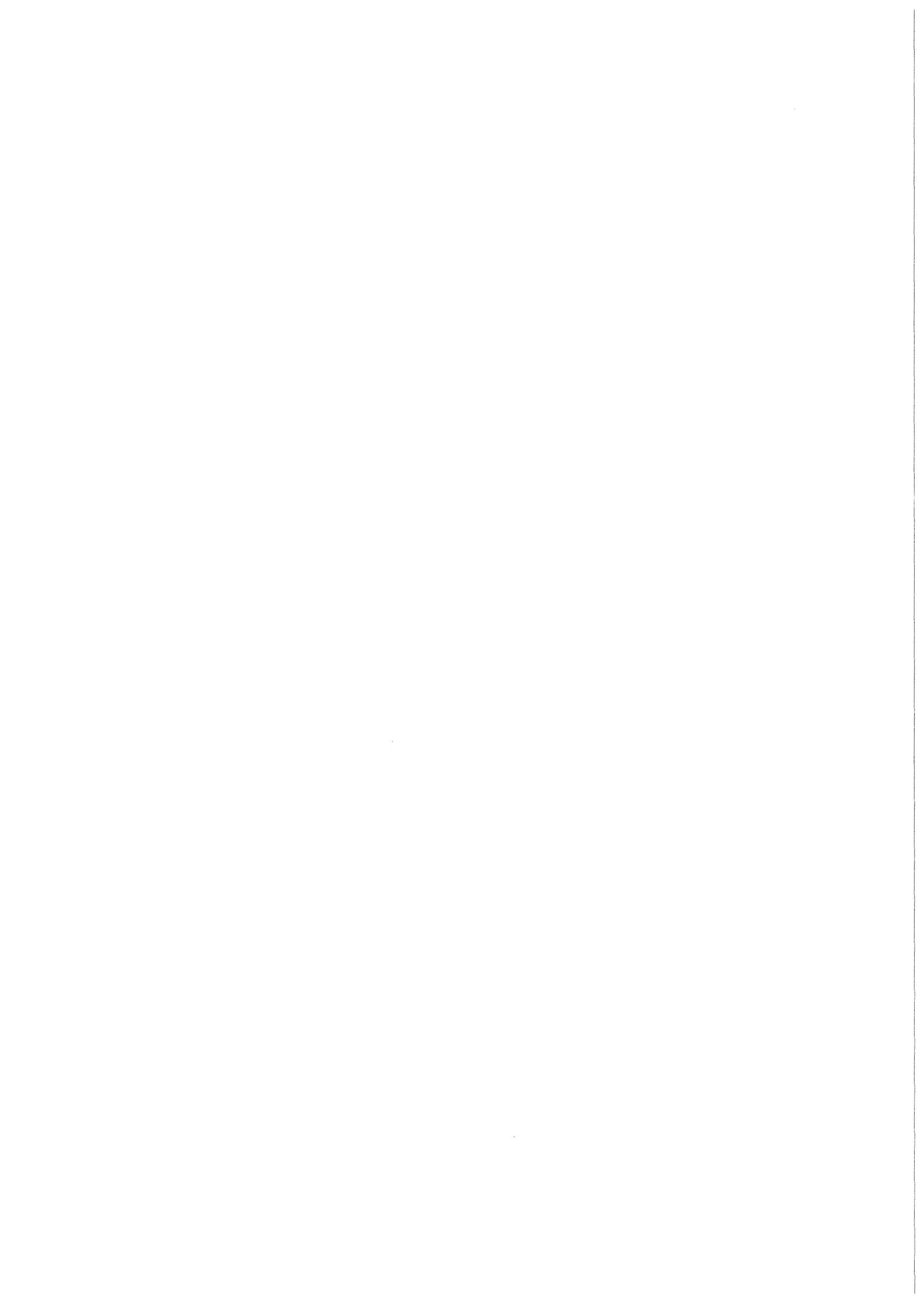


KfK 3828  
Dezember 1984

**Auswirkungen simulierter  
Kühlmitteldurchflußstörungen  
des SNR-300 (Notkühlfälle) auf  
das Zeitstandverhalten  
unbestrahlter Brennstab-  
Hüllrohre**

L. Schäfer  
Institut für Material- und Festkörperforschung  
Projekt Schneller Brüter

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Institut für Material- und Festkörperforschung  
Projekt Schneller Brüter

KfK 3828

Auswirkungen simulierter Kühlmitteldurchflußstörungen des  
SNR-300 (Notkühlfälle) auf das Zeitstandverhalten unbestrahlter  
Brennstab-Hüllrohre

L. Schäfer



Als Manuskript vervielfältigt  
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
ISSN 0303-4003

## Zusammenfassung

Die Auswirkungen spezieller Kühlmitteldurchflussstörungen des SNR-300, der sogenannten Notkühlfälle, auf die Standzeit unbestrahlter Brennstab-Hüllrohre wurde dadurch simuliert, dass Rohrinneindruck-Zeitstandversuche ( $T=650^{\circ}\text{C}$ ;  $P=380\text{ atü}$ ) nach einer Laufzeit von einigen Tagen durch eine Temperaturtransiente ( $T_T=850^{\circ}\text{C}$ ;  $P=50\text{ atü}$ ) für einige Stunden unterbrochen wurden. Die Reststandzeit nach der Transiente wurde experimentell und rechnerisch bestimmt. Sie beträgt je nach Dauer der Transiente zwischen einigen Zehntel und einigen hundert Stunden, was einen gravierenden Standzeitverlust darstellt. Während der erhöhten Temperatur ändert sich das Werkstoffgefüge stark, so dass eine Berechnung der Reststandzeit nach der life-fraction-Regel von Robinson nicht möglich ist. Eine nach Mordfin et al. modifizierte life-fraction-Regel beschreibt zwar die vorhandenen Ergebnisse genau, aber sie kann sie nicht voraussagen. Mit Hilfe einer Lebensdaueranteilregel, die die Gefügeänderungen berücksichtigt, kann die jeweilige Materialschädigung und damit die Reststandzeit berechnet werden.

Simulation of the Effects on the Time to Rupture of Unirradiated Fuel  
Rod Cladding Tubes of Specific Losses of Coolant Flow in the SNR-300  
(Emergency Cooling Cases).

Abstract

The impacts on the time to rupture of unirradiated fuel rod cladding tubes of specific losses of coolant flow in the SNR-300, the so-called emergency cooling cases, were simulated by interrupting for several hours an internal pipe pressure stress-rupture test ( $T=650^{\circ}\text{C}$ ;  $P=380$  atm. g) by a temperature transient ( $T_T=850^{\circ}\text{C}$ ;  $P=50$  atm. g) after a test time of a few days. The residual time to rupture after the transient was determined experimentally and by calculation. Depending upon the duration of the transient it is between a few tenths of an hour and several hundred hours. During the period of high temperature the materials structure undergoes major changes, thus obviating calculation of the residual time to rupture in accordance with the life-fraction rule by Robinson. A life-fraction rule modified according to Mordfin et al. describes the existing results precisely, but is unable to predict them. A life-fraction rule taking into account structural changes allows the respective materials damage and, hence, the residual time to rupture to be calculated.

## Inhalt

1. Einleitung — 1 —
2. Aufgabenstellung — 2 —
3. Experimentelles — 3 —
  - 3.1 Versuchsmethoden
  - 3.2 Versuchseinrichtung und Probenform
  - 3.3 Probenwerkstoff
4. Ergebnisse der Simulationsversuche — 5 —
5. Berechnungsmethoden für die Reststandzeit — 6 —
  - 5.1 Life-fraction Regel (LFR)
  - 5.2 Modifizierte life-fraction Regel (MLFR)
  - 5.3 Lebensdaueranteilregel (LAR)
6. Diskussion und Schlussfolgerungen — 10 —
7. Anhang — 13 —
  - 7.1 Definitionen und Nomenklatur
  - 7.2 Beweis der LAR
  - 7.3 Berechnung der Vergleichsspannung
8. Literatur — 17 —
9. Tabellen und graphische Darstellungen — 21 —

## 1. Einleitung

Die Ursachen vieler Störungen im Reaktorkern lassen sich in zwei Kategorien einordnen. Die eine umfasst Störungen in der Wärmeerzeugung und die andere umfasst Störungen im Wärmetransport. Bei Störungen der Wärmeerzeugung, den sogenannten Leistungsstörungen, treten im Brennstab mechanische Wechselwirkungen zwischen dem Brennstoff und der Brennstabhülle auf. Sie lassen sich nur in Bestrahlungsexperimenten mit Brennstäben genau simulieren, was hier nicht behandelt wird. Bei Störungen des Wärmetransportes, den Kühlmitteldurchflussstörungen, wird dagegen die Brennstabhülle nur infolge ihrer erhöhten Temperatur belastet, was ohne Brennstoff und out-of-pile leicht simulierbar ist. Bezüglich der Schwere der Kühlmitteldurchflussstörungen kann man sie in vier Gruppen einteilen:

- 1.) Unregelmässigkeiten im Ausmass der normalen Betriebsvorgänge (wie die Belastungswechsel im Tag-Nacht-Zyklus) mit Temperaturanstiegen im Hüllrohr bis zu etwa  $50^{\circ}\text{C}$ . Sie sind von Closs [1] untersucht worden.
- 2.) Betriebsstörfälle, die die Anlagenverfügbarkeit berühren, mit Temperaturanstiegen im Hüllrohr von 100 bis  $150^{\circ}\text{C}$ .
- 3.) Sicherheitsstörfälle, die die Anlagensicherheit berühren, mit Temperaturanstiegen im Hüllrohr von 200 bis  $300^{\circ}\text{C}$ .
- 4.) Schwere hypothetische Störfälle mit geringer Wahrscheinlichkeit und Temperaturanstiegen im Hüllrohr von mehr als  $300^{\circ}\text{C}$ . Sie sind von Fröhlich et al. [2] untersucht worden.

