

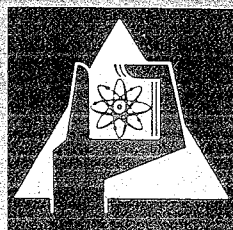
**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

Juni 1972

KFK 1272/1  
EUR 4844 d

Projekt Schneller Brüter

**1. VIERTELJAHRESBERICHT 1972**



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARSLRUHE

Juni 1972

KFK 1272/1

EUR 4844 d

Projekt Schneller Brüter  
1. Vierteljahresbericht 1972

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe



Der vorliegende 1. Vierteljahresbericht 1972 beschreibt Arbeiten am Projekt Schneller Brüter, die von Instituten der GfK in Karlsruhe durchgeführt worden sind. Darüber hinaus enthält der Bericht Beiträge von auswärtigen Gruppen, soweit sie insbes. am Hochleistungsbrennstabprogramm im Rahmen des Basisprogramms Schneller Brüter mitwirken.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.



## Inhaltsübersicht <sup>+)</sup>

- 112. Brennstabentwicklung
- 113. Materialuntersuchung und -entwicklung
- 114. Korrosionsversuche und Kühlmittelanalysen
- 115. Arbeiten zum Brennstoffzyklus
- 121. Physikalische Experimente
- 122. Reaktortheorie
- 123. Sicherheit schneller Reaktoren
- 124. Instrumentierung und Signalverarbeitung zur Kernüberwachung
- 125. Auswirkung von Reaktorstörfällen auf die Umwelt, Aktivitätsfreisetzung
- 126. Natrium-Technologie-Versuche
- 127. Thermo- und hydrodynamische Versuche in Gas und Dampf
- 128. Entwurfsstudien zu gas- und dampfgekühlten Brutreaktoren
- 129. Entwurfsstudien zu natriumgekühlten Brutreaktoren

<sup>+)</sup>  Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Basisprogramm-Nummern.

Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnummeriert.

---

Zum Druck eingereicht im Juni 1972





112 BRENNSTAB-ENTWICKLUNG1120 BrennstabmodelltheorieAnwendung des SATURN 1-Rechenprogrammes

(H. Fiedler, AEG)

SATURN 1 wurde für die Auswertung der Versuchsgruppe 3 der Loop-Bestrahlungsversuche im FR 2 verwendet. Diese Versuchsgruppe umfaßt 34 Prüflinge mit  $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstoff (11,5 Gew.-%  $PuO_2$ ) verschiedener Dichte (83 bzw. 90 % th.D.), die bei Stabileistungen von 500, 600, 700 und 1000 W/cm Bestrahlungszeiten zwischen 4 Stunden und 27 Tagen aufweisen.

Die Grundlage für die Rechnungen bilden die aufgrund der Versuchsgruppe 3 zusammengestellten Bestrahlungsdaten, aus denen mit SATURN 1 unter Berücksichtigung der axialen Abhängigkeit von Stabileistung und Hüllaußentemperatur für jeden Stab an den festgelegten Querschliffpositionen Temperaturprofile, Porenverteilungen, Zentralkanalradien, Spaltbreiten etc. ermittelt werden.

Von den 34 nachuntersuchten Prüflingen wurden bis jetzt 27 mit SATURN 1 nachgerechnet. Zum Vergleich mit den Rechnungen liegen aus den Untersuchungen der Heißen Zellen derzeit nur Zentralkanalradien und Spaltweiten vor, die teilweise eine gute Übereinstimmung mit den errechneten Werten zeigen. Die Rechenergebnisse weichen jedoch dann stark von den experimentellen Daten ab, wenn, wie es häufig der Fall war, zentrales Brennstoffschmelzen in Verbindung mit einer axialen Verschiebung des Brennstoffes auftrat, da mit der derzeitigen Version von SATURN 1 nur Brennstoffscheiben ohne axiale Kopplung behandelt werden können.

Die Tatsache, daß bei keinem Prüfling die mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle zu bleibenden Hüllverformungen führte, konnte mit SATURN 1 eindeutig bestätigt werden.

Eine Gesamtdarstellung der Auswertung der Loop-Versuchsgruppe 3 mit SATURN 1 ist in Vorbereitung.

1121 Oxidischer Brennstoff - Laboruntersuchungen1121.0 Herstellung im Labormaßstab1. Herstellung von Einsätzen mit Pu-haltigem Brennstoff für die Kriechexperimente im Rahmen des Projektes 73d

(Th. Dippel, R. Hanselmann, H. Nagel, M. Wittmann, IMF)

Im Zuge der Herstellung dieser Einsätze wurden weitere 6 Exemplare gefertigt. Die Vorbereitung der Brennstoffscheiben sowie deren Einbau in die Hüllen erfolgte in gleicher Weise, wie sie im 4. Vierteljahresbericht 1971 ausführlich dargestellt wurde. Zusätzlich wurden jedoch alle Brennstoffscheiben mit Hilfe eines genauen Meßdornes auf den Durchmesser der Bohrung geprüft. Sofern der Dorn nicht passieren konnte, wurden die Bohrungen mit einem Schleifstift angerieben. Diese Maßnahme hatte zur Folge, daß beim Einbau der Scheiben in die Hüllen keinerlei Störungen mehr auftraten.

2. Bestimmung des O/Me-Verhältnisses an UO<sub>2</sub>-Pulver verschiedener Vorbehandlung (Th. Dippel, M. Wittmann)

Im Hinblick auf die Herstellung von Brennstofftabletten mit niedriger Stöchiometrie wurde das gravimetrische Bestimmungsverfahren für das O/Me-Verhältnis mit UO<sub>2</sub>-Pulvern überprüft. Es wurde die Probe einmal mit He/6 % O<sub>2</sub> bei 450 °C, nach Voroxidation bei 900 °C, oxidiert. Zum anderen wurde die gleiche Probe bei 900 °C mit bis 0 °C wasserdampfgesättigtem He/5 % H<sub>2</sub>-Gemisch reduziert. Oxidation und Reduktion wurden stets bis zur Gewichtskonstanz geführt. Die Meßergebnisse an drei unterschiedlich vorbehandelten Pulvern zeigt die Tabelle. Die auf oxidierendem bzw. reduzierendem Weg erhaltenen Werte stimmen gut überein. Außerdem ist zu entnehmen, daß kalzinierte Pulver kurzfristig zu verarbeiten sind, da sie beim Lagern an Luft schon nach relativ kurzer Zeit erneut merkliche Mengen an Sauerstoff aufnehmen.

Vorbehandlung	Oxid.-Messung	Red.-Messung
UO <sub>2</sub> , wie gelagert	2,300	2,303
Nach Kalzination sofort gemessen	2,008	2,008
Nach Kalzination 2 Wochen gelagert	2,029	2,027

Tab. 1

1121.1 Technologische Eigenschaften von MischoxidKriechen von  $UO_2$ - $PuO_2$  (W. Laub, D. Vollath, IMF)

Wie bereits angedeutet [1], tritt bei  $UO_2$ - $PuO_2$  zufolge Kornwachstums auch im Bereich des Kriechens mit linearer Spannungsabhängigkeit ein Übergangskriechbereich auf. Abb. 1 zeigt die Kriechkurven von drei Proben, die bei  $1600^\circ C$  einer Kriechverformung unterworfen wurden. Die angewandten Spannungen waren 95, 190 und  $286 \text{ kp/cm}^2$ . Vor dem Kriechversuch wurden die Proben zwei Stunden bei  $1600^\circ C$  ausgeheizt (nachgesintert). Wie man sieht, steigt der Verformungsanteil im Bereich des Übergangskriechens mit der angelegten Spannung nur schwach an. Einen tieferen Einblick in das Verhalten bekommt man, wenn man die Kriechkurven von zwei Proben mit unterschiedlicher thermischer Vorbehandlung vergleicht. In Abb. 2 sind Kriechkurven, die bei einer Temperatur von  $1600^\circ C$  und einer Spannung von  $237 \text{ kp/cm}^2$  aufgenommen wurden, dargestellt. Die Probe B 20 wurde vor dem Kriechversuch bei  $1600^\circ C$  2 Stunden nachgesintert, während die Probe B 15 bei  $1800^\circ C$  48 Stunden und bei  $1600^\circ C$  12 Stunden nachgesintert wurde. Man sieht deutlich, daß die Verformung im Bereich des Übergangskriechens bei der letzteren Probe um etwa eine Größenordnung kleiner ist. Es liegt hier also ein extrem starker Einfluß der Sinterbedingungen vor.

Es ist zu überlegen, ob man diese Erscheinung nicht zur Charakterisierung des Sinterzustandes einer Brennstofftablette bei der Brennstabspezifikation heranziehen sollte. Aus den Messungen bezüglich des Übergangskriechens bei niederen Spannungen geht eindeutig hervor, daß das mechanische Verhalten der Tabletten extrem stark von den Herstellungsbedingungen abhängt. Es eröffnet sich somit eine relativ schnelle Methode zur Überprüfung des Sinterzustandes gesinterter Tabletten.

Die folgenden Abb. 3 und 4 geben einen Hinweis auf die Mechanismen, die im Bereich des Übergangskriechens wirksam sind. Abb. 3 zeigt die Kriechkurven einer Probe, die bei  $1600^\circ C$  bei einer Spannung von  $95,5 \text{ kp/cm}^2$  verformt wurde (Nachsinterung  $1600^\circ C$ , 2 Stunden). Nach Abschluß des Kriechversuches wurde die Probe entlastet und nach einer 12-stündigen Erholungsglühung erneut unter den gleichen Bedingungen verformt. Bei diesem zweiten Teilversuch war kein primärer Kriechbereich beobachtet worden. Bei dieser Probe ist das Übergangskriechen auf Kornwachstum zurückzuführen. Etwas anders liegen die Verhältnisse in Abb. 4.

Bei Probe B 13 wurde nach einer ausgedehnten Nachsinterung (1800°C, 48 Stunden; 1600°C, 12 Stunden) bei 1600°C mit einer Spannung von 438 kp/cm<sup>2</sup> verformt. Nach dieser ausgedehnten Nachsinterung war mit Sicherheit kein thermisches Kornwachstum zu erwarten. Trotzdem findet man bei dem ersten Teilversuch einen großen Verformungsanteil im primären Kriechbereich. Auch nach zweimaligem Entlasten und Erholen ist im dritten Teilversuch noch immer ein primärer Kriechbereich festzustellen. Dieser ist jetzt ein echter primärer Kriechbereich infolge des Aufbaus eines Versetzungsnetzwerkes. Der erhöhte Verformungsanteil im ersten Teilversuch ist auf ein spannungsinduziertes Kornwachstum zurückzuführen.

Literaturhinweis:

[1] 3. Vierteljahresbericht 1971, KFK 1271/3, S. 112-6, 1971

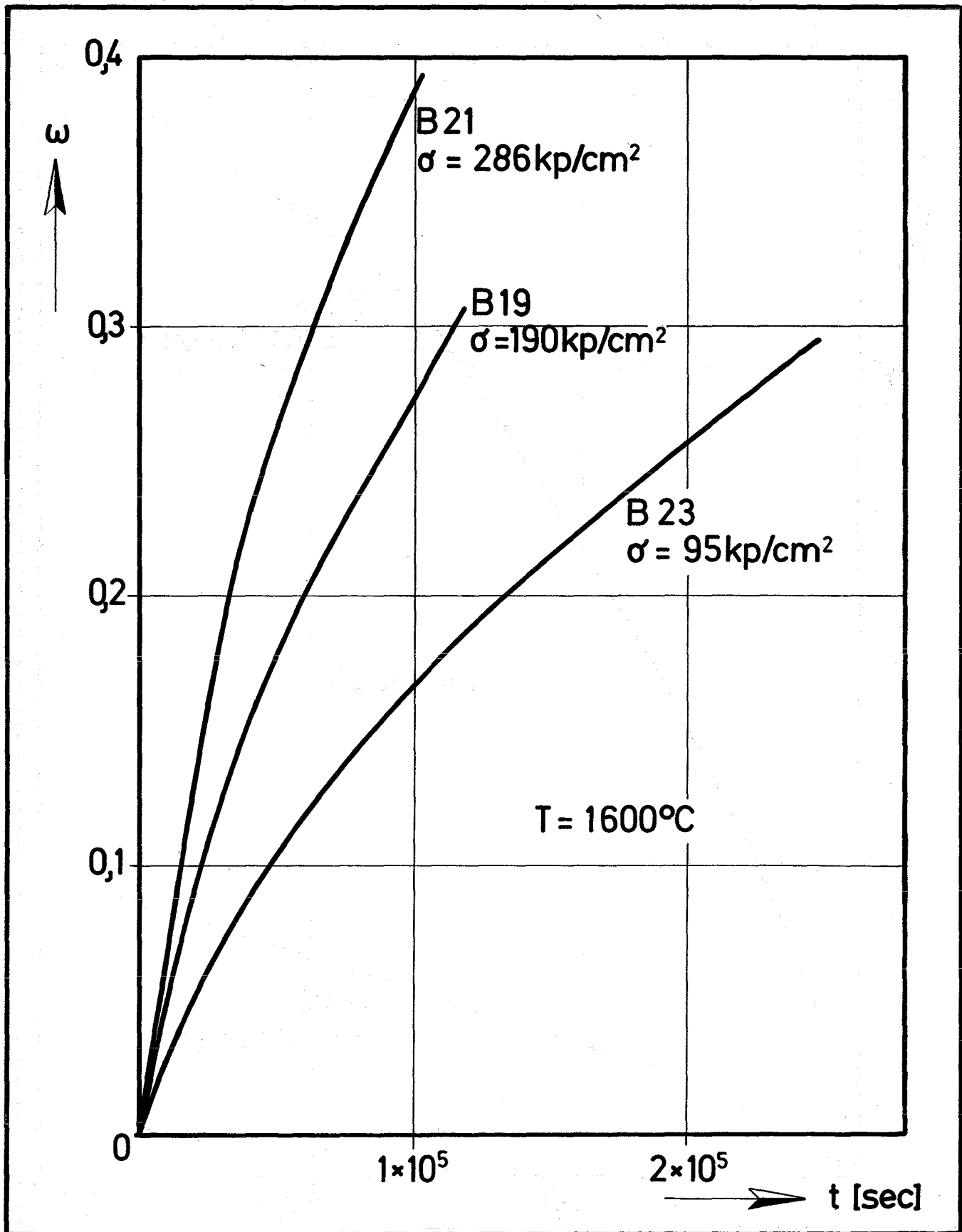


Abb. 5

Kriechverhalten bei verschiedenen Spannungen

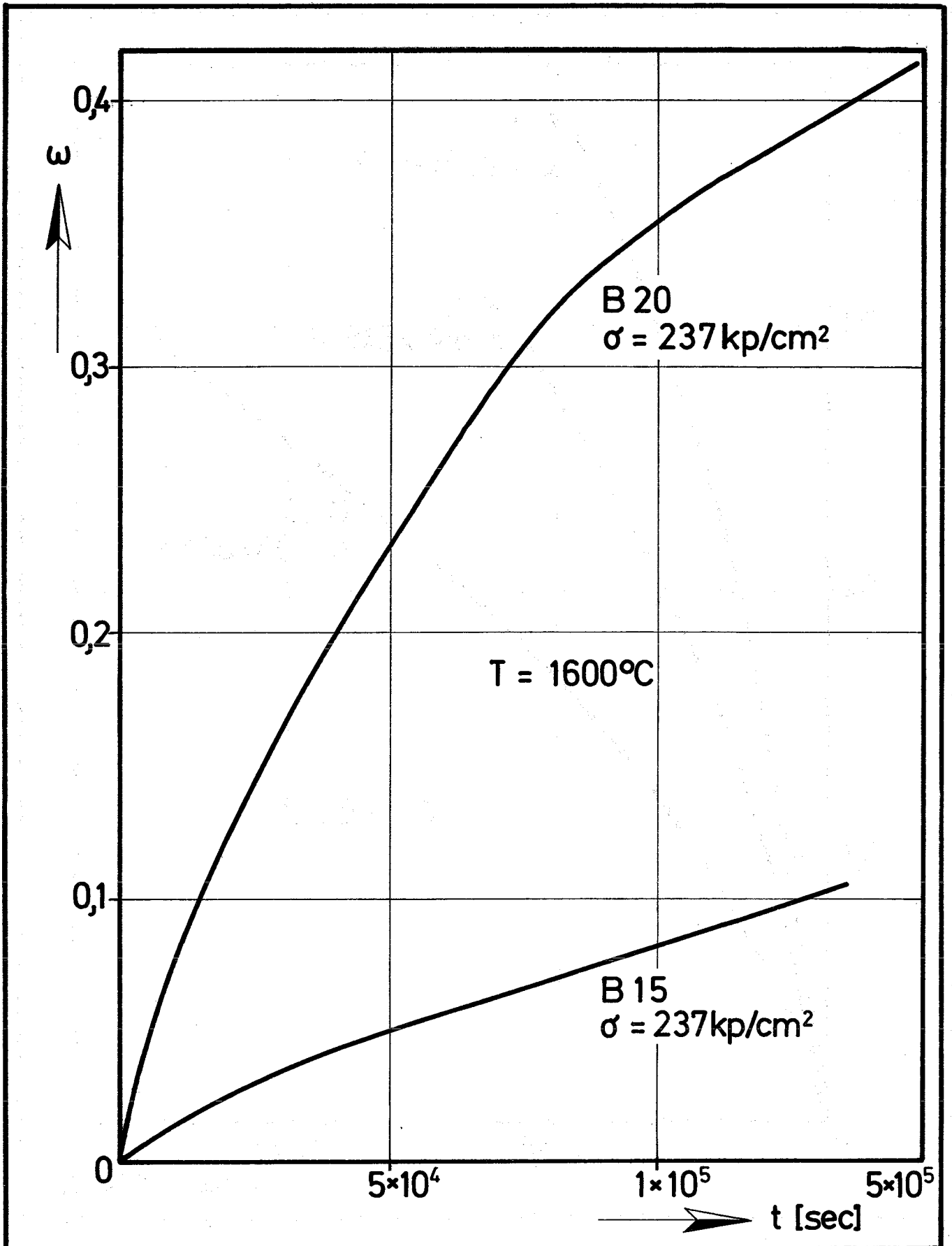


Abb. 2

Kriechverhalten bei verschiedenen thermischer Vorbehandlung

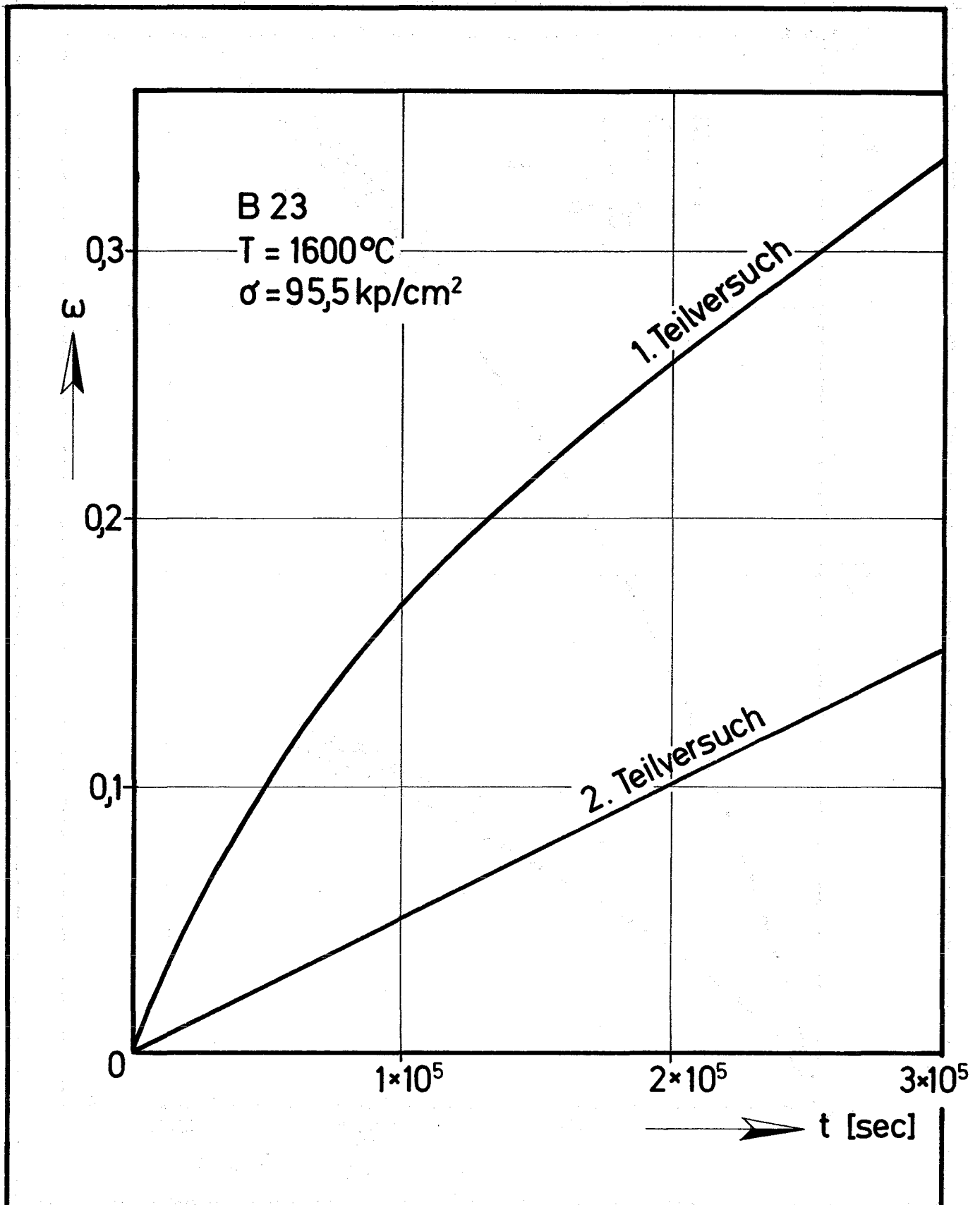


Abb. 3

Kriechverhalten im Falle kurzer Nachsinterung

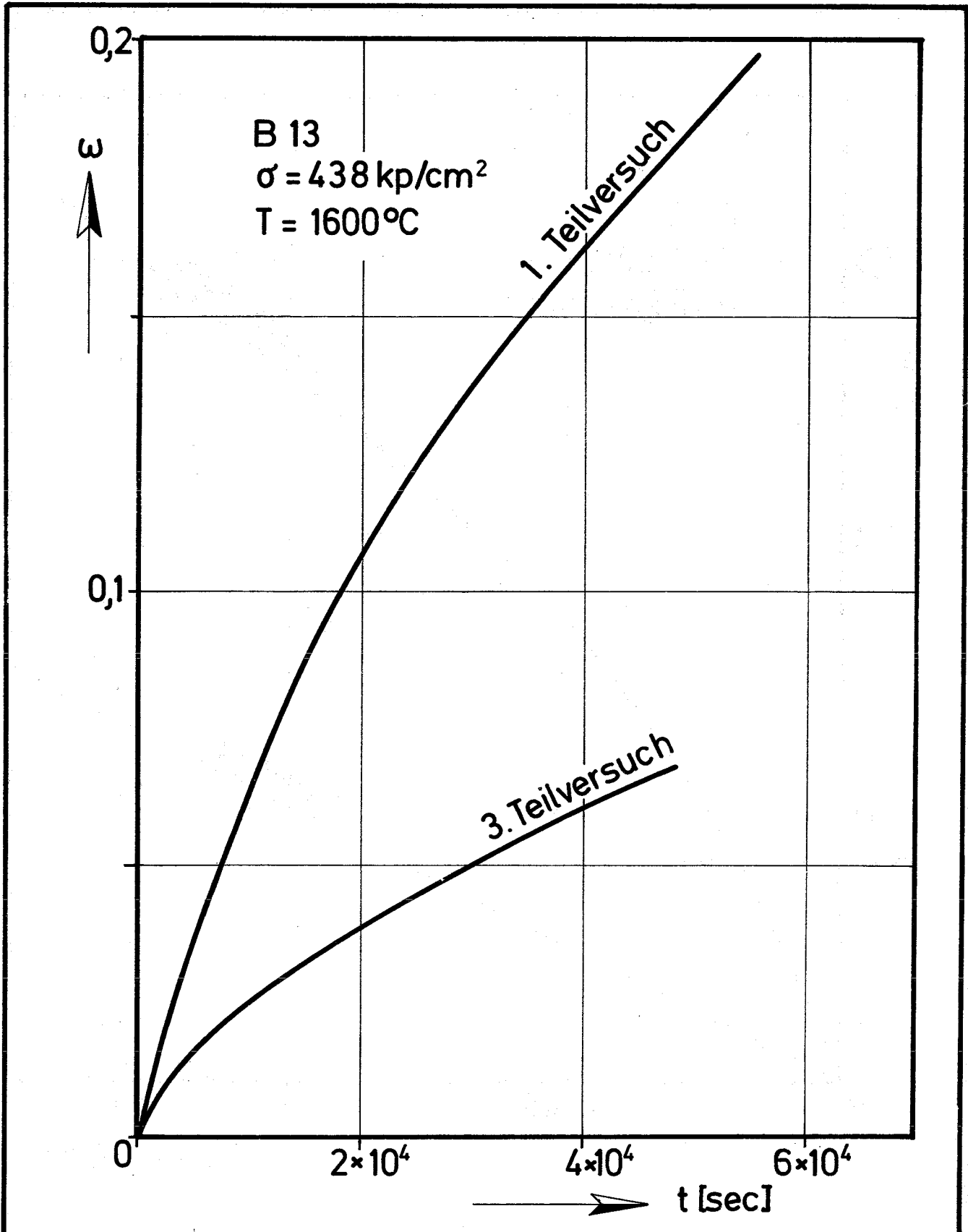


Abb.4

Kriechverhalten im Falle langer Nachsinterung



1121.2 VerträglichkeitsuntersuchungenMöglichkeiten zur Reduzierung der chemischen Wechselwirkungen von Oxidbrennstoffen und Spaltprodukten mit dem Hüllmaterial

(P. Hofmann, O. Götzmann, IMF)

In den letzten drei Vierteljahresberichten [1 - 3] wurde über die chemischen Wechselwirkungen von Spaltprodukten und simulierten Abbrandsystemen mit verschiedenen Hüllmaterialien berichtet. Die Verträglichkeitsuntersuchungen ergaben, daß der oxidische Brennstoff und die Spaltprodukte bevorzugt mit dem Chrom des Hüllmaterials reagieren. Es wurde deshalb ein Verfahren beschrieben [2], wie durch Hinzufügen von Cr-Pulver als Gettermetall zu den Spaltprodukten und dem Brennstoff die Spaltprodukt-Aktivitäten und die höheren Sauerstoff-Aktivitäten im System so stark reduziert werden können, daß die Reaktionen mit dem Stahl 1.4988 verringert und z.T. sogar verhindert werden.

In der Zwischenzeit wurden weitere Versuche mit Cr durchgeführt. Cr konnte jedoch nicht in allen Fällen das Sauerstoffpotential im System Brennstoff-Spaltprodukte-Hüllmaterial so stark erniedrigen, daß die besonders gefährlichen Cäsium-Reaktionen mit dem Hüllmaterial [1] - die vom O/M-Verhältnis des Brennstoffs abhängen - verhindert wurden. Durch Untersuchungen mit anderen Metallen sollte deshalb festgestellt werden, ob sie geeignete Getter sind, die Spaltprodukt-Reaktionen und die Oxidationsreaktionen mit dem Stahl zu verhindern.

Für einen geeigneten Stabilisator gilt es, die nachfolgenden Bedingungen im Brennstab während der gesamten Einsatzzeit im Reaktor zu garantieren:

1. Das O/M-Verhältnis des Brennstoffes soll einen kritischen Wert während des Abbrandes nicht überschreiten, um die Oxidationsreaktionen und die besonders gefährlichen Cs-Reaktionen mit der Stahlhülle zu vermeiden.
2. Die Spaltproduktreaktionen, speziell die von Se und Te, mit dem Hüllmaterial sind zu verhindern.

---

[1] KFK-Bericht 1271/2

[2] KFK-Bericht 1271/3

[3] KFK-Bericht 1271/4

Um festzustellen, welche Metalle die erste Forderung erfüllen, d.h. die Oxidation des Hüllmaterials verhindern, sind die Sauerstoffpotentiale von verschiedenen Metall/Metalloxiden mit demjenigen Sauerstoffpotential zu vergleichen, das zu einer Oxidation der Stahl-Hülle führt. In Abb. 5 sind die Sauerstoffpotentiale verschiedener Metalle über der Temperatur aufgetragen. Der Getter soll die während des Abbrandes stattfindende O/M-Erhöhung des Brennstoffes über einen kritischen Wert hinaus verhindern. Der Abb. 5 kann man entnehmen, daß die Elemente Cr, Nb, V, Ti und Zr theoretisch diese Bedingung erfüllen, d.h. solange im Brennstoff noch freies Gettermetall vorliegt, sollte es nicht zu einer Oxidation der Stahl-Hülle kommen.

Die Stabilisierungsversuche von überstöchiometrischem  $UO_2$  mit Cr, Nb, V, Ti und Zr zeigen, daß - mit Ausnahme von Cr - diese Metalle geeignete Sauerstoffgetter sind. Cr zeigt als Sauerstoffgetter unterschiedliche Wirkungen. Die Oxidations-Reaktionen mit der Stahl-Hülle sowie die gefährlichen Cs-Reaktionen wurden zwar reduziert, sie konnten aber nicht in allen Fällen verhindert werden.

Bestrahlungsversuche mit  $UO_2$ -Cr-Cermetbrennstoff bestätigen die out-of-pile-Ergebnisse mit Chrom. Cr-beschichtete kugelförmige  $UO_2$ -Partikel (Ausgangsstöchiometrie: O/M = 2.005), die in eine Hülle aus Inconel 625 oder Hastelloy X eingepresst waren, liessen nach einem Abbrand von ca. 60 000 MWd/t deutliche Reaktionen mit dem Hüllmaterial erkennen, obwohl Cr im Überschuss im Brennstoff vorhanden war (Abb. 6a, b). Cr ist deshalb kein geeigneter Stabilisator, die chemischen Wechselwirkungen des Abbrandsystems mit der Hülle in dem gewünschten Maße zu unterdrücken, und wird bei den nachfolgenden Betrachtungen nicht mehr berücksichtigt.

Die gesuchten Gettermaterialien sollen aber nicht nur das Sauerstoffpotential im Brennstab genügend klein halten, sondern auch die reaktiven Spaltprodukte Se und Te abbinden. Die Stabilisierungsversuche bei Temperaturen zwischen 600 und 800 °C ergeben, daß Nb und Zr in ihrer Getterwirkung gegenüber Se und Te vergleichbar gut sind. So wurden die Reaktionstiefe von reinem Te mit 1.4988 bei 800 °C/1000 h von etwa 350 µm durch Zusatz von Nb bzw. Zr auf etwa 10 µm verringert. Die Wirkungen von V und Ti als Spaltproduktgetter sind deutlich geringer als die von Nb und Zr (Abb. 7a, b).

Von den untersuchten Gettern sind Nb und Zr - nach dem Ausscheiden von Cr, V und Ti - noch die einzigen, die sowohl das Sauerstoffpotential im Brennstab genügend klein halten, als auch die reaktiven Spaltprodukte abbinden. Zr erweist sich zwar bei den Untersuchungen als ein besserer Stabilisator als Nb, es kann jedoch in einem Mischoxid-Brennstoff nicht eingesetzt werden. Das Sauerstoffpotential von  $Zr/ZrO_2$  ist so niedrig, daß das (U, Pu)-Mischoxid so weit reduziert wird, daß es zur Bildung von intermetallischen Phasen zwischen dem U bzw. Pu und den Hüllmaterialkomponenten kommt. So bleibt nach dem augenblicklichen Stand der Untersuchungen lediglich Nb als geeigneter Getter übrig.

Bei Pellet-Brennstoff ist eine Beschichtung der Pellets mit Nb technologisch wahrscheinlich einfacher als eine homogene Verteilung des Nb im Brennstoff, da die jetzige Pellet-Fabrikationstechnik beibehalten werden könnte.

Außerdem hat die Beschichtung den wesentlichen Vorteil gegenüber der homogenen Verteilung, daß sich das Getter dort befindet, wo sich die flüchtigen und reaktiven Spaltprodukte ansammeln und mit dem Hüllmaterial reagieren, nämlich an der Phasengrenze Kernbrennstoff-Hüllmaterial.

Eine Alternative zu der Pellet-Beschichtung stellt die Nb-Plattierung der Innenfläche des Hüllrohres dar. Beide Formen der Stabilisatoreinbringung in den Brennstab sollen bei geplanten Bestrahlungsversuchen geprüft werden.

Um die während eines Abbrandes von 10 At.-% anfallenden Spaltprodukte durch Nb abzubinden sowie die Stöchiometrieerhöhung des Brennstoffes über den kritischen Wert hinaus zu verhindern, der zu den gefährlichen Cs-Reaktionen mit dem Stahl führt, sind ca. 3 Gew.-% Nb erforderlich.

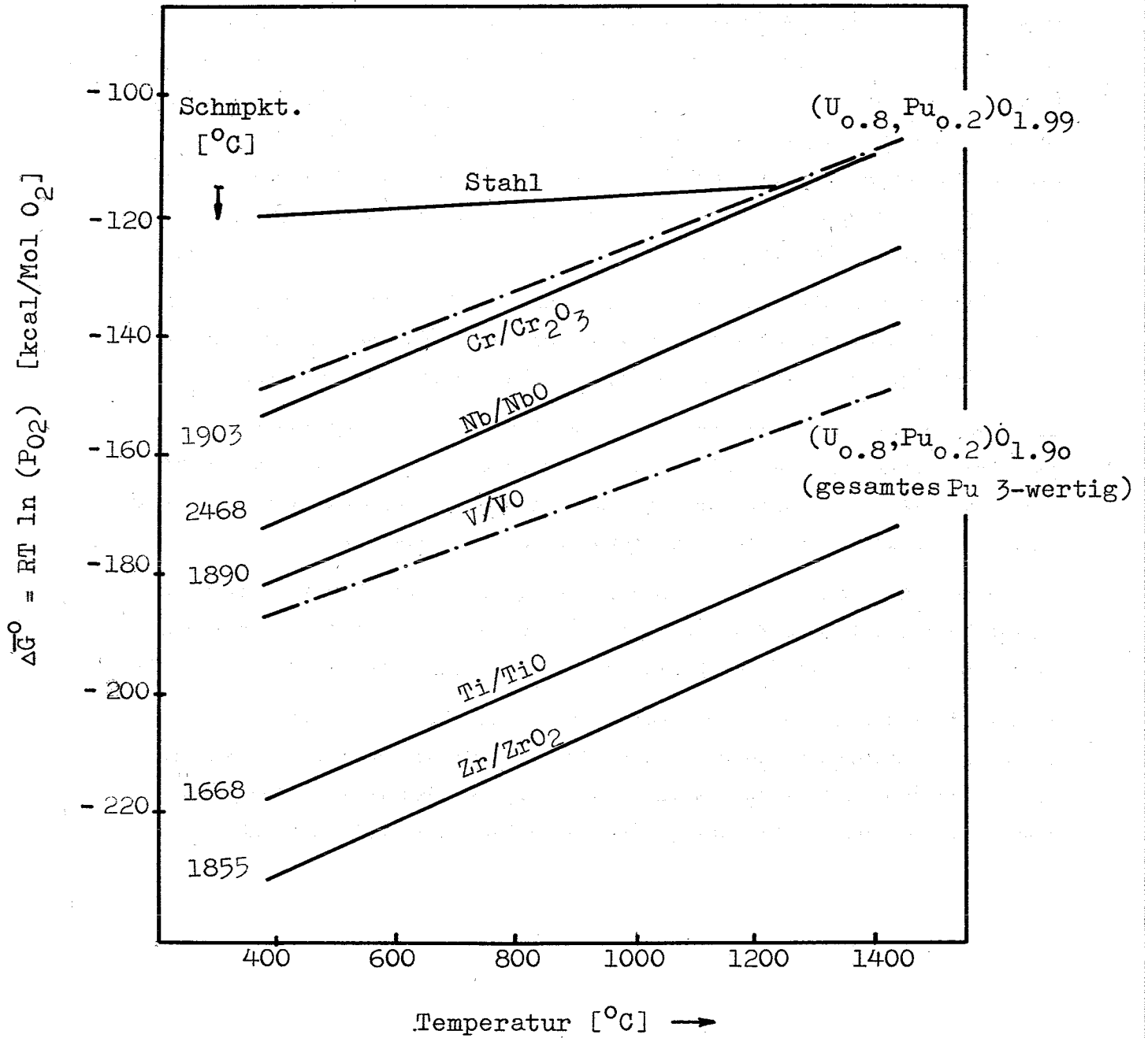


Abb. 5: Sauerstoffpotential in Oxiden

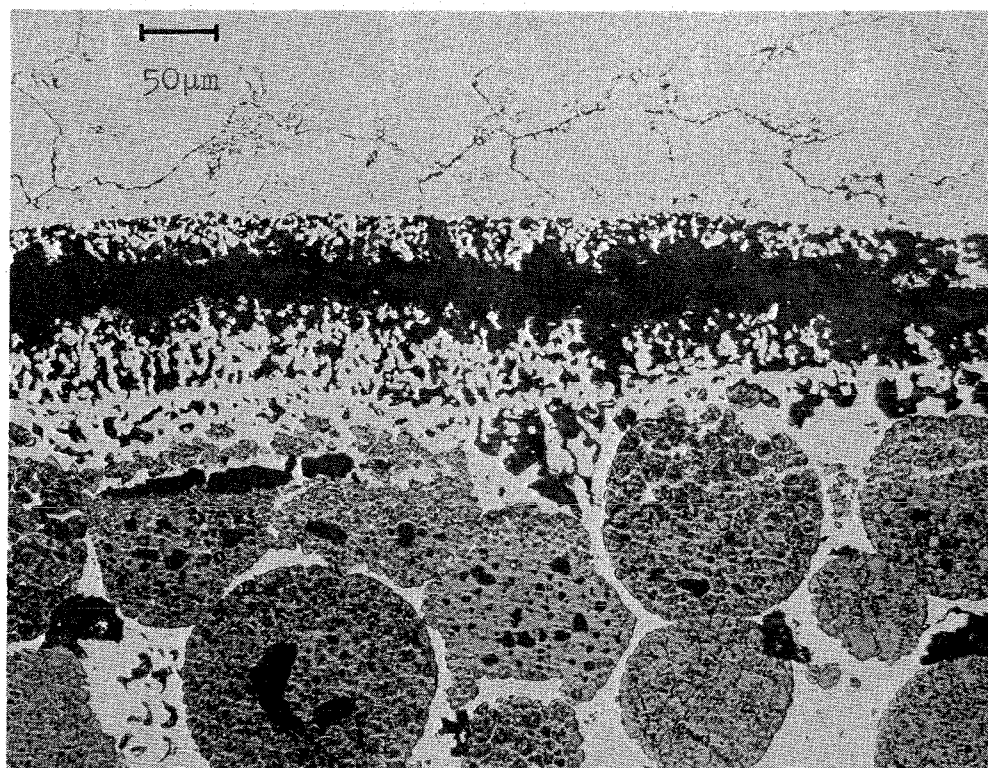
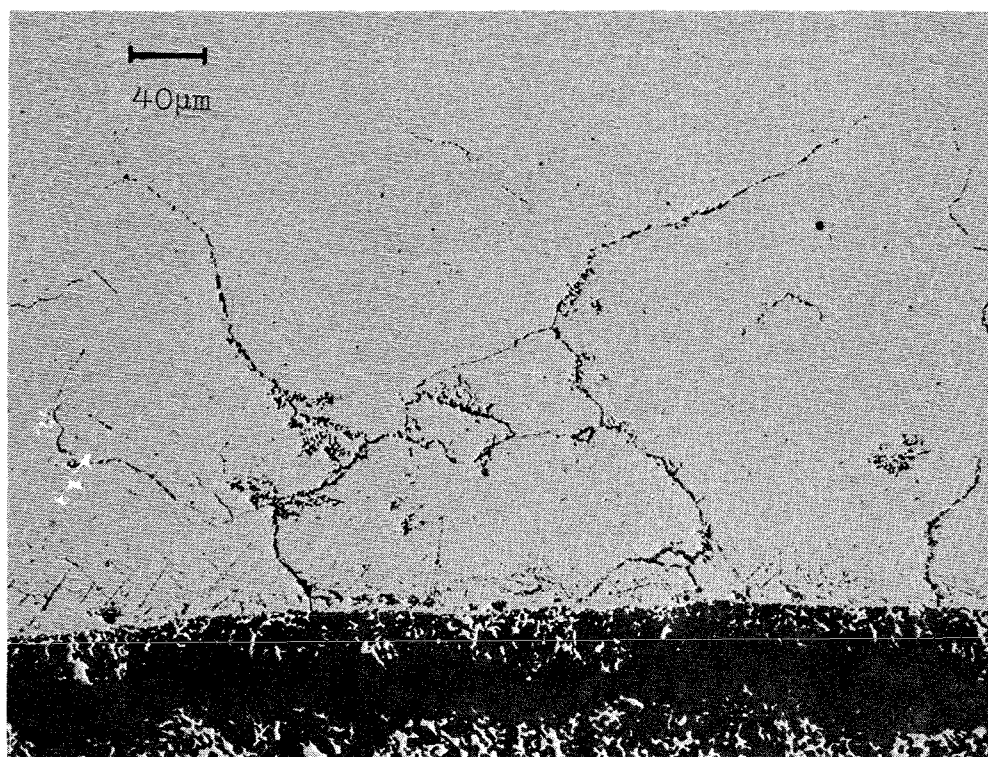


Abb. 6a: Reaktionszone zwischen Cr-beschichteten  
 $\text{UO}_2$ -Partikeln und Inconel 625-Hülle

Ausgangsstöchiometrie  $\text{UO}_{2,005}$ ; 20 Vol.% Cr; Abbr. ca.  
 60 000 MWd/t; max. HM-Temperatur  $690^\circ\text{C}$ , mittl. HM-  
 Temperatur  $550^\circ\text{C}$ , mittl. Stableistung 560 W/cm.  
 (H. Zimmermann, KFK 1271/2)

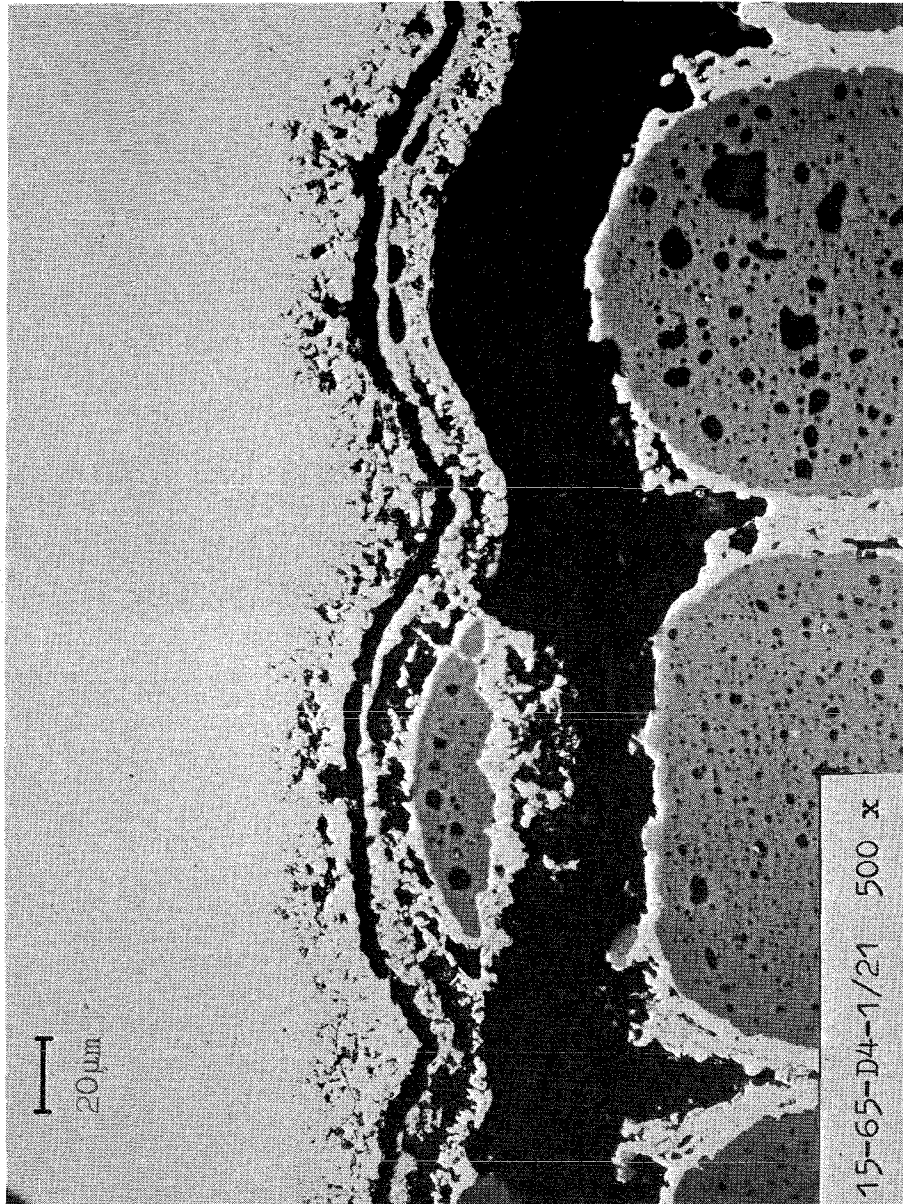
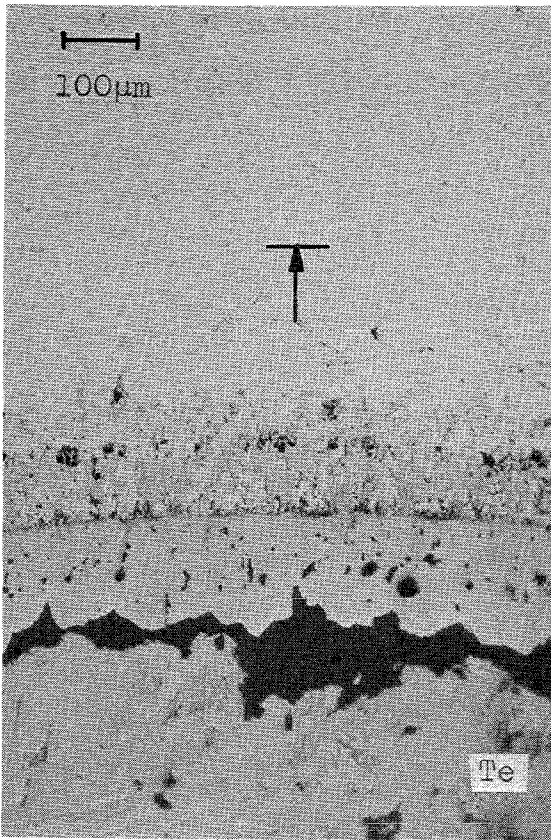
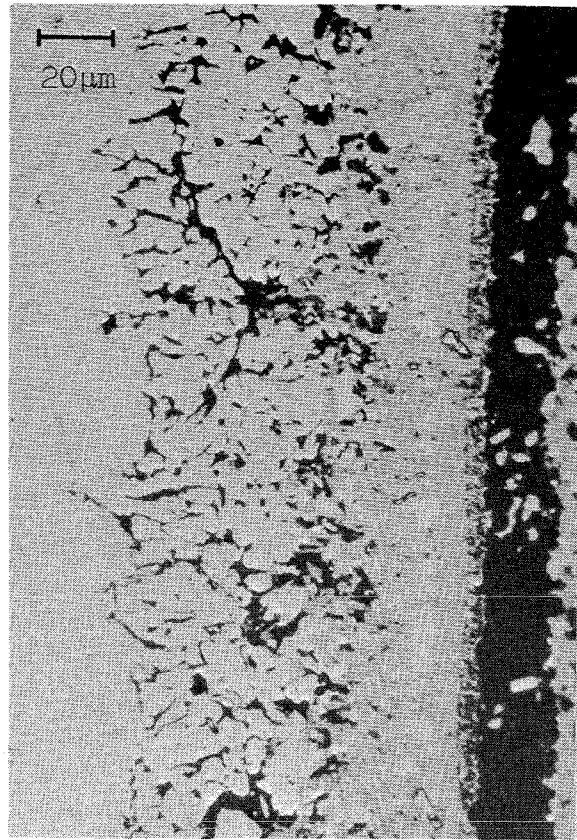


