wegaufnehmer immer öfter aus ihrem Messbereich heraus, so daß sie mechanisch nachgesetzt werden mußten. Unter Berücksichtigung der hieraus resultierenden Korrektur ergab sich dann eine mit den induktiven Wegaufnehmern 1 und 4 (Abb. 34) gemessene Rohrverlängerung von $\Delta l_{1,4} = 13,57 \text{ mm}$.

Ebenfalls wurde in diesem Versuch die äußere Rohrwandeinschnürung bestimmt, diese ergab sich an der dünnsten Stelle zu $R_A = 31,67 \text{ mm}$, was einer Einschnürung von $\Delta R = 1,8 \text{ mm}$ entsprach. Hierdurch erhöhte sich die Primärspannung (σ_P) von 25 MPa auf 29,1 MPa, wenn davon ausgegangen wird, daß die Last konstant blieb (75 kN).

5.3.1 Metallographischer Befund

In Abb. 47 ist der Querschliff einer Probe, entnommen am Ort der engsten Einschnürung, bei 100 x Vergrößerung dargestellt. Alle Korngrenzen waren stark mit Sekundärcarboniden belegt. Es konnten keine Kriechporen in gesamten Quer- und Längsschliffen gefunden werden, obwohl die axiale Gesamtdehnung nach Abschluß des Versuches größer als 8% war (Abb. 45).

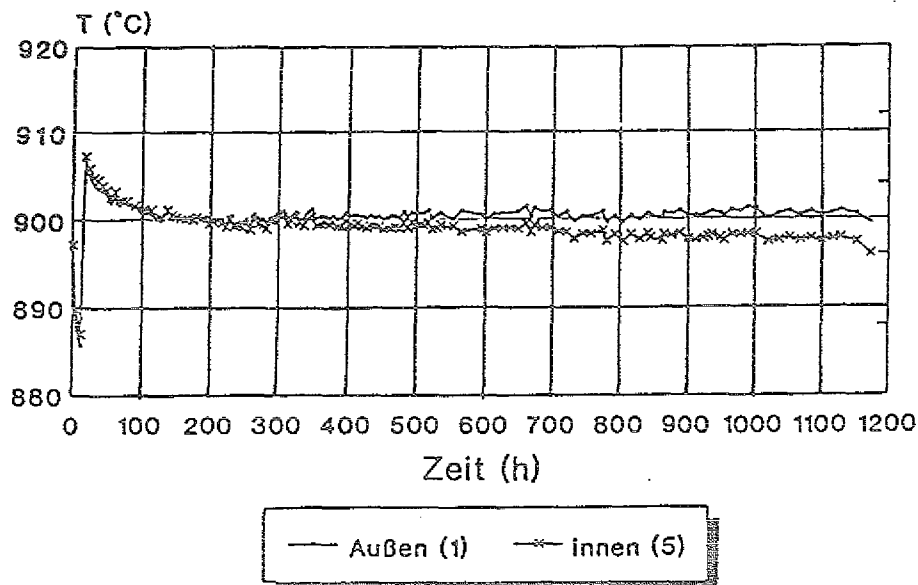


Abb. 42. Langzeittemperaturverhalten (Versuch 3): Die Temperatur wurde mit Thermoelementen im äußeren und inneren Rohrwandbereich (Thermoelemente 2 und 6 gemessen Abb. 35) gemessen.

5.4 Versuch 4 mit konstanter Primärspannung

Zu Beginn des Versuches trat wieder der typische Abfall der Temperatur durch die Bildung einer Oxidschicht auf, woraufhin die Leistung nachgeregelt werden mußte. Im Versuch 4 betrug die Primärspannung immer 25 MPa (vergleiche Versuch 3) und es wurde fünfmal ausgehend von dem Zustand konstanter Temperaturen auf zyklische Temperaturverhältnisse umgeschaltet (Abb. 49). In Abb. 48 bzw. Abb. 49 ist die an verschiedenen Stellen des Rohres gemessene Dehnung aufgeführt. Im Bereich der heißen Zone wurde die Dehnung, jetzt im Unterschied zu den beiden Versuchen 2 und 3, an zwei gegenüberliegenden Seiten im Rohr erfaßt (Abb. 34) und dann hieraus der Mittelwert gebildet. Neben diesem Mittelwert der Dehnungen im Bereich der heißen Zone wurde auch die Dehnung des gesamten Rohres mit gemessen (Dehnung aus 1 und 4).

Auch in dem Versuch 4 konnte bei einer Spannung von $\sigma_p = 25$ MPa eine Rohrkontraktion (negatives Kriechen) nachgewiesen werden. Im Unterschied zu Versuch 3 wurde im Versuch 4 sehr viel früher auf zyklische Betriebsphasen übergewechselt. Nach dem ersten Umschalten auf zyklische Temperaturverhältnisse (10 Sekundentakt) stellte sich zunächst eine Rohrverlängerung ein (Ratcheting-Effekt). Sofort nach dem erneuten Übergang auf konstante Temperaturen war wieder eine Verkürzungstendenz des Rohres zu beobachten (Abb. 48). Alle Ergebnisse über die gemessenen Dehnraten und die zeitlichen Verläufe der Temperaturbelastungen sind aus Tab. 11 und Tab. 12 zu entnehmen.

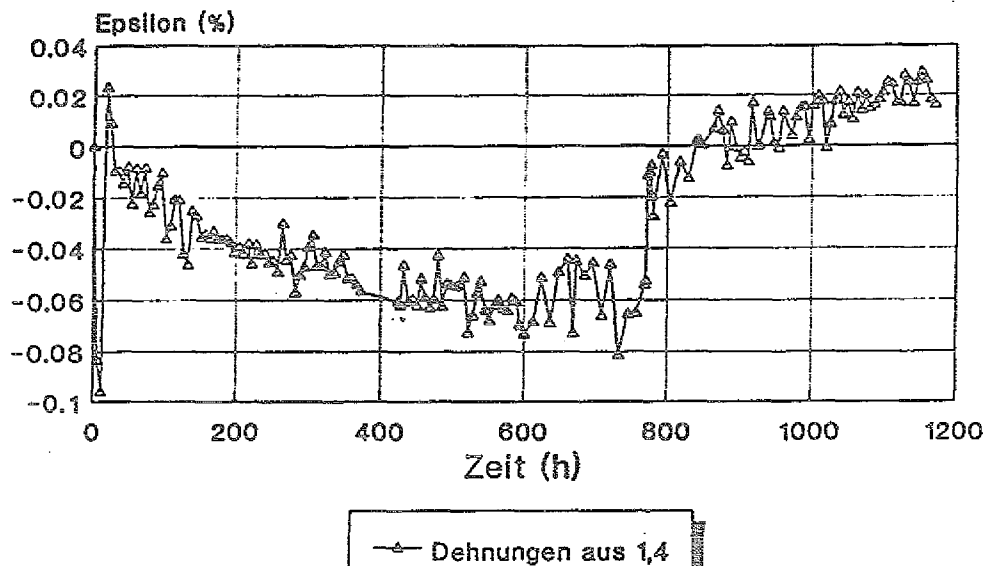
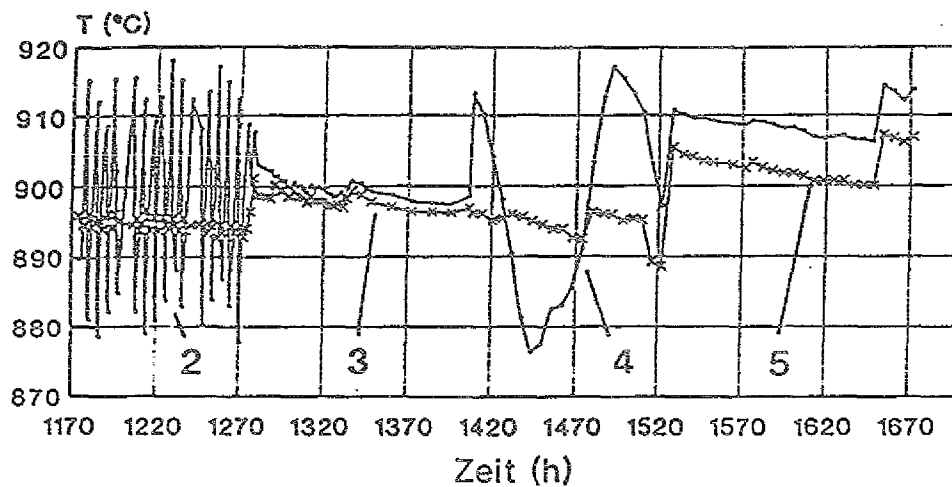


Abb. 43. Gemessene negative Dehnung am Rohr (Versuch 3): Bis $t = 770$ h beträgt $\sigma_p = 16,3 \text{ MPa}$, danach Spannungserhöhung auf $\sigma_p = 25 \text{ MPa}$. Der zugehörige Temperaturverlauf ergibt sich aus Abb. 42

Versuchsphasen	Zeitdauer [h]	Dehnraten $\dot{\epsilon}_{Cl,4} [\text{h}^{-1}]$ $\dot{\epsilon}_{Rl,4} [\text{h}^{-1}]$	Dehnratenverhältnis η_1	Dehnratenverhältnis η_2	Bemerkung
1	0 - 395	*	*		899°C
2	396 - 568	$2,93 \cdot 10^{-6}$		*	$881^\circ\text{C} - 920^\circ\text{C}$
3	568 - 735	0	*		898°C
4	735 - 806	$2,22 \cdot 10^{-5}$		13,29	$880^\circ\text{C} - 920^\circ\text{C}$
5	806 - 946	$1,67 \cdot 10^{-6}$	46,59		898°C
6	946 - 1000	$7,78 \cdot 10^{-5}$		9,69	$879^\circ\text{C} - 920^\circ\text{C}$
7	1000 - 1093	$8,03 \cdot 10^{-6}$	14,69		898°C
8	1093 - 1164	$1,18 \cdot 10^{-4}$		12,57	$881^\circ\text{C} \leq T \leq 920^\circ\text{C}$
9	1164 - 1263	$9,39 \cdot 10^{-6}$	23,43		897°C
10	1263 - 1308	$2,20 \cdot 10^{-4}$		9,09	$881^\circ\text{C} \leq t \leq 920^\circ\text{C}$
11	1308 - 1400	$2,421 \cdot 10^{-5}$	*		887°C

Tab. 11. Dehnraten bei unterschiedlichen Temperaturbelastungen (Versuch 4): Während der Versuchsphasen 1, 3, 5, 7, 9 und 11 stand das Rohr unter konstanten Temperaturverhältnissen, zyklische Temperaturverhältnisse bestanden in den Phasen 2, 4, 6, 8 und 10. η_1 kennzeichnet das Verhältnis der Ratcheting-Dehnraten bezogen auf die Kriechdehnraten unter konstanten Temperaturbedingungen in der vorausgehenden Versuchsphase, η_2 das Verhältnis der Ratchetingdehnraten bezogen auf die Kriechdehnraten unter konstanten Temperaturverhältnissen der nachfolgenden Versuchsphase. Die zugrundeliegenden Dehnungen beziehen sich auf die im gesamten Rohrlängenbereich stattgefundenen Längenänderungen. (* = Angabe nicht sinnvoll)

