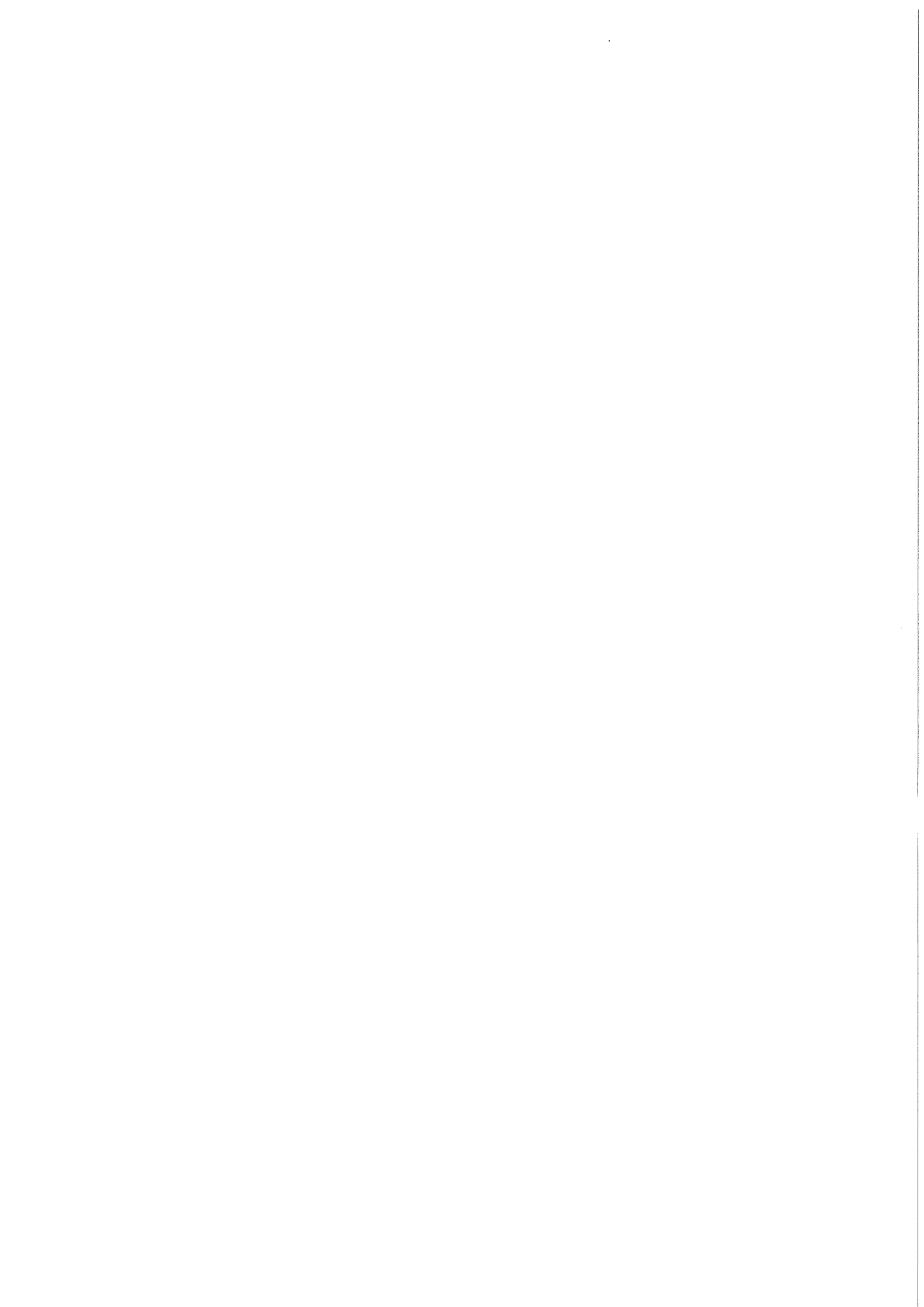


KfK 3319
Juni 1982

**PSTAT:
Ein Rechencode für die
mechanische Wechselwirkung
Brennstoff / Hülle in
Schnellbrüter-Brennstäben**

H. Steiner
Institut für Material- und Festkörperforschung
Projekt Schneller Brüter

Kernforschungszentrum Karlsruhe



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
Institut für Material- und Festkörperforschung
Projekt Schneller Brüter

KfK 3319

PSTAT: Ein Rechencode für die mechanische Wechselwirkung
Brennstoff/Hülle in Schnellbrüter-Brennstäben

H. Steiner

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
ISSN 0303-4003

Z u s a m m e n f a s s u n g

PSTAT: Ein Rechencode für die mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle
in Schnellbrüter-Brennstäben

Die mechanische Wechselwirkung zwischen den Brennstofftabletten und dem Hüllrohr ist eines der wichtigsten Phänomene beim Betriebsverhalten von Schnellbrüter-Brennstäben. Über die Spannungsbelastung der Hülle und deren Schädigung durch Verformung kann diese unmittelbar Konsequenzen für die Hüllrohrintegrität haben.

Zur Berechnung der mechanischen Wechselwirkung und der damit zusammenhängenden Aspekte des Brennstabverhaltens wurde der Rechencode PSTAT entwickelt. In diesem Code wird die Brennstabmechanik in einem Drei-Zonen-Modell für den Brennstabquerschnitt behandelt. Die Wärmeleitungsgleichung wird nach einem impliziten Dreipunkt-Differenzverfahren gelöst.

Durch eine meistens einfache und summarische Beschreibung verschiedener Bestrahlungsphänomene ist es gelungen, einen übersichtlichen und schnell laufenden Code aufzubauen. Angesichts der oft komplizierten Betriebsgeschichten von auszuwertenden Testbestrahlungen stellt dies für den Benutzer einen großen Vorteil dar.

Der vorliegende Bericht enthält eine Darstellung der theoretischen Grundlagen der verwendeten Modelle, eine Programmbeschreibung, Anleitungen zur Benutzung des Programms und eine Diskussion von Anwendungsrechnungen für Oxid- und Karbid-Brennstäbe. Insbesondere die Ergebnisse zu den Experimenten Mol-11/K2-3 und Mol-10 deuten darauf hin, daß der Code die Verhältnisse unter Bestrahlung richtig beschreibt.

A b s t r a c t

PSTAT: A Computer Code for the Mechanical Interaction between Fuel and Cladding in Fast Breeder Fuel Pins

The mechanical interaction between fuel pellets and cladding is a phenomenon of greatest importance for the irradiation behaviour of fast reactor fuel pins. On behalf of the load and strain of the clad which lead to clad damage this one may cause problems for the clad integrity.

Thus, to have an effective tool for the calculation of the mechanical interaction and related topics, the computer code PSTAT was developed. In this code fuel mechanics is treated in the frame of a three-zone-model for a definite cross section. The heat conduction equation is solved by means of an implicit three-point finite difference technique.

On account of a mostly simple and a summary modeling of different irradiation phenomena a fast running code of restricted extent resulted. In view of the rather complicated histories of many test irradiations which have to be evaluated, this fact represents a great advantage for the user.

This report contains a representation of the theoretical basis of the used models, a description of the code with instructions for its utilization and a discussion of various test calculations for oxide and carbide fuel pins. Especially the code results for the irradiation experiments Mol-11/K2-3 and Mol-10 support the conclusion that the code PSTAT yields a correct description of the conditions under irradiation.

Inhalt :

	Seite
1. Einleitung	1
2. Theoretische Grundlagen	2
2.1 Berechnung von Hüll- und Brennstofftemperaturen	2
2.2 Spaltgasfreisetzung	6
2.3 Umstrukturierung des Brennstoffs	10
2.4 Brennstabmechanik	10
2.4.1 Das Drei-Zonen-Modell zur mechanischen Behandlung des Brennstabs	11
2.4.2 Berechnung des Festkörperdrucks Brennstoff/Hülle	14
2.4.3 Brennstoff- und Hüllrohrkriechen, Hüllrohr- plastizität, Brennstoffheißpressen	18
3. Programmbeschreibung	24
3.1 Aufbau des Rechenprogramms	24
3.2 Ein- und Ausgabe	27
4. Ergebnisse von Anwendungsrechnungen	33
Literatur	48
Nomenklatur	50
Anhang A: Verknüpfungsmatrizen für Hülle und Brennstoff	52
Anhang B: Materialdaten für Mischoxid- und Mischkarbid- Brennstoff	53

1. Einleitung

Einer der wichtigsten Aspekte des Betriebsverhaltens von Schnellbrüter-Brennstäben betrifft die mechanische Wechselwirkung zwischen den Brennstofftablettten und dem Hüllrohr. Denn damit wird gleichzeitig die Frage nach der Integrität der Brennstabhüllen bis zum Zielabbrand gestellt, einem der entscheidenden Punkte im Genehmigungsverfahren für das Brennelement.

In den im DeBeNe-Bereich vorhandenen Brennstabrechencodes ist die Behandlung der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle implizit enthalten. Zur Lösung des Problems arbeiten die erwähnten Brennstabrechencodes mit relativ aufwendigen Formalismen.

Unabhängig davon wurde verschiedentlich in kleineren Rechencodes das Problem der mechanischen Wechselwirkung im Rahmen eines Drei-Zonenmodells für Brennstoff und Hülle gelöst /1,2/. Dieses Modell wurde für PSTAT übernommen, da es trotz einer einfachen Behandlung der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle erlaubt, die wichtigsten Materialphänomene ins Modell zu inkorporieren. Das Problem der mechanischen Wechselwirkung ist zwar sehr vielschichtig und mit den anderen Brennstab-Phänomenen verzahnt und wechselseitig abhängig. Diese Abhängigkeiten sind aber nicht so gravierend, als daß man nicht mit einer gröbereren Beschreibung von verschiedenen Phänomenen, wie z.B. der Umstrukturierung des Brennstoffes, auskommen würde.

Die Wahl des Drei-Zonenmodells eröffnet damit die Möglichkeit, Probleme der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle mit einem relativ kleinen, übersichtlichen und schnell laufenden Rechencode zu untersuchen. Da den in Frage kommenden Auswertungen von Bestrahlungsexperimenten meistens komplizierte Bestrahlungsgeschichten zugrunde liegen, bringt dies dem Benutzer einen großen Vorteil. Zudem lassen sich die Einflüsse von Materialdaten und von Parametern relativ leicht studieren. Durch entsprechende Eingabe können in PSTAT eine beliebige Anzahl von Bestrahlungszyklen mit oder ohne Anfahrampen durchgerechnet werden. PSTAT ist also sowohl für stationären, als auch für zyklischen Leistungsbetrieb einsetzbar. Durch eine entsprechende Strukturierung der betreffenden Programmteile ist PSTAT für Karbid- und Oxid-Brennstäbe anwendbar.

Der vorliegende Bericht enthält eine Darstellung der theoretischen Grundlagen von PSTAT, eine Programmbeschreibung und die Diskussion einiger Anwendungsrechnungen für Karbid- und Oxid-Bestrahlungen.

2. Theoretische Grundlagen

In diesem Abschnitt seien die theoretischen Grundlagen der in PSTAT verwendeten Modelle zur thermischen und mechanischen Beschreibung von Brennstoff und Hülle erläutert. Ausgehend von axialsymmetrischen Bedingungen wird ein bestimmter Brennstabquerschnitt behandelt. Die thermische Berechnung basiert im wesentlichen auf einer Lösung der Wärmeleitungsgleichung mit der Methode der finiten Differenzen, die mechanische Berechnung auf einem Drei-Zonenmodell, dessen Grundlagen in /2/ erarbeitet und dargestellt wurden.

2.1 Berechnung von Hüll- und Brennstofftemperaturen

Bevor man zur Berechnung der mechanischen Wechselwirkung übergehen kann, muß die Temperaturverteilung im Brennstab bekannt sein. Zum einen sind verschiedene bei der Mechanik eingehende Materialgrößen und Materialphänomene Funktionen der Temperatur und zum anderen wird im Drei-Zonenmodell die mechanische Struktur der Brennstofftablette durch deren Temperaturverteilung geprägt. Die Temperaturberechnung beginnt bei der bekannten Hüllaußentemperatur und geht dann sukzessive von außen nach innen vor.

Temperaturverteilung in der Hülle

Die Temperaturverteilung in der Hülle wird über die bekannte analytische Lösung für konstante Wärmeleitfähigkeit berechnet:

$$T_H(r) = T_{Ha} + \frac{\chi}{2\pi \bar{\lambda}_H} \ln \left(\frac{r_{Ha}}{r} \right) \quad (1)$$

Dabei ist $\bar{\lambda}_H$ der Mittelwert der Wärmeleitfähigkeiten in der Hülle.

In PSTAT wird gesetzt:

$$\bar{\lambda}_H = \lambda_H(T_{Hm}) \quad (2)$$

Berechnet wird dieser Wert iterativ.

In guter Näherung gilt:

$$\Delta T_H = 0,1 \chi, \quad (3)$$

d.h. durch $T_{Hm}^{(0)} = T_{Ha} + 0,05 \chi$ liegt man schon sehr nah bei dem tatsächlichen

Mittelwert der Hülltemperatur. Man kommt also mit einer Iteration aus.

$$\text{Mit } \bar{\lambda}_H^{(0)} = \lambda_H(T_{Hm}^{(0)}) \quad (4)$$

werden die Hülltemperaturen berechnet und dann $T_{HM}^{(1)}$ und $\bar{\lambda}_H^{(1)} = \lambda_H(T_{Hm}^{(1)})$. Mit diesem Wert $\bar{\lambda}_H^{(1)}$ erfolgt die endgültige Berechnung der Hülltemperaturen.

Wärmedurchgang im Spalt Brennstoff/Hülle

Die Wärmedurchgangszahl h_{gap} wird entsprechend der Option IHGAP (siehe Abschnitt 3.2) entweder als konstant angenommen oder mit Hilfe des Wärmedurchgangsmoduls GAPRS berechnet. Dieser Modul beruht auf dem von Ross und Stoute /3/ entwickelten Wärmedurchgangsmodell und stellt eine Erweiterung auf offene Spalte dar, entsprechend der Arbeit von Godesar /4/.

Dieses Modell ist in /5/ näher beschrieben, so daß man sich hier kürzer fassen kann.

Für offenen Spalt:

$$h_{\text{gap}} = \frac{\bar{\lambda}_g}{\delta + \sum (\ell_{\text{ex},i} + R_{a,i})} + P_{\text{ST}} \cdot (T_{\text{fa}}^2 + T_{\text{Hi}}^2) \cdot (T_{\text{fa}} + T_{\text{Hi}}) \quad (5)$$

$$i = f, H$$

Für geschlossenen Spalt:

$$h_{\text{gap}} = \frac{\bar{\lambda}_g}{\sum_{i=B,H} (\ell_{\text{ex},i} + R_{a,i})} + \frac{\lambda_m \cdot P_{\text{Kont}}}{a_o \cdot R^{1/2}_H} \quad (6)$$

$$P_{\text{ST}} = \frac{\sigma}{\frac{1}{\epsilon_H} + \frac{1}{\epsilon_f} - 1} \quad R = \left(\frac{R_{a,1}^2 + R_{a,2}^2}{2} \right)^{1/2}$$

$\bar{\lambda}_g$ ist die Wärmeleitfähigkeit der Gasmischung bei mittlerer Spalttemperatur, $R_{a,i}$ die arithmetisch gemittelten Rauhtiefen und $\ell_{\text{ex},i}$ die Extrapolationslängen. Die Berechnung von $\bar{\lambda}_g$ und $\ell_{\text{ex},i}$ erfolgt wie in /4,5/ beschrieben.

Da h_{gap} eine Funktion der Brennstoffrandtemperatur ist, muß im Modul GAPRS iteriert werden. Das Verfahren ist in /4/ näher beschrieben.

Sobald die Berechnung von h_{gap} beendet ist, kann die Brennstoffrandtemperatur T_{fa} über die folgende Beziehung bestimmt werden:

$$T_{fa} = T_{Hi} + \frac{\chi}{2\pi r_{Hi} \cdot h_{gap}} \quad (7)$$

Damit ist die zur Ermittlung der Brennstofftemperaturen erforderliche Randbedingung definiert.

Temperaturverteilung in der Brennstofftablette

Die stationäre Wärmeleitungsgleichung

$$\frac{d}{dr} (\lambda_f r \frac{d}{dr} T) = -q(r) \quad (8)$$

wird nach einem impliziten finiten Dreipunkt-Differenzverfahren gelöst:

$$\frac{T_{i+1} - 2T_i + T_{i-1}}{(\Delta r)^2} + \frac{T_{i+1} - T_{i-1}}{(2\Delta r r_i)} + \frac{\lambda_{i+1}^f - \lambda_{i-1}^f}{4\lambda_i^f} \cdot \frac{T_{i+1} - T_{i-1}}{(\Delta r)^2} = \frac{q_i}{\lambda_i^f} \quad (9)$$

Dazu wird der Brennstoffquerschnitt in eine beliebige Anzahl von (n_f+1) -Stützstellen in n_f -Ringflächen eingeteilt.

$$\Delta r = (r_{fa} - r_{fi}) / n_f$$

$$r_i = r_{fi} + (i-1) \Delta r \quad i = 1 \dots n_f+1$$

$$\Delta F_i = \pi (r_{i+1}^2 - r_i^2) \quad (10)$$

Durch Anwendung von Gleichung (9) für $i=1$ bis n_f erhält man ein Gleichungssystem der n_f -ten Ordnung für die unbekanntenen Temperaturwerte T_i an den Stützstellen r_i ;

$$A \cdot \vec{T} = \vec{B} \quad (11)$$

Da die Wärmeleitfähigkeiten λ_i^f nichtlineare Funktionen der Temperaturen T_i sind, ist auch das ganze Gleichungssystem im Prinzip nichtlinear.

Durch ein iteratives Vorgehen ist es möglich, mit linearisierten Gleichungssystemen zu arbeiten. Man startet mit einem festen mittleren Wert für die Wärmeleitfähigkeit im Brennstoff $\bar{\lambda}_f$, berechnet damit die Brennstofftempera-

turen T_i und anschließend die zugehörigen Wärmeleitfähigkeitswerte λ_i^f .

Mit diesen Werten geht man dann in die Gleichung (11) und berechnet sich neue Temperaturen. Das Verfahren wird abgebrochen, sobald sich die Temperaturen zweier aufeinanderfolgender Schritte nur noch wenig unterscheiden.

Durch Anwendung von Gleichung (9) für $i=n_f$ kommt über den Term

$$\frac{T_{n_{f+1}} - 2 \cdot T_{n_f} + T_{n_{f-1}}}{(\Delta r)^2} \quad (12)$$

die bekannte Brennstoffrandtemperatur

$$T_{fa} = T_{n_{f+1}}$$

als einzige äußere Randbedingung ins Spiel.

