

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM**

**KARLSRUHE**

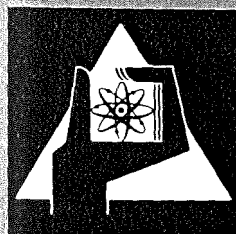
November 1976

KFK 2376

Institut für Material- und Festkörperforschung  
Projekt Schneller Brüter

**Untersuchungen zur mechanischen Wechselwirkung  
zwischen Oxidbrennstoff und Hülle bei  
Leistungswechseln in Schnellbrüterbrennstäben**

I. Müller



**GESELLSCHAFT  
FÜR  
KERNFORSCHUNG M.B.H.**

**KARLSRUHE**

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 2376

Institut für Material- und Festkörperforschung

Projekt Schneller Brüter

Untersuchungen zur mechanischen Wechselwirkung zwischen Oxidbrennstoff und Hülle bei Leistungswechseln in Schnellbrüterbrennstäben

---

von

I. Müller

Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe



## Zusammenfassung

Die nach Bestrahlung im thermischen Neutronenfluss an Schnellbrüterbrennstäben gemessenen Hüllrohraufweitungen werden mit einem einfachen Rechenmodell analysiert. Als Ursache der plastischen Hülldehnungen wird mechanische Wechselwirkung aufgrund thermischer Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle angenommen. Der Einfluss der Hülltemperatur, der Stableistung und der Stableistungsänderungsgeschwindigkeit auf die Hülldehnung wird untersucht. Mit dem verwendeten Modell lässt sich eine weitgehende quantitative Übereinstimmung zwischen den Messwerten und den aus den Brennstab- und Bestrahlungsdaten berechneten Werten erreichen. Die Analysen ergaben, dass die mechanische Wechselwirkung bei einem Abbrand von 2,5% einsetzt und durch Rissvorgänge im Brennstoff infolge von Leistungsabschaltungen verstärkt wird. Grossen Einfluss auf die Hüllaufweitung haben im instationären Bestrahlungsablauf Rissausheilungsvorgänge im Brennstoff, woraus eine starke Abhängigkeit der Hülldehnung von der Stableistung und der Temperatur folgt.

## Abstract

### Examinations of the Mechanical Interaction Between Oxide Fuel and Cladding in LMFBR Fuel Elements During Power Changes

The cladding diameter increases of fast breeder reactor fuel pins are analyzed with the aid of a simple model. The mechanical interaction between cladding and fuel due to differential thermal expansion is assumed to have caused the plastic deformation. The influence of the cladding temperature, the linear rod power and the size and the velocity of power changes have been investigated. With the applied model the cladding strains calculated from the pin and irradiation data can be reconciled with the measured values. The analyses show the beginning of the mechanical interaction at a burnup of 2.5% and an intensifying effect of crack mechanisms taking place in the fuel after a power stop. During unstationary irradiation conditions crack healing mechanisms have a great influence on the clad deformations which lead to a strong dependency of rod power and temperature.

Als Manuskript eingereicht am 4.11.1976

<u>Inhalt</u>	Seite
0. Einleitung	1
1. Einfluss der Betriebsbedingungen auf die Hülldehnung	2
1.1 Stationärer Betrieb	2
1.2 Instationärer Betrieb	3
2. Modellmässige Beschreibung des Brennstabes und der Hülldehnung	4
2.1 Brennstabmodell	4
2.2 Berechnung der Temperaturverteilung im Brennstoff	5
2.3 Berechnung der plastischen Hülldehnung	8
3. Analyse der Hüllaufweitungen von Brennstäben aus den FR 2-Versuchsgruppen 4b und 5b	11
3.1 Untersuchte Brennstabproben	11
3.2 Vergleich der Messwerte mit den Rechenwerten bei Variation einiger Modellparameter	12
3.2.1 Leistungsänderungsgeschwindigkeit	12
3.2.3 Abbrandschwelle	13
3.3 Untersuchung eines direkten Einflusses der Brennstofffrissstruktur	15
4. Analyse der Hülldehnung eines Brennstabes aus der BR 2-Versuchsgruppe MOL 8C	19
5. Axiale Hülldehnungsprofile: sekundärer Einfluss der Stableistung	22
6. Schlussfolgerungen	23
Literatur	25 - 27
Anhang	
Zusammenstellung der verwendeten Materialdaten	28
Tabellen - Abbildungen	30 - 49

## 0. Einleitung

Während des Betriebes sind die Hüllrohre von Reaktor­brennstäben starken mechanischen, thermischen und chemischen Belastungen ausgesetzt. In schnellen Reaktoren kommt die Auswirkung der energiereichen schnellen Neutronen auf das Hüllrohrmaterial hinzu. Dadurch werden in der Hülle Dehnungs- und Schwelleffekte ausgelöst, und es tritt daher im Laufe der Bestrahlung immer eine Längen- und Durchmesserzunahme am Brennstab und in manchen Fällen sogar ein Hüllriss auf. Durch die dabei austretenden Spaltprodukte und Brennstoffpartikel wird das Kühlmittel radioaktiv verunreinigt. Daher ist die Forderung nach der Dichtigkeit der Hüllrohre bis zum Entladeabbrand ein entscheidendes Kriterium bei der Brennstabauslegung.

Im Konzept z.B. des SNR 300 ist ein Zielabbrand von maximal etwa 10% vorgesehen mit  $\text{UO}_2$ - $\text{PuO}_2$ -Brennstäben mit 1.4970-Hülle. Zur sicheren Vermeidung von Hüllrissen wird gefordert, dass die plastische Hülldehnung den Wert von 0,2% nicht überschreiten darf /1/.

Dieser Wert beinhaltet jedoch nicht die bestrahlungsinduzierte Hüllmaterialschwellung, die bei schnellen Bestrahlungen auftritt, sondern lediglich den Betrag, um den sich das Hüllrohrmaterial durch mechanische Einwirkung verformt. Die nach schnellen Bestrahlungen gemessenen Hüllaufweitungen sind jedoch zu einem grossen Anteil auf Hüllmaterialschwellung zurückzuführen, was zur Folge hat, dass der durch mechanische Belastung verursachte Anteil der Hüllaufweitung, der hinsichtlich der Hüllschäden von entscheidender Bedeutung ist, nur schwierig aus der Gesamtdehnung zu ermitteln ist. Diese Schwierigkeit tritt bei Bestrahlungen im thermischen und auch im epithermischen Fluss nicht auf, daher eignen sich die Ergebnisse derartiger Bestrahlungen zur Untersuchung mechanisch bedingter Hüllaufweitungen besonders gut.

Für diese Untersuchung ist die Tatsache von Bedeutung, dass nahezu alle beobachteten Hüllrisse in Längsrichtung der Brennstäbe verlaufen. Das bedeutet nämlich, dass die Hülle durch Tangentialspannungen zum Reißen gebracht wird. Die axialen Kräfte im Brennstab spielen dagegen im Hinblick auf Hüllrisse nur eine untergeordnete Rolle. Im Zusammenhang mit der Lebensdauer von Brennstäben kommt daher der Untersuchung

von radialen Hülldehnungen in Abhängigkeit von Brennstabauslegungs- und Betriebsparametern die entscheidende Bedeutung zu.

## 1. Einfluss der Betriebsbedingungen auf die Hülldehnung

### 1.1 Stationärer Betrieb

Im stationären Betrieb, d.h. bei gleichbleibender Stableistung und Hülltemperatur, üben die Spaltgase und der schwellende Brennstoff einen Innendruck auf das Hüllrohr aus.

Der Spaltgasdruck wird durch das Spaltgasplenum in den Brennstäben meistens auf Werte unterhalb 5 MPa begrenzt. Bei der üblichen Brennstabgeometrie (Hüllwanddicke:Hüllrohrradius  $\approx 1:7$ ) werden dadurch tangentielle Hüllspannungen  $<35 \text{ MN/m}^2$  erzeugt. Spannungen dieser Größenordnung könnten bei überhöhten Hülltemperaturen über thermisch aktiviertes Kriechen zu messbaren Hüllaufweitungen führen. Da jedoch Hülldehnungen auch schon sowohl bei wesentlich niedrigeren Spaltgasdrücken als auch in den kälteren Brennstabzonen auftreten, müssen noch andere Ursachen für beobachtete plastische Hülldehnungen in Betracht gezogen werden. Der Spaltgasdruck kommt nur in Einzelfällen (hoher Abbrand, hohe Hülltemperatur, zu kleines Plenum) für Hüllaufweitungen in der beobachteten Größenordnung von einigen 0,1% in Frage.

Infolge seiner stationären Schwellung übt der Brennstoff einen Festkörperdruck auf die Hülle aus, nachdem sich der ursprüngliche Spalt zwischen Brennstoff und Hülle geschlossen hat. Die Schwellrate beträgt für die relativ kalte Brennstoffaussenzone 0,8 Vol.%%/Abbrand /2/. Die durch diese Schwellung erzeugten Spannungen werden durch Kriechvorgänge in Brennstoff und Hülle auf einen Gleichgewichtswert begrenzt, der einem Kontaktdruck zwischen Brennstoff und Hülle von ca. 1 MPa entspricht /3/. Bei diesen geringen Spannungen liegt die Geschwindigkeit des bestrahlungsinduzierten Brennstoffkriechens um Größenordnungen über der des thermisch aktivierten Hüllkriechens, so dass die Brennstoffschwellbeträge fast ausschliesslich durch gegenläufiges Brennstoffkriechen kompensiert werden. Auch die stationäre Brennstoffschwellung scheidet somit als Ursache für Hüllaufweitungen aus.



Diese Vorstellungen werden durch die Tatsache untermauert, dass die Hüllaufweitungen aus thermischen Bestrahlungen offenbar nicht systematisch vom Abbrand abhängen. Abb.1 zeigt eine Zusammenstellung von Messdaten aus FR 2- bzw. BR 2-Bestrahlungen über dem Abbrand. Falls Spaltgas- und Brennstoffschwelldruck die Ursache der Hüllaufweitungen wären, müsste eine deutlichere Abhängigkeit vom Abbrand bestehen, weil in den einzelnen Experimenten die Stäbe alle die gleichen Material- und ähnliche Betriebsparameter aufweisen.

## 1.2 Instationärer Betrieb

Es können daher als Ursache der Hülldehnungen auch Änderungen der Brennstabbetriebsbedingungen in Betracht gezogen werden; d.h. die sich im Verlauf der Bestrahlung, besonders infolge von Abschaltungen oder Umladungen, ergebenden Stableistungs- und Hülltemperaturwechsel. Solche Änderungen können so schnell ablaufen, dass sich grössere Spannungen aufbauen können, ohne durch Kriechvorgänge begrenzt zu werden. Diese Spannungen treten auf als Folge der thermischen Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle, vorwiegend bei Stableistungserhöhungen. Zwar ist der thermische Ausdehnungskoeffizient der üblichen Hüllmaterialien grösser als der des Brennstoffs; dies wird jedoch von den wesentlich grösseren Temperaturänderungen im Brennstoff beim Leistungswechsel überkompensiert.

Wenn die thermische Differenzdehnung die Ursache der Hüllaufweitung aus Abb.1 ist, müsste ihr Betrag mit der Zahl und der Grösse der Stableistungssprünge während der Bestrahlung zusammenhängen. In Abb. 2 sind die an Brennstäben der FR 2-Versuchsgruppe 5b gemessenen Hüllaufweitungen über der Summe der positiven Stableistungssprünge aufgetragen, jeweils gruppiert nach Stäben aus denselben KVE ( Kapselversuchsein-satz = Bestrahlungskapsel). Jeweils vier Stäbe befanden sich in einer Bestrahlungskapsel in axial unterschiedlicher Position im Reaktor. Die Stableistungssprünge traten meistens zwischen dem Ende eines Zyklus und dem Beginn des folgenden auf. Da innerhalb der einzelnen KVE Zyklenzahl, Abbrand, Brennstoff- und Hüllparameter gleich waren, kann man aus deutlichen Ansteigen der Hülldehnungen mit zunehmender Summe positiver Stableistungssprünge, wie Abb. 2 zeigt, auf einen Zusammenhang zwischen

diesen Grössen schliessen.

Von entscheidendem Einfluss auf das Mass der Umsetzung der thermischen Differenzdehnung bei Leistungssprüngen in plastische Dehnung der Hülle sind alle die Vorgänge im Brennstab, die den Kontakt zwischen Brennstab und Hülle herbeiführen bzw. aufrechterhalten oder zumindest deren Abstand verringern. Neben der stationären Brennstoffschwellung sind dies vor allem Rissvorgänge und Materietransportvorgänge, die vornehmlich temperatur- und stableistungsabhängig sind. Solche Vorgänge müssen vor allem bei der Erklärung von axialen Hüllaufweitungsprofilen herangezogen werden, weil die maximale Hülldehnung meistens im Gebiet grösster Stableistung eines Brennstabes gefunden wird und nicht an der Stelle mit der grössten thermischen Differenzdehnung (s.a. Abschn. 5). Es ist daher sinnvoll, den Zusammenhang von Hülldehnungen mit instationären Betriebsbedingungen vorerst nur in der Brennstabzone mit der höchsten Leistung, d.h. im allgemeinen in der Brennstabmitte, zu untersuchen, weil sich hier am ehesten der Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle vor einer Leistungsänderung einstellt.

Eine derartige Deutung der Hülldehnung von Brennstäben, die im thermischen Fluss bestrahlt wurden, durch den instationären Bestrahlungsablauf, wurde schon in anderen Arbeiten vorgeschlagen /4,5/. Es soll im folgenden versucht werden, derartige Hülldehnungen durch Modellrechnungen aus der Bestrahlungsgeschichte der Stäbe quantitativ zu erklären.

## 2. Modellmässige Beschreibung des Brennstabes und der Hülldehnung

### 2.1 Brennstabmodell

Zur Untersuchung der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle und des Einflusses der Brennstab- und Bestrahlungsparameter wurde ein spezielles Rechenprogramm geschrieben, das im Vergleich zu ähnlichen Brennstabcodes sehr kurz ist, weil nur die plastische Hülldehnung mit starken Vereinfachungen berechnet werden soll. Die wesentlichen Vereinfachungen liegen einmal in der Beschränkung auf nur eine Ebene im Brennstab und der Vernachlässigung azimuthaler Effekte (eindimensionales Modell) des weiteren in der Beschränkung auf die Verhältnisse im thermischen Neutronenfluss, so dass Hüllmaterialverfestigung und -schwellen

wegfallen, sowie in der Beschränkung auf Vorgänge, die sich bei einer Leistungserhöhung oder beim Anfahren zu Zyklusbeginn abspielen.

In diesem Rechenmodell wird ausgegangen von einem Brennstab im Teillastbetrieb, in dem Hülle und Brennstoff in fast drucklosem Kontakt miteinander stehen. Ein solcher Zustand tritt im Brennstab dann ein, wenn sich der Anfangsspalt bzw. ein Abkühlungsspalt geschlossen hat und Brennstoffschwellung und -kriechen miteinander im Gleichgewicht stehen (Abb. 3).

Der Brennstoffring, der nach Ausbildung des Zentralkanals bei hinreichend hoher Stableistung entsteht, wird in einem Zweizonenmodell behandelt. Aussern liegt, im Kontakt mit der Hülle, eine starre Aussenzone, die nur durch Bestrahlungskriechen plastisch verformbar ist. Diese nur wenig plastische Zone ist kurzzeitig zur Aufnahme grösserer elastischer Spannungen fähig. In der heissen Innenzone können sich dagegen wegen der grossen thermischen Plastizität keine beträchtlichen Spannungen aufbauen. Die Trennlinie zwischen beiden Zonen bildet die  $1500^{\circ}\text{C}$ -Isotherme. Bei dieser Temperatur liegt die Geschwindigkeit des thermischen Kriechens etwa um den Faktor  $10^3$  höher als die Geschwindigkeit des Bestrahlungskriechens in einem SNR-typischen Brennstab bei 500 W/cm Leistung. Der äussere Radius der plastischen Zone beträgt unter denselben Voraussetzungen das 0,7 bis 0,8-fache des Brennstofftablettenradius.

## 2.2 Berechnung der Temperaturverteilung im Brennstoff

Die Berechnung der radialen Temperaturverteilung erfolgt unter der Annahme homogener Restporosität (d.h. der Porosität, die sich nach Aufzehrung des Anfangsspalt und nach Bildung des Zentralkanals einstellt) und der Wärmequellichte im Brennstoffring. Im thermischen Neutronenfluss ist die Wärmequellichte jedoch wesentlich stärker radiusabhängig als im schnellen Neutronenfluss, und zwar infolge der grossen Selbstabschirmung im Brennstoff. In Abb. 4 ist die relative Flussabsenkung  $\phi(r)/\phi_0$  für Brennstabtypen der Versuchsgruppen FR 2 4b und 5b aufgetragen, wie sie unter der Voraussetzung homogener Spaltstoff- und Leervolumenverteilung und mit Berücksichtigung der Hüllrohrabsorption berechnet wurden.

In einer Brennstofftablette mit 5,1 mm Durchmesser und einer 20% Pu-Anreicherung (VG 4b) geht die Spaltungsrate in der Tablettenmitte auf ca. 33% des Wertes am Rande zurück. Bei einer Brennstofftablette mit 4 mm Durchmesser und 35% Pu-Anreicherung (VG 5b) verringert sich die Spaltungsrate sogar auf 25%. Die resultierende Wärmequelldichte zeigt Abb.5.

Die Annahme einer homogenen Wärmequelldichteverteilung bedeutet somit eine Verschiebung zur Brennstoffmitte hin und liefert daher ein zu hohes Temperaturniveau. Die Wärmeleitfähigkeit des Oxidbrennstoffs steigt jedoch bei Temperaturen oberhalb  $1600^{\circ}\text{C}$  wieder an, so dass damit ein Teil dieses Effektes kompensiert wird. Eine Vergleichsrechnung mit konstanter und radial abhängiger Wärmequelldichteverteilung für einen Stab der FR 2-VG 5b ergab einen von aussen nach innen zunehmenden Unterschied in der Brennstofftemperatur, der bei 350 W/cm Stableistung in der Zentraltemperatur  $270^{\circ}\text{C}$  ausmachte (Abb. 6). Nach Einstellung der für Oxidstäbe typischen radialen Pu- und Porositäts-Verteilung verringert sich diese Differenz jedoch.

Im Hinblick auf die Temperaturberechnung im thermischen Fluss ist die radiale Flussabsenkung nicht vernachlässigbar. Die im folgenden dargestellte Temperaturberechnung dient jedoch nur dem Zweck, die thermische Ausdehnung der starren Brennstoffzone bei Leistungswechseln zu ermitteln. Ohne Flussabsenkung errechnet man zu grosse Temperatursprünge, aber auch eine zu geringe Dicke der starren Brennstoffzone. Ausserdem sind in dieser Zone die Temperaturunterschiede wesentlich kleiner als in der plastischen Zone, so dass der Effekt der Flussabsenkung im thermischen Neutronenfluss für die thermomechanischen Vorgänge im Brennstab nicht von entscheidender Bedeutung sein dürfte.

