

KERNFORSCHUNGSZENTRUM

KARLSRUHE

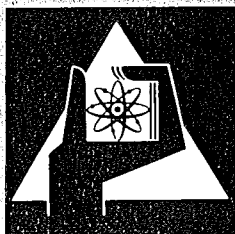
Februar 1974

KFK 1913

Projekt Schneller Brüter

**Modelltheoretische Analyse der Brennstabbelastungen
durch zyklischen Leistungsbetrieb anhand des experimentellen
Datenmaterials der KVE Vg. 4a, 4b, 5b und Mol 8B**

A. Gerken



**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 1913

Projekt Schneller Brüter

Modelltheoretische Analyse der Brennstabelastungen
durch zyklischen Leistungsbetrieb anhand des experimentellen
Datenmaterials der KVE Vg.4a, 4b, 5b und Mol 8B

von
A. Gerken

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe

KURZFASSUNG

Modelltheoretische Analyse der Brennstabbelastungen durch zyklischen Leistungsbetrieb anhand des experimentellen Datenmaterials der KVE Vg. 4a, 4b, 5b und Mol 8B

Diese Arbeit versucht ein vertieftes Verständnis für die Vorgänge bei der mechanischen Wechselwirkung von Brennstoff und Hülle im Lastwechsel- und zyklischen Betrieb zu gewinnen. Das umfangreiche Datenmaterial der FR2-KVE Vg. 4a, 4b und 5b weist z.T. sehr große Stabaufweitungen aus, deren Ursachen offenbar allein im Lastwechsel- und zyklischen Betrieb zu suchen sind. Es wird eine Modellanalyse durchgeführt, die die einzelnen Zusammenhänge aufhellen kann. Daraus werden Hinweise für die Stabauslegung und den Reaktorbetrieb mit dem Ziel abgeleitet, daß derartige Belastungen unterbunden werden.

ABSTRACT

Analysis of fuel rod stress under power cycling - evaluation of experimental data from FR2 capsule experiments No. 4a, 4b, 5b and BR2 experiment Mol 8B as compared to a theoretical model

This study tries to explain the mechanical interactions between fuel and cladding more fundamentally. In the fuel rod irradiation program in the thermal reactor FR2, many pins have reached high burnups without any failure, but with large diameter increase (1,0 - 2,5 % $\Delta d/d$). The reasons apparently were given by power changes in the pins, during operation. A modeling analysis explains, that only the non-steady state conditions create these large diameter increases. With a computer code all the parameters in this field were analysed. Thus, at the end of this paper a fuel design and irradiation conditions are described, which may bring down the mechanical interactions to zero.

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
0. Zusammenfassung	1
1. Einleitung	3
2. Zusammenstellung der Meßdaten	5
3. Entwicklung eines Wechselwirkungsmodells	8
4. Kalibrierung des Grundmodells am experimentellen Datenmaterial der FR2-KVE Vg. 4b	15
5. Weiterentwicklung des Rechenprogrammes PAUK	18
6. Programmliste	27
7. Erste Anwendungsrechnungen - Diskussion der Ergebnisse	28
8. Schlußfolgerungen	37
9. Literaturhinweise	38
10. Abbildungen	40

0. ZUSAMMENFASSUNG

Aufgrund neuerer Arbeiten ist die mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle offenbar in erster Linie durch den instationären Teil der Bestrahlungsgeschichte (Zyklen, Laständerungen) bestimmt. Bisher hatte man die mechanische Wechselwirkung vorwiegend auf den Brennstoffschwelldruck zurückgeführt, der jedoch nach heutigem Wissen bei U/PuO₂-Brennstoff und Dichten unterhalb 90 % TD vernachlässigbar ist (wegen der hohen strahleninduzierten Kriechgeschwindigkeit).

Im FR2 und BR2 wurden in den letzten Jahren über 50 U/PuO₂-Brennstoffstäbe bis zu Abbränden von 120.000 MWd/tM in Kapseln bestrahlt, die ganz beträchtliche Hüllrohraufweitungen aufweisen, z.T. über 2 % $\Delta d/d$ (Abb. 1u.2). Weder der Spaltgasdruck noch der Brennstoffschwelldruck können dafür die Ursache sein. Die vorliegenden Ergebnisse decken sich gut mit entsprechenden amerikanischen Arbeiten der letzten Jahre.

Schon die erste Durchsicht der Meßprotokolle erhärtete die Vermutung, daß es sich bei den Hüllaufweitungen um rein zyklische Effekte handeln muß. Bei mehreren Kapseln gab es nämlich, trotz identischer Brennstäbe, Zyklenzahl und Bestrahlungszeit, trotz fast gleicher mittlerer Stableistung und Endabbrand der einzelnen Stäbe einer Kapsel, sehr oft große Unterschiede in deren Hüllaufweitungen (z.B. 0,4 %; 1,2 % und 2,5 % $\Delta d/d$). Die Ursache dafür kann nur in dem einzigen Unterschied, nämlich dem zeitlichen Verlauf der Stableistung innerhalb der Zyklen gesucht werden.

Zur Aufklärung dieser Zusammenhänge, wurde das Rechenprogramm PAUK (plastische Aufweitung der Hülle durch zyklische Belastung) entwickelt. Es vergleicht die thermischen Dehnungen von Brennstoff und Hülle vor und nach einer Abschaltphase als Funktion von der Stableistung und anderen das Temperaturprofil bestimmenden Größen und ermittelt dann die plastische Hüllaufweitung unter Berücksichtigung der Rißstruktur im Brennstoff, der elastischen Dehnungsgrenzen von Brennstoff und Hülle, der Kriechfähigkeit des Brennstoffes und des Anfahrzeitschemas für den Zyklus. Die Entwicklung und Kalibrierung der Teilmodelle erfolgte am experimentellen Material der KVE-Vg.4 (ca. 35 Stäbe mit Abbränden von 50 - 120.000 MWd/tM).

Die Computeranalyse zeigte, daß offenbar die folgenden Parameter das Ausmaß der mechanischen Wechselwirkung entscheidend prägen:

1. Die Stableistung

Ist sie nach dem erneuten Start höher als vor der Abschaltung, dann folgt daraus eine verstärkte Wechselwirkung Brennstoff/Hülle.

2. Der Wärmeübergang Brennstoff/Hülle

Jede Abschaltung verschlechtert den Wärmeübergang, besonders auch durch die neu hinzugekommenen peripheren Risse im Brennstoff. Dadurch kommt es beim Reaktorstart für eine gewisse Zeit lang zu einem überhöhten Temperaturprofil im Brennstoff, was seinerseits über die zusätzliche Brennstoffausdehnung zu einer mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle führt.

3. Die Rißbildung

Sie verhintert beim frischen Brennstoff praktisch jede stärkere mechanische Wechselwirkung (bis ca. 30.000 MWd/tM), da die einzelnen Bruchstücke in der Brennstoffrandzone noch nicht zu einem tragenden Brennstoffring zusammengewachsen sind. Andererseits wird durch die neuen Rißflächen (besonders die peripheren Risse) der Brennstoffradius vergrößert und damit kommt es beim erneuten Reaktorstart frühzeitig zu einer mechanischen Wechselwirkung von Brennstoff und Hülle (ab etwa 60 % Nennlast). Diese Neubildung von Rißvolumen bei jedem Abschaltvorgang ist jedoch nur dann gravierend, wenn vorher die alte Rißstruktur weitgehend ausgeheilt werden konnte. Deshalb muß der Abstand zwischen zwei Zyklen genügend groß sein (ca. 3.000 MWd/tM), damit bei jedem Zyklus neu eine mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle stattfinden kann.

4. Die Anfahrsgeschwindigkeit

des Reaktors nach erfolgtem Reaktorstop (oder Leistungsreduktion). Ist sie groß (im Bereich von Minuten von 0-100 % Nennlast), dann kann der Brennstoff seine größere thermische Ausdehnung nicht durch das Kriechen abbauen, der Brennstoff verhält sich elastisch/starr/plastisch. Im anderen Fall kommt ein gewisser Kriechbetrag hinzu, der u.U. ausreichen kann, um den gesamten Wechselwirkungsablauf unterhalb der elastischen Dehnungsgrenze der Hülle zu halten. Eine vorläufige Abschätzung ergab, daß dies gewährleistet werden kann, wenn der Reaktor (oder das Experiment) den Bereich von 60 bis 100 % Nennlast langsam durchfährt, und zwar in ca. 6 Stunden.

Die Abb. 3 zeigt das hier analysierte experimentelle Datenmaterial in einer Auftragung $\Delta d/d$ über dem Abbrand. Man erkennt aus dem Bild keinerlei Zusammenhänge. Die Abb. 4 zeigt die gleichen Meßwerte im Vergleich mit den Ergebnissen des Rechenprogrammes PAUK. Die Übereinstimmung (45° Linie) ist überraschend gut, trotz der z.T. stark vereinfachenden Teilmodelle.

1. EINLEITUNG

In letzter Zeit wird die mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle viel diskutiert. Einige Experimente zeigen starke mechanische Wechselwirkungen bis hin zum Bruch der Hülle, andere wiederum lassen kaum Reaktionen erkennen/1-5/. Auf den ersten Blick läßt sich aufgrund der Brennstabspezifikation oder des Betriebsablaufes nicht erkennen, welche Parameter dabei eine entscheidende Rolle spielen. Es sind offenbar weder die Brennstoffdichte oder die Stableistung, noch ist es der Abbrand allein.

Für die Auslegungsgrenze eines Brennelementes gibt es heute zwei Kriterien:

- a) Das gegenseitige Verklemmen der BE durch das Strukturmaterialschwellen.
- b) Das Defektwerden von einzelnen Brennstäben.

Zum Problemkreis a) gibt es heute zwar bereits einige Einzeldaten und Modelle (Schwelldaten, Schwellmodelle, Coreverspannungsmodelle), aber wenig praktische Erfahrungen mit BE-Verbänden über lange Standzeiten hinweg und bei hohen, schnellen Neutronendosen. Die Entwicklungsarbeiten gehen in zwei Richtungen: Einerseits werden Strukturmaterialien mit niedrigen Schwellraten entwickelt. Andererseits sind Coreaufbau- und Coreverspannungsmodelle zu entwickeln und zu erproben, die auch größere Schwellbeträge aufnehmen können, um so die Be- und Entladevorgänge schnell und betriebssicher durchführen zu können.

Erst durch den Betrieb von Prototypreaktoren läßt sich zu diesem Problemkreis neues experimentelles Material in relevanten Maßstäben gewinnen. Andererseits kann man heute guter Hoffnung sein (aufgrund der wegweisenden Ansätze bei den Engländern und Franzosen), daß es doch gelingen wird, die negativen Auswirkungen des Strukturmaterialschwellens soweit in den Griff zu kriegen, daß es nicht von dieser Seite aus zu einer Standzeitbegrenzung der Brennelemente kommt.

Verbleibt noch der Problemkreis b), das Brennstabversagen. Hier sind drei Ursachen zu unterscheiden:

- 1) Stabversagen aufgrund von Herstellungsfehlern
- 2) Stabversagen aufgrund von Betriebsstörungen im Kühlmittel und in der Leistungsverteilung im Core
- 3) Stabversagen während des normalen betrieblichen Ablaufes, verursacht durch die Belastungen, denen die Hülle standzuhalten hat

Im Zusammenhang mit unserer Fragestellung soll uns im weiteren nur die unter 3) genannte Schadensursache interessieren. Während der Standzeit eines Brennelementes ist die Hülle einer ganzen Reihe von Belastungen ausgesetzt:

- Strahlenversprödung
- thermische Wechselspannungen
- Hüllrohrkorrosion innen und außen
- Brennstoffschwelldruck und Spaltgasdruckbelastung
- mechanische Wechselwirkung bei Leistungszyklen

Aus heutiger Kenntnis ist ein Stabversagen allein aufgrund der thermischen Wechselspannungen und der Strahlenversprödung bei den zur Diskussion stehenden Hüllrohrmaterialien sehr unwahrscheinlich. Auch unter Hinzunahme der Hüllrohrkorrosion (innen und außen) ändert sich das Bild noch nicht, solange die Hülle nicht vollständig durchkorrodiert ist.

Das Bild ändert sich jedoch schlagartig, wenn eine stärkere Innendruckbelastung hinzu kommt. (Dann kann bei einer versprödeten Hülle mit zusätzlicher Innenkorrosion sehr schnell die Lebensdauergrenze erreicht sein. Es reduziert z.B. eine Innenkorrosion von 20 % der Wanddicke bei vorhandener Innendruckbelastung die Standzeit um den Faktor 3 (Einfluß ist so groß, wegen des hohen Spannungsexponenten in der Kriechgeschwindigkeit des Hüllmaterials).

Die Innendruckbelastung durch das Brennstoffschwellen wird heute nicht mehr als gravierend betrachtet (max. nur einige kp/cm^2). Nach neueren Ergebnissen ist die strahleninduzierte Kriechgeschwindigkeit eines Pu-haltigen, porösen Brennstoffes (87-90 % TD) um mehr als eine Zehnerpotenz besser als die von reinem hochdichtem Uranoxid und erreicht z.B. bei 1000°C fast schon den Wert von 0,01 %/h /6/.

Der Spaltgasdruckaufbau läßt sich durch konstruktive Maßnahmen (Verlängerung des Spaltgasplenums) in Grenzen halten. Die Auslegung sollte an diesem Punkte auch weiterhin konservativ bleiben, so daß auch weiterhin eine Hüllrohraufweitung durch den Spaltgasdruckaufbau praktisch als ausgeschlossen bezeichnet werden kann.

Somit verbleibt als Ursache eines Stabversagens allein die mechanische Wechselwirkung bei Leistungszyklen. Fast alle der bisher gemessenen Hüllrohraufweitungen bei Bestrahlungen im thermischen Fluß gehen vermutlich auf ihr Konto. Für den Bereich der PSB-Bestrahlungen soll das in dieser Arbeit gezeigt werden. Dazu wird es notwendig sein, verschiedene Wechselwirkungsmodelle anhand des experimentellen Materials zu untersuchen.

Es liegen aus FR2-Bestrahlungen inzwischen ca. 50 Brennstäbe vor, die z.T. recht beträchtliche Hüllaufweitungen gezeigt haben. Es ist das

Ziel dieser Arbeit, ein Wechselwirkungsmodell zu entwickeln, das es gestattet, per Rechnung die experimentellen Daten möglichst gut zu reproduzieren. Wegen der großen Anzahl der zu untersuchenden Parameter und Einflußgrößen wird nicht auf das vorliegende Rechenprogrammsystem SATURN zurückgegriffen, sondern ein eigenes kleines Rechenprogramm erstellt. Das Entwickeln und Austesten eines komplexen Wechselwirkungsmodells verlangt hunderte von Rechenläufen, wofür SATURN einfach zu schwerfällig ist. Es ist vielmehr das Ziel, das hier entwickelte Wechselwirkungsmodell nach eingehender Diskussion für SATURN bereitzustellen.

2. ZUSAMMENSTELLUNG DER MESSDATEN

Im Rahmen des PSB-Brennstabentwicklungsprogrammes wurden in den Jahren 1967 bis 1972 insgesamt über 50 Brennstäbe mit UO_2/PuO_2 -Brennstoff in FR2 und BR2 Kapseln bestrahlt. Es handelt sich vorwiegend um Kurzstäbe mit einer Brennstofflänge von 80 mm (in BR2 Kapseln beträgt die Brennstofflänge 500 mm). Die Brennstoff- und Brennstabspezifikation war in den wesentlichen Punkten SNR-spezifisch und in sich konsistent. Das gleiche gilt für den Betriebsablauf, so daß eine Auswertung der Ergebnisse im Rahmen unserer Fragestellung sehr sinnvoll erscheint /7/.

In Abb.1 sind die wichtigsten Spezifikations- und Bestrahlungsdaten zusammengestellt. Alle hier ausgewerteten Stäbe weisen einen weitgehend störungsfreien Betriebsablauf auf und haben mindestens einen Abbrand von 40.000 MWd/tM erreicht. Es wurde diese untere Abbrandgrenze von 40.000 MWd/tM eingeführt, weil sehr viele Kapseln mit frühzeitigen Betriebsstörungen diese Abbrandgrenze nicht erreicht haben, und andererseits plastische Hüllrohraufweitungen an Stäben mit einem Abbrand unterhalb von 40.000 MWd/tM bisher kaum festgestellt worden sind. Die Kapsel-Betriebsstörungen hatten in den meisten Fällen folgende Ursachen:

- a) Frühzeitiger Ausfall von Thermoelementen
- b) Lunkerbildung in der Kapsel

Eine Lunkerbildung im Wärmeübertragungsmedium der Kapsel (Na, NaK oder Pb/Bi) führt sehr oft zu lokalen Überhitzungen. Solche Lunker treten bevorzugt im zyklischen Betrieb auf. Sie sind oft nur für kurze Zeiten stabil und werden verursacht durch die Erstarrungs- und Aufschmelzvorgänge während des Ab- und Anfahrens des Reaktors.

Bei den hier untersuchten Versuchsgruppen gab es durch solche Betriebsstörungen nur in einem Fall auch einen Stabdefekt (Mol 8B/1). Die genaue Schadensursache ist noch nicht ermittelt.

Zur Auswertung kommen Stäbe der Versuchsgruppen FR2-KVE Vg.4a, 4b, 5b, und Mol 8B. Trotz z.T. recht hoher Stabaufweitungen - in einem Fall bis zu 2,5 % - blieb die Hülle bis zum Zielabbrand intakt. Die Bestrahlungsdaten der 47 ausgewerteten Stäbe sind in Abb.2 nachzulesen.

In einigen wenigen Fällen stimmen die Durchmesserwendelschriebe vor und nach der Bestrahlung an den Kontrollmarken (Endstopfen) nicht überein. In diesen Fällen wurde allein der Wendelschrieb nach der Bestrahlung zur Auswertung herangezogen. Durch Differenzbildung $\Delta D = D(\text{Brennstoffzone}) - D(\text{Spaltgaszone})$ ließ sich die Aufweitung sehr genau feststellen, da die Hüllrohre vor der Bestrahlung in ihrem Außendurchmesser auf einer Länge von 100 mm praktisch keine Änderungen gezeigt haben. Die Spaltgaszone ist aufgrund des relativ geringen maximalen Spaltgasdruckes von ca. 50 kp/cm^2 in keinem Fall aufgeweitet worden. Das zeigen Kriechrechnungen, wie auch der Vergleich der Wendelschriebe vor und nach der Bestrahlung eindeutig. Ein max. Druck von 50 atü bedeutet für die Hülle bei einer Temperatur von weniger als 200°C (max. Temperatur im Spaltgasplenum) praktisch noch keine ernsthafte Belastung.

Bei der Versuchsgruppe 4a sind die Hüllrohraufweitungen punktuell aus der Differenzbildung vor und nach der Bestrahlung der Mikrometervermessung ermittelt worden. Die Genauigkeit dieser Meßmethode ist zwar geringer als beim Wendelschrieb, sie ist mit $\pm 0,15 \%$ für unsere Zwecke jedoch noch akzeptabel.

2.1 Versuch einer systematischen Darstellung der Ergebnisse


Wie eingangs erwähnt, kommen als Ursache für die gemessenen Aufweitungen nur Kurzzeit-Wechselwirkungsmechanismen in Frage. Der Spaltgasdruckaufbau, wie auch das Brennstoffschwellen können, wegen der relativ niedrigen Drücke und Hülltemperaturen, nicht zu Kriechaufweitungen geführt haben.

In der letzten Zeit sind einige Versuche gemacht worden /2-4,8-12/, die plastischen Hüllaufweitungen in bestimmter Weise mit dem Abbrand in Verbindung zu bringen. In Abb.3 wird das für die Versuchsgruppen 4a, 4b, 5b, Mol 8B versucht. Die Abbildung läßt jedoch keinen klaren Zusammenhang der Stabaufweitungen mit dem Abbrand erkennen. Offenbar

spielt der Abbrand im Bereich zwischen 50 und 120.000 MWd/tM nur eine mittelbare Rolle. Auch andere Autoren haben es schwer, eine einfache Abbrandabhängigkeit an ihren Meßreihen festzustellen. Dafür sind die Streuungen zu groß. Der einzig eindeutige Schluß bezieht sich auf die untere Abbrandgrenze, ab welcher Stabaufweitungen auftreten. Er dürfte bei ca. 30.000 MWd/tM liegen.

Wenn man sich auf die Suche nach einem besseren Kriterium begibt, hilft der Umstand, daß in mehreren FR2-Kapseln sich die Stäbe innerhalb der Kapsel nicht unterscheiden, weder was die Spezifikationsdaten, noch was die Bestrahlungsdaten betrifft. Trotzdem zeigen diese Stäbe untereinander recht unterschiedliche Stabaufweitungen.

So z.B. die Stäbe des KVE 47 (4B/2, 4B/3, 4b/4), die alle etwa 85.000 MWd/tM erreichten, wo die Stabaufweitungen aber weit auseinander liegen (2,5, 1,2 und 0,4 %). Es gibt für diese Stäbe, da sie alle aus einem KVE stammen, eine völlig identische Bestrahlungsgeschichte, was die Zyklenzahl, die Bestrahlungsdauer, die mittl. Stableistung, den Abbrand und die An- und Abfahrsgeschwindigkeiten der einzelnen Zyklen angeht.

Es gibt nur einen einzigen Unterschied: Der Verlauf der Stableistung innerhalb einer Bestrahlungsperiode ist unterschiedlich. Während der untere Stab mit der großen Stabaufweitung bei Beginn einer neuen Bestrahlungsperiode eine höhere Stableistung sah, als am Ende der letzten Bestrahlungsperiode (sägezahnartiger Verlauf der Stableistung während der Bestrahlungsperioden ()), so war diese Tendenz beim oberen Stab nicht mehr ausgeprägt, ja z.T. verlief sie schon umgekehrt (Abb.5).

Offenbar ist der Sprung in der Stableistung vor und nach dem Shutdown ein entscheidendes Maß für die Schärfe der mechanischen Wechselwirkung. Ist die Stableistung bei Beginn einer neuen Reaktorperiode größer als am Ende der letzten Reaktorperiode, dann kommt es zu einer starken Wechselwirkung. Verhält es sich umgekehrt, dann geht die mechanische Wechselwirkung zurück. Immer wenn ein positiver Leistungssprung vorliegt, wird die Hülle stärker belastet. Das läßt sich zurückführen auf die zusätzliche thermische Ausdehnung des heißeren äußeren Brennstoffringes (aufgrund der höheren Stableistung).

In Abb.6 wurde eine entsprechende Auftragung gewählt. Auf der Abzisse wurde die Differenz der Stableistungen vor und nach einer Abschaltphase, summiert über die Bestrahlungszyklen, aufgetragen (S2-S1). Da die mechanische Wechselwirkung beim frischen Brennstoff offenbar harmloser verläuft, wurde mit dieser Differenzenbildung erst ab 25.000 MWd/tM begonnen. Wie die Abb.6 zu erkennen gibt, scheint diese Auftragung sinnvoll zu sein, es wird eine klare Tendenz erkennbar. Das Streuband ist jedoch noch sehr groß, so daß offenbar noch viele andere Parameter die Stabaufweitung mit beeinflussen. Dieser Frage soll mit der Entwicklung eines Rechenprogrammes nachgegangen werden, das in der Lage ist, die verschiedensten Parameterabhängigkeiten modellmäßig miteinander zu verknüpfen und durch die Spiegelung am experimentellen Datenmaterial auf seine Relevanz hin zu prüfen.

3. ENTWICKLUNG EINES WECHSELWIRKUNGSMODELLES

Die mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle beruht auf der einfachen Tatsache, daß sich Brennstoff und Hülle unter Bestrahlung auf sehr unterschiedlichen Temperaturniveaus befinden, die sich bei Lastwechseln in stärkerem Maße verändern und damit auch unterschiedliche thermische Differenzdehnungen zwischen Brennstoff und Hülle nach sich ziehen. Ist der Spalt geschlossen, der äußere Brennstoffring in sich gefestigt und erfolgt die Laständerung relativ schnell, dann kommt es im ungünstigen Fall (wenn der Brennstoff sich stärker ausdehnt als die Hülle) zu einer starken mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle: Die Hülle wird kurzzeitig in den plastischen Bereich hinein überdehnt.

Wovon ist nun diese Differenzausdehnung Brennstoff/Hülle abhängig? Zuerst sind maßgebend dafür die Ausdehnungskoeffizienten selbst. Hinzu kommt alles, was eine Änderung der jeweiligen Temperaturniveaus von Brennstoff und Hülle verursacht. Dafür sind maßgebend:

- die Stableistung
- die Wärmeleitfähigkeit von Brennstoff und Hülle
- der Wärmeübergang Brennstoff/Hülle

Eine positive Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle (d.h. der Brennstoff dehnt sich stärker aus als die Hülle) muß nicht zu einer plastischen Überdehnung der Hülle führen. Voraussetzung dafür

ist, daß der Betrag größer ist als die elastische Dehnungsgrenze der Hülle und der ganze Vorgang so schnell abläuft, daß der Brennstoff keine Zeit findet, um in die Porosität hinein wegzukriechen.

Das Wechselwirkungsmodell hat nun alle diese Größen miteinander zu verknüpfen. Es wird fortan als Grundmodell bezeichnet. Wenn der Zustand 1 einen Brennstabquerschnitt kurz vor dem Abschalten betrachtet und wir unter dem Zustand 2 denselben Querschnitt kurz nach dem erneuten Anfahren verstehen wollen, dann beträgt die Ausdehnungsdifferenz zwischen Brennstoff und Hülle vor und nach der Abschaltung (oder Leistungsänderung):

$$\Delta R = \Delta R_{\text{Hülle}(1-2)} - \Delta R_{\text{Brennstoff}(1-2)} \quad (1)$$

Diese Grundgleichung ist in Abb.7 anschaulich dargestellt. Ein positives ΔR führt zu einer mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle. Ist der Ausdruck negativ, dann löst sich gewissermaßen der Brennstoff von der Hülle. Es kommt zu einer Spaltbildung.

Beide Fälle kann man an Radialschliffen von bestrahlten Brennstäben immer wieder beobachten. Da gibt es sehr viele Schliffe, die einen relativ großen Spalt zwischen Brennstoff und Hülle aufweisen, der mit dem Ausgangsspalt in keinerlei Beziehung steht. Er resultiert allein daraus, daß sich der Brennstoff im Vergleich zur Hülle bei der Abkühlung sehr viel stärker zusammengezogen hat. Voraussetzung dafür ist ein hohes Temperaturniveau in der Brennstoffrandzone und eine relativ kalte Hülle (z.B. 450°C Hüllinnentemperatur und 1000°C Brennstoffrandtemperatur) vor der Abschaltung. Die Ablösung des Brennstoffes von der Hülle erfolgt nicht, wenn beide auf fast gleichem Temperaturniveau liegen (z.B. 600°C Hüllinnentemperatur und 750°C Brennstoffrandtemperatur). Im Gegenteil! In einem solchen Fall kann es zum Aufschrumpfen der Hülle auf den Brennstoff kommen, was unter ganz ungünstigen Umständen auch zu einer plastischen Überdehnung der Hülle führen kann. So ist der Wärmeübergang zwischen Brennstoff und Hülle das entscheidende Maß dafür, ob es zur Bildung eines Abkühlspaltes kommt oder nicht. Ist der Wärmekontakt zwischen Hülle und Brennstoff gut gewesen (d.h. etwa $> 1 \text{ W/cm}^2\text{grd}$), dann wird sich im Schliffbild kein Abkühlspalt finden lassen. War der Wärmekontakt hingegen schlecht gewesen ($\ll 0,7 \text{ W/cm}^2\text{grd}$), dann schlägt sich das im Schliffbild durch einen gut ausgeprägten Abkühlspalt nieder. Diese Überlegungen gelten nicht voll für die ersten 10.000 MWd/tM. Voraussetzung dafür ist nämlich, daß der Fertigungsspalt im Betriebszustand geschlossen ist. Das dürfte jedoch in den meisten Fällen, wegen der hohen Spaltgasswellung von ca. 10 v/o/a/o im heißen Brennstoffbereich, nach kurzer Betriebszeit der Fall sein.

Die Differenzdehnung der Hülle vom Zustand 1 zum Zustand 2 läßt sich sehr einfach berechnen:

$$\Delta R_{\text{Hülle}(1-2)} = \alpha_H \cdot RR(\text{TH1}-\text{TH2}) - \sigma_H/E_H \quad (2)$$

α_H Wärmeausdehnungszahl der Hülle
 TH1, TH2 Hüllwandinnentemperaturen in den Zuständen 1 und 2
 σ_H/E_H el. Hüllrohrverformung (verursacht durch einen Anstieg des Brennstoffdruckes vom Zustand 1 nach 2)

Die Berechnung der Differenzdehnung des Brennstoffes zwischen den Zuständen 1 und 2 verlangt einige vereinfachende Annahmen, wenn der Rechenaufwand klein bleiben soll (keine Iterationsschleife im Rechenprogramm). Der Wärmeausdehnungsbeiwert des Brennstoffes ist schwach temperaturabhängig. Es genügt jedoch für unsere Zwecke, ihn als Konstante einzuführen, zumal der experimentell ermittelte Zahlenwert bis heute noch einen Fehler von ca. $\pm 10\%$ aufweist.

Die zweite Annahme betrifft das Ausdehnungsmodell. Wir beschränken uns auf den Fall der behinderten Ausdehnung. Der Brennstoff wird von der Hülle an der freien Ausdehnung gehindert. Diese Beschränkung bedeutet dann zwangsläufig, daß alle Rechenergebnisse fehlerhaft sind, wo durch den Übergang vom Zustand 1 in den Zustand 2 ein offener Spalt entsteht. Das ist jedoch nicht weiter gravierend, da in diesen Fällen die mechanische Wechselwirkung gleich Null ist. Die Berechnung der behinderten Ausdehnung der Brennstofftabletten führt zu dem bekannten Zwei-Zonenmodell (Abb.7):

äußere Brennstoffzone: starrer Brennstoff (aber kriechfähig), dessen thermische Ausdehnung voll nach außen geht
innere Brennstoffzone: plastischer Brennstoff, dessen thermische Ausdehnung durch die Porosität und den Zentralkanal aufgefangen werden kann.

Der Beginn der plastischen Zone ist gerade die Temperaturgrenze im Brennstoff, bei der sich aufgrund der starken mechanischen Wechselwirkung der Brennstoff plastisch zu verformen beginnt. Zur Vereinfachung führen wir sie als konstante Eingabegröße ein ($\text{TPL} = 1600^\circ\text{C}$). Eine exakte Berechnung ist einmal wegen fehlender Stoffdaten recht schwierig, und andererseits sehr, sehr rechenzeitintensiv. Die Plastizitätsgrenze des Brennstoffes (TPL) dürfte in Wirklichkeit in einem Bereich von 1200°C und 1800°C schwanken, je nach Temperatur und Wanddichte der Hülle und je nach Dichte, Dicke

und mittl. Temperatur des tragenden äußeren Brennstoffringes. Es kann später noch gezeigt werden, daß eine konstante Plastizitätsgrenze, obwohl sie vom physikalischen Gesichtspunkt aus betrachtet eine grobe Vereinfachung des wirklichen Ablaufes darstellt, sich in der Praxis offenbar nicht stark verfälschend auf das Ergebnis niederschlägt.

