

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

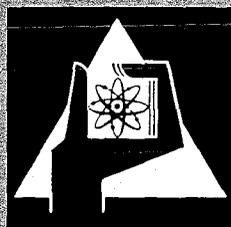
Februar 1971

KFK 1363

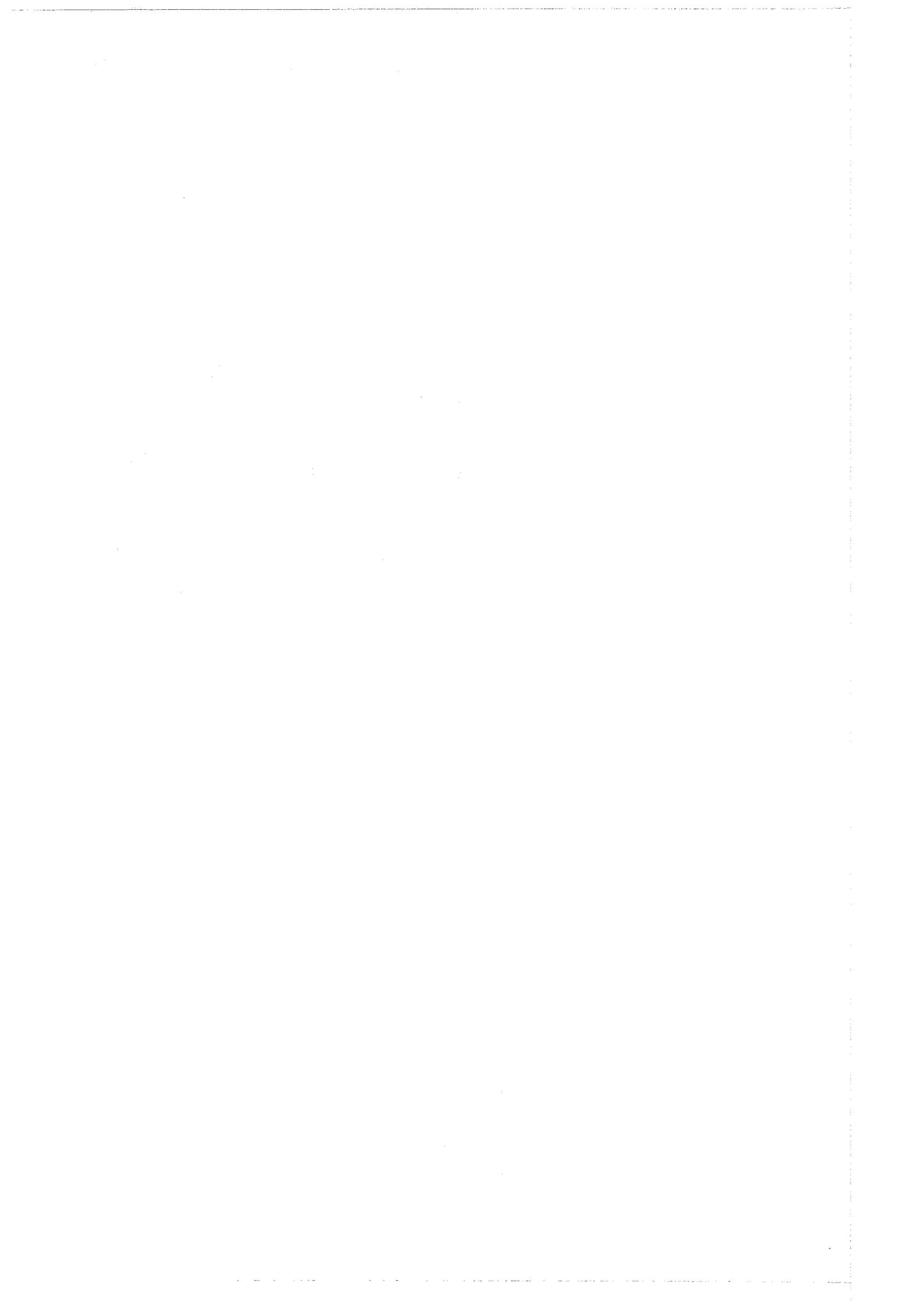
Institut für Material- und Festkörperforschung  
Projekt Schneller Brüter

Experimentelle Untersuchung des Kriechbeulverhaltens  
dünnwandiger Rohre aus hochwarmfesten Werkstoffen

H. Kaupa



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
KARLSRUHE



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Februar 1971

KFK 1363

Institut für Material- und Festkörperforschung

Projekt Schneller Brüter

Experimentelle Untersuchung des Kriechbeulverhaltens

dünnwandiger Rohre aus hochwarmfesten Werkstoffen

von

H. Kaupa

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe

---

16. 2. 1971



## Zusammenfassung

Der Gefahr des Kriechbeulens unterliegen dünnwandige Rohre, die bei hohen Temperaturen einem hohen Außendruck ausgesetzt sind, speziell die Brennelement-Hüllrohre von dampf- oder gasgekühlten Schnellen Brutreaktoren.

Nach Erläuterung der hierbei im Reaktorbetrieb sich ergebenden Schadensmöglichkeiten wird im vorliegenden Bericht über die in der Literatur bekannten Theorien des Kriechbeulens referiert. Außerdem wird eine Übersicht gegeben über bereits veröffentlichte Experimente, die das Studium des Kriechbeulvorganges zur Aufgabe hatten.

Ferner wird über eigene Kriechbeulexperimente an dünnwandigen Rohren aus Reaktorhüllwerkstoffen berichtet. Diese Experimente hatten das Ziel, einen Vergleich der bei den Untersuchungen ermittelten Kriechbeulstandzeiten mit Aussagen aus der Hoff'schen Kriechbeultheorie anzustellen, eine Werkstoffauswahl zu treffen, und Einflüsse von Abstandshalterrippen als integraler Bestandteil der Rohrwand im Vergleich zu ungerippten Rohren zu erkunden.

Es wird hierbei ausführlich über das verwendete Versuchsmaterial, den Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung berichtet. Die Versuchsergebnisse sind in Form von Zeitstanddiagrammen wiedergegeben.

In einer Interpretation der Versuchsergebnisse wird unter anderem über mögliche Verbesserungen des Kriechbeulverhaltens diskutiert und ein Ausblick auf Auswirkungen der Betriebsverhältnisse in einem Reaktor auf das Kriechbeulverhalten gegeben.

## Abstract

The danger of creep buckling is inherent in thin walled tubes subjected to high external pressures at elevated temperatures, especially the fuel element cladding tubes of steam or gas cooled fast breeder reactors.

This report explains the possibilities of such damage resulting in reactor operation and covers the theories of creep buckling known in the literature. Beside that, a survey is presented of the experiments concerned with studies of creep buckling to the extent that they have been published.

Moreover, creep buckling experiments are reported which were carried out by the author on thin walled tubes of reactor cladding material. They were intended to compare the lifetimes under creep buckling conditions determined in the investigations with statements by Hoff's theory of creep buckling, further to make a selection of materials, and to determine influences of spacer fins as integral parts of the tube wall relative to unfinned tubes.

The report presents detailed accounts of the material used, the experimental setup and the performance of the experiments. The results are represented in buckling time diagrams.

In an interpretation of the test results some possible improvements of the creep buckling behavior are discussed and a preview is given of the effects on the creep buckling behavior by the operating conditions in a reactor.

## Inhaltsverzeichnis

|                                                                                                 | Seite |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------|-------|
| 1. Einleitung                                                                                   | 1     |
| 2. Theoretische Grundlagen                                                                      | 1     |
| 2.1. Historische Entwicklung der Knickung von Stäben                                            | 2     |
| 2.2. Elastisch-plastisches Einbeulen von Rohren                                                 | 3     |
| 2.2.1. Ovalität eines Rohres                                                                    | 3     |
| 2.2.2. Biegemomente in der Wand eines ovalen Rohres                                             | 4     |
| 2.2.3. Kritische Belastung eines außendruckbeanspruchten Ovalrohres                             | 5     |
| 2.3. Kriechbeulen von Rohren                                                                    | 6     |
| 2.4. Kriechverhalten eines Werkstoffes                                                          | 7     |
| 2.5. Kriechbeultheorien                                                                         | 8     |
| 2.5.1. Kriechbeultheorie nach Corum                                                             | 8     |
| 2.5.2. Kriechbeultheorie nach Ellington                                                         | 9     |
| 2.5.3. Kriechbeultheorie nach Hoff                                                              | 10    |
| 2.5.4. Vergleich der Theorien von Hoff und Ellington                                            | 13    |
| 3. Literaturübersicht über experimentelle Ergebnisse                                            | 14    |
| 4. Versuchsdurchführung                                                                         | 16    |
| 4.1. Probenmaterial und Probenform                                                              | 16    |
| 4.2. Versuchsaufbau                                                                             | 17    |
| 4.3. Kriechbeulversuche                                                                         | 19    |
| 4.4. Kriechversuche unter Längszug                                                              | 19    |
| 4.5. Andere Untersuchungen                                                                      | 20    |
| 5. Versuchsergebnisse                                                                           | 20    |
| 5.1. Kriechbeulversuche                                                                         | 20    |
| 5.2. Längszugkriechversuche                                                                     | 22    |
| 5.3. Übrige Untersuchungen                                                                      | 23    |
| 5.4. Vergleich der Kriechbeulstandzeiten und der Ovalitätsänderungen mit der Hoff'schen Theorie | 23    |
| 6. Diskussion der Versuchsergebnisse                                                            | 24    |
| 6.1. Kritische Betrachtung der Messungen                                                        | 24    |
| 6.2. Erörterung des Materialverhaltens beim Kriechbeulen                                        | 25    |
| 6.3. Vergleich der experimentell ermittelten Kriechbeulstandzeiten mit der Hoff'schen Theorie   | 27    |

|      | Seite                                                      |    |
|------|------------------------------------------------------------|----|
| 6.4. | Mögliche Verbesserungen des Kriechbeulverhaltens           | 30 |
| 6.5. | Ausblick auf die Betriebsverhältnisse in einem Brutreaktor | 31 |
| 6.6. | Schlußbemerkungen                                          | 32 |
| 7.   | Zusammenfassung und Schlußfolgerungen                      | 33 |
| 8.   | Verzeichnis der verwendeten Symbole und Indizes            | 35 |
| 9.   | Literaturverzeichnis                                       | 38 |
| 10.  | Tabellen und Abbildungen                                   | 40 |

## 1. Einleitung

Eine der stärksten Beanspruchungen, der ein Brennelement-Hüllrohr eines dampf- oder gasgekühlten Schnellen Brutreaktors ausgesetzt wird, ist seine Belastung durch Außendruck, der durch das hochverdichtete Kühlmittel hervorgerufen wird.

Nach bisherigen Entwürfen würde der Kühlmitteldruck bei Dampfkühlung zwischen 100 und 180 atü liegen, bei einer Temperatur der Hüllrohrwand von 700°C. Als Einsatzdauer eines Brennelements werden 15.000 bis 20.000 Stunden gefordert.

Durch den hohen Außendruck verändert das Hüllrohr bei dem gegebenen Temperaturniveau durch Kriechvorgänge seine anfangs nur wenig von der exakten Kreisringform abweichende Gestalt, es wird zunehmend ovaler, bis es nach einer bestimmten Standzeit zum Einbeulen des Rohres kommt. Dieser als Kriechbeulen bezeichnete Vorgang hat bei seinem Auftreten im Betrieb des Reaktors eine Reihe von Störungen zur Folge, wobei wegen der engen Kühlkanäle zwischen den Brennstäben besonders die Kühlmittelstörungen erwähnt seien, die zu weiteren Schäden an den Hüllrohren durch örtliche Überhitzungen führen können.

Der Gefahr des Kriechbeulens kann durch zwei Auslegungskonzepte begegnet werden. Im einen Fall wird die duktile Hülle an ihrer Verformung durch die Stützwirkung des Brennstoffes gehindert. Im anderen Fall ist die Kriechfestigkeit der Hülle genügend hoch, daß man auf die Abstützung auf den Brennstoff nicht angewiesen ist.

Im Rahmen dieser Arbeit soll hauptsächlich das Konzept der kriechfesten Hülle betrachtet werden.

## 2. Theoretische Grundlagen

Der Entwurf jedes technischen Bauteiles sollte darauf basieren, daß bei seiner Belastung die äußeren angreifenden Kräfte mit seinen inneren Spannungen im stabilen Gleichgewicht stehen. Dieses stabile Gleichgewicht ist jedoch in den Fällen, wo Knickung oder Beulung auftreten, nicht mehr gewährleistet. Hier rufen bei einer bestimmten geometrischen Konfiguration verhältnismäßig kleine Laständerungen unverhältnismäßig große Spannungsänderungen und Verformungen hervor. Dieses sogenannte instabile Gleichgewicht ist dadurch charakterisiert, daß der innere Widerstand des Bauteiles gegenüber den stark anwachsenden äußeren Kräften ganz plötzlich zusammenbricht.

## 2.1 Historische Entwicklung der Knickung von Stäben

Bei Belastung eines schlanken, geraden Stabes durch Druckkräfte an seinen Enden knickt dieser bei einer bestimmten kritischen Belastung plötzlich nach der Seite aus. Der nominellen Druckspannung überlagert sich eine Biegespannung, die für das Ausknicken verantwortlich ist. Der Stab weist nämlich bereits im unbelasteten Zustand eine geringe Durchbiegung mit einem bestimmten Biegepeil auf. Hat dieser Biegepeil bei Belastung mit der kritischen Druckkraft  $P_{kr}$  die Größe  $f = f(x)$ , so ist dieser als Hebelarm zusammen mit der Kraft  $P_{kr}$  für das Auftreten eines Biegemomentes verantwortlich (Abb. 1). Betrachtet man die Durchbiegung als Sinusfunktion, so läßt sie sich durch folgende Beziehung beschreiben:

$$f = f_{\max} \cdot \sin \frac{\pi x}{l} \quad (1).$$

Für den Fall  $f_{\max} = 0$  ergäbe sich die Triviallösung  $f = 0$ , d. h., der Druckspannung würde keine Biegespannung überlagert werden und der Stab würde nicht ausknicken. Die Belastungsgrenze wäre durch die Druckfestigkeit des Stabmaterials bestimmt.

In der Praxis liegt aus Fertigungsgründen niemals ein exakt gerader, schlanker Stab vor. Es tritt somit für jede Druckkraft  $P$  immer ein Biegemoment auf.

Euler erkannte als erster dieses Problem und entwickelte eine Formel, mit der sich die kritische Belastung errechnen läßt. Diese ist dabei definitionsgemäß die Last, bei der ein schlanker Druckstab gerade auszuknicken beginnt, bzw. bei der sich der minimal gebogene Stab im indifferenten Gleichgewicht befindet. Die kritische Last wird auch Euler'sche Knicklast genannt. Wird sie überschritten, tritt Instabilität ein.

$$P_{kr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2} \quad (2).$$

Die Euler'sche Formel ist jedoch ausschließlich für die elastische, nicht aber für die meistens auftretende überelastische Knickung gültig. Ende des 19. Jahrhunderts wurde Eulers Formel von Engesser [1,2] und Considère [3] zu einer allgemein gültigen Form erweitert. Nach Engesser wird dabei die überelastische Stabknickung nicht durch den Elastizitätsmodul, sondern durch den sogenannten Tangenten-Elastizitätsmodul  $E_t$  bestimmt, welcher durch die Steigung der Druck-Stauchungs-Kurve im plastischen Bereich dargestellt wird.

$$E_t = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (3).$$

Nach Considère sollte für die überelastische Knickung ein variabler Modul, der in seiner Größe zwischen dem Elastizitätsmodul und dem Tangentenmodul liegt, maßgebend sein. Engesser bezog Considères Überlegung in seine eigene Theorie ein und gab als Ergebnis eine Formel über den sogenannten reduzierten Modul  $E_r$  bekannt, der Elastizitätsmodul und Tangenten-Modul umfaßt.

$$E_r = \frac{4 E \cdot E_t}{(E^{1/2} + E_t^{1/2})^2} \quad (4).$$

Weitere Überlegungen bezüglich der Anwendbarkeit dieser Moduln wurden von Shanley [4] und von v. Karman [5] angestellt.

## 2.2 Elastisch-plastisches Einbeulen von Rohren

Bei dünnwandigen, langen Rohren ist für die Instabilitätsgefahr die Belastung durch einen hydro- oder isostatischen Außendruck verantwortlich. Für die Stabilität des Rohres hat die Dünnwandigkeit etwa die gleiche Bedeutung wie die Schlankheit für die Stabilität des Knickstabes.

Aus Erfahrung weiß man, daß durch den äußeren Überdruck eine plötzliche Einbeulung erfolgen kann, wenn dieser eine gewisse Größe erreicht. Das Einbeulen kann schon bei Druckspannungen in der Rohrwand erfolgen, die noch weit unterhalb der Quetschgrenze des Materials liegen.

Zwischen dem Einbeulen von Rohren und dem Knicken von Stäben besteht nun ein enger Zusammenhang und das Einbeulproblem kann ähnlich dem Knickproblem behandelt werden.

Bei der Rohrherstellung ist ein Fertigungsverfahren, durch welches exakt kreisrunde Rohre erzeugt werden können, technisch nicht möglich. Die Rohre sind immer leicht oval. Durch diese geringe Anfangsovalität tritt in der Rohrwand bei Außendruckbelastung ein Biegemoment auf, so daß zu der Druckspannung zusätzlich eine Biegespannung hinzukommt.

### 2.2.1 Ovalität eines Rohres

Die fertigungstechnisch bedingte, radiale Abweichung eines ovalen Rohres von der Kreisform, die Anfangsovalität  $f_o$ , ist folgendermaßen definiert:

$$f_o = \frac{D_{o \max} - D_{o \min}}{4} \quad (5).$$

Außerdem läßt sich eine sogenannte dimensionslose Ovalität  $X$  definieren, bei der die Ovalität  $f$  auf den Trägheitsradius  $i$  des Längsschnittes ei-

nes aus dem Rohr mit der Wandstärke  $s$  herausgeschnittenen Ringes der Breite  $1$  bezogen ist. Die dimensionslose Anfangsovalität ist dann:

$$X_o = \frac{f_o}{i} \quad (6)$$

bzw.

$$X_o = \frac{f_o}{s} \approx \sqrt{3} \quad (6a)$$

Eine Belastung des Rohres mit dem kritischen Außendruck bewirkt eine Ovalitätsänderung. Es ergibt sich die Beziehung

$$f_{\max} = f_o + f_B \quad (7),$$

wobei  $f_B$  die durch die Belastung hervorgerufene Ovalitätsvergrößerung, die elastischer oder elastisch-plastischer Natur sein kann, darstellen möge.

Der ovale Rohrquerschnitt kann durch eine Ellipse angenähert werden. Bei Verwendung der Ellipsengleichung in Polarkoordinatenform, sowie Bezeichnung der Ellipsen-Halbachsen mit

$$a = R_m + f_{\max} \quad (8)$$

$$b = R_m - f_{\max} \quad (9)$$

(siehe Abb. 2) erhält man durch Umformen näherungsweise die Bestimmungsgleichung für die elliptische Gestalt:

$$R(\varphi) = R_m + f_{\max} \cdot \cos 2\varphi \quad (10).$$

Hierbei stellen der Term  $f_{\max} \cdot \cos 2\varphi$  die Abweichung  $f(\varphi)$  der Umfangslinie des quasielliptischen Rohres von der des exakt kreisrunden Rohres dar,

$$f = f_{\max} \cos 2\varphi \quad (11),$$

und  $R_m$  den mittleren Radius des exakten Kreisrohres. Man erhält dann:

$$R(\varphi) = R_m + f \quad (12)$$

### 2.2.2 Bieugungsmomente in der Wand eines ovalen Rohres

Betrachtet man einen Ringquadranten, der aus einem mit dem kritischen Druck belasteten, ovalen Rohr herausgeschnitten sein soll, so kann man diesen als einen gebogenen Druckstab auffassen [6], der durch den Aus-

sendruck  $p_{kr}$  und den vom Restringteil stammenden Kräften  $P_{kr}^*$  im Gleichgewicht gehalten wird (Abb. 3). Die zur Erfüllung der Gleichgewichtsbedingungen noch erforderlichen Momente sind von Timoshenko [7] durch geometrische Überlegungen bestimmt worden. Danach ergibt sich für das Biegemoment an einer beliebigen Stelle  $\varphi$ , für einen beliebigen Außendruck  $p$ , der auch ein Differenzdruck  $\Delta p$  sein kann (Abb. 4):

$$M(\varphi) = -M_0 - pR_m \cdot (f_{max} - f) \quad (13)$$

$M_0$  ist ein statisch unbestimmtes, inneres Moment mit der Größe

$$M_0 = -pR_m \cdot f_{max} \quad (14).$$

Damit erhält man für das Biegemoment in der Rohrwand

$$M(\varphi) = p \cdot R_m \cdot f \quad (15)$$

bzw. 
$$M(\varphi) = p \cdot R_m \cdot f_{max} \cdot \cos 2\varphi \quad (15a).$$

Die durch das Biegemoment verursachte Biegespannung überlagert sich der tangentiellen Druckspannung. Für den Fall  $f_{max} = 0$  ergäbe sich wie beim Knickstab die Triviallösung  $f = 0$ , d. h., das Rohr wäre exakt rund und es würde keine Biegespannung überlagert werden. Die Belastungsgrenze wäre analog dem Fall des Knickstabes durch die Druckfestigkeit des Rohrmaterials gegeben.

Das Biegemoment  $M(\varphi)$  hat für die Werte  $\varphi = n \frac{\pi}{2}$  die Größe

$$|M_a| = pR_m \cdot f_{max} \quad (16).$$

Das Moment  $M_a$  stellt nach Corum [8] das sogenannte aufgebene Moment dar, da es nur mit dem aufgegebenen Druck  $p$  variiert.

Eine weitere Gleichung für das Biegemoment in der Rohrwand entwickelte Corum aus einer Abschätzung der Spannungsverteilung. Dieses Moment wird das verbleibende innere Moment  $M_i$  genannt und wird allein durch die Festigkeitsverhältnisse bestimmt.

Ist nun  $M_a < M_i$ , bzw. exakter  $\frac{dM_a}{df} < \frac{dM_i}{df}$ , so besteht stabiles Gleichgewicht, bei  $M_a = M_i$  ist das Gleichgewicht indifferent und das Rohr ist im kritischen Zustand, bei  $M_a > M_i$  tritt Instabilität ein und das Rohr klappt zusammen.

### 2.2.3 Kritische Belastung eines außendruckbeanspruchten Ovalrohres.

Von besonderem Interesse ist der kritische Zustand  $M_a = M_i$ , der die

Belastbarkeit des Rohres begrenzt. Nach Timoshenko und Corum errechnet sich der kritische Wert für den Außendruck zu

$$p_{kr} = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{S}{R_m}\right)^3 \quad (17).$$

Dem Druck  $p_{kr}$  entspricht eine auf die Enden eines Rohrquadranten (Abb.3) von der Breite 1 wirkende Normalkraft

$$P_{kr}^* \approx p_{kr} \cdot R_m = \frac{3}{4(1-\nu^2)} EI \frac{\pi^2}{l_q^2} \quad (18)$$

mit  $I$  als Flächenträgheitsmoment und  $l_q$  als Rohrquadrantenlänge [6]. Bis auf den konstanten Faktor  $\frac{3}{4(1-\nu^2)}$  sind  $P_{kr}$  aus der Euler'schen Gleichung für die Stabknickung und  $P_{kr}^*$  aus obiger Gleichung für  $l = l_q$  gleich.

Man kann demzufolge auf eine weitgehende Analogie bei der Instabilität von dünnwandigem Rohr und Knickstab schließen. Das bedeutet, daß sich das leicht unrunde Rohr wie der schwach gekrümmte Knickstab verhält [6]. Die Analogie bleibt auch im nichtelastischen Bereich erhalten, wenn statt des Elastizitätsmoduls der Tangenten-Modul oder der reduzierte Modul verwendet wird.

Handelt es sich nicht wie bei den bisherigen Betrachtungen um unendlich lange Rohre (nach v. Mises  $l \geq 10 D$ ), bei denen keine Stützwirkung von den Rohrenden her zu erwarten ist, sondern sind die Rohre von geringerer Länge, so muß der Einfluß der Rohrenden berücksichtigt werden. Für Rohre endlicher Länge gilt unter Einschluß des eventuellen Auftretens mehrwelliger Beulformen die von v. Mises [9] abgeleitete Formel

$$p_{kr} = \frac{E}{(j^2-1)\left[1+\left(\frac{j \cdot l}{\pi \cdot R_m}\right)^2\right]^2} \cdot \frac{S}{R_m} + \frac{E}{12(1-\nu^2)} \left[j^2-1+\frac{2j^2-1-\nu}{1+\left(\frac{j \cdot l}{\pi \cdot R_m}\right)^2}\right] \left(\frac{S}{R_m}\right)^3 \quad (19),$$

wobei  $l$  = Länge des Rohres und  $j$  = Anzahl der Wellen am Umfang sind. Für große Längen  $l$  vereinfacht sich diese Gleichung zu

$$p_{kr} = \frac{E(j^2-1)}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{S}{R_m}\right)^3 \quad (20)$$

Mit der Wellenzahl  $j = 2$  (Oval bzw. Ellipse) ist obige Gleichung wieder mit Gleichung (17) identisch.

### 2.3 Kriechbeulen von Rohren

Beim Kriechbeulen liegen die gleichen Belastungsverhältnisse wie beim elastisch-plastischen Beulen vor. Es besteht aber keine durch einen be-

stimmten kritischen Außendruck definierbare Belastungsgrenze mehr. Die Belastbarkeit ist von der angestrebten Standzeit des bei hoher Temperatur einem bestimmten äußeren Überdruck ausgesetzten Rohres abhängig.

Einer derartigen Beanspruchung unterliegen z. B. die Brennelement-Hüllrohre eines dampf- bzw. gasgekühlten Brutreaktors.

In der Wand des außendruckbelasteten Rohres tritt wegen der Anfangsovalität, sei sie auch noch so gering, ein Biegemoment und damit eine Biegespannung auf. Die Biegespannung hat bei dem hohen Temperaturniveau eine Kriechrate zur Folge. Hieraus resultiert eine Dehnungs- bzw. Ovalitätsvergrößerung, die ein Ansteigen des Biegemoments und über den beschriebenen Vorgang eine weitere Ovalitätszunahme bewirkt. Es stellt sich ein zeitabhängiges Verhalten der Ovalität ein und das Rohr hat die Tendenz, sich stetig weiter zu verformen. Nach einer bestimmten Zeit  $t_{kr}$  beult es vollkommen ein. Für jeden Außendruck ergibt sich eine begrenzte Standzeit.

#### 2.4 Kriechverhalten eines Werkstoffes

Als Kriechen bezeichnet man die zeitabhängige Verformung eines Werkstoffes, der bei einer bestimmten Temperatur einer konstanten Spannung bzw. Belastung unterliegt.