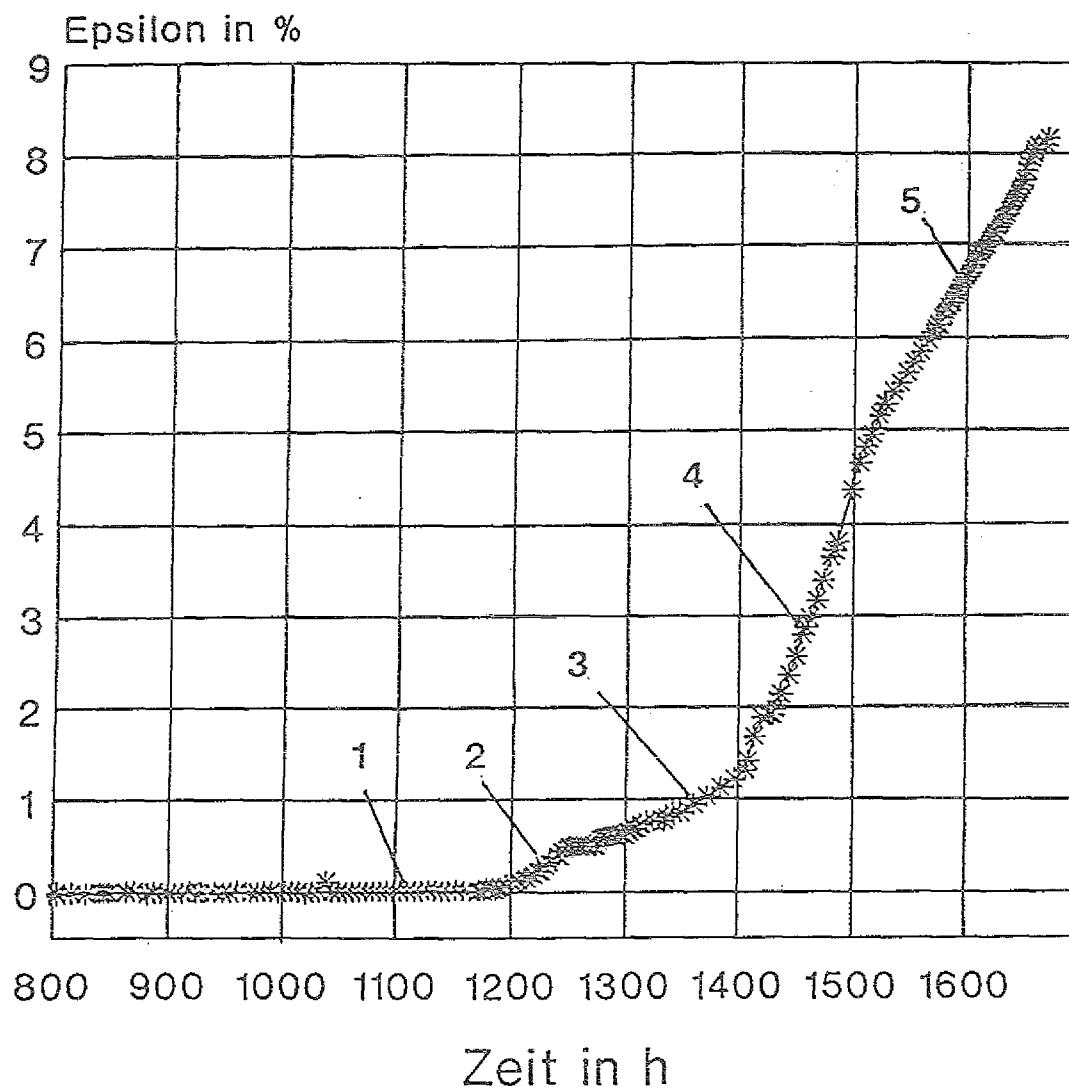


— Außen (1) —×— Innen (5)

Abb. 44. Darstellung der einzelnen Versuchsphasen (konstante und zyklische Temperaturen): Das unterschiedliche Aussehen der Temperaturverläufe in den Phasen 2 und 4 ist durch die Aufnahme der Temperaturwerte in einem 2 bzw. 6 Stundentakt bedingt.

Versuchsphasen	Dehnraten $\dot{\epsilon}_{Cm}[h^{-1}], \dot{\epsilon}_{Rm}[h^{-1}]$	Dehnratenverhältnis η_1	Dehnratenverhältnis η_2
1	*	*	
2	$8,29 \cdot 10^{-7}$		*
3	$-2 \cdot 10^{-7}$	*	
4	$2,14 \cdot 10^{-5}$		15,29
5	$1,4 \cdot 10^{-6}$	55,71	
6	$7,8 \cdot 10^{-5}$		9,54
7	$8,18 \cdot 10^{-6}$	14,79	
8	$1,21 \cdot 10^{-4}$		9,53
9	$1,27 \cdot 10^{-5}$	17,32	
10	$2,2 \cdot 10^{-4}$		9,65
11	$2,28 \cdot 10^{-5}$		*

Tab. 12. Dehnraten bei unterschiedlichen Temperaturbelastungen (Versuch 4): Während der Versuchsphasen 1, 3, 5, 7, 9, und 11 stand das Rohr unter konstanten Temperaturverhältnissen, zyklische Temperaturverhältnisse bestanden in den Phasen 2, 5, 7, 8 und 10. η_1 kennzeichnet das Verhältnis der Ratchetingdehnraten bezogen auf die Kriechdehnraten unter konstanten Temperaturbedingungen in der vorherigen Versuchsphase, η_2 das Verhältnis der Ratchetingdehnraten bezogen auf die Kriechdehnraten unter konstanten Temperaturbedingungen der nachfolgenden Versuchsphase. Zeiten und Temperaturen sind aus Tab. 11 zu entnehmen. Die zugrundeliegenden Dehnungen beziehen sich auf den "heißen" Bereich der Rohrprobe. (* = Angabe nicht sinnvoll).



—*— Dehnung aus 1 und 4

Abb. 45. Vergleich des Zeitdehnverhaltens (Versuch 3) mit und ohne Kriechratchetingbelastung: In den Phasen 2 und 4 wurde die Probe zyklischen Temperaturbedingungen ausgesetzt, in den Phasen 1, 3 und 5 lagen konstante Temperaturbedingungen vor. Die Primärspannung betrug in dem hier dargestellten Zeitraum $\sigma_p = 25$ MPa.

Deutlich ist in Tab. 11 und Tab. 12 bei Betrachtung der Dehnratenverhältnisse $\eta_{1,2}$ eine Abnahme des Ratcheting-Effektes mit zunehmender Zeit zu verzeichnen. Dies weist wiederum auf das werkstoffbedingte Fehlen eines echten stationären Kriechens hin. Eine solch starke Abnahme der η -Werte konnte im Versuch 3 aufgrund des verminderten Einflusses der Volumeneffekte durch das negative Kriechen nicht beobachtet werden (in Versuch 3 wurde nach 770 h auf zyklischen Betrieb übergewechselt, in Versuch 4 bereits

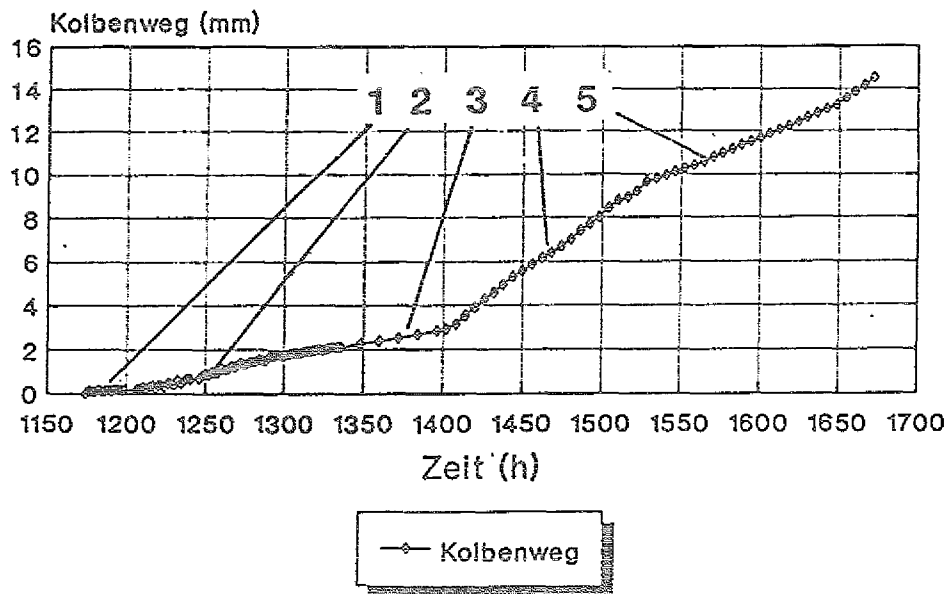


Abb. 46. Kolbenweg in Abhängigkeit der Zeit (Versuch 3): In den Phasen 2 und 4 wurde die Probe zyklischen Temperaturbedingungen ausgesetzt, in den Phasen 1, 3 und 5 lagen konstante Temperaturbedingungen vor.

schon nach 365 h). Am Ende des Versuches 4 ergab sich ein Mittelwert des Dehnratenverhältnisses von etwa 9 (Tab. 11, Tab. 12).

Die über die gesamte Versuchszeit von 1400 h ermittelten Rohrdehnungen sowohl unter konstanten als auch unter zyklischen Temperaturbedingungen sind in Abb. 49 dargestellt. Deutlich ist ein Anstieg der Dehnung bzw. der Dehnrates in den Phasen 2, 4, 6, 8 und 10 unter zyklischen Temperaturbedingungen zu vernehmen. In den Versuchsphasen 1, 3, 5, 7, 9 und 11 unter konstanten Temperaturbedingungen nehmen die Dehnungen bzw. die Dehnrates wieder deutlich ab.

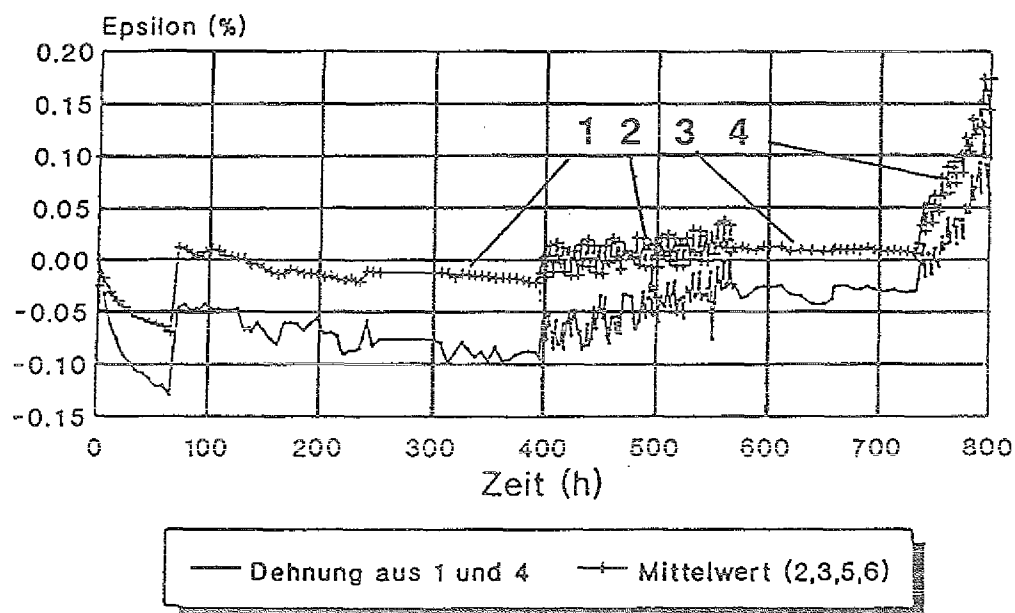
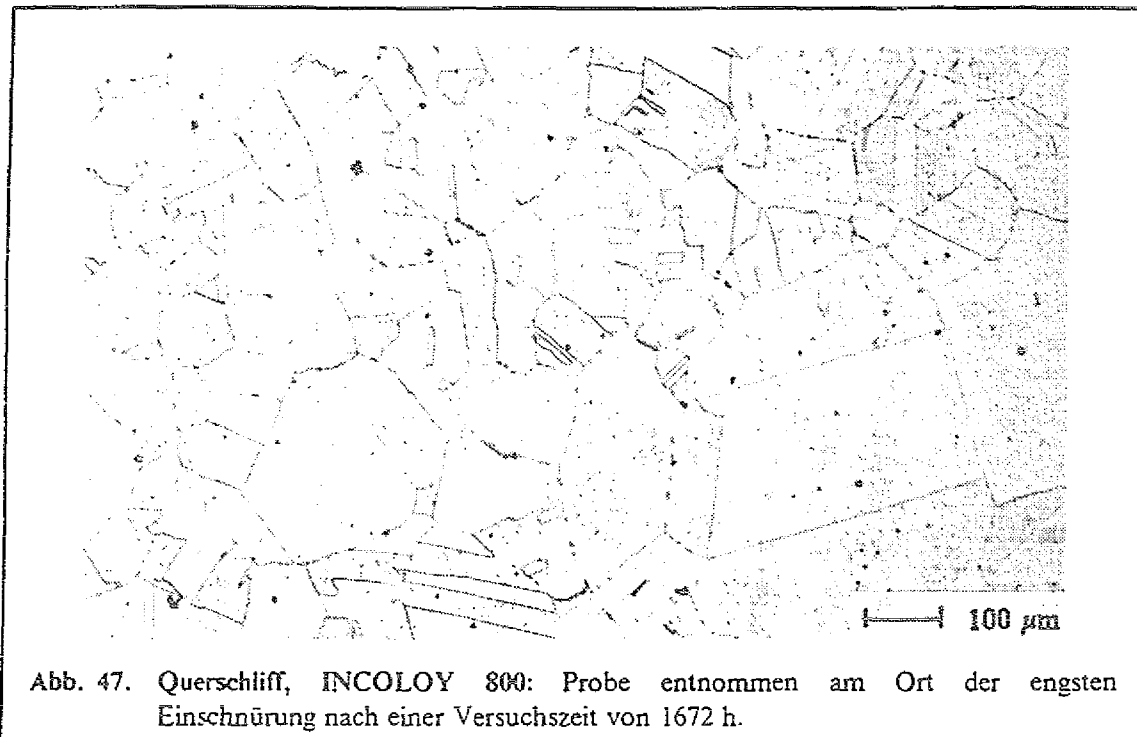