Aus Abb. 6 geht auch hervor, dass der eingesetzten Plastizitätstemperatur von  $1500^{\circ}\text{C}$  einem im Hinblick auf die Brennstoffeigenschaften ziemlich hohen Wert bei Flussabsenkung und gleicher plastischer Zone eine niedrigere Temperatur entspricht, die in diesem Beispiel bei  $1415^{\circ}\text{C}$  liegt. Damit erklärt sich die hohe Modelltemperaturgrenze von  $1500^{\circ}\text{C}$ , die in zahlreichen Analysen thermischer Brennstabbestrahlungen die beste Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung erbrachte.

Die Berechnung der radialen Brennstofftemperaturverteilung erfolgt in Abhängigkeit vom Tablettenradius, von der Stableistung, der Hüllausse-  
temperatur, der Brennstoffporosität und dem Wärmeübergang zwischen  
Brennstoff und Hülle. Die Brennstoffrandtemperatur  $T_a$  beträgt

$$T_a = T_{Ha} + \chi (0,1 + 1/(2 \pi \cdot r_a)) \quad [^{\circ}\text{C}]$$

bei einem Temperaturabfall von  $0,1 \text{ K cm/W}$  in der Hülle und einem Wärme-  
übergangskoeffizienten von  $1 \text{ W/cm}^2 \text{ K}$  ( $T_{Ha}$ : Hüllausse-  
temperatur,  $r_a$ : Brennstofftablettenradius,  $\chi$ : Stableistung).

Bei ausreichender Stableistung bildet sich im Brennstab nach verhältnis-  
mässig kurzer Zeit ein Zentralkanal, der zu einer beträchtlichen Ab-  
senkung des Temperaturniveaus führen kann. Zur Berechnung der Tempera-  
turverteilung wird daher der Zentralkanalradius benötigt. Nach /24,25/  
lässt sich der Anteil des Zentralkanalvolumens am Gesamtleervolumen  
in einer Brennstabzone als Funktion der normierten Stableistung  $\chi_{\text{Norm}}$   
 $\chi/(1-2 P_s)$  ( $\chi$ : Stableistung,  $P_s$ : Schmierporosität) darstellen. Der  
funktionale Zusammenhang wurde über eine Ausgleichsrechnung aus einer  
Vielzahl von gemessenen Zentralkanaldurchmessern ermittelt. Für den Be-  
reich  $400 \text{ W/cm} \leq \chi_{\text{Norm}} \leq 1000 \text{ W/cm}$  wird im Rechenprogramm eine lineare Be-  
ziehung benutzt.

$$V_{\text{ZK}}/V_o = 0,0011 \chi_{\text{Norm}}^{-0,295}$$

( $V_{\text{ZK}}/V_o$ : Anteil des Zentralkanalvolumens am Gesamtleervolumen)

Aus dem Zentralkanalvolumen werden dann der Zentralkanalradius und die  
Restporosität, die im verbleibenden Brennstoffring als homogen verteilt  
angenommen wird, berechnet.

Die radiale Temperaturverteilung ergibt sich implizit über folgende  
Formel:

$$F(T(r)) = F(T_a) + \frac{\chi}{4\chi f(P) (r_a^2 - r_z^2)^2} (r_a^2 - r_z^2 + 2 \left(\frac{r_z}{r_a}\right)^2 \ln \frac{r}{r_a})$$

Darin bedeuten:

$$F(T): \text{Wärmeleitintegral} = \int_o^T \lambda(T) dT \quad [\text{K}]$$

$$\lambda(T) = (4,1 + 0,0244 \cdot T)^{-1} - 0,0007 + 3,7 \cdot 10^{-16} T^4 \quad /7/$$

$$f(P): \text{Porositätseinfluss auf die Wärmeleitfähigkeit} = (1-P)^{1,5}$$

$r_a$ : Brennstofftablettenradius [cm]

$r_z$ : Zentralkanalradius [cm].

Die Brennstofftemperaturen werden in 100 Teilringen berechnet. Gleichzeitig wird die Plastizitätsgrenze bestimmt als Radius mit der Temperatur, die der Plastizitätsgrenze am nächsten kommt.

Die thermische Dehnung des Brennstoffs bei einer Stableistungsänderung ist entsprechend den Temperaturen ebenfalls radiusabhängig und in der heissen Zone grösser als in der starren Aussenzone. Die Durchmesseränderung der Brennstofftablette wird im Rechenprogramm nur für den starren Brennstoffring berechnet. Dem entspricht die Annahme, dass der Überschuss an Schrumpfung bzw. Dehnung der heissen Zone in Bezug auf die Aussenzone durch Rissbildung und -schliessen oder durch plastische Verformung in inneres Leervolumen aufgezehrt wird. Das Programm berechnet dann mit der thermischen Hülldehnung die thermische Differenzdehnung bei Leistungswechsel.

### 2.3 Berechnung der plastischen Hülldehnung

Falls Brennstoff und Hülle miteinander in Kontakt stehen, wird über die Festigkeitsdaten der Materialien, die in Abhängigkeit von Temperatur und Stableistung errechnet werden, sowie aus den geometrischen Daten der Kontaktdruck zwischen Brennstoff und Hülle und daraus die Tangentialkomponente der Hüllspannung berechnet. Der Gang dieser Berechnung ist in /6/ ausführlich beschrieben.

Bei grossen Tangentialspannungen kann sich das Hüllmaterial plastisch dehnen, und zwar durch Fliesen bei Spannungen oberhalb der Streckgrenze, und, vor allen bei hohen Temperaturen, durch thermisch aktiviertes Kriechen. Zur Berechnung der Fliessverformung wird eine idealisierte Spannungs-Dehnungskurve für das Hüllmaterial angenommen:

$$\epsilon = \begin{cases} \sigma/E & \sigma \leq \sigma_G \\ \sigma_G/E + \epsilon_{pl} & \sigma > \sigma_G \end{cases}$$

(E: Elastizitätsmodul,  $\sigma_G = 0,75 \cdot \sigma_{0,2}$ ,  $\epsilon_{pl}$ : plastische Verformung)

d.h., dass die Hülle sich unterhalb der Spannung  $\sigma_G$ , die mit 75% der

Streckgrenze angenommen wird, elastisch verformt und höhere Spannungen durch plastische Verformung bis auf diesen Wert abgebaut werden. Damit ergibt sich die zeitunabhängige plastische Verformung zu:

$$\epsilon_{pl} = \text{Max} \{0, \epsilon_{th} - \sigma_G/E\}$$

wenn  $\epsilon_{th}$  die gesamte Hülldehnung aufgrund der thermischen Ausdehnungsdifferenz zwischen Brennstoff und Hülle ist.

In kaltverformten oder strahlungsversprödeten Hüllmaterialien kann  $\sigma_{o,2}$  Werte bis zu  $500 \text{ MN/m}^2$  annehmen. Es können dann sehr hohe Tangentialspannungen auftreten, die zwar  $\sigma_G$  nicht überschreiten, jedoch Kriechverformungen im Hüllmaterial auslösen. Der Abbau der Spannungen geschieht dann gleichzeitig über thermisch aktiviertes Hüllkriechen und bestrahlungsinduziertes Kriechen des äusseren Brennstoffringes. Es hängt daher vom Verhältnis der Kriechgeschwindigkeiten ab, welcher Teil der thermischen Differenzdehnung sich letztlich in plastische Hülldehnung umsetzt.

Die Geschwindigkeit des Brennstoffbestrahlungskriechens ist eine lineare Funktion der Spannung im Brennstoff, die Geschwindigkeit des Hüllkriechens lässt sich für einzelne Spannungsbereiche durch ein Norton'sches Kriechgesetz der Form  $\dot{\epsilon} = k \cdot \sigma^n$  beschreiben, wobei der Spannungsexponent  $n$  für Temperaturen unterhalb  $700^\circ\text{C}$  Werte  $>7$  annimmt. Das bedeutet, dass das Verhältnis der Kriechgeschwindigkeiten im Brennstoff und Hülle stark spannungsabhängig ist. In Oxidbrennstäben ist nur bei hohen Spannungen und hoher Hülltemperatur mit einer Kriechverformung der Hülle zu rechnen. In dem Rechenprogramm werden die Kriechbeträge von Brennstoff und Hülle in kleinen, spannungsabhängigen Zeitintervallen berechnet. Damit ergibt sich auch der zeitliche Verlauf der Hüllspannung nach einer Leistungserhöhung.

Abb. 7 zeigt den zeitlichen Verlauf der tangentialen Hüllspannung nach einer plastischen Hülldehnung bei einer Stableistung von  $500 \text{ W/cm}$  und  $550^\circ\text{C}$  Hüllaussentemperatur. Die Hüllspannung fällt von 75% der Streckgrenze ( $112 \text{ MN/m}^2$  für 1.4988) in ca. 10 h auf einen stationären Wert ab, der ca.  $1,4 \text{ MN/m}^2$  beträgt. Dieser Spannungsabbau geschieht über Brennstoffbestrahlungskriechen und thermisch aktiviertes Hüllkriechen bei gegenläufiger Brennstoffschwellung. Zu Anfang des Vorganges, bei

hohen Hüllspannungen, überwiegt die Brennstoffkriechgeschwindigkeit die der Hülle um den Faktor 40. Dieses Verhältnis vergrößert sich mit abnehmender Spannung, so dass insgesamt der Spannungsabbau in diesem Beispiel zu 99% durch Brennstoffkriechen erfolgt. Bei der konstanten Spannung nach grossen Zeiten herrscht Gleichgewicht zwischen Brennstoffschwellen (1 Vol.%% Abbrand) und Kriechen.

Weiterhin zeigt das Diagramm, dass sich die Hüllspannung etwa alle 1,7 h auf die Hälfte reduziert. Die Zeitkonstante für den Spannungsabbau liegt somit wesentlich unter der Reaktorzyklusdauer (1000 h). Insgesamt kann man daraus den Schluss ziehen, dass sich bei Hüllspannungen unterhalb 75% der Streckgrenze eines lösungsgeglühten Stahles keine nennenswerten Hülldehnungen ergeben, falls die Spannung durch Brennstoff-Festkörperdruck erzeugt wird und die Hülltemperatur unterhalb 700°C liegt.

Ein typisches Resultat der Modellrechnungen für die plastische Hülldehnung bei Stableistungserhöhungen zeigt Abb. 8. Aufgetragen sind hier die bei einer relativen Stableistungserhöhung von 30% maximal möglichen (d.h. bei sofortigem Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle erfolgenden) plastischen Hülldehnungen bei konstanter Hüllaussentemperatur, und zwar für ein kaltverformtes (1.4970) und ein lösungsgeglühtes Hüllmaterial (1.4988). Der Betrag der plastischen Hülldehnung hängt ab von der Grösse der thermischen Differenzdehnung und von den mechanischen Festigkeiten der Hülle. Infolge seiner wesentlich höheren Streckgrenze weist das Material 1.4970 geringere plastische Verformungen auf als 1.4988 unter denselben Bedingungen. Abb.8 zeigt ferner, dass sich bei einer niedrigeren Plastizitätstemperatur wegen der Verkleinerung der tragenden starren Brennstoffzone auch die Hülldehnung verringert. Bei höherer Stableistung erhöht sich das Temperaturniveau im Brennstoff und die Plastizitätsgrenze wandert nach aussen, wobei sich die starre Zone ebenfalls verkleinert. Dadurch erklärt sich der Abfall der Hülldehnung, der bei grösseren Stableistungen trotz des wachsenden absoluten Stableistungssprunges auftritt. Entsprechend wirkt sich auch eine Erhöhung der Hülltemperatur aus. Bei Hüllaussentemperaturen bis zu 650°C wirkt sich die Verkleinerung der Brennstoffzone bei steigender Temperatur stärker aus als die nachlassende Festigkeit des Hüllmaterials, so dass die Hülldehnung abnimmt.



Die zugrunde liegenden Materialeigenschaften werden nach den im Anhang aufgeführten Beziehungen berechnet.

### 3. Analyse der Hüllaufweitungen von Brennstäben aus den FR 2-Versuchsgruppen 4b und 5b

#### 3.1 Untersuchte Brennstabproben

Mit dem oben beschriebenen Modell wurde eine Reihe von Brennstäben aus den FR 2-Versuchsgruppen 4b und 5b analysiert. Die Stäbe der Versuchsgruppe 4b waren bis auf das Hüllmaterial (1.4988) SNR-typisch (6 mm  $\emptyset$ ,  $\rho_{\text{Brst.}} = 86\% \text{ TD}$ ). In der Versuchsgruppe 5b wurde ein Konzept mit sehr dünnen Stäben (4,7 mm  $\emptyset$ ) getestet. Leistungsmässig waren die Stäbe beider Versuchsgruppen bis 500 W/cm ausgelegt, deshalb bleibt die Pu-Anreicherung und damit auch die mittlere Brennstoffleistung in der Versuchsgruppe 5b um 60% höher als in der Versuchsgruppe 4b. Die Auslegungsdaten der Stäbe sind den Berichten /8,9/ und der Bestrahlungsablauf den Berichten /10,11/ entnommen. Analysiert wurden aus diesen Versuchsgruppen die Hüllaufweitungen aller Stäbe mit einem lokalen Mindestabbrand von 60 MWd/kgM ( $\cong 6,4\%$ ) und intakter Hülle. Ausgenommen wurde der KVE 55 aus der Versuchsgruppe 4b, weil hier der Bestrahlungsablauf sehr unregelmässig war und die Hülltemperatur sowie Stableistung sehr hohe Spitzenwerte annahmen.

Damit verblieben insgesamt 19 Stäbe aus der Versuchsgruppe 4b und 12 Stäbe aus der Versuchsgruppe 5b. Die Bezeichnung und die charakteristischen Daten sind in Tab. 1 aufgeführt.  $\Sigma\Delta\chi$  bedeutet die Summe schneller Stableistungserhöhungen im Verlauf der Bestrahlung. Durch die Anzahl der untersuchten Stäbe ist wegen der gleichartigen Stabauslegung eine gewisse Statistik bei der Auswertung gewährleistet.

Für jeden Einzelstab lagen Stableistung, Abbrand und Temperaturverlauf jeweils für drei axiale Positionen vor. Es wurde jedoch pro Stab nur eine Hülldehnungsanalyse durchgeführt, und zwar jeweils in der Position mit dem grössten Abbrand. Die Hüllaufweitung wurde aus den Stabvermessungen vor und nach Bestrahlung für die jeweilige axiale Position bestimmt /12/.

Die Stableistungen der Prüflinge waren während der Bestrahlungszyklen langsamen reaktorbedingten Schwankungen unterworfen. Die Änderungen beim An- und Abfahren der Reaktorleistung zu Anfang und Ende der Zyklen waren im Vergleich dazu sehr schnell. Durch die erwähnten langsamen Stableistungserhöhungen kann die Streckgrenze des Materials nicht überschritten werden und darüber hinaus i.a. auch keine nennenswerten Hülldehnungen über thermisch aktiviertes Hüllkriechen verursacht werden. Aus Abb. 7 wurde ersichtlich, dass das Bestrahlungskriechen des Brennstoffs grössere Belastungen der Hülle verhindert. Daher konnte die Hülldehnungsanalyse auf die Stableistungserhöhungen jeweils zwischen dem Ende eines Reaktorzyklus und dem Beginn des folgenden beschränkt werden. Abb. 9 zeigt zwei typische Beispiele des Stableistungsverlaufes.

### 3.2 Vergleich der Messwerte mit den Rechenwerten bei Variation einiger Modellparameter

#### 3.2.1 Leistungsänderungsgeschwindigkeit

Zur Berechnung der Hülldehnung durch Leistungserhöhungen werden Stableistung und Hülltemperatur am Ende eines Reaktorzyklus als Anfangszustand und die entsprechenden Werte zu Beginn des folgenden Zyklus als Endzustand verwendet. Es wird angenommen, dass zu Beginn einer Leistungserhöhung stets Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle besteht. Der Leistungsänderungsvorgang wird als unendlich schnell angesehen, d.h. Kriechverformungen des Brennstoffs während des Hochfahrens werden vernachlässigt. Eine Vergleichsrechnung mit einem aufwendigeren Programm, das sowohl die Anfahr- als auch die Spaltschliessgeschwindigkeit berücksichtigt, erbrachte für einen Stab der VG 5b bei einer Leistungsänderungsgeschwindigkeit von 3 W/cm·min etwa 20% niedrigere Werte der plastischen Hülldehnung.

Eine Gegenüberstellung der Mess- und Rechenwerte zeigt Abb. 10 für die Versuchsgruppe 4b und Abb. 11 für die Versuchsgruppe 5b. Die Entfernung der Punkte von der Geraden  $\epsilon_{\text{Messung}} = \epsilon_{\text{Rechnung}}$  ist ein Mass für die Übereinstimmung. In dieser ersten Näherung zeigt sich bei der Versuchsgruppe 4b, dass die errechneten Werte i.a. zu klein ausfallen.

### 3.2.2 Plastizitätstemperatur, Wärmeübergang Brennstoff-Hülle

Zwei wesentliche Parameter des Modells sind die Plastizitätstemperatur und der Wärmeübergangskoeffizient Brennstoff-Hülle, weil sie einen grossen Einfluss auf die Grösse der starren Brennstoffzone haben. Daher wurde die Rechnung für die Versuchsgruppe 5b einmal mit einer um  $50^{\circ}\text{C}$  kleineren Plastizitätstemperatur durchgeführt (Abb.11), sowie auch mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von  $0,8 \text{ W/cm}^2\text{K}$  statt wie zuvor mit  $1 \text{ W/cm}^2\text{K}$  (Abb. 13). In beiden Fällen ist das Resultat nur eine geringfügige Verminderung der Rechenwerte. Insgesamt zeigt sich hier, dass der behandelte Hülldehnungsvorgang relativ unempfindlich gegenüber diesen Parametern ist. Im folgenden werden daher immer die Werte von  $1500^{\circ}\text{C}$  bzw.  $1 \text{ W/cm}^2\text{K}$  zugrunde gelegt.

In den bisherigen Rechnungen wurde noch nicht berücksichtigt, dass sich der Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle nicht sofort bei Bestrahlungsbeginn einstellt. Dieses geschieht erst durch Brennstoffschwellung und Brennstoffverlagerung bei Rissbildung im Verlauf des Abbrandes, der somit als zusätzlicher wesentlicher Parameter in die Analyse der plastischen Hülldehnung einzuführen ist.

Der anfängliche radiale Kaltspalt beträgt für die Stäbe beider Versuchsgruppen  $75 \mu\text{m}$ . Beim Hochfahren in den Stableistungsbereich zwischen  $400$  und  $500 \text{ W/cm}$  verringert sich der Spalt durch thermische Differenzdehnung auf  $50$  bis  $55 \mu\text{m}$ . Selbst wenn man für die äussere Brennstoffzone eine Schwellrate von  $1,2 \text{ Vol.}\%/\%$  Abbrand annimmt, würde der Spalt in einem Stab der Versuchsgruppe 4b erst nach einem Abbrand von etwa  $5\%$  geschlossen sein, wobei eine evtl. Nachsinterung des Brennstoffes noch vernachlässigt würde. Es hat sich jedoch gezeigt, dass die Spaltschliessgeschwindigkeit zu Anfang der Bestrahlung grösser ist als die Schwellgeschwindigkeit des Brennstoffs. Für den Brennstoff-Hülle-Kontakt wurde eine Abbrandschwelle von  $3$  bis  $4\%$  vorgeschlagen /13/.

