DIE BEHANDLUNG DES MECHANISCHEN UND THERMISCHEN VERHALTENS VON BRENNSTÄBEN IN „SATURN 1"

F. DEPISCH,
AEG-Telefunken, Fachbereich Kernreaktoren, Versuchsabteilung Großwelzheim

H. ELBEL, H. KÄMPF,
Institut für Material- und Festkörperforschung, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, Germany

ABSTRACT

In SATURN 1 the time history of a fuel pin concerning the radial distributions of temperature, stress, porosity and geometry changes is calculated. The operating fuel pin conditions such as linear rod power, outside temperature of the cladding and outside pressure are time dependent input data, so steady state and cyclic conditions are taken into account. The following material phenomena essential for the mechanical and thermal behaviour are interconnected in SATURN 1: creep of fuel and clad, swelling of fuel and clad, thermal expansion, crack formation, fission gas release, porosity migration, and heat transfer fuel-clad. Three thermal-mechanical states are distinguished: a) fuel and clad in mechanical interaction, b) freestanding fuel and clad stressed by gas and coolant pressure and c) freestanding stressed clad in contact or not in contact with cracked fuel assumed to be free of stresses. Three fuel zones are distinguished especially with view to different creep and porosity migration behaviour. To demonstrate the manifold possibilities of SATURN 1 several illustrative applications are given.

1. Einleitung

Es ist offensichtlich geworden, daß die wesentliche Aufgabe der Brennstab-Modelltheorie die quantitative Behandlung des mechanischen und thermischen Verhaltens von Brennstäben in Abhängigkeit der Betriebszeit für stationäre und zyklische Betriebsbedingungen darstellt.

Die verschiedenen Versionen des Rechenprogrammes SATURN (Schwellen Abbrand Temperatur unter Reaktorbedingungen) verfolgen das Ziel, mit fortlaufenden Verbesserungen und Erweiterungen diese Aufgabe zu lösen. Die erste sehr grobe Näherung war die seit längerer Zeit fertiggestellte Version SATURN 0 [1]. Einen entscheidenden Fortschritt stellt die jetzige Version SATURN 1

dar. In SATURN 1 sind die für das mechanische und thermische Verhalten wesentlichen Phänomene in einer 1. Näherung modelltheoretisch verknüpft. Dabei beschränken wir uns in SATURN 1 auf die Behandlung einer Scheibe eines Brennstabes bzw. schließen die Betrachtung von Achsialabhängigkeiten aus. Eine einführende Vorstellung von SATURN 1 samt einiger Anwendungen erfolgte kürzlich [2]. Ein detaillierter Bericht mit Flußdiagrammen und ausführlicher Programmbeschreibung ist in Vorbereitung [3].

2. Aufgabenstellung

Die Aufgabenstellung von SATURN 1 ist in Fig. 1 veranschaulicht. Ein Satz von Input-Daten liefert unter Verknüpfung der Materialphänomene die Output-Daten. Die Output-Daten bestehen im zeitlichen Verlauf der radialen Verteilungen von Temperatur, Spannung, Geometrie und Porosität, durch die ein mechanisch-thermischer Zustand bestimmt ist. Die Input-Daten sind einerseits durch die Startwerte von Geometrie und Porosität und durch die elementaren Materialdaten wie z.B. Wärmeleitfähigkeit der Hülle gegeben. Andererseits müssen die zeitabhängigen Brennstab-Betriebsbedingungen, d.h. Stableistung, Hüllaußentemperatur und Außendruck eingegeben werden. Dies erfolgt tabellarisch zu bestimmten Zeitpunkten, wobei zwischen diesen Zeitpunkten linear interpoliert wird. Dadurch wird die Erfassung von stationären und zyklischen Betriebsbedingungen ermöglicht. Die in Fig. 1 aufgelisteten, für das thermische und mechanische Verhalten wesentlichen Materialphänomene sind einerseits durch analytische Beziehungen in Abhängigkeit von Temperatur, Spannung, Porosität u. a. gegeben, andererseits müssen die Phänomene durch geeignetes Modellieren der Behandlung zugänglich gemacht werden.

Die mechanisch-thermischen Zustände ändern sich einerseits durch Variation der Betriebsbedingungen, andererseits durch Ablaufen der materiellen Vorgänge bei konstanten äußeren Bedingungen. Dabei besteht die Schwierigkeit u.a. darin, daß durch Änderung der äußeren Bedingungen und Ablaufen der materiellen Vorgänge Temperatur, Spannung, Geometrie und Porosität sich gleichzeitig in gegenseitiger Abhängigkeit ändern. Dazu treten Komplikationen, wie die zur Rißbildung führende Sprödigkeit von oxidischem Brennstoff, großer radialer Plastizitätsgradient, Kompressibilität des Brennstoffes auf Grund seiner Porosität, Spannungsabhängigkeit des Gasschwellens u.a. auf. Nur durch Entwicklung von notwendigerweise umfangreichen Rechenprogrammen ist es möglich, die im Brennstab auftretenden Phänomene in ihrer wechselseitigen Beeinflussung zu behandeln und Aussagen über das komplexe Stabverhalten zu erhalten. Auf diesem Wege ist es möglich, Versagens- und Lebensdauer-Kriterien für Brennstabkonzepte herauszuarbeiten, die in gezielten Experimenten unter Beweis zu stellen sind.

3. Programmstruktur

Mittels des in Fig. 2 dargestellten Strukturdiagrammes wird gezeigt, wie in SATURN 1 die skizzierte Aufgabenstellung gelöst ist. Dabei wird in diesem Kapitel ausschließlich die externe Verknüpfung der Phänomene bzw. Unterprogramme behandelt, die interne Behandlung der Phänomene selbst erfolgt in den folgenden Kapiteln.

3.1 Mechanisch-thermische Phasen

In SATURN 1 werden folgende drei mechanisch-thermische Phasen im Brennstab unterschieden, deren Auftreten von den ja-nein Entscheidungen hinsichtlich der Existenz von Rissen, Kontaktdruck und Spalt Brennstoff-Hülle gesteuert werden.

a) Mechanische Wechselwirkung von Brennstoff in Kontakt mit der Hülle. Spannungstheoretische Behandlung unter Berücksichtigung von Kriechen, Schwellen, thermische Ausdehnung, Gasdruck im Falle eines Zentralkanals und Kühlmitteldruck.

b) Sowohl Hülle als auch Brennstoff sind freistehend. Allgemeine spannungstheoretische Behandlung wie im vorhergehenden Fall,wobei aber beide Körper unter Gas- bzw. Kühlmitteldruck stehen.

c) Vollständig oder partiell gerissener Brennstoff nach Maßgabe einer thermisch formulierten Rißbedingung mit oder ohne Kontakt mit der Hülle. Im Falle von Kontakt kann kein Kontaktdruck auftreten. Der Brennstoff in Form von Ringen und Keilen ist nur dem hydrostatischen Gasdruck ausgesetzt. Die Brennstoffvolumenänderungen durch thermische Ausdehnung und Schwellen erfolgen spannungsfrei. Die freistehende Hülle wird spannungstheoretisch wie im Fall b) behandelt.