Damit ergibt sich für die Brennstoffdifferenzdehnung zwischen dem Zustand 1 und dem Zustand 2:

$$\begin{aligned} \Delta_{\text{Brennstoff}}^{\text{AR}}(1-2) &= \alpha_{\text{BR}} \cdot \text{TPL}(\text{RPL1}-\text{RPL2}) + \\ & 0,5 \cdot \alpha_{\text{BR}} \cdot ((\text{RR}-\text{RPL1})(\text{TR1}+\text{TPL}) - (\text{RR}-\text{RPL2})(\text{TR2}+\text{TPL})) \\ & + (\epsilon_{\text{BR}} + \sigma_{\text{BR}}/E_{\text{BR}} - \text{ER})\text{RR} \end{aligned} \quad (3)$$

α_{BR}	Wärmeausdehnungszahl der Hülle (W/cm grad)
RR	Radius Brennstoffrand (cm)
RPL	Radius Plastizitätsgrenze (cm)
ϵ_{BR}	Kriechweg des Brennstoffes (l)
$\sigma_{\text{BR}}/E_{\text{BR}}$	elast. Stauchung des Brennstoffes (l)
ER	neu entstandenes Rißvolumen, auf den Außenradius bezogen (l)
TR	Brennstoffrandtemperatur ($^{\circ}\text{C}$)
TPL	Plastizitätsgrenze des Brennstoffes ($^{\circ}\text{C}$)

Der hier angegebene Ausdruck für die Brennstoffausdehnung nach dem Zwei-Zonenmodell stellt auch insofern eine Näherungslösung dar, weil davon ausgegangen wird, daß zwischen RPL und RR ein linearer Temperaturabfall erfolgt. In Wirklichkeit liegt jedoch ein parabolischer Temperaturabfall vor. Der Unterschied wird jedoch für die Randzone relativ klein, und nur diese ist für unser Wechselwirkungsmodell interessant.

Ist $\text{RPL}/\text{RR} < 0,5$, dann wird die Rechnung bei $0,5 \cdot \text{RR}$ abgebrochen. Für das RPL in (3) ist dann RI zu setzen. Die Brennstoffausdehnung zwischen den Zuständen 1 und 2 sieht dann so aus:

$$\begin{aligned} \Delta_{\text{Brennstoff}}^{\text{AR}}(1-2) &= -\alpha_{\text{BR}} \cdot \text{RI}(\text{TI2}-\text{TI1}) - 0,5 \cdot \alpha_{\text{BR}} \cdot (\text{RR}-\text{RI})(\text{TI2}+\text{TR2}-\text{TI1}-\text{TR1}) \\ & + (\epsilon_{\text{BR}} + \sigma_{\text{BR}}/E_{\text{BR}} - \text{ER}) \cdot \text{RR} \end{aligned} \quad (3a)$$

Die Berechnung der elastischen Dehnung von Brennstoff und Hülle setzt eine Kenntnis der Spannungsverteilung von Brennstoff und Hülle voraus. Will man das einigermaßen genau durchführen, dann braucht man allein dafür schon ein großes Rechenprogramm (siehe SATURN). In unserem Fall genügt eine grobe Abschätzung, da die elastischen Dehnwerte im praktischen Fall

der mechanischen Wechselwirkung einmal relativ klein bleiben (ca. 0,3 %) und zum anderen von einem Fall zum anderen sich nur wenig ändern werden. Das gilt nur für den Zeitpunkt der plastischen Hüllaufweitung selbst, alles andere ist jedoch in unserem Fall nicht von Interesse. Wir lösen das Problem von der Hülle her. Die Brennstabhülle wird etwa ab einer Spannung von $0,75 \cdot \sigma_{0,2}$ einen zunehmenden Anteil plastischer Verformung haben. Für den Zeitraum der mechanischen Wechselwirkung von Brennstoff und Hülle kann damit die elastische Hülldehnung ganz grob mit $0,75 \cdot \sigma_{0,2} / E_H$ abgeschätzt werden. Für den Brennstoff wird ein entsprechender Ausdruck gebildet. Nun sind beim Brennstoff die hier nötigen Materialdaten sehr unsicher ($\sigma_{0,2}$ -Grenze und E-Modul bei 800-1500°C). Hinzu kommt noch, daß der verwendete Faktor 0,75 eine grobe Abschätzung darstellt. In Wirklichkeit ist dieser Wert temperaturabhängig anzusetzen. Gesichertes experimentelles Material gibt es auch hier noch nicht.

Im Rechenprogramm wird die $\sigma_{0,2}$ -Grenze temperaturabhängig eingeführt. Der Berechnung des neu entstandenen Rißvolumens wollen wir uns zu einem späteren Zeitpunkt widmen. Bleibt noch die Berechnung der Kriechverformung des Brennstoffes während einer Wechselwirkungsphase, um Gleichung (3) anwenden zu können. Sie wird ebenfalls nur näherungsweise abgeschätzt. Da die Materialdaten noch recht ungenau sind, und das Temperatur- und Spannungsfeld in der Brennstoffrandzone auch nur näherungsweise bestimmt werden können, ist von einer genaueren Behandlung abzuraten. (Der Kriechbeitrag der Hülle ist wegen des kurzen Zeitraums (wenige Stunden) der mechanischen Wechselwirkung beliebig klein und deshalb zu vernachlässigen.)

$$\epsilon_{BR} = \dot{\epsilon}_{BR} \cdot \tau_{TAN} \quad (4)$$

$$\dot{\epsilon}_{BR} = \frac{\chi \cdot (\sigma_{BR})^{1,5}}{\pi \cdot RR^2 \cdot \rho \cdot BD} \left(CBR \cdot (1 - 1250 \cdot (PREK + PPU + 1 - BD)^2) \cdot e^{-\frac{5200}{R \cdot TM}} + CTM \cdot e^{-\frac{115000}{R \cdot TM}} \right) \quad (5)$$

$$\sigma_{BR} = \frac{\sigma_H \cdot s}{RR - RPL2} \quad (6)$$

$$\sigma_H = 0,75 \cdot \sigma_{0,2} \quad s = \text{Hüllwanddicke} \quad (7)$$

Gleichung 5 ist einer Arbeit von Brucklacher / 6 / entnommen. Die Konstanten CTM und CBR sind für neuere Meßdaten mit Pu-haltigem Brennstoff gewonnen worden. Der Einfluß der Pu-Anreicherung und der Porosität wird durch den Ausdruck $1 + 1250 \cdot (PREK + PPU + 1 - BD)^2$ wiedergegeben. Darin sind PREK (Anteil der Rekoilzone) und PPU (Pu-Anteil) fiktive Porositätsanteile, die aufgrund der hohen Spaltratendichte im Plutoniumbrennstoff entstehen (PREK + PPU \approx 2 x Pu-Anteil im Brennstoff, insofern der Brennstoff nicht homogenisiert wurde (Mischkristallanteil ist klein)).

In Gleichung (5) stehen zwei exponentielle Glieder, in denen eine mittlere Brennstofftemperatur T_M erscheint. Sie bezieht sich auf den äußeren, starren Brennstoffring, der bei der mechanischen Wechselwirkung die Spannungen aufzunehmen hat und sie nur über den Kriechmechanismus wieder abbauen kann. Die Mittelwertbildung erfolgt gemäß:

$$T_M = T_R + 0,33 (T_R + T_{PL}) \quad (8)$$

$T_R(^{\circ}\text{C})$ Brennstoffrandtemperatur

Für niedrige Brennstofftemperaturen empfiehlt sich eine lineare Mittelwertbildung. Das legt die Kriechformel (5) nahe. Die beiden exponentiellen Glieder darin sind etwa gleich groß bei ca. 1200°C . Das erste Glied ändert sich nur langsam mit der Temperatur, während das zweite sehr schnell mit der Temperatur ansteigt (gibt den therm. Kriechanteil wieder). Unterhalb von 1200°C wird für T_M folgende Mittelwertbildung vorgeschlagen:

$$T_M = T_R + 0,5(T_R + T_{PL}) \quad \text{für } T_M < 1200^{\circ}\text{C} \quad (9)$$

Es bleibt noch ein Wort zur Grenzspannung in der Hülle σ_H zu sagen, die das Auftreten größerer plastischer Verformungen in der Hülle markiert. Das Grundmodell setzt voraus, daß der Brennstoff unterhalb von T_{PL} starr ist, sich dort also nicht plastisch verformen kann, wie hoch die Spannungen momentan auch sein mögen. Allerdings ist die Brennstoffkriechgeschwindigkeit bei hohen Spannungen sehr groß, so daß bei den üblichen Anfahrvorgängen, die sich ja über Stunden hinziehen, es kaum zu sehr hohen Brennstoffspannungen kommen kann. Größere Fehler sind also nur bei sehr extremen Bedingungen (heißer Brennstoff führt zu sehr dünnen starren Zonen, sehr schnelles Anfahren im Minutenbereich) zu erwarten.

Weiter ist zu bedenken, daß das σ_H in Wirklichkeit keine feststehende Grenze ist und deshalb bei einer exakten Rechnung auch nicht als Eingabewert behandelt werden kann, wie das hier geschehen ist. Während einer Wechselwirkungsphase wächst die Spannung in der Hülle zuerst gleichmäßig an, bis etwa die Plastizitätsgrenze erreicht wird. Danach verlangsamt sich dieser Vorgang, um später wieder rückläufig zu sein, wenn die Anfahrgeschwindigkeit der Reaktorleistung langsam oder auch plötzlich zu Null wird. Wir haben in Wirklichkeit die Plastizitätsgrenze als die Materialspannung zu verstehen, ab welcher der plastische Dehnungsanteil den elastischen überwiegt. Der Übergang ist kontinuierlich. Die Einführung einer fixen Plastizitätsgrenze, ab der nur noch plastische Verformungen vorkommen, stellt eine grobe Vereinfachung dar. Da eine exakte

spannungstheoretische Behandlung des Problems einmal zu einem sehr umfangreichen Rechenprogramm führen würde, andererseits die Beeinflussung der Plastizität eines Materials durch die Größen Spannung, Temperatur, Legierung, Vorbehandlungszustand und Bestrahlungszustand quantitativ nicht bekannt sind, ist eine vereinfachte Behandlung anzuraten, zumal der Einfluß auf den gesamten Wechselwirkungsablauf nicht sehr groß ist. Das läßt sich anhand der Relativbeträge zwischen den elastischen und plastischen Dehnungen von Brennstoff und Hülle erkennen.

Die Grundvoraussetzung für die Anwendung eines Wechselwirkungsmodells ist die Kenntnis des Temperaturprofils im Brennstab. Es beeinflusst über die Stabileistung und den Wärmeübergang zwischen Brennstoff und Hülle in ganz entscheidender Weise das Ausmaß der mechanischen Wechselwirkung. Von geringerer Bedeutung ist dagegen die exakte Bestimmung des Temperaturprofils im Brennstoff selbst. Es genügt völlig, die Wärmeleitfähigkeitswerte von Brennstoff und Hülle temperaturunabhängig einzusetzen. Der Einfluß der Porosität auf die Wärmeleitung im Brennstoff kann in einfacher Weise durch die $(1-P^{2/3})$ -Beziehung von Kämpf erfaßt werden. Für die mechanische Wechselwirkung ist die äußere Brennstoffrandzone bis etwa $0,5 \cdot RR$ maßgebend (das gilt auch für kleinere Stabileistungen). Zweckmäßigerweise wird deshalb das Temperaturprofil nur bis zu dieser Grenze ermittelt. Der Zentralkanalbereich wird dadurch umgangen. Eine wesentliche Dichteänderung ist in der Randzone in den meisten Fällen nicht zu erwarten, sie wird deshalb auch nicht berechnet. Für Bestrahlungen im thermischen Fluß wird ein integraler Flußabsenkungsfaktor eingeführt (FRL). Damit ergibt sich:

$$TR = THI + \frac{CHI}{2 \cdot \pi \cdot RR \cdot H} \quad (10)$$

CHI (W/cm) Stabileistung K (W/cm grd) Wärmeleitwert für
H (W/cm²grd) Wärmeübergangszahl Brennstoff
THI (°C) Hüllinnentemperatur

$$TI = TR + \frac{CHI \cdot 0,75 \cdot FRL}{4 \cdot \pi \cdot K \cdot (1-P^{2/3})} \quad (11)$$

TI (°C) Temperatur für den Radius $0,5 \cdot RR$

Ist TI größer als TPL, dann wird der plastische Brennstoffradius berechnet:

$$RPL = RR \cdot \sqrt{1 - 4 \cdot \pi \cdot K \cdot (1-P^{2/3}) \cdot (TPL - TR) / (CHI \cdot FRL)} \quad (12)$$

Im anderen Falle entspricht $RPL = 0,5 \cdot RR$ und $TPL = TI$.
(gemäß obiger Vereinbarung)

Die in (3) benötigten Größen für die Zustände 1 und 2 (RPL1, RPL2, TR1, TR2) erhält man, wenn man in den Gleichungen (10) bis (12) die entsprechenden Werte der Zustände 1 und 2 einsetzt.

Damit ist das Grundmodell in seinen wesentlichen Bestandteilen erarbeitet. Es läßt sich mit seinen 12 Gleichungen geschlossen lösen und enthält keinerlei iterative Schritte. Das ΔR ist als bleibende plastische Hüllaufweitung nach einem Zyklus zu verstehen. Wie wir sehen, hat das eine plastische/elastische Hülle zur Voraussetzung, gegen die sich ein elastischer/kriechfähiger Brennstoffring bewegt. Sowohl das Kriechen der Hülle, als auch eine evtl. plastische Verformung des äußeren Brennstoffringes konnte vernachlässigt werden. Die innere, plastische Brennstoffzone trägt zur mechanischen Wechselwirkung selbst nicht bei.

4. KALIBRIERUNG DES GRUNDMODELLS AM EXPERIMENTELLEN DATENMATERIAL DER FR2-KVE-VG.4b

Im Grundmodell wurden bereits einige Größen fest vorgegeben, die in Wirklichkeit noch weitgehend offen sind und deren Einfluß auf das Endergebnis noch zu untersuchen ist. Das soll jedoch erst später geschehen. Im folgenden gehen wir davon aus, daß die bereits festgelegten Größen wie

$$\begin{aligned} T_{PL} &= 1600^{\circ}\text{C} \\ \sigma_H &= 0,75 \cdot \sigma_{0,2} \\ K_{BR} &= 0,03 \text{ W/cm}^2\text{grd (100 \% TD)} \\ \alpha_{BR} &= 11 \cdot 10^{-6} \text{ grd}^{-1} \\ \alpha_H &= 17,5 \cdot 10^{-6} \text{ grd}^{-1} \end{aligned}$$

von sekundärer Bedeutung sind.

Von primärem Einfluß - und bisher noch nicht im einzelnen diskutiert - sind die Parameter

- Wärmeübergang Brennstoff/Hülle H_1, H_2
- die mittlere Anfahrzeit des Experimentes TAN
- das jeweils neu entstehende Rißvolumen je Zyklus ER

Diese Größen sollen durch den Vergleich des Grundmodells mit dem experimentellen Datenmaterial der Vg. 4b bestimmt werden. Dabei wird sich auch zeigen, daß alle drei Größen ganz empfindlich die Genauigkeit der Rechnung beeinflussen.

Der nächste Schritt dazu ist die Programmierung des Grundmodells mit den entsprechenden Verknüpfungen zum Temperaturprofil im Brennstab. Das so entstehende Rechenprogramm trägt den Namen PAUK (Plastische Hüllrohrauf-weitung durch zyklische Belastungen). Die erste Version umfaßt ca. 150 Karten und rechnet nacheinander die Größen:

- Brennstoffrandtemperatur TR
- Radius der plastischen Zone, bzw. Brennstofftemperatur für den halben Brennstoffradius
- mittl. Temperatur des äußeren Brennstoffringes für die Kriechformel
- Differenzdehnung der Hülle zwischen Zustand 1 und 2 (mit el. Dehnungsanteil)
- Differenzdehnung des Brennstoffes zwischen Zustand 1 und 2 (mit el. Dehnungsanteil) und Rißvolumen
- möglicher Kriechbetrag des Brennstoffes während des Anfahrens
- Ermittlung der plastischen Hüllverformung als Summe der Differenzdehnungen und des Brennstoffkriechens.

Von den drei zu kalibrierenden Größen wurde die mittl. Anfahrzeit aus den Reaktorbetriebsprotokollen grob abgeschätzt. Es schien für die erste Optimierungsrunde zweckmäßig zu sein, sie für alle Zyklen konstant zu halten, da die Unterschiede zwischen den Zyklen zwar z.T. erheblich waren, aber offenbar alle Brennstabprüflinge in ähnlicher Weise davon betroffen waren. Die mittl. Anfahrzeit wurde auf 2 h festgelegt (Zeitraum von 30 % bis 100 % Nennlast). Die beiden anderen Größen wurden durch den Vergleich der experimentellen Werte der Vg.4b mit dem Rechenergebnis von PAUK iterativ ermittelt. Dabei ergab sich für das mittl. Rißvolumen je Zyklus, bezogen auf den Brennstoffradius, ein Wert von $ER = 0,15 \%$. Jedoch gilt dieser Wert erst ab einer Abbrandgrenze von 25.000 MWd/tM. Vorher ist er gleich Null zu setzen.

Ganz ähnlich wird mit dem Wärmeübergang Brennstoff/Hülle verfahren. Für $A < 25.000 \text{ MWd/tM}$ gilt $H_1 = H_2 = 1 \text{ W/cm}^2\text{grd}$, wobei H_1 den Wärmeübergang kurz vor einer Abschaltung und H_2 den Wärmeübergang beim Wiederaufahren bedeuten sollen. Oberhalb dieser Abbrandgrenze (A1) erwies sich eine Funktion gemäß

$$\begin{aligned} H_1 &= 1,0 + 0,15 \cdot A/A1 \\ H_2 &= 0,7 + 0,15 \cdot A/A1 \end{aligned} \tag{13}$$

als zweckmäßig.

Die Abb.8 zeigt diese Funktion in graphischer Darstellung. Im Laufe der Kalibrierungsrechnungen wurden eine ganze Reihe von Funktionen für H_1 , H_2 getestet und ein ganzes Spektrum von Wertepaaren ER zu H_1 , H_2 untersucht. Dabei zeigte sich immer wieder,

- 1) daß die Abbrandgrenze $A1 = 25.000 \text{ MWd/tM}$ offenbar relevant ist (allerdings nicht als starre Grenze zu verstehen). Davor findet praktisch noch keine Wechselwirkung statt, da der äußere Brennstoffring noch zu stark aufgelockert ist und keinen festen Verband darstellt. Es ist deshalb zweckmäßig, für diesen Abbrandbereich das Rißvolumen gleich Null zu setzen, da es ja noch nicht wirksam werden kann. Für den Wärmeübergang vor und nach dem Zyklus empfiehlt es sich, einen gemeinsamen Wert einzusetzen ($H_1 = H_2 = 1$).
- 2) daß sich der Wärmeübergang mit zunehmendem Abbrand vor und nach einem Zyklus immer stärker unterscheidet: Es wird beim Wiederanfahren der Betriebswert nicht mehr erreicht. Die Ursache dafür ist in den nun entstehenden Rißflächen beim Zyklieren zu sehen.*)

In Abb.9 ist nun das Ergebnis der Programmkalibrierung anhand des experimentellen Datenmaterials der Vg. 4b dargestellt. Die Übereinstimmung von experimentellem Wert und Rechenergebnis ist in vielen Fällen ganz ausgezeichnet. Ein Maß dafür ist die Abweichung der einzelnen Meßpunkte von der 45° -Linie des Diagrammes. Es besteht die berechtigte Hoffnung, daß, bei fortschreitender Verfeinerung der Modelle, die Übereinstimmung von Theorie und Wirklichkeit noch besser gelingen wird. Dazu werden im nächsten Kapitel einige Ansätze gemacht.

Im folgenden soll noch kurz auf den großen Einfluß der Wärmeübergangswerte H_1 , H_2 auf die plastische Hüllaufweitung eingegangen werden. Die Abb.10 zeigt dazu ein Beispiel. Im ersten Fall wurde $H_1 = H_2 = 1 \text{ W/cm}^2\text{grd}$ für den gesamten Abbrandbereich konstant gehalten. Im zweiten Fall wurde ab 25.000 MWd/tM mit einem $H_1 = 1,2 \text{ W/cm}^2\text{grd}$ und $H_2 = 0,9 \text{ W/cm}^2\text{grd}$ gerechnet. Die Abb.10 zeigt die große Diskrepanz im Ergebnis.

Einen gleichfalls bedeutsamen Einfluß auf das Endergebnis hat - wie bereits angedeutet - das Rißvolumen. In Abb.11 ist das Ergebnis für $ER = 0,001$ und $ER = 0,002$ dargestellt.

*) Eine weitergehende Interpretation wird im nächsten Kapitel versucht.

5. WEITERENTWICKLUNG DES RECHENPROGRAMMES PAUK

Im letzten Kapitel wurden für den Wärmeübergang, den zeitlichen Ablauf des Anfahrvorganges nach einem Zyklus und das Rißvolumen sehr einfache Beziehungen angenommen. Sie sollen im folgenden verbessert werden und eine stärker physikalisch orientierte Grundlage erhalten. Als ersten Schritt dazu soll ein verbessertes Brennstoffrißmodell eingeführt werden.

5.1 Das Keilrißmodell

Bisher wurde angenommen, daß der Brennstoff beim ersten Reaktorstart in mehrere Segmente radial und horizontal zerreißt, und diese Segmente nach kurzer Betriebszeit am Hüllrohrtrand anstoßen (durch Schwellvorgänge). Eine gewisse zeitlang bleiben sie in losem Kontakt zueinander und mit der Hülle liegen. Je nach Größe des Einfüllspaltes, der Brennstoffdichte und der Stableistung mögen das etwa 50 bis 150 Betriebstage sein. In dieser Zeitspanne sintert der Brennstoff gemäß seiner Ausgangsdichte und seines Herstellungsprozesses mehr oder weniger stark nach, was zu einer Öffnung der radialen Risse in der Randzone führt (s. Abb. 7, 26, 27). Diesem Prozeß entgegengerichtet ist das Brennstoffschwellen und der Brennstofftransport durch Rißbildung und Rißausheilung. Das Brennstoffschwellen ist ab ca. 1200°C in starkem Maße temperaturabhängig und durchläuft in wenigen 100°C die Werte von 2 bis 10 v/o (mit Spaltgasschwellung). Die radialen Risse werden sich also nach innen hin mit zunehmendem Abbrand verzüngen und schließlich schließen. Die Abb. 7 versucht diesen Vorgang für zwei Abbrandstufen deutlich zu machen.

Der entscheidende Parameter für die mechanische Wechselwirkung ist dabei die tragende Ringdicke (Def. siehe Abb. 7). Je größer sie ist, um so stärker wird die mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle sein, wenn Brennstoff und Hülle sich unterschiedlich stark ausdehnen. Für die Keilrißtiefe wurde folgendes Modell entwickelt:

$$(\Delta R)_Z = RR - RR \left(\frac{SD}{BD} \right)^2 - RR \cdot \sum_{Z=1}^n \left(K9 \cdot \frac{AZYK \cdot CHI2}{CHIGR} - K10(1-BD)^2 \cdot \frac{(AZYK)^2}{(A+10)^3} \right) \quad (14)$$

$(\Delta R)_Z$ Keilrißtiefe, in Abhängigkeit vom Bestrahlungszyklus Z

$RR - RR \left(\frac{SD}{BD} \right)^2$ Keilrißtiefe zu Beginn der Bestrahlung, Einfluß der Spaltweite

$RR \cdot K9 \cdot \frac{AZYK \cdot CHI2}{CHIGR}$ Keilrißschließung durch das Brennstoffschwellen

$RR \cdot K10(1-BD)^2 \cdot \frac{(AZYK)^2}{(A+10)^3}$ Nachsintereffekt.

In Abb. 12 ist der Verlauf von (14) für zwei Beispiele dargestellt. Die Konstanten K9 und K10 wurden als Schlifffbildanalysen gewonnen. Die ver-

wendeten Beziehungen fassen die wichtigsten Parameter zusammen, so scheint mir. In der Literatur gibt es m.E. bisher keine entsprechenden Ansätze. Eine saubere Überprüfung solcher Beziehungen durch experimentelle Daten ist sehr schwierig. Wir dürfen deshalb an die Genauigkeit und den Gültigkeitsbereich der Gleichung (14) keine zu großen Anforderungen stellen. Das hier soll ein erster Versuch sein.

In Gleichung (6) wurde die tragende Ringdicke mit RR-RPL2 angesetzt. Sie ist jetzt um die Keilrißtiefe zu reduzieren. In Wirklichkeit wird bei einem solchen Vorgehen der Einfluß der Keilrißtiefe überschätzt. Richtig ist das nur für den rein theoretischen Fall, daß zwischen Brennstoff und Hülle während der Wechselwirkungsphase keine Reibung auftritt. Bei vorhandener Reibung stützen sich die Brennstoffsegmente gegeneinander nicht nur über die tragende Ringdicke, sondern auch über die Reibungskräfte Brennstoff/Hülle ab. Wie groß nun dieser Einfluß tatsächlich ist, kann heute niemand genau angeben. Die vorhandenen Reibungsmodelle lassen sich experimentell noch nicht überprüfen. Wir wollen den Reibungseinfluß durch eine fiktive Keilrißtiefe in Gleichung (6) berücksichtigen. Sie hat die Eigenschaft, immer kleiner oder höchstens gleich der Keilrißtiefe nach Gleichung (14) zu sein:

$$(\Delta R)_{Z f.} = \frac{(\Delta R)_Z^2}{RR-RPL2} \quad (15)$$

Mit dieser Programmerweiterung wurde ein weiterer Rechenlauf gemacht. Alle übrigen Daten sind gegenüber dem Grundmodell (Abb.9) unverändert. Das Ergebnis (Abb.13) zeigt keinen signifikanten Unterschied zur Abb.9. Die Keilrißbildung trifft alle Brennstäbe gleichermaßen. Gewisse Unterschiede zwischen einzelnen Stäben, wie auf der Abb.12 zu erkennen, beeinflussen den Wechselwirkungsablauf jedoch nicht gravierend. Das wird sich jedoch sofort ändern, wenn der Reibungseinfluß (Gleichung 15) z.B. zu Null gesetzt wird. Durch unsere Korrektur, gemäß Gleichung (15), wird der Keilrißeinfluß auf die mechanische Wechselwirkung also stark abgeschwächt. Die Durchrechnung der Vg.4b mit verschiedenen Abschwächungsfaktoren hat nämlich gezeigt, daß bei fehlender Abschwächung oder geringerer Abschwächung (ist gleichzusetzen mit fehlender oder geringer Brennstoffreibung) in Brennstäben mit im Mittel hohen Stableistungen die tragende Ringdicke sehr klein wird, so daß keine nennenswerte Wechselwirkung zustande kommen kann. Diese Stäbe zeigen in Wirklichkeit jedoch überraschend hohe Stabaufweitungen (KVE 55). Das ist als ein indirekter Hinweis darauf zu verstehen, daß offenbar die Reibung zwischen Brennstoff und Hülle eine wichtige Rolle spielt.

5.2 Das Anfahrstufenmodell

An allen bekannten Testreaktoren (FR2, BR2, DFR, RAPSODIE, EBR-II) wird die Leistung in Stufen hochgefahren. Im Grundmodell wurde ein kontinuierliches Hochfahren angenommen. Das Anfahrstufenmodell soll diesen Fehler beseitigen.

Die Abb.14 zeigt einen typischen Ablauf eines Anfahrvorganges. Für den Leistungsbereich von 30 bis 100 % Nennlast treten meistens 4 bis 6 Leistungsstufen auf, deren Haltezeiten zwischen wenigen Minuten bis zu einigen Stunden variieren können. Einigermäßen gleichmäßig ist die Fahrgeschwindigkeit für die Reaktorleistung von einer Stufe zur anderen. Im FR2 beträgt sie ca. 10 % Nennlast in 1 Minute. Im BR2 ist sie um den Faktor ca. 10 langsamer. Die Länge der Haltezeiten auf den einzelnen Leistungsstufen und die Fahrgeschwindigkeit selbst bestimmen nun über das Brennstoffkriechen ganz wesentlich die mechanische Wechselwirkung Brennstoff/Hülle. Insbesondere sind es die vier letzten Stufen bis zum Erreichen der Nennlast (Bereich von ca. 50 - 100 % Nennlast). Im darunterliegenden Bereich ist einmal der Brennstoff praktisch noch nicht kriechfähig (Temperaturen zu niedrig), andererseits beginnt der Brennstoff erst ab einer Nennlast von ca. 50 % merklich auf die Hülle zu drücken (gemäß den thermischen Differenzdehnungen).

Das Anfahrstufenmodell wurde für die letzten vier aufeinanderfolgenden Stufen entwickelt. In Abb.15 ist in tabellarischer Form der Verknüpfungsmechanismus dargestellt. Im Modell wird unterschieden zwischen einem Leistungsanstieg von einer Teillast zur nächst höheren Teillast und den Haltezeiten für die einzelnen Teillastvorgänge. Für jeden der vier Teillastfälle kommt das Wechselwirkungsmodell voll zur Anwendung (Ermittlung der therm. Differenzdehnungen, des Brennstoffkriechbetrages, des Brennstabtemperaturprofils, der elastischen Dehnungen). Für den ersten Teillastfall (z.B. 40 % Nennlast, in Abb.15 mit IV bezeichnet) wird die Differenz zum Betriebszustand vor der Abschaltung gebildet. Bei jedem weiteren Teillastvorgang kommt es zur Differenzbildung zwischen den Teillastvorgängen selbst, wenn im ersten Teillastfall bereits eine Wechselwirkung Brennstoff/Hülle eingetreten ist. Ist das nicht der Fall, dann wird der nächste Teillastfall wie der erste behandelt.

Die Abb.15 zeigt mehr als 30 Fallunterscheidungen und deren Verknüpfungsstruktur. Mit der Abkürzung Diff.(...) wird die Differenzdehnung nach dem Grundmodell verstanden. Also thermische Differenzdehnung unter Hinzunahme der elastischen Dehnung von Brennstoff und Hülle und des

Brennstoffkriechens während der kurzen Fahrzeit des Reaktors vom Teillastfall n zum Teillastfall $n+1$. Wenn vom Kriechen gesprochen wird, dann ist in diesem Zusammenhang immer ein Brennstoffkriechen gemeint. Der Spannungsabbau bezieht sich auf die elastischen Spannungen von Brennstoff und Hülle, deren Abbau über das Brennstoffkriechen erfolgt. Gemäß dieses Anfahrstufenmodells wurde die Betriebsgeschichte der Vg.4b Brennstäbe analysiert und zu einem entsprechenden Datensatz für das Rechenprogramm verdichtet. Für jeden Zyklus sind 18 Zahlenwerte festzustellen: 4 Haltezeiten, 4 Fahrgeschwindigkeiten, 4 Teillastfälle, die Stabileistung vor der letzten Abschaltung und nach dem erneuten Reaktorstart mit den entsprechenden Hülltemperaturen, der Abbrand im letzten Zyklus und der Gesamtabbrand.^{*)} Das Ergebnis des entsprechenden PAUK-Rechenlaufs unter Einbeziehung des Anfahrstufenmodells ist in Abb.16 wiedergegeben. Man erkennt eine deutliche Verbesserung der Werte im Vergleich zum Grundmodell (Abb.9).

5.3 Das Wärmeübergangsmodell und Rißbreitenmodell

Der Wärmeübergang Brennstoff/Hülle als auch die wiederholte Rißbildung bestimmt im zyklischen Betrieb ganz wesentlich das Ausmaß der mechanischen Wechselwirkung. Das wurde im Kapitel 4 anhand einiger Beispiele demonstriert. Eine experimentelle Bestimmung dieser Größen während des Betriebes für Brüterbrennstäbe ist bisher noch nicht gelungen.