Das Kriechverhalten wird technisch durch Kriechkurven beschrieben, in denen die Verformung in Abhängigkeit von der Zeit wiedergegeben wird. In diesen Kurven lassen sich drei Bereiche unterscheiden, der Bereich des Primär- oder Übergangskriechens, der Bereich des sekundären oder stationären Kriechens, sowie der Bereich des tertiären Kriechens. Der sekundäre Bereich ist für die konstruktive Auslegung ausschlaggebend.

Auf rein empirischem Wege sind zur Darstellung des Kriechverhaltens in diesem Bereich verschiedene Ansätze der Funktion  $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}(\sigma)$  vorgeschlagen worden, wobei die bekannteste von Norton [10] stammt.

$$\dot{\epsilon} = K \cdot \sigma^n \quad (21)$$

K und n sind temperaturabhängige Konstanten, die aus Kriechversuchen experimentell ermittelt werden können.

Außer in Kriechversuchen kann das Langzeitverhalten eines Werkstoffes auch in sogenannten Zeitstandversuchen bestimmt werden. Hier werden die Zeiten bis zum Bruch der einer konstanten Belastung unterworfenen Proben in Abhängigkeit von der Belastung aufgetragen. Die Proben können

einer einachsigen oder einer mehrachsigen Beanspruchung, wie z. B. bei innendruckbelasteten Rohren, ausgesetzt sein. Analog lassen sich solche Versuche an außendruckbeanspruchten Rohren zur Ermittlung des Kriechbeulverhaltens durchführen. Hierbei wird die Standzeit bis zum völligen Kollabieren des Rohres gemessen. Im Unterschied zu Innendruckversuchen tritt bei Kriechbeulversuchen kein tertiäres Kriechen auf, da das Rohr vorher kollabiert.

## 2.5 Kriechbeultheorien

In der Literatur werden verschiedene theoretische Ansätze zur Berechnung der Zeitdauer bis zum Kollabieren angegeben. Diese Ansätze sind zwar physikalisch nicht exakt, können aber hinreichend genaue Abschätzungen über das zeitabhängige Beulverhalten ermöglichen.

Die Hauptschwierigkeit beim Kriechbeulproblem besteht in der Erfassung des Spannungsverlaufs im Querschnitt der Rohrwand. Da die Spannungsverteilung nicht bekannt, für die Größe der von ihr abhängigen Kriechraten jedoch wichtig ist, müssen Näherungslösungen verwendet werden.

Es existieren hauptsächlich drei Verfahren. Im ersten Fall wird vom momentanen elastisch-plastischen Beulen auf das langzeitige Beulverhalten geschlossen. Im zweiten Fall werden unter Voraussetzung linearer Spannungsverteilung in der Rohrwand und im dritten Fall durch Ersatz der homogenen Rohrwand durch eine Sandwich-Konstruktion numerisch lösbare Gleichungen zur Bestimmung der Zeit bis zum Einbeulen aufgestellt.

### 2.5.1 Kriechbeultheorie nach Corum [8]

Diese Theorie geht vom momentanen elastisch-plastischen Einbeulen aus und wird unter Verwendung von isochronen Spannungs-Dehnungs-Kurven auf Kriechbeulen erweitert. Die Spannungsverteilung in der Rohrwand während des Kriechens wird in der gleichen Weise wie bei normalen Spannungs-Dehnungs-Kurven im Kurzzeitversuch beim momentanen Einbeulen angenähert. Die Betrachtung der Spannungsverteilung wird für die Stelle größter Krümmung vorgenommen. Die Spannung in der Rohrwand ist dabei die sogenannte gesamte Umfangsspannung  $\sigma_u$ , die sich aus der Tangentialspannung  $\sigma_t$  und der Biegespannung  $\sigma_b$  zusammensetzt.

#### a) Momentanes Einbeulen

Die Spannungsverteilung in der Rohrwand wird durch das Segment A-B einer Spannungs-Dehnungs-Kurve ersetzt (Abb. 5). Durch Ausplanimetrieren wird eine mittlere Spannung  $\sigma_m$  ermittelt und mit dem zugehörigen Tan-

genten-Modul der kritische Einbeuldruck berechnet.

b) Kriechbeulen

Wird der Kriechvorgang z. B. für Punkt B (Innenfaser) der Rohrwand betrachtet (Abb. 6), so ergeben sich für die Darstellung dieses Vorganges zwei Möglichkeiten:

- 1.) Es erfolgt eine Kriechdehnung von B nach E bei der anfänglichen Umfangsspannung. Die hieraus resultierende Zunahme des Biegemomentes, bzw. Biegespannung, wird durch eine plötzliche elastische Dehnung von E nach F am Ende des Kriechvorganges berücksichtigt.
- 2.) Vor Einsetzen des Kriechens wird die sich einstellende Biegespannungserhöhung durch eine plötzliche elastische Dehnung von B nach D erfaßt und der Kriechvorgang läuft von D nach G ab.

Der wirkliche Endwert B' liegt zwischen den beiden Extremwerten F und G. Nach der analogen Durchführung für Punkt A (Außenfaser) der Rohrwand sowie für zwischen B und A liegende Punkte kann zur Bestimmung von  $\sigma_m$  der fiktive Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve für momentanes Einbeulen gezeichnet werden. Die Berechnung von  $p_{kr}$  für die Zeitperiode  $t_i$  erfolgt wie beim momentanen Einbeulen.

Die Theorie von Corum ist für die Vorherbestimmung des Einbeulzeitpunktes kaum geeignet, da sie die zeitraubende Ermittlung von  $\sigma$ - $\epsilon$ -Isochronen und umständliche Planimetrierarbeit erfordert. Außerdem treten eine Reihe von Unsicherheiten auf und nach Corums eigener Aussage ist die Bestimmung der Einbeulzeit nur bei relativ kleinen Standzeiten hinreichend genau.

Verbesserungen der Arbeit von Corum wurden von Howl und Moore [11] vorgeschlagen, doch wird auch von diesen Autoren die Verwendung von  $\sigma$ - $\epsilon$ -Isochronen mit den ihnen anhaftenden Nachteilen vorausgesetzt.

### 2.5.2 Kriechbeultheorie nach Ellington [12]

Ellington hat die von Sanders [13] für Platten und Stäbe aufgestellte Kriechbeultheorie auf dünnwandige Rohre unter Voraussetzung linearer Spannungsverteilung in der Rohrwand erweitert. Den Kriechvorgang erfaßt er mit einem Kriechgesetz der Form  $\dot{\epsilon} = m \cdot t^{m-1} \cdot K \cdot \sigma^n$ , welches mit der zeitlichen Korrekturgröße  $m$  Primärkriechen berücksichtigen kann. Er traf außerdem hauptsächlich folgende Vereinfachungen:

- a) Unendlich langes Rohr,
- b) Wandstärke  $s \ll D_m$ ,

- c) konstante Temperatur im ganzen Rohr,
- d) Belastung nur durch Außendruck ohne Zusatzkräfte.

Mit der tensiorellen Bestimmung der Dehnungen eines Volumenelements der Rohrwand in radialer und tangentialer Richtung und dem kritischen elastischen Einbeuldruck wird ein System von Differentialgleichungen aufgestellt, mit dem die kritische Einbeulzeit für die Kriechexponenten  $n = 1, 3$  und  $5$  berechnet wird. Die Dehnung  $u(t)$  in radialer Richtung setzt sich hierbei aus einer Durchmesseränderung  $u_0(t)$  und einer Ovalitätsänderung  $u_1(t)$  zusammen.

Glükler et al. [14] haben aus Ellingtons Ansatz die Ovalitäts- und Durchmesseränderungen für beliebige ganzzahlige  $n$  zur Bestimmung von  $t_{kr}$  abgeleitet. Die Differentialgleichung für die zeitliche Änderung der Ovalität  $u_1$  wird von Glükler folgendermaßen angegeben:

$$\frac{1}{4(n+1)(n+2)} \cdot \frac{E'}{p_{kr}/p - 1} \cdot K \cdot \left(\frac{3}{4}\right)^{\frac{n+1}{2}} \cdot \left(\frac{pR_m}{s}\right)^{n-1} \cdot t^m = \int_{u_1(0)}^{u_1} \frac{du_1}{A_{n1}u_1 + A_{n2}u_1^3 + \dots} \quad (22),$$

wobei  $E' = 4E(1-\nu^2)$  ist. Für die Koeffizienten  $A_{ni}$  gibt Glükler eine Bestimmungsgleichung an. Die Ovalität  $u_1$  ist folgendermaßen definiert:

$$u_1 = \frac{1}{1-p/p_{kr}} \cdot \frac{f_0}{s} \quad (23).$$

Hierbei sind  $f_0$  die Abweichung von der Kreisform,  $s$  die Wandstärke und  $p_{kr}$  der kritische elastische Einbeuldruck.

### 2.5.3 Kriechbeultheorie nach Hoff [15]

Zur mathematischen Erfassung des Kriechbeulens verwenden Hoff et al. ein Sandwich-Modell. Sie treffen außerdem folgende Annahmen:

- a) Unendlich langes, dünnwandiges Rohr von konstanter Wandstärke,
- b) konstante Temperatur im ganzen Rohr,
- c) Belastung nur durch Außendruck ohne zusätzliche Kräfte,
- d) konstante, ellipsenähnliche Querschnittsform (Anfangsovalität) des Rohres,
- e) Gültigkeit des Norton'schen Kriechgesetzes, d. h. Vernachlässigung der elastischen und plastischen Anfangsverformung sowie des Primärkriechens.

Die Abhängigkeit der Querschnittsgestalt des ovalen Rohres in zeitlicher Sicht und in Bezug auf den Umfangswinkel wird beschrieben zu

$$R(\varphi, t) = R_m [1 + \alpha(t) \cos 2\varphi] \quad (24)$$

mit  $\alpha = \frac{f}{R_m}$  als zeitabhängigen Ovalitätsfaktor. Die in der Rohrwand auftretende Normalkraft sowie das Biegemoment werden angegeben mit

$$P \approx p \cdot R_m \quad (25)$$

$$M(\varphi, t) \approx \alpha(t) \cdot p \cdot R_m^2 \cdot \cos 2\varphi \quad (26)$$

Die homogene Rohrwand wird durch eine Sandwich-Konstruktion ersetzt, wobei vorausgesetzt wird, daß sich die Sandwich-Wand genau wie die tatsächliche, homogene Wand verformt. Dadurch können die aus der Unkenntnis des tatsächlichen Spannungsverlaufs resultierenden Schwierigkeiten umgangen werden.

Bei dem Sandwich-Modell ist die Rohrwand in zwei Schichten von jeweils halber Dicke der homogenen Rohrwand mit dem gegenseitigen Schwerpunkt-Abstand  $h = 2i$  aufgetrennt, wobei  $i$  der Trägheitsradius des auf Biegung und Normalkraft beanspruchten Rohrlängsschnittes der Breite 1 ist (Abb. 7). In der inneren und äußeren Schicht können nur Normalkräfte, in der mittleren nur Scherspannungen übertragen werden. Die mittlere Schicht hat gegen Scherung einen unendlich großen Widerstand und überträgt die Scherspannungen ohne Deformation.

Die Spannungsverteilung im wirklichen Querschnitt wird durch als konstant angenommene Spannungen in der Innen- und Außenfaser der Sandwich-Wand ersetzt (Abb. 8). Nach Bestimmung der Größe dieser Spannungen werden nach Norton die zugehörigen Kriechraten unter Verwendung der von Odqvist für den zweiachsigen Spannungszustand in Umfangs- und Achsrichtung definierten Kriechgeschwindigkeiten errechnet. Hierbei wird der Zustand ebener Dehnungsverteilung vorausgesetzt und als Nebenbedingung die axiale Kriechrate mit Null angenommen.

Die Kriechraten  $\dot{\epsilon}_i$  der Innen- und  $\dot{\epsilon}_a$  der Außenschicht sind verschieden groß, was eine Krümmungsänderung der Rohrwand zur Folge hat. Die resultierende Krümmungsänderungsgeschwindigkeit errechnet sich durch Umformen und Reihenentwicklung zu:

$$\dot{\epsilon}_c = \frac{2nk}{h} \left( \frac{pR_m}{s \cdot \lambda} \right)^n \cdot X \cdot \left[ \cos 2\varphi + \frac{(n-1)(n-2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} X^2 \cos^3 2\varphi + \dots \right] \quad (27)$$

Hierbei bedeuten:

$n$  = Norton-Kriechexponent

$$k = \left(\frac{3}{4}\right)^{\frac{n+1}{2}} \cdot K \quad (K = \text{Norton-Kriechkonstante})$$

$s$  = Wandstärke des homogenen Rohres

$\lambda$  = Bezugsspannung von z. B. 1 kp/mm<sup>2</sup>

$p$  = Außendruckbelastung.

Eine weitere Berechnung der Krümmungsänderungsgeschwindigkeit nimmt Hoff unter Betrachtung der rein geometrischen Beziehungen vor. Mit Hilfe der Differentialgeometrie wird die Krümmung der Umfangslineie des Ovalrohres bestimmt, die mit der Differentiation nach der Zeit die geometrische Krümmungsänderungsgeschwindigkeit ergibt,

$$\dot{\alpha}_g = 3 \frac{i}{R_m^2} X \cos 2\varphi \quad (28).$$

Um den Fehler der nach beiden Wegen ermittelten zeitlichen Krümmungsänderungen möglichst klein zu halten, werden nur deren integralen Mittelwerte über 1/8 des Rohrumfanges betrachtet und gleichgesetzt. Man erhält dann eine Differentialgleichung über die zeitliche Ovalitätsänderung, bzw. Einbeulgeschwindigkeit.

$$\dot{X} = \frac{X}{\tau} \left[ 1 + \frac{(n-1)(n-2)}{1^2 \cdot 3^2} X^2 + \frac{(n-1)(n-2)(n-3)(n-4)}{1^2 \cdot 3^2 \cdot 5^2} X^4 + \dots \right] \quad (29).$$

In der Zeitkonstanten  $\tau$  sind alle übrigen den Kriechbeulvorgang bestimmenden Parameter zusammengefaßt.

$$\tau = \frac{3}{n \cdot k} \left( \frac{s \cdot \lambda}{p \cdot R_m} \right)^n \cdot \left( \frac{i}{R_m} \right)^2 \quad (29a)$$

$$\text{bzw., da } i = \frac{s}{2\sqrt{3}}, \quad \tau = \frac{1}{4nk} \left( \frac{\lambda}{p} \right)^n \cdot \left( \frac{s}{R_m} \right)^{n+2} \quad (29b)$$

Die kritische Zeit bis zum Einbeulen errechnet sich durch Integration der Differentialgleichung zu:

$$t_{kr} = \tau \int_{X_0}^{X_{\infty}} \frac{dX}{X \left[ 1 + \frac{(n-1)(n-2)}{1^2 \cdot 3^2} X^2 + \dots \right]} \quad (30)$$

$X_0$  bedeutet die Anfangsovalität und  $X_{\infty}$  die Ovalität für  $X \rightarrow \infty$ . d. h. völliges Zusammenklappen.

Diese Gleichung ist prinzipiell integrierbar, allerdings entsprechend der Reihenentwicklung nur für ganzzahlige  $n$ -Werte. Bei größer werdendem  $n$  wächst aber der Rechenaufwand.

Von Hoff wird für  $n = 3$  folgende Lösung angegeben:

$$\frac{t}{\tau} = \frac{1}{2} \ln \left[ \frac{X_0^2 + \frac{9}{2}}{X_0^2 + \frac{9}{2} \left(\frac{X_0}{X}\right)^2} \right] \quad (31)$$

Der schematische Verlauf dieser Funktion ist in Abb. 9 wiedergegeben. Man erkennt, daß die Ovalität anfangs nur wenig zunimmt, um dann bei Annäherung an den Wert  $t_{kr}/\tau$  rapide anzuwachsen. Bei größeren  $n$ -Werten wird dieses Verhalten immer ausgeprägter, so daß die Zeitpunkte des Beginns und der Vollendung des vollständigen Einbeulens praktisch gleichzusetzen sind.

Weitere Theorien, welche zur Erfassung des Kriechbeulens ein Sandwich-Modell verwenden, sind von Wah und Gregory [16] sowie von Stowell und Briggs [17] aufgestellt worden. Diese schließen auf verschiedene Weise Primärkriechen bzw. eine elastische Anfangsverformung ein und stellen damit vom Ansatz her eine Verbesserung der Hoff'schen Theorie dar. Sie bedingen allerdings sehr viel größeren mathematischen Aufwand und eine wesentliche Verbesserung des Ergebnisses ist zweifelhaft.

#### 2.5.4 Vergleich der Theorien von Hoff und Ellington [15]

Die verschieden definierten Ovalitäten  $u_1$  nach Ellington und  $X$  nach Hoff lassen sich ineinander überführen. Die Differentialgleichungen für die Ovalitätsänderungen lassen sich dann nach Glükler [14] wie folgt darstellen:

$$\text{Hoff: } \left(\frac{3}{4}\right)^{\frac{n+1}{2}} \cdot K \cdot p^n \left(\frac{R_m}{s}\right)^{n+2} \cdot C_1 \cdot t = \int_{X_0}^X \frac{dX}{X + \frac{(n-1)(n-2)}{1^2 \cdot 3^2} X^3 + \dots} \quad (32),$$

$$\text{Ellington: } \left(\frac{3}{4}\right)^{\frac{n+1}{2}} \cdot K \cdot p^n \left(\frac{R_m}{s}\right)^{n+2} \cdot C_2 \cdot t^m = \int_{X^*}^X \frac{dX}{X + A_{n2} X^3 + \dots} \quad (33),$$

wobei  $C_1 = 4 n$

und  $C_2 = \frac{1}{4(n+1)(n+2)} \cdot \frac{A_{n1}}{1 - 4 \left(\frac{R_m}{s}\right)^3 \cdot \left(\frac{p}{E}\right) (1 - \nu^2)}$  (33a).

Der Vergleich zeigt, daß beide Theorien zu fast identischen Differentialgleichungen führen. Die rechten Seiten unterscheiden sich nur durch die Koeffizienten des Polynoms. Bei Vernachlässigung des Primärkriechens

( $m = 1$ ) ist nach Glükler der Einfluß der Geometrie- und Belastungsparameter etwa gleich.

Aus beiden Differentialgleichungen kann man mit Hilfe von Rechenprogrammen auf numerischem Wege die kritischen Einbeulzeiten für verschiedene Belastungswerte errechnen, um eine Voraussage über das Zeitstandverhalten zu treffen.

Der Ansatz von Ellington ist jedoch mathematisch komplizierter als der von Hoff. Außerdem müssen bei Ellington für die vorgesehene Einsatztemperatur neben den Kriechparametern  $K$  und  $n$  auch der E-Modul und die Querszahl  $\nu$  bekannt sein.

### 3. Literaturübersicht über experimentelle Ergebnisse

Über Kriechbeulversuche wird in der Literatur berichtet von Corum [8], Howl und Moor [11], Wah und Gregory [16], sowie von Glükler et al. [14]. Eine Zusammenstellung der von diesen Autoren untersuchten Rohre ist in Tabelle 1 wiedergegeben.

Corum ermittelte an 4 Rohren aus dem Werkstoff AISI 304 die kritischen Einbeulzeiten bei  $650^{\circ}\text{C}$  und verglich diese mit seinen theoretischen Voraussagen. Die Ergebnisse sind als Zeitstandkurven, in denen der Belastungsdruck über der kritischen Einbeulzeit aufgetragen ist, wiedergegeben.

Bis zu einer Standzeit von weniger als 100 Stunden ergibt sich eine hinreichend genaue Übereinstimmung. Der einzige Langzeitwert (ca. 3.200 h) ist jedoch um den Faktor 6 größer als der berechnete Wert. Damit zeigt sich auch experimentell, daß die Aussagen der Corum'schen Theorie für lange Standzeiten zu konservativ sind. Bei nur 4 Meßwerten können außerdem deren Streuungen nicht genügend durch Interpolation mit der Zeitstandkurve ausgeglichen werden, so daß sich Corum's Versuche nicht zum Vergleich für andere Kriechbeuluntersuchungen heranziehen lassen.

Die Versuche von Howl und Moore wurden an glatten Rohren bei  $750^{\circ}\text{C}$  und an berippten Rohren (Wendelrippen mit  $0,38 \times 0,38$  mm Querschnitt) bei  $745$ ,  $750$ ,  $760$  und  $765^{\circ}\text{C}$  durchgeführt. Das Rohrmaterial war ein 20/25-CrNi-Stahl. Die maximalen kritischen Einbeulzeiten beliefen sich auf ca. 250 Stunden.

Bei den glatten Rohren ergibt sich eine relativ gute Übereinstimmung zwischen Experiment und der von den Verfassern aufgestellten Theorie. Aber auch hier ist zu erwarten, daß die Aussagen für hohe Standzeiten zu konservativ werden. Bei den berippten Rohren ist eine starke Streuung der Standzeiten ersichtlich, so daß sich keine eindeutigen Zeitstandkurven zeichnen lassen. Ferner wurden die zeitlichen Ovalitätsänderungen von insgesamt 6 glatten Rohren gemessen, die bei einer Temperatur von  $750^{\circ}\text{C}$  verschiedenen Belastungsdrücken ausgesetzt waren. Es ergeben sich die typischen Kriechbeulkurven, wie sie durch die Lösung der Hoff'schen Differentialgleichung beschrieben werden. Diese Kurven dienen den Verfassern jedoch lediglich zur Dokumentation des Kriechbeulvorgangs, ein Vergleich zu einer Theorie wurde nicht vorgenommen.

Wah und Gregory verwendeten für ihre Kriechbeulversuche glatte Rohre aus der Aluminium-Legierung 3003 H-14. Die Versuchstemperaturen lagen zwischen  $150$  und  $260^{\circ}\text{C}$ . Langzeitversuche wurden nicht durchgeführt, die Versuchsdauer schwankte bei den einzelnen Proben zwischen 0,2 und 41 Stunden.

Bei den Meßwerten für die Einbeulzeit, die in tabellarischer Form zusammengefaßt sind, ergeben sich trotz gleichen Versuchstemperaturen und Belastungsdrücken sehr starke Streuungen. Die Begründung dürfte in den sehr unterschiedlichen Anfangsovalitäten der Rohrproben liegen. Desgleichen treten sehr große Unterschiede auf zwischen den auf theoretischem Weg vorausgesagten Standzeiten und den tatsächlich gemessenen (maximale Abweichung: Faktor 12), obwohl die unterschiedliche Größe der Anfangsovalität in der von den Verfassern aufgestellten Theorie berücksichtigt wird. Für diese Diskrepanz müßte demnach nicht die unterschiedliche Anfangsovalität, sondern die Theorie verantwortlich sein. Bei weiteren Versuchen wurden die zeitlichen Ovalitätsänderungen ermittelt und im Diagramm dargestellt. Es ergibt sich auch hier der von Hoff vorausgesagte Kurvenverlauf.

Die von Glükler et al. veröffentlichten Experimente beschränken sich auf die Angabe einer Kriechbeulkurve eines Rohres aus Inconel 625, welches vor dem Versuch zwischen  $870$  und  $980^{\circ}\text{C}$  1 Stunde lang geglüht wurde. Die Prüftemperatur betrug  $680^{\circ}\text{C}$ . Es werden zu dieser Temperatur auch die Kriechparameter  $K$  und  $n$  angegeben, die vermutlich aus einaxialen Kriechversuchen stammen.

Glükler vergleicht als einziger der Autoren die experimentell ermittelte mit der berechneten zeitlichen Ovalitätsänderung. Für die Vorausbe-

rechnung verwendete er die Hoff'sche Theorie. Die so ermittelten Kriechbeulkurven fallen zwar nicht zusammen, doch wird gezeigt, daß bei einer Änderung des K-Wertes um den Faktor 1,2 beide Kurven nahezu identisch sind. Glükler führt die Differenz auf die Unsicherheit in der Bestimmung der Kriechparameter zurück.

#### 4. Versuchsdurchführung

Das Ziel der Untersuchungen der vorliegenden Arbeit war die Ermittlung des Kriechbeulverhaltens dünnwandiger, glatter und berippter Rohre für Brennelemente eines Schnellen Brutreaktors im Temperaturbereich um 700°C.

Hierbei war die Beantwortung folgender Fragenkomplexe von besonderer Bedeutung:

- 1.) Auswahl des Werkstoffs aus dem zur Verfügung stehenden Versuchsmaterial, der sich für eine Kriechbeulbeanspruchung am günstigsten erweist,
- 2.) Vergleich der experimentell ermittelten Kriechbeul-Werte - Standzeiten und zeitliche Ovalitätsänderungen - mit Werten, die nach der Hoff'schen Theorie berechnet wurden,
- 3.) Erkundung der Einflüsse von Abstandshalterrippen auf das Kriechbeulverhalten im Vergleich zu glatten Rohren.

Die Untersuchungen wurden im Zeitstand-Laboratorium des Instituts für Material- und Festkörperforschung im Kernforschungszentrum Karlsruhe durchgeführt.

Der im Reaktorkühlkreislauf auf die Brennelement-Hüllrohre einwirkende Kühlmitteldruck wurde im Versuch durch Argon simuliert, die Aufheizung auf die Versuchstemperaturen erfolgte in Zeitstandprüfer-Öfen. Zur unverfälschten Erfassung des Kriechbeulvorganges wurden alle übrigen im Reaktorbetrieb auftretenden, im Versuch außerdem nicht realisierbaren, Einflüsse nicht berücksichtigt.

Die experimentellen Ergebnisse fielen als Kriechbeul-Zeitstandkurven bzw. Kriechbeulkurven (zeitliche Änderung der Ovalität), bei denen der Belastungsdruck über der Zeit aufgetragen wurde, an.

##### 4.1 Probenmaterial und Probenform

Für die Versuche wurden Rohre aus den für einen dampfgekühlten Schnellen Brutreaktor interessanten Werkstoffen Hastelloy X, Incoloy 800, Inco-

nel 625 und Inconel 718 verwendet. Eine Zusammenstellung der einzelnen Versuchsreihen sowie eine Übersicht über die chemischen Analysen des Versuchsmaterials sind in den Tabellen 2 und 3 wiedergegeben.

Die Rohre waren zum größten Teil nahtlos gezogen. Bei einem kleineren Teil der Versuchsreihen waren die Rohrproben aus Vollmaterial gleicher Schmelze angefertigt, um die Auswirkungen von Rippenversteifungen ohne Verfälschung durch unterschiedliche Legierungszusammensetzung ergründen zu können. Eine thermische Vorbehandlung erfolgte bei einer der Versuchsreihen der gezogenen sowie bei den aus dem Vollen gearbeiteten Rohren. Die übrigen Rohrproben wurden im Anlieferungszustand untersucht. Der Kaltverformungsgrad dieser Rohrproben betrug 5 - 8%. Die Rohrabmessungen mit  $7 \text{ } \varnothing \times 0,4 \text{ mm}$  Wandstärke richteten sich ebenso wie die Ausführung der Rippenrohre mit 300 und 600 mm Steigung nach den bisherigen Entwürfen für einen dampfgekühlten Reaktor. Die 6-Rippenrohre mit geraden Rippen (Steigung  $\infty$ ) dienten zu Vergleichsuntersuchungen gegenüber den gedrahten 6-Rippen-Rohren. Die freie Länge der Rohrproben war 100 mm, um mit einem Länge/Durchmesser-Verhältnis von  $> 10$  eventuelle Einflüsse der Rohrenden auf das Beulverhalten auszuschließen.