### 3.2.3 Abbrandschwelle

Wenn man eine derartige Abbrandschwelle berücksichtigt, fallen die Rechenwerte für die Hülldehnung noch kleiner aus. Abb.13 zeigt für die Versuchsgruppe 4b, wie sich die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung dadurch noch weiter verschlechtert. Möglicherweise ist der Wert von

4% für die Versuchsgruppe 4b und 5b zu hoch. Wegen des grossen Einflusses dieses Parameters soll zunächst versucht werden, aus der grossen Zahl der Messdaten Rückschlüsse auf einen besseren zutreffenden Wert zu bekommen.

Als Ursache für die erhöhte Spaltschliessgeschwindigkeit wird der als "radial relocation" bezeichnete Effekt angesehen; ein Riss-Rastmechanismus im Brennstoff, der beim Leistungszyklieren auftritt und eine Verschiebung der Brennstoffoberfläche in Richtung Hüllinnenwand hervorruft /14/. Ein quantitativer Ansatz zur Beschreibung des Spaltschliessvorgangs durch Brennstoffschwellung und radial relocation ist die HEDL-Spaltschliessformel von Dutt, die durch Anpassung an experimentelle Daten gewonnen wurde /15/. Nach dieser Formel ergibt sich für die Stäbe der Versuchsgruppen 4b und 5b ein Schliessen des Spaltes bei ungefähr 1,1% Abbrand. Dieser Wert ist jedoch zweifellos zu niedrig. Die Ergebnisse der FR 2-Loop-Versuchsgruppe 5 haben gezeigt, dass bei Abbränden unterhalb 1,5% noch keine plastische Hülldehnung infolge mechanischer Wechselwirkung eintritt /17/. Die oben erwähnte Formel ist wahrscheinlich nicht ohne weiteres auf die hier behandelten Experimente übertragbar. Bei der Erstellung der Spaltschliessformel wurden nämlich Ergebnisse von Bestrahlungsexperimenten herangezogen, in denen die Stableistung zwischen 170 und 410 W/cm und die Brennstoffdichte oberhalb 91% TD lag. In den hier behandelten Experimenten betrug die Brennstoffdichte zumeist 86% TD, so dass hier ein möglicher grösserer Nachsinterungseffekt unberücksichtigt bliebe. Wesentlich ist auch noch die Stableistung, die bei Bestrahlungsbeginn  $\approx 480$  W/cm betrug. Nach der HEDL-Formel ist am Anfang der Bestrahlung die Spaltschliessgeschwindigkeit proportional dem Quadrat der Stableistung. Die Extrapolation auf 480 W/cm liefert wahrscheinlich auch eine zu hohe Spaltschliessgeschwindigkeit und damit eine zu niedrige Abbrandschwelle. Der zutreffende Wert liegt jedenfalls im Bereich zwischen 1% und 4% und soll im folgenden aus den Messergebnissen ermittelt werden.

In Abb. 14 sind die Messwerte über den Rechenwerten, die mit unterschiedlicher Abbrandgrenze (0%, 2,5%, 4%) ermittelt wurden, aufgetragen. Die untere der eingezeichneten Geraden ist die Linie  $\epsilon_{\text{Messung}} = \epsilon_{\text{Rechnung}}$ , die drei oberen sind die Ausgleichsgeraden durch die drei

Punktmengen, die im einzelnen ziemlich streuen. Die Anzahl der Punkte (19) reicht aber trotzdem für eine statistische Aussage aus. Die Messwerte sind durchweg grösser als die errechneten Werte; man kann daher schliessen, dass die aufgetretenen Hülldehnungen nicht allein durch die Stableistungsdifferenzen zwischen den Reaktorzyklen erklärt werden können. Entweder wird der angenommene Hülldehnungsmechanismus noch durch zusätzliche Einflüsse verstärkt oder die gemessene Hülldehnung ist z.T. auf andere Ursachen zurückzuführen. Da alle Ausgleichsgeraden annähernd parallel zur Gerade  $\epsilon_{\text{Messung}} = \epsilon_{\text{Rechnung}}$  liegen, bedeutet dies, dass jeweils alle Messwerte im Mittel um einen konstanten Betrag über den Rechenwerten liegen. Die Ausgleichsgerade für die Punkte mit der Abbrandgrenze 2,5% verläuft fast parallel zu  $\epsilon_{\text{Messung}} = \epsilon_{\text{Rechnung}}$  ( $m = 1,03$ ); für die beiden anderen Abbrandgrenzen ist die Abweichung grösser ( $m = 0,93$  bzw.  $m = 1,14$ ).

Aus dieser statistischen Auswertung kann man trotz der grossen Streuung der einzelnen Punkte folgern, dass die Messwerte durch das Rechenmodell mit einer Abbrandgrenze  $A_0 = 2,5\%$  in ihrer Tendenz richtig beschrieben werden, dass aber die Messwerte durch den zugrundegelegten Hülldehnungsmechanismus quantitativ noch nicht vollständig gedeutet werden können. Offenbar ist an der Hülldehnung noch ein anderer Mechanismus beteiligt, der nicht von der Grösse der Stableistungserhöhungen abhängt.

Die ermittelte Abbrandschwelle liegt in der Mitte des in Betracht kommenden Bereiches und wird in weiteren Rechnungen beibehalten. Für die Ergebnisse der Versuchsgruppe 5b zeigt sich bei Zugrundelegung dieses Parameters ein ähnliches Bild, wie für die Versuchsgruppe 4b. Abb.15 und 16 zeigen den Vergleich zwischen den gemessenen und den errechneten Hülldehnungswerten für beide Versuchsgruppen.

### 3.3 Untersuchung eines direkten Einflusses der Brennstoffrisstruktur

Aus den Ausgleichskurven ergibt sich ein Anteil der Hülldehnung, der mit dem verwendeten Rechenmodell nicht durch die im Laufe der Bestrahlung erfolgten Leistungserhöhungen erklärt werden kann und der etwa 0,3% des Hülldurchmessers für die Versuchsgruppe 4b und 0,1% für die Versuchsgruppe 5b beträgt. Durch eine Veränderung der Rechenparameter ist zwar noch eine bessere Anpassung möglich, z.B. durch Annahme einer höheren Plastizi-

tätstemperatur oder vor allem einer niedrigeren Grenzspannung für das Einsetzen plastischer Verformung als 75% der Streckgrenze. Derartige Variationen ergeben aber zum einen ziemlich unrealistische Parameterwerte, zum anderen lediglich eine Verbesserung des Durchschnittswertes ohne Verringerung der Streuung der Einzelwerte. Zur Erklärung der Diskrepanz zwischen Messung und Rechnung erscheint es sinnvoller, zusätzliche Effekte zu berücksichtigen, die die Hülldehnung als Folge der Leistungswechsel verstärken können.

Als Stableistung, bei der sich Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle beim Hochfahren einstellt, wurde hier jeweils die Abschaltleistung im vorhergehenden Reaktorzyklus eingesetzt. Das setzt voraus, dass der Vorgang der Bildung eines Abkühlungsspalt zwischen Brennstoff und Hülle beim Abschalten und Wiederanfahren reversibel abläuft. Bei einer Abschaltung entstehen jedoch am Brennstoff thermische Schrumpfungsriss, die sich beim Wiederanfahren möglicherweise nicht wieder vollständig schliessen. Somit wird als blosser Effekt des Zyklrierens ohne zwischenzeitlichen Teillastbetrieb Leervolumen in den Brennstoff eingebracht und der Abkühlungsspalt verkleinert.

Für die Umfangszunahme des äusseren Brennstoffringes infolge dieses Effekts wird folgender Ansatz gemacht:

$$\Delta U = N_{\text{Riss}} \cdot RR \cdot \beta$$

$N_{\text{Riss}}$  ist die Anzahl der bei der Leistungsabschaltung im Brennstoff entstehenden Radialrisse. RR ist die Rissrauigkeit die als  $2x^{1/4}$  der Kristallkorngrösse des Brennstoffgefüges (ca. 10  $\mu\text{m}$ ) zu 5  $\mu\text{m}$  angenommen wird. Die Rissflächen fügen sich auch unter Druck beim Wiederanfahren nicht wieder vollständig zusammen, sondern nur bis auf einen inkompressiblen Anteil der Rissrauigkeit, der durch  $\beta$  ( $0 \leq \beta \leq 1$ ) beschrieben wird. Die Zahl der Risse ist schwach stableistungsabhängig und beträgt ungefähr 8-10. Aus der Analyse von Schliffbildern wurde folgende Beziehung zwischen Risszahl und der Abschaltleistung gewonnen:

$$N_{\text{Riss}} = 0,01 \chi + 4, \quad \chi \text{ in W/cm} > 100 \text{ W/cm}$$

Damit überlagert sich der thermischen Differenzdehnung beim Anfahren des Reaktors zu Zyklusbeginn ein rissbedingter Dehnungsbetrag  $\epsilon_r$  der Form

$$\varepsilon_r = \frac{(0,01 \chi + 4) \cdot \beta \cdot RR}{2\pi r_a}, \quad RR = 5 \mu\text{m}$$

Mit einem derartigen Ansatz lassen sich die Rechenwerte jedes Einzelstabes an die Messwerte anpassen. Da aber Stabauslegung und Bestrahlungsverlauf in den einzelnen Versuchsgruppen gleich waren, sollte sich, falls dieses Rissmodell zutrifft, die Anpassung innerhalb einer Versuchsgruppe jeweils mit einem einheitlichen Wert vornehmen lassen.

Die Ergebnisse der Rechnung für die Versuchsgruppe 5b mit  $\beta$ -Werten von 0,12 bzw. 0,08 sind in den Abb.17 und 18 aufgetragen. Für  $\beta = 0,08$  wird das Hülldehnungsverhalten der Versuchsgruppe 5b einheitlich am besten beschrieben. Die höheren Werte der berechneten Hülldehnungen fallen meist etwas zu gross aus, was aber durch die nicht berücksichtigten Brennstoffkriechverformungen während der Leistungserhöhungsphase erklärbar ist. Für den Rissmechanismus spricht zusätzlich eine deutliche Abnahme der Streuung zwischen gemessenen und berechneten Hülldehnungswerten in der Versuchsgruppe 5b.

Die Ergebnisse der Versuchsgruppe 4b lassen sich weniger gut anpassen, wie es aus den Abb.19 und 20 für  $\beta = 0,32$  bzw. 0,40 hervorgeht. Mit  $\beta = 0,40$  werden zehn der neunzehn Einzelwerte befriedigend beschrieben, vier Werte deutlich zu gross berechnet, fünf Werte deutlich zu klein. In dem Diagramm sind vier der letztgenannten Werte mit einem Kreuz markiert. Nur bei den vier Stäben, an denen diese Hüllaufweitungen gemessen wurden, lag die Hülltemperatur zeitweise oberhalb 700 - 720°C. Der Überschuss an der Dehnung ist für diese Stäbe eindeutig auf das nicht berücksichtigte thermisch aktivierte Hüllkriechen zurückzuführen. Die vier Stäbe, deren Aufweitung zu gross berechnet wurde, waren der Stab Nr.10 aus dem KVE 49 sowie die drei Stäbe aus dem KVE 57. Dieses waren die Stäbe mit sehr grossen positiven Stableistungssprüngen, d.h. die Stableistung lag jeweils zu Reaktorzyklusbeginn recht hoch und bei Zyklusende am niedrigsten. Die Stableistungsabnahme während der Zyklen war demnach bei diesen Stäben am grössten. Innerhalb der Zyklen kommt es in diesen Stäben zur Bildung eines Spaltes durch besonders starke thermische Schrumpfung, die durch Brennstoffschwellung sowie Brennstoff- und Spaltprodukttransport nicht kompensiert werden kann. Somit liegt bei Zyklusende noch kein

Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle vor, wie es im Rechenmodell vorausgesetzt wird. Dieser abschwächende Effekt ist in den hier analysierten Zonen hoher Stableistung noch wenig wirksam, an den Brennstabenden kann dadurch die plastische Hülldehnung noch viel stärker eingeschränkt werden. Auf diesen Punkt wird in Abschnitt 5 noch näher eingegangen werden.

Zusammenfassend lässt sich für die Versuchsgruppe 4b sagen, dass die Hülldehnungen in den meisten Fällen durch das Rechenmodell mit einheitlichen Parametern quantitativ richtig beschrieben werden können. Dabei werden aber Grenzen für die Anwendbarkeit des Modells deutlich. Bei einem äusserst unregelmässigen Bestrahlungsablauf mit zeitweise sehr hohen Hülltemperaturen können zusätzlich noch Kriechdehnungen der Hülle auftreten, die hier nicht erfasst werden. Bei zu rascher Abfolge von Leistungsabsenkung und -wiedererhöhung kann sich die mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle durch Ausbildung bzw. Verbleiben eines Spaltes verringern, so dass zu grosse Dehnungen errechnet werden.

Die für die beiden FR 2-Versuchsgruppen gefundenen Werte für den Rauheitsfaktor im Rissmodell sind mit  $\beta = 0,08$  bzw.  $0,40$  recht verschieden. Dieser Unterschied muss durch die verschiedenen Auslegungs- und Betriebsbedingungen der 4b- und 5b-Stäbe begründet sein. In Betracht kommen etwa die verschiedene Spaltungsrate, die zu verschiedenen Brennstoff-Bestrahlungskriechraten führt und die verschiedenen Hülltemperaturen, die Unterschiede für die chemische Reaktion und damit für die Haftung zwischen Brennstoff und Hülle ergeben. Eine eindeutige Erklärung kann hier nicht gegeben werden. Die beiden  $\beta$ -Werte zeigen zunächst nur die mögliche Spannweite des Rissrauigkeitseinflusses.

Insgesamt gesehen, lassen sich die gemessenen Hüllaufweitungen der Stäbe der FR 2-Versuchsgruppen 4b und 5b durch das Rechenmodell mit physikalisch sinnvollen Parametern quantitativ zufriedenstellend beschreiben, solange sich Temperaturen und Leistungsschwankungen innerhalb der üblichen Grenzen bewegen. Die Analyse hat weiterhin gezeigt, dass die Reaktorabschaltungen hinsichtlich der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff-Hülle von beträchtlichem Einfluss sind, weil sich dabei der thermischen Differenzdehnung eine rissbedingte Durchmesserzunahme der Brennstofftabletten überlagert. Über die Grösse des Rissmodell-Parameters können hier noch keine genaueren Aussagen gemacht werden. Der Wert von  $\beta = 0,4$  für SNR-ähnliche Brennstäbe,



wie in der Versuchsgruppe 4b, soll im folgenden an einem anderen Bestrahlungsexperiment überprüft werden.

#### 4. Analyse der Hülldehnung eines Brennstabes aus der BR 2-Versuchsgruppe MOL 8C

In dem Experiment Mol 8C im BR 2 wurden 10  $UO_2$ -20%  $PuO_2$ -Stäbe bestrahlt, die alle merkliche Hüllaufweitungen oder sogar Risse zeigten /18,20/. Rechnungen sollen hier nur am Stab Nr. 5 durchgeführt werden, bei dem Auslegung ( $\emptyset = 6$  mm,  $\rho_{Brst.} = 87,6\%$  TD, 0,38 mm - 1.4988-Hülle, 75  $\mu$  rad. Spalt), Abbrand ( $\approx 10\%$ ), gefahrener Stableistungs- und Temperaturbereich sowie die aufgetretenen Hülldehnungen am ehesten den Verhältnissen in der FR 2-Versuchsgruppe 4b entsprechen, so dass die dort gefundenen Ergebnisse einen Vergleich zulassen. Der axiale Hülldehnungs-, Hülltemperatur- und Stableistungsverlauf ist in Abb.21 dargestellt. In dem Dehnungsprofil wurden lokale Extremwerte nicht berücksichtigt, die meist an Stellen auftreten, an denen sich ein Thermoelement befand.

Der ähnliche Verlauf von Stableistung und Hülltemperatur legt es zunächst nahe, als Ursache der Verformung Hüllkriechen unter Spaltgasdruck zu vermuten. Der Spaltgasdruck erreichte jedoch nur einen Wert von 32 at, so dass sich aufgrund der stationären Bedingungen keine Hülldehnungen ergeben haben können und hier ebenfalls die Ursache der Hülldehnung im instationären Bestrahlungsablauf liegen muss. Die Anwendbarkeit des bisher verwendeten Rechenmodells ist jedoch nicht ohne weiteres gewährleistet, weil zwei wesentliche Unterschiede in den FR 2-Bestrahlungen bestanden:

1. Die Bestrahlung erfolgt im epithermischen Neutronenfluss. Der darin enthaltene Anteil schneller Neutronen reichte zwar nicht für eine nennenswerte Hülschwellung aus, wohl aber für eine merkliche Bestrahlungsverfestigung. Die Hüllmaterialstreckgrenze war somit von der Bestrahlungszeit abhängig.
2. Das Anfahrprogramm des BR 2 enthält einige Haltepausen. Die Voraussetzung des schnellen Hochfahrens der Stableistung, die im Rechenmodell gemacht wird, ist hiermit nicht gegeben. Die Haltezeiten lagen meistens im Bereich 1 - 2 h, d.h. einem Zeitraum, der für eine merklichen Spannungsabbau durch Kriechvorgänge im Brennstab ausreicht. Weiterhin wurden während eines Reaktorzyklus häufig Leistungserhöhungen und

Zwischenabschaltungen vorgenommen, so dass der zeitliche Stableistungs-verlauf sehr unregelmässig war und die Stableistungsunterschiede zwischen Zyklusende und -Anfang nicht alle schnellen Stableistungserhöhungen aus-machen.

Daher wurde für die Temperaturmessstelle mit dem höchsten Abbrand (Po-sition "-90 mm") der gesamte zeitliche Temperatur- und Stableistungsver-lauf ermittelt, der alle grösseren schnellen Schwankungen berücksich-tigt und in den folgenden Rechnungen zugrundegelegt (Abb. 22). Die mitt-lere Hüllaufweitung über der 50 cm langen Brennstoffzone des Stabes 8C-5 beträgt 0,15% mit einem Maximum von 0,6%; der Wert an der Stelle grössten Abbrandes, die hier behandelt werden soll, beträgt 0,48%.