Für den Wärmeübergang sind Modellansätze entwickelt worden die im wesentlichen zwei Komponenten berücksichtigen. Einmal den Brennstoffdruck (im Kontaktfall) und dann die Leitfähigkeit des Gasgemisches im Spalt Brennstoff/Hülle. Für unser Modell benötigen wir zusätzlich einen Zusammenhang mit dem jeweils neu entstehenden Rißvolumen und dessen Ausheilung. Andererseits wurde in vielen Querschliffen ein regelrechtes Verkleben der äußeren Brennstoffrandzone mit der Hülle beobachtet. Das führte dann dazu, daß der Abkühlungsspalt zwischen Brennstoff und Hülle in den Brennstoffbereich hinein verschoben wurde (breite periphere Risse). Dieser Klebevorgang dürfte ebenfalls den Wärmedurchgang als auch die Rißbildung in starkem Maße beeinflussen.

Bestätigt wird das durch die Beobachtung, daß bei der Vg.4a bei fast allen Stäben im ersten Drittel des Betriebsablaufes geringe Schmelzvorgänge auftraten (wegen der hohen Stabileistungen) und dann dadurch offenbar das Verkleben von Brennstoff und Hülle stark reduziert wurde.

*) Die Leistungsdaten sind über die TE-Anzeige berechnet. In der Regel wurde das der Stabmitte am nächsten gelegene Theromelement verwendet.

Gleichzeitig kann man bei der Vg. 4a feststellen, daß die Hüllaufweitungen relativ klein bleiben, im Vergleich zu den großen aufgetretenen Leistungssprüngen vor und nach den Abschaltungen. Ein Rechenlauf mit PAUK bestätigt diesen Tatbestand. Die durch PAUK ermittelten Stabaufweitungen liegen um den Faktor zwei höher als die gemessenen Werte. Der einzige einleuchtende Grund, warum PAUK so nicht (nämlich mit einer festen Beziehung für den Wärmeübergang) auf die Vg.4a angewendet werden kann, sehe ich in dem nicht erfolgten Verkleben von Brennstoff und Hülle, deren Ursache in dem geringfügigen Aufschmelzen des Brennstoffes zu Anfang der Bestrahlung gesehen werden muß (führt zur Ausbildung eines UO_2 -Filmes auf der Hülle, die offenbar spätere Haftvorgänge erschwert).

Das so entstandene Haft-, Rißbildungs- und Wärmeübergangsmodell soll hier nur in seinen groben Zügen erläutert werden. Es wurde nur indirekt geprüft, und zwar über seinen Einfluß auf die Stabaufweitungen. Diese indirekte Methode der Modellentwicklung und Überprüfung war jedoch sehr intensiv. Es wurden weit über 100 einzelne Rechenläufe zu diesem Zweck angesetzt und alle möglichen Einflußgrößen in ganz unterschiedlicher Zusammenstellung eingebracht. Eine direkte Überprüfung und evtl. Modellverfeinerung über das Schliffbildmaterial ist anzustreben, aber jedoch auch problematisch (die quantitative Schliffbildanalyse weist eine große Streubreite aus).

Der Haftfaktor:

Für den Haftvorgang wurde nach vielen Iterationsschritten folgende einfache Beziehung gefunden:

$$HAB = (SD/BD)^6 - 1,00 + \sum_{Z=1}^n \left(\frac{AZYK}{AZYKGR} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{CHI4}{CHI3} \right)^{1,5} \cdot \left(\frac{CHI5}{CHIGR} \right)^{1,0} \quad (16)$$

NB.: für $AZYK < AZYKGR$ steigt der entsprechende Exponent von 0,5 auf 1,5
 für $CHI4 < CHI3$ fällt der entsprechende Exponent von 1,5 auf 0
 für $CHI5 < CHIGR$ fällt der entsprechende Exponent von 1,0 auf 0

Der Summand $(SD/BD)^6 - 1,00$ berücksichtigt die Brennstoffdichte und die Spaltweite. Da dieser Ausdruck negativ ist, wird auch das HAB zu Beginn der Bestrahlung negativ. Der Quotient $(AZYK/AZYKGR)^{0,5}$ berücksichtigt die relative Zyklenlänge. Lange Zyklen tragen zur Brennstoffhaftung stärker bei als kurze Zyklen. Der Bezugswert $AZYKGR$ wird wie folgt ermittelt:

$$AZYKGR = AZYKO \frac{(A/A2)}{3,5 - 2,5 \text{ FRL}^{2/3}} \quad (17)$$

NB.: für $A < A2$ ist $A/A2 = 1$
 $AZYKO$ (MWd/TM) Eingabegröße (ca.5)
 FRL (Flußformfaktor bei therm. Bestrahlungen (z.B. für Vg.4b ist $FRL=0,80$))
 $A2$ Abbrandgrenze für bereits ausgeprägte Brennstoffhaftung

Durch den Korrekturfaktor im Nenner von (17) wird das radiale Abbrandprofil berücksichtigt. Für die Kenngröße AZYKGR ist der Abbrand in der Brennstoffrandzone maßgebend. Bei thermischen Bestrahlungen liegt dieser Wert deutlich über dem Mittelwert. Er wird hier durch den empirischen Ausdruck $3,5 - 2,5 \text{ FRL}^{2/3}$ abgeschätzt, der aus einer Näherungslösung für die Wärmequellverteilung im thermischen Fluß gewonnen wurde. Die Abbrandabhängigkeit gemäß A/A^2 trägt dem Vorgang Rechnung, daß zu höheren Abbränden hin die Rißausheilung langsamer abläuft, da sich im äußeren Brennstoffbereich mehr und mehr eine Grob-Porosität bildet.

Der Quotient $(\text{CHI4}/\text{CHI3})^{1,5}$ in (16) gibt den Stableistungssprung beim letzten Zyklus wieder. War die Stableistung nach dem Zyklus größer (CHI4) als davor (CHI3), dann heilt die Rißstruktur schneller aus, weil das Temperaturprofil im Brennstoff nicht nur steiler, sondern auch auf einem höheren Niveau liegt. Der Quotient $\text{CHI5}/\text{CHIGR}$ berücksichtigt noch einmal die Höhe des Temperaturniveaus als geschwindigkeitsbestimmenden Maßstab für Ausheilvorgänge. Dabei stellt CHI5 die mittlere Stableistung im letzten Bestrahlungszyklus dar (Mittelwert zwischen Anfangs- und Endwert). CHIGR ist eine Normierungsgröße.

Die Abb.17 zeigt den Verlauf des Haftfaktors HAB für zwei Beispiele aus der Vg.4b. Wird der Wert 2,0 überschritten, dann wird die weitere Summation abgebrochen, eine vollständige Haftung am ganzen Brennstoffumfang ist erreicht.

Diese feste Haftung zwischen Brennstoff und Hülle führt dazu, daß der übliche Abkühlspalt zwischen Brennstoff und Hülle sich nach innen verschiebt und dann innerhalb der äußeren Brennstoffzone auftritt. Das hat natürlich Auswirkungen auf den Wärmedurchgang und die Rißstruktur.

Die Einführung der Größe HAB gemäß (16) wird gestützt durch die Tatsache, daß es so möglich wird, auch für weiter auseinanderliegende Stableistungsbereiche (z.B. sehr hohe Stableistungen oder sehr niedrige Stableistungen) gute Ergebnisse mit PAUK zu erzielen. In Abb.9 fallen ja besonders Brennstäbe mit ungewöhnlich niedrigen oder ungewöhnlich hohen Stableistungen aus dem Bild heraus. Ähnliches gilt für die Zykluslänge. Andererseits läßt sich jetzt im Programm auch der Fall aufnehmen, daß keine feste Haftung entstehen konnte, weil partielles Schmelzen aufgetreten war (Vg.4a). Die Nachrechnung der KVE-Vg. 4a zeigte, daß dazu der Fittingfaktor in (16) K8 einfach auf $1/20$ seines Wertes zu reduzieren ist.

Wenn man sich über einen längeren Zeitraum hunderte von Querschliffen vieler Experimente bezüglich der Wärmeübergangsverhältnisse im Spalt und der Haftung von Brennstoffteilen an der Hülle angesehen hat, dann war mein

auffälligster Eindruck der, daß es wohl unmöglich sein wird, darin irgendeine Systematik zu entdecken, um daraus irgendein Gesetz extrahieren zu können. Ich stehe auch heute noch zu dieser Meinung. Die Zahl der Einflußparameter ist einfach zu groß. Trotzdem hat sich die Formulierung eines Haftfaktors in der relativ einfachen Form von Gleichung (16) für den Rahmen der FR2-Bestrahlungen als hilfreich erwiesen. Und wir dürfen die Hoffnung haben, daß Gleichung (16) auch für andere Randbedingungen (z.B. schneller Fluß, Bündelexperimente) bezüglich des Wechselwirkungsmodells brauchbare Ergebnisse liefert.

Das Rißbreitenmodell:

In gleichem Maße schwierig ist es, das beim Zyklieren jeweils neu entstehende Rißvolumen modellmäßig zu beschreiben und mit der Brennstoffhaftung und dem Wärmeübergang zu verknüpfen. Zweifellos sind das die drei wichtigsten Einflußgrößen für die mechanische Wechselwirkung (neben den Betriebsparametern), und alle drei sind experimentell wie auch theoretisch nur schwer zugänglich.

Jede Reaktorabschaltung läßt neues Rißvolumen entstehen. Dadurch wird der Brennstoffaußenradius vergrößert und/oder der Zentralkanalradius verringert. In der Praxis kommt es wegen des neuen Rißvolumens in der Regel nicht zur vollen Ausbildung eines Abkühlspaltes, oft wird er völlig unterdrückt. In unserem Wechselwirkungsmodell wird das Rißvolumen auf den Brennstoffradius bezogen und als additive Größe zum Brennstoffradius hinzugezogen. Es werden dabei zwei Einflußparameter berücksichtigt:

1) Die Brennstoffhaftung verstärkt die Ausbildung breiter peripherer Risse im Brennstoffrandbereich, die praktisch an die Stelle eines Abkühlspaltes treten. Je unregelmäßiger und gezackter der Verlauf ist, um so mehr schwindet die Wahrscheinlichkeit dafür, daß die Rißflächen beim nächsten Reaktorstart noch glatt aufeinanderpassen. Die Brennstoffhaftung beeinflusst diesen Vorgang merklich, denn eine Brennstofftablette ohne Haftung an der Hülle zieht sich bei der Abkühlung ziemlich kompakt in sich selbst zusammen, trotz der Rißstruktur, und so werden beim nächsten Aufheizvorgang noch viele Rißflächen voll zur Deckung kommen können, so daß der Brennstoffradius selbst während der Wechselwirkungsphase durch die Risse nicht merklich vergrößert erscheint.

2) Eine gute Ausheilung der alten Rißstruktur vom letzten Zyklus ist eine Voraussetzung zur Bildung wirklich neuer Rißstruktur beim nächsten Zyklus. Insofern alte Rißebenen immer wieder neu aufreißen, entsteht dadurch nur eine geringfügige Brennstoffradienänderung. Obwohl im Schliffbild (kalter

Zustand) z.T. große Rißbreiten erscheinen mögen, so schließen sie sich doch beim erneuten Aufheizen weitgehend. Die Rißausheilung ist im wesentlichen eine Funktion des Zyklusabbrandes und der Stabileistung (Temperatureffekt). Das Aufreißen alter Rißstruktur wird mit zunehmender Brennstoffhaftung und zunehmendem Abbrand wahrscheinlicher.

Damit wären alle wichtigen Einflußgrößen genannt. Die PAUK-Optimierung ließ die folgende Verknüpfung als richtig erscheinen:

$$ER = EO \cdot HAB^{0,5} \cdot (AZYK/AZYGR)^{0,4} \cdot (CHI5/CHIGR)^{0,5} \quad (18)$$

für $A > A_2$ wird $ER = ER - EO(1 - (A/A_2)^2)^{0,5} \cdot KO$

für $AZYK > 1,5$ $AZYGR$ ist $(AZYK/AZYGR)^{0,4} = 1,2$ zu setzen.

KO, EO Eingabegrößen (1)

Der Quotient $(CHI5/CHIGR)^{0,5}$ berücksichtigt neben der Ausheilungsgeschwindigkeit (Temperatureffekt) den Abkühlungssprung (durch das CHI1 in CHI5), der Quotient $(AZYK/AZYGR)^{0,4}$ den Zeitfaktor bei der Ausheilung. Die Reduktion der effektiven Rißbreite durch "alte Rißebenen" wird durch den Summanden $-EO(1 - (A/A_2)^2)^{0,5} \cdot KO$ berücksichtigt. Darin ist A_2 der Abbrandwert, bei dem das Produkt aus $A \cdot HAB$ den Wert 40 erreicht hat. Die Brennstoffhaftung und der Abbrand begünstigen die Ausbildung von festen Rißebenen, das ist hier die Modellvorstellung. In Abb.18 ist für 2 Beispiele die Rißbreite als Funktion der Abbrandzyklen wiedergegeben (siehe auch Abb.19).

Der Wärmeübergang Brennstoff/Hülle:

Der Wärmeübergang Brennstoff/Hülle soll für jeden Zyklus neu als Funktion des Haftfaktors (Abbrandeinfluß) und der Rißbreite berechnet werden. Vorausgesetzt wird ein geschlossener Spalt und eine Gasmischung im Spalt (bzw. in den Rissen), dessen Wärmeleitfähigkeit gering ist und durch neu hinzukommende Spaltgase nur noch wenig beeinträchtigt wird. Wir wollen das $A_1 = 25.000$ MWd/tM dafür als Grenze betrachten. Für $A < A_1$ wird der Wärmeübergang nach der einfachen Beziehung abgeschätzt:

$$H_1 = H_2 = K_2 - K_1 \cdot A \quad (19)$$

H_1 Wärmeübergang unmittelbar vor einem Zyklus

H_2 Wärmeübergang unmittelbar nach einem Zyklus

Der Faktor K_1 berücksichtigt den Einfluß der Spaltgase in der ersten Betriebsphase. K_2 gibt das Anfangsniveau wieder. Beide Faktoren werden als Eingabegrößen behandelt. Da für $A < A_1$ die mechanische Wechselwirkung kaum in Erscheinung tritt, ist diese relativ grobe Abschätzung des Übergangsbeiwertes erlaubt.

Bei zunehmender Haftung des Brennstoffes an der Hülle verlagert sich der Wärmedurchgang immer mehr auf die Festkörperkontaktfläche. Das soll durch die Beziehung ausgedrückt werden:

$$\text{Für } H_{AB} > 0: H_1 = H_3 + K_4 \cdot (H_{ABD} \cdot H_{AB})^{0,33} \quad (20)$$

mit der Obergrenze $H_1 = \max. 2,0 \quad K_4 (\text{W/cm}^2 \text{grd}) \quad \text{Konstante}$

Durch die Hineinnahme von H_{ABD} und H_{AB} in (20) wird einmal für jeden einzelnen Zyklus der Einfluß von Zykluslänge, Stableistung (Temperaturniveau) und Leistungssprung beim letzten Zyklus auf die Verbesserung des Wärmeübergangs berücksichtigt, andererseits der Abbrandzustand selbst mit beurteilt^{*)}. Das geschieht über das H_{AB} , als auch über das vom Abbrand abhängige $AZYKGR$ im H_{ABD} . H_3 bezeichnet die Wärmeübergangszahl zu Beginn der letzten Bestrahlungsperiode. Die Größe H_{ABD} beschreibt den Zuwachs für die Brennstoffhaftung während der letzten Bestrahlungsperiode gemäß (16). In Abb.18 ist für zwei Beispiele der Verlauf von H über die gesamte Bestrahlungszeit und innerhalb der Bestrahlungszyklen gemäß (20) wiedergegeben. Wir erkennen einen unterschiedlichen Anstieg zwischen den Zyklen, ebenso auch einen unterschiedlich starken Abfall durch die jeweiligen Zyklen.

Das H_2 und damit der Wert beim erneuten Startvorgang wird wesentlich an das ER gekoppelt:

$$H_2 = H_1 - (H_1 - K_6) \cdot ER^{0,5} \cdot K_5 \quad K_5(1) \quad \text{Konstante} \quad (21)$$

Eine stark ausgeprägte Rißstruktur hat also einen schlechten Wärmeübergangswert während der Anfahrphase zur Folge. Als Untergrenze wird das K_6 eingeführt ($K_6 = 0,7 \text{ W/cm}^2 \text{grd}$).

Es wurden unzählige Rechenläufe durchgeführt, um die Gleichungen (20) und (21) so aufeinander abzustimmen, daß bezüglich der mechanischen Wechselwirkung sich die gewünschten Ergebnisse in einem breiten Parameterbereich einstellen. Inwieweit die hier angegebenen Beziehungen den tatsächlichen Verlauf des Wärmeübergangswertes beschreiben, läßt sich experimentell als auch theoretisch kaum überprüfen. Für das Wechselwirkungsmodell ist auch nicht so sehr der tatsächliche Verlauf entscheidend, als vielmehr das relative Verhältnis von H_2 zu H_1 . Dieses Verhältnis bestimmt in erster Linie den Unterschied in der Brennstoffausdehnung vor und nach einem Zyklus. Insofern kann also das hier verwendete Modell falsche Wärmeübergangswerte errechnen, ohne daß sich das bei der mechanischen Wechselwirkung in stärkerem Maße niederschlägt.

Das obige Modell wird deshalb in erster Linie auch diesen Sprung im Wärmeübergang beim zyklischen Betrieb richtig beschreiben und darf keinesfalls als ein neues, geprüftes Wärmeübergangsmodell mißverstanden werden. Sobald es aus dem speziellen Programmmzusammenhang gelöst wird, kann es nicht mehr als geprüft gelten.

*) Als Zykluslänge ist hier nicht eine Reaktorperiode zu verstehen. Oft werden diese durch Schnellschlüsse etc. unterbrochen. Deshalb gilt hier nur der Zeitraum vom letzten Schnellschluß an. Im Programm wird das durch einen Faktor FSS berücksichtigt. Er beeinflusst auch die Berechnung von H_{AB} (siehe Programmlisten Abb.21).

Bei einem Vergleich mit anderen Modellen muß man sich die hier benutzte Definition des Wärmeübergangsbeiwertes vor Augen führen. Sie schließt den Einfluß der Rißstruktur auf das Temperaturprofil im Brennstoff voll mit ein. Das gilt besonders für hochabgebrannte Stäbe, bei denen ein herkömmlicher Restspalt zwischen Brennstoff und Hülle in der Regel nicht mehr vorhanden ist, sondern der Brennstoffrandbereich durch ein Netz von langen und kurzen, quer und längs laufenden Rissen von der Hülle getrennt ist. An der eigentlichen Kontaktstelle Brennstoff/Hülle ist unter Umständen der Wärmekontakt so gut, daß der dort auftretende Temperatursprung vernachlässigbar klein wird.

Inwiefern das hier beschriebene kombinierte Rißbreiten- und Wärmeübergangsmodell die PAUK-Ergebnisse wesentlich verbessert, ist in Abb.20 zu erkennen. Der Vergleich mit der Abb.16 zeigt ein deutlich geschlosseneres Feld von Wertepunkten. Die Abweichung des Rechenwertes vom experimentellen Befund beträgt bei der Versuchsgruppe 4b im Mittel nur noch etwa $\pm 0,05\%$ $\Delta d/d$.

Damit ist die erste Version des Rechenprogrammes PAUK erstellt. Bis auf wenige, kleinere Programmfeinheiten wurden alle wesentlichen Details vorgestellt.

6. PROGRAMMLISTE

PAUK wurde in Frotran IV geschrieben und auf der IBM 360/65 getestet. Die in Abb. 21 zusammengestellte Programmliste stellt den gesamten Eingabeblock dar. Er gliedert sich in die Bereiche

- Materialdaten, Modellkonstanten (Statement 3-40, 61)
- Rechenoperationen (Statement 41-358)
- Betriebsdaten (Format nach Statement 53-55)
- Steuerkarten

Bei den Materialdaten sind die experimentenspezifischen Materialdaten gesondert zusammengefaßt an den Anfang gestellt. Sie sind zusammen mit den Betriebsdaten bei jeder Experimentgruppe neu zu schreiben. Das Format für die Betriebsdaten steht auf den Statements 53-55. Die Betriebsgeschichte eines Stabquerschnittes mit n Zyklen steht auf $2 \cdot n + 1$ Karten. Die erste Karte gibt die Anzahl der Zyklen an (Format I5). Im weiteren folgen je zwei Karten für die Zyklen mit den Daten für CHI1, CHI2, A, AZYK, THI1, THI2, FFS und LF1, TAN1, LF2, TAN2, LF2, TAN3, LF4, TAN4, LA1 bis LA4.

Im Ausgabeblock werden für jeden Zyklus zwei Zeilen mit Daten geliefert. Die erste Zeile enthält Eingabeparameter, die zweite Zeile vorwiegend Ergebnisparameter. Die Größe $\Delta d/d$ steht am Schluß der zweiten Zeile (EHPL). Die Abb.22 gibt als Beispiel den Ergebnisblock für den Stab 4B/7-KVE 48 wieder. In der Abb.23 sind die Definitionen der im Rechenprogramm benutzten Abkürzungen zusammengestellt.

7. ERSTE ANWENDUNGSRECHNUNGEN - DISKUSSION DER ERGEBNISSE

Da die gesamten Stäbe der Versuchsgruppe 4b für die Modellentwicklung und das Anpassen von Modellkonstanten herangezogen wurden, kann die komplette Nachrechnung der Vg.4b noch nicht im eigentlichen Sinne als Anwendungsrechnung bezeichnet werden. Das dort erreichte Maß an Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechenwert muß deshalb auch als Optimum bezeichnet werden. Bei dem Anpassen der Modellkonstanten gab es ganz unterschiedliche Empfindlichkeitsgrade und es mag durchaus zutreffen, daß die eine oder andere Modellkonstante experimentspezifisch angepaßt wurde, d.h. daß eine Anpassung über eine andere Versuchsgruppe (z.B. KVE-Vg.5b) zu einer etwas anderen Modellkonstante geführt hätte. Das trifft hauptsächlich alle Konstanten, die die Brennstoffhaftung, den Wärmeübergang und die Ribbildung beeinflussen. Daraus erkennt man, daß die Statistik einer Versuchsgruppe nicht ausreicht, um ein Rechenprogramm dieser Art optimal anzupassen. Andererseits mag der eine oder andere Modellansatz auch noch zu ungenau sein, so daß von einer Versuchsgruppe zur anderen größere Unterschiede in der Qualität der Rechenergebnisse zu erwarten sind, die sich durch ein besseres Anpassen nicht beseitigen lassen. Drittens muß auf die vielen vereinfachenden Annahmen in diesem Programm hingewiesen werden, die in extremen Fällen entsprechend größere Fehlerbalken bei ganz anders ausgelegten Versuchsgruppen verursachen können. Viertens sind nicht die Fehler zu unterschätzen, die den Bestrahlungsdaten selbst anhaften (Abbrand, Stableistung, Hülltemperatur). In einem Fall (Stab Nr. 4B/12) zeigte sich, daß ein Hochlaufen der Hülltemperatur zu Beginn der einzelnen Bestrahlungszyklen offenbar an der Hülle nicht spurlos vorübergegangen ist. Dieser Stab hat eine etwa doppelt so große Stabaufweitung, wie die durch PAUK errechnete. Bei der Optimierung des Rechenprogrammes mußte deshalb dieser Stab ausgeklammert werden.

Im Folgenden sollen die Ergebnisse der Anwendungsrechnungen für die Versuchsgruppen FR2-KVE Vg.4a, FR2-KVE-Vg.5b und Mol 8B/2 diskutiert werden. Alle drei Gruppen bringen einen ganz speziellen Aspekt in die Diskussion

hinein. Bei der Vg.4a handelt es sich durchweg um Stäbe, die zu Anfang ihrer Bestrahlungsgeschichte offenbar kurzzeitig die Schmelztemperatur erreichten. Es wurde schon erwähnt, daß dadurch vermutlich die spätere Brennstoffhaftung herabgesetzt wurde. Die Stäbe der Vg.5b lagen alle auf einem relativ niedrigen Stableistungsniveau (250-350 W/cm), der mittl.Abbrand je Zyklus lag ca. 30 % höher als bei den übrigen Gruppen. Die Stäbe des Mol 8B-Experimentes schließlich, zeichnen sich durch den epithermischen Fluß (betrifft Flußabsenkung im Brennstab) und sehr kurze Zykluslängen aus.

7.1 Nachrechnung der Bestrahlung im FR2-KVE Vg.4a

Die Abb.24 zeigt das Ergebnis. Wie schon erwähnt, sind die Stabaufweitungen relativ klein geblieben. Das PAUK-Programm wurde neu angepaßt bezüglich der Haftbildung, indem die Haftkonstante K_8 auf $1/20$ des Ausgangswertes reduziert wurde. Diese Korrektur wurde programmintern mit der Zentraltemperatur gekoppelt. Sobald sie den Wert 2700°C überschreitet, erfolgt automatisch die obige Korrektur. Der neue Verlauf von H und ER wird wesentlich dadurch bestimmt, daß für weite Bereiche das HAB kleiner Null ist. Dann wird für $A > A_1$ automatisch $H_1 = H_2 = 0,7 \text{ W/cm}^2\text{grd}$ gesetzt. Für $HAB < 0$ gilt weiterhin $ER = 0,002 \cdot HAB$, also praktisch gleich - 0.0. Diese Maßnahmen sind sehr pauschal. Für die Wärmeübergangszahl ist dabei die Gleichsetzung von H_2 und H_1 die wichtigere Maßnahme. Ein Wert von $1,0 \text{ W/cm}^2\text{grd}$ würde ganz ähnliche Ergebnisse bringen.

Der Vergleich in Abb.24 von experimentellem Wert und Rechenwert zeigt eine weit größere Fehlerbreite als bei der Vg.4b (besonders KVE 41). Das liegt m.E. in erster Linie an der nicht sehr genauen Ermittlung der Brennstoffhaftung. Sie muß bei erfolgter partieller Schmelze differenzierter berechnet werden, als das durch die Reduktion der Konstanten K_8 erfolgt ist. Die Schliffbilder zeigen größere Unterschiede, die durch die neuen HAB-Werte nicht wiedergespiegelt werden. Ein weiterer Grund mag die Gleichsetzung von H_2 mit H_1 für negative Werte von HAB betreffen. Diese Maßnahme ist offenbar etwas zu pauschal. Dem größeren Stabdurchmesser ($7,4 \text{ mm}^{\phi}$) wird kein spezieller Einfluß zugeschrieben. Nicht zu unterschätzen sind die Auswirkungen der z.T. starken Pu-Entmischung und das Verklemmen von Brennstoffteilchen im rad. Spalt. Sie wirken jedoch bzgl. der mechanischen Wechselwirkung abschwächend. Das zeigte eine erste PAUK-Analyse zu dieser Frage und das scheint auch die Vg.4a zu bestätigen (gilt nur für Oxidbrennstoff, beim Karbid sieht das anders aus, siehe auch Abb.26 und 27).

7.2 Nachrechnung der Bestrahlung im FR2-KVE Vg.5b

Es handelt sich um 12 dünne Stäbe von $4,7 \text{ mm}$ Außendurchmesser für die Testreaktorentwicklung FR3. Der Abbrand war sehr hoch, die mittl.Stableistung

klein (250-350 W/cm) und die Zyklenlänge groß (7-15 MWd/kgM). Der Vergleich der experimentellen Werte mit den Rechenwerten (Abb.26) zeigt eine relativ gute Übereinstimmung, wenn man die Grenzbedingungen dieser Versuchsgruppe berücksichtigt.

7.3 Nachrechnung der Bestrahlung im BR2-Mol 8B

Es handelt sich hier nur um einen Stab. Der zweite Stab dieser Serie wurde durch eine noch nicht geklärte Schadensursache stark aufgeschmolzen (bei ca. 100.000 MWd/tM) und kann deshalb zu dieser Analyse nicht hinzugezogen werden. Er zeigte jedoch im intakten Teil nur geringe Stabaufweitungen. Die Serie Mol 8C ist noch nicht ausgewertet.

Die Aussage eines Stabes einer Versuchsgruppe mag kein großes Gewicht haben. Für die Analyse mit PAUK ergaben sich jedoch einige interessante Aspekte:

- 1) Die Stableistungssprünge in den Zyklen waren relativ hoch, was zu starken Stabaufweitungen führen kann (im unteren Stabbereich).
- 2) Der Abbrand je Zyklus war relativ gering, was die mechanische Wechselwirkung stark erniedrigt.
- 3) Es handelt sich um eine Bestrahlung im epithermischen Fluß, so daß über den Stabquerschnitt praktisch kein Abbrandprofil liegt. Dadurch erfolgt die Rißausheilung durch Schwellen im Vergleich zu einer rein thermischen Bestrahlung bei sonst gleichen Bedingungen zeitlich langsamer.

Die Rechnung ergibt eine Stabaufweitung von 0,4%. Die Übereinstimmung mit dem experimentellen Wert von 0,3 % ist zufriedenstellend. Man erkennt daraus, daß trotz hoher Stableistungssprünge offenbar keine starken mechanischen Wechselwirkungen wegen der Punkte 2 und 3 erfolgen konnten. Dieser Zusammenhang wird durch PAUK zufriedenstellend berücksichtigt.

7.4 Diskussion der Ergebnisse

In diesem Abschnitt soll der Einfluß einiger wichtiger Einflußgrößen herausgearbeitet werden. In Kapitel zwei wurde erwähnt, daß der Stableistungssprung vor und nach dem Zyklus offenbar für die mechanische Wechselwirkung ein entscheidender Parameter ist (Abb.6). Aufgrund einer Modellanalyse ergibt sich als zweite ebenso wichtige Einflußgröße der Wärmewiderstand im Brennstab. Er ändert sich im zyklischen Betrieb ganz wesentlich. Dazu kommt noch die Rißstruktur. Beide Größen gehören zum Brennstabinneren, während der Stableistungssprung von außen aufgeprägt wird. Den zweiten wichtigen äußeren Einflußparameter stellt das Anfahrzeitschema dar.

Welche Parameter verändern nun den Wärmewiderstand? Die wichtigsten sollen hier diskutiert werden. Es sind dies die Brennstoffdichte, die Brennstoffhaftung, die Brennstoffrißstruktur und der Wärmeübergangswert Hülle/Brennstoff.

Einfluß des Stableistungssprunges

Darunter wird, wie schon erwähnt, die Änderung der Stableistung von einem Reaktorzyklus zum anderen verstanden. Die PAUK-Analyse zeigt, daß dieser Effekt bei hohen Stableistungen mehr und mehr seinen Einfluß auf das Ausmaß der mechanischen Wechselwirkung einbüßt. Ein Stableistungssprung von 500 auf 550 W/cm ist kaum noch wirksam, während ein entsprechender Sprung bei 300 W/cm auf 350 W/cm deutlich zu Hüllaufweitungen führt, vorausgesetzt, es handelt sich um einen bereits haftenden Brennstoff mit einer ausgeheilten Rißstruktur. Dieser Unterschied erklärt sich aus dem hohen Temperaturniveau im Brennstoff bei Stableistungen über 500 W/cm, so daß nur noch ein dünner tragender äußerer Brennstoffring vorhanden ist, der bereits relativ gute Kriecheigenschaften besitzt.