Im Zentrum der Tablette bzw. am Rand des Zentralkanals verschwindet der Wärmestrom:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=r_{fi}} = 0 \quad (13)$$

In der finiten Schreibweise lautet (13):

$$T_1 - T_{-1} = 0 \quad (14)$$

Wärmequellendichte im Brennstoff

Zur Berechnung der Brennstofftemperaturen im Modul TEMPF benötigt man die Werte der Wärmequellendichte q_i an den Stützstellen r_i . Um allen Erfordernissen Rechnung zu tragen, muß bei der Wärmequellendichteverteilung sowohl eine eventuelle Depression im thermischen Neutronenfluß als auch eine Umverteilung der Porosität berücksichtigt werden. In PSTAT wird der folgende Ansatz gemacht:

$$q = (q_0 + q_1 \cdot r^2) \cdot \frac{P(r)}{\bar{P}} \quad (15)$$

Dabei ist \bar{P} die mittlere Porosität im Brennstoff

$$\bar{P} = \frac{\sum P_i \Delta F_i}{F_{tot}} \quad (16)$$

Die Parameter q_0 und q_1 lassen sich aus den folgenden Gleichungen

$$f_D = \frac{q_0 + q_1 \cdot r_{fi}^2}{q_0 + q_1 \cdot r_{fa}^2} \quad (17)$$

$$\chi = q_0 \cdot F_{tot} + q_1 \cdot \sum_i r_i^2 \Delta F_i \cdot P_i / \bar{P} \quad (18)$$

bestimmen zu:

$$q_0 = \frac{\chi}{F_{tot} \left(1 + \frac{1 - f_D}{f_D \cdot r_{fa}^2 - r_{fi}^2} \cdot \frac{\sum_i r_i^2 \cdot \Delta F_i \cdot P_i}{\sum_i P_i \Delta F_i} \right)} \quad (19)$$

$$q_1 = q_0 \frac{1 - f_D}{f_D \cdot r_{fa}^2 - r_{fi}^2} \quad (20)$$

$$F_{tot} = \sum_i \Delta F_i \quad (21)$$

2.2 Spaltgasfreisetzung

Die bis zum Abbrand A in einem Brennstoffzylinder der Einheitslänge erzeugte Spaltgasmenge berechnet sich zu:

$$\hat{Z}_{erz} = A \cdot L \cdot \frac{\rho_{th}}{M} (1-P) \cdot f_y \cdot \Pi \cdot r_{fa}^2 \quad (22)$$

Dabei ist f_y die Ausbeute an Spaltgasatomen pro Spaltung ($f_y = 0,27-0,31$), L die Loschmidt-Zahl, ρ_{th} die theoretische Dichte und M das Molgewicht. Zur Berechnung des Gasvolumens dient die folgende Gleichung:

$$\hat{V}_{erz} = \hat{Z}_{erz} \cdot \frac{V_{Mol}}{L} \quad (23)$$

Dabei ist V_{Mol} das Molvolumen ($22414,5 \text{ cm}^3/\text{mol}$). Das in der ganzen Brennstoffsäule erzeugte Gasvolumen ergibt sich dann zu:

$$V_{erz} = \hat{V}_{erz} \cdot \frac{f_{ax}}{f_z} \cdot l_f \quad (24)$$

Dabei ist f_{ax} der axiale Leistungsformfaktor (AVTØPK), f_z das lokale Leistungsverhältnis χ_z/χ_{max} (AXFAZ) und l_f die Länge der Brennstoffsäule (FUL).

Die Gasfreisetzung aus dem Brennstoff ist sehr stark vom Brennstofftyp abhängig. Deshalb wurden für Oxid- und Karbid-Brennstoff getrennte Freisetzungsmodelle eingebaut.

Oxid-Brennstoffe

Zum Einbau in PSTAT ist am besten ein einfaches empirisches Modell geeignet, das keinen hohen Rechenaufwand und keine, noch meist ungenau bekannten, physikalischen Parameter benötigt. Diese Voraussetzungen werden von dem von Többe, Gehr /6/ entwickelten Freisetzungsmodell für IAMBUS in bester Weise erfüllt. Es basiert unter anderem auf einer Analyse der Meßdaten von Zimmermann /7/.

In diesem Modell wird die lokale Spaltgasfreisetzung durch folgende einfache Funktion beschrieben:

$$f_{rel} = \frac{1}{2} \frac{A}{A_k} \quad \text{für } A \leq A_k$$
$$1 - \frac{1}{2} \frac{A_k}{A} \quad \text{für } A > A_k$$
(25)

Der kritische Abbrand A_k ist eine Funktion der lokalen Brennstofftemperatur T_f^K . Eine "Best-Fit"-Analyse der experimentellen Daten von Zimmermann ergab:

$$A_k = 8 \cdot 10^{-2} \exp \left(7500 \cdot \left(\frac{1}{T_f^K} - \frac{1}{1273} \right) \right) \quad \text{für } T_f^K > 1273 \text{ K}$$
$$A_k = 8 \cdot 10^{-2} \quad \text{für } T_f^K \leq 1273 \text{ K}$$
(26)

Dabei ist der Abbrand in Spalt/schw. Atom angegeben. Die gesamte Gasfreisetzung für den betrachteten Querschnitt erhält man durch Summation über alle Brennstoffringe. Die gesamte Gasfreisetzung aus der Brennstoffsäule kann man dann in grober Näherung mit Hilfe des Faktors f_{ax}/f_z ermitteln.

Karbid-Brennstoffe

Die Spaltgasfreisetzung aus karbidischen Brennstoffen hängt von einer ganzen Reihe von Betriebs- und Mikrostrukturparametern ab. Zur ersten Gruppe gehören:

- a) Brennstofftemperatur
- b) Temperaturgradient
- c) Abbrand

und zur 2. Gruppe:

- a) Porosität
- b) Korngröße
- c) Stöchiometrie,

um nur die wichtigsten zu nennen.

Zur Beschreibung der Spaltgasfreisetzung existieren eine Reihe von halbempirischen und physikalischen Modellen /8,9,10/, um nur einige aufzuführen. Diese Modelle erfordern zum Teil einen hohen Rechenaufwand und benötigen physikalische Parameter, deren Werte noch nicht sehr genau bekannt sind.

Um diesen Schwierigkeiten zu entgehen, verwenden wir in PSTAT eine sehr einfache, konservative Relation für die integrale Spaltgasfreisetzung. Sie soll auf allen bisher bekannten Nachuntersuchungsergebnissen der KfK-Karbid-Brennstäbe /11/ basieren, welche in Abb. 1 gegen den maximalen Abbrand aufgetragen sind. Alle diese integralen Freisetzungswerte liegen unter 60 %.

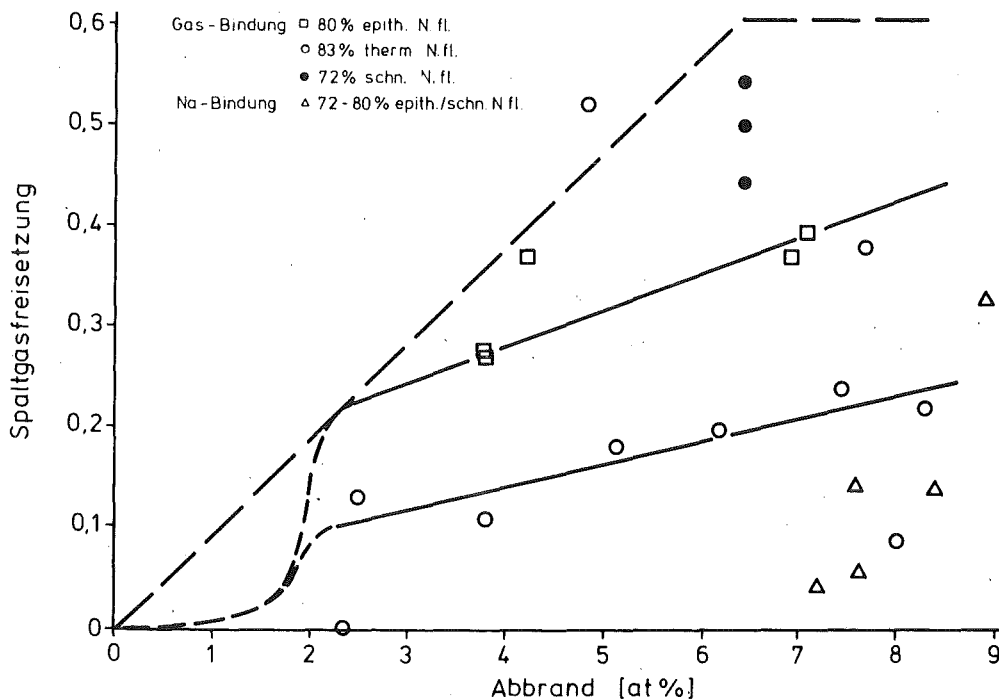


Abb. 1: Spaltgasfreisetzung von Karbid-Brennstäben als Funktion des maximalen Abbrandes

Die zur Auslegung verwendete Beziehung ist in Abb. 1 graphisch dargestellt, sie lautet wie folgt:

$$f_{\text{rel}} = 0,6 \cdot \frac{A_{\text{max}}}{57,5} \quad \text{für } A_{\text{max}} \leq 57,5$$

$$= 0,6 \quad \text{für } A_{\text{max}} \geq 57,5 \quad (27)$$

Dabei ist A_{max} der gemittelte Abbrand im höchstbelasteten Brennstoffquerschnitt in MWd/kg MC.

Es sei V_{fr} das Volumen des freigesetzten Gases und V_{O} das des eingefüllten Gases, dann gilt:

$$p_{\text{gas}} = p_{\text{ein}}^T \frac{V_{\text{O}} + V_{\text{fr}}}{V_{\text{fr}}} \quad (28)$$

$$c_{\text{He}} = \frac{V_{\text{O}} \cdot f_{\text{He}}}{V_{\text{O}} + V_{\text{fr}}} \quad (29a)$$

$$c_{\text{Ar}} = \frac{V_{\text{O}} \cdot (1 - f_{\text{He}})}{V_{\text{O}} + V_{\text{fr}}} \quad (29b)$$

$$c_{\text{Kr}} = \frac{V_{\text{fr}} \cdot (1 - f_{\text{Xe}})}{V_{\text{O}} + V_{\text{fr}}} \quad (29c)$$

$$c_{\text{Xe}} = \frac{V_{\text{fr}} \cdot f_{\text{Xe}}}{V_{\text{O}} + V_{\text{fr}}} \quad (29d)$$

f_{He} ist das Verhältnis $V_{\text{He}}/V_{\text{O}}$ der Gasfüllung und f_{Xe} das Xe-Verhältnis bei der Spaltgaserzeugung $V_{\text{Xe}}/V_{\text{fr}}$.

Der Einfülldruck im Heißzustand p_{ein}^T berechnet sich in guter Näherung wie folgt:

$$p_{\text{ein}}^T = p_{\text{ein}}^{293} \cdot \frac{V_{\text{O}}}{293} \frac{1}{\frac{V_{\text{O}}^{\text{uP}}}{T_{\text{uP}}^{\text{K}}} + \frac{V_{\text{O}}^{\text{oP}}}{T_{\text{oP}}^{\text{K}}}} \quad (30)$$

V_{O}^{uP} , V_{O}^{oP} sind dabei die Volumina von unterem und oberem Plenum und T_{uP}^{K} , T_{oP}^{K} die entsprechenden Temperaturen in Kelvin. Unter Notkühlbedingungen sind die letzteren Funktionen der Zeit, die über die Eingabe bereitgestellt werden.

2.3 Umstrukturierung des Brennstoffs

Die Umstrukturierung des Brennstoffs beeinflusst die Temperaturverteilung in der Brennstofftablette und damit auch etwas die Dicke des mechanisch festen Brennstoffrings. Bis zum Einsetzen der Wechselwirkungsphase ist in der Regel der Umstrukturierungsprozeß im wesentlichen abgeschlossen, so daß man in PSTAT auf eine dynamische Berechnung dieses Vorganges verzichten kann.

Bei Karbid-Brennstäben hat die Umstrukturierung einen geringeren Stellenwert als bei Oxid-Brennstäben. Zudem hat man hierfür keine umfassende, allgemeingültige Beschreibung, weder auf modellmäßiger, noch auf empirischer Basis. In PSTAT wird deshalb bei Karbid-Brennstäben eine gleichmäßige Verschmierung der Porosität über den Hüllinnenquerschnitt angenommen. Angesichts des relativ flachen Temperaturprofils ist der Fehler, den man damit macht, gering.

Für Oxid-Brennstäbe wird eine empirische Korrelation verwendet, die den Rechnungen von /2/ zugrunde gelegt wurde. Diese Korrelation basiert auf den Ergebnissen vieler Bestrahlungen und liefert deshalb eine, wenn auch grobe, so doch zuverlässige Beschreibung der Umstrukturierung nach längerem Abbrand. Diese Korrelation lautet wie folgt:

$$r_{fi} = r_{fa} \cdot \sqrt{P_{smear} \cdot f(\chi, P_{smear})} \quad (31)$$

$$P_{Tm} = (P_{smear} - \left(\frac{r_{fi}}{r_{fa}}\right)^2) / \left(1 - \left(\frac{r_{fi}}{r_{fa}}\right)^2\right) \quad (32)$$

$$f(\chi, P_{smear}) = 1,04 \cdot 10^{-3} \frac{\chi}{1 - 2 \cdot P_{smear}} - 0,3$$

$$f(\chi, P_{smear}) \leq 0,6$$

2.4 Brennstabmechanik

Die Brennstabmechanik bildet naturgemäß das Herzstück von PSTAT. Wie schon einleitend erwähnt, wird sie im Rahmen eines Drei-Zonen-Modells für Hülle und Brennstoff durchgeführt. Im folgenden Abschnitt wird dies zuerst näher begründet und dann das Rechenverfahren im einzelnen beschrieben. Das Verfahren wurde im wesentlichen schon in /2/ erarbeitet. Da aber einige wichtige Modifikationen durchgeführt wurden, und da ein in sich geschlossener Bericht

von PSTAT vorgelegt werden soll, wird das Verfahren nochmals soweit beschrieben, wie es zum Verständnis notwendig ist.

2.4.1 Das Drei-Zonenmodell zur mechanischen Behandlung des Brennstabs

Während die großen Brennstabrechencodes üblicherweise eine Mehrzonen-Einteilung von Brennstoff und Hülle vornehmen, beschränkt man sich im Drei-Zonenmodell darauf, wie der Name schon sagt, das mechanische Verhalten von Brennstoff und Hülle über die Einteilung des Brennstoffquerschnitts in nur drei Zonen zu beschreiben. Dies ist schematisch in Abb. 2 dargestellt. Die 1. Zone von außen bildet dabei das Hüllrohr, die 2. Zone der mechanisch feste Brennstoffring und die 3. Zone das Gebiet plastischen Brennstoffs.

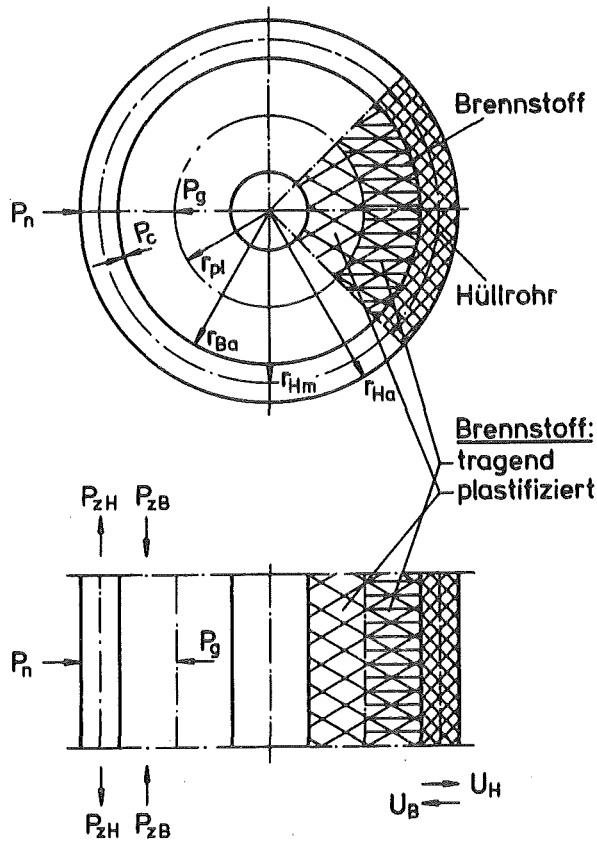


Abb. 2: Zoneneinteilung (r), Drücke (P) und Verformungen (u) in einem Brennstabquerschnitt nach dem Zonenmodell (aus /2/ übernommen)

Nur die 1. und 2. Zone können größere Spannungen aufnehmen. In der 3. Zone werden diese per Definition sehr schnell bis auf den Gasdruck abgebaut. Je nach den Temperaturverhältnissen kann der Brennstabquerschnitt entweder gänzlich mechanisch fest oder vollkommen plastisch sein, d.h. eine der Zonen 2 oder 3 kann ganz wegfallen.

Die Behandlung der Hülle als eine Zone ist sicher keine sehr schwerwiegende Einschränkung, da bei Brennstäben, deren Wandstärke klein gegen den Durchmesser ist, man sie also als dünne Membrane auffassen kann. Zudem ist der Temperaturabfall in der Hüllwand relativ klein.

Gänzlich anders sind die Verhältnisse beim Brennstoff. Es kann zwar im Einzelfall, z.B. bei Oxid-Brennstäben hoher Stabileistung, die Wandstärke des mechanisch festen Brennstoffrings sehr dünn sein, so daß hier ähnliche Verhältnisse wie bei der Hülle vorliegen. In der Regel ist aber die Wandstärke der 2. Zone nicht klein gegen den Durchmesser und auch der Temperaturabfall ist nicht zu vernachlässigen.

Trotzdem läßt sich auch in diesen Fällen eine Begründung für die Zwei-Zoneneinteilung des Brennstoffs finden. Die mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle wird bestimmt durch die Kopplung von Hülle und mechanisch fester Brennstoffzone, also durch deren thermische und Fließdehnungen, sowie deren Schwell- und Kriechverhalten.

Die Berechnung der thermischen Dehnung des festen Brennstoffrings stellt auch im Rahmen des Drei-Zonenmodells kein größeres Problem dar und berührt auch nicht den Kern des Problems. Anders ist es mit dem Fließ-, Kriech- und Schwellverhalten des Brennstoffs. Diese Materialeigenschaften sind über weite Temperaturbereiche stark temperaturabhängig. Es gibt allerdings für alle drei Phänomene jeweils das Gebiet niedriger Temperaturen, wo die Änderungen mit der Temperatur nicht ins Gewicht fallen bzw. wo die Materialeigenschaften überhaupt konstant sind.

Dies ist in Abb. 3 und 4 für Kriechen und Fließen oxidischer Brennstoffe demonstriert. Daraus kann man ersehen, daß der mechanisch feste Bereich der Brennstofftabletten von seinen mechanischen Eigenschaften her sehr homogen ist, was auch die tiefere Begründung für die Brauchbarkeit des Drei-Zonen-Modells bildet. Wie aus Abb. 3 und 4 zu ersehen, nimmt die Festigkeit des Brennstoffs innerhalb eines schmalen Temperaturbereiches schnell ab; dies bedeutet, daß auch die Übergangszone in der Brennstofftablette relativ schmal ist, ein weiterer Glücksfall für das Drei-Zonenmodell.