3.2 Zeitstruktur

Zur Berechnung der zeitabhängigen mechanisch-thermischen Zustände wird die vorgegebene Betriebszeit in Rechenzeitintervalle aufgeteilt und sukzessive jeweils aus dem Anfangszustand eines Rechenzeitintervalles der Endzustand bestimmt. Da sich der mechanisch-thermische Zustand sowohl durch Variation der Betriebsbedingungen Stableistung, Hüllaußentemperatur und Außendruck ändert als auch durch Ablaufen der materiellen Vorgänge ist eine Trennung beider Einflüsse erstrebenswert. Dies wird dadurch ermöglicht, daß die Änderung der äußeren Bedingungen sprunghaft am Anfang des Zeitintervalls vorgenommen wird und die sprunghaften Änderungen des mechanisch-thermischen Zustandes berechnet werden. Diese bestehen in Änderungen der Temperatur und des elastischen Spannungs- und Verformungszustandes von Brennstoff und Hülle bzw. gegebenenfalls in der spannungsfreien thermischen Ausdehnung des Brennstoffes. Das Auftreten von Rissen wird nur bei diesen sprunghaften Änderungen der äußeren Bedingungen zugelassen. Von diesem so berechneten Anfangszustand dieses Zeitintervalls wird anschließend bei konstant gehaltenen äußeren Bedingungen der Endzustand des Rechenzeitintervalls auf Grund der Langzeiteffekte Kriechen, Schwellen und Porenwanderung berechnet.

3.3 Kürzung von Rechenzeitintervallen

In SATURN 1 treten zwei externe Kürzungen von Rechenzeitintervallen auf. Die erste Kürzung tritt ein, wenn ein Wechsel der Phase von freistehender Hülle und Brennstoff zur Kontaktphase dadurch auftritt, daß der berechnete Brennstoffradius unzulässig größer als der berechnete Hüllinnenradius ist. Dies gilt sowohl für den Fall von gerissenem Brennstoff als auch von unter Spannungen stehendem Brennstoff. Die zweite Kürzung von externen Rechenzeitintervallen bezieht sich auf den Temperaturunterschied zwischen Anfangs- und Endzustand eines Zeitintervalls. Ist dieser Temperaturunterschied auf Grund der ablaufenden Langzeiteffekte unzulässig groß, tritt eine Zeitintervallkürzung ein. In beiden Fällen muß ein Rücksprung an das Ende des vorhergehenden Zeitintervalls erfolgen, wenn sich in dem betreffenden Zeitintervall die äußeren Bedingungen ändern. Zu erwähnen ist, daß interne Zeitintervallkürzungen in den Mechanik- und Porositätswanderungs-Unterprogrammen möglich sind.

3.4 Temperaturiterationen

Bei der Konzeption von SATURN 1 wurde davon ausgegangen, daß die Temperatur der Parameter ist, von dem die Materialphänomene innerhalb eines Rechenzeitintervalls am empfindlichsten abhängen. Dies findet seinen Niederschlag in zwei externen Temperatur-Iterationsschleifen.

Die erste bezieht sich auf die Berechnung des Sprunges am Anfang des Zeitintervalls. Die Iteration der Temperatur erfolgt in Bezug auf den Wärmeübergang zwischen Brennstoff und Hülle, wobei im Kontaktfall der Kontaktdruck, bei Vorhandensein eines Spaltes die Spaltbreite ausiteriert wird. Im Falle des Spaltes wird mit der Ausgangsspaltbreite und den geänderten äußeren Bedingungen eine neue Temperaturverteilung und mittels der thermischen Ausdehnung eine neue Spaltbreite bestimmt. Da die wahre Spaltbreite zwischen beiden liegen muß, wird mit der mittleren Spaltbreite eine neue Temperaturverteilung bestimmt. Über die thermische Ausdehnung, die eine neue Spaltbreite ergibt, läßt sich eine weitere Temperaturverteilung bestimmen. Stimmen beide Temperaturverteilungen hinreichend überein, ist Konvergenz erreicht. Das Verfahren im Falle des Kontaktdruckes ist analog.

Die zweite externe Iterationsschleife bezieht sich auf die Berechnung innerhalb des Zeitintervalls bei konstanten äußeren Bedingungen. Die Langzeitvorgänge Kriechen, Schwellen und Porenwanderung ändern die Geometrie und damit auch die Temperaturverteilung. Überschreitet diese Änderung der Temperaturverteilung vom Anfangszustand bis zum Endzustand eine vorgegebene Schranke, so wird vor Berechnung einer neuen Mitteltemperatur für die Langzeitvorgänge der Endzustand analog dem Anfangszustand bezüglich der Temperatur ausiteriert.

4. Behandlung der Mechanik von Brennstoff und Hülle

4.1 Voraussetzungen

Die spannungstheoretischen Voraussetzungen für die in SATURN 1 möglichen Zustände sind Axialsymmetrie und ebene axiale Verformung. Dann ist das Zylinderkoordinatensystem das Hauptachsensystem, in dem Schubspannungen und Verformungen verschwinden und die verbleibenden Hauptdehnungen und Spannungen nur radiusabhängig sind. Unter diesen speziellen Voraussetzungen vereinfachen sich die Gleichgewichtsbedingungen und die Beziehungen zwischen den Gesamtdehnungen und den Gesamtverschiebungen.

Die weiterhin notwendigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen sind dadurch gegeben, daß sich die Komponenten der Gesamtverformung aus folgenden Termen zusammensetzen

a) einem elastischen Anteil, der durch das lineare Hookesche Gesetz gegeben ist,
b) einem bleibenden Anteil, dessen Zuwächse durch die Söderberg-Gleichungen nach Maßgabe eines sekundären Kriechgesetzes gegeben sind,
c) einem thermischen Ausdehnungsterm und
d) einem Schwellterm.