Interessant ist die Frage nach der Stableistung, bei der während des jeweiligen Anfahrens eine stärkere Wechselwirkung einsetzt. Sie beträgt etwa 50 % der Stableistung, die gegen Schluß der letzten Bestrahlungsperiode geherrscht hat. Wenn z.B. die Stableistung am Ende der letzten Bestrahlungsperiode etwa 300 W/cm betrug und im neuen Zyklus auf 500 W/cm angehoben werden soll, dann ist beim Anfahren ab etwa $0,5 \times 300 = 150$ W/cm Vorsicht geboten. Ab dieser Leistung sollte das Anfahrzeitschema reglementiert werden, davor ist keinerlei Einschränkung erforderlich. Durch ein entsprechend langsames Weiterfahren von 150 W/cm aufwärts bis auf 500 W/cm läßt sich unter Umständen die Hüllrohraufweitung ganz vermeiden. Diese Einschränkungen gelten jedoch nur, wenn einige wichtige Randbedingungen erfüllt sind (z.B. ausgeheilte Brennstoffstruktur, haftender Brennstoff).

Eine andere Frage zielt auf die Höhe einer schnellen Leistungsrampe, die noch von der Hülle ertragen werden kann (innerhalb des elastischen Bereiches). Sie darf bei voll ausgeheilter Brennstoffrißstruktur (d.h. es liegt eine längere, nicht unterbrochene Abbrandphase von ca. 4 MWd/kgM vor) und bereits haftendem Brennstoff ($A > \text{ca. } 40 \text{ MWd/kgM}$) nicht mehr als 10 % der Nennlast betragen. PAUK-Rechnungen zeigen, daß das nicht gilt für den Stableistungsbereich ≤ 60 % Nennlast, bei sehr hohen Stableistungen (> 500 W/cm), oder bei einem sehr frischen bzw. sehr hoch abgebrannten Brennstoff. In diesen Fällen kann die Rampe z.T. bis 50 % Nennlast betragen, ohne daß die Hülle sich plastisch verformt.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß beim Betrieb von Schnellbrüterbrennstäben schnelle Leistungsrampen (im Minutenbereich), soweit sie 10 % der Nennlast übersteigen, soweit als irgend möglich vermieden werden sollten.

Einfluß des Anfahrzeitschemas

Dazu ist das meiste bereits oben gesagt worden. Das Anfahrzeitschema sollte besonders ab 50 % Nennlast sehr sorgfältig überlegt werden und keine „Leistungsrampen“ größer 10 % zulassen. Die erforderliche Haltezeit auf den einzelnen Leistungsstufen kann aufgrund der Unsicherheit bei den hier verwendeten Brennstoffkriechdaten nur grob abgeschätzt werden. Insgesamt sollte sie für den Bereich 50-100 % Nennlast etwa 6-8 h betragen. Dadurch würde man mit Sicherheit stärkere Wechselwirkungen ausschließen. Dabei ist auf eine gleichmäßige Verteilung der Haltezeit auf die einzelnen Leistungsstufen zu achten. Wenn man bedenkt, daß allein mit einer derart einfachen Maßnahme jegliche stärkere mechanische Wechselwirkung unterbunden werden kann, dann ist in Zukunft diesem Punkt bei Bestrahlungsexperimenten erhöhte Aufmerksamkeit zu schenken.

Betroffen davon ist auch das strahleninduzierte Brennstoffkriechen im zyklischen Betrieb. Dabei geht es vorwiegend um den primären Bereich und seine Abhängigkeit von den verschiedensten Parametern. Hier steht noch ein weites und sehr schwieriges Experimentierfeld offen. Im Programm wurden für $A > A_2$ die Kriechfähigkeit des Brennstoffes gemäß einem Faktor $(A/A_2)^{0,5}$ bis auf maximal das 1,5-fache erhöht. Diese Maßnahme soll die Zunahme von grober Porosität mit steigendem Abbrand in der Brennstoffrandzone berücksichtigen.

Einfluß der Brennstoffdichte

Der Einfluß der Brennstoffdichte auf das Brennstabverhalten ist, solange er untersucht worden ist, auch strittig geblieben. Es soll hier keine übereilte Prognose dazu abgegeben werden, soviel hat jedoch die PAUK-Analyse gezeigt, daß

- 1) die Einfüllspaltweite für den Beginn der Wechselwirkung wesentlich ist. Bei einem sehr kleinen Einfüllspalt (z.B. 3 v/o) wird bereits oberhalb von 10.000 MWd/tM mit einer schärferen Wechselwirkung zu rechnen sein. Große Spalte (≥ 5 v/o) sind also für die erste Betriebszeit von Vorteil.
- 2) mit steigender Brennstofftablettendichte auch stärker werdende Hüllrohrverformungen zu erwarten sind. Bei der KVE Vg. 4b ergab sich eine Zunahme der plastischen Hüllaufweitung von 10 bis 20 % beim Übergang von 84 auf 90 % Tablettendichte (sonst gleiche Verhältnisse). Das ist zurückzuführen auf eine Abnahme der Kriechgeschwindigkeit des äußeren tragenden Brennstoffringes, wegen der steigenden Brennstoffdichte und der damit auch abnehmenden Brennstofftemperaturen. Das heißt nun aber noch nicht, daß sich die Standzeit der Stäbe mit niedrigerer Tablettendichte um dieses Maß erhöht. Je nachdem, welche Annahmen für die Standzeitgrenze getroffen wird (0,15%, 0,5% oder sogar 1%) wird der Einfluß spürbar oder nicht (s.auch Abb.17).

Einfluß der Brennstoffhaftung

Dieser Parameter wird erst seit kurzer Zeit im Zusammenhang mit der mechanischen Wechselwirkung diskutiert und ist von Dienst / 4 / eingeführt worden. Im Rahmen des PAUK-Programmes spielt er eine zentrale Rolle, sowohl für den Wärmeübergang, als auch für das jeweils je Zyklus neu entstehende Rißvolumen. Wenn die hier getroffenen Modellannahmen zutreffen, dann wird eine stärkere mechanische Wechselwirkung bei den üblichen Betriebsbedingungen durch die Brennstoffhaftung erst ermöglicht.

Als Beispiel dafür mag die KVE Vg.4a gelten. Die Brennstoffhaftung ist bei allen Stäben aufgrund der Schliffanalyse recht schwach geblieben. Als einzigen Grund dafür wurde ein partielles Aufschmelzen des Brennstoffes etwa zu Beginn der Betriebsgeschichte gefunden (Kap.7.2^{*)}). Nun sind die experimentell gemessenen Stabaufweitungen verhältnismäßig klein geblieben, trotz großer Leistungssprünge und hoher Abbrände. Gemäß der PAUK-Analyse würden unter normalen Umständen, also ohne reduzierte Brennstoffhaftung, die Stabaufweitungen um den Faktor 2 bis 3 höher gelegen haben als sie tatsächlich ausgefallen sind.

Für die Haftausbildung sind längere Zyklen (5-10 MWd/kgM), hohe mittlere Stableistungen ($> 450 \text{ W/cm}$) und große positive Leistungssprünge von einem zum anderen Zyklus günstig. Das läßt sich sehr einfach aus Gleichung (16) entnehmen und auch ganz gut festkörperphysikalisch verstehen (siehe Kap. 5.3).

Ebenso physikalisch verständlich ist der Einfluß der Brennstoffhaftung auf die Rißbildung und den Wärmeübergang. Die Begründung dazu wurde bereits in Kap. 5.3 gegeben.

Einfluß des Wärmeüberganges und des Rißvolumens

Im Laufe des Abbrandes sind beide Größen offenbar großen Änderungen unterworfen. Sie rühren her von der zunehmenden Brennstoffhaftung mit steigendem Abbrand und der ständigen Rißausheilung durch Brennstoffschwellen und thermische Brennstoffdiffusion in der Brennstoffrandzone. Die Abb.18/19 zeigen das in zwei Beispielen. Exemplarisch daran ist, daß sowohl das Rißvolumen als auch die für die jeweilige Temperaturniveaudifferenz im Brennstoff wichtige Größe $1/H_2 - 1/H_1$ bei hohem Abbrand stark rückläufig sind. Bei hohen Abbränden ist deshalb aufgrund dieser Faktoren bei normalen Betriebsbedingungen nur mit einer stark abgeschwächten Wechselwirkung zu rechnen.

*) Das Aufschmelzen ist sicher immer zusammen mit der dabei erfolgenden Pu-entmischung im obigen Sinne wirksam. Vielleicht ist der Aspekt der Pu-entmischung hier zu kurz gekommen.

Wenn man will, dann kann man das als den zweiten wesentlichen Abbrandeinfluß bezeichnen. Er ist dem ersten entgegengerichtet, nämlich der Zunahme der Größe ER und $1/H_2 - 1/H_1$ mit steigendem Abbrand aufgrund zunehmender Brennstoffhaftung zu Beginn der Bestrahlung.

Die Brennstoffhaftung führt somit einmal erst zu der Möglichkeit starker zyklischer Belastungen, dann aber auch macht sie bei hohen Abbränden, aufgrund der inzwischen erfolgten Auflockerung der äußeren Brennstoffzone (Bildung von grober Porosität als Resteffekt der Rißausheilung), diese Möglichkeit wieder zunichte /13/ (siehe Abb.19).

In Kap.5.3 wurde bereits ausgeführt, daß es bei dem Verlauf des Wärmeübergangsbeiwertes in unserem Zusammenhang mit der mechanischen Wechselwirkung nicht auf die absoluten Zahlen ankommt, sondern im wesentlichen auf die Differenz $1/H_2 - 1/H_1$. Je größer sie ausfällt, um so stärker ist die Differenzdehnung und um so schärfer wird damit die mechanische Wechselwirkung ausfallen.

Grundsätzlich erhebt sich die Frage, ob nicht die experimentellen Ergebnisse (Vg. 4a, 4b, 5b) auch erklärt werden können, ohne daß man auf ein bisher nirgends bewiesenes neues Rißvolumen je Zyklus, ohne daß man auf eine starke Änderung des Wärmeüberganges vor und nach einer Abschaltphase zurückgreifen muß. Diese Frage muß verneint werden, und zwar nicht deshalb, weil anders Stabaufweitungen modelltheoretisch nicht denkbar wären, sondern allein deshalb, weil die gemessenen Stabaufweitungen um ein Vielfaches größer sind, als solche Modellrechnungen es ausweisen würden (siehe auch Abb. 10/11).

Wiederholt wurde in letzter Zeit die Vermutung geäußert, daß im schnellen Fluß bei hohen Abbränden die zykl. Wechselbelastung wesentlich durch das Hüllrohrschwellen abgeschwächt wird. Nach den in dieser Arbeit gefundenen Zusammenhängen ist eine solche Vermutung zur Erklärung des experimentellen Befundes jedoch nicht mehr nötig. Sie ist m.E. auch nicht zwingend, da das Brennstoffschwellen auch bei hohen Abbränden immer noch größer als das Hüllrohrschwellen bleibt. Man bedenke, daß es im Kornwachstumsbereich Gasschwellraten von mehr als 5 v/o gibt. Solange keine radial wirksamen Kräfte da sind, geht der Brennstoff also weiter wie ein Kuchen im Backofen nach außen. Sicher führt das nicht zu einem stärkeren Druck des Brennstoffes auf die Hülle, für die zykl. Wechselbelastung ist das jedoch praktisch ohne Belang.

Einfluß einiger Materialkonstanten

Bei der Kalibrierung von PAUK wurde den Materialkonstanten

TPL Plastizitätstemperatur des Brennstoffes

K_{BR} Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes

α_{BR}/α_H Ausdehnungsbeiwert von Brennstoff und Hülle

keine größere Aufmerksamkeit geschenkt, weil ihr Einfluß auf das $\Delta d/d$ nur sekundärer Natur ist. Das soll nun stärker differenziert werden.

Die Plastizitätstemperatur des Brennstoffes kann korrekt nicht als Materialkonstante bezeichnet werden. Sie hängt wesentlich ab von der Brennstoffspannung und auch von der Porosität. Die hier eingeführte Temperatur von TPL mit 1600°C sollte für einen Brennstoffspannungszustand gelten, bei dem gerade plastische Hüllaufweitungen auftreten. Eine Absenkung von 1600 auf 1500°C brachte nun bezüglich der plastischen Hüllaufweitungen für die Vg.4b praktisch keine Änderung. Das Rechenprogramm ist also offenbar gegenüber gewissen Änderungen von TPL stabil. Eine Reduzierung von TPL reduziert die thermische Brennstoffausdehnung als auch das Brennstoffkriechen (über die mittlere Brennstofftemperatur). Beide Effekte wirken gegenläufig und heben sich gegenseitig offenbar im gewissen Rahmen auf.

Eine Verbesserung der Wärmeleitfähigkeit zeigt ebenfalls diese Tendenzen. Durch die Temperaturabsenkung im Brennstoff kommt es einmal zu einem geringeren Brennstoffkriechbetrag, andererseits wird auch die thermische Brennstoffausdehnung reduziert. Diese beiden gegenläufigen Effekte gleichen sich jedoch nur in einigen Fällen aus, wie die ausführliche Rechnung zeigte. In den meisten Fällen gab es eine Abnahme der plastischen Hüllaufweitung, z.T. bis zu 15 %, besonders dann, wenn die Stableistungen niedrig waren.

Der Brennstoffausdehnungskoeffizient α_{BR} übt einen relativ starken Einfluß auf das $\Delta d/d$ aus. Eine Reduzierung um 10 % führt zu einer Abnahme von ca. 25 % bei der plastischen Hüllaufweitung. Sie erfolgte jedoch bei allen Stäben ziemlich gleichmäßig, so daß ein evtl. hier gemachter Fehler durch eine andere gegenläufig wirkende Korrektur aufgehoben wird (z.B. Erhöhung von EO). Der Hüllrohrausdehnungskoeffizient hat nur einen sehr geringen Einfluß. Eine 10%ige Änderung schlägt auf das Ergebnis kaum sichtbar durch.

Ganz ähnlich wie die Korrektur des α_{BR} wirkt sich eine Änderung der Elastizitätsgrenze der Hülle aus. Eine Erhöhung dieses Wertes setzt die plastische Hüllaufweitung ganz gleichmäßig bei allen Stäben herunter. Das ist auch trivial. Falls der hier zugrunde gelegte Zahlenwert von $0,75 \cdot \sigma_{0,2}$ nicht stimmt, dann wäre eine neue Eichung des Programmes erforderlich. Die

Ergebnisse der Anwendungsrechnungen würden sich dadurch jedoch praktisch nicht ändern.

Für die Ausheilung der Rißstruktur ist der Abbrand je Zyklus eine wichtige Größe. Seine Änderung um z.B. -10 % (von 5 auf 4,5 MWd/kgM) reduziert die plastische Hüllaufweitung auch gerade in diesem Umfang. Dieser Einfluß wird jedoch nur relevant für Bestrahlungsgeschichten, bei denen der mittlere Abbrand je Zyklus nicht viel größer ist als 5 MWd/kgM.

Abschließend noch ein Wort zur Brennstoffkriechgeschwindigkeit. Ihr Einfluß wurde bereits in den verschiedensten Zusammenhängen diskutiert. Zahlenmäßig wirkt sich eine Korrektur um + 25 % bei der Vg.4b mit einer Abnahme der plastischen Verformungen um 10 % aus. Dieser Einfluß verstärkt sich mit steigenden Stableistungen und langsameren Anfahrsgeschwindigkeiten, weil dann das Brennstoffkriechen in der Gesamtbilanz der differentiellen Dehnungsbeträge ein größeres Gewicht erhält.

Für das Brennstoffkriechen wurden in-pile-Kriechdaten verwendet, die streng genommen nur für den stationären Betriebszustand gelten. Wir wissen jedoch seit einiger Zeit /6/, daß auch beim strahleninduzierten Kriechen ein primärer Bereich auftritt, der um Faktoren größere Werte aufweist. In PAUK 1 wurde das dadurch berücksichtigt, daß für die erste Kontaktphase die Kriechdauer einfach um den Faktor 2 heraufgesetzt wurde. Das ist gleichbedeutend mit einer Erhöhung der Kriechgeschwindigkeit um den Faktor 2 (siehe Statement 148 in Abb.21/3). Die erste Kontaktphase meint hier einen Teillastfall, der vielleicht 0,5-2 Std. dauern mag. Der bisher experimentell gemessene primäre Kriechbereich /6/ dauerte zwar länger an, er ist jedoch auch komplexer Natur (Einfluß der Rißausheilung) und wurde bei relativ niedrigen Brennstoffspannungen bestimmt (die Brennstoffspannungen im Kontaktfall liegen bei 2-10 kp/mm²). So mag die hier getroffene Annahme als ein erster Versuch gewertet werden, das primäre Brennstoffkriechen mit einzu- beziehen.

8. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Diese Arbeit hatte das Ziel, das Verständnis für den Ablauf einer mechanischen Wechselwirkung im zyklischen Betrieb zu vertiefen, und deren wichtigste Einflußparameter modelltheoretisch zu analysieren. Trotz der insgesamt etwa 1000 Computeranalysen^{*)} mit jeweils der vollen Bestrahlungsgeschichte von 22 Stäben bleiben noch viele Fragen offen. Wegen der Fülle des Materials konnte hier nur der wesentliche Teil zur Darstellung gebracht werden. Die Fülle der neu formulierten und experimentell schwer überprüfbaren Modelle ist nicht zu übersehen. Dennoch kann diese Arbeit zum Verständnis der wesentlichen Zusammenhänge beitragen.

Für weitere Aktivitäten auf diesem Gebiet sollen abschließend einige Hinweise gegeben werden:

1. Das Hüllmaterial von Schnellbrüterbrennstäben verliert aufgrund der starken Strahlenversprödung im schnellen Fluß, der thermischen Wechselspannungen und dem Spaltgasdruckaufbau mit zunehmender Standzeit seine Dehnungsreserven sehr schnell. Dann können auch kleinere Kurzzeit-Wechselwirkungen, wie sie beim An- und Abfahren des Reaktors auftreten, zu Stabversagen führen. Deshalb sollten für höhere Abbrände ($A > 40.000$ Mwd/tM) detaillierte Anfahrvorschriften erarbeitet werden, mit dem Ziel, diese Belastungsart vollständig zu vermeiden.
2. Das setzt eine noch bessere Modellkenntnis voraus. In diesem Sinne sind die hier gemachten Ansätze weiterzuentwickeln und zunehmend auf eine experimentelle Basis zu stellen.
3. Weiterhin erfordert das eine bessere Kenntnis einiger wichtiger Materialeigenschaften, wie
 - a) das elastisch/plastische Verhalten von Hüllmaterialien unter Bestrahlungsbedingungen
 - b) eine bessere Kenntnis des Brennstoffkriechens bei vorhandener Rißstruktur zu Beginn einer Bestrahlungsperiode (primärer Bereich)
 - c) das elastisch/plastische Verhalten von Kernbrennstoffen unter Bestrahlungsbedingungen
 - d) das Studium der Rißbildungs- und Rißausheilungsmechanismen.

*) Eine Analyse braucht auf der IBM 360/65 eine Rechenzeit von ca. 10 sec. entsprechend 6,50 DM.

9. LITERATURHINWEISE

- /1/ C.N. Craig u.a.
Fast Reactor (Pu,U)O₂ Fuel Pin Irradiation in EBR-II to 75.000 MWd/t
Trans. Am. Nucl. Soc. 12, 556 (1969)
- /2/ A. Boltax u.a.
Mixed Oxide Fuel Pin Performance Analysis Using the Olympus
Computer Code
Proc. Conf., New Orleans, April 1971, ANS
- /3/ C.N. Craig u.a.
Steady-State Irradiation Performance of UO₂-PuO₂ Fast Reactor
Fuels
Proc. Conf., New Orleans, April 1971, ANS
- /4/ D. Brucklacher, W. Dienst
Experimental Results Concerning the Mechanical Interaction between
Oxide Fuel and Cladding
IAEA-Symp. 173/11-31, Brüssel, July 1973
- /5/ B.F. Rubin u.a.
Nucl. Technol. 16 (1972) 89
- /6/ D. Brucklacher, W. Dienst
Einfluß von Druck und Neutronenfluß auf das Kriechen des Brenn-
stoffes
KFK 1272/2, 1272/3, 1273/1, 1400
- /7/ D. Freund
Auslegung, Bestrahlung und Nachuntersuchung der Oxid-Brennstabproben
im FR2
KFK 1376 (1972)
- /8/ D.P. Hines u.a.
Non-Steady-State Factors in Models for Swelling of Oxide Fuels
Nucl.Appl.Techn. Vol.9, Sept. 1970
- /9/ E.P. Hicks, H. Hughes
Fast Reactor Fuel Pin Modelling
nicht veröffentlicht

- /10/ E. Duncombe u.a.
Comparisons with Experiments of Calculated Dimensional Changes and
Failure Analysis of Irradiated Bulk Oxide Fuel Test Rods Using the
CYGRO1-Code
WARD-TM-583 (1966)
- /11/ H. Kämpf, G. Karsten
The SATURN-Code, a Theoretical Analysis of Fuel Pin Behaviour and
Fuel Void Dynamics
KFK 1088 (November 1969)
- /12/ K. Kummerer, H. Elbel
Experimental and Modeling Results Concerning Operational Behaviour
of a SNR-Type Fuel Pin
IAEA-Symp. 173/V-25, Brüssel, Juli 1973
- /13/ H. Hoffman u.a.
UO₂-PuO₂-Brennstabbestrahlung im Trefoil-Einsatz DFR 304. Auswertung
der Untersuchungsergebnisse an den bestrahlten Brennstäben
KFK 1864 (1973)

Parameter	Experiment	FR2 KVE-Vg.4a	FR2 KVE-Vg.4b	FR2 KVE-Vg.5b	BR2 Vg.Mol 8B
Herstellung	Anzahl der Stäbe	28	35	18	2
	davon ausgewertet *)	12	22	12	1
	Stabdurchmesser (mm)	7,4x0,5	6x0,38	4,6x0,3	6x0,38
	Hüllmaterial	1.4988	1.4988	1.4988	1.4988
	Brennstofflänge (mm)	80	80	80	500
	Schmierdichte (% TD)	80-84	80-84	80	80
	Brennstoffdichte (% TD)	86-92	92-96	86	86
	rad.Spaltweite (μ)	ca.100	ca.90	ca.70	ca.90
	Pu-Anteil (w/o)	15	20	30	20
	U-235-Anteil (w/o)	U _{nat}	U _{nat}	U _{nat}	93%U235
	Tabl.Oberfläche	ungeschl.	ungeschl.	ungeschl.	ungeschl.
	BET-Oberfläche d.Pulver ($\frac{m^2}{g}$)	1,5-2	1,5-2	1,5-2	1,5-2
	Mischzeit der Pulver (h)	2	2	2	2
Pu-Verteilung	homogen **)	homogen **)	homogen **)	homogen **)	
Betrieb	Abbrand (MWd/kgM)	10-90	10-90	10-120	80-100
	Stableistungsbereich (W/cm)	600-200	500-200	400-250	450-300
	Hülltemperatur(inne) (°C)	550-250	700-350	450-250	700-450
	Anzahl der Zyklen	10-22	10-22	8-15	30
	mit Schnellschlüssen	ca.20-50	ca.20-50	ca.15-40	ca.60

*) Stäbe mit Abbränden ≤ 40 MWd/kgM wurden nicht ausgewertet, ebenso beim Vorliegen von Betriebsstörungen

***) Mischkristallanteil ca. 10 %

Abb.1 : Herstellungs- und Betriebsdaten der ausgewerteten Versuchsgruppen im FR2 und BR2

Experiment	Einsatz Nr.	Stab Nr.	erreichter Abbrand *) (MWd/tM)	Brennstoffdichte		Stabaufweitung (gemessen) (%)
				Tabl.d. (%TD)	Schmierd. (%TD)	
KVE- Vg. 4a	37	A16	60.000	85	80	0,0
		A15	60.000	85	80	0,35
		B14	57.000	92	96	0,7
	38	A22	85.000	85	80	0,2
		A21	76.000	85	80	0,2
		A20	75.000	85	80	0,35
	40	A28	82.000	85	80	0,2
		A25	79.000	85	80	0,2
		A27	85.000	85	80	0,5
	41	A18	56.000	85	80	0,15
		A23	60.000	85	80	0,15
		A17	50.000	85	80	0,15
KVE- Vg. 4b	47	4B/4	85.000	90	84	0,4
		4B/3	85.000	90	84	1,2
		4B/2	87.000	90	84	2,5
	48	4B/9	79.000	90	84	0,1
		4B/8	74.000	90	84	0,7
		4B/7	84.000	90	84	1,2
		4B/5	78.000	90	84	1,6
	49	4B/11	100.000	90	84	0,2
		4B/12	120.000	90	84	1,8
		4B/10	123.000	90	84	2,2
	55	4B/15	60.000	86	80	0,35
		4B/14	67.000	86	80	1,0
		4B/13	64.000	86	80	1,2
	56	4B/18	58.000	86	80	0,1
		4B/17	60.000	86	80	0,35
		4B/16	64.000	86	80	0,7
	57	4B/21	77.000	86	80	0,4
		4B/20	88.000	86	80	0,7
4B/18		91.000	86	80	1,1	
58	4B/24	110.000	86	80	0,3	
	4B/23	99.000	86	80	0,6	
	4B/22	86.000	86	80	0,6	
KVE- Vg. 5b	77	5B/4	108.000	86	80	0,15
		5B/3	115.000	86	80	0,3
		5B/2	127.000	86	80	0,8
	80	5B/7	113.000	86	80	0,4
		5B/6	115.000	86	80	0,55
		5B/5	109.000	86	80	0,8
	81	5B/9	90.000	86	80	0,1
		5B/8	92.000	86	80	0,6
		5B/1	95.000	86	80	0,8
	82	5B/12	87.000	86	80	0,3
5B/11		91.000	86	80	0,6	
5B/10		93.000	86	80	0,8	
Mol 8B	8B/2	A3	110.000	86	80	0,3

*) aus Betriebsprotokollen ermittelt

Abb. 2: Bestrahlungsdaten der ausgewerteten Versuchsgruppen

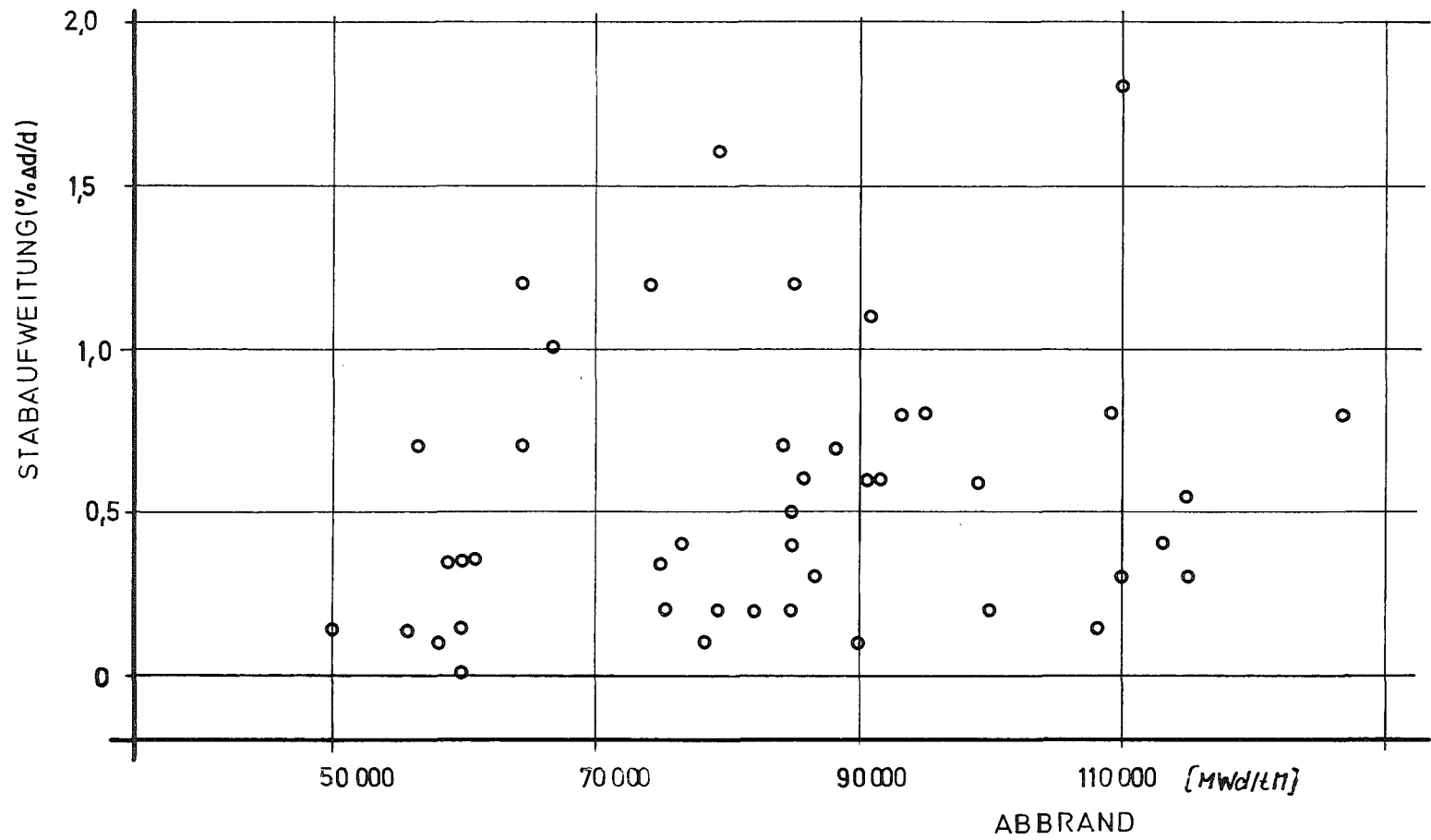


Abb.3: Gemessene Stabaufweitungen über dem Abbrand aufgetragen (KVE-Vg. 4a, 4b, 5b, Mo1 3B)