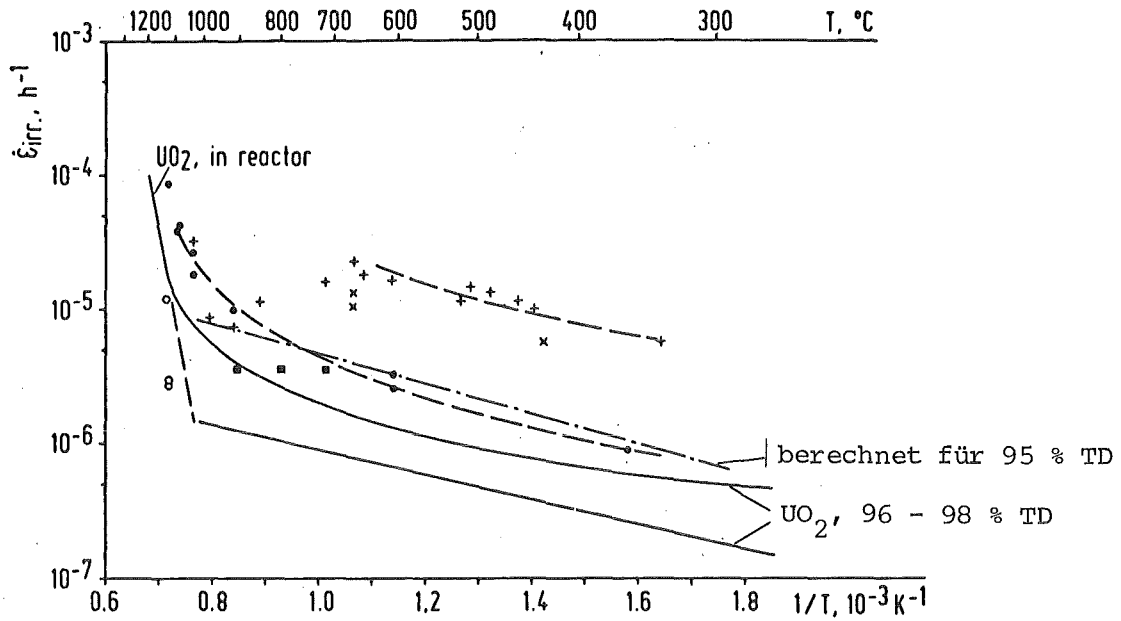


Abb. 3a: An UO_2 - PuO_2 -Proben gemessene bestrahlungsinduzierte Kriechgeschwindigkeiten, mit dem Ergebnisband für UO_2 und mit der Darstellung gemäß einer Rechenformel zum Vergleich (aus /22/ übernommen)

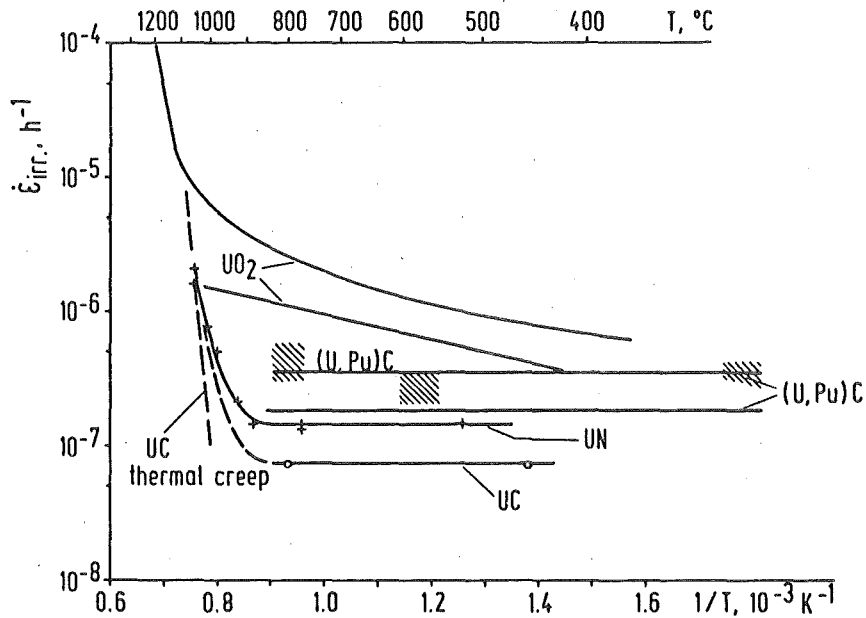


Abb. 3b: An $(U,Pu)C$ -, UC - und UN -Proben gemessene bestrahlungsinduzierte Kriechgeschwindigkeiten, mit dem Ergebnisband für UO_2 zum Vergleich (aus /22/ übernommen)

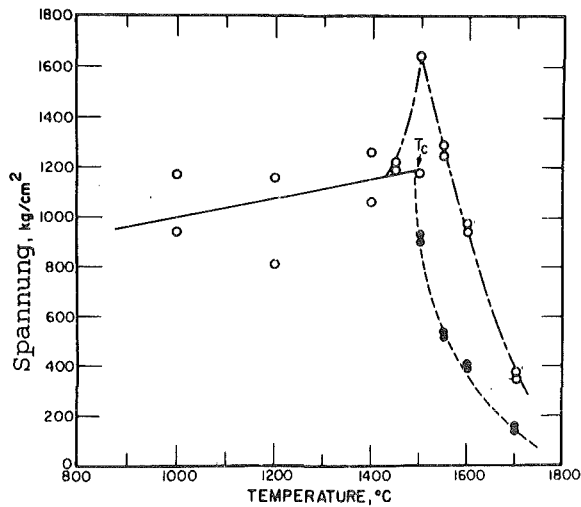


Abb. 4: Einfluß der Temperatur auf die Biegefestigkeit von UO_2 -
20 wt % PuO_2 -Proben (aus /12/ übernommen)

Man kann also zur Ermittlung der Ausdehnung der mechanisch festen Brennstoffzone eine relativ gut definierte Temperaturgrenze vorgeben. Für karbidische Brennstoffe wird hierfür ein Wert von 1200°C und für oxidische Brennstoffe ein Wert von 1400°C verwendet. Diese Werte gelten für quasi-stationäre Betriebsweise. Will man PSTAT - zu Abschätzungszwecken - auch für nicht-stationären Betrieb anwenden, dann muß man die Abhängigkeit der Übergangstemperatur des Brennstoffs von sprödem zu duktilem Verhalten von der Dehnungsrate im Programm implementieren. Für oxidische Brennstoffe sind hierzu Messungen von Roberts und Wrona /12/ bekannt. Für karbidische Brennstoffe fehlen solche Messungen noch, man muß sich in diesem Fall mit Schätzwerten begnügen.

2.4.2 Berechnung des Festkörperdrucks Brennstoff/Hülle

Die bei der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle vorliegende Situation ist in Abb. 2 im Quer- und Längsschnitt schematisch dargestellt. Die Zonen 1 und 2 sind durch Innen- und Außendruck belastet. Der sich einstellende Festkörperdruck wirkt bei der Hülle als Innendruck und beim Brennstoff als Außendruck. Die durch die axiale Kopplung von Brennstoff und Hülle auftretenden Axial- und Schubspannungen werden approximativ durch in axialer Richtung wirkende Druck- bzw. Zugspannungen beschrieben. Wegen der stärkeren Dehnung des Brennstoffs wirken diese Kräfte beim Brennstoff als Druck- und bei der Hülle als Zugkräfte.

Zur Ermittlung des Kontaktdruckes zwischen Brennstoff und Hülle geht man ganz allgemein von den folgenden Relationen zwischen den Radialverschiebungen u und Axialdehnungen ε_z von Brennstoff und Hülle aus:

$$u^B = u^H + d_0 \quad (33)$$

$$\varepsilon_z^B = \varepsilon_z^H + \delta_z \quad (34)$$

Wenn man nun, wie in PSTAT, auch das Langzeitverhalten untersuchen will, ist es vom numerischen Standpunkt aus nicht ratsam, mit diesen Relationen zu arbeiten, denn durch Kriech- und Schwellvorgänge können relativ große Dehnungen aufkumuliert werden, und das Rechenverfahren ist dann nicht mehr empfindlich genug gegen kleine Änderungen des Dehnungszustandes. Für PSTAT wurde deshalb ein Verfahren entwickelt, das auf den Dehnungsinkrementen im Rechenzeitintervall basiert.

Es sei der Spannungszustand zur Zeit t im wechselwirkenden System Brennstoff/Hülle bekannt. Der Spannungszustand zum Zeitpunkt $t+\Delta t$ berechnet sich dann nach folgendem Verfahren:

Für die Verschiebungs- und Dehnungsinkremente im Rechenzeitintervall $t \rightarrow t + \Delta t$ gilt in diesem Fall:

$$\Delta u^B = \Delta u^H + d_0 \quad (35)$$

$$\Delta \varepsilon_z^B = \Delta \varepsilon_z^H + \Delta \delta_z \quad (36)$$

Die Verschiebungen und Dehnungen setzen sich aus den verschiedenen Anteilen zusammen:

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon_{el} + \Delta \varepsilon_{th} + \Delta \varepsilon_{cr} + \Delta \varepsilon_{sw} + \Delta \varepsilon_{Riss} + \Delta \varepsilon_{pl} = \Delta \varepsilon_{el} + \Delta \varepsilon_{inel} \quad (37)$$

Die inelastischen Anteile sind vorläufig formal zu einem einzigen Term zusammengefaßt worden, um das Rechenverfahren übersichtlicher darstellen zu können. Durch entsprechende Umordnung der Terme lassen sich die Gleichungen (35) und (36) wie folgt schreiben:

$$\Delta u_{el}^B - \Delta u_{el}^H = \Delta u_{inel}^H - \Delta u_{inel}^B + d_0 \quad (38)$$

$$\Delta \epsilon_{z,inel}^B - \Delta \epsilon_{z,inel}^H = \Delta \epsilon_{z,inel}^H - \Delta \epsilon_{z,inel}^B + \Delta \delta_z \quad (39)$$

Der Einfachheit halber seien

$$\Delta u_{inel}^H - \Delta u_{inel}^B + d_0 = G \quad (40)$$

und

$$\Delta \epsilon_{z,inel}^H - \Delta \epsilon_{z,inel}^B + \Delta \delta_z = \gamma \quad (41)$$

gesetzt. Unter Berücksichtigung von

$$\Delta \epsilon_t = \Delta u/r \quad (42)$$

lassen sich die Gleichungen (40) und (41) zusammenfassen zu

$$\rightarrow \Delta \epsilon = (G/r_{Hi}, \gamma) \quad (43)$$

Für zylindrische Körper lautet das Hook'sche Gesetz, angewandt auf die Dehnungsinkremente (sowohl für den tragenden Brennstoffring als auch für die Hülle:

$$\begin{pmatrix} \Delta \epsilon_{t,el} \\ \Delta \epsilon_{r,el} \\ \Delta \epsilon_{z,el} \end{pmatrix} = \frac{1}{E} \begin{pmatrix} 1 - \nu - \nu \\ -\nu & 1 & \nu \\ -\nu - \nu & & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \sigma_t \\ \Delta \sigma_r \\ \Delta \sigma_z \end{pmatrix} \quad (44)$$

Diese Spannungsänderungen können nun nach dem Verfahren bestimmt werden, das in /2/ für die totalen Spannungen entwickelt wurde, denn die dabei verwendeten Gleichgewichtsrelationen sind für die Spannungen zum Zeitpunkt t natürlich erfüllt. Damit kompensieren sich deren Beiträge in den Gleichgewichtsbedingungen und übrig bleiben die Beiträge von den Spannungsänderungen $\Delta \sigma$.

In /2/ werden die Hüll- und Brennstoffspannungen als lineare Funktion der beiden zu bestimmenden Größen p_c (Kontaktdruck) und p_z^H (Axialdruck in der Hülle) dargestellt. Diese beiden Größen werden dann über ein zweidimensionales, lineares Gleichungssystem ermittelt.

Das für PSTAT gewählte inkrementelle Verfahren läßt sich in ähnlicher Weise durchziehen. Als Ergebnisse der Rechnung erhält man die Druckinkremente Δp_c

und Δp_z^H . Das Rechenverfahren ist zwar in /2/ schon ausführlich beschrieben, zum besseren Verständnis sollen hier die wichtigsten Relationen nochmals aufgeführt werden und zwar in inkrementeller Form.

Der erste Schritt des Verfahrens besteht darin, die Spannungsänderungen in Brennstoff und Hülle als Funktion von Δp_c und Δp_z^H darzustellen. Dabei werden die analytischen Beziehungen für die Änderung der radialen Spannungsverteilungen in einem dicken Hohlzylinder verwendet.

$$\Delta \sigma_r(r) = (a - b/r^2)/c \quad (45)$$

$$\Delta \sigma_t(r) = (a + b/r^2)/c \quad (46)$$

$$\Delta \sigma_z(r) = d + a/c \quad (47)$$

Im Falle eines Brennstoff-Vollzylinders ($r_{pc} = r_{fi} = 0$) ist der Koeffizient b natürlich gleich Null.

Die Koeffizienten a , b und c werden für Brennstoff und Hülle durch die folgenden Randbedingungen bestimmt:

$$\Delta \sigma_r^H |_{r=r_{Ha}} = - \Delta p_{cool} \quad (48)$$

$$\Delta \sigma_r^H |_{r=r_{Hi}} = - \Delta p_c \quad (49)$$

$$\Delta \sigma_z^H = - \Delta p_z^2 \quad (50)$$

$$\Delta \sigma_r^B |_{r=r_{fa}} = - \Delta p_c \quad (51)$$

$$\Delta \sigma_r^B |_{r=r_{pl}} = - \Delta p_g \quad (52)$$

$$\int_{r_{Hi}}^{r_{Ha}} \Delta \sigma_z^H(r) r dr + \int_{r_{pc}}^{r_{fa}} \Delta \sigma_z^B(r) \cdot r dr = 0 \quad (53)$$

Das Inkrement des Spannungsvektors bei $r=r_{Hi}$ läßt sich damit schreiben

$$\vec{\Delta \sigma}^H = \vec{\Delta p}^H \cdot \vec{M}_z^H + C^B, \quad (54)$$

mit

$$\vec{\Delta \sigma}^H = (\Delta \sigma_t^H, \Delta \sigma_r^H, \Delta \sigma_z^H) \quad (55)$$

und

$$\vec{\Delta p}^H = (\Delta p_C^H, \Delta p_Z^H) \quad (56)$$

Die Verknüpfungs-Matrizen M_Z^H und C_H sind im Anhang A zu finden.

Für den tragenden Brennstoffring gilt analog:

$$\vec{\Delta \sigma}^B = \vec{\Delta p}^H \cdot M_Z^B + C^B \quad (57)$$

$$\vec{\Delta \sigma}^B = (\Delta \sigma_t^B, \Delta \sigma_r^B, \Delta \sigma_z^B) \quad (58)$$

Wenn man (54) und (57) unter Berücksichtigung von (44) in das Gleichungssystem (43) einsetzt, erhält man

$$\vec{\Delta \epsilon} = M_1^H \cdot (M_2^H \cdot \vec{\Delta p}^H + C_H) - M_1^B \cdot (M_2^B \cdot \vec{\Delta p}^H + C_B) \quad (59)$$

$$\vec{\Delta \epsilon} = (\Delta \epsilon_t, \Delta \epsilon_z)$$

Dieses Gleichungssystem läßt sich dann nach $\vec{\Delta p}^H$ auflösen. Damit sind Δp_C und Δp_Z^H als Funktionen der inelastischen Dehnungen im Rechenzeitintervall Δt bestimmt.

2.4.3 Brennstoff- und Hüllrohrkriechen, Hüllrohrplastizität, Brennstoff- heißpressen

Im Rahmen des Drei-Zonen-Modells wird die Brennstoffplastizität nicht explizit betrachtet, sondern es wird durch Vorgabe der Übergangstemperatur von sprödem zu duktilem Verhalten der plastische Brennstoffbereich abgeschnitten. Im spröden Gebiet ist die Fließspannung unter Kompression deutlich größer als die der in Frage kommenden Hüllmaterialien unter Zugspannungen.

Deshalb werden in PSTAT im tragenden Brennstoffring nur Kriechvorgänge betrachtet. Im Hüllrohr andererseits wird im Formalismus neben den Kriechvorgängen auch Fließen mit berücksichtigt.

In PSTAT sollen allgemein mehr axiale Spannungs-Dehnungszustände behandelt werden. Dies bedeutet, daß man eine Vereinbarung treffen muß, wie man die Vergleichsspannung, das Fließkriterium und die Fließregeln definiert, um die

aus einaxialen Versuchen ermittelten Materialgesetze auf die mehr-axialen Zustände zu übertragen.

Für PSTAT wurden ausgewählt:

die Vergleichsspannung nach von Mises

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_t)^2 + (\sigma_t - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2} \quad (60)$$

das Fließkriterium nach von Mises

$$\frac{1}{2} ((\sigma_r - \sigma_t)^2 + (\sigma_t - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2) = \sigma_y^2 \quad (61)$$

und die Fließregeln nach Prandl-Reuss

$$d \epsilon_i^p = \frac{3}{2} \frac{d \epsilon^p}{\sigma_{eq}} \cdot s_i \quad (62)$$

$$s_i = \sigma_i - \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad i = r, t, z \quad (63)$$

Diese Wahl ist in sich konsistent /13/; zudem sind die folgenden Bedingungen erfüllt:

$$\epsilon_{eq}^p = \sum_{\Delta t_r} d \epsilon_{eq}^p \quad (64)$$

$$d \epsilon_r^p + d \epsilon_t^p + d \epsilon_z^p = 0 \quad (65)$$

und für $\sigma_e = \sigma_1$ gilt $d \epsilon^p = d \epsilon_1^p$.

Die Regeln zur Berechnung der Kriechverformungen sind analog den Fließregeln von Prandl-Reuss.

Hüllrohrkriechen

Die Spannungen im Hüllrohr sind Funktionen von r^2 . Diese Ortsabhängigkeit der Spannungen kann bei der Berechnung der Kriechverformungen im Rahmen des Drei-Zonen-Modells nicht berücksichtigt werden. Man muß also mit einer mittleren

Spannung operieren. Für das Hüllrohr stellt dies keine größere Einschränkung dar, da in der Regel der Durchmesser groß gegen die Wandstärke ist und damit nur eine schwache Ortsabhängigkeit vorliegt. Der Unterschied bei σ_t zwischen innen und außen beträgt z.B.

$$\Delta\sigma_t = p_i - p_a$$

und liegt damit unter den üblichen Hüllabmessungen zwischen 10 und 20 % der mittleren Tangentialspannung.

Als mittlere Spannungen werden nun die Werte in der Hüllwandmittelebene genommen. Diese lauten wie folgt:

$$\bar{\sigma}_r^H = \left[p_i \cdot r_{Hi}^2 - p_a \cdot r_{Ha}^2 - (p_i - p_a) \frac{r_{Hi}^2 \cdot r_{Ha}^2}{r_{Hm}^2} \right] / (r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2) \quad (60)$$

$$\bar{\sigma}_t^H = \left[p_i \cdot r_{Hi}^2 - p_a \cdot r_{Ha}^2 + (p_i - p_a) \frac{r_{Hi}^2 \cdot r_{Ha}^2}{r_{Hm}^2} \right] / (r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2) \quad (61)$$

$$\bar{\sigma}_z^H = -p_{za} + \left[r_{Hi}^2 \cdot p_g - r_{Ha}^2 \cdot p_{cool} \right] / (r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2) \quad (62)$$

Dabei ist p_a der Kühlmitteldruck, p_i der Festkörperdruck oder der Gasdruck (falls keine Festkörperbelastung vorliegt) und p_{za} der Axialdruck durch die mechanische Wechselwirkung.