Die vorliegende Arbeit liegt im Rahmen der noch nicht untersuchten Gruppen 2.) und 3.) und befasst sich mit den sogenannten Notkühlfällen EVA und EVI (Eirwirkung von aussen bzw. innen).

## 2. Aufgabenstellung

Die zu untersuchenden Betriebs- und Sicherheitsstörfälle sind von Reaktorauslegern berechnet und beschrieben worden [3], [4]. Sie sind in Tabelle 1 dargestellt. Danach kann man sie unterteilen in solche mit einer Haltezeit bei der Maximaltemperatur, die sogenannten Notkühlfälle, die hier zu untersuchen sind und in die Betriebs- und Sicherheitsstörfälle ohne Haltezeit bei der Maximaltemperatur, die Gegenstand einer früheren Arbeit waren [5].

Die Notkühlfälle sind charakterisiert durch eine mehrstündige Temperaturerhöhung auf maximal  $850^{\circ}\text{C}$ . Infolge dieser Temperaturerhöhung ändern sich die Mikrostruktur und damit die Eigenschaften des Hüllmaterials. Hier soll nur die Änderung der mechanischen Festigkeit untersucht werden. Als Prüfmethode wurden solche ausgewählt, die am ehesten den Belastungsbedingungen im Reaktor entsprechen. Dort führen Spannungen im Hüllrohr zu thermisch und/oder bestrahlungsinduzierter Kriechverformung und gelegentlich zu plastischem Fließen mit hoher Verformungsgeschwindigkeit. Der Einfluss der Temperaturtransienten auf die Festigkeitseigenschaften beim plastischen Fließen sollte sich mit den bereits vorhandenen Ergebnissen aus Glühversuchen ausreichend abschätzen lassen. Bevor sehr realitätsnahe, dafür aber auch sehr aufwendige, Experimente zum bestrahlungsinduzierten Kriechen im Reaktor oder an anderen Strahlenquellen gemacht werden, sollten thermische Kriechversuche an unbestrahlten und vorbestrahlten Proben in der Hoffnung durchgeführt werden, dass wesentliche Erkenntnisse auch unter diesen Bedingungen schon zu erreichen sind. Diese Annahme gründet sich darauf, dass im bruchgefährdeten Brennstabbereich auch thermisch aktiviertes Kriechen abläuft und dieses wegen seiner begrenzten Bruchdehnung kritischer ist. Der Verzicht auf bestrahlungsinduziertes Kriechen neben dem thermisch aktivierten stellt also bei entsprechender Erhöhung des thermischen Anteils wahrscheinlich eine Verschärfung der Versuchsbedingungen dar.

Damit ergibt sich als Aufgabenstellung die Untersuchung von zunächst unbestrahlten Hüllrohren auf ihr Zeitstandverhalten, dem eine mehrstündige Temperaturerhöhung bei  $850^{\circ}\text{C}$  überlagert ist.

### 3. Experimentelles

#### 3.1 Versuchsmethoden

Kriechvorgänge im Reaktor haben eine sehr geringe Geschwindigkeit, die im Simulationsversuch aus Zeitgründen erhöht werden muss. Dies ist durch Erhöhung der Kriechtemperatur und/oder der angelegten Spannung möglich. Da der Kriechvorgang wesentlich von der Mikrostruktur des Materials abhängt und deren irreversibler Anteil (z.B. Ausscheidungen, Erholung, Rekristallisation) sich stärker bei Erhöhung der Temperatur als bei Erhöhung der Spannung ändert, wird die Temperatur auf dem realistischen Wert von  $650^{\circ}\text{C}$  belassen. Die Spannung wird so weit erhöht, dass der Kriechvorgang gut messbar ist, was bei den ausgewählten Hüllrohren einem Rohrinndruck von  $P=380 \text{ atü}$  entspricht.

Der genaue Versuchsablauf ist in Abb. 1 dargestellt. Nach einer Anlaufzeit  $t_1$  von 7 bzw. 10 Tagen unter konstanten Belastungsbedingungen ( $T_N=650^{\circ}\text{C}$ ,  $P_N=380 \text{ atü}$ ) währenddessen das Primärkriechen im wesentlichen ablaufen soll, wird der Rohrinndruck auf den realistischen Wert von  $P_T=50 \text{ atü}$  abgesenkt und die Temperaturtransiente gefahren. Die vorgegebene Temperaturanstiegsgeschwindigkeit wird nur ungefähr eingehalten, weil sie wegen ihrer kurzen Dauer hier belanglos ist. Nach Ablauf der Transiente werden die Normalbedingungen mit  $T_N=650^{\circ}\text{C}$  und  $P_N=380 \text{ atü}$  wieder eingestellt, und es wird der Bruch der Probe abgewartet. Die Temperatur  $T_T$  und die Haltezeit  $t_T$  der Transiente werden variiert.

### 3.2 Versuchseinrichtung und Probenform

Die Zeitstandanlage für Rohrendruckversuche besteht aus einer Druckversorgungsanlage, den Zeitstandöfen mit Temperaturregelung und den Wegaufnehmern mit Schreibern zur Registrierung der Dehnung. In der Druckversorgungsanlage wird das Druckübertragungsmedium Argon in Kompressoren verdichtet und in Autoklaven gespeichert. Von dort wird jede Probe einzeln über eine Druckleitung versorgt und von je einem Manometer mit Widerstandsferengeber kontrolliert. Der Druck wird je nach der Güteklasse der Manometer auf einige atü genau gemessen und manuell geregelt. Die Zeitstandöfen sind vertikal hängende Rohröfen mit je drei Heizwicklungen, die automatisch geregelt werden. Die Netzspannung wurde mit Spannungsreglern stabilisiert, und der Laborraum ist durch eine Klimaanlage temperiert, so dass die Probentemperatur auf  $\pm 2^{\circ}\text{C}$  konstant bleibt. Die Kriechaufweitung der Rohrproben kann gemessen werden.

Die Probenform ist in Abb. 2 dargestellt. Die Rohrlänge ist durch umfangreiche Bestrahlungsexperimente mit 45 mm vorgegeben. Durch Vorversuche war festgestellt worden, dass bei Probenlängen ab 35 mm die gemessene Standzeit und die Bruchdehnung von der Probenlänge unabhängig sind.

### 3.3 Probenwerkstoff

Das Hüllrohrmaterial ist der titanstabilisierte und bordotierte austenitische Stahl X10 NiCrMoTiB 15 15 mit der Werkstoff Nr. 1.4970 aus der Charge 53544 von Mannesmann. Der Materialzustand ist: Lösungsglühung ( $=1100^{\circ}\text{C}/5 \text{ min}$ ) + Kaltverformung ( $=17\% \text{ KV}$ ) + Auslagerung ( $=800^{\circ}\text{C}/2 \text{ Std.}$ ). Die Rohre haben einen Aussendurchmesser von 6 mm und eine Wandstärke von 0.38 mm. Sie sind auf Fehlerfreiheit und Masshaltigkeit geprüft.

Die Legierungszusammensetzung ist gegeben durch:

~ 66% Fe; 15.01% Cr; 14.72% Ni; 1.57% Mn; 1.15% Mo; 0.38% Si; 0.37% Ti; 0.095% C  
und 30 ppm B.

Weitere Materialdaten insbesondere zur Zeitstandfestigkeit und -duktilität sind  
in [6] enthalten.

#### 4. Ergebnisse der Simulationsversuche

Die Ergebnisse der Simulationsversuche entsprechend dem Versuchsablauf von  
Abb. 1 sind in Tabelle 2 in der 4. Spalte unter "Zeit in h" aufgelistet. Die  
letzte der drei Zahlen eines jeden Versuches entspricht der Reststandzeit nach  
der Transiente. Die Reststandzeit liegt je nach Höhe und Dauer der  
Temperaturtransiente zwischen einigen Zehntel und einigen hundert Stunden, was  
einem gravierenden Standzeitverlust gegenüber dem einfachen Zeitstandversuch  
ohne Transiente entspricht. Der grösste Verlust an Reststandzeit, der aus  
simulierten Notkühlfällen resultiert, beträgt bei einer Haltezeit von 4 Std.  
auf 850°C zwei Grössenordnungen. Versuche mit Haltezeiten von 14 h liefern  
Verluste in drei Grössenordnungen.

In Abb. 3 ist die Abhängigkeit der Reststandzeit von der Höhe und der Dauer der  
Temperaturtransiente dargestellt. Bei 850°C scheint die Reststandzeit ab einer  
Haltezeit von ca. 9 Stunden konstant zu bleiben, was auf eine Stabilisierung  
des Werkstoffgefüges hindeutet. Eine Temperaturtransiente von 14 h bei 760°C  
reduziert die Reststandzeit von 1600 h (=1840-240 h) auf 237 h (Versuch Nr.  
2545). Nach einer zweiten Transiente der gleichen Art betrüge die Reststandzeit  
noch etwa 35 h. Der Transienteneffekt ist bei 850°C aber sehr viel stärker,  
weshalb hier nur diese Temperatur untersucht wird.