Abb. 6b: Reaktionszone zwischen Cr-beschichteten  $\text{UO}_2$ -Partikeln und Hastelloy X-Hülle

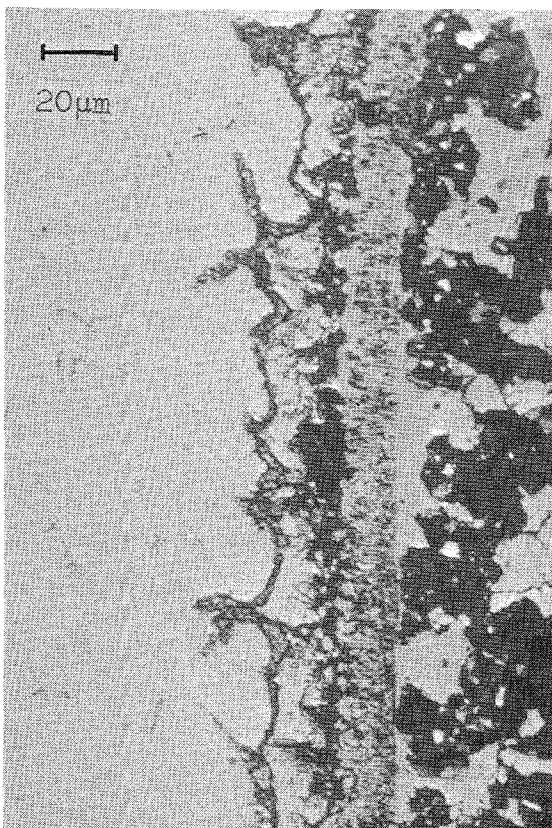
Ausgangsstöchiometrie  $\text{UO}_{2.005}$ ; 30 Vol.% Cr, Abbr. ca. 60 000 MWd/t; max. HM-Temperatur  $655^\circ\text{C}$ , mittl. HM-Temperatur  $585^\circ\text{C}$ , mittlere Stabileistung 560 W/cm (H. Zimmermann, KFK 1271/2)



Reines Te

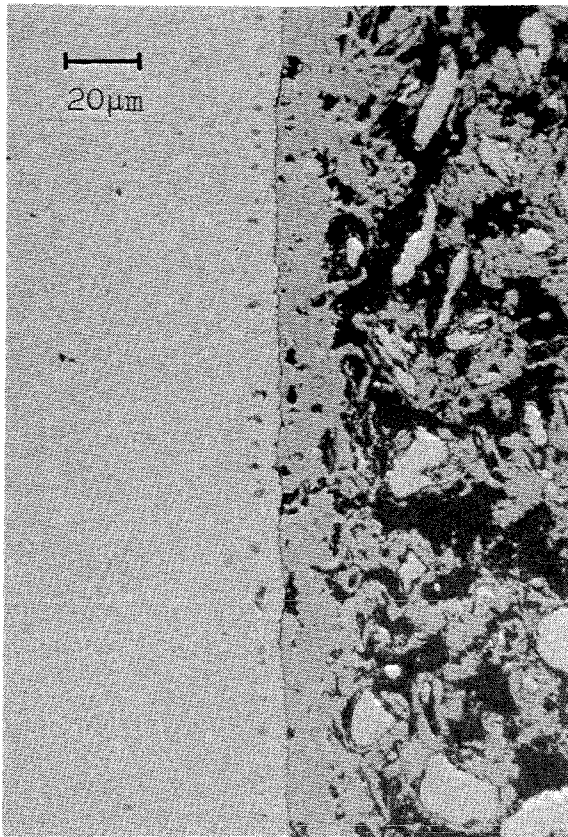


Te mit Ti stabilisiert

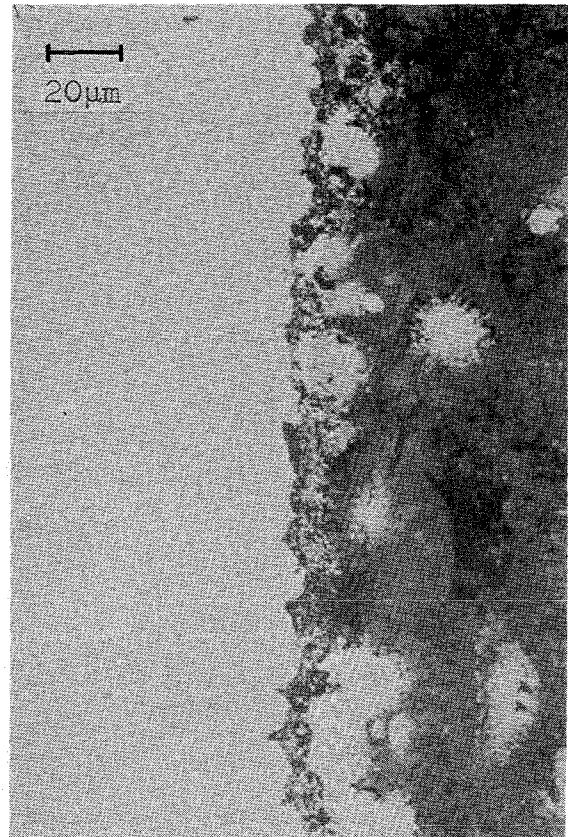


Te mit V stabilisiert

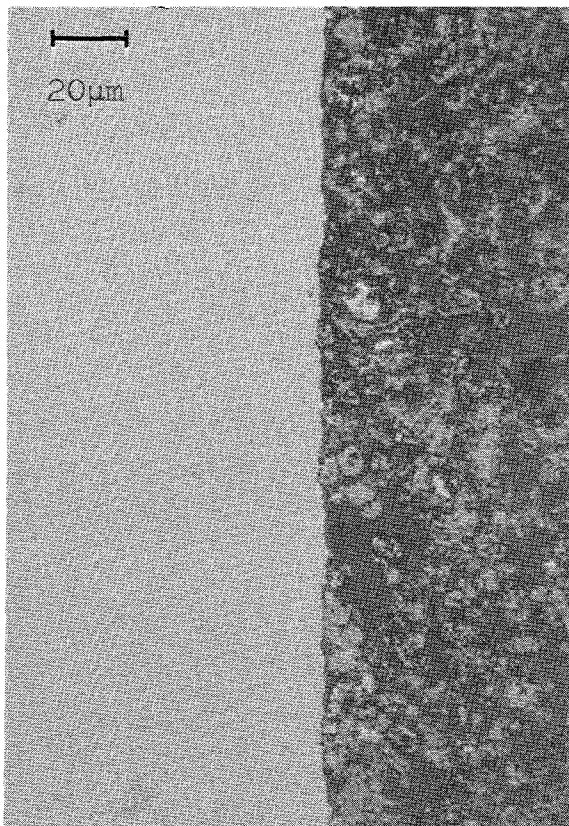
Abb. 7a: Reaktionen von reinem und Ti- bzw. V-stabilisiertem Te mit dem Stahl 1.4988 nach 800°C/1000 h (50 At % Te; 50 At % Stabilisator)



Te mit Cr stabilisiert



Te mit Nb stabilisiert



Te mit Zr stabilisiert

Abb. 7b: Reaktionen von Cr-, Nb- und Zr-stabilisiertem Te mit dem Stahl 1.4988 nach 800°C/1000 h (50 At % Te; 50 At % Stabilisator)



### 1121.3 Analytik von oxidischem Brennstoff

(H.Schneider, IMF)

#### Metallbeschichtung von Oxidbrennstofftabletten

Im Rahmen von Untersuchungen zur Verbesserung der Verträglichkeit zwischen Oxidbrennstoff und Hüllmaterial durch Zusatz von Gettemetallen zum Brennstoff wurde mit Versuchen zur Beschichtung von  $UO_2$ -Pellets mit Chrom-Metall begonnen.

Da bei der Beschichtung von Pellets nicht das bereits erprobte Fließbettverfahren anwendbar ist, wurden zunächst Beschichtungsversuche in einer Drehrohrapparatur gemacht. Es war jedoch auf diesem Wege nicht möglich, anhaftende zusammenhängende Metallabscheidungen zu erhalten. Das abgeschiedene Metall war pulverig und konnte weggewischt werden.

Es wurde daher eine andere vertikale Versuchsanordnung getroffen, die über einen Excenter in vertikaler Richtung bewegt wird, um die Pellets in Bewegung zu halten. Mit dieser Anordnung wurde nun erstmalig auf Glaskörpern, die mit gleichen Abmessungen wie die  $UO_2$ -Pellets als Modellkörper dienen, ein grauer festhaftender Metallüberzug beobachtet.

#### Analyse von Verträglichkeitsproben

Im Berichtszeitraum wurden ca. 30  $UO_2$ -Proben bzw. Materialien für die Spaltproduktsimulierung auf ihre Stöchiometrie bzw. ihren Gehalt an O, N, H und C untersucht.

Acht  $UO_2$ -Spaltproduktmischungen wurden auf ihre Homogenität geprüft und sieben bei Verträglichkeitsversuchen eingesetzte Hüllwerkstoffe auf die Elemente C, Cr, Ni, Si, Mn, Co, Mo, Nb, Ti und N analysiert.

## 1121.6 Spezielle Auswertungsmethoden für bestrahlte Proben

### Berechnung der Temperaturverteilung unter Bestrahlung

(B. Schulz, IMF)

Für die Auswertung der Bestrahlungsnachuntersuchungen an Brennstabproben muß das Temperaturprofil  $T(r)$  im Brennstab während des Betriebes ermittelt werden. Das dazu notwendige mathematische Verfahren wird ständig ergänzt und mit gemessenen Daten aus anderen Bereichen der Nachuntersuchung überprüft. Z.Zt. ist folgender Stand erreicht:

1. Annahme eines rein radialen Wärmeflusses
2. Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit
3. Annahme einer homogenen Dichteverteilung im Anfahrzustand, Annahme von zwei verschieden dichten Zonen im Dauerbetrieb.
4. Die in der Heißen Metallographie gemessenen Radien der Gefügezonen und des Zentralkanals werden in das Berechnungsverfahren eingesetzt.
5. Der Wärmeübergang Brennstoff-Hülle wurde empirisch über eine Anpassung der berechneten an die gemessenen Gefügeradien angenähert.

Damit ergeben sich folgende Gleichungen für  $T(r)$ :

1. Anfahrzustand

$$41,2 \ln T + 1,54 \cdot 10^{-13} T^4 = 41,2 T_z + 1,54 \cdot 10^{-13} T_z^4 - \frac{\phi r^2}{4\pi r_B^2}$$

2. Dauerbetrieb

$$41,2 \ln T_r/T_B + 1,54 \cdot 10^{-13} (T_r^4 - T_B^4) = \frac{\phi}{4\pi(r_B^2 - r_z^2)} (r_B^2 - r^2 - 2r_z^2 \ln r_r)$$

Mit  $\bar{T} = ^\circ K$ ,  $T_z$  Zentraltemperatur,  $T_r$  Temperatur am Außenrand der Rekristallisationszone,  $T_B$  Temperatur der Brennstoffoberfläche,  $r_z$  Zentralkanalradius,  $r_r$  Radius am Außenrand der Rekristallisationszone,  $r_b$  Brennstoffradius,  $\phi$  Stableistung,  $\bar{\phi} = W/cm$ .

Die Ungenauigkeit der ermittelten Temperaturen wurde in einer Fehleranalyse abgeschätzt. Sie hängt von der Unsicherheit der eingegebenen Materialdaten und Betriebskennwerte ab. In Abb. 8 sind typische axiale Temperaturprofile für einen  $\text{UO}_2$ - $\text{PuO}_2$ -Brennstab der Bestrahlungsversuchsgruppe FR 2-4a mit den zugehörigen Ungenauigkeitsbändern wiedergegeben. Sie wurden für homogene Brennstoffdichte bei Bestrahlungsbeginn sowie für zwei Zonen verschiedener Brennstoffdichte mit Zentralkanal während des Dauerbetriebes berechnet. Die verbesserte 2. Näherung zur Anpassung an die gemessenen Gefügezonennradien, die Bestrahlungstemperaturen von 1300 und 1700 °C entsprechen, ergab sich durch Änderung des angenommenen Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Brennstoff und Hülle.

## 1122 Bestrahlungsexperimente - Oxid (Parameterfests)

### 1122.2 Integrale Parameterfests

#### Bestrahlungs-Nachuntersuchungen von FR 2-Kapsel-Experimenten

(D. Geithoff, IMF)

Bei der keramografischen Untersuchung einer Anzahl von Brennstoffprüflingen mit Abbränden von etwa 50 000 MWd/t aus der FR 2-Kapsel-Versuchsgruppe 4a wurde an einigen Querschliffen eine erhebliche Entmischung des  $\text{UO}_2/\text{PuO}_2$ -Brennstoffes festgestellt. Diese unerwartete Beobachtung dürfte dazu führen, daß das Brennstoff-Verhalten oberhalb seines Schmelzpunktes hinsichtlich einer Stabgefährdung neu durchdacht werden muß.

In den  $\alpha$ -Autoradiografien wurde beobachtet, daß im Zentrum der Brennstoffsäule eine starke Verarmung an Plutonium eingetreten war (Abb. 9). Eine grobe densitometrische Abschätzung läßt eine Pu-Abreicherung um mehr als 80% der Ursprungskonzentration vermuten. Die Verarmung zeigt sich in einem Säulenbereich, der nicht von einem Zentralkanal durchzogen, sondern durch eine sogenannte Brennstoffbrücke über den Querschnitt voll mit Brennstoff ausgefüllt ist. Brennstoffbrücken dieser Art werden nach den jetzigen Vorstellungen als Anzeichen für ein vorangegangenes zentrales Brennstoffschmelzen angesehen. Es ist naheliegend, anzunehmen, daß die Entmischung während des Schmelzens erfolgt ist, insbesondere da andere Entmischungsmechanismen wie z.B. die Thermodiffusion das Ausmaß nicht erklären können.

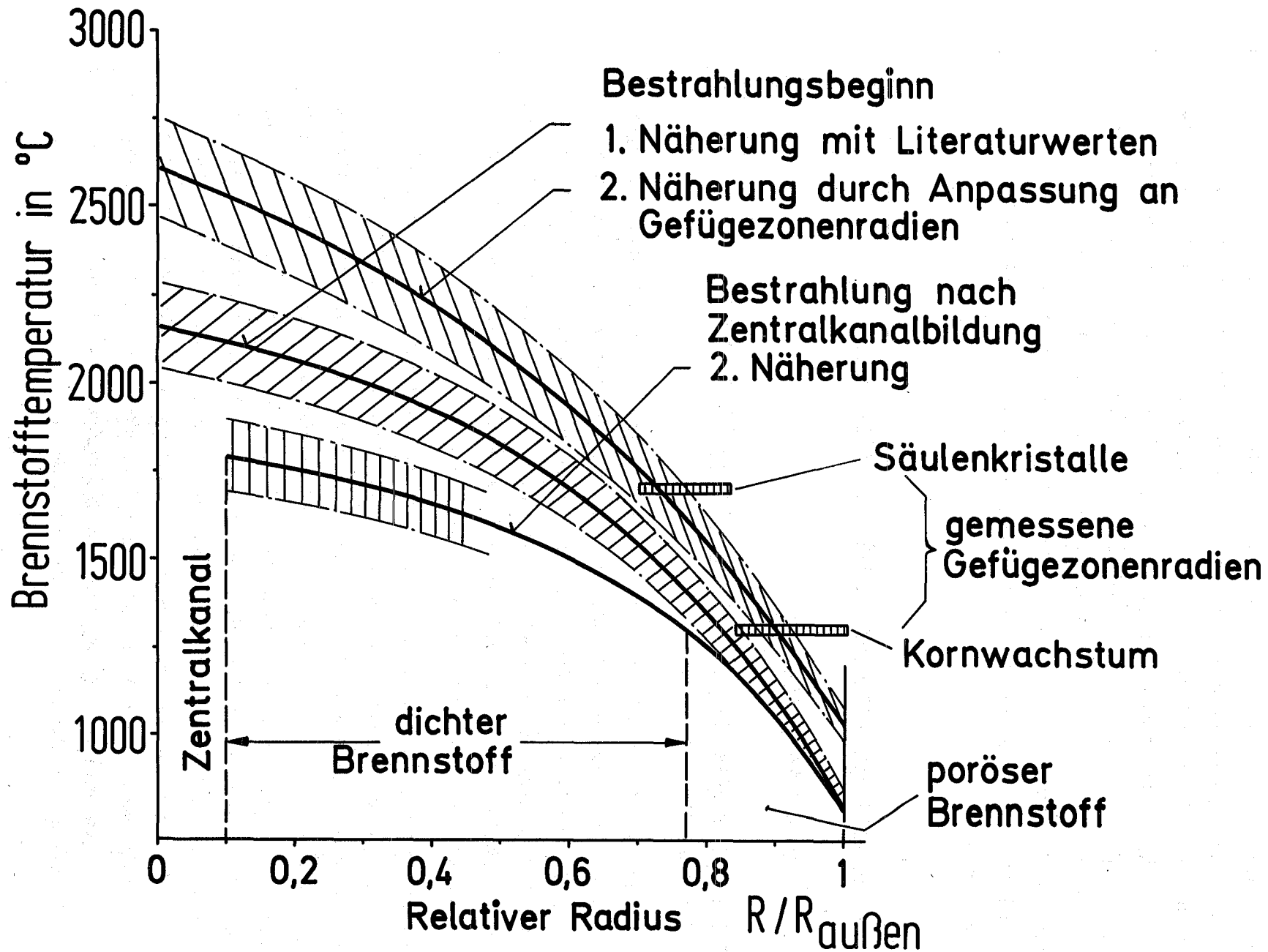
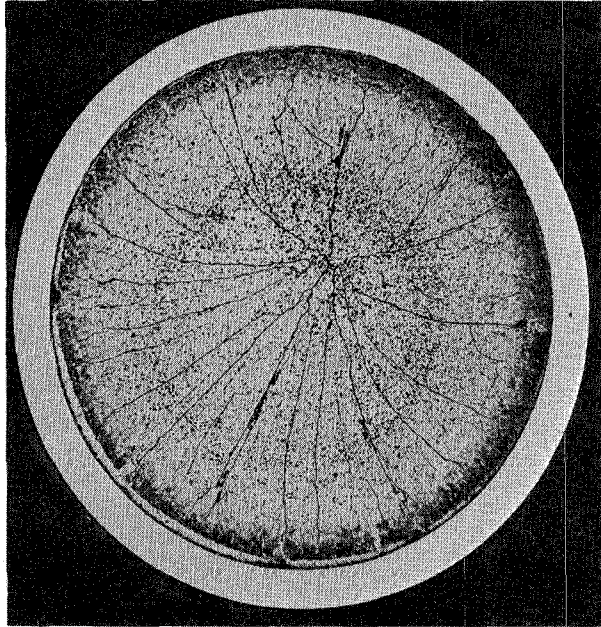
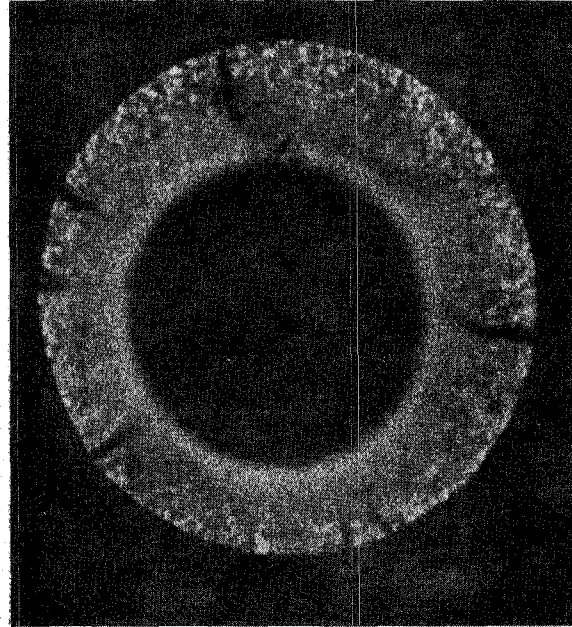


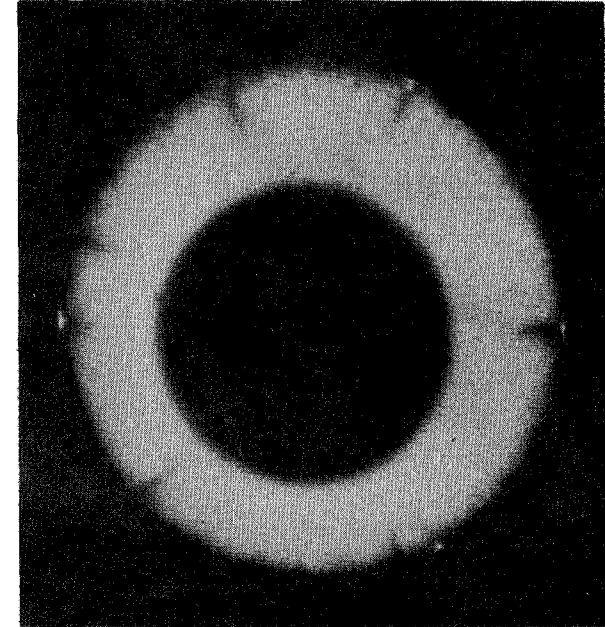
Abb. 8: Radiales Brennstofftemperaturprofil in einem  $\text{UO}_2$ - $\text{PuO}_2$ -Brennstab der Versuchsreihe FR 2 - 4a, berechnet und an beobachtete Gefügestruktur angepasst



Keramografie



$\alpha$  - Autoradiografie

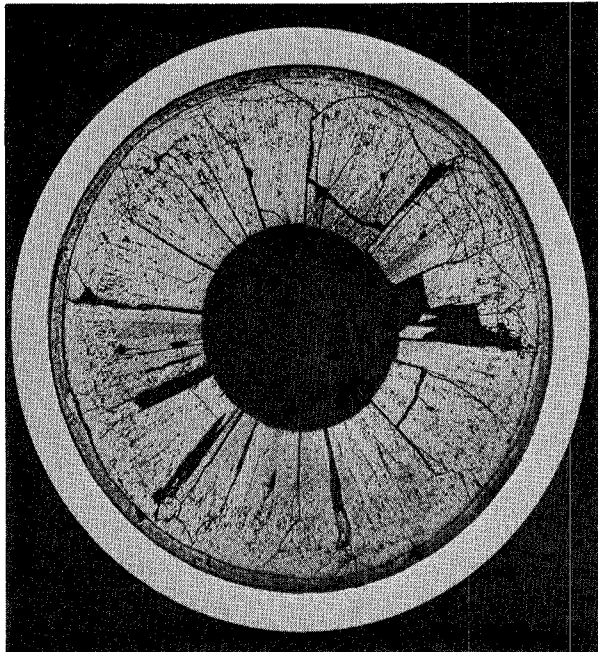


$\beta$  - Autoradiografie

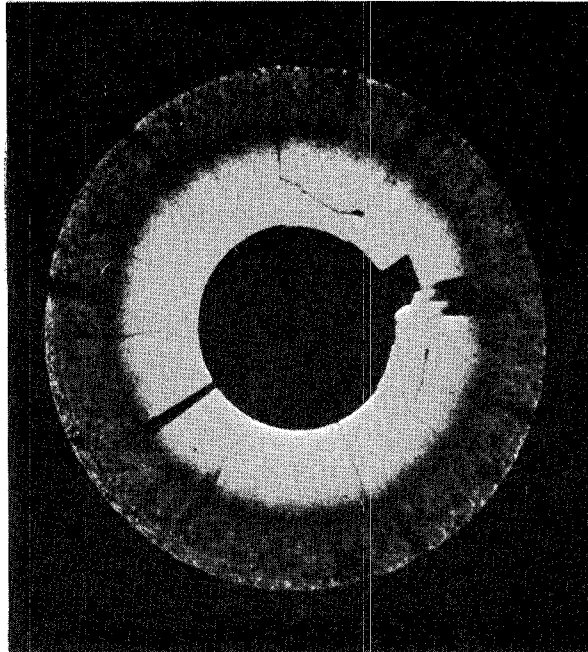
GfK Karlsruhe  
IMF/LB

Plutonium - Entmischung  
KVE 41 Prüfling 4A/18 Probe 2

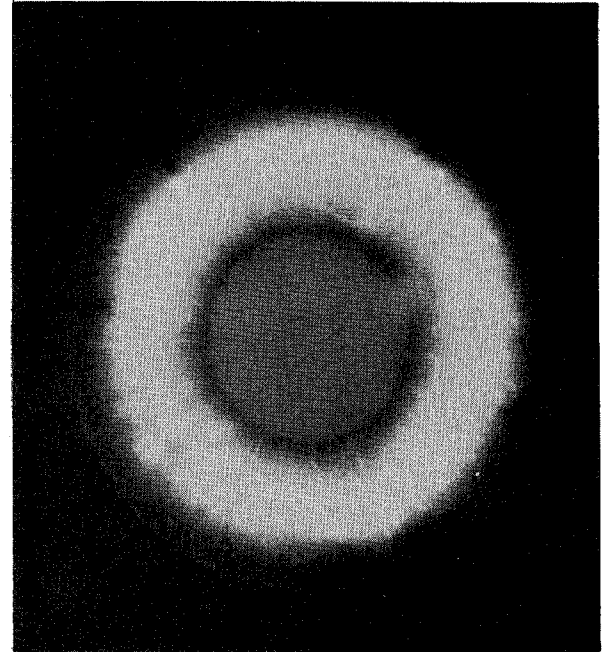
Abb. 9



Keramografie



$\alpha$  - Autoradiografie



$\beta$  - Autoradiografie

GfK Karlsruhe

IMF/LB

Plutonium - Entmischung

KVE 41 Prüfling 4A/18 Probe 4

Abb. 10

Eine der Pu-Abreicherung entsprechende Anreicherung wurde innerhalb des betrachteten Stabes ebenfalls gefunden. Abb. 10 zeigt einen Querschnitt durch die gleiche Brennstoffsäule ca. 2 cm unterhalb der Pu-armen Brennstoffbrücke. Die hier sichtbare Anreicherung an Pu um den Zentralkanal geht weit über das Maß hinaus, das sonst bei einer durch Thermodiffusion bedingten Anreicherung zu beobachten ist. Man darf daher annehmen, daß hier das axial gewanderte Plutonium zu finden ist.

Das Phasendiagramm des Zweistoffsystems  $UO_2$ - $PuO_2$  läßt für die in den Brennstoffprüflingen vorhandene Pu-Konzentration von etwa 10% durchaus eine Entmischung zu, und zwar für O/M-Verhältnisse von 2,00 bis 1,60. Damit jedoch eine so erhebliche Grob-Entmischung auftreten kann, müssen besondere Abkühlbedingungen vorliegen. Jedenfalls wurde in schnell abgekühlten Brennstoffproben aus U-Pu-Mischoxid (Versuchsgruppe FR 2-Loop 3) keine Pu-Entmischung festgestellt.

Hinweise, daß Pu-armer Brennstoff auch in der Brennstoff-Außenzone, also nahe der Hülle zu finden ist, liegen aus anderen Schlifffbildern vor.

Das Ausmaß dieses Effektes soll quantitativ mit Hilfe der Mikrosonde untersucht werden.

Leervolumen-Verlagerung in  $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstäben unter Bestrahlung (Versuchsgruppen FR 2 - 4a und Mol 7A) (W. Dienst, IMF)

Aus der Brennstab-Nachbestrahlungsuntersuchung der PSB-Bestrahlungsversuchsgruppen FR 2 - 4a und Mol 7A stand im PSB zum ersten Mal ein größerer Satz von mikroskopischen Bildern und Meßdaten aus der keramographischen Untersuchung von U-Pu-Mischoxid-Brennstäben zur Verfügung. Mit diesem Material wurde versucht, erfolgversprechende Grundzüge zu entwickeln, nach denen die Verteilung der groben Leervolumen-Anteile ausgewertet werden kann, die durch den Spalt zwischen Brennstoff und Hülle, durch breite Risse in der äußeren Brennstoffzone und durch den Zentralkanal im Brennstoff gegeben ist. Abb. 11 läßt diese Anteile deutlich erkennen.

Die Brennstofftabletten wiesen  $\text{PuO}_2$ -Gehalte von 15 und 20%, relative Dichten von 85 bis 92% und Durchmesser von 6,2 und 5,0 mm auf. Der radiale Spalt zwischen Brennstoff und Hülle betrug etwa 100  $\mu\text{m}$ . Die Brennstabproben wurden bei Stabileistungen von etwa 350-650 W/cm und Hülltemperaturen von 400 - 600  $^{\circ}\text{C}$  bis zu Abbränden von 10 - 60 MWd/kg bestrahlt.

Zur Auswertung der Leervolumen-Verlagerung in den Brennstabproben wurden z.T. Meßdaten herangezogen, die bei der mikroskopischen Gefügeuntersuchung an Brennstabquerschnitten in den Heißen Zellen aufgenommen wurden. Es handelt sich hier um Meßwerte für die Außenradien der rekristallisierten Brennstoffzone, der Säulenkristallzone und des Zentralkanals. Zur Ermittlung des Leervolumen-Anteils des Spaltes zwischen Brennstoff und Hülle und der breiten Risse in der äußeren Brennstoffzone wurden mikroskopische Bilder mit 15-facher Vergrößerung vermessen, die gerade den ganzen Brennstabquerschnitt erfassen (s. Abb. 11).

Die Möglichkeiten für eine Analyse der Leervolumenverteilung wurden zunächst für die Versuchsgruppen FR2-4a und Mol 7A getrennt untersucht. Dabei ergaben sich jedoch keine systematischen, über die breiten Streubänder der Meßergebnisse hinausgreifenden Unterschiede, so daß alle Proben gemeinsam ausgewertet werden konnten.

Die geringste Streuung zeigten die Meßwerte für den Zentralkanaldurchmesser in den Brennstabquerschnitten. In dem hier überstrichenen Abbrandbereich von 11 bis 62 MWd/kg konnte keine systematische Änderung, im besonderen keine Verkleinerung der Zentralkanalquerschnittsfläche mit dem Abbrand gefunden werden. Dagegen ergab sich ein deutlicher Zusammenhang mit der (bezügl. der Bestrahlungszeit) maximalen spezifischen Leistung in den untersuchten Brennstoffquerschnitten. Für die Analyse der Leervolumen-Verteilung ist vor allem das Verhältnis des Zentralkanalvolumens zu den sonstigen Leervolumen-Anteilen von Interesse. Abb. 12 zeigt daher das Verhältnis des Zentralkanalvolumens zum Porenvolumen in der gesamten Kornwachstumszone  $F_{\text{ZK}}/F_{\text{rekrist.}} \cdot P_{\text{Brst}}$  und das Verhältnis zum gesamten Leervolumen  $F_{\text{ZK}}/F_{\text{i}} \cdot P_{\text{Schmierd.}}$  in Abhängigkeit von der maximalen spezifischen Stabileistung  $\chi_{\text{max}} \cdot P_{\text{Brst}}$ . Ist dabei die Sinterporosität der Brennstofftabletten,  $P_{\text{Schmierd.}}$  ist  $(1 - \text{Schmierdichte})$ , und  $F_{\text{i}}$  ist die Querschnittsfläche des Hüllrohr-Innenraumes.



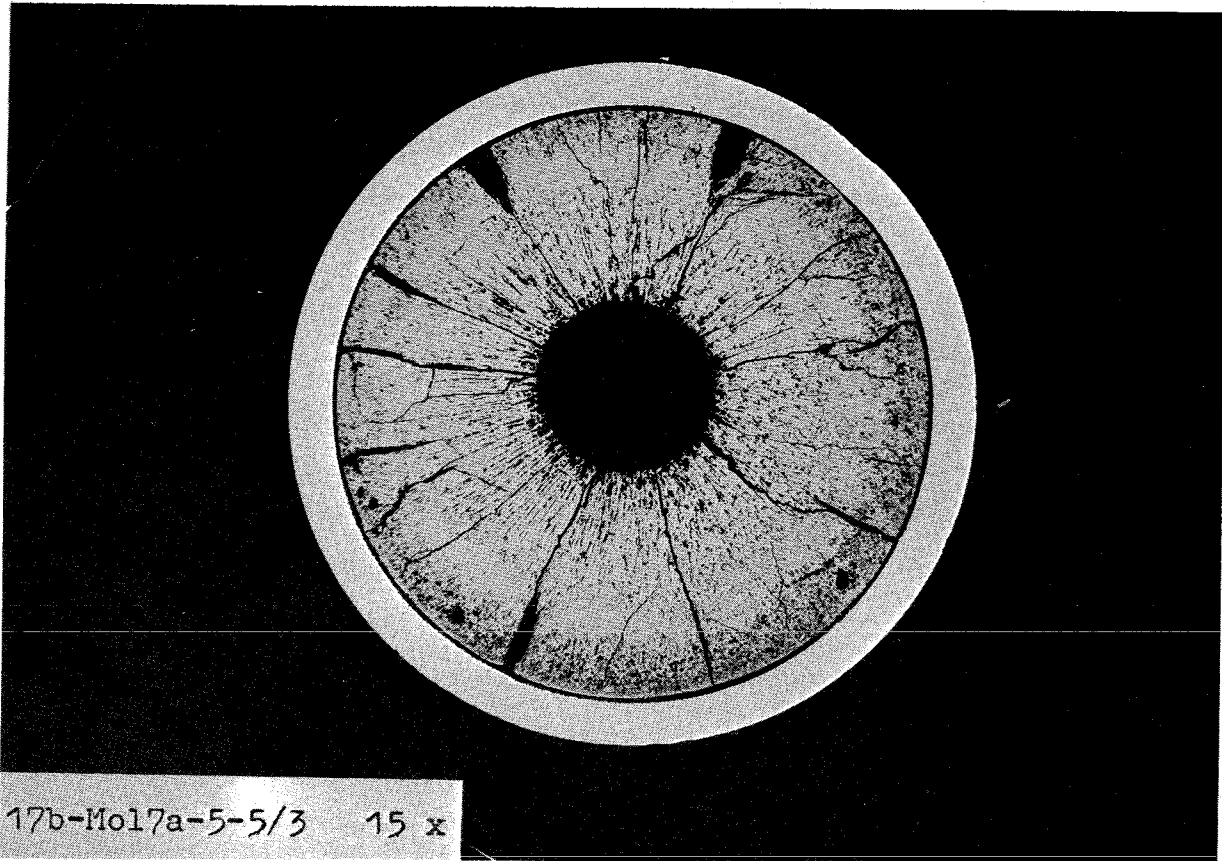


Bild 11: Leervolumen-Verteilung in einem Brennstabquerschnitt des Brennstabbindels Mol 7A nach Bestrahlung mit einer maximalen Stabileistung von 500 W/cm

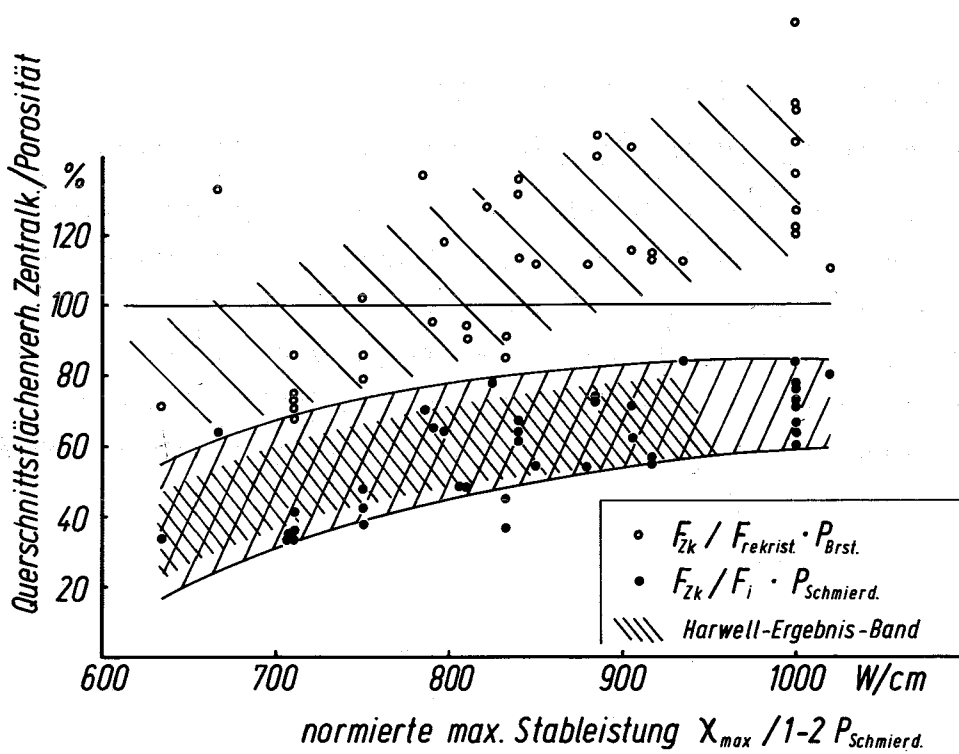


Bild12: Verhältnis des Zentralkanal-Volumens zum Porenvolumen in der Kornwachstumszone (○) und zum gesamten Leervolumen (●) in Abhängigkeit von der maximalen Stabileistung

Abb. 12 zeigt, daß als Einzugsbereich für den Zentralkanal die gesamte ursprüngliche Leervolumen-Verteilung im unbestrahlten Brennstab in Betracht gezogen werden muß. Der resultierende Zusammenhang  $F_{ZK}/F_i \cdot P_{\text{Schmierd.}} = f(\chi_{\text{max}})$  erscheint unmittelbar für Brennstabverhaltens-Modellrechnungen verwendbar.

Im übrigen ergab die Analyse der Leervolumenverlagerung unter Bestrahlung die folgenden wesentlichen Schlüsse:

Der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle wird schnell (unterhalb 1% Abbrand) durch eine Volumenvergrößerung der thermisch plastischen Brennstoffzone geschlossen, an der die Spaltgasschwellung wesentlich beteiligt ist. Anschließend findet keine ausgesprochene Spaltgasschwellung des Brennstoffes (durch große Spaltgasblasen) mehr statt.

Bei Stableistungen bis etwa 500 W/cm bleibt das ursprüngliche Spaltvolumen zum größten Teil als Leervolumen für die Brennstoffschwellung verfügbar. Bei wesentlich höheren Stableistungen kann es dagegen durch Transport in den Zentralkanal als Volumenreserve für die Schwellung der äußeren Brennstoffzone unwirksam werden.

Die ursprüngliche Porosität der gesamten Kornwachstumszone des Brennstoffes wird in den Zentralkanal transportiert.

### 1123 Abbrandbestrahlungen von Bündeln im schnellen Fluß

#### Spaltgasverhalten in den DFR 304-Brennstäben (H. Zimmermann, IMF)

In den Heißen Zellen wurden am Trefoil DFR 304 [1] die Menge des freigesetzten und die Konzentration des im Brennstoff zurückgehaltenen Spaltgases bestimmt. Die Messung des freien Spaltgases war jedoch nur beim Stab G 3 möglich, da die Stäbe G 1 und G 2 bei der Demontage beschädigt worden waren. Der maximale Abbrand wurde radiochemisch zu 6,33 Metallatom-% ermittelt. Das entspricht bei Berücksichtigung des axialen Leistungsprofiles einem mittleren Abbrand von 5,9%.

Die aus der gemessenen Spaltgasbilanz ermittelte Freisetzung beträgt 92%. Dieser Wert ist außergewöhnlich hoch. In Abb. 13 ist die Spaltgasfreisetzung in Abhängigkeit von der axialen Brennstoffposition dargestellt; gleichzeitig sind in diesem Bild der Verlauf der mittleren spezifischen Leistung und der Verlauf der Hüllaußentemperatur über die Brennstofflänge eingezeichnet. Man erkennt den starken Einfluß der Temperatur auf die Spaltgasfreisetzung. Die Konzentration des gebundenen Spaltgases beträgt am oberen "kalten" Ende der Brennstoffsäule ca.  $3,5 \cdot 10^{-3}$  Atome pro Metallatom. Sie sinkt dann mit steigender Brennstofftemperatur bis auf ca.  $5 \cdot 10^{-4}$  Atome pro Metallatom ab. Die Konzentration des Poren-Spaltgases ist in allen axialen Bereichen etwa doppelt so hoch wie die des Gitter-Spaltgases.

Aufgrund dieser Ergebnisse und der berechneten Temperaturverteilung im Brennstoff [2] läßt sich folgende Näherungsformel für die Spaltgasfreisetzung F der DFR-Brennstäbe angeben:

$$\begin{aligned}
 F = & \left[ 1 - \frac{2 \cdot 10^{-5}}{0,3 A} (1 - e^{-A/0,005}) \right] \frac{r_{1700}^2}{r^2} \\
 & + \left[ 1 - \frac{2 \cdot 10^{-4}}{0,3 A} (1 - e^{-A/0,01}) \right] \frac{r_{1300}^2 - r_{1700}^2}{r^2} \\
 & + \left[ 1 - \frac{2 \cdot 10^{-3}}{0,3 A} (1 - e^{-A/0,02}) \right] \frac{r_{750}^2 - r_{1300}^2}{r^2} \\
 & + \left[ 1 - \frac{1,4 \cdot 10^{-2}}{0,3 A} (1 - e^{-A/0,05}) \right] \frac{r^2 - r_{750}^2}{r^2}
 \end{aligned}$$

A = Abbrand

r = Brennstoffradius

$r_{1700}$  = Radius der Brennstoffzone mit  $T \geq 1700^\circ\text{C}$

[1] KFK-Bericht 1271/4, S. 112-31

[2] B. Schulz, persönliche Mitteilung

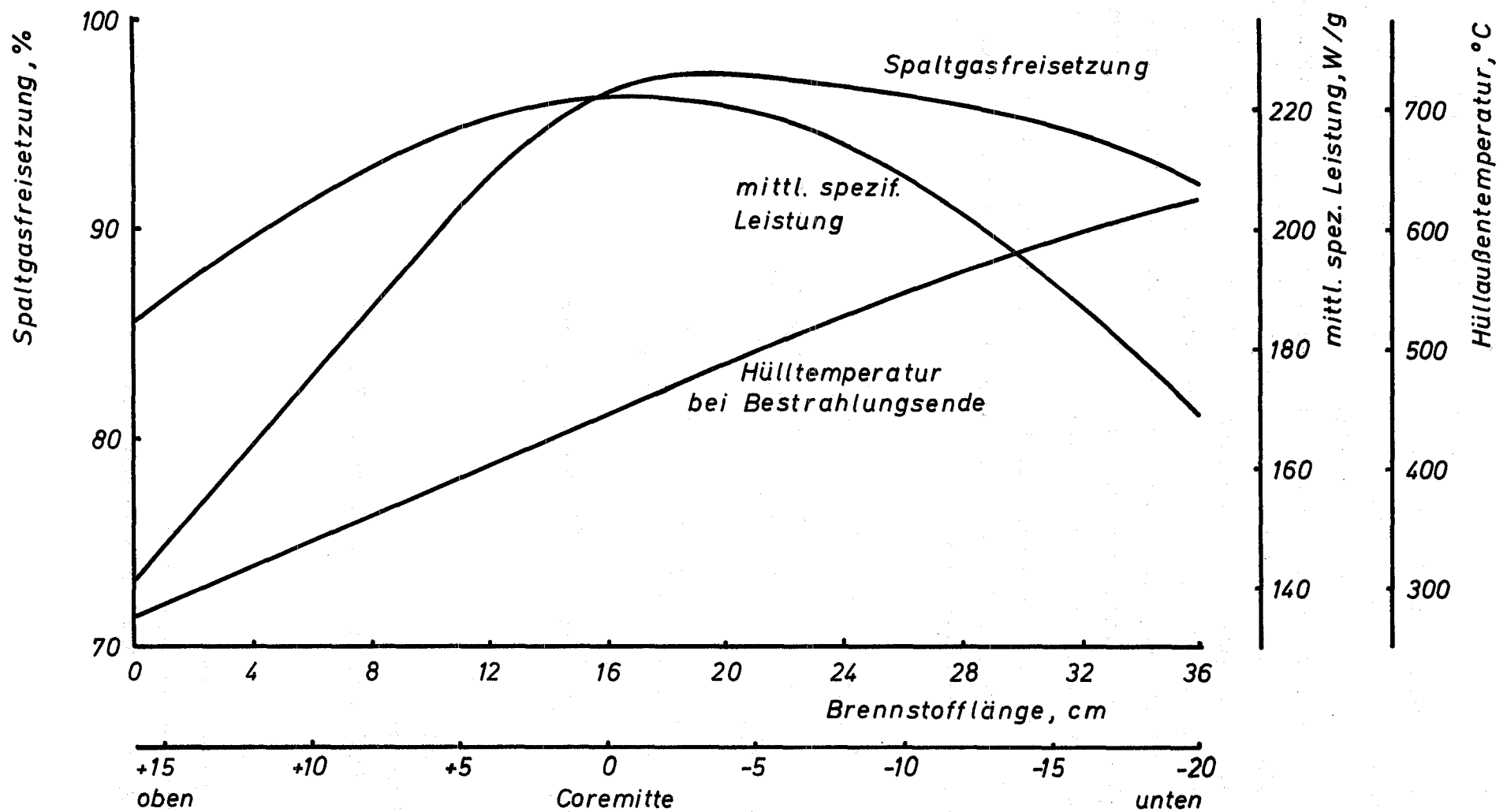


Abb. 13: Spaltgasfreisetzung des DFR 304 - Brennstoffes (mittl. Abbrand 59%) in Abhängigkeit von der axialen Position

In-pile Verträglichkeit von Brennstoff und Hülle

(P. Hofmann, O. Götzmann, IMF)

Das Verträglichkeitsverhalten von U-Pu-Mischoxid-Brennstoff mit der Stahlhülle ist an den Bestrahlungseinsätzen DFR-305 und Mol 7A untersucht worden. Die Ergebnisse dieser und anderer Untersuchungen sollen in ein Verhaltenskonzept eingebaut werden, das in einem internen Bericht näher beschrieben worden ist.