Für dünnwandiges Hüllrohr und $p_{za} = 0$ sind die Spannungen nahezu identisch mit den sogenannten Kesselformeln /2/:

$$\sigma_r^H = - (p_i - p_a) / 2 \quad (63)$$

$$\sigma_t^H = - (p_i - p_a) \frac{r_{Ha} + r_{Hi}}{r_{Ha} - r_{Hi}} \quad (64)$$

$$\sigma_z^H = \sigma_t^H / 2 \quad (\text{unter Gasdruck}) \quad (65)$$

Mit diesen Spannungen werden nun die Kriechverformungen im Rechenzeitintervall berechnet

$$\Delta \epsilon_{i,cr}^H = \frac{3}{2} \frac{\Delta \epsilon_{eq,cr}}{\sigma_{eq}} S_i \quad (66)$$

Da sich durch die Kriechvorgänge die Spannungen im Rechenzeitintervall verändern können, wird eine Iteration eingeschaltet. Diese startet mit den

Spannungen zu Ende des letzten Rechenzeitintervalls σ_i^t . Der erste Durchgang liefert Rohwerte für das neue Rechenzeitintervall $\sigma_i^{(o)t+\Delta t}$.
Mit den arithmetischen Mittelwerten

$$\sigma_i = \frac{1}{2} (\sigma_i^t + \sigma_i^{(o)t+\Delta t}) \quad (67)$$

werden dann neue Kriechverformungen für das Rechenzeitintervall ermittelt und damit nach (59) die neuen Werte für Kontaktdruck und Axialdruck und daraus die Spannungen nach (60) bis (62). Die Dauer des Rechenzeitintervalls ist in PSTAT so gewählt, daß dieses einfache Verfahren mit ausreichender Genauigkeit arbeitet.

Brennstoffkriechen

Beim tragenden Brennstoffring ist im allgemeinen die Dicke nicht klein gegen den Durchmesser. Unter bestimmten Umständen (niedrige Stabileistung, Karbid als Brennstoff) verschwindet der innere Radius und der ganze Querschnitt der Volltablette trägt dann zur mechanischen Wechselwirkung bei. Aus den genannten Gründen dürfen also bei der Behandlung des tragenden Brennstoffringes die für die Kriechverformung effektiven Spannungen nicht durch die in der Mitten-ebene des Rings angenähert werden.

Für PSTAT werden nun die in /2/ angegebenen Formeln für einen Hohlzylinder für die effektive Tangential- und Axialspannung

$$\bar{\sigma}_t^B = (p_g - p_c) / \ln (r_{fa}/r_{pl}) \quad (67)$$

$$\bar{\sigma}_z^B = -p_z^B - r_{fa}^2 / (r_{fa}^2 - r_{pl}^2) \cdot (p_g - p_c) \quad (68)$$

verwendet, die über die Anwendung des Energiesatzes auf die äußeren und die Reibungskräfte im Hohlzylinder gewonnen wurden.

Die radiale Dehnungsgeschwindigkeit am äußeren Zylindermantel durch die alleinige Wirkung der Tangentialspannung beträgt dann gemäß /1/ und /2/

$$\dot{\epsilon}_t^t(r_{fa}) = \frac{(r_{fa}^2 - r_{pl}^2)}{2 r_{fa}^2 \ln(r_{fa}/r_{pl})} \cdot \bar{\sigma}_t^B = f_t \cdot \bar{\sigma}_t^B \quad (69)$$

Der Effekt durch die Axialspannung σ_z^{-B} wird entsprechend den Fließregeln von Prandl-Reuss durch den folgenden Term berücksichtigt:

$$\dot{\epsilon}_t^z(r_{fa}) = \frac{1}{2} f_t \cdot \sigma_z^{-B} \quad (70)$$

Damit erhält man

$$\dot{\epsilon}_t(r_{fa}) = \dot{\epsilon}_t^t(r_{fa}) - \dot{\epsilon}_t^z(r_{fa}) = \frac{r_{fa}^2 - r_{pl}^2}{2 r_{fa}^2 \cdot \ln(r_{fa}/r_{pl})} \cdot \left[\frac{p_g - p_c}{\ln(r_{fa}/r_{pl})} - \frac{1}{2} (-p_z^B - \frac{r_{fa}^2}{r_{fa}^2 - r_{pl}^2} \cdot (p_g - p_c)) \right] \quad (71)$$

Falls $r_{pl} = 0$ ist, wird $\dot{\epsilon}_t(r_{fa}) = 0$ gesetzt /1/.

Brennstoff-Heißpressen

Ein weiterer Verformungsmechanismus des Brennstoffs, der zur mechanischen Entlastung der Hülle führt, ist das Heißpressen unter Bestrahlung. Hierbei wird das Brennstoffvolumen unter dem als äußeren Druck wirkenden Festkörperdruck zwischen Brennstoff und Hülle komprimiert und zwar unter Inanspruchnahme der Brennstoff-Porosität.

Für $r_{pl} = 0$ ist das Heißpressen der bestimmende Verformungsmechanismus im Brennstoff, also besonders wichtig in Brennstäben mit niedrigem Temperaturprofil. Nach Olander /14/ berechnet sich bei einem Kriechgesetz mit linearer Spannungsabhängigkeit die Änderungsrate P der Porosität zu:

$$\dot{P} = - \frac{9}{4} \cdot \dot{\epsilon} \cdot P \quad (72)$$

$$\dot{\epsilon} = \alpha \cdot \sigma \quad (73)$$

Da durch das Heißpressen der Brennstoff isotrop komprimiert wird, ergibt sich für die Verformungsgeschwindigkeit an der Brennstoffoberfläche:

$$\dot{u}(r_{fa}) = - r_{fa} \cdot \frac{\dot{P}}{3} \quad (74)$$

Die beim Heißpressen wirksame Spannungskomponente ist die hydrostatische Spannung:

$$\sigma_h = \frac{1}{3} (\sigma_r + \sigma_t + \sigma_z) \quad (75)$$

Für $r_{pl} \approx 0$, wo das Heißpressen dominiert, gilt:

$$\sigma_h \approx -p_c \quad (76)$$

Sonst ist σ_h näherungsweise gegeben durch:

$$\sigma_h \approx -\frac{1}{3} p_c \cdot \left(\frac{1}{\ln(r_{fa}/r_{pl})} + \frac{r_{Hm}}{s} \cdot \frac{r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2}{r_{fa}^2 - r_{pl}^2} + 0,5 \right) \quad (77)$$

Hüllrohr-Plastizität

Nach bisheriger Erfahrung kommt es in Schnellbrüter-Brennstäben bei plastischen Hülldehnungen zwischen 1 und 2 % zum Hüllversagen. Da PSTAT nicht für defekte Brennstäbe eingesetzt werden soll, bleiben also die zu berechnenden Fließverformungen in diesem Bereich. Insbesondere bei Karbid-Brennstäben werden diese Verformungen zudem über sehr lange Zeiträume (3000 - 6000 h) aufkumuliert. Dies bedeutet in der Regel, daß die Dehnungsinkremente im Rechenzeitintervall sehr klein sind.

Bis zu Dehnungen von 1 - 2 % ist für die in Frage kommenden Hüllmaterialien der Einfluß der Dehnung auf die Streckgrenze gering. Die Erhöhung der Streckgrenze bleibt unter 5 %. Dies bedeutet aber, daß man keinen sehr großen Fehler macht, wenn man den Einfluß der Dehnung gänzlich vernachlässigt und im Rechenzeitintervall einen festen Wert für die Streckgrenze annimmt.

Der Einfluß der Bestrahlung ist dagegen bedeutend und er wird in PSTAT berücksichtigt. In Abhängigkeit von der Bestrahlungsdosis und Bestrahlungstemperatur wird dabei in jedem Rechenzeitintervall der Wert der Streckgrenze neu berechnet.

Zur Berechnung der Fließverformungen $d\epsilon_1^P$ wird zuerst die elastische Lösung gebildet. Falls $\sigma_{eq} > \sigma_y$ ist, erhält man als ersten Schätzwert für $d\epsilon_1^P$:

$$d\epsilon^p = \frac{\sigma_{eq} - \sigma_y}{E_H} \quad (78)$$

und daraus lassen sich über die Fließregeln nach Prandl-Reuss die Komponenten $d\epsilon_i^p$ berechnen. Damit erhält man neue Werte für die Differenzdehnung G und γ und damit neue Lösungen für Δp_C^H und Δp_Z^H . Die Iteration ist dann abgeschlossen, wenn $\sigma_{eq} \approx \sigma_y$ ist.

Da die Dehnungsinkremente klein sind, sind nur wenige Iterationen notwendig.

3. Programmbeschreibung

Im folgenden Abschnitt wird zum besseren Verständnis der Aufbau des Rechen-codes PSTAT in groben Zügen beschrieben. Darauf folgt eine Erläuterung von Ein- und Ausgabe.

3.1 Aufbau des Rechenprogramms

Der Rechencode PSTAT besteht aus dem Hauptprogramm und den Unterprogrammen CREEP, HSWEL, CLADYS, WLF, FGAS, PKØN, WQVERT, TEMPF, DIFDEH, RAMP, EPSTF, MAT, PARFU, ZENTK, STATVØ, GAPRS und PARGAP. Bevor wir auf den eigentlichen Rechenablauf in PSTAT eingehen, seien - des besseren Verständnisses wegen - Funktion und Inhalt dieser Unterprogramme stichwortartig dargestellt.

CREEP	-	Kriechdehnungen von Brennstoff und Hülle (1.4970, 1.4988)
HSWEL	-	Hüllschwellen (1.4970, 1.4988)
CLADYS	-	Streckgrenze der Hülle in Abhängigkeit von Temperatur und Dosis (1.4970, 1.4988)
WLF	-	Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs
FGAS	-	Spaltgasfreisetzung aus dem Brennstoff, Spaltgasdruckaufbau, Gaskonzentrationen
PKØN	-	Festkörperdruck Brennstoff/Hülle , Axialdruck auf die Hülle
WQVERT	-	Wärmequellldichtevertelung im Brennstoff

- TEMPF - Temperaturverteilung im Brennstoff. Lösung der stationären Wärmeleitungsgleichung nach der Methode der finiten Differenzen ergibt Temperaturwerte an den Stützstellen.
- DIFDEH - Berechnung der thermischen Dehnungen von Brennstofftabletten und Hüllrohr
- RAMP - Thermische und mechanische Belastung des Brennstabs während einer Betriebsrampe, es werden die Unterprogramme MAT, CREEP, WQVERT, TEMPF, DIFDIH und PKØN aufgerufen.
- EPSTF - Lineare thermische Ausdehnung des Brennstoffs
- MAT - Berechnung der elastischen Konstanten von Brennstoff und Hülle als Funktion von Temperatur, Porosität, Dosis und Materialkennziffer, es wird CLADYS aufgerufen.
- PARFU - Materialparameter des Brennstoffs, implementiert sind die Daten für karbidische und oxidische Brennstoffe.
- ZENTK - Umstrukturierung oxidischer Brennstoffe
- STATVØ - Rißausheilung
- GAPRS - Wärmedurchgang im Spalt Brennstoff/Hülle
- PARGAP - Materialparameter für He, Ar, Xe und Krypton sowie weitere Parameter, die für GAPRS benötigt werden.

Der Ablauf des Rechengangs im Hauptprogramm läßt sich anhand des folgenden Flußdiagramms von PSTAT verfolgen. Des besseren Verständnisses wegen, sind die an den entsprechenden Programm-Positionen aufgerufenen Unterprogramme explizit aufgeführt.

Das Hauptprogramm läßt sich ganz grob in drei große Blöcke unterteilen. Im ersten Block wird die Bestrahlungsphase durchlaufen, in der noch keine mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle vorliegt. Hier wird die Hülle nur durch den sich aufbauenden Gasdruck belastet. In dieser Bestrahlungsphase operiert das Programm nur mit zeitlichen Mittelwerten für Stableistung, Hüll- und Brennstofftemperaturen. Dies stellt angesichts der geringen Hüllbelastung und -Schädigung nur eine unbedeutende Einschränkung dar.

Im zweiten Block wird die Bestrahlungsphase der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle behandelt. Er ist damit das Kernstück von PSTAT. Die eingegebenen Bestrahlungszyklen werden nacheinander abgearbeitet. Jeder Zyklus

wird in Rechenzeitintervalle eingeteilt, die sukzessive durchlaufen werden. Dem Zyklus kann eine Anfahrrampe vorgeschaltet werden (IRAMP = 1), für die eine detaillierte Berechnung durchgeführt wird. Die Betriebsdaten für die Rampe werden über die Eingabe bereitgestellt. Die Berechnung des Festkörperdruckes entfällt, wenn IGAS = 1, d.h. wenn die Stabbelastung auf Höhe des Spaltgasplenums berechnet werden soll.

Der dritte Programmblock, Berechnung der Hülldehnungen und Hüllschädigung unter Notkühlbedingungen, wird dann durchlaufen, wenn INØTK = 1 eingegeben wurde. Die Temperaturbedingungen für Hülle und Spaltgasplena werden über die Eingabe bereitgestellt.

3.2 Ein- und Ausgabe

Der Rechencode PSTAT liegt unter dem Namen PSTAT.FORT auf der TSO-Platte. Um einen Rechenlauf durchführen zu können, müssen die entsprechenden Eingabedaten in die Eingabedatei PSINP.DATA geschrieben werden. Die Ergebnisse der Rechnung werden dann auf die Ausgabedatei AUS.DATA gelegt.

In der folgenden Liste wird der Inhalt der Eingabedatei PSINP.DATA erläutert. Alle darin vorkommenden Größen sind frei formatiert.

1. Zeile: IFU, IAXG, ISTARA, IHGAP, ISCRIB, IGAK

- IFU - Option für Brennstofftyp
 - = 1: Oxidbrennstoff
 - = 2: Karbidbrennstoff
- IAXG - Option für axiale Kopplung Brennstoff/Hülle
 - = 0: Haften von Brennstoff und Hülle
 - = 1: Gleiten von Brennstoff und Hülle
- ISTARA - Option für Startrampe
 - = 0: ganze Betriebsgeschichte wird gerechnet
 - = 1: es wird nur eine Startrampe gerechnet
- IHGAP - Option für Wärmedurchgang Brennstoff/Hülle
 - = 0: Wärmedurchgangszahl ist konstant
 - = 1: Wärmedurchgangszahl wird nach GAPRS berechnet
- ISCRIB - Zahl der Rechenschritte nach denen eine Ausgabe erfolgt

- IGAK - Option für Spaltschließformel
= 1: Spaltschließen nach Anselin (Oxid)
= 2: Spaltschließen nach Dutt (Oxid)

2. Zeile: IMA, EM, PEIN, IGAS, THPEN, THAV, CHIAV

- IMA - Option für Hüllmaterial
= 1: 1.4970
= 2: 1.4988
- EM - mittlere Neutronenenergie in MeV
- PEIN - Einfülldruck des Brennstabes in bar
- IGAS - Option für Rechnung auf Höhe des Spaltgasplenums
= 0: Rechnung auf Höhe der Brennstoffsäule
= 1: Rechnung auf Höhe des Spaltgasplenums
- THPLEN - Hülltemperatur auf Höhe des Spaltgasplenums in °C
(nur für IGAS = 1 von Bedeutung)
- THAV - mittlere Hüllaußentemperatur in °C für die Bestrahlungsphase
ohne mechanische Wechselwirkung
- CHIAV - mittlere Stabileistung in W/cm (entsprechend THAV)

3. Zeile: TPLENU, TPLENØ, AVTØPK, AXFAZ, FLU, ARIS, NRIS

- TPLENU - Temperatur im unteren Spaltgasplenum in °C
- TPLENØ - Temperatur im oberen Spaltgasplenum in °C
- AVTØPK - Verhältnis: mittlere zu maximaler Stabileistung
- AXFAZ - Verhältnis: lokaler zu maximaler Stabileistung
- FLU - Leistungsdepression in der Brennstofftablette
 $FLU = q(r_{fi})/q(r_{fa})$
- ARIS - verbleibende Rißrauigkeit in cm
- NRIS - Zahl der Radialrisse in der Brennstofftablette bei einem
Leistungswechsel

4. Zeile: FUL, PLENLU, PLENLØ, HEV, TPLSTA

- FUL - Länge der Brennstoffsäule in cm
- PLENLU - Länge des unteren Plenums in cm
- PLENLØ - Länge des oberen Plenums in cm
- HEV - Anteil des He am Einfüllgas
- TPLSTA - Plastizitätstemperatur im Brennstoff für quasistationären Betrieb

5. Zeile: INØTK, BUNØTK, LNØTK, BUW, FHI

- INØTK - Option für Berechnung eines Notkkühlfalles
= 0: kein Notkühlfall
= 1: Berechnung des Notkühlfalles nach regulärem Leistungs-
betrieb
- BUNØTK - Abbrand bei Eintreten des Notkühlfalles in 10 MWd/kg MB
- LNØTK - Zahl der Eingabezeilen für den Notkühlfall
(nur für INØTK = 1 von Bedeutung)
- BUW - Abbrand bei Einsetzen der mechanischen Wechselwirkung in
10 MWd/kg MB
- FHI - Neutronenfluß in $N/(cm^2 \cdot sec)$

6. Zeile: RHA, RHI, RFA, PØR, ØME

- RHA - Hüllaußenradius in cm
- RHI - Hüllinnenradius in cm
- RFA - Brennstoffaußenradius in cm
- PØR - Herstellungsporosität, $PØR = \rho_{Tab}/\rho_{th}$
- ØME - Sauerstoff/Metall-Verhältnis
(nur für oxidische Brennstoffe von Bedeutung)

7. Zeile: LP, SWELR, SWELFR

- LP - Zahl der eingegebenen Bestrahlungszyklen
- SWELR - lineare Schwellrate des Brennstoffs unter Hüllrestraint
in $\frac{cm}{cm}/10 MWd/kg MB$
- SWELFR - freie lineare Schwellrate des Brennstoffs in $\frac{cm}{cm}/10 MWd/kg MB$

8. Zeile: JHØ, IVEL, ICRA

- JHØ - Option für Zykluswechsel
= 0: Änderung der Betriebsbedingungen aber kein Zykluswechsel
= 1: Zykluswechsel
- IVEL - Option für Anfahrsgeschwindigkeit
= 0: quasistationäres Anfahren, TPLAST = TPLSTA
= 1: instationäres Anfahren, TPLAST = TPLTRA
- ICRA - Option für Berücksichtigung von bleibendem Rißvolumen

= 0: es wird kein Rißvolumen eingebracht

= 1: es wird Rißvolumen in die Brennstofftablette eingebracht

9. Zeile: CHI1, CHI2, THA1, THA2, TZ1, TZ2, IRAMP

CHI1 - Stableistung zu Beginn des Zyklus in W/cm

CHI2 - Stableistung zu Ende des Zyklus in W/cm

THA1 - Hüllaußentemperatur zu Beginn des Zyklus in °C

THA2 - Hüllaußentemperatur zu Ende des Zyklus in °C

TZ1 - Zeit bei Zyklusbeginn in h

TZ2 - Zeit bei Zyklusende in h

TZ1 kann Null gesetzt werden, dann ist TZ2 die Zyklusdauer

Zur besseren Orientierung sei der Leser auf den folgenden Abschnitt verwiesen, wo Beispiele für Betriebsverläufe aufgetragen sind. Falls sich ein Reaktorzyklus nicht auf derart einfache Art und Weise darstellen läßt, muß durch Teilzyklen gestückelt werden.