Die beiden Terme der thermischen Ausdehnung und des Schwellens sind die freien relativen Längenänderungen im Falle, daß ein nicht poröser Körper vorliegt und beide Ausdehnungen spannungsunabhängig sind. Im Falle porösen Materials und spannungsabhängiger Ausdehnungen, z.B. durch Gasschwellen, bedeuten diese Terme die relativen Längenänderungen bei hydrostatischem Druck. In SATURN 1 wird die Rückwirkung der Spannungsverteilung auf die thermische Ausdehnung und das Schwellen des porösen Brennstoffes nicht berücksichtigt. Zwei thermische Ausdehnungskoeffizienten und zwei Schwellraten tragen phänomenologisch der gleichzeitigen äußeren Längenänderung und der Porositätsänderung Rechnung. Dabei ist zu beachten, daß in den Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nur die inhomogenen Anteile der thermischen Ausdehnungen und des Schwellens enthalten sind. Die homogenen, zu keinen Spannungen führenden Anteile ergeben mit der Startgeometrie die spannungsfreie Bezugsgeometrie.

4.2 Lösungsverfahren

Die oben erwähnten Beziehungen können in eine Differentialgleichung für die radiale Verschiebung zusammengefaßt werden. Die zweimalige Integration dieser Gleichung führt auf den dreiaxialen Dehnungs- und Spannungszustand in Abhängigkeit vom Radius und von der Zeit.

Die Lösung des Problems wird in enger Anlehnung an [4] mit Hilfe eines Dehnungsiterationsverfahrens erreicht. Dieses Verfahren ist folgendermaßen aufgebaut: Aus dem Anfangsspannungszustand werden Kriechdehnungen abgeleitet, die als erste Schätzwerte für die zu erwartenden Kriechdeh-

nungen am Ende eines sog. Iterationszeitintervalles dienen. Unter Verwendung dieser Schätzwerte wird der Spannungszustand am Ende des Iterationszeitintervalls berechnet.

Im nächsten Schritt wird für das Zeitintervall aus Anfangs- und Endzustand ein mittlerer Spannungszustand bestimmt. Diesem entspricht eine mittlere Kriechrate, aus der neue Kriechdehnungen und somit ein neuer Spannungszustand für das Ende des Zeitintervalls folgen.

Dieses Verfahren wird solange wiederholt, bis Änderungen der Kriechrate unter eine vorgegebene Schranke fallen.

Die Länge des Iterationszeitintervalls wird anhand der notwendigen Voraussetzung bestimmt, daß der Unterschied des Spannungszustandes am Ende gegenüber dem am Anfang eine bestimmte Schranke nicht überschreitet. Das bedeutet eine Beschränkung der im Zeitintervall zulässigen Kriechdehnungen. Je nach Größe der Kriechrate folgt daraus eine bestimmte zulässige Länge des Iterationszeitintervalles. Eine Kürzung dieses Intervalls tritt ein, wenn entweder die Zahl der Iterationen einen bestimmten Wert oder wenn der absolute Kriechzuwachs eine vorgegebene Schranke überschreitet.

4.3 Randbedingungen

Im Falle der freistehenden Hülle und des Brennstoffes müssen die jeweils auftretenden drei Integrationskonstanten durch die folgenden drei Randbedingungen bestimmt werden:

a) Für den Innenradius ist die radiale Druckkomponente gleich dem Innendruck im Falle des Hohlzylinders. Im Falle des Vollzylinders muß die radiale Verschiebung im Mittelpunkt verschwinden.
b) Für den Außenradius ist die radiale Druckkomponente gleich dem Außendruck.
c) Das Flächenintegral der axialen Spannungskomponente ist gleich der durch Innen- und Außendruck gegebenen Axialkraft.

Im Falle des Kontaktes zwischen Brennstoff und Hülle müssen sechs Integrationskonstanten aus sechs Randbedingungen ausgerechnet werden. a) und b) bleiben ungeändert. Weiterhin gelten für die Grenzfläche Brennstoff-Hülle die beiden radialen Randbedingungen: Radialspannung und -verschiebung von Brennstoff und Hülle müssen gleich sein. Die beiden restlichen Randbedingungen beziehen sich auf die axiale Wechselwirkung. Während der allgemeine Fall der Reibung in SATURN 1 nicht behandelt wird, können die zwei Grenzfälle der Haftung und des reibungslosen Gleitens erfaßt werden. Im Falle der Haftung sind die beiden axialen Randbedingungen dadurch gegeben, daß die axiale Gesamtverformung von Brennstoff und Hülle gleich ist und das gesamte Flächenintegral der axialen Spannungskomponente über Brennstoff und Hülle durch die Axialkraft gegeben ist. Im Falle des reibungsfreien Gleitens sind die einzelnen Flächenintegrale sowohl für den Brennstoff als auch für die Hülle jeweils durch die entsprechende Axialkraft gegeben.

4.4 Zwei-Zonen-Brennstoff-Modell

Im Brennstoff treten im Vergleich zur Hülle i.A. deutlich höhere Kriechraten auf. Das kann dazu führen, daß in den inneren Bereichen die Kriechrate des Brennstoffes die Schwellgeschwindigkeit bzw. die Geschwindigkeit der Änderung der thermischen Ausdehnung stark übersteigt. In diesem Falle liegt in diesen Brennstoffzonen ein dem Gasdruck entsprechender hydrostatischer Spannungszustand vor. Der Brennstoff wird deshalb in zwei Zonen aufgeteilt. Nur die äußere Brennstoffzone muß spannungstheoretisch behandelt werden. Die Verformungen in der inneren unter hydrostatischem Druck stehenden Zone erfolgen spannungsfrei. Wegen der sehr starken Temperaturabhängigkeit der Kriechrate bei höheren Temperaturen, ist die Grenze zwischen den beiden Zonen durch eine Temperatur charakterisiert. Der Wert dieser Grenztemperatur hängt davon ab, ob stationäre oder zyklische Betriebsbedingungen vorliegen. Numerische Ergebnisse werden in Kap. 6 angegeben.

4.5 Spannungsfreie Volumenänderungen

Bevor die spannungstheoretische Behandlung der äußeren Brennstoffzone erfolgt, wird mit Hilfe folgender thermisch formulierter Rißbedingung überprüft, ob diese Zone im gerissenen Zustand vorliegt: Wenn die Temperaturänderung pro Zeiteinheit eine vorgegebene Schranke überschreitet und die mittlere Temperatur der äußeren Zone unterhalb einer kritischen Temperatur liegt, wird die Volumenänderung des gesamten Brennstoffs spannungsfrei berechnet. Der dabei auftretende spannungsfreie Zustand des gesamten Brennstoffes ist allgemein dadurch charakterisiert, daß oberhalb einer bestimmten Grenztemperatur eine rißfreie plastische Zone vorliegt, an die sich nach außen hin beliebig viele radial gerissene Bruchstücke anschließen. Die durch die Rißbildung begrenzte plastische rißfreie Zone kann sich durch Porenwanderung und durch Ausheilen von Rissen auf Grund von Volumenzunahmen vergrößern. Die Geometrie zu einem bestimmten Zeitpunkt ist erstens durch freie thermische Ausdehnung bzw. durch freies Schwellen in der plastischen Zone und in den gerissenen Keilen bestimmt. Zweitens ist für die Geometrie ein Fixpunkt maßgebend, der gemäß Fig. 3 in differenzierter Weise bestimmt wird. Die zeit- und ortsabhängige Berechnung des Rißvolumens ermöglicht es, den Zeitpunkt zu ermitteln, ab dem die spannungstheoretische Behandlung des Brennstoffes einsetzen muß. Dieser Zeitpunkt ist erreicht, wenn die Risse bis zu einer vorgegebenen Temperatur ausgeheilt sind.