Abb. 48. Gemessene Rohrdehnung bei konstanten und zyklischen Temperaturverhältnissen (Versuch 4): Deutlich ist im Bereich $100h \leq t \leq 400h$ eine Rohrverkürzung (negatives Kriechen) zu erkennen. Unter zyklischen Temperaturbedingungen (Ratcheting) nehmen die gemessenen Dehnungen stark zu (Phasen 2 und 4). Die Lage der induktiven Wegaufnehmer entnehme man aus Abb. 34.

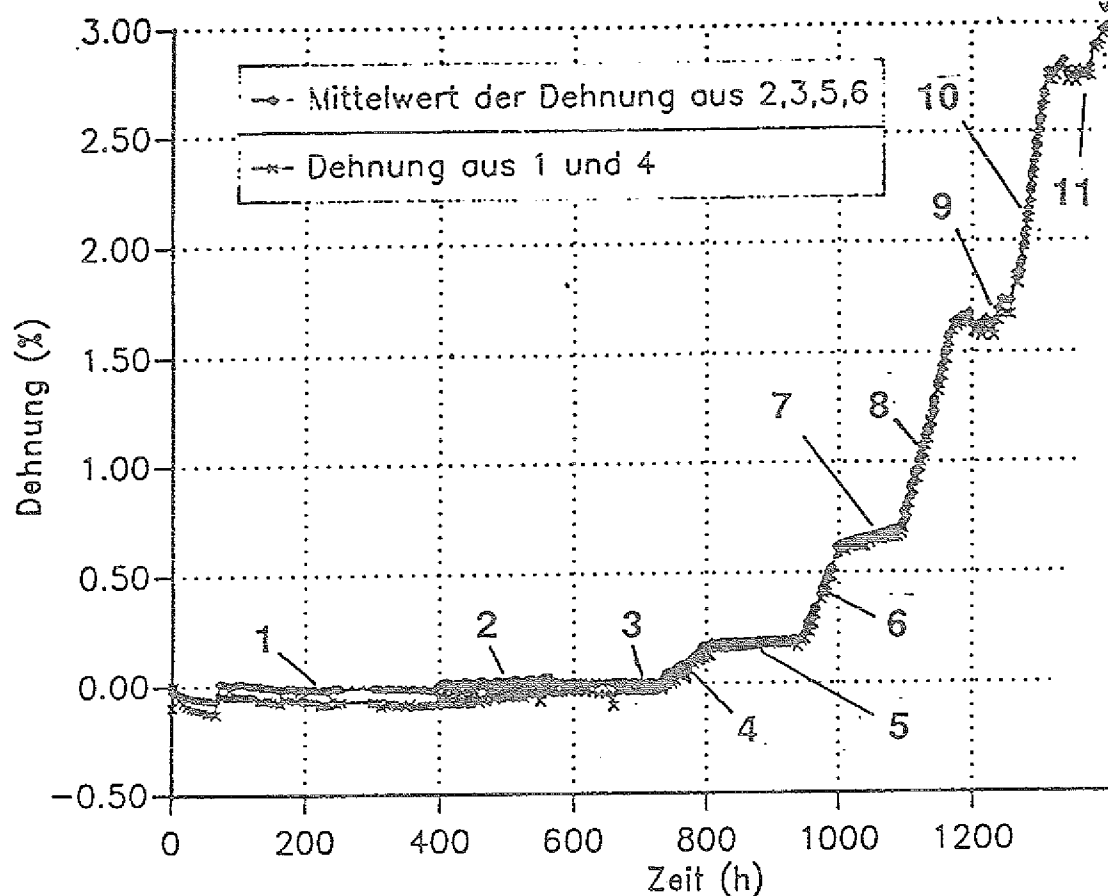


Abb. 49. Vergleich des Zeitdehnverhaltens mit und ohne Kriechratchetingbelastung (Versuch 4): In den Phasen 2, 4, 6, 8 und 10 wurde die Probe zyklischen Temperaturbedingungen ($881^{\circ}\text{C} \leq T \leq 921^{\circ}\text{C}$) ausgesetzt, in den Phasen 1, 3, 5, 7, 9 und 11 lagen konstante Temperaturbedingungen vor ($T \approx 900^{\circ}\text{C}$). Die Primärspannung betrug über den gesamten Versuchszeitraum $\sigma_p = 25 \text{ MPa}$. Dargestellt sind die Dehnungen gemessen über die gesamte Probenlänge (Dehnung aus 1 und 4) und gemessen im Bereich der heißen Zone (Mittelwert aus 2, 3, 5 und 6).

6. Diskussion

Im Gegensatz zu früher durchgeführten Versuchen /6/ konnten mit der während dieser Arbeit aufgebauten und benutzten Versuchsanordnung (induktive Probenbeheizung) wohldefinierte, jederzeit reproduzierbare, Temperaturzyklen in der Rohrwand und über eine definierte Rohrlänge erzeugt werden. Die in den Experimenten gewählten zyklischen Temperaturbedingungen gingen deutlich über das hinaus, was in realen Komponenten durch statistische Temperaturschwankungen zu erwarten ist.

6.1 Berechnete und gemessene Temperaturverteilungen

Beim induktiven Erwärmen wurden infolge des Skineffektes nur die äußeren Schichten des Rohres erwärmt. Tiefer zur inneren Rohrwandoberfläche liegende Schichten wurden nur durch Wärmeleitung aufgeheizt.

Mit Hilfe zweier theoretisch berechneter Schaubilder (abgeleitet aus der Lösung der Wärmeleitungs-Gleichung nach der Finiten-Differenzenmethode) war die Vorausbestimmung der Temperaturdifferenzen im Rohrwandbereich bzw. der mittleren Oberflächentemperatur im Zyklus durch Vorgabe der benötigten Leistung bzw. Leistungsdichte abschätzbar. Eine Zusammenfassung der gewonnenen Ergebnisse (Tab. 13) stellt die gemessenen Temperaturen der inneren und äußeren Rohrwand (Versuche 2, 3 und 4) den aus den Berechnungen (Kapitel 3.1) stammenden Temperaturen gegenüber.

Die Übereinstimmung beider Ergebnisgruppen ist hinreichend gut, obwohl bei den Berechnungen der Temperaturfelder einige Vereinfachungen vorgenommen wurden (Reduzierung auf ein eindimensionales Wärmeleitungsproblem, die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit $\lambda(T)$ wurde nur in der Temperaturleitfähigkeit $a(T)$ mit berücksichtigt, Vernachlässigung der Wärmeproduktionsrate q , keine Berücksichtigung von Konvektions- und Koppelverlusten).

Experiment				Berechnung			
Versuch	$T_{\max} [^{\circ}\text{C}]$	$T_{\min} [^{\circ}\text{C}]$	$T_{\text{ob}} [^{\circ}\text{C}]$	$T_{\max} [^{\circ}\text{C}]$	$T_{\min} [^{\circ}\text{C}]$	$T_{\text{ob}} [^{\circ}\text{C}]$	Leistungs- dichte [kW/m^2]
2	975 (956)	941 (953)	958 (955)	980,5 (960,6)	937,8 (957,9)	959,2 (959,3)	200
3	916 (896)	878 (892)	897 (894)	912 (897,8)	881 (896)	896,5 (896,9)	135
4	920 (900)	880 (897)	900 (899)	918,5 (903,5)	887 (901,3)	902,8 (902,4)	140

Tab. 13. Gemessene und berechnete Temperaturwerte (Versuche 2, 3, 4): Hierbei bedeuten $T_{\max}$ die maximale Rohrwandtemperatur, $T_{\min}$ die minimale Rohrwandtemperatur und T_{ob} ist die mittlere Oberflächentemperatur. Alle eingeklammerten Temperaturwerte beziehen sich auf die innere Rohrwandoberfläche, andernfalls handelt es sich um die Rohrwandtemperaturen auf der Außenwand. Die Taktzeit betrug stets 10 Sekunden.

6.2 Auswirkungen des negativen Kriechens

Erklärungen für das Auftreten des negativen Kriechens wurden schon in Kapitel 2.3.2 gegeben. Bei allen hier an dickwandigen Rohren durchgeführten Kriechratcheting-Versuchen konnte der Effekt des negativen Kriechens nachgewiesen werden.

In Abb. 50 sind die gemessenen Rohrkontraktionen der Versuche 2, 3 und 4 entsprechend der unterschiedlichen Primärspannungen $\sigma_p = 0, 16,3$ und 25 MPa dargestellt. Der Einfluß des negativen Kriechens wird am deutlichsten bei Abwesenheit der axialen Primärspannung. Mit zunehmender Primärspannung wirkt die axiale Kriechdehnung der Volumenkontraktion entgegen. Am Anfang des Kriechversuches dominiert der Effekt des negativen Kriechens durch Carbidumordnung (Kapitel 2.3.2). Das Rohr verkürzt sich. Nach einer bestimmten Zeit ist der diffusionsgesteuerte Prozess der Carbidumordnung beendet, während die "klassischen" Kriechprozesse durch das Einwirken der Primärspannung weiter ablaufen. Die Folge ist eine Längenzunahme der Probe.

Der Effekt des negativen Kriechens konnte an den nicht ausgelagerten Normzugproben des gleichen Halbzeuges nicht beobachtet werden. Nach den Kurvenverläufen in Abb. 50 dürfte die entstehende Kriechdehnung der mit 30 und 35 MPa durchgeführten Kriechversuche sehr gering ausfallen. Negative Kriecheffekte hätten sich aber bei der nicht ausgelagerten und mit 25 MPa belasteten Normzugprobe (BLY 304) aufzeigen lassen müssen.