IRAMP - Option für Berechnung einer Anfahrrampe

= 0: keine Anfahrrampe

= 1: Anfahrrampe wird berechnet

Wenn IRAMP = 1, dann müssen nach der 9. Zeile eingelesen werden:

10. Zeile: LSTUF

LSTUF - Zahl der Leistungsstufen

Es folgen dann LSTUF-Zeilen mit CHIS1, CHIS2, THAS1, THAS2, ZSTUF

CHIS1 - Stableistung zu Beginn der Leistungsstufe in W/cm

CHIS2 - Stableistung zu Ende der Leistungsstufe in W/cm

THAS1 - Hüllaußentemperatur zu Beginn der Leistungsstufe in °C

THAS2 - Hüllaußentemperatur zu Ende der Leistungsstufe in °C

ZSTUF - Dauer der Leistungsstufe in h

Als Anfahrrampe wird also ein gewisser glatter Linienzug vorgegeben, wie er für den Reaktorbetrieb typisch ist.

Falls LP > 1 vorgegeben ist, muß jetzt eine Zeile mit den Daten des neuen Zyklus (wie die Zeilen 8 und 9) eingegeben werden, und falls wieder IRAMP = 1 gesetzt wurde, nachfolgend die Datenzeilen für dessen Anfahrrampe. Dies

wiederholt sich also für jeden Zyklus und zwar insgesamt LP-mal.

Wenn kein Notkühlfall gerechnet werden soll ($IN\emptyset TK = 0$), dann ist damit die Eingabe beendet. Andernfalls müssen noch $LN\emptyset TK$ -Zeilen mit folgendem Inhalt eingegeben werden:

TC1, TC2, TPU1, TPU2, TP \emptyset 1, TP \emptyset 2, ZN \emptyset TK1, ZN \emptyset TK2, DZN \emptyset TK

TC1	-	Hülltemperatur zu Beginn eines Zeitabschnittes in °C						
TC2	-	" " " Ende " " "						
TPU1	-	Temperatur des unteren Plenums zu Beginn eines Zeitabschnittes						in °C
TPU2	-	" " " " " Ende " "						
TP \emptyset 1	-	Temperatur des oberen Plenums zu Beginn						" "
TP \emptyset 2	-	" " " " " Ende " "						
ZN \emptyset TK1	-	Zeit zu Beginn des betreffenden Abschnittes in h						
ZN \emptyset TK2	-	" " Ende " " " "						
DZN \emptyset TK	-	Dauer des Rechenzeitintervalls des betreffenden Abschnitts in h						

Dabei ist der Notkühlverlauf in Abschnitte unterteilt, in denen sich der Temperaturverlauf in guter Näherung linear darstellen läßt.

Alle Werte der Eingabe werden in die Ausgabedatei AUS.DATA geschrieben. Der Block der Eingabedaten bildet folglich den Kopf von AUS.DATA. Die Ausgabe der eigentlichen Rechenergebnisse erfolgt nach der durch ISCRIB gesteuerten Zahl von Rechenzeitintervallen. Zu Beginn eines jeden Zyklus werden allerdings die Ergebnisse der ersten 5 Rechenzeitintervalle alle ausgeschrieben, um den Rechengang besser beurteilen zu können. Diese Ergebnisse für ein bestimmtes Rechenzeitintervall sind in vier Zeilen zusammengefaßt. Die Inhalte dieser Ausgabezeilen werden wir im folgenden kurz erläutern.

1. Zeile: ZEIS, CFAILA, USRHAK, USTHAK, EPLTAK, USIHAK, PC \emptyset NT, SIEQAT, SFL

ZEIS	-	Bestrahlungszeit in h						
CFAILA	-	Hüllschädigung in cm/cm						
USRHAK	-	aufkumulierte Hülldehnung durch Kriechen in %						
USTHAK	-	" " durch thermisches Kriechen in %						
USIHAK	-	" " durch bestrahlungsinduziertes Kriechen in %						
EPLTAK	-	" " durch Fließen in %						

- PCØNT - Kontaktdruck p_c in bar
- SIEQAT - Hüllvergleichsspannung σ_{eq} in kp/cm^2
- SFL - Fließgrenzspannung in der Hülle σ_{fl} in kp/cm^2

2. Zeile: BU, PGAS, PZ, RPL, SRSW, EPSR, EPSRO

- BU - Abbrand in 10 MWD/kg M
- PGAS - Gasdruck p_g im Brennstab in bar
- PZ - Axialdruck p_z in der Hülle in bar
- RPL - Plastizitätsradius r_{pl} in cm
- SRSW - aufkumulierte Hülldehnung durch Schwellen in %
- EPSR - Differenzdehnung Brennstoff/Hülle ϵ_t in %
- EPSRO - normierte Spaltbreite Brennstoff/Hülle d_o/r_{Hi} in %

3. Zeile: EPSF, EPSFH, EPSH, EPSHH

- EPSF - thermische Verschiebung der Brennstofftablette im aktuellen Zeitschritt in cm
- EPSFH - thermische Verschiebung der Brennstofftablette im vorhergehenden Zeitschritt in cm
- EPSH - thermische Verschiebung der Hülle im aktuellen Zeitschritt in cm
- EPSHH - thermische Verschiebung der Hülle im vorhergehenden Zeitschritt in cm

4. Zeile: HCRT, ESWE, CRETAX, DHSW, CREEPF, TFMKEL, PCØNTA

- HCRT - Dehnungsinkrement der Hülle durch Kriechen in 1/h
- ESWE - Dehnungsinkrement des Brennstoffs durch Schwellen in cm/cm
- CRETAX - Dehnungsinkrement des Brennstoffs durch Kriechen in 1/(h·bar)
- DHSW - Dehnungsinkrement der Hülle durch Schwellen in cm/cm
- CREEPF - Dehnungsinkrement des Brennstoffs durch Kriechen und Heißen in 1/h
- TFMKEL - mittlere Temperatur im mechanisch festen Brennstoffring in K
- PCØNTA - Kontaktdruck Br/H nach den ersten Iterationen im Rechenzeitintervall in bar.

Bei der Phase ohne mechanische Wechselwirkung fehlt die 4. Zeile, ebenso bei der Ausgabe zum Abschluß eines Bestrahlungszyklus und bei der Ausgabe der

Notkühlergebnisse. Des weiteren hat in diesem Fall die 1. Zeile einen anderen Inhalt:

1. Zeile bei Notkühlbedingungen:

ZEIS, TCNØTK, TPNØTU, TPNØTØ

ZEIS - Bestrahlungszeit in h
TCNØTK - Hülltemperatur unter Notkühlbedingungen in °C
TPNØTU - Temperatur des unteren Plenums unter Notkühlbedingungen in °C
TPNØTØ - Temperatur des oberen Plenums unter Notkühlbedingungen in °C

Damit der Benutzer den Rechengang verfolgen kann, werden auf dem Schirm Kontrollerggebnisse ausgeschrieben:

ZEIT, PCØNT, EPSR, EPLTAK.

Dabei ist ZEIT die Zeit im betreffenden Zyklus. Die übrigen Größen sind weiter oben schon erklärt worden.

4. Ergebnisse von Anwendungsrechnungen

In diesem Abschnitt wollen wir, um ein abgerundetes Bild von PSTAT zu vermitteln, einige Ergebnisse von Anwendungsrechnungen vorstellen und diskutieren. Diese Anwendungsrechnungen beziehen sich meistens auf Nachrechnungen und Auslegungen von Karbid-Brennstäben, da PSTAT ursprünglich eigens dazu entwickelt wurde.

Zur Begründung der Auslegung des Brennstabes des KNK-Karbid-Bündels nimmt das Experiment Mol-11/K2-3 in punkto mechanischer Wechselwirkung eine bevorzugte Stellung ein. Die wesentlichen Daten der Grundauslegung (Schmierdichte, Tablettendichte und Fertigungsspalt sind nahezu identisch mit denen des Referenzkonzeptes (siehe Tabelle 1)). Des weiteren ist das Neutronenflußspektrum, der Stableistungsbereich und der erreichte Abbrand in etwa repräsentativ für die Bündelbestrahlung in der KNK-II. Deshalb wurde dieses Experiment mit PSTAT sehr intensiv nachgerechnet.

Um den Rechenaufwand in vertretbaren Grenzen zu halten, wurde der Bestrahlungsablauf etwas vereinfacht. Da unter den herrschenden Bestrahlungsbedingungen weder Hüll- noch Brennstoffkriechen bei der in Frage kommenden Anfahrzeiten eine nennenswerte Rolle spielen, wurde auf ein detailliertes

Nachrechnen dieser Anfahrampen verzichtet. Weiterhin wird in jedem Zyklus nur mit den zeitlichen Mittelwerten der Betriebsbedingungen gerechnet.

Tabelle 1: Die wichtigsten Auslegungsdaten des Brennstabes Mol-11/K2-3

Stabdurchmesser	8,0 mm
Hüllwandstärke	0,45 mm
Hüllmaterial	1.4988 lg
Bindung	He
Brennstoffsäulenlänge	510 mm
Brennstablänge	1022 mm
Tablettendurchmesser	6,74 mm
Tablettendichte	83,5 % th.D.
Schmierdichte	75 % th.D.
Fertigungsspalt (diam.)	360 µm

In Abb. 5 sind für den Mol-11/K2-3 diese Mittelwerte der Stableistung auf Höhe des TE 11 ab dem Zyklus 7/75A - mit dem nach bisheriger Erfahrung die mechanische Wechselwirkung eingesetzt hat - eingetragen. Diese Werte variieren zwischen 750 W/cm und ca. 950 W/cm.

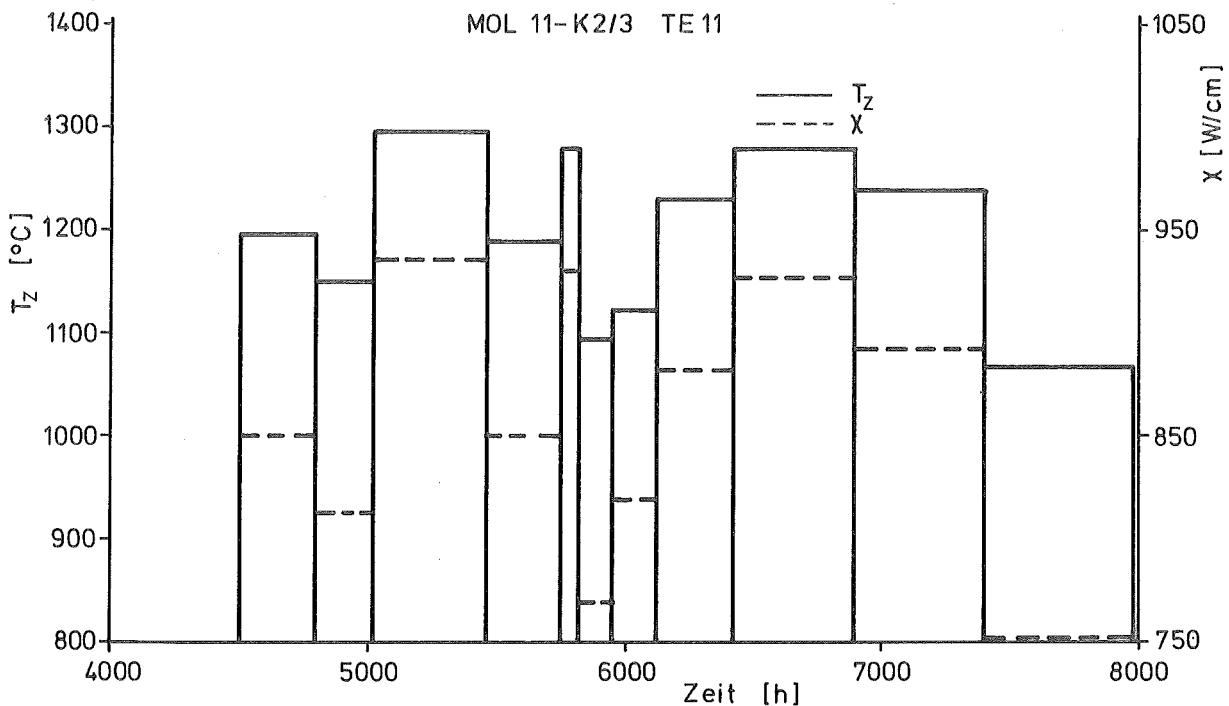


Abb. 5: Stableistung und Brennstoffzentraltemperatur beim Prüfling von Mol-11/K2-3

Man kann aus Zusammenstellungen von Hülldehnungen von Karbid-Brennstäben (siehe Abb. 6) entnehmen, daß die Brennstoffschwellraten sehr stark von der Schmierdichte abhängen. Die in einem Zwei-Zonen-Modell des Brennstoffs zu verwendende integrale Brennstoffschwellrate kann zum gegenwärtigen Zeitpunkt noch nicht theoretisch vorherberechnet werden. Dies bedeutet, daß man mit Anpassungswerten arbeiten muß. Hat man dann für eine Brennstabbestrahlung aus den gemessenen Hülldehnungen einen solchen Anpassungswert bestimmt, dann muß PSTAT, falls das Drei-Zonen-Modell die Verhältnisse richtig beschreibt, auch für alle anderen Brennstabbestrahlungen mit gleichem oder sehr ähnlichem Brennstabkonzept (Schmier- und Tablettendichte) Hülldehnungswerte liefern, die im Rahmen der Genauigkeit mit den Befunden der Nachuntersuchung übereinstimmen.

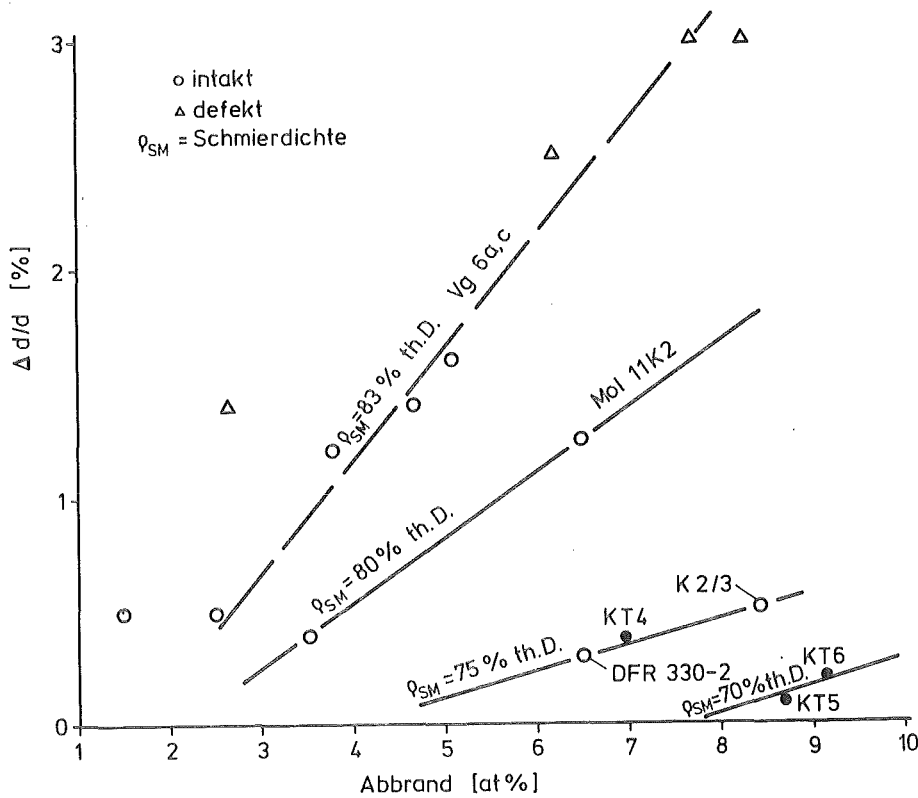


Abb. 6: Plastische Hülldehnungen von gasgebundenen Karbid-Brennstäben mit niedriger Tablettendichte

Die ersten Hülldehnungswerte für ein Brennstabkonzept mit 75 % th.D. Schmierdichte, die auf mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle verursacht wurden, sind im Rahmen des KfK-Karbid-Programms an Mol-11/K2-3 gemessen worden. Die folgenden Rechenergebnisse sind also aus Anpassungsrechnungen gewonnen und sind damit noch kein strenger Beweis für die Gültigkeit des verwendeten Modells.

Trotzdem kann man über das Dehnungsprofil zeigen, daß das Programm vernünftig rechnet.

Die Wärmedurchgangszahlen im Spalt Brennstoff/Hülle verbessern sich etwas mit zunehmendem Kontaktdruck. Der Einfluß auf die Brennstofftemperaturen ist allerdings nicht sehr groß. Bei den Anpassungsrechnungen für PSTAT wurde deshalb aus Gründen der Rechenökonomie mit einer konstanten Wärmedurchgangszahl von $1,5 \text{ W/cm}^2 \text{ K}$ gerechnet. In Abb. 5 sind die so berechneten Brennstoffzentraltemperaturen aufgetragen. Aufgrund der sehr geringen Hülltemperaturen ($300 - 400 \text{ }^\circ\text{C}$) sind diese Werte relativ niedrig. Nur in fünf Bestrahlungszyklen wird die $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ -Grenze - quasistationäre Plastizitätstemperatur von Karbid-Brennstoff - deutlich überschritten.

In den Abb. 7 bis 9 sind nun die wesentlichen Ergebnisse zur mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle aufgetragen und zwar die zeitlichen Verläufe des Kontaktdruckes p_{cont} , des Axialdruckes in der Hülle p_z und der plastischen Hüllverformung $(\Delta d/d)_{\text{pl}}$.