## 5. Berechnungsmethoden für die Reststandzeit

### 5.1 Life-fraction Regel (LFR)

Diese Rechenregel basiert auf einer Hypothese von E.L. Robinson [7]; [8]. Sie beinhaltet etwa folgendes:

Wird eine Zeitstandprobe wechselnden Belastungsbedingungen unterworfen, so erfährt sie bei jeder einzelnen Belastung eine bestimmte Schädigung. Diese Schädigung wird definiert als der Quotient aus der Belastungszeit  $t_i$  und der Standzeit  $t_{m,i}$ , die die Probe im Zeitstandversuch bei der gleichen Belastung erreicht hätte. Addiert man alle aufeinanderfolgenden Schädigungen, so wird die Probe dann brechen, wenn als Summe der Einzelschädigungen die Gesamtschädigung 1 erreicht ist.

$$\frac{t_1}{t_{m,1}} + \frac{t_2}{t_{m,2}} + \dots + \frac{t_n}{t_{m,n}} = \sum_{i=1}^n \frac{t_i}{t_{m,i}} = 1$$

Die Reststandzeit ist:

$$t_n = t_{m,n} - t_{m,n} \left( \frac{t_1}{t_{m,1}} + \frac{t_2}{t_{m,2}} + \dots + \frac{t_{n-1}}{t_{m,n-1}} \right)$$

Als Beispiel sei die Rechnung für die 3 ersten Versuche mit den Nummern 2588; 2599 und 2680 angeführt.  $t_{m,n} = t_{m,3} = t_{m,1} = 1840$  h, da  $\sigma_1 = \sigma_3$  u.  $T_1 = T_3$  und da bei gleichen Belastungsbedingungen in der LFR auch gleiche Standzeiten gelten. ( $t_{m,2} = 531$  Std. siehe in Tabelle 3).

$$t_n = 1840 - 1840 \left( \frac{168}{1840} + \frac{1}{531} \right) = 1840 (1 - 0,091 - 0,002) = \underline{1669 \text{ Std}}$$

Die gemessenen Reststandzeiten betragen 125; 379 bzw. 160 Std. Die Abweichung zwischen Rechnung und Messung beträgt hier etwa eine Zehnerpotenz. In Abb. 4 sind alle Messergebnisse und Rechnungen gegenübergestellt. Die

Nichtübereinstimmung ist eindeutig. Sie kommt allerdings nicht überraschend, denn in der LFR wird vorausgesetzt, dass der Probenbruch eintritt, wenn die Summe der Einzelschädigungen gleich 1 ist. In Tabelle 2 ist aber aus der 6. Spalte ("Verbr."-Verbrauch an Lebensdauer) ersichtlich, dass z.B. der Bruch der ersten 3 Proben schon bei einer akkumulierten Schädigung von 0,161; 0,299 bzw. 0,180, also weit unterhalb von 1 stattfand. Da auch alle übrigen Bruchschädigungen weit unter 1 liegen, könnte man meinen, es handelt sich hier um eine Materialkonstante, die eben kleiner als 1 ist, was im folgenden Abschnitt untersucht werden soll.

## 5.2 Modifizierte life-fraction Regel (MLFR)

Die Vorstellung, dass der Probenbruch systematisch bei einer akkumulierten Schädigung eintreten kann, die ungleich 1 ist, und dass dieser Wert eine material- und/oder belastungsspezifische Konstante ist, stammt von Mordfin, Halsey und Greene [9]. Dies wurde später auch von anderen Autoren gefunden [10] bzw. bestätigt [11] und wird sogar in Regelwerken [12] angewandt.

$$\sum_{i=1}^n t_i / t_{m,i} = C$$

In dem vorliegenden Anwendungsfall ist die Schädigung während der Normalbelastung nach der Transiente, ebenso wie die Reststandzeit von der Haltezeit bei Maximaltemperatur abhängig (Abb. 3). Setzt man als Beziehung zwischen der Schädigung während der Reststandzeit  $t_3$  und der Haltezeit  $t_2$  während der Transiente die in Abb. 3 gestrichelt eingezeichnete Linie voraus, so ergibt sich die in Abb. 5 dargestellte Übereinstimmung zwischen Berechnung und Messung der Reststandzeit. Die Übereinstimmung ist zwar gut, aber es handelt sich hierbei nicht um eine Vorausberechnung aus Daten mit konstanten Belastungsbedingungen, sondern nur um eine Beschreibung vorhandener Daten, die ihren Kernpunkt in der Kenntnis der Abhängigkeit der gemessenen Restschädigungen

(s. Abb. 3) von den vorherigen Belastungsbedingungen hat. Dies gilt auch dann, wenn die Abhängigkeiten allgemeingültiger formuliert würden.

Im nächsten Abschnitt soll daher eine echte Vorausberechnung der Reststandzeit nur aus Zeitstanddaten mit konstanten Belastungsbedingungen versucht werden.

### 5.3 Lebensdaueranteilregel (LAR)

Die Lebensdaueranteilregel (LAR) stellt eine Erweiterung der LFR auf ein allgemeines Ereignis (statt nur den Bruch) [10] und eine Modifikation der LFR durch Berücksichtigung des jeweiligen Gefüges  $G_i$  nach L. Schäfer [3] dar:

Wird die Zeit  $t$  während einer konstanten Belastung  $i$  dividiert durch die Zeit  $t_{E,i}$ , die unter diesen Belastungsbedingungen zu dem Ereignis  $E$  führt und ist das Werkstoffgefüge  $G$  während der Zeit  $t$  und  $t_{E,i}$  gleich, so ist der Quotient  $(t/t_{E,i})_{G_i}$  eine Teilschädigung. Das Ereignis  $E$  tritt ein, wenn die Summe der Teilschädigungen den Wert 1 erreicht hat.

$$\sum_{i=1}^n (t_i/t_{E,i})_{G_i} = 1$$

Ein kurzer Beweis dafür ist im Anhang beigelegt. Entscheidend ist hier, dass gleiches Gefüge für jede Teilschädigung  $i$  gefordert wird, während die LFR das Gefüge nicht berücksichtigt und in der Literatur bisher allenfalls Gefügekonzanz über die gesamte Lebensdauer vorausgesetzt wurde. Zur Berechnung der Teilschädigungen muss also für jede Teilbelastungszeit eine Standzeit  $t_{m,i}$  für Material mit gleichem Gefüge vorliegen. Um das gleiche Gefüge in den normalen Zeitstandproben wie in denen mit wechselnden Belastungsbedingungen zu erhalten, werden die Zeitstandproben möglichst gleichartigen Vorbehandlungen wie bei den Belastungswechseln ausgesetzt. Welches Mass an Gleichheit der Vorbehandlung zur Erzielung des gleichen Gefüges notwendig ist, zeigt im

vorliegenden Anwendungsfall eine Versuchsreihe, in der die Belastungsbedingungen systematisch variiert und die Reststandzeiten gemessen wurden. Die Reststandzeit  $t_{3,B}$  wird so umgerechnet, als wäre die gesamte Schädigung in ihr abgelaufen. Sie wird dann mit  $t_{m,3}$  bezeichnet. Dadurch werden die Standzeiten vergleichbar und man kann beurteilen, welche der Vorbehandlungen das bezüglich der Standzeit gleiche Gefüge erzeugt wie es in der Probe mit wechselnden Belastungsbedingungen vorhanden ist. Aus Tabelle 4 ist zu entnehmen, dass die standzeitrelevante Gefügeumwandlung offensichtlich durch die Temperaturerhöhung auf  $T_2 = 850^{\circ}\text{C}$  geschieht, wogegen die übrigen Belastungsparameter keine vergleichbare Rolle spielen. Zur Erzeugung eines Gefüges, das unter  $T_3$  und  $\sigma_3$  eine Standzeit von  $t_{m,3} = 8,1$  Std. anstatt der 1840 Std. des Ausgangsgefüges erbringt, sind also die Behandlungen Nr. 1 bis 5 nahezu gleich gut geeignet. Hier wurde die Behandlung Nr. 3 gewählt, weil sie genau wie die Simulation der Notkühlfälle mit  $T_1$ ;  $\sigma_1$  und  $t_1$  beginnt, während in den anderen Fällen  $\sigma_1$  fehlt. Die nach diesem Muster ausgeführten Vergleichsversuche zu den Simulationsversuchen sind in Tabelle 5 dargestellt. Da schon festgestellt wurde, dass die Reststandzeit und folglich auch das Gefüge wesentlich von der Haltezeit bei der Maximaltemperatur abhängt, wurde dieser Parameter bei den Vergleichsversuchen, die die Standzeit  $t_{m,3}$  liefern, genau wie bei den Simulationsexperimenten variiert.

Ausser  $t_{m,3}$  wird auch noch  $t_{m,2}$  benötigt, was aus Tabelle 6 zu entnehmen ist, und  $t_{m,1}$  ist aus Tabelle 3 bekannt. Mit Hilfe dieser Daten werden in Tabelle 2 die Reststandzeiten nach der Lebensdaueranteilregel (LAR) berechnet. In Abb. 6 werden die berechneten und die gemessenen Reststandzeiten gegenübergestellt. Mit Ausnahme weniger "Ausreisser" ist die Übereinstimmung gut. Abweichungen der Bruchschädigung um den Faktor 2, d.h. Werte zwischen 0,5 und 2 entsprechen den üblichen Streuungen von Zeitstandversuchen. Somit steht mit der Lebensdaueranteilregel (LAR) ein zuverlässiges Mittel zur Berechnung der Schädigung und der Reststandzeit von Proben mit wechselnden Belastungsbedingungen zur Verfügung.

## 6. Diskussion

Der Verlust an Reststandzeit bei den schwerwiegendsten Notkühlfällen mit einer Haltezeit von 4 Stunden bei 850°C beträgt entsprechend den Daten in Tabelle 4 etwa 2 Grössenordnungen (1672 h: 7,3 h = 229). Bei einer Haltezeit von 14 h wären es sogar 3 Grössenordnungen (1672 h: 0,72 h = 2,322). Der Standzeitverlust ist nicht durch den Verbrauch an Lebensdauer während der Temperaturtransiente verursacht (er beträgt nur 0,008), sondern er beruht fast ausschliesslich auf der Änderung des Gefüges (hier infolge Rekristallisation). Dabei ändert sich die Belastbarkeit des Werkstoffes entscheidend, ohne dass entsprechende Schädigungen im Sinne der LFR ( $t_i/t_{m,i}$ ) oder Materialzerstörungen (Lochbildung) stattfinden.