#### 4.2 Versuchsaufbau

Für Vorversuche wurde eine kleine Versuchs-Anlage erstellt, die im wesentlichen aus einem horizontal angeordneten, widerstandsbeheizten 3-Zonen-Heizofen, einem manuell zu betätigendem Heizspannungs-Regelgerät und einer Argon-Gasflasche zur Druckversorgung sowie dem Prüfautoklaven bestand (Abb. 10 und Abb. 11).

Zur Versuchsdurchführung wurde die mittels Elektronenstrahlschweißverfahren gasdicht verschweißte Rohrprobe in ein Gewindestück geschraubt, welches seinerseits als Boden in einen Autoklaven eingeschraubt wurde (Abb. 11 bis 13). Der Autoklav war aus RGT3, einer hochwarmfesten NiCr-Legierung, gefertigt. Nach Erreichen der Versuchstemperatur wurde die Probe über den Autoklaven mit Argon beaufschlagt. Die Temperaturmessung erfolgte im Inneren der Rohrprobe über drei Ni-CrNi-Mantelthermoelemente, auf die gleiche Weise wurde die Temperatur auf der Autoklavenaußenseite gemessen. Die Temperaturwerte wurden dreimal innerhalb 24 Stunden ermittelt und die Heizspannung gegebenenfalls nachgeregelt. Das Ende der Standzeit wurde gleichzeitig über den beim Kollabieren des Rohres verursachten Druckanstieg im Probeninneren und den

Druckabfall des Argons in der geschlossenen Zuleitung zum Autoklaven durch Druckschreiber automatisch registriert. Die Abdichtung zwischen Probe und Autoklavenboden, bzw. zwischen diesem und Autoklav, erfolgte anfänglich mit Dichtungen aus gestanzten Cu- und Ni-Blechen. Später wurden diese Dichtungen durch Metall-O-Ringe (Fa. Pampus) ersetzt. Für den Dauerbetrieb wurde eine im Querschnitt rhombusförmige V2A-Dichtung entwickelt, die eine einwandfreie Abdichtung zu geringen Kosten ermöglichte.

Nach einwandfreier Funktion der Versuchsanordnung wurde eine im Institut vorhandene, für Rohrrinnendruckversuche verwendete, Zeitstandprüfanlage (Bauart Mohr und Federhaff) für Kriechbeulexperimente umgebaut. Die Anlage besteht aus 10 senkrecht stehenden 3-Zonen-Heizöfen, die in einem zweireihigen Gestell zu einer Batterie zusammengefaßt sind (Abb. 14), einem Spannungsregelschrank mit netzseitigem Spannungskonstanthalter zur Temperaturregelung und einer Druckversorgungsanlage mit Kompressoren und Druckleitungen sowie einem 12-Punkte-Schreiber zur laufenden Kontrolle der Belastungsdrücke.

Die Autoklaven mit den eingebauten Prüfröhrchen wurden über Gestänge, die gleichzeitig als Träger für Thermoelementleitungen dienten, von unten in die Öfen eingesetzt (Abb. 15) und auf den Ofen-Oberseiten an die Druckversorgung angeschlossen. Unter- und Oberseiten der Öfen wurden zur Vermeidung von Kamineffekten mit Asbestwolle abgedichtet. Die Temperaturmessung wurde nun ausschließlich an den Autoklavenaußenseiten durchgeführt, da sich bei den Vorversuchen herausgestellt hatte, daß keine nennenswerten Unterschiede zwischen den Messungen an den Autoklaven und im Inneren der Proben auftraten ( $\Delta T < 1^{\circ}\text{C}$ ). Dieses Meßprinzip gestattete einen einfacheren Versuchsaufbau und Probenwechsel. Die Temperaturdifferenz wurde durch entsprechende Einstellung der Ofentemperatur berücksichtigt. Die Prüftemperatur wurde wie bei den Vorversuchen über Transformatoren durch manuelle Einstellung der Heizspannung der getrennt regelbaren Heizwicklungen geregelt. Durch den Netzspannungskonstanthalter blieb die Primärspannung der Regeltransformatoren konstant. Dies hatte zusammen mit der Aufstellung der Anlage in einem klimatisierten Raum Temperaturschwankungen von nur wenig über  $1^{\circ}\text{C}$  zur Folge. Bei Belastung der Kriechbeulproben wurden die Belastungsdrücke mit Feinmeßmanometern in der Druckversorgungsanlage kontrolliert.

Eine schematische Übersicht über den Aufbau der Kriechbeulversuchsanlage zeigt Abb. 16.

#### 4.3 Kriechbeulversuche

Vor Probenanfertigung wurde das Rohrmaterial hinsichtlich Oberflächen-güte sowie Abmessungen unter Beachtung geforderter Toleranzen (Außendurchmesser  $\pm 0,03$  mm, Innendurchmesser  $\pm 0,025$  mm, Wandstärke  $\pm 5\%$ ) kontrolliert. An der einsatzfertigen Rohrprobe wurde mit einer Mikrometeruhr (Typ Passameter, Fa. Zeiss, Genauigkeit  $1 \mu\text{m}$ ) der Maximalwert der Anfangsovalität ermittelt und deren Lage markiert.

Nach Einsatz der Proben in die Öfen wurde zur Erwärmung auf die Versuchstemperatur eine Zeitspanne von mindestens 24 Stunden eingehalten, bevor belastet wurde. Das Standzeitende wurde durch den an das Drucksystem angeschlossenen Schreiber als Zacken in der aufgezeichneten Druckkurve angezeigt. Die jeweiligen Außendruckbelastungen der einzelnen Proben wurde so eingestellt, daß sich eine gleichmäßige Verteilung der Meßwerte im aufzustellenden Standzeitdiagramm ergab.

Neben den Versuchsreihen 1 bis 18 zur Standzeitermittlung wurde bei Versuchsreihe 7a die zeitliche Ovalitätsänderung festgestellt. Hierzu wurden mehrere Proben gleichen Versuchsmaterials einem einheitlichen Belastungsdruck ausgesetzt, nach bestimmten Zeitabständen ausgebaut und ihre Ovalitäten gemessen. Für jeden Meßpunkt wurde eine einzige Probe verwendet. Dadurch konnte die Ovalitätsänderung ohne Verfälschung durch Temperaturwechsel, die sich bei Durchführung dieser Versuchsreihe mit nur einer Probe ergeben hätten, ermittelt werden.

Abweichend von den übrigen Versuchsreihen wurde Versuchsreihe 8 mit Proben von einer freien Länge von nur 50 mm durchgeführt, um Standzeiteinflüsse kleiner Probenlängen ( $l/d < 10$ ) sichtbar zu machen. Bei Versuchsreihe 10 wurden Rippenrohre geprüft, deren Rippen von den Schweißnähten zur Probenmitte hin auf eine Länge von ca. 15 mm abgedreht waren. Hiermit sollten als Vergleichsuntersuchung zu den übrigen Rippenrohren, bei denen die Rippen bis in die Schweißnaht reichten, durch die Rippenführung bedingte Endeinflüsse ausgeschaltet werden.

#### 4.4 Kriechversuche unter Längszug

Um die Kriechbeulstandzeiten der einzelnen Versuchsreihen mit der Hoff'schen Theorie nachprüfen zu können, wurden zur Ermittlung der Norton-Kriechparameter  $K$  und  $n$  an den Werkstoffen der Versuchsreihen 1 bis 4, 6, 7 und 7a Längszug-Kriechversuche durchgeführt.

Die Länge der aus dem Rohrmaterial angefertigten Zugproben betrug 50 mm.

An den Enden waren zum Einspannen Gewindeköpfe angeschweißt. Die Untersuchung erfolgte in Zeitstandprüfern für Längszug (Bauart Mohr und Federhaff). Die Belastung wurde durch Gewichte über ein Hebelsystem aufgebracht. Mit einer Mikrometeruhr (Genauigkeit 0,01 mm) wurde am oberen beweglichen Ende der eingebauten Probe die Dehnung gemessen, das untere Probenende war fest eingespannt. Die Kriechdehnung der Proben wurde bis zum Bruch verfolgt.

#### 4.5 Andere Untersuchungen

Um Aufschluß über Gefügeänderungen des Versuchsmaterials während der Prüfzeit zu erhalten, wurden an einigen Proben der Versuchsreihen 3, 4, 6 und 7 Härtemessungen und bei Versuchsreihe 3 zusätzlich Gefügeuntersuchungen vorgenommen. Pro Versuchsreihe wurde je eine Probe aus einem Kurz-, Mittel- und Langzeit-Einsatz hierfür herangezogen und mit dem Ausgangszustand verglichen.

#### 5. Versuchsergebnisse

Die erreichten Standzeiten bei den Kriechbeulversuchen sind in den Abbildungen 18 bis 29 aufgetragen, die aus den Längszugkriechversuchen ermittelten Kriechparameter in Tabelle 4 zusammengefaßt. Die Ergebnisse der übrigen Untersuchungen - Härteänderungen und Gefügaufnahmen - sind in den Abbildungen 30 und 31a - g wiedergegeben.

#### 5.1 Kriechbeulversuche

Bei allen eingebeulten Proben konnte festgestellt werden, daß die Ebene der Einbeulung mit der Ebene der maximalen Anfangsovalität übereinstimmte.

Sämtliche Proben waren über die gesamte Probenlänge eingebeult (siehe Abb. 17a - d). Die Beulform war, auch bei den Rippen-Rohren, ausschließlich zweiwellig.

Bei einem Überblick über die Standzeitergebnisse an den glatten Rohren (Abb. 18) zeigt sich, daß von den untersuchten Legierungen das beste Kriechbeul-Zeitstandverhalten lösungsgeglühtes Inconel 625 und das schlechteste Incoloy 800 mit sehr niedrigem Ti/Al-Gehalt aufweisen. Dazwischen liegen ungeglühtes, im Anlieferungszustand geprüfetes Inconel 625, sowie Inconel 718 und Hastelloy X. Ein hoher Ti/Al-Anteil bei

Incoloy 800 ergibt gegenüber dem niedriglegierten Incoloy eine deutliche Standzeitverbesserung, die Standzeitwerte erreichen jedoch nicht die des geglühten Inconel 625.

Ferner zeigt sich beim ungeglühten Inconel 625 sowie bei Inconel 718, daß diese Legierungen bei kurzen Standzeiten relativ hoch belastbar sind, ihr Langzeitverhalten aber ungünstig ist. Ihre Standzeitkurven fallen, vom linearen Verlauf abweichend, zu hohen Standzeiten hin ab, während sich bei den übrigen glatten Rohren ein ausgesprochen linearer Abfall ergibt.

Bei einer Extrapolation der Standzeiten auf 20.000 Stunden zeigt sich, daß bei 700°C von den geglühten Inconel 625-Rohren ein Belastungsdruck von 190 kp/cm<sup>2</sup> und bei Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Gehalt von 90 kp/cm<sup>2</sup> bis zum völligen Kollabieren ertragen wird. Die entsprechenden Werte für Hastelloy X und Incoloy 800 mit geringem Ti/Al-Gehalt betragen 55 bzw. 27 kp/cm<sup>2</sup>.

Die Versuche bezüglich des Einflusses der Probenlänge, die an gezogenen glatten Rohren aus Incoloy 800 durchgeführt wurden, haben nach Abb. 19 keinen Standzeitunterschied zwischen den normalen Proben von 100 mm (Versuchs-Reihe Nr. 7) und den Proben von 50 mm freier Probenlänge (Versuchs-Reihe Nr. 8) ergeben.

Bei einer Gegenüberstellung der gerade und gewendelt berippten, chargengleichen Incoloy 800-Rohre (Versuchs-Reihen Nr. 9 und 11) zeigen sich ebenfalls keine Standzeitunterschiede (Abb. 20).

Desgleichen ergeben sich nach Abb. 21 keine Standzeitabweichungen bei den gerade berippten Rohren, bei denen die Rippen an den Probenenden auf einer Länge von 15 mm abgedreht waren (Versuchs-Reihe Nr. 10), gegenüber den gleichen Rippenrohren, bei denen die Rippen bis in die Schweißnaht reichten (Versuchs-Reihe Nr. 9).

Ein Standzeitvergleich zwischen den glatten Rohren aus Incoloy 800 (Vers.-Reihen Nr. 6 und 7) und den 6-Rippen-Rohren aus Incoloy 800 mit geraden und gewendelten Rippen (Vers.-Reihen Nr. 9 und 11) konnte wegen des abweichenden Ti/Al-Legierungsanteils nicht getroffen werden.

Eine Aussage über den Rippeneinfluß auf die Standzeit im Vergleich zu glatten Rohren läßt sich auch bei Inconel 625 nicht machen. Das Zeitstandverhalten der im Anlieferungszustand untersuchten Rippenrohre

(Vers.-Reihe Nr. 5) zeigt trotz ähnlicher chemischer Zusammensetzung ein noch stärkeres Abweichen von der Linearität als das der vergleichbaren ungeglühten glatten Rohre der Versuchsreihe Nr. 3 (Abb. 22).

Ein exakter Standzeitvergleich läßt sich jedoch bei den aus Incoloy 800-Vollmaterial spanend geformten glatten und berippten Rohren (Vers.-Reihen Nr. 13 und 16 bis 18) anstellen, da das Probenmaterial einheitlich der gleichen Schmelze entstammt und alle Proben vor dem Einsatz unter gleichen Bedingungen lösungsgeglüht worden waren.

Die Glühung erfolgte, weil das Vollmaterial nur im warmgewalzten Zustand vorlag und keiner speziellen thermischen Vorbehandlung für einen Langzeiteinsatz unterworfen worden war.

Ein Vergleich zwischen den lösungsgeglühten (Vers.-Reihe Nr. 13) und den ungeglühten Proben (Vers.-Reihe Nr. 12) der glatten Rohre zeigt demzufolge auch stark abweichendes Zeitstandverhalten (Abb. 23).

Bei den 3-Rippen-Rohren sowie den 6-Rippen-Rohren mit 300 und 600 mm Steigung ergeben sich sowohl miteinander als auch mit den glatten Rohren übereinstimmende Standzeitwerte (Abb. 24 bis 28). Eine Berippung von Rohren hat demnach keine Auswirkungen auf das Zeitstandverhalten, insbesondere ergibt sich keine Verbesserung.

Den Temperatureinfluß auf das Kriechbeulverhalten zeigt Abb. 29. Hier sind die Standzeitkurven, die an glatten, aus dem Vollen gedrehten, lösungsgeglühten Incoloy 800-Rohrproben bei  $650^{\circ}\text{C}$ ,  $700^{\circ}\text{C}$  und  $750^{\circ}\text{C}$  (Vers.-Reihen Nr. 13 bis 15) ermittelt wurden, einander gegenübergestellt. Bei gleichen Standzeiten hat ein Einsatz bei  $650^{\circ}\text{C}$  eine im Durchschnitt ca. 80% höhere, bei  $750^{\circ}\text{C}$  eine durchschnittlich ca. 70% geringere Belastbarkeit als der Einsatz bei  $700^{\circ}\text{C}$  zur Folge.

## 5.2 Längszugkriechversuche

Die aus den Längszugkriechversuchen an dem Rohrmaterial der Kriechbeulversuchsreihen 1 bis 4 und 6 bis 7a bei  $700^{\circ}\text{C}$  ermittelten Kriechgeschwindigkeiten im Sekundärbereich wurden in Abhängigkeit von den zugehörigen Spannungen zur Auswertung im doppeltlogarithmischen Maßstab aufgetragen. Aus der Neigung und dem Abszissenabschnitt der sich ergebenden Geraden wurden die Kriechparameter K und n ermittelt (siehe Tabelle 4).

### 5.3 Übrige Untersuchungen

Die Härtewerte (Abb. 30) der im Kriechbeulversuch geprüften Proben der gezogenen Incoloy 800- und Inconel 625-Rohre zeigen in Abhängigkeit von der Standzeit einen schwachen Anstieg bei Incoloy 800 mit geringem Ti/Al-Anteil (Vers.-Reihe Nr. 6), einen etwas stärkeren bei Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Gehalt (Vers.-Reihe Nr. 7) und einen starken bei lösungsgeglühtem Inconel 625 (Vers.-Reihe Nr. 4). Bei dem im Anlieferungszustand untersuchten Inconel 625 (Vers.-Reihe Nr. 3) stellt sich ein schwach abfallender Härteverlauf ein.

Die Gefügaufnahmen (Abb. 31a - g), die bei dem thermisch unvorbehandeltem Inconel 625 die Härtemessungen ergänzen sollten, zeigen im Ausgangszustand einen feinkörnigen Austenit mit nur wenig Ausscheidungen im Korninneren. Mit zunehmender Standzeit nehmen diese Ausscheidungen an Größe und Zahl zu. Sie lagern sich bevorzugt an Korn- und Zwillingsgrenzen sowie an den mittlerweile auftretenden Verformungslinien an. Nach langen Einsatzzeiten sind die Ausscheidungen so zahlreich, daß sie sich über den größten Teil des Grundgefüges erstrecken.

### 5.4 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten und der Ovalitätsänderungen mit der Hoff'schen Theorie.

Zur Vorausberechnung der Kriechbeulstandzeiten und Ovalitätsänderungen wurde ein Rechenprogramm verwendet, welches als Grundlage die Hoff'sche Differentialgleichung über die beim Kriechbeulvorgang auftretende Einbeulgeschwindigkeit beinhaltet [18]. Als Rechenergebnis dieses Programms erhält man bei Heranziehung der aus den Längszugkriechversuchen ermittelten Kriechparameter für vorgegebene Außendruckstufen die Standzeit der zu betrachtenden Rohre bis zum völligen Zusammenklappen oder bis zu jedem anderen vorgegebenen Einbeulungswert.

Der Vergleich der experimentell ermittelten Standzeiten der gezogenen Rohre (Vers.-Reihen Nr. 1 bis 4, 6 und 7) mit den vorausberechneten kritischen Einbeulzeiten ergibt eine gute Übereinstimmung bei Hastelloy X, Incoloy 800 mit sehr niedrigem Ti/Al-Gehalt, Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Gehalt und lösungsgeglühtem Inconel 625 (Abb. 32a - d). Keine Übereinstimmung ist festzustellen bei Inconel 718 und ungeglühtem, im Anlieferungszustand verwendeten Inconel 625 (Abb. 32e - f).

Die gemessene zeitliche Ovalitätsänderung bei Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Anteil (Vers.-Reihe Nr. 7a) ergab sehr starke Streuungen um die nach Hoff berechnete Ovalitätsänderungskurve.

## 6. Diskussion der Versuchsergebnisse

### 6.1 Kritische Betrachtung der Messungen

Bei einer Übersicht über die gemessenen Kriechbeul-Standzeiten fällt auf, daß deren Streuung relativ gering ist. Dies ist hauptsächlich darauf zurückzuführen, daß die Versuchsanlage in einem klimatisierten Raum betrieben wurde und daß der bei der Belastung eingestellte Druckwert zeitlich unverändert blieb.

Trotzdem dürfen die ermittelten Standzeitkurven bei der Auslegung eines Reaktors nicht als obere Grenze für die Höhe des Kühlmitteldrucks angesehen werden. Es muß immer mit der Möglichkeit größerer Streuungen gerechnet werden, wie dies einzelne, zur Erhaltung der Übersichtlichkeit in die Diagramme allerdings nicht eingetragene, "Ausreißer" der Standzeit-Meßwerte bei den Versuchen ergaben. Diese Ausreißer waren auf fehlerhafte Proben, wie z. B. Oberflächenbeschädigungen, zurückzuführen. Aus diesem Grund müßte auch auf eine genaue Kontrolle der Brennelement-Hüllrohre vor Inbetriebnahme ganz besonderer Wert gelegt werden. Eine bestimmte Sicherheitsspanne, die sich nach der Güte der Rohre und der Langzeit-Konsistenz des verwendeten Werkstoffes zu richten hätte, sollte eingehalten werden.

Im Gegensatz zu den Messungen bei den Kriechbeulstandzeiten ergaben sich bei der Ermittlung der zeitlichen Ovalitätsänderung sehr starke Streuungen.

Der Grund für diese Streuungen ist einerseits darin zu sehen, daß zur Vermeidung von Temperaturwechseln für jeden einzelnen Ovalitätsmeßwert eine neue Probe verwendet worden war, andererseits ein hoher Belastungsdruck gewählt wurde, um wegen der großen Zahl der erforderlichen Meßwerte kurze Prüfzeiten zu erhalten.

Bei hohen Belastungsdrücken ist aber die Gefahr, daß die **Quetschgrenze** des Rohrwerkstoffes überschritten wird, besonders groß. In diesem Fall liegt kein reines Kriechbeulen mehr vor und ein Vergleich der experimentell ermittelten Ovalitätsänderung mit der Berechnung nach der Hoff'schen Theorie, die Beulen durch Quetschgrenzenüberschreitung ausschließt, kann keine Übereinstimmung ergeben.

Da die Ovalitätsmessungen keine eindeutige Aussage zuließen, wurde auf eine Wiedergabe der Meßwerte verzichtet.

Für einen exakten Vergleich der Ovalitätsänderungskurve wäre eine Meßeinrichtung ideal, die es gestatten würde, den Einbeulvorgang konti-

nuierlich aufzuzeichnen. Doch nach dem augenblicklichen technischen Stand ist es unmöglich, eine solche genau arbeitende Meßapparatur in einem Prüfautoklav funktionsfähig unterzubringen und die Meßwerte unverfälscht nach außen zu übertragen.

Die geringe Streuung bei den von Howl und Moore [11] an 20/25 Cr/Ni-Stahlrohren gemessenen Ovalitätsänderungen (siehe auch Kapitel 3) ist vermutlich auf die dort verwendeten niedrigen Belastungsdrücke zurückzuführen, wodurch die Gefahr des Beulens durch Quetschgrenzüberschreitung ausgeschlossen war.

In den von Glükler et al. [14] sowie von Wah und Gregory [16] ermittelten Beulkurven sind keine Meßwerte eingezeichnet, so daß bei Beurteilung dieser Messungen keine Aussage über die Streuungen gemacht werden kann.

## 6.2 Erörterung des Materialverhaltens beim Kriechbeulen

Bei der Betrachtung der Zeitstandergebnisse der gezogenen glatten Rohre zeigen sich zwei besonders hervorzuhebende Tatsachen, nämlich einmal das exakt lineare Abfallen der Kriechbeulstandzeitkurven bei Hastelloy X, lösungsgeglühtem Inconel 625 und Incoloy 800 mit verschiedenen Ti/Al-Legierungsanteilen, zum anderen die vom linearen Verlauf sich einstellende Abweichung bei Inconel 718 und thermisch unvorbehandeltem Inconel 625.

Die abfallende Langzeitfestigkeit der beiden letzten Werkstoffe wird auch durch im Institut für Material- und Festkörperforschung durchgeführte Längszug-Zeitstandversuche an Inconel 625-Vollmaterial von H. Böhm und M. Schirra [19] sowie an Inconel 718-Vollmaterial von M. Schirra und H. Scholz [20] und durch Rohrrinnendruck-Zeitstandversuche an den gleichen wie in dieser Arbeit untersuchten Rohren von F. Polifka [21] bestätigt.

Die nachlassende Festigkeit hat Anlaß gegeben, einige weitergehende Untersuchungen vorzunehmen. Die für diesen Zweck bei einigen Proben aus ungeglühtem Inconel 625 der Kriechbeul-Versuchsreihe angefertigten Gefügaufnahmen zeigen mit zunehmender Standzeit wachsende Ausscheidungen. Ein ähnliches Ergebnis wiesen auch von M. Schirra und H. Scholz [20] vorgenommene Gefügeuntersuchungen bei ihren Inconel 718-Zeitstandversuchen auf.

Umfangreiche Studien des Ausscheidungsverhaltens von Inconel 625 von F. Garzarolli et al. [22] und von H. Böhm et al. [23] haben ergeben, daß diese Ausscheidungen neben primären Titan- und Karbonitriden sowie

Mischkarbiden aus verschiedenen intermetallischen Phasen bestehen, die je nach Wärmebehandlung im Temperaturbereich von 600 bis 800°C anfänglich eine Härtesteigerung, nach langen Auslagerungszeiten jedoch einen Härteabfall (Überalterung) bewirken.

Die für die vorliegende Arbeit durchgeführten Härtemessungen zeigen bei dem ungeglühten, im Anlieferungszustand untersuchten Inconel 625 einen leichten Härteabfall, womit sich dieses Material bereits im überalterten Zustand befindet, während die lösungsgeglühte Ausführung zunehmende Härtewerte aufweist, das Härtemaximum also noch nicht überschritten hat.

Nach den bei Inconel 625 auftretenden Strukturänderungen wäre dieses als Hüllmaterial nicht in die engere Wahl für einen dampfgekühlten Schnellen Brüter zu ziehen, wozu das im Versuch ermittelte gute Kriechbeulverhalten im lösungsgeglühten Zustand verleiten könnte.

Der Werkstoff mit dem besten Kriechbeulverhalten nach lösungsgeglühtem Inconel 625 ist Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Legierungsanteil. Dieses Material könnte vom Langzeitverhalten her als Hüllwerkstoff empfohlen werden, da es, wie andere Untersuchungen im Institut für Material- und Festkörperforschung ergeben haben, wenig zur Überalterung neigt. Der hohe Legierungsgehalt an Titan und Aluminium bewirkt im Vergleich zum Incoloy 800 mit verschwindend geringen Ti/Al-Anteilen eine bedeutende Erhöhung der Kriechbeul-Zeitstandfestigkeit. Allerdings ist zu berücksichtigen, daß die Festigkeitsverbesserung mit einem Duktilitätsverlust verbunden ist. Dies kann bei einer Innendruckbelastung der Brennelement-Hüllrohre durch Spaltgasaufbau zum sofortigen Aufreißen der Hüllrohrwand bei einem Kühlmittelausfall führen.

Im Kriechbeul-Zeitstandverhalten der geprüften Materialien liegt Hastelloy X unter lösungsgeglühtem Inconel 625 und Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Gehalt. Während aber die beiden letztgenannten durch die Wärmebehandlung, bzw. durch die Legierungszusammensetzung bereits das Optimum ihres Zeitstandverhaltens erreicht haben, ist bei Hastelloy X der Rahmen der Verbesserungsmöglichkeiten noch nicht ausgeschöpft. Dies haben eine Reihe von Glüh- und Kaltverformungsbehandlungen, die von I.S. Levy und K.R. Wheeler [24] an Hastelloy X-280, einer Kobaltarmen Version von Hastelloy X, durchgeführt wurden, gezeigt.

