



Gesellschaft für
Reaktorsicherheit (GRS) mbH

GRS-Bericht

Vergleiche verschiedener
Modelle zur Beschreibung
von Hüllrohrdeformationen
während eines Kühlmittel-
verluststörfalles

A. K. Chakraborty und R. Zipper

GRS-29



Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH

GRS-Bericht

Vergleiche verschiedener
Modelle zur Beschreibung
von Hüllrohrdeformationen
während eines Kühlmittel-
verluststörfalles

Amiya K. Chakraborty
und Reinhard Zipper

GRS-29 (Mai 1981)

Anmerkung:

Dieser Bericht ist von der GRS im Auftrag des Bundesministers des Innern erstellt worden. Er ist inhaltsgleich mit dem Auftragsbericht GRS - A - 416. Die darin enthaltenen Arbeitsergebnisse müssen nicht mit der Auffassung des Auftraggebers übereinstimmen.

Kurzfassung

Dieser Bericht befaßt sich mit dem Vergleich verschiedener Modelle, die zur Errechnung der Hüllrohrdeformation während eines Kühlmittelverluststörfalles von Bedeutung sind. Zusätzlich zu den Annahmen werden hier auch die in den Modellen verwendeten Koeffizienten verglichen und gegenübergestellt.

Zur Beurteilung der Aussagefähigkeit der Modelle werden die experimentell ermittelten Ergebnisse aus Einzelstabversuchen herangezogen und mit den Rechnungen verglichen. Es wird festgestellt, daß die Ergebnisse der Temperaturrampenversuche besser zu errechnen sind als diejenigen von Druckrampenversuchen. Die Nachrechnungen lassen den Schluß zu, daß trotz der Einfachheit des Modells TESPА die Übereinstimmung der Ergebnisse von NORA und TESPА bei den Temperaturrampenversuchen relativ gut ist.

Abstract

This report compares the important models for the determination of cladding deformations during LOCA. In addition to the comparisons of underlying assumptions of different models the same is done for the coefficients applied for the models.

In order to assess the predictive capability of the models the calculated results are compared with the experimental results of the individual claddings. It was found out that the results of temperature ramp tests could be calculated better than that of the pressure ramp tests. The calculations revealed that even with the simplified assumption of the model used in TESPА the agreement of the calculated results with those of model NORA was relatively good.

INHALT

1.	Einleitung	1
2.	Basisgleichung der Modelle	1
2.1	Basisgleichung des im SSYST benutzten Modells NORA	1
2.2	Basisgleichung des von der KWU erstellten De- formationsmodells	2
2.3	Basisgleichung des von Clay et al. erstellten Modells	3
2.4	Basisgleichung für das Modell CANSWEL	4
2.5	Basisgleichung des von der GRS erstellten Dehnmodells	5
3.	Experimentelle Stützung der Modelle	5
3.1	Modell NORA	5
3.2	KWU-Modell	6
3.3	Modell nach Clay	6
3.4	CANSWEL-Modell	7
4.	Abhängigkeiten und Streuungen der für die Basis- gleichung herangezogenen Koeffizienten	7
4.1	Koeffizienten des NORA-Modells	7
4.2	Koeffizienten des KWU-Modells	8
4.3	Koeffizienten des von Clay et al. erstellten Modells	9
4.4	Koeffizienten des Modells CANSWEL	9
5.	Verifikationsrechnungen der Modelle anhand der ex- perimentell ermittelten Ergebnisse	9
5.1	PNS-Versuch 69	11
5.2	Verifikationsrechnungen zu den EPRI-Versuchen	11
5.3	Nachrechnung des MRBT-Versuchs	15
5.4	Nachrechnung des ANL-Versuchs	15
6.	Vergleichende Beurteilung der Dehnmodelle von KWU, GRS und des NORA-Modells	15
	Schrifttum	20

BILDER UND TABELLEN

Bild 1:	Temperaturrampenversuch PNS-69 Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit Nachrechnung der Ergebnisse des PNS-Versuchs mit den Dehnmodellen TESPА, NORA und dem von KWU	12
Bild 2:	Temperaturrampenversuch EPRI-308 Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit Nachrechnung der Ergebnisse der EPRI-Versu- che mit den Dehnmodellen TESPА, NORA und dem von KWU	13
Bild 3:	Druckrampenversuch EPRI-526 Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit Nachrechnung der Ergebnisse der EPRI-Versu- che mit den Dehnmodellen TESPА, NORA und dem von KWU	14
Bild 4:	Temperaturrampenversuch MRBT-SR-33 Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit Nachrechnung der Ergebnisse der MRBT-Versu- che mit den Dehnmodellen TESPА, NORA und dem von KWU	16
Bild 5:	Temperaturrampenversuch ANL-IS-48 Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit Nachrechnung der Ergebnisse der ANL-Versuche mit den Dehnmodellen TESPА, NORA und dem von KWU	17
Tab. 1:	Vergleich der angewendeten Koeffizienten aus den Modellen zur Errechnung der Hüllrohrde- formation	10
Tab. 2:	Darstellung der wichtigsten Versuchsparame- ter und Vergleich der gemessenen und mit dem KWU-Modell errechneten Umfangsdehnungen . .	18

1. EINLEITUNG

Für die Bestimmung der Hüllrohrdeformation während eines Kühlmittelverluststörfalles wurden an unterschiedlichen Stellen Verformungsmodelle entwickelt. Die Mehrzahl dieser Modelle paßt sich mehr oder weniger dem Nortonansatz des Sekundärkriechens an und ist deshalb direkt vergleichbar. Das Modell von MATPRO /1/ läßt sich nicht ohne weiteres vergleichen, da dieses Modell im Unterschied zu allen anderen Entwicklungen eine Beziehung zwischen Spannung und Dehnung und nicht zwischen Spannung und Dehngeschwindigkeit postuliert. Zur Beurteilung der Aussagefähigkeit von existierenden Modellen werden zunächst die ähnlichen Modelle auf ihre Einzelheiten überprüft und später rechnerisch verglichen.

2. BASISGLEICHUNG DER MODELLE

Sowohl der im Programmsystem SSYST /2/ als auch der von der Kraftwerk Union (KWU) in /3/ vorgestellte Kriechansatz basiert auf dem empirischen Ansatz von Norton für sekundäres Kriechen. Die analytischen Beschreibungen im Code CANSWEL /4/ und in dem Modell von Clay /5/ sind von ihrer Struktur her komplizierter als diejenigen in den zwei obengenannten Modellen. Demgegenüber wird in dem von der GRS erstellten Programm TESP A ein einfaches Dehnmodell verwendet, das auch von dem Nortonschen Ansatz hergeleitet ist. Im folgenden wird die Basisgleichung der unterschiedlichen Modelle kurz diskutiert.

2.1 Basisgleichung des im SSYST benutzten Modells NORA

Die analytische Beschreibung des Modells NORA (Norton Ansatz) legt die folgende Gleichung zugrunde:

$$\dot{\epsilon}(\sigma, T) = A(T) \sigma^{n(T)} \quad \text{gilt für } 10^{-4} \leq \dot{\epsilon} \leq 3 \cdot 10^{-1} \quad (1)$$

wobei $A(T)$ und $n(T)$ experimentell aus einachsigen Zug- und Kriechversuchen bestimmt wurden. In der Gleichung (1) wird die wahre Spannung mit σ und die wahre Dehngeschwindigkeit mit $\dot{\epsilon}$ bezeichnet. Für einen beliebigen Bezugspunkt R werden die Werte der übrigen Parameter wie folgt bestimmt:

$$A(T) = \frac{\dot{\epsilon}_R}{\sigma_R(\epsilon_R, T)^{n(T)}} \quad (1a)$$

$$n(T) = \frac{1}{n(T_K)} + \left\{ \frac{T - T_K}{T_{K+1} - T_K} \left[\frac{1}{n(T_{K+1})} - \frac{1}{n(T_K)} \right] \right\}^{-1} \quad (1b)$$