Die Hüllen der DFR-304-Stäbe bestanden aus Stahl vom Typ 1.4988. Der Brennstoff war  $(U_{0,8}Pu_{0,2})O_2$  mit einem Ausgangs-O/M-Verhältnis von ca. 1,98. Die U-235-Anreicherung in Uran lag bei 93%. Die Stäbe erreichten einen maximalen Abbrand von fast 60 000 MWd/t und eine maximale Hüllinnentemperatur von etwa 700 °C. Die Stableistung betrug maximal 520 W/cm. Auf die (theoretische) Bedeutung dieser Daten wird ebenfalls in dem oben erwähnten Bericht eingegangen. Bestrahlt wurden die Stäbe im schnellen Fluß des DFR.

Das Verträglichkeitsbild der 3 DFR-304-Stäbe ist praktisch gleich. Hüllangriff war nur im unteren, heißeren Teil der Stäbe zu sehen. Er erreichte am unteren Stabende in der Nähe des Übergangs Brennstoff/Brutstoff eine maximale Tiefe von 80 bis 100 µm (das sind 20-25% der Hüllwanddicke). Der Angriff wurde sowohl in der Brutstoffzone als auch in der Brennstoffzone beobachtet. Zu kälteren Hülltemperaturzonen hin nahm der Angriff deutlich ab. In Bereichen, bei denen die Temperatur der Hüllinnenwand 500 - 550 °C nicht überschritt, war kein Angriff zu sehen. Zum oberen, kälteren Stabende hin (T - 300-350 °C) lagerte sich im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle eine graue Phase ab.

Die Reaktionszone zeigte einen charakteristischen, schon bei anderen Brennstäben beobachteten Aufbau (Abb. 14). Der brennstoffnahe Teil hat überwiegend metallisches Aussehen, ist dicht und besteht, wie die Mikrosondenanalyse ergab, aus Eisen und Nickel. Der hüllnahe Teil sieht im Schlibfbild oxidisch aus, ist porös und zeigt Konzentrationen an Chrom und Cäsium. In diese Phase eingebettet sind z.T. chromverarmte Hüllmaterialkörner.

Der Angriffsmechanismus war ein durch Spaltprodukte (Cäsium) verstärkter oxidativer Korngrenzenangriff, wobei die einzelnen Kristallite aus dem Hüllmaterialverband herausgelöst wurden. Der besondere Aufbau der Reaktionszone wird sehr wahrscheinlich von der mechanischen Wechselwirkung zwischen Hülle und Brennstoff während des Reaktorbetriebs und dem Temperaturgradienten im

Übergangsbereich bewirkt worden sein. Der Temperaturgradient begünstigt die Bildung von metallischen Zonen im heißen Gebiet und die Oxidation im kälteren Teil, da mit steigender Temperatur die Stabilität der Oxide abnimmt. Die mechanischen Wechselwirkungen beim Zyklieren sind wohl der Grund für die Verdichtung der metallischen Produkte am Brennstoffrand (Brennstoffrandtemperatur ungefähr 1100 °C).

Beim Experiment Mol 7A kamen 7 Stäbe zum Einsatz mit Hüllen aus den Stählen mit der Typenbezeichnung 1.4988, 1.4961 und AISI 316. Ein Stab mit einer Hülle aus 1.4961-Stahl war während des Versuchs gerissen, was jedoch aller Wahrscheinlichkeit nach nicht auf Unverträglichkeitsreaktionen zurückgeführt werden kann. Der Brennstoff war ebenfalls ein  $(U_{0,8}Pu_{0,2})O_2$  mit einem Ausgangs-O/M-Verhältnis von 1,99. Die U-235-Anreicherung mit Uran war 79%. Die Stäbe erreichten einen max. Abbrand von 50 000 MWd/t. Die maximale Hülltemperatur lag beim Zentralstab bei 620 °C und bei den 6 Außenstäben der Versuchsanordnung bei 570 °C; die maximale Stableistung war 670 W/cm. Die Bestrahlung fand unter Cadmiumabschirmung (epithermischer Fluß) im BR 2/Mol statt.

Wie bei den DFR-304-Stäben hat es sich auch hier gezeigt, daß die Hüllangriffe nur im heißeren Teil des Brennstabes zu finden sind. Doch war im allgemeinen der Hüllangriff hier geringer.

Beim Zentralstab, bei dem die Hüllinnentemperatur den höchsten Wert erreichte, konnte zwar an einer Stelle ein Angriff von 80 µm in der Hülle beobachtet werden. Die Angriffszonen erstreckten sich jedoch meistens nur auf kurze Bereiche der Hüllinnenwand, d.h. größere Gebiete der Hüllinnenwand waren auch in den heißen Teilen der Brennstäbe nicht oder nicht stark angegriffen. Bei den DFR-Stäben war der Angriff viel gleichmäßiger. Bei den Außenstäben wurden, außer bei dem defekt gewordenen Stab, Angriffszonen beobachtet, die maximal zwischen 20 und 40 µm lagen. In Stabbereichen, bei denen die Hülltemperatur 500 °C oder weniger betrug, war kein Hüllangriff mehr zu sehen.

Eine deutliche Abhängigkeit des Verträglichkeitsverhaltens vom Hüllmaterial ist bei dem Mol-Versuch nicht herausgekommen. Bei den 1.4961-Stahlhüllen war die Angriffstiefe etwas größer als bei den beiden anderen Typen.

Aus dem Vergleich beider Bestrahlungsuntersuchungen kann man vorläufig feststellen, daß eine Erhöhung der Hüllinnentemperatur von 570 °C auf 700 °C eine beträchtliche Steigerung des Hüllangriffs zur Folge hat. In Gebieten mit Hüllinnentemperaturen von 500 °C und darunter ist kaum Angriff zu befürchten, sofern es noch Gebiete mit höheren Hüllinnentemperaturen im Stab gibt. Das Verhalten bei einer höchsten Hüllinnentemperatur von 500 °C konnte hier nicht festgestellt werden.

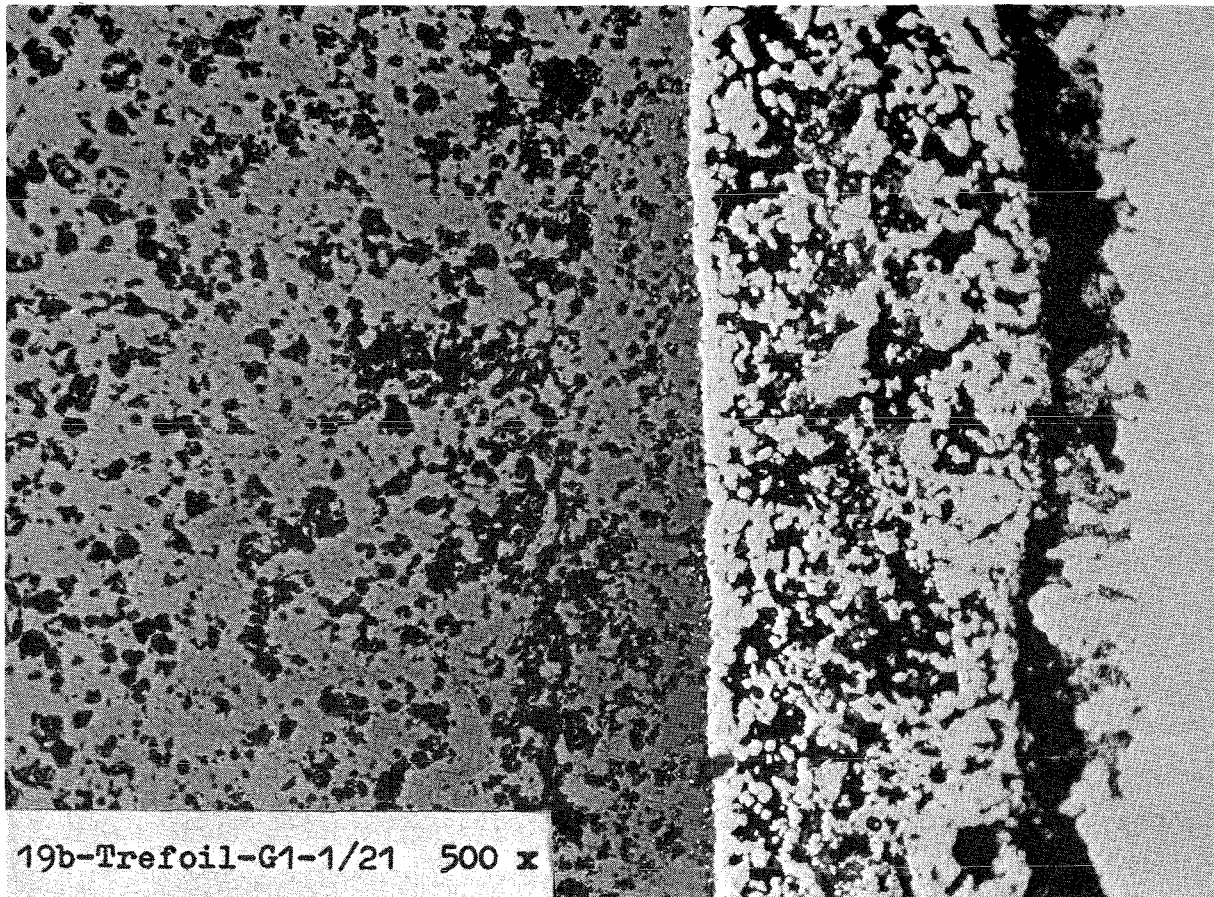


Abb. 14 Reaktionszone zwischen Brennstoff und Hülle im heißen Teil eines DFR-304-Stabes (Hülltemperatur max. ca. 650°C)

1124 Brennstäbe mit karbidischem bzw. nitridischem Brennstoff1124.1 Verfahrens- und Geräteentwicklung1124.11 Herstellung im LabormaßstabSchwindungsverlauf beim Sintern von UC (A. Gutu, H. Pollanz, IMF)

Das Sintern von UC und Oxykarbiden wurde als Vorstufe zur (U,Pu)C-Tablettenherstellung untersucht. Die folgenden Ergebnisse zeigen den zeitlichen Verlauf des Sinterns in Abhängigkeit von Sauerstoffgehalt, Pulverfeinheit und Homogenität. Dies ist für eine Brennstoffherstellung im ungereinigten Schutzgas von Interesse.

Ausgangsmaterial

Das einphasige UC, welches durch karbothermische Reduktion hergestellt worden war, hatte folgende Analyse:

$$C = 4,80 \pm 0,03, \quad O \leq 3000 \text{ ppm}, \quad N \leq 100 \text{ ppm}$$

Pulver A wurde hergestellt durch Mahlen von UC unter Dekalin mit 0,5 % Stearinsäurezusatz in einer Planetenkugelmühle. Die Mahldauer betrug 1 Stunde.

Pulver B hatte unter gleichen Bedingungen wie Pulver A eine Mahldauer von 8 Stunden. Die Pulver A und B wurden in einem Vakuumrotationsverdampfer bei 40°C getrocknet, wobei die Pulverteilchen mit einer Wachsschicht bedeckt wurden, so daß die Pulver danach nicht mehr pyrophor waren. Sie wurden unter Schutzgas granuliert und anschließend innerhalb kurzer Zeit an Luft (Tab. 2) verpreßt.

Weil die Tabletten in trockenem Schutzgas gelagert wurden, kann gefolgert werden, daß die Hauptmenge des Sauerstoffs während der Verarbeitungsschritte an Luft (ggf. bis zu einem Sättigungswert) aufgenommen wurde.

Experimentelles

Die Sinterversuche wurden dilatometrisch mit einer Aufheizrate von 7,5°C/min bei konstanter Temperatur im Vakuum ausgeführt. Der Sinterparameter P in Prozent wird über die Längenänderung und der daraus resultierenden Volumenänderung wie folgt definiert [1]:



$$P = \frac{\rho_t - \rho_{to}}{\rho_{\text{theor}} - \rho_{to}} \cdot 100 = \frac{(V_{to} / V_t) - 1}{(V_{to} / V_{\text{theor}}) - 1} \cdot 100 \quad (1)$$

Hierbei sind  $V$  das Volumen und  $\rho$  die Dichte,  $t_0$  der isotherme Sinterbeginn,  $t$  die Zeit.

### Ergebnisse

Tabelle 2 gibt eine Übersicht über den Einfluß der Herstellungsbedingungen auf das Sinterergebnis. Zur Darstellung des Schwindungsverlaufes wurden eine doppellogarithmische Auftragung und eine einfachlogarithmische Auftragung in Bild 15 a, b und 16 a, b gegenübergestellt. Die Geraden im loglog-Maßstab ergeben die allgemeinen Schwindungsgleichungen des Typs  $P \sim t^n$ , Geraden im einfachlogarithmischen Maßstab dagegen Gleichungen des Typs  $P \sim \log t$ .

Bild 15a, b zeigt Pulver B mit 8 Stunden Mahldauer. Wie aus Tabelle 2 hervorgeht, ergeben Preßdrücke von 1,1, 2,1 und 3,2  $\text{Mp/cm}^2$  Preßdichten von 48, 50 und 54 % th.D. Bei annähernd gleichen Sintertemperaturen, z.B. 1330°C und 1440°C, ergeben sich mit steigendem Preßdruck steigende Sinterdichten und Sinterparameter.

Der Schwindungsverlauf zwischen 1330°C und 1450°C im mittleren Dichtebereich von 50 % th.D. bis 75 % th.D. folgt sehr genau einem Potenzgesetz ( $P \sim t^n$ ). Oberhalb 75 % th.D. ändert sich das Sintergesetz durch die Änderung der Porenstruktur und - wie aus Gefügeuntersuchungen hervorgeht - infolge von Kornwachstum.

Bild 16 a, b zeigt Pulver A mit nur 1 Stunde Mahldauer. Wegen der geringen Pulverfeinheit ergeben sich bei 1,1, 2,1 und 3,2  $\text{Mp/cm}^2$  Preßdruck mit 51, 52 und 56 % th.D. höhere Preßdichten als bei Pulver B. Dagegen liegen die Sinterdichten zu Beginn und Ende der Versuche wesentlich unter denen von Pulver B.

Im Vergleich zu Pulver B wird deutlich, daß dem Schwindungsverlauf des Pulvers A chemische Reaktionen überlagert sind. Die Sinterschwindung folgt in keiner Darstellung einem einfachen Sintergesetz. Die Sinterkurven weisen an bestimmten Stellen einen Anstieg der Sintergeschwindigkeit auf. Je höher die Sintertemperatur, umso früher tritt eine Steigerung der Sintergeschwindigkeit ein. Bei Sintertemperaturen um 1600°C liegt die Reaktion im Bereich der Aufheizphase und tritt deshalb in der isothermen Sinterkurve nicht mehr in Erscheinung.

Die im Vakuum gesinterten UC-Tabletten hatten nach dem Sintern folgende Analysen:

Pulver A / 1 Stunde Mahldauer

bei 1590°, 4 Stunden gesintert:

$$C = 4,16 / O = 0,955 / N < 0,05 / ECC = 4,92$$

Pulver B / 8 Stunden Mahldauer

bei 1590°, 4 Stunden gesintert:

stark überstöchiometrisch  $O \approx 2,3 \%$

Die Bilder des Schwindungsverlaufes zeigen, daß bei kurzen Mahldauern trotz des geringeren Sauerstoffgehaltes starke Reaktionen während des Sinterns auftreten, wogegen bei langen Mahldauern und hohem Sauerstoffgehalt solche nicht festgestellt werden können. Weil durch langes Mahlen das heterogen zusammengesetzte Pulver verfeinert und homogenisiert wird, sind in diesem Fall die Diffusionswege kürzer, und die Nachreaktion erfolgt bereits bei tieferen Temperaturen und kürzeren Zeiten. Eine Sinterhemmung durch eingeschlossene Reaktionsprodukte (CO, CO<sub>2</sub>) bei höheren Dichten wird dadurch vermieden.

#### Literatur:

[1] H. Pollanz, Diss. Universität Karlsruhe, 1970

Tabelle 2      Einfluß der Herstellungsbedingungen auf das Sinterergebnis

Bezeichnung	Preßdruck in $\text{Mp/cm}^2$	Versuch Nr.	Temperatur in $^{\circ}\text{C}$	Dichte des Preßkörpers in % th.D.	P bei 0,1 h Sinterbeginn in %	P nach 4 h in %	Dichte in % th.D.	Enddichte in $\text{g/cm}^3$
Pulver A: Mahldauer 1 Stunde	1,1	21	1320	51,2	1,7	16,0	59,0	9,46
		22	1460	50,8	3,2	33,4	67,5	10,74
		23	1595	50,2	6,3	49,0	74,5	11,63
	2,1	19	1405	52,7	2,5	27,3	66,0	9,37
		20	1570	52,0	12,0	46,0	73,5	11,30
	3,2	24	1330	55,9	1,6	17,3	63,3	9,67
25		1470	55,7	2,5	36,4	72,0	11,0	
Pulver B: Mahldauer 8 Stunden	1,1	28	1330	49,7	2,5	16,4	58,1	8,89
		33	1475	47,3	8,3	47,6	72,5	11,47
	2,1	26	1326	50,3	3,5	19,9	60,0	9,97
		27	1440	49,8	7,1	46,8	73,5	11,64
	3,2	35	1330	54,3	6,2	35,0	70,0	8,64
		36	1450	53,2	13,4	80,0	90,5	11,99

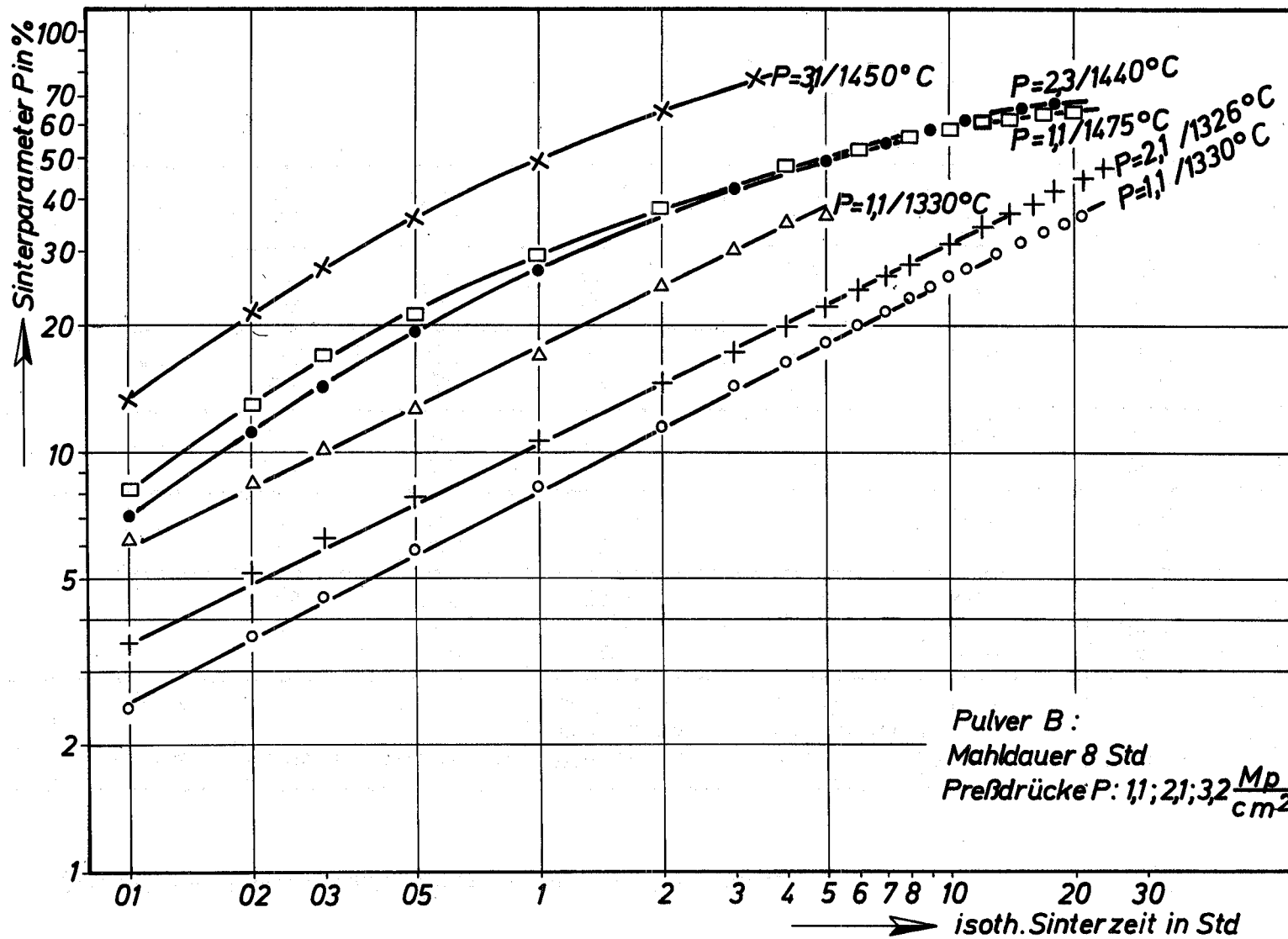


Bild: 15a:

Sinterkinetik von UC: Doppellogarithmische Auftragung, Pulver B

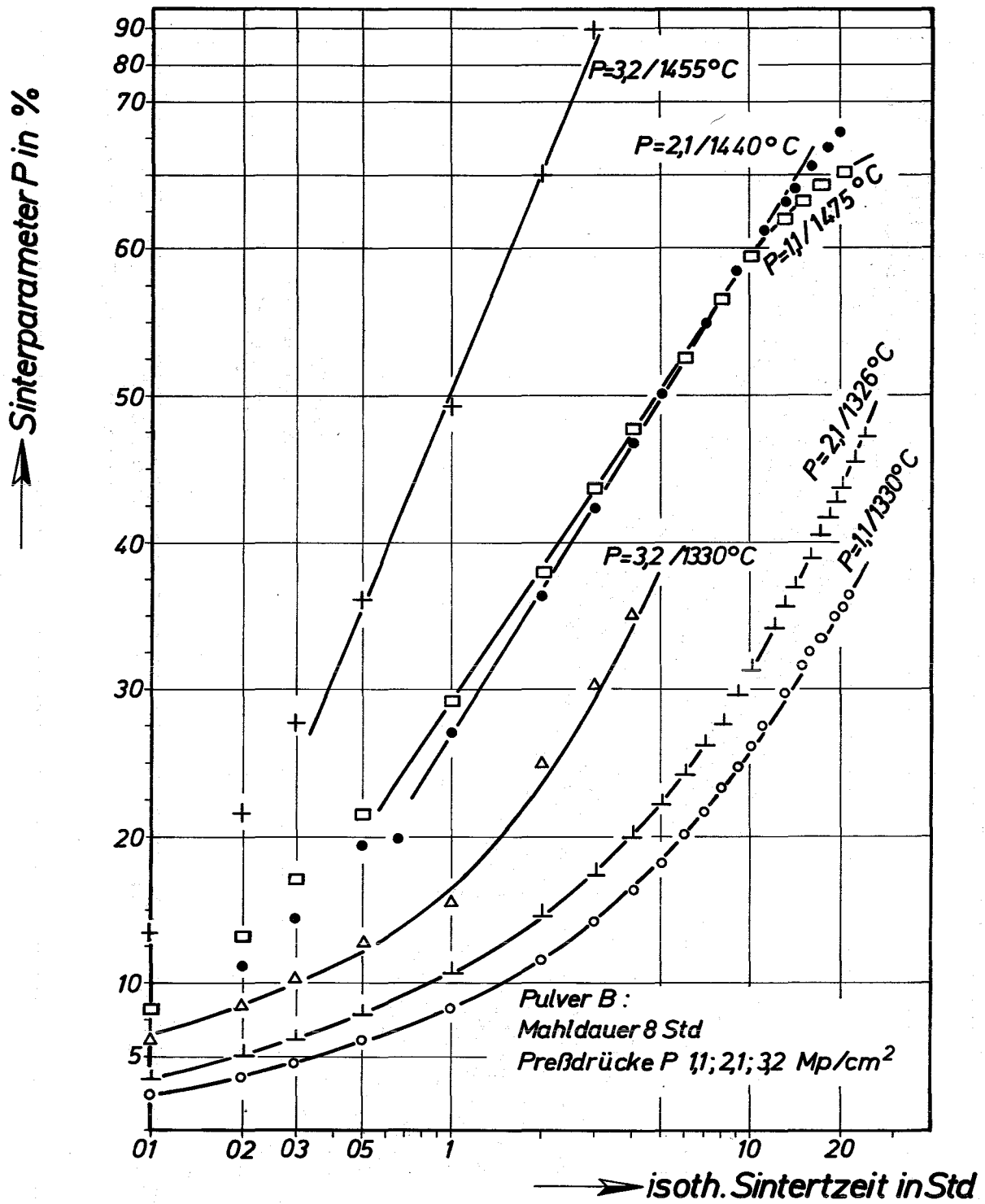


Bild: 15b:

**Sinterkinetik von UC: Einfachlogarithmische  
 Auftragung Pulver B**

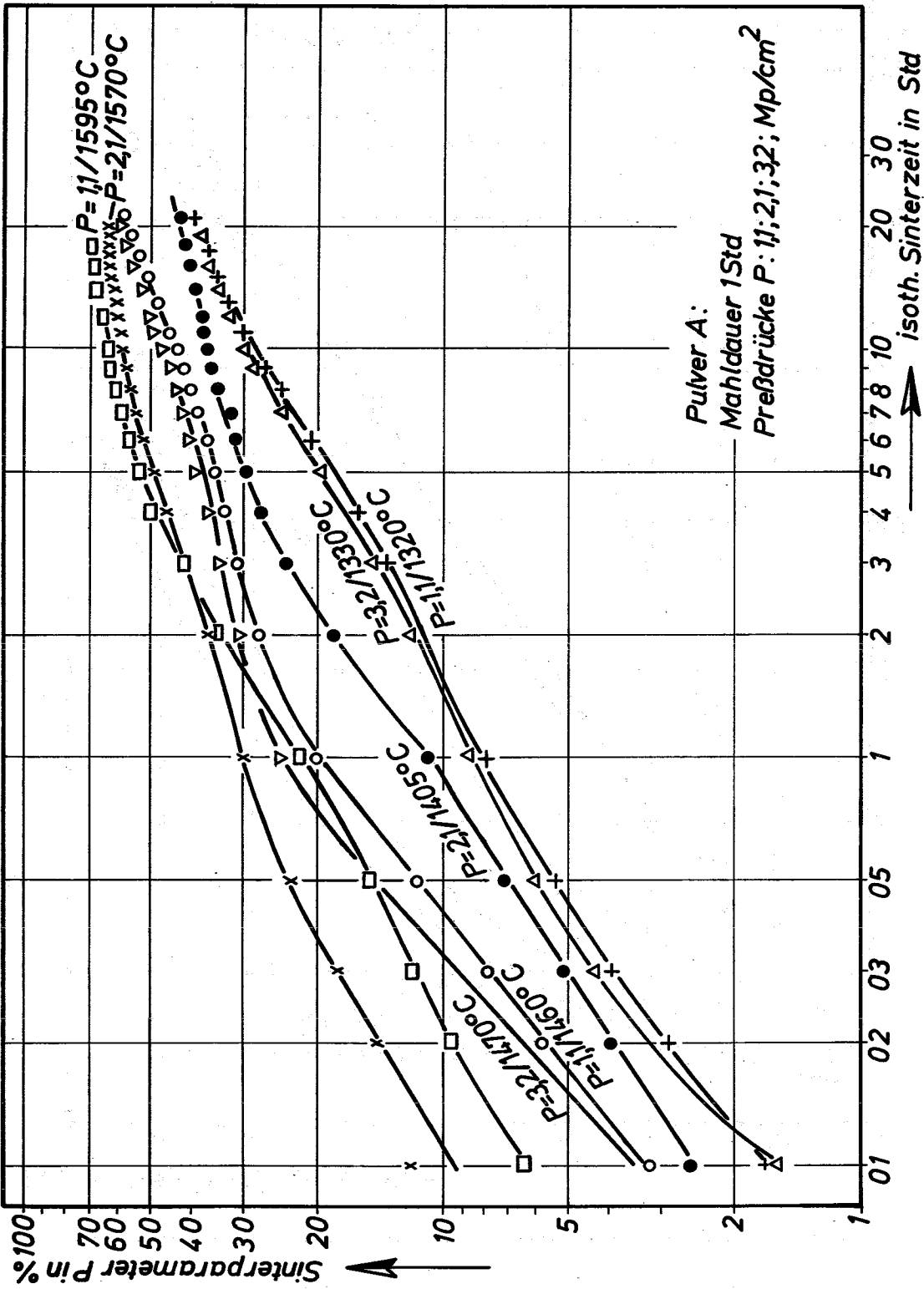


Bild: 16a: Sinterkinetik von UC: Doppellogarithmische Auftragung, Pulver A

Bild: 16a:

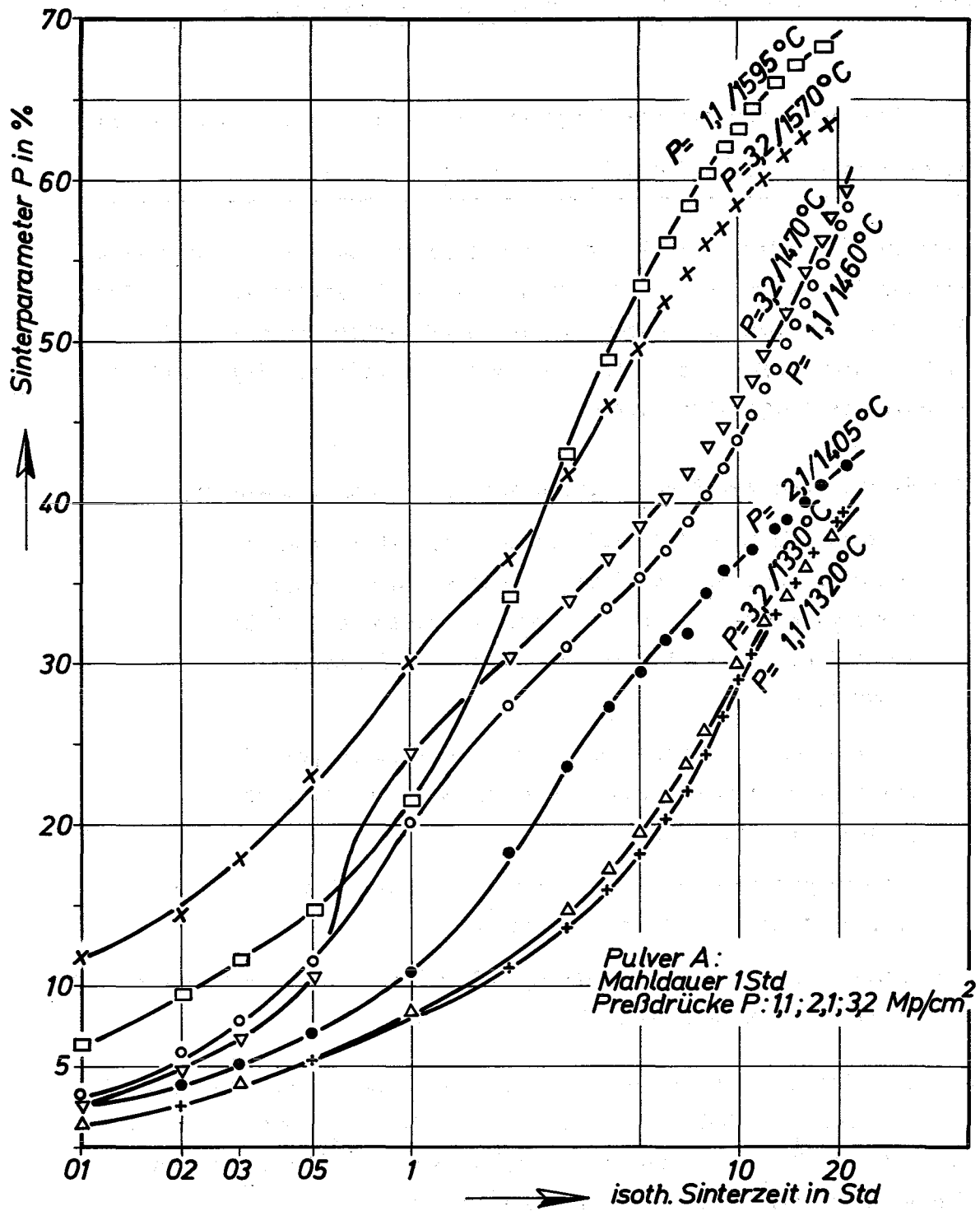


Bild: 16b:

Sinterkinetik von UC: Einfachlogarithmische  
 Auftragung, Pulver A

1124.2 Laborexperimente zur Brennstabauslegung1124.22 Gleichgewichte in keramischen Kernbrennstoffen

Reaktionsverhalten der Spaltprodukte in Urancarbid bei simuliertem hohem Abbrand (H. Holleck, E. Smailos, IMF)

---

Nachdem im ersten Schritt der Untersuchungen das Reaktionsverhalten der Spaltprodukte Zr, Mo, Ru, Rh und Pd in UC geprüft wurde<sup>x</sup>, sind die Untersuchungen in Urancarbid bei simuliertem hohem Abbrand (10, 20 und 30 %) unter Miteinbeziehung der Seltenen Erden und Erdalkalien weitergeführt worden.

Zur Herstellung der Proben wurden drei Verfahren angewendet:

1. Sintern bei 1500°C in Wolframkapseln, welche zuerst evakuiert und dann im Elektronenschweißgerät zugeschweißt wurden, um ein eventuelles Abdampfen der Seltenen Erden und Erdalkalien während des Sinterns zu vermeiden.
2. Heißpressen bei 1500°C unter Argon als Schutzgas in Graphitmatrizen mit anschließender Homogenisierungsglühung bei 1500°C und
3. Lichtbogenschmelzen unter Argon mit anschließender Homogenisierungsglühung bei 1500°C.

Die Proben wurden röntgenographisch (Guinier- und Debye-Aufnahmen), metallographisch und mikroanalytisch untersucht.

Folgende Phasen konnten nach der Glühbehandlung identifiziert werden: (U,Zr)C, UMoC<sub>2</sub>, U<sub>2</sub>RuC<sub>2</sub>, (U, La, Ce, Pr, Nd)<sub>x<sub>1</sub></sub>(Ru, Rh)<sub>y<sub>1</sub></sub> und (U, La, Ce, Pr, Nd)<sub>x<sub>2</sub></sub>(Ru, Rh, Pd)<sub>y<sub>2</sub></sub> (x<sub>1,2</sub> und y<sub>1,2</sub> noch unbekannt). Diese letzteren Phasen enthalten eventuell auch Kohlenstoff.

Wie bei den Untersuchungen in dem System von UC mit den hochschmelzenden Spaltprodukten Zr, Mo, Ru, Rh und Pd wurde auch hier für die Mischphase (U,Zr)C bei 10 % Abbrand ein Gitterparameter von  $a = 4,953$ , bei 20 % Abbrand von  $a = 4,943$  und bei 30 % Abbrand von  $a = 4,930$  Å gefunden (reines UC:  $a = 4,960$  Å). Die Gitterparameter für das

---

<sup>x</sup> H. Holleck, E. Smailos in KFK-Bericht 1271/4, S. 112-43



orthorhombische  $UMoC_2$  waren  $a = 5,642$ ,  $b = 3,250$ ,  $c = 11,027 \text{ \AA}$  und für das tetragonale  $U_2RuC_2$   $a = 3,442$ ,  $c = 12,559 \text{ \AA}$ . Das Schlifffbild einer bei  $1500^\circ\text{C}$ , 145 Stunden im Hochvakuum homogenisierten Schmelzprobe der Zusammensetzung UC + Spaltprodukte entsprechend 30 % Abbrand zeigt die Phasen  $(U,Zr)C$ ,  $UMoC_2$ ,  $U_2RuC_2$  und  $(U,La,Ce,Pr,Nd)_{x_1}(Ru,Rh)_{y_1}$  (eventuell C-haltig) (Abb. 7).

Die Identifizierung der einzelnen Elemente in den verschiedenen Phasen erfolgte mit Hilfe der Mikrosonde. Abb. 8 zeigt die relativen Konzentrationen der Elemente U, Zr, Mo, Ru, La, Ce, Pr, Nd, Rh und Pd. Die Spaltprodukte Sm und Sr konnten mit der Mikrosonde nicht nachgewiesen werden. Die kleinen Gitterparameter von UC lassen sich durch die Lösung von  $ZrC_{1-x}$  in UC erklären. Eine gleichzeitige Lösung der Seltenen Erden würde zu einer Gitterparametervergrößerung führen. Hinsichtlich des Reaktionsverhaltens der Spaltprodukte im Gesamtsystem Urancarbid + Spaltprodukte läßt sich folgendes aussagen:

- Zr ist als  $ZrC_{1-x}$  im Brennstoff gelöst
- Mo tritt als U-haltiges Komplexcarbid ( $UMoC_2$ ) in Ausscheidungen auf
- Die Platinmetalle Ru, Rh und Pd verhalten sich verschieden. Ruthenium scheidet sich bevorzugt als Komplexcarbid  $U_2RuC_2$  aus, Rhodium und Palladium mit sehr wenig Ruthenium treten dagegen zusammen mit den Seltenen Erden und Uran als eventuell kohlenstoffhaltige Phase auf.
- Die Seltenen Erden sind höchstens in sehr geringen Konzentrationen als stabilisierte Monocarbide im Brennstoff gelöst.
- Das Reaktionsverhalten der Spaltprodukte in UC erwies sich als vom Abbrand unabhängig.

Chemische Analysen haben gezeigt, daß in den Proben während der Glühbehandlung nur kleine Verluste an Kohlenstoff aufgetreten sind, was zu einer leichten Unterstöchiometrie der Proben führte.

Somit gelten die gemachten Aussagen für ein unterstöchiometrisches Urancarbid ( $UC_{1-x}$ ). Ob die Spaltprodukte dasselbe Reaktionsverhalten auch im überstöchiometrischen UC aufweisen, sollen künftige Untersuchungen zeigen.

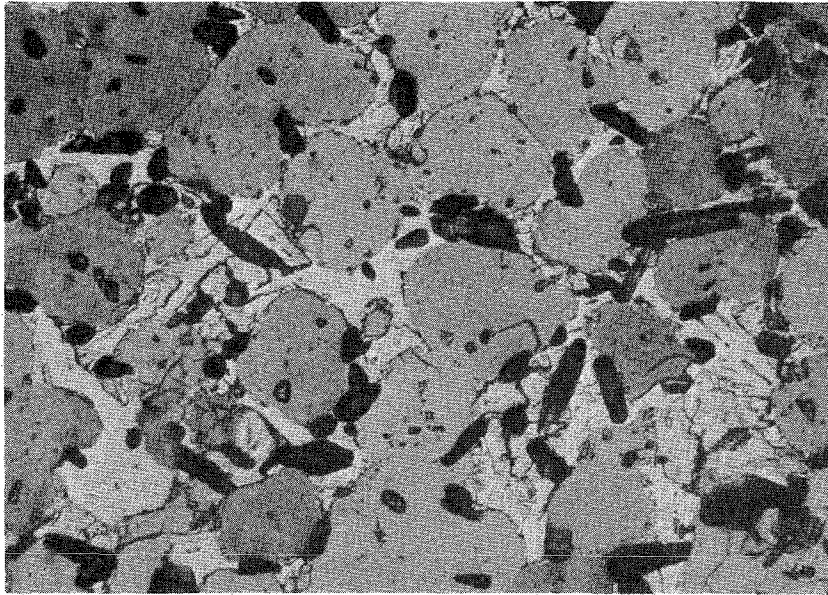
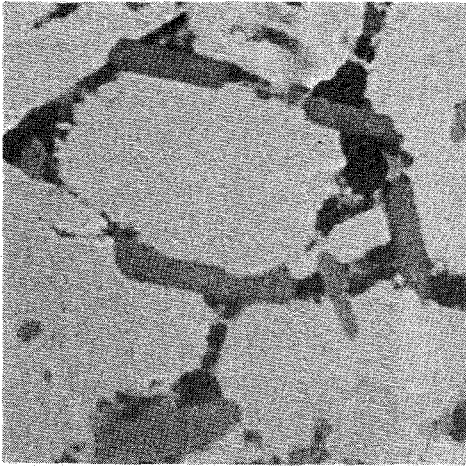


Abb. 17 Schliffbild einer bei  $1500^{\circ}\text{C}$ , 145 Stunden im Hochvakuum homogenisierten Probe der Zusammensetzung UC + Spaltprodukte entsprechend 30 % Abbrand, geätzt.