Über die quantitative Auswirkung der mit der Bestrahlungsdauer zunehmenden Streckgrenze und des relativ langsamen Anfahrens in Stufen können mit dem bisher verwendeten Rechenprogramm keine Aussagen gemacht werden. Daher wurde eine Vergleichsrechnung mit einem umfangreicheren Programm durchge-führt, in dem die Bestrahlungsabhängigkeit der Hüllfestigkeit und die Stableistungsänderungsgeschwindigkeit berücksichtigt werden. Dieses Re-chenprogramm behandelt den Erennstab ebenfalls in einem eindimensionalen Zweizonenmodell, so dass es für unendlich schnelle Anfahrsgeschwindigkeit und feste Hüllmaterialparameter ähnliche Ergebnisse liefern sollte wie das bisher verwendete einfachere Modell.

Die Anfahrvorgänge der einzelnen Zyklen wurden nun nicht individuell nach-gerechnet, sondern in dem Stableistungsverlauf gemäss Abb.21 wurde für die Leistungsrampen jeweils eine mittlere Leistungsänderungsgeschwindig-keit ( $\dot{\chi}$  in W/cm/min) eingegeben. Der Kehrwert dieser Grösse stellt die auf den Betrag der Leistungsänderung bezogenen Dauer des Anfahrvorganges dar. Die mit dieser Beschreibung errechneten Hülldehnungen sind in Abb.22 über  $1/\dot{\chi}$  dargestellt. Die Rechnung ergibt, dass die Hülldehnung stets aus-schliesslich durch Fliessen zustande kommt, während die Verformungen durch thermisch aktiviertes Hüllkriechen praktisch gleich Null waren. Da-mit scheidet thermisch aktiviertes Hüllkriechen für die Hülldehnung über der gesamten Brennstoffzone aus, weil sich in der behandelten Position ("-90 mm") das Maximum der Hülltemperatur befand. Die Abhängigkeit von der Leistungsänderungsgeschwindigkeit in Abb.23 ergibt sich nur durch das Brennstoffkriechen.

Die untere der durchgezogenen Linien in dem Diagramm wurde ohne Berücksichtigung des Rissmechanismus errechnet ( $\beta = 0$ ), die obere mit  $\beta = 0,40$  als dem Wert, der im vorhergehenden Abschnitt für derartige Stäbe (vgl. FR 2-VG 4b) gefunden wurde. Auch hier zeigt sich, dass die gemessene Hülldehnung nicht allein durch die Stableistungserhöhungen zu erklären ist, denn selbst bei Vernachlässigung des Brennstoffkriechens während der Leistungserhöhung ( $1/\dot{\chi} = 0$ ) errechnet man eine plastische Hülldehnung von lediglich 0,185%, also einen erheblich geringeren Wert als die gemessenen 0,48%. Es besteht offenbar auch in diesem Falle ein Überschuss an Hülldehnung, der sich durch den Rissmechanismus erklären lässt (s. obere Kurve). Mit  $\beta = 0,4$  errechnet man für den Grenzfall  $\dot{\chi} = \infty$  eine Hülldehnung von 0,89%. Die Hülldehnung geht mit sinkender Leistungsänderungsgeschwindigkeit zurück und verschwindet bei  $\chi = 0,6$  W/cm.min. Es lässt sich ablesen, dass für die gemessene Hüllaufweitung von 0,48% eine Stableistungsgeschwindigkeit von  $\dot{\chi} = 1,4$  W/cm.min ausreicht. Für eine Stableistung von 500 W/cm heisst dies, dass die Steigerung von 80% auf 100% der Reaktorleistung, die im BR 2 am langsamsten durchgeführt wird, in 70 Minuten erfolgen müsste. Dieser Leistungsbereich wurde tatsächlich zu meist in Zeiträumen dieser Grössenordnung durchfahren /19/.

Der Einzelwert in Abb. 23 bei  $1/\dot{\chi} = 0$  ist das entsprechende Resultat, das mit dem zur Analyse der FR 2-Bestrahlungsergebnisse benutzten Rechenprogramm erhalten wurde. Der Bestrahlungsverfestigung der Hülle wurde hier insoweit Rechnung getragen, als für die Streckgrenze Werte verwendet wurden, die sich nach 75% der gesamten schnellen Neutronendosis von  $1,1 \cdot 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup> einstellen. Sie stellen etwa einen Mittelwert für die Phase mechanischer Wechselwirkung mit dem Brennstoff dar. Die errechnete Hülldehnung (0,78%) liegt, wie erwartet, in der Nähe des Resultates, das mit dem genaueren und aufwendigeren Programm für  $\dot{\chi} = \infty$  errechnet wurde (0,89%).

Anhand dieses Beispiels wurde damit für die Versuchsgruppe Mol 8C gezeigt, dass die Hülldehnungen auch unter den BR 2-Bedingungen auf plastisches Fliessen des Hüllmaterials zurückgeführt werden können, wenn man die thermische Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle bei Leistungswechseln und zusätzlich den Rissmechanismus bei Reaktorabschaltungen zugrunde legt.

### 5. Axiale Hülldehnungsprofile: sekundärer Einfluss der Stableistung

Alle die hier aufgeführten Hülldehnungsanalysen wurden an verschiedenen Brennstäben jeweils nur lokal durchgeführt, und zwar vorzugsweise an der Position mit dem grössten Abbrand (und damit auch grösster mittlerer Stableistung), an der ebenfalls Hülltemperatur und -dehnung relativ grosse Werte annahmen. Mit diesen Analysen wurde eine Korrelation zwischen der Hüllaufweitung und den positiven Stableistungssprüngen nachgewiesen, mittels der sich Unterschiede in den Hülldehnungen im mittleren Abschnitt der Brennstoffzone erklären lassen. In den äusseren Abschnitten der Brennstoffzone besteht diese Korrelation jedoch nicht mehr. In /18/ wird für die Stäbe der Versuchsgruppe Mol 8C gezeigt, dass die normierte Summe der positiven Stableistungssprünge  $\Sigma\Delta\chi/\chi$  jeweils an einem Stabende am grössten ist, im Gebiet maximaler Hülldehnung etwa auf die Hälfte abfällt und am anderen Ende der Brennstoffzone verschwindet. Auch bei Betrachtung der absoluten Summe der positiven Stableistungssprünge  $\Sigma\Delta\chi$  ändert sich qualitativ nichts an dem Bild, dass sich die Änderung der Hülldehnung und der Grösse der Stableistungssprünge längs der Stabachse nicht entsprechen.

Dafür gibt das verwendete Brennstabmodell keine Erklärung. Nach früher angestellten Parameteruntersuchungen müsste die Hülldehnung aufgrund thermischer Differenzdehnung in den kälteren Abschnitten der Brennstoffzone sogar grösser werden, weil sich die Vergrösserung des starren äusseren Brennstoffringes bei einer Temperaturverringerung stärker auswirkt als die Erhöhung der Hüllmaterialstreckgrenze.

Die Ursache für die bei der Betrachtung der axialen Profile erkennbare Korrelation zwischen Stableistung und Hülltemperatur einerseits und den Hülldehnungen andererseits (s. Abb. 20), liegt in dem unterschiedlichen Grad der Umsetzung von thermischer Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle in plastische Hülldehnung. Diese Umsetzung ist maximal, wenn vor der Stableistungserhöhung bereits Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle besteht, wie es im hier verwendeten Rechenmodell vorausgesetzt wird. Sie erfolgt partiell, wenn sich der Kontakt erst während der Stableistungserhöhung einstellt. Die Herstellung eines im Hinblick auf die gemessenen Dehnungen hinreichend frühen Kontaktes durch stationäre Brennstoffschwellung ist in den kurzen Zeiträumen zwischen den schnellen

Stableistungserhöhungen, wie sie in dem BR 2-Experiment auftraten, nicht möglich. Sie kann jedoch, wie in /20/ ausgeführt wird, durch schnelle Materietransportvorgänge im Brennstoff erfolgen, die oberhalb einer bestimmten Stableistungsgrenze einsetzen. Nach /20/ liegt diese Stableistungsgrenze für die Versuchsgruppe Mol 8C bei ungefähr 270 W/cm. Das Rechenmodell ist somit zur quantitativen Analyse von Hülldehnungen nur für Bereiche im Brennstoff anwendbar, in denen die Stableistung deutlich oberhalb dieser Grenze liegt. Das ist normalerweise für den grössten Teil des Brennstoffbereiches in Schnellbrüterbrennstäben der Fall. Schwierig ist aber die Frage zu beantworten, unter welchen Bedingungen (für Stableistung, Hülltemperatur, Abbrand; evtl. auch Brennstoffporosität) das Rechenmodell die Hülldehnung beträchtlich überbewertet, weil sich kein hinreichend fester oder ein "verspäteter" (erst während der Leistungserhöhung eintretender) Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle ausbildet. Eine befriedigende Antwort kann nur durch spezielle Leistungswechselversuche unter Bestrahlung gefunden werden.

Das hier verwendete Rechenmodell erscheint vorläufig geeignet, Aussagen über die maximal zu erwartenden Hülldehnungen bei Leistungswechseln in Schnellen Brütern zu machen.

## 6. Schlussfolgerungen

Die rechnerische Analyse der Durchmesseränderungen von Brennstäben nach der Bestrahlung im thermischen bzw. im epithermischen Neutronenfluss hat gezeigt, dass die gemessenen Hüllaufweitungen durch den instationären Bestrahlungsablauf gedeutet werden können. Bei einer Stableistungserhöhung können zwischen Brennstoff und Hülle Kontaktdrücke von einer Gröszenordnung auftreten, bei denen ein plastisches Fliessen des Hüllrohrmaterials einsetzt. Die Grösse der Kontaktdrücke (und die Grösse der Hüllspannungen) hängt ab von der Stableistungsspanne, während der bei einer Leistungserhöhung Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle besteht. Die plastische Dehnung der Brennstabhülle hängt somit nicht allein von der Grösse der Leistungssprünge während der Bestrahlung ab, sondern in gleichem Masse auch von dem Grad der Ausheilung des bei den Leistungsabsenkungen entstehenden Leervolumens.

Bei einer Absenkung der Reaktorleistung auf Teillast ist die Ausheilung des Abkühlungsspaltens bzw. der -risse von der Geschwindigkeit der im Brennstab auftretenden Materietransportvorgänge und von der Teillastzyklusdauer abhängig. Solche Transportvorgänge werden durch grosse Stableistungen und hohe Temperaturen begünstigt. Das führt zur Ausformung der im allgemeinen beobachteten typischen Hülldehnungsprofile mit geringen Aufweitungen an den Enden der Brennstoffzone.

Auch unter günstigsten Voraussetzungen ist für eine wirksame Ausheilung eine Mindestzeit erforderlich. Ein zyklischer Leistungsablauf dürfte solange nicht zu nennenswerten zusätzlichen Belastungen der Hülle führen, wie die Teillastzyklusdauer unter der Mindestzeit liegt, die grössenordnungsmässig mit 100 h angenommen werden kann. Das bedeutet, dass ein zyklischer Betrieb im tageszeitlichen Rythmus nicht zu plastischen Verformungen des Hüllrohrs durch den Brennstoff führen dürfte.

Die Hülldehnungsanalysen haben gezeigt, dass die Bildung des Abkühlungsspaltens zwischen Brennstoff und Hülle bei einer Leistungsabsenkung nicht als reversibler Vorgang angesehen werden darf, da sich die Abkühlungsrisse im Brennstoff beim Wiederanfahren nicht wieder restlos schliessen können. Dadurch stellt sich der Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle vorzeitig wieder ein und verstärkt die mechanische Wechselwirkung.

Während einer Anfahr- oder Leistungserhöhungsphase wird ein Teil der thermischen Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle durch bestrahlungsinduziertes Brennstoffkriechen kompensiert, sobald sich ein Kontaktdruck eingestellt hat. Die Belastung der Hülle durch den Brennstoff lässt sich somit durch ein geeignetes Anfahrprogramm in Grenzen halten.

Der Anteil der Kriechbeträge an der Gesamtverformung der Hülle ist für lösungsgeglühte Hüllmaterialien vernachlässigbar, solange die Hüllausserntemperatur  $650^{\circ}\text{C}$  nicht übersteigt. In kaltverformten Materialien können wegen der höheren Fliessgrenze grössere Spannungen auftreten, was zu einem grösseren Kriechverformungsanteil führt.

In dem verwendeten Rechenmodell zeigt sich keine direkte Abhängigkeit der Hülldehnungen von der Brennstoff(schmier)porosität, solange immer ausreichendes Leervolumen zur Aufnahme der Brennstoffkriechverformungen zur

Verfügung steht. Mit einer Schmierdichte der hier analysierten Stäbe ( $\sigma_{\text{Schmier}} \leq 85\% \text{ TD}$ ) erschöpft sich das benötigte Leervolumen auch bei hohen Abbränden ( $A = 6\% - 11\%$ ) offenbar noch nicht, wenn der Brennstoff ausreichend kriechfähig bleibt.

#### Literatur

- /1/ K.Kummerer  
Anforderungen und Randbedingungen für SNR-300 Brennelemente  
KFK 1999 (1974) S. 15
- /2/ D.Brucklacher, W.Dienst  
Creep Behavior of Ceramic Nuclear Fuels Under Neutron Irradiation  
Journ.Nucl.Mat. 42 (1972) 285
- /3/ D.Brucklacher, W.Dienst, H.Zimmermann  
Die mechanische Belastung der Hülle durch den Brennstoff  
KFK 1999 (1974) S.59
- /4/ A.Gerken  
Modelltheoretische Analyse der Brennstabbelastungen durch zyklischen Leistungsbetrieb anhand des experimentellen Datenmaterials der KVE VG 4a, 4b, 5b und Mol 8b  
KFK 1913 (1974)
- /5/ H.Steiner  
Analyse der Hülldehnungen der VG 5b (1975)  
unveröffentlicht
- /6/ I.Müller  
Parameter-Modellstudien zur mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle von Schnellbrüter-Oxidbrennstäben bei Leistungsänderungen (1975)  
unveröffentlicht
- /7/ G.Ondracek, B.Schulz  
Der Einfluss abbrandbedingter Phänomene auf die Zentraltemperatur  
KFK 1999 (1974), S.48
- /8/ P.Weimar, Th.Dippel, D.Freund  
Auslegung, Bestrahlung und Nachuntersuchung der  $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$  Brennstab-Bestrahlungsexperimente der FR 2-Kapsel Versuchsgruppe 4b  
KFK 1952 (1974)
- /9/ P.Weimar, D.Freund, H.Steiner  
Auslegung, Bestrahlung und Nachuntersuchung der  $\text{UO}_2/\text{PuO}_2$  Brennstabprüflinge  
KFK 2222 (1976)

- /10/ D.Freund  
Auswertung von Bestrahlungsdaten der Prüflinge der Kapselversuchsgruppen im FR 2. Versuchsgruppe 4b (1972)  
unveröffentlicht
  
- /11/ D.Freund  
Auswertung von Bestrahlungsdaten der Prüflinge der Kapselversuchsgruppen im FR 2. Versuchsgruppe 5b (1972)  
unveröffentlicht
  
- /12/ G.Gausmann  
persönliche Mitteilung
  
- /13/ W.Dienst  
Die mechanische Belastung der Hülle durch den Brennstoff  
KFK 1999 (1974) S.70
  
- /14/ H.Elbel  
Geometrieänderung oxidischer Brennstofftabletten bei Lastwechseln  
KFK 1275/3 (1975) S.112-6
  
- /15/ D.S.Dutt, R.B.Baker, S.A.Chastain  
Modeling of the Fuel-Cladding Post Irradiation GAP in Mixed Oxide Fuel Pins.  
Trans.Am.Nucl.Soc. 17 (1975) 175
  
- /16/ K.D.Closs  
Kriechverhalten von Hüllmaterialien für schnelle Na-gekühlte Reaktoren  
KFK 1400 (1971) S.263
  
- /17/ I.Müller  
Ergebnisse der FR 2-Loop VG 5  
In Vorbereitung
  
- /18/ P.Weimar, H.Steiner, H.v.d.Boorn  
BR 2 Kapselversuchsgruppe Mol 8-C - Zerstörungsfreie Nachuntersuchung -  
KFK 2306 (1976)
  
- /19/ M.Heck  
Anfahrbedingungen des BR 2 (1976)  
unveröffentlicht
  
- /20/ W.Dienst, H.Zimmermann  
UO<sub>2</sub>-PuO<sub>2</sub>-Brennstab-Kapselbestrahlungen der Versuchsgruppe Mol 8B und C. Auswertung von Mess- und Nachuntersuchungsergebnissen  
KFK 2355 (1976)
  
- /21/ Stahl und Eisen-Prüfblatt, April 1968
  
- /22/ Stahl und Eisen-Prüfblatt, Februar 1969



- /23/ H.Többe  
Der Brennstabcode IAMBUS (1973)  
unveröffentlicht
- /24/ J.I.Bramman, H.J.Powell  
Redistribution of Fuel and Fission Products in Irradiated  
Fuel Pins  
J.Br.Nucl.Energy Soc. (1975), 14, Jan. No 1, S.63-75
- /25/ W.Dienst, G.Ondracek  
Auswertung der Untersuchungsergebnisse an den bestrahlten  $\text{UO}_2\text{-PuO}_2\text{-}$   
Brennstäben der Versuchsgruppe FR 2-4a  
KFK 1727 (1973) S.67
- /26/ H.L.Gehr  
Datensammlung zur Kernelementauslegung (1973)  
unveröffentlicht
- /27/ A.Padel, Ch.de Novion  
J.Nucl.Mat. 33 (1969) S.40
- /28/ D.Brucklacher  
In-pile Kriechversuche an porösem  $\text{UO}_2\text{-PuO}_2\text{-Brennstoff}$   
KFK 1273/3 (1972), S.112-31

Anhang

Zusammenstellung der verwendeten Materialdaten

1. Linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient /21/

$$\alpha (T) = 17 \cdot 10^{-6} + 2 \cdot 10^{-9} T$$

$$350^{\circ}\text{C} \leq T \leq 800^{\circ}\text{C}.$$

2. Streckgrenze  $\sigma_{o,2}$ , unbestrahlt /22/

$$\sigma_{o,2} \left[ \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \right] = 235,5 - 0,2205 \cdot T + 12,27 \cdot 10^{-5} T^2$$

$$250^{\circ}\text{C} \leq T \leq 800^{\circ}\text{C}.$$

3. Elastizitätsmodul /22/

$$E \left[ \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \right] = 2,157 \cdot 10^5 - 98,1 T$$

$$0^{\circ}\text{C} \leq T \leq 1000^{\circ}\text{C}.$$

4. Thermisch aktiviertes Kriechen /23/

$$\dot{\epsilon} \left[ \frac{1}{\text{s}} \right] = 6,625 \cdot 10^{-4} \cdot \exp(-25850/T) \cdot \left( \frac{\sigma}{100} \right)^{2,50}$$

$$[\sigma] : \frac{\text{MN}}{\text{m}^2}; \quad [T] = \text{K}.$$

5. Thermische Ausdehnung, Oxidbrennstoff

$$\epsilon_{\text{th}} = 4,36 \cdot 10^{-4} + 6,793 \cdot 10^{-6} \cdot T + 2,92 \cdot 10^{-9} \cdot T^2 \quad /26/$$

$$0 < T < 2800^{\circ}\text{C}$$

6. Elastizitätsmodul, Oxidbrennstoff

$$E \left[ \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \right] = 22,5 \cdot 10^4 \left( 1 - 0,5 \frac{T}{T_s} - 0,2 \frac{T^2}{T_s^2} \right) \cdot (1 - 2,3 \cdot p) \quad /27/$$

$$0 < T < T_s = 2800^\circ\text{C}$$

$$0 < p < 0,3 \quad \text{Brennstoffporosität}$$

7. Bestrahlungsinduzierte Kriechgeschwindigkeit, Oxidbrennstoff

$$\dot{\epsilon} \left[ \frac{1}{\text{n}} \right] = 5,6 \cdot \sigma \left[ \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \right] \cdot \dot{S} \cdot (1 + 1250 p^2) \quad /28/$$

$$\dot{S} : \text{Spaltungsrate in } 10^{-9} \text{ Spaltungen/schw.At}\cdot\text{sec}$$

$$p : \text{Brennstoffporosität } (0 < p < 0,2)$$

Tab. 1: Bestrahlungsdaten und Hülldehnung von Brennstäben der FR 2-Versuchsgruppe 4b  
(Stabdmr. 6 mm, Hülldicke 0,38 mm, Brennstoffdmr. 5,1 mm, Brennstoffdichte  
90%/84% TD, Hüllmaterial 1.4988)