$$\text{für } T_K \leq T \leq T_{K+1}$$

$$\sigma(\dot{\epsilon}_{R,T}) = \exp \left\{ \ln \sigma_R(\dot{\epsilon}_{R,T_K}) + \frac{T - T_K}{T_{K+1} - T_K} [\ln \sigma_R(\dot{\epsilon}_{R,T_{K+1}}) - \ln \sigma_R(\dot{\epsilon}_{R,T_K})] \right\} \quad (1c)$$

$$\text{für } T_K \leq T \leq T_{K+1}$$

Da dem Modell Gleichmaßverformung zugrunde gelegt ist, verliert es infolge lokalisierter Dehnung (Einschnürung) bzw. Dehngeschwindigkeit mit zunehmender Verformung seine physikalische Basis. Deshalb versagt das Modell mit dem Beginn des instabilen Verformungsbereiches. Die Anwendung des Modells für die Hüllrohrgeometrie wird unter Berücksichtigung der deviatorischen Spannung¹⁾ und Dehnungsgeschwindigkeit ermöglicht. Dabei gelten die folgenden Beziehungen:

$$\sigma_e = [3/2 \sum_{i,j} S_{i,j}^2]^{1/2} S_{i,j} = \text{deviatorische Spannung} \quad (1d)$$

und

$$\dot{\epsilon}_{i,j} = 3/2 \frac{\dot{\epsilon}_e}{\sigma_e} S_{i,j} \quad (1e)$$

Hier werden die effektive Spannung mit σ_e und die effektive Dehnung mit $\dot{\epsilon}_e$ bezeichnet. Für die Erfassung der effektiven Spannung wird die tangentiale, radiale und axiale Spannung aus dem Druck- und Radienunterschied errechnet und als Komponenten der deviatorischen Spannung verwendet. Zur Bestimmung der effektiven Spannung und Dehnung der sauerstoffhaltigen Hüllrohrproben wird zusätzlich von dem Konzept der Homologtemperaturen Gebrauch gemacht. Die Aufhärtung des Hüllrohres durch die Auflösung des Sauerstoffs beeinflusst die Festigkeit der Hüllrohre in der Weise, daß die Festigkeit der hoch sauerstoffhaltigen Hüllrohre bei höheren Temperaturen derjenigen der Äquivalenttemperaturen bei niedrigem Sauerstoffgehalt entspricht.

2.2 Basisgleichung des von der KWU erstellten Deformationsmodells

Ein anderes Modell zur Beschreibung des Hüllrohrkriechens unter LOCA-Bedingungen wurde von der KWU erstellt /6,9/ und in KWU-Programme integriert. In der Gleichung wird bei als konstant angenommenen Spannungsexponenten eine Fließkorrektur eingeführt,

¹⁾ *Unter deviatorischen Spannungen versteht man die erste Invariante des Spannungstensors der verminderten axialen, tangentialen und radialen Spannungskomponenten.*

die kurz vor dem Versagen die Dehngeschwindigkeit sehr hochtreibt. Die Gleichung lautet:

$$\dot{\epsilon} = A\sigma^n e^{-\frac{Q}{RT}} / \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_B(T)} \right)^2 \right\} \quad (2)$$

wobei

- $\dot{\epsilon}$ = Dehngeschwindigkeit
- R = absolute Gaskonstante
- Q = Aktivierungsenergie
- n = Spannungsexponent
- A = Strukturkonstante

Die Werte für die Grenzspannung, die Aktivierungsenergie, den Spannungsexponenten und deren etwaige Abhängigkeit von Temperatur, Aufheizrate und Phasenbereich wurden bei der KWU aus Umfangsdehnungen der Einzelstabversuche an Zircaloy-Hüllrohren in Luft ermittelt.

Von der KWU wird in /9/ für die Berstspannung (Grenzspannung) aus den Ergebnissen die folgende empirische Temperaturbeziehung angegeben:

$$\sigma_B = a \cdot e^{-bT} \quad (2a)$$

In dieser Beziehung nehmen die aufgeführten Koeffizienten a und b in den verschiedenen Phasenbereichen unterschiedliche Werte an.

2.3 Basisgleichung des von Clay et al. erstellten Modells

Diese Basisgleichung zur Errechnung der Verformung legt den modifizierten Nortonansatz in der Form zugrunde, daß auch die Druckdifferenz und Wandstärke des Hüllrohres berücksichtigt werden. Die Gleichung wird wie folgt angegeben:

$$\dot{\epsilon} = A P_t^n \left(\frac{D_o}{2 W_o} \right)^n \exp\left(-\frac{Q}{RT_t}\right) (1+\epsilon)^{2n} \quad (3)$$

wobei

- P_t = Druckdifferenz am Hüllrohr
- D_o und W_o = Außendurchmesser und die Wandstärke des Hüllrohres am Beginn der Transiente
- A = numerische Konstante

Zur Vereinfachung der Deformationsrechnung wurden auch in diesem Modell für verschiedene Phasenbereiche vereinfachte Gleichungen verwendet. Für den α -Phasenbereich wird die Gleichung wie folgt angegeben:

$$\dot{\epsilon} = 4\,900\,\sigma^5 \exp(-295\,000 \pm 5\,000)/RT \quad (3a)$$

während die Gleichung für den β -Phasenbereich lautet:

$$\dot{\epsilon} = 14\,\sigma^{3,7} \exp(-150\,000 \pm 5\,000)/RT \quad (3b)$$

Die errechneten Bersttemperaturen mit unterschiedlichen Umfangsdehnungen und Aufheizgeschwindigkeiten aus den Gleichungen (3a) und (3b) zeigen gute Übereinstimmung mit Experimenten /5/.

2.4 Basisgleichung für das Modell CANSWEL

Zur Beschreibung des sekundären Kriechens der Hüllrohre wird für dieses Modell der Nortonansatz verwendet. Er lautet:

$$\dot{\epsilon} = K\sigma^{-n} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (4)$$

wobei

$\dot{\epsilon}$ = Dehngeschwindigkeit
K und Q = Konstanten

Dem Druck- und Temperaturverlauf während der Transienten werden im Gebiet der linearen Abhängigkeit unterschiedliche Bereiche für den Zeitschritt Δt entnommen. Die Variationen für den nachfolgenden Zeitschritt werden durch Taylor-Entwicklung für die Gleichung (4) errechnet, so daß die Umfangsdehnung für drei deviatorische Spannungen in folgender Weise ausgedrückt werden kann:

$$\Delta\epsilon_{1c} = K\bar{\sigma}^{-n-1} \Delta t G Q_0 \left\{ \sigma'_1 N_2 + \left(x - \frac{y+z}{2}\right) N_3 \Delta t \right\} \quad (4a)$$

$$\Delta\epsilon_{2c} = K\bar{\sigma}^{-n-1} \Delta t G Q_0 \left\{ \sigma'_2 N_2 + \left(y - \frac{x+z}{2}\right) N_3 \Delta t \right\} \quad (4b)$$

$$\Delta\epsilon_{3c} = K\bar{\sigma}^{-n-1} \Delta t G Q_0 \left\{ \sigma'_3 N_2 + \left(z - \frac{x+y}{2}\right) N_3 \Delta t \right\} \quad (4c)$$

wobei

G aus der Garafalo-Gleichung /4/ errechnet wird und 1, 2 und 3 die Beziehungen für deviatorische Spannungen sind.

2.5 Basisgleichung des von der GRS erstellten Dehnmodells

Das einfache Dehnmodell besteht aus einer Beziehung der Dehnungsgeschwindigkeit der Hüllrohre mit der Temperatur und ihrer Innendruckbelastung /12/. Diese Beziehung wurde in Anlehnung an die in /2/ aufgeführte Gleichung erstellt. Sie lautet:

$$\dot{\epsilon} = \text{CONZ} \cdot 10^{14} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \cdot \frac{p_i - p}{60 \text{ bar}} \quad (5)$$

wobei

- $\dot{\epsilon}$ = Dehngeschwindigkeit
- CONZ = freie Konstante
- Q = Aktivierungsenergie
- R = Gaskonstante
- T = Hüllrohrtemperatur
- p_i = Innendruck
- p = Systemdruck

Da der Wert der Aktivierungsenergie Q als konstant vorausgesetzt wird, nimmt der Quotient Q/R einen konstanten Wert von 39 500 (J/MOL) an. Die Konstante CONZ wird in einem gewissen Streubereich variiert, um die Ungenauigkeit der Beziehung erfassen zu können /12/.