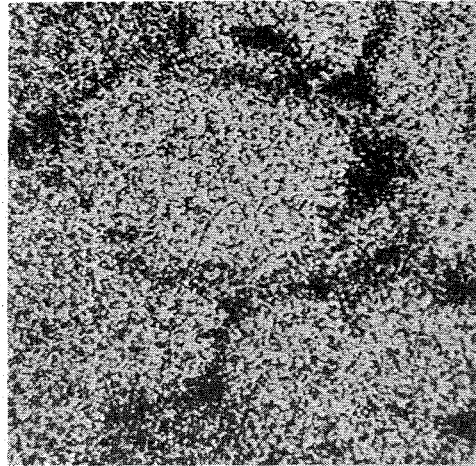
Befund:  $(\text{U,Zr})\text{C}$  (große graue Kristalle)

+  $\text{U}_2\text{RuC}_2$  (helle Phase) +  $\text{UMoC}_2$  (schwarze Kristallite)

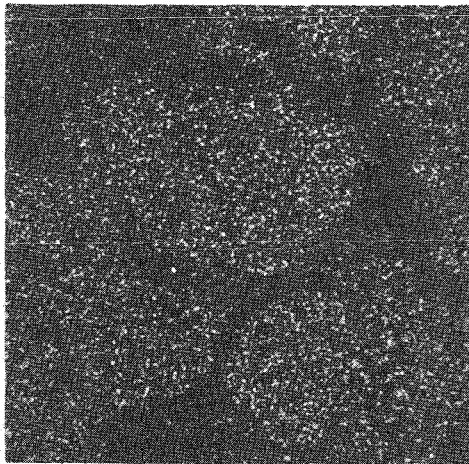
+  $(\text{U,La,Ce,Pr,Nd})_{x_4}(\text{Ru,Rh})_{y_4}$  (eventuell C-haltig)  
(hellgraue Phase in der hellen Phase) 500 : 1



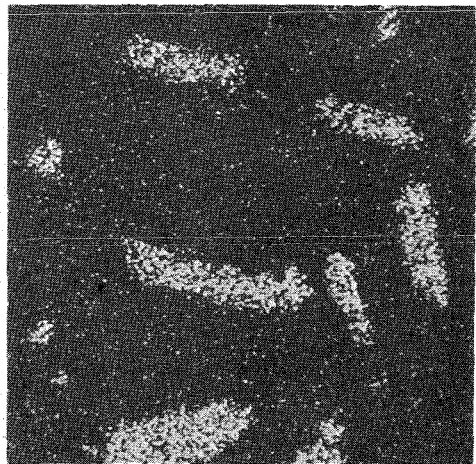
Probenstrombild  
(negativ)



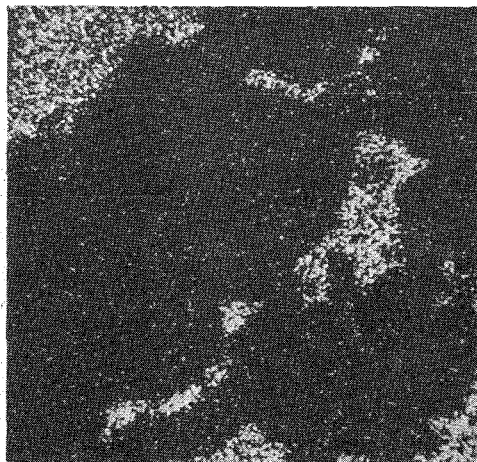
U



Zr

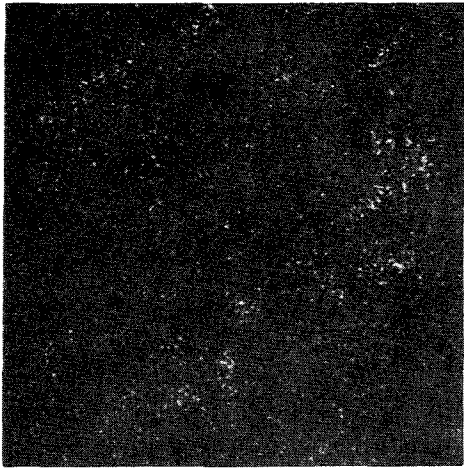


Mo

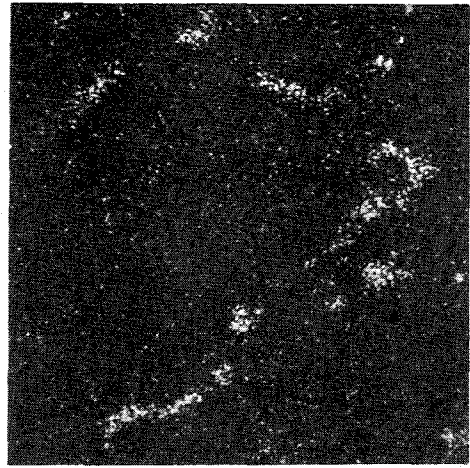


Ru

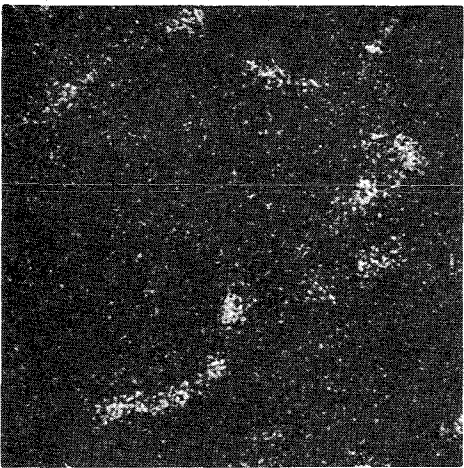
Abb.18 Relative Konzentration der Elemente U,Zr,Mo,Ru,La,Ce,Pr,Nd, Rh und Pd in einer UC + Spaltprodukte-Probe entsprechend 30 % Abbrand im Mikrosonden-Scanning-Bild 620 : 1



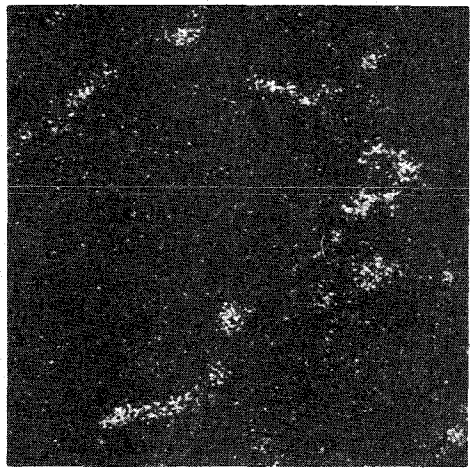
La



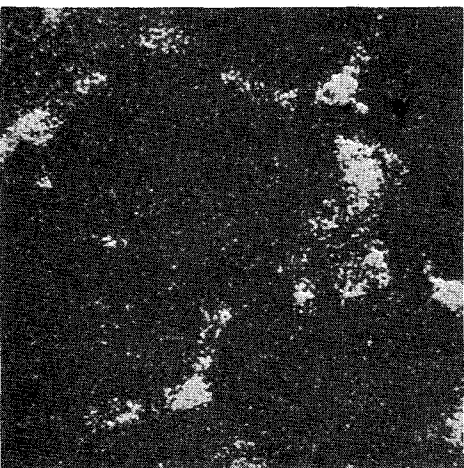
Ce



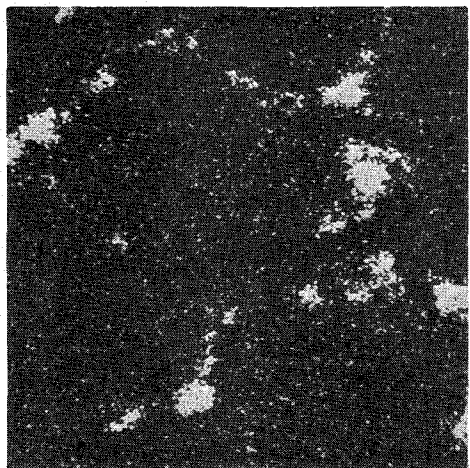
Pr



Nd



Rh



Pd

1124.23 Chemische Eigenschaften und AnalytikVergleichende chemische Analysen an karbidischen Brennstoffen

(zusammengestellt von P. Funke, ALKEM)

Wegen der hohen Anforderungen an die chemische Analyse von Kernbrennstoffen wurden die Ringuntersuchungen<sup>+)</sup>  fortgesetzt, bei denen von verschiedenen Instituten und Industriefirmen Analysen durchgeführt, die Ergebnisse verglichen und diskutiert und die Verfahren aufeinander abgestimmt werden.

In gleicher Weise wie früher bei der U- und Pu-Analyse wurde jetzt die Analyse des Äquivalentkohlenstoffgehalts von karbidischem Brennstoff behandelt. Der Äquivalentkohlenstoffgehalt ist die Summe der Gehalte an Kohlenstoff, Sauerstoff und Stickstoff, die in folgender Weise gewichtet sind:

$$ECC = w/o C + \frac{12}{16} w/o O + \frac{12}{14} N .$$

ECC ist eine wichtige Kenngröße für die Zusammensetzung des Brennstoffs und seine Verträglichkeit mit Hüllrohrmaterialien.

Das Probenmaterial für die Ringanalyse wurde von der Firma NUKEM hergestellt, es wurden zwei unterschiedliche Urankarbid an die Teilnehmer verschickt, ein UC mit niedrigem Sauerstoff- und Stickstoff-Gehalt (je < 1000 ppm) sowie ein UC mit höherem Sauerstoff- und Stickstoff-Gehalt (je > 2000 ppm).

Folgende Analysenverfahren kamen zur Anwendung:

C - Bestimmung

Verbrennen der Probe im Sauerstoffstrom bei Temperaturen von 1000 - 1350 °C. Die Gehaltsbestimmung (CO<sub>2</sub>, nach einer Nachoxidation der Verbrennungsgase) erfolgt entweder konduktometrisch (ALKEM, NUKEM, TUI), coulometrisch (AEG, IMF/GfK, IRW/KFA), mikrovolumetrisch (NUKEM) oder gravimetrisch (EIR). Als Eich- und Bezugssubstanz wird Wolframkarbid verwendet.

---

<sup>+)</sup> Teilnehmer an der Ringuntersuchung:  
AEG-Telefunken, ALKEM, EIR, IMF/GfK, IRW/KFA, NUKEM, TUI/EURATOM

O - Bestimmung

Heißextraktion im Graphittiegel (Pt-, Ni- oder Fe-Bad) bei 2000° - 2600 °C, Gehaltsbestimmung (CO<sub>2</sub>) entweder konduktometrisch (ALKEM), coulometrisch (IRW/KFA), gaschromatographisch (EIR, TUI) massenspektrometrisch (AEG) sowie über Wärmeleitfähigkeitsmessung kombiniert mit Ultrarotabsorptionsspektroskopie (IMF/GfK, NUKEM). Eine geeignete Eichsubstanz ist nicht bekannt.

N - Bestimmung

- a) Heißextraktion im Graphittiegel (Pt- oder Ni-Bad) bei 2000° - 2600 °C. Gehaltsbestimmung (N<sub>2</sub>) entweder massenspektrometrisch (AEG), gaschromatographisch (EIR, TUI) oder über Wärmeleitfähigkeitsmessung kombiniert mit Ultrarotabsorptionsspektroskopie (IMF/GfK, NUKEM).
- b) Methode nach Dumas. Gehaltsbestimmung (N<sub>2</sub>) mikrovolumetrisch (IRW/KFA).
- c) Methode nach Kjeldahl, Gehaltsbestimmung (NH<sub>3</sub>) titrimetrisch (ALKEM, IMF/GfK).

Eine geeignete Eichsubstanz ist nicht bekannt.

Die folgende Tabelle 3 zeigt die Ergebnisse der Ringuntersuchung mit Standardabweichung s und relativem Fehler v. s und v wurden nach

$$s = \sqrt{\frac{\sum (x_2 - \bar{x})^2}{n - 1}} \quad \text{bzw.} \quad v = \frac{s \cdot 100}{\bar{x}}$$

errechnet.

Die in der Tabelle angegebenen Werte sind die Mittelwerte aus mindestens 5 Bestimmungen.

Die in Klammern gesetzten Werte wurden beim gleichen Analysator, aber unter Anwendung verschiedener Verfahren (vergl. diese) ermittelt. Sie wurden bei der Berechnung des Mittelwerts/der Mittelwerte, der Standardabweichung und des relativen Fehlers mit einbezogen.

Tabelle 3

Teilnehmer	UC I			UC II		
	C [ % ]	O [ ppm ]	N [ ppm ]	C [ % ]	O [ ppm ]	N [ ppm ]
AEG	4,79	260	530	4,50	3080	3050
ALKEM	4,79	277	638	4,54	2369	2452
EIR	4,83	220	-	4,53	2560	-
IMF/GfK	4,82	158	544 (679)	4,59	2360	2640 (2700)
IRW/KFA	4,83	230 (199)	823	4,54	2784 (2421)	3332
NUKEM	4,83 (4,83)	-	752 (799)	4,53 (4,54)	3139	2663
TUI	4,82	447 (420)	600	4,53	2580 (2452)	2733
∅	4,82	276	695	4,54	2638	2813
s	0,017	98	108	0,023	281	274
v [%]	0,35	35,4	15,5	0,51	10,6	9,7

112-47

Mittelwerte der Mittelwerte, Standardabweichung und relativer Fehler der C-, O-, N-Analyse an Urankarbid.

Die Standardabweichung bei der C-Analyse konnte von  $\pm 0,16\%$  bei einer ersten Ringanalyse [1] bei einer zweiten [2] und dritten Ringanalyse auf  $\pm 0,01\%$  bis  $\pm 0,02\%$  verbessert werden. Die Standardabweichungen der einzelnen Teilnehmer liegen noch um einen Faktor 2 tiefer. Dieses Ergebnis kann als sehr gut angesehen werden, wenn man es z.B. mit der C-Analyse in der Eisen- und Stahlindustrie vergleicht, wo bei Ringanalysen Standardabweichungen von  $\pm 0,033\%$  bei Gehalten von  $3,08\%$  C erzielt wurden. Die Verbesserung der Analyseergebnisse wird auf die Verwendung eines einheitlichen Standards (WC des Planseeerkes Reutte), Verbesserungen bei der Probenahme und der Aufbewahrung der Proben zurückgeführt. Eine Absolutbestimmung des C-Gehaltes hängt allerdings von der Richtigkeit der C-Analyse im WC ab.

Die relativen Fehler bei der Sauerstoff- und Stickstoff-Analyse liegen um Zehnerpotenzen höher als bei der C-Analyse, wobei sich ein deutlicher Unterschied zeigt, ob niedrige oder höhere Gehalte zu bestimmen sind. Diese Abhängigkeit des relativen Fehlers von der Konzentration des zu bestimmenden Elementes wird ganz allgemein bei analytischen Problemen gefunden, wie von R. Püschel gezeigt wurde [3].

Hinzu kommt im Falle der Sauerstoff- und Stickstoffanalyse, daß keine geeigneten Eichsubstanzen bekannt sind, die im Gehalt bzw. der Verbrennungs- oder Lösecharakteristik dem zu untersuchenden Material ähneln.

Folgende Punkte spielen nach den Erkenntnissen aus der Ringanalyse bei der O- und N-Analyse eine Rolle:

- die Korngröße der zu analysierenden Probe sollte zwischen  $0,5 - 1$  mm liegen, diese Korngröße ist gegen Sauerstoff und Wasser noch einigermaßen unempfindlich
- die Lagerung des Probenmaterials bis zur Analyse sollte im Exsikkator über  $P_4O_{10}$  erfolgen
- Die Temperatur bei der Heißextraktion von  $N_2$  sollte  $\geq 2100$  °C sein, das (Bad: Probe)-Verhältnis sollte groß sein (3:1)
- die genauesten N-Werte werden bei niedrigen Gehalten nach der Methode von Kjeldahl erhalten, bei höheren Gehalten nach der Methode von Dumas.



Anlässlich einer Diskussion der Analysenergebnisse kamen alle Teilnehmer übereinstimmend zu der Meinung, daß eine weitergehende Verbesserung der Ergebnisse ohne einen unverhältnismäßig großen Aufwand an Zeit und Kosten nicht mehr möglich ist. Die in der Tabelle angegebenen Standardabweichungen und relativen Fehler werden somit als zur Zeit optimale Werte angesehen und können Spezifikationen zugrunde gelegt werden.

Der Ausleger der Spezifikation muß allerdings berücksichtigen, daß sich der Standardabweichung der Analyse zusätzlich eine gewisse Schwankungsbreite, bedingt durch die chargenweise Herstellung des Brennstoffs, überlagert. Diese ist sicher größer als die Analysengenauigkeit, sodaß bestenfalls für die Schwankungsbreite der Fertigungsprodukte ein Wert von  $\pm 0,05\%$  für die Kohlenstoffgehalte, von  $\pm 300$  ppm für die Sauerstoff- und Stickstoff-Gehalte bei niedrigen Gehalten und von  $\pm 1000$  ppm für höhere Gehalte angenommen werden kann.

#### Literaturhinweise:

- [1] Untersuchungsbericht Nukem, Nr. 10/70
- [2] Forschungsbericht AEG-Telefunken, Dezember 1971  
(ohne Nummer)
- [3] R. Püschel, Mikrochim.Acta, 4, 783 (1968)

1124.3 BestrahlungsexperimenteBereits 100 Kapselversuchseinsätze im FR 2 bestrahlt

(H. Häfner, IMF)

Im März 1972 wurde im FR2 der 100. Kapselversuchseinsatz (KVE) zur Bestrahlung eingesetzt. In diesen 100 KVE wurden insgesamt ca. 300 Testbrennstäbe bzw. Brennstabproben im Rahmen des Projektes Schneller Brüter bestrahlt.

Das Bestrahlungsprogramm begann Anfang 1965 mit relativ einfachen Bleiwismut-Kapseln [ 1 ].

Diesem ersten Grundtyp folgte 1966 aus einer geänderten Aufgabenstellung heraus - dünnere Stäbe, höhere Stabileistungen, höhere Hüllrohrtemperaturen - eine Na/PbBi-Doppelkapsel [ 2 ]. Bei diesem Typ sitzt der Brennstab von Natrium oder Natrium-Kalium umgeben in einer inneren Kapsel, die aus sicherheitstechnischen Gründen von einer zweiten, äußeren Kapsel unter Zwischenschaltung einer PbBi-Schicht umschlossen wird.

Für die Bestrahlung von Hochleistungsbrennstoffen bei höheren Temperaturen (bis 2000 °C) wurde eine sog. Molybdän-Kapsel entwickelt, die besonders dafür geeignet ist, Veränderungen der Wärmeleitfähigkeit im Brennstoff während der Bestrahlung und Veränderungen des Wärmeübergangs zwischen Brennstoff und Hülle zu erfassen (1).

Zur kontinuierlichen Messung des Brennstoffkriechens bzw. -schwellens während der Bestrahlung wurde eine sog. instrumentierte Brennstoff-Kriechkapsel entwickelt [ 3 ].

Insbesondere zur halbquantitativen Bestimmung des Brennstoffschwellens- bzw. -kriechens an kurzen Proben wurde eine NaK/Gasspalt-Doppelkapsel gebaut.

Für Stabileistungen über 1000 W/cm, wie sie z.B. für Karbid-Brennstäbe in Betracht kommen, und für Hüllrohrtemperaturen um 650 °C war die Entwicklung einer einwandigen NaK-Kapsel notwendig [ 4, 5 ]. Die in den vergangenen Jahren gesammelten Erfahrungen ließen diesen sicherheitstechnisch bedeutenden Schritt zu.

In Tabelle 4 wird ein Überblick über die in sechs verschiedenen Kapseltypen durchgeführten Bestrahlungen gegeben. Ein weiterer Typ, eine Druckkapsel zur Untersuchung des Brennstoffschwellens, kommt in Kürze im FR2 zum Einsatz [6]. Rückblickend stellen wir fest, daß seit Beginn der Bestrahlungsexperimente für das PSB im FR2 jährlich ein neuer Kapseltyp eingesetzt werden konnte, und daß es in all den Jahren zu keiner Betriebsstörung in der Art einer Gefährdung für Reaktorpersonal, Reaktor und Umgebung kam.

#### Literatur:

- [1] H.E. Häfner  
Bestrahlung von Brennstäben in instrumentierten Bleiwismut-Kapseln  
Kerntechnik 10 (1968), Heft 3, S. 136-141,  
KFK-Bericht 780 (1968)
- [2] H.E. Häfner  
Bestrahlung von Brennstäben in instrumentierten Natrium-Bleiwismut-Doppelkapseln  
Kerntechnik 12 (1970) Heft 5/6, S. 248-253  
KFK-Bericht 1259 (1970)
- [3] H.E. Häfner, H. Will  
Instrumentierte Brennstoffkriechkapsel  
Kerntechnik 12 (1971) Heft 10, S. 454-457
- [4] H.E. Häfner  
Sicherheitsbericht für FR2-Kapselversuchseinsätze mit einwandigen NaK-Kapseln zur Bestrahlung von Hochleistungsbrennstäben  
KFK-Bericht 1143 (1970)
- [5] H.E. Häfner  
Einwandige NaK-Kapsel zur Bestrahlung von Hochleistungsbrennstäben  
atw Heft 12, Dez. 1971
- [6] H.E. Häfner, K. Philipp  
FR2-Bestrahlungskapsel zur Untersuchung des Brennstoffschwellens  
KFK-Bericht 1398 (1971)

#### Veröffentlichung:

- (1) H.E. Häfner, G. Pinter-Kovats  
Kapsel zur Bestrahlung von Hochleistungsbrennstoffen  
Kerntechnik 14 (1972), Heft 2, S. 72-74

Übersicht über die bisher im FR2-Kapseln bestrahlten Test-Brennstäbe und Brennstoffproben (KVE 1 - 100)

KVE Nr	Kapseltyp	Zahl der Brennstäbe	Brennstoff	Stababmessungen Hüllrohr $\phi$ x Länge mm	Stableistung W/cm	Hüllrohroberflächen- temperatur $^{\circ}\text{C}$	Abbrand MwD/tM max
1 - 19	PbBi einwandig	55	UO <sub>2</sub> , vibriert UO <sub>2</sub> , Pellet UO <sub>2</sub> -CeO <sub>2</sub> UO <sub>2</sub> -Mo	12 $\phi$ x 240 10 $\phi$ x 240	300 - 500	350 - 510	17000
20-38 40 41	Na/PbBi bzw. NaK/PbBi doppelwandig	54	UO <sub>2</sub> u. UO <sub>2</sub> -CeO <sub>2</sub> , Tabl. +vibr. UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabl.	7,4 $\phi$ x 172	max. 680	max. 535	90000
77, 80-83, 86		18	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabl.	4,7 $\phi$ x 172	max. 520	max. 485	120000
39, 46, 51 65, 71, 79 84		40	Cermets UO <sub>2</sub> -Mo UO <sub>2</sub> -Cr UO <sub>2</sub> -V	7 $\phi$ x 65 8 $\phi$ x 110	max. 715	max. 815	80000
42-45 47-49 52, 55-59 61, 62, 64, 67		54	UO <sub>2</sub> -Tabletten UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> vibr. UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabletten	6 $\phi$ x 172 7 $\phi$ x 172	max. 600	max. 740	92000
72-74		9	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabletten integrierte Dichte	7 $\phi$ x 172	max. 560	max. 655	53000
50, 63, 90		26	Kriechproben UO <sub>2</sub> , UN, UC UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> , Tabl.	7 $\phi$ x 35..60 7,8 $\phi$ x 60	max. 650	max. 500	40000
53, 75, 88	Mo/Gasspalt mit Zentral- temp. Messung	3	UN	10 $\phi$ x 100	max. 1200	max. 1800 Brenn- stoffzentraltemp.	30000
54, 60, 66 68, 70, 78 85, 89, 95 96, 98, 100	Kriechkapsel mit Dehnungsmessung	24	Kriechproben - Stapel UO <sub>2</sub> , UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> UN, Tabletten	5,1 $\phi$ x 1 20 hoch	max. 600	max. 950 $^{\circ}\text{C}$ Brennstofftemp.	80000
69, 76, 87 97	NaK/Mo/Gasspalt doppelwandig	9	Kriechproben UO <sub>2</sub> , UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> , UC UN, Tabletten	7 $\phi$ x 35..60 7,8 $\phi$ x 50	max. 600	max. 700	50000
91-94 99	NaK einwandig	5	UC - PuC	10 $\phi$ x 475	max. 1150	max. 635	z.Zt. 17000

113 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG1131 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1131.1 Hüllmaterial1131.11 Mechanische Eigenschaften1. Zeitstand- und Kriechverhalten

(H. Böhm, L. Schäfer, M. Schirra, IMF)

An drei austenitischen Stählen (X8CrNiMoNb 1616, X10NiCrMoTiB 1515 und X10NiCrAlTi 3220) wurde der Einfluß mechanisch-thermischer Vorbehandlungen auf das Zeitstand- und Kriechverhalten bei 650 - 800 °C untersucht, wobei insbesondere die Abhängigkeit der Kriecheigenschaften vom Grad der Verformung ermittelt wurde. Dabei zeigt sich, daß mit der Spannung als Parameter die Standzeit als Funktion der Vorverformung ein Maximum durchläuft, wobei der der maximalen Standzeit (bzw. minimalen Kriechgeschwindigkeit) zuzuordnende Verformungsgrad mit abnehmender Spannung geringer wird und sich für lange Standzeiten asymptotisch Werten zwischen etwa 8 - 15% je nach Werkstoff nähert. (Abb. 1a und 1b).

Der Betrag der Standzeiterhöhung bzw. Kriechgeschwindigkeitserniedrigung ist stark abhängig von der Menge und der thermischen Stabilität der Karbid-ausscheidungen. Bei den untersuchten Stählen läßt sich durch Vorbehandlung die Standzeit um den Faktor 3 (bei X10NiCrAlTi 3220) bis etwa 100 (bei X20NiCrMoTiB 1515) erhöhen, verglichen mit den Werten des lösungsgeglühten Zustandes. Der Einfluß mechanisch-thermischer Vorbehandlungen ist auf Wechselwirkungen zwischen den durch Verformung eingebrachten Gitterfehlern und Ausscheidungen zurückzuführen.

Im Rahmen der Mol 2-Vergleichsversuche wurde das Zeitstandverhalten folgender Stähle weiter untersucht:

Nr.	Werkstoff Nr.	Chg.Nr.	Anlieferungs- zustand	Wärmebehandlung	Prüftemperaturen	
					600	650 °C
1.	1.4988	25116	lg+ <5% kv	--	x	x
2.	1.4988	25116	"	800°C 1 h	x	x
3.	1.4988	25116	"	750°C 3 h	x	x
4.	1.4970	8-29052	lg+~15% kv	800°C 23 h		x

Die aufgeführten Wärmebehandlungen erbrachten gegenüber dem Anlieferungszustand folgende Ergebnisse: Die Zeitstandfestigkeit und Bruchdehnung werden nicht oder nur unwesentlich verändert. Erst bei einer Prüftemperatur von 700 °C nimmt, wie bereits berichtet, die Zeitstandfestigkeit etwas ab und die Bruchdehnung merklich zu.

#### Veröffentlichung:

##### (1) M. Schirra

Einfluß mechanisch-thermischer Vorbehandlungen auf das Zeitstand- und Kriechverhalten des Stahls X10NiCrMoTiB 1515  
KFK-Bericht 1535, Jan. 1972

##### 2. Physikalische Untersuchungen

(G. Heß, IMF)

Bei der Herstellung von Hüllrohren werden verschiedene thermisch-mechanische Vorbehandlungen durchgeführt, die zu unterschiedlichen Borverteilungen im Hüllrohr führen können. Da das Bor durch (n,α)-Reaktion maßgeblich an der Erzeugung des zur Hochtemperaturversprödung führenden Heliums beteiligt ist, hängt das Ausmaß dieser Strahlenschädigung davon ab, ob das Bor überwiegend im Korn oder in den Korngrenzen zu finden ist. Am Sandvikstahl 12R72HV (1.4970) wurden deshalb autoradiographische Bestimmungen der Borverteilung nach verschiedenen thermisch-mechanischen Vorbehandlungen durchgeführt. Es zeigte sich, daß die Höhe der Lösungsglühtemperaturen, die von den Rohrerstellern unterschiedlich zwischen 1060 °C und 1120 °C festgelegt werden, für die spätere Borverteilung im Hüllrohr ausschlaggebend ist.

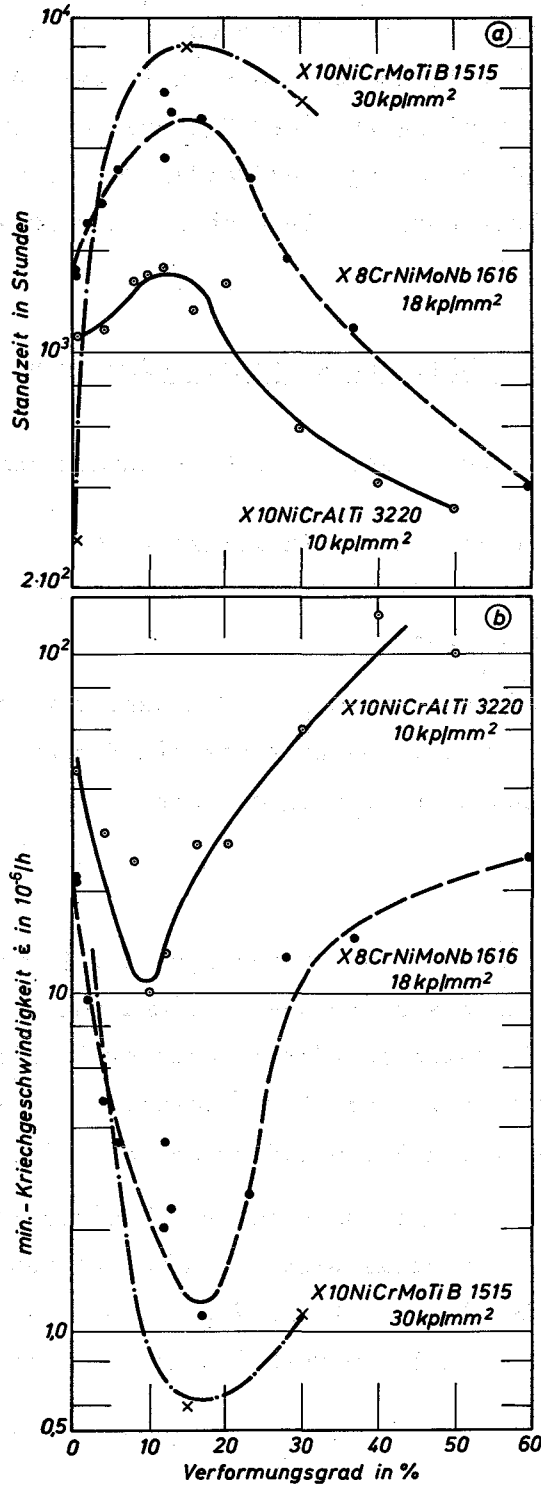


Abb. 1a+b

Einfluß der Kaltverformung auf die Standzeit (a) und die min.-Kriechgeschwindigkeit (b) von drei austenitischen Legierungen bei 650°C

So führen Lösungsglühtemperaturen oberhalb 1100 °C (Abb. 2a) zu gleichmäßigen Borverteilungen. Bei einer Glüh­temperatur von 1000 °C (Abb. 2b) deutet sich schon eine leichte Boranreicherung an einigen Stellen des Gefüges - wahrscheinlich an Korngrenzen - an, während das Bor nach Glüh­temperaturen von 1080 °C und 1060 °C überwiegend an den Korngrenzen zu finden ist (Abb. 2c und 2d), was bei Bestrahlung zu einer Heliumanreicherung in den Korngrenzen und somit zu einem vorzeitigen Aufreißen der Korngrenzen führen kann. (Nach dem Lösungsglüh­en wurden alle Proben 12% kaltverformt und bei 800 °C - 2 Stunden geglüht).

### 3. Kriechbeulverhalten der Brennstabhülle unter hohem Außendruck und Stützwirkung des Brennstoffs

(H. Fabian, U. Krugmann, K. Laßmann, Inst.f. Reaktortechnik der TH.Darmstadt)

Die theoretischen Arbeiten zur Brennstabmechanik wurden weitergeführt, im einzelnen wurden die Computerprogramme SPAR, RELAX und FINEL erweitert und das Programm BEUL an Experimenten überprüft.

Die experimentellen Arbeiten gliedern sich in zwei Gruppen: Der Kriechbeulversuchsstand wurde in Betrieb genommen, und es wurde ein Konzept zur kontinuierlichen Messung von Brennstabhüll­rohren entwickelt.

#### Theoretische Arbeiten

Die Computerprogramme SPAR und RELAX, die die Spannungs- und Dehnungsverteilung im Hüllrohr bzw. im Verband Brennstoff-Hülle aufgrund von elastischen, thermischen und durch Kriechen verursachten Verformungen ermitteln, wurden um zusätzliche Dehnungsterme erweitert. Diese Terme berücksichtigen Plastizität und Schwellen von Hülle (SPAR) bzw. von Hülle und Brennstoff (RELAX).

Das Programm FINEL, das, aufbauend auf der Methode der "Finiten Elemente", dreidimensional den Spannungs- und Dehnungszustand von rotationssymmetrischen Hüll­rohren untersucht, wurde ebenfalls erweitert. Neben den elastischen Verformungen werden nun auf Grund von Temperaturverteilungen die Temperaturdehnungen berücksichtigt.



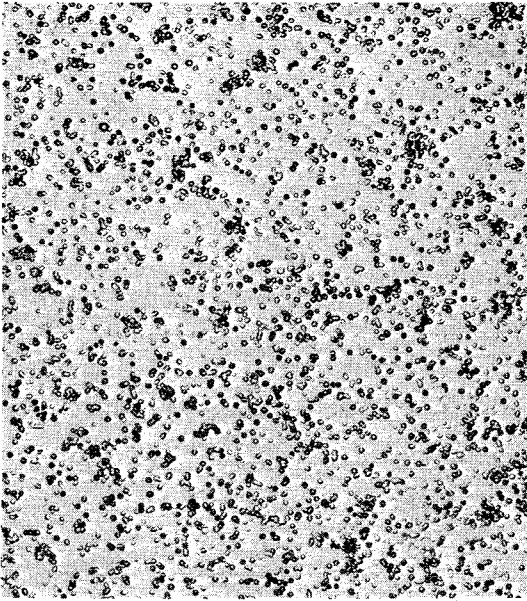


Abb. 2a 1120°C -10min

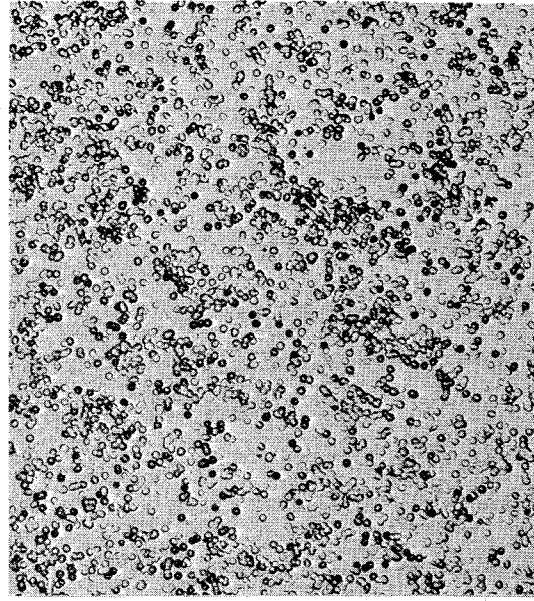


Abb. 2b 1100°C -10min



Abb. 2c 1080°C -10min

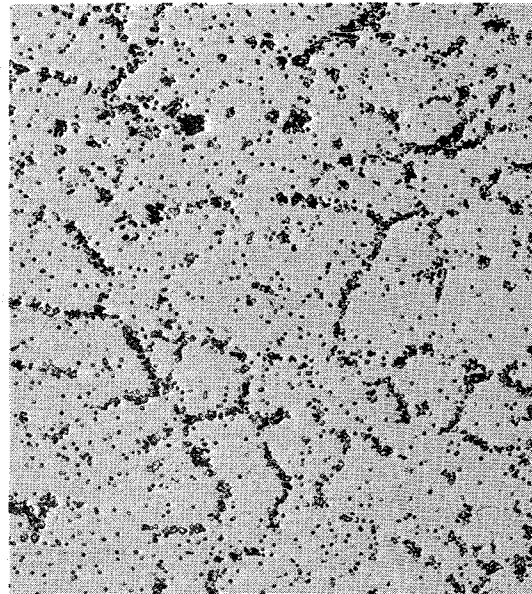


Abb. 2d 1060°C -10min

Abb. 2a-d Borverteilung beim Sandvikstahl 12R72HV nach verschiedenen Lösungsglühtemperaturen

Mit dem Programm BEUL, das auf der Basis des Sandwich-Modells die nicht-rotationssymmetrische Verformung eines Hüllrohrs unter Außendruck berechnet, wurden Experimente von Corum [1], Howl und Moore [2] nachgerechnet. Dabei wurde eine sehr befriedigende Übereinstimmung erreicht.

### Experimentelle Arbeiten

Nach der Überprüfung der Funktionstüchtigkeit der einzelnen Komponenten des Kriechbeulversuchsstandes (Dichtigkeit der Druckversorgungsanlage, zeitliche und räumliche Temperaturkonstanz in den Glühofen) wurden die ersten Hüllrohrproben eingesetzt. Ziel des Experiments sind Standzeitmessungen bei Variation von Druck und Temperatur, Probenlänge, Ovalität und Wandstärke.

Da für später kontinuierliche Messungen der Verformung des Hüllrohres unter Außendruck geplant sind, wurde ein kapazitives integrales Verfahren zur kontinuierlichen Bestimmung der Ovalität konzipiert. Dabei wurde ausgenutzt, daß die Kapazität einer ovalen Innenelektrode innerhalb einer kreisförmigen Außenelektrode von der Ovalität der Innenelektrode abhängt. Diese Abhängigkeit wurde berechnet und in Modellversuchen gemessen, wobei sich befriedigende Übereinstimmung ergab. In den Modellversuchen wurde weiterhin ermittelt, daß bei geeigneten geometrischen Abmessungen Streukapazitäten keine Rolle spielen und daß Zentrierungsfehler Abweichungen in der Kapazität erst in 2. Größenordnung bewirken. Auf Grund der Modellversuche wurde ein Meßeinsatz konzipiert, der die kapazitive Messung von Brennstabhüllrohrovalitäten bei Temperaturen bis 750 °C und Drücken bis 200 at ermöglicht.

### Veröffentlichungen:

K. Laßmann

Rechenprogramm SPAR

Beitrag zu KFK-Bericht 1400, Brennstabmodelltheorie

K. Laßmann

Zum Kriechbeulverhalten von Brennstabhüllrohren unter Außendruck

Beitrag zu KFK-Bericht 1400, Brennstabmodelltheorie

### Literaturhinweise:

[1] J. Corum

An investigation of the instantaneous and creep buckling.....

Report ORNL-3299

[2] D. Howl, B. Moore

Prediction of creep collapse pressures and times for nuclear fuel cladding

J.B.Nuc.E.Soc. 9(1969)

#### 4. Rohrprüfung (O. Jacobi, R. Scherwinsky, IMF)

##### Prüflingsherstellung

Im 3. Quartalsbericht 1971<sup>+)</sup>  wurde über die Herstellung von Hüllrohren aus Zirkaloy 2 für die FR 2-He-Loop-Versuchsgruppe 5 berichtet. Durch das Aufschmelzen der Sinterstahlfritten beim Einschweißen der Endstopfen auf der Elektronenstrahlschweißanlage in den Heißen Zellen war eine Umkonstruktion notwendig (Abb. 3  $\hat{=}$  Zeichnungs-Nr. IMF-02-2-4432). Dabei sitzt nun der Sinterstahlfiter (11) in einem Filtergehäuse (8), welches durch Einrollen mit dem Endstopfen (4) über das Stützrohr (10) verbunden wird. Der für das Elektronenstrahlschweißen notwendige Unterdruck im Spaltgasraum wird über die Schrägbohrungen und Nuten im oberen Endstopfen (4) erzeugt.

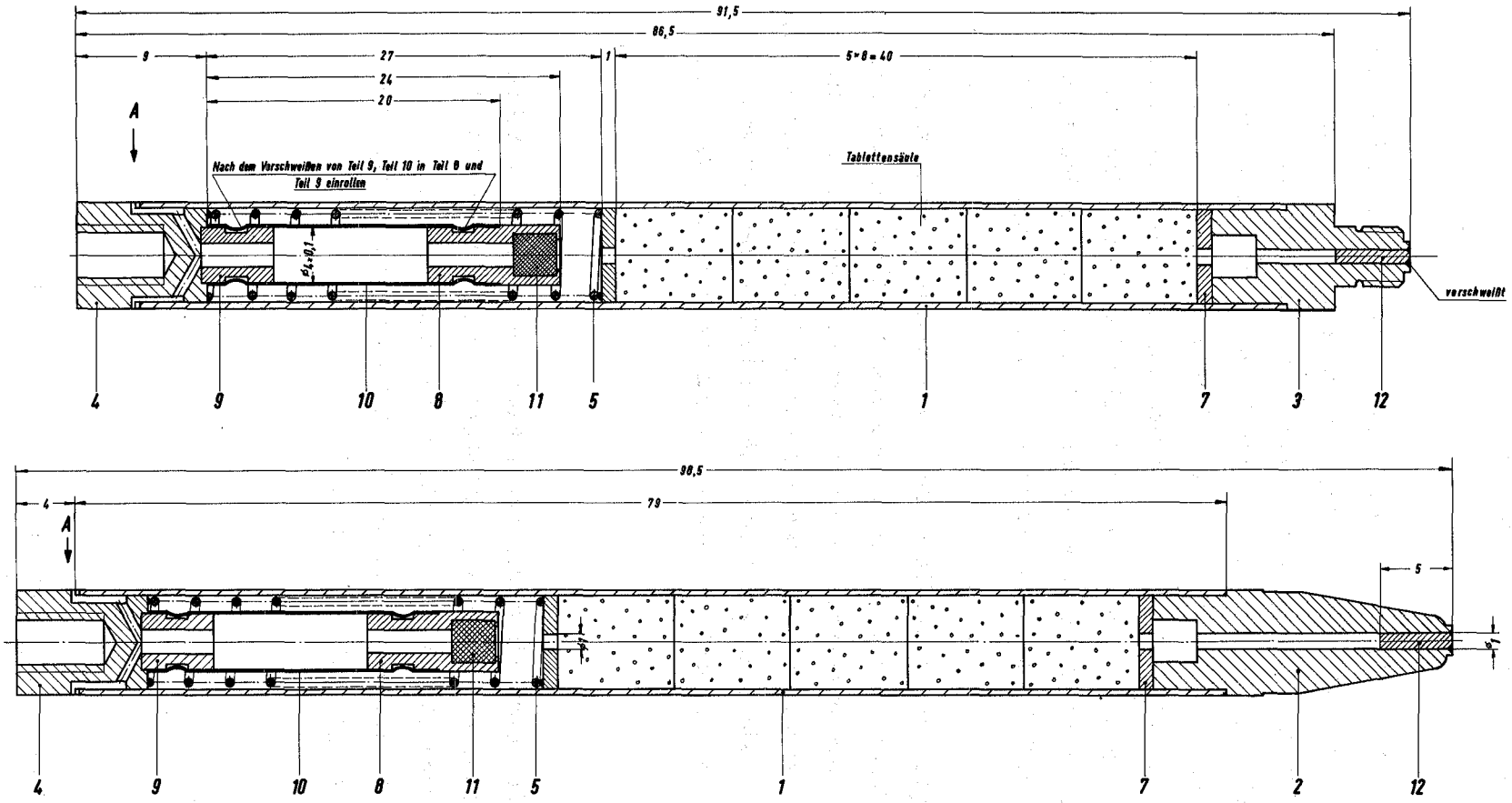
Die im unteren Endstopfen angeschliffene Außendurchmesserstufung, welche der Kalibrierung der Meßapparatur zur Erfassung des Prüflingsdurchmessers dient, wurde mit einer Mikrometerschraube und elektromechanisch mit einem induktiven Verlagerungsaufnehmer gemessen und registriert. Der Stufensprung betrug im Bereich der Stufe (ca.  $\pm$  2.5 mm) auf den Halbmesser bezogen:  $50 \pm 2 \mu\text{m}$ , was innerhalb der Meßgenauigkeit mit dem geforderten Wert übereinstimmt.

##### Rippenrohrprüfung

Termingerecht wurde die Entwicklung des Meßgerätes zur kontinuierlichen Kontrolle des Kopfkreisdurchmessers (Patent-Anmeldung Nr. P 2113 141.9) mit dem Bau von 2 Geräten für den Rippenrohr-Prüfdrehzahlbereich von 0.05 bis 33 U/sec abgeschlossen. Zu diesem Zweck wurde eine "Schaltungsbeschreibung und Bedienungsanleitung" erstellt.

---

<sup>+)</sup>  KFK-Bericht 1271/3



**Achtung Werkstatt!**  
Teil 4 mit Teil 9 Laserstrahl verschweißt.

**Achtung Werkstatt!**  
Teil 1 mit Teil 2 bzw. Teil 3 Elektronenstrahl verschweißen.  
Teil 2 bzw. Teil 3 nach dem Verschweißen auf Fertigmaß schleifen.  
Max. Rundlaufabweichung  $\pm 5 \mu$   
Rohr  $\phi 7 \pm 0,4$  entsprechend Ansicht A einseitig mit 2 Einfräsungen (Teilung  $180^\circ$ ) versehen.

Hierzu gehört Zeichnung Nr. IMF-02-2-4433

Stopfen (Teil 4)      Hüllrohr (Teil 1)

Ansicht A

Nr.	Stück	Bezeichnung	Material	Abmessung	Zulage Nr. Norm	Bemerkung
12	2	Stopfen	Stecloy 2 Incaloy 800	$\phi 1 \times 5$		
11	2	Sinterstahlfilter	Fe	$\phi 2,8 \times 2,9$		
10	2	Stützerohr	4-S71	$\phi 4 \times 0,1 \times 20$		
9	2	Fußstück	Stecloy 2 Incaloy 800	$\phi 3,8 \times 3$	IMF-02-2-4433	
8	2	Filtergehäuse	4-S71	$\phi 6 \times 3,3$	IMF-02-2-4433	
7	4	Rh-Plättchen	Rh	$\phi 6 \times 1$		
6	1	Füllkappe	MS	$\phi 11 \times 40$		
5	2	Druckfeder	4370	$0,5 \times 5,5 \times 33$	IMF-02-2-4433	304 2038
4	2	Oberer Endstopfen	Stecloy 2 Incaloy 800	$\phi 7 \times 9$	IMF-02-2-4433	
3	1	Unterer Endstopfen	Stecloy 2 Incaloy 800	$\phi 7 \times 13,5$	IMF-02-2-4433	
2	1	Unterer Endstopfen	Stecloy 2 Incaloy 800	$\phi 7 \times 30,5$	IMF-02-2-4433	
1	2	Hüllrohr	Stecloy 2 Incaloy 800	$\phi 70,4 \times 79$	IMF-02-2-4433	

Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zulage Nr. Norm	Bemerkung
		Oberflächenzustand				
		Rundlauf max. in $\mu$				
19 72	1	gpr. 22.2	Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. 7500 Karlsruhe Postfach 3640	Zugeh. Zulage	Ersetzt Nr. (BY 2271) 004 IMF-02-2-4282

5:1	Brennstäbe der Versuchsgruppe 5		Zulage Nr. IMF-02-2-4432
	FR 2 - He-Loop		

Die diese Zeichnung betreffende Art und Weise der Ausführung ist durch die Angabe der Maßstäbe und der Zeichnungsart festgelegt. Die Ausführung der Einzelteile ist durch die Angabe der Maßstäbe und der Zeichnungsart festgelegt. Die Ausführung der Einzelteile ist durch die Angabe der Maßstäbe und der Zeichnungsart festgelegt.