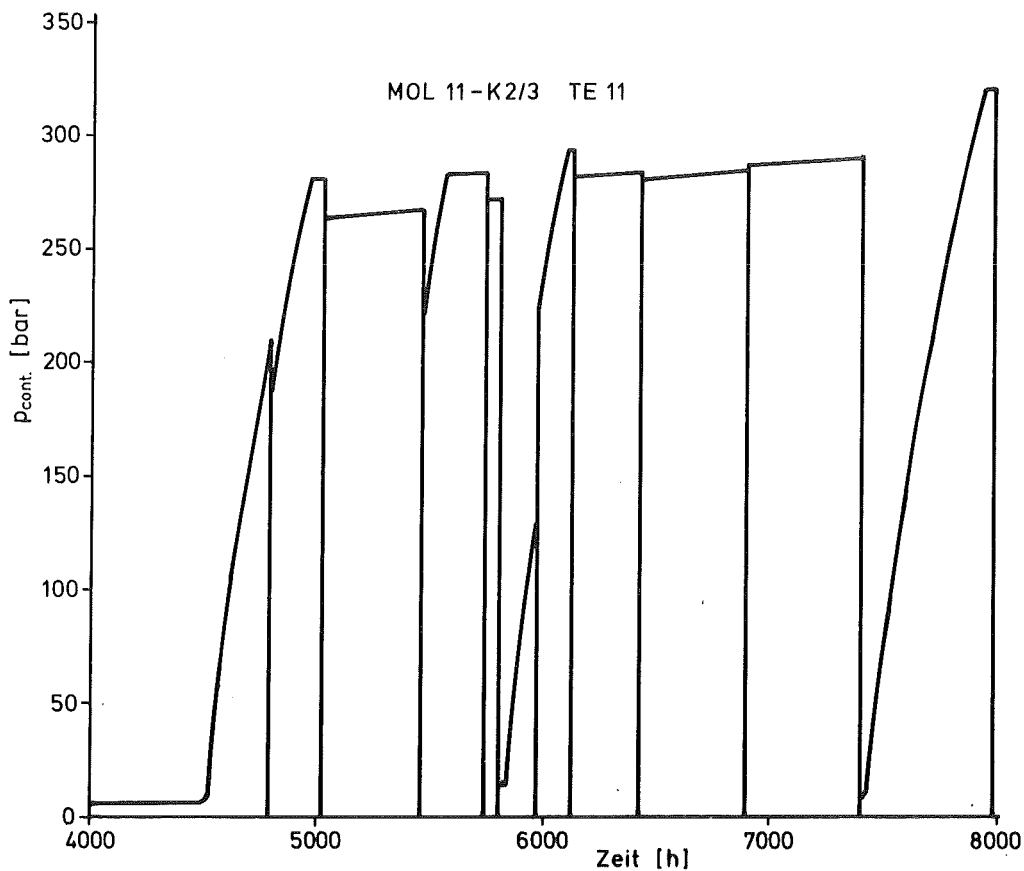


Abb. 7: Zeitlicher Verlauf des Kontaktdruckes beim Prüfling Mol-11/K2-3

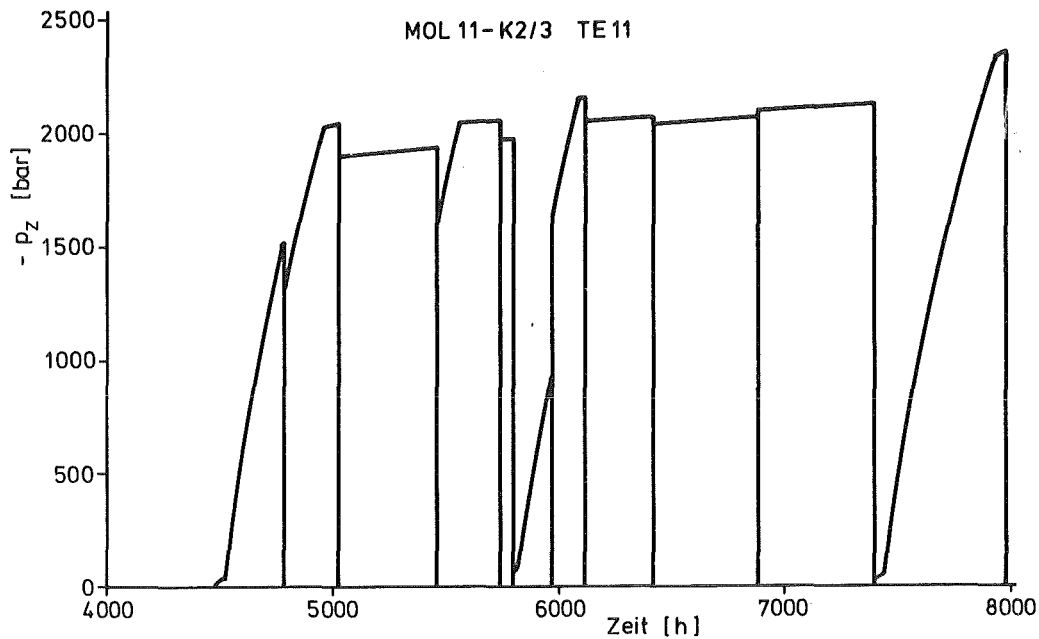


Abb. 8: Zeitlicher Verlauf des Axialdruckes in der Hülle beim Prüfling Mol-11/K2-3

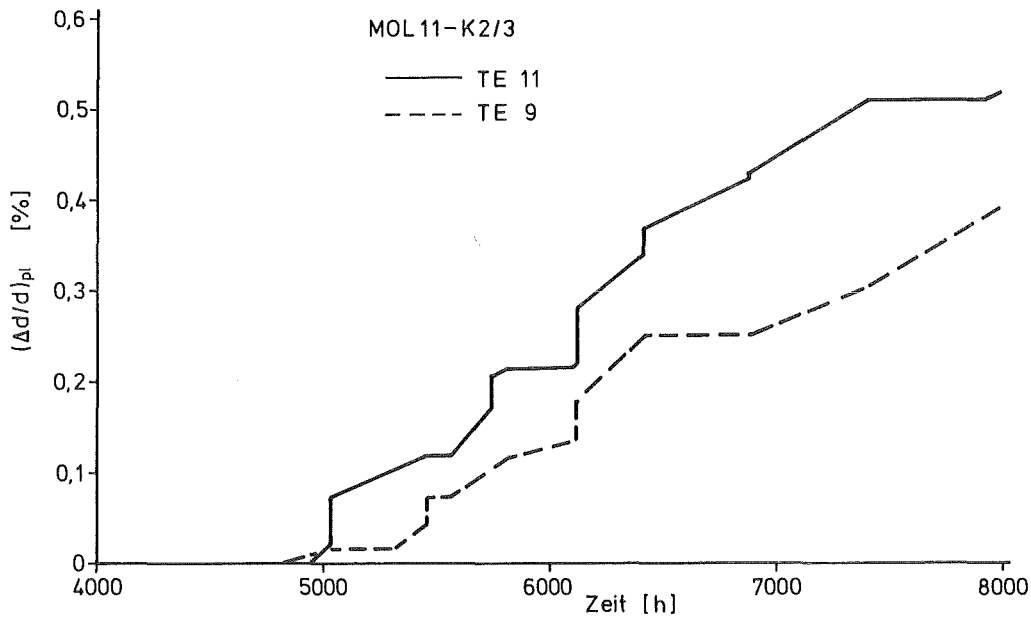


Abb. 9: Plastische Hüllverformung beim Prüfling Mol-11/K2-3

Die Größen p_{cont} und p_z haben in etwa den gleichen zeitlichen Verlauf; bei der Diskussion kann man sich also auf den Kontaktdruck p_{cont} beschränken. Nach dem Einsetzen der Wechselwirkung nimmt dieser stetig zu. Da weder Hüll- noch Brennstoffkriechen eine große Rolle spielen, können die Schwelldehnungen des Brennstoffs im wesentlichen nur durch elastische Dehnung von Hülle und

Brennstoff und nach Erreichen der Fließgrenze durch plastische Dehnungen der Hülle aufgefangen werden.

Vor Erreichen der Fließgrenze erfolgt allerdings ein Zykluswechsel. Durch die niedrigeren Brennstofftemperaturen im folgenden Zyklus wird etwas thermische Differenzdehnung gewonnen und der Kontaktdruck startet von einem tieferen Niveau. Im 2. Zyklus wird dann die Fließgrenze des Hüllmaterials überschritten. Es kommt zu plastischer Hüllverformung (siehe Abb. 9). Der Kontaktdruck bleibt dann für den Rest des Zyklus auf dem der Fließgrenze entsprechenden Niveau, da sich ja die thermischen Bedingungen nicht ändern.

Entsprechend der Leistungsgeschichte wiederholt sich dieser Gang beim Kontaktdruck noch einigemal. Durch die Bestrahlungsversprödung des Hüllmaterials erhöht sich dessen Streckgrenze, so daß die Niveaus mit zunehmendem Abbrand in der Tendenz höher liegen.

Aufgrund der Annahme $\Delta \varepsilon_t = \Delta \varepsilon_z$ muß $\sigma_t^H \approx \sigma_z^H$ sein, d.h. es muß gelten

$$\begin{aligned} |P_z| &\approx p_{\text{cont}} \cdot \frac{r_{\text{Hm}}}{s} \\ &\approx 8,4 \cdot p_{\text{cont}} \end{aligned} \quad (79)$$

Wie man aus Abb. 7 und Abb. 8 entnehmen kann, ist dies auch recht gut erfüllt.

In PSTAT hat man die Möglichkeit, das beim Leistungszyklieren erzeugte, inkompressible Brennstoffrißvolumen entweder explizit bei der Rechnung mitzunehmen, oder in die Brennstoffschwellrate zu stecken, und es damit über die ganze Zyklusdauer zu verschmieren. Alle bisher vorgestellten Ergebnisse beziehen sich auf den Fall der expliziten Berücksichtigung des Rißvolumens. Es wurde dabei angenommen, daß es ca. 20 % zur Hülldehnung beträgt. Es ergab sich ein Anpassungswert für die lineare, integrale Brennstoffschwellrate unter Hüllrestraint von 0,32 %/10 MWd/kg M.

Nachdem auf Höhe des Thermoelements 11 der Anpassungswert für die integrale Brennstoffschwellrate unter Hüllrestraint ermittelt wurde, konnte überprüft werden, ob PSTAT das gemessene Hülldehnungsprofil in etwa reproduziert. Wie man aus Abb. 10 ersehen kann, stimmen die Profile des Abbrandes und der Hülldehnung nicht überein. Dies bedeutet, daß im Bereich des Leistungsmaximums Brennstoffkriechen stärker zur Hüllentlastung beigetragen haben muß.

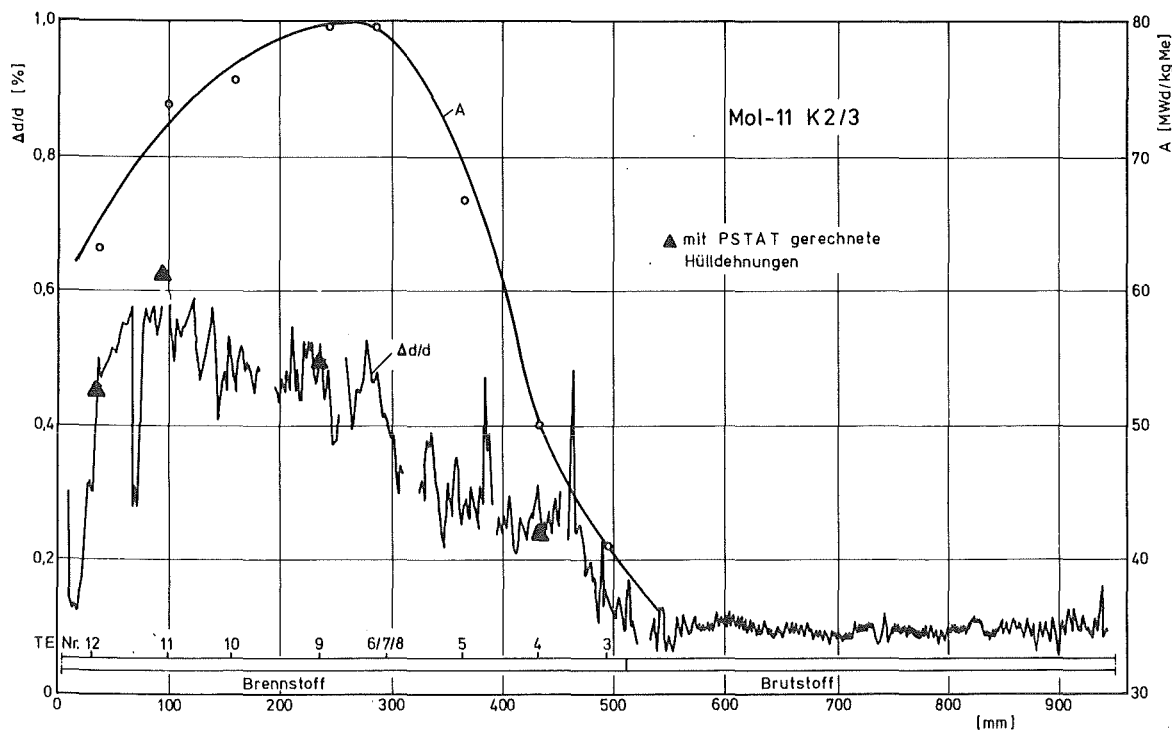


Abb. 10: Axiale Verteilungen von Hülldehnung ($\Delta d/d$) und Abbrand (A)

Auf Höhe des Thermoelementes 9 lagen tatsächlich während einiger Zyklen die Stableistungen deutlich über den Werten auf Höhe des Thermoelements 11. Man kann also einen stärkeren Beitrag des Brennstoffkriechens zur Entlastung der Hülle erwarten. Bekanntlich sind aber die gemessenen Stableistungen nicht sehr genau ($\pm 10\%$). Eine perfekte Reproduktion des Dehnungsprofils mit dem Code PSTAT wird man deshalb nicht unbedingt erwarten können. Man wird folglich zufrieden sein, wenn die berechneten Werte die richtige Tendenz aufweisen.

In Abb. 10 sind nun die mit PSTAT berechneten Hüllverformungen eingetragen. Berücksichtigt wurde dabei eine Plenumkorrektur von 0,1%. Die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung ist erstaunlich gut. Dies spricht dafür, daß sich mit dem in PSTAT verwendeten Modell die mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle richtig beschreiben läßt.

Nachdem PSTAT an den experimentellen Befunden von Mol-11/K2-3 überprüft und eingestellt war, wurden die Auslegungsrechnungen für den KNK-Karbid-Brennstab durchgeführt.

Im Gegensatz zum K2-3 ist hier Kriechen ein wesentlicher Hüllverformungsmechanismus und zwar aufgrund des deutlich höheren Neutronenflusses und

der höheren Kühlmitteltemperaturen. Hüll- und Brennstoffkriechen tragen beide zur Spannungsentlastung der Hülle bei. Die axialen Verteilungen von Stableistung und Hülltemperatur wirken dahingehend, daß im Bereich des "kalten" Stabendes die Belastung maximal ist. Im Bereich maximaler Stableistung befindet sich ein Minimum.

Dies ist in Abb. 11 dargestellt, wo die axialen Verteilungen der Hüllvergleichsspannung nach längerem stationärem Betrieb ($\sigma_{eq}^{(i)}$) und nach einer schnellen 112 % Überlastrampe ($\sigma_{eq}^{(a)}$) aus dem stationären Betrieb heraus aufgetragen sind. In Ermangelung von experimentellen Werten für die instationäre Plastizitätstemperatur von Karbid wurde diese, in konservativer Weise, auf 1800 °C gesetzt.

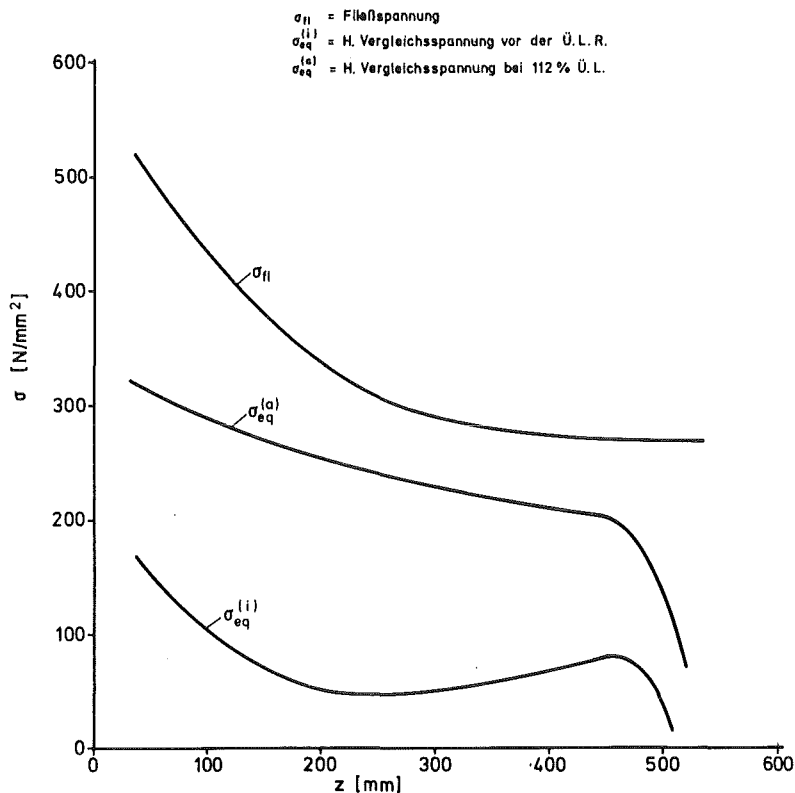


Abb. 11: Axiale Verteilungen der Hüllvergleichsspannungen unter Auslegungs-Betriebsbedingungen bei einer 112 % Überlastrampe (Ü.L.R.)

Zwei wichtige Aspekte der mechanischen Auslegung betreffen die Hülldehnungen zu Ende der Standzeit und die Hüllschädigung. Die entsprechenden Verteilungen im Bereich der Brennstoffsäule des KNK-Karbid-Brennstabes unter Auslegungs-

bedingungen sind in Abb. 12 und 13 dargestellt. Die Hülldehnung hat ihr Maximum im unteren Drittel der Brennstoffsäule, ähnlich wie beim K2-3. Ein Großteil der Hülldehnung ist durch bestrahlungsinduziertes Kriechen entstanden. Nur in der oberen Stabhälfte sind die Hülltemperaturen hoch genug, damit auch thermisches Kriechen - ein Hüllschädigungs-Mechanismus - beitragen kann. Diese Tatsache spiegelt sich in Abb. 13 wider.

Ergebnisse von Parameterstudien für einen Oxid-Brennstab unter denselben Neutronenfluß- und Kühlungsbedingungen wie beim Mol-11/K2-3 sind in der Abb. 14 zu sehen. Es wurde dabei eine sehr hohe Tablettendichte (96 % th.D.) angenommen, da Untersuchungen der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle wegen des relativ geringen Brennstoff-Kriechvermögens besonders aufschlußreich sind.