Unter diesen Bedingungen ist die life-fraction Regel von Robinson nicht mehr gültig, was an den krassen Abweichungen der Bruchschädigung von 1 und den mehrere Grössenordnungen betragenden Unterschieden zwischen gemessenen und berechneten Reststandzeiten ersichtlich ist. In der Literatur wird mehrfach die Annahme geäussert, dass die LFR nur bei Werkstoffen gültig ist, die thermodynamisch stabil sind und deren Gefüge sich nicht ändert. Wenn diese Annahme zutrifft, dann ist die LFR bei Spannungswechseln nie exakt gültig, weil die standzeitrelevante Materialstruktur immer spannungs- und zeitabhängig ist. Bei Temperaturwechseln sollte sie eigentlich auch nur ausnahmsweise gültig sein, weil in allen Legierungen, die nicht gerade eine lückenlose Mischkristallreihe bilden, die Phasengleichgewichte temperaturabhängig sind und die Phasenzusammensetzung wohl meist auch standzeitrelevant ist. Selbst bei reinen Metallen und Legierungen mit lückenloser Mischkristallreihe sind der Anwendbarkeit der LFR durch Rekristallisation und Erholung Grenzen gesetzt.

Andererseits wird in der Literatur sehr häufig über gute Übereinstimmung mit der LFR berichtet (z.B. [14]). Die Ursache dafür liegt meist darin, dass entweder unkritische Versuchsabläufe wie z.B. relativ kleine Spannungs- und/oder Temperaturänderungen gewählt wurden, die dann auch nur kleine Gefügeänderungen ohne messbaren Standzeiteinfluss hervorgerufen haben, oder es handelt sich um Versuche mit gegenläufigen Spannungswechseln, wo sich die Abweichungen der Einzelschritte von der LFR insgesamt gesehen gegenseitig kompensieren.

Einsinnige Spannungswechsel ( $\Delta\sigma > \text{oder} < 0$ ) unter sonst gleichen Bedingungen würden dies beweisen. Wenn allerdings in Experimenten festgestellt wurde, dass unter den gegebenen Randbedingungen die LFR ausreichend zuverlässig ist, dann stellt sie für diese Bedingungen ein hervorragendes Werkzeug zur analytischen Beschreibung selbst kompliziertester Versuchsabläufe dar [14].

Die von Mordfin et al. modifizierte life-fraction Regel (MLFR) ist gut geeignet, vorhandene Daten zu beschreiben sowie Inter- und Extrapolationen vorzunehmen [15]. Da die "Konstante" C aber vorläufig unvorhersehbar von den Belastungsbedingungen (hier von der Haltezeit  $t_2$  bei  $850^{\circ}\text{C}$ ) und sicher auch vom Material und dessen Behandlungszustand abhängig ist, sind echte Vorhersagen über die Standzeit bei wechselnden Belastungsbedingungen, die nur aus Daten mit konstanten Belastungsbedingungen stammen, noch nicht möglich.

Die Lebensdaueranteilregel (LAR) erfordert zur Berechnung einer jeden Einzelschädigung  $(t_i/t_{m,i})_{G_i}$  die Kenntnis des jeweils vorhandenen Gefügezustandes  $G_i$  und der Standzeit einer Probe mit diesem Gefüge. Leider sind diese Kenntnisse in den wenigsten Fällen vorhanden, weil die Abhängigkeit des Gefügezustandes von Spannung, Temperatur, Zeit und Ausgangszustand nur von wenigen Legierungen und da auch nur unvollständig untersucht worden sind, und ausserdem die dazugehörigen Zeitstanddaten fehlen. Ein Ausweg besteht darin, zu jeder Belastungsstufe eine Parallelprobe mit gleicher Vorgeschichte wie die Belastungswechselprobe, aber ohne deren akkumulierte Schädigung herzustellen und mit dieser die benötigte Standzeit zu bestimmen. Dann ist der jeweilige

Gefügestand zwar unbekannt, aber aufgrund der gleichen Vergangenheit auch gleich, und die benötigte Standzeit kann gemessen werden. Bei komplizierten und vielfältigen Belastungswechseln ist es zweifellos möglich, sehr weitreichende Vereinfachungen bei der Behandlung der Parallelproben zu machen. So würde in dem vorliegenden Beispiel eine Glühung bei  $850^{\circ}\text{C}/4$  Std. (Behandlung Nr. 5) für die Parallelproben genügen, um die Standzeit von 1840 auf 13,5 Std. zu reduzieren, was dem genauen Wert von 8,1 Std. schon sehr nahe kommt und auf ein ähnliches Gefüge schliessen lässt.

Mit der vorgeschlagenen Lebensdaueranteilregel (LAR) ist wahrscheinlich das jahrzehntelange Problem der Berechnung von Kriechschädigungen und Reststandzeiten im Prinzip gelöst. In den berichteten Experimenten wurde zwar vorläufig im wesentlichen nur die Rekristallisation des Werkstoffes als Gefügeänderung einbezogen, und es muss auch noch der Einfluss von Phasenumwandlungen und Änderungen der Versetzungsstrukturen untersucht werden, aber es ist andererseits auch noch nicht abzusehen, dass diese Hypothese bei einer gravierenden Gefügeänderung wie der Rekristallisation zutreffen und bei einer anderen falsch sein könnte. Die technische Anwendbarkeit wird allerdings so lange schwierig bleiben, bis zu jedem Gefügestand, den die Probe mit wechselnden Belastungsbedingungen durchläuft, auch entsprechende Zeitstanddaten aus Versuchen mit konstanten Belastungsbedingungen zur Verfügung stehen, und bis man abschätzen kann, welches Gefüge unter welchen Bedingungen zu erwarten ist. Wichtige Untersuchungen dieser Art sind bereits von Padilha et al. [20] für den hier verwendeten Stahl 1.4970 durchgeführt worden und mehr grundsätzliche Überlegungen werden gegenwärtig von M. Boček [21] angestellt.

## 7. Anhang

### 7.1 Definitionen und Nomenklatur

Life-fraction rule (LFR) nach E.L. Robinson [7], [8]:

$$\sum_{i=1}^n t_i/t_{m,i} = 1$$

Modifizierte life-fraction rule (MLFR) nach L. Mordfin et al. [9]:

$$\sum_{i=1}^n t_i/t_{m,i} = C$$

Lebensdaueranteil-Regel (LAR) nach L. Schäfer [10], [13]:

$$\sum_{i=1}^n (t_i/t_{E,i})^{G_i} = 1$$

$t_i$  = (Teil-) Belastungszeit

$t_{i,B}$  = Reststandzeit (mit Bruch)

$t_{m,i}$  = Standzeit (ohne vorherige Schadensakkumulation)

$t_{E,i}$  = Standzeit bis zu einem Ereignis E, das eine Dehnung oder der Probenbruch sein kann

$G_i$  = Gefüge = Mikrostruktur ohne Berücksichtigung der Ungängen

C = Konstante

Bruchschädigung = Summe der Teilschädigungen beim Bruch der Probe

Temperaturtransiente = Temperaturexkursion = Temperaturanstieg, -haltezeit und -abfall

## 7.2 Beweis

Rohre aus einem austenitischen Stahl (16Cr/16Ni/1Ti; Chg. B687; 6 x 0,38 mm) haben bei einer Prüftemperatur von  $T = 750^{\circ}\text{C}$  und einem Innendruck von  $P = 85$  bzw. 200 bar eine Standzeit von  $t_m = 233$  bzw. 33,5 Stunden. Bei einem Wechsel des Innendruckes von 85 auf 200 bar nach einer Belastungszeit von  $t_1 = 120$  h berechnet man nach der LFR folgende Reststandzeit  $t_2$ :

$$\left(\frac{t_1}{t_{m,1}}\right)^{\sigma_1} + \left(\frac{t_2}{t_{m,2}}\right)^{\sigma_2} = 1$$

$$\left(\frac{120}{233}\right)_{85 \text{ bar}} + \left(\frac{t_2}{33,5}\right)_{233 \text{ bar}} = 1$$

$$\underline{t_2 = 16,3 \text{ h}}$$

Gemessen wurde aber  $t_2 = 0,2$  h. Der Unterschied zwischen Rechnung und Messung beträgt nahezu 2 Größenordnungen.

Die vorgeschlagene Lebensdaueranteilregel (LAR) fordert, dass jeder Belastungszeit  $t_i$  eine Standzeit  $t_{m,i}$  mit gleichem Gefüge  $G_i$  zugeordnet wird. Die zu  $t_1$  gehörende Standzeit aus Proben mit gleichem Gefüge ist  $t_{m,1}$ , da sowohl die Belastungswechselprobe als auch die Zeitstandprobe mit dem gleichen Ausgangsgefüge starten und zeitlich gleiche Veränderungen erfahren. Die zu  $t_2$  gehörende Standzeit kann aber nicht  $t_{m,2} = 33,5$  h sein, weil diese Standzeit mit einer Probe gemessen wurde, die vor dem Versuch im Ausgangszustand vorlag, während sich das Gefüge der Probe mit wechselnder Belastung durch die Temperatur und die Spannung  $\sigma_1$  während der ersten Belastungszeit  $t_1$  stark verändert hat. Diese Veränderung wird in einer neuen Parallelprobe dadurch simuliert, dass während der ersten Belastungszeit  $t_1$  eine kleinere Spannung  $\sigma < \sigma_1$  gewählt wird, die keine berechenbare Schädigung oder messbare Verformung hervorruft, aber im Zusammenwirken mit der Temperatur während der Zeit  $t_1$  nahezu das gleiche Gefüge erzeugt wie es in der Probe mit wechselnder Belastung nach der ersten Belastungszeit  $t_1$  vorliegt. Beide Proben haben in diesem Zustand die gleiche

Härte HV 0,5 = 137 kp/mm<sup>2</sup>. Eine solchermassen gefügemässig präparierte Parallelprobe liefert dann die richtige Standzeit  $t_{m,2} \approx 1$  h, woraus sich nach der IAR mit  $t_2 = 0,48$  h die sehr viel genauere Reststandzeit berechnen lässt. Der Unterschied zwischen Rechnung und Messung entspricht dann etwa dem Faktor 2, was der "natürlichen" Streuungen von Zeitstandversuchen entspricht.