In dem Modell TESPА ist eine Variation durch die temperaturabhängigen Parameter nicht vorhanden. Da der Dehnansatz in TESPА nicht die Phasenumwandlungen und die Temperaturabhängigkeit anderer Parameter berücksichtigt und somit eine gleichmäßige Temperaturabhängigkeit der Dehngeschwindigkeit voraussetzt, liegen bei niedrigen Dehnungen die errechneten Werte relativ zu den experimentell ermittelten Umfangsdehnungen tiefer /12/.

3. EXPERIMENTELLE STÜTZUNG DER MODELLE

Die in Abschnitt 2 aufgeführten Modelle wurden anhand mehrerer Experimente verifiziert. Schon bei der Erstellung einiger Modelle und der Bestimmung von Konstanten wurden Ergebnisse aus den einachsigen Zugversuchen und Einzelstabversuchen zugrunde gelegt. Im folgenden wird die experimentelle Grundlage einiger Modelle kurz dargestellt, da sie Hinweise auf die Brauchbarkeit der Modelle gibt.

3.1 Modell NORA

Das Modell NORA stützt sich auf die Ergebnisse von 300 einachsigen Zug- und Kriechversuchen /7/, die im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS) durchgeführt wurden. Die Gültigkeit dieses Modells liegt in dem Temperaturbereich von $600 \leq T$ (°C) ≤ 1100 und diejenige der Dehnungsrate entspricht dem Bereich

von 10^{-4} (10^{-5}) $s^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 3 \cdot 10^{-1} s^{-1}$. Die Versuche wurden in Luft oder Vakuum durchgeführt. Die bisher analysierten Kriechproben zeigen eine Abweichung zwischen 50 und 100 % /2/. Aufgrund einer Sensitivitätsstudie hinsichtlich der variablen Spannung und Temperatur wurde darauf hingewiesen, daß die Empfindlichkeit gegenüber Temperatur um eine Potenz stärker ausgeprägt ist als diejenige gegenüber der Spannung /2/.

3.2 KWU-Modell

Der von der KWU gewählte Kriechansatz wurde an die Ergebnisse der im eigenen Haus durchgeführten Transienten- und Kurzzeitinnendruckversuche angepaßt, und zwar an der maximal aufgetretenen Dehnung. Für die Dehnungsabhängigkeit der Tangentialspannung gilt die Annahme, daß in axialer Richtung keine bleibenden Dehnungen auftreten. Für die Grenzspannung wird die Berstspannung angesetzt. Sie wird für die Transientenversuche aus experimentell ermittelten Berstdehnungen rechnerisch bestimmt. Die ermittelten Werte der Berstspannungen weisen einen erheblichen Streubereich auf, der sich durch Sortierung nach Aufheizgeschwindigkeiten etwas reduzieren läßt. Um die Anzahl der Anpassungsparameter möglichst klein zu halten, wurde bei allen Versuchen mit der gleichen Funktion der Abhängigkeit der Berstspannung von der Temperatur gerechnet. Diese Funktion wurde aus den 170 Transientenversuchen durch Mittelung aller Aufheizgeschwindigkeiten ermittelt.

Für die Rechnungen nach diesem Modell wurde eine konstante Aktivierungsenergie für alle Phasenbereiche gewählt. Der Wert des Spannungsexponenten wurde als $n = 2,8$ ermittelt und gilt für den gesamten Spannungsbereich von 5 bis 150 bar. Der Strukturfaktor A wird entsprechend den Aufheizgeschwindigkeiten bestmöglichst angepaßt.

Das von der KWU beschriebene Berstdehnungsmodell gilt für den direkt beheizten Einzelstab, da für die Anpassung und Herleitung der Werte von Konstanten und Parametern nur Ergebnisse aus solchen Proben herangezogen wurden.

3.3 Modell nach Clay

Für die Verifikation dieses Modells wurden Transientenversuche an direkt beheizten und mit Innendruck beaufschlagten Hüllrohren von 500 mm Länge durchgeführt. Dabei wurde der Innendruck von 6 bis 60 bar (0,6 - 6 MPa) und die Aufheizgeschwindigkeit von 0,4 bis 50 K/s variiert. Es wurde hier festgestellt, daß die Dehnung erst nach Erreichen einer Hüllrohrdehnung von 5 % wesentlich rascher fortschreitet /5/.

3.4 CANSWEL-Modell

Zur Verifikation des Modells wurden zweierlei Arten von Versuchen, isotherme und thermische Zyklisierung, an Hüllrohren des Steam Generating Heavy Water Reactor (SGHWR) durchgeführt. Dabei hat die Innendruckbelastung 20 bis 100 bar (2-10 MPa) betragen. Der Spannungsexponent n wurde bei den unterschiedlichen Dehnungsarten von 10^{-2} s^{-1} bis 10^{-4} s^{-1} bestimmt. Hierbei wurde eine Abnahme des Wertes von 4 bis auf 1,5 festgestellt /4/.

4. ABHÄNGIGKEITEN UND STREUUNGEN DER FÜR DIE BASISGLEICHUNG HERANGEZOGENEN KOEFFIZIENTEN

Die für die Basisgleichung herangezogenen Koeffizienten und deren Genauigkeit über einen breiten Bereich von Temperatur und Spannung gelten als wichtige Grundlage für die modellmäßige Errechnung der Verformungswerte von Hüllrohren /8/. Zusätzlich zu der Phasenumwandlung wird das Verhalten von Zircaloy bei hohen Temperaturen durch die Oxydation und Rekristallisation stark beeinflusst /7/. Die Oxydation verursacht eine gewisse Aufhärtung des Zircaloy und übt starken Einfluß auf den Koeffizienten $A(T)$ und $n(T)$ aus. Durch die Rekristallisation werden die Koeffizienten in umgekehrter Weise beeinflusst. Die Werte der Aktivierungsenergie Q spiegeln die Eigenschaftsänderungen durch die Temperaturänderungen wider. Deshalb scheint es angebracht, diese Abhängigkeiten und die Streuungen der für die Basisgleichung herangezogenen Koeffizienten zu berücksichtigen.

4.1 Koeffizienten des NORA-Modells

In diesem Modell finden die temperatur- bzw. strukturabhängigen Koeffizienten $A(T)$, $n(T)$ und Q Anwendung. Die Modellierung der Temperaturabhängigkeit der obengenannten Koeffizienten mittels der Arrheniusschen Beziehung /2/ wird durch die strukturelle Änderung während der Temperaturänderung erschwert. Außerdem wird der Spannungsexponent n mit zunehmender Spannung größer /3/.

● Spannungsexponent im Modell NORA

Die ermittelten Werte der Spannungsexponenten n fallen bereits im Temperaturbereich $900 < T < 1150 \text{ K}$ sowohl in Luft als auch in Vakuum ab (in Vakuum von $n = 10$ bis auf 3,5, in Luft von $n = 8$ bis auf $n = 5$). In Luft wird der Minimalwert etwa zu Beginn der Phasenumwandlung erreicht, während in Vakuum eine weitere Abnahme des Exponenten bis zum Ende der Phasenumwandlung zu beobachten ist. Der Unterschied der ermittelten Werte in Luft und in Vakuum wird durch die Oxydation in Luft verursacht. Auf die tabellarische Auflistung der Werte der Spannungsexponenten mit der entsprechenden Bezugstemperatur wird in /2/ verwiesen. Des Weiteren wird darauf hingewiesen, daß die Werte der Spannungsexponenten auch aus der Gleichung (1b) rechnerisch ermittelt werden können.