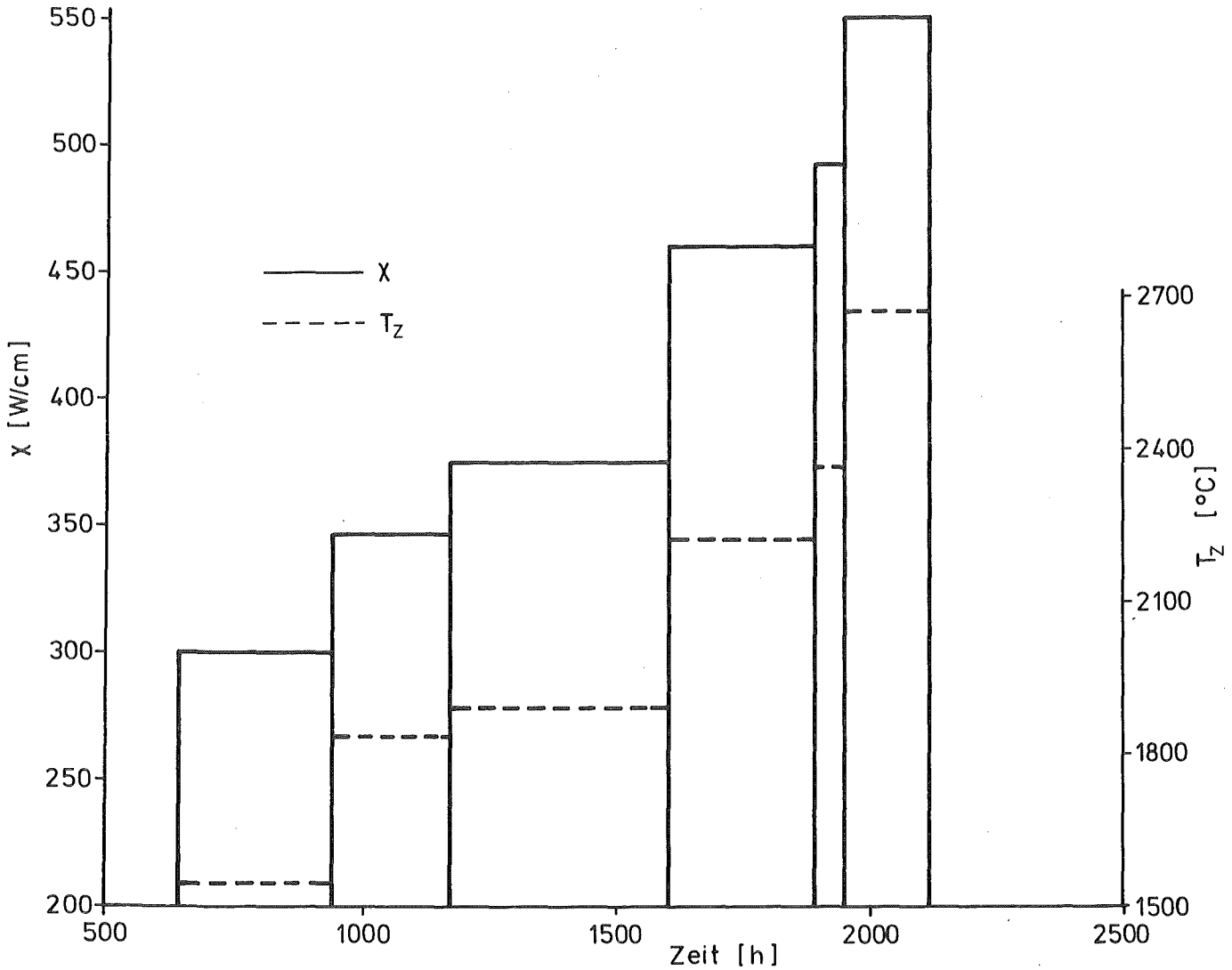


Abb. 14: Stableistung und Brennstoffzentraltemperatur für einen Oxid-Brennstab

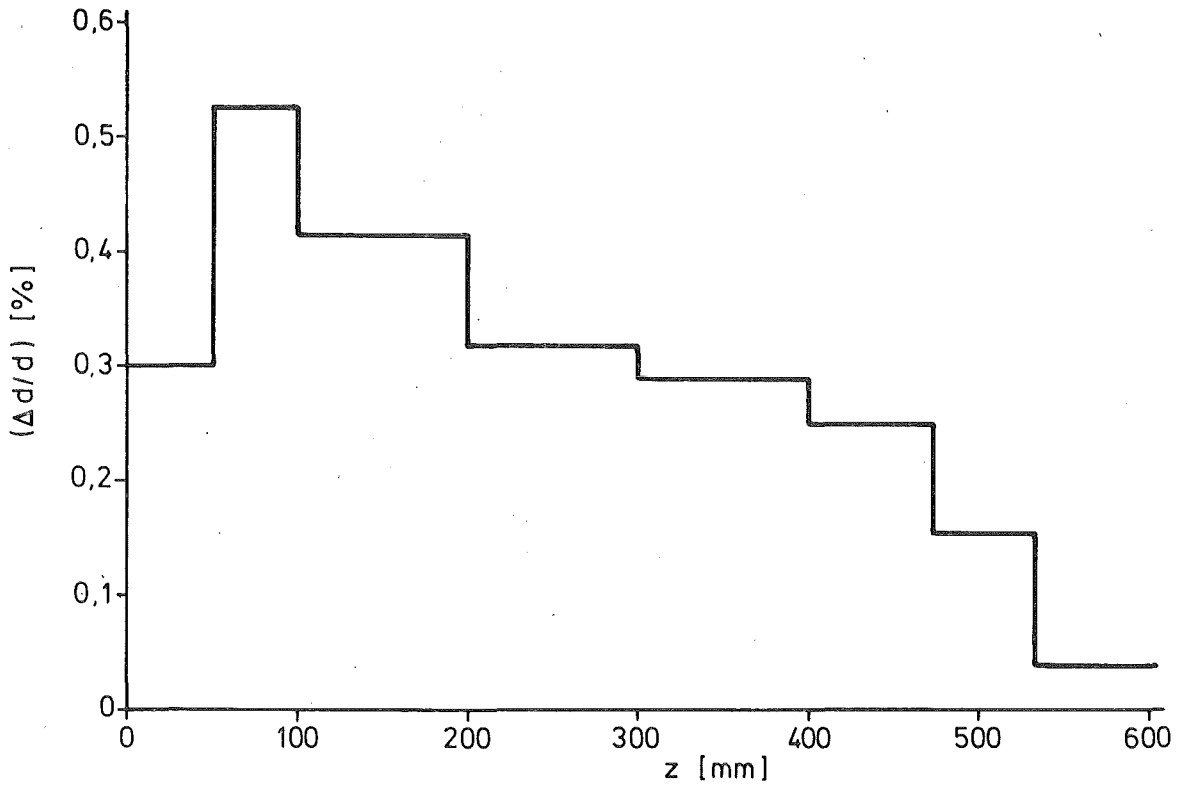


Abb. 12: Axiale Verteilung der bleibenden Hüllverformungen zu Ende der Standzeit unter stationären Auslegungs-Betriebsbedingungen

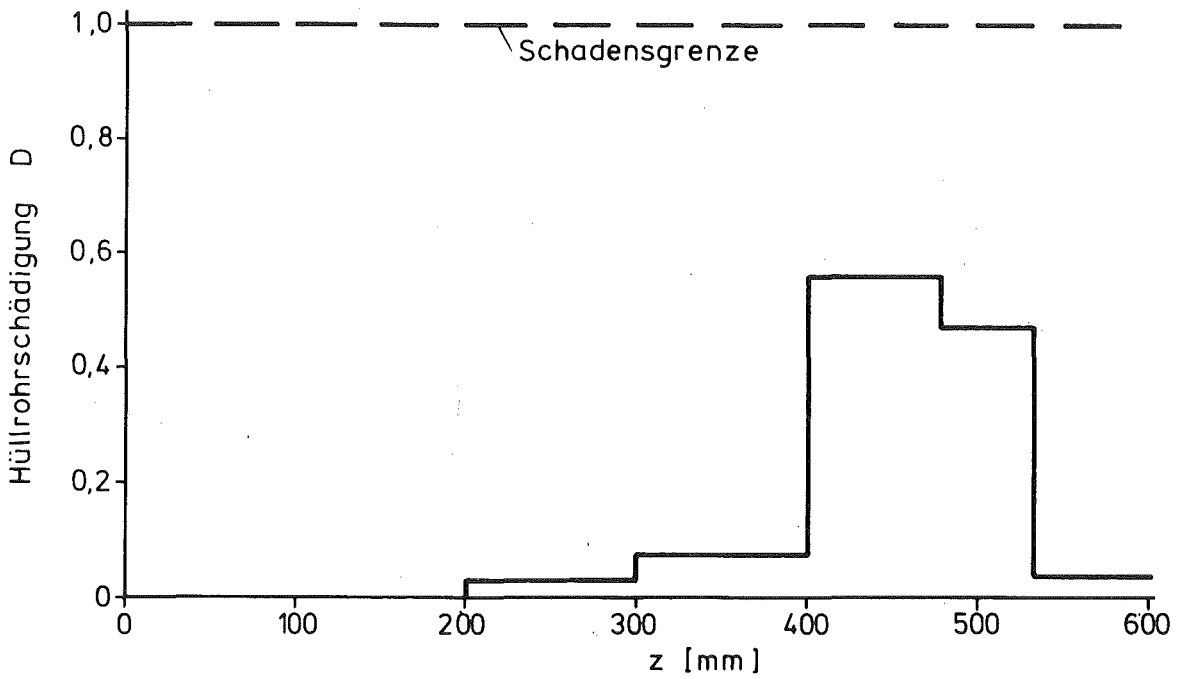


Abb. 13: Axiale Verteilung der Hüllrohrschädigungsrate zu Ende der Standzeit unter stationären Auslegungs-Betriebsbedingungen

Der in Abb. 14 dargestellte Leistungsverlauf ist sicher nicht typisch für einen Schnellbrüter-Brennstab, erlaubt aber die Untersuchung des Stabverhaltens in verschiedenen Leistungsbereichen und die Reaktion auf Leistungserhöhungen. Die Annahme niedriger Hülltemperaturen (300 - 400 °C) ermöglicht es, den alleinigen Einfluß des Brennstoffkriechens zu verfolgen. Weiterhin wurden für die Rechnung kurze Anfahrampen angenommen (< 1 h), um den maximalen Effekt des Leistungszyklrierens zu erfassen.

Wie man aus Abb. 15 ersehen kann, baut sich bei niedrigen Stableistungen unter stationären Betriebsbedingungen ein nicht zu vernachlässigender Kontaktdruck auf (≈ 50 bar). Die Leistungserhöhung beim 2. Zyklus unter Wechselwirkung führt zu einer starken Spannungsspitze ($p_c^{\max} = 285$ bar). Die Relaxation der Hüllspannungen durch Brennstoffkriechen geht nur sehr langsam vor sich; erst nach ca. 300 h ist der Kontaktdruck unter 60 bar abgesunken. Dies ist eine Konsequenz der starken Abhängigkeit der Brennstoffkriechraten von der Brennstoffporosität

$$\epsilon^P = \epsilon^{100} \cdot (1 + 1250 \cdot P^2) , \quad (80)$$

wie sie in der Referenzformel enthalten ist /15/.

Bei Stableistungen über 450 W/cm sind die stationären Gleichgewichts-Kontaktdrücke klein (ca. 10 - 15 bar). Durch die Leistungserhöhungen kommt es aber immer noch zu den auffälligen Spannungsspitzen. Der Spannungsabbau geht allerdings schneller vonstatten (50 - 100 h). Beides hat seine Ursache in der deutlichen Verringerung des mechanisch festen Brennstoffrings, infolge des höheren Temperaturniveaus im Brennstoff. Die fürs Kriechen wirksame Spannung erhöht sich dementsprechend (siehe 2.3.3).

Als letztes wollen wir Ergebnisse des Experiments Mol-10 vorstellen. Über dieses Experiment und die Ergebnisse von Mol-10/1 wurde schon in /2/ berichtet. Es hatte zum Ziel, die Konsequenzen durch zyklischen Leistungsbetrieb gezielt zu untersuchen. Die ersten beiden Einsätze Mol-10/1 und Mol-10/2 waren mit Oxid-Brennstäben bestückt, deren wichtigste Auslegungsdaten in Tabelle 2 zusammengestellt sind. Ihre Bestrahlung ist inzwischen abgeschlossen, so daß eine Auswertung und Analyse des gesamten Bestrahlungsablaufes möglich ist.

Eine Besonderheit beim Experiment Mol-10 ist die oftmalige Messung der bleibenden Hüllverformung im Laufe der Bestrahlung. Neben der Analyse der Hülldehnungen zu Ende der Bestrahlung, wie sie bei jedem Experiment möglich ist, hat man hier die Möglichkeit, den zeitlichen Verlauf zu verfolgen und damit die Aus-

wirkungen von Leistungsrampen zu studieren.

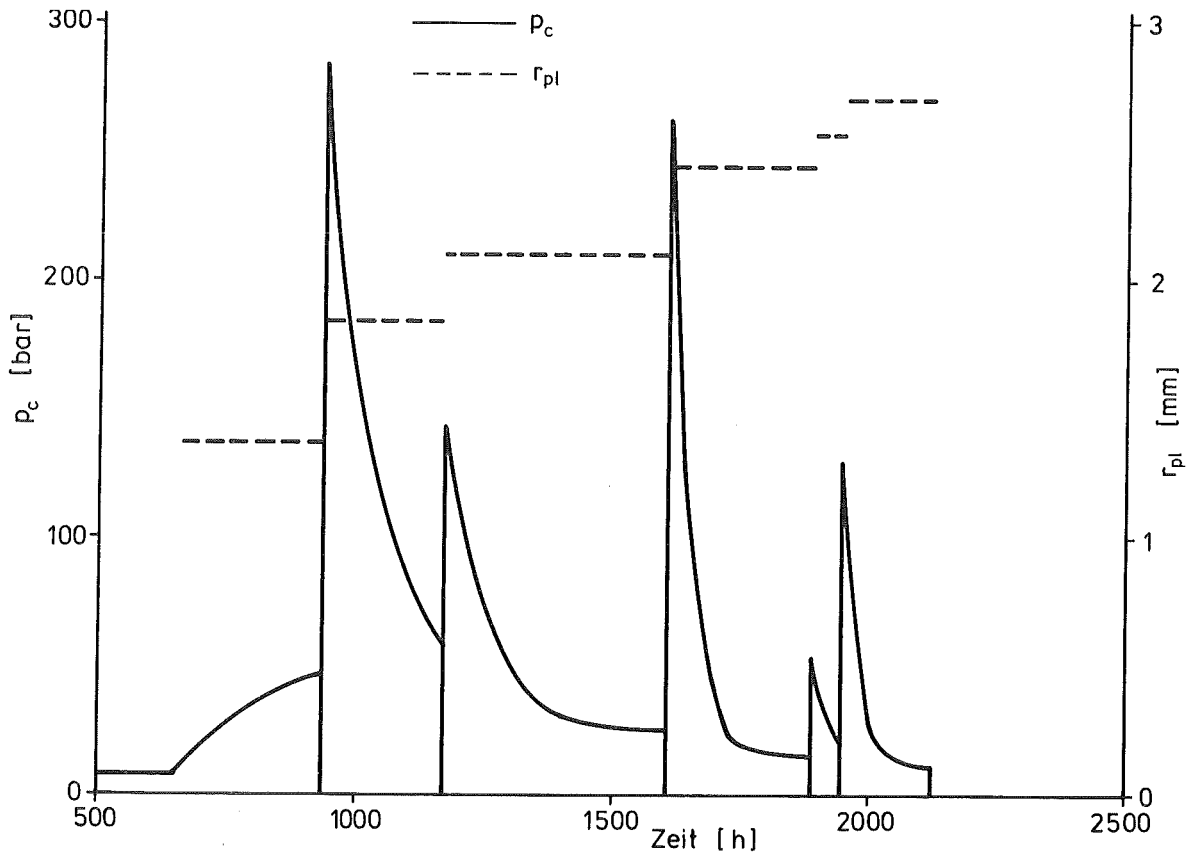


Abb. 15: Zeitlicher Verlauf des Kontaktdruckes und des Plastizitätsradius in einem Oxid-Brennstab

Tabelle 2: Auslegungsdaten der Brennstabprüflinge in den BR 2-Leistungszyklirexperimenten der Versuchsgruppe Mol-10 (aus /2/)

<u>Brennstoff:</u>		<u>Hülle:</u>	
Anzahl der Tabletten	5	Material (Mol-10/1)	1.4970 15 % kv + ausgel.
Material	UO ₂ -PuO ₂	(Mol-10/2)	1.4988 lg
PuO ₂ -Anteil	15 %	Länge	79 mm
Tablettendichte	90,6 % th.D.	Außendurchmesser	5,98
Tablettendurchmesser	5,21 mm	Innendurchmesser	5,25
Tablettenlänge	8,00 mm	Wandstärke	0,36 mm
Stapelhöhe der Tabletten	40 mm		
Schmierdichte	89,2 % th.D.		

Bis auf das Hüllmaterial (Mol-10/1: 1.4970 kv; Mol-10/2: 1.4988 lg) war die Auslegung der beiden Prüflinge identisch. Die Einsätze wurden über längere Zeiten auf Teillast gefahren. Auf diese Teillastperioden folgten sehr schnelle Leistungshübe ($t_{\text{Ramp}} \approx 1 \text{ min}$), die meistens zwischen 100 und 120 W/cm lagen. Die Haltezeit auf dem hohen Leistungsniveau lag in der Regel bei ca. 10 h. Die etwas vereinfachten Leistungsgeschichten von Mol-10/1 und Mol-10/2 sind in den Abb. 16 und 17 dargestellt. Eine dieser Vereinfachungen bestand darin, die Leistungshübe wegzulassen, die erwartungsgemäß keinen Beitrag zur Hüllaufweitung lieferten.

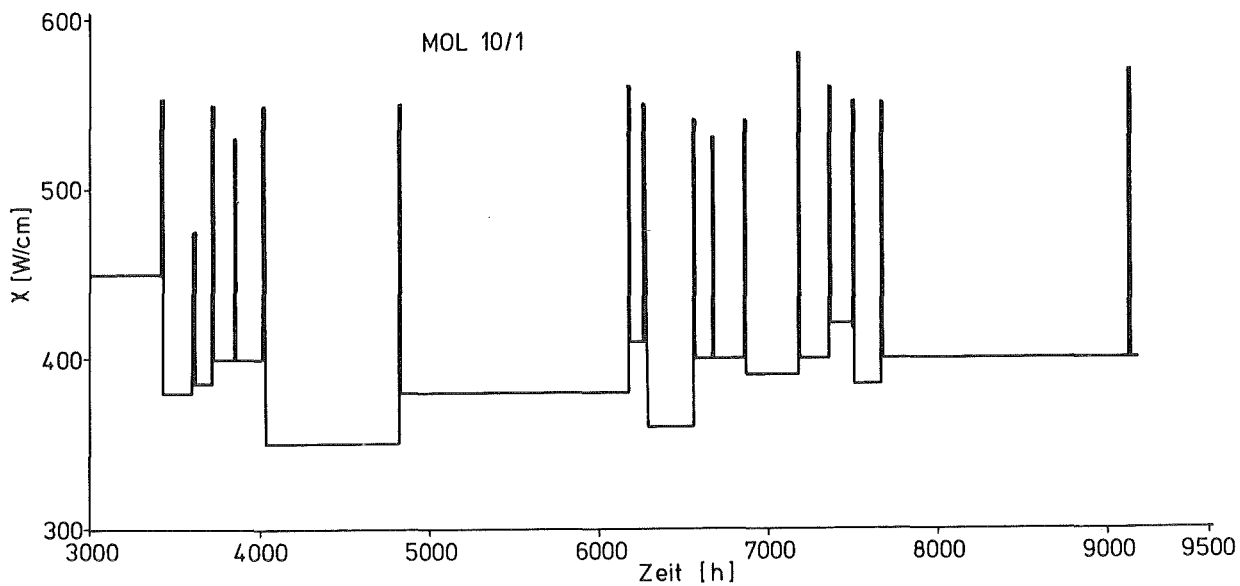


Abb. 16: Leistungsgeschichte des Experiments Mol-10/1

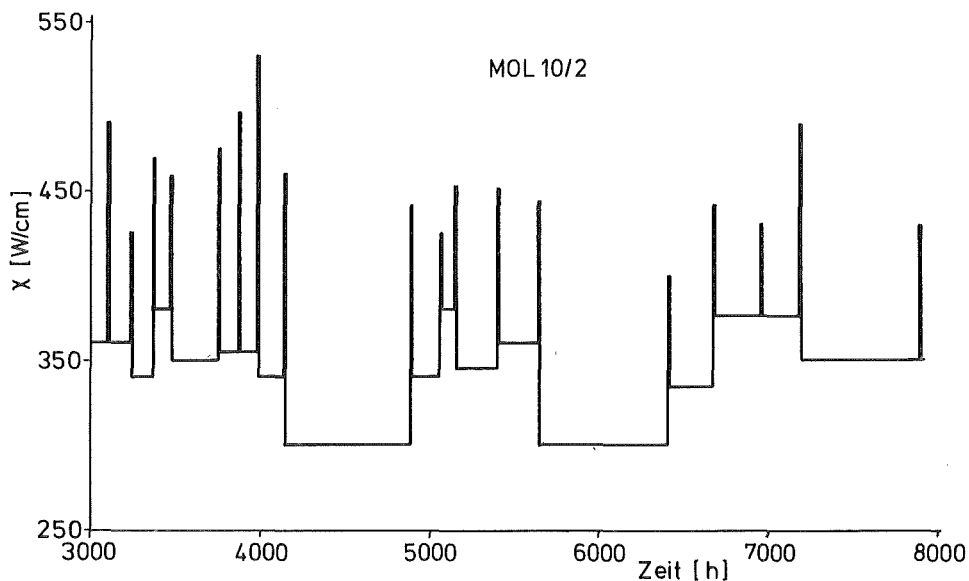


Abb. 17: Leistungsgeschichte des Experiments Mol-10/2

Die Leistungsbedingungen der beiden Einsätze differierten etwas (Mol-10/1: 270 - 320 W/cm Teillast; Mol-10/2: 400 - 460 W/cm Teillast), so daß der an sich sehr interessante Vergleich zweier Hüllmaterialien unterschiedlicher Festigkeit nicht bis ins letzte möglich war. Für die Rechnungen wurde angenommen, daß nur die Zyklen nach 3000 h - entsprechend einem Abbrand von ca. 3 at-% - zur mechanischen Wechselwirkung beitragen. Dies ist durch die Messungen beim Mol-10/1-Einsatz gut belegt. Die des Mol-10/2 mit der "weichen" Hülle zeigen allerdings sehr große Streuungen, so daß hier ein Beitrag des ersten Anfahrens und verschiedener Zyklen vor 3000 h nicht unbedingt ausgeschlossen werden kann. Dieser Beitrag würde bei ca. 10 μ m liegen. Dies ist ein Maß für die Fehlergrenze. Für die freie Schwellrate des Oxid-Brennstoffes wurde aus groben Vorabschätzungen ein Wert von 3 %/at-% Abbrand ermittelt und den Rechnungen zugrundegelegt. Für die Schwellrate unter Hüllrestraint wurde ein Wert von 0,6/at-% Abbrand angenommen. Dieser hat allerdings praktisch keinen Einfluß auf die Rechenergebnisse.