Die Extrapolation der Kriechbeulstandzeitergebnisse der glatten gezogenen Rohre aus den aufgezählten Materialien auf eine angestrebte

Standzeit von 20.000 h ergibt, daß keiner dieser Werkstoffe bei einem Wandstärkenverhältnis von  $\frac{R_m}{s} = \frac{3,3}{0,4}$  der Hüllrohre mit den Abmessungen  $7 \varnothing \times 0,4$  mm den vorgesehenen Kühlmitteldrücken eines Dampfreaktors bei einer Temperatur von  $700^\circ\text{C}$  standhalten würde, wenn man von einer Stützwirkung des Brennstoffes und dem durch den Abbrand hervorgerufenen Spaltgasaufbau, wofür keine genauen Daten vorliegen, absieht. Eine Ausnahme scheint nur lösungsgeglühtes Inconel 625 zu machen, welches aber wegen seiner Neigung zur Überalterung ausscheidet.

### 6.3 Vergleich der experimentell ermittelten Kriechbeul-Standzeiten mit der Hoff'schen Theorie

Der exakt lineare Abfall der Kriechbeul-Standzeitkurven bei Hastelloy X, den beiden Incoloy 800-Ausführungen und lösungsgeglühtem Inconel 625 stimmt mit der Hoff'schen Theorie überein, wie auch bezüglich der Größe der Standzeitwerte sich eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung nach Hoff ergibt.

Betrachtet man nämlich zur Erkenntnis des Zusammenhangs zwischen der Einbeulzeit  $t_{kr}$  bei Hoff und dem Belastungsdruck  $p$  die Gleichungen (29b) und (30) für einen Wert  $n = \text{konst.}$ , so erhält man

$$t_{kr} = \frac{1}{p^n} \cdot \frac{1}{4nk} \cdot \lambda^n \cdot \left(\frac{s}{R_m}\right)^{n+2} \cdot \int_{X_0}^{X_\infty} \dots$$

bzw.  $\log t_{kr} = -n \log p + c$

oder  $\log p = -\frac{1}{n} \log t_{kr} + \text{Konst.}$

Bei doppeltlogarithmischer Auftragung von  $p$  und  $t_{kr}$  ergibt sich eine Gerade, bei welcher der negative reziproke Norton-Exponent  $n$  die Steigung darstellt.

Das nicht-lineare Abfallen der Kriechbeulstandzeitkurven und das Nicht-übereinstimmen der Standzeitwerte bei Inconel 718 und ungeglühtem Inconel 625 kann demzufolge seine Ursache nur darin haben, daß die  $n$ -Werte sich hier zeitlich ändern.

Eine Änderung der  $n$ -Werte ist z. B. in Ausscheidungsvorgängen in den betreffenden Materialien zu suchen.

Aus der zeitlichen Änderung des Langzeitverhaltens ist anzunehmen, daß die im Rahmen dieser Arbeit erfolgte Ermittlung der Parameter  $K$  und  $n$  aus den Kriechkurven der Längszugversuche an diesen beiden Werkstoffen fehlerhaft war. Dies würde den Unterschied der Kriechbeulstandzeiten zwischen Theorie und Experiment erklären.

Bei der Erörterung der Änderung des  $n$ -wertes wäre in diesem Zusammenhang auch zu prüfen, inwieweit sich dieser bei mehrachsiger belasteten Werkstoffen und bei Versuchen mit einachsiger Belastung, welche die Grundlage zur Erstellung des Norton'schen Kriechgesetzes bildeten, unterscheidet. Von K.D. Closs und L. Schäfer angestellte Überlegungen [25], die auf von G. Bürkle und F. Polifka im Institut für Material- und Festkörperforschung durchgeführten Versuchen basieren, haben ergeben, daß die aus einachsigen Kriechversuchen an dünnwandigen Rohren ermittelten  $K$ - und  $n$ -Parameter für den mehrachsigen Spannungszustand verwendet werden können.

Die beim lösungsgeglühten Inconel 625 und bei den beiden Incoloy 800-Ausführungen durch die Härteänderungen angezeigte, und vermutlich auch bei Hastelloy X, nicht vorhandene thermodynamische Stabilität wirft die Frage auf, warum sich trotzdem eine so gute Übereinstimmung mit der Hoff'schen Theorie ergibt. Dort wird nämlich stillschweigend vorausgesetzt, daß sich der Werkstoff strukturell nicht ändert.

Diese Frage könnte aber nur durch eine größere Reihe von statistischen Untersuchungen, die vornehmlich das Studium des Einflusses von Ausscheidungen auf das Gleichgewicht zwischen Entfestigung und Verfestigung im sekundären Kriechbereich zum Ziele haben müßten, geklärt werden.

Im Zusammenhang mit dem Vergleich zwischen Rechnung und Experiment sei noch auf eine Fehlerquelle hingewiesen, die nicht ausgeschaltet werden kann, nämlich die Vergrößerung der an den einsatzfertigen Rohrproben gemessenen Anfangsovalität bei Belastung mit dem Prüfdruck. Da der Betrag dieser Vergrößerung nicht gemessen werden konnte, wurde er bei Eingabe der Anfangsovalitätswerte in das Rechenprogramm nicht berücksichtigt.

Bei einem Vergleich der Kriechbeul-Zeitstandkurven der verschiedenen Materialien untereinander muß berücksichtigt werden, daß die Abmessungen von 7,1 mm Durchmesser bei den beiden Inconel 625-Qualitäten und von 0,38 mm Wandstärke bei Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Gehalt von den Maßen 7,0 mm Durchmesser und 0,40 mm Wandstärke der übrigen geprüften Rohre abweichen. Bei einer Korrektur auf die gleichen Abmessungen müßten die betreffenden Zeitstandkurven etwas höher angesetzt werden.

Eine Abschätzung nach der Hoff'schen Theorie mit der aus den Gleichun-

gen (29b) und (30) gewonnenen Beziehung

$$t_{kr} \sim \frac{1}{p^n \cdot \left(\frac{R_m}{s}\right)^{n+2}}$$

ergibt, daß diese Abweichungen bei den beiden Inconel 625-Ausführungen ca. 2% und bei Incoloy 800 ca. 6% betragen würden.

Für den Vergleich zwischen Rechnung und Experiment wurden die Originalabmessungen eingesetzt.

Die obige Beziehung kann nicht nur, wie beschrieben, für eine Abschätzung der bei konstanter Standzeit  $t_{kr}$  sich ergebenden Änderung der Belastbarkeit  $p$  bei einer Variierung des Wanddickenverhältnisses  $\frac{R_m}{s}$  verwendet werden. Es kann auch die Änderung der Standzeit selbst ermittelt werden, wenn sich  $p$  und  $\frac{R_m}{s}$  ändern. Bei einer Änderung des Außendruckes  $p$  um den Faktor  $A$  ändert sich die Standzeit um den Faktor  $A^n$ , während bei einer Änderung des Wanddickenverhältnisses um den Faktor  $A$  sich die Standzeit um den Faktor  $A^{n+2}$  ändert.

Eine grundlegende Frage bei der Anwendung der Hoff'schen Theorie dürfte darin zu sehen sein, inwieweit diese eine sichere Vorausbestimmung des Kriechbeulverhaltens von Brennelement-Stäben eines dampf- oder gasgekühlten Reaktors leisten kann. Ganz abgesehen davon, daß die in einem Reaktor herrschenden Betriebsverhältnisse durch die Hoff'schen Überlegungen nicht erfaßt werden, ist die Hoff'sche Theorie selbst, wie alle Modellvorstellungen, mit Vereinfachungen des wirklichen Geschehens und mit Fehlern behaftet.

Die Tatsache, daß sich bei 4 der 6 geprüften Materialien so gute Übereinstimmungen zwischen Rechnung und Experiment ergeben haben, darf nicht die kritiklose Verwendung der Theorie zur Folge haben.

Die bedeutendsten Unsicherheiten bei Hoff sind zu suchen in der Heranziehung des Norton'schen Kriechgesetzes, in welchem die elastische Anfangsverformung und das Primärkriechen vernachlässigt werden, im Gebrauch des Sandwich-Modells, das nur eine grobe Annäherung an den tatsächlichen Spannungsverlauf gestattet, und in der Verwendung nur ganzzahliger Kriechexponenten.

Noch viel größere Unsicherheiten liegen aber außerhalb der Theorie in der Ermittlung der Parameter  $K$  und  $n$  aus Kriechversuchen. Ist es schon schwierig genug, die Kriechparameter in unbestrahltem Zustand exakt zu ermitteln, so ergibt sich bei dem Einsatz des Hüllmaterials im Reaktor außerdem eine fortwährende Veränderung dieser Parameter durch die Neutronenbestrahlung.

Ist aber die genaue Ermittlung der Kriechparameter sichergestellt und ist ferner gewährleistet, daß der zur Anwendung kommende Werkstoff im Langzeiteinsatz durch strukturelle Vorgänge keinen Festigkeitsverlust erleidet, sind die Unsicherheiten in der Hoff'schen Theorie sekundär.

#### 6.4 Mögliche Verbesserungen des Kriechbeulverhaltens

Eine Verkleinerung des Waddickenverhältnisses  $\frac{R_m}{s}$  würde nur eine geringe Erhöhung der Belastbarkeit mit sich bringen, wenn man davon absieht, daß die Verkleinerung schon aus neutronenphysikalischen Gründen nicht durchführbar wäre.

Unter Aufgabe des Konzepts der kriechfesten Hülle könnte die Einbeziehung des aber noch weitgehend ungeklärten Festigkeitsverhaltens des Brennstoffes zur Abstützung der Rohrwand und damit zur Verbesserung des Kriechbeulverhaltens beitragen.

Weiterhin wären Konstruktionen denkbar, die einen Druckausgleich zwischen Innen- und Außenseite der Hüllrohre zum Ziel haben, wie von S. Malang et al. [26] und G. Schmidt [27] durchgeführte Überlegungen aufzeigen. Ferner könnte an eine Erniedrigung der Hüllrohrwand-Temperatur gedacht werden, was aber eine wärmewirtschaftliche Einbuße im Reaktorbetrieb mit sich bringen würde.

Die erwartete Verbesserung des Kriechbeulverhaltens durch die der gegenseitigen Abstützung der Brennelement-Stäbe dienenden Abstandshalterrippen als integraler Bestandteil der Rohrwand haben sich durch die Versuche nicht bestätigt. Rippen haben der Versuchsauswertung zufolge keine Stützwirkung und können die Festigkeitsverhältnisse in der Rohrwand nicht verbessern.

Allerdings muß berücksichtigt werden, daß die Steigungen der Wendelrippen der untersuchten Rohre sehr hoch waren und in allen Fällen mindestens 300 mm betragen. Ein versteifender Einfluß der Rippen wäre bei geringeren Steigungen zu erwarten. Der Grad der Wendelung wird aber durch die konstruktiven Gegebenheiten der Brennstabanordnung bestimmt und kann nicht willkürlich verändert werden.

Anlaß zur Kritik bei den Vergleichsuntersuchungen zwischen berippten und glatten Rohren aus Vollmaterial könnte deren fertigungsbedingte unterschiedliche Anfangsovalität geben, die bei den glatten Rohren 10  $\mu\text{m}$  und bei den berippten Rohren 15  $\mu\text{m}$  betrug.

Die nach der von Hoff aufgestellten Beulkurve zu erwartenden Standzeitdifferenzen dürften jedoch bei diesen hohen Anfangsovalitätswerten gering sein und noch innerhalb der versuchsbedingten Streuungen liegen. Danach kann nicht damit gerechnet werden, daß eine Erniedrigung der Anfangsovalität der berippten Rohre auf  $10\ \mu\text{m}$ , was fertigungstechnisch einen sehr hohen Aufwand bedeutet hätte, ein besseres Kriechbeul-Zeitstandverhalten im Vergleich zu den glatten Rohren zur Folge gehabt hätte.

Überhaupt kann eine bedeutende Standzeitverbesserung von der Ovalitätsseite her nur bei Anfangsovalitätswerten von weit unter  $4\ \mu\text{m}$  erwartet werden.

Dieser Forderung kann aber von der Fertigungsseite her nicht entsprochen werden. Selbst die gezogenen Rohre, die als Präzisionsrohre für die Verwendung als Brennelement-Hüllen geliefert waren, wiesen Anfangsovalitätswerte von mindestens  $4\ \mu\text{m}$  auf.

Aus der Standzeitübereinstimmung zwischen Rippenrohren, bei denen die Rippen an den Rohrenden in der Nähe der Schweißnaht abgedreht waren, und den gleichen Rippenrohren, bei denen die Rippen bis in die Schweißnaht reichten, kann geschlossen werden, daß keine Einflüsse durch die Rippen in axialer Richtung des Rohres fortgeleitet werden. Das bedeutet, daß ein versteifender Einfluß der Rippen bei den Vergleichsuntersuchungen zwischen Rippenrohren und glatten Rohren unverfälscht hätte erfaßt werden können.

#### 6.5 Ausblick auf die Betriebsverhältnisse im Reaktor

Die identischen Kriechbeulstandzeiten bei den Vergleichsuntersuchungen zwischen kurzen und langen Proben läßt die Übertragung der gewonnenen Meßwerte auf die großen Längen der Reaktorbrandstäbe zu.

Eine Beeinträchtigung des unter Versuchsbedingungen ermittelten Kriechbeulverhaltens ist aber durch die Betriebsverhältnisse im Reaktor zu erwarten, wie da z. B. sind: Knickgefahr bei den großen Brennstablängen, Temperaturgradienten in der Rohrwand durch den Wärmefluß vom Brennstoff durch die Wand zum Kühlmittel mit den sich daraus ergebenden Wärmespannungen, Temperaturwechselbeanspruchungen beim An- und Abfahren des Reaktors und bei Laständerungen, Strukturänderungen und Änderungen der Kriechparameter des Hüllwerkstoffs durch den Neutronenfluß, Verträglichkeitsverhalten zwischen Brennstoff und Rohrhülle, sowie Korrosions- und Erosionseinflüsse durch das Kühlmittel.

Während diese Einflüsse negativer Art sind, so ist von dem vom Abbrand herrührenden Spaltgasaufbau im Brennstabinneren und der Möglichkeit der Abstützung der Rohrwand auf den Brennstoff eine positive Auswirkung zu erwarten.

Könnten alle diese Vorgänge auf der Basis der Hoff'schen Theorie in einem Rechenprogramm zusammengefaßt werden, so wäre es auf relativ einfache Weise möglich, das Betriebsverhalten eines unter hohem Außendruck stehenden Brennstab-Hüllrohres rechnerisch vorherzubestimmen.

## 6.6 Schlußbemerkungen

Die für diese Arbeit durchgeführten Untersuchungen und die darauf basierenden Überlegungen bezogen sich, schon von der Auswahl der untersuchten Werkstoffe her, hauptsächlich auf das Konzept eines dampfgekühlten Schnellen Brutreaktors. Sie gelten jedoch gleichermaßen für eine gasgekühlte Version. Hier herrschen ähnliche Betriebsbedingungen. Für das Studium des Kriechbeulverhaltens der für diesen Reaktortyp vorgesehenen Werkstoffe sind vorwiegend die höheren Rohrwandtemperaturen von bis zu  $850^{\circ}\text{C}$  und die geringeren Kühlmitteldrücke von 70 bis  $120 \text{ kp/cm}^2$  zu berücksichtigen.

Zum Ende der Diskussion sei noch auf die Frage eingegangen, ob für die Auslegung eines mit hochverdichtetem Kühlmittel betriebenen Reaktors die Durchführung von Kriechbeulversuchen eine unabdingbare Notwendigkeit darstellt.

Nach den zusammenfassenden Ergebnissen aus den durchgeführten Untersuchungen kann diese Frage verneint werden, wenn man von einem eventuell erforderlichen intensiveren Grundlagenstudium des Kriechbeulvorgangs etwa zur Erstellung exakterer Kriechbeultheorien oder der genaueren Kenntnis des zeitlichen Ovalitätsänderungsverlaufs absieht.

Das Langzeitverhalten eines Werkstoffes ist auch durch weniger aufwendige - einachsige - Zeitstandversuche feststellbar. Strukturelle Änderungen des zu prüfenden Materials, verbunden mit der Auswahl des besten Werkstoffes, können auch hier ermittelt werden.

Unter Berücksichtigung der hieraus zu gewinnenden Erkenntnisse könnten die Hoff'schen Überlegungen trotz ihrer Unsicherheiten bei entsprechender Vorsicht zur theoretischen Voraussage des Kriechbeulverhaltens dann herangezogen werden.

## 7. Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

Nach Erläuterung der in der Literatur bekannten Kriechbeultheorien und einer Übersicht über bereits veröffentlichte Kriechbeulexperimente wurde über Kriechbeulversuche an dünnwandigen Rohren in glatter und berippter Ausführung aus den Werkstoffen Hastelloy X, Inconel 718, Inconel 625 und Incoloy 800 im Temperaturbereich um 700°C berichtet.

Auswirkungen unterschiedlicher Legierungszusammensetzung und thermischer Vorbehandlung der geprüften Materialien auf die Kriechbeulstandzeit wurden ermittelt. Die experimentell gewonnenen Standzeitwerte glatter Rohre wurden den nach der Hoff'schen Theorie berechneten kritischen Einbeulzeiten gegenübergestellt. Bei berippten Rohren wurde im Vergleich zu glatten Rohren der Einfluß der Rippen auf das Kriechbeulverhalten untersucht. Ferner wurden Untersuchungen angestellt, die einen Schluß vom Zeitstandverhalten der Rohre unter Versuchsbedingungen auf das Betriebsverhalten von Brennelement-Stäben eines gas- oder dampfgekühlten Schnellen Brutreaktors zulassen. Im einzelnen ergaben sich folgende Ergebnisse:

- 1.) Das beste Kriechbeulverhalten der untersuchten Werkstoffe weisen bei 700°C Rohre aus lösungsgeglühtem Inconel 625 und Incoloy 800 mit hohem Ti/Al-Legierungsanteil auf.
- 2.) Bei einer Rohrwandtemperatur von 700°C kann keine der untersuchten Legierungen die in einem dampfgekühlten Schnellen Brutreaktor auftretenden Kühlmitteldrücke von bis zu 180 kp/cm<sup>2</sup> während der vorgesehenen Einsatzdauer von 20.000 Stunden ertragen, wenn Spaltgasaufbau und Stützwirkung des Brennstoffs nicht berücksichtigt werden.
- 3.) Bei Werkstoffen, die im Langzeiteinsatz übermäßig an Festigkeit verlieren - Inconel 718 und thermisch unvorbehandeltes Inconel 625 - ergaben sich nichtlineare Kriechbeul-Zeitstandkurven. Eine Extrapolation zu hohen Standzeiten ist nicht möglich.
- 4.) Der Temperatureinfluß auf das Kriechbeulverhalten hat bei Incoloy 800 bei 650°C eine ca. 80% höhere, bei 750°C ca. 70% geringere Belastbarkeit als bei 700°C zur Folge.

- 5.) Bei Hastelloy X, lösungsgeglühtem Inconel 625, Incoloy 800 mit hohem sowie geringem Ti/Al-Legierungsanteil zeigt sich eine gute Übereinstimmung der experimentell ermittelten mit den nach der Hoff'schen Theorie berechneten Kriechbeulstandzeiten.
- 6.) Bei Inconel 718 und thermisch unvorbehandeltem Inconel 625 ist hierbei keine Übereinstimmung festzustellen.
- 7.) Die Hoff'sche Theorie ist geeignet, das Kriechbeulverhalten glatter Rohre rechnerisch vorherzubestimmen, wenn die Gewähr gegeben ist, daß der Rohrwerkstoff im Langzeiteinsatz thermodynamisch stabil bleibt, zumindest aber nicht überproportional an Festigkeit verliert.
- 8.) Rippen als integraler Bestandteil der Rohrwand bewirken keine Veränderung, insbesondere Verbesserung, des Kriechbeulverhaltens.
- 9.) Bei kleinen Rohrlängen ( $l/d=7$ ) ergeben sich die gleichen Kriechbeulstandzeiten wie bei langen Proben ( $l/d=14$ ). Dies erlaubt eine Übertragung der experimentell ermittelten Kriechbeulstandzeiten auf die Brennelement-Stäbe eines Schnellen Brutreaktors.
- 10.) Über die Schweißnaht der Rohrabschlüsse in die Rohrrippen gelangende Einflüsse sind nicht zu erwarten.
- 11.) Beim Kriechbeulen treten sowohl bei glatten als auch bei verschiedenen gestalteten Rippen-Rohren ausschließlich 2-wellige Beulformen auf.

8. Verzeichnis der verwendeten Symbole und Indizes

Symbole:

|             |                    |                                               |
|-------------|--------------------|-----------------------------------------------|
| D           | mm                 | Rohraußendurchmesser (Rohr-Nenndurchmesser)   |
| $D_m$       | mm                 | mittlerer Durchmesser des kreisrunden Rohres  |
| $D_{max}$   | mm                 | maximaler Rohraußendurchmesser                |
| $D_{min}$   | mm                 | minimaler Rohraußendurchmesser                |
| $D_0$       | mm                 | Rohraußendurchmesser zur Zeit $t=0$           |
| $D_{0max}$  | mm                 | maximaler Rohraußendurchmesser zur Zeit $t=0$ |
| $D_{0min}$  | mm                 | minimaler Rohraußendurchmesser zur Zeit $t=0$ |
| E           | kp/mm <sup>2</sup> | Elastizitätsmodul                             |
| $E_r$       | kp/mm <sup>2</sup> | reduzierter Elastizitätsmodul                 |
| $E_t$       | kp/mm <sup>2</sup> | Tangenten-Elastizitätsmodul                   |
| F           | mm <sup>2</sup>    | Fläche                                        |
| I           | mm <sup>4</sup>    | Trägheitsmoment                               |
| K           | 1/h                | Norton-Kriechkonstante                        |
| M           | kp                 | Biegemoment für Querschnitt der Breite 1      |
| $M_a$       | kp                 | aufgegebenes Moment                           |
| $M_i$       | kp                 | verbleibendes inneres Moment                  |
| $M_0$       | kp                 | inneres Moment                                |
| $M_\varphi$ | kp                 | Biegemoment im Schnitt $\varphi$              |
| P           | kp                 | Kraft; Last                                   |
| $P_{kr}$    | kp                 | kritische Last für Knickstab                  |
| $P_{kr}^*$  | kp                 | kritische Last für Rohrquadrant               |
| R           | mm                 | Rohraußenradius (Rohr-Nennradius)             |
| $R_m$       | mm                 | mittlerer Radius des kreisrunden Rohres       |
| T           | °C                 | Temperatur                                    |
| X           | 1                  | dimensionslose Ovalität                       |
| $X_0$       | 1                  | dimensionslose Anfangsovalität                |

|                    |                    |                                                      |
|--------------------|--------------------|------------------------------------------------------|
| $X_{\infty}$       | 1                  | dimensionslose Ovalität für $t=t_{kr}$               |
| $X$                | 1/h                | zeitliche Ovalitätsänderung; Einbeulgeschwindigkeit  |
| $a$                | mm                 | große Ellipsen-Halbachse                             |
| $b$                | mm                 | kleine Ellipsen-Halbachse                            |
| $d$                | mm                 | Rohrinnendurchmesser                                 |
| $f$                | mm                 | Radiusabweichung; Ovalität                           |
| $f_B$              | mm                 | Ovalität bei Belastung                               |
| $f_{max}$          | mm                 | maximale Radiusabweichung; Ovalität im krit. Zustand |
| $f_o$              | mm                 | anfängliche Radiusabweichung; Anfangsovalität        |
| $i$                | mm                 | Trägheitsradius der Rohrwand                         |
| $k$                | 1/h                | $= \left(\frac{3}{4}\right)^{\frac{n+1}{2}} \cdot K$ |
| $l$                | mm                 | Länge                                                |
| $l_q$              | mm                 | Rohrquadrantenlänge                                  |
| $n$                | 1                  | Norton-Kriechexponent                                |
| $p$                | kp/cm <sup>2</sup> | Rohraußendruck; Belastungsdruck                      |
| $p_{kr}$           | kp/cm <sup>2</sup> | kritischer Belastungsdruck                           |
| $s$                | mm                 | Rohrwandstärke                                       |
| $t$                | h                  | Zeit                                                 |
| $t_{kr}$           | h                  | kritische Einbeulzeit; Standzeit                     |
| $\alpha$           | 1                  | $= f/R_m$                                            |
| $\epsilon$         | mm/mm              | Dehnung                                              |
| $\dot{\epsilon}$   | 1/h                | Dehngeschwindigkeit; Kriechgeschwindigkeit           |
| $\dot{\epsilon}_a$ | 1/h                | Kriechgeschwindigkeit der äußeren Sandwich-Schicht   |
| $\dot{\epsilon}_i$ | 1/h                | Kriechgeschwindigkeit der inneren Sandwich-Schicht   |
| $\dot{\kappa}$     | 1/mm h             | Krümmungsänderungsgeschwindigkeit                    |
| $\dot{\kappa}_c$   | 1/mm h             | Krümmungsänderungsgeschwindigkeit durch Kriechen     |
| $\dot{\kappa}_g$   | 1/mm h             | geometrische Krümmungsänderungsgeschwindigkeit       |
| $\lambda$          | kp/mm <sup>2</sup> | Bezugsspannung                                       |

|           |                    |                                                        |
|-----------|--------------------|--------------------------------------------------------|
| $\nu$     | 1                  | Querzahl                                               |
| $\sigma$  | kp/mm <sup>2</sup> | Spannung                                               |
| $\tau$    | h                  | Zeitkonstante aus der Hoff'schen Differentialgleichung |
| $\varphi$ | grd                | Zentriwinkel                                           |

Indizes:

|     |                               |
|-----|-------------------------------|
| a   | außen                         |
| c   | Kriechen (creep)              |
| g   | geometrisch                   |
| i   | innen                         |
| kr  | kritisch                      |
| max | maximal                       |
| min | minimal                       |
| o   | Ausgangszustand; zur Zeit t=0 |