5. Thermisches Verhalten von Brennstoff und Hülle

Unter der Voraussetzung des radialen Wärmeflusses wird sowohl für den Brennstoff als auch für die Hülle die radiale Temperaturverteilung ermittelt. Während die Hülle als quellenfrei vorausgesetzt wird, werden beim Brennstoff hinsichtlich der Wärmequellenverteilung zwei Varianten unterschieden. Für

schnelle Flußbedingungen wird Proportionalität zwischen Wärmequelldichte und Porosität angenommen; für thermische Flußbedingungen wird die Wärmequelldichte als Polynom im Radius mit geraden Exponenten bis zum vierten Grad vorgegeben. Für die numerische Berechnung wird zunächst eine Ringaufteilung von Brennstoff und Hülle vorgenommen. Für vorgegebene Außentemperatur und Stableistung bzw. Quellendichte werden die Ringrandtemperaturen und die mittleren Ringtemperaturen von außen nach innen berechnet. Wegen der Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit muß dabei iterativ verfahren werden. Weiterhin wird die Porositätsabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes berücksichtigt. Während bei vorliegender Geometrie die Verteilung der Hülltemperatur durch die Außentemperatur und die Stableistung gegeben ist und praktisch unabhängig von Geometrieänderungen ist, hängt die Temperaturverteilung im Brennstoff empfindlich von Änderungen des Zentralkanals, der Porositätsverteilung, des Spaltes bzw. Kontaktdruckes ab [5].

Bei vorgegebener Hüllinnentemperatur ist die Brennstoffoberflächentemperatur nach Maßgabe des Wärmeübergangs Brennstoff-Hülle gegeben. Im Falle des Spaltes wird der Temperaturabfall im Spalt iterativ aus der "Spaltgleichung" [5] ermittelt. Im Kontaktfall wird insbesondere die Abhängigkeit der Wärmedurchgangszahl vom Kontaktdruck berücksichtigt.

In SATURN 1 ist die Kinetik der Porenwanderung mit den erheblichen thermischen Auswirkungen über die damit verbundene Zentralkanalbildung und Verdichtung integriert. Die Ausbildung des Zentralkanals wird nach folgendem numerischen Verfahren berechnet. Übersteigt die Porosität im innersten Ringelement einen vorgegebenen Maximalwert, so wird dieser Ring dem Zentralkanal zugeschlagen und die verbleibende Masse dieses Ringes dem benachbarten Ring hinzugefügt.

6. Anwendungen

Aus den vielfältigen Möglichkeiten, die SATURN 1 bietet, werden im folgenden einige einfache Anwendungsbeispiele gezeigt.

In Fig. 4 bis 11 werden Ergebnisse bezüglich des mechanischen Verhaltens dargestellt. In Fig. 4 bis 9 wird der schwellende und kriechende Brennstoff in Kontakt mit der Hülle behandelt, wobei die thermische Ausdehnung eliminiert wurde. Dabei wurde folgendes Brennstoffkriechgesetz [6] angewandt.

$$\dot{\varepsilon} = 1{,}4 \cdot 10^{-7} \; \frac{X\left(\frac{W}{cm}\right) \cdot \sigma\left(\frac{kp}{mm^2}\right)}{r_a^2\,(mm) - r_i^2\,(mm)} \; \left(0{,}4 + 10^{15} e^{-\frac{45000}{T}}\right) \frac{1}{h}$$

Dieses liefert bis ca. 950°C ein temperaturunabhängiges Kriechen, zwischen 950°C und 1150°C ein schwach temperaturabhängiges Kriechen und für höhere Temperaturen ein sehr stark temperaturabhängiges Kriechen. Fig. 4 und 5 zeigen den Einfluß des Hüllwiderstandes auf den Kontaktdruck, wobei in Fig. 4 die Hülldicke und in Fig. 5 der Parameter K des Nortonschen-Kriechgesetzes der Hülle $\dot{\varepsilon} = K \cdot \sigma^n$ variiert wurde. In beiden Fällen nimmt der Kontaktdruck gemäß der linearen Schwellrate mit der Zeit zu, bis ein Gleich-

gewicht von Brennstoffschwellen und Kriechen des Brennstoffes und der Hülle erreicht ist. In beiden Fällen nähern sich die Gleichgewichtskontaktdrucke mit zunehmender Hülldicke bzw. abnehmendem K-Wert asymptotisch einem oberen Grenzwert. Zu beachten ist, daß bei den vorliegenden Bedingungen fast der gesamte Brennstoffquerschnitt das niedrige Tieftemperaturkriechen aufweist, das relativ hohe Kontaktdrucke zur Folge hat. Dabei wurde nicht berücksichtigt, daß hohe Kontaktdrucke ein Kriechen in die Poren zur Folge haben und die effektive Schwellrate entsprechend vermindern. Wie aus Fig. 8 ersichtlich ist, hängt der Grenzwert für K = 0 in Fig. 5 stark vom Brennstoffkriechgesetz ab. Die Abnahme des Gleichgewichtskontaktdruckes in Fig. 8 ist eine Folge des abnehmenden Zentralkanalradius und des damit verbundenen Temperaturanstiegs, der zu einem besseren Brennstoffkriechen führt. In Fig. 6 sind die der Fig. 5 entsprechenden Änderungen des Hüllaußenradius und des Zentralkanalradius in Abhängigkeit der Zeit dargestellt. Für den Fall der nicht kriechfähigen Hülle K = 0 wird im Gleichgewicht eine sich nicht mehr ändernde elastische Hüllverformung erreicht. Das Schwellen des Brennstoffes erfolgt über das Kriechen ausschließlich in den Zentralkanal. In Fig. 7 ist die starke Abhängigkeit des Kontaktdruckes von der Brennstoffdicke dargestellt. Dabei muß beachtet werden, daß bei den gewählten Bedingungen der Brennstoffring jeweils das niedrige Tieftemperaturkriechen aufweist. Fig. 8 zeigt, daß die Kontaktdrucke ganz erheblich abnehmen, wenn das Kriechverhalten des Brennstoffes zunimmt. Dieses Verhalten kommt sehr deutlich in Fig. 9 zum Ausdruck. Man erkennt, daß sich im Brennstoffbereich oberhalb 1150°C, in dem das sehr gute stark temperaturabhängige Kriechen vorliegt, beim durch die Hülle behinderten Brennstoffschwellen keine Spannungen aufbauen, falls kein Innendruck vorliegt. Im Falle eines Innendruckes liegt in diesem Brennstoffbereich der entsprechende hydrostatische Spannungszustand vor. In Fig. 10 und 11 ist der Abbau der sprunghaft im freistehenden Brennstoff aufgebrachten thermischen Spannungen dargestellt. Auch hier ist zu erkennen, daß in den gut kriechenden zentralen Brennstoffzonen der Spannungsabbau sehr schnell erfolgt. Diese Beispiele zeigen sehr deutlich das Zwei-Zonen-Verhalten des Brennstoffes.