1131.12 Bestrahlungsversuche1. Zeitstand- und Kriechverhalten

(H. Böhm, K.D. Clöß, W. Scheibe, C. Wassilew, INF)

Im Rahmen der Untersuchungen über das Bestrahlungsverhalten potentieller Hüllwerkstoffe wurde der Einfluß von Neutronenbestrahlung bei tiefen Temperaturen auf das Zeitstand- und Kriechverhalten der Stähle 1.4988, 1.4970 und eines niedrig gekühlten 1616CrNi-Stahles in jeweils lösungsgeglühtem bzw. ausgelagertem Zustand untersucht. Die Untersuchungen umfassen das Bestrahlungsprojekt Mol-1P (Dosis  $\phi t \sim 1.2 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ ,  $E > 0.1 \text{ MeV}$ ;  $8.9 \times 10^{21} \text{ n}_{\text{th}}/\text{cm}^2$ ;  $T_{\text{Bestr.}} \approx 70 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Bei der gewählten Prüftemperatur von  $650 \text{ }^\circ\text{C}$  führte die Bestrahlung der lösungsgeglühten Zustände aller drei Stähle zu einer deutlichen Erhöhung der Zeitstandfestigkeit. Das Festigkeitsverhalten nach Bestrahlung im schnell-thermischen Fluß des BR 2 wird im hohen Maße durch die infolge der Stoßprozesse mit schnellen Neutronen erzeugten Gitterfehler (Defektcluster und Versetzungsringe) bestimmt. Die beobachtete Erhöhung der Zeitstandfestigkeit ist eindeutig vom Wärmebehandlungszustand der Stähle abhängig. Die Ursache ist vermutlich in einer beschleunigten Karbidausscheidung mit hohem Dispersitätsgrad als Folge thermisch-aktivierter Folgeprozesse mit den erzeugten Gitterfehlern zu suchen (s. Abb. 4a und 4b).

Aus den Mol-2-Bestrahlungen liegen jetzt die Ergebnisse am Werkstoff Nr. 1.4970 vor. Die Rohre wurden lösungsgeglüht und 15% kaltverformt eingesetzt. Die Ergebnisse sind in Abb. 5 dargestellt. Auffallend ist die starke Abnahme der Zeitstandfestigkeit durch die Neutronenbestrahlung. Die Standzeit geht bei einer Bestrahlungstemperatur von  $615 \text{ }^\circ\text{C}$  etwa um den Faktor 50 und bei  $720 \text{ }^\circ\text{C}$  etwa um den Faktor 5 bis 12 zurück. Es muß jedoch erwähnt werden, daß etwa 60% aller bestrahlten Prüflinge in der Nähe der aufgepunkteten Thermolemente geborsten sind. Das deutet an, daß dieser Stahl sehr empfindlich auf die beim Aufpunkten der Thermolemente entstehenden wärmebeeinflussten Zonen reagiert. Proben mit aufgepunkteten Thermolementen, die in Parallelversuchen ohne Bestrahlung eingesetzt wurden, zeigten ebenfalls Bruch an den Thermolementen, jedoch hatte das keinen Einfluß auf Standzeit und Bruchdehnung.

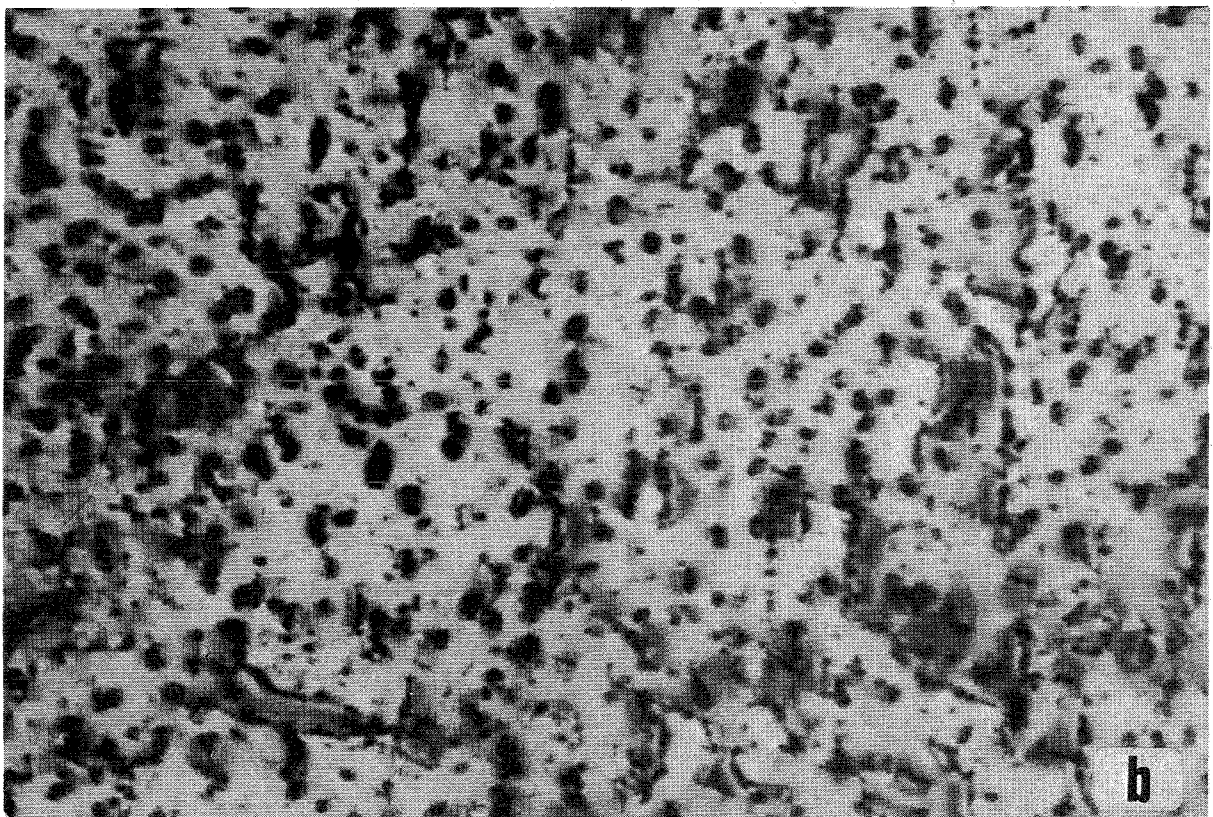
0,1  $\mu$ 

Abb. 4 Strukturänderung nach Bestrahlung und anschließender Glühung bei 650°C am Stahl 1.4970. a) unbestrahlt b) bestrahlt

Die Hochtemperaturversprödung führte bei 720 °C zu einer Abnahme der Bruchdehnung auf Werte um 0,4 bis 0,7%. Alle bestrahlten Prüflinge zeigten einen interkristallinen Bruch. Die starke Abnahme der Zeitstandfestigkeit kann nicht allein auf die Hochtemperaturversprödung zurückgeführt werden. Es wurde, vor allem bei 615 °C, eine starke Zunahme der mittleren Kriechgeschwindigkeit des Materials gemessen. Der Grund dafür dürfte im Ausscheidungsverhalten dieser Legierung zu suchen sein. Zur genaueren Analyse müssen jedoch noch elektronenmikroskopische Aufnahmen der bestrahlten Proben angefertigt werden.

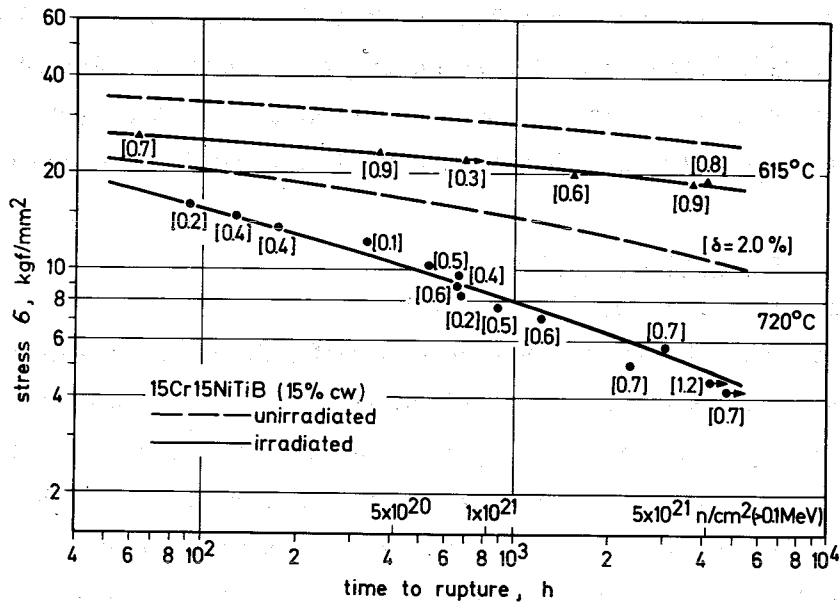


Abb. 5: In-pile Zeitstandverhalten des Stahls 1.4970

## 2. Metallphysikalische Grundlagenuntersuchungen

(K. Ehrlich, N. Packan, W. Schneider, IMF)

Die experimentellen Ergebnisse des Stahls 1.4988 zur Porenbildung aus dem Bestrahlungsprogramm DFR 304 wurden zusammengefaßt und einem gründlichen Vergleich mit nichtstabilisierten Stählen unterzogen. Unter vergleichbaren Bestrahlungsbedingungen ist insbesondere gegenüber den Stählen 304 und 316 bei höheren Temperaturen ( $T > 500$  °C) eine deutliche Reduzierung der Schwellraten beobachtbar. Mit einer Analyse der bestrahlungsinduzierten Ausscheidungen wurde begonnen, da deren Auftreten und Verteilung zweifellos die Porenbildung wesentlich beeinflußt.

Ausgehend von den beobachteten Größenverteilungsfunktionen von Poren aus den VEC-Bestrahlungen und unter der Annahme einmaliger Nukleation wurde ein Rechenprogramm zur Simulation des Porenwachstums in reaktorbestrahlten Materialien geschrieben. Der Vergleich der experimentellen Verteilungskurven aus DFR 304 mit den simulierten Ergebnissen legt die Vermutung nahe, daß die Aufnahme von Leerstellen in die Poren über Polyederecken oder -kanten vor sich geht und nicht über die Flächen der Poren. Weitere Berechnungen sind hier jedoch notwendig.

## 3. Simulation der Strahlenschäden

(K. Ehrlich, D. Kaletta, R. Groß, IMF)

Der volle Einsatz des neuen Elektronenmikroskops JEM 200 A führte wegen der höheren Durchstrahlbarkeit und der besseren Probenkippeinrichtung insbesondere bei extremen Porengrößen zu besser gesicherten Daten. Zur quantitativen Auswertung strahlengeschädigter Proben wurde ein Programm entwickelt, welches die mit dem Teilchenzählgerät aus elektronenmikroskopischen Aufnahmen gewonnenen Daten direkt weiterverarbeitet, kontinuierliche Verteilungsfunktionen ableitet und diese durch überlagerte Gaußfunktionen anzunähern sucht.

Zur Simulation der Hochtemperaturversprödung mittels direktem  $\alpha$ -Beschluß ist eine homogene Heliumverteilung in kompakten Proben erforderlich. Zu diesem Zwecke wird ein Energiemoderator verwendet, durch den die Energie der  $\alpha$ -Teilchen variiert werden kann. Die Strahlauffächerung, die als Funktion der Moderatordicke eine inhomogene He-Verteilung in den Proben bewirken würde, wird nun durch eine variable Winkelgeschwindigkeit des Moderators korrigiert. Die notwendigen Korrekturen wurden über die Reichweitenbeziehungen und entsprechende Streuwinkel für verschiedene Moderatormaterialien ermittelt.



1132 Entwicklung neuer Legierungen1132.1 Vanadinlegierungen1132.14 Schweißuntersuchungen

(W. Scheibe, IMF)

Durch Elektronenstrahl- und WIG-Schweißungen unter Schutzgas wurden Versuchsschweißungen an Blechproben durchgeführt, um den Einfluß verschiedener Schweißparameter auf Zugfestigkeit, Streckgrenze und Bruchdehnung bei 2 verschiedenen Einsatztemperaturen (Raumtemperatur und 650 °C) zu untersuchen.

Untersuchungen bei Raumtemperatur

An ungeschweißten Blechen wurden folgende Werte ermittelt:  $\sigma_{0,2} \sim 20 \text{ kp/mm}^2$ ,  $\sigma_B \sim 26 \text{ kp/mm}^2$ ,  $\epsilon \sim 17\%$ . Diese ersten beiden Werte sind an den geschweißten Blechen fast immer erreicht worden. Während die Bruchdehnung bei den Elektronenstrahlschweißungen ebenfalls unverändert blieb, ist bei Schutzgasschweißungen ein deutlicher Abfall auf 7% zu beobachten.

Untersuchungen bei 650 °C im Vakuum

Für die ungeschweißten Bleche wurden folgende Werte ermittelt:  $\sigma_{0,2} \sim 12 \text{ kp/mm}^2$ ,  $\sigma_B \sim 14 \text{ kp/mm}^2$ ,  $\epsilon \sim 35\%$ . Auch hier treten bezüglich Streckgrenze und Zugfestigkeit bei beiden Schweißverfahren keine nennenswerten Unterschiede auf. Dagegen sind bei der Bruchdehnung erhebliche Schwankungen zwischen 13% und 34% festzustellen.



114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1141 Natriumkühlung1141.1 Korrosionsverhalten von austenitischen Stählen

(G. Drechsler, G. Frees, G. Hennrich, IRB)

Korrosionskreislauf 'Cerberus'

In diesem Kreislauf wurden in einem sich über 1700 h erstreckenden Langzeitversuch Proben aus Inconel 718, Inconel 725, Inconel 600, Incoloy 800 und Stahl bei Temperaturen von 550 °C und 600 °C eingesetzt. Die Versuche dauern noch an.

Hochtemperatur-Korrosionskreislauf

Um die Korrosionsuntersuchungen an Hüllrohrwerkstoffen unter simulierten Reaktorbedingungen durchführen zu können, wurde ein weiterer Prüfstand erstellt, dessen Aufbau in Abb. 1 dargestellt ist.

Der Kreislauf, der mit einer EM-Pumpe ausgerüstet ist, besitzt zur Aufnahme der Korrosionsproben drei parallel durchströmte Testbehälter (Abb. 2). In diesen sind je 24 elektrische Heizstäbe untergebracht, die das Natrium auf seine gewünschte Betriebstemperatur von max. 800 °C aufheizen. Ein im Rücklauf liegendes Zentralrohr dient als Probenhalter für je 20 Röhrchenproben. Im unteren Teil der Testbehälter befindet sich ein Rekuperativwärmetauscher, der die auf der Austrittsseite liegenden Absperrventile vor zu hohen Natriumtemperaturen schützt. In den Probenstücken lassen sich Strömungsgeschwindigkeiten bis zu 10 m/sec erzielen.

Die in den Testbehältern zugeführte elektrische Energie wird in einem Natrium-Luft-Kühler ins Freie abgeführt.

Der Prüfstand ist mit einigen Nebenkreisen ausgestattet, in denen das Natrium gereinigt und auf seine Reinheit untersucht wird.

Nach eingehendem Röntgen und Dichtigkeitsprüfungen wurde der Abblastank des Systems mit ca. 1100 Litern Natrium gefüllt und mit dem Probetrieb begonnen.

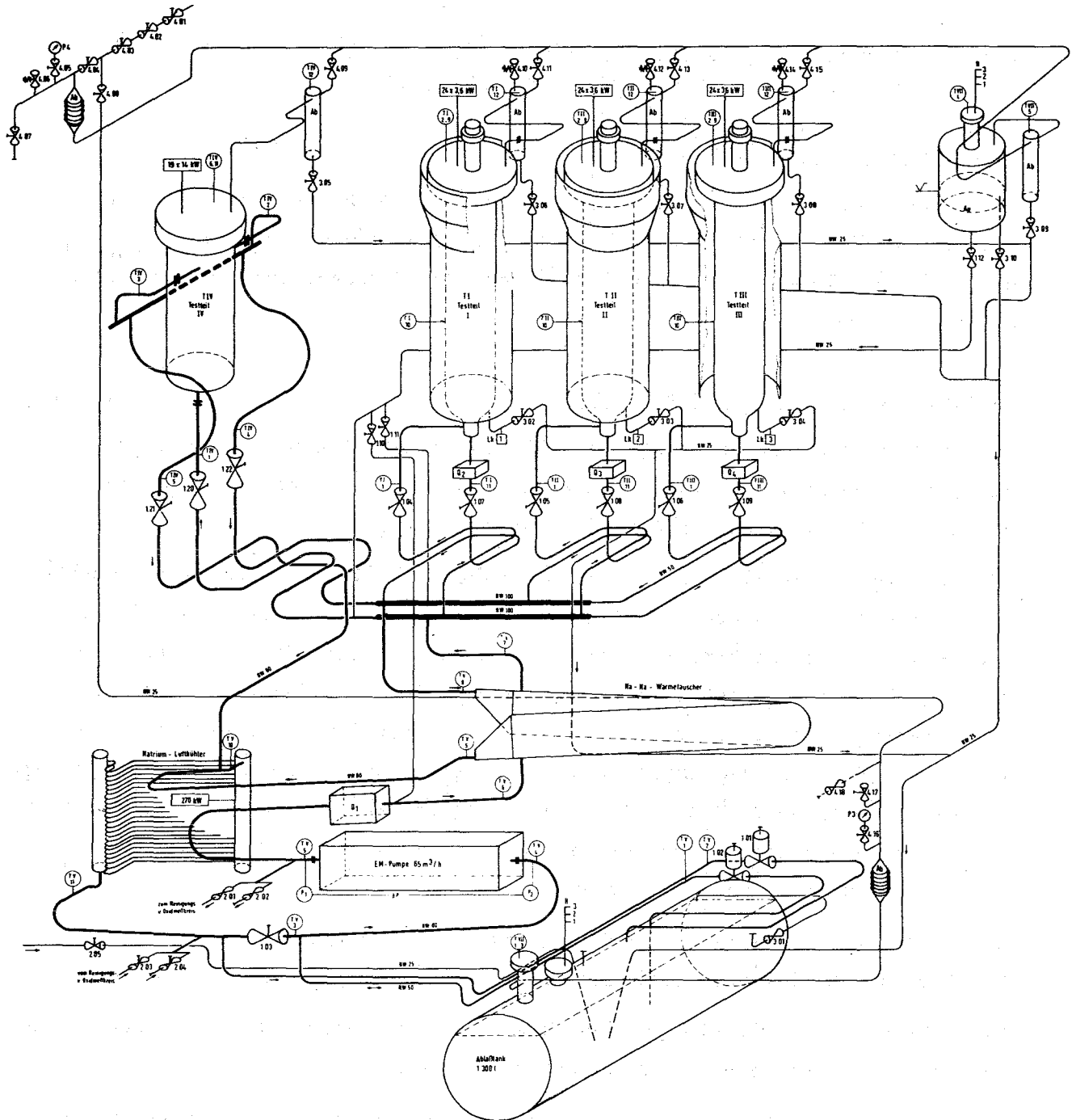


Abb.1 Natrium - Hochtemperaturkorrosionskreislauf

114-3

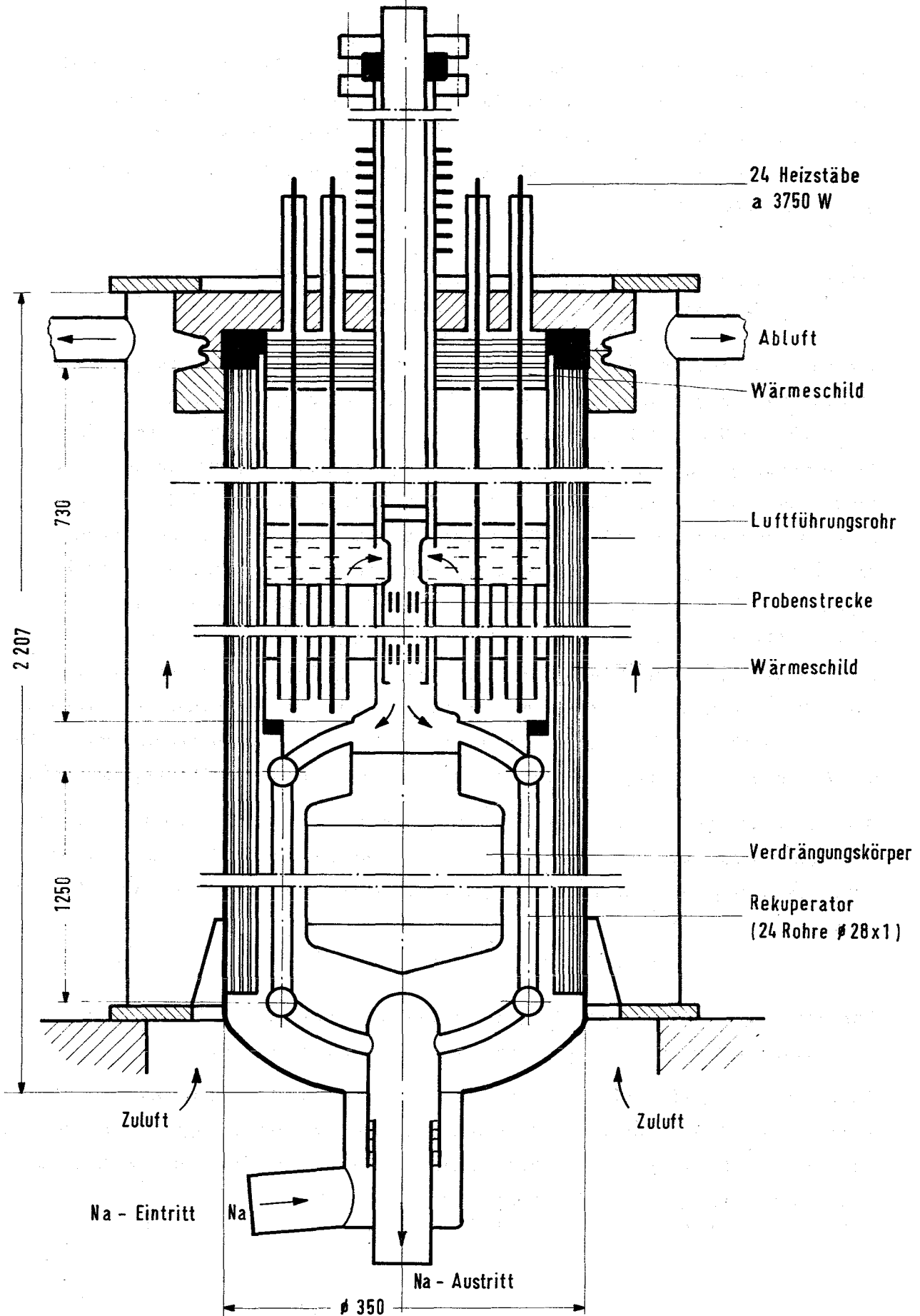


Abb.2 Testbehälter zum Na - Hochtemperaturkreislauf

Im nächsten Quartal wird eine der drei Teststrecken für einen Vorversuch mit 20 Röhrenproben bestückt, die teilweise unter Helium-Innendruck stehen. Es folgt ein Langzeitversuch mit 3 Teststrecken bei Temperaturen bis zu 700 °C und einer Natrium-Strömungsgeschwindigkeit von 5 m/sec in der Teststrecke.

### 1141.3 Reinheit und Reinheitskontrolle des Na (Analyse)

(H.U. Borgstedt, A. Marin, Helga Schneider, IMF)

Die Funktion elektrochemischer Sauerstoffmonitore wurde in mit Sauerstoff gesättigten Natriumschmelzen bei 300 bis 530 °C überprüft. Eine selbst hergestellte Sonde mit Luft/Gold als Referenzsystem, die in ihrem Aufbau dem neuerdings in den USA verfolgten Konzept entspricht, erwies sich der käuflichen Sonde (Gulf United Nuclear Fuel Corp., Elmsford N.Y.) in der Konstanz der Anzeige und der Übereinstimmung mit der Theorie überlegen. Der Bereich der guten Übereinstimmung der gemessenen EMK mit der Theorie begann auch bei der Sonde der zweiten Generation erst oberhalb 350 °C. Daher sollten die Monitore bei Natriumtemperaturen von 350 - 400 °C betrieben werden. Prinzipiell sind die Sonden nach den Prüfergebnissen bis über 500 °C einsetzbar. Bei hohen Sauerstoffgehalten und hohen Temperaturen traten jedoch Verschiebungen der Anzeige auf. In den technischen Kreisläufen werden jedoch derartig hohe Sauerstoffgehalte im Natrium die Ausnahme sein.

Mit der elektrochemischen Kette Na, Na<sub>2</sub>O//ThO<sub>2</sub>, Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub>//Luft, Au wurde eine Sättigungskurve des Sauerstoffs in Natrium aus den gemessenen EMK-Werten unter Benutzung von Zusammenhängen aus der Literatur berechnet. Die Übereinstimmung

$$\log_{10} (c_{\text{O}}^{\text{Na}})_s [\text{Gew. - ppm}] = 6,429 - 2606/T [\text{°K}]$$

der ermittelten Gleichung mit einer Beziehung, die aus chemisch-analytisch gewonnenen Werten berechnet worden ist, ist ausgezeichnet.

Analysen der Destillationsrückstände von Proben, die während des Korrosionsversuchs an Hüllrohren unter Innendruck in Seibersdorf gezogen worden waren, ergaben als Mittelwert aus 5 Messungen 6,3 ppm Sauerstoff und als Mittelwert aus 6 Analysen 10 ppm Gesamt-Kohlenstoff.

1142 Dampf- und Gaskühlung1142.1 Korrosionsverhalten in Dampf, Laborversuche

(S. Leistikow, IMF)

Die vergleichenden Untersuchungen über die Abhängigkeit der Heißdampf-Korrosion von der Kaltverformung und der Korngröße wurden an den Werkstoffen Nr. 1.4301 (AISI 304 ss), Inconel Alloy 600 und Inconel Alloy 625 fortgesetzt. Dazu

wurden statische Autoklavenversuche in Heißdampf von 600 °C, 70 at während 1000 Stunden an kaltgewalzten und geglühten Proben durchgeführt. Die bisherigen Ergebnisse (Abb. 3) lassen auch für den Werkstoff Nr. 1.4301 eine lineare Abhängigkeit der Gewichtszunahme von der Korngröße erkennen. Die Streuung der Gewichtszunahmen für Korngrößen > 100 µm erfordert eine eindeutige Bestätigung des gezeigten Kurvenverlaufs durch weitere Korrosionsversuche.

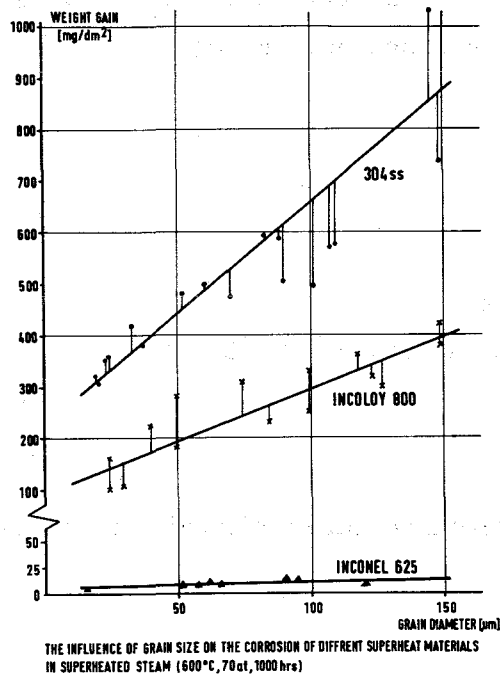


Abb. 3

1142.2 HKW-Kreislauf (Heißdampf-Korrosion unter Wärmeübergang) (V. Casal, F. Erbacher, J. Vasarhelyi, IRB; L. Leistikow, IMF)

Im HKW-Kreislauf kamen zehn definiert vorbehandelte, elektrisch

indirekt beheizte Überhitzerstäbe mit Außenhüllen aus Werkstoff Incoloy 800 im geglühten und etwa 20% kaltverformten Zustand unter folgenden Bedingungen zum Einsatz:

Oberflächentemperatur:	500 - 700 °C
Max. Heißdampf­temperatur:	~ 390 °C
Oberflächenbelastung:	200 W/cm <sup>2</sup>
Dampfgeschwindigkeit:	20 m/sec
Dampfdruck:	145 at

Sechs Stäbe fielen durch lokalen Kurzschluß zwischen Heizleiter und Hülle nach 15-370 Vollastbetriebsstunden aus, während die restlichen 4 Stäbe nach Betriebszeiten von 648, 832, 845 und 897 Stunden nunmehr teils zwischen, teils nachuntersucht werden. In den isothermen Teststrecken wurden insgesamt 60 Proben verschiedener ferritischer und austenitischer Überhitzermaterialien bei 600 °C, 145 at und 3,5 m/sec korrodiert. Auch diese Proben sind zur Untersuchung im IMF aus dem Prüfstand ausgebaut worden.

Veröffentlichungen zu 114:

- (1) H.U. Borgstedt, H. Schneider, G. Wittig  
Löslichkeit des Sauerstoffs in Natrium bei 150 - 230 °C  
Atomwirtschaft 17 (1972) 157-158
- (2) F. Erbacher, S. Leistikow  
Der Heißdampfkreislauf für Korrosionsversuche unter Wärmeübergang (HKW)  
Mitt. VGB, 52, 8-11 (1972)



115 ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS1152 Kernbrennstoff- und SpaltproduktanalyseAbbrandanalyse (H. Wertenbach, E. Gantner, IRCh)

Die der Analytischen Gruppe des IRCh zur Analyse übergebenen bestrahlten Kernbrennstoffproben stammen zum größten Teil aus Bestrahlungsnachuntersuchungen des PSB. Anfangs wurden nur bestrahlte  $UO_2$ -Proben mit 2-12,5% ursprünglicher Anreicherung und Abbränden von etwa 0,2-2 Atomprozent geliefert. Mit der FR2-Versuchsgruppe 3 (11,5% U235) ging die Serie der  $UO_2$ -Prüflinge zu Ende [1]. Es wurden Abbrände bis zu 9% erreicht. Zur Zeit werden bestrahlte  $UO_2/PuO_2$ -Proben untersucht, die ursprünglich neben Uran natürlicher Zusammensetzung 15 bzw. 20% Plutonium enthielten. Daneben gelangten Proben aus den Experimenten Mol 7A und DFR 304 zur Analyse. Neben Proben aus  $UO_2/PuO_2$ -Kapselprüflingen wurden im Rahmen des PSB untersucht: Proben aus  $UO_2$ -Mo- und  $UO_2$ -Cr-Cermets, UN- und UC-Proben sowie Proben aus  $UAl_3/Al$ -Dispersionsplatten. Die vom IRCh angewandten Verfahren - in Abhängigkeit von der Art der Proben - sind:

- $\gamma$ -spektrometrische Bestimmung der Aktivität des Ce-144 bzw. des Cs-137 und Bestimmung der Konzentration der schweren Kerne
- Messung der Abreicherung des U-235
- Bestimmung der Konzentration des Nd-148 durch massenspektrometrische Isotopenverdünnungsanalyse und Bestimmung der Konzentration der schweren Kerne.

Anfangs stand für die Abbrandanalyse kein Massenspektrometer zur Verfügung. Deshalb kam zur Bestimmung der Anzahl der Spaltungen nur die  $\gamma$ -spektrometrische Bestimmung der Aktivität geeigneter Spalt nuklide in Frage. Die Konzentration der schweren Kerne wurde durch Röntgenfluoreszenzanalyse gefunden [2]. Bei der hohen Stabileistung der Kapselprüflinge (~ 400 Watt/cm) war Cs-137 als Abbrandmonitor wegen der Diffusion in axialer Richtung nicht mehr zu verwenden. Deswegen wurde der Abbrand bei den meisten  $UO_2$ -Prüflingen ausschließlich über Ce-144 bestimmt. Trotz der kurzen Halbwertszeit des Ce-144 (284 d) war das vertretbar, da die Bestrahlungsgeschichte in jedem Falle genau bekannt war und eine größere Genauigkeit als etwa  $\pm 5\%$  nicht gefordert wurde.

Zur Abbrandbestimmung wird nunmehr in den meisten Fällen Nd-148 herangezogen. Die Trennung des Neodyms von den Aktiniden und von den anderen Lanthaniden erfolgt an Bis (2-äthylhexyl) phosphorsäure-Chromosorb-Säulen [37]. Dieses von S.F. Marsh beschriebene Trennverfahren wurde so modifiziert, daß es den Einsatz größerer Proben gestattet. Das Neodym wird als  $\text{NdO}^+$  nach der Zweibandtechnik gemessen.

Zur Durchführung der Analysen stehen folgende Einrichtungen zur Verfügung:

- Eine Betonzelle mit einem Manipulatorenpaar. Diese Zelle ist für 150 MeV-Curie ausgelegt. Der Hauptnachteil der Zelle ist darin zu sehen, daß sie nicht  $\alpha$ -dicht ist und daher nur mit relativ geringen  $\alpha$ -Aktivitäten belastet werden darf. Die Zelle wird z.Zt. mit einem Doppeldeckelflansch versehen, sodaß man Proben aus der Zelle in die im gleichen Gebäude befindliche mit Blei abgeschirmte  $\alpha$ -Boxenanlage überführen kann.

-  $\alpha$ -Boxenanlage mit 100 mm Bleiwandabschirmung<sup>+)</sup>

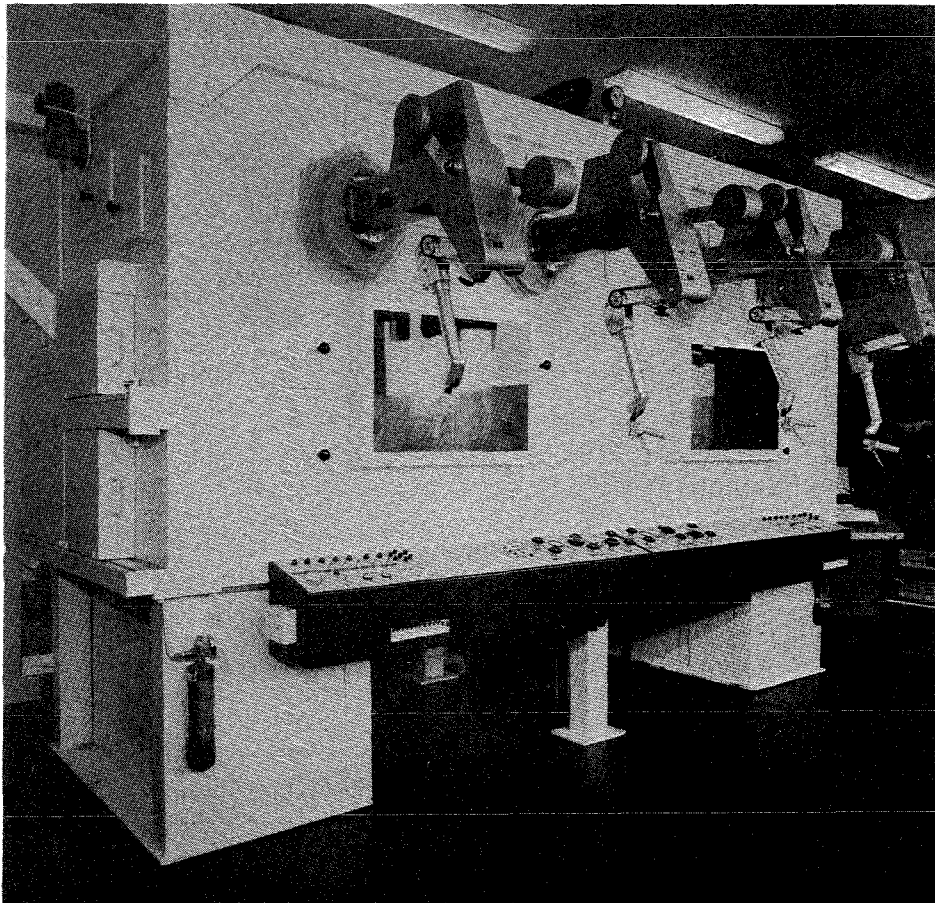
Diese Anlage ist seit etwa 1 Jahr voll in Betrieb. Z.Zt. werden die meisten Arbeiten darin durchgeführt. Sie soll im folgenden kurz beschrieben werden: auf einem Stahltisch mit 160 mm Plattenstärke befinden sich zwei  $\alpha$ -Boxen aus 3 mm Edelstahl, die  $\alpha$ -dicht miteinander verbunden sind. Sie können durch eine Schiebetür aus Plexiglas voneinander getrennt werden. Um die Boxen herum sind Bleiwände von 100 mm Stärke aufgebaut. Die Rückwände können zur Seite gefahren werden, sodaß der Boxeninnenraum durch Handschuhöffnungen zugänglich wird. Unter dem Stahltisch befinden sich hinter 150 mm Bleiwänden je Box ein Lagerraum und ein Abfallbehälter für flüssige Abfälle, die mit der Box in  $\alpha$ -dichter Verbindung stehen. An der Decke besitzt jede Box eine Öffnung von 600 mm  $\emptyset$ , die das Einbringen großer Einrichtungsgegenstände gestattet. Die Decke ist durch Stahlplatten mit 70 mm Stärke abgeschirmt. Die Abschirmungen über den 600 mm-Öffnungen sind als Schieber ausziehbar angeordnet. Die Anlage ist mit vier gasdichten Manipulatoren ausgerüstet. An jedem Manipulator befindet sich ein zusätzlicher PVC-Sack, sodaß der Manipulator immer kontaminationsfrei ausgebaut und eingesetzt werden kann. Auf der Bedienungsseite befinden sich zwei Bleiglasfenster von 200 mm Stärke und für jede Box ein Schaltpult.

---

<sup>+)</sup> Die Anlage wurde zusammen mit Herrn Dr. Bleyl, IRCh und Herrn Ing. Nowak, RB konstruiert und von der Fa. Wälischmiller gebaut (Abb. 1). Eine weitere fast identische Anlage befindet sich ebenfalls im IRCh.

An der einen Stirnseite besitzt die  $\alpha$ -Boxenanlage eine Öffnung mit 400 mm  $\varnothing$  und zwei mit 180 mm  $\varnothing$ , die durch Bleischieber abgeschirmt sind. In der 400 mm-Öffnung ist ein Doppeldeckelflansch für den 270 mm La Calhène Doppeldeckelbehälter, in der 180 mm-Öffnung ein Doppeldeckelflansch für den 142 mm Draht & Schrader Doppeldeckelbehälter und in der zweiten 180 mm-Öffnung eine Schleuse zum Einschleusen von inaktivem Material montiert.

Mit der zweiten Stirnseite ist die Anlage über eine 180 mm-Schleuse mit einer Box des Typs B2 verbunden, die ihrerseits mit dem Röntgenfluoreszenzspektrometer in Verbindung steht.



A.Nr.2549-2103

Abb. 1

Ergebnisse der Untersuchungen an Brennstoffproben aus dem Mol 7A- und 8A-Experiment sowie aus der DFR-304-Bestrahlung

In den bestrahlten Proben aus Mol 7A und -8A wurde der Abbrand sowohl über Nd-148 als auch - bei bekannter Bestrahlungsgeschichte - über Ce-144 bestimmt. Die Ausgangszusammensetzung des Brennstoffs war ebenfalls bekannt. Folgende Abbrandwerte wurden gefunden:

Probe Mol 7A-

Abbrand über	-6-9	-6-5a	-6-15a	-3-4	-3-8
Ce-144 (Mwd/to)	43800	30800	29400	31300	42800
Nd-148 (Mwd/to)	43000	30300	30500	31500	43900
	-1-7	-5-8	-7-8	-9-11	-3-14
Ce-144 (Mwd/to)	40500	42300	42200	42400	31300
Nd-148 (Mwd/to)	40400	43000	41000	43400	31000

Diese gute Übereinstimmung der über Ce-144 bzw. Nd-148 gewonnenen Abbrandwerte wiederholte sich beim Mol 8A-Experiment nicht. Es traten viel mehr Abweichungen bis zu etwa 9% auf.

Abbrand über	Mol 8 A1	Mol 8A2	
	Brennstoffprobe	Brennstoffprobe	Brutstoffprobe
Ce-144 (Mwd/to)	69200	57300	730
Nd-148 (Mwd/to)	66500	52400	--

Die Isotopenzusammensetzung des Neodyms aus Mol 7A und -8A ist in der folgenden Tabelle zusammengestellt. Die Werte sind auf die Masse 148 bezogen:

Probe	Masse					
	143	144	145	146	148	150
Mol 7A-						
6 - 9	3,282	(2,65)	2,121	1,766	1,000	0,4422
	-	-	-	1,764	1,000	0,4432
6 - 5a	3,333	(2,68)	2,152	1,777	1,000	0,4414
	-	-	-	1,748	1,000	0,4422
6 - 15a	3,262	(2,63)	2,133	1,740	1,000	0,4405
	-	-	-	1,758	1,000	0,4439
3 - 4	-	-	-	1,753	1,000	0,4431
3 - 8	-	-	-	1,769	1,000	0,4418
3 - 14	-	-	-	1,760	1,000	0,4439
5 - 8	-	-	-	1,767	1,000	0,4413
7 - 8	-	-	-	1,759	1,000	0,4416
9 - 11	-	-	-	1,763	1,000	0,4411
1 - 7	-	-	-	1,775	1,000	0,4425
Mol 8A1	-	-	-	1,803	1,000	0,4387
	-	-	-	1,809	1,000	0,4346
Mol 8A2	-	-	-	1,794	1,000	0,4328
	-	-	-	1,797	1,000	0,4345

An den DFR-304-Proben konnte bisher der Abbrand nur über Nd-148 bestimmt werden, da die Bestrahlungsgeschichte nicht bekannt ist. In der folgenden Tabelle sind die Abbrandwerte und die Zusammensetzung des Spaltneodyms aufgeführt:

Probe Nr.	Abbrand (At.%)	Masse					
		143	144	145	146	148	150
G 1 - 8	6,33	-	-	-	1,686	1,000	0,4616
G 1 - 11	5,92	-	-	-	1,675	1,000	0,4618
G 2 - 6	5,14	3,205	(2,49)	2,122	1,671	1,000	0,4594
G 2 - 8	6,30	-	-	-	1,682	1,000	0,4603
G 2 - 12	5,77	-	-	-	1,682	1,000	0,4606
G 3 - 3	5,11	-	-	-	1,669	1,000	0,4600
G 3 - 15	6,01	-	-	-	1,671	1,000	0,4595
G 3 - 17	6,64	-	-	-	1,668	1,000	0,4608

#### Literatur:

- [1] H. Hoffmann, IMF; H. Wertenbach, IRCh  
Abbrandbestimmungen an der FR2-Kapselversuchsgruppe 3  
KFK 1271/2/EUR 4721 d, S. 115-1 (1971)
- [2] A. V. Baeckmann  
Determination of Actinide Elements by X-Ray Analysis  
Siemens Review XXXVIII, 22 (1971)
- [3] S.F. Marsh, BAW 2809/7 (1968)

121 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1211 Experimentelle Reaktor- und NeutronenphysikBestimmung der  $\gamma$ -Heizung in schnellen Reaktoren mit Radiophotolumineszenzgläsern (H. Werle, H. Doerfel, INR)

Im Rahmen der an SNEAK (Schnelle Nullenergieanordnung Karlsruhe) für den Schnellen Natriumreaktor SNR durchgeführten Experimente wurde die  $\gamma$ -Heizung in Strukturmaterialien bestimmt. Für die Messungen wurden kleine Radiophotolumineszenz (RPL)-Gläser ( $8 \times 8 \times 4.7 \text{ mm}^3$ ) verwendet, die sich in kritischen Experimenten thermischer Reaktoren [1] gut bewährt haben. Kalorimetrische Messungen sind in Nullenergieanordnungen wegen der relativ kleinen Leistung äußerst schwierig. Ionisationskammern haben i.a. größere Abmessungen und erfordern störende elektrische Zuleitungen. Vorläufige Ergebnisse finden sich in [7].

Methode

$\gamma$ -Strahlung erzeugt in silberaktivierten Metephosphatgläsern Lumineszenzzentren. Die Dichte der Lumineszenz-Zentren ist ein Maß für die (pro Volumeneinheit) absorbierte Energie und kann bei Anregung mit UV-Licht über die emittierte Lumineszenz-Strahlung gemessen werden [2]. Die bei Bestrahlung während der Zeit  $t$  in einem  $\gamma$ -Feld mit der Energieverteilung  $\phi(E_\gamma)$  ( $\gamma$ 's/MeV) hervorgerufene Intensität der Lumineszenz-Strahlung  $I_\gamma$  ist

$$\frac{I_\gamma}{t} = \int \epsilon_\gamma(E_\gamma) \cdot \frac{\mu}{\rho}(E_\gamma)_{\text{Glas}} \cdot E_\gamma \cdot \phi(E_\gamma) dE_\gamma \quad (1)$$

$\frac{\mu}{\rho}_{\text{Glas}}(E_\gamma)$ , der Massen-Energie-Absorptionskoeffizient der Gläser, wurde gemäß  $(\mu/\rho)_{\text{Glas}} = \sum x_i (\mu/\rho)_i$  aus den tabellierten Werten  $(\mu/\rho)_i$  [3] und den Gewichtsanteilen  $x_i$  (Tab. 1) der einzelnen Komponenten berechnet. Die Gammaempfindlichkeit  $\epsilon_\gamma(E_\gamma)$  entspricht dem pro absorbierter Energieeinheit induzierten Lumineszenzstrom.