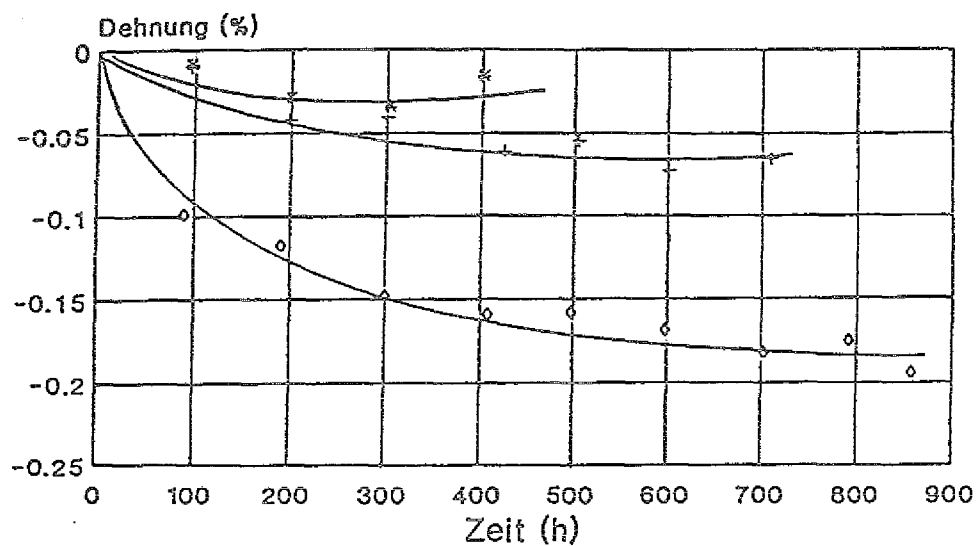
6.3 Einflußparameter auf den Ratcheting-Effekt in FE-Rechnungen

Die FE-Rechnungen zeigten auf, daß das Kriechratchetingverhalten stark von den äußeren Parametern Leistungsdichte, Primärspannungsniveau, Kriechexponent und E-Modul bestimmt wird.

6.3.1 Alleinige Belastung durch zyklische Sekundärspannungen

Wie bereits in der Literatur von Ponter /10/, oder auch von Burke und Turkalo /11/ festgestellt wurde, konnte auch mit den durchgeführten FE-Rechnungen (Kapitel 3.3.3) bei einer rein zyklothermischen Belastung ($\sigma_p = 0$) ein Kontraktionseffekt am Rohr vorausgesagt werden, der rein geometrisch werkstoffmechanische Ursachen hat und deutlich vom gefügebedingten negativen Kriechen zu unterscheiden ist.

Die aus den FE-Rechnungen gewonnenen negativen Dehnraten waren alle sehr gering und lagen in der Größenordnung von ca. $\dot{\epsilon}_R = -10^{-6} \cdot h^{-1}$. Allen FE-Rechnungen lag das Norton'sche Kriechgesetz zugrunde, welches entsprechend in seinen Konstanten k und n variiert wurde.



◊ 0 MPa + 16,3 MPa * 25 MPa

Abb. 50. Gemessene negative Kriechdehnung (Versuche 2, 3 und 4) an dickwandigen langen Rohrproben: Bei den Versuchen 3 und 4 ($\sigma_p = 16,3$ und 25 MPa) betrug die konstante Temperatur $T = 900$ °C. In dem Versuch 2 ohne Primärspannung wurde bei einer Temperatur von $T = 950$ °C geglüht.

Der Einfluß der verschiedenen Werkstoffparameter auf die Dehnraten ergibt sich aus Tab. 2 auf Seite 40 und kann wie folgt zusammengefaßt werden:

1. Alle mit den verschiedenen Parametern durchgeführten FE-Rechnungen sagten eine beständige axiale Verkürzung vorheraus, d.h. nach einer kurzen Einschwingphase ergaben sich konstante negative Kriechdehnraten.
2. Wurde in die FE-Rechnung ein entsprechendes Stoffgesetz mit temperaturabhängigem Kriechexponenten $n(T)$ eingebracht, so stellten sich betragsmäßig kleinere Dehnraten ein (Rechenserie 1 und 2 in Tab. 2) als bei Ausnutzung konstanter Parameter.
3. Die Vorgabe anderer Parameter in der Norton'schen Kriechgleichung wirkte sich erheblich auf die erzielten Dehnratenbeträge aus. Der Rechenlauf mit den Werten nach Lahodny et.al. /80/ ergab, verglichen mit den Werten nach Zottmaier et.al. /6/, eine zweimal größere Dehnratenrate (vergleiche die Rechenserie 4 und 5 in Tab. 2 auf Seite 40).
4. Auch die Größe des E-Moduls hat eine Auswirkung auf die berechnete Dehnratenrate, so führt eine Anhebung des E-Moduls (Tab. 2, die Rechenserie 2 verglichen mit der Rechenserie 3) auf eine Zunahme der berechneten Ratcheting-Dehnratenbeträge.

5. Bei Vorgabe einer temperaturunabhängigen Kriechkonstante ergab sich kein Kontraktionseffekt. (Dies galt aber nur bei einer ausbleibenden Primärspannung).

Die Punkte 1 bis 5 zeigten auf, daß die Auswahl der in die FE-Rechnungen einfließenden Stoffwerte und Kriechkonstanten bei derartig geringen Dehnraten sehr sorgfältig vorzunehmen ist. Unter Umständen sollten andere Werkstoffmodelle für genauere Aussagen herangezogen werden, da der einfache Norton'sche Potenzansatz das unterschiedliche Kriechverhalten im Zug- und Druckspannungsbereich nicht zu berücksichtigen vermag.

6.3.2 Zyklothermische Belastung mit überlagerter Primärspannung

Alle durchgeführten Rechnungen zeigten auf, daß der Kriechratcheting-Effekt stark nichtlinear mit dem Verhältnis σ_d/σ_p zunimmt. Im einzelnen konnten folgende Einflußgrößen herausgearbeitet werden:

1. Einfluß von Volumeneffekten
Rechnungen unter der Mitwirkung von Volumeneffekten reduzierten die Kriechratcheting-Dehnraten. Eine Angabe bezüglich eines Dehnrateneffektes η war nicht möglich, da die Größe des Volumeneffektes unter konstanten Temperaturen den Beitrag der "klassischen" Kriechdehnung kompensierte (η würde in diesem Falle gegen Unendlich gehen).
2. Einfluß des Kriechexponenten
Eine Verdopplung des Kriechexponenten von $n=4$ auf $n=8$ steigerte das Dehnratenverhältnis um einen Faktor 2,5 (ohne Mitwirkung von Volumeneffekten).
3. Eine Steigerung des E-Modules führte ebenfalls zu erhöhten Dehnratenverhältnissen.

Unter der Annahme einer sich den zyklischen Sekundärspannungen zusätzlich überlagernden Axiallast erscheint die Benutzung des Norton'schen Potenzansatzes nicht ganz so kritisch, wie bei der reinen zyklothermischen Belastung. Denn jetzt wird das unterschiedliche Dehnverhalten bei dem raschen Wechsel von Zug- und Druckbereich in dem Kriechgesetz durch den Term $(\sigma_p \pm \sigma_c)$ berücksichtigt.

6.4 Vergleich der Berechnungen mit den Ergebnissen der Kriechratcheting-Versuche

6.4.1 Alleinige Einwirkung zyklischer Sekundärspannungen

Die unter zyklischen Temperaturverhältnissen stattfindende Rohrkontraktion ist von der Volumenkontraktion (negatives Kriechen) durch Gefügeänderungen strikt zu trennen. Diesbezüglich war es auch nicht sinnvoll, die Größe des "negativen" Kriechratcheting-Effektes durch das Dehnratenverhältnis η beschreiben zu wollen, wie es z.B. bei den Versuchen 3 und 4 mit überlagerter Axiallast geschah.

In dem entsprechenden Experiment ohne Primärspannung (Versuch 2) konnten nach einer vorgeschalteten Auslagerung unerwünschte Dehneffekte durch Gefügeveränderungen weitgehend ausgeschlossen werden. In der nachfolgenden zyklischen Betriebsphase trat eine Kontraktion des Rohres aufgrund zyklisch wechselnder Thermospannungen auf, wie sie auch aus den FE-Rechnungen vorhergesagt wurde. Während aber durch die Berechnungen eine beständige Rohrkontraktion vorausgesagt wurde, kam selbige im Experiment nach ca. 300 Stunden zum Stillstand. Dies kann damit erklärt werden, daß sich im Laufe der Kriechverformung im Experiment eine Rückspannung (back-stress) ausbildet. Diese Rückspannung versucht der Verformung entgegenzuwirken, was das unterschiedliche Kriechverhalten im Zug- und Druckspannungsbereich ausmacht.

Im Rahmen der Rechnungen war zur Beschreibung des Kriechens ein einfacher Norton'scher Potenzansatz (mit temperaturabhängigen Parametern) verwendet worden. Das Experiment zeigte auf, daß bei den schnellen zyklischen Vorgängen für genauere Aussagen andere Werkstoffmodelle herangezogen werden müssen. Die Größenordnung der Kontraktion in der Anfangsphase des Experimentes ließ sich allerdings durch die Norton'sche Gleichung brauchbar charakterisieren. Die aus den FE-Rechnungen hervorgehenden Kontraktionsraten lagen ca. um einen Faktor 2 über der des zugehörigen Experimentes (Versuch 2).

6.4.2 Zyklische Sekundärspannungen mit überlagerter Primärlast

Die naheliegende Vorgehensweise zur quantitativen Charakterisierung des Kriechratcheting-Effektes bestand in der Bildung des Dehnratenverhältnisses $\dot{\epsilon}_R/\dot{\epsilon}_C$ aufeinanderfolgender Versuchsphasen, wobei $\dot{\epsilon}_R$ und $\dot{\epsilon}_C$ die unter zyklischen und konstanten Temperaturen gemessenen axialen Dehnraten bezeichnen. Das Heranziehen dieses Wertes war jedoch wegen des Auftretens des durch Gefügevorgänge bewirkten Volumeneffektes nicht uneingeschränkt anwendbar. Zur Bewertung des Kriechratcheting-Effektes wäre vielmehr ein um die Volumenkontraktion $\dot{\epsilon}_{vol}$ bereinigtes Verhältnis heranzuziehen. Diese Modifizierung war hier allerdings mit Problemen verbunden, weil der Verlauf und die Beendigung der Kontraktion nicht genau bekannt sind.

Die einfache Verhältnisbildung $\eta = \dot{\epsilon}_R/\dot{\epsilon}_C$ überschätzte vor allem in der Anfangsphase des Versuches 4 den Ratcheting-Effekt, da $\dot{\epsilon}_{vol}$ noch deutliche Auswirkungen zeigte. So wurden zu Beginn des Versuches in der Tat Dehnratenverhältnisse im Bereich 15 ermittelt. Während des Versuches 3 trat dieser Effekt der überhöhten Dehnratenverhältnisse nicht so stark zu Tage, da erst nach 1173 Stunden auf eine zyklische Betriebsphase übergewechselt wurde (zum Vergleich, Umschalten in Versuch 4 bereits schon nach 395 Stunden). Mit zunehmender Versuchszeit nahmen die von Phase zu Phase ermittelten Dehnratenverhältnisse ab, sie lagen zu späteren Zeitpunkten im Bereich 2 (Versuch 3) bzw. 9 (Versuch 4).