In Fig. 12 bis 15 werden Ergebnisse bezüglich des thermischen Verhaltens dargestellt. In Fig. 12 und 13 sind charakteristische thermische Größen in Abhängigkeit der Stableistung mit der Ausgangsspaltbreite als Parameter für Schnellbrüterbedingungen dargestellt. Diese Ergebnisse zeigen die Leistungsfähigkeit der Temperaturiterationen. Dabei wurde vorausgesetzt, daß der Brennstoff spannungsfrei vorliegt und bis 1700°C gerissen ist. Weiterhin wurden Porenwanderung und Schwellen nicht berücksichtigt.

Fig. 14 und 15 sind Ergebnisse bezüglich der Porenwanderung. In Fig. 14 sind die zu der angegebenen Temperaturverteilung gehörenden Porenwanderungsgeschwindigkeiten gemäß der Beziehung von Nichols dargestellt

$$V\left(\frac{cm}{h}\right) = 6\cdot 10^{15}\,\frac{dT}{dr}\left(\frac{^{o}C}{cm}\right)\exp\left(-\frac{7{,}17\cdot 10^{4}}{T(^{o}K)}\right)\cdot\left(T\,(^{o}K)\right)^{-\frac{5}{2}}$$

In Fig. 15 sind die mit Hilfe dieser Beziehung erhaltenen Ergebnisse bezüglich der Kinetik der Porenwanderung und der Zentralkanalbildung für die in Fig. 14 angegebenen Daten dargestellt.

In Fig. 16 ist der zeitliche Verlauf einiger typischer Brennstabgrößen wie Zentraltemperatur, Spalt, Zentralkanalradius und Kontaktdruck für folgende äußere Bedingungen dargestellt: Zwischen Ein- und Abschaltung ist die Stableistung 350 W/cm und die Hüllaußentemperatur 650°C jeweils konstant während 11000 h. Es wurde vorausgesetzt, daß als Gas He während der Betriebszeit vorlag. Man erkennt deutlich die verschiedenen, während der Betriebszeit auftretenden Phasen. Zwischen 0 und 1000 h liegt gerissener Brennstoff mit offenem Spalt vor. Zwischen 100 h und 7500 h befindet sich gerissener Brennstoff in Kontakt mit der Hülle, ohne Kontaktdruck auszuüben. Bei 7500 h erfolgt der Übergang von gerissenem Brennstoff in ungerissenen, wobei gleichzeitig Kontaktdruck entsteht. Beim Abschalten nach 11000 h treten wieder gerissener Brennstoff und ein Spalt auf. Der Anfangsspalt von 80 µ hat sich nach Erreichen des Endwertes der Stableistung nach 10 h verringert auf 40 µ. Gleichzeitig tritt die maximale Zentraltemperatur auf. Durch Wanderung der Sinterporosität tritt eine starke Vergrößerung des Zentralkanals und eine entsprechende Absenkung der Zentraltemperatur auf Grund des thermischen Zentralkanaleffektes auf. Dabei wurde angenommen, daß auf die gesamte anfänglich vorhandene Sinterporosität von 10 % die Nichols-Beziehung für den Verdampfungs-Kondensations-Mechanismus anwendbar ist, was streng nur für Porengrößen größer 10 µ gilt. Hinsichtlich des Schwellens wurden folgende Voraussetzungen getroffen: Für die in die spannungstheoretische Betrachtungen eingehenden Tieftemperaturschwellraten werden die Festkörperschwellraten eingesetzt und es werden hier keine Porositätsänderungen zugelassen. Für das spannungsfreie Schwellen wird angenommen, daß durch Schwellen sich sowohl das äußere Volumen als auch die Porosität ändern kann. Die für die äußere Volumenänderung verantwortliche Schwellrate setzt sich aus zwei Termen zusammen, der festen und der Porositätsänderungsschwellrate.

Literatur:

[1] G. Karsten, H. Kämpf, A. Gerken, "Theoretical and Computer Analysis on the Behaviour of Fast Reactor Fuel Pins and Related Parts of the Core under Operational Conditions", KFK-878-EUR 4158 e, Kernforschungszentrum Karlsruhe (November 1968)

[2] K. Kummerer, F. Depisch, H. Elbel, H. Kämpf, "The SATURN Codes and Material Data Evaluation", Conference on Fast Fuel Element Technology, New Orleans, April 1971

[3] H. Kämpf, F. Depisch, H. Elbel, "Das SATURN 1 Rechenprogramm für Brennstäbe", KFK-Bericht in Vorbereitung, Kernforschungszentrum Karlsruhe

[4] M. Guyette, "Crash: A Computer Programme for the Analysis of Creep and Plasticity in Fuel Pin Sheaths", KFK 1050, Kernforschungszentrum Karlsruhe (August 1969)

[5] H. Kämpf, G. Karsten, "Effects of Different Types of Void Volumes on the Radial Temperature Distribution of Fuel Pins", Nucl. Appl. and Techn. 9 (Sept. 1970) 288

[6] H. Kämpf, H. Elbel, K. Kummerer (editors), "Brennstabtheorie, Modelle und Materialdaten", KFK-1400, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1971)