- Hüllrohrstrukturfaktor im Modell NORA

Der Wert des Hüllrohrstrukturfaktors A wird aus der Gleichung (1a) errechnet. Die Datenanalyse weist darauf hin, daß auch eine Temperaturabhängigkeit dieses Faktors vorhanden ist. Es wird jedoch auf eine weitere Aufspaltung der Temperaturfunktion verzichtet /6/.

- Aktivierungsenergie im Modell NORA

Der temperaturabhängige Verlauf der Aktivierungsenergie in Luft und Vakuum zeigt einen deutlichen Abfall bereits im α -Bereich bis zum Beginn der Phasenumwandlung. Nach dieser Abnahme steigt der Q-Wert wieder an. Während er in der Luft schon vor der β -Phase immer stärker ansteigt, erreicht er in Vakuum kurz vor Ende der Phasenumwandlung ein Minimum.

4.2 Koeffizienten des KWU-Modells

- Spannungsexponent im KWU-Modell

Für die Bestimmung des Spannungsexponenten wurde eine konstante Aktivierungsenergie aus der Literatur für alle Temperaturbereiche gewählt. Aufgrund von Sensitivitätsstudien wurde dann weiter der Spannungsexponent als $n = 2,8$ ermittelt. Mit diesem Wert wird der gesamte Spannungsbereich von 5 bis 150 bar gut abgedeckt /3,11/.

- Hüllrohrstrukturfaktor im KWU-Modell

Die Bestimmung des Hüllrohrstrukturfaktors A wird danach durch bestmögliche Anpassung ermittelt. Für Aufheizgeschwindigkeiten von 5 K/s ergab sich $A = 500 \text{ (N/mm}^2\text{)}^{-n}/s$, während er für Aufheizgeschwindigkeiten von 50 K/s um $A = 1500 \text{ (N/mm}^2\text{)}^{-n}/s$ beträgt.

- Aktivierungsenergie im KWU-Modell

Die temperaturabhängige Aktivierungsenergie wurde durch Feineichung ermittelt, mit deren Hilfe die Ergebnisse bestmöglichst reproduziert werden konnten. Es gelten die folgenden Werte /10, 11/:

$$Q = 195\,940 \text{ J/MOL, } T \leq 1173$$

$$Q = 195\,940 - 450 \text{ J/MOL, } 1173 \text{ K} < T \leq 1213 \text{ K}$$

$$Q = 177\,940 \text{ J/MOL, } T > 1213$$

4.3 Koeffizienten des von Clay et al. erstellten Modells

Zur Vereinfachung der Deformationsrechnung werden in dem Modell die Gleichungen (3a) für den α -Phasenbereich und (3b) für den β -Phasenbereich verwendet. Die Werte A, n und Q sind schon in die obengenannten Gleichungen integriert und im folgenden aufgelistet.

Phasenbereich	n	A (N/mm ²) ^{-n/s}	Q/J MOL ⁻¹
α	5	4 900	259 000 \pm 5 000
β	3,7	14	150 000 \pm 5 000

Die Vergleiche der gemessenen und errechneten Umfangsdehnungen mit den obengenannten Werten der Koeffizienten zeigten gute Übereinstimmung /5/.

4.4 Koeffizienten des Modells CANSWEL

Für die Bestimmung der in der Gleichung (4) herangezogenen Koeffizienten werden die Werte aus den experimentell ermittelten wahren Spannungen und wahren Dehngeschwindigkeiten abgeleitet. Die obengenannten Konstanten stammen aus den Versuchen des sekundären Kriechens, die mit SGHWR-Hüllrohren durchgeführt wurden. Im folgenden werden die Werte für zwei Temperaturbereiche aufgelistet /4/.

Phasenbereich	n	A (N/mm ²) ^{-n/s}	Q/J MOL ⁻¹
α	5	2 920	287 000
β	4,2	17 150	238 000

Zur Veranschaulichung werden die vorhandenen Werte der für die Basisgleichung herangezogenen Koeffizienten aller Modelle in Tabelle 1 aufgelistet.

5. VERIFIKATIONSRECHNUNGEN DER MODELLE ANHAND DER EXPERIMENTELL ERMITTELTEN ERGEBNISSE

Zur Beurteilung der Aussagefähigkeit der Modelle werden hier die experimentell ermittelten Ergebnisse aus Einzelstabversuchen herangezogen und verglichen. Für die Nachrechnungen werden nur die Dehnmodelle NORA, der KWU und der GRS berücksich-

Modelle	Spannungsexponent n		Strukturfaktor $A \text{ (N/mm}^2\text{)}^{-n} / \text{s}$		Aktivierungsenergie Q (J/MOL)	
	α -Phase	β -Phase	α -Phase	β -Phase	α -Phase	β -Phase
NORA	5,88 - 15,21	2,73 - 3,28	wird errechnet	wird errechnet	$1,9 \cdot 10^5 - 4,8 \cdot 10^5$	$5 \cdot 10^5 - 5,5 \cdot 10^5$
KWU	2,8	2,8	A = 500 für 5 K/s A = 1 500 für 50 K/s	A = 500 für 5 K/s A = 1 500 für 50 K/s	195 940 für $T \leq 1\ 213$	177 940 für $T > 1\ 213$
GRS					$0,79 \cdot 10^5$	$0,79 \cdot 10^5$
CLAY	5	3,7	4 900	14	$2,59 \cdot 10^5$	$1,55 \cdot 10^5$
CANSWEL	5	4,2	2 920	17 150	$2,87 \cdot 10^5$	$2,38 \cdot 10^5$

Tab. 1:
Vergleich der angewendeten Koeffizienten aus den Modellen zur Errechnung der Hüllrohrdeformation

tigt, da das Modell CANSWEL und das Modell von Clay die ermittelten Werte aus Zr-Nb-Legierungen zugrunde legen. Die Berechnung der Umfangsdehnungen als Funktion der Zeit erfolgt anhand der Unterprogramme DEHN 1, DEHN 2 und DEHN 3 in TESPAN /12/, die die Hüllrohrdehnungsgeschwindigkeit entsprechend den Ansätzen des GRS-, des KWU- und des NORA-Modells berechnen.

Die Gegenüberstellung der errechneten und der gemessenen Werte der Temperatur- und Druckrampenversuche legt Daten aus unterschiedlichen Einzelstabversuchen zugrunde. Hierbei wird der Zeitpunkt der Erreichung der Instabilität besonders berücksichtigt, da nach dieser die Umfangsdehnung besonders rasch fortschreitet. Diesem Zeitpunkt wird besondere Bedeutung beigemessen aufgrund der Tatsache, daß er den Übergang vom sekundären zum tertiären Kriechen kennzeichnet und daß mit einem Temperaturrampenversuch die Anfangsphase der Hüllrohrdehnung bei einem Kühlmittelverluststörfall simuliert werden kann.

Im folgenden werden die Meß- und Rechenergebnisse verglichen und kritisch bewertet.

5.1 PNS-Versuch 69

In Bild 1 werden die Nachrechnungen des PNS-Versuchs 69 mit den gemessenen Werten verglichen /13/. Aus dem Bild geht hervor, daß die Übereinstimmung der gerechneten und gemessenen Werte gut ist. Es wird darauf hingewiesen, daß die Nachrechnungen ohne eine Begrenzung der Dehnung durch Bersten durchgeführt wurden, daher zeigen sie eine Änderung der Umfangsdehnung bis zu 100 %.

Der intern beheizte Temperaturrampenversuch /13/ wurde mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 8 K/s durchgeführt. Dem Bild kann entnommen werden, daß bezüglich der Instabilität die Rechnungen mit dem Modell NORA einen beschleunigten Übergang aufweisen, während diejenigen der KWU und GRS einen ähnlichen zeitabhängigen Verlauf zeigen.