Berechnungen zu den Belastungsbedingungen ergaben bei vorgegebener Primärspannung von 25 MPa eine Sekundärspannungsbreite an der Oberfläche von 80 MPa (Versuch 4). Unter der Annahme des Norton'schen Kriechgesetzes wurden bezüglich der Versuche 3 und 4 mit den FE-Rechnungen Dehnratenverhältnisse von etwa 2 ermittelt. Eine pauschale Berücksichtigung einer Volumenkontraktion im Rahmen der FE-Analysen führte im übrigen auf geringere Ratcheting-Kriechdehnraten.

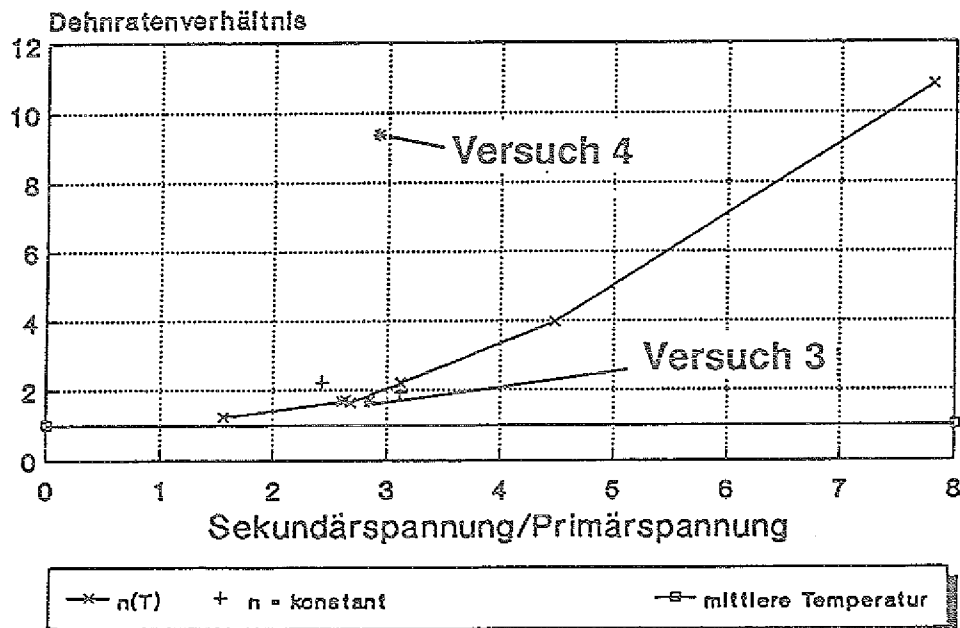


Abb. 51. Darstellung der gemessenen und berechneten Dehnratenverhältnisse unter Ratcheting-Bedingungen

Auch sollte an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, daß die Primärspannung während der gesamten Versuchsdauer infolge von Einschnürvorgängen ansteigen kann. Dies führte in den Berechnungen auf höhere Dehnraten unter Ratcheting-Bedingungen. Das Dehnratenverhältnis würde in diesem Falle aber, nicht wie bei dem Abklingen der Effekte des negativen Kriechens größer, sondern geringer werden.

In Kapitel 6.4.1 wurde erwähnt, daß die einfachen Norton'schen Potenzansätze eigentlich das Werkstoffverhalten unter schnellen zyklischen Bedingungen nicht gut genug beschreiben. Dies wurde besonders deutlich, wenn es um die Charakterisierung relativ kleiner und feiner Effekte wie Verkürzungen unter zyklischen Temperaturbedingungen ohne mechanische Belastung ging. In den Fällen mit anliegender mechanischer Belastung war die Übereinstimmung von Rechnungen und Experiment vor dem Hintergrund der Streuungen der Werkstoffparameter zufriedenstellend.

Insgesamt hat sich gezeigt, daß selbst unter so extremen thermischen Bedingungen, wie sie in den Versuchen vorlagen keine dramatischen Dehnungserhöhungen auftraten, die 2 bis 3 Größenordnungen betrugen (Abb. 51).

7. Zusammenfassung

Um die Auswirkungen des Kriechratcheting-Effektes untersuchen zu können, wurden dickwandige Rohre (INCOLOY 800, Außendurchmesser 67 mm, Wandstärke 20 mm) auf einem Temperaturniveau um 900 °C zyklisch induktiv beheizt, wobei der Wärmeeintrag im Bereich der äußeren Oberfläche erfolgte (Skin-Effekt). Ein typischer Zyklus setzte sich aus einer Aufheizdauer von 10 Sekunden und einer Abkühldauer von ebenfalls 10 Sekunden zusammen.

Es wurden Versuche mit rein zyklothermisch belasteten Rohren, und Versuche mit einer zusätzlich überlagerten konstanten Primärspannung ($\sigma_p = 25$ MPa) durchgeführt.

Aus den Versuchen und den begleitenden Berechnungen konnten die folgenden Resultate abgeleitet werden:

1. Temperaturfelder

Die für den quasistationären Fall mit der Methode der Finiten-Differenzen berechneten Temperaturfelder stimmten recht gut mit den Ergebnissen aus den Experimenten überein. Bei einer mittleren Zyklustemperatur von 900 °C lagen die Temperaturdifferenzen in den zyklischen Betriebsphasen bei ± 20 °C auf der äußeren Rohrwandoberfläche. Typische Temperaturdifferenzen über der Rohrwand lagen bei 20 °C.

2. Negatives Kriechen

Unter konstanten Temperaturen (900 °C bzw. 950 °C) wurden nach Beginn der Belastung bis 880 h negative Dehnungen, selbst bei anliegenden Primärspannungen festgestellt. Bei dem hier verwendeten Werkstoff (INCOLOY 800) wird dieser Kontraktionseffekt mit der Ausscheidung und Umlagerung von Sekundärcarbiden erklärt.

3. Kriechratcheting-Effekt ohne Primärspannung

Bei rein zyklothermischen Betriebsphasen ($\sigma_p = 0$) nach weitgehendem Wegfall des zeitabhängigen negativen Kriechens konnte an dem Rohr eine Verkürzung nachgewiesen werden. Dieser Effekt war sehr gering, und erforderte einen hohen meßtechnischen Aufwand. Es zeigte sich weiterhin, daß die Kontraktionsrate nach einer gewissen zyklischen Betriebszeit in einen Sättigungsbereich einmündete, was sich mit langsam aufbauenden "back-stress" Feldern erklären läßt. Mittels der FE-Rechnungen konnten ebenfalls Kontraktionstendenzen für ein zyklisch beheiztes Rohr vorausgesagt werden. Hier stellten sich aber, im Unterschied zu dem Experiment, auch nach fortgeschrittenen Zykluszeiten stationäre negative Dehnraten ein. Die berechneten Dehnraten lagen im günstigsten Fall um einen Faktor 2 über der des Experimentes.

4. Kriechratcheting-Versuche mit Primärspannung

Das Versuchskonzept sah die im folgenden beschriebene Vorgehensweise vor. Die Versuchszeiten wurden in Phasen eingeteilt, wobei sich Zeitintervalle konstanter Temperatur mit Intervallen zyklischer Temperaturen abwechselten. Die Primärspannung betrug 25 MPa. Für die konstanten Temperaturen wurde der zeitliche

und räumliche Mittelwert des Temperaturzyklus gewählt. Beim Umschalten auf den zyklischen Betrieb konnte ein eindeutiger Anstieg der Kriechdehnraten im Vergleich zu den Kriechdehnraten unter konstanten Bedingungen vor und nach der zyklischen Belastung festgestellt werden (Faktor 2 bis 10). Metallographische Untersuchungen ergaben keine Hinweise für das Auftreten etwaiger Kriechschädigungen durch Porenbildung (bei den akkumulierten Gesamtdehnungen von maximal 9%). Entsprechende, auf die Experimente abgestimmte, FE-Rechnungen zeigten Dehnratenverhältnisse um einem Bereich 2 auf. Weiterhin konnte aus den FE-Rechnungen abgeleitet werden, daß der Kriechratcheting-Effekt nicht linear mit zunehmenden Verhältnis der Sekundärspannung zur Primärspannung ansteigt. Eine Anhebung des Kriechexponenten erhöhte ebenfalls den Kriechratcheting-Effekt.

Mit dieser Arbeit konnte experimentell und theoretisch herausgearbeitet werden, daß unter thermomechanischen Belastungen mit und ohne Primärspannung der aus den theoretischen Überlegungen erwartete Ratcheting-Effekt eindeutig nachweisbar ist.

8. Literaturverzeichnis

- /1/ W. Schoch, E. Krägerloh, J. Ewald
"Versagen durch einsinnig stufenweise Verformung (incremental collapse) - Ursache und Erscheinung"; Kraftwerkstechnik 58, Heft 1 (1978) pp. 54-61
- /2/ H. Bath, J. Granacher, K. H. Kloos, P. Rieth
"Hochtemperaturverhalten warmfester Stähle unter zeitlich veränderlicher Beanspruchung"; VGB-Konferenz, Werkstoffe und Schweißtechnik im Kraftwerk (1983) pp. 138-151
- /3/ P. Cousseran, J. Lebey, D. Moulin, R. Roche, G. Clement
"Ratcheting - Experimental Tests and Practical Method of Analysis"; International Conf. on Engineering Aspects of Creep, Vol. 2, Sheffield, England (1980)
- /4/ R. Hill
"The Mathematical Theory of Plasticity"; Oxford University Press, London/UK (1950) pp. 287-294
- /5/ E. W. Parkes
"Wings under Repeated Thermal Stress"; Aircraft Engineering, Vol. 26 (1956)
- /6/ R. Zottmaier, H. H. Over, F. Schubert, H. Nickel
"Untersuchungen zum Kriechverhalten von Rohrproben"; Jül-Bericht 2019, Forschungszentrum Jülich (1985)
- /7/ Y. N. Rabotnov
"Creep Problems in Structural Members"; Verlag : North- Holland Publishing Comp. Amsterdam (1969)
- /8/ D. R. Miller
"Thermal Stress Ratchet Mechanism in Pressure Vessels"; Trans. o. t., ASME Journal of Basic Engineering. (1959) pp. 190-196
- /9/ A. R. S. Ponter
"A Theoretical and Experimental Investigation of Creep Problems with Variable Temperature"; Journal of Applied Mechanics (1976) pp. 639-644
- /10/ A. R. S. Ponter, F. A. Lecki
"Bounding Solutions for a Plate Subjected to Variable Surface Temperature"; Journal of Applied Mechanics (1974) pp. 941-946
- /11/ J. E. Burke, a. M. Turkalo
"Deformation of Zinc Bicrystals by Thermal Ratcheting"; Journal of Metals (1952) pp. 651-656

- /12/ H. Wada, T. Igari, S. Kitade
"Prediction of Plastic Ratcheting of Cylinder Subjected to Axially Moving Temperature Distribution"; Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT), Vol. L, (1989) pp. 201-206
- /13/ D.A. Gokhfeld, O. F. Cherniavsky
"Limit Analysis of Structures at Thermal Cycling"; P450, Sijthoff & Noordhoff (1980)
- /14/ H. H. Chiswik
"The Plastic Deformation of Uranium on Thermal- Cycling"; Trans., ASME, Vol. 49, (1957) pp. 622-654
- /15/ D. L. Morrow
"Component Simulations of a Pressure Vessel Subject to Thermal Fluxes"; The 4th National Congress on Pressure Vessel and Piping Technology, PVP-Vol. 71, Portland, Oregon (1983) pp. 59-73
- /16/ S. Majumdar
"Ratcheting Problems for ITER"; Argonne National Laboratory, ANL/FPP/TM- 253 (1991)
- /17/ J. Bree
"Elastic- Plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Intermittent High- Heat Fluxes with Application to Fast- Nuclear- Reactor Fuel Elements"; Journal of Strain Analysis, Vol. 2, No. 3 (1967) pp. 226-238
- /18/ A. R. S. Ponter
"On the Stress Analysis of Creeping Structures Subjected to Variable Loading"; Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME (1973) pp. 589-594
- /19/ A. R. S. Ponter, J. J. Williams
"Work Bounds and Associated Deformation of Cyclically Loaded Creeping Structures"; Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME (1973) pp. 921-927
- /20/ A. R. S. Ponter
"The Analysis of Cyclically Loaded Creeping Structures for Short Cycle Times"; Int. J. Solids Structures, Vol. 12 (1976) pp. 809-825
- /21/ A. R. S. Ponter
"The Finite Element Solution of Rapid Cycling Creep Problems"; International Journal of Numerical Methods in Engineering, Vol. 12 (1978) pp. 1001-1024
- /22/ M. M. Megahed, A. R. S. Ponter, C. J. Morrison "Experimental Investigations into the Influence of Cyclic Phenomena of Metals on