Tabelle 1

## Zusammensetzung der verwendeten RPL-Gläser

	Zusammensetzung in Gew.-%					
	Glasbasis					Aktivator
	Al(P <sub>3</sub> ) <sub>3</sub>	NaPO <sub>3</sub>	KPO <sub>3</sub>	LiPO <sub>3</sub>	B <sub>2</sub> O <sub>2</sub>	AgPO <sub>3</sub>
Toshiba, Japan	45	-	-	45	3	7
Schott&Gen., Mainz	58,5	19	19	-	-	3,5

Die Energieabhängigkeit von  $\epsilon_{\gamma}(E_{\gamma})$  wurde mit Hilfe geeichter Ionisationskammern mit monoenergetischen  $\gamma$ 's im Energiebereich zwischen 30 keV und 1.2 MeV untersucht. Die Ionisationskammer mißt die in Luft erzeugte Ionisation X

$$\frac{X}{t} = C \cdot \frac{\mu}{\rho}(E_{\gamma})_{\text{Luft}} \cdot E_{\gamma} \cdot \phi \quad (2)$$

C ist eine von  $E_{\gamma}$  unabhängige Konstante,  $\phi$  der integrale  $\gamma$ -Fluß. Da die  $\frac{\mu}{\rho}$  als Funktion von  $E_{\gamma}$  bekannt sind, kann aus dem Verhältnis  $\frac{I_{\gamma}}{X} = \epsilon_{\gamma}(E_{\gamma})$  als Funktion von  $E_{\gamma}$  bestimmt werden. Es zeigte sich (Abb. 1), daß  $\epsilon_{\gamma}$  im Energiebereich oberhalb 100 keV, der für die Bestimmung der  $\gamma$ -Heizung in schnellen Reaktoren interessant ist, von  $E_{\gamma}$  unabhängig ist, also ist

$$\frac{I_{\gamma}}{t} = \epsilon_{\gamma} \int \frac{\mu}{\rho}(E_{\gamma})_{\text{Glas}} \cdot E_{\gamma} \cdot \phi(E_{\gamma}) dE_{\gamma} \quad (3)$$

Das Integral auf der rechten Seite ist die pro Zeiteinheit absorbierte  $\gamma$ -Energie, d.h. die  $\gamma$ -Heizung. Die Quotienten der  $\mu/\rho$  für verschiedene Materialien sind oberhalb einiger 100 keV weitgehend unabhängig von  $E_{\gamma}$ . Abb. 1 zeigt das für Eisen. Näherungsweise kann daher für die relativ harten  $\gamma$ -Spektren schneller Reaktoren die  $\gamma$ -Heizung in Eisen ohne genaue Kenntnis der Energieabhängigkeit des  $\gamma$ -Feldes aus dem gemessenen  $\frac{I_{\gamma}}{t}$  und einem Mittelwert des Quotienten der Absorptionskoeffizienten berechnet werden, gemäß



$$H_{\gamma\text{Fe}} \left[ \frac{\text{MeV}}{\text{g} \cdot \text{sec}} \right] = \frac{(\mu/\rho)_{\text{Fe}}}{(\mu/\rho)_{\text{Glas}}} \cdot \frac{1}{\epsilon_{\gamma}} \cdot \frac{I_{\gamma}}{t} \approx 5.0 \cdot 10^5 \left[ \frac{\text{MeV}}{\text{g} \cdot \mu\text{A}} \right] \cdot \frac{I_{\gamma}}{t} \left[ \frac{\mu\text{A}}{\text{sec}} \right] \quad (4)$$

Für eine genaue Berechnung der  $\gamma$ -Heizung aus  $I_{\gamma}/t$  muß das Integral in (3) und das entsprechende Integral für Eisen ausgeführt werden. Dazu muß der Verlauf des  $\gamma$ -Spektrums als Funktion von  $E_{\gamma}$  bekannt sein.

#### Bestimmung der in schnellen Reaktoren erzeugten $\gamma$ -Heizung in Eisen

Für die untersuchten Anordnungen konnten keine Messungen des  $\gamma$ -Spektrums durchgeführt werden. Es liegen allerdings Messungen für Cores mit ähnlicher Zusammensetzung im Energiebereich oberhalb 200 keV vor [4]. Der Verlauf des  $\gamma$ -Spektrums unterhalb 200 keV wurde mit einem  $\gamma$ -Transport-Code [5] abgeschätzt. Das daraus konstruierte Spektrum ist in Abb. 1 dargestellt und wurde der Auswertung der hier durchgeführten Messungen zugrunde gelegt. Die Integration von (3) und der entsprechenden Beziehung für die  $\gamma$ -Heizung  $H_{\gamma\text{Fe}}$  in Eisen liefert

$$H_{\gamma\text{Fe}} \left[ \frac{\text{MeV}}{\text{g} \cdot \text{sec}} \right] = 5.48 \cdot 10^5 \left[ \frac{\text{MeV}}{\text{g} \cdot \mu\text{A}} \right] \cdot \frac{I_{\gamma}}{t} \left[ \frac{\mu\text{A}}{\text{sec}} \right] \quad (6)$$

Bei der Bestrahlung von RPL-Gläsern in schnellen Reaktoren muß man berücksichtigen, daß auch Neutronen Lumineszenz-Zentren erzeugen können. Die Neutronenempfindlichkeit der Gläser wurde in Feldern mit bekanntem  $\gamma$ - und Neutronenfluß bestimmt.

Zur Bestimmung der  $\gamma$ -Heizung in schnellen Reaktoren wird zunächst gemäß

$$I_{\gamma}/t = I/t - I_n/t \quad (7)$$

der durch  $\gamma$ -Strahlung induzierte Effekt aus dem gesamten Meßeffect in den Gläsern  $I/t$  berechnet. Für den Neutroneneffekt gilt

$$\begin{aligned} I_n/t^{\text{Schott}} &= \epsilon_{\text{ns}} \cdot \bar{q}_s \cdot \phi_0 \\ I_n/t^{\text{Tosh}} &= (\epsilon_{\text{ns}} \cdot \bar{q}_s + \epsilon_{\text{na}} \cdot \bar{q}_{\alpha}) \cdot \phi_0 \end{aligned} \quad (8)$$

Dabei sind  $\epsilon_{ns}$  bzw.  $\epsilon_{n\alpha}$  die für die beiden maßgeblichen Reaktionen, Streuung und n- $\alpha$ -Prozesse, experimentell bestimmten Empfindlichkeiten.  $\phi_0$  ist der integrale Neutronenfluß und wird mit einer absolut geeichten Spaltkammer gemessen. Die

$$\bar{q} = \int (\Sigma n_i \cdot \sigma_i \cdot e_i) \phi(E_n) dE_n \quad (9)$$

werden mittels eines berechneten normierten Spektrums durch Integration über die entsprechenden Querschnitte ermittelt.  $e_i$  ist die Energie der geladenen Reaktionsprodukte,  $i$  bezieht sich auf die verschiedenen Glas-komponenten. Mit (6) wird dann die Heizung in Eisen berechnet. In Abb. 2 sind die axialen Traversen für zwei Anordnungen dargestellt.

SNEAK 7A ist eine kleine Anordnung mit einfacher Zusammensetzung. Das Corevolumen ist 113 l, die Core-Zelle besteht aus einem  $\text{PuO}_2$ - $\text{UO}_2$ - und einem Graphitplättchen. Der Reflektor ist abgereichertes Uran. Die MASURCA-R1-Anordnung hat im Core und im Blanket eine für einen schnellen Na-gekühlten Brutreaktor typische Zusammensetzung, jedoch mit Uran als Spaltstoff. In MASURCA-R1 wurde die  $\gamma$ -Heizung in Eisen auch mit Ionisationskammern bestimmt [6]. Die mit den beiden Methoden bestimmten Werte von  $H_{\gamma\text{Fe}}$  stimmen in den meisten Ortspunkten innerhalb weniger % überein. Etwas größere Abweichungen (20%) ergeben sich in der Nähe der Grenzfläche zwischen Core und Blanket. Im Core-Bereich liegt der Neutroneneffekt bei 10%, im äußeren Teil des Blankets wird er jedoch vergleichbar mit dem  $\gamma$ -Effekt. Im Blanket-Bereich sind die hier ermittelten  $H_{\gamma\text{Fe}}$ -Werte infolge möglicher systematischer Fehler in  $\epsilon_n$  und Ungenauigkeiten in  $\bar{q}$  und  $\phi_0$  unsicher.

#### Literatur:

- [1] Scharmer, K.: Tagungsbericht der Reaktortagung 1970 (Berlin), S. 149
- [2] Maushart, R. und Piesch, E.: KFK Ext.Ber.Nr. 20/66-2 (1966)
- [3] Jaeger, R.G. et al.: Engineering Compendium on Radiation Shielding Vol. I, Springer, Berlin (1968)
- [4] Gold, R.: Nucl. Instr. Meth. 84 (1970) 173
- [5] Wiese, H.W.: Kernforschungszentrum Karlsruhe, private Mitteilung
- [6] Oceraiès, Tournier, CEN Cadarache, Frankreich, priv. Mitteilung
- [7] H. Doerfel, H. Werle: KFK 1270/4, S. 121-1

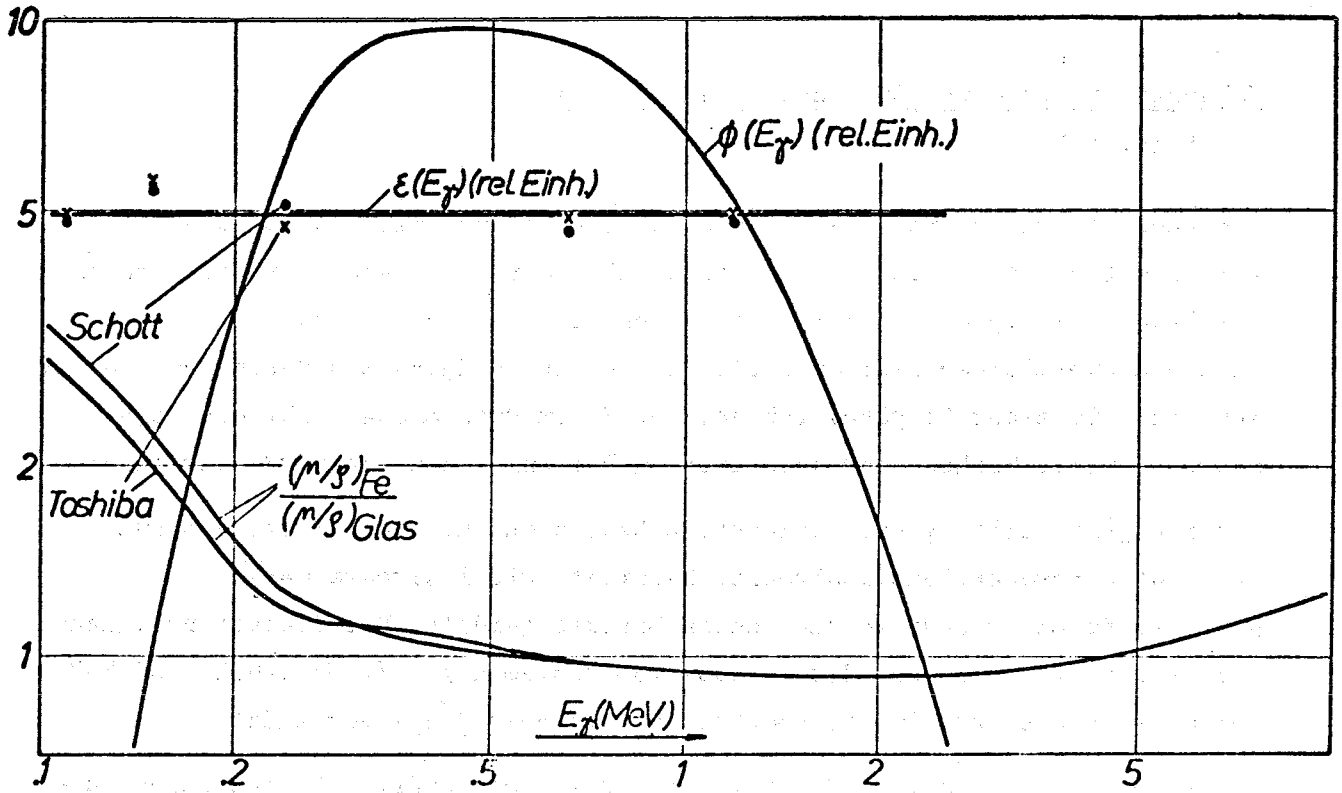


Abb.1 Verwendetes Reaktor- $\gamma$ -Spektrum,  $(\mu/\rho)_{Fe}/(\mu/\rho)_{Glas}$  und  $\gamma$ -Empfindlichkeit der Gläser  $\epsilon_\gamma$  als Funktion der  $\gamma$ -Energie.

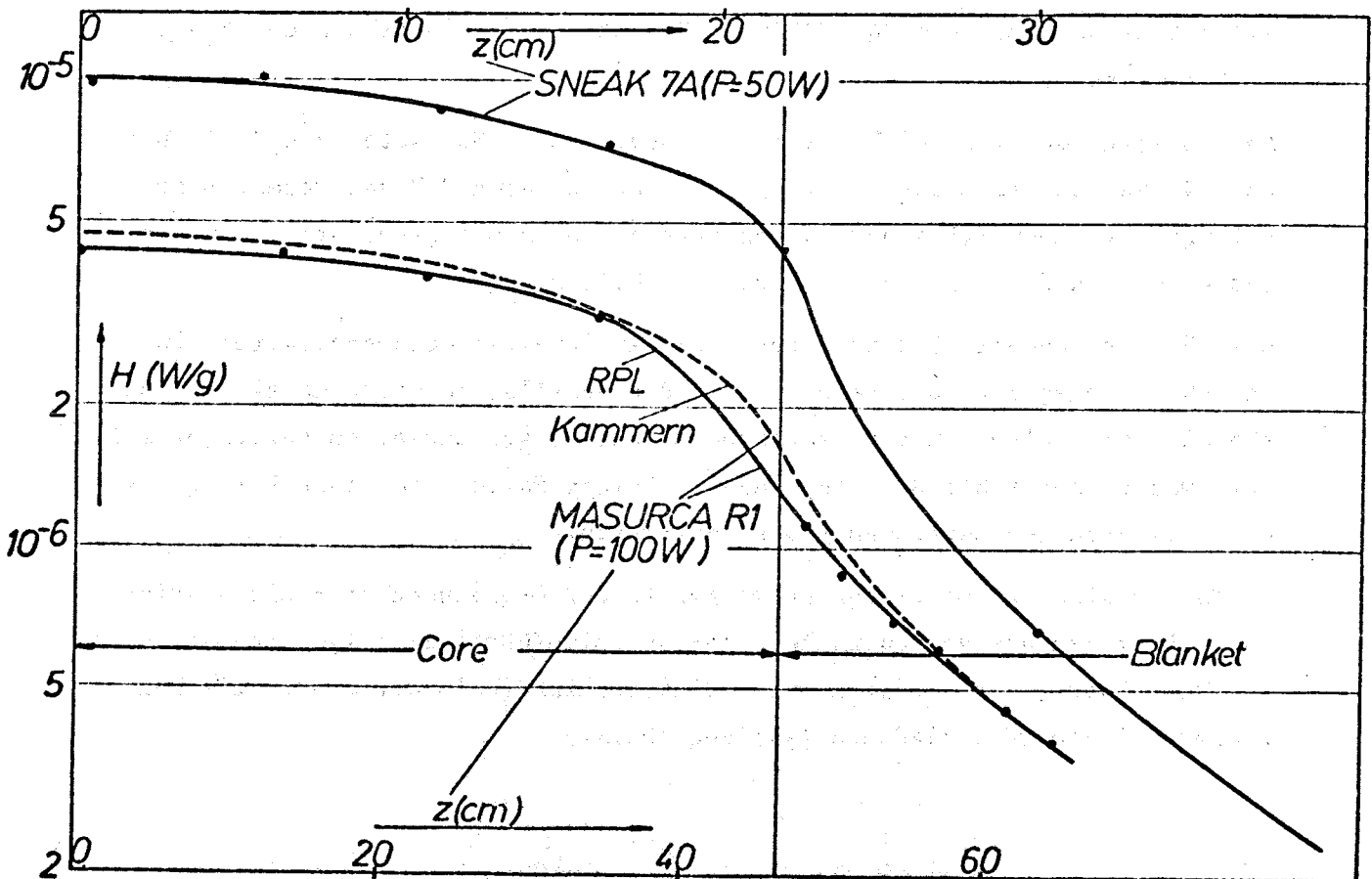


Abb.2 Zentrale Axialtraversen der  $\gamma$ -Heizung in Eisen, P Reaktorleistung

### Messungen verzögerter Spaltneutronenspektren

(G. Fieg, INR)

Die Energiespektren verzögerter Spaltneutronen von U-235, U-238 und Pu-239 wurden mit Rückstoßprotonenproportionalzählrohren gemessen. Die Bestrahlung der Proben erfolgte mit 14 MeV-Neutronen, die der U-235 Probe zusätzlich in einem thermischen Neutronenfeld. Dieses wurde durch Moderation von 14-MeV-Neutronen in einer Polyäthylenkugel von 30 cm Durchmesser gebildet. Die konventionelle Methode der periodischen Probenbestrahlung wurde verwendet.

Die Energieverteilung der verzögerten Neutronen wurde mit Hilfe von Rückstoßprotonenproportionalzählrohren bestimmt. Die Zählrohre waren mit Wasserstoff und Methan verschiedenen Druckes gefüllt. Die Rückstoßprotonenverteilung erfolgte nach der Methode von Benjamin [1]. Unterhalb 200 keV wurde die  $\gamma$ -n-Diskriminationsmethode von Bennett [2] verwendet.

Aus Messungen mit verschiedenen Bestrahlungs- und Meßintervallen wurden die Spektren der einzelnen Neutronengruppen mit Hilfe der Gauß'schen Iteration gewonnen. Der systematische Fehler der isolierten Gruppen liegt zwischen 15% - 20%. Die Ergebnisse für U-235 (therm. Spaltung), Abb. 3, stimmen bei allen 4 Gruppen mit den BATCHELOR-HYDER-Daten [3] innerhalb der Fehlergrenze überein.

Abb. 4 zeigt den Vergleich zweier Messungen am U-235-Isotop [4]. In beiden Fällen ist die Gruppe 2 ( $T_{1/2} = 22$  sec) zu etwa 70% vertreten. Hier erfolgte die Auswertung der Protonenspektren durch Differentiation, um ein besseres Bild der Resonanzstruktur zu erhalten.

Die für die schnelle Spaltung von U-235 ermittelten Gruppenspektren sind in Abb. 5 angegeben. Zum Vergleich sind ebenfalls die Gruppenspektren bei thermischer Spaltung mit eingezeichnet. Sie weisen denselben Kurvenverlauf auf, was darauf schließen läßt, daß in beiden Fällen dieselben Vorläufe in den verschiedenen Neutronengruppen auftreten.

In Tab. 2 sind die mittleren Energiewerte der Gruppenspektren und stationären Spektren der verschiedenen Isotope aufgeführt. Im allgemeinen stimmen die Mittelwerte der entsprechenden Spektren innerhalb der systematischen Fehler bei den verschiedenen Isotopen überein.

Measurement	Mean Energies (keV)					Steady-state sp.
	group 1	2	3	4	5	
U-235 (therm)	277	484	447	432	-	435
U-235 (14 MeV)	286	458	432	480	-	451
U-238 (14 MeV)	278	468	443	425	382	445
Pu-239(14 MeV)	296	481	411	430	-	425
BATCHELOR $\overline{6}$ (U-235 therm)	250 $\pm$ 20	460 $\pm$ 10	405 $\pm$ 20	450 $\pm$ 20	-	430
BURGY $\overline{5}$ (U-235 therm)	300 $\pm$ 60	670 $\pm$ 10	650 $\pm$ 90	910 $\pm$ 90	400 $\pm$ 70	—

Tab.2 Mean energies of group and steady-state spectra, relative error of the values  $\pm$  10%.

Literatur:

- [1] P.W. Benjamin et al  
(1964) AWRE Report Nr2/64
- [2] E.F. Bennett  
(1967) Nucl. Sci. Eng. 27, 16
- [3] R. Batchelor, M.R.Mck. Hyder  
(1956) J. Nucl. Eng. 3, 7
- [4] S. Shalev, J. Cuttler  
ANS Transactions Vol.14, No.4, 1971, 373
- [5] M. Burgy et al.  
(1964) Phys. Rev. 70, 104
- [6] G.R. Keepin, in Delayed Fission Neutrons  
IAEA, Vienna, 1968 STI/PUB/176, 12

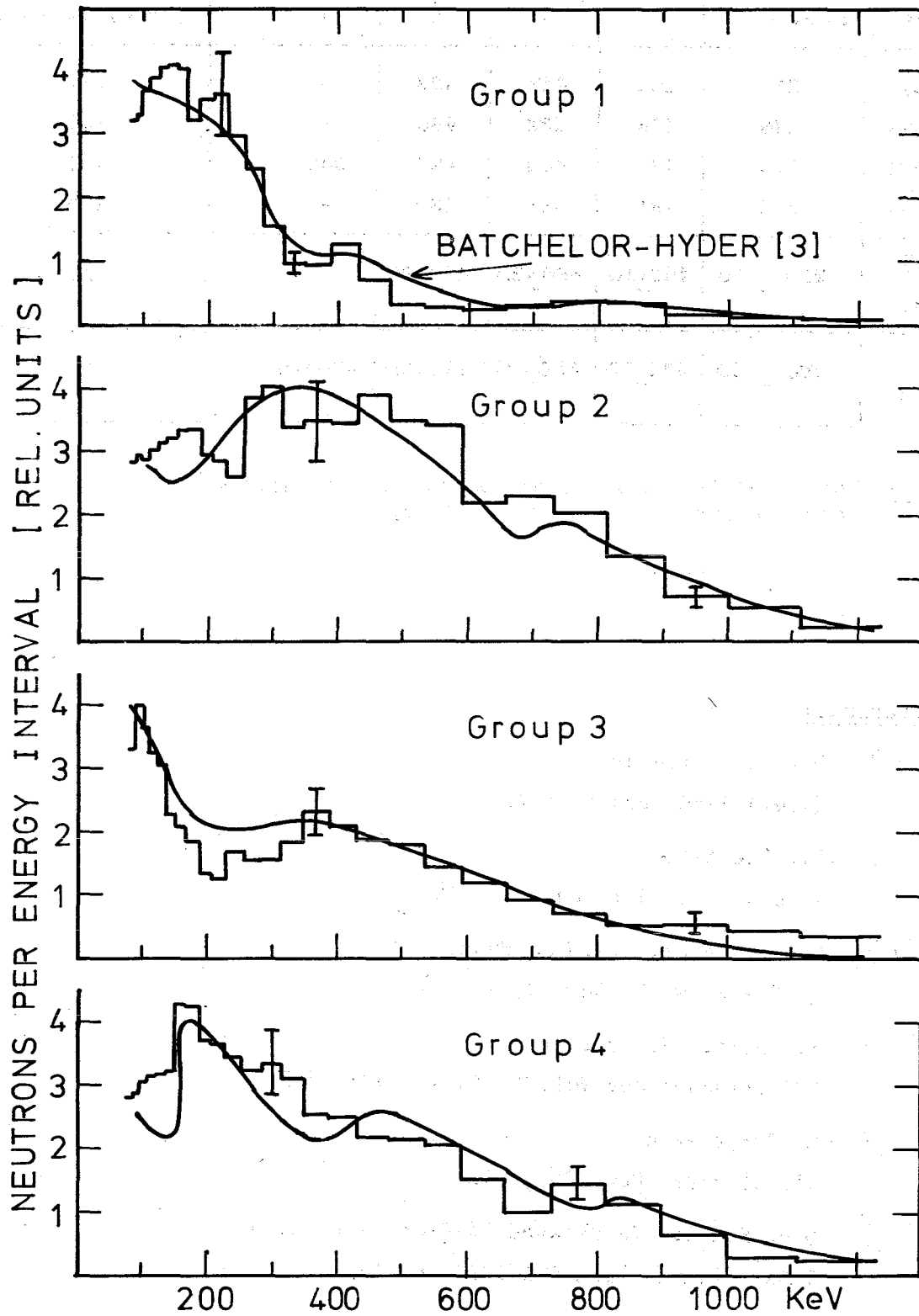


Abb. 3 Gruppenspektren 1-4 pro Energieintervall für U-235 (Therm. Spalt.)

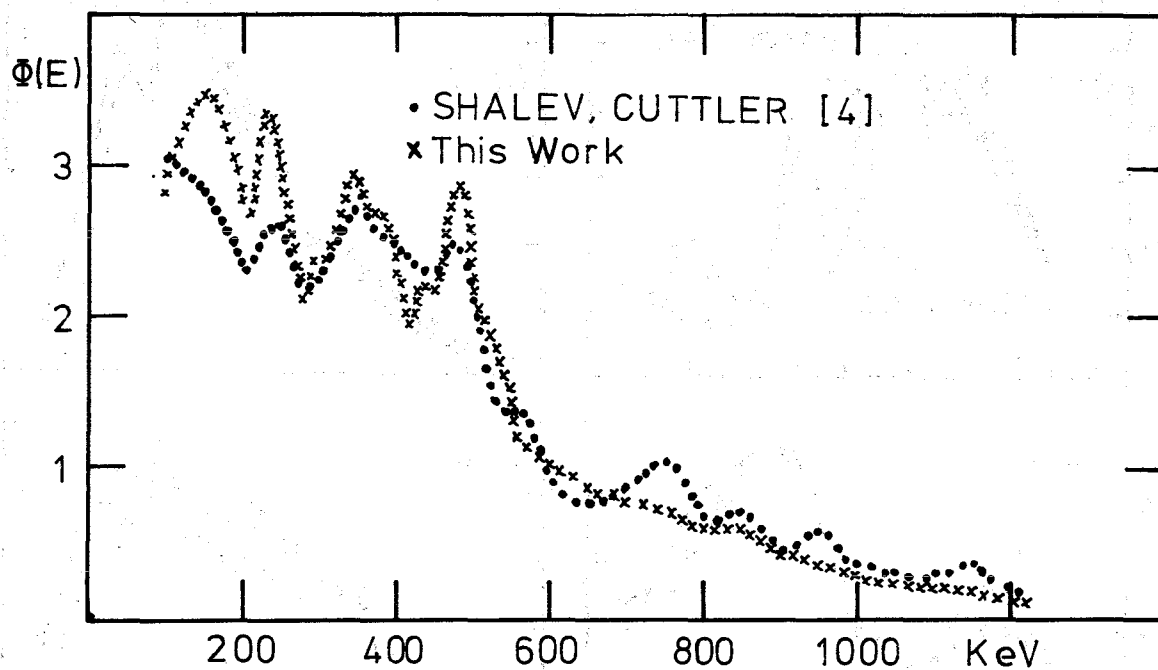


Abb. 4 Vergleich zweier exper. Neutronenspektren pro Energieintervall für U-235; Gruppe 2 ( $T_{1/2} = 22$  sec) in beiden Fällen zu  $\approx 70\%$  vertreten.

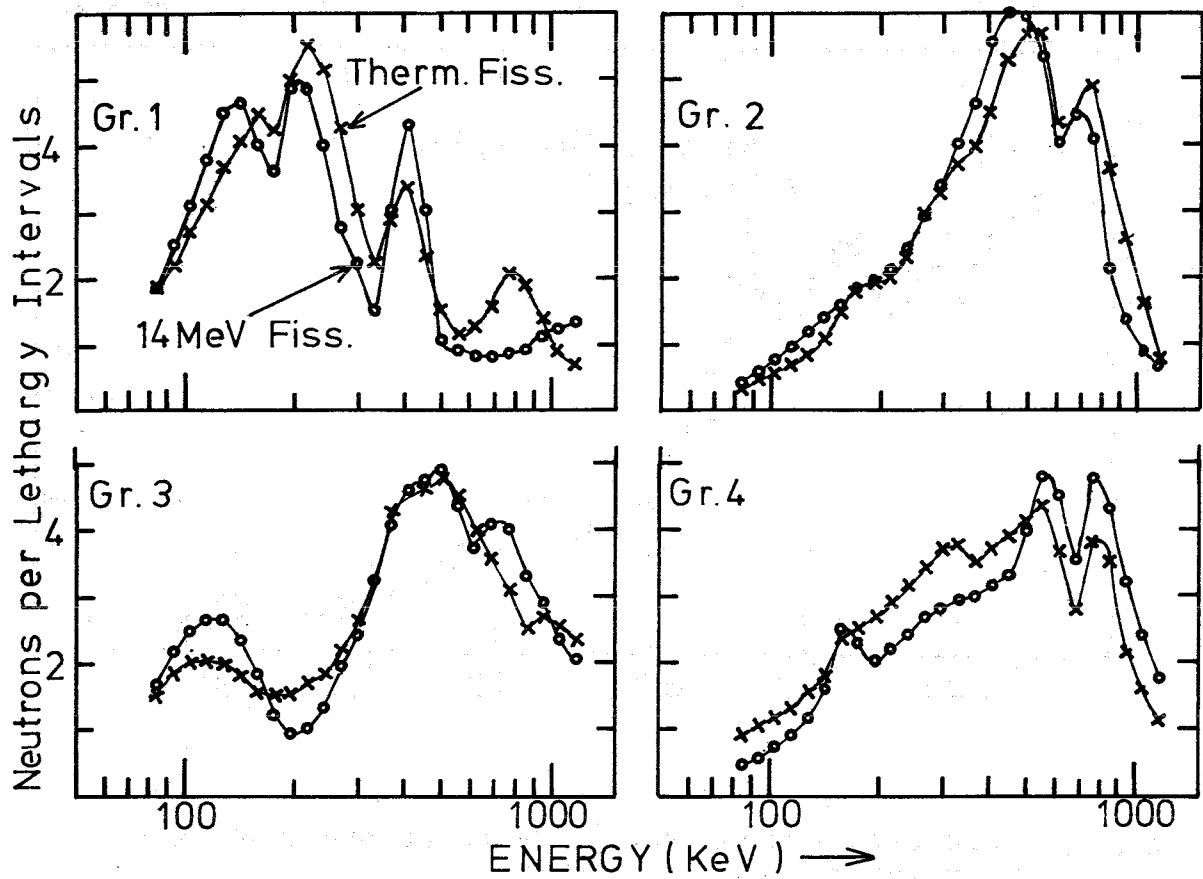


Abb. 5. Vergleich der Gruppenspektren 1-4 pro Lethargieeinheit für U-235 bei thermischer und schneller Spaltung.



Vergleich von differentiellen Neutronenspektrumsmessungen in der  $\Sigma\Sigma$  (Secondary Standard)-Facility in Mol (H. Werle, G. Fieg, H. Bluhm, INR)

Im Zentrum der  $\Sigma\Sigma$ -Facility [1] des CEN Mol wurden Vergleichsmessungen mit differentiellen Neutronenspektrometern durchgeführt, an denen sich das CEN Mol, das RCN Petten und KFK beteiligten. Es wurden alle z.Zt. in diesen Zentren verfügbaren Methoden, mit Ausnahme von TOF, benutzt und zwar  $\text{Li}^6$ -Halbleiter (CEN, RCN),  $\text{He}^3$ -Halbleiter (RCN, KFK),  $\text{He}^3$ -Proportionalzählrohre (RCN), Protonenrückstoß-Zählrohre (CEN, RCN, KFK). Ziel dieser Messungen ist es, a) eventuelle systematische Fehler aufzudecken und b) quantitative Angaben über die derzeit erreichbare Meßgenauigkeit machen zu können. Die Ergebnisse dieser Vergleichsmessungen sind insbesondere für die Interpretation der bereits durchgeführten (Uranblock, FR2) oder geplanten Spektrumsmessungen (SUAK) an einfachen Anordnungen von Bedeutung, mit denen einige wichtige Wirkungsquerschnitte überprüft werden sollen. Von den benutzten Methoden wird der Energiebereich zwischen einigen keV bis zu 5 MeV überdeckt.

Von KFK wurden kugelförmige Protonenrückstoß-Zählrohre und ein neu entwickeltes  $\text{He}^3$ -Halbleiterspektrometer [2] eingesetzt. Im Bereich unterhalb 100 keV wurde bei den Rückstoßzählrohren die  $\gamma$ -n-Impulsform-Diskriminierung verwendet. Die Ergebnisse sind in Abb. 6 dargestellt. Die beiden Spektren sind im Überlappungsbereich (100 - 1400 keV) aufeinander normiert. In diesem Bereich stimmt der relative Verlauf der beiden Spektren praktisch innerhalb der statistischen Genauigkeit von einigen % miteinander überein.

Der Vergleich mit den Ergebnissen der anderen beiden Gruppen und mit gerechneten Spektren ist noch nicht ganz abgeschlossen. Die bisher vorliegenden Ergebnisse zeigen, daß an den erprobten Methoden (Protonenrückstoß,  $\text{Li}^6$ - und  $\text{He}^3$ -Halbleiter) die systematischen Fehler unterhalb 10% liegen.

Literatur

[1] A. Fabry et al.

Annual Scientific Report 1968 - S.C.K./C.E.N. Mol (1968)

[2] H. Bluhm

KFK-Bericht 1270/2, S. 121-1 (1970)

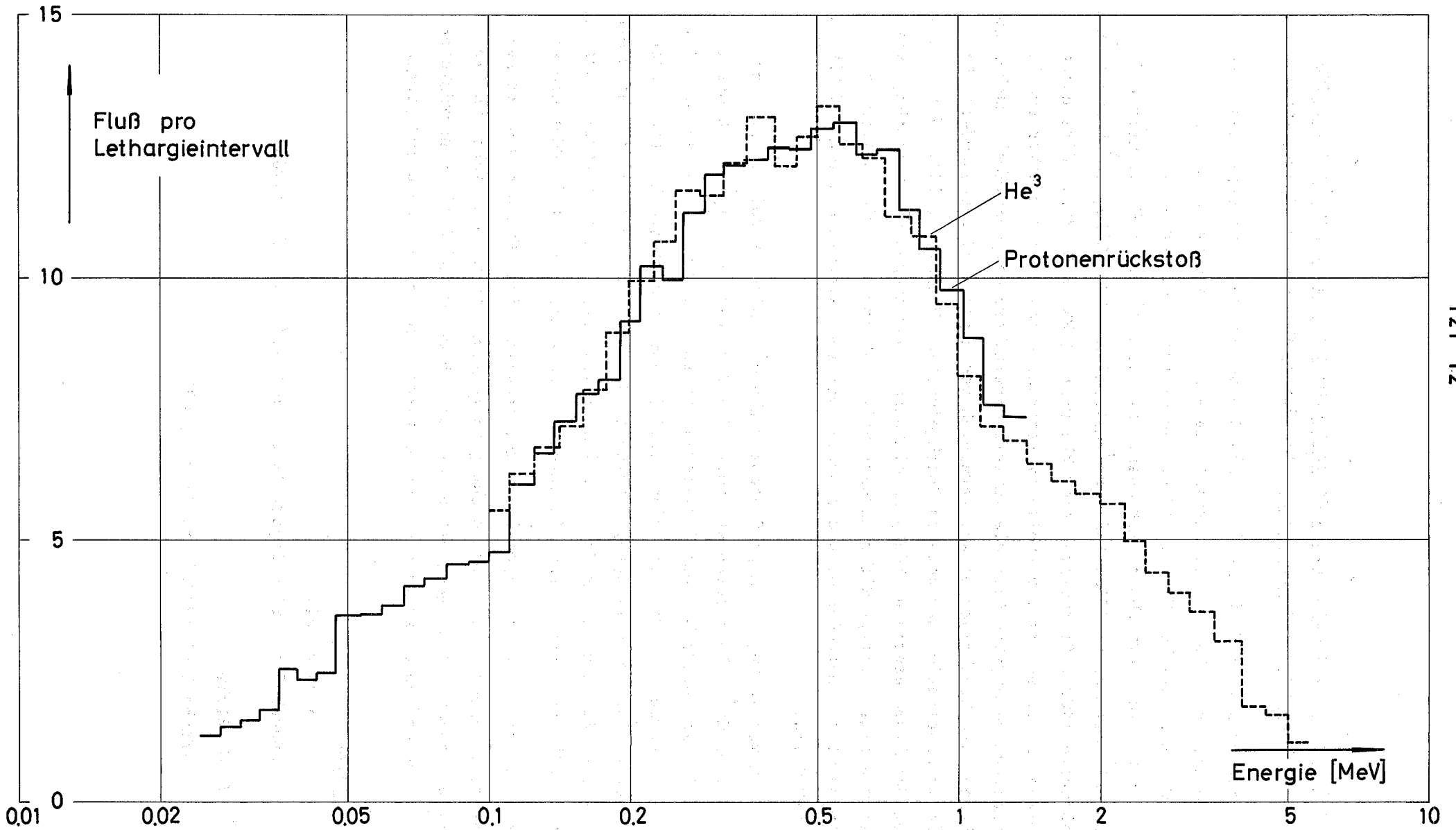


Abb. 6 Gemessene Neutronenspektren im Zentrum der  $\Sigma\Sigma$ -Facility

Veröffentlichungen:

H. Doerfel, H. Werle

Bestimmung der  $\gamma$ -Heizung in schnellen Reaktoren mit Radiophotomunieszenz-  
gläsern.

Reaktortagung 1972, Hamburg (1972)

H. Bluhm, H. Werle

Messungen der Spaltneutronenspektren von U-235, Pu-239 und Cf-252  
Atomwirtschaft/Atomtechnik XVII/4, S. 201 (1972)

H. Werle

Neutron Spectrometry with Proton-Recoil Proportional Counters in the  
Energy Region up to 10 MeV.

Nucl. Instr. Meth. 99 (1972) 295

## $\gamma$ -Spektroskopie von Spaltprodukten für Ratenbestimmung

(W. Scholtyssek, IASR)

## Relative Spaltproduktausbeuten von $U^{235}$ in schnellen und thermischen Neutronenspektren

### 1. Einleitung

Zur Untersuchung der Energieabhängigkeit von Spaltproduktausbeuten wurden in SNEAK-7B in Coremitte und im Blanket angereicherte Uranfolien bestrahlt. In einem thermischen Fluß - in der thermischen Säule des STARK - wurde außerdem eine Vergleichsbestrahlung durchgeführt, um den Einfluß großer spektraler Änderungen deutlich zu machen. Im Folgenden werden Meßmethode und Ergebnisse beschrieben.

### 2. Meßmethode

Angereicherte (35%  $U^{235}$ ) Uranfolien wurden im Anschluß an eine geeichte Spaltkammer bestrahlt, wobei jeweils der Neutronenfluß und die Bestrahlungsdauer so gewählt wurden, daß die integralen Spaltraten in jeder Position - Coremitte und Blanket einer schnellen Anordnung bzw. thermische Säule - gleich waren. Die Folien wurden zwischen ca. 10 h und 20 d nach der Bestrahlung mit einem Ge(Li)-Detektor in Verbindung mit einem 4k-ADC und einem Kleinrechner mehrmals ausgemessen.

In den Spektren wurden die Energien der einzelnen Photolinien bestimmt. Daraus und aus den gemessenen Zerfalls-

zeiten erfolgte ihre Zuordnung zu den Spaltprodukten. Die Flächen der Photolinien gehorchen der Beziehung

$$F_i \sim \int_E Y_i(E) \sigma_f(E) \phi(E) dE ;$$

$$F_i \sim \bar{Y}_i \int_E \sigma_f \phi dE ;$$

wobei  $F_i$  die Fläche der dem  $i$ -ten Spaltprodukt zugeordneten Linie,  $Y_i$  die Ausbeute des Spaltproduktes,  $\sigma_f$  der Spaltquerschnitt des spaltbaren Materials und  $\phi$  der Neutronenfluß ist.

$\int_E \sigma_f \phi dE$  ist direkt proportional zur Zählrate der Spaltkammer.

Die  $F_i$  wurden auf unterschiedliche Folienmassen,  $\gamma$ -Selbstabsorption in den Folien,  $U^{238}$ -Anteil der Spaltungen und - im thermischen Fall - auf die Neutronenselbstabschirmung in der Folie korrigiert.

### 3. Ergebnisse

Im obengenannten Zeitraum der  $\gamma$ -Messungen können Spaltprodukte mit Halbwertszeiten von einigen Stunden bis 10 Tagen beobachtet werden. In der Tabelle 3 werden die Isotope aufgeführt. In der 3. Spalte der Tabelle 3 stehen die  $\gamma$ -Energien der Isotope, in der 4. Spalte das gemessene Ausbeuteverhältnis der Bestrahlungen im Blanket und Coremitte der schnellen Anordnung (SNEAK-7B), in der 5. Spalte

steht das Ausbeuteverhältnis der thermischen zur schnellen Bestrahlung (Coremitte). In der 6. Spalte werden absolute Spaltproduktausbeuten im schnellen Spektrum aufgeführt, die aus Spalte 5 und Literaturwerten für thermische Ausbeuten errechnet wurden /1/<sup>+</sup>). Die Spalten 4-6 enthalten Werte nur für solche Isotope, deren Linien aufgelöst im Spektrum erscheinen, d.h. nicht durch Linien anderer Isotope gestört werden.

Die Werte der Spalten 4 und 5 sind graphisch in der Abb. 7 dargestellt. Die eingetragenen Fehlerbreiten geben die statistischen Fehler der Messung an.

Hinzu kommt ein allen Punkten gemeinsamer Fehler, bedingt durch die Normierung der integralen Spaltraten aufeinander. Er beträgt 0.5% für den Core-Blanket-Vergleich (Abb. 1a) und ca. 3% für den thermisch-schnellen Vergleich (Abb. 1b). Der relativ große Fehler im zweiten Fall ist bedingt durch Unsicherheiten in der Neutronenselbstabsorptionskorrektur in der Folie und Abschirmung der Kammer durch die Folie bei der thermischen Bestrahlung.

In Tabelle 4 wird der Intensitätsbeitrag der wichtigsten Isotope zur integralen  $\gamma$ -Zählrate ( $> 500$  keV) einer bestrahlten  $U^{235}$ -Folie in Abhängigkeit von der Zeit nach der Bestrahlung dargestellt. Die Prozentsummen ergeben jeweils weniger als 100%, da nicht alle Photolinien erfaßt wurden. Ein Teil dieser nichterfaßten Linien gehört jedoch ebenfalls zu den angeführten Isotopen.

---

<sup>+</sup>) Als thermische Ausbeuten wurden die "empfohlenen Werte" (rec. values) für thermische Spaltung von  $U^{235}$  aus /1/ entnommen.

In der letzten Spalte dieser Tabelle stehen die gewichteten mittleren Abweichungen für die  $\gamma$ -Zählratenverhältnisse der verschiedenen Bestrahlungen oberhalb 500 keV. Zu beachten ist, daß diese Werte nur für den verwendeten Ge(Li)-Detektor mit seiner spezifischen  $\gamma$ -energieabhängigen Ansprechwahrscheinlichkeit gilt. Für einen NaJ-Detektor z.B. wird man etwas andere Werte erwarten, da die Ausbeutekurve flacher verläuft.

#### 4. Diskussion

In Abb. 1b ist eine deutliche systematische Variation der relativen Spaltproduktausbeuten im thermischen und schnellen Spektrum zu erkennen. Abb. 1a zeigt, daß die relativen Ausbeuten beim Übergang vom Blanket (Spektralindex  $\frac{\sigma_{f8}}{\sigma_{f5}} \approx 0.021$ ) zur Coremitte ( $\frac{\sigma_{f8}}{\sigma_{f5}} \approx 0.033$ ) einer schnellen Anordnung innerhalb der Fehlergrenzen der Messung bei 1.00 liegen (Ausnahme: Ru 105), der in Abb. 1b aufgezeigte Trend wird jedoch erkennbar reproduziert. Für Traversenmessungen mit Folien, die integral ab einer bestimmten  $\gamma$ -Energie, etwa 500 keV, ausgezählt werden, sind die Fehler jedoch gering (Tabelle 2). Sie betragen maximal 0.3(+0.5)% innerhalb einer schnellen Anordnung und sind etwas von der Zeit nach der Bestrahlung abhängig. Die integrale Meßmethode erscheint deshalb für Ratenmessungen von  $U^{235}$ -Spaltraten in Core und Blanket einer schnellen Anordnung als geeignet.

Fehler von einigen Prozent können jedoch auftreten, wenn die integrale Meßmethode für Vergleichsmessungen in Neutronenspektren von stark unterschiedlicher Härte, z.B. in thermischen und schnellen Flüssen, eingesetzt wird. Hier ist es notwendig, die Folienaktivitäten nicht direkt, sondern durch Normierung über eine Spaltkammer zu vergleichen.