5.2 Verifikationsrechnungen zu den EPRI-Versuchen

Bild 2 stellt die Ergebnisse der Nachrechnungen und Meßwerte des Temperaturrampenversuchs 308 von EPRI dar /14/. Der Versuch wurde mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 53 K/s durchgeführt. Für den Versuch wurde das Hüllrohr mit einer Innendruckbelastung von 6,4 MPa beaufschlagt. Die Bersttemperatur lag bei 1 144 K.

In Bild 3 sind die Meßergebnisse eines Druckrampenversuchs von EPRI /14/ und die gerechneten Werte dargestellt. Für den Versuch wurde eine konstante Temperatur von 1 116 K gewählt, und die Innendruckbelastung wurde mit einer Rampengeschwindigkeit von 0,034 MPa/s geändert.

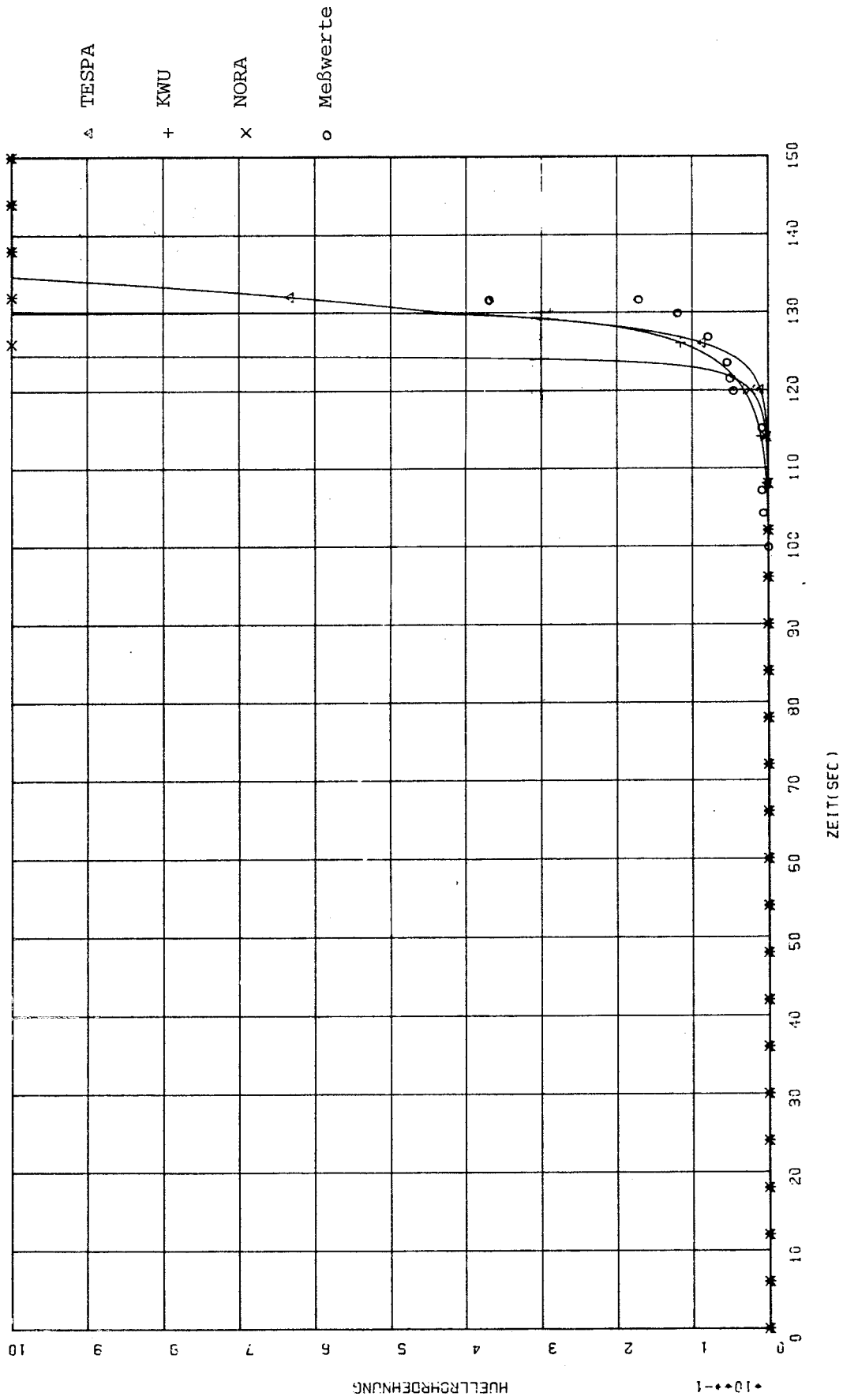


Bild 1:

Temperaturrampenversuch PNS-69
Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit
Nachrechnung der Ergebnisse des PNS-Versuchs mit den Dehnmodellen TESPA, NORA und dem von KWU

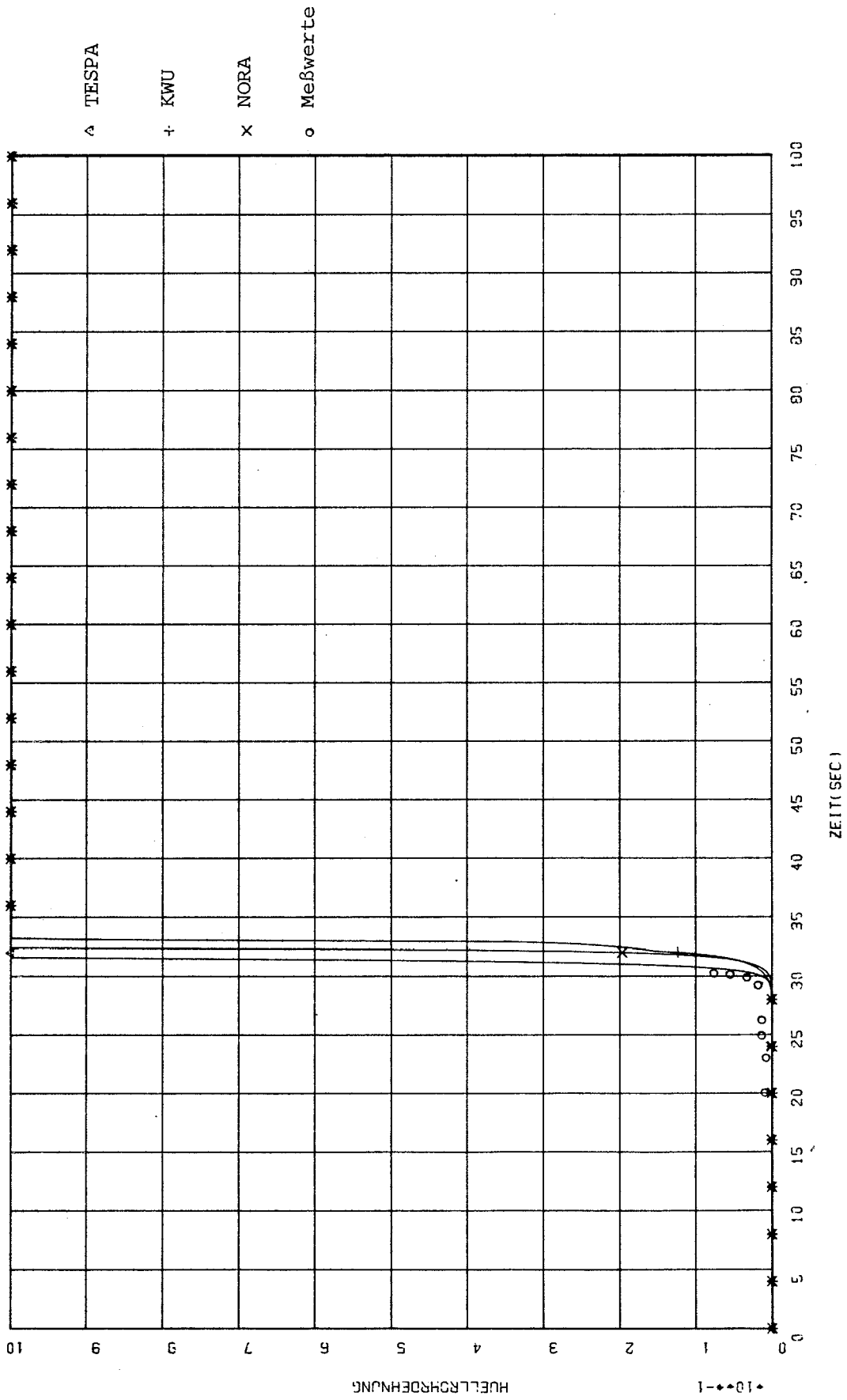


Bild 2:

Temperaturrampenversuch EPRI-308
Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit
Nachrechnung der Ergebnisse der EPRI-Versuche mit den Dehnmodellen TESPA, NORA und dem von KWU

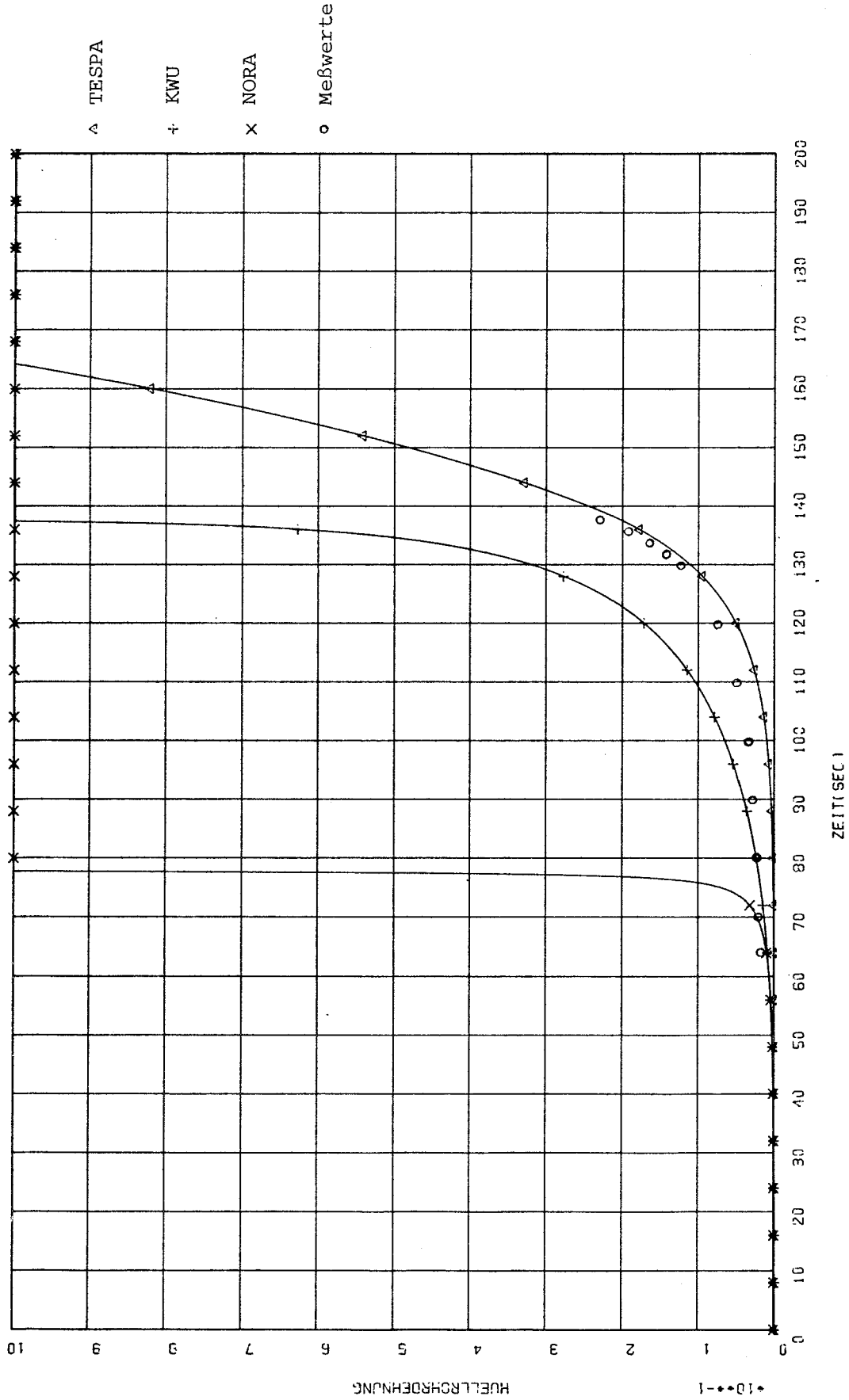


Bild 3:

Druckrampenversuch EPRI-526
Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit
Nachrechnung der Ergebnisse der EPRI-Versuche mit den Dehnmodellen TESPA, NORA und dem von KWU

Aus den Bildern geht hervor, daß die Genauigkeit der Modelle für Temperaturrampenversuche wesentlich größer ist als für Druckrampenversuche. Während das GRS-Modell mit guter Übereinstimmung die Meßergebnisse des Druckrampenversuchs nachrechnet, weisen die Modelle von KWU und NORA ein zu schnelles Dehverhalten auf.

5.3 Nachrechnung des MRBT-Versuchs

In Bild 4 werden die spärlich vorhandenen Meßergebnisse eines Temperaturrampenversuchs (SR-33) mit Nachrechnungen verglichen /15,16/. Hierbei wurde der Versuch mit hoher Innendruckbelastung (14,4 MPa) und einer Aufheizgeschwindigkeit von 28 K/s durchgeführt. Aus dem Bild geht hervor, daß die Übereinstimmung mit den Rechenergebnissen des KWU-Modells besser ist als diejenige anderer Modelle. Wird ein Versuch mit niedrigerer Aufheizgeschwindigkeit von 4 K/s für die Nachrechnung (SR-43) gewählt, so stellt man größere Unterschiede fest. Diese Versuche wurden in Dampfatmosfera durchgeführt.

5.4 Nachrechnung des ANL-Versuchs

Der Aufblähvorgang des Hüllrohres (anisotropische Schrumpfung wurde mit einem Bolzen verhindert) wurde bei einem Temperaturrampenversuch untersucht und mit den Modellen nachgerechnet /17/. Bei dem Versuch lag eine Aufheizgeschwindigkeit von 6,8 K/s und eine Innendruckbelastung von 8,2 MPa vor. Das Hüllrohr wies eine Bersttemperatur von 1 053 K auf. Hierbei betrug die Umfangsdehnung 120 %. Während Bild 5 entnommen werden kann, daß die Übereinstimmung der Rechnungen mit dem GRS- und dem NORA-Modell gut ist, kann das gleiche nicht für das KWU-Modell gesagt werden.

6. VERGLEICHENDE BEURTEILUNG DER DEHNMODELLE VON KWU, GRS UND DES NORA-MODELLS

In Tabelle 2 sind die wichtigsten Versuchparameter zusammen mit den gemessenen und errechneten Berstumfangsdehnungen dargestellt. Die Berstumfangsdehnungen wurden mit dem KWU-Modell gerechnet. Die Abweichung zwischen den gerechneten und gemessenen Werten hängt hier von dem für die Errechnung gewählten Zeitschritt ab und wird auch von den unterschiedlichen Versuchsparemtern und Rechenannahmen beeinflusst.