### 7.3 Berechnung der Vergleichsspannung

In einem Rohr, das unter Innendruckbelastung steht, werden Spannungen erzeugt, die in drei senkrecht aufeinanderstehenden Hauptspannungsrichtungen zusammengefasst werden können. Die drei Hauptspannungsrichtungen liegen entsprechend der Rohrgeometrie in tangentialer, axialer und radialer Richtung. Die drei Hauptspannungen können aus dem Innendruck und den Rohrabmessungen für jeden Ort der Rohrwand berechnet werden [16]. Damit können gleiche Belastungsfälle bei unterschiedlichen Rohrabmessungen berechnet werden. Bei den hier vorliegenden relativ dünnwandigen Rohren genügt es allerdings, die mittleren Spannungen zu berechnen und die Ortsabhängigkeit zu vernachlässigen. Je dünnwandiger ein Rohr ist, desto geringer sind bei gleicher Materialbeanspruchung die Spannungsunterschiede in der Rohrwand. Daher sind die Spannungsumlagerungen beim plastischen Kriechen des Materials auch vernachlässigbar. Für jeden elastisch-plastischen Zustand haben die mittleren Hauptspannungen folgende Grösse:

Tangentialspannung

$$\sigma_t = P_i \frac{d_i}{d_a - d_i}$$

Axialspannung

$$\sigma_{ax} = P_i \frac{1}{(d_a/d_i)^2 - 1}$$

Radialspannung

$$\sigma_r = -\frac{1}{2} P_i$$

(Darin bedeuten  $P_i$  - Rohrinndruck,  $d_a$  und  $d_i$  - Rohraussen- und -innendurchmesser).

Für einen Vergleich der Belastungsfälle, hier der Zeitstandfestigkeit, aus Versuchen mit unterschiedlichem Spannungszustand, beispielsweise bei Zug- und Rohrrinnendruckbelastung, ist es notwendig, aus den drei genannten Hauptspannungen eine Vergleichsspannung  $\sigma_V$  zu berechnen. Diese gibt an, welche Spannung im einaxialen Zugversuch das gleiche Materialverhalten, z.B. den Fließbeginn oder eine bestimmte Verformungsgeschwindigkeit, bewirkt wie beispielsweise in dem innendruckbelasteten Rohr, aus dessen Hauptspannungen sie berechnet wurde. Zur Berechnung der Vergleichsspannung muss eine Festigkeitshypothese ausgewählt werden, die dem Material, insbesondere seinem Bruchverhalten am besten entspricht. Nach den Beschreibungen von Wellinger und Dietmann [17], [18] sollte für die vorliegenden Werkstoffe die Gestaltsänderungsenergiehypothese am geeignetsten sein, da sie für verformungsfähige Werkstoffe gilt, die durch das Auftreten unzulässig grosser plastischer Deformationen versagen. Für andere stabilisierte und unstabilisierte austenitische Stähle ist dies nachgewiesen worden [19]. Daher wird angenommen, dass die Gestaltsänderungsenergiehypothese (von Mises yield criterion) auch hier anwendbar ist. Die lautet in der Anwendung auf ein mit Innendruck belastetes Rohr:

$$\sigma_V = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_t - \sigma_{ax})^2 + (\sigma_t - \sigma_r)^2 + (\sigma_{ax} - \sigma_r)^2]^{1/2}$$

Mit den Vereinfachungen  $\sigma_{ax} = 1/2 \sigma_t$  und  $\sigma_r = 0$  ergibt sich die Näherungslösung:

$$\sigma_V = \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_t = \frac{\sqrt{3}}{2} P_i \frac{1}{(d_a/d_i) - 1}$$

## 8. Literatur

- [1] Closs, K.D.  
Untersuchungen zum Zeitstand- und Kriechverhalten des Stahls  
X8 CrNiMoVNb 1613 (W.-Nr. 1.4988) bei konstanten und wechselnden  
Temperaturen.  
KfK 2112 (1975)
- [2] Fröhlich, R.; Roysl, P.; Schmuck, P.; Düsing, R.; Senglaub, M.  
Analyse schwerer hypothetischer Störfälle für den SNR-300  
Mark IA Reaktorkern.  
KfK 2310 (1976)
- [3] Düweke; Ertel  
(1976) unveröffentlichter Bericht
- [4] Gestermann  
(1977) unveröffentlichter Bericht
- [5] Schäfer, L.; Meyer, W.  
(1983) unveröffentlichter Bericht
- [6] Schäfer, L.; Kempe, H.  
Das Zeitstandverhalten von Rohren aus austenitischen Stählen bei  
Belastung durch Innendruck.  
KfK 3614 (1983)
- [7] Robinson, E.L.  
Effect of temperature variation on the creep strength of steels.  
Trans. ASME 60 (1938), S. 253-259

- [8] Robinson, E.L.  
Effect of Temperature Variation on the Long-Time Rupture Strength  
of Steels.  
Trans. ASME 74 (1952), S. 777-781
- [9] Mordfin, L.; Halsey, N.; Greene, G.E.  
Investigation of creep behaviour of structural joints under cyclic  
loads and temperatures.  
NASA TN D-181, 1959
- [10] Schäfer, L.; Closs, K.D.  
Beschreibung der Kriechkurven zweier austenitischer Stähle aus  
Zeitstandversuchen mit konstanter Lastanstiegsgeschwindigkeit.  
KfK 1963 (1974).
- [11] Sander, M.  
Zum Zeitstandverhalten warmfester Stähle unter veränderlicher  
Belastung und Temperatur.  
Dr.-Ing. Dissertation, TH Darmstadt, 1974, D-17
- [12] N.N.: TRD 508. Technische Regeln für Dampfkessel. Zusätzliche  
Prüfungen an Bauteilen, berechnet mit zeitabhängigen Festig-  
keitskennwerten, Ausgabe Oktober 1978, Beuth Verlag Köln
- [13] Schäfer, L.  
unveröffentlichte Notiz vom 18.2.1983
- [14] Boček, M. et al.:  
Journal of Nuclear Materials  
82 (1979) 60-64; 329-338; 339-346  
84 (1979) 237-244; 340

- 89 (1980) 62-70  
91 (1980) 151-155  
96 (1981) 29-36  
101 (1981) 56-63  
102 (1981) 47-53

- [15] Barth, H.  
Zum Zeitstandverhalten warmfester Stähle unter zeitlich veränderter Beanspruchung.  
Dr.-Ing. Dissertation, TH Darmstadt, 1984, D-17
- [16] Lamé, G.  
Lecons sur la Théorie Mathématique de L'Elasticité des Corps Solides  
Paris: Bachelier 1852
- [17] Wellinger, K.; Dietmann, H.  
Festigkeitsberechnungen  
Stuttgart: Alfred Kröner 1966
- [18] Dietmann, H.  
Spannungszustand und Festigkeitsverhalten  
MPA Stuttgart, Techn.-wiss. Bericht, Heft 68-04 (1968)
- [19] Closs, K.D.; Schäfer, L.  
Untersuchungen über das Zeitstand- und Kriechverhalten von Hüllrohrproben mit und ohne Bestrahlung.  
In: Dalle Donne, M; Kummerer, K.; Schroeter, K. (Hrsg):  
Proceedings of an International Meeting on Fast Reactor Fuel and Fuel Elements.  
Karlsruhe, September 28-30, 1970  
Karlsruhe: Gesellschaft für Kernforschung mbH. 1970, S. 675-698

[20] Padilha, A.F.; Schanz, G.; Anderko, K.

Ausscheidungsverhalten des titanstabilisierten austenitischen Stahls

15% Cr-15% Ni-1% Mo-Ti-B (DIN-Werkstoff-Nr. 1.4970)

Journal of Nuclear Materials 105 (1982) 77-92

[21] Boček, M.