9. Literaturverzeichnis

- 1) Engesser, F. : Zeitschrift für Architektur und Ingenieurwesen,  
Jg. 1889, S. 455
- 2) Engesser, F. : Schweizerische Bauzeitung, 26(1895), S. 24
- 3) Considère, A. : "Résistance des pièces comprimées",  
Congrès international des procédés de construction,  
3(1891), S. 371
- 4) Shanley, F. : "Weight-strength analysis of aircraft structures",  
Dover Publications, New York, 1960, 2. Auflage
- 5) Kármán, N. von : Dito, S. 341
- 6) Schmidt, G. : "Hüllrohr-Festigkeitsprobleme beim dampfgekühlten  
Schnellen Brüter",  
Externer Bericht Nr. 8/66-7, Gesellschaft für Kern-  
forschung mbH, Karlsruhe
- 7) Timoshenko, S. : "Theory of elastic stability", Kapitel 7 und 11  
Gere, J. : McGraw Hill - Verlag, New York, 1961
- 8) Corum, J. : "An investigation of the instantaneous and creep  
buckling of initially out-of-round tubes subjected  
to external pressure",  
Report ORNL -3299
- 9) Mises, R. von : "Der kritische Außendruck zylindrischer Rohre",  
Z. VDI, 58(1914), S. 750/755
- 10) Norton, F. : "Creep of steel at high temperatures",  
McGraw Hill - Verlag, New York, 1929
- 11) Howl, D. : "Prediction of creep collapse pressures and times  
Moore, B. : for nuclear fuel cladding",  
The Journal of the British Nuclear Energy Society,  
9(1969), S. 103/108
- 12) Ellington, J. : "Creep collapse of tubes under external pressure",  
Report DEG Nr. 162(R), 1960
- 13) Sanders, J. : "A variational theorem for creep with application  
McComb, H. : to plates and columns",  
Schlechte, F. : Report N.A.C.A. Nr. 1342, 1958
- 14) Glükler, E. : "Kriechbeulen von Brennelement-Hüllrohren",  
Passig, E. : Nuclear Engineering and Design, 7(1968), S. 236/248  
Höchel, J. :

- 15) Hoff, N.  
Jahsman, W.  
Nachbar, W. : "A study of creep collapse of a long circular cylindrical shell under uniform external pressure",  
Journal of the Aero/Space Sciences,  
26(1959), Nr. 10, S. 663/669
- 16) Wah, T.  
Gregory, R. : "Creep collapse of long cylindrical shells under high temperature and external pressure",  
Journal of the Aero/Space Sciences,  
28(1961), Nr. 3, S. 177/188
- 17) Stowell, E.  
Briggs, E. : "Effect of transient creep on the collapse time of cylinders and cones under external pressure",  
AIAA Journal, 1(1963), Nr. 11, S. 2663/2664
- 18) Bürkle, G.  
Kaupa, H.  
Schneider, W. : "Ein FORTRAN-IV-Rechenprogramm zur Vorausbestimmung des Kriechbeulverhaltens dünnwandiger Rohre",  
Externer Bericht Nr. 6/70-1, Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe
- 19) Böhm, H.  
Schirra, M. : "Zeitstand- und Kriechverhalten der Legierung Inconel 625",  
unveröffentlicht
- 20) Schirra, M.  
Scholz, H. : "Zeitstand- und Kriechverhalten der Legierung Inconel 718",  
unveröffentlicht
- 21) Polifka, F. : Private Mitteilung
- 22) Garzarolli, F.  
Gerscha, A.  
Francke, K. P. : "Untersuchungen über das Ausscheidungsverhalten und die mechanischen Eigenschaften der Legierung Inconel 625",  
Zeitschrift f. Metallkunde, 60(1969), H. 8, S. 643 f.
- 23) Böhm, H.  
Ehrlich, K.  
Kramer, K. H. : "Das Ausscheidungsverhalten der Nickellegierung Inconel 625",  
Metall, 24(1970), H. 2, S. 139/144
- 24) Levy, I. S.  
Wheeler, K. R. : "Improved postirradiation tensile properties of Hastelloy X-280",  
Report BNWL - 202, März 1966
- 25) Closs, K. D.  
Schäfer, L. : "Untersuchungen über das Zeitstand- und Kriechverhalten von Hüllrohrproben mit und ohne Bestrahlung",  
Paper No. 52,  
International meeting on fast reactor fuel and fuel elements,  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, September 1970
- 26) Malang, S.  
Müller, S.  
Wiehr, K. : "Druckausgleichssystem für Brennelemente",  
Tagungsbericht der Reaktortagung 1970 des Deutschen Atomforums, S. 517/520
- 27) Schmidt, G. : "Brennelement",  
Offenlegungsschrift Nr. 1816543 des Deutschen Patentamts München



10. Tabellen und Abbildungen



|                   | Werkstoff                 | Rohrform | Prüf-Temp.<br>°C     | D<br>mm | s<br>mm | l<br>mm | s/R <sub>m</sub> | f <sub>0</sub><br>mm  | X <sub>0</sub>         |
|-------------------|---------------------------|----------|----------------------|---------|---------|---------|------------------|-----------------------|------------------------|
| Corum             | AISI 304                  | glatt    | 650                  | 200     | 6,5     | 3700    | 0,067            | 0,3                   | 0,16                   |
| Howl,<br>Moore    | 20/25 Cr/Ni               | glatt    | 750                  | 15      | 0,38    | 200     | 0,05             | 0,01                  | 0,12                   |
|                   | 20/25 Cr/Ni               | berippt  | 745, 750<br>760, 765 | 15      | 0,38    | 200     | 0,05             | o. Ang.               | o. Ang.                |
| Wah,<br>Gregory   | Al-Legierung<br>3003 H-14 | glatt    | 150-260              | 152     | 1,02    | 990     | 0,013            | 0,001<br>bis<br>0,093 | 0,0034<br>bis<br>0,316 |
| Glükler<br>et al. | Inconel 625               | glatt    | 650-680              | 7       | 0,4     | 80      | 0,121            | 0,004                 | 0,035                  |

Tabelle 1: Übersicht über in der Literatur angegebene Kriechbeulexperimente

A. Standzeitmessungen

| Vers.-<br>Reihe<br>Nr. | Rohr-<br>Werkstoff | Hersteller-<br>Firma | Charge-<br>Nr. | Rohr-<br>form | Rip-<br>pen-<br>Zahl | Rip-<br>pen-<br>Steig.<br>mm | Rippenab-<br>messungen<br>mm |
|------------------------|--------------------|----------------------|----------------|---------------|----------------------|------------------------------|------------------------------|
| 1                      | Hastelloy X        | Superior Tube        | X4-4493        | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 2                      | Inconel 718        | Superior Tube        | 7310-E         | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 3                      | Inconel 625        | Superior Tube        | NX 832 AV      | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 4                      | Inconel 625        | Superior Tube        | NX 832 AV      | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 5                      | Inconel 625        | Accles-Pollock       | NF 360         | berippt       | 6                    | 600                          | 0,6 x 0,6 x 0,6              |
| 6                      | Incoloy 800        | Mannesmann           | 972 554        | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 7                      | Incoloy 800        | Superior Tube        | 1193-A         | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 8                      | Incoloy 800        | Superior Tube        | 1193-A         | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 9                      | Incoloy 800        | Mannesmann           | 70 064         | berippt       | 6                    | ∞                            | 1,2 x 0,6 x 0,6              |
| 10                     | Incoloy 800        | Mannesmann           | 70 064         | berippt       | 6                    | ∞                            | 1,2 x 0,6 x 0,6              |
| 11                     | Incoloy 800        | Mannesmann           | 70 064         | berippt       | 6                    | 600                          | 1,2 x 0,6 x 0,6              |
| 12                     | Incoloy 800        | Wiggin/Bischoff      | HH 6603        | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 13                     | Incoloy 800        | Wiggin/Bischoff      | HH 6603        | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 14                     | Incoloy 800        | Wiggin/Bischoff      | HH 6603        | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 15                     | Incoloy 800        | Wiggin/Bischoff      | HH 6603        | glatt         | 0                    | —                            | —                            |
| 16                     | Incoloy 800        | Wiggin/Bischoff      | HH 6603        | berippt       | 3                    | 300                          | 0,6 x 0,6 x 0,6              |
| 17                     | Incoloy 800        | Wiggin/Bischoff      | HH 6603        | berippt       | 6                    | 300                          | 0,6 x 0,6 x 0,6              |
| 18                     | Incoloy 800        | Wiggin/Bischoff      | HH 6603        | berippt       | 6                    | 600                          | 0,6 x 0,6 x 0,6              |

B. Ovalitätsmessungen

|    |             |               |        |       |   |   |   |
|----|-------------|---------------|--------|-------|---|---|---|
| 7a | Incoloy 800 | Superior Tube | 1193-A | glatt | 0 | — | — |
|----|-------------|---------------|--------|-------|---|---|---|

Tabelle 2: Übersicht über durchgeführtes

| Herstellungsart | Prüf-       | D<br>mm | s<br>mm | l<br>mm | s/R <sub>m</sub> | f <sub>o</sub> | X <sub>o</sub> | Bemerkungen              |
|-----------------|-------------|---------|---------|---------|------------------|----------------|----------------|--------------------------|
|                 | Temp.<br>°C |         |         |         |                  |                |                |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,004          | 0,035          |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,1     | 0,40    | 100     | 0,119            | 0,005          | 0,043          |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,1     | 0,40    | 100     | 0,119            | 0,005          | 0,043          |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,1     | 0,40    | 100     | 0,119            | 0,005          | 0,043          | geglüht 1150°C 1,0 h / L |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,012          | 0,104          |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,005          | 0,043          |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,38    | 100     | 0,115            | 0,005          | 0,046          |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,38    | 50      | 0,115            | 0,005          | 0,046          | Kurzprobe                |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,005          | 0,043          |                          |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,005          | 0,043          | Rippenenden abgedreht    |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,005          | 0,043          |                          |
| gedreht+gebohrt | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,008          | 0,068          |                          |
| gedreht+gebohrt | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,010          | 0,087          | geglüht 1050°C 0,5 h / W |
| gedreht+gebohrt | 750         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,010          | 0,087          | geglüht 1050°C 0,5 h / W |
| gedreht+gebohrt | 650         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,010          | 0,087          | geglüht 1050°C 0,5 h / W |
| gefräst+gebohrt | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,015          | 0,130          | geglüht 1050°C 0,5 h / W |
| gefräst+gebohrt | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,015          | 0,130          | geglüht 1050°C 0,5 h / W |
| gefräst+gebohrt | 700         | 7,0     | 0,40    | 100     | 0,121            | 0,015          | 0,130          | geglüht 1050°C 0,5 h / W |
| nahtlos gezogen | 700         | 7,0     | 0,38    | 100     | 0,115            | 0,005          | 0,046          | Ovalitätsmessung         |

| Vers.-<br>Reihe | Rohr-<br>Werkstoff | Charge-<br>Nr. | C     | Si    | Mn    | P     | S     | Cr    | Ni    | Co    | Mo    | Ti    | Al   | Fe    | Ta    | Nb    |
|-----------------|--------------------|----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|-------|-------|-------|
| 1               | Hastelloy X        | X4-4493        | 0,093 | 0,83  | 0,6   | 0,02  | 0,003 | 21,2  | Rest  | 1,6   | 9,0   | <0,05 | 0,16 | 17,95 | 0,05  |       |
| 2               | Inconel 718        | 7310-E         | 0,042 | 0,27  | 0,1   | 0,01  | 0,004 | 18,8  | Rest  | 0,04  | 2,8   | 1,0   | 0,5  | 18,9  | 0,1   | 4,9   |
| 3               | Inconel 625        | NX 832 AV      | 0,028 | 0,026 | 0,07  | 0,003 | 0,006 | 21,8  | Rest  | 0,045 | 8,5   | 0,3   | 0,13 | 3,0   | 0,05  | 3,4   |
| 4               | Inconel 625        | NX 832 AV      | 0,028 | 0,026 | 0,07  | 0,003 | 0,006 | 21,8  | Rest  | 0,045 | 8,5   | 0,3   | 0,13 | 3,0   | 0,05  | 3,4   |
| 5               | Inconel 625        | NF 360         | 0,038 | 0,17  | <0,05 | 0,002 | 0,006 | 21,37 | Rest  | 0,01  | 8,65  | 0,24  | <0,1 | 3,12  |       | 3,95  |
| 6               | Incoloy 800        | 972 554        | 0,016 | 0,6   | 1,35  | 0,01  | 0,006 | 20,6  | 31,9  | 0,02  | <0,05 | <0,05 | <0,1 | Rest  |       | <0,05 |
| 7               | Incoloy 800        | 1193-A         | 0,045 | 0,4   | 0,87  | 0,01  | 0,003 | 20,2  | 31,64 | 0,63  | 0,1   | 0,41  | 0,47 | Rest  |       | <0,05 |
| 8               | Incoloy 800        | 1193-A         | 0,045 | 0,4   | 0,87  | 0,01  | 0,003 | 20,2  | 31,64 | 0,63  | 0,1   | 0,41  | 0,47 | Rest  |       | <0,05 |
| 9               | Incoloy 800        | 70 064         | 0,022 | 0,52  | 1,21  | 0,005 | 0,004 | 22,06 | 31,3  | 0,005 | <0,05 | 0,23  | 0,2  | Rest  |       | <0,05 |
| 10              | Incoloy 800        | 70 064         | 0,022 | 0,52  | 1,21  | 0,005 | 0,004 | 22,06 | 31,3  | 0,005 | <0,05 | 0,23  | 0,2  | Rest  |       | <0,05 |
| 11              | Incoloy 800        | 70 064         | 0,022 | 0,52  | 1,21  | 0,005 | 0,004 | 22,06 | 31,3  | 0,005 | <0,05 | 0,23  | 0,2  | Rest  |       | <0,05 |
| 12              | Incoloy 800        | HH 6603        | 0,044 | 0,25  | 0,95  | 0,01  | 0,002 | 21,1  | 31,75 | 0,03  | <0,1  | 0,57  | 0,44 | Rest  | <0,05 | —     |
| 13              | Incoloy 800        | HH 6603        | 0,044 | 0,25  | 0,95  | 0,01  | 0,002 | 21,1  | 31,75 | 0,03  | <0,1  | 0,57  | 0,44 | Rest  | <0,05 | —     |
| 14              | Incoloy 800        | HH 6603        | 0,044 | 0,25  | 0,95  | 0,01  | 0,002 | 21,1  | 31,75 | 0,03  | <0,1  | 0,57  | 0,44 | Rest  | <0,05 | —     |
| 15              | Incoloy 800        | HH 6603        | 0,044 | 0,25  | 0,95  | 0,01  | 0,002 | 21,1  | 31,75 | 0,03  | <0,1  | 0,57  | 0,44 | Rest  | <0,05 | —     |
| 16              | Incoloy 800        | HH 6603        | 0,044 | 0,25  | 0,95  | 0,01  | 0,002 | 21,1  | 31,75 | 0,03  | <0,1  | 0,57  | 0,44 | Rest  | <0,05 | —     |
| 17              | Incoloy 800        | HH 6603        | 0,044 | 0,25  | 0,95  | 0,01  | 0,002 | 21,1  | 31,75 | 0,03  | <0,1  | 0,57  | 0,44 | Rest  | <0,05 | —     |
| 18              | Incoloy 800        | HH 6603        | 0,044 | 0,25  | 0,95  | 0,01  | 0,002 | 21,1  | 31,75 | 0,03  | <0,1  | 0,57  | 0,44 | Rest  | <0,05 | —     |

Tabelle 3: Chemische Analyse\*) des Versuchsmaterials

\*) durchgeführt im Laboratorium für Werkstoffuntersuchungen des Instituts für Material- und Festkörperforschung

| Vers.-Reihe<br>Nr. | Rohrwerkstoff | Charge-<br>Nr. | Bemerkungen             | n - Wert | K - Wert             |
|--------------------|---------------|----------------|-------------------------|----------|----------------------|
| 1                  | Hastelloy X   | X4-4493        |                         | 6,1      | $2,0 \cdot 10^{-11}$ |
| 2                  | Inconel 718   | 7310-E         |                         | 3,2      | $5,2 \cdot 10^{-9}$  |
| 3                  | Inconel 625   | NX 832 AV      | Anlieferungszustand     | 5,3      | $1,8 \cdot 10^{-12}$ |
| 4                  | Inconel 625   | NX 832 AV      | geglüht 1150° C 1 h / L | 8,5      | $1,1 \cdot 10^{-16}$ |
| 6                  | Incoloy 800   | 972 554        | Ti < 0,05 % Al < 0,1 %  | 7,1      | $2,0 \cdot 10^{-10}$ |
| 7                  | Incoloy 800   | 1193-A         | Ti = 0,41 % Al = 0,47 % | 9,0      | $8,1 \cdot 10^{-15}$ |
| 7a                 | Incoloy 800   | 1193-A         | Ti = 0,41 % Al = 0,47 % | 9,0      | $8,1 \cdot 10^{-15}$ |

Tabelle 4:

Aus Längszugkriechversuchen bei 700° C an glatten gezogenen Rohren ermittelte Norton'sche Kriechparameter

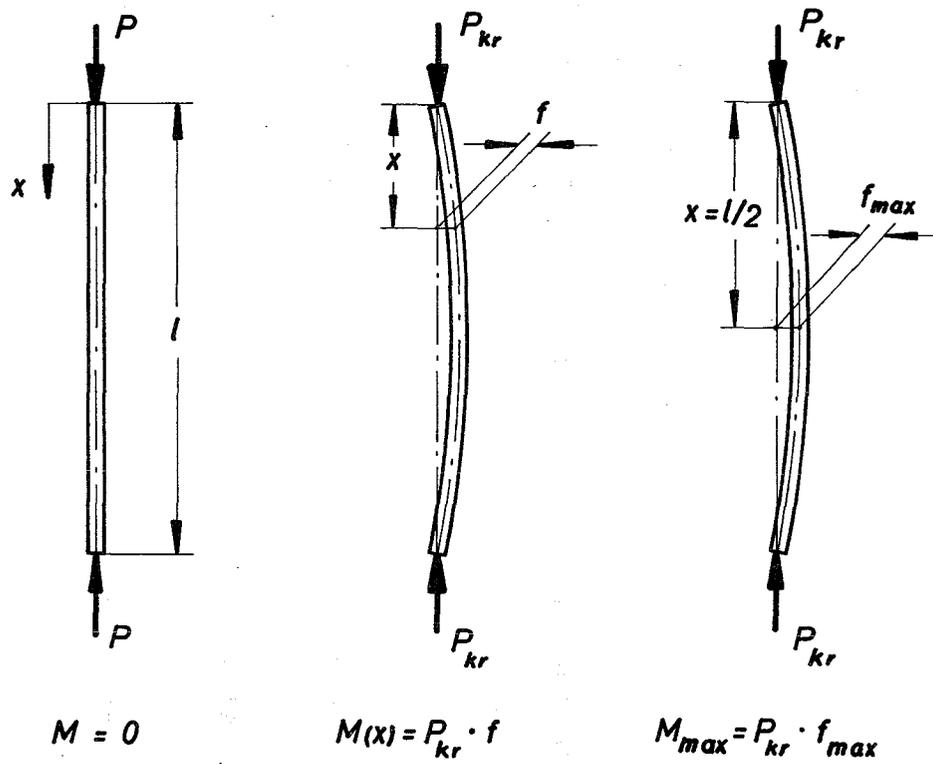


Abb. 1 Biegemomente und Durchbiegungen beim Knickstab

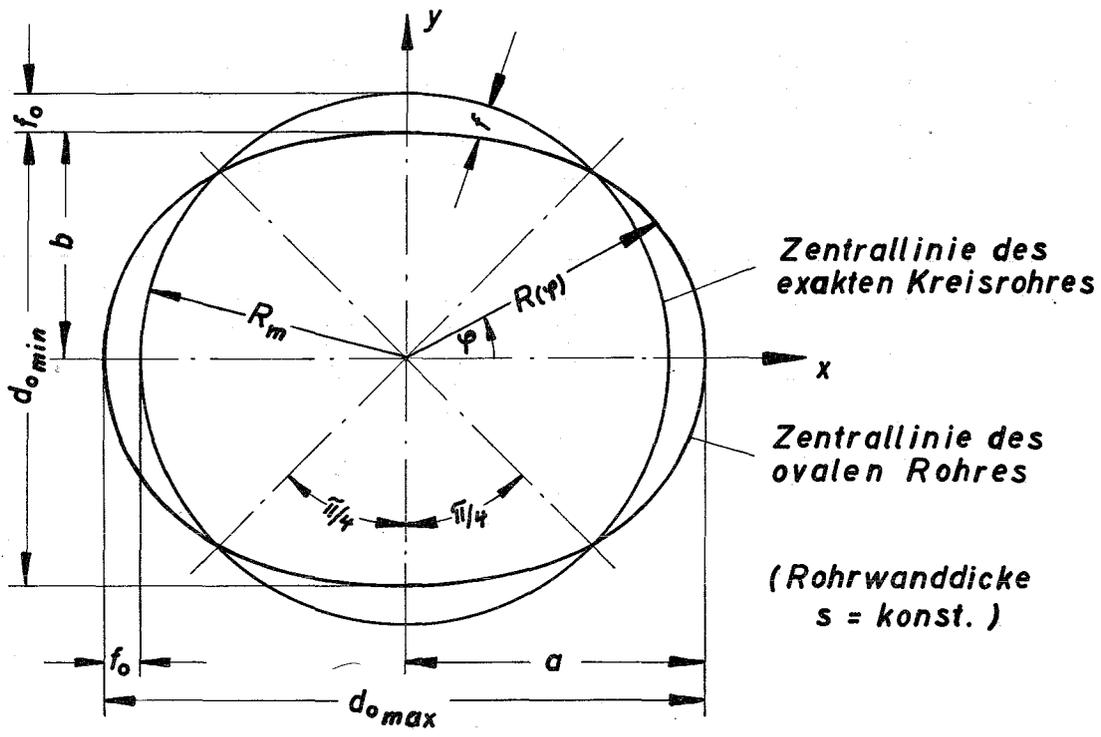


Abb. 2 Ovalität eines Rohres

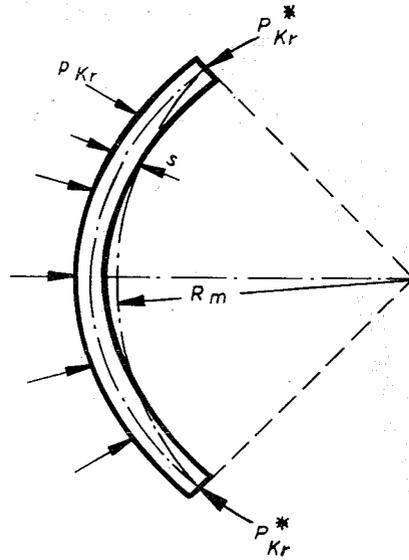


Abb. 3 Kräfteverteilung an einem durch Außendruck belasteten Rohrbogen [6]

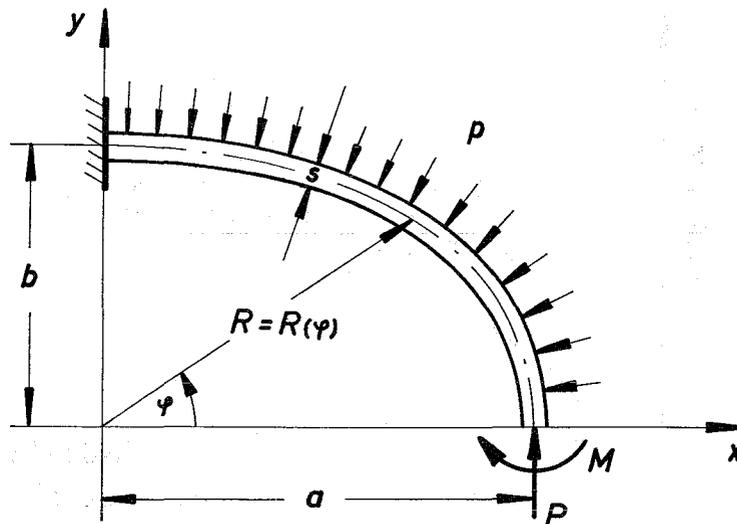


Abb. 4 Außendruckbelastung eines ovalen Rohres

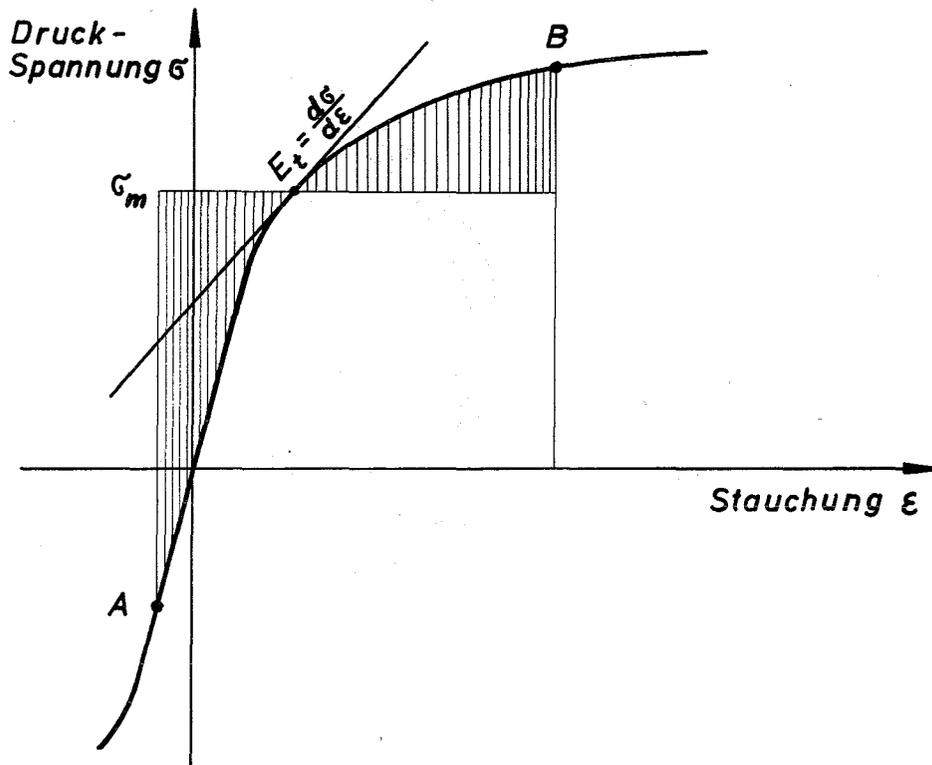


Abb. 5 Graphische Ermittlung der Spannung  $\sigma_m$  zur Bestimmung des kritischen Belastungsdruckes bei überelastischer Beulung nach Corum [8]

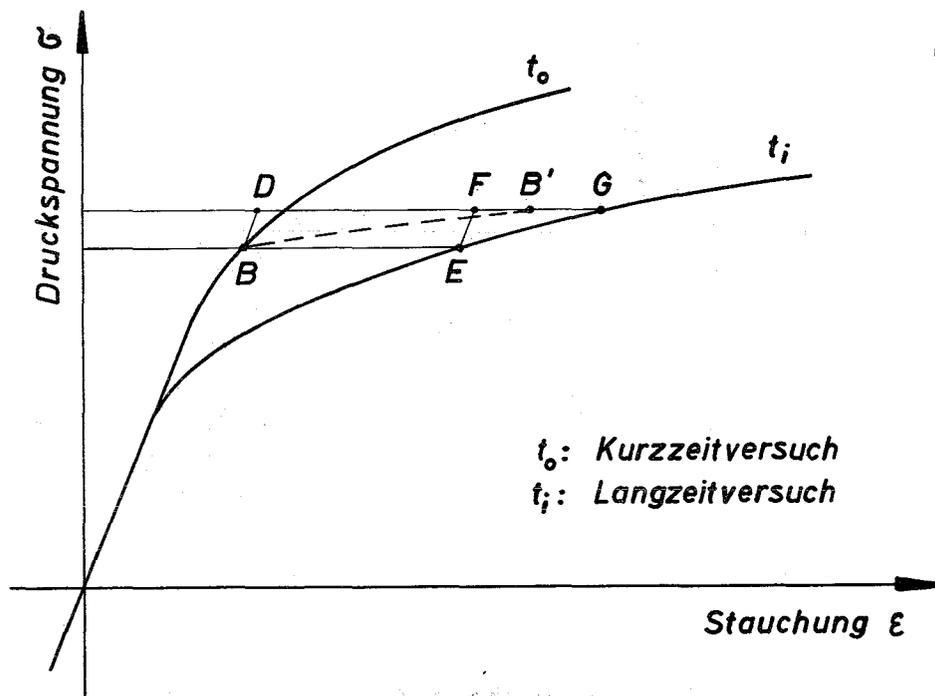


Abb. 6 Darstellung eines Kriechvorgangs durch isochrone  $\sigma, \epsilon$  - Kurven nach Corum [8]