Structural Ratchetting Behaviour"; Int. J. Mech.Sci. Vol. 26, No.11/12 (1984) pp. 625-638

- /23/ S. Kaliszky
"Plastizitätslehre, Theorie und technische Anwendung"; VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf (1976)
- /24/ T Uga
"An Experimental Study on Thermal Stress Ratcheting of Austenitic Stainless Steel by a Three Bars Specimen"; Nuclear Engineering and Design 26 (1974) pp. 326-335
- /25/ T. Uga
"A Simplified Test Device for Thermal Stress" ; Bulletin of the JSME, Tokyo, Vol. 21, 1978. No. 154 (1978) pp. 587-591
- /26/ F. A. Leckie
"A Review of Bounding Techniques in Shakedown and Ratcheting at Elevated Temperature"; WRVC-Bulletin 195, Welding Research Council (1974) pp. 1-32
- /27/ W. J. O' Donnell, J. Porowski
"Upper Bounds for Accumulated Strains due to Creep Ratcheting"; WRC-Bulletin 195 (1974) pp. 57-62
- /28/ G. Breitbach, H. H. Over, F. Schubert
"Experimentally Verified Creep Ratcheting Analysis"; Nuclear Engineering and Design 116 (1989) pp. 231-238
- /29/ W.K. Sartory
"Effect of Peak Thermal Strain on Simplified Ratcheting Analysis Procedures"; Structural Design for Elevated Temperature Environments-Creep, Ratchet, Fatigue and Fracture, PVP- Vol. 163 (1989) pp. 31-38
- /30/ H. W. Ng, D.N. Moreton
"The Bree-Diagram, Origins and Literature : Some Recent Advances Concerning Experimental Verification and Strain Hardening Materials"; Pineridge Press, 91 West Cross Laue, West Cross, Swansea, West Glamorgan, U. K. (1983) pp. 185-230
- /31/ H. W. Ng, D. N. Moreton
"Bree-Diagrams for Alternating Loading Sequences"; Engineering Approaches to High Temperature Design, Vol. 2 in the Series Recent Advances in Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures, Eds. B. Wilshire and D. R. J. Owen, Pineridge Press U. K. (1983) pp. 279-312
- /32/ D. Burgreen
"Structural Growth Inducted by Thermal Cycling"; Journal of Basic Engineering, Trans. ASME (1968) pp. 469-475

- /33/ D. Burgreen
"Review of thermal Ratcheting"; Fatigue at Elevated Temperatures ASTM, STP 520 (1973) pp. 535-551
- /34/ M. Megahed, A. R. S. Ponter, J. C. Morrison
"A Theoretical and Experimental Investigation of Material Ratcheting Rates in a Bree Beam Element"; Int. J. Mech. Sci. 25, No. 12 (1983) pp. 917-933
- /35/ A. R. S. Ponter A. C. F. Cocks
"The Incremental Strain Growth of Elastic- Plastic Bodies Subjected to High Levels of Cyclic Thermal Loading"; Trans. ASME , Vol. 51 (1984) pp. 470-474
- /36/ S. Karadeniz, A. R. S. Ponter, K. F. Carter
"The Plastic Ratcheting of Thin Cylindrical Shells Subjected to Axialsymetric Thermal and Mechanical Loading"; Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 109 (1987) pp. 387-393
- /37/ F. Arnaudeau, J. Zarka, Gerij
"Thin Circular Cylinder under Axialsymetrical Thermal and Mechanical Loading"; Paper L6/5, 4th SMIRT Conference, San Francisco , North Holland (1977)
- /38/ I. Ohshima, N. Tanka
"Structural Integrity of DFBR Internal Structure under Severe Thermal Loading (2): Thermal Ratchet Deformation Behaviour"; The 1989 ASME Pressure Vessel and Piping Conference , Honolulu, Hawaii (1989)
- /39/ T. Mori, T. Yanuki, T. Murakami
"Simplified Methods for Evaluating the Ratchetting Strain Using the Thermal Layer Approximation"; Int. Conf. on Eng. Aspect of Creep, Vol.2 (1980) pp. 185-192
- /40/ J. Bree
"Incremental Growth Due to Creep and Plastic Yielding of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Cyclic Thermal Stresses"; Journal of Strain Analysis, Vol. 3, No. 2 (1968) pp. 122-127
- /41/ W. F. Anderson
"Creep Ratcheting Deformation and Repture Damage Inducted by Thermal Transient Stress Cycle"; Symp. at 1th National Congress on Pressure Vessels and Piping, Am. Soc. of Mech. Eng., San Franzisco, Cal. (1971) pp. 1-11
- /42/ W. F. Anderson
"Ratcheting Deformation as Affected by Relative Variations of Loading Sequence"; 2nd. Int. Conf. on Pressure Vessel Techn., Part 1, Design and Analysis, San Antonio, Texas (1973) pp. 277-288
- /43/ ASME, Case of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, ASME- Code Case N- 47- 17 , New York (1978)

- /44/ J. S. Porowski, W. J. O' Donnell
"Design Implications of Recent Advances in Elevated Temperature Bounding Techniques"; WCR- Bulletin 273 (1980) pp. 1-12
- /45/ J.S. Porowski, M. L. Badlaine, W. J. O' Donnell
"Bounds on Creep Ratcheting in ASME Code"; Structural Design for Elevated Temperature Enviroments- Creep, Ratchet, Fatigue and Fracture, The 1989 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, Honolulu, Hawaii (1989) pp. 19-30
- /46/ J. S. Porowski, W. J. O' Donnell
"Creep Ratcheting Bounds Based on Elastic-Core Concept"; Translation of the 5th International Conference SMIRT in Berlin (1979)
- /47/ C. O. Fredereck, P. J. Armstrong
"Convergent International Stresses and Steady Cyclic States of Stresses"; Journal of Strain Analysis, Vol. 1, No. 2 (1966) pp. 154-159
- /48/ R. L. Roche, D. Monlin, J. Lebey
"Practical Analysis of Ratcheting" ; Nuc. Eng. and Design, Vol. 71 (1982) pp. 51-67
- /49/ K. G. Odqvist, J. Hult
"Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe"; Springer-Verlag (1962)
- /50/ K. G. Odqvist
"Mathematical Theory of Creep and Repture"; Oxford (1966)
- /51/ H. Böhm
"Einführung in die Metallkunde"; Bibliographisches Institut AG, Mannheim (1968)
- /52/ F. Garofalo
"Resistance of Creep Deformation and Fracture in Metals and Alloys"; ASTM Special Techn. Publ. Nr.283 (1960) pp. 82-98
- /53/ F. Schubert
"Werkstoffkundliche Gesichtspunkte bei der Auslegung kriechbeanspruchter Hochtemperaturkomponenten moderner Energieerzeugungsanlagen"; Forschungszentrum Jülich, Bericht Nr. 2375 (1990)
- /54/ J. J. Williams, F. A. Leckie
"A Method of Estimating Creep Deformation of Structures Subjected to Cyclic Loading"; Journal of Applied Mechanics, Vol. 40, Trans. ASME, (1973) pp. 928-934
- /55/ I. Berman, M. S. M. Rao, G. D. Gupta
"Full Life Elastic - Plastic- Creep Analysis and Comparison to Tests of Axially Cycled Pressurized Turbular Specimens"; J. Pressure Vessel Technol., Trans. ASME (1982) pp. 96-101

- /56/ L. M. Kachanov
"The Theory of Creep"; Translation of E. Bishop Nat. Lending Library of Science and Technology (1967)
- /57/ B. Reppich
"Negatives Kriechen"; Zeitschrift für Metallkunde , Bd. 75, H. 3 (1984) pp. 193-202
- /58/ A. Pomp
Stahl und Eisen 58 (1938) p. 461
- /59/ R. W. Fountain, M. Korochnytsky
Trans. ASM 51 (1959) p. 108
- /60/ K. H. Matucha, M. Rühle
"Gefügebedingte Längenänderung als Beitrag zum negative Kriechen"; Vortrag auf der Hauptversammlung der Deutschen Gesellschaft für Metallkunde, Zürich (1988)
- /61/ P. J. Ennis
persönliche Mitteilung, Institut für Reaktorwerkstoffe, Forschungszentrum Jülich (1991)
- /62/ J. F. Barnes, J. M. Clarke, T. E. Clifton
"An Experiment in Stress Redistribution Coused by Creep" ;Journal of Strain Analysis, Vol. 2, No. 4 (1967) pp. 280-289
- /63/ G. Breitbach, H. H. Over
"Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit von Stoffwerten beim Kriechratcheting"; Interner Bericht, KFA- ISF- IB- 6/86 (1986)
- /64/ P. W. Bridgman
"Dimensional Analysis"; Yale University Press, New Haven (1963)
- /65/ T. H. Hyde, J. J. Webster
"Predicting the Thermal Ratcheting and Creep Behaviour of a Component with a Stress Concentration "; Journal of Strain Analysis Vol. 17 No. 4 (1982) pp. 263-268
- /66/ T. H. Hyde, K. Yahiaqui
"An Experimental Study of the Ratcheting and Creep of Thick Flanged Tubes Subjected to Steady Axial Mechanical Loading and Transient Thermal Loading"; Int. J. Mech. Sci. Vol.26 , Nb.1 (1984) pp. 47-61
- /67/ S. J. Hardy, T. H. Hyde, J. J. Webster
"Finite Element Predictions of Ratcheting and Creep of Components"; American Society of Mechanical Engineers (1983) pp. 195-206
- /68/ H. S. Carslaw, J. C. Jaeger
"Conduction of Heat in Solids" ; Oxford at the Clarendon Press (1959)

- /69/ P. H. Price, B. Sc, M. R. Slack
"Stability and Accuracy of Numerical Solutions of the Heat Flow Equation";
British Journal of Applied Physics (1952) pp. 379-384
- /70/ S.P.Timoshenko, J.N.Goodier
"Theory of Elasticity"; Third Edition , McGraw-Hill Book Company (1970)
- /71/ R. Pich
"Die Berechnung der elastischen, instationären Wärmespannungen in
Platten, Hohlzylindern und Hohlkugeln mit quasistationären Temperatur-
feldern"; Mitteilung der VGB (1964) pp. 373-383
- /72/ H.Göldner
"Elastizitätstheorie, Plastizitätstheorie, Viskoelastizitätstheorie"; Physik Ver-
lag Weinheim (1978)
- /73/ D. Smidt
"Reaktortechnik"; Band 1, Grundlagen, G. Braun, Karlsruhe (1973)
- /74/ G. A. Greenbaum, M. F. Rubenstein
"Creep Analysis of Axisymmetric Bodies using Finite Elements"; Nuclear
Engineering and Design 7 (1968) pp. 379-397
- /75/ H. G. Hahn
"Methode der Finiten Elemente in der Festigkeitslehre"; Akademische Ver-
lagsgesellschaft, Frankfurt am Main (1975)
- /76/ O. C. Zienkiewicz
"The Finite Element Method", 3. Ausgabe, McGraw -Hill (1977)
- /77/ K. Hornberger
"Anwendung viskoplastischer Stoffgesetze in Finite Element Programmen";
Dissertation, TH- Karlsruhe (1988)
- /78/ H. J. Penkalla
"Erarbeitung von Grundlagen zu einem Regelwerk über die Auslegung von
HTR-Komponenten für Anwendungstemperaturen oberhalb 800 ° C"; Insti-
tut für Reaktorwerkstoffe, Forschungszentrum Jülich Bericht über den Zu-
wendungszeitraum November 1979 bis Dezember 1982, Teil B7
- /79/ H. J. Penkalla
"Die Werkstoffdatenbank der Entwicklungsgemeinschaft Hoch-
temperaturreaktor - Ein Instrument zur Erstellung von Auslegungsdaten und
zur inelastischen Analyse "; VDI Bericht Nr.600.4 (1987)
- /80/ H. Lahodny, K. Spiradek, H. P. Degischer
"Identification of Creep Mechanisms and Quantitative Description of Stress
Regimes Relevant to Design "; Institut für Werkstofftechnologie, Österrei-
chisches Forschungszentrum Seibersdorf GmbH, A-2444 Seibersdorf