Seminarvortrag, demnächst

Tabelle 1: Kühlmittelsurhsatztransienten und -störfälle nach [4]

Klasse	II			III		
Zuordnung	Betriebsstörfälle		Notkühlung	Sicherheitsstörfälle		Notkühlung
	Anlage muß verfügbar bleiben			Anlagensicherheit muß gewährleistet sein		
Auslegungser- eigniszahl	10	10	2	1	1	1
Temperatur- maximum, Hülle (°C)	750	800	750	950	950	850
Haltezeiten in h	+) )	+) )	14	+) )	+) )	4
Temperaturrampe (K/sek)	<u>+ 10</u>	<u>+ 100</u>	<u>+ 3</u>	<u>+ 10</u>	<u>+ 100</u>	<u>+ 3</u>
Beispiele	Zusperrern eines Pri- märkreises	Strom- ausfall	EVA	Blok- kieren einer Primär- pumpe	Strom- ausfall	2F-Rohr- bruch EVI, natürliche Na-Konvektion

+) = Null Std. nach (3)

**Tabelle 2: Zeitstandversuche mit sich ändernden Belastungsbedingungen**  
(Simulation von Notkühlfällen des SNR-300)

Versuch Nr.	Temp. T <sub>in</sub> °C	Druck in atü	Zeit <sup>1</sup> in h	nach LFR			nach LAR		
				t <sub>m</sub> in h	Verbr. <sup>2</sup>	Restst.Z. in h	t <sub>m</sub> in h	Verbr.	Restst.Z. in h
2588	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	263
	850	50	1	531	0.002		536	0.002	
	650	380	125	1840	0.068	1669	290	0.431	
					<u>0.161</u>			<u>0.524</u>	
2599	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	263
	850	50	1	531	0.002		536	0.002	
	650	380	379	1840	0.206	1669	290	1.307	
					<u>0.299</u>			<u>1.400</u>	
2680	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	263
	850	50	1	531	0.002		536	0.002	
	650	380	160	1840	0.087	1669	290	0.552	
					<u>0.180</u>			<u>0.645</u>	
2540	650	380	240	1840	0.130		1840	0.130	252
	850	50	1	531	0.002		~536	0.002	
	650	380	102	1840	0.055	1597	290	0.352	
					<u>0.187</u>			<u>0.484</u>	
2701	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	100
	850	50	2	531	0.004		536	0.004	
	650	380	183	1840	0.099	1665	110	1.664	
					<u>0.194</u>			<u>1.759</u>	
2703	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	100
	850	50	2	531	0.004		536	0.004	
	650	380	9.9	1840	0.005	1665	110	0.090	
					<u>0.100</u>			<u>0.185</u>	
2589	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	10.2
	850	50	4	531	0.008		536	0.007	
	650	380	11.5	1840	0.006	1658	11.3	1.015	
					<u>0.105</u>			<u>1.113</u>	
2597	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	10.2
	850	50	4	531	0.008		536	0.007	
	650	380	3.75	1840	0.002	1658	11.3	0.331	
					<u>0.101</u>			<u>0.429</u>	
2693	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	10.2
	850	50	4	531	0.008		536	0.007	
	650	380	8.6	1840	0.005	1658	11.3	0.759	
					<u>0.104</u>			<u>0.857</u>	
2537	650	380	240	1840	0.130		1840	0.130	9.8
	850	50	4	531	0.008		~536	0.007	
	650	380	8.6	1840	0.005	1586	11.3	0.759	
					<u>0.143</u>			<u>0.896</u>	
2699	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	10.2
	850	50	4	531	0.008		536	0.007	
	650	380	5.3	1840	0.003	1658	11.3	0.468	
					<u>0.102</u>			<u>0.566</u>	
2706	650	380	168	1840	0.091		1840	0.091	1.24
	850	50	6	531	0.011		536	0.011	
	650	380	6.5	1840	0.004	1652	1.38	4.710	
					<u>0.106</u>			<u>4.812</u>	

Tabelle 2: Fortsetzung 1: Zeitstandversuche mit sich ändernden Belastungsbedingungen  
(Simulation von Notkühlfällen des SNR-300)

Versuch Nr.	Temp. T in °C	Druck in atü	Zeit <sup>1</sup> in h	nach LFR			nach LAR		
				t <sub>m</sub> in h	Verbr. <sup>2</sup>	Restst.Z. in h	t <sub>m</sub> in h	Verbr.	Restst.Z. in h
2707	650	380	168	1840	0.091	1652	1840	0.091	1.24
	850	50	6	531	0.011		536	0.011	
	650	380	0.6	1840	<u>0.000</u> 0.102		1.38	<u>0.435</u> 0.537	
2685	650	380	168	1840	0.091	1645	1840	0.091	0.68
	850	50	8	531	0.015		536	0.015	
	650	380	0.5	1840	<u>0.000</u> 0.106		0.76	<u>0.658</u> 0.764	
2696	650	380	168	1840	0.091	1645	1840	0.091	0.68
	850	50	8	531	0.015		536	0.015	
	650	380	1.3	1840	<u>0.001</u> 0.107		0.76	<u>1.754</u> 1.860	
2695	650	380	168	1840	0.091	1645	1840	0.091	0.68
	850	50	8	531	0.015		536	0.015	
	650	380	0.8	1840	<u>0.000</u> 0.106		0.76	<u>1.053</u> 1.159	
2697	650	380	168	1840	0.091	1625	1840	0.091	0.48
	850	50	14	531	0.026		536	0.026	
	650	380	0.7	1840	<u>0.000</u> 0.117		0.54	<u>1.296</u> 1.413	
2594	650	380	168	1840	0.091	1625	1840	0.091	0.48
	850	50	14	531	0.026		536	0.026	
	650	380	0.67	1840	<u>0.000</u> 0.117		0.54	<u>1.241</u> 1.358	
2676	650	380	168	1840	0.091	1625	1840	0.091	0.48
	850	50	14	531	0.026		536	0.026	
	650	380	0.8	1840	<u>0.000</u> 0.117		0.54	<u>1.481</u> 1.598	
2536	650	380	240	1840	0.130	1553	1840	0.130	0.46
	850	50	14	531	0.026		~536	0.026	
	650	380	0.6	1840	<u>0.000</u> 0.156		0.54	<u>1.111</u> 1.267	
2544	650	380	240	1840	0.130	1597	1840	0.130	145
	800	50	14	8082	0.002		~8082	0.002	
	650	380	31.5	1840	<u>0.044</u> 0.176		~167	<u>0.488</u> 0.620	
2545	650	380	240	1840	0.130	1599	1840	0.130	326
	760	50	14	~20k	0.001		~20k	0.001	
	650	380	237	1840	<u>0.129</u> 0.260		~375	<u>0.632</u> 0.763	

Anmerkungen: 1=(Teil) Belastungszeiten t<sub>1</sub>; t<sub>2</sub> und t<sub>3,B</sub> (= gemessene Reststandzeit; endet mit dem Bruch)  
2=Verbrauch an Lebensdauer = Schädigung

Tabelle 3: Zeitstandversuche mit konstanten Belastungsbedingungen

Material: 1.4970; Chg. 53544; Zust.: Lg + KV + A

Versuch	Temperatur	Rohrinnen-	Auslagerungszeit	Standzeit	Anmerkungen
Nr.	T in °C	druck-	t in h	t <sub>m</sub> in h	
		P in atü			
2084	650	380		2.462	
2519	"	"		1.934	
2520	"	"		1.905	
2521	"	"		1.530	
2614	"	"		<u>1.370</u>	
				1.840	arithmet. Mittel
extrapoliert	760	50		~20.000	
2080	800	50		8.082	
2079	850	50		494	
2505	"	"		<u>568</u>	
				531	"
2583	650	-	240		
	760	-	14		
	650	380		514	
2580	650	-	240		
	760	-	28		
	650	380		458	
2528	760	-	14		
	650	380		319	
2546	760	-	14		
	650	380		<u>207</u>	
				375	"
2601	650	-	240		
	800	-	14		
	650	380		167	

Tabelle 4: Behandlungen zur Erzeugung eines Gefüges wie im simulierten Notkühlfall EVI.

Behandlung Nr.	Belastungsstufen 1, 2 u. 3									(4) $t_{m,3}$ in h
	$T_1$ in °C	$\sigma_1$ in atü	$t_1$ in h	$T_2$ in °C	$\sigma_2$ in atü	$t_2$ in h	$T_3$ in °C	$\sigma_3$ in atü	$t_{3,B}$ in h	
Simulation Notkühlf. EVI	650	380	168	850	50	4	650	380	7.3 <sup>(1)</sup>	8.1
1	650	-	168	850	50	4	"	"	1.7 <sup>(1)</sup>	1.7
2	-	-	-	850	50	4	"	"	1.1 <sup>(1)</sup>	1.1
3	650	380	168	850	-	4	"	"	10.3 <sup>(1)</sup>	11.3
4	650	-	240	850	-	4	"	"	16.8	16.8
5	-	-	-	850	-	4	"	"	13.5	13.5
6	650	380	168	-	-	-	"	"	1672 <sup>(2)</sup>	1840
7	650	-	168	-	-	-	"	"	1840 <sup>(2)</sup>	1840
8 $\hat{=}$ 6 <sup>(3)</sup>	-	-	-	-	-	-	"	"	" <sup>(1)</sup>	" = $t_{m,1}$

Anmerkungen: (1)= Mittelwert mehrerer Messungen

(2)= plausible Abschätzung

(3)= Behndl. Nr. 8 = Behndl. Nr. 6 ohne Unterbrechung

(4)=  $t_{m,3} = t_{3,B} / (1 - t_1 / t_{m,1} - t_2 / t_{m,2})$

$t_{m,2} = 536$  Std. (s. Tab. 6)

Tabelle 5: Parallelproben zu den Zeitstandversuchen mit sich ändernden Belastungsbedingungen (Simulation von Notkühlfällen des SNR-300).