Fig. 1 Allgemeine Beschreibung von SATURN 1

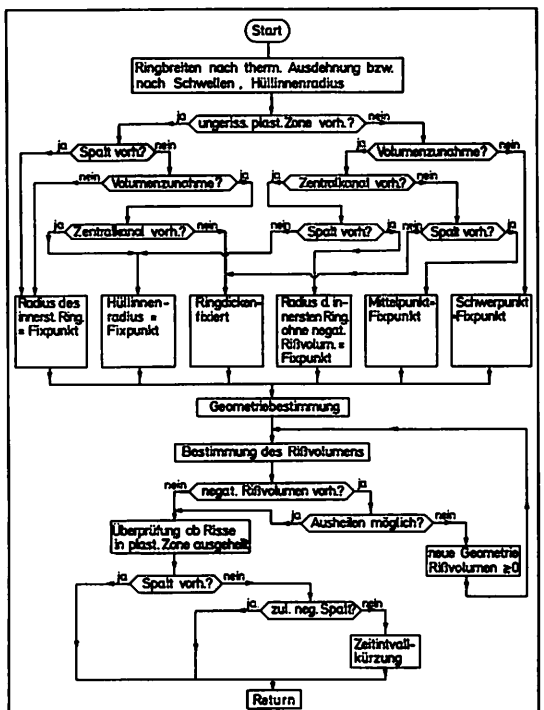
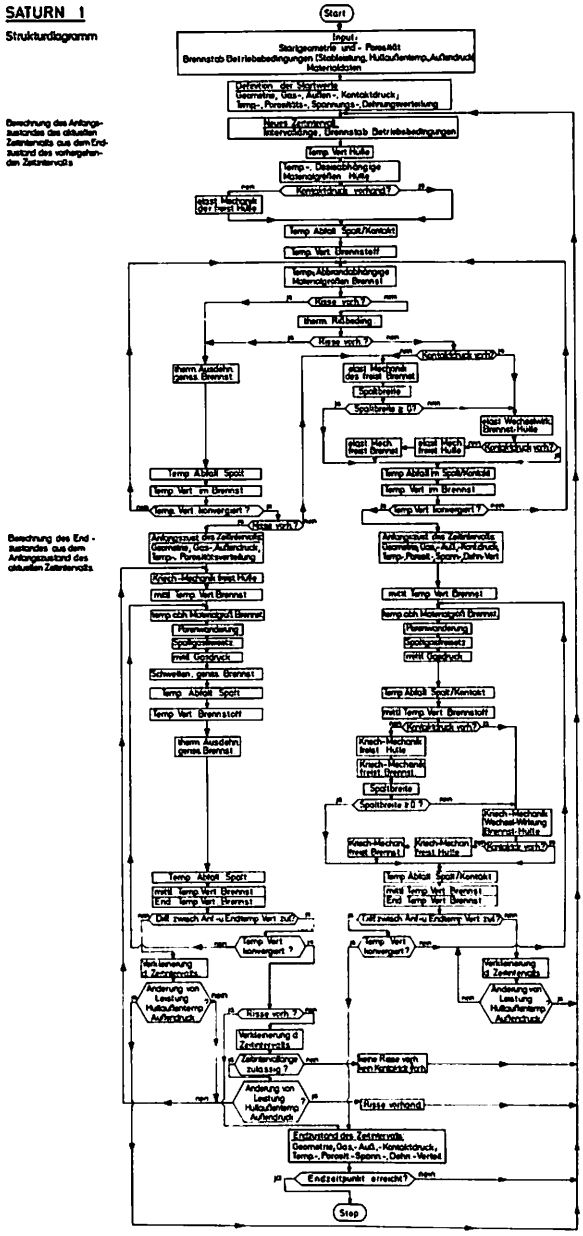


Fig. 3 Strukturdiagramm für spannungsfreie Volumenänderungen

Fig. 2

SATURN 1

Strukturdiagramm



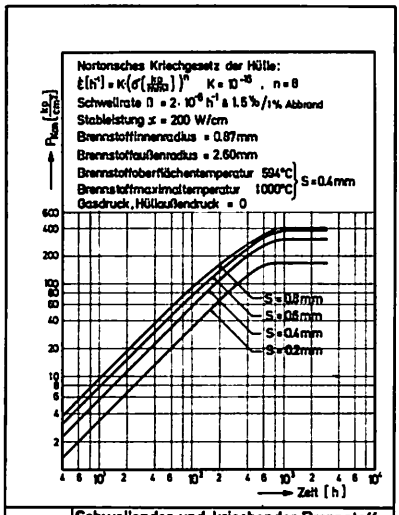


Fig. 4 Schwellender und kriechender Brennstoff in Kontakt mit der kriechenden Hülle. Zeitlicher Verlauf des Kontaktdruckes P_{Kon} in Abhängigkeit von der Hülldicke.

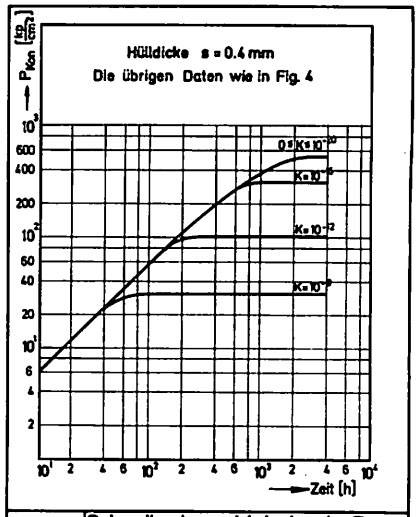


Fig. 5 Schwellender und kriechender Brennstoff in Kontakt mit d. kriechend. Hülle. Zeitlich. Verlauf d. Kontaktdr. P_{Kon} in Abhängigk. v. Nortonparam. K d. Hülle.

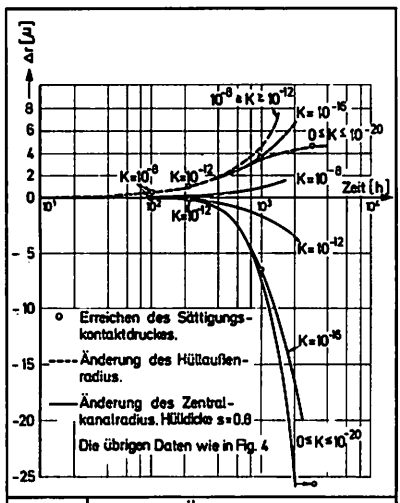


Fig. 6 Zeitliche Änderung von Hüllaussenradius und Zentralkanalradius in Abhängigkeit des Nortonparam. K der Hülle für den Kontaktfall.