KVE	Stab/TE- Pos.	A MWd/kgM	AD/D <sub>gem.</sub> %	$\bar{\chi}$ W/cm	$\chi_{\max.}$ W/cm	$\Sigma\Delta\chi$ W/cm	TH <sub>max.</sub> °C
47	2/4	87,4	1,4	321	496	503	574
	3/6	85,5	0,9	313	443	312	520
	4/7	85,3	0,5	313	417	128	520
48	5/2	78,3	1,4	324	466	392	543
	7/4	83,8	1,0	346	450	256	527
	8/6	74,3	0,7	309	423	298	500
	9/7	79,1	0,3	331	424	174	500
49	10/4	123,8	1,0	342	545	683	625
	12/6	110,4	0,8	309	476	393	554
	11/7	100,0	0,6	278	535	93	616
56	16/3	64,9	0,5	358	471	223	593
	17/5	62,7	0,15	349	463	142	585
	18/7	60,4	0,2	337	442	59	560
57	19/2	91,2	0,6	332	428	583	539
	20/5	87,8	0,4	321	426	307	542
	21/7	81,8	0,15	298	398	148	509
58	22/2	85,5	0,5	279	591	164	722
	23/5	109,1	0,4	352	529	244	661
	24/7	109,5	0,3	303	548	133	684

Tab. 2: Bestrahlungsdaten und Hülldéhnung von Brennstäben der FR 2-Versuchsgruppe 5b  
 (Stabdmr. 4,7 mm, Hülldicke 0,3 mm, Brennstoffdmr. 4 mm, Brennstoffdichte  
 86,2% TD, Hüllmaterial 1.4988)

KVE	ST/TE	A MWd/kgM	AD/D %	$\chi$ mittl.W/cm	$\chi$ max.W/cm	$\Sigma\Delta\chi$ W/cm	$T_H$ max. °C
77	2/3	118,4	1,00	388	498	394	470
	3/5	112,8	0,36	371	462	161	440
	4/7	110,1	0,15	361	452	34	421
80	5/2	111,3	0,90	345	442	644	423
	6/5	115,9	0,64	358	475	510	452
	7/7	115,9	0,53	358	469	271	446
81	1/2	86,9	0,77	351	475	406	515
	8/5	95,8	0,49	382	478	266	451
	9/7	90,6	0,15	361	410	99	395
82	10/2	85,2	0,87	339	434	429	448
	11/5	91,1	0,60	364	466	320	421
	12/7	92,6	0,34	369	456	168	434

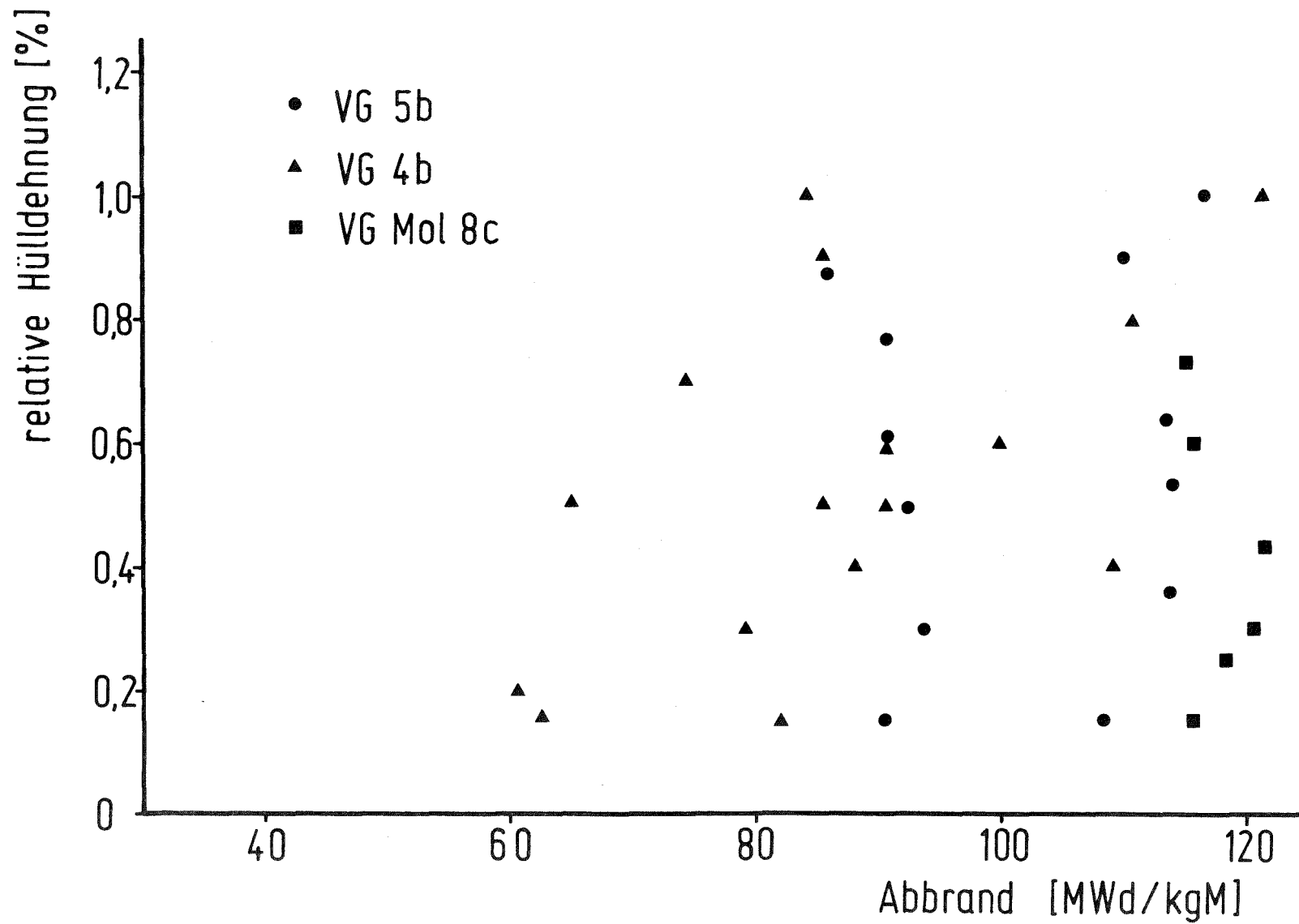


Abb.1

Gemessene Hüllaufweitung in FR2-BR2 (Mol)- Bestrahlungsexperimenten

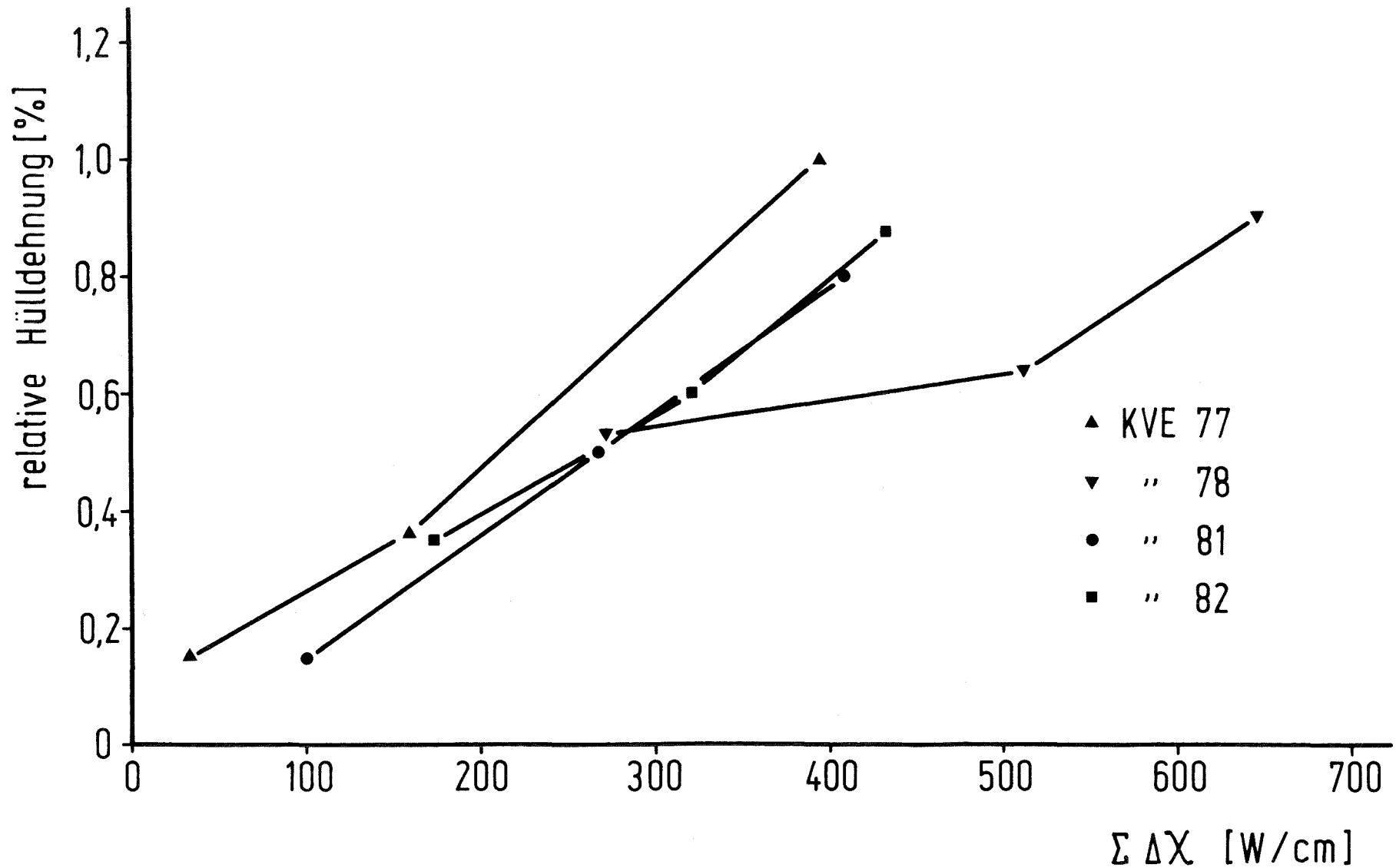


Abb. 2 Gemessene Hüllaufweitungen der KVE 77, 78, 81 und 82 (VG 5b) aufgetragen über der Summe pos. Stableistungsänderungen.

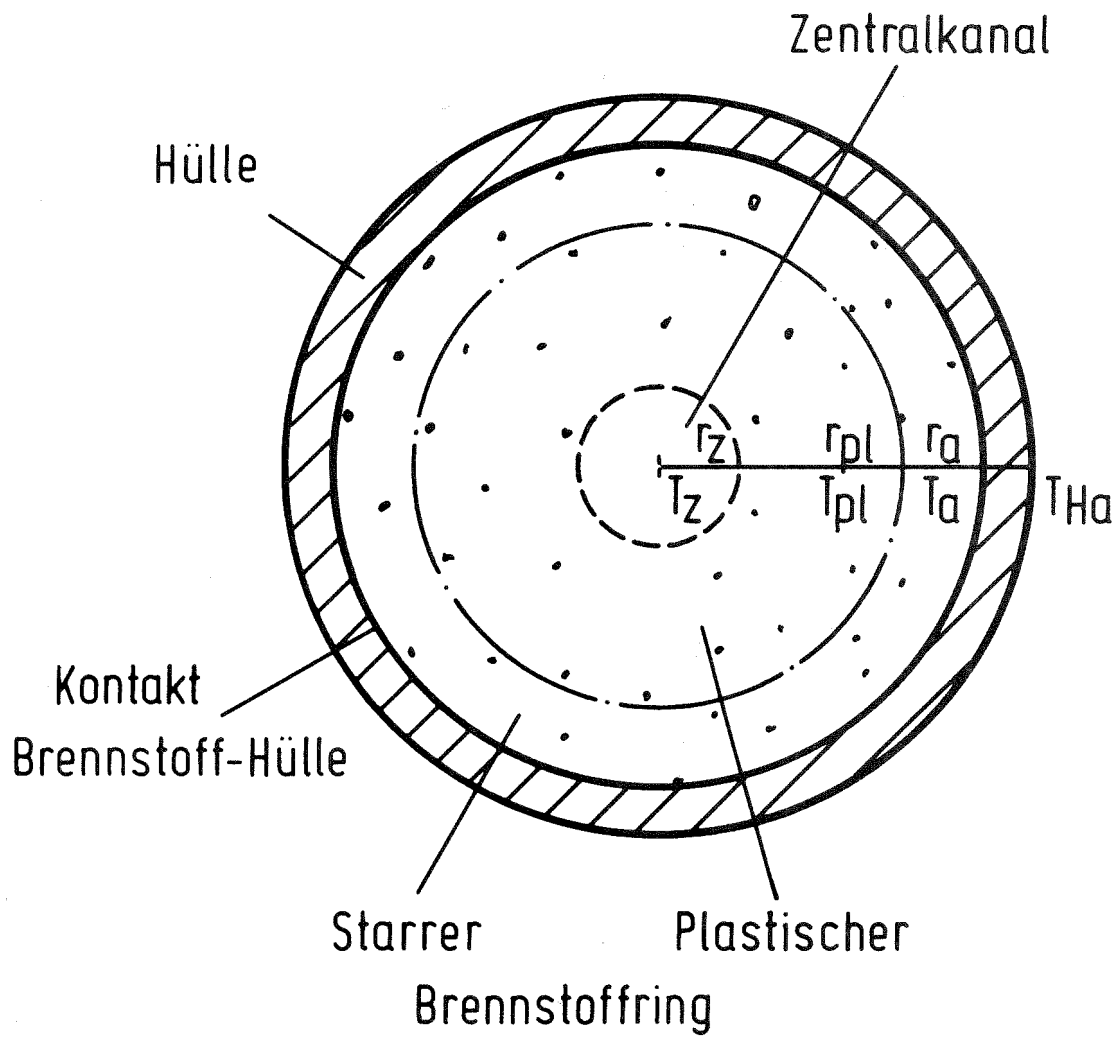


Abb.3 Zweizonenmodell des Brennstabes



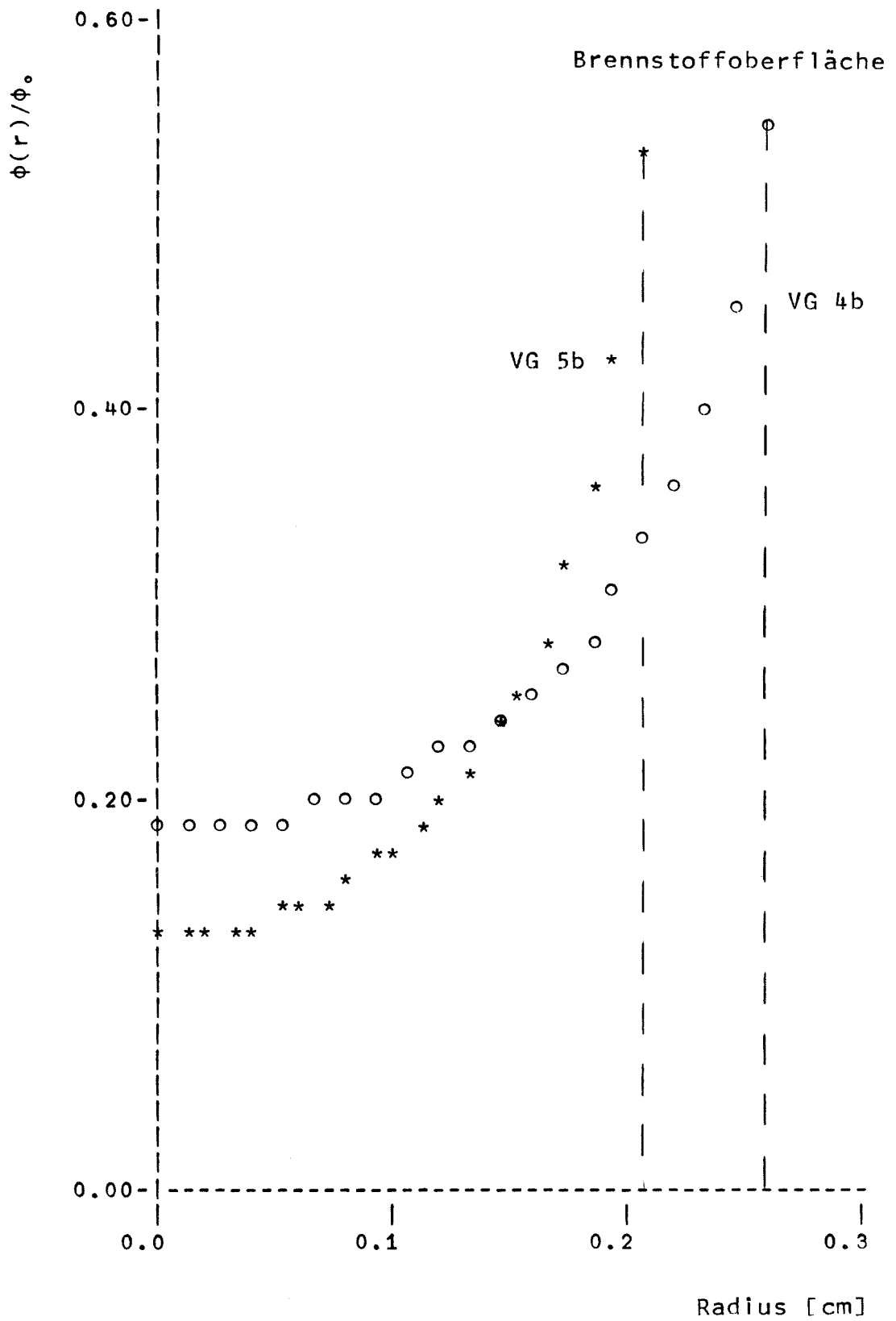


Abb.4. Verhältnis des radiusabhängigen Neutronenflusses  $\phi(r)$  vom ungestörten Neutronenfluss  $\phi_0$  in Stäben der FR2-Versuchsgruppen 4b und 5b ohne Zentralkanal.