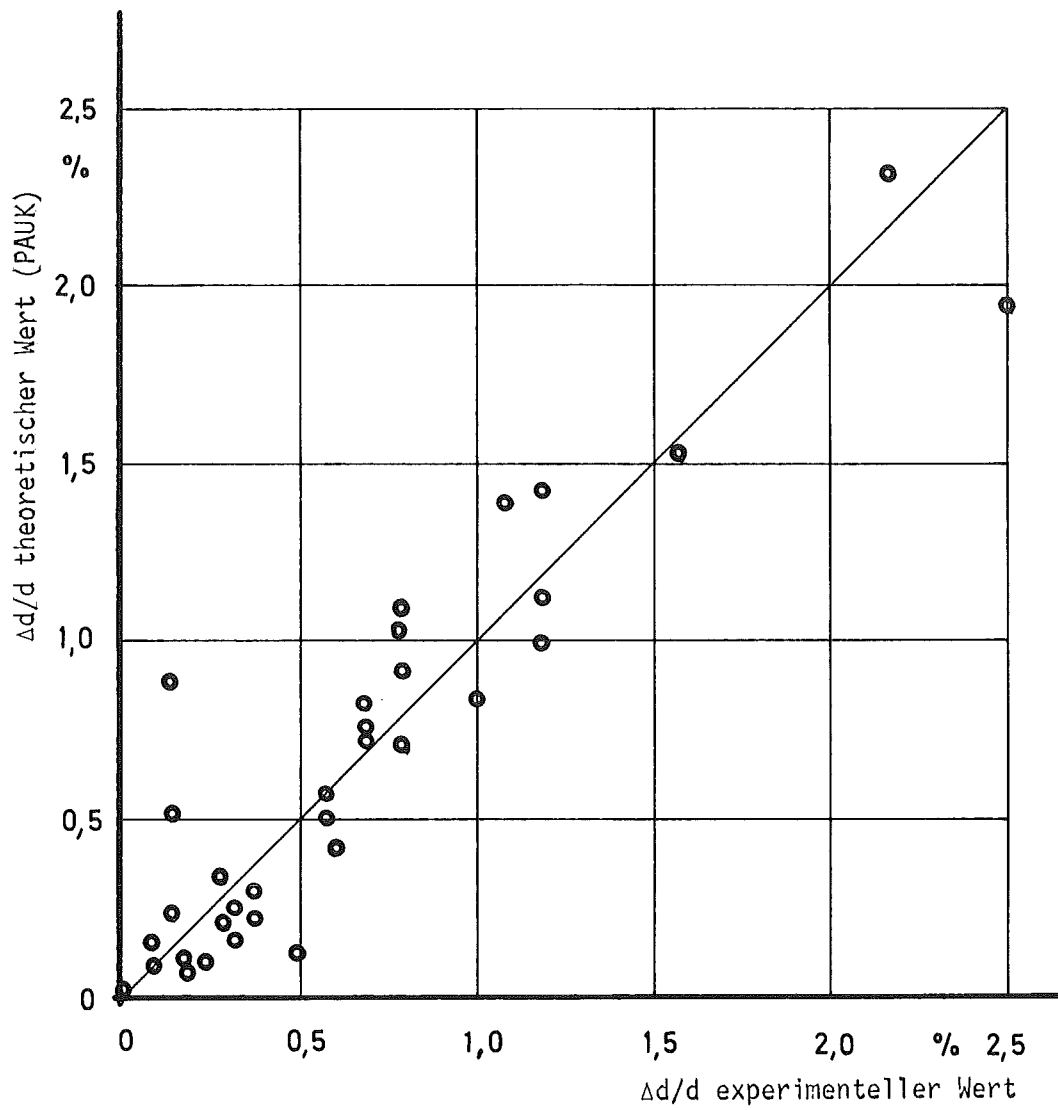


Abb.4: Vergleich experimenteller Stabaufweitungen ($\Delta d/d$) mit den Ergebnissen des Rechenprogrammes PAUK1 (KVE-Vg. 4a, 4b, 5b)

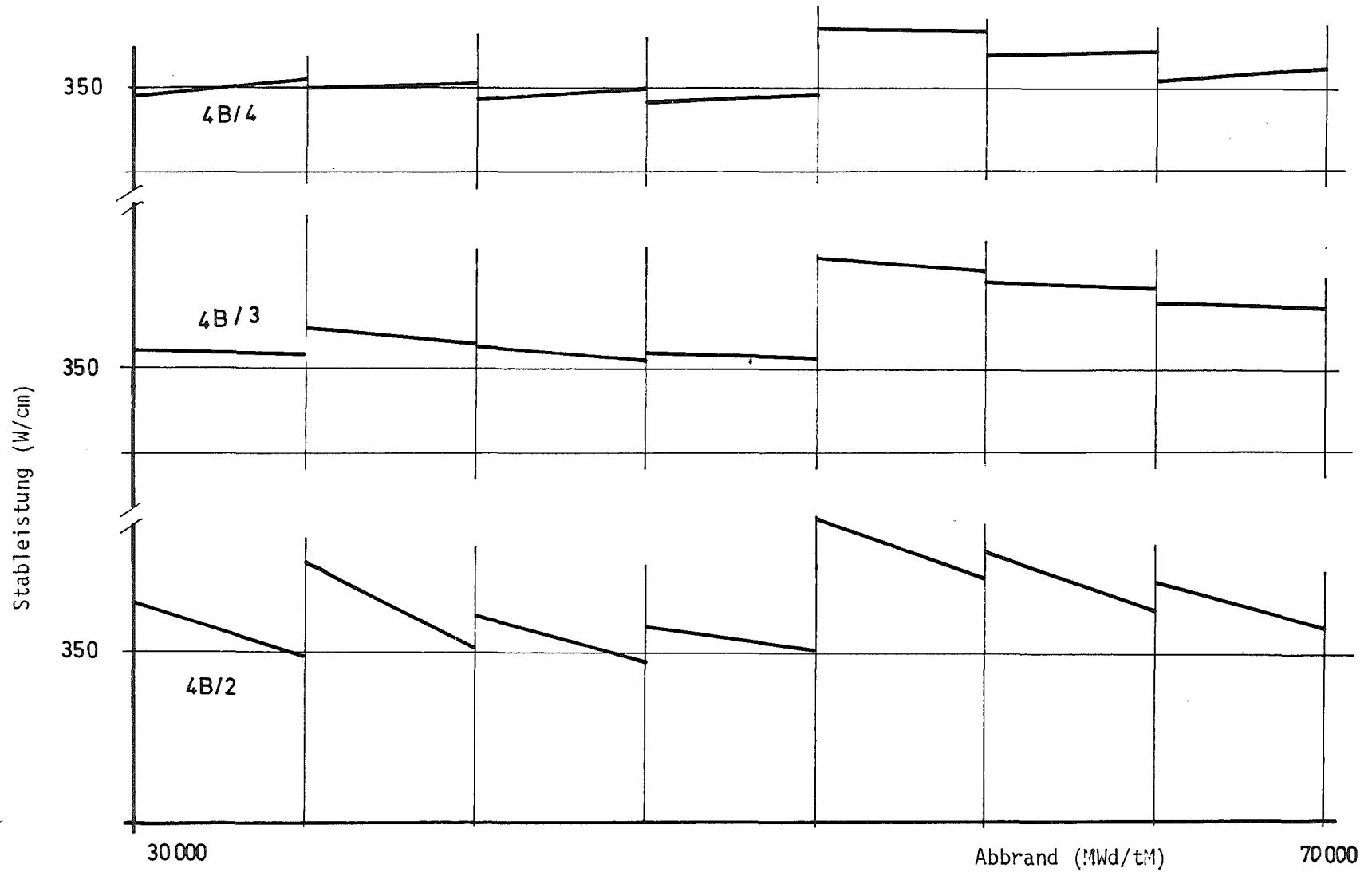


Abb.5: Schematischer Ausschnitt des Stableistungsverlaufes für die Stäbe des KVE 47: 4B/2, 4B/3, 4B/4

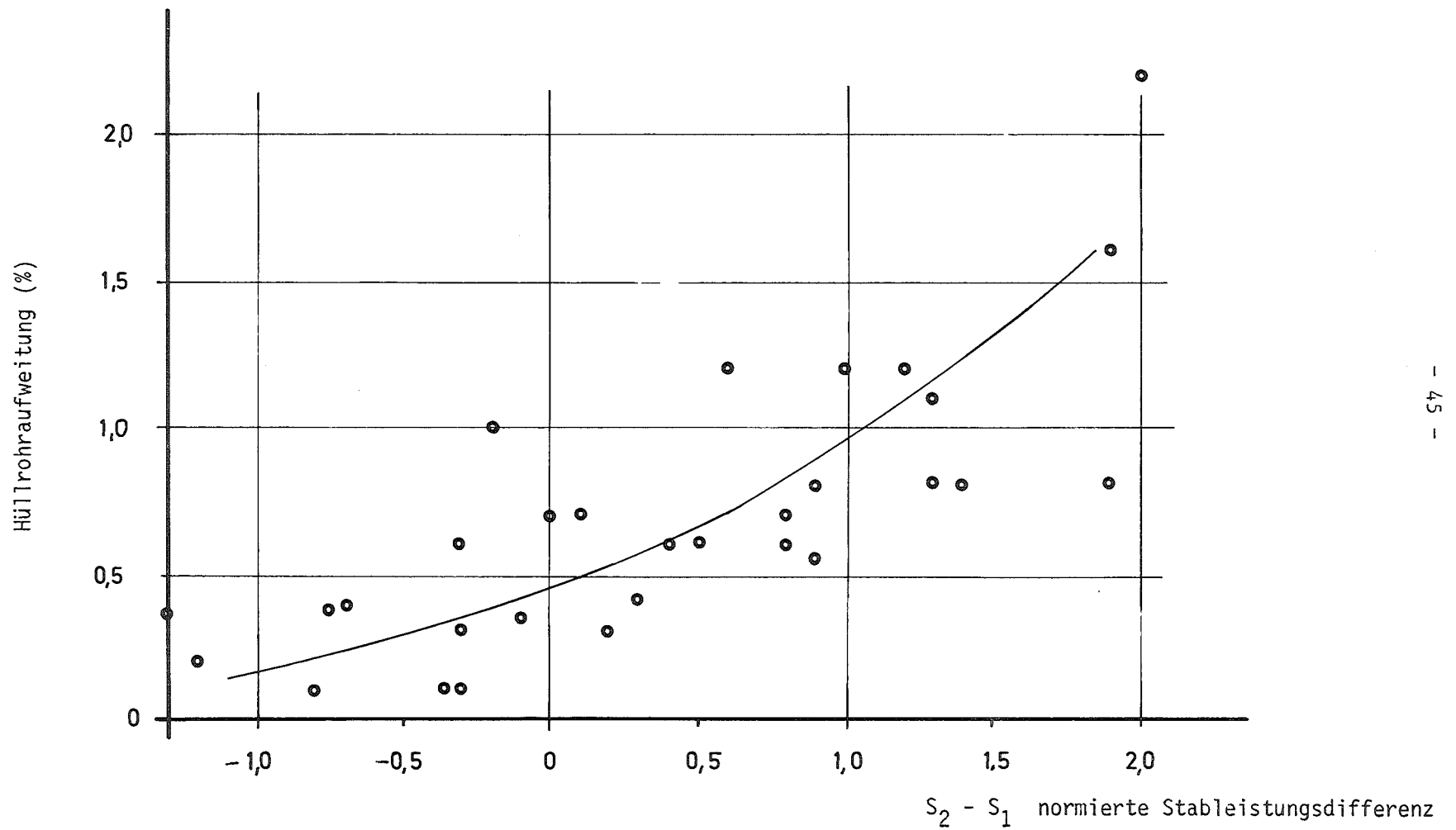
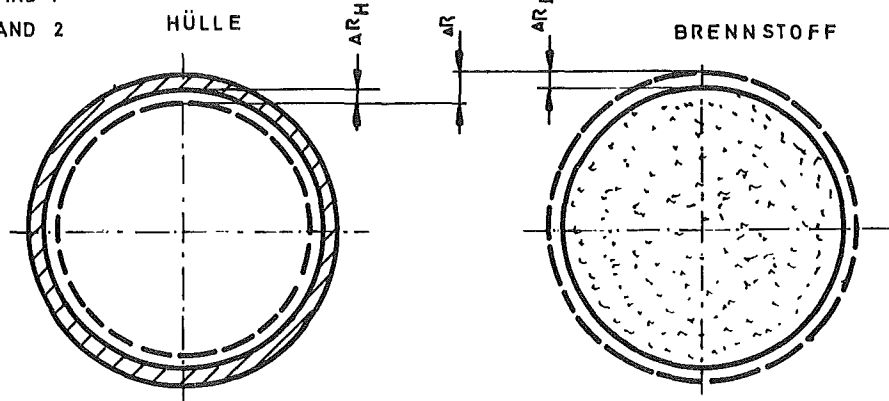


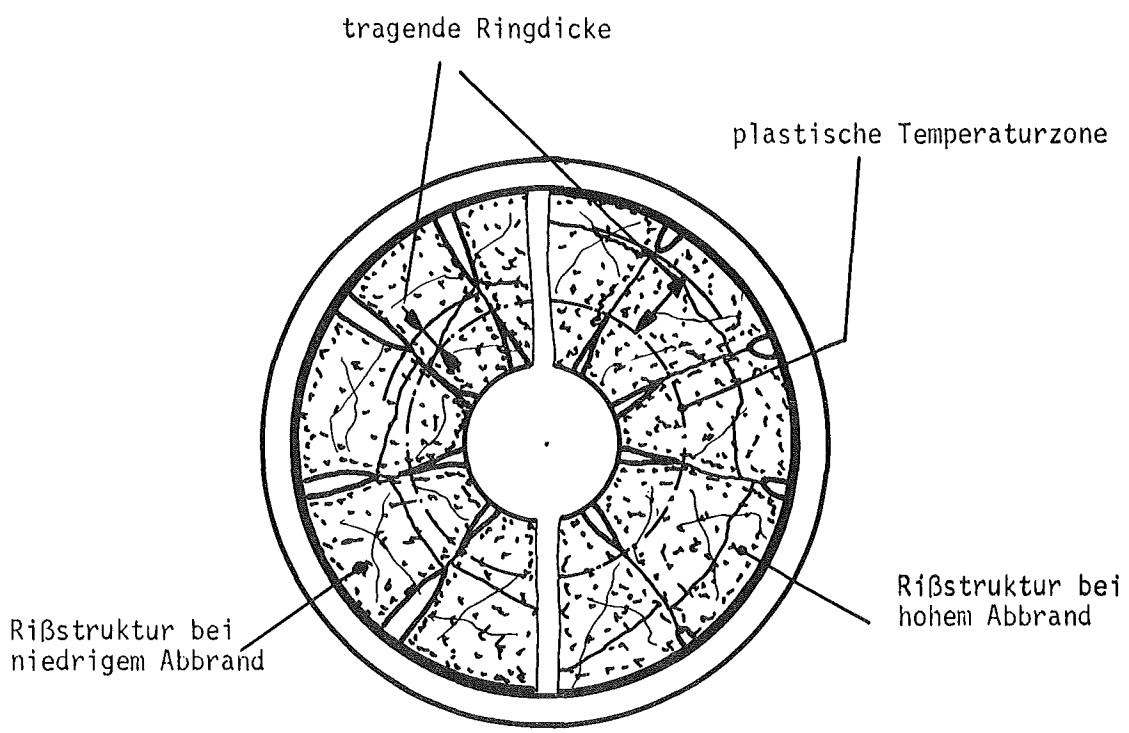
Abb.6: Auftragung der Stabaufweitungen über eine normierte Stabileistungsdifferenz (Summe der Leistungssprünge in den Abschaltzyklen) - Vg. 4b, 5b

— ZUSTAND 1
- - - ZUSTAND 2



Durchmesseränderung der Hülle durch Abkühlung von Zustand 1 nach Zustand 2.

Durchmesseränderung des Brennstoffs durch Temperaturerhöhung vom Zustand 1 nach Zustand 2.



einige Schliffbilder in Abb.26 und 27 verdeutlichen diese schematische Darstellung

Abb.7: Schematische Darstellung der Rißstruktur von U/PuO₂ Tablettenbrennstoff bei verschiedenen Abbränden (abgekühlter Zustand)
Schematische Darstellung des Grundmodells (oben)

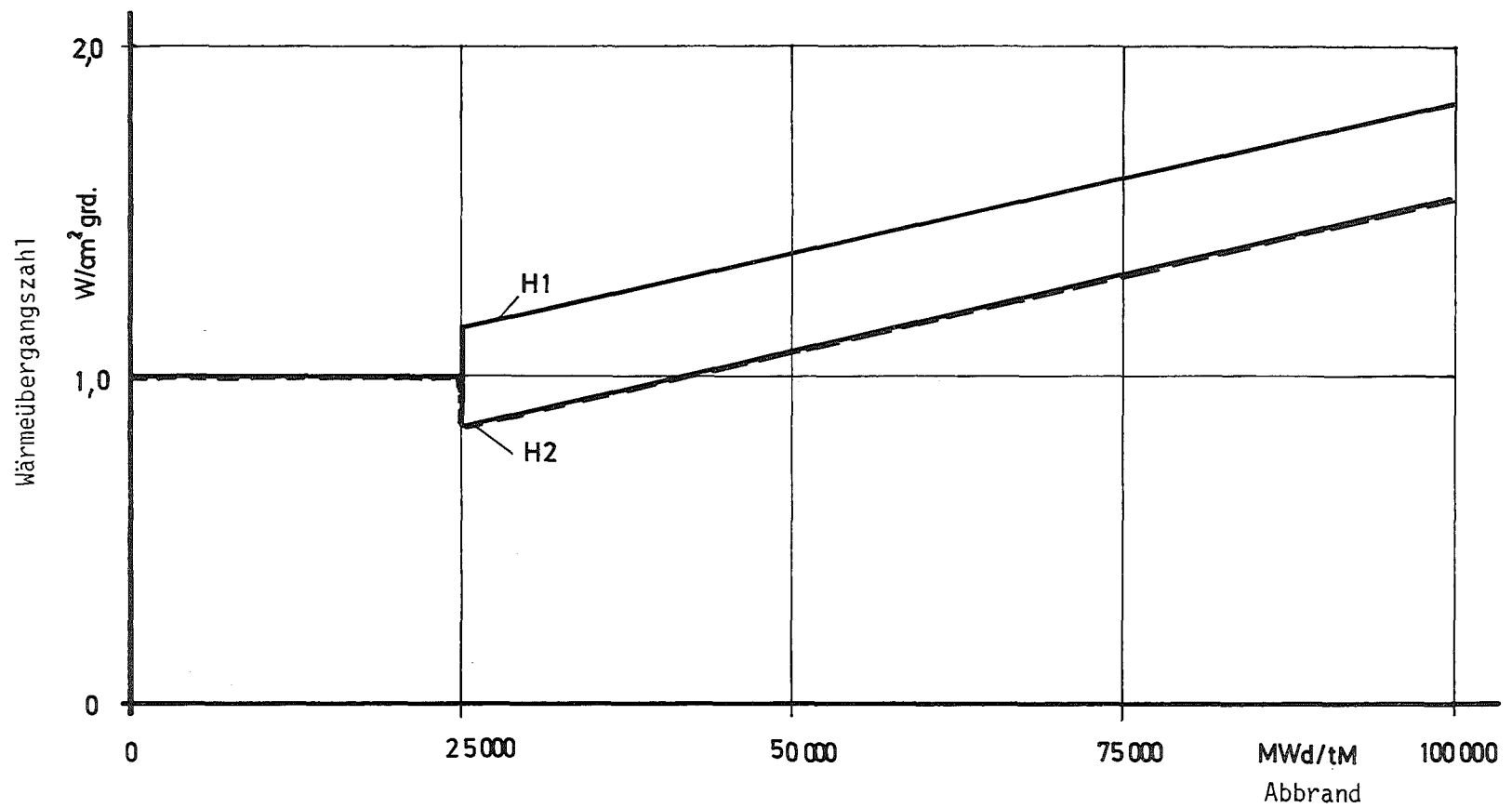


Abb.8: Abhängigkeit der Wärmeübergangszahl vor und nach einem Zyklus (H_1 , H_2) vom Abbrand (PAUK-Grundmodell)

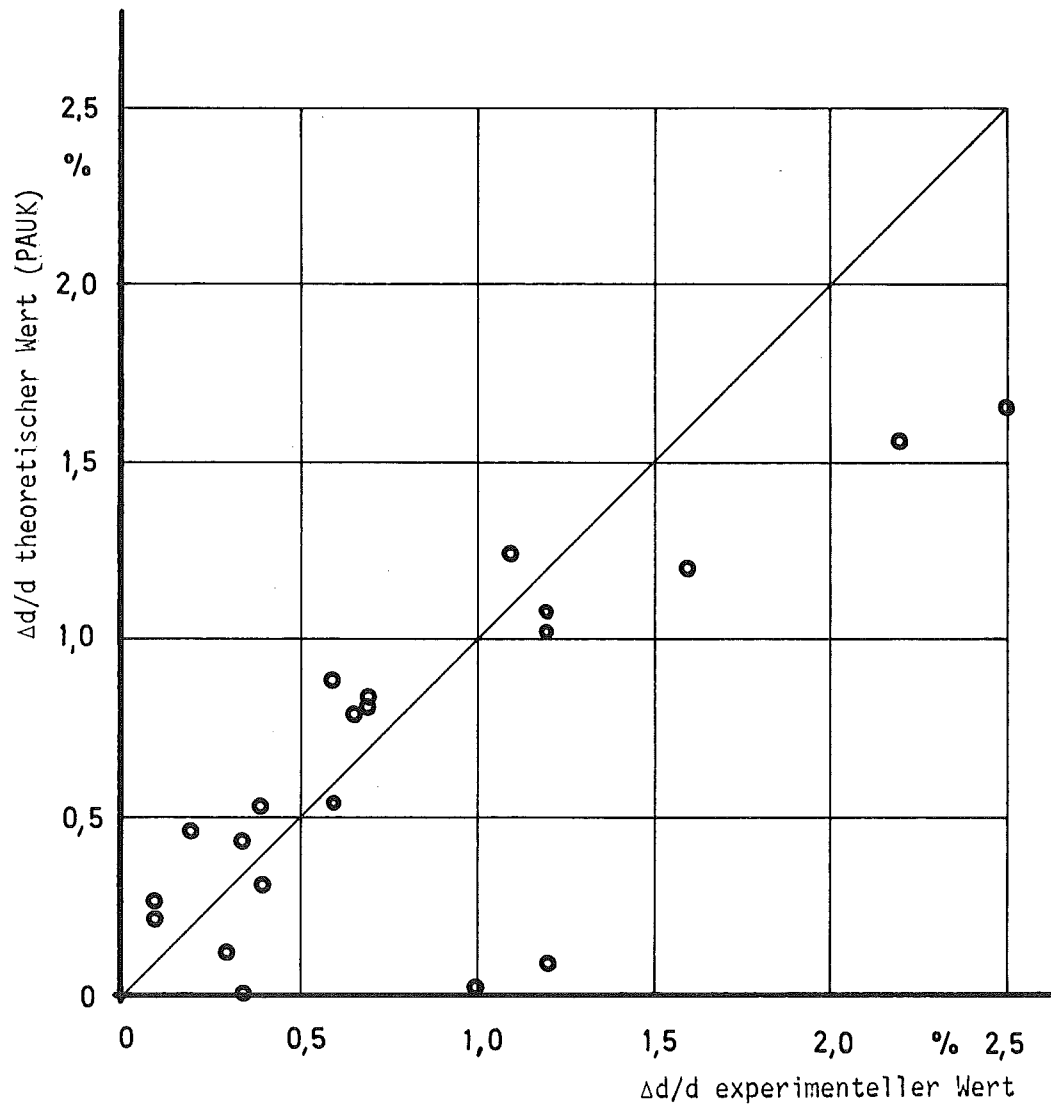


Abb.9: PAUK-Grundmodell
Vergleich mit den experimentellen Werten der Vg. 4b

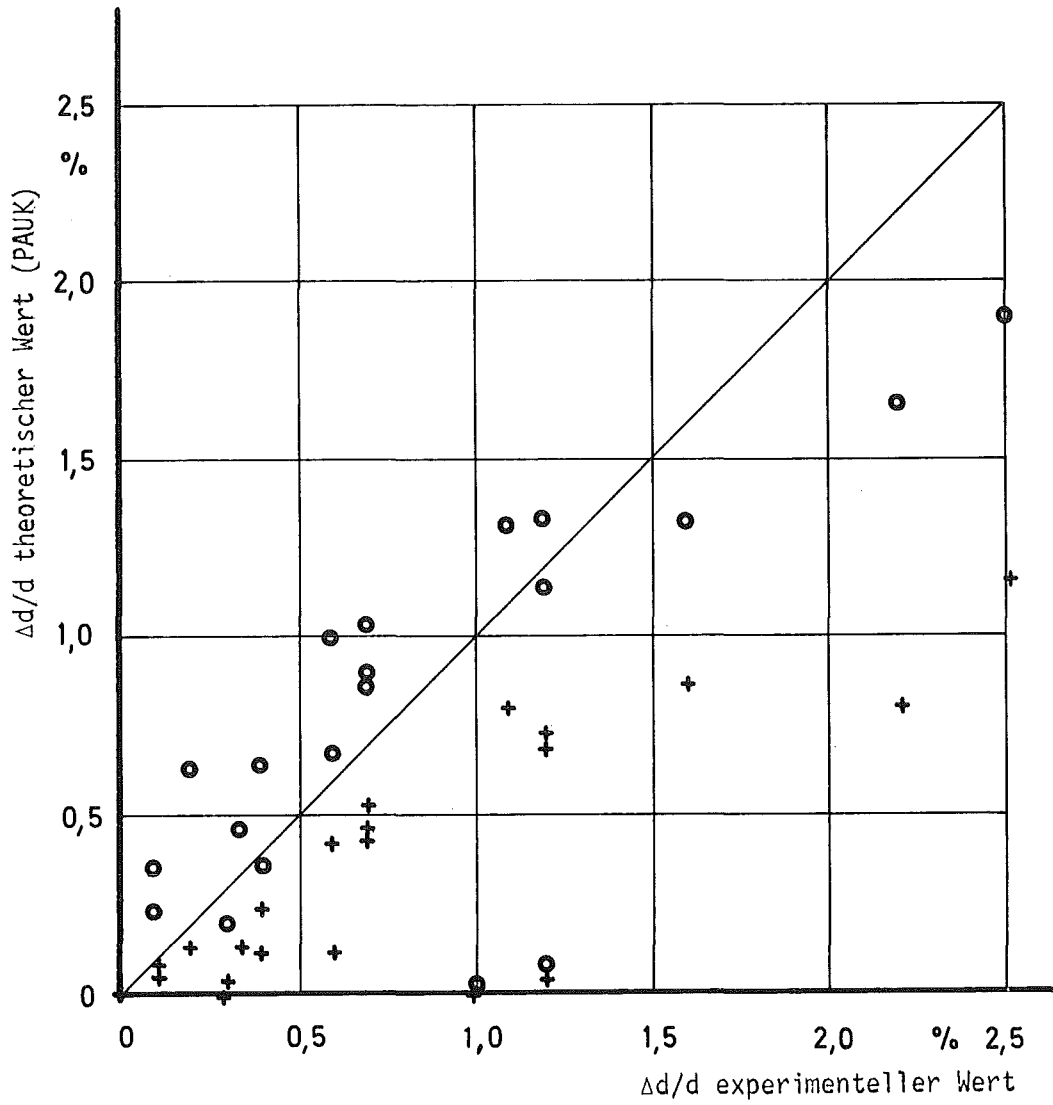


Abb.10: PAUK-Grundmodell mit $H_1/H_2 = 1,2$ zu $0,9 \text{ W/cm}^2\text{grad}$ (o),
und $H_1 = H_2 = 1,0$ (+), Vergleich mit den experimentellen
Stabaufweitungen der Vg. 4b

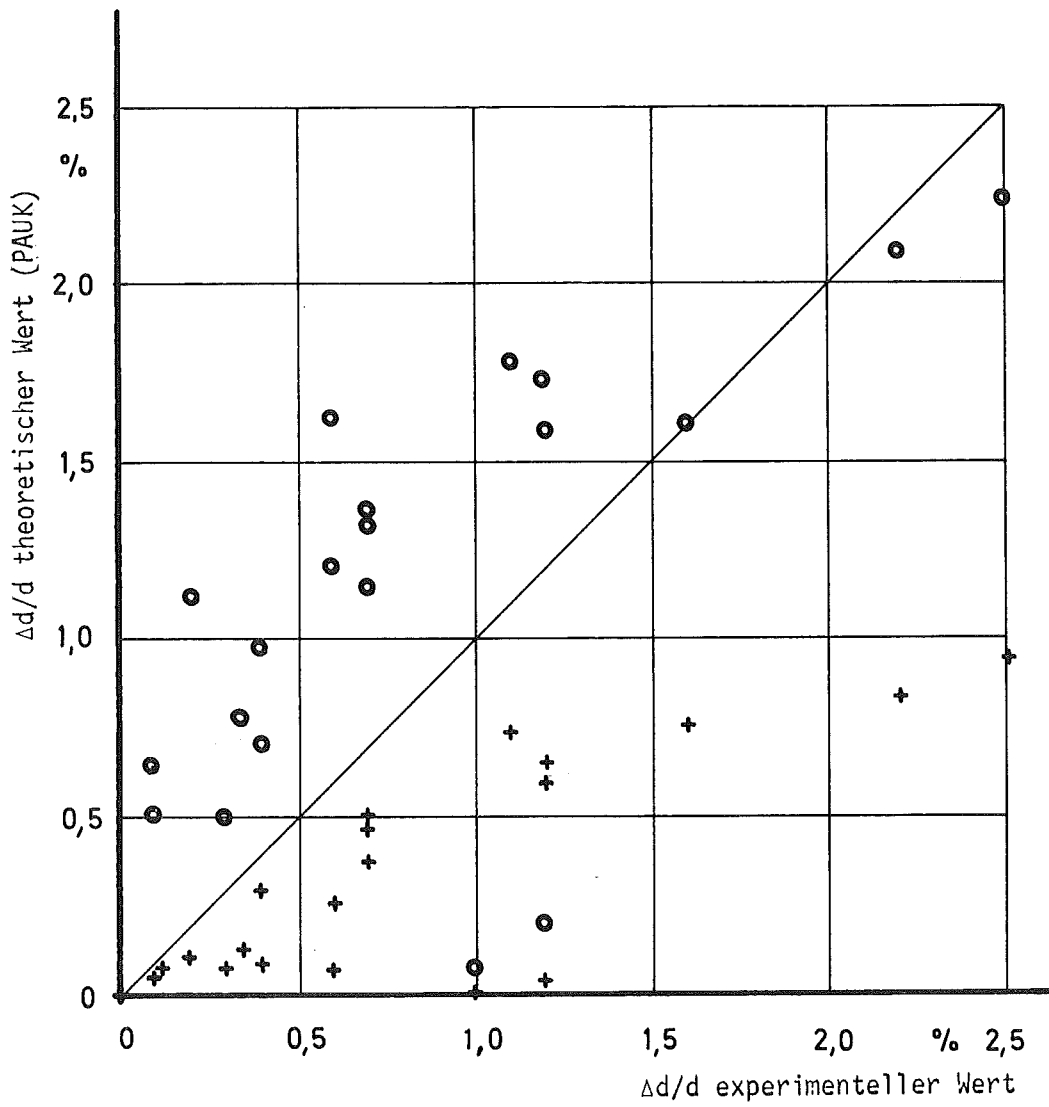


Abb.11: PAUK-Grundmodell mit $ER = 0,002$ (o) und $ER = 0,001$ (+)
Vergleich mit den experimentellen Stabaufweitungen der Vg. 4b