Aus den Bildern 1, 2 und 3 wird ersichtlich, daß die Temperaturrampenversuche besser nachzurechnen sind als die Druckrampenversuche. Der Vergleich läßt zusätzlich folgende Merkmale erkennen:

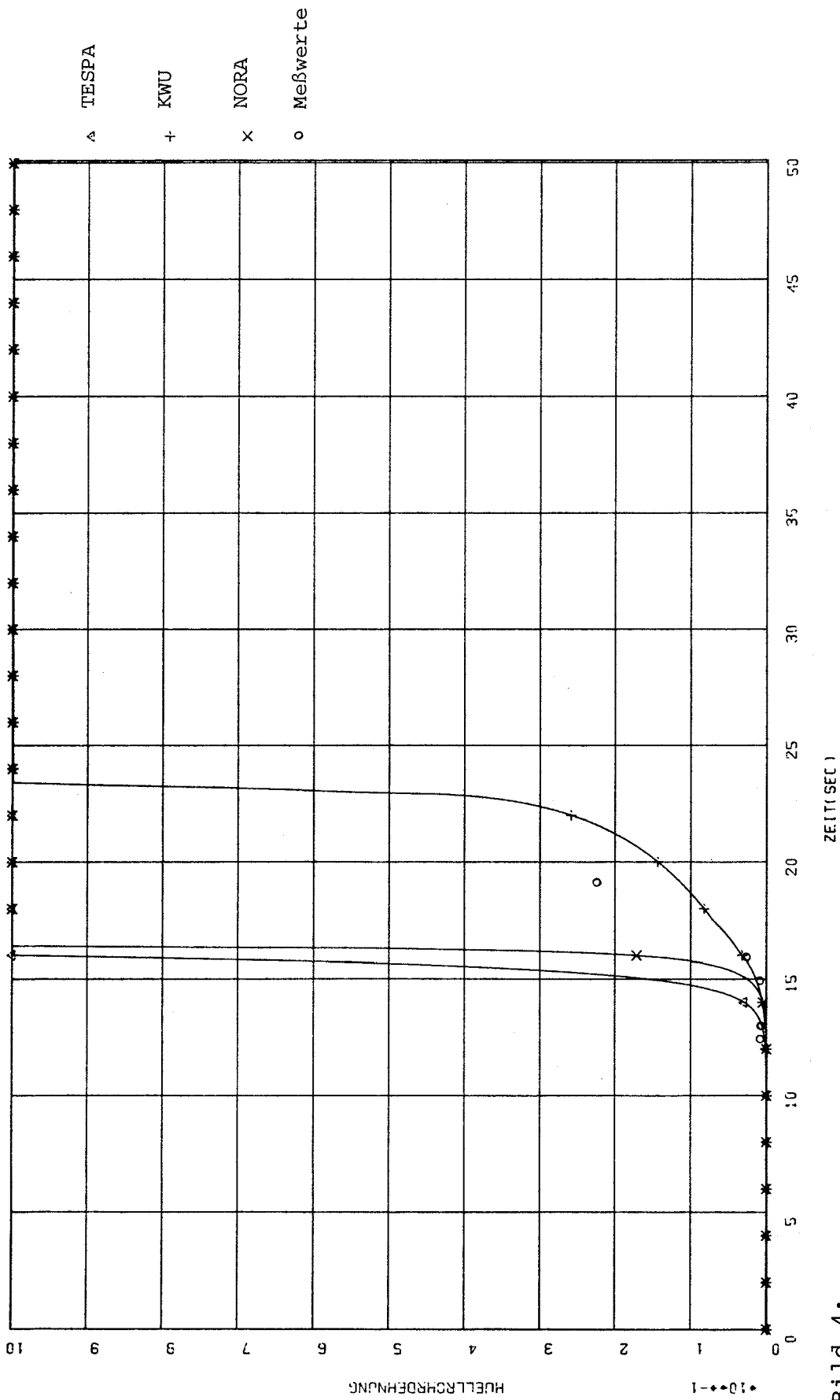


Bild 4:

Temperaturrampenversuch MRBT-SR-33

Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit

Nachrechnung der Ergebnisse der MRBT-Versuche mit den Dehnmodellen TESPA, NORA und dem von KWU

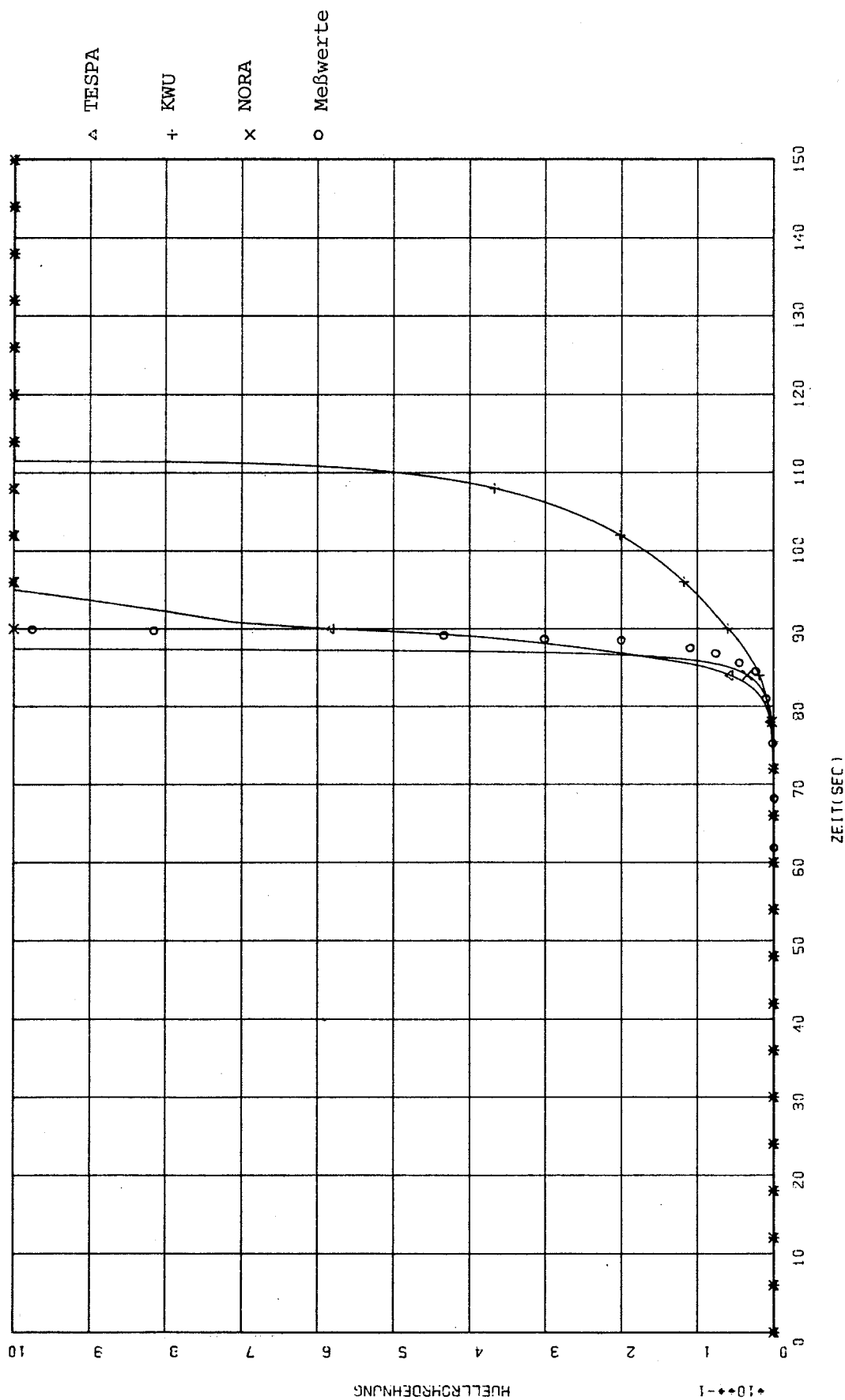


Bild 5:

Temperaturrampenversuch ANL-IS-48
Hüllrohrdehnungen als Funktion der Zeit
Nachrechnung der Ergebnisse der ANL-Versuche mit den Dehnmodellen TESPA, NORA und dem von KWU