Versuch Nr.	Temper. T in °C	Druck in atü	Zeit t in h	Standzeit t <sub>m</sub> in h	Schädigung ΣS = l	Anmerkungen
2591	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	1	∞	0	
	650	380	136	150	0.909	
2600	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	1	∞	0	
	650	380	457	503	0.909	
2665	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	1	∞	0	
	650	380	197	217	0.909	
				290		Mittelwert
2700	650	380	117	1840	0.064	
	850	-	2	∞	0	
	650	380	40.3	43	0.936	
2702	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	2	∞	0	
	650	380	161	177	0.909	
				110		Mittelwert
2592	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	4	∞	0	
	650	380	3.25	3.58	0.909	
2698	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	4	∞	0	
	650	380	2.2	2.42	0.909	
2677	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	4	∞	0	
	650	380	25.5	28	0.909	
				11.3		Mittelwert
2704	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	6	∞	0	
	650	380	1.9	2.1	0.909	
2705	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	6	∞	0	
	650	380	0.6	0.66	0.909	
				1.38		Mittelwert
2667	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	8	∞	0	
	650	380	0.75	0.825	0.909	
2668	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	8	∞	0	
	650	380	0.6	0.66	0.909	
2694	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	8	∞	0	
	650	380	0.72	0.79	0.909	
				0.76		Mittelwert

Tabelle 5: Fortsetzung 1: Parallelproben zu den Zeitstandversuchen mit sich ändernden Belastungsbedingungen (Simulation von Notkühlfällen des SNR-300)

Versuch Nr.	Temper. T in °C	Druck in atü	Zeit t in h	Standzeit t <sub>m</sub> in h	Schädigung ΣS = 1	Anmerkungen
2590	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	14	∞	0	
	650	380	0.5	0.55	0.909	
2595	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	14	∞	0	
	650	380	0.48	0.53	0.909	
2664	650	380	168	1840	0.091	
	850	-	14	∞	0	
	650	380	0.5	0.55	0.909	
				0.54		Mittelwert

Tabelle 6: Parallelproben zu den Zeitstandversuchen mit sich ändernden Belastungsbedingungen (Simulation von Notkühlfällen des SNR-300)

Versuch Nr.	Temper. T in °C	Druck in atü	Zeit t in h	Standzeit t <sub>m</sub> in h	Schädigung ΣS = 1	Anmerkungen
2593	650	380	168	1840	0.091	
	850	50	317	349	0.909	
2596	650	380	168	1840	0.091	
	850	50	706	777	0.909	
2671	650	380	216	1840	0.117	
	850	50	542	614	0.883	
2679	650	380	168	1840	0.091	
	850	50	366	403	0.909	
				536		Mittelwert

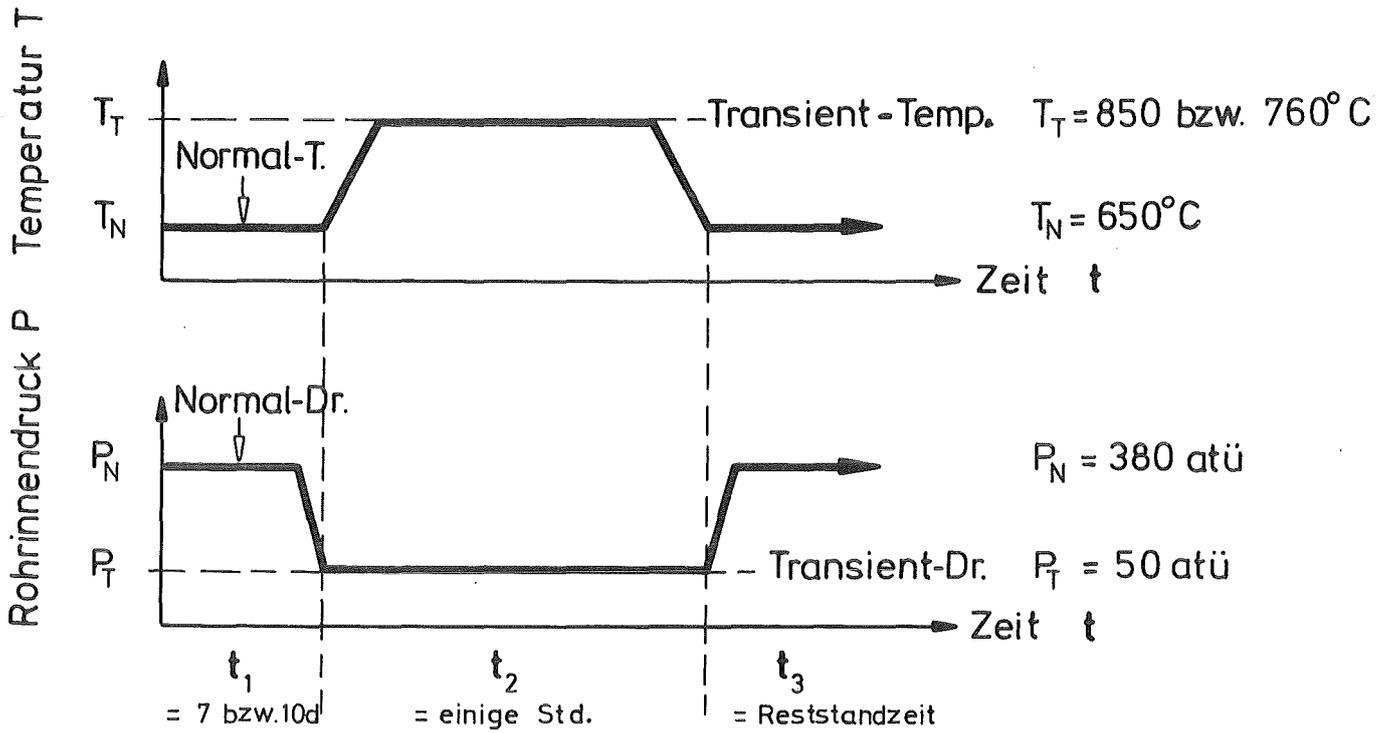


Abb. 1: Versuchsablauf zur Untersuchung der Auswirkungen simulierter Kühlmitteldurchflußstörungen des SNR-300 (Notkühlfälle) auf das Zeitstandverhalten unbestrahlter Brennstab-Hüllrohre.