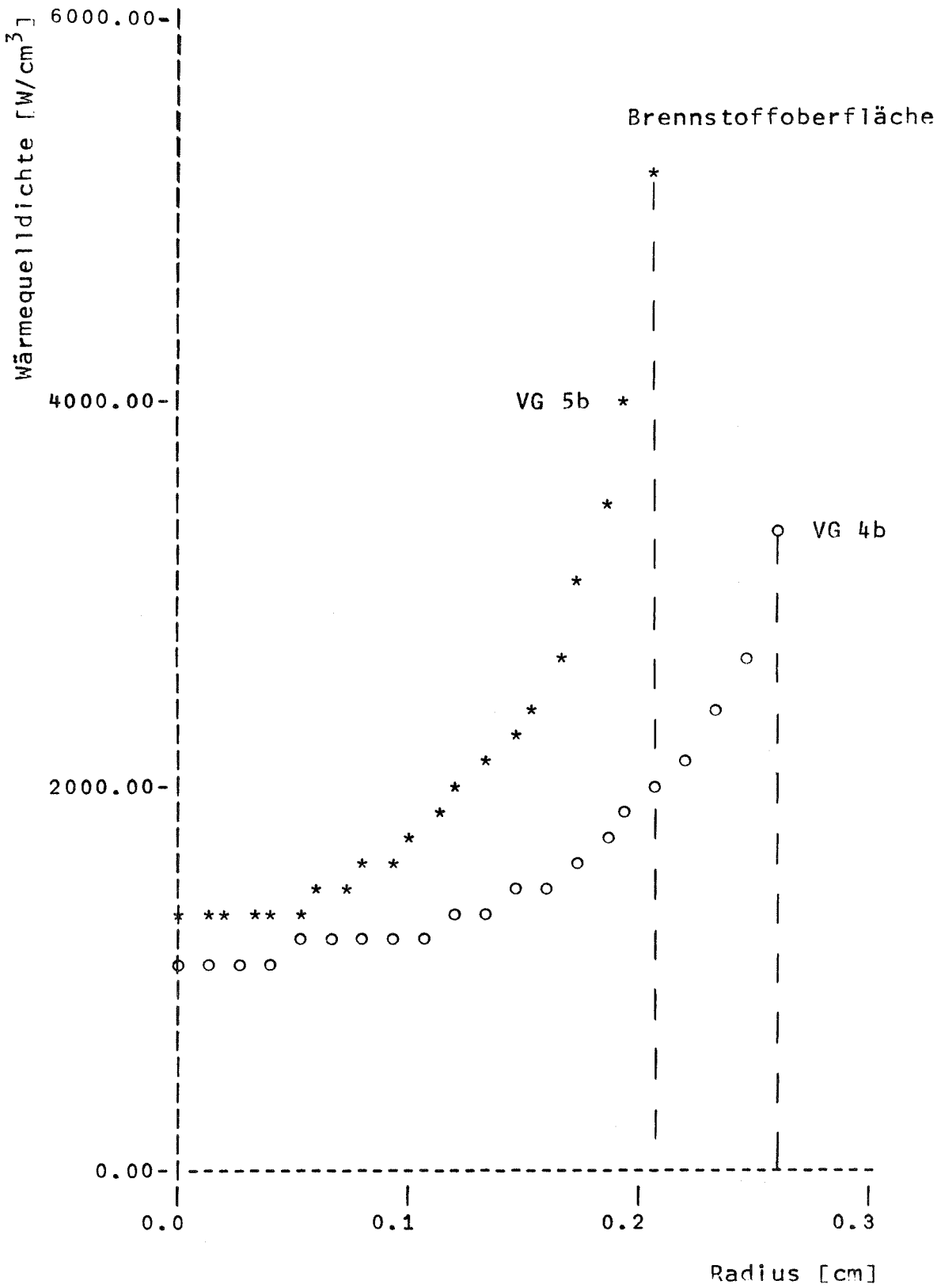


Abb.5 Radialer Wärmequellichte Verlauf in den Stäben der Versuchsgruppen 4b und 5b bei 350W/cm Stableistung, ohne Zentralkanal.

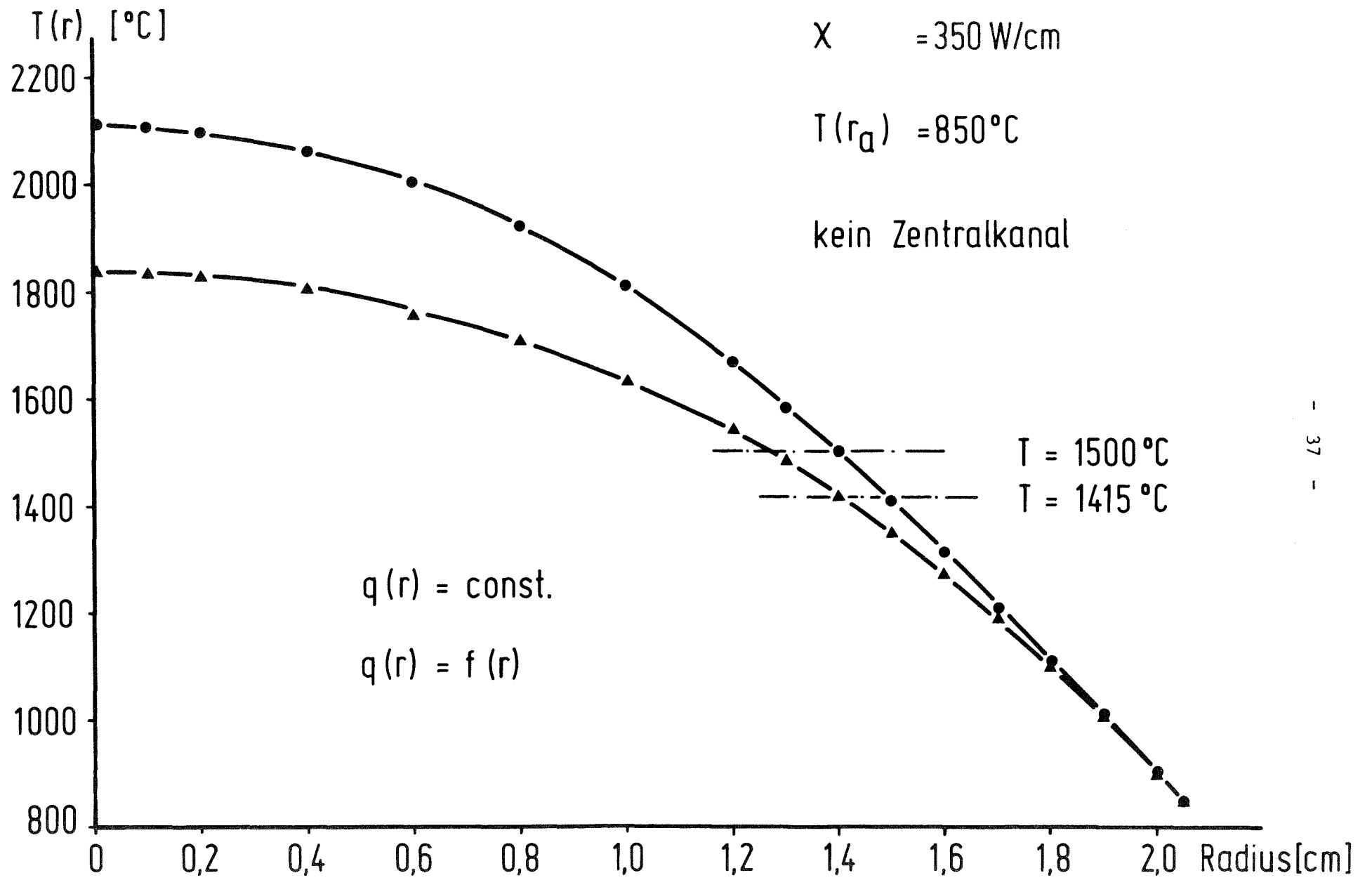


Abb.6 Berechnete Temperaturverteilung in einem VG 5b Brennstab mit und ohne Flußabsenkung

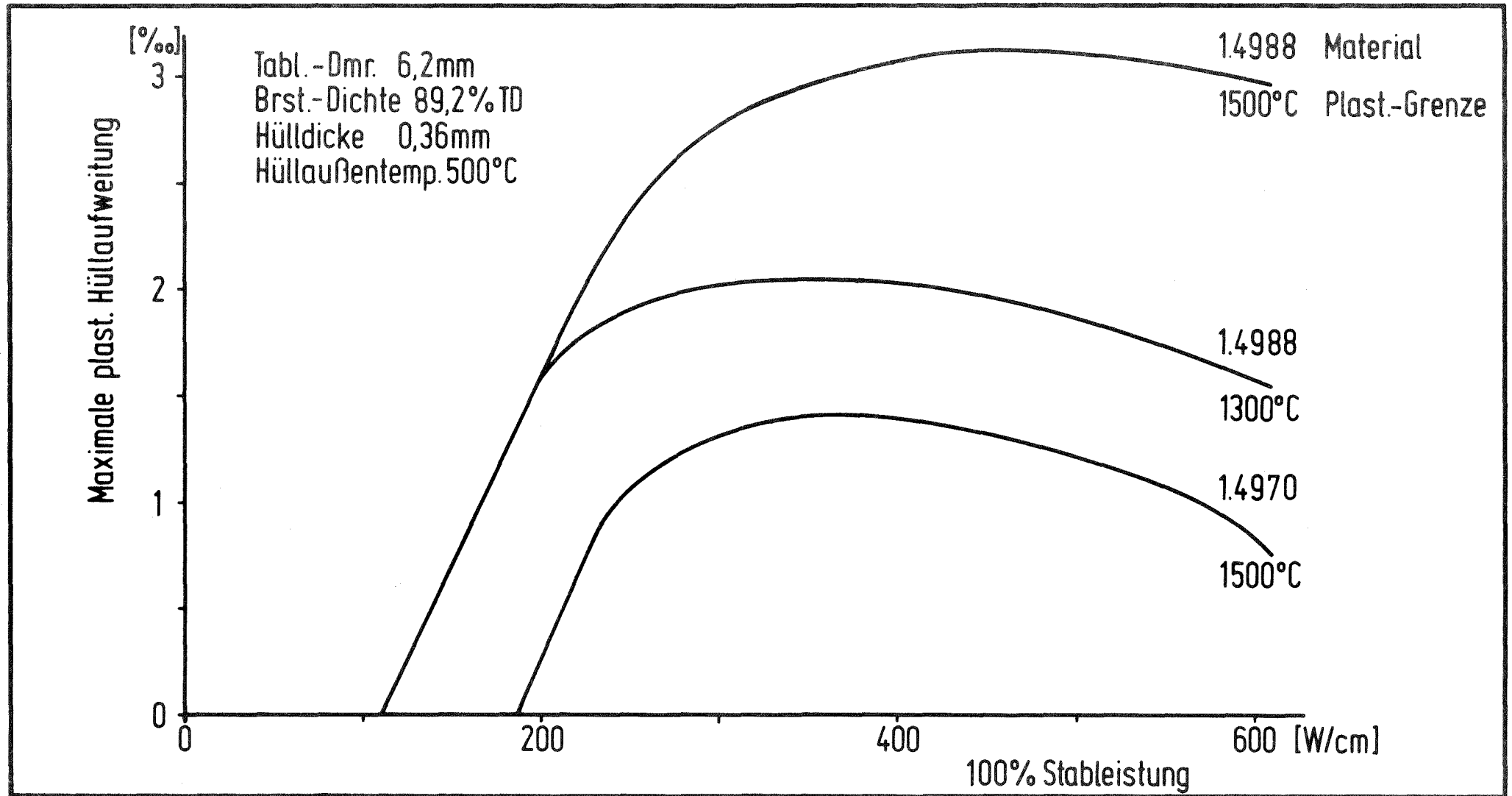


Abb. 7

Maximale plast. Hüllaufweitung eines  $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstabes bei Wiedererhöhung der Stableistung von 70% auf 100%, berechnet aus der therm. Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle, als Funktion der Stableistung.  
Parameter: Hüllmaterial und Plastizitätsgrenze des Brennstoffs.

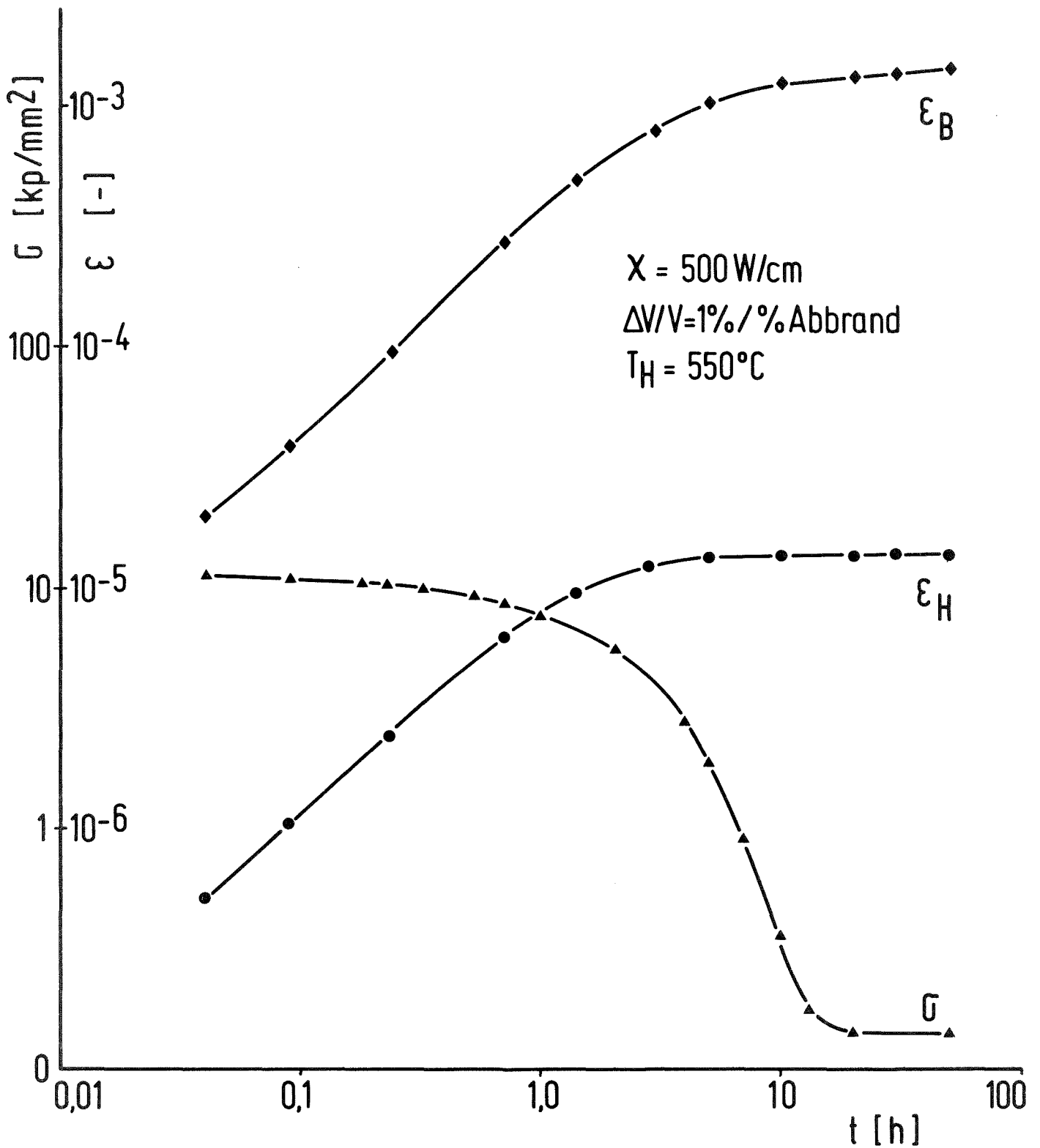


Abb. 8 Abnahme der Hüllspannung von 75% der Streckgrenze auf die Gleichgewichtsspannung durch Kriechverformung von Brennstoff  $\epsilon_B$  und Hülle  $\epsilon_H$