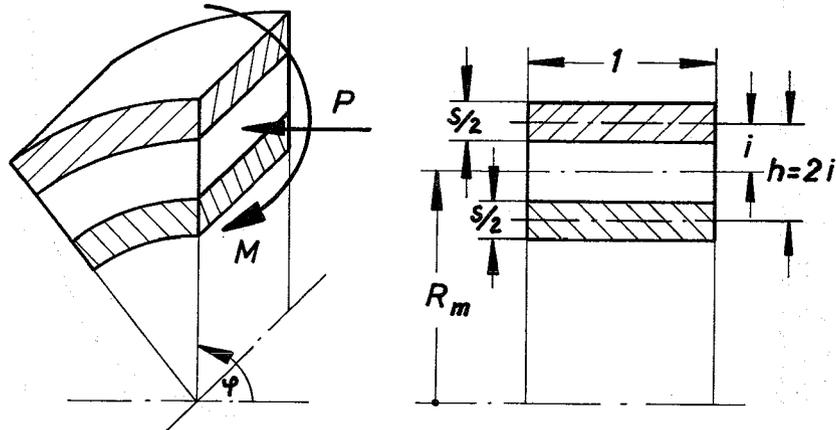


Abb. 7 Schema einer Rohr-Sandwich-Konstruktion

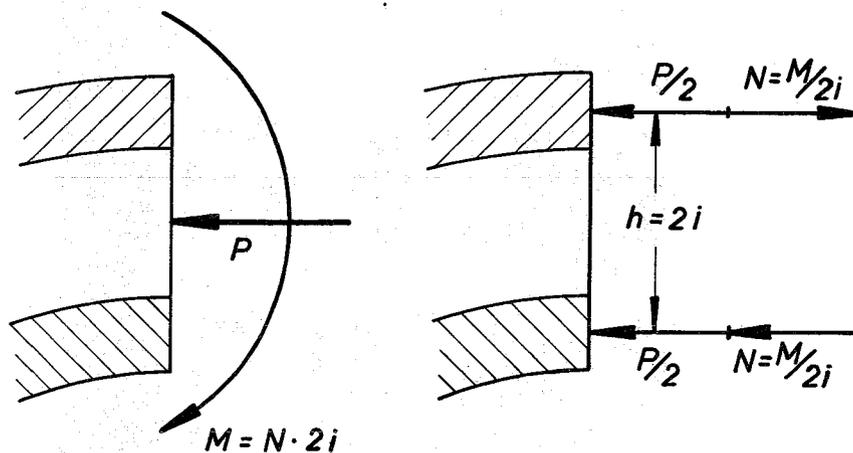


Abb. 8 Verteilung von Umfangskraft  $P$  und Biegemoment  $M$  auf Außen- und Innenfaser beim Sandwich-Modell

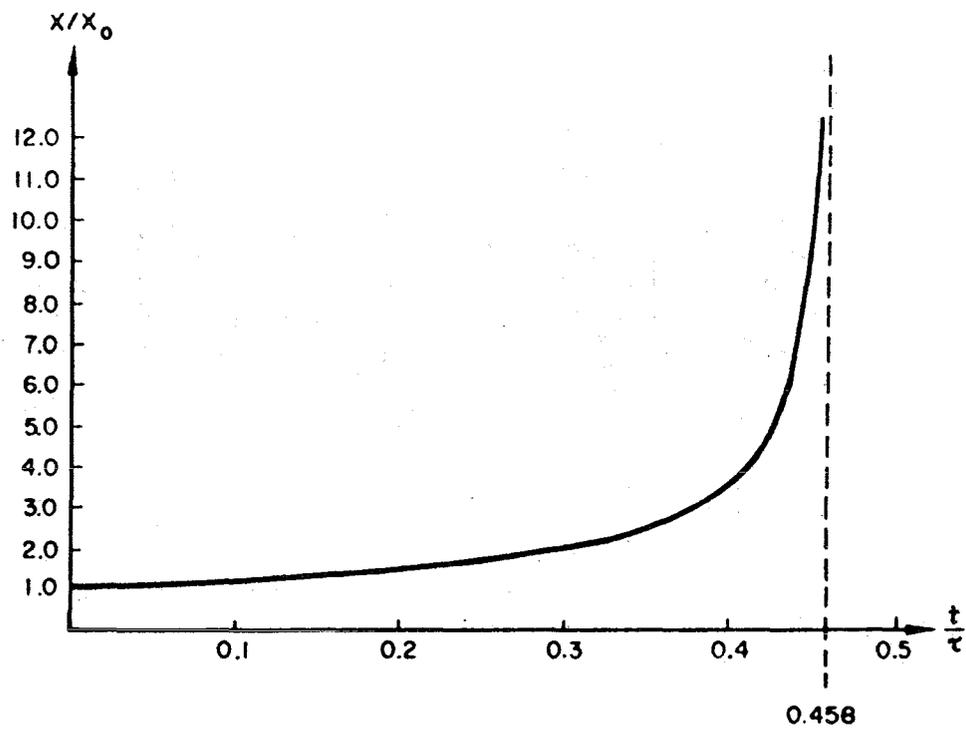


Abb. 9 Schematischer Verlauf der Ovalität  $X/X_0$  in Abhängigkeit von der Zeit  $t/\tau$  nach Hoff [15]

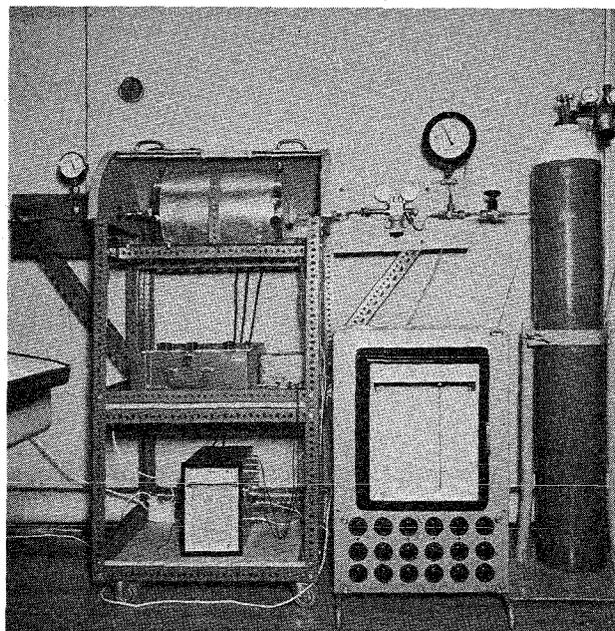


Abb. 10 Kriechbeulversuchsanlage zur Vorerprobung

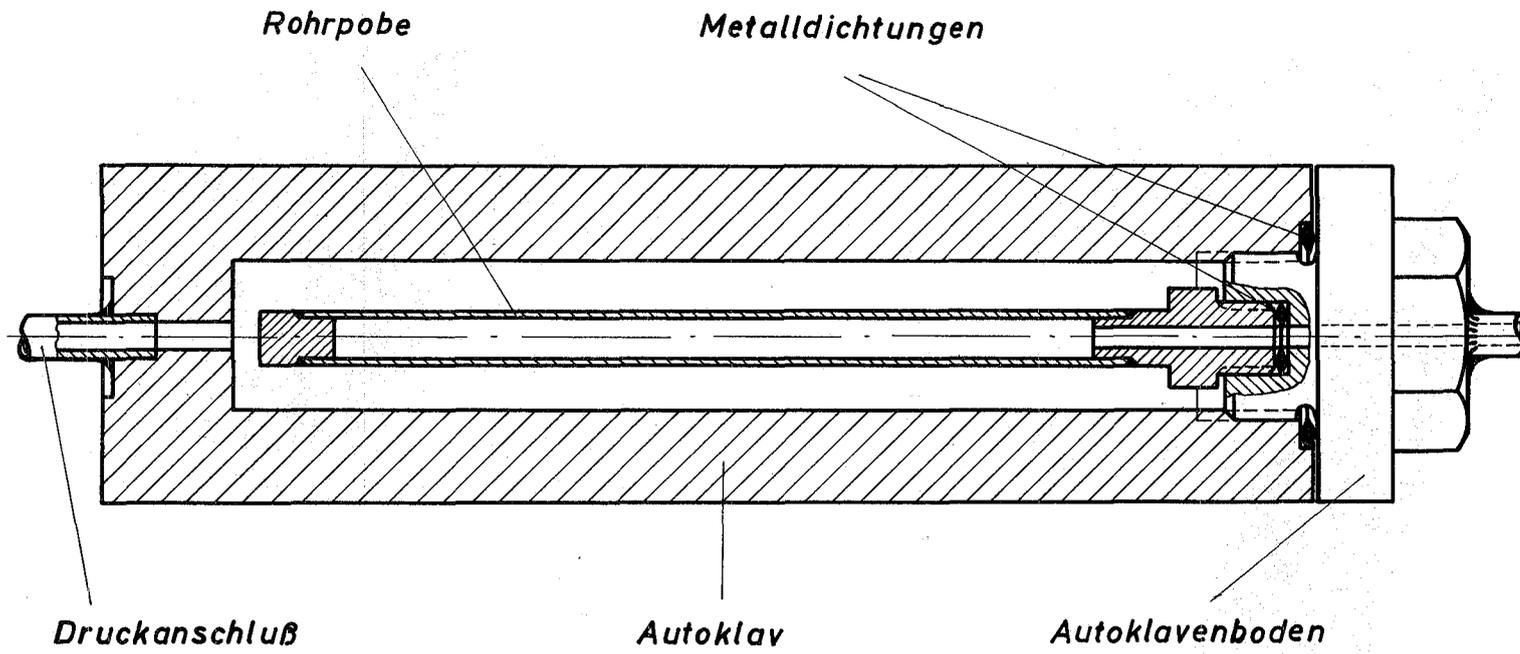


Abb. 11

Autoklav mit eingebauter Rohrprobe

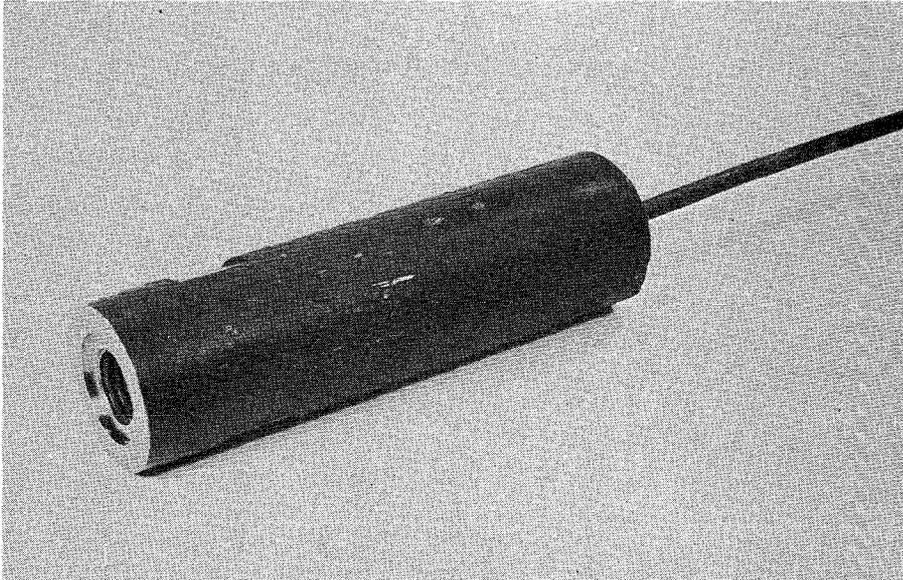


Abb. 12      Autoklav mit Druckanschluß

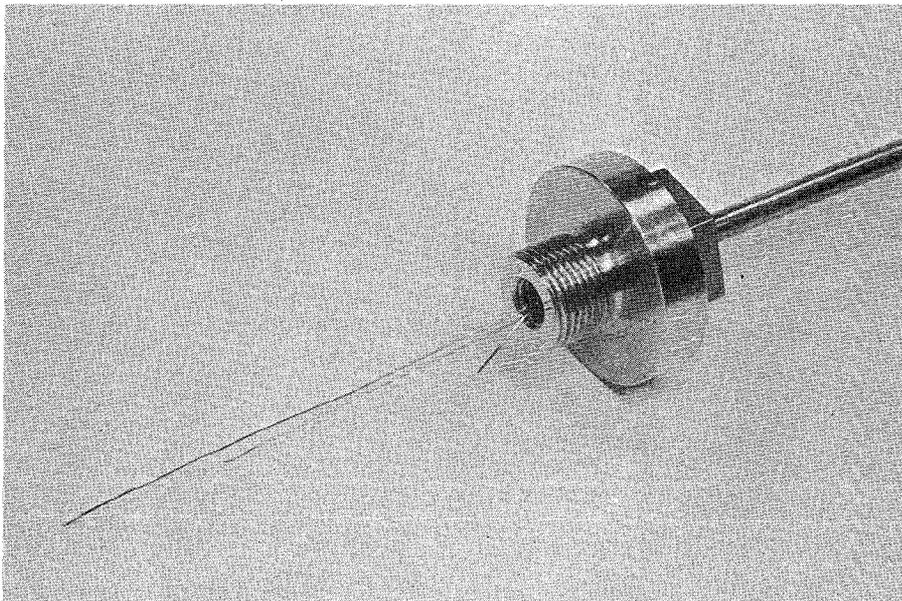


Abb. 13      Autoklavenboden mit Thermoelementen

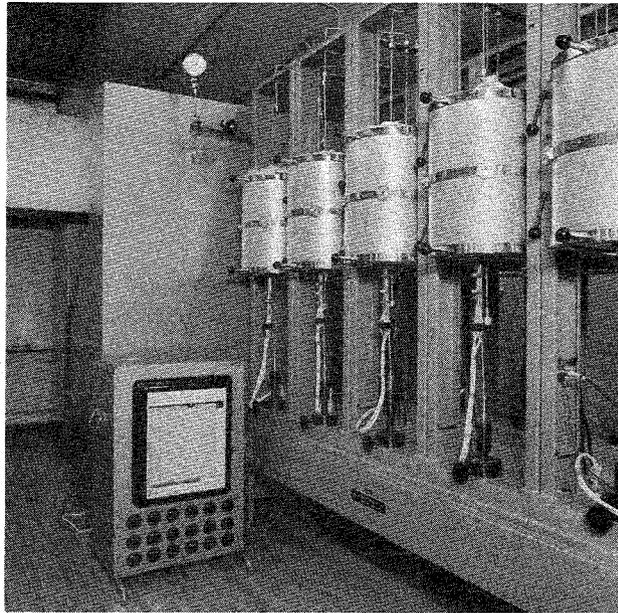


Abb. 14      Zeitstandprüfbatterie für Kriechbeulversuche

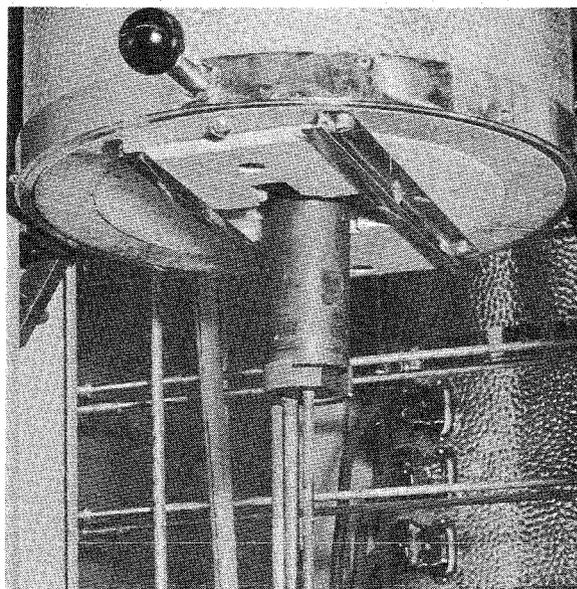


Abb. 15      Autoklaveneinbau in 3-Zonen-Heizofen

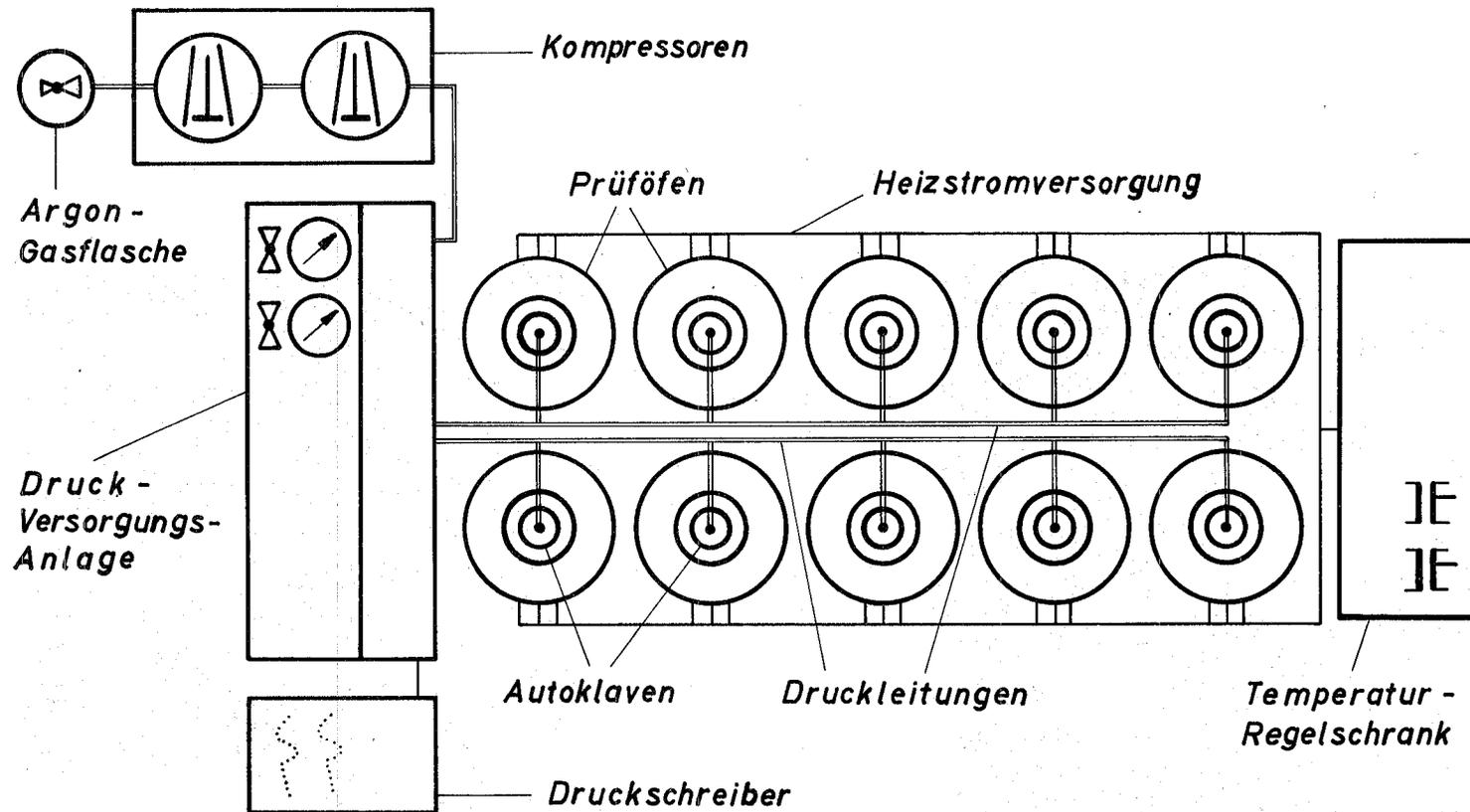
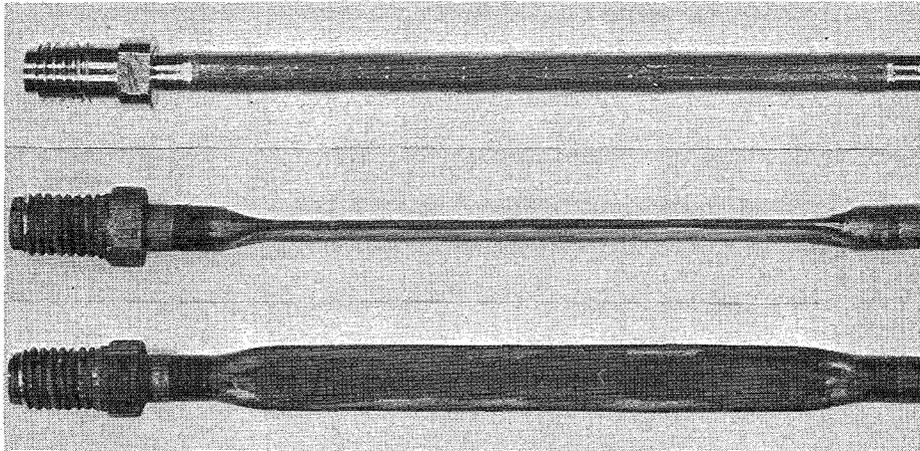
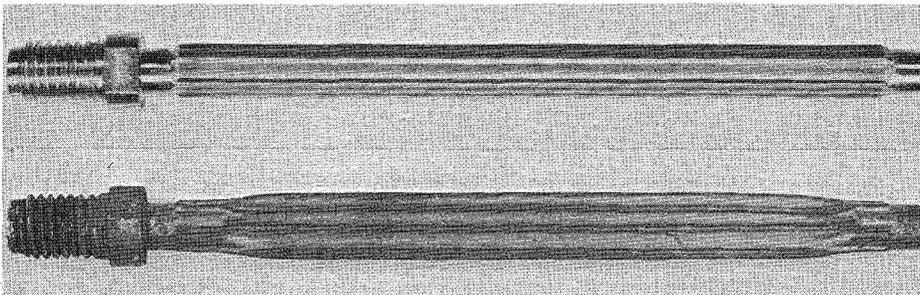


Abb. 16

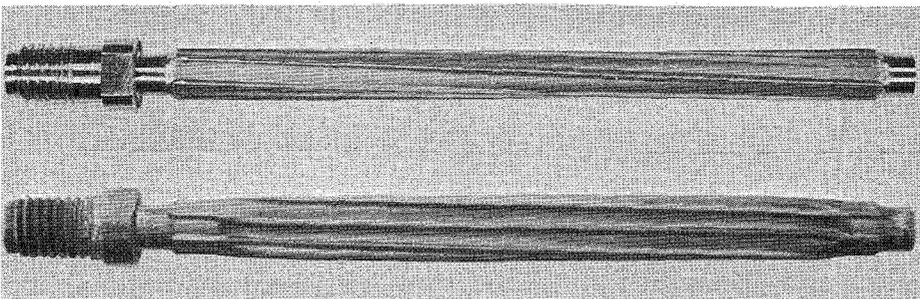
Aufbauschema der Kriechbeulversuchsanlage



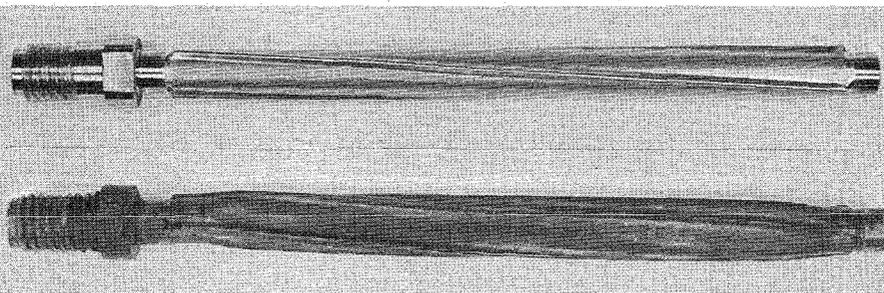
a) glattes Rohr



b) 6-Rippen-Rohr mit geraden Rippen



c) 6-Rippen-Rohr mit Wendel-Rippen



d) 3-Rippen-Rohr mit Wendel-Rippen

Abb. 17 a-d : Kriechbeulproben vor und nach dem Versuch

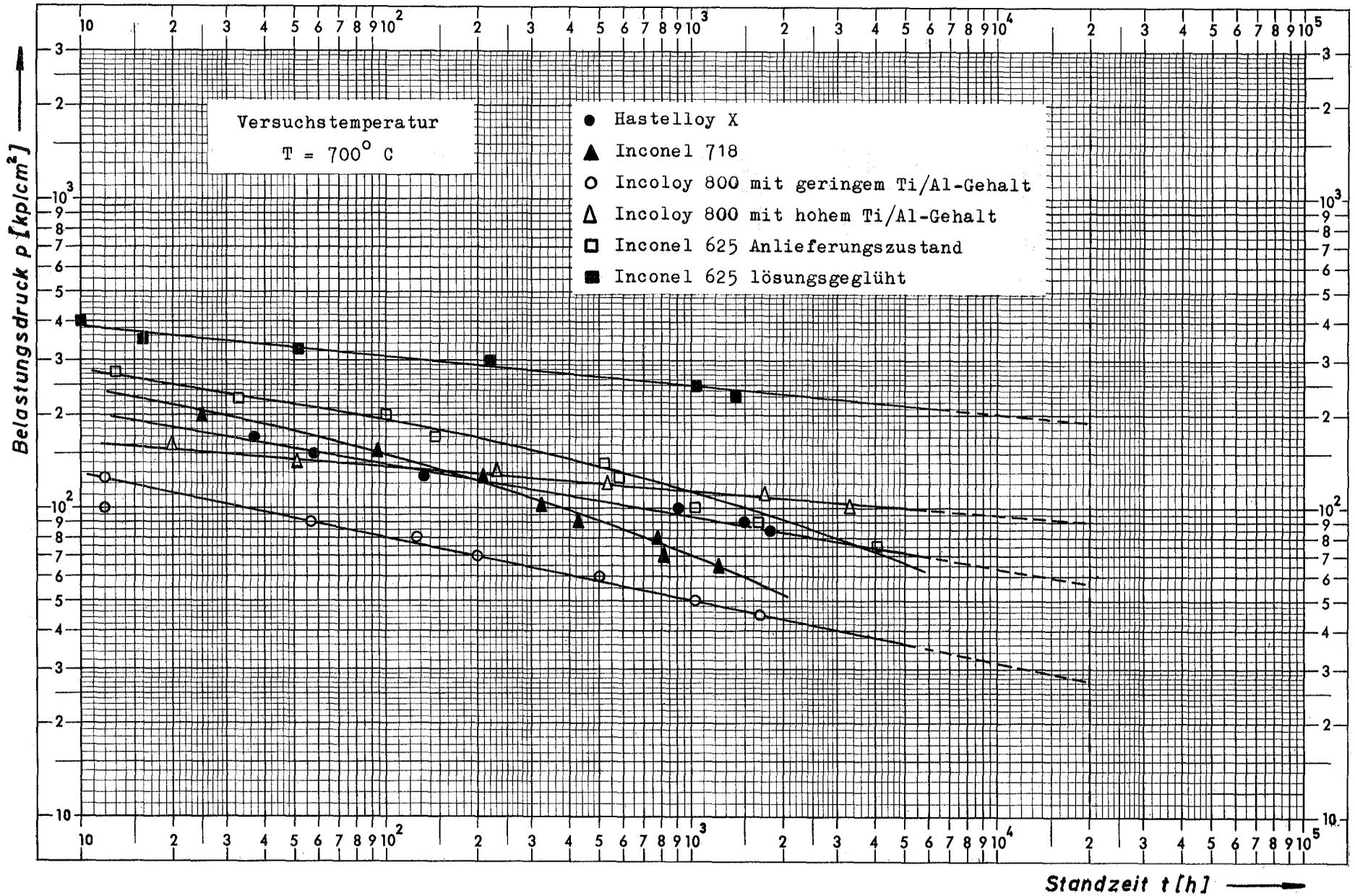


Abb. 18 Kriechbeulstandzeiten in Abhängigkeit vom Belastungsdruck bei gezogenen glatten Rohren