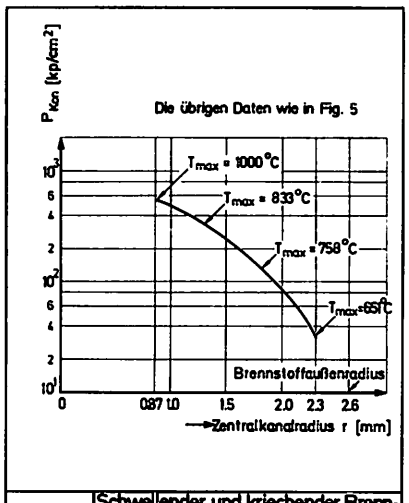


Fig. 7 Schwellender und kriechender Brennstoff in Kontakt mit einer nicht kriechfähig. Hülle K=0. Abhängigk. des Sättigungskontdruckes v. Zentralkanalrad.

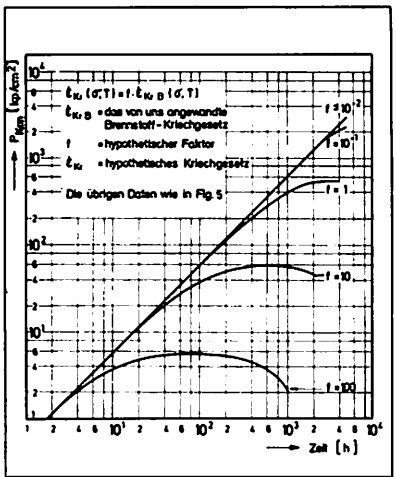


Fig. 8 Schwellender und kriechender Brennstoff in Kontakt mit einer nicht kriechfähigen Hülle K=0. Zeitlicher Verlauf des Kontaktdruckes in Abhängigkeit des Brennstoff-Kriechgesetzes.

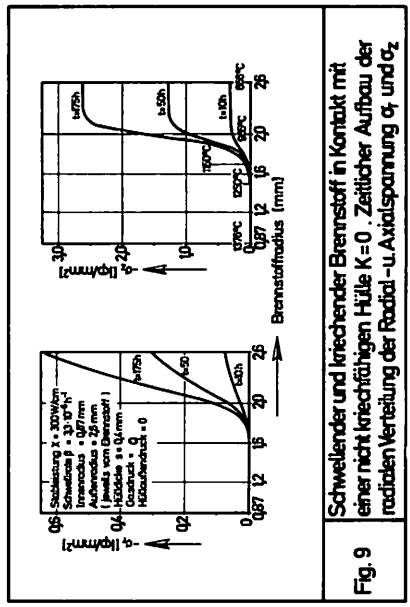


Fig. 9 Schwellender und kriechender Brennstoff in Kontakt mit einer nicht kriechfähigen Hülle K=0. Zeitlicher Aufbau der radialen Verteilung der Radial- u. Axialspannung σ_r und σ_z

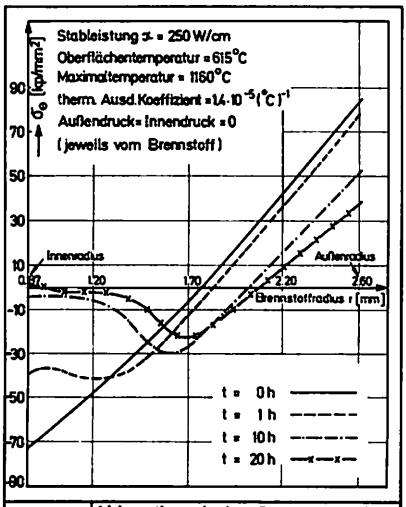


Fig. 10 Abbau thermischer Spannungen im unrestrainten Brennstoff. Zeitliche Veränderung der radialen Verteilung der Tangentialspannungen σ_Θ.

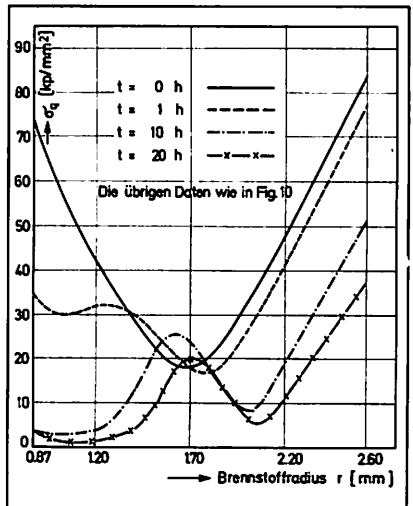


Fig. 11 Abbau therm. Spannungen im unrestrainten Brennstoff. Zeitliche Veränd. der rad. Verteil. der Vergleichsspann. σ_q.

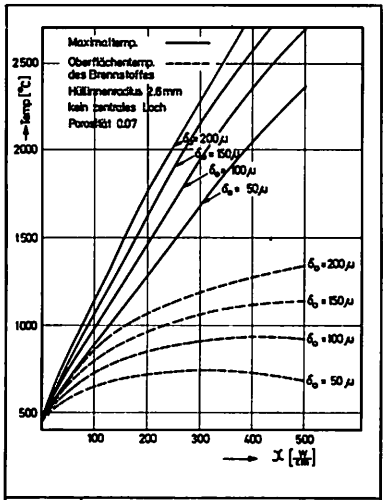


Fig. 12 Maximal- u. Oberflächentemperatur des Brennstoffes in Abhängigkeit der Stableistung χ mit kalter Ausgangsspaltbreite δ_0 als Parameter für Schnellbrüterbedingungen.

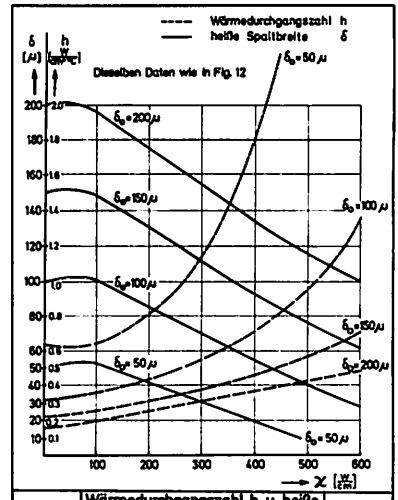


Fig. 13 Wärmedurchgangszahl h u. heiße Spaltbreite δ in Abhängigk. d. Stableistg. χ mit kalter Ausgangsspaltbreite δ_0 als Parameter für Schnellbrüterbedingungen.