- /81/ G. Breitbach, U. Stübben, A. Schmidt-Plutka
"Deformation Behaviour of Thick Walled Tubes under Cyclic High Temperature Conditions"; Proc. of the ABAQUS USERS' CONFERENCE, Oxford (1991) pp. 279-292
- /82/ Henry Wiggon & Company Limited
"INCOLOY alloys 800, 800H und 802 "; Holmer Road, Hereford, Deutsche Ausgabe (1976)
- /83/ Firma Hüttinger aus Freiburg
"Induktionserwärmung" ; (Härten, Glühen, Schmelzen, Löten, Schweißen), Grundlagen und praktische Anleitungen für Induktionserwärmungsverfahren, insbesondere auf dem Gebiet der Hochfrequenzerwärmung
- /84/ H. Geisel
"Die experimentelle Bestimmung der Einhärtungstiefe bei induktiven Vorschubhärtern mit einer Frequenz von 10 kHz"; Bd 18 , 10 (1960) pp. 309-313
- /85/ E. Kolbe, W. Reiss
"Die Entwicklung auf dem Gebiet der induktiven und dielektrischen Erwärmung"; Die Technik 18 (1963)
- /86/ G. Seulen, H. Geisel
"Untersuchungen zur Ermittlung der Einhärtungstiefen beim Induktionshärten"; Werkstattstechnik 50 (1960) pp. 263-268
- /87/ F.Hegewaldt
"Vorausbestimmung der Einhärtungstiefe beim induktiven Oberflächenhärten"; Z. f. wirtschaftliche Fertigung 57 (1962) pp. 303-309
- /88/ BBC-Mitteilung
"Wärmeleitungsprobleme bei der HF- Oberflächenhärtung"; (1951) pp. 364-368
- /89/ H. Geisel
"Die Berechnung der Einwärmtiefe bei der Oberflächen-Induktionshärtung"; Werkstattstechnik und Maschinenbau 46, Heft 10 (1956) pp. 519-522
- /90/ G. H. Gärtner, H.-J. Seehafer, F. Schubert
"Nozzle/Sphere Bench Mark Design Problems"; International Atomic Energy Agency, Research Agreement No. 4425/R1/CF
- /91/ Fortpflanzung von Fehlergrenzen bei Messungen, Grundlagen VDE/VDI 2620 Blatt 1 VDI-Verlag, Düsseldorf (1973)
- /92/ W. Osthoff, H. Schuster, P. J. Ennis, H. Nickel

"Beitrag zu Stoffgesetzen für das Kriechverhalten von Nickelbasis-Legierungen für HTR-Komponenten im Temperaturbereich 1023 bis 1273 K"; Jül-Bericht 1843, Forschungszentrum Jülich (1983)

9. Liste der verwendeten Formelzeichen

$A_{1,2}$	Querschnittsfläche der Balken 1 und 2
$a(T)$	Temperaturleitfähigkeit, Wärmeleitzahl
$\underline{a}$	Knotenpunktverschiebung
$\underline{\underline{B}}$	Verzerrungs-Verschiebungsmatrix
C	spezifische Wärme
$\underline{\underline{D}}$	Elastizitätsmatrix
E	E-Modul
E_T	Modul im plastischen Bereich (Tangentenmodul)
f	Frequenz des HF-Generators
F	Axialkraft am Rohr
$f(t,T)$	Induktiv eingekoppelte Leistungsdichte
$I_{1,2,3}$	erste, zweite, oder dritte Invariante eines Tensors
$k(T)$	temperaturabhängige Kriechkonstante nach Norton
l_k	Länge der temperaturkonstanten Zone
P^t	Ankerspitzenentfernung der beiden ind. Wegaufnehmer 1 und 4 zu Beginn der Meßung (0) bzw. später (t), (Abb. 34)
l_M	konstante Entfernung der beiden Wegaufnehmer 1 und 4 (Abb. 34)
n	Kriechexponent im Nortonschen Kriechgesetz
$\dot{Q}$	Wärmestrom
$r, r(j)$	aktueller Radius im Bereich der Rohrwand, $R_I < r < R_A$
R_A	Rohraußendurchmesser
R_I	Rohrinnendurchmesser
S_{ij}	Spannungsdeviator
S_{ij}^t	zurückgelegter Weg der Ankerspitzen 1 und 4 zum Zeitpunkt $t=0$ oder später $t > 0$
$T_{\max}$	maximale Oberflächentemperatur
$T_{\min}$	minimale Oberflächentemperatur
T_M	Schmelztemperatur
T_{Ob}	mittlere Oberflächentemperatur
T_j^k	Temperatur am Ort j in der Rohrwand in der Zeitschicht k
$\underline{u}$	Verzerrungsverschiebungsvektor
α	linearer Wärmeausdehnungskoeffizient
$\delta_{Eindring}$	Eindringtiefe bei der induktiven Probenbeheizung
$\delta(i)$	Ratcheting-Dehnungsincrement im Halbzyklus (i)
$\Delta l_{1,4}$	Rohrlängenänderung, gemessen mit den induktiven Wegaufnehmern 1 und 4 (Abb. 34)
$\Delta l_{2,3}$	Rohrlängenänderung, gemessen mit den induktiven Wegaufnehmern 2 und 3 (Abb. 34)
$\Delta l_{5,6}$	Rohrlängenänderung, gemessen mit den induktiven Wegaufnehmern 5 und 6 (Abb. 34)
Δr	Radiusinkrement
$\Delta S_{1,4}$	Strecke der ind. Wegaufnehmer 1 und 4 (Abb. 34)
Δt	Zeitinkrement
ΔT	Temperaturdifferenz zwischen zwei Balken bzw. über die Rohrwand
$\Delta U_{1,4}$	Ausgangsspannung der induktiven Wegaufnehmer 1 und 4

ε	Gesamtdehnung
$\varepsilon_{1,2}(i)$	Gesamtdehnung der beiden Balken 1 oder 2
$\varepsilon_{1,s}$	mit den induktiven Wegaufnehmern 1 und 4 gemessene Dehnung (Abb. 34)
$\underline{\varepsilon}$	Gesamtverzerrungsvektor
ε_c	Kriechdehnung
$\varepsilon_{c,ij}$	Kriechdehnungstensor
$\underline{\varepsilon}_c$	Kriechdehnungsvektor, nichtlineare Verzerrung
$\varepsilon_{c,w}$	wahre Kriechdehnung
ε_m	gemittelte Dehnung aus den ind. Wegaufnehmern 2, 3, 5 und 6 (Abb. 34)
$\varepsilon_{pl,1,2}(i)$	akkumulierte plastische Dehnung der Stäbe 1 und 2
ε_R	Ratcheting-Kriechdehnung
$\underline{\varepsilon}_{th}$	Vektor der thermischen Dehnung
ε_{vol}	negative Kriechdehnung
$\varepsilon(T)^x$	Emissionszahl in Abhängigkeit der Temperatur
η	Dehnratenverhältnis
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ	Permeabilität
ν	Querkontraktionszahl
ρ	Dichte
$\sigma_{1,2}(i)$	Spannung der Balken 1 und 2 im Halbzyklus i (Abb. 2)
σ_p	Primärspannung
$\sigma_{r,\phi,z}$	thermisch induzierte Sekundärspannung in radialer, tangentialer und axialer Richtung
σ_t	Thermospannung allgemein
σ_w	wahre Spannung
σ_V	Vergleichsspannung
σ_y	Streckgrenze
τ	Zeit eines vollen Zyklus
ω	Kreisfrequenz

Indizes und Symbole

i	Halbzyklenanzahl
j	Index einer Ortsschicht innerhalb der Rohrwand
k	Index einer Zeitschicht innerhalb des Zyklus
M	maximale Anzahl der Intervalle im Rohrwandbereich
.	zeitliche Ableitung, Rate
-	Vektor
=	Tensor

10. Anhang

A. Fehlerrechnung

Fehler treten bei der Bestimmung von Meßwerten durch Meßfehler der verwendeten Geräte oder durch Variation der Versuchsparameter während eines Versuches auf. Die Grundlagen der Fehlerfortpflanzung werden in Kapitel A.1 kurz dargestellt /91/.

A.1 Grundlagen der Fehlerfortpflanzung

Sei y ein aus mehreren Meßwerten x_1, x_2, x_i gebildetes Meßergebnis $y = f(x_1, x_2, x_i)$. Die Fehlergrenzen der Meßwerte sind durch $\pm \Delta x_1, \pm \Delta x_2, \pm \Delta x_i$ gegeben, wobei der Meßfehler Δx_i viel kleiner als die Meßgröße sein soll.

Der Gesamtfehler der Meßgröße ergibt sich dann aus dem totalen Differential:

$$dy = \frac{\partial y}{\partial x_1} dx_1 + \frac{\partial y}{\partial x_2} dx_2 + \dots + \frac{\partial y}{\partial x_i} dx_i \quad (A.1)$$

da die Meßfehler doppelte Vorzeichen besitzen, wird sicherheitshalber der ungünstigste Fall angenommen und über alle einzelnen Fehleranteile summiert. Somit kann der maximale absolute Fehler definiert werden:

$$\Delta y = \pm \left\{ \left| \frac{\partial y}{\partial x_1} \Delta x_1 \right| + \left| \frac{\partial y}{\partial x_2} \Delta x_2 \right| + \dots + \left| \frac{\partial y}{\partial x_i} \Delta x_i \right| \right\} \quad (A.2)$$

Für den relativen maximalen Fehler gilt dann:

$$\frac{\Delta y}{y} = \pm \frac{1}{y} \cdot \left\{ \left| \frac{\partial y}{\partial x_1} \Delta x_1 \right| + \left| \frac{\partial y}{\partial x_2} \Delta x_2 \right| + \dots + \left| \frac{\partial y}{\partial x_i} \Delta x_i \right| \right\} \quad (A.3)$$

A.2 Dehnungsmessung

Die Dehnung ε ergibt sich aus den Meßgrößen Anfangslänge l_0 und Längenänderung dl .

$$\varepsilon = \frac{dl}{l_0} \quad (A.4)$$

Mit Gl.(A.3) ergibt sich für den maximalen Fehler:

$$\Delta \varepsilon = \pm \left\{ \left| \frac{\partial \varepsilon}{\partial dl} \Delta l \right| + \left| \frac{\partial \varepsilon}{\partial l_0} \Delta l_0 \right| \right\} \quad (A.5)$$

und mit den entsprechenden partiellen Ableitungen von ε lautet der maximale relative Fehler:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} = \pm \left\{ \left| \frac{\Delta dl}{dl} \right| + \left| - \frac{\Delta l_0}{l_0} \right| \right\} \quad (A.6)$$

Er stellt die Summe der relativen Einzelfehler der Längenmessungen dar.