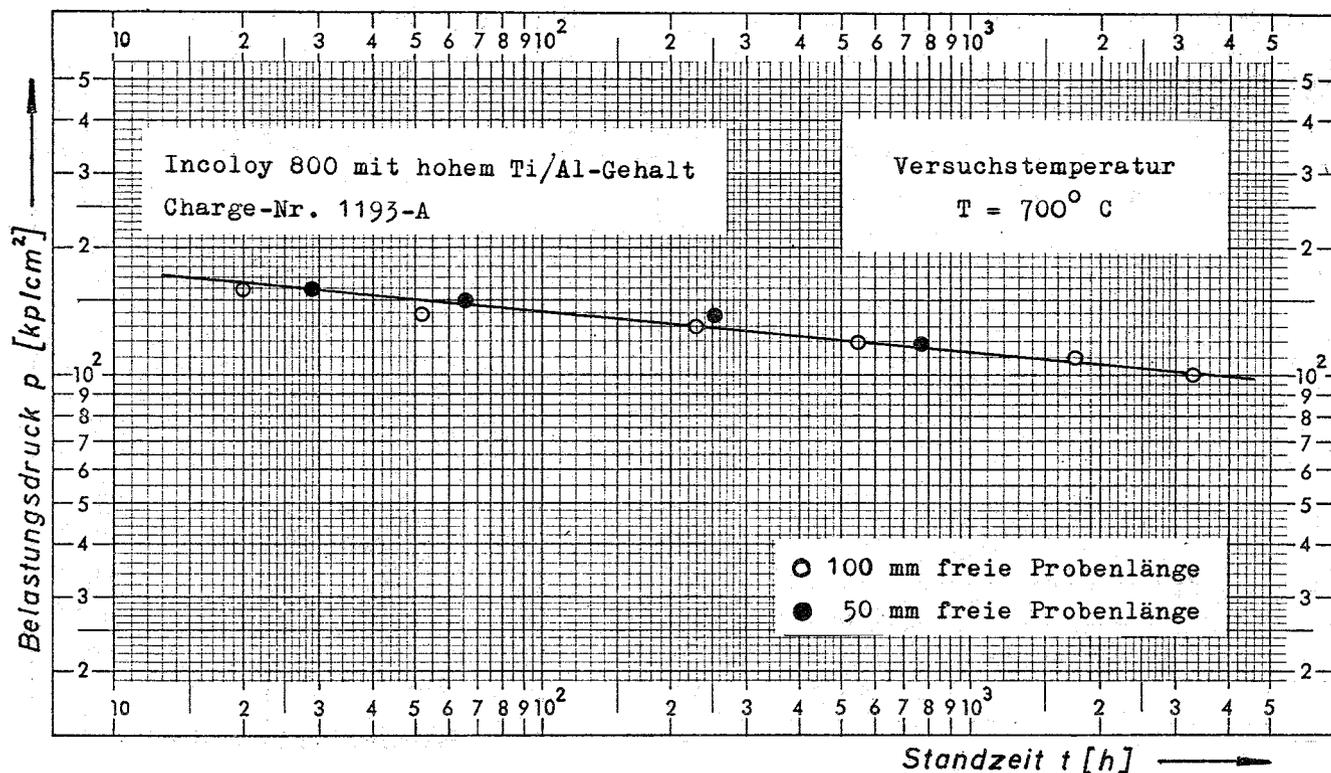


Abb. 19 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten zwischen gezogenen glatten Rohren mit 50 mm und 100 mm freier Probenlänge

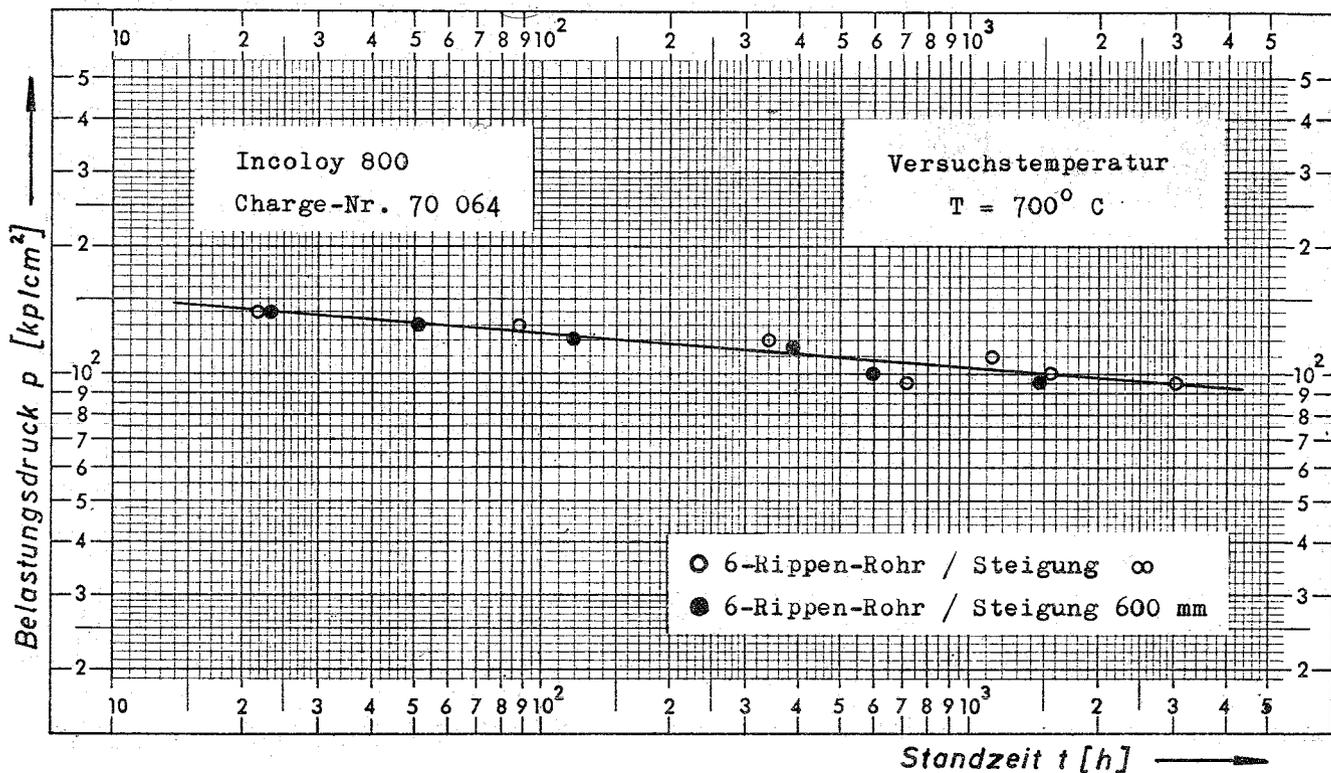


Abb. 20 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten zwischen gerade und gewendelt berippten gezogenen Rohren

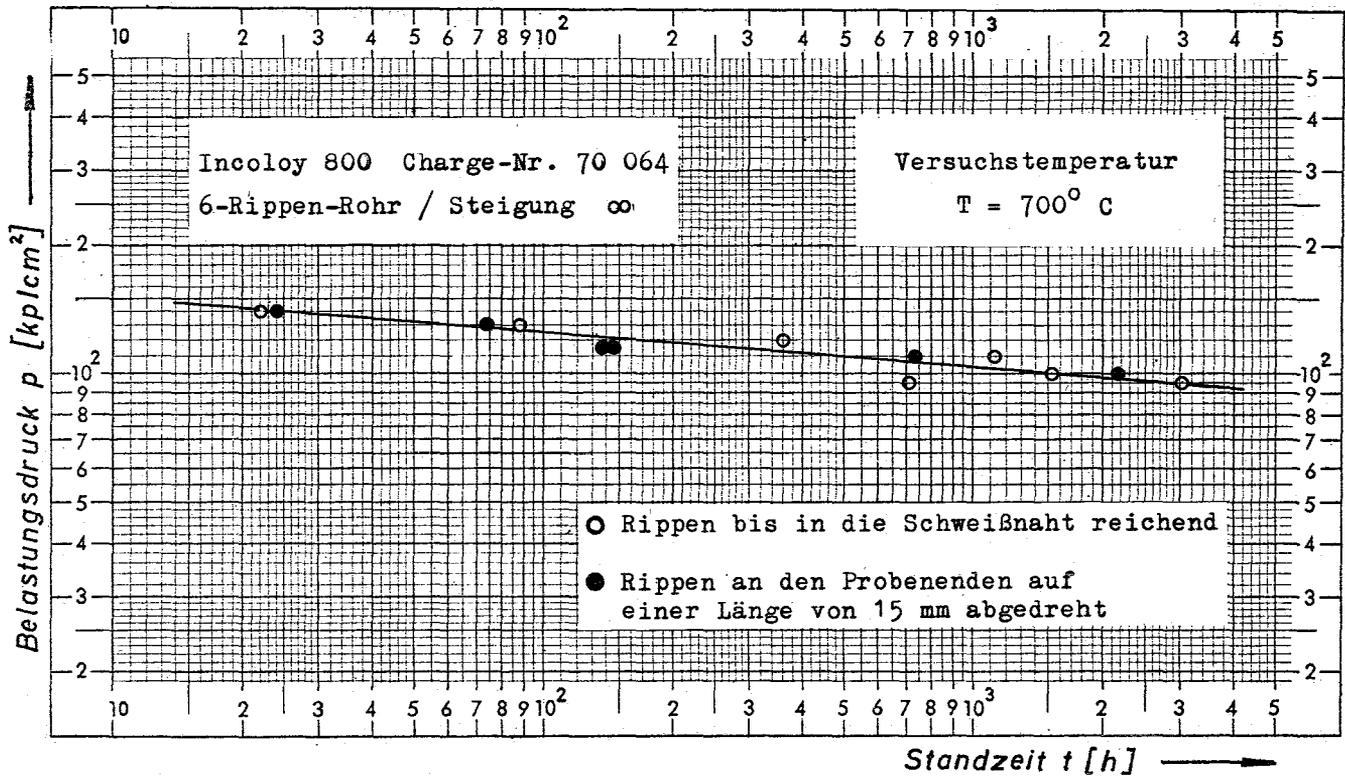


Abb. 21 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten gerade berippter gezogener Rohre mit an den Rohrenden abgedrehten Rippen gegenüber den gleichen Rohren mit bis in die Schweißnaht reichenden Rippen

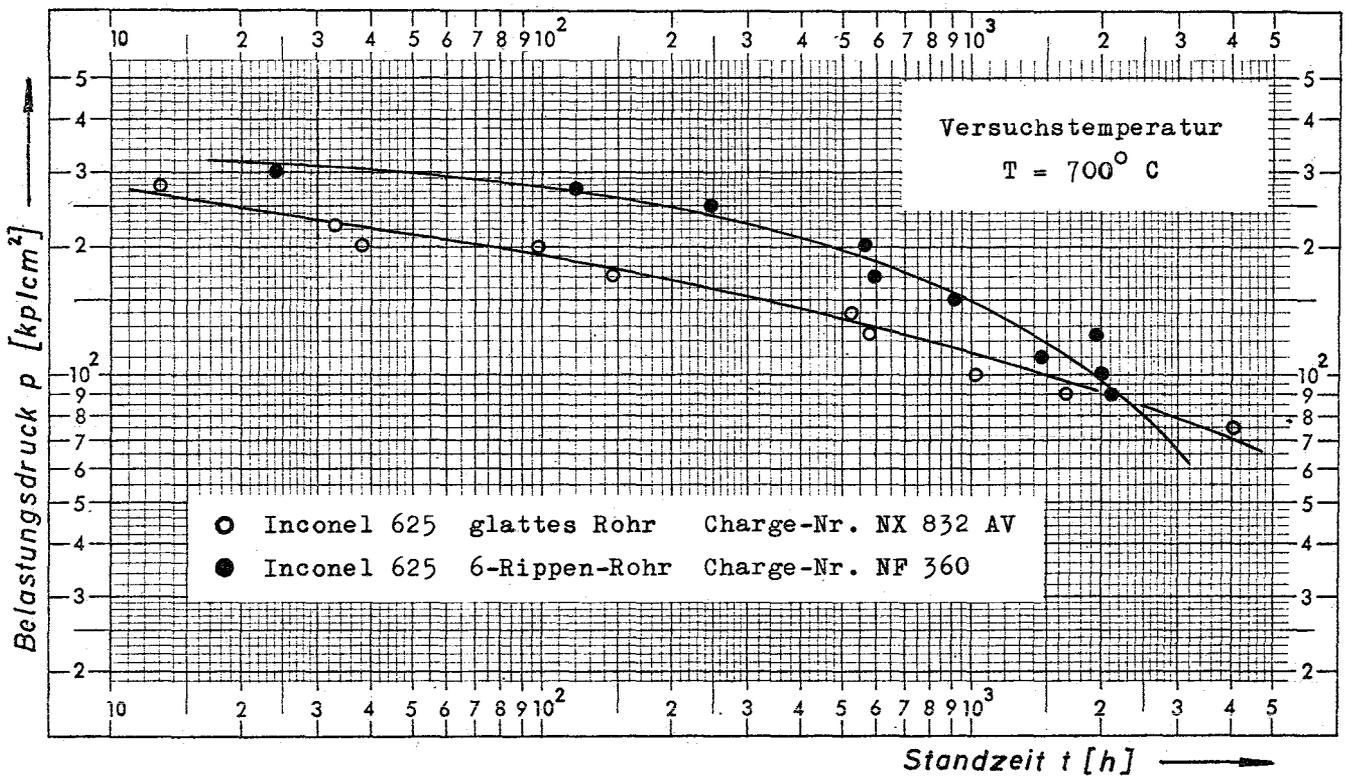


Abb. 22 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten von glatten und gewendelt berippten gezogenen Inconel 625 - Rohren

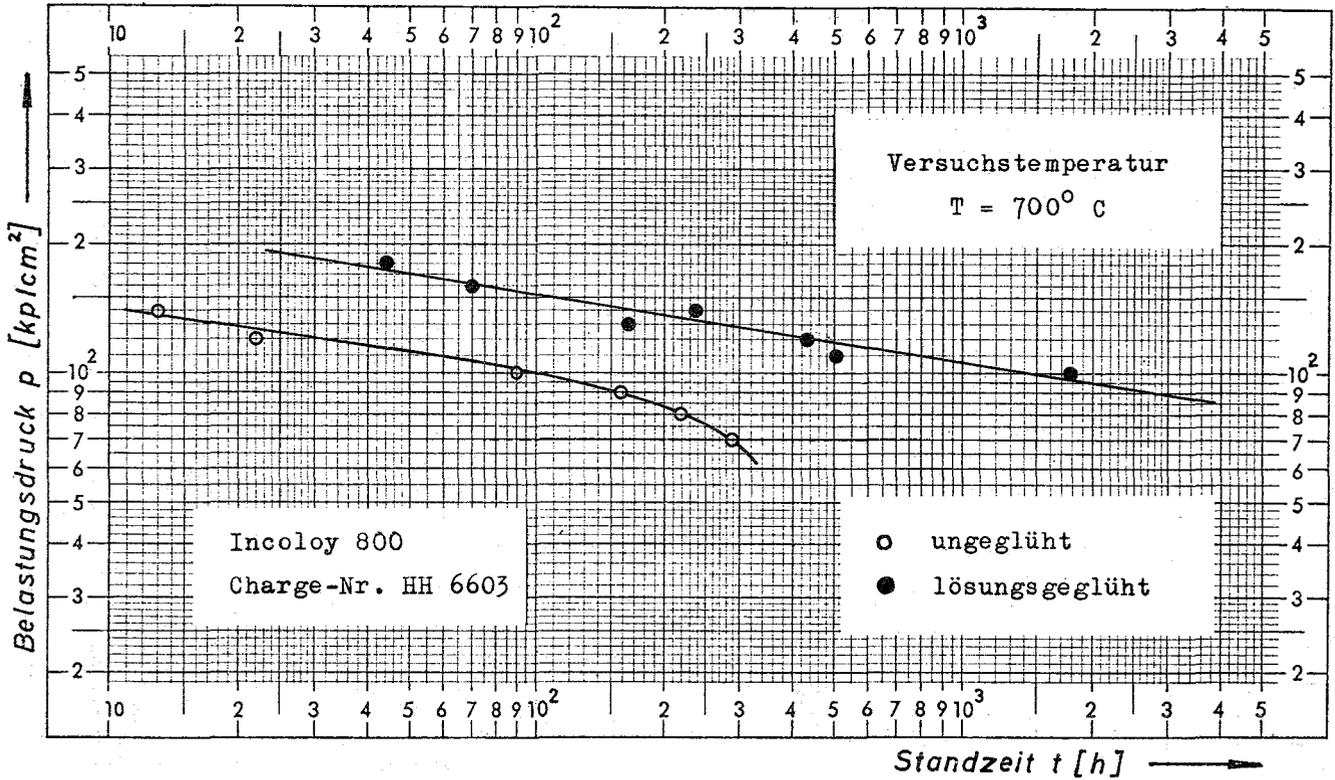


Abb. 23 Kriechbeulstandzeitverhalten spanend gefertigter glatter Rohre aus Incoloy 800 in ungeglühtem und lösungsgeglühtem Zustand

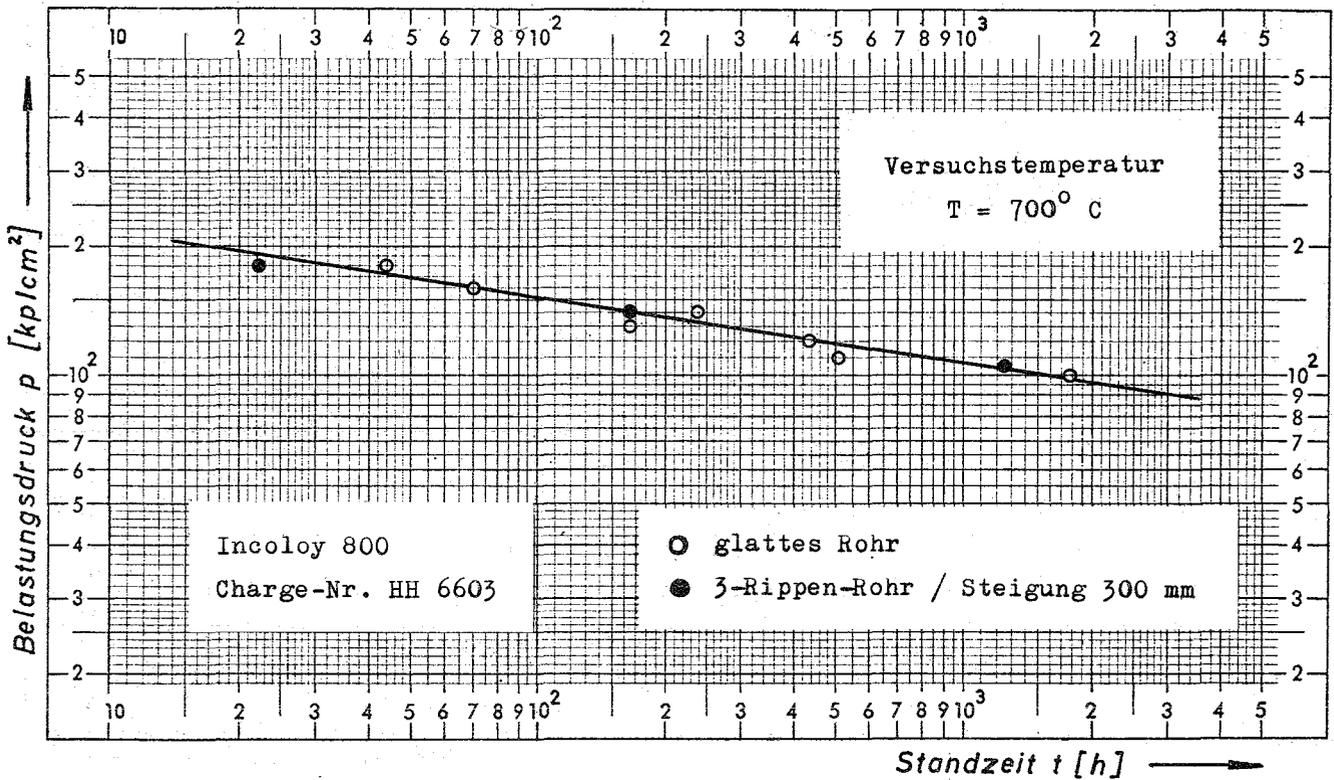


Abb. 24 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten glatter Rohre und 3 - Rippen - Rohre mit 300 mm Rippensteigung in spanend gefertigter Ausführung

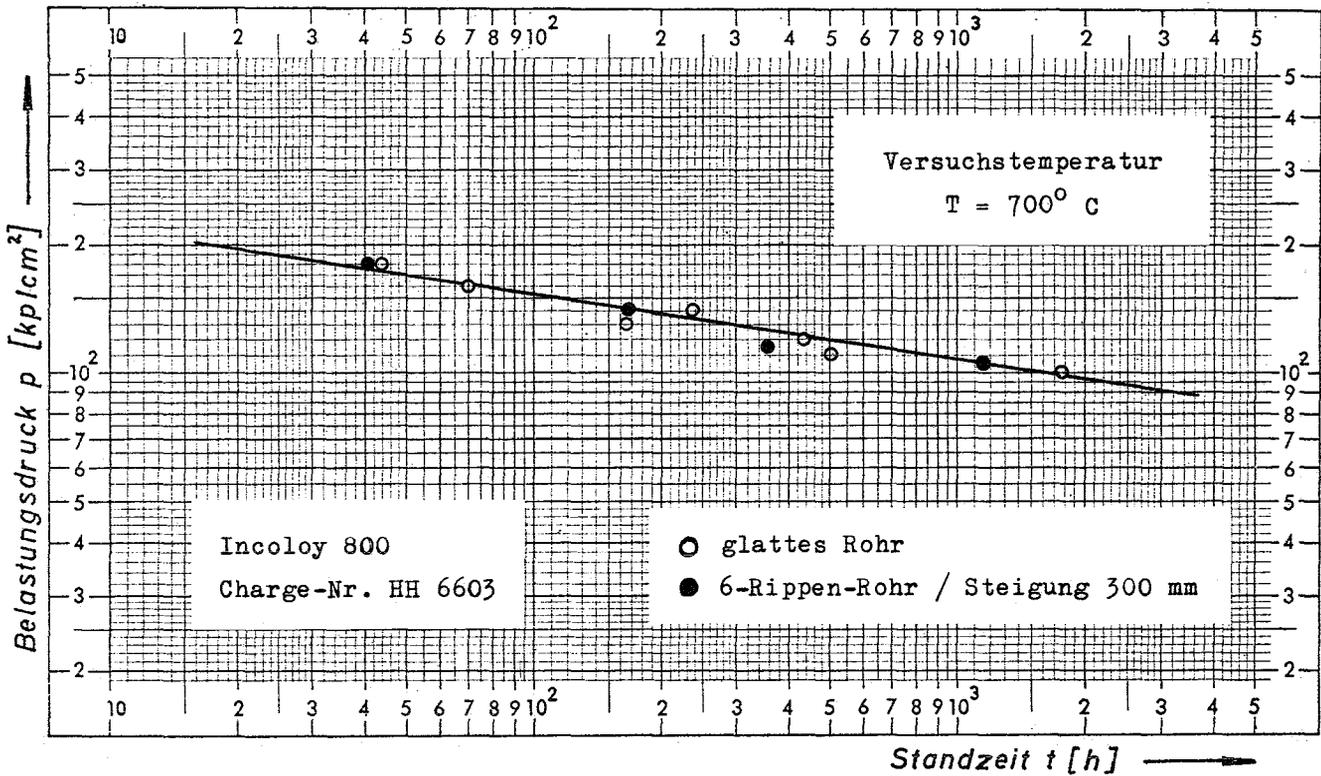


Abb. 25 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten glatter Rohre und 6 - Rippen - Rohre mit 300 mm Rippensteigung in spanend gefertigter Ausführung