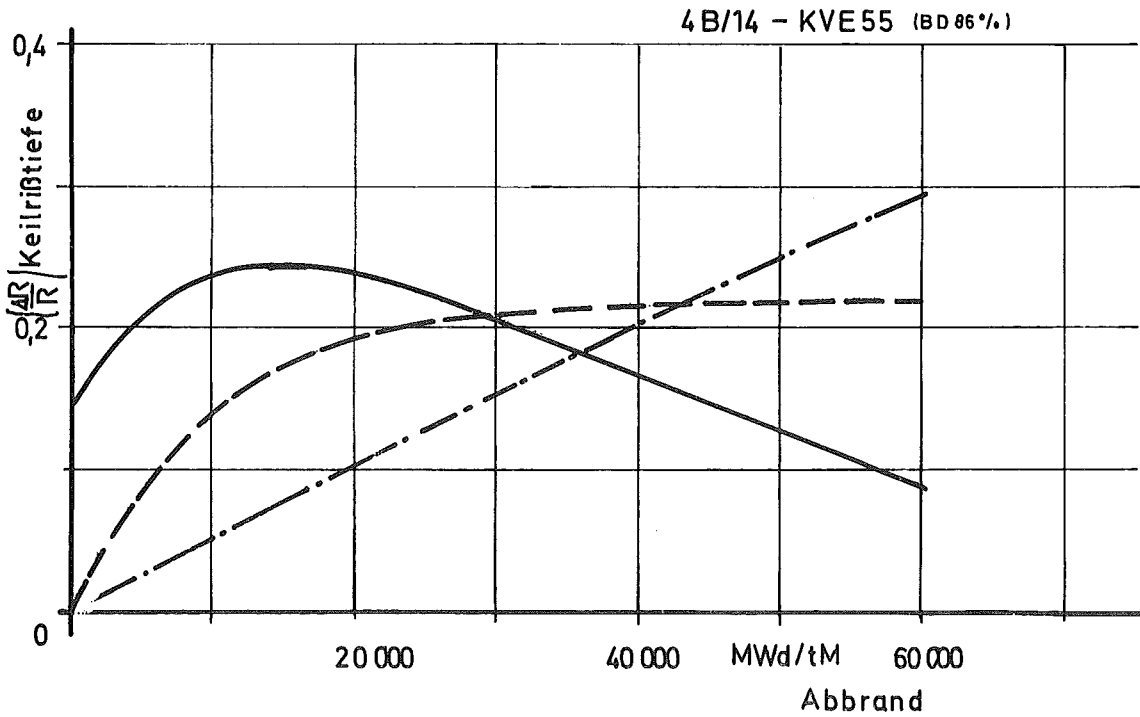
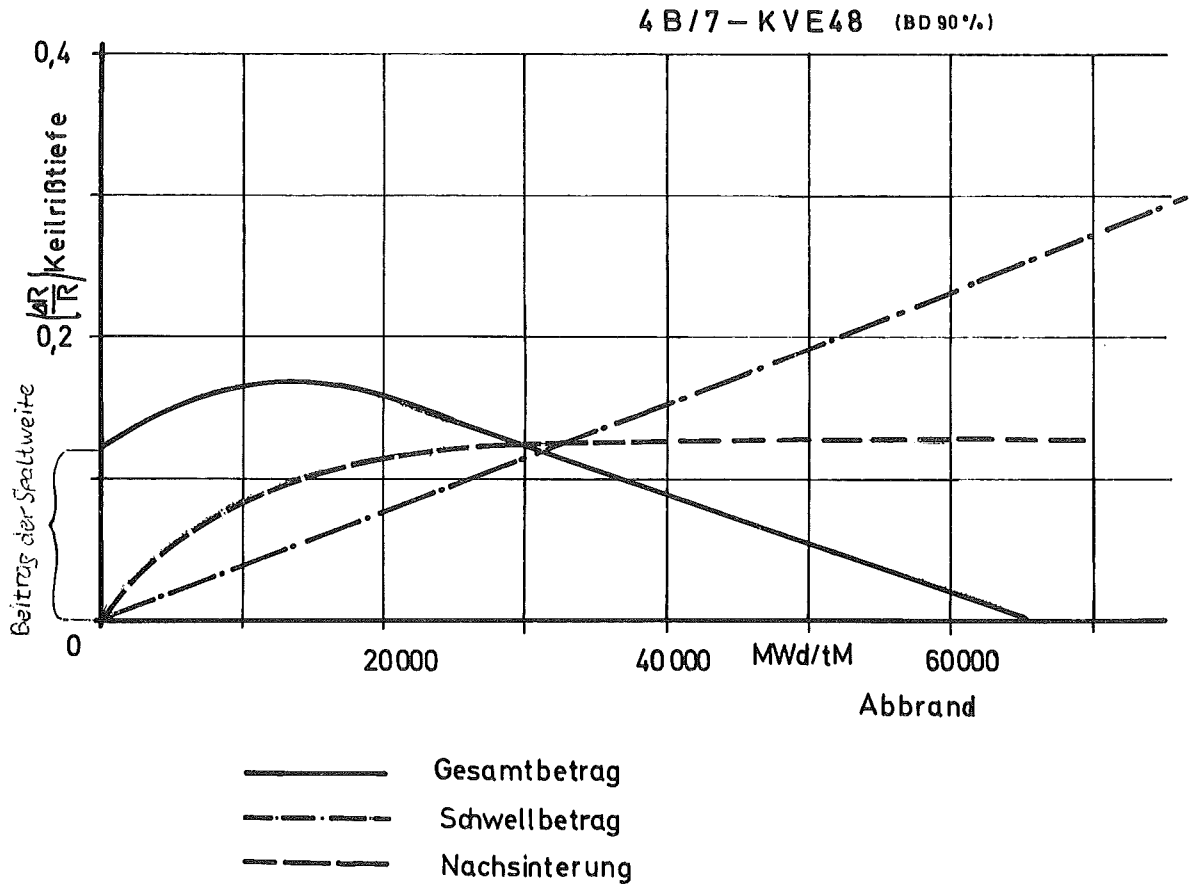


Abb.12: Keilrißausprägung gemäß Gleichung 14 anhand zweier Beispiele

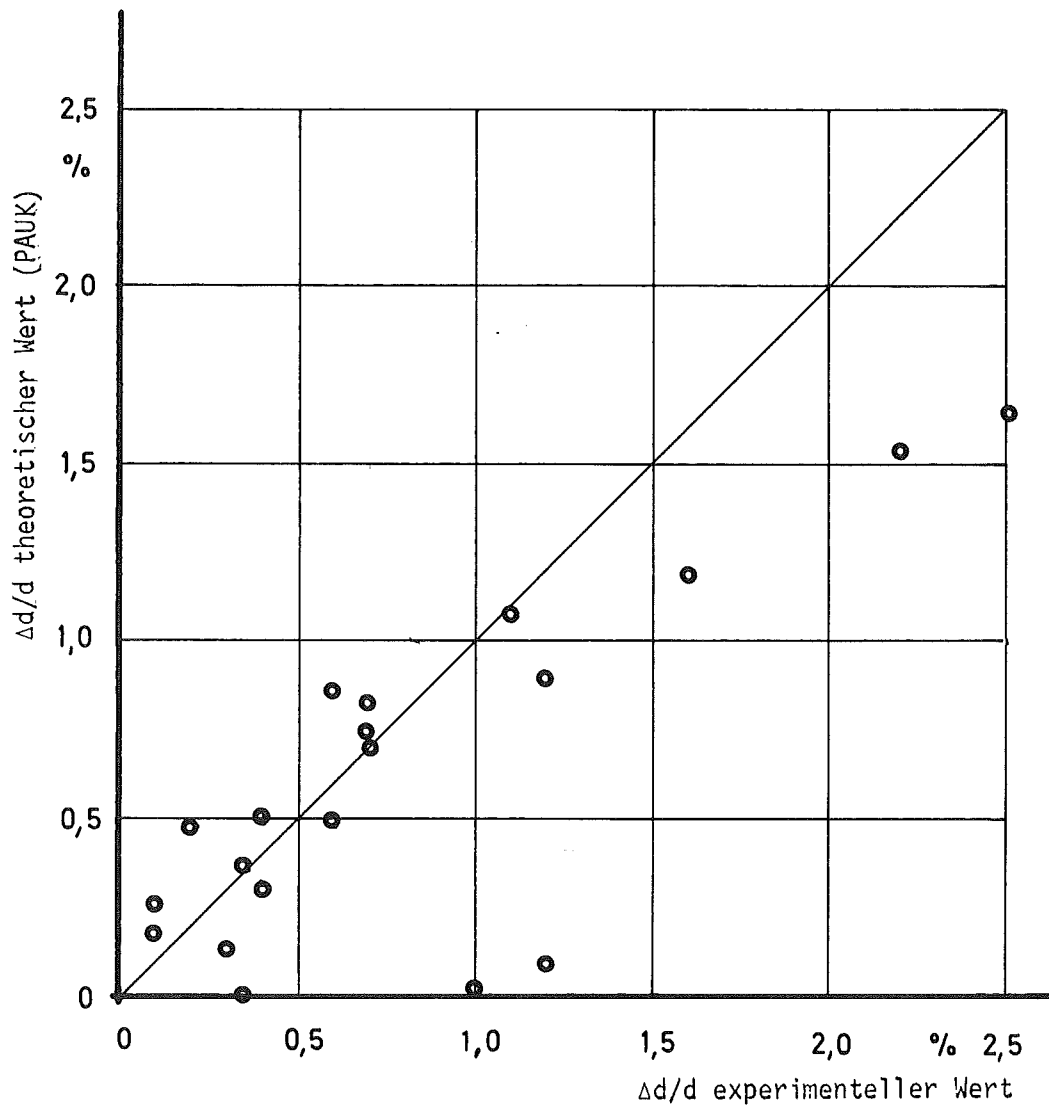


Abb.13: PAUK-Grundmodell + Keilrißmodell
Vergleich mit den experimentellen Stabaufweitungen der Vg. 4b

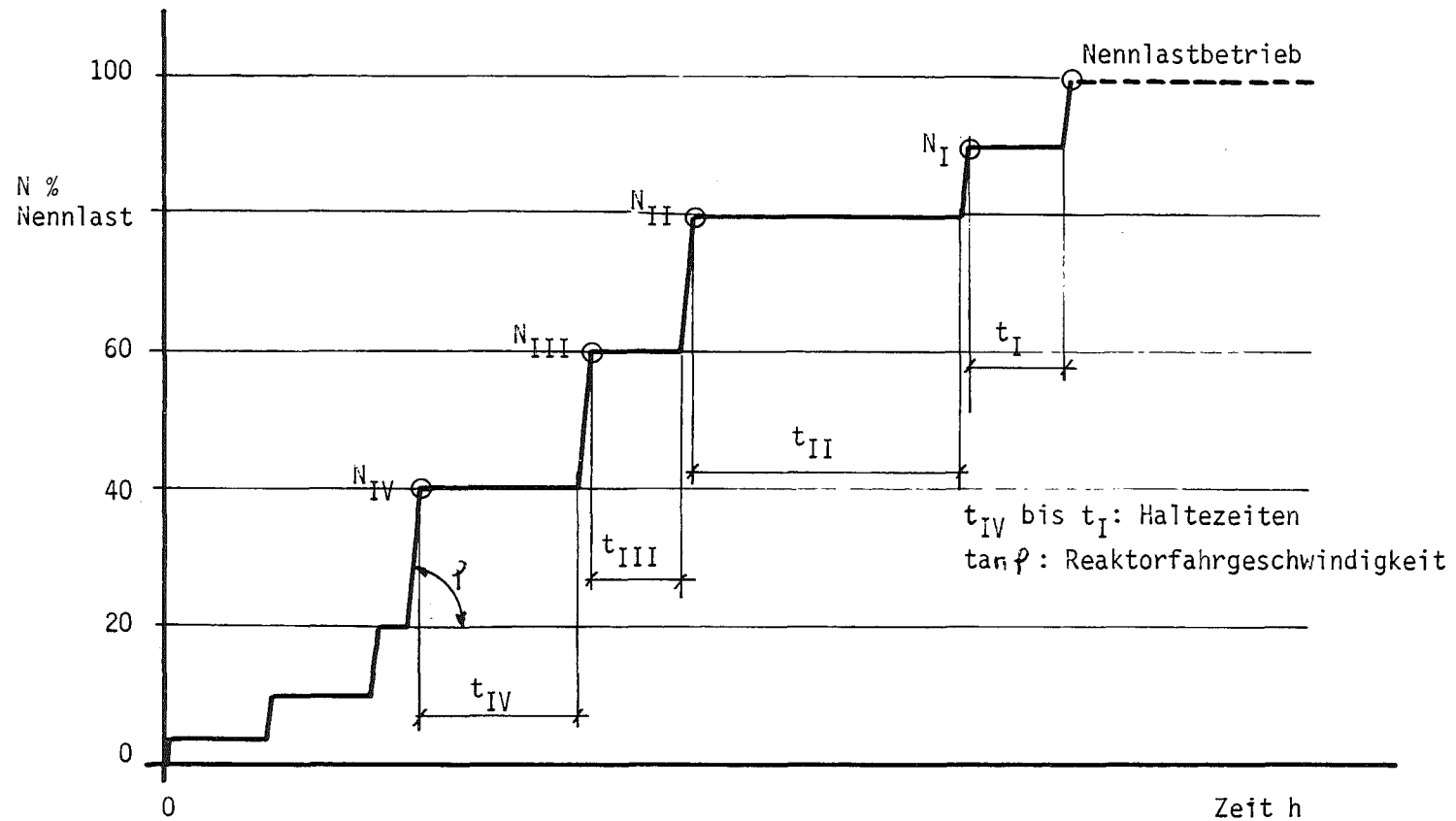


Abb.14: Zeitl. Ablauf des Anfahrvorganges, schematische Darstellung

Leistungsstufe	ein Beispiel		Fallunterscheidungen IV, III, II, I Bezeichnung der Leistungsstufen 0 Bezeichnung für Brennstoffzustand vor dem Zyklus	Nr.	Beitrag zur Hüllaufweitung
	% Nennlast	Stableistung vor und nach dem Zyklus			
IV	40	400/200	<ul style="list-style-type: none"> • Diff.(IV-0) → positiv → negativ • wenn ①, dann Kriechen auf Haltestufe → baut Spannungen völlig ab → baut Spannungen teilweise ab 	① ② ③ ④	ja nein - -
III	60	400/300	<ul style="list-style-type: none"> • wenn ③, dann Diff.(III-IV) → positiv → negativ • wenn ④, dann modifiz.Diff.(III-IV) → positiv → negativ • wenn ②, dann Diff.(III-0) → positiv → negativ • wenn ⑤, ⑦ oder ⑨, dann Kriechen auf der Haltestufe → baut Spannungen völlig ab → baut Spannungen teilweise ab 	⑤ ⑥ ⑦ ⑧ ⑨ ⑩ ⑪ ⑫	ja nein ja nein ja nein - -
II	80	400/400	<ul style="list-style-type: none"> • wenn ⑪, ⑬, ⑮, dann Diff.(II-III) → positiv → negativ • wenn ⑫, dann modifiz.Diff.(II-III) → positiv → negativ • wenn ⑩, dann Diff.(II-0) → positiv → negativ • wenn ⑬, ⑮ oder ⑰, dann Kriechen auf der Haltestufe → baut Spannungen völlig ab → baut Spannungen teilweise ab 	⑬ ⑭ ⑮ ⑯ ⑰ ⑱ ⑲ ⑳	ja nein ja nein ja nein - -
I	90	400/450	<ul style="list-style-type: none"> • wenn ⑲, ⑳, ㉒, dann Diff.(I-II) → positiv → negativ • wenn ㉓, dann modifiz.Diff.(I-II) → positiv → negativ • wenn ⑱, dann Diff.(I-0) → positiv → negativ • wenn ㉔, ㉖, ㉘, dann Kriechen auf der Haltestufe → baut Spannungen völlig ab → baut Spannungen teilweise ab 	㉑ ㉒ ㉓ ㉔ ㉕ ㉖ ㉗ ㉘	ja nein ja nein ja nein - -
Nennleistung	100	400/500	<ul style="list-style-type: none"> • wenn ㉗, ㉙, ㉛, dann Diff.(Nennlast-I) → positiv → negativ • wenn ㉚, dann modifiz.Diff.(Nennlast-0) → positiv → negativ • wenn ㉛, dann Diff.(Nennlast-0) → positiv → negativ 	㉙ ㉚ ㉛ ㉜ ㉝	ja nein ja nein - -

Diff.(IV-0) Dehnungsdifferenz zwischen Brennstoff und Hülle nach dem Grundmodell in den beiden Zuständen IV und 0.

Abb.15: Verknüpfungspunkte für die vier Leistungsstufen während der Anfahrphasen der Brennstäbe.

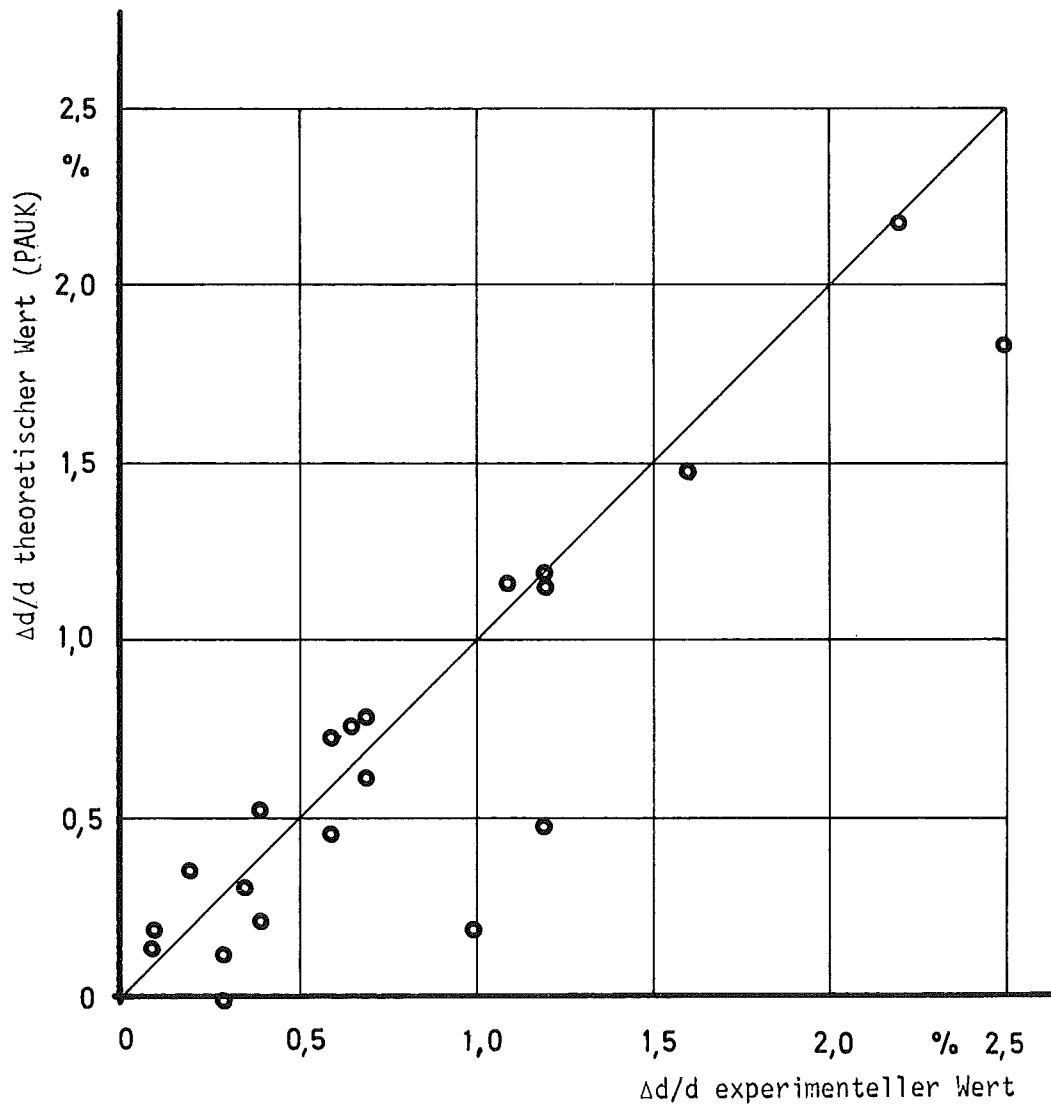


Abb.16: PAUK-Grundmodell + Keilrißmodell + Anfahrstufenmodell
Vergleich mit den experimentellen Stabaufweitungen der Vg. 4b

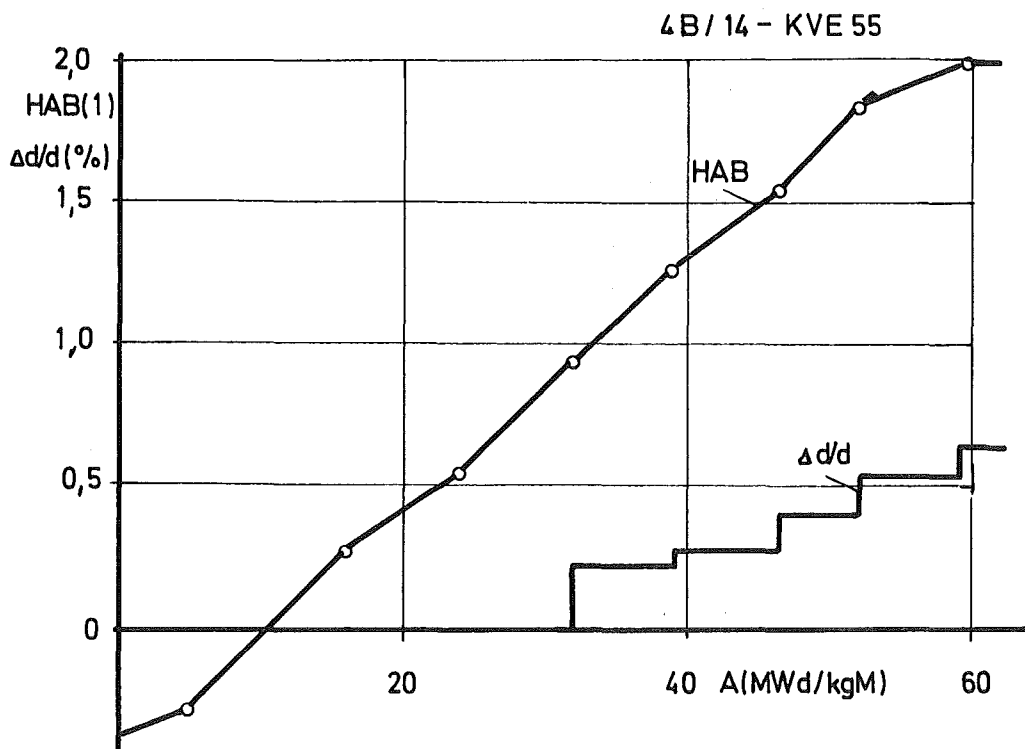
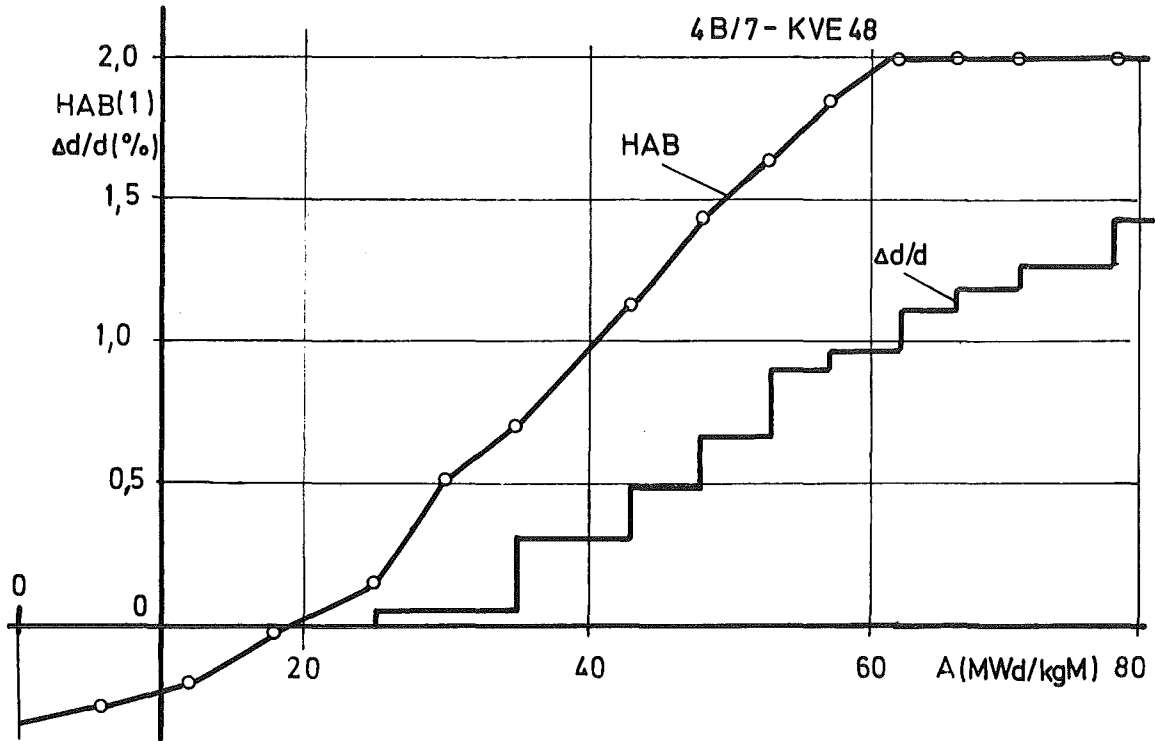


Abb.17: Haftfaktor HAB und die plast. Hüllaufweitung $\Delta d/d$ für zwei Beispiele als Funktion des Abbrandes - PAUK1-Ergebnisse

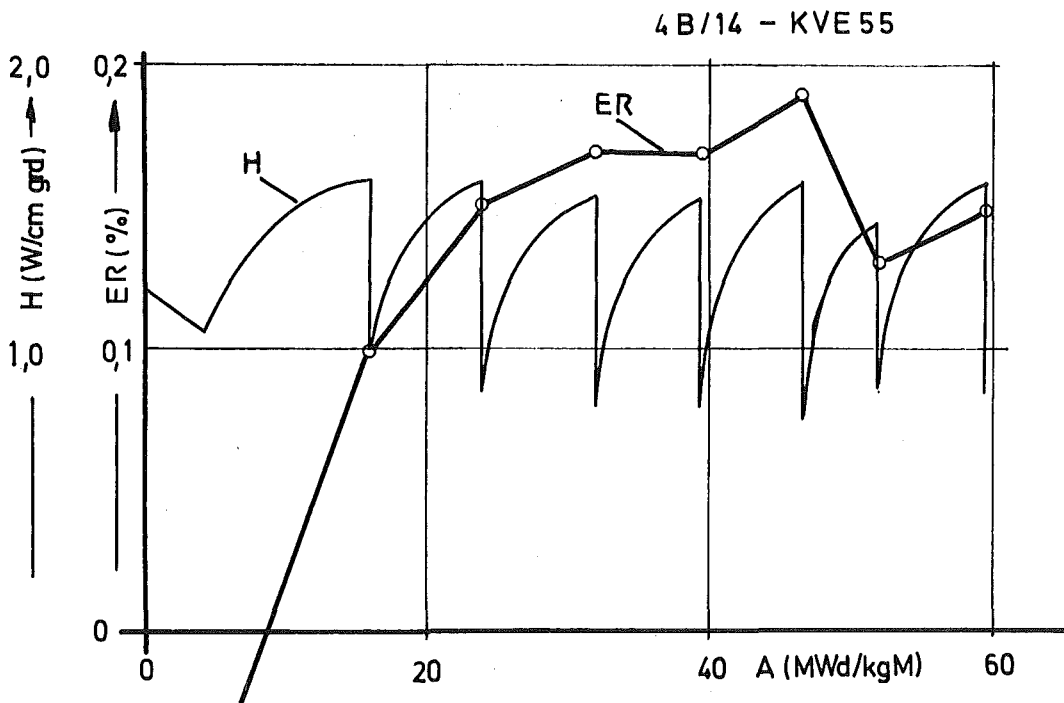
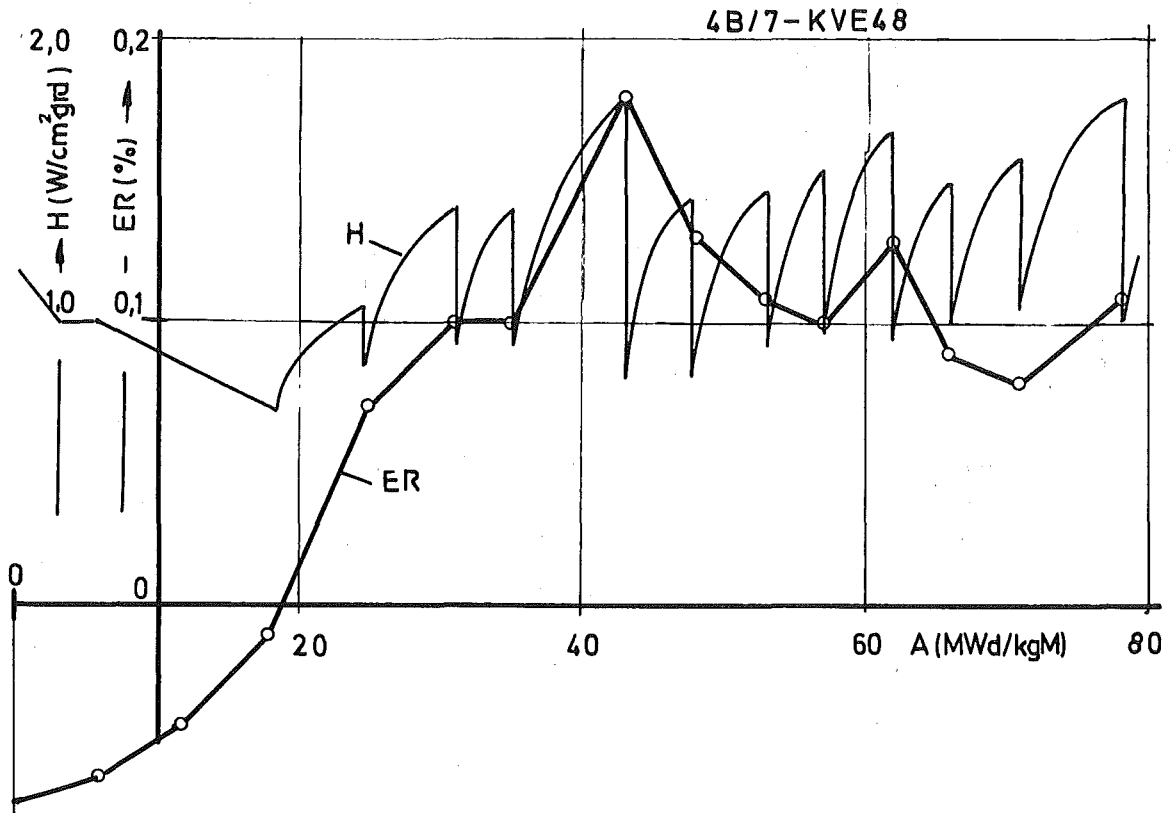


Abb.18: Wärmeübergangszahl H und norm. Rißbreite ER in Abhängigkeit vom Abbrand für zwei Beispiele - PAUK1-Ergebnisse