Literatur:

- /1/ M.E. Meek, B.F. Rider  
Summary of fission product yields for  $U^{235}$ ,  $U^{238}$ ,  
 $Pu^{239}$ , and  $Pu^{241}$  at thermal fission spectrum and  
14 MeV neutron energies  
APED-5398-A, Oct. 1968



Tabelle 3

Massen- zahl	Isotop	$\gamma$ -Energie	$\bar{Y}_{BS}$	$\bar{Y}_{th}$	$Y_{CMS}$
		keV	$\bar{Y}_{CMS}$	$\bar{Y}_{CMS}$	
88	Rb	898	0.96	0.90	4.00
91	Sr	741.1024	0.987	1.108	5.24
	$Y^m$	556	0.99	1.10	5.36
92	Sr	1381	1.003	1.042	5.09
95	Zr	756			
	Nb	724.766		1.035	6.19
97	Zr	658	0.993	1.022	5.77
	Nb	742	0.99	1.025	6.05
99	Mo, $T_c$	141			
103	Ru	497	0.982	0.965	3.11
105	Ru	724	0.95	0.93	0.97
131	I	365	0.994	0.980	2.97
132	Te	228			
	I	522, 629			
		668, 670	1.00	1.018	4.18
133		772, 955			
	I	530, 875	1.001	1.020	6.56
135	I	1131, 1260			
		1457	0.996	1.051	5.87
		1678, 1792			
	Xe	250	1.002	1.068	5.90
140	Ba	162, 537			
	La	486, 816			
		1596	1.005	1.085	5.84
143	Ce	293	1.009	1.145	5.16

Tabelle 4

t/h	Isotop	Intensitäts- beitrag / %	integrale (>500 keV) gewichtete Abweichung
10	Rb 88	0.4	Blanket / Core - 0.3%  thermisch / schnell  + 3.8%
	Sr91/Y <sup>m</sup> 91	13.8	
	Sr92/Y92	3.6	
	Zr 97	26.0	
	Ru 105	1.5	
	I 132	3.8	
	I 133	26.0	
	I 135	5.4	
24	Sr91/Y <sup>m</sup> 91	11.0	Blanket / Core - 0.27%  thermisch / schnell  + 3.5%
	Sr92/Y92	0.7	
	Zr 97	33.0	
	I 132	13.0	
	I 133	24.0	
	I 135	3.7	
	La 140	0.4	
48	Sr91/Y <sup>m</sup> 91	4.7	Blanket / Core - 0.32%  thermisch / schnell  + 2.9%
	Zr 95	2.0	
	Zr 97	31.0	
	I 132	22.0	
	I 133	22.0	
	Ba140/La140	3.6	
100	Zr 95	4.8	Blanket / Core - 0.05%  thermisch / schnell  + 2.9%
	Zr 97	7.9	
	I 132	48.0	
	I 133	13.6	
	Ba140/La140	10.5	

Abb. 1a

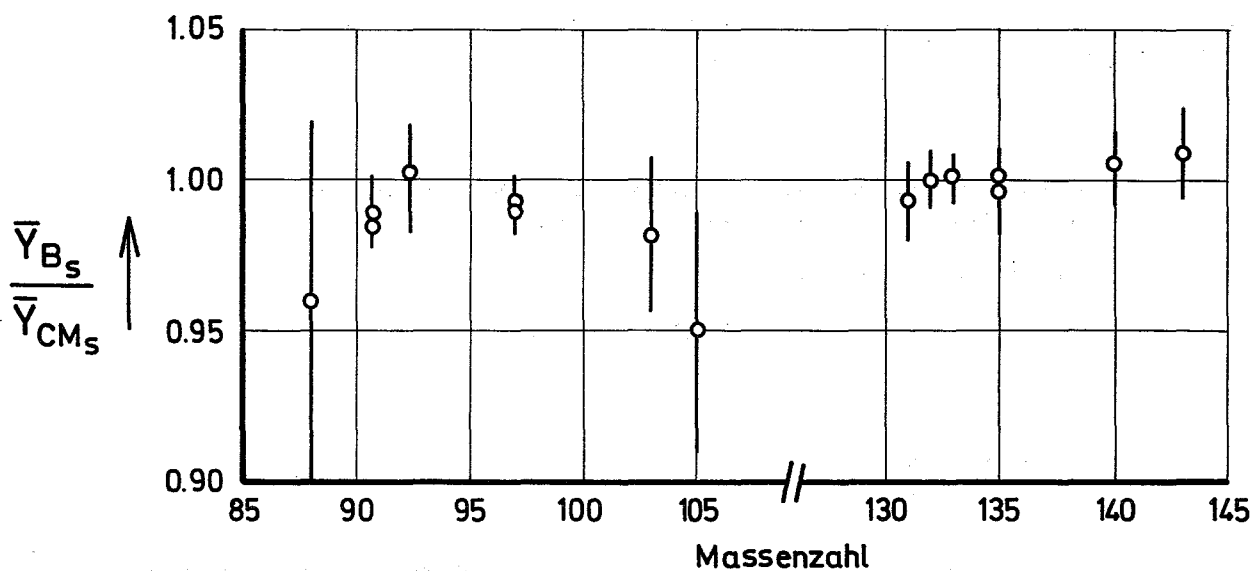


Abb. 1b

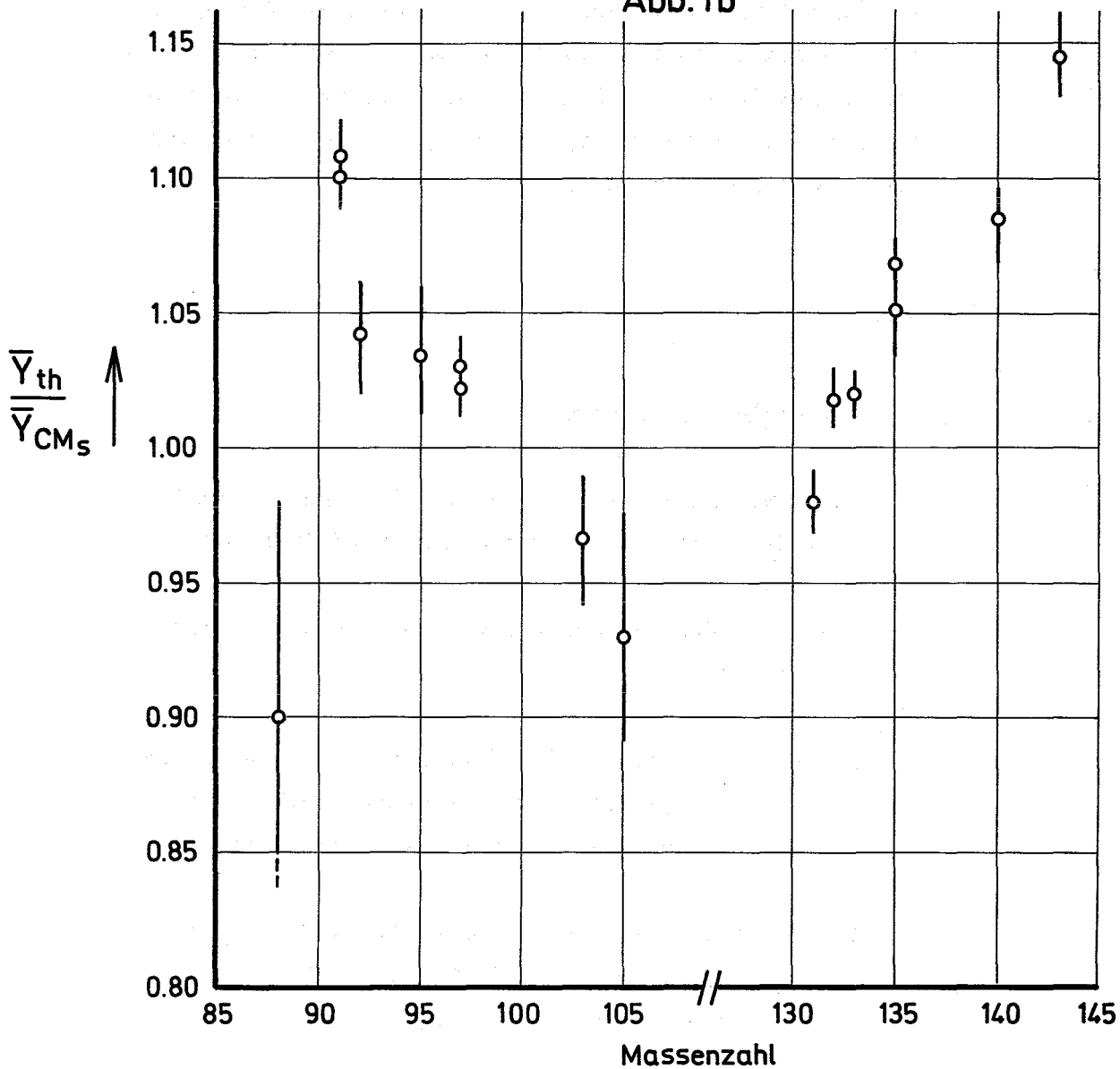


Abb. 7

Relative Spaltproduktausbeuten

1213 SNEAK1213.6 SNEAK-9BGeometrischer Aufbau und Meßprogramm von SNEAK-9B

(G. Jourdan , IASR)

1. Einleitung

Die Experimente für den SNR in der SNEAK werden mit der SNEAK-9 Serie, die sich in SNEAK-9A, SNEAK-9B und SNEAK-9C untergliedert, fortgesetzt. In /1/ wurde das Konzept der 3 Aufbauten erläutert. In diesem Bericht soll der Aufbau der Corekonfiguration SNEAK-9B, die aus Materialgründen zu Anfang aufgebaut wird, und das geplante Meßprogramm näher beschrieben werden.

2. Geometrischer Aufbau2.1 Allgemeine Bemerkungen

SNEAK-9B ist ein Zweizonencore mit einer zentralen zylindrischen Pu-Zone und einer Urandriverzone.

Die Zelle der Pu-Zone wurde nach folgenden Kriterien ausgesucht:

- a) Der Zellaufbau soll möglichst einfach sein, um die Interpretation von Messungen (z.B. Spalt- und Captureratenmessungen) zu erleichtern.
- b) Die Komposition wurde so gewählt, daß ihr neutronenphysikalisches Verhalten annähernd dem der Innenzone des SNR entspricht.

Die Zelle der Urandriversonne wurde so gewählt, daß sie auch in dem folgenden Aufbau SNEAK-9A in der Außersonne benutzt werden kann.

Das axiale Blanket wurde als Brüterblanket aufgebaut mit einer Dicke von je 40 cm, während das radiale Blanket aus abgereichertem Uran (radiale Dicke 30 cm) besteht.

Bei den SNEAK-Kontrollstäben der Pu-Innersonne konnten aus Mangel an Pu-Kleinplättchen nur Uranplättchen als Brennstoff verwendet werden. Bei dem Aufbau und der Positionierung der Stäbe wurde darauf geachtet, daß

- a) das neutronenphysikalische Verhalten der Kontrollstabkomposition mit derjenigen der umgebenden Zone bestmöglich übereinstimmt.
- b) eine möglichst große Innersonne ohne Kontrollstäbe aufgebaut werden konnte. Die Stäbe wurden möglichst an der Grenze Pu-Innersonne - Urandriversonne untergebracht.

## 2.2 Aufbau der Elemente

- a) **Innersonne** Die Abb. 8 zeigt die Normal- und Fensterzellen sowie die oberen und unteren Restzellen des Elementes der Innersonne. Abb. 9 zeigt den Aufbau der Normal- und der Restzelle der Kontrollstäbe der Innersonne und Abb. 10 den Zellaufbau des axialen Brüterblankets im Normalelement und in den Kontrollstäben.
- b) **Außersonne** Die Abb. 11 zeigt die Normal- und Fensterzellen sowie die oberen und unteren Restzellen des Normalelementes in der Außersonne. Abb. 12 zeigt den Zellaufbau der Normal- und der Restzelle der

Kontrollstäbe in der Außenzone und Abb. 13 zeigt den Aufbau einer axialen Brüterblanketzelle im Normalelement. Das axiale Blanket der SNEAK-Kontrollstäbe in der Außenzone besteht aus abgereichertem Uran.

- c) Radiales Blanket Das radiale Blanket besteht aus abgereichertem Uran.

### 3. Meßprogramm für SNEAK-9B

Am Beginn der Messungen steht eine genaue Bestimmung der kritischen Konfiguration. Das weitere Meßprogramm in SNEAK-9B gliedert sich in 3 größere Abschnitte:

- 3.1 Messungen von axialen und radialen Spalt- und Einfangratentraversen mit Kammern und Folien, hauptsächlich zur Gewinnung genauere Aussagen über Bruteraten. Aus den Traversen wird auch das materielle Buckling der Innenzone abgeleitet. Außerdem werden Materialwerte verschiedener Proben und axiale  $\gamma$ -Leistungstraversen bis zum äußeren Brutmantel gemessen.

### 3.2 Na-void-Messungen

- a) Es werden axiale Na-void-Traversen in 4 zentralen Elementen durchgeführt. Um Streaming-Effekte in den Na- oder Void-Schichten zu studieren, werden die Plättchen einmal horizontal und einmal vertikal in die Elemente gefüllt. Zu diesem Zweck muß eine leicht modifizierte Einheitszelle verwendet werden.
- b) Außer den axialen Na-void Experimenten werden Reaktivitätseffekte von Na-void-Blasen mit größerer radialer Ausdehnung gemessen. Die Höhe der Voidzone beträgt jeweils 60 cm.

- 3.3. Es werden Messungen zur Wirksamkeit von verschiedenen Absorbermaterialien durchgeführt. Die verschiedenen Absorber sind: Ta,  $\text{Eu}_2\text{O}_3$  und nicht angereichertes  $\text{B}_4\text{C}$ . Die Absorberzone hat eine Größe von  $10 \times 10 \times 10$  cm und hat den in Abb. 14 gezeigten Querschnitt. Die Messungen werden im Zentrum und in einer radialen exzentrischen Position in der normalen Coremischung wie auch in der größten radialen Voidblase durchgeführt.

Das gesamte Meßprogramm, das außer den oben angeführten Punkten unter anderem noch Dopplermessungen und unterkritische Messungen enthält, dauert vom 8.3.1972 voraussichtlich bis Mitte Juli 1972.

#### 4. Kritisches Experiment

Abb. 15 zeigt den Querschnitt des kritischen Core-Aufbaus, Abb. 16 einen Längsschnitt. Die Nachrechnungen für dieses Experiment sind noch nicht beendet. Die für die Nachrechnung verwendeten Radien und Höhen sind aus dem Längsschnitt (Abb. 16) zu entnehmen.

#### 5. Teilchenzahldichten der Zellen und Corezonen

Die Tabellen 5a - 5b geben die Teilchenzahldichten der reinen Zellen sowie der einzelnen Corezonen an. Für die Nachrechnungen der verschiedenen Experimente gibt es 2 Arten von Teilchenzahlen.

- a) Teilchenzahlen, die unter anderem für die Berechnung von Ratenverhältnissen verwendet werden. Dies sind die reinen Zellteilchenzahlen.
- b) Teilchenzahlen für  $k_{\text{eff}}$ -Rechnungen. Hier werden alle in der Zone enthaltenen Normal-, Rest- und Kontrollstabzellen verschmiert.

Die Teilchenzahlen vom Typ b) wurden wie folgt ermittelt: Die Pu-Zone wurde in 2 Zonen aufgeteilt, um den Einfluß der mit

Uran gefüllten SNEAK-Kontrollstäbe besser zu erfassen. Die innerste Pu-Zone enthält keine Kontrollstäbe, es wurden nur die Normal- sowie die Restzellen verschmiert. Die Rest-Pu-Zone enthält Kontrollstäbe, deren Teilchenzahlen über diese Zone verschmiert wurden.

Auch in der äußeren Uranzone wurden die Teilchenzahlen der darin vorhandenen Kontrollstäbe verschmiert.

#### Referenzen

/1/ G. Jourdan

Experimente für den SNR in der SNEAK

2. PSB-Vierteljahresbericht 1971

KFK-1271/2, Seite 121-14



Tabelle 5a

Teilchenzahldichte ( $10^{22}$  at/cm<sup>3</sup>) für die Pu-Zone

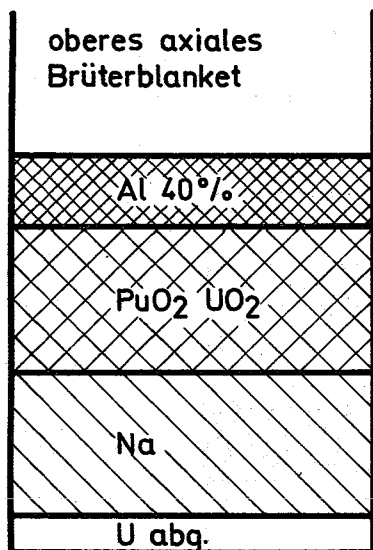
Isotope	Teilchenzahlen der reinen Zelle (Ratenteilchenzahlen)			$k_{\text{eff}}$ - Teilchenzahlen			
	Pu-Zone	Kontrollstäbe	ax.Brüterblanket	innere Pu-Zone		äußere Pu-Zone	
				Corezone	Brüterblanket	Corezone	Brüterblanket
Al	0.00037	0.95583	0.26146	0.01417	0.26146	0.10111	0.27591
Am	0.00030			0.00029		0.00027	
C	0.00432	1.05458	0.00453	0.00430	0.00453	0.10126	0.03125
Cr	0.28232	0.28894	0.25592	0.28111	0.25592	0.28184	0.25829
Fe	0.99962	1.04657	0.90738	0.99539	0.90738	1.00012	0.91776
H		0.00237	0.00061		0.00061	0.00022	0.00075
Mg	0.00016	0.00979	0.00289	0.00030	0.00289	0.00118	0.00301
Mn	0.01209	0.02099	0.01256	0.01212	0.01256	0.01294	0.013142
Mo	0.00217		0.00196	0.00216	0.00196	0.00196	0.00177
Na	1.02567	0.64009	0.66527	1.01849	0.66527	0.98355	0.65710
Ni	0.17129	0.15351	0.14386	0.17049	0.14386	0.16892	0.14490
O	1.00773	0.96809	1.39792	1.00068	1.39792	0.99766	1.34950
Pu-239	0.12166			0.12080		0.10965	
Pu-240	0.01093			0.01085		0.00985	
Pu-241	0.00081			0.00081		0.00073	
Pu-242	0.00005			0.00005		0.00004	
Si	0.01393	0.01991	0.01445	0.01398	0.01445	0.01452	0.01451
Ti		0.00388				0.00036	0.00036
U-234	0.00002			0.00002		0.00001	
U-235	0.00393	0.15167	0.00499	0.00390	0.00499	0.01755	0.00498
U-238	0.66876	0.60526	0.68833	0.66408	0.68833	0.65865	0.68725

Tabelle 5b

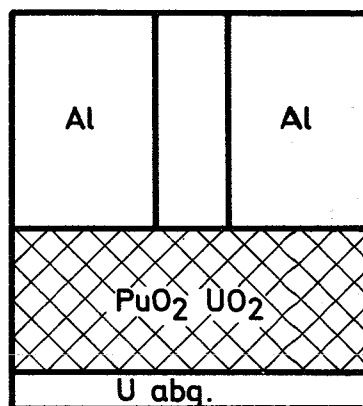
Teilchenzahldichte ( $10^{22}$  at/cm<sup>3</sup>) für die Uranzone und das radiale Blanket

Isotope	Uranzone					Radiales Blanket
	Teilchenzahlen der reinen Zelle (Ratenteilchenzahlen)			$k_{\text{eff}}$ - Teilchenzahlen		
	Uranzone	Kontrollstäbe	ax.Brüterblanket	Corezone	Brüterblanketzone	
Al		0.94098	1.27370	0.08553	1.09838	0.45420
C	1.45897	1.45650	0.00875	1.45966	0.00791	0.00016
Cr	0.24091	0.24842	0.26338	0.24161	0.25677	0.13314
Fe	0.85686	0.90028	1.11583	0.86088	1.06972	0.47000
H	0.00119	0.00106	0.00061	0.00117	0.00053	
Mg		0.00964	0.01325	0.00087	0.01143	
Mn	0.01182	0.02001	0.01702	0.01256	0.01685	0.00926
Mo	0.00171		0.00139	0.00155	0.00120	
Na	1.13846	0.28768		1.06136		
Ni	0.14768	0.13467	0.92611	0.14649	0.09689	0.0480
O	0.45872	0.43509	1.39354	0.45685	1.20173	
Si	0.01159	0.01812	0.02167	0.01218	0.01991	0.00155
Ti		0.00388		0.00035	0.00053	0.00005
U-235	0.23979	0.23987	0.00498	0.23957	0.00623	0.01624
U-238	0.43933	0.44009	0.68618	0.43898	1.06932	3.99400

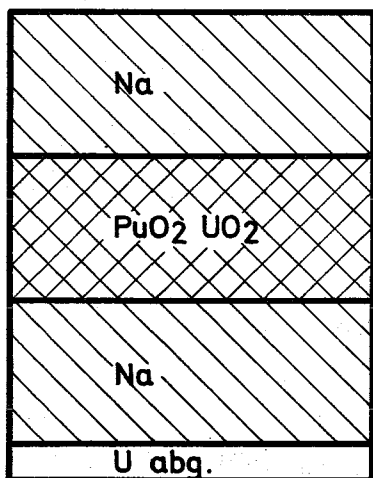
## obere Restzelle



## Fensterzelle



## Normalzelle



## untere Restzelle

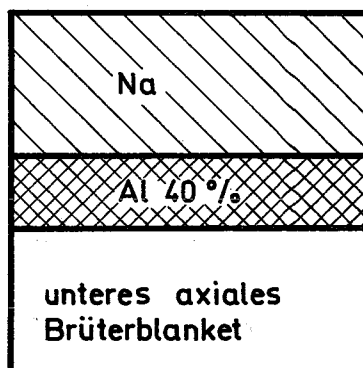


Abb. 8

Zellen der Pu - Zone

Normal - und Fensterelement

## Normalzelle

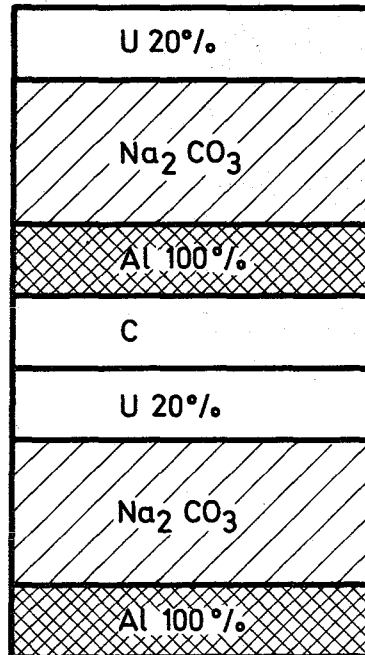
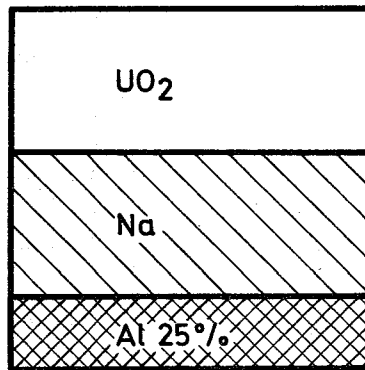
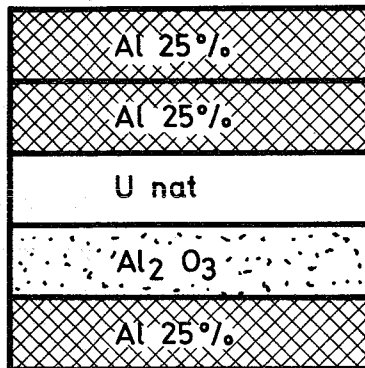


Abb. 9 Zellen der Pu-Zone  
Kontrollstabzellen  
( Trimm - und Sicherheitsstäbe )

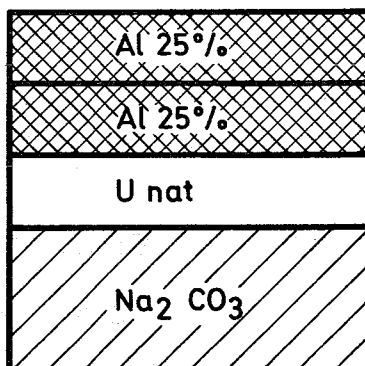
## Normalelement



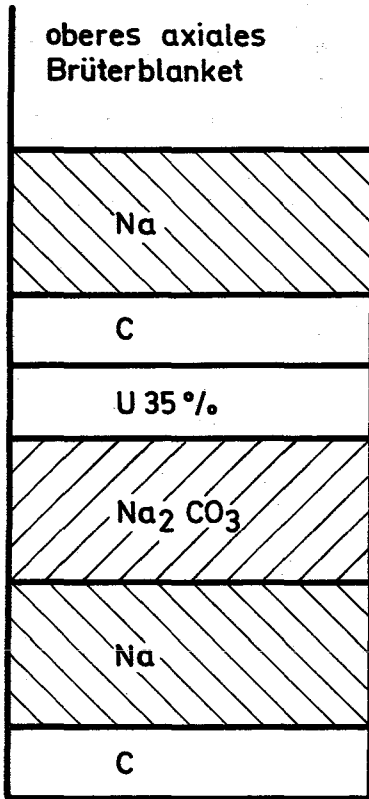
## Trimmstab



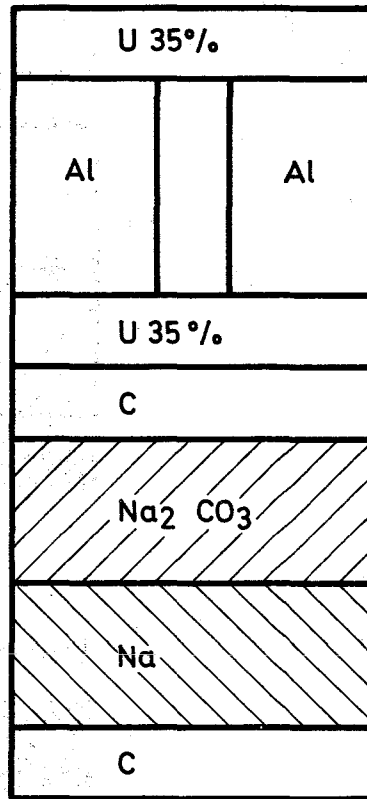
## Sicherheitsstab



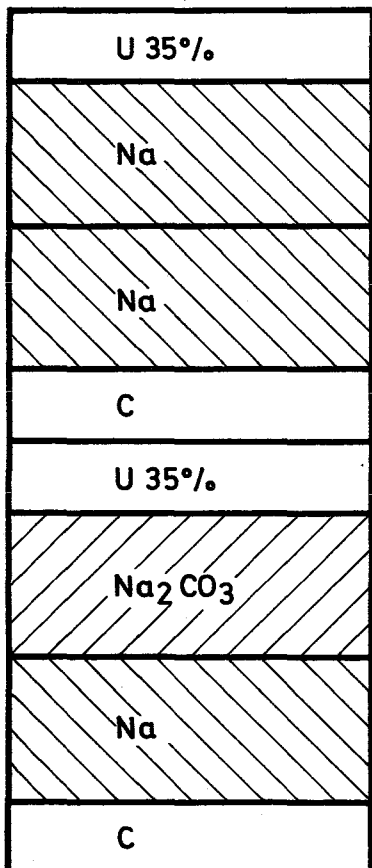
obere Restzelle



Fensterzelle



Normalzelle



untere Restzelle

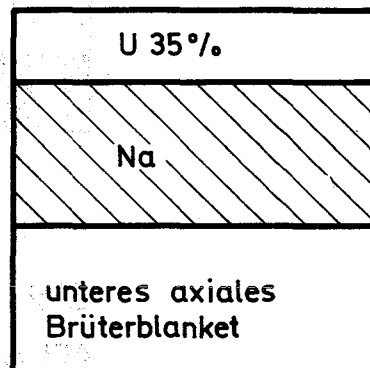
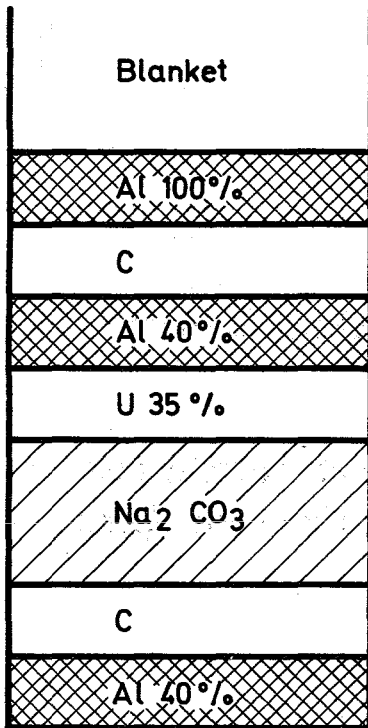


Abb. 11 Zellen der Uran - Zone  
Normal - und Fensterelement

Trimmstab

obere Restzelle



Sicherheitsstab

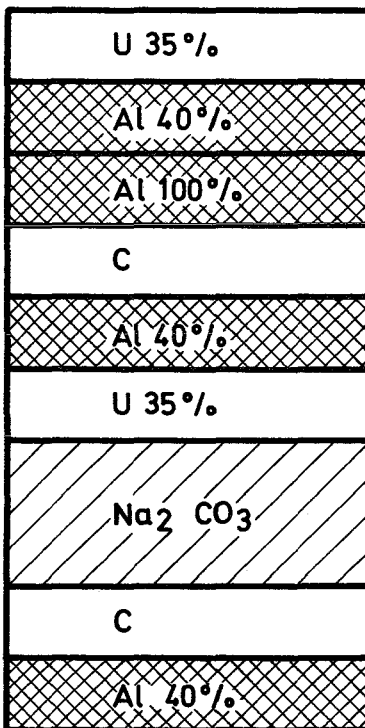
obere Restzelle

gleicher Zellaufbau wie im Trimmstabfall

Normalzelle

gleicher Zellaufbau wie im Trimmstabfall

Normalzelle



untere Restzelle

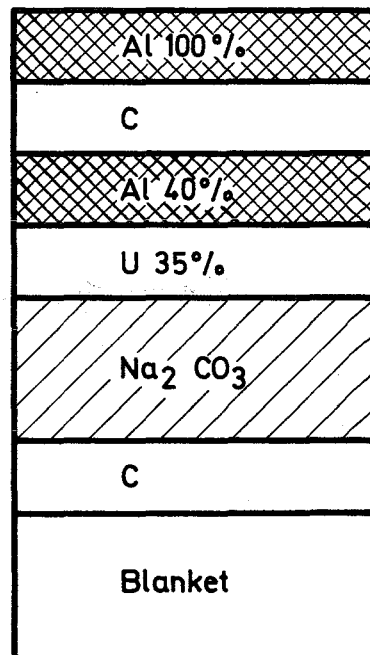
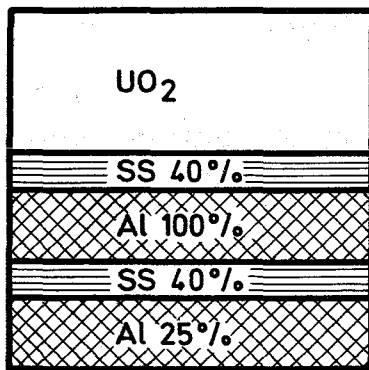


Abb. 12

Zellen der Uran-Zone  
Kontrollstäbe

## axiales Brüterblanket

## Normalelement



## Kontrollstabelement

Blanket besteht aus  
abgereichertem Uran

Abb. 13 Zellen der Uran-Zone



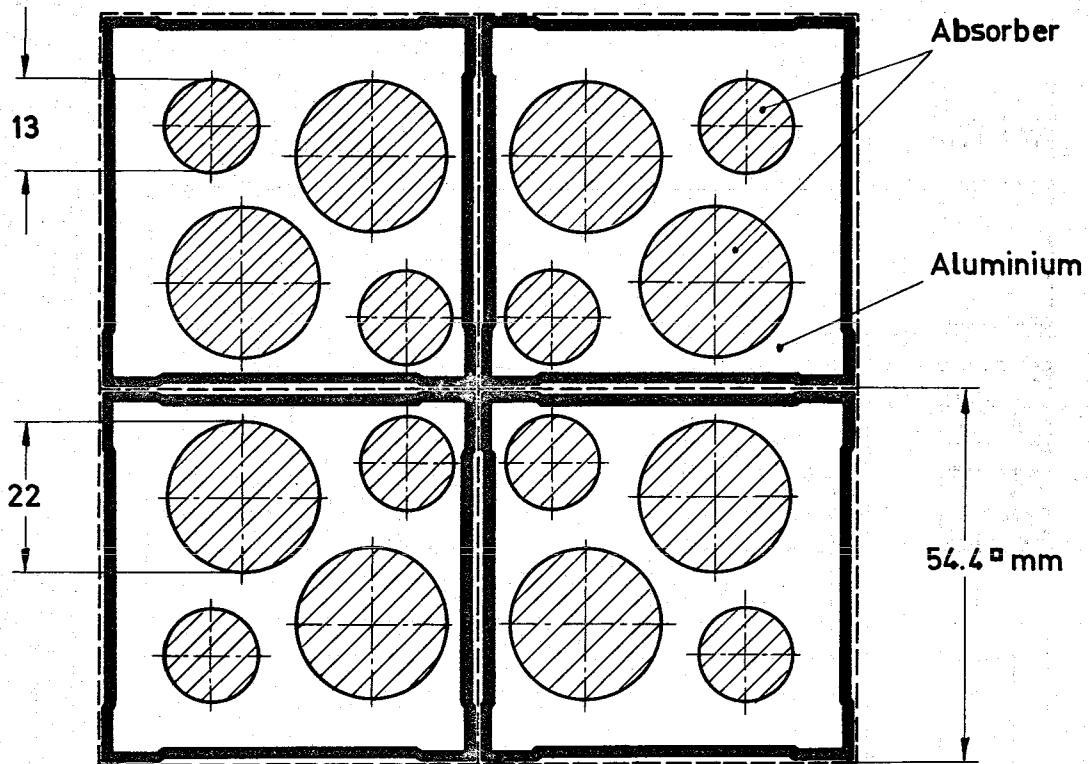
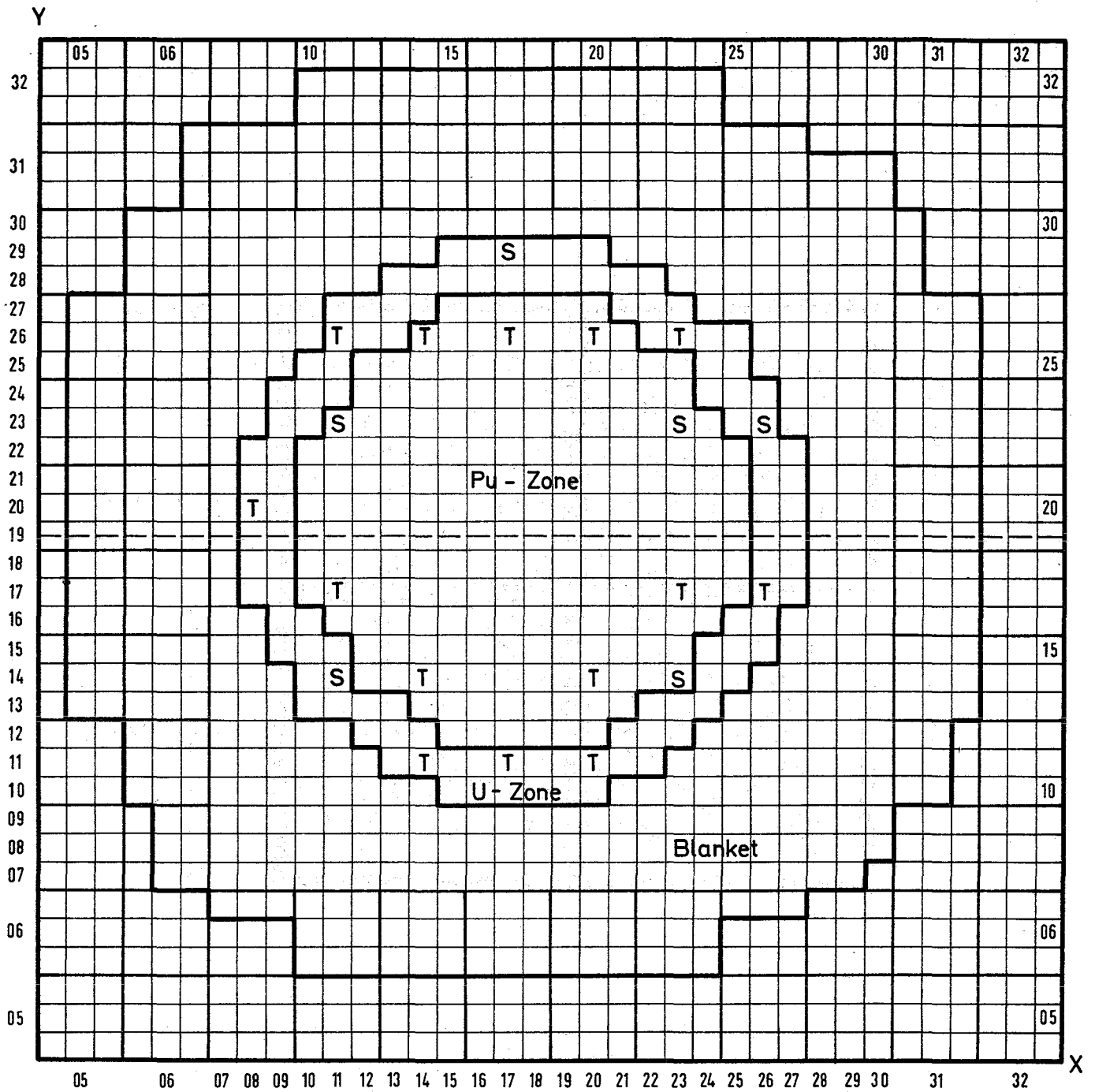


Abb. 14 Aufbau der Absorberzone ( Querschnitt )



SNEAK - 9B

Querschnitt : kritisches Core

- S Sicherheitsstäbe
- T Trimmstäbe

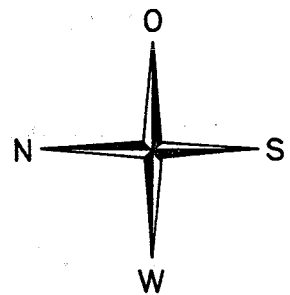
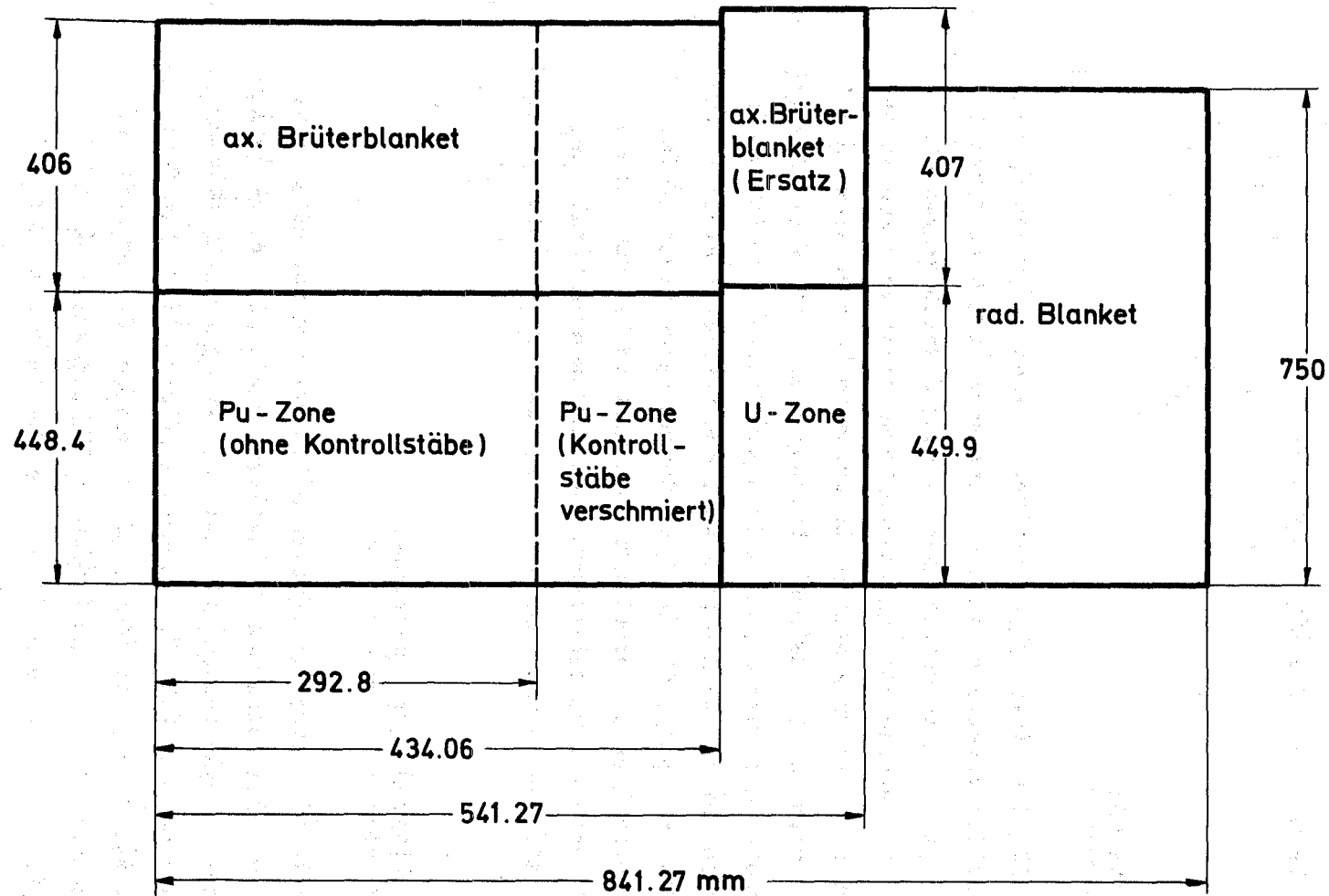


Abb. 15



121-37

Abb. 16

Längsschnitt durch kritisches Core

1213.9 Zur Anwendung von Zonenexperimenten für die Untersuchung physikalischer Parameter von großen Reaktorkernen für schnelle Brüter

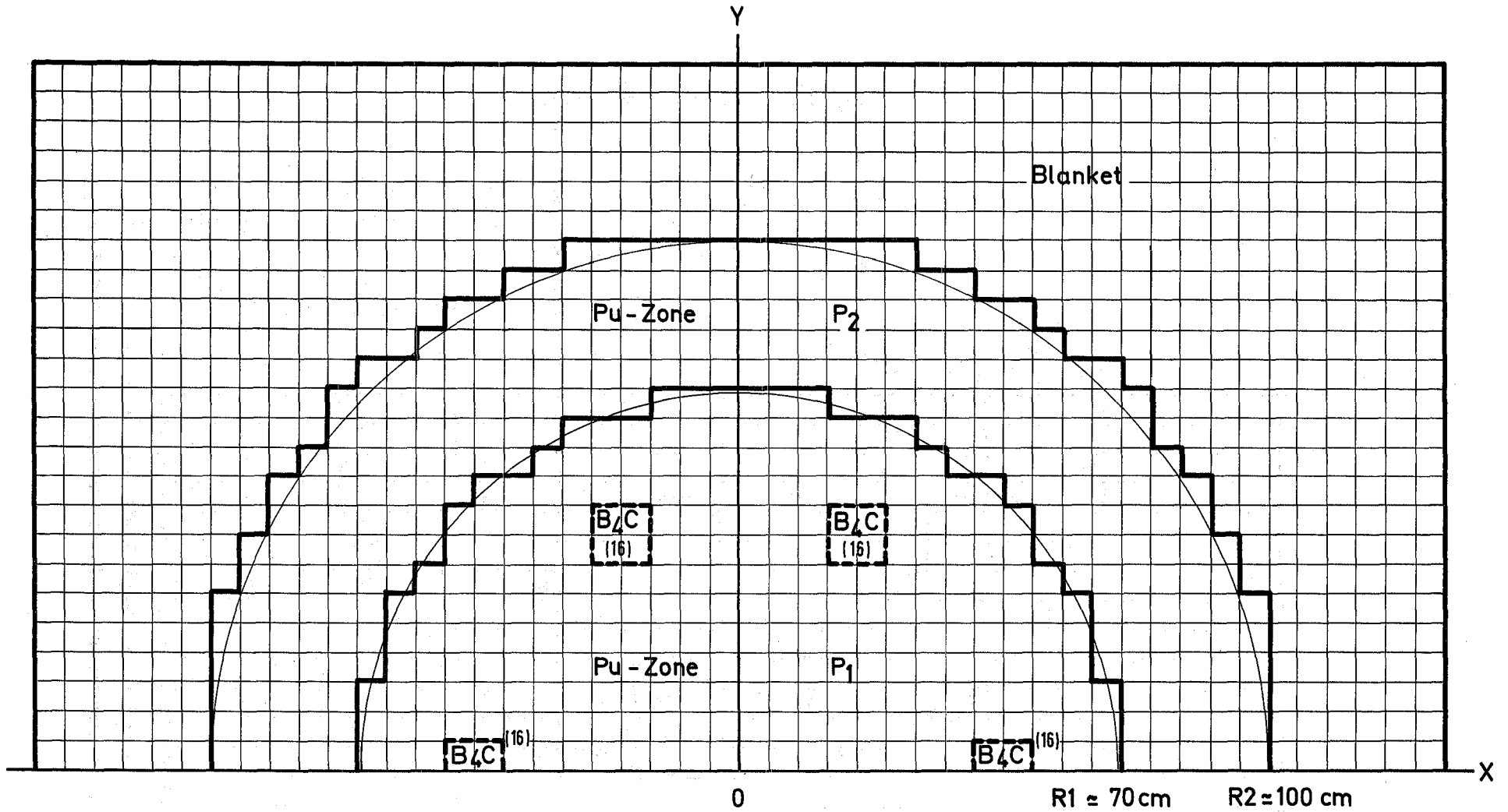
(F. Helm, A.M. Raberain, IASR)

Einleitung

Die Möglichkeiten, physikalische Eigenschaften von großen Schnellbrüterkernen mit Hilfe der schnellen kritischen Anordnung SNEAK zu untersuchen, werden dadurch eingeschränkt, daß zum Nachbau solcher Reaktorkerne nicht genügend Materialien zur Verfügung stehen. Es wurde deshalb an einem Modellfall untersucht, inwieweit Messungen an einem vollständigen Nachbau durch Messungen in Zonenanordnungen ersetzt werden können. Hierzu wurden physikalische Parameter einer fiktiven SNEAK-Anordnung, die in ihrem Gesamtaufbau einen großen Schnellbrüterkern simuliert, rechnerisch mit den Parametern von zwei verschiedenen Zonenanordnungen verglichen, die mit den vorhandenen SNEAK-Materialien realisierbar sind.