In den Abb. 18 und 19 sind nun die Ergebnisse von PSTAT den Messungen gegenübergestellt. Die Übereinstimmung ist bei beiden Prüflingen im großen und ganzen recht gut. Besonders bemerkenswert ist, daß bis auf wenige Ausnahmen - die wahrscheinlich durch Meßfehler verursacht sind - der Zeitgang recht gut wiedergegeben wird. Dies bedeutet, daß das verwendete Modell den zyklischen Leistungsbetrieb richtig beschreibt.

Da die Rampen sehr steil waren, wurde nicht die quasistationäre Plastizitätstemperatur von 1400 °C, sondern ein Wert von 1600 °C verwendet, wie er sich aus den Messungen von Robert und Wrona /12/ ergibt. Der 1400 °C-Wert erbrachte keine befriedigende Übereinstimmung von Messung und Rechnung. Nach der Analyse des Experiments CABRI-AI/1 /21/ mit dem Rechencode TRANSIENT, der mit einem ähnlichen Drei-Zonen-Modell arbeitet, bedeutet dies eine weitere Bestätigung für die Brauchbarkeit der Messungen von Roberts und Wrona zur Beschreibung der Grenze zwischen sprödem und duktilem Brennstoffbereich im gewählten Modell.

Wie ein Vergleich von Abb. 18 und 19 zeigt, liefert PSTAT eine richtige Beschreibung des unterschiedlichen Verhaltens der beiden Hüllmaterialien 1.4970 kv und 1.4988 lg. Um das Bild abzurunden, wurde unter den Bedingungen des Mol-10/2 das Hüllmaterial 1.4970 kv angenommen und damit die Rechnung durchgeführt. Das Ergebnis ist ebenfalls in Abb.19 zu sehen. Die so berechneten Hülldehnungen liegen um mehr als 50% unter denen des Mol-10/2, was die Überlegenheit des 1.4970 unter zyklischem Leistungsbetrieb schlagend demonstriert. Die Kriechdehnungen

der Hüllen durch Spaltgasdruckaufbau und durch Festkörperdruck im stationären Betrieb lagen übrigens bei ca. 1 % der durch den zyklischen Leistungsbetrieb verursachten Fließdehnungen und können deshalb bei den Betrachtungen vernachlässigt werden.

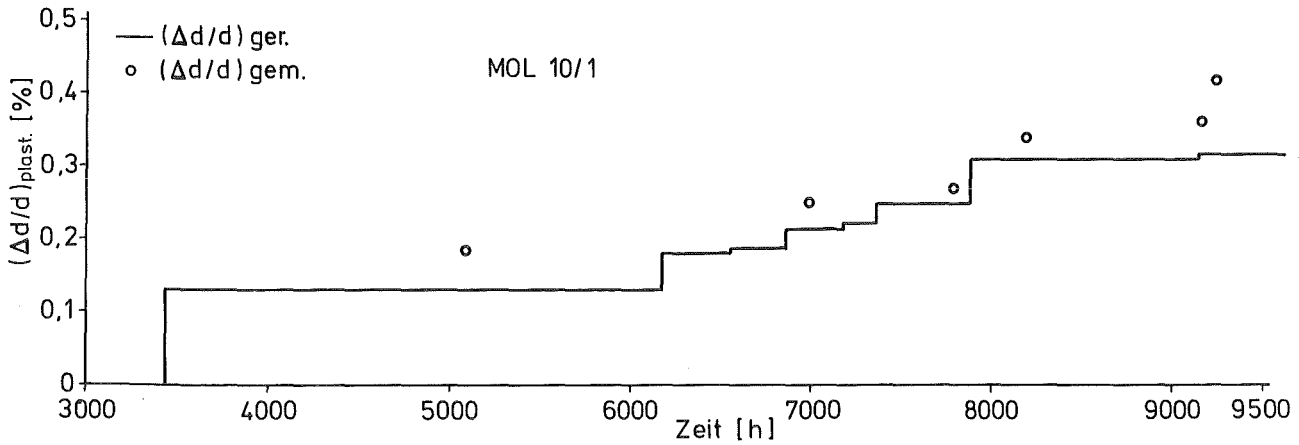


Abb. 18: Plastische Hüllverformung von Mol-10/1

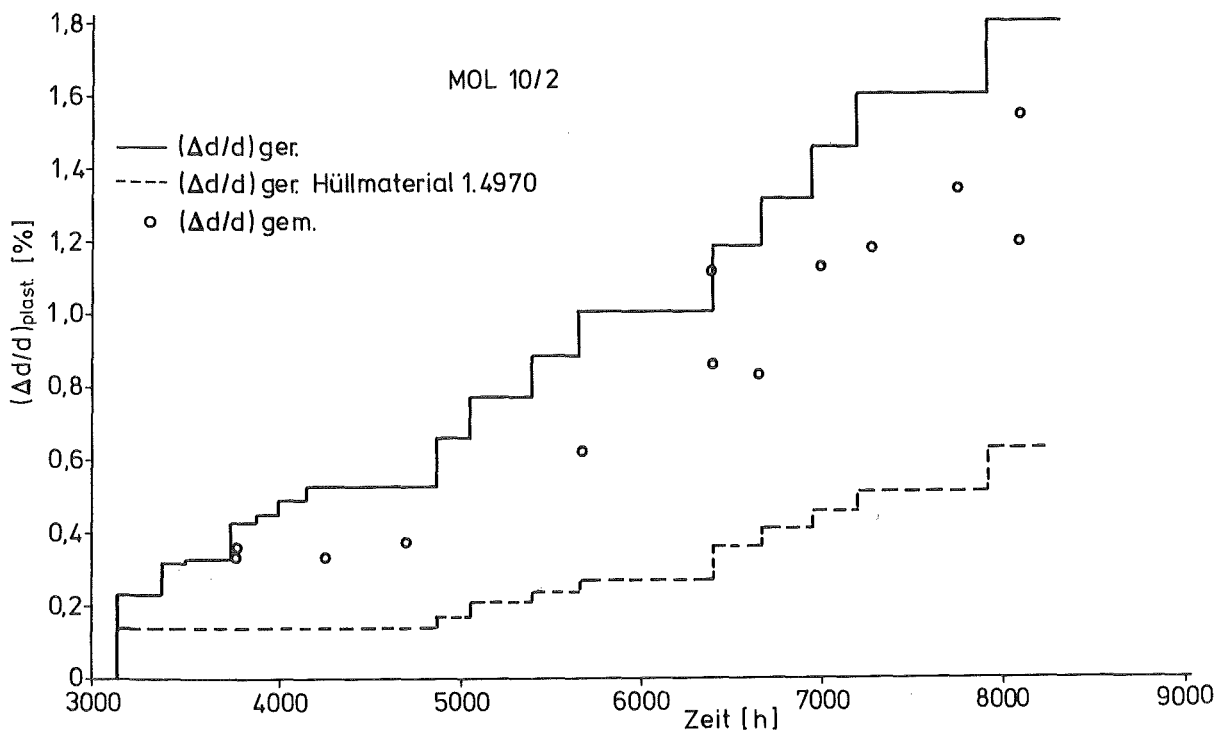


Abb. 19: Plastische Hüllverformungen von Mol-10/2

Abschließend kann man das Fazit ziehen, daß man mit dem in PSTAT verwendeten Drei-Zonen-Modell die mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle vernünftig

beschreiben kann. Analysen und Auswertungen weiterer Experimente müssen dann zeigen, ob auch unter anderen Bedingungen so ausgezeichnete Ergebnisse wie für die Experimente Mol-11/K2-3 und Mol-10 erzielt werden können.

Literatur:

- /1/ M. Patel, D.E. White:
GRO-II: A simplified method for predicting mixed oxide fuel rod performance during normal operation,
GEAP-14051 (1975)
- /2/ I. Müller-Lyda:
Untersuchungen zur mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hüllrohr in Brennstäben von Schnellen Brüter-Reaktoren,
KfK-Bericht 3012 (1980)
- /3/ A.M. Ross, E.L. Stoute:
Heat Transfer Coefficient between UO_2 and Zircaloy-2,
AECL-1552, Chalk River Ontario (1962)
- /4/ R. Godesar:
Untersuchung des Einflusses des Wärmedurchgangskoeffizienten im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle auf die sicherheitstechnische Auslegung von stabförmigen Brennstäben für Schnelle Brutreaktoren,
Dissertation TH-Aachen (1972)
- /5/ M. Heck, H. Steiner:
unveröffentlichter Bericht, 1977
- /6/ H.-L. Gehr, F. Többe:
Persönliche Mitteilung, 1980
- /7/ H. Zimmermann:
Investigations on Swelling and Fission Gas Behaviour in Uranium Dioxide,
J. Nucl. Mat. 75 (1978), 154-161
- /8/ P. Prajato, et al.:
Computer modeling of steady state fission gas behaviour in carbide fuels,
Nucl. Eng. Des., Vol. 48 (1978), 461-495
- /9/ J.R. Matthews, M.H. Wood:
Modelling the transient behavior of fission gas,
J. Nucl. Mat., Vol. 84 (1979), 125-136

- /10/ T. Preusser:
The URANUS carbide fuel version,
Report RTDA-60-81, Technische Hochschule Darmstadt (1981)
- /11/ H. Steiner et al.:
The German Carbide Program: Performance, Experimental Findings, and
Evaluation of Irradiation Results,
Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley,
Idaho (1981)
- /12/ J.T. Roberts, B. J. Wrona:
Deformation and Fracture of UO_2 -20 wt-PuO₂,
ANL-7945 (1972)
- /13/ L.J. Siefken:
FRAP-T4: A computer code for the transient analysis of oxide fuel rods,
CDAP-TR-78-027
- /14/ D.R. Olander:
Fundamental aspects of nuclear reactor fuel elements,
TID-26711-P1, 368 (1976)
- /15/ I. Müller-Lyda, D. Freund:
unveröffentlichter Bericht, 1980
- /16/ H.D. Lewis, J.F. Kerrisk:
Electrical and Thermal Transport Properties of Uranium and Plutonium
Carbides,
LA-Report 6096 (1976)
- /17/ J.R. Matthews:
Mechanical Properties and Diffusion Data for Carbide and Oxide Fuels,
AERE-M 2643 (1974)
- /18/ A. Padel, Ch. de Novion:
Constantes Elastiques des Carbures, Nitrures et Oxydes d'Uranium et de
Plutonium,
Journ. Nucl. Mat. 33 (1969), 40
- /19/ A.E. Ogard et al.:
The Thermal Expansion of PuC and UC Solid Solution,
J. Nucl. Mat. 15 (1965), 43
- /20/ I. Müller-Lyda:
unveröffentlichter Bericht, 1981
- /21/ I. Müller-Lyda, H. Steiner:
unveröffentlichter Bericht, 1981
- /22/ W. Dienst, I. Müller-Lyda, H. Zimmermann:
unveröffentlichter Bericht, 1978

N o m e n k l a t u r

T	Temperatur
χ	Stableistung
λ	Wärmeleitfähigkeit
h_{gap}	Wärmedurchgangszahl
δ, d	Spaltbreite
l	Länge
R	Rauhigkeit
r	Radius
q	Wärmequellldichte
P	Porosität
F	Fläche
A	Abbrand
ρ	Dichte
V	Volumen
u	Verschiebung
ϵ	Dehnung
ν	Poisson-Zahl
E	E-Modul
σ	Spannung
p	Druck
c	Konzentration
Indizes:	
H	Hülle
f	Brennstoff
m	Mittelwert
a	außen
i	innen
g	Gas
ex, i	i. Extrapolationslänge
a, i	i. Rauigkeit (arithmetisch gemittelt)
K	Kelvin
max	maximal
fr	frei
He	Helium
Ar	Argon

Xe	Xenon
Kr	Krypton
uP	unteres Plenum
oP	oberes Plenum
el	elastisch
inel	inelastisch
c	Kontakt
cr	Kriechen
eq	Äquivalenz
pl	plastisch
y	Fließen
smear	Schmier-

Anhang A: Verknüpfungs-Matrizen für Hülle und Brennstoff
(aus /2/ entnommen)

$$M_1^H = \frac{1}{E^H} \begin{pmatrix} 1 & -v^H & -v^H \\ -v^H & -v^H & 1 \end{pmatrix}$$

$$M_1^B = \frac{1}{E^B} \begin{pmatrix} 1 & -v^B & -v^B \\ -v^B & -v^B & 1 \end{pmatrix}$$

$$M_2^H = \begin{pmatrix} r_{Ha}^2 + r_{Hi}^2 & 0 \\ -(r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2) & 0 \\ 0 & -(r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2) \end{pmatrix}$$

$$M_2^B = \begin{pmatrix} -(r_{fi}^2 + r_{pl}^2) & 0 \\ r_{fa}^2 - r_{pl}^2 & 0 \\ 0 & r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2 \end{pmatrix}$$

$$C^H = \frac{1}{r_{Ha}^2 - r_{Hi}^2} \begin{pmatrix} -2 r_{Ha}^2 \cdot \Delta p_{cool} \\ 0 \\ r_{Hi}^2 \cdot \Delta p_g - r_{fa}^2 \cdot \Delta p_{cool} \end{pmatrix}$$

$$C^B = \frac{1}{r_{fa}^2 - r_{pl}^2} \begin{pmatrix} 2 r_{pl}^2 \cdot \Delta p_g \\ 0 \\ -r_{fa}^2 \cdot \Delta p_g - r_{Ha}^2 \cdot \Delta p_{cool} \end{pmatrix}$$

Anhang B: Materialdaten für Mischoxid- und Mischkarbid-Brennstoff

I. Materialdaten für Mischoxid-Brennstoffe /15/

I.1. Wärmeleitfähigkeit

$$\lambda = \begin{cases} \lambda(O/M; T) & 20^\circ \leq T \leq 2000^\circ \text{C} \\ \lambda(2,00; T) \cdot \frac{\lambda(O/M; 2000)}{\lambda(2,00; 2000)} & 2000 < T \leq T_s \end{cases}$$

mit

$$\lambda(O/M; T) = (5,443 + 340 x + 0,02309 T) - 7,85 \cdot 10^{-10} T^2 + 3,542 \cdot 10^{-10} T^4$$

x = 2 - O/M und T in K. λ in W/cm/K

Porositätskorrekturformel: $(1 - P)^{3/2}$

I.2. E-Modul

$$E = 2,35 \cdot 10^5 (1 - 2,6 \cdot P) (1 - 1,5 \cdot X) (1 - 1,36 \cdot 10^{-4} (T - 20))$$

T in $^\circ\text{C}$, E in MPa, X = 2 - O/M, P in cm^3/cm^3

I.3. Poisson-Zahl

$$\nu = 0,32$$

I.4. Thermische Ausdehnung

$$\alpha_{th} = (6,8 \cdot 10^{-6} + 5,8 \cdot 10^{-9} \cdot T) (1 - 2 \cdot X)$$

X = 2 - O/M, T in $^\circ\text{C}$, α in 1/K

I.5. Bestrahlungsinduziertes Kriechen

$$\dot{\epsilon} = 0,56 \cdot \sigma_{exp} (-2626/T) \cdot \dot{A} (1 + 1250 \cdot P^2)$$

σ in MPa, T in K, $\dot{\epsilon}$ in 1/h,
 \dot{A} in fissions/s.A./H, P in cm³/cm³

II. Materialdaten von Mischkarbid-Brennstoffen

II.1. Wärmeleitfähigkeit λ /16/

$$\lambda = 0,175 - 5,65 \cdot 10^{-5} TC + 8,14 \cdot 10^{-8} \cdot TC^2 \quad \text{für } 50 < TC \leq 500 \text{ } ^\circ\text{C}$$
$$\lambda = 0,1276 + 8,71 \cdot 10^{-5} \cdot TC - 1,88 \cdot 10^{-8} \cdot TC^2 \quad \text{für } 500 < T \leq 2300 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Porositätskorrektur: $(1 - P)^{3/2}$

λ in W/cm/K TC in $^\circ\text{C}$

II.2. E-Modul /17/

$$E = 202000 (1 - 154 P) (1 - 0,92 \cdot 10^{-4} (TC - 25)) \quad \text{TC in } ^\circ\text{C}$$

$P < 0,3$ E in MPa

II.3. Poisson-Zahl /18/

$$\nu = 0,288 - 0,286 \cdot P \quad 0,05 < P < 0,27$$

II.4. Thermische Ausdehnung /19/

$$\alpha_{th} = 8,775 \cdot 10^{-6} + 3,0 \cdot 10^{-9} TC \quad \alpha \text{ in } 1/\text{K}, \quad TC \text{ in } ^\circ\text{C}$$

II.5. Bestrahlungsinduziertes Kriechen /20/

$$\dot{\epsilon} = 2,998 \cdot 10^{-22} \cdot \sigma \cdot \dot{R}$$

σ in kp/cm², \dot{R} in fissions/cm³/sec, $\dot{\epsilon}$ in 1/h