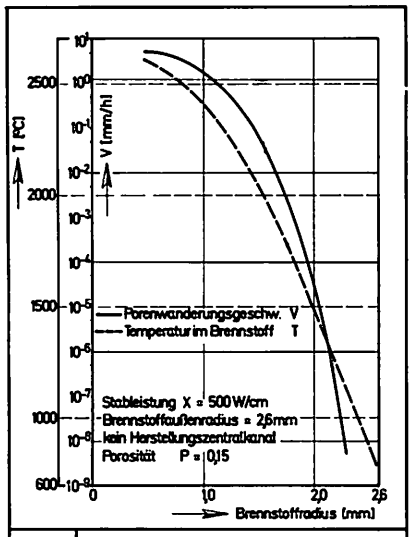


Fig. 14 Radiale Verteilung der Porenwanderungsgeschwindigkeit und der Temperatur

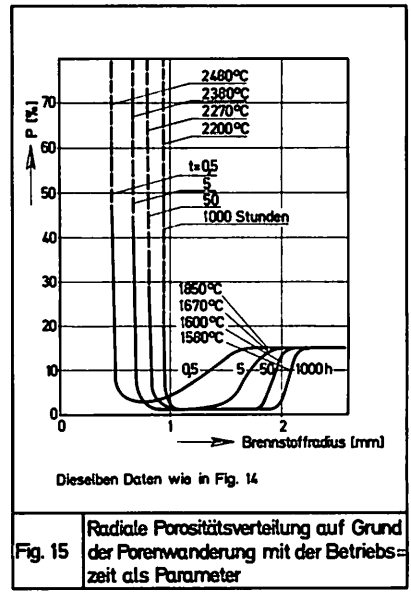


Fig. 15 Radiale Porositätsverteilung auf Grund der Porenwanderung mit der Betriebszeit als Parameter

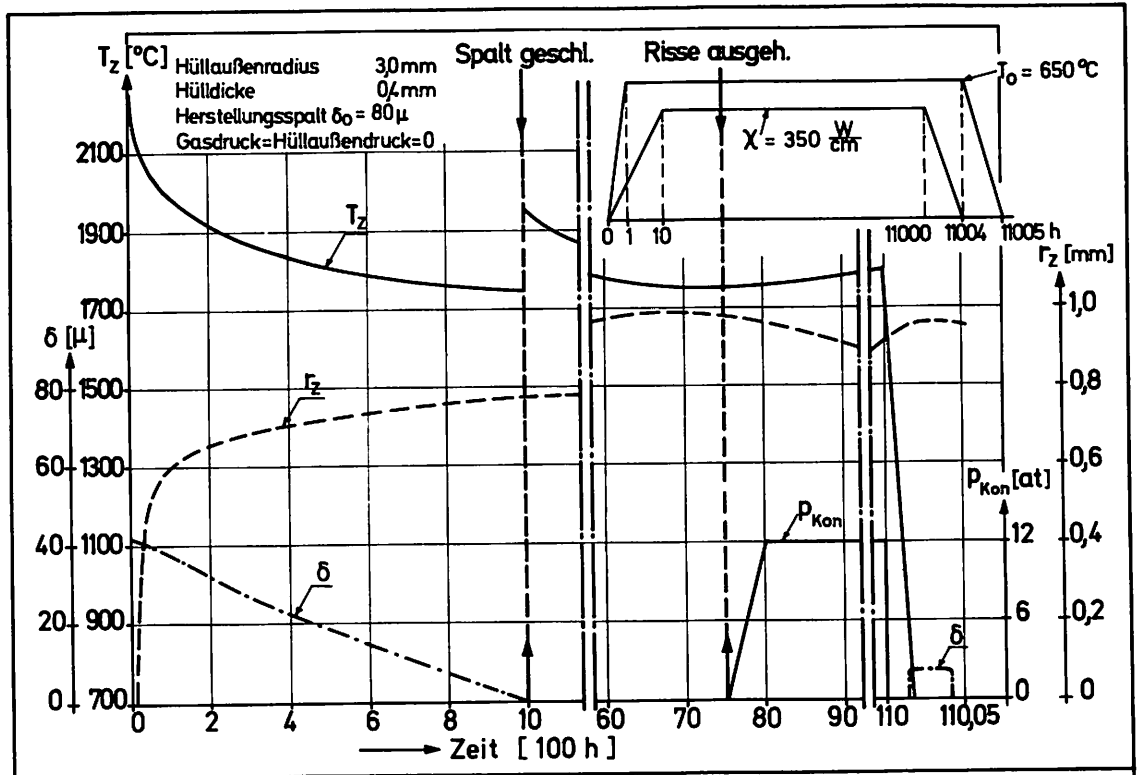


Fig. 16 Zeitverhalten typischer Brennstabgrößen für instationäre Betriebsbedingungen I

DISCUSSION

Q K. LASSMANN, Germany

There may be a chemical interaction between clad and fuel with the effect of destroying material at the inner surface. I made some calculations on this with the result that these effects are not negligible at high burnup rates. Is this effect included in SATURN 1 and may I ask the same question to Dr. Weeks concerning the LIFE-II code ?

A H. KÄMPF, Germany

We are aware of that effect, but at present it is not included in SATURN 1. Corrosion studies are performed by Mr. Borgstedt, Karlsruhe; they include that effect in SATURN 1 and only need small efforts which will be done soon.

C R. W. WEEKS, U. S. A.

We are quite concerned about fuel-clad corrosion effects. They can be treated presently only by reducing the clad thickness in the calculations, and there are almost no data on the functional dependence of this corrosion rate. We have work in progress at Argonne to model this phenomenon, the principal worker being Dr. P. S. Maiya. In the LIFE code, the restraint of the clad affects both fuel swelling and creep, and we do find a strong dependence on cladding thickness.

Q L. WOLF, Germany

Have you incorporated the possibility of eccentric fuel position in the clad ? This may be a severe problem at the beginning of your transients. In addition, it has been shown experimentally (Geithoff, KfK) that the gap is not closed, even for high burnup and different transient histories.

A H. KÄMPF, Germany

We have incorporated the possibility of an eccentric fuel position, but only as an option for the calculation of the mean heat transfer coefficient fuel-clad.
Concerning the second statement on the gap, it should be emphasized that the existence of a cold gap observed experimentally is generally bound with fuel clad contact at full power (presumed normal initial width and high enough burnup).

Q H. WALTHER, Italy

Concerning computation of creep contribution a trial error procedure is used in your code. Do you think that such procedure can be substituted by linearization of the creep term, that is, developing the creep law and neglecting higher order terms in a calculation

step ? This is always possible when the calculation step (stress history interval) can be made small enough.
In this case one could treat the creep term as the terms of Hooke's law. We have practiced that and I refer to paper C1/1[x] of this conference.

A H. KÄMPF, Germany

The trial error procedure concerning stress analysis under consideration of creep deformations is well establish and also used both in SATURN 1 and in LIFE II. The linearization procedure concerning the creep term seems to be very interesting and should be proved with respect on reduction of computing time and better convergence behaviour.