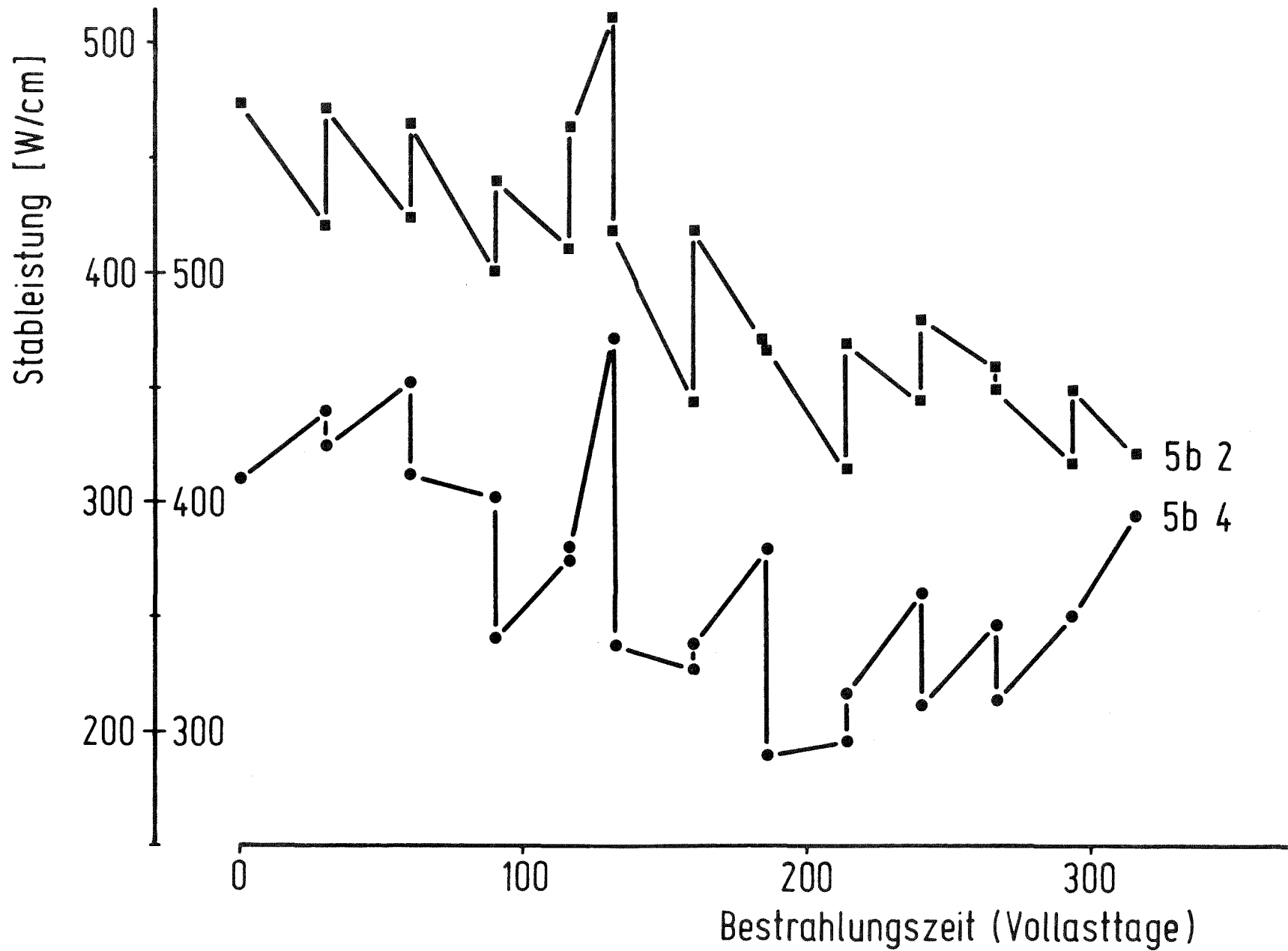


Abb. 9 Stableistungsverlauf der Prüflinge 5b 2 und 5b 4 aus dem KVE 77

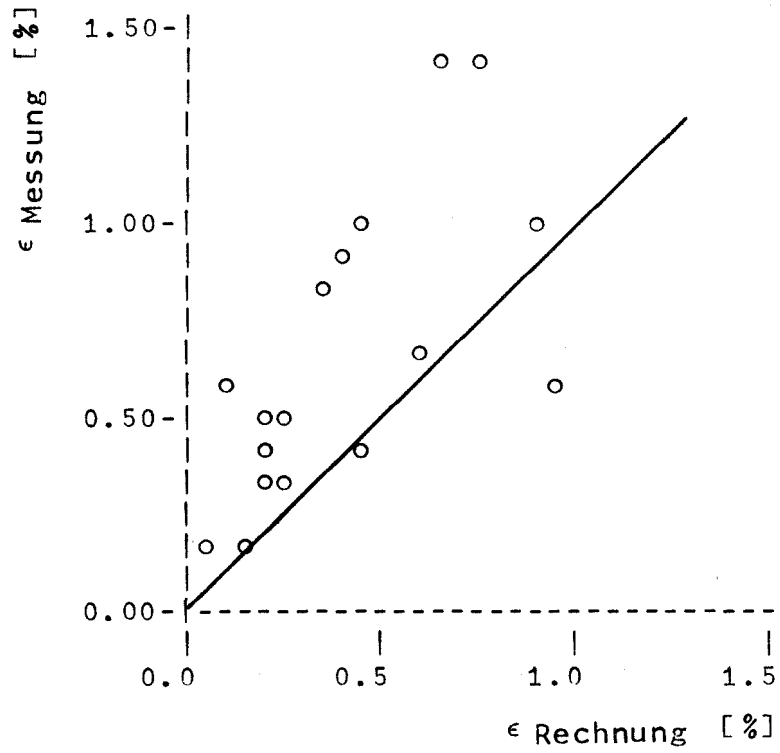


Abb.10

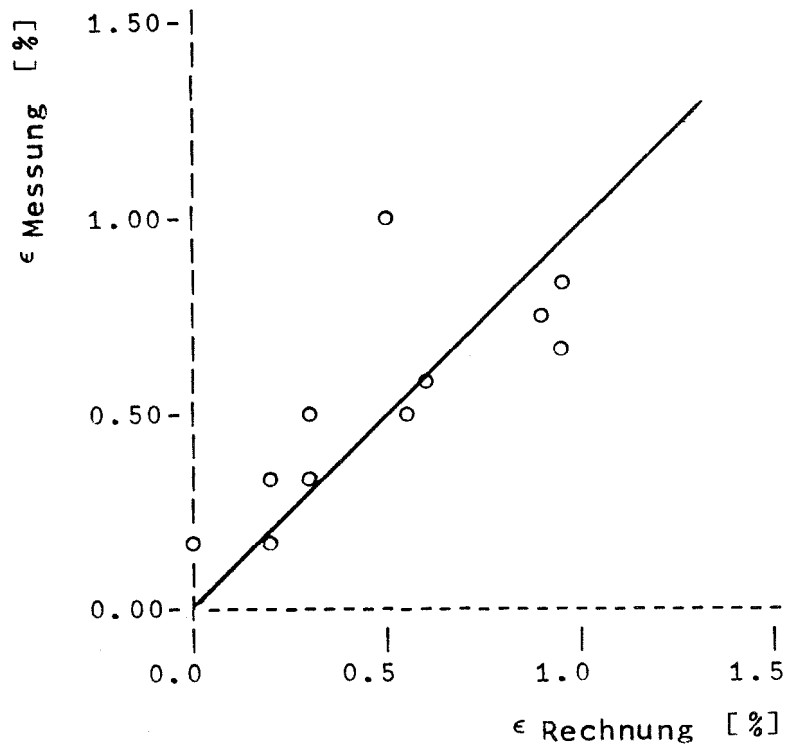


Abb.11 Vergleich berechneter und gemessener Hülldehnungen der Versuchsgruppen 4b (Abb.10) und 5b (Abb.11)

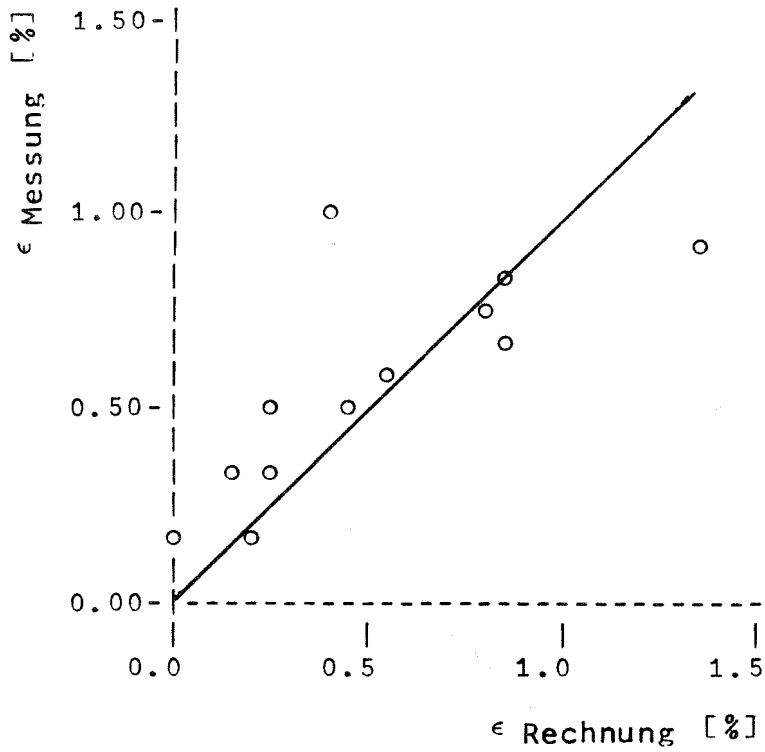


Abb.12 Hülldehnungen für die Versuchsgruppe 5b, errechnet mit auf 1450°C erniedrigter Plastizitätstemperatur

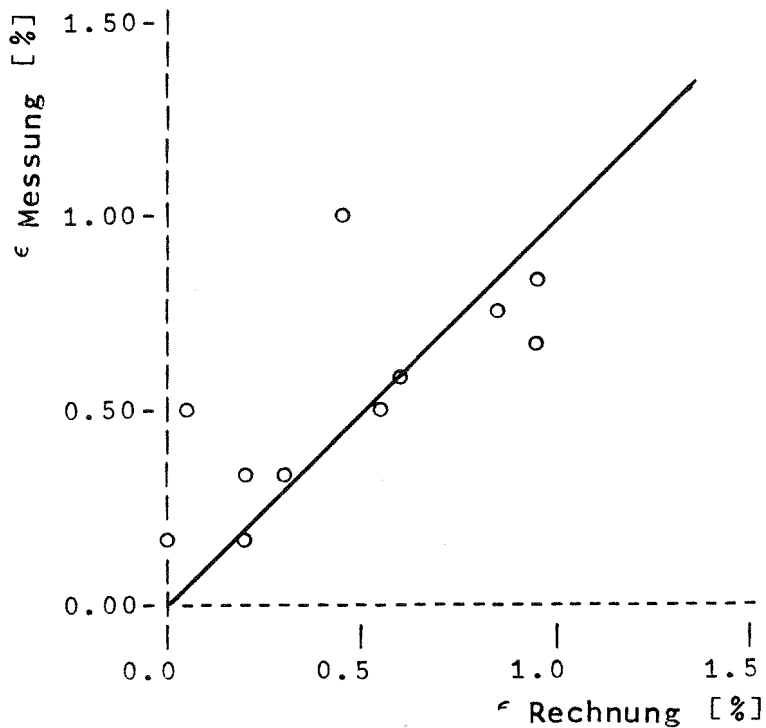


Abb.13 Hülldehnungen in der Versuchsgruppe 5b, berechnet mit einem auf 0,8W/cm<sup>2</sup>K erniedrigten Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Brennstoff und Hülle.



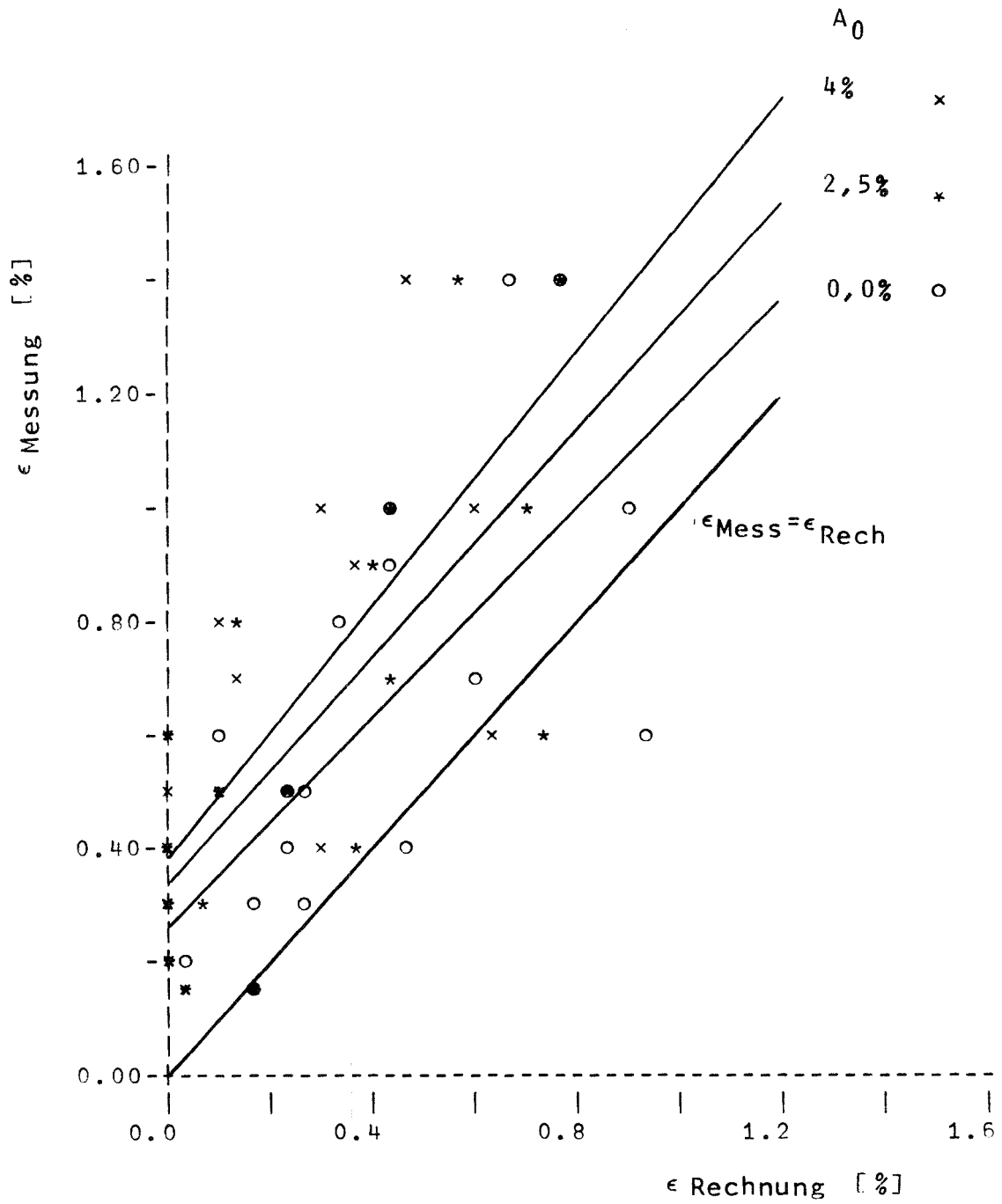


Abb.14 Vergleich gemessener und berechneter Hülldehnungen von Stäben in der Versuchsgruppe 4b mit verschiedenen Werten für die Abbrandschwelle für den Brennstoff-Hülle-Kontakt.

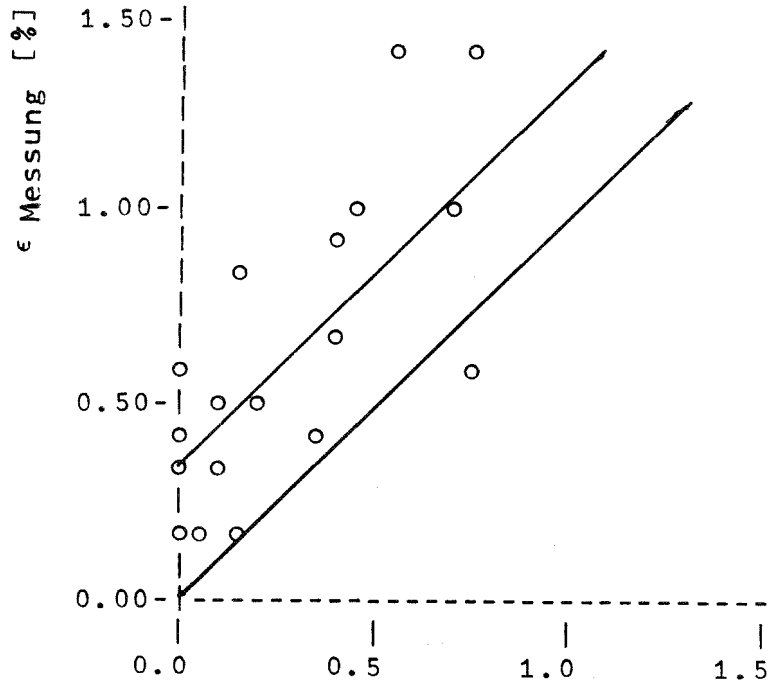


Abb.15

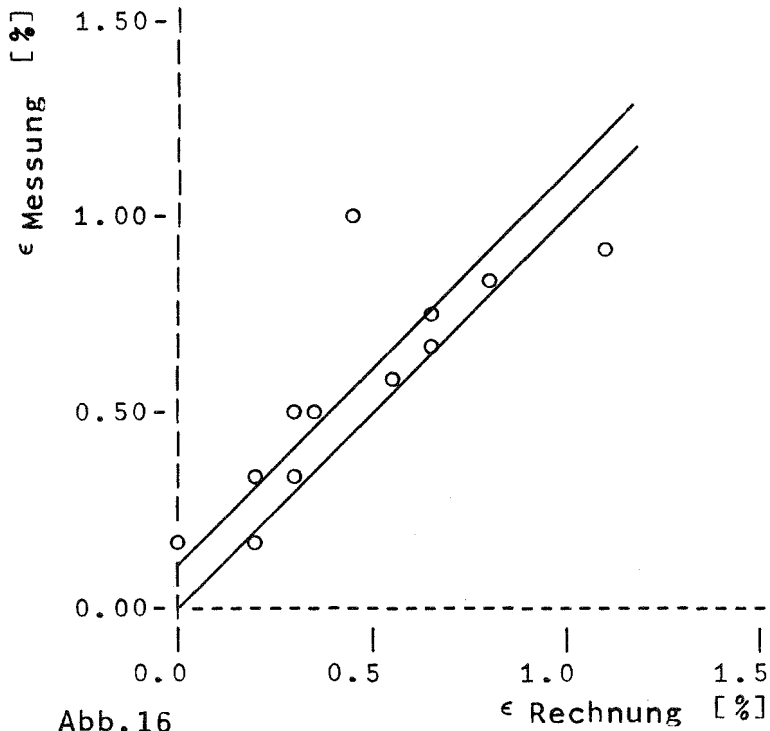


Abb.16

Hülldehnungen in der Versuchsgruppe 4b (Abb.15) und 5b (Abb.16), berechnet mit einer Abbrandschwelle von 2,5%