Bezeichnung des Versuchs	Art des Versuchs	Besonderheit des Versuchs	Aufheizgeschwindigkeit des Versuchs K/s	Gemessene Umfangsdehnung %	Errechnete Umfangsdehnung %	Bersttemperatur K
PNS-69	Temperaturrampenversuch	indirekt beheizt	8	33	24	1 096
EPRI-308	Temperaturrampenversuch	induktionsbeheizt	53	35	21	1 144
EPRI-526	Druckrampenversuch	induktionsbeheizt	-	49	53	1 116
MRBT-SR-33	Temperaturrampenversuch	indirekt beheizt; Versuch in der Dampfatomosphäre durchgeführt	28	23	19	1 016
ANL-IS-48	Temperaturrampenversuch	direkt beheizt in Dampf, anisotropische Schrumpfung mit Bolzen behindert	6,8	130	64	1 053

Tab. 2:

Darstellung der wichtigsten Versuchsparameter und Vergleich der gemessenen und mit dem KWU-Modell errechneten Umfangsdehnungen

Bei den Temperaturrampenversuchen weist das Modell NORA einen zu schnellen Dehnungsanstieg auf, während das GRS-Modell einen nahezu identischen Verlauf, wie die Meßwerte ergeben, zeigt. Dieses Modell errechnet auch eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Druckrampenversuche. In Nachrechnungen der Versuche, bei denen unterschiedliche Versuchsparameter besonders zum Tragen kommen, weist das KWU-Modell einen langsameren Verlauf auf, während das GRS-Modell und das NORA-Modell einen ähnlich schnellen Übergang zeigen. Es ergab sich, daß trotz der Einfachheit des GRS-Modells die Übereinstimmung der errechneten Ergebnisse mit dem NORA-Modell für die Temperaturrampenversuche relativ gut ist.

Es wurde im Rahmen einer Sensitivitätsstudie festgestellt, daß die Empfindlichkeit der Umfangsdehnung gegenüber Temperaturen um eine Potenz stärker ausgeprägt ist als gegenüber der Spannung /2/. Der Einfluß der Temperatur im Modell NORA und in dem der KWU geht detaillierter in die Rechnung ein: Der Spannungsexponent n wird im Modell NORA als Funktion der Temperatur variiert, während beim KWU-Modell der Wert des Spannungsexponenten über den gesamten Bereich konstant bleibt. Im KWU-Modell gilt der Wert $n = 2,8$ für den gesamten Bereich von 0,5 bis 15,0 MPa. Der Strukturfaktor A wird entsprechend der Aufheizgeschwindigkeit angepaßt. Daß die erhöhte Spannung bei höheren Temperaturen zur Entfestigung führt, wird modellmäßig nicht berücksichtigt.

In den Bildern 4 und 5 zeigt sich eine schlechtere Übereinstimmung der gemessenen und errechneten Werte. Die Versuche wurden in Dampfatosphäre durchgeführt. Aus /18/ geht hervor, daß der Übergang vom sekundären zum tertiären Kriechen in Dampfatosphäre früher erreicht wird. Es wird darauf hingewiesen, daß die unterschiedlichen Versuchsparameter und die Besonderheiten der Versuchsdurchführung die Ergebnisse der Rechnungen stark beeinflussen /19/. Dies dürfte auch der Grund sein, warum die Rechnungen gemäß den Bildern 4 und 5 Abweichungen von den Meßergebnissen aufweisen.

Schrifttum

- /1/ Hagrman, D.L., und G.A. Reyman:
Cladding Stress versus Strain, MATPRO-Version II
A Handbook of Materials Properties for Use in the Anal-
ysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behaviour
NUREG/CR-0497, TREE-1280, February 1979
- /2/ Raff, S.:
Development of a ZRY Deformation Model to Describe the
ZRY-4 Cladding Tube During Accidents
International Meeting on Nuclear Power Reactor Safety
Topical Meeting, Brussels, Belgium, Okt. 16-19, 1978
- /3/ Brzoska, B., A. Kunick und F. Wunderlich:
Vorläufige empirische Beschreibung des Verhaltens von
Brennstäben bei hypothetischen Kühlmittelverluststörfäl-
len
Förderungsvorhaben, BMFT-RS-177, April 1978
- /4/ Jones, P.M., J.H. Gittus and E.D. Hindle:
CANSWEL: A Computer Model of Clad Behaviour During a
Loss-of-Coolant-Accident
Presented at the CSNI Specialists Meeting at Spätind,
Norway, September 1976
- /5/ Clay, B.D., T. Healey and G.B. Redding:
The Deformation and Rupture of Zircaloy-2 Tubes During
Transient Heating
Presented at the CSNI Specialist Meeting at Spätind,
Norway, September 1976
- /6/ Neitzel, H.J.:
Erste Nachrechnungen der zeitlichen Dehnungsverläufe von
aufblähenden Zircaloy-Hüllrohren bei Experimenten mit
Brennstabsimulatoren
IRB-Nr. 251/78, PNS-Nr. 259/78, März 1978
- /7/ Raff, S.:
Entwicklung eines ZRY-Deformationsmodells (DEMOM)
Primärbericht, PNS-Nr. 225/78
- /8/ Höfler, A., und A.K. Chakraborty:
Probabilistische Berstkriterien für Parameterstudien an
Brennstabhüllrohren im Kühlmittelverluststörfall
Persönliche Mitteilung, September 1978
- /9/ Cheliotis, G., A. Kunick und E.F. Wunderlich:
A Model for the High Temperature Zircaloy Clad Strain
Behaviour
Presented at the Fuel Behaviour Code Development-Workshop,
Karlsruhe, May 29 - June 2, 1978

- /10/ Eberle, R., F. Wunderlich, I. Distler, G. Cheliotis und E. Ortlieb:
Verification of a High-Temperature Zircaloy Tube Deformation Model Considering Nonuniform Temperatures
Paper presented at the 4th German-Japanese-US Fuel Specialists Meeting, Idaho Falls, June 22-29, 1979
- /11/ Kunick, A., F. Wunderlich, G. Cheliotis und E. Ortlieb:
High Temperature Zircaloy Tube Deformation Model Considering Nonuniform Temperatures
Presented at FORATOM Meeting, Hamburg, 1979
- /12/ Zipper, R.:
Verifikation eines Programms zur gekoppelten Temperatur- und Dehnungsanalyse anhand ausgesuchter Brennstabverhaltensexperimente
Diplomarbeit, Ruhruniversität Bochum, Oktober 1979
- /13/ Erbacher, F., H.J. Neitzel and K. Wiehr:
Interaction between Thermohydraulics and Fuel Clad Ballooning in a LOCA, Results of REBEKA Multirod Burst Test with Flooding
Paper presented at the Sixth Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, MD, USA, November 6-9, 1978
- /14/ Mohr, C.L., et al.:
Transient Deformation Properties of Zircaloy for LOCA Simulation
EPRI NP-526, Vol. 5, Research Project 251-1, December 1978
- /15/ Chapman, R.H., J.L. Crowley, A.W. Longest and E.G. Sewell:
Recommended Test for Standard Problem
Paper presented at the Fourth Japanese-German-American Fuel Modeling Workshop, Idaho Falls, June 22-29, 1979
- /16/ Chapman, R.H., et al.:
Effect of Creep Time and Heating Rate on Deformation of Zircaloy-4 Tubes Tests in Steam with Internal Heaters
NUREG/CR-0343, September 1978
- /17/ Chung, H.M., and T.F. Kassner:
Deformation Characteristics of Zircaloy Cladding in Vacuum and Steam under Transient Heating Conditions: Summary Report
NUREG/CR-0344, ANL-77-31, July 1978
- /18/ Kraft, R., und S. Leistikow:
Kriech-Berstuntersuchungen an Zircaloy-4-Rohrkapseln bei 800 °C und 1000 °C in Luft
Primärbericht, PNS-Nr. 407/79
- /19/ Erbacher, F.J., H.J. Neitzel, H. Rosinger, H. Schmidt und K. Wiehr:
Burst Criteria of Zircaloy Fuel Claddings in LOCA
Vortrag auf der ASTM Fifth International Conference on Zirconium in the Nuclear Industry, Boston, USA, August 4-7, 1980