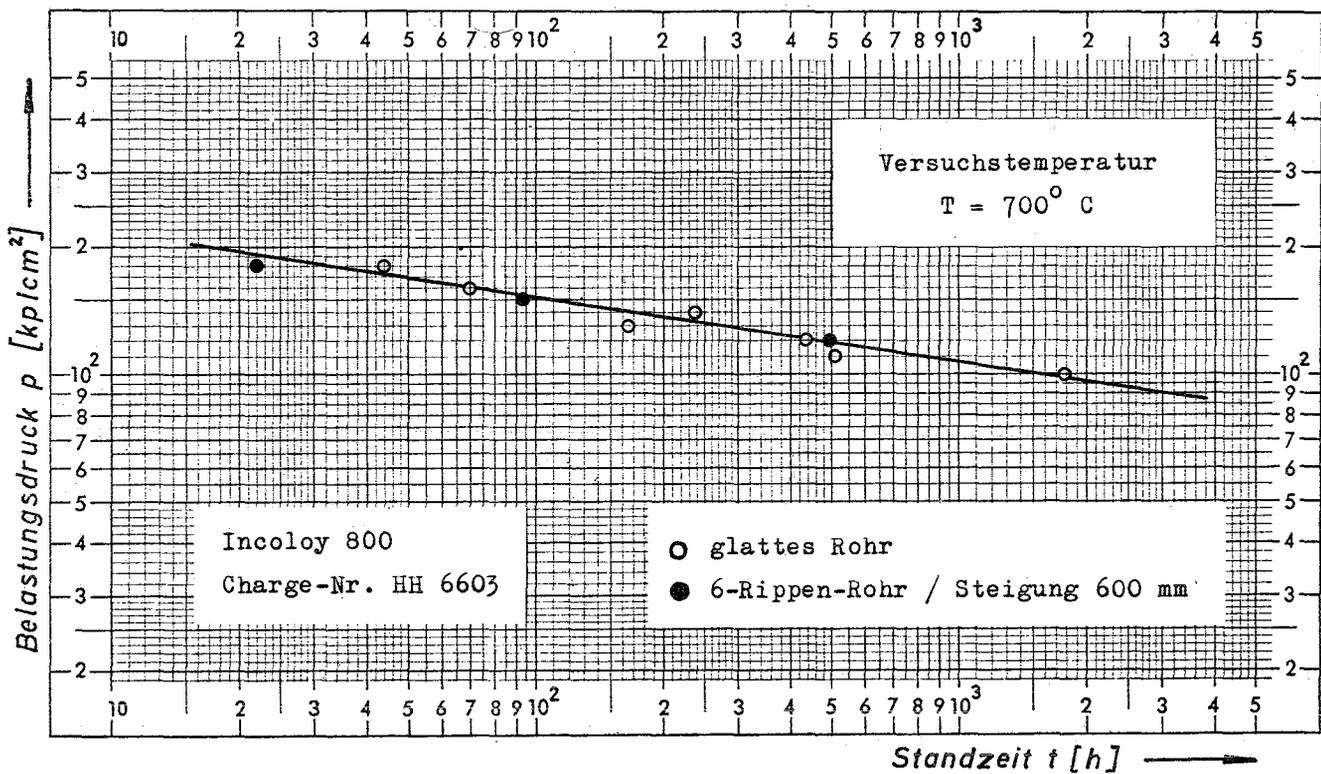


Abb. 26 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten glatter Rohre und 6 - Rippen - Rohre mit 600 mm Rippensteigung in spanend gefertigter Ausführung

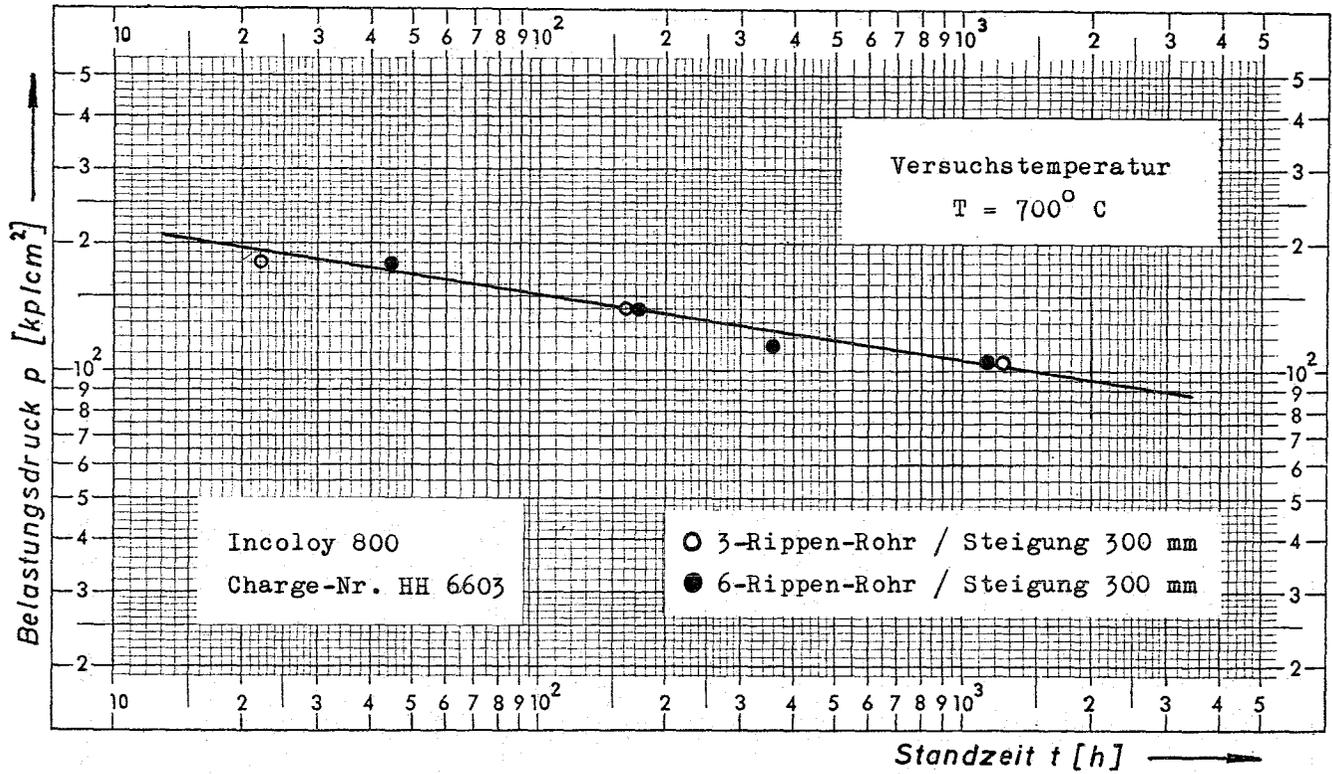


Abb. 27 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten von 3 - Rippen - Rohren mit 300 mm Rippensteigung und 6 - Rippen - Rohren mit 300 mm Rippensteigung in spanend gefertigter Ausführung

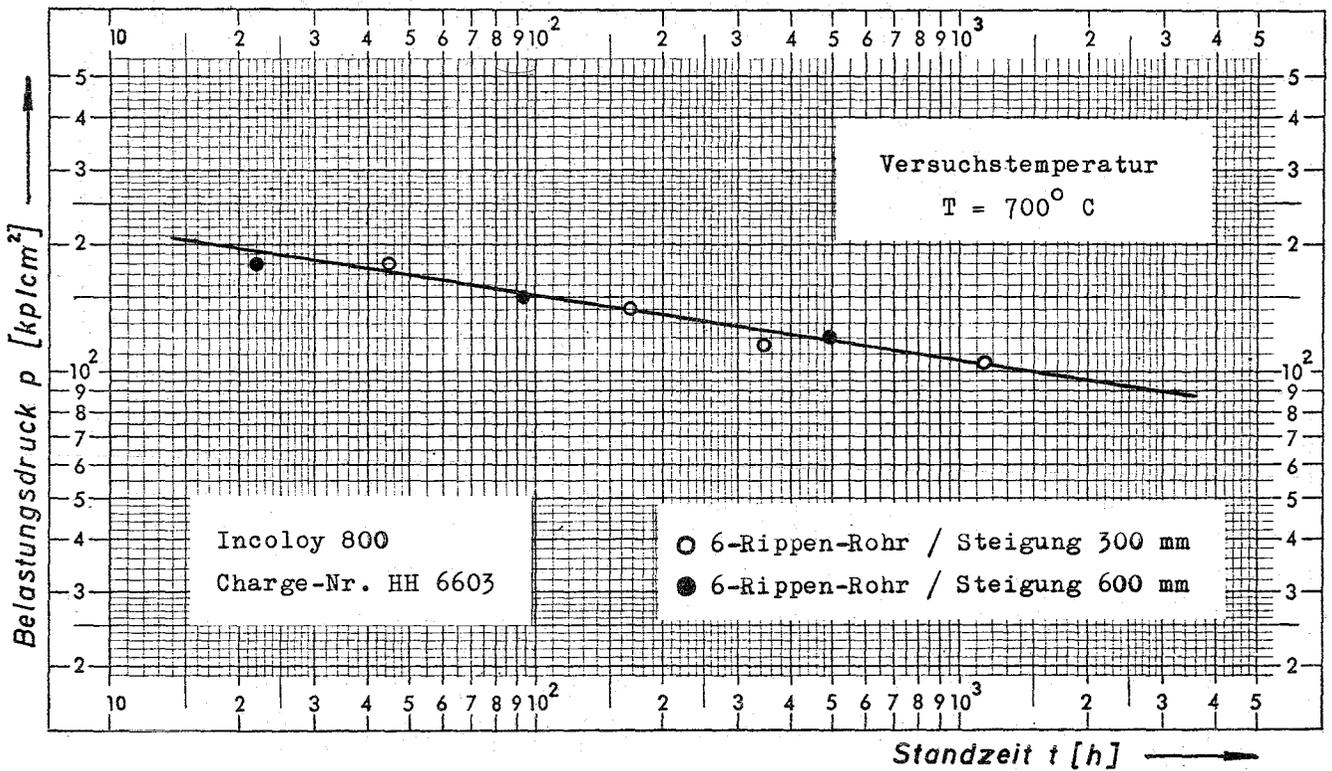


Abb. 28 Vergleich der Kriechbeulstandzeiten von 6 - Rippen - Rohren mit 300 mm Rippensteigung und 6 - Rippen - Rohren mit 600 mm Rippensteigung in spanend gefertigter Ausführung

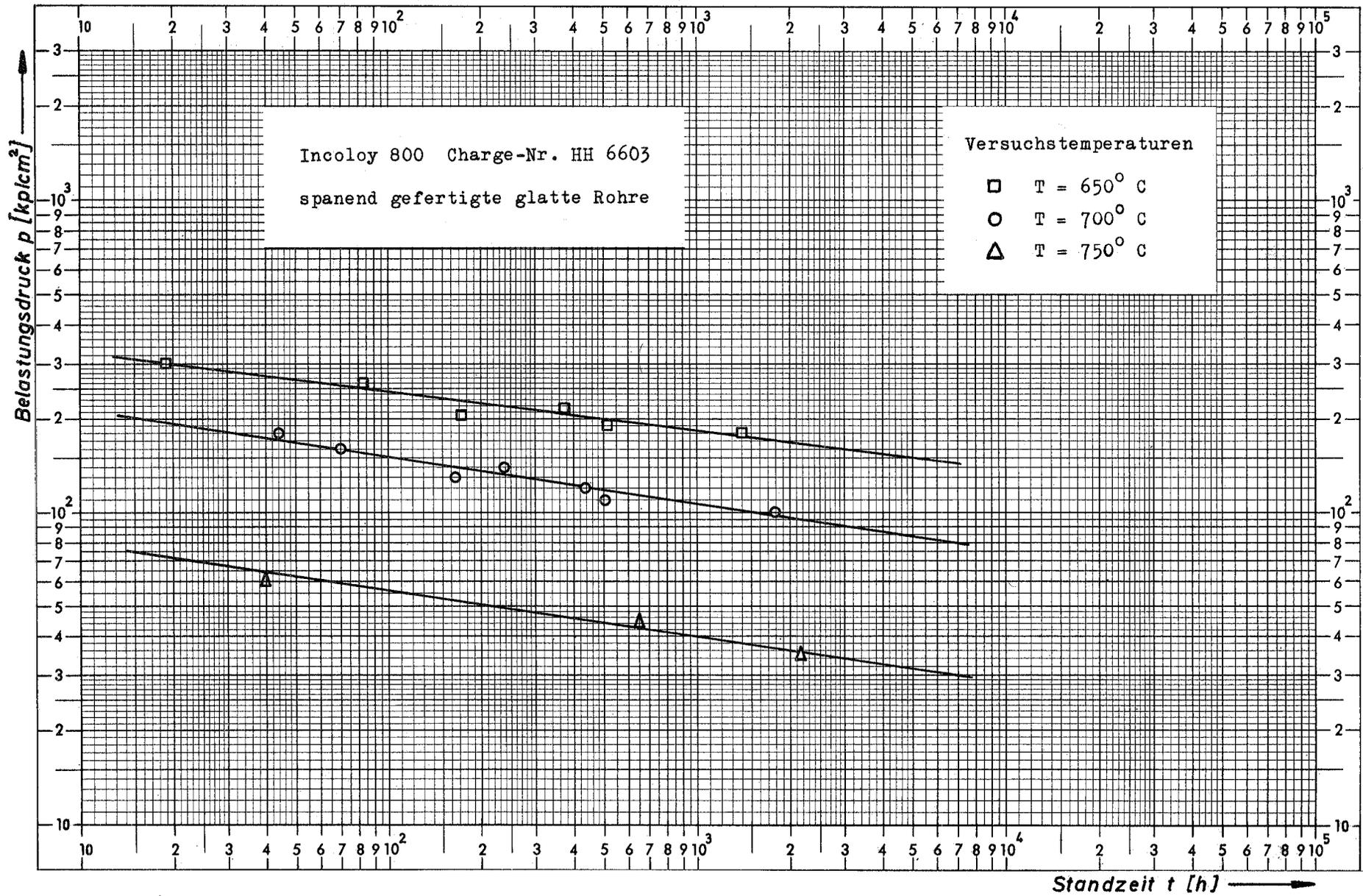


Abb. 29

Temperatureinfluß auf das Kriechbeulzeitstandverhalten

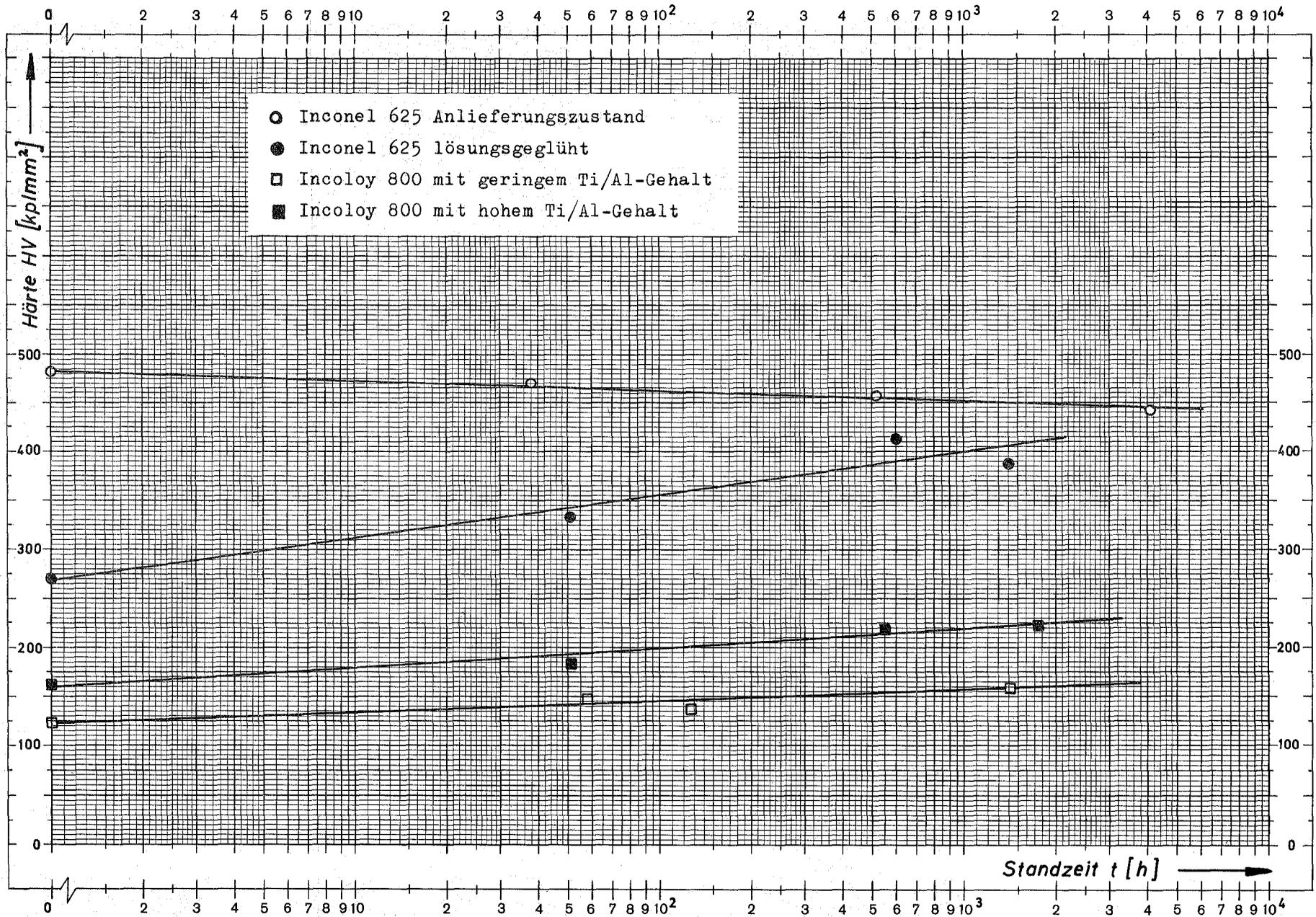
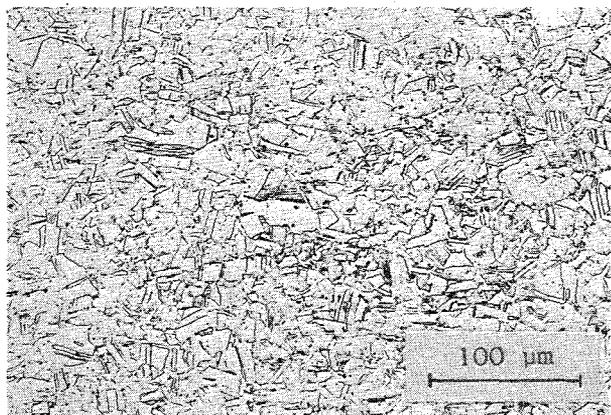


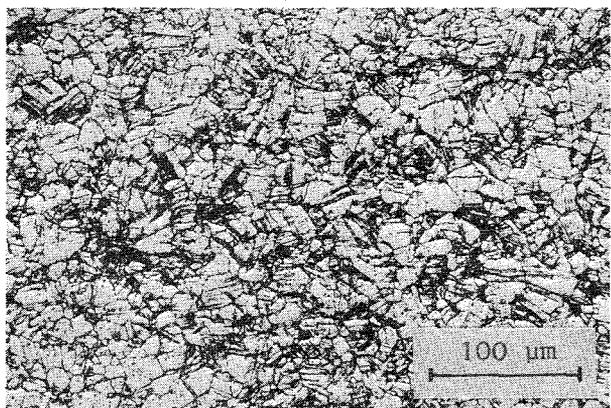
Abb. 30 Zeitliche Härteänderung von im Kriechbeulversuch bei 700° C geprüften, gezogenen glatten Rohren

Abb. 31 a-g :

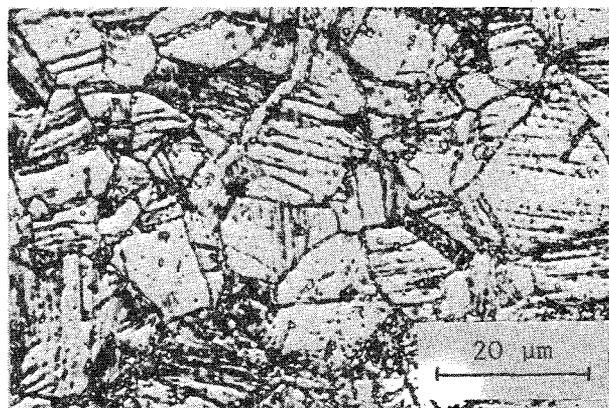
Gefüge von im Anlieferungszustand  
in Kriechbeulversuchen geprüften  
glatten Inconel 625 - Rohren



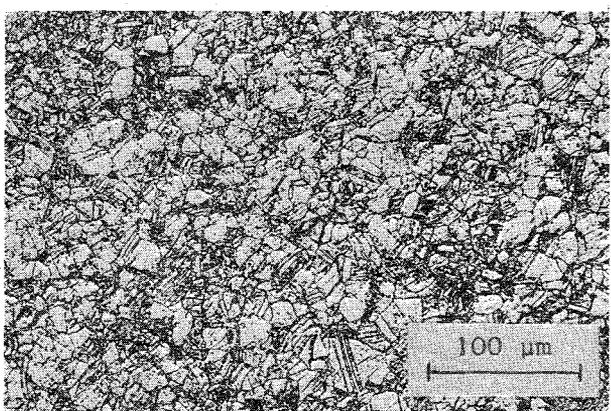
a) Standzeit 0 h



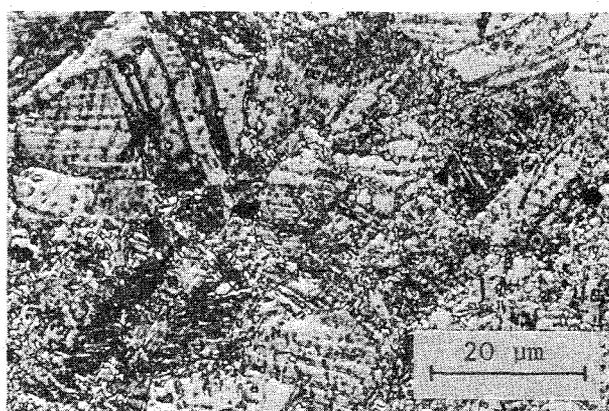
b) Standzeit 38 h



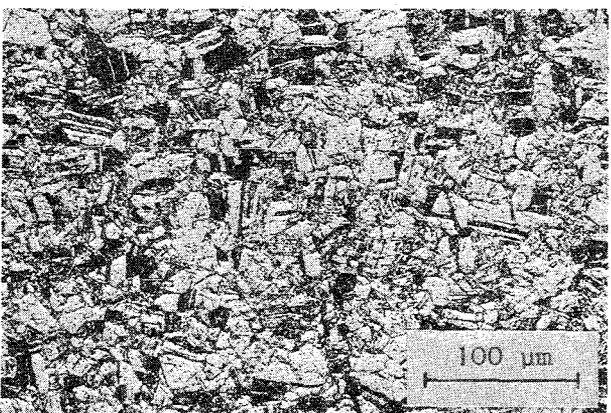
c)



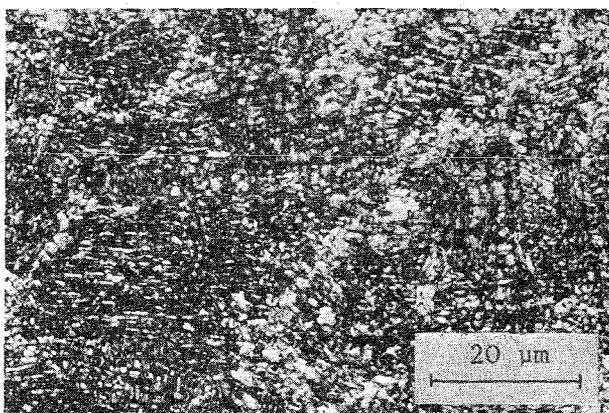
d) Standzeit 526 h



e)



f) Standzeit 4073 h



g)

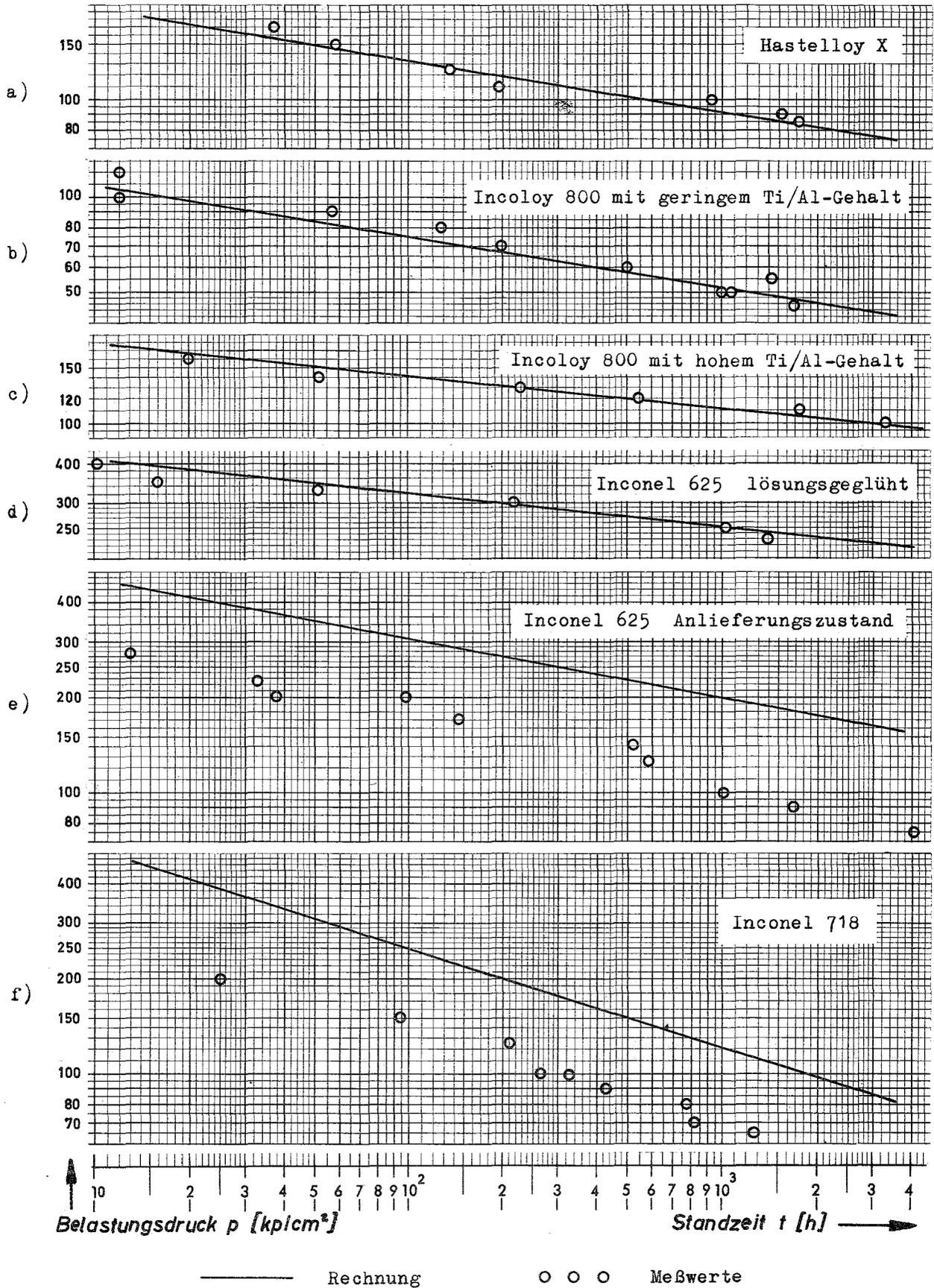


Abb. 32 a-f : Vergleich der bei 700° C experimentell ermittelten Kriechbeulstandzeiten gezogener Rohre mit den nach der Hoff'schen Theorie vorausberechneten kritischen Einbeulzeiten