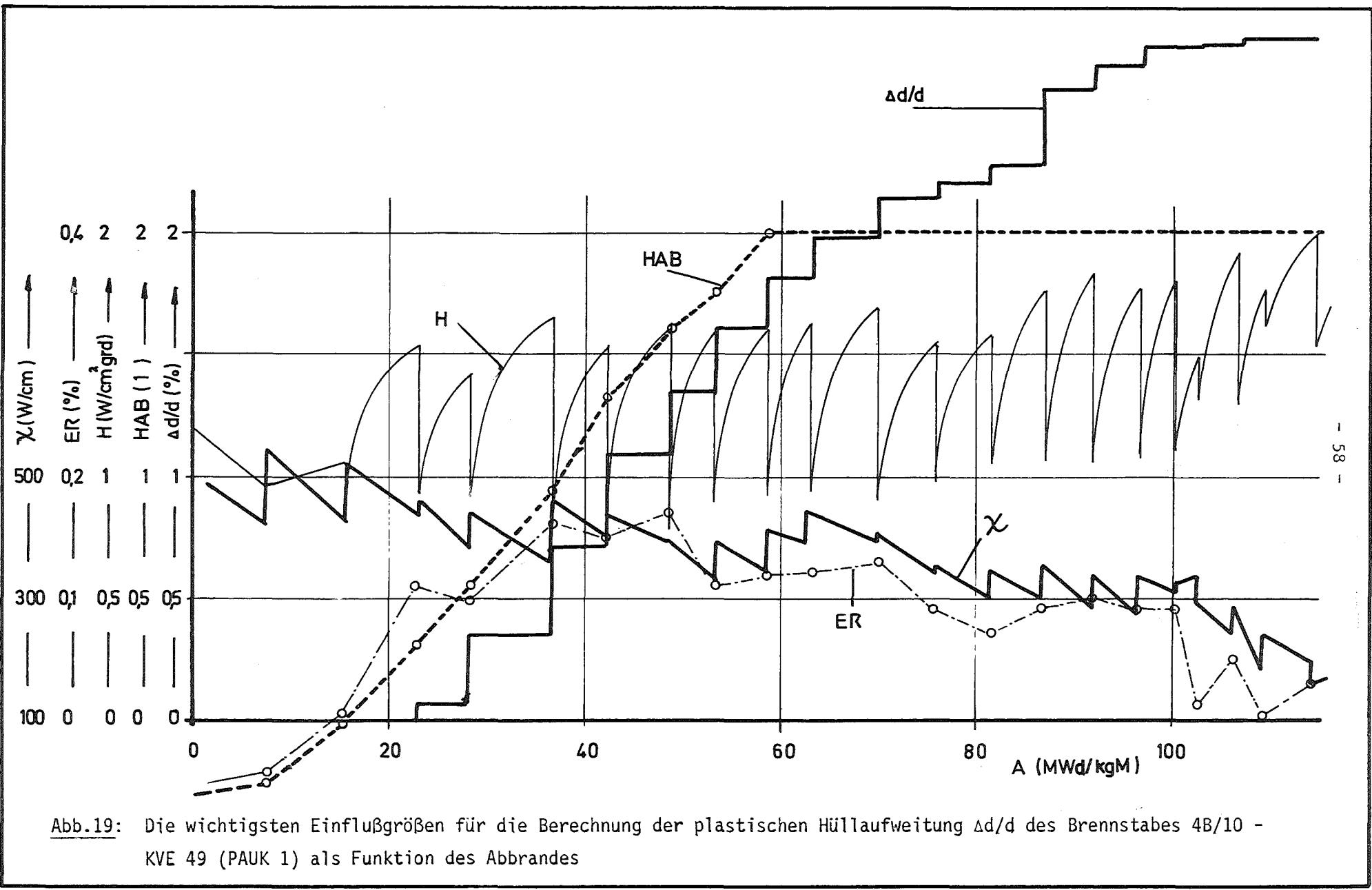


Abb.19: Die wichtigsten Einflußgrößen für die Berechnung der plastischen Hüllaufweitung $\Delta d/d$ des Brennstabes 4B/10 - KVE 49 (PAUK 1) als Funktion des Abbrandes

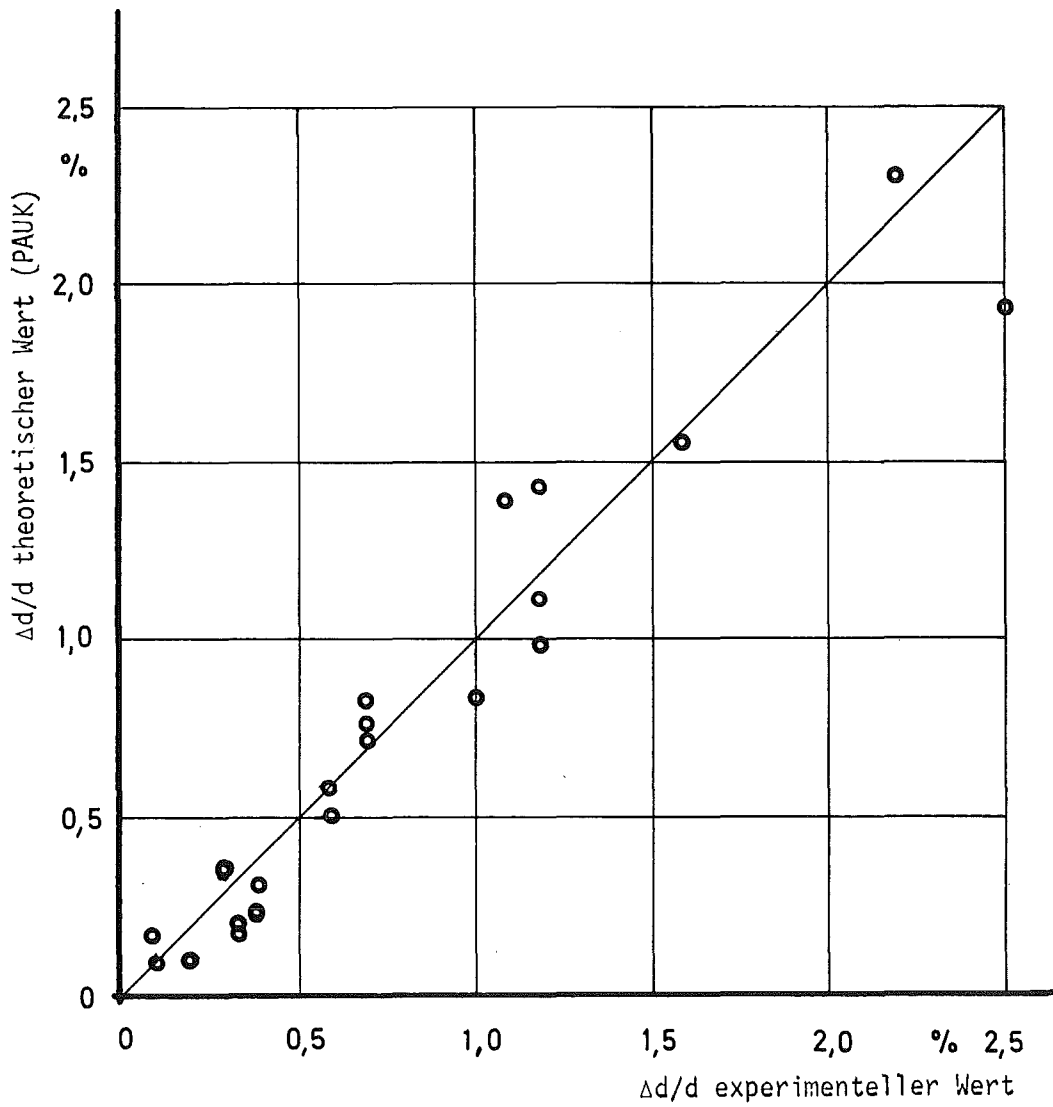


Abb.20: PAUK 1 (Grundmodell mit Erweiterungen bzgl. Rißstruktur, Rißvolumen, Anfahrschema, Wärmeübergang, Brennstoffhaftung) Vergleich mit den experimentellen Stabaufweitungen der Vg.4b

//PSB67601 JOB (0676,601,P631B),GERKEN

// EXEC FGCG

//C.SYSIN DD *

C*****PROGRAMM .PAUK*****

C*****PLASTISCHE HUELLAUFWEITUNG DURCH ZYKLISCHE BELASTUNG*****

```
0001 REAL K,K0,K1,KBR,K2,K3,K4,K5,K6,K7,K8,K9,K10,LF1,LF2,LF3,LF4,MD,
      ALFF,K18,K19,LA1,LA2,LA3,LA4
0002 L=1
0003 PI=3.14
0004 ALBR=11.0E-06
0005 ALHI=17.5E-06
0006 RR=0.262
0007 BD=0.86
0008 SD=0.80
0009 S=0.04
0010 PPU=0.20
0011 PREK=0.20
0012 FF=0.5
0013 KBR=0.03
0014 FRL=0.95
0015 CBRO=0.28E-08
0016 EO=0.0015
0017 TPL=1600.
0018 SIH500=16.
0019 SB1000=4.
0020 EH=16000.
0021 EBR=7000.
0022 R=2.0
0023 MD=11.0
0024 CTM=1.35E+16
0025 VAN=5.
0026 FPROP=0.0
0027 THIGR=500.
0028 K0=0.5
0029 K1=0.03
0030 K2=1.2
0031 K3=2.0
0032 K4=1.2
0033 K5=22.
0034 K6=0.7
0035 K7=2.0
0036 K9=0.004
0037 K10=700.
0038 AZYK0=5.
0039 A1=25.
0040 CHIGR=350.
0041 5 READ(5,10,END=200)N
0042 10 FORMAT(I5)
0043 WRITE(6,11)L
0044 11 FORMAT(1H,'FALL',I5)
0045 EHPL=0.
0046 RGR=(SD/BD)**2.0*RR
0047 HABV=(SD/BD)**6.0-1.
0048 K=KBR*(1.-(1.-BD)**0.67)/FRL
0049 AZYKGR=AZYK0/(3.5-2.5*(FRL)**0.67)
0050 SIH0=0.75*SIH500
0051 SIBR=0.75*SB1000
0052 DO 100 I=1,N
0053 READ(5,20)CHI1,CHI2,A,AZYK,THI1,THI2,FSS
0054 READ(5,20)LF1,TAN1,LA1,LF2,TAN2,LA2,LF3,TAN3,LA3,LF4,TAN4,LA4
0055 20 FORMAT(12F6.2)
```

⊗ Materialdaten des Rechenbeispiels
Mol 8B/2

```
0056 WRITE(6,12) I,CHI1,CHI2,THI) THI2,LF1,TAN1,LF2,TAN2,LF3,TAN3,LF4,T
AAN4
0057 12 FORMAT(1H,,'ZYKLUS',I2,1X,'CHI1=',F4.0,1X,'CHI2=',F4.0,1X,'THI1='
A,F4.0,1X,'THI2=',F4.0,3X,'LF1=',F5.2,3X,'TAN1=',F4.1,1X,'LF2=',F5.
A2,1X,'TAN2=',F4.1,1X,'LF3=',F4.2,1X,'TAN3=',F4.1,1X,'LF4=',F4.2,1X
A,'TAN4=',F4.1)
0058 IF(I.EQ.1) CHI3=CHI1
0059 IF(I.EQ.1) CHI4=CHI1
0060 IF(I.EQ.1) HAB=0.
0061 IF(I.EQ.1) K18=0.05
0062 IF(I.EQ.1) K19=0.0
0063 IF(I.EQ.1) A2=100.
0064 IF(I.EQ.1) S1=0.
0065 IF(I.EQ.1) S2=0.
0066 IF(I.EQ.1) CBR=CBRO
0067 IF(A.GT.0.) K8=K18*(1.+(A/15.)**1.5)
0068 IF(A.GT.1.2*A1) K8=K18*4.
0069 IF(I.EQ.1) H3=K2
0070 IF(I.GT.1) H3=H2
0071 IF(HABV.LT.0.) H1=H3
0072 IF(A.LT.A1) H1=H3-K1*AZYK
0073 IF(I.EQ.1) H2=H1
0074 TZO=THI2+CHI2/(2.*PI*RR*H2)+CHI2*0.8/(4.*PI*K)
0075 IF(K19.GT.0.) GO TO 15
0076 IF(TZO.GT.2700.) K19=0.05*K18
0077 IF(TZO.GT.2700.) K18=K19
0078 15 IF(A.LT.A1) S1=0.0
0079 IF(A.LT.A1) S2=0.0
0080 S1=S1+CHI1/CHIGR
0081 S2=S2+CHI2/CHIGR
0082 AZYK=AZYK*FSS
0083 IF(A2.LT.100.) AZYKGR=AZYK/(3.5-2.5*(FRL)**0.67)*(A/A2)
0084 IF(A2.LT.100.) CBR=CBRO*(A/A2)**0.5
0085 CHI5=0.5*(CHI4+CHI1)
0086 HABD=K8*(AZYK/AZYKGR)**0.5*(CHI4/CHI3)**1.5*(CHI5/CHIGR)
0087 IF(CHI4.LT.CH13) HABD=HABD*(CHI3/CHI4)**1.5
0088 IF(CHI5.LT.CHIGR) HABD=HABD*(CHIGR/CHI5)
0089 IF(AZYK.LT.AZYKGR) HABD=HABD*(AZYK/AZYKGR)
0090 HAB=HABV+HABD
0091 IF(FSS.LT.0.61) HAB=HAB+0.4*HABD
0092 IF(FSS.LT.0.51) HAB=HAB+0.2*HABD
0093 IF(FSS.LT.0.41) HAB=HAB+0.2*HABD
0094 IF(A2.LT.100.) GO TO 16
0095 IF(HAB*A.GT.40.) A2=A-AZYK*(HAB*A-40.)/(HAB*A-HABV*(A-AZYK/FSS))
0096 16 IF(HAB.GT.K3) HAB=K3
0097 IF(HAB.GT.0.0) H1=H3+K4*(HABD*HAB)**0.33
0098 IF(H1.GT.K7) H1=K7
0099 IF(HAB.GT.0.) ER=E0*(HAB)**0.5*(AZYK/AZYKGR)**0.4*(CHI5/CHIGR)**0.5
0100 IF(AZYK.GT.1.5*AZYKGR) ER=ER*(AZYKGR/AZYK)**0.5*1.2
0101 IF(A2.LT.100.) ER=ER-E0*(1.-(A2/A)**2.0)*K0
0102 IF(HAB.LT.0.) ER=0.002*HAB
0103 H2=H1
0104 IF(ER.GT.0.0) H2=H1-(H1-K6)**1.00*K5*(ER)**0.5
0105 IF(H2.LT.K6) H2=K6
0106 IF(H1.LT.K6) H1=K6
0107 RG1=RGR+(K9*(CHI2/CHIGR)*AZYK/FSS-K10*(1.-BD)**2.0*(AZYK/FSS)**2.0
A/(A+10.))**3.0)*RR
0108 IF(RR.LT.RG1) GO TO 18
```

Abb.21/2: PAUK 1-Programmliste (Statement 56-108)

```
0109 RGR=RG1
0110 GO TO 22
0111 18 RGR=RR
0112 22 LFF=LF4+(1.-LF4)*FF
0113 TR=LFF*THI2+CHI2*LF4/(2.*PI*RR*H2)
0114 RGRDRR=RGR/RR
0115 TI=TR+CHI2*0.75*LF4/(4.*PI*K)
0116 R1=1.-(RGRDRR)**2
0117 TGR=LF4*CHI2*R1/(4.*PI*K)+TR
0118 R3=1.-4.*PI*K*(TPL-TR)/(CHI2*LF4)
0119 IF(TI.LT.TPL) R3=1.-4.*PI*K*(TI-TR)/(CHI2*LF4)
0120 IF(R3.LT.0.) R3=0.
0121 RPL=RR*SQRT(R3)
0122 RPLDRR=RPL/RR
0123 RGR1=RR*(1.-(1.-RGR/RR)**2.0/(1.-RPL/RR))
0124 TM=TR+(TPL-TR)/3.
0125 IF(TI.LT.TPL) TM=TR+(TI-TR)/3.
0126 IF(TM.LT.1200.) TM=(TM-TR)*1.5+TR
0127 R2=(RGR1-RPL)
0128 IF(R2.LE.0.)GO TO 33
0129 TRV=THI1+CHI1/(2.*PI*RR*H1)
0130 TPLV=TRV+(1.-R3)*CHI1/(4.*PI*K)
0131 TRN=THI2*LFF+CHI2/(2.*PI*RR*H2)*LF4
0132 TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2*LF4/(4.*PI*K)
0133 E1=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))+ER
0134 SIH=SIHO*(1.+FPROP*(A-A2))*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0135 IF(A.LT.A2) SIH=SIHO*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0136 E2=ALHI*(THI2*LFF-THI1)+SIH/EH+SIBR/EBR
0137 LFF=LF3+(1.-LF3)*FF
0138 TRV=TRN
0139 TPLV=TPLN
0140 TRN=THI2*LFF+CHI2/(2.*PI*RR*H2)*LF3
0141 TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2*LF3/(4.*PI*K)
0142 E11=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))
0143 RPLV=RPL
0144 IF(TI.GE.TPL) RPLN=RR*SQRT(1.-4.*PI*K*(TPL-TRN)/(CHI2*LF3))
0145 IF(TI.GT.TPL)E11=ALBR*((RPLN-RPLV)*TPL-((RR-RPLV)*(TRV+TPL)-(RR-RP
ALN)*(TRN+TPL))/2.)/RR
0146 E22=ALHI*THI2*(LF3-LF4-FF*(LF3-LF4))+SIH/EH+SIBR/EBR
0147 E3=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF4*TAN4/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0148 TAN=2.0*(LF4-0.30)/VAN
0149 IF(TAN.LT.0.) TAN=0.
0150 E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF4*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0151 E4=E1-E2-E30
0152 IF(E4.LT.0.) GO TO 31
0153 E43=SIH/EH-E3+SIBR/EBR
0154 IF(E43.LT.0.) E43=0.
0155 TAN=(LF3-LF4)/LA4
0156 TAN=(LF3-LF4)/VAN
0157 E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF4*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0158 E44=E11-E22+E43-E30
0159 IF(E44.LT.0.) GO TO 32
```

Abb.21/3: PAUK 1-Programmliste (Statement 109-159)

```
0160      E45=SIH/EH+SIBR/EBR
0161      GO TO 34
0162 31    E42=E4+SIH/EH-E3+SIBR/EBR
0163      IF(E42.LT.0.) E42=0.
0164      E41=E4+SIH/EH+SIBR/EBR
0165      E4=0.
0166      IF(E41.LT.0.) E42=E41+E30
0167      TAN=2.0*(LF3-0.30)/LA4
0168      TAN=2.0*(LF3-0.30)/VAN
0169      E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF4*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0170      E44=E11-E22+E42-E30
0171      IF(E44.LT.0.) GO TO 32
0172      E45=SIH/EH+SIBR/EBR
0173      GO TO 34
0174 32    E45=E44+SIH/EH+E30+SIBR/EBR
0175      E44=0.
0176      GO TO 34
0177 33    E44=0.
0178      E4=0.
0179      E45=-0.01
0180 34    EHPL=EHPL+E44+E4
0181      LFF=LF3+(1.-LF3)*FF
0182      TR=LFF*THI2+CHI2*LF3/(2.*PI*RR*H2)
0183      TI=TR+CHI2*0.75*LF3/(4.*PI*K)
0184      TGR=LF3*CHI2*R1/(4.*PI*K)+TR
0185      R3=1.-4.*PI*K*(TPL-TR)/(CHI2*LF3)
0186      IF(TI.LT.TPL) R3=1.-4.*PI*K*(TI-TR)/(CHI2*LF3)
0187      IF(R3.LT.0.) R3=0.
0188      RPL=RR*SQRT(R3)
0189      RPLDRR=RPL/RR
0190      RGR1=RR*(1.-(1.-RGR/RR)**2.0/(1.-RPL/RR))
0191      TM=TR+(TPL-TR)/3.
0192      IF(TI.LT.TPL) TM=TR+(TI-TR)/3.
0193      IF(TM.LT.1200.) TM=(TM-TR)*1.5+TR
0194      SIH=SIHO*(1.+FPROP*(A-A2))*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0195      IF(A.LT.A2) SIH=SIHO*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0196      LFF=LF2+(1.-LF2)*FF
0197      R2=(RGR1-RPL)
0198      IF(R2.LT.0.)GO TO 46
0199 44    IF(E45.LT.0.) GO TO 45
0200      TRV=TRN
0201      TPLV=TRV+(1.-R3)*CHI2*LF3/(4.*PI*K)
0202      TRN=THI2*LFF+CHI2/(2.*PI*RR*H2)*LF2
0203      TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2/(4.*PI*K)*LF2
0204      E11=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))
0205      RPLV=RPL
0206      IF(TI.GE.TPL) RPLN=RR*SQRT(1.-4.*PI*K*(TPL-TRN)/(CHI2*LF3))
0207      IF(TI.GT.TPL)E11=ALBR*((RPLN-RPLV)*TPL-((RR-RPLV)*(TRV+TPL)-(RR-RP
ALN)*(TRN+TPL))/2.)/RR
0208      E22=ALHI*THI2*(LF2-LF3-FF*(LF2-LF3))+SIH/EH+SIBR/EBR
0209      E3=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF3*TAN3/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0210      TAN=(LF2-LF3)/LA3
0211      TAN=(LF2-LF3)/VAN
0212      E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF3*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
```

Abb.21/4: PAUK-1-Programmliste (Statement 160-212)

```
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.))) + CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0213 E52=E45-E3
0214 IF(E52.LT.0.) E52=0.
0215 E5=E11-E22+E52-E30
0216 E51=SIH/EH+SIBR/EBR
0217 IF(E5.LT.0.) E51=E5+SIH/EH+SIBR/EBR
0218 IF(E5.LT.0.) E5=0.
0219 GO TO 47
0220 45 E2=ALHI*(THI2*LFF-THI1)+SIH/EH+SIBR/EBR
0221 TRV=THI1+CHI1/(2.*PI*RR*H1)
0222 TRN=THI2*LFF+CHI2/(2.*PI*RR*H2)*LF2
0223 TPLV=TRV+(1.-R3)*CHI1/(4.*PI*K)
0224 TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2/(4.*PI*K)*LF2
0225 E1=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))+ER
0226 TAN=2.0*(LF2-0.30)/LA3
0227 TAN=2.0*(LF2-0.30)/VAN
0228 E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF3*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.))) + CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0229 E5=E1-E2-E30
0230 E51=SIH/EH+SIBR/EBR
0231 IF(E5.LT.0.) E51=E5+SIH/EH+SIBR/EBR
0232 IF(E5.LT.0.) E5=0.
0233 GO TO 47
0234 46 E5=0.
0235 E51=-0.01
0236 47 EHPL=EHPL+E5
0237 TR=LFF*THI2+CHI2*LF2/(2.*PI*RR*H2)
0238 TI=TR+CHI2*0.75*LF2/(4.*PI*K)
0239 TGR=LF2*CHI2*R1/(4.*PI*K)+TR
0240 R3=1.-4.*PI*K*(TPL-TR)/(CHI2*LF2)
0241 IF(TI.LT.TPL) R3=1.-4.*PI*K*(TI-TR)/(CHI2*LF2)
0242 IF(R3.LT.0.) R3=0.
0243 RPL=RR*SQRT(R3)
0244 RGR1=RR*(1.-(1.-RGR/RR)**2.0/(1.-RPL/RR))
0245 TM=TR+(TPL-TR)/3.
0246 IF(TI.LT.TPL) TM=TR+(TI-TR)/3.
0247 IF(TM.LT.1200.) TM=(TM-TR)*1.5+TR
0248 SIH=SIH0*(1.+FPROP*(A-A2))*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0249 IF(A.LT.A2) SIH=SIH0*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0250 LFF=LF1+(1.-LF1)*FF
0251 R2=(RGR1-RPL)
0252 IF(R2.LE.0.) GO TO 66
0253 IF(E45.GT.0.) GO TO 64
0254 IF(E51.LT.0.) GO TO 65
0255 64 TRV=TRN
0256 TPLV=TRV+(1.-R3)*CHI2*LF2/(4.*PI*K)
0257 TRN=THI2*LFF+CHI2/(2.*PI*RR*H2)*LF1
0258 TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2/(4.*PI*K)*LF1
0259 E11=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))
0260 RPLV=RPL
0261 IF(TI.GE.TPL) RPLN=RR*SQRT(1.-4.*PI*K*(TPL-TRN)/(CHI2*LF3))
0262 IF(TI.GT.TPL) E11=ALBR*((RPLN-RPLV)*TPL-((RR-RPLV)*(TRV+TPL)-(RR-RP
ALN)*(TRN+TPL))/2.)/RR
0263 E22=ALHI*THI2*(LF1-LF2-FF*(LF1-LF2))+SIH/EH+SIBR/EBR
0264 E3=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF2*TAN2/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.))) + CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
```

Abb.21/5: PAUK 1-Programmliste (Statement 213-264)

```
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0265 TAN=(LF1-LF2)/LA2
0266 TAN=(LF1-LF2)/VAN
0267 E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF2*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0268 E62=E51-E3
0269 IF(E62.LT.0.) E62=0.
0270 E6=E11-E22+E62-E30
0271 E61=SIH/EH+SIBR/EBR
0272 IF(E6.LT.0.) E61=E6+SIH/EH+SIBR/EBR
0273 IF(E6.LT.0.) E6=0.
0274 GO TO 67
0275 65 E2=ALHI*(THI2*LFF-THI1)+SIH/EH+SIBR/EBR
0276 TRV=THI1+CHI1/(2.*PI*RR*H1)
0277 TRN=THI2*LFF+CHI2/(2.*PI*RR*H2)*LF1
0278 TPLV=TRV+(1.-R3)*CHI1/(4.*PI*K)
0279 TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2/(4.*PI*K)*LF1
0280 E1=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))+ER
0281 TAN=2.0*(LF1-0.30)/LA2
0282 TAN=2.0*(LF1-0.30)/VAN
0283 E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF2*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0284 E6=E1-E2-E30
0285 E61=SIH/EH+SIBR/EBR
0286 IF(E6.LT.0.) E61=E6+SIH/EH+SIBR/EBR
0287 IF(E6.LT.0.) E6=0.
0288 GO TO 67
0289 66 E6=0.
0290 E61=-0.01
0291 67 EHPL=EHPL+E6
0292 TR=LFF*THI2+CHI2*LF1/(2.*PI*RR*H2)
0293 TI=TR+CHI2*0.75*LF1/(4.*PI*K)
0294 TGR=LF1*CHI2*R1/(4.*PI*K)+TR
0295 R3=1.-4.*PI*K*(TPL-TR)/(CHI2*LF1)
0296 IF(TI.LT.TPL) R3=1.-4.*PI*K*(TI-TR)/(CHI2*LF1)
0297 IF(R3.LT.0.) R3=0.
0298 RPL=RR*SQRT(R3)
0299 RPLDRR=RPL/RR
0300 RGR1=RR*(1.-(1.-RGR/RR)**2.0/(1.-RPL/RR))
0301 TM=TR+(TPL-TR)/3.
0302 IF(TI.LT.TPL) TM=TR+(TI-TR)/3.
0303 IF(TM.LT.1200.) TM=(TM-TR)*1.5+TR
0304 R2=(RGR1-RPL)
0305 IF(R2.LE.0.)GO TO 76
0306 SIH=SIH0*(1.+FPROP*(A-A2))*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0307 IF(A.LT.A2) SIH=SIH0*SQRT(THIGR/(THI2*LFF))
0308 IF(E45.GT.0.) GO TO 74
0309 IF(E51.GT.0.) GO TO 74
0310 IF(E61.LT.0.) GO TO 75
0311 74 TRV=TRN
0312 TPLV=TRV+(1.-R3)*CHI2*LF1/(4.*PI*K)
0313 TRN=THI2+CHI2/(2.*PI*RR*H2)
0314 TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2/(4.*PI*K)
0315 E1=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))
0316 RPLV=RPL
0317 IF(TI.GE.TPL) RPLN=RR*SQRT(1.-4.*PI*K*(TPL-TRN)/(CHI2))
```

```

0318 IF(TI.GT.TPL)E11=ALBR*((RPLN-RPLV)*TPL-((RR-RPLV)*(TRV+TPL)-(RR-R
ALN)*(TRN+TPL))/2.)/RR
0319 E22=ALHI*THI2*(1.0-LFF)+SIH/EH+SIBR/EBR
0320 E3=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF1*TAN1/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0321 TAN=(1.0-LF1)/LA1
0322 TAN=(1.0-LF1)/VAN
0323 E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF1*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0324 E72=E61-E3
0325 IF(E72.LT.0.) E72=0.
0326 E7=E11-E22+E72-E30
0327 IF(E7.LT.0.) E7=0.
0328 GO TO 77
0329 75 E2=ALHI*(THI2-THI1)+SIH/EH+SIBR/EBR
0330 TRV=THI1+CHI1/(2.*PI*RR*H1)
0331 TRN=THI2+CHI2/(2.*PI*RR*H2)
0332 TPLV=TRV+(1.-R3)*CHI1/(4.*PI*K)
0333 TPLN=TRN+(1.-R3)*CHI2/(4.*PI*K)
0334 E1=0.5*ALBR*((1.+RPL/RR)*(TPLN-TPLV)+(1.-RPL/RR)*(TRN-TRV))+ER
0335 TAN=2.0*(1.0-0.30)/LA1
0336 TAN=2.0*(1.0-0.30)/VAN
0337 E30=CBR*((S/R2)*SIH*0.7)**1.5*CHI2*LF1*TAN/(PI*RR*RR*MD*BD)
A*(EXP(-5200./(R*(TM+273.)))+CTM*EXP(-115000./(R*(TM+273.))))
A*(1.+1250.*(PREK+PPU+1.0-BD)**2.)
0338 E7=E1-E2-E30
0339 IF(E7.LT.0.) E7=0.
0340 GO TO 77
0341 76 E7=0.
0342 77 EHPL=EHPL+E7
0343 IF(FSS.LT.0.61) EHPL=EHPL+0.20*(E4+E44+E5+E6+E7)
0344 IF(FSS.LT.0.51) EHPL=EHPL+0.30*(E4+E44+E5+E6+E7)
0345 IF(FSS.LT.0.41) EHPL=EHPL+0.30*(E4+E44+E5+E6+E7)
0346 78 HABV=HAB
0347 CHI3=CHI1
0348 CHI4=CHI2
0349 AZYK=AZYK/FSS
0350 WRITE(6,80) A,AZYK,H1,H2,RGRDRR,RPLDRR,TM,HAB,ER,S1,S2,FSS,EHPL
0351 80 FORMAT(1H,'A=',F5.1,2X,'AZYK=',F4.1,1X,'H1=',F5.2,2X,'H2=',F5.2
A,2X,'RGR/RR=',F4.2,1X,'RPL/RR=',F4.2,1X,'TM=',F6.0,1X,'HAB=',F5.2,
A1X,'ER=',F6.4,1X,'S1=',F4.1,2X,'S2=',F4.1,1X,'FSS=',F4.2,1X,'EHPL=
A',E8.3)
0352 100 CONTINUE
0353 L=L+1
0354 WRITE(6,81)
0355 81 FORMAT('0',////////)
0356 GO TO 5
0357 200 STOP
0358 END
/*
//G.SYSIN DD *
:
:
:
/*
//

```

} Betriebsparameter der Bestrah-
 lungszyklen (s.Statement 53-55)

//

Abb.21/7; PAUK 1-Programmliste (Statement 318-358)