Der Meßfehler Δdl wird durch die Auflösung des Meßsystemes bedingt und bleibt somit konstant. Da der Grenzwert für kleine Dehnungen dl im ersten Term der Gleichung (A.6) gegen "Unendlich" geht bedeutet dies, daß der Fehler der Dehnungsmessung zu kleinen Dehnungen hin größer wird. Bei Vernachlässigung des mit der Dehnung konstant bleibenden Fehlers der Meßlänge $\Delta l_0/l_0$ kann bei Vorgabe einer minimalen Dehnung $\varepsilon_{c,min} = dl/l_0$ der maximale relative Fehler bei der Dehnungsmessung ermittelt werden, aus (A.6) folgt mit $\Delta l_0/l_0 = 0$ und $dl = \varepsilon_{c,min} \cdot l_0$:

$$\frac{\Delta \varepsilon_c}{\varepsilon_c} \leq \frac{\Delta dl}{\varepsilon_{c,min} \cdot l_0} \quad (A.7)$$

Als l_0 wird hier die Länge der temperaturkonstanten Zone vorgegeben ($l_0 = 150 \text{ mm}$). Für die Versuche 2, 3 und 4 ergibt sich jetzt:

1. Versuch 2:

Die Kriechdehnrate betrug hier über einen Zeitraum von 300h im zyklischen Betrieb $\dot{\varepsilon}_c = -6 \cdot 10^{-7} h^{-1}$, woraus eine minimale Dehnung von $\varepsilon_c = 0,018\%$ resultiert ($t = 300h$).

Die bei der Dehnungsermittlung benutzten induktiven Wegaufnehmer besitzen eine Linearität von 0,2 bei 10V Meßspannung ($10V = 750 \mu m$), was auf einen absoluten Fehler von maximal $\Delta dl = 1,5 \mu m$ führt. Da jede gemessene Dehnung aus den Meßwerten zweier gleicher induktiver Wegaufnehmer resultierte, müssen die absoluten Fehler beider Aufnehmer addiert werden, also $\Delta dl = 3 \mu m$.

Mit Gl.(A.7), $l_0 = 150 \text{ mm}$ und $\varepsilon_{c,min} = 0,018\%$ ergibt sich für den maximalen relativen Fehler der Dehnungsmessung:

$$\frac{\Delta \varepsilon_c}{\varepsilon_c} \leq 11\%$$

2. Versuch 3:

Hier betrug die minimale Dehnrate $\dot{\varepsilon}_c = 7,77 \cdot 10^{-7} h^{-1}$, was auf eine minimale Dehnung von $\varepsilon_c = 0,03\%$ führt ($t = 370 \text{ h}$). Der relative maximale Fehler bei der gemessenen Kriechdehnung ist damit:

$$\frac{\Delta \varepsilon_c}{\varepsilon_c} \leq 7\%$$

3. Versuch 4:

Bei diesem Versuch wurde die Dehnung an drei Stellen mit 6 induktiven Wegaufnehmern ermittelt. Aus allen Dehnungsmessungen wurde eine minimale Dehnrate von $\dot{\varepsilon}_c = 8,29 \cdot 10^{-7} h^{-1}$ bestimmt, was nach einer Zeit von $t = 172 \text{ h}$ auf eine Kriechdehnung von $\varepsilon_c = 0,014\%$ führt. Damit ist der relative maximale Fehler der Kriechdehnung:

$$\frac{\Delta \varepsilon_c}{\varepsilon_c} \leq 14\%$$

A.3 Dehnungsänderung durch Temperaturschwankungen

Die in den nicht zyklischen Versuchsphasen aus der Temperaturlaufzeichnung abgeleitete Temperaturänderung betrug etwa $\Delta T = 2,3^\circ\text{C}$ (Versuch 4, $102\text{h} \leq t \leq 162\text{h}$). Diese Temperaturänderung induziert auf die Probe eine maximale relative Dehnungsänderung in der Höhe von etwa:

$$\frac{\Delta \varepsilon_c}{\varepsilon_{c,\min}} = \frac{\alpha \cdot \Delta T}{\varepsilon_{c,\min}} \quad (A.8)$$

Bezogen auf einen Wärmeausdehnungskoeffizienten von $\alpha = 18,5 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ und den im vorherigen Kapitel schon benutzten minimalen Kriechdehnungen ergeben sich für die einzelnen Versuche die folgenden maximalen relativen Fehler:

$$\begin{aligned} \text{Versuch 2} &: \leq 24\% \\ \text{Versuch 3} &: \leq 14\% \\ \text{Versuch 4} &: \leq 31\% \end{aligned}$$

Die Temperaturschwankungen beeinflussen alle Versuche etwa in der gleichen Größenordnung.

A.4 Toleranz der Belastungsmessung

Bei der Kraftmessdose für die Ermittlung der in den Versuchen 3 und 4 konstant gehaltenen Primärspannung handelte es sich um ein Meßgerät der Klasse 0,1 mit einer zulässigen Maximallast von 100 kN. Hieraus kann ein maximaler Fehler von $\Delta F = 0,1 \text{ kN}$ abgeleitet werden. Der maximale relative Fehler liegt, bezogen auf die nötige Zugkraft von 75 kN, in der Größenordnung $\Delta F/F = 0,1\%$.

A.5 Gesamtfehler für die Dehnungsmessung

In der nachfolgenden Tabelle wird der relative maximale Gesamtfehler aus den in den Kapiteln A.2 - A.4 bestimmten maximalen relativen Einzelfehlern abgeleitet. Es muß darauf hingewiesen werden, daß das Fehleradditionstheorem eine sehr konservative Abschätzung des Gesamtfehlers darstellt.

	Versuch 2	Versuch 3	Versuch 4
Dehnungsmessung (Kapitel A.2)	11%	7%	14%
Kriechdehnungs- änderung durch Temperatur- schwankungen (Ka- pitel A.3)	24%	14%	31%
Toleranz bei der Belastungsmessung (Kapitel A.4)	*	0,1%	0,1%
maximaler relativer Gesamtfehler	$\leq 35\%$	$\leq 21\%$	$\leq 45\%$

Tab. 14. Zusammenfassung des maximalen relativen Gesamtfehlers bei den Dehnungsmessungen: (* = Angabe nicht sinnvoll, da $\sigma_p = 0$).

B. Erläuterung zum Zwei-Balkenmodell (elasto-plastisches Verhalten)

Im folgenden soll darauf eingegangen werden, wie sich die pro Halbzyklus (i) erzielten Ratcheting-Dehnungsinkremente bestimmen lassen.

Für das Auftreten der Ratcheting-Dehnungsinkremente in einem Halbzyklus gilt zunächst:

$$\delta_1(i) = \begin{cases} \neq 0, & i = 1, 3, 5 \\ = 0, & i = 2, 4, 6 \end{cases} \quad (B.1)$$

und

$$\delta_2(i) = \begin{cases} = 0, & i = 1, 3, 5 \\ \neq 0, & i = 2, 4, 6 \end{cases} \quad (B.2)$$

Die Spannungen in den beiden Balken ergeben sich in Abhängigkeit des Halbzyklus zu:

$$\sigma_y = \begin{cases} = \sigma_1(i), & i = 1, 3, 5 \\ = \sigma_2(i), & i = 2, 4, 6 \end{cases} \quad (B.3)$$

und

$$\sigma_y = \begin{cases} > \sigma_1(i), & i = 2, 4, 6 \\ > \sigma_2(i), & i = 1, 3, 5 \end{cases} \quad (B.4)$$

Die plastischen Dehnungen in den beiden Balken ergeben sich aus den akkumulierten Ratcheting-Dehnungsinkrementen:

$$\varepsilon_{pl,2}(i-1) = \sum_1^{i-1} \delta_{1,2}(i) \quad (B.5)$$

Nach Voraussetzung sollen vor Eintritt in die zyklische Temperaturbelastung keine plastischen Dehnungsinkremente vorliegen, d.h. $\varepsilon_{p1,2}(0) = 0$. Für die zyklischen Temperaturunterschiede zwischen den beiden Balken gilt :

$$T_2 - T_1 = \Delta T = \begin{cases} \Delta T > 0, & i = 1, 3, 5 \\ \Delta T = 0, & i = 2, 4, 6 \end{cases} \quad (B.6)$$

Aus den Beziehungen (2.1.1) bis (2.1.4) und (B.2) bis (B.4) und (B.6) ergibt sich für die Ratcheting-Dehnungsinkremente in den beiden Balken :

$$\delta_1(i) = -2(\sigma_y - \sigma_p)/E + \varepsilon_{p12}(i-1) - \varepsilon_{p11}(i-1) + \alpha \cdot \Delta T \quad (B.7)$$

$$\delta_2(i) = -2(\sigma_y - \sigma_p)/E - \varepsilon_{p12}(i-1) + \varepsilon_{p11}(i-1) \quad (B.8)$$

Mit Gl. (B.5) ergibt sich für die gesuchten Ratcheting- Dehnungsinkremente :

$$\delta_1(1) = -2(\sigma_y - \sigma_p)/E + \alpha \cdot \Delta T \quad (B.9)$$

Für alle auf den ersten Halbzyklus nachfolgenden Halbzyklen gilt:

$$\delta_{1,2}(i) = -4(\sigma_y - \sigma_p)/E + \alpha \cdot \Delta T \quad (B.10)$$

C. Zusammenfassung der FE-Rechnungen für das Ratcheting-Verhalten unter Axiallast

Alle Ergebnisse der in Kapitel 3.3.3 durchgeführten FE-Rechnungen sind in der nachfolgenden Tabelle aufgeführt.

Nr.	Primärspannung [MPa]	Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha [K^{-1}] \times 10^{-6}$	Kriechexponent n oder n(T)	E-Modul [MPa] $\times 10^5$	Leistungsdichte [kW/m ²]	Dehnrates $\dot{\varepsilon}_R [h^{-1}]$	η
7	10	20	5,5	1,38	125	$3,71 \cdot 10^{-6}$	25,8
8	10	18,5	Gl.(3.3.13)	1,35	135	$4,54 \cdot 10^{-6}$	10,77
9	16,33	18,5	Gl.(3.3.13)	1,35	125	$1,48 \cdot 10^{-5}$	3,96
10	25	18,5	5,5	1,35	135	$1,16 \cdot 10^{-4}$	1,95
11	25	18,5	Gl.(3.3.13)	1,35	135	$1,43 \cdot 10^{-4}$	2,18
12	30	18,5	Gl.(3.3.13)	1,35	135	$3,03 \cdot 10^{-4}$	1,68
13	30	18,5	Gl.(3.3.13)	1,35	138	$3,5 \cdot 10^{-4}$	1,7
14	30	18,5	Gl.(3.3.13)	1,35	140	$3,68 \cdot 10^{-4}$	1,65
15	30	20	5,5	1,54	125	$1,35 \cdot 10^{-4}$	2,22
16	50	18,5	Gl.(3.3.13)	1,35	135	$3,74 \cdot 10^{-3}$	1,23

Tab. 15. Dehnraten für unterschiedliche Primärspannungen, Kriechparameter und Leistungsdichten: Die Berechnungen erfolgten mit dem FE-Code ABAQUS. Die Kriechkonstante $k(T)$ entsprach bei allen Rechengängen der Beziehung (3.3.13). In Rechnung Nr. 7 betrug die Querkontraktionszahl $\nu = 0,36$, sonst immer 0,3. Das Verhältnis der Dehnraten unter zyklischem Betrieb zum Betrieb unter konstanten Temperaturbedingungen bei alleiniger Primärspannung wird mit η bezeichnet. Die Taktzeit betrug immer $\tau = 10s$.

JÜI-2681
Oktober 1992
ISSN 0366-0885