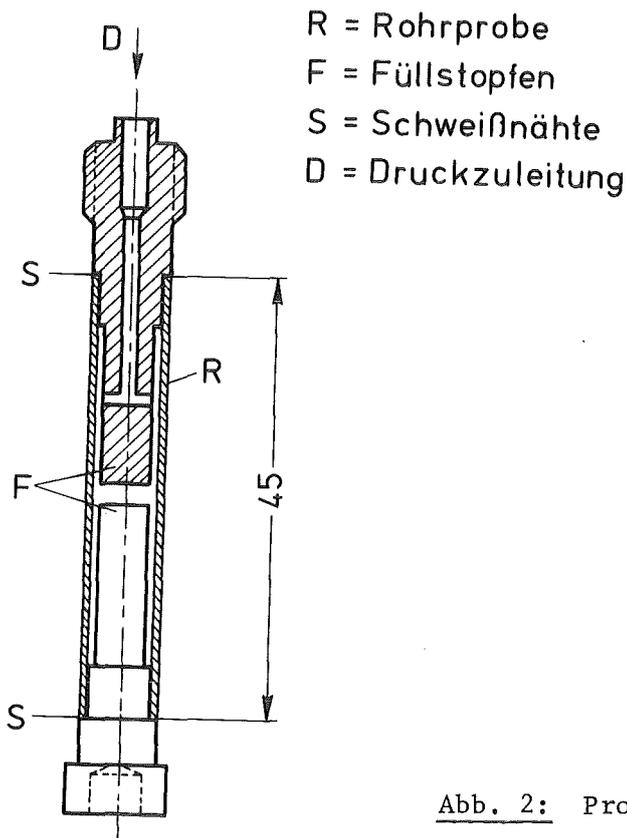


Abb. 2: Probenform

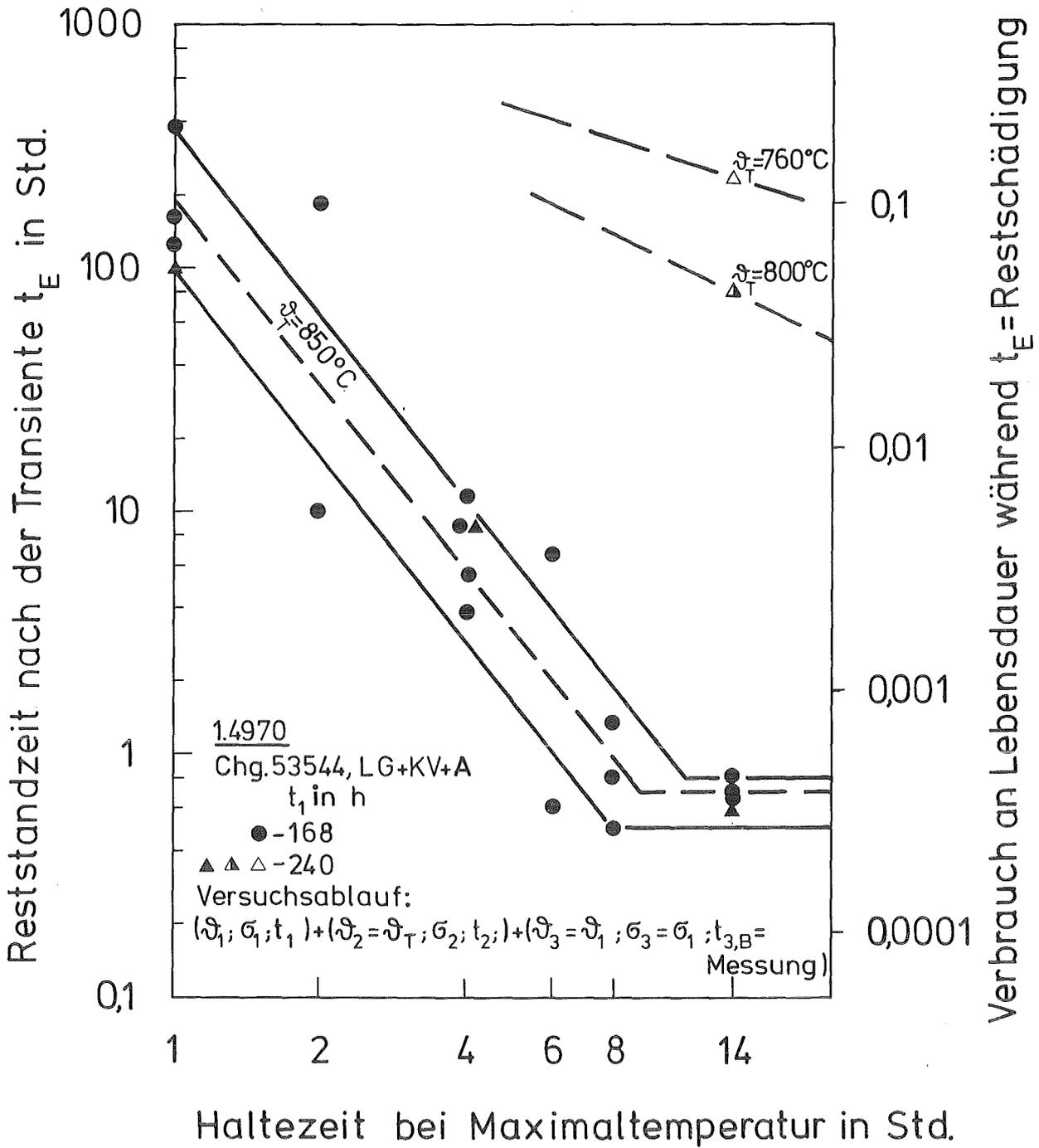


Abb. 3: Abhängigkeit der Reststandzeit nach der Temperaturtransiente von der Haltezeit und der Höhe der Transienttemperatur.

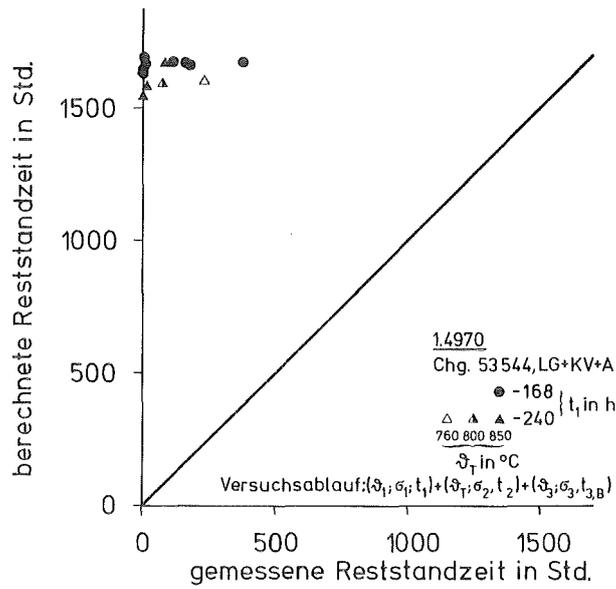


Abb. 4: Gegenüberstellung der gemessenen und der nach der life-fraction Regel (LFR) berechneten Reststandzeit.

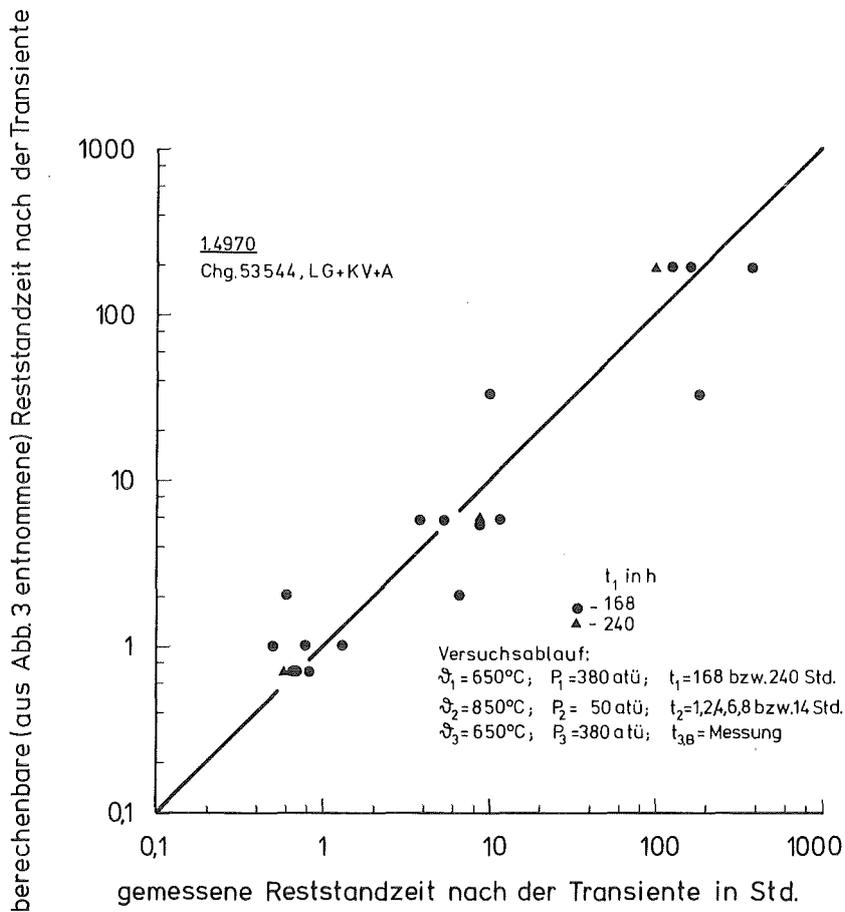


Abb. 5: Gegenüberstellung der gemessenen und der nach einer modifizierten life-fraction Regel (MLFR) beschreibbaren Reststandzeit.

nach der LAR berechnete Reststandzeit  $t_3$  in Std.

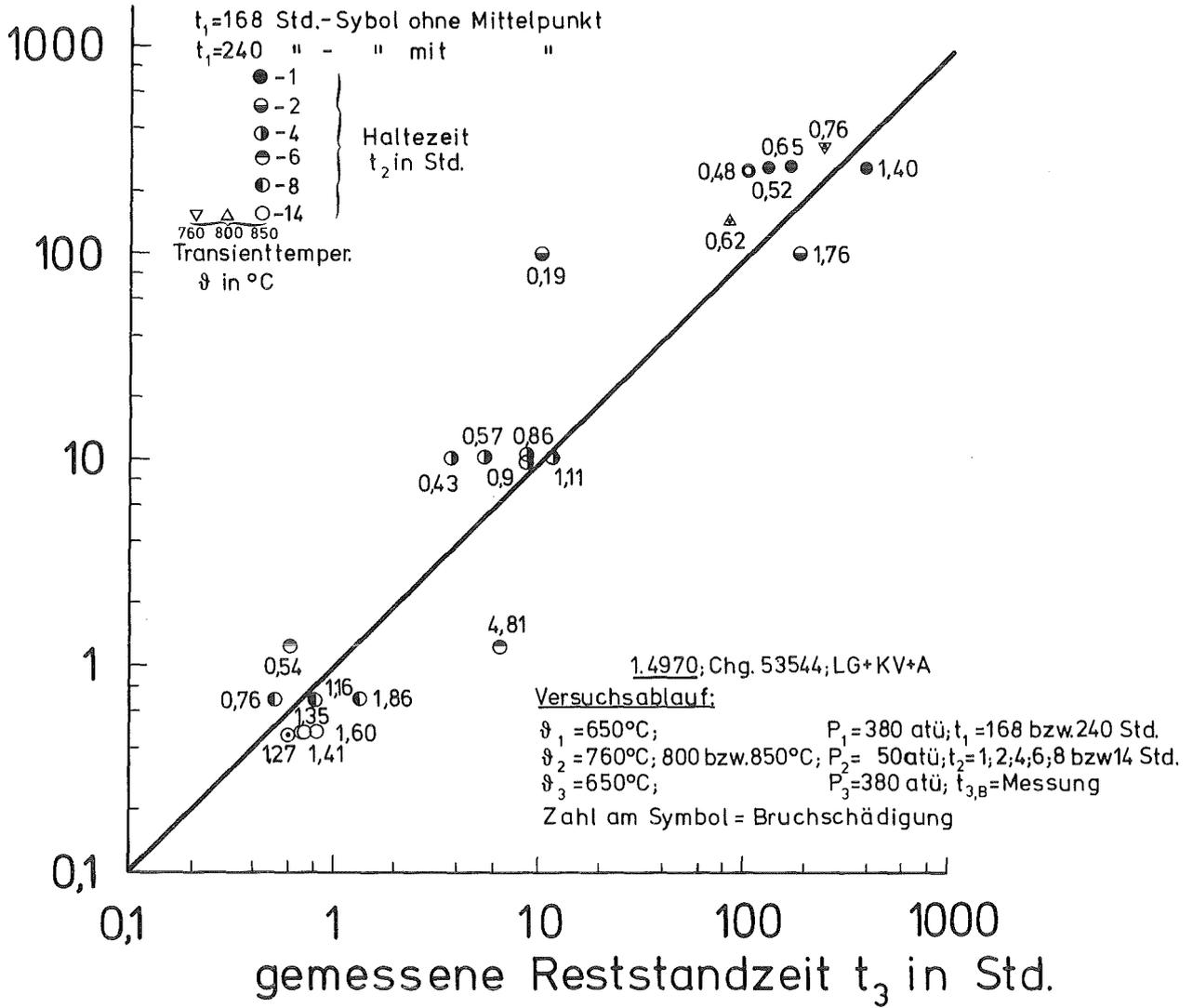


Abb. 6: Gegenüberstellung der gemessenen und der nach der Lebensdaueranteilregel (LAR) berechneten Reststandzeit.