FALL 5

ZYKLUS 1 CHI1=359. CHI2=365. TH11=483. TH12=488. LF1= 0.88 TAN1= 1.5 LF2= 0.82 TAN2= 5.0 LF3=0.68 TAN3= 3.2 LF4=0.48 TAN4= 1.2
A= 6.2 AZYK= 6.2 H1= 1.01 H2= 1.01 RGR/RR=0.83 RPL/RR=0.50 TM= 953. HAB=-C.28 ER=-.0006 S1= 1.0 S2= 1.0 FSS=0.70 EHPL=.0
ZYKLUS 2 CHI1=349. CHI2=395. TH11=473. TH12=520. LF1= 0.90 TAN1= 2.0 LF2= 0.81 TAN2= 5.1 LF3=0.68 TAN3= 1.6 LF4=0.45 TAN4= 1.5
A= 12.0 AZYK= 5.8 H1= 0.84 H2= 0.84 RGR/RR=0.84 RPL/RR=C.50 TM= 1090. HAB=-C.20 ER=-.0004 S1= 1.0 S2= 1.1 FSS=0.80 EHPL=.0
ZYKLUS 3 CHI1=385. CHI2=384. TH11=510. TH12=509. LF1= 0.91 TAN1= 0.6 LF2= 0.82 TAN2= 0.3 LF3=0.68 TAN3= 2.0 LF4=0.46 TAN4= 0.2
A= 18.1 AZYK= 6.1 H1= 0.70 H2= 0.70 RGR/RR=0.85 RPL/RR=0.50 TM= 1125. HAB=-0.03 ER=-.0001 S1= 1.1 S2= 1.1 FSS=0.60 EHPL=.0
ZYKLUS 4 CHI1=378. CHI2=450. TH11=502. TH12=577. LF1= 0.95 TAN1= 0.6 LF2= 0.89 TAN2= 0.9 LF3=0.78 TAN3= 1.1 LF4=0.64 TAN4= 1.9
A= 25.0 AZYK= 6.4 H1= 1.07 H2= 0.85 RGR/RR=0.88 RPL/RR=0.60 TM= 1228. HAB= 0.15 ER=0.0007 S1= 2.2 S2= 2.4 FSS=1.00 EHPL=.393E-03
ZYKLUS 5 CHI1=398. CHI2=359. TH11=523. TH12=483. LF1= 0.80 TAN1= 1.4 LF2= 0.62 TAN2= 0.7 LF3=0.45 TAN3= 2.4 LF4=0.26 TAN4= 1.7
A= 30.7 AZYK= 6.2 H1= 1.39 H2= 0.91 RGR/RR=0.90 RPL/RR=0.50 TM= 879. HAB= 0.51 ER=0.0010 S1= 3.3 S2= 3.4 FSS=0.40 EHPL=.393E-03
ZYKLUS 6 CHI1=314. CHI2=444. TH11=436. TH12=570. LF1= 0.94 TAN1= 1.1 LF2= 0.90 TAN2= 1.4 LF3=0.84 TAN3= 1.6 LF4=0.72 TAN4= 3.0
A= 35.2 AZYK= 4.5 H1= 1.40 H2= 0.91 RGR/RR=0.92 RPL/RR=0.55 TM= 1209. HAB= 0.70 ER=0.0010 S1= 4.2 S2= 4.7 FSS=0.50 EHPL=.304E-02
ZYKLUS 7 CHI1=436. CHI2=358. TH11=562. TH12=482. LF1= 0.89 TAN1= 0.6 LF2= 0.72 TAN2= 3.4 LF3=0.57 TAN3= 2.6 LF4=0.48 TAN4= 0.2
A= 43.4 AZYK= 8.2 H1= 1.78 H2= 0.78 RGR/RR=0.95 RPL/RR=0.50 TM= 1004. HAB= 1.27 ER=0.0018 S1= 5.5 S2= 5.7 FSS=0.40 EHPL=.469E-02
ZYKLUS 8 CHI1=315. CHI2=358. TH11=437. TH12=482. LF1= 0.92 TAN1= 0.6 LF2= 0.80 TAN2= 0.8 LF3=0.52 TAN3= 1.3 LF4=0.31 TAN4= 0.5
A= 47.9 AZYK= 4.5 H1= 1.42 H2= 0.84 RGR/RR=0.97 RPL/RR=0.50 TM= 1018. HAB= 1.44 ER=0.0013 S1= 6.4 S2= 6.7 FSS=0.60 EHPL=.677E-02
ZYKLUS 9 CHI1=303. CHI2=358. TH11=424. TH12=482. LF1= 0.87 TAN1= 3.4 LF2= 0.72 TAN2= 0.3 LF3=0.52 TAN3= 3.0 LF4=0.31 TAN4= 0.7
A= 52.9 AZYK= 5.0 H1= 1.47 H2= 0.91 RGR/RR=0.99 RPL/RR=0.50 TM= 948. HAB= 1.65 ER=0.0011 S1= 7.2 S2= 7.7 FSS=0.40 EHPL=.902E-02
ZYKLUS 10 CHI1=315. CHI2=351. TH11=437. TH12=475. LF1= 0.91 TAN1= 7.5 LF2= 0.82 TAN2= 1.6 LF3=0.73 TAN3= 2.7 LF4=0.56 TAN4= 2.0
A= 57.1 AZYK= 4.2 H1= 1.52 H2= 0.96 RGR/RR=1.00 RPL/RR=0.50 TM= 962. HAB= 1.85 ER=0.0010 S1= 8.1 S2= 8.7 FSS=0.40 EHPL=.964E-02
ZYKLUS 11 CHI1=319. CHI2=354. TH11=441. TH12=477. LF1= 0.92 TAN1= 2.2 LF2= 0.78 TAN2= 1.0 LF3=0.70 TAN3= 1.6 LF4=0.49 TAN4= 0.8
A= 62.4 AZYK= 5.3 H1= 1.68 H2= 0.91 RGR/RR=1.00 RPL/RR=0.50 TM= 989. HAB= 2.00 ER=0.0013 S1= 9.0 S2= 9.8 FSS=0.60 EHPL=.112E-01
ZYKLUS 12 CHI1=314. CHI2=338. TH11=438. TH12=461. LF1= 0.95 TAN1= 1.3 LF2= 0.83 TAN2= 0.6 LF3=0.75 TAN3= 3.3 LF4=0.52 TAN4= 0.5
A= 66.0 AZYK= 3.6 H1= 1.50 H2= 0.99 RGR/RR=1.00 RPL/RR=0.50 TM= 963. HAB= 2.00 ER=0.0009 S1= 9.9 S2=10.7 FSS=0.50 EHPL=.118E-01
ZYKLUS 13 CHI1=288. CHI2=401. TH11=409. TH12=527. LF1= 0.95 TAN1= 1.3 LF2= 0.85 TAN2= 0.7 LF3=0.68 TAN3=30.0 LF4=0.54 TAN4= 0.3
A= 71.1 AZYK= 5.1 H1= 1.58 H2= 1.04 RGR/RR=1.00 RPL/RR=0.50 TM= 1112. HAB= 2.00 ER=0.0008 S1=10.8 S2=11.9 FSS=0.40 EHPL=.128E-01
ZYKLUS 14 CHI1=382. CHI2=398. TH11=506. TH12=523. LF1= 0.90 TAN1= 1.3 LF2= 0.79 TAN2= 2.2 LF3=0.67 TAN3= 4.2 LF4=0.51 TAN4= 0.5
A= 78.1 AZYK= 7.0 H1= 1.84 H2= 0.99 RGR/RR=1.00 RPL/RR=0.50 TM= 1059. HAB= 2.00 ER=0.0011 S1=11.8 S2=13.0 FSS=0.50 EHPL=.139E-01

Abb.22: PAUK 1-Ergebnisblock (als Beispiel 4b/7-KVE48)

A	$[M\text{Wd}/\text{kgM}]$	Abbrand
AZYK	$[M\text{Wd}/\text{kgM}]$	zykl. Abbrandwert
AZYKO	$[M\text{Wd}/\text{kgM}]$	Konstante für die zykl. Abbrandgrenze
AZYKGR	$[M\text{Wd}/\text{kgM}]$	zykl. Abbrandgrenze
A1	$[M\text{Wd}/\text{kgM}]$	Abbrandgrenze für beginnende Brennstoffhaftung
A2	$[M\text{Wd}/\text{kgM}]$	Abbrandgrenze für beginnende Ausprägung von festen Rißebenen in der Randzone (Bildung von Grobporosität)
BD	$[1]$	Brennstoffdichte
CHI1	$[W/\text{cm}]$	Stableistung vor dem Zyklus
CHI2	$[W/\text{cm}]$	Stableistung nach dem Zyklus
CHI3	$[W/\text{cm}]$	Stableistung vor dem letzten Zyklus
CHI4	$[W/\text{cm}]$	Stableistung nach dem letzten Zyklus
CHI5	$[W/\text{cm}]$	mittl. Stableistung der letzten Bestrahlungsperiode
CHIGR	$[W/\text{cm}]$	Stableistungsbezugswert
CBRO	$\left[\frac{(\text{kp}/\text{mm}^2)^{-1,5}}{W/\text{gr h}} \right]$	Konstante der Kriechformel (Eingabe)
CBR	$\left[\frac{(\text{kp}/\text{mm}^2)^{-1,5}}{W/\text{gr h}} \right]$	Konstante der Kriechformel aus CBRO berechnet
CTM	$[1]$	Konstante der Kriechformel (Eingabe)
E3, E30	$[1]$	Kriechrate des Brennstoffes
E2	$[1]$	Hüllrohrdehnung
E1, E4, E5, E6, E7, E11, E22, E44	$[1]$	Brennstoffdifferenzdehnung in den einzelnen Anfahrstufen
E41, E42, E45, E51, E52, E61, E62, E72	$[1]$	Programminterne Differenzdehnungen
EBR	$[kp/\text{mm}^2]$	Elastizitätsmodul des Brennstoffes bei 1000°C
EH	$[kp/\text{mm}^2]$	Elastizitätsmodul der Hülle bei 500°C
EO	$[1]$	Konstante für die Rißbreite

Abb.23a: Definitionen der im Rechenprogramm verwendeten Abkürzungen

ER	[1]	errechnete Rißbreite
FF	[1]	Konstante zur Berechnung der Hüllrohrtemperatur als Funktion der Stabileistung
FSS	[1]	Anteil von größtem nicht unterbrochenen Bestrahlungszeitraum (durch Schnellschlüsse etc.) am Reaktorabbrandzyklus
FRL	[1]	Flußformfaktor des Wärmeleitintegrals
FPROP	[1]	Konstante zur Berechnung der standzeitabhängigen Elastizitätsgrenze des Hüllrohrmaterials
H1	$[\bar{w}/\text{cm}^2\text{grd}]$	Wärmeübergangszahl Brennstoff/Hülle vor dem Zyklus
H2	$[\bar{w}/\text{cm}^2\text{grd}]$	Wärmeübergangszahl Brennstoff/Hülle nach dem Zyklus
H3	$[\bar{w}/\text{cm}^2\text{grd}]$	Programminterne Rechengröße
HAB	[1]	Haftfaktor Brennstoff/Hülle
HABV	[1]	Haftfaktor im letzten Zyklus (Programmintern)
HABD	[1]	Zunahme des Haftfaktors je Zyklus
K	$[\bar{w}/\text{cm}\cdot\text{grd}]$	Wärmeleitzahl des Brennstoffes
KBR	$[\bar{w}/\text{cm}\cdot\text{grd}]$	Wärmeleitzahl des 100% dichten Brennstoffes
KO	[1]	Konstante, die den Abbrandeinfluß auf die Rißbreite berücksichtigt
K1	$\left[\frac{\text{W}\cdot\text{kgM}}{\text{cm}^2\cdot\text{grd}\cdot\text{MWd}} \right]$	Konstante für die Verschlechterung des Wärmeüberganges im Spalt durch die austretenden Spaltgase in der ersten Betriebsphase
K2	$[\bar{w}/\text{cm}^2\text{grd}]$	Wärmeübergangswert für A = 0
K3	[1]	Maximalwert für die Brennstoffhaftung
K4	$[\bar{w}/\text{cm}^2\text{grd}]$	Konstante für die Zunahme des Wärmeübergangswertes innerhalb einer Reaktorperiode
K5	[1]	Konstante für die Verschlechterung des Wärmeüberganges durch neu entstandene Rißstruktur
K6	$[\bar{w}/\text{cm}^2\text{grd}]$	Minimalwert für den Wärmeübergang
K7	$[\bar{w}/\text{cm}^2\text{grd}]$	Maximalwert für den Wärmeübergang
K8, K18, K19	[1]	Konstante für die Zunahme der Haftung je Abbrandperiode
K9	$[\text{kgM}/\text{MWd}]$	Konstante zur Berechnung der Keilrißtiefe

Abb.23b: Definitionen der im Rechenprogramm verwendeten Abkürzungen

K10	[kgM/MWd]	Konstante zur Berechnung der Keilrißtiefe
LF1 bis LF4	[1]	Leistungsstufen 1 bis 4 beim Anfahren
LA1 bis LA4	[1/h]	Anfahrsgeschwindigkeit zwischen den Leistungsstufen
LFF	[1]	Rechengröße zur Bestimmung der Hüllrohrtemperatur in Funktion mit der Stableistung
PPU	[1]	Pu-Anteil im Brennstoff
PREK	[1]	Einfluß der Rekoilzone auf das Brennstoffkriechen
R1, R3	[1]	Teilausdrücke von langen Gleichungen
RR	[cm]	Brennstoffaußenradius
RGR	[cm]	Grenzradius für den keilrißfreien Brennstoffquerschnitt
RGR1	[cm]	korrigierter Wert für RGR
RPL	[cm]	äußerer Brennstoffradius der plastischen Zone
RPLV	[cm]	RPL vor einer Abschaltung
RPLN	[cm]	RPL nach dem erneuten Hochfahren
RGRDRR	[1]	andere Schreibweise für den Ausdruck RGR/RR
RPLDRR	[1]	andere Schreibweise für den Ausdruck RPL/RR
R	$\left[\frac{\text{cal}}{\text{grd mol}} \right]$	ideale Gaskonstante
SD	[1]	Brennstoffschmierdichte
S	[cm]	Hüllrohrwanddicke
SIH500	[kp/mm ²]	$\sigma_{0,2}$ -Grenze der Hülle bei 500°C
SB1000	[kp/mm ²]	$\sigma_{0,2}$ -Grenze des Brennstoffes bei 1000°C
SIHO	[kp/mm ²]	aus SIH500 errechnete Elastizitätsgrenze der Hülle
SIBR	[kp/mm ²]	aus SB1000 errechnete Elastizitätsgrenze des Brennstoffes
SIH	[kp/mm ²]	temperaturabhängige Elastizitätsgrenze der Hülle
S1, S2	[1]	normierte Stableistungssummen
TR	[°C]	Brennstoffrandtemperatur

Abb.23c: Definitionen der im Rechenprogramm verwendeten Abkürzungen

THI1, THI2 [°C]	Hüllinnentemperatur vor und nach einer Abschaltphase
TGR [°C]	Grenztemperatur des keilrißfreien Brennstoffbereiches
TGR1 [°C]	korrigierte Grenztemperatur des keilrißfreien Brennstoffbereiches
TRV, TRN [°C]	Brennstoffrandtemperaturen vor und nach einer Abschaltphase, bzw. Teilzyklus
TM [°C]	mittl. Temperatur des kriechfähigen äußeren Brennstoffringes
TPL [°C]	Plastizitätsgrenze des Brennstoffes
TPLV, TPLN [°C]	Temperaturen am Radius der Plastizitätszone vor und nach einer Abschaltung, bzw. Teilzyklus
TI [°C]	Temperatur am halben Brennstoffradius
TZO [°C]	Zentralkanaltemperatur
THIGR [°C]	Bezugswert für die Hüllmaterialeigenschaften
TAN [h]	korrigierte Brennstoffkriechdauer innerhalb eines Leistungsanstieges
TAN1 bis TAN4 [h]	Haltezeiten auf den einzelnen Leistungsstufen
VAN [1/h]	Reaktorfahrgewindigkeit, auf die Nennleistung bezogen

Abb.23d: Definitionen der im Rechenprogramm verwendeten Abkürzungen

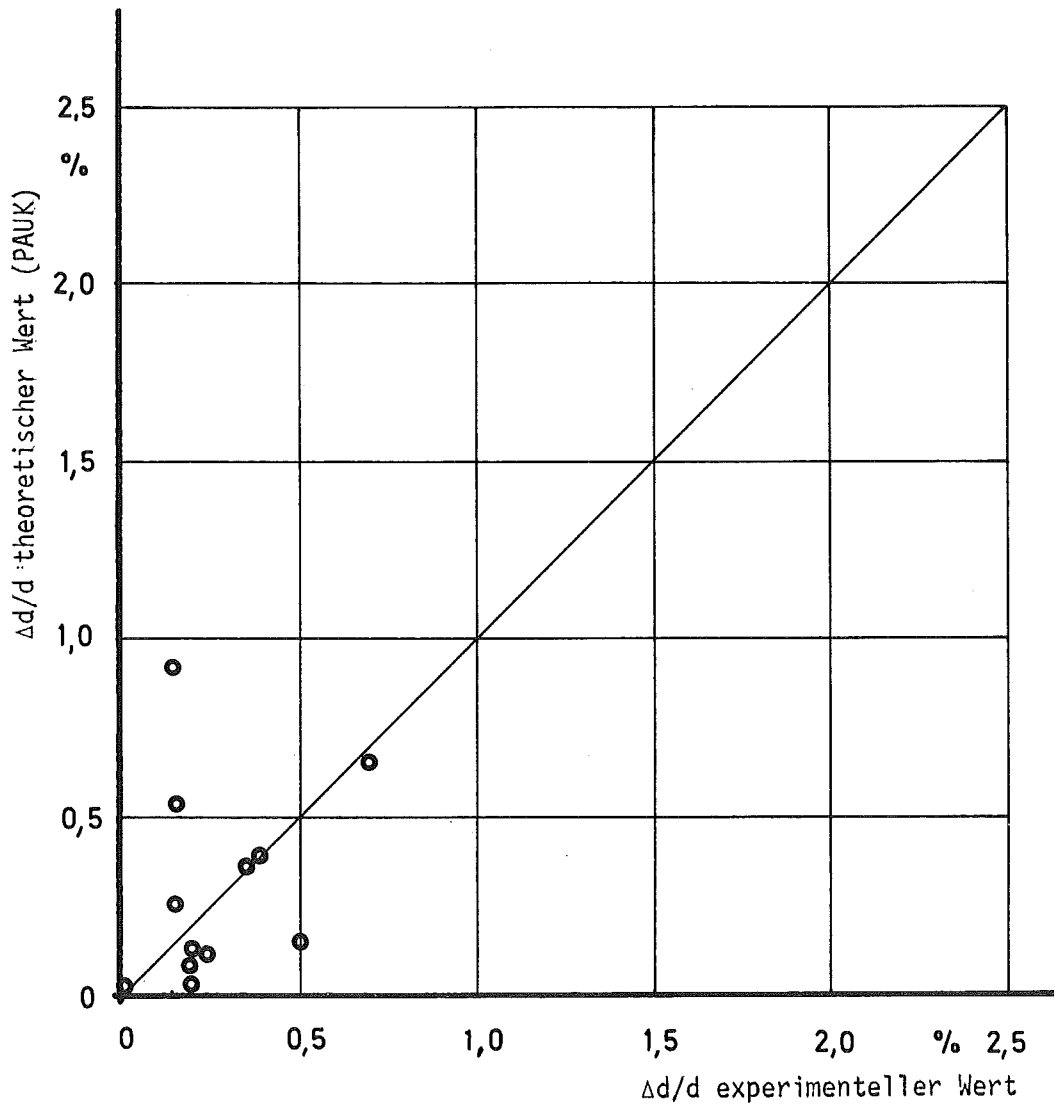


Abb.24: Anwendungsrechnung mit PAUK 1 für die KVE-Vg.4a

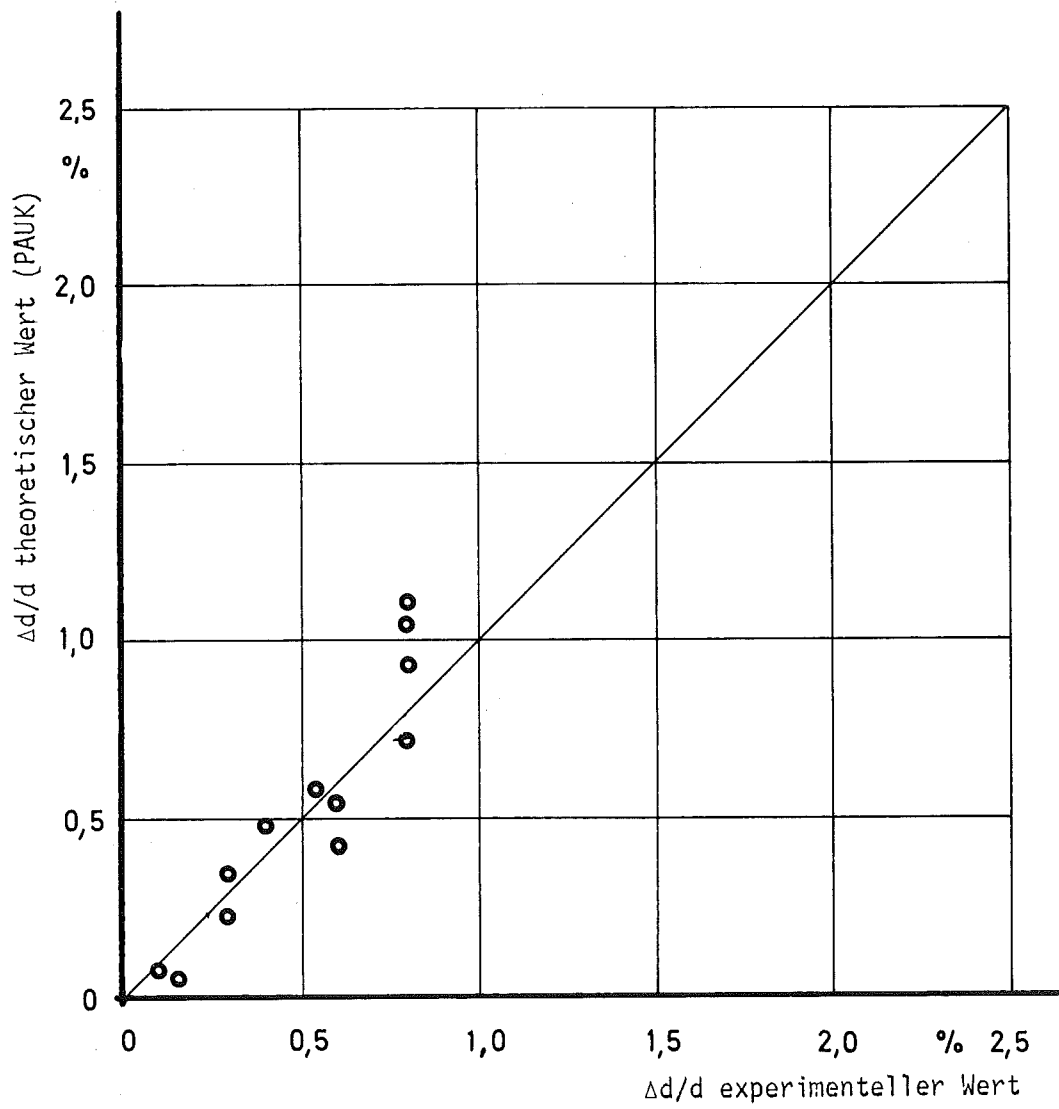
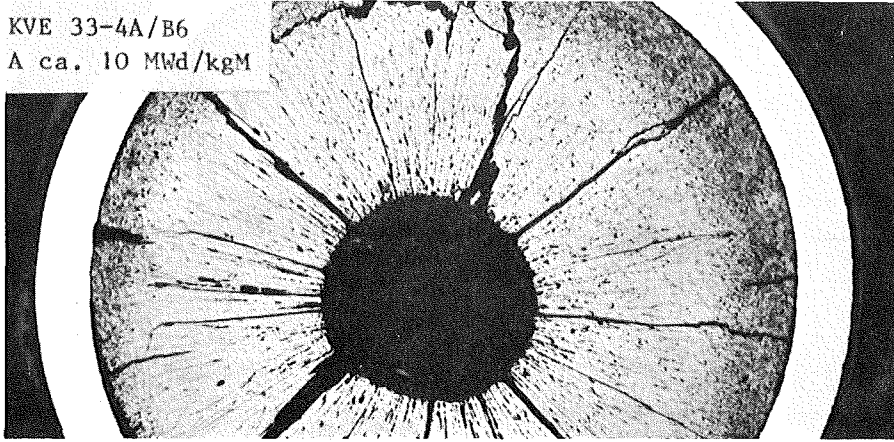
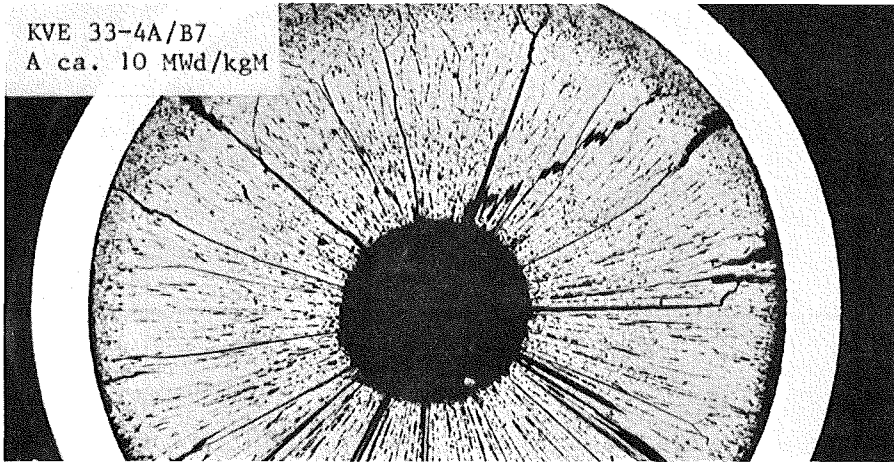


Abb.25: Anwendungsrechnung mit PAUK 1 für die KVE-Vg.5b

KVE 33-4A/B6
A ca. 10 MWd/kgM



KVE 33-4A/B7
A ca. 10 MWd/kgM



KVE 36-4A/5
A ca. 30 MWd/kgM

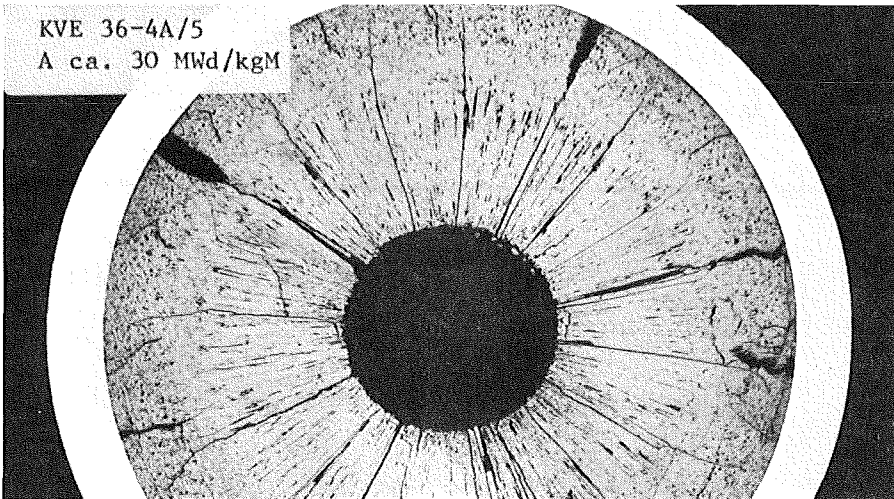
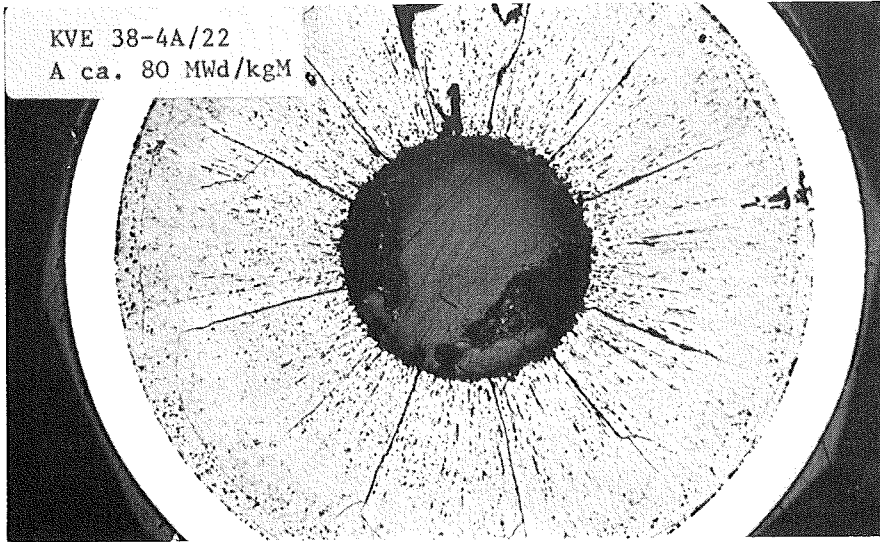
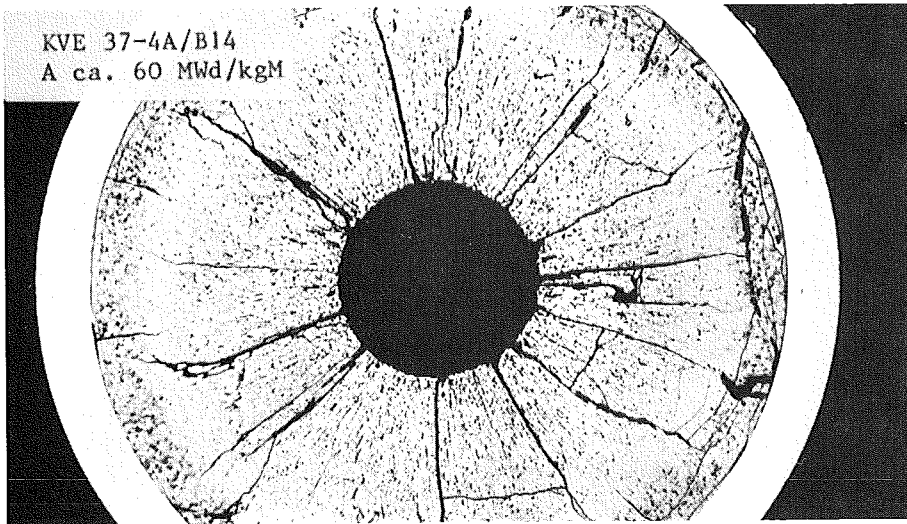


Abb.26: Exemplarische Schliffbilder für Brennstäbe mit niedrigem Abbrand - mit Keilrißstruktur und noch nicht verklebtem Brennstoff

KVE 38-4A/22
A ca. 80 MWd/kgM



KVE 37-4A/B14
A ca. 60 MWd/kgM



KVE 37-4A/16
A ca. 60 MWd/kgM

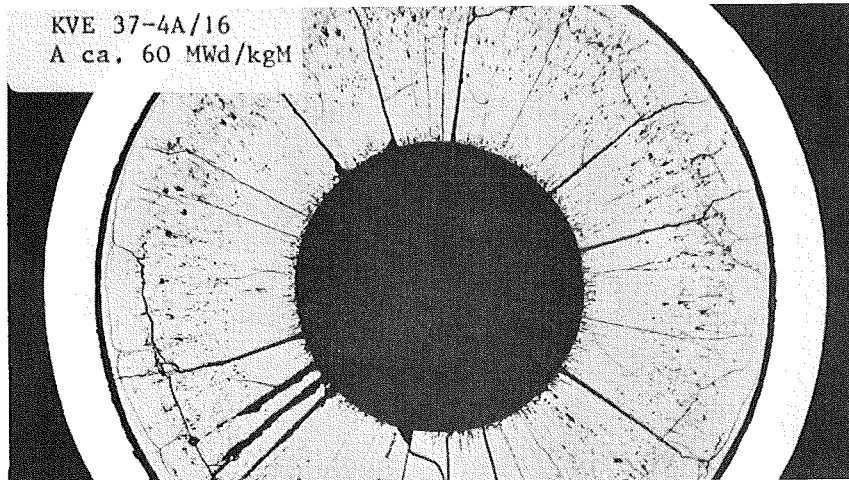


Abb.27: Exemplarische Schlifffbilder für Brennstäbe mit hohem Abbrand - ohne Keilrisse und bereits verklebtem Brennstoff an der Hülle und Grobporosität (4A/22, oberes Bild). Das untere Bild zeigt einen großen Abkühlspalt (aufgrund der starken Pu-Anreicherung im Zentralkanal) und kein Verkleben (Vg.4a mit partiellem Brennstoffschmelzen).