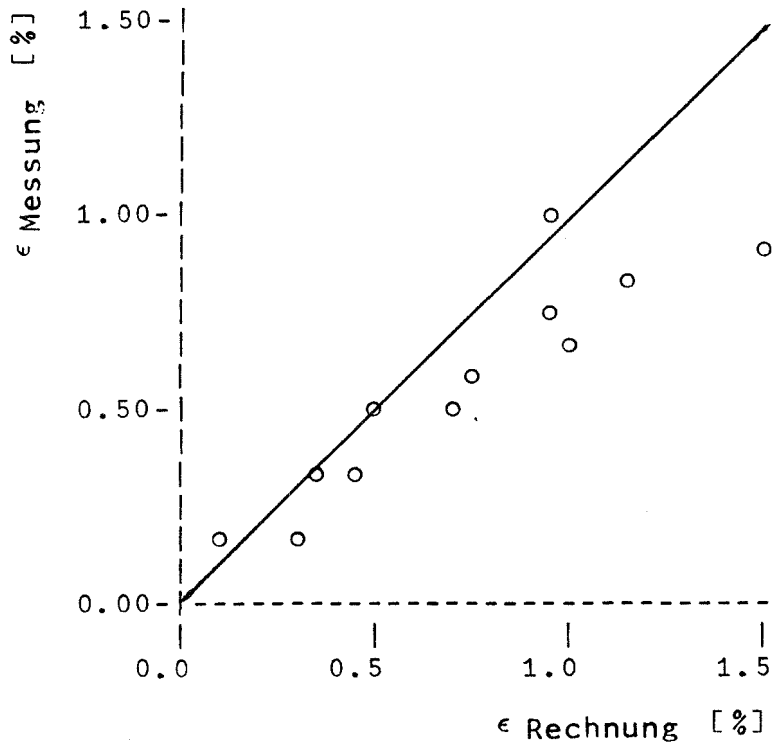


Abb.17

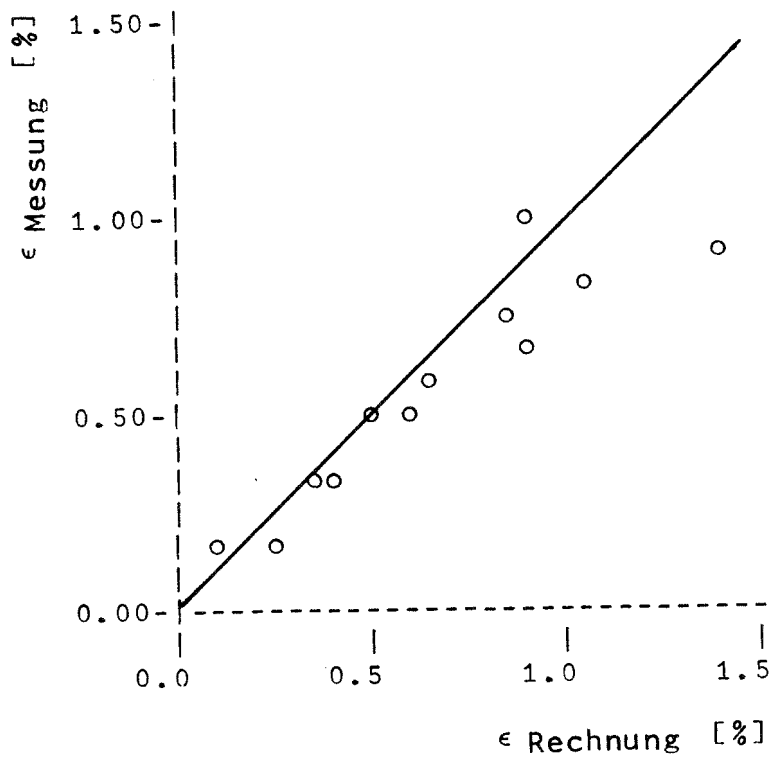


Abb.18

Hülldehnungen in der Versuchsgruppe 5b, berechnet unter Berücksichtigung eines Rissbetrages mit  $\beta=0,12$  (Abb.17) und  $\beta=0,08$  (Abb.18)

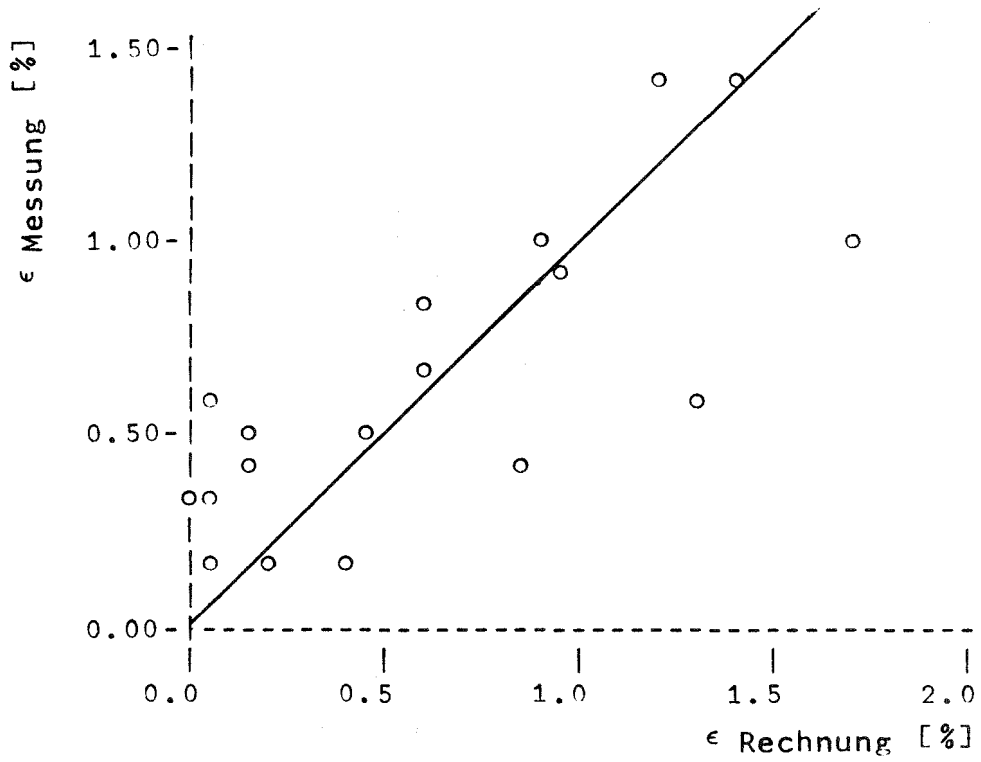


Abb.19

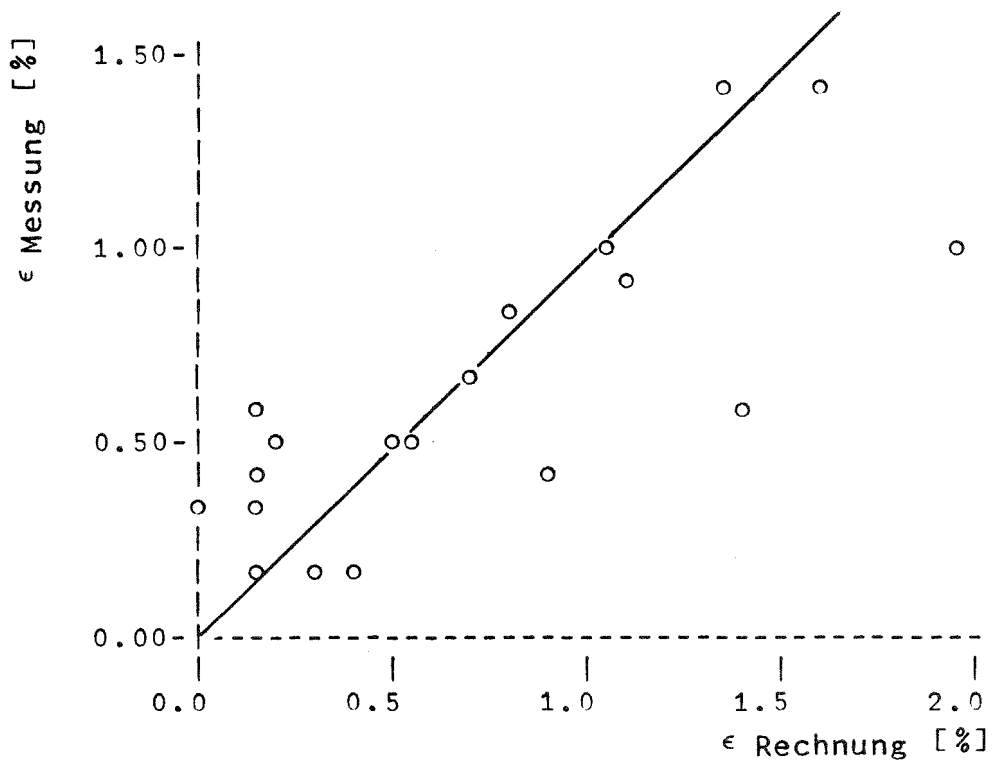


Abb.20

Hülldehnungen in der Versuchsgruppe 4b, berechnet unter Berücksichtigung eines Rissbetrages mit  $\beta=0,32$  (Abb.19) und  $\beta=0,40$  (Abb.20)

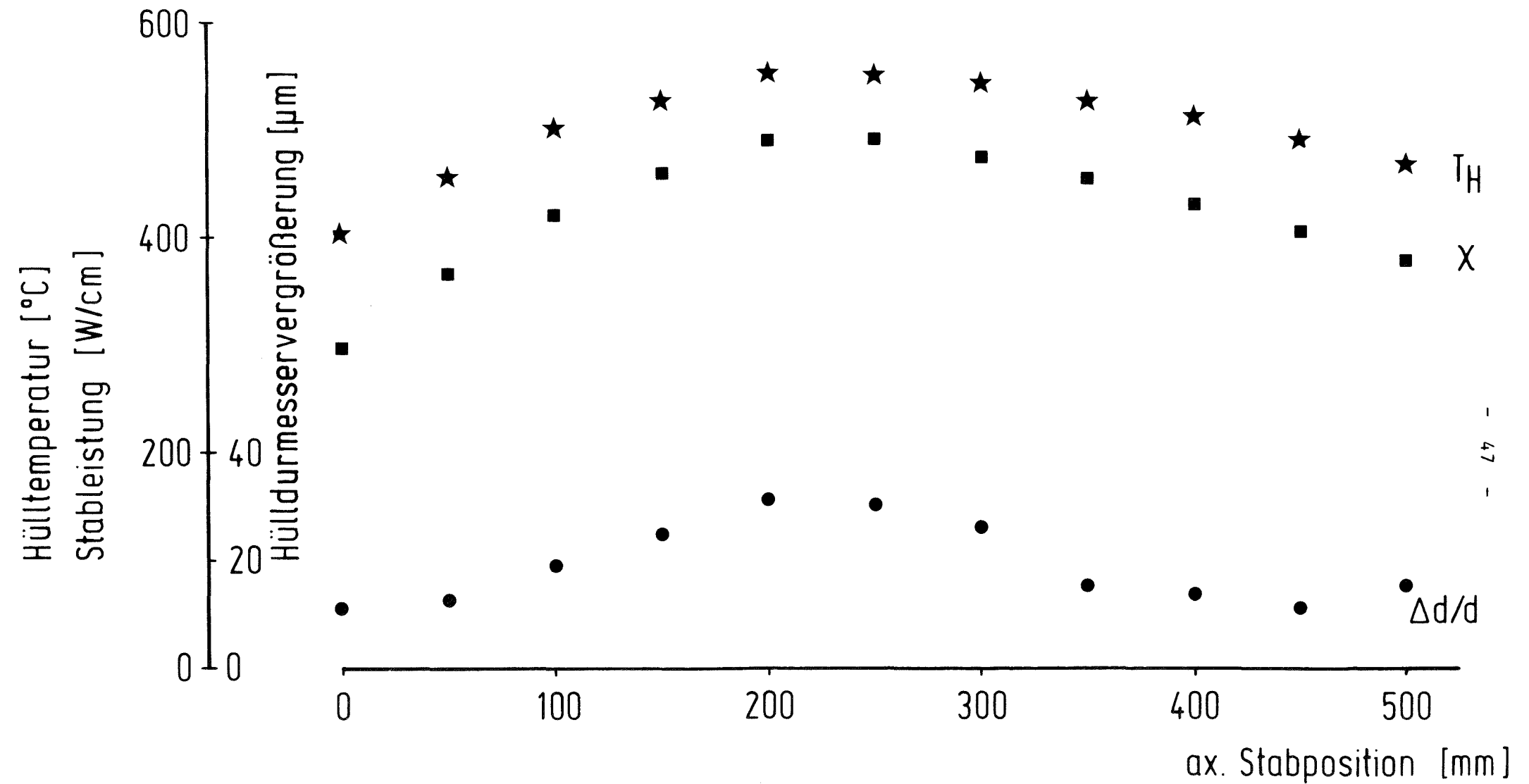


Abb. 21 Zeitl. gemittelttes axiales Stableistugs-, Hülltemperatur- und Dehnungsprofil im Brennstab - Bestrahlungs - Experiment Mol 8C - 5. Max. Abbrand 10,7%

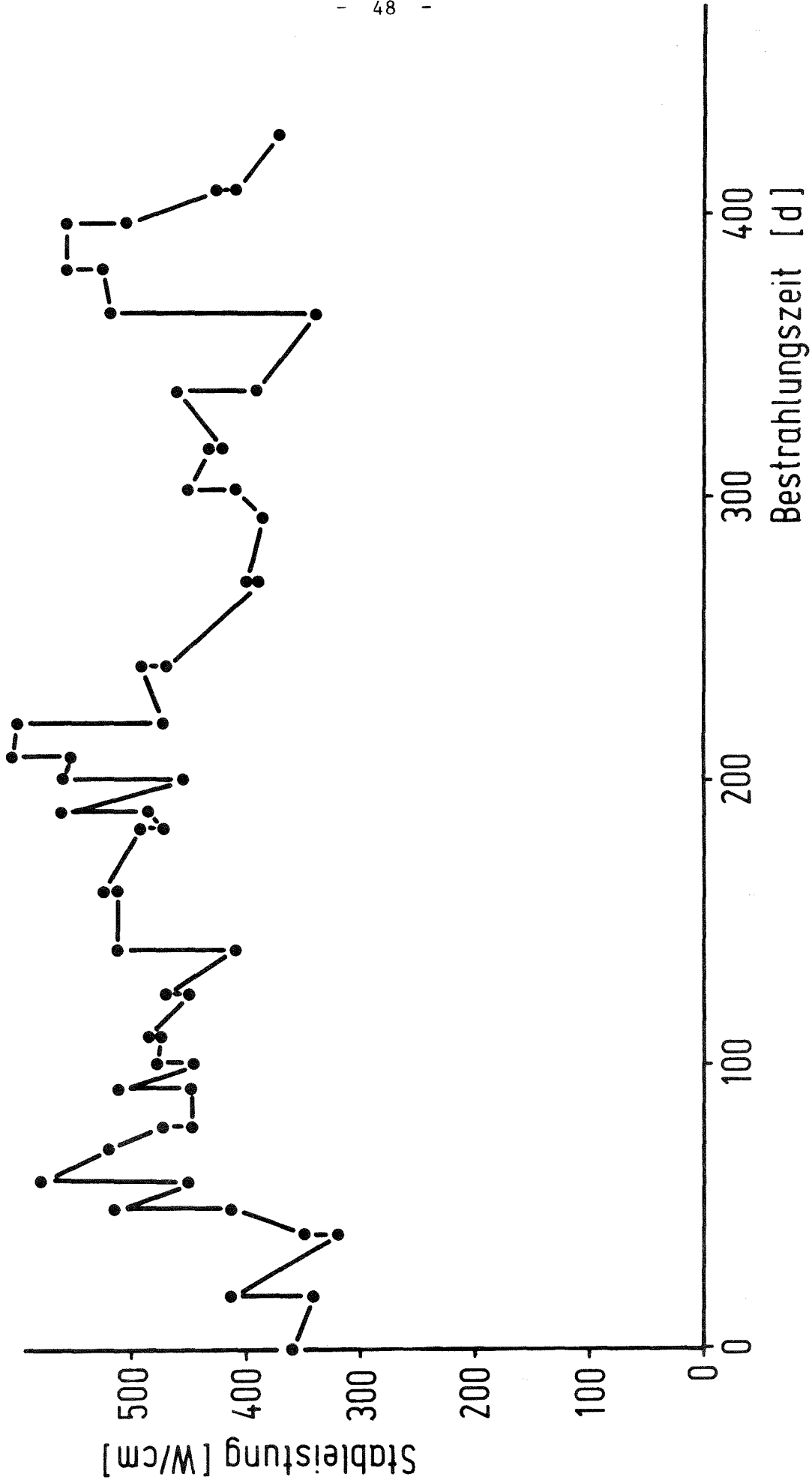


Abb. 22 Brennstab Mol 8C-5 Stableistungsverlauf in Pos. -90mm

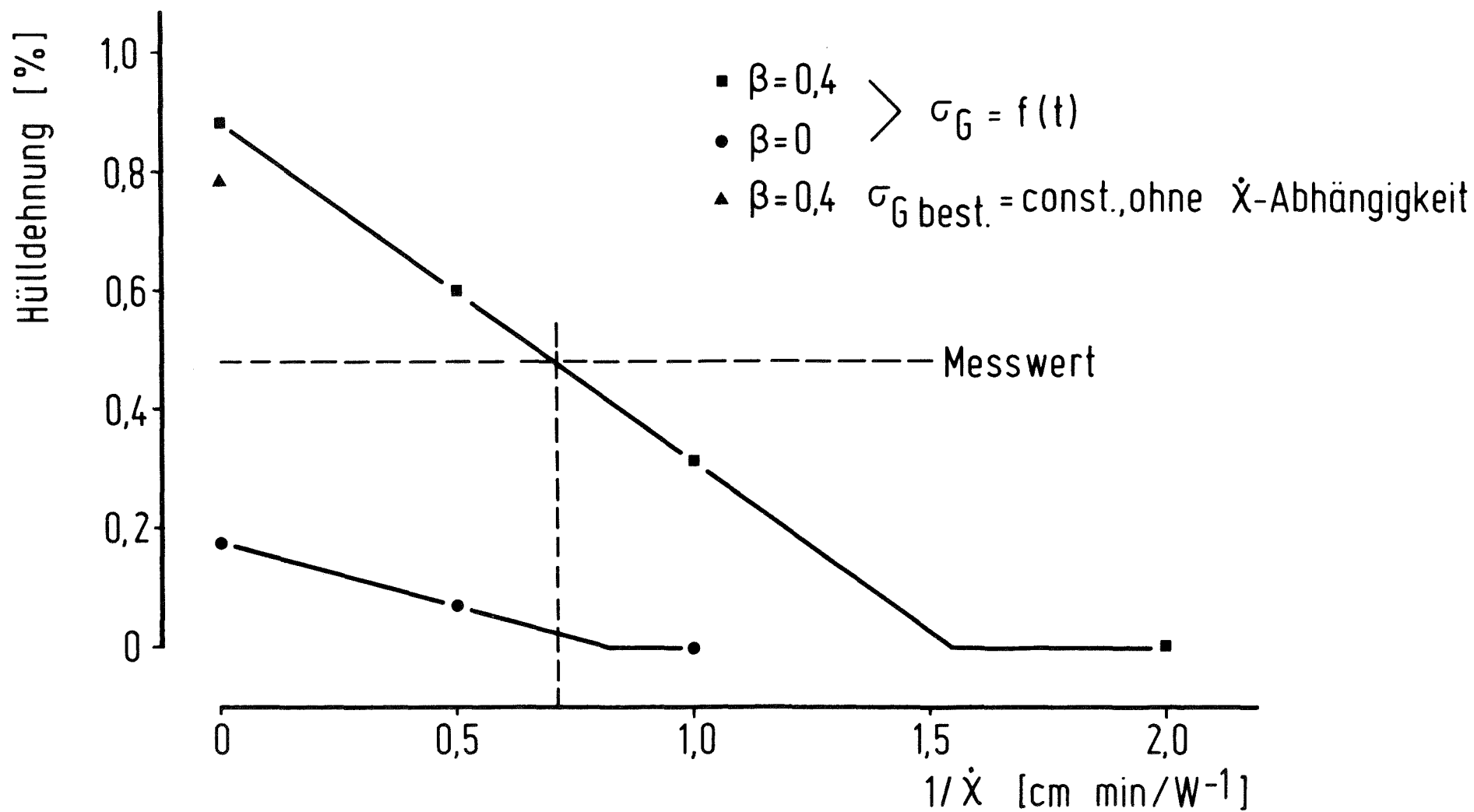


Abb.23 Hüllaufweitung des Brennstabes Mol 8C-5 (Pos. „-90mm“) als Funktion der Anfahrzeit in verschiedenen Rechenmodellen