Beschreibung der Anordnungen

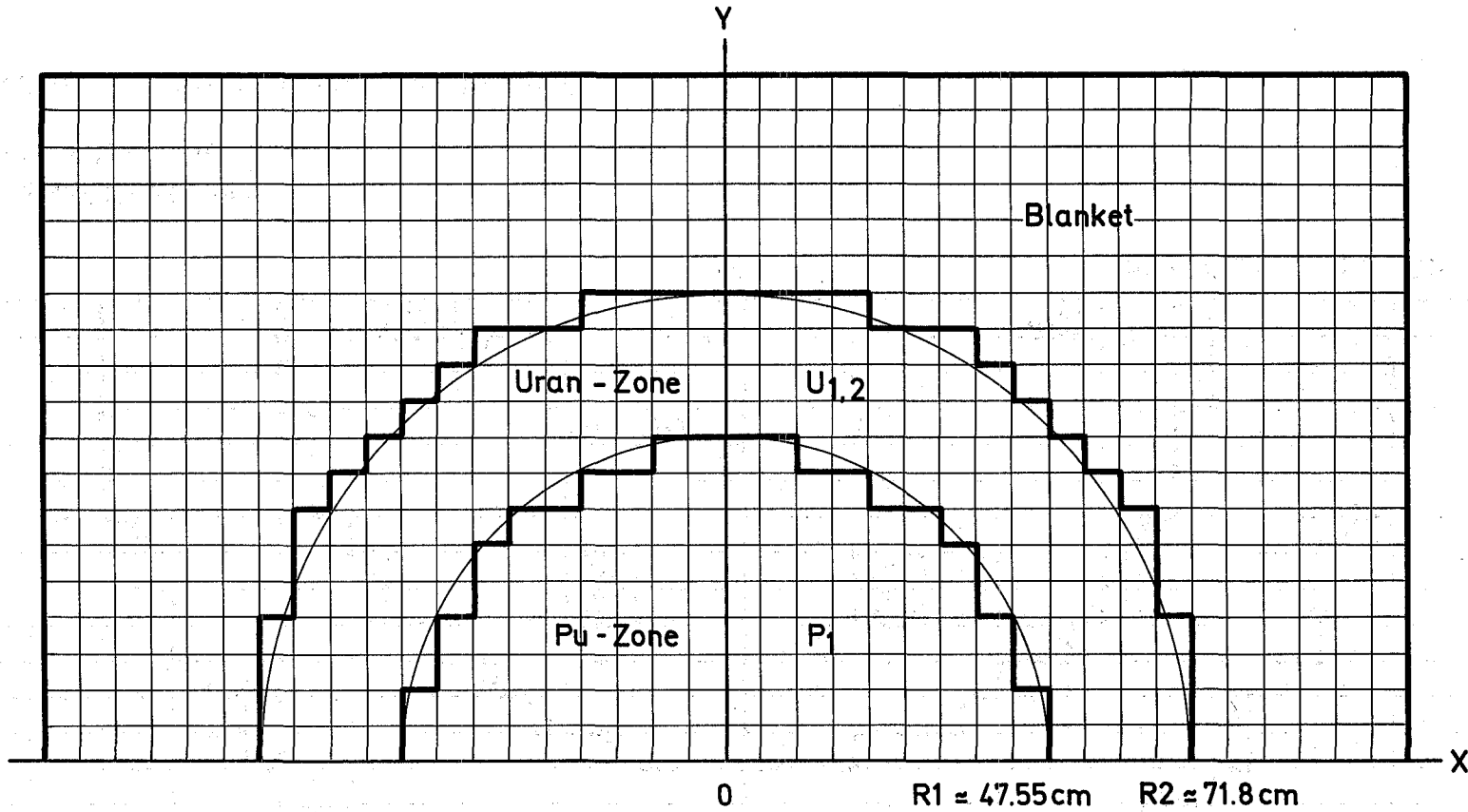
Abb.17-19 zeigen Corequerschnitte der untersuchten Anordnungen. Die Anordnung F (fiktives Core), die dem vollständigen Nachbau entspricht, hat zwei konzentrische Corezonen, die beide mit  $\text{PuO}_2\text{UO}_2$  Brennstoff beladen sind. Die Corehöhe beträgt 90 cm, der Radius der Innenzone 70.7 cm, der der Außenzone 97.9 cm. Nach Größe und Zusammensetzung entspricht die Anordnung etwa einem 800 MW Brüter-Core. Um eine solche Anordnung in SNEAK aufzubauen, würden etwa



□ 1 SNEAK - Element  
5.44 x 5.44 cm

(16) bedeutet : 16 B<sub>4</sub>C -Rohre pro Element

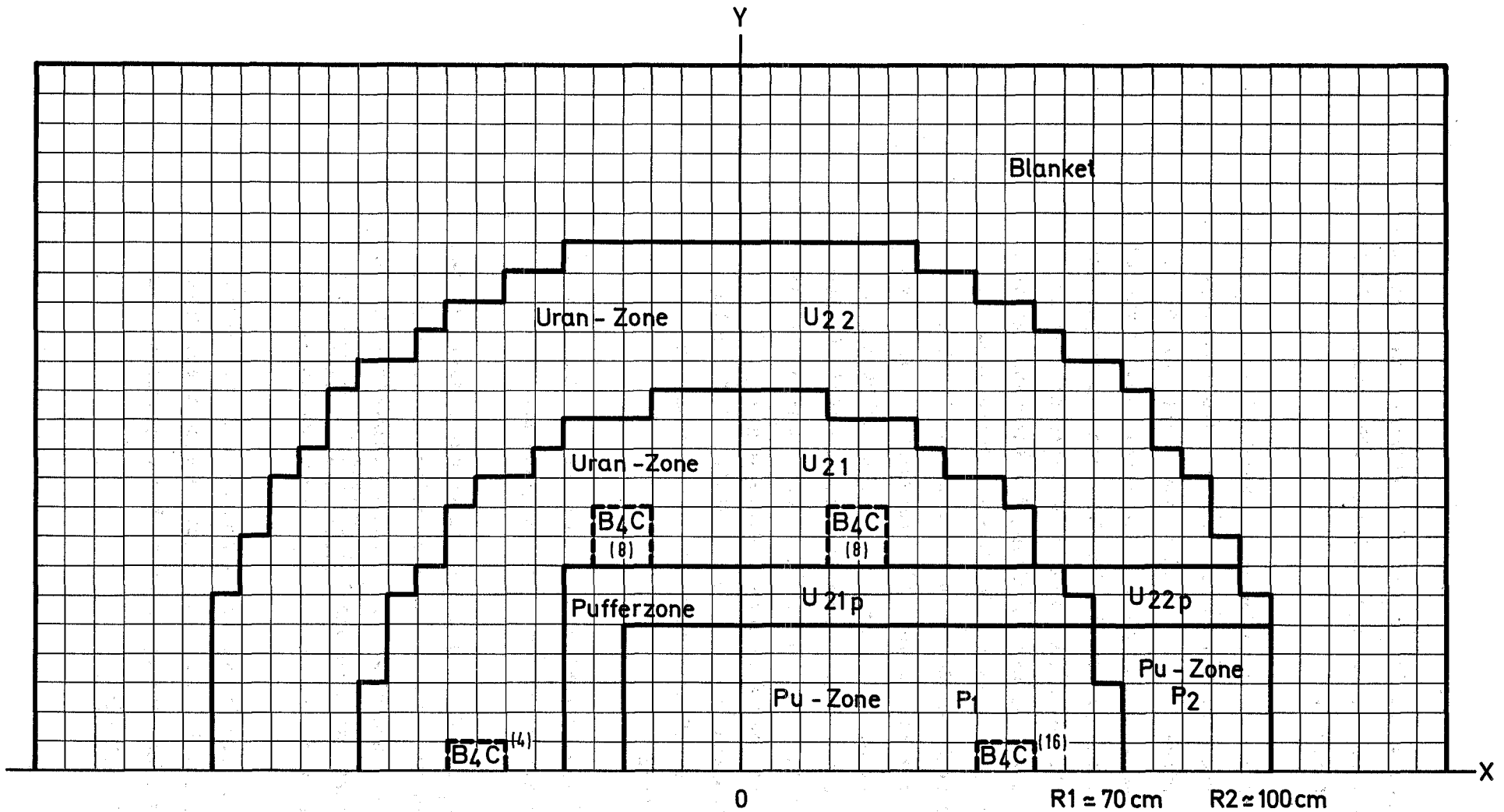
Abb. 17 Anordnung F



1 SNEAK - Element  
 5.44 x 5.44 cm

U - Zone    308 Elemente  
 Pu - Zone    240 Elemente

Abb.18 Anordnung F1



121 - 41

□ 1 SNEAK - Element  
5.44 x 5.44 cm

(4), (8), (16) bedeutet : 4. 8. 16 B<sub>4</sub>C-Rohre pro Element

Pu-Zone P<sub>1</sub> 166 Elemente  
Pu-Zone P<sub>2</sub> 54 Elemente

Abb. 19 Anordnung F2

1350 kg Pu bzw. 42500 PuO<sub>2</sub>UO<sub>2</sub> SNEAK-Plättchen benötigt, was etwa dem 4 1/2 fachen des tatsächlich verfügbaren Pu-Spaltmaterials entspricht.

Das Zonen-Core F1 hat eine Innenzone vom Radius 47.5 cm mit der gleichen Höhe und Zusammensetzung wie die Innenzone der Anordnung F. Diese Zone wird radial von einer Uran-Driverzone vom Radius 71.8 cm umgeben. Diese Anordnung kommt für die Messung zentraler und axialer Parameter in Frage. Das Zonen-Core F2 hat eine sektorähnliche Testzone, die in ihrem radialen Aufbau der Anordnung F entspricht. Es wird von einem stark moderierten Treiber mit Uranbrennstoff zum Zylinder ergänzt. Zwischen Testzone und Treiber befindet sich eine Pufferzone, die Flußverzerrungen in der Nähe der Grenzflächen vermindert und den spektralen Anstieg verbessert. Eine solche relativ komplizierte Anordnung ist notwendig, um in einem Zonen-Core die radialen Verhältnisse der Anordnung F wiederzugeben. Alle betrachteten Anordnungen haben ein radiales U<sup>238</sup>-Blanket und ein axiales Brüterblanket (UO<sub>2</sub>+Na oder Al) von jeweils 30 cm Dicke.

In Tabelle 6 sind die Einheitszellen, die in den drei Anordnungen verwendet werden, zusammengestellt.

Die Zellen P<sub>1</sub> und P<sub>2</sub>, die in der Anordnung F sowie in den Testzonen von F1 und F2 verwendet werden, entsprechen einem Brennstoff- und einem Kühlmittelvolumenanteil von je 32.5% und einer Anreicherung  $\frac{\text{Spaltmaterial}}{\text{Spalt- u. Brutmaterial}}$  von 12.4% in der Innenzone und 16.5% in der Außenzone.

Die Zelle U<sub>12</sub>, die in der Treiberzone von F1 verwendet wird, entspricht in Komposition (mit Ausnahme des Spaltmaterials) und neutronenphysikalischen Eigenschaften in etwa der Pu-Zelle P<sub>2</sub>.



Tabelle 6

## Zusammensetzung der Einheitszelle

Zell-Bezeichnung	Plättchenart	Anzahl	Plättchendicke	Zellhöhe
P <sub>1</sub>	PuO <sub>2</sub> UO <sub>2</sub>	1	.6260	2.5 cm
	UO <sub>2</sub>	1	.6264	
	Na	2	.625	
P <sub>2</sub>	PuO <sub>2</sub> UO <sub>2</sub>	2	.6260	3.75 cm
	UO <sub>2</sub>	1	.6261	
	Na	3	.625	
U <sub>12</sub>	Uran-35%	1	.314	3.44 cm
	Uran-20%	1	.315	
	UO <sub>2</sub>	1	.626	
	Na	2	.625	
	CO <sub>3</sub> Na <sub>2</sub>	1	.622	
	C	1	.313	
U <sub>21</sub>	Uran-20%	1	.315	3.76 cm
	C	8	.313	
	Al-25%	3	.315	
U <sub>22</sub>	Uran-35%	1	.314	4.70 cm
	C	10	.33	
	Al-25%	4	.315	
U <sub>21p</sub>	Uran-20%	1	.315	2.845 cm
	Na	2	.625	
	Stahl	8	.160	
U <sub>22p</sub>	Uran-35%	1	.314	3.32 cm
	Na	2	.625	
	Stahl	11	.160	

In die Zellen  $U_{21}$  und  $U_{22}$ , die in F2 außerhalb der Testzone verwendet werden, mußte ein hoher Moderatoranteil eingebaut werden. Dies ist notwendig, da hier das an SNEAK verfügbare  $U^{235}$  über ein sehr großes Volumen verteilt werden muß, so daß Kritikalität nur mit einem erheblich moderierten Spektrum erreicht werden kann. Im einzelnen wurden die beiden Zellen so ausgewählt, daß sowohl in der Innen- wie auch in der Außenzone von F2 die materiellen Bucklings der Testzone und der umgebenden Urankomposition gut übereinstimmen; auf diese Weise wird erreicht, daß der radiale Flußverlauf in der Testzone gegen den in der Referenzanordnung F nur wenig verzerrt ist.

Die Zellen  $U_{12p}$  und  $U_{22p}$ , die in der Pufferzone verwendet werden, enthalten keinen Moderator und verhindern so das Auftreten von Leistungsspitzen und den damit verbundenen Flußverzerrungen an der Grenze Testzone - Treiber.

Zum Vergleich von Kontrollstabwerten und von Kontrollstab-induzierten Flußverzerrungen wurden die Anordnungen F und F2 auch mit einem oder mehreren simulierten Kontrollstäben berechnet. Hierbei wurde angenommen, daß ein simulierter Kontrollstab aus vier SNEAK-Elementen besteht, von denen jedes im Normalfall mit 16  $B_4C$  gefüllten Aluminiumröhrchen beladen ist. Bei Stäben, die aus Symmetriegründen in die Treiberzone von Anordnung F2 eingesetzt wurden, ist die Absorberbeladung geringer: sie beträgt 8  $B_4C$ -beladene Aluminiumröhrchen pro SNEAK-Element für die 4 Positionen in der Nähe der Sektorgrenze und 4 solcher Röhrchen in der dem Sektor gegenüberliegenden Position. (Die fehlenden Absorberröhrchen werden durch Voll-Aluminiumstäbe ersetzt.) So wird der höhere Absorberwert im stärker moderierten Treiberspektrum ausgeglichen. Für physikalische Messungen in F2 ist natürlich nur der simulierte Kontrollstab in der Testzone interessant. Die Stäbe in der Treiberzone dienen nur dazu, die Verhältnisse für die Messungen in der Testzone möglichst realistisch zu machen.

## Rechenmethoden und Ergebnisse

Die Berechnungen wurden im allgemeinen als zweidimensionale R,Z oder X,Y-Diffusionsrechnungen mit dem MOXTOT Satz in 26 Gruppen durchgeführt. Die Wirkungsquerschnitte wurden für die jeweilige Zellheterogenität korrigiert. Für Diffusionsrechnungen zur Ermittlung von Kontrollstabwerten wurde auf 4 Gruppen kondensiert.

Reaktivitätswerte in den Zonencores wurden mit dem Verhältnis der Normalisierungsintegrale  $\frac{N(\text{Zonencore})}{N(\text{Anordnung F})}$  multipliziert, so daß sie direkt mit den Werten für die Anordnung F vergleichbar wurden. Die Reaktivitätswerte von simulierten Kontrollstäben wurden direkt aus der Differenz der  $k_{\text{eff}}$  Werte zweier Diffusionsrechnungen übernommen.

Ratenverhältnisse im Zentrum: Tabelle 7 zeigt die Ergebnisse für die wichtigsten Ratenverhältnisse im Zentrum der drei Anordnungen. Es ergibt sich für F und F1 praktisch vollständige Übereinstimmung, während sich für F2 leicht veränderte Werte ergeben, insbesondere für  $\frac{\sigma_f(\text{U-238})}{\sigma_f(\text{U-235})}$ , wo der Unterschied zwischen F und F2 3.5% erreicht.

Ratenverteilungen: Die axialen Ratenverteilungen in den Anordnungen F und F1 ergeben sich als völlig gleich.

Die radiale Verteilung in den Anordnungen F und F2 wurde sowohl im reinen Core (Abb. 20) als auch bei Anwesenheit simulierter Kontrollstäbe (Abb. 21) verglichen. Weitere Rechnungen wurden über die azimuthale Verteilung in der Nähe eines Kontrollstabs durchgeführt (Abb. 22).

Die radiale Verteilung in F und F2 stimmt in allen Fällen bis auf wenige Prozent überein. Die Voruntersuchungen haben jedoch

Tabelle 7

Ratenverhältnisse im Zentrum

Index	Anordnungen		
	F (R,Z)	F1 (R,Z)	F2 (X,Y)
$\frac{\sigma_f \text{ (Pu-239)}}{\sigma_f \text{ (U-235)}}$	0.8504	0.8510	0.8604
$\frac{\sigma_f \text{ (U-238)}}{\sigma_f \text{ (U-235)}}$	0.01970	0.01970	0.02040
$\frac{\sigma_c \text{ (U-238)}}{\sigma_f \text{ (U-235)}}$	0.01328	0.01328	0.1316

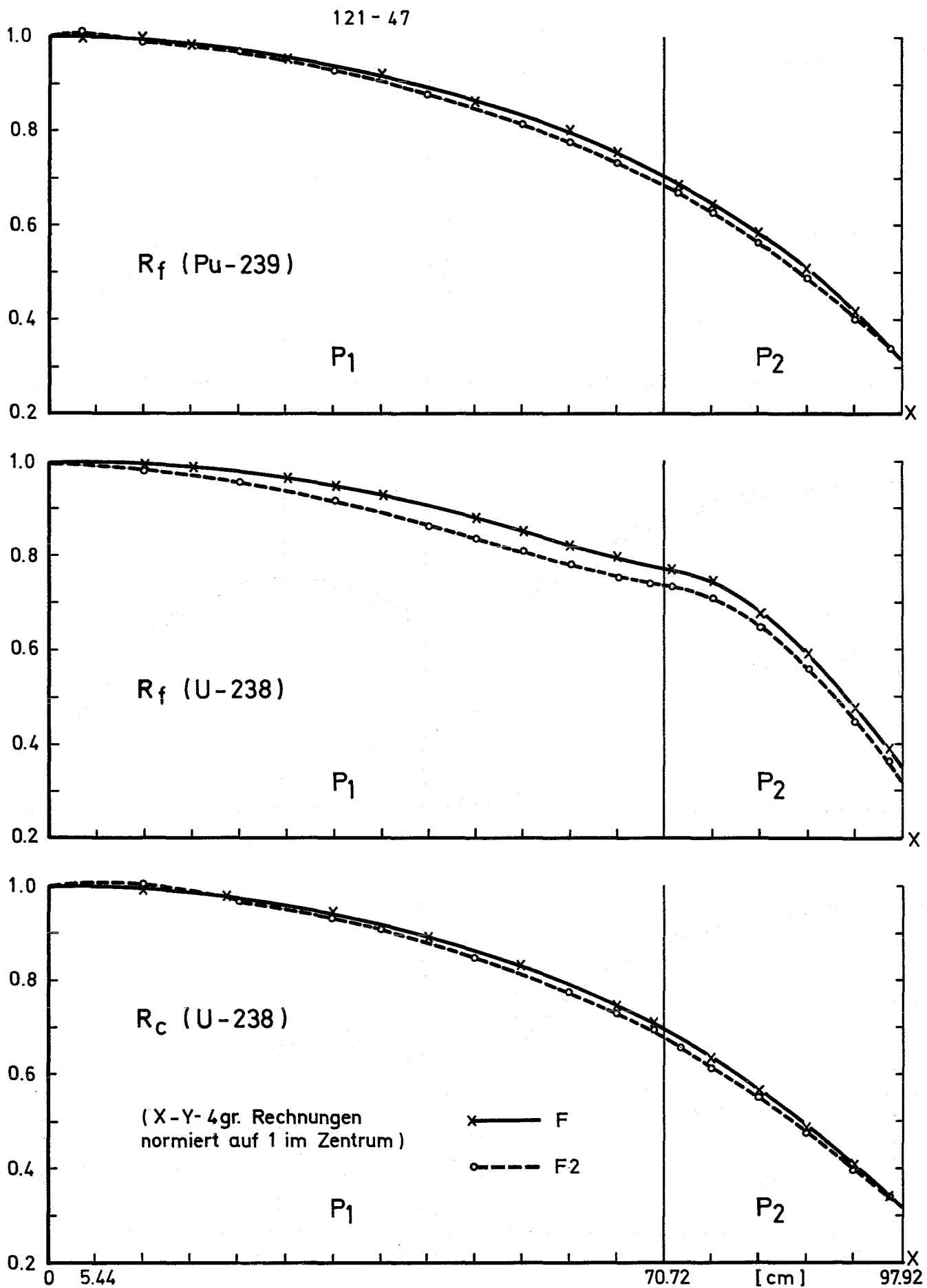


Abb. 20 Radiale Ratentraversen in reinen Anordnungen F und F2

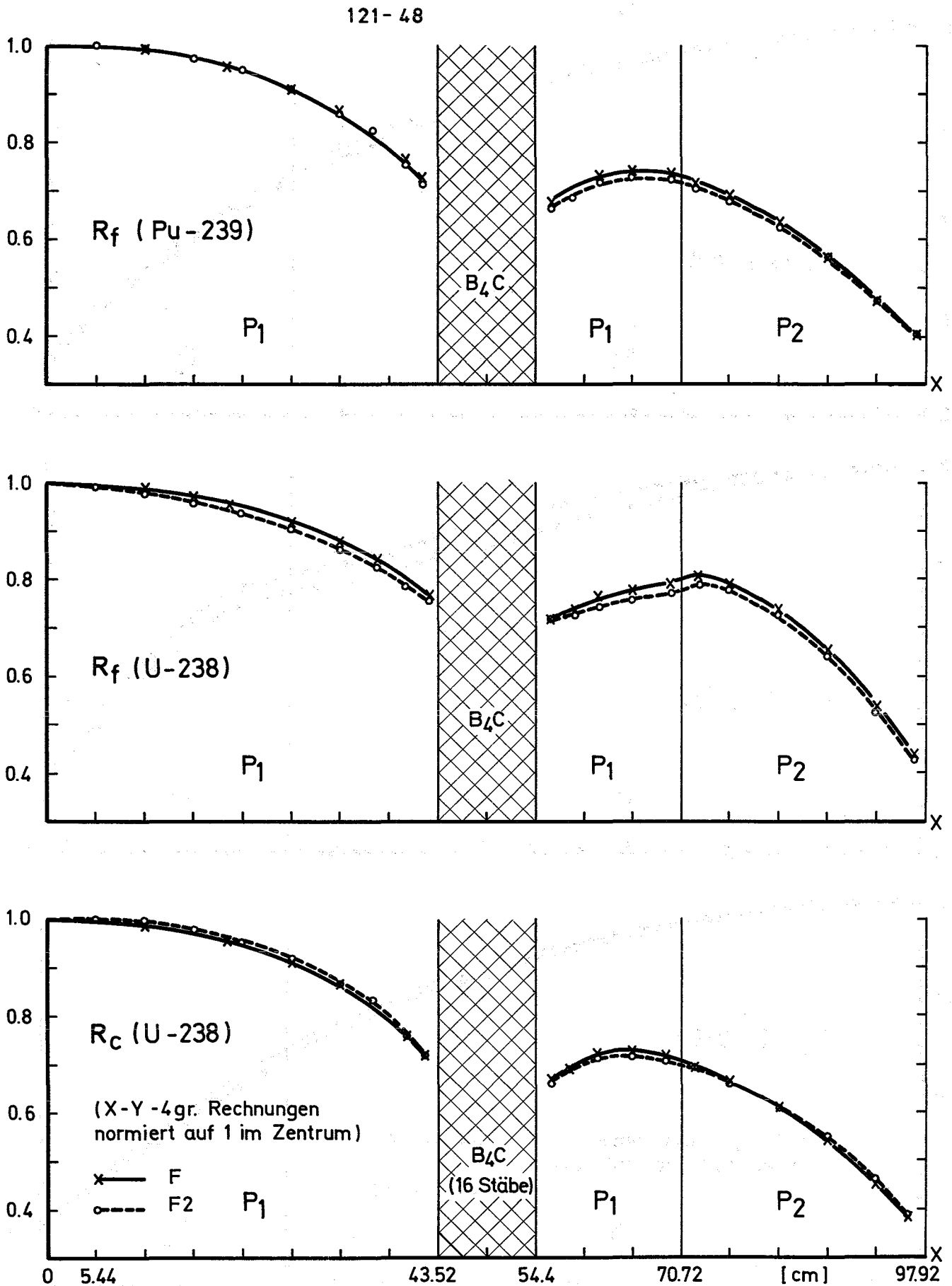
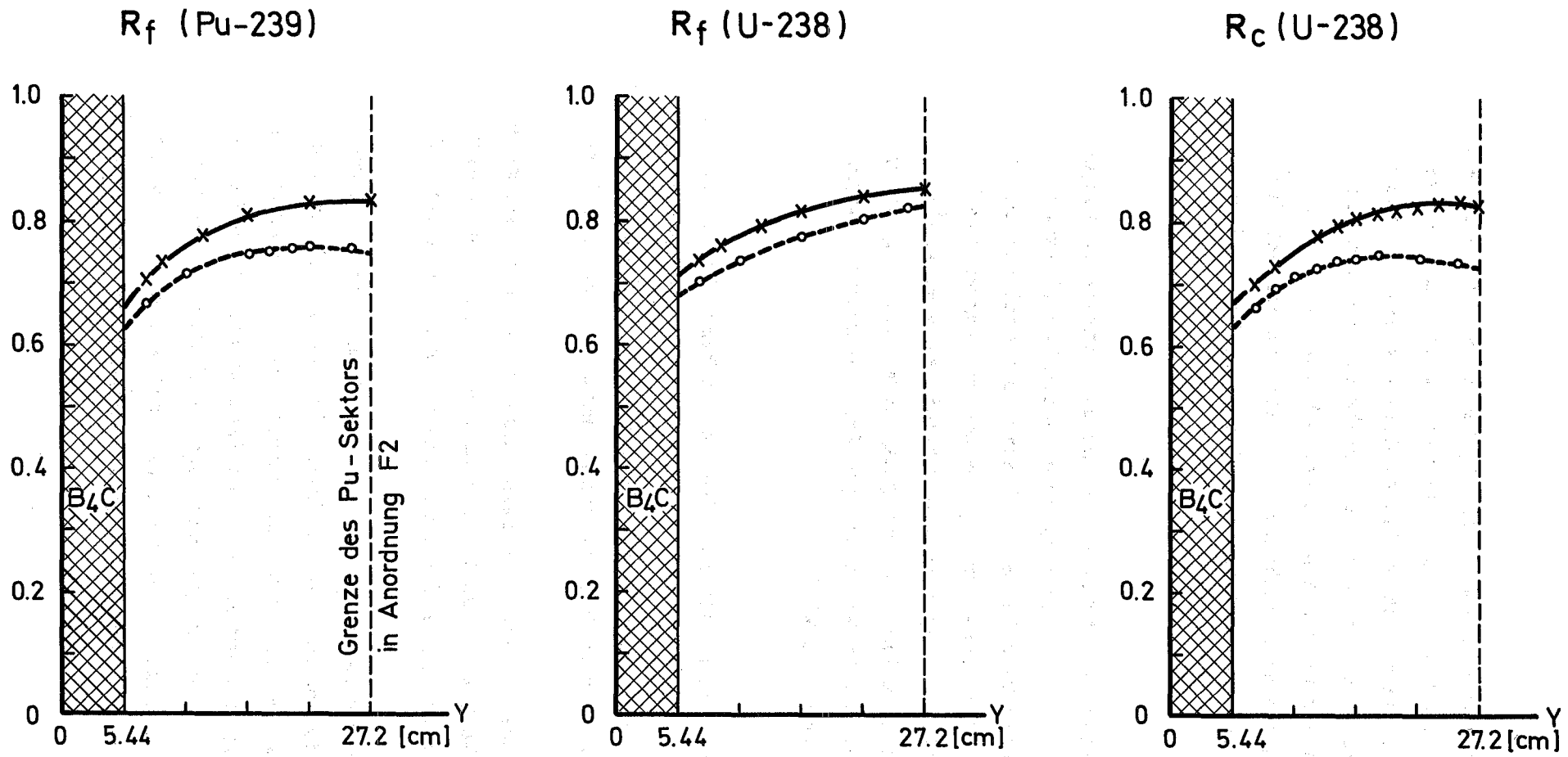


Abb. 21 Radiale Ratentraversen in den Anordnungen F und F2 mit 6  $B_4C$  Stäben



x — SNEAK - F (Ref. Core)  
 o - - - SNEAK - F2 (Sector Core)

(X - Y - 26 gr. Rechnungen  
 normiert auf 1 im Zentrum)

Abb. 22 Azimuthale Ratentraversen im Pu-Sektor in der Nähe des  $B_4C$  Stabes  
 in den Anordnungen F und F2 mit 6  $B_4C$  Stäben

gezeigt, daß die makroskopische radiale Verteilung in der Testzone stark durch die Treiberzone bestimmt ist und daher keine direkten Rückschlüsse von einem Sektor-Core auf ein Referenz-Core zuläßt. Diese Einschränkung gilt weniger, wenn man die Flußabsenkung in der Nähe des simulierten Kontrollstabs betrachtet, die in radialer Richtung sehr gute, in azimuthaler Richtung annähernde Übereinstimmung zwischen Sektor- und Referenz-Core zeigt.

Zentrale Materialwerte: Tabelle 8 zeigt die mittels Störungsrechnung berechneten Materialwerte für die wichtigsten Materialien im Zentrum der drei betrachteten Anordnungen. Die Werte für die Zonen-Cores wurden durch Multiplikation mit dem Verhältnis der Normierungsintegrale auf das Referenz-Core bezogen. Die gute Übereinstimmung zeigt, daß im Zentrum beider Zonenanordnungen das Gleichgewichtsspektrum sehr gut angenähert wird.

Reaktivitätswerte von simulierten Kontrollstäben: Die Stabwerte wurden durch  $k_{\text{eff}}$ -Rechnungen in 4 Gruppen in X,Y-Geometrie ermittelt. Tabelle 9 zeigt den Vergleich zwischen den Ergebnissen in Anordnung F und F2.

Der Reaktivitätswert eines einzelnen Stabs wurde im reinen Core und bei Anwesenheit von 5 weiteren Stäben berechnet. Der Unterschied der Werte in den beiden Anordnungen lag stets unter 10%.

Weiterhin wurde der Reaktivitätswert eines Rings von 6 Stäben für die beiden Anordnungen verglichen. Wie bereits weiter oben erläutert, wurde für die Stäbe im Treiber von F2 eine geringere Absorberbeladung angenommen, um ihren Wert an den der Stäbe in der Referenzanordnung anzugleichen. Der Vergleich des Gesamtwerts aller sechs Stäbe zeigt lediglich, daß diese Angleichung mit der angenommenen Beladung in guter Näherung erreicht wird.



Tabelle 8

## Materialwerte im Zentrum

Wert von $10^{20}$ at. im Zentrum	Anordnungen Geometrien		
	F (R,Z)	F1 (R,Z)	F2 (X,Y)
Pu-239	$6.745 \cdot 10^{-7}$	$6.767 \cdot 10^{-7}$	$6.700 \cdot 10^{-7}$
U-235	$5.803 \cdot 10^{-7}$	$5.818 \cdot 10^{-7}$	$5.666 \cdot 10^{-7}$
U-238	$-3.994 \cdot 10^{-8}$	$-3.993 \cdot 10^{-8}$	$-3.851 \cdot 10^{-8}$
Na	$-3.432 \cdot 10^{-9}$	$-3.471 \cdot 10^{-9}$	$-3.437 \cdot 10^{-9}$
Fe	$-5.050 \cdot 10^{-9}$	$-5.030 \cdot 10^{-9}$	$-4.853 \cdot 10^{-9}$
B10	$-5.342 \cdot 10^{-7}$	$-5.340 \cdot 10^{-7}$	$-5.257 \cdot 10^{-7}$

Tabelle 9

Kontrollstabwerte in den Anordnungen F und F2

Reaktivitätsänderung in $\Delta k$	Anordnungen	
	F	F2
1 Stab im reinen Core (in F2 in der Testzone (Pu-Sektor))	$7.45 \cdot 10^{-3}$	$6.8 \cdot 10^{-3}$
1 Stab (in F2 in der Testzone (Pu-Sektor)) bei Anwesenheit von 5 anderen Stäben	$8.5 \cdot 10^{-3}$	$8.7 \cdot 10^{-3}$
6 Stäbe (in F2: einer in der Pu- Testzone und 5 in der Uran-Zone)	$4.67 \cdot 10^{-3}$	$4.87 \cdot 10^{-3}$

**Na-void-Effekt:** Tabelle 10 zeigt einen Vergleich berechneter Na-void Werte für zwei größere Void-Zonen im Zentrum der Anordnungen F und F1. Die Übereinstimmung ist im allgemeinen besser als 10%. Abb.23 zeigt radiale Traversen des Na-Werts in der Mittelebene der Anordnung F und in der Achse des Sektors der Anordnung F2. Es wurden die reinen Anordnungen sowie die Anordnungen mit einem simulierten Kontrollstab betrachtet. In den reinen Anordnungen ergibt sich gute Übereinstimmung während in der Nähe des Kontrollstabs größere Diskrepanzen auftreten.

#### Zusammenfassung

Die vorliegenden Resultate geben Auskunft darüber, mit welcher Genauigkeit im gewählten Modellfall wichtige physikalische Parameter für einen großen Reaktorkern mit Hilfe von Zonenanordnungen bestimmt werden können.

Abschließende Arbeiten sollen nun noch zu einem allgemeineren Überblick über die Eignung von Zonenanordnungen zur Bearbeitung zukünftiger reaktorphysikalischer Fragestellungen führen. Hierzu gehört neben der Klärung einiger Detailfragen eine Überprüfung der Verallgemeinerungsfähigkeit der vorliegenden Ergebnisse und eine Zusammenfassung mit den Resultaten früherer Arbeiten /1/ und /2/.

Ein Bericht hierüber ist für den nächsten Vierteljahresbericht vorgesehen.

Tabelle 10

Na-void Rechnungen in Anordnung F und F1 (2-D R,Z-Geometrie)

Entleerungsbereich		Entnommenes Na (kg)	$\Delta k/k$ (%)			
			SNEAK-F		SNEAK-F1 <sup>+</sup>	
R (cm)	h (cm)		Diffusions- rechnung	Störungs- rechnung	Diffusions- rechnung	Störungs- rechnung
17.35 (32 El.)	± 25	15.131	--	+0.0643	+0.0735	+0.0669
	± 45 gesamte Corehöhe	27.236	+0.0575	+0.0446	+0.0536	+0.0452
32.40 (112 El.)	± 25	52.767	--	+0.2136	+0.2341	+0.2125
	± 45 gesamte Corehöhe	94.980	+0.1920	+0.1470	+0.1716	+0.1596

121-54

+) Normiert auf SNEAK-F

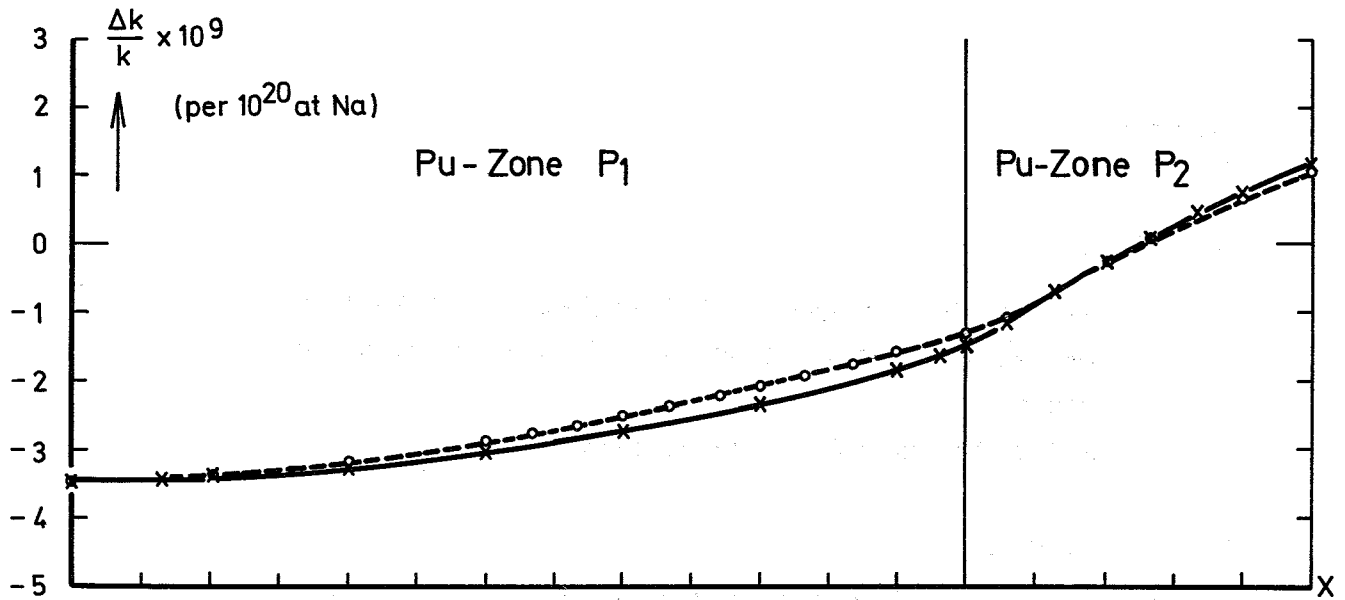
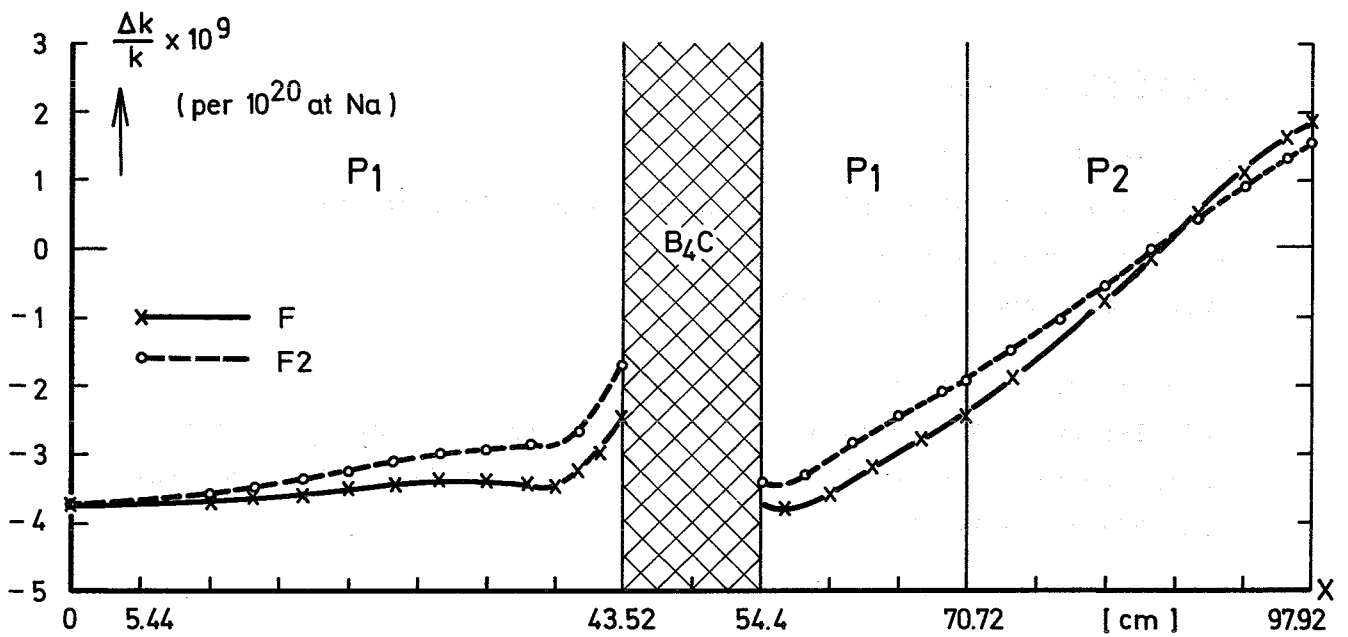
Core ohne  $B_4C$ Core mit 6  $B_4C$  Stäben

Abb. 23 Radiale Na-Werte

Traversen in den Anordnungen F und F2 ohne  
bzw. mit 6  $B_4C$  Stäben

(X-Y - 26 gr. Rechnungen)

**Referenzen**

- /1/ F. Helm  
1213.9 Untersuchungen zur Anwendung von Zonenexperimenten zur Bestimmung von Core-Parametern schneller Brüter  
PSB-2. Vierteljahresbericht 1971
- /2/ F. Helm  
1213.9 Zur Aussagekraft von Na-void Experimenten in Zonenanordnungen  
PSB-3. Vierteljahresbericht 1971

**Veröffentlichungen:**

E.A. Fischer, L. Barleon

Small sample Doppler effect measurements and their interpretation in fast reactor spectra

Nucl. Scie. and Eng. 47, 247-261 (1972)

P. McGrath, E.A. Fischer

Calculation of Heterogeneous Fluxes, Reaction Rates and Reactivity Worths in the Plate Structure of Zero Power Fast Critical Assemblies

KFK-1557 (März 1972)

1215 Wirkungsquerschnittsmessungen1215.1 Van-de-Graaff-Beschleuniger1215.1.1 Betrieb und Ausbau des Beschleunigers

(A. Ernst, S. Liese, D. Roller, J. Nadasdy, IAK)

Der VdG-Beschleuniger arbeitete im 1. Vierteljahr 1972 zufriedenstellend. Er wurde 1066 Stunden für Experimente genutzt. Wegen Umbauarbeiten an dem (n, $\gamma$ )-Experiment betrug der PSB-Anteil nur 60 % der Nutzungsdauer.

1215.1.2 Resonanzen mittelschwerer Kerne

(H. Beer, R.R. Spencer, J. Serman, IAK)

- a) Zur Messung der Einfangsquerschnitte von  $^{54,57}\text{Fe}$ ,  $^{50,52,53}\text{Cr}$ ,  $^{62,64}\text{Ni}$  und  $^{238}\text{U}$  wurde der 800 l-Szintillatortank in seine endgültige Position gebracht und in Betrieb genommen. Erste Messungen wurden mit den Isotopen  $^{54}\text{Fe}$  und  $^{57}\text{Fe}$  durchgeführt.
- b) Außerdem wurde aufgrund einer EANDC-Empfehlung der totale Wirkungsquerschnitt von  $^{10}\text{B}$  zwischen 90 und 420 keV mit hoher Auflösung gemessen, da die vorliegenden Werte Diskrepanzen aufweisen. Die genaue Auswertung der Messung ist erst nach einer Isotopenanalyse der Meßprobe möglich.

1215.1.3 Spaltquerschnittsmessungen

(F. Käppeler, R.R. Spencer, D. Roller, IAK)

- a) Die Auswertung der Spaltquerschnittsmessung von  $^{235}\text{U}$  zwischen 500 und 1200 keV ist abgeschlossen. Für die Ermittlung der endgültigen Werte steht jedoch die Massenanalyse der Meßproben noch aus.

- b) Nach Fertigstellung der sehr langwierigen Massenanalyse der  $^{241}\text{Pu}$ -Proben konnte die Auswertung des 1970 gemessenen Spaltquerschnittsverhältnisses  $\sigma_f^{241}\text{Pu}/\sigma_f^{235}\text{U}$  abgeschlossen werden. Das Ergebnis ist in Abb.24 dargestellt. Zwischen 10 und 1200 keV wurden 40 Werte mit einer Unsicherheit von 2.6 bis 4.0 % gemessen. Sie sind in Tab. 1 zusammengefaßt.

1215.1.4 Messung von  $\bar{\nu}$  für  $^{239}\text{Pu}$  und  $^{235}\text{U}$   
(R.-E. Bandl, IAK)

Die Detektoren für die Messung von  $\bar{\nu}$  wurden vorbereitet. Dazu wurde das Verfahren der Pulsformdiskriminierung zur Unterscheidung zwischen Neutronen und Gamma-Strahlen weiterentwickelt. Ein Programm zur Auswertung der Meßdaten wurde geschrieben.

Veröffentlichungen zu 1215.1

- |     |                               |   |
|-----|-------------------------------|---|
| 1.) | F. Käppler<br>E. Pflöschinger | A Measurements of the Fission Cross-Section of $^{241}\text{Pu}$ Relative to $^{235}\text{U}$<br>KFK 1313 |
| 2.) | R.-E. Bandl                   | Ein einfacher Pulsformdiskriminator<br>KFK 1458   |



TABLE II Fission Cross Section Ratio  $\frac{\sigma_{f^{241}\text{Pu}}}{\sigma_{f^{235}\text{U}}}$ 

En (keV)	$\frac{\sigma_{f^{241}\text{Pu}}}{\sigma_{f^{235}\text{U}}}$	Statistical Uncertainty (%)	En (keV)	$\frac{\sigma_{f^{241}\text{Pu}}}{\sigma_{f^{235}\text{U}}}$	Statistical Uncertainty (%)
13.7	1.252	3.0	192±16	1.382	1.8
15.7	1.277	2.7	230±19	1.360	1.4
17.6	1.318	2.5	273±20	1.396	1.5
19.5	1.205	2.4	324±29	1.380	1.9
21.5	1.306	2.3	388±18	1.261	1.7
23.9	1.222	1.8	436±22	1.257	1.6
26.8	1.343	1.7	486±25	1.315	1.4
29.7	1.258	1.6	535±32	1.305	0.9
32.5	1.243	1.7	584±23	1.265	1.1
35.4	1.241	1.6	633±29	1.320	1.5
38.9	1.279	1.5	678±33	1.287	1.3
42.7	1.290	1.4	740±31	1.353	1.8
46.7	1.280	1.3	790±38	1.320	1.9
			870±32	1.320	1.7
51.7	1.241	1.3	945±40	1.229	1.7
56.9	1.238	1.3	1035±40	1.263	2.1
63.2	1.225	1.2	1133±49	1.267	2.1
69.8	1.305	1.3			
77.4	1.314	1.3			
84.6	1.306	1.4			
93.6	1.312	1.2			
103.8	1.338	1.2			
113.5	1.345	1.3			
125.2	1.373	1.4			
137.3	1.353	1.5			
151.1	1.337	1.6			
166.9	1.360	1.7			

The errors of the isotopic corrections are included in the statistical uncertainty. The overall constant uncertainty is 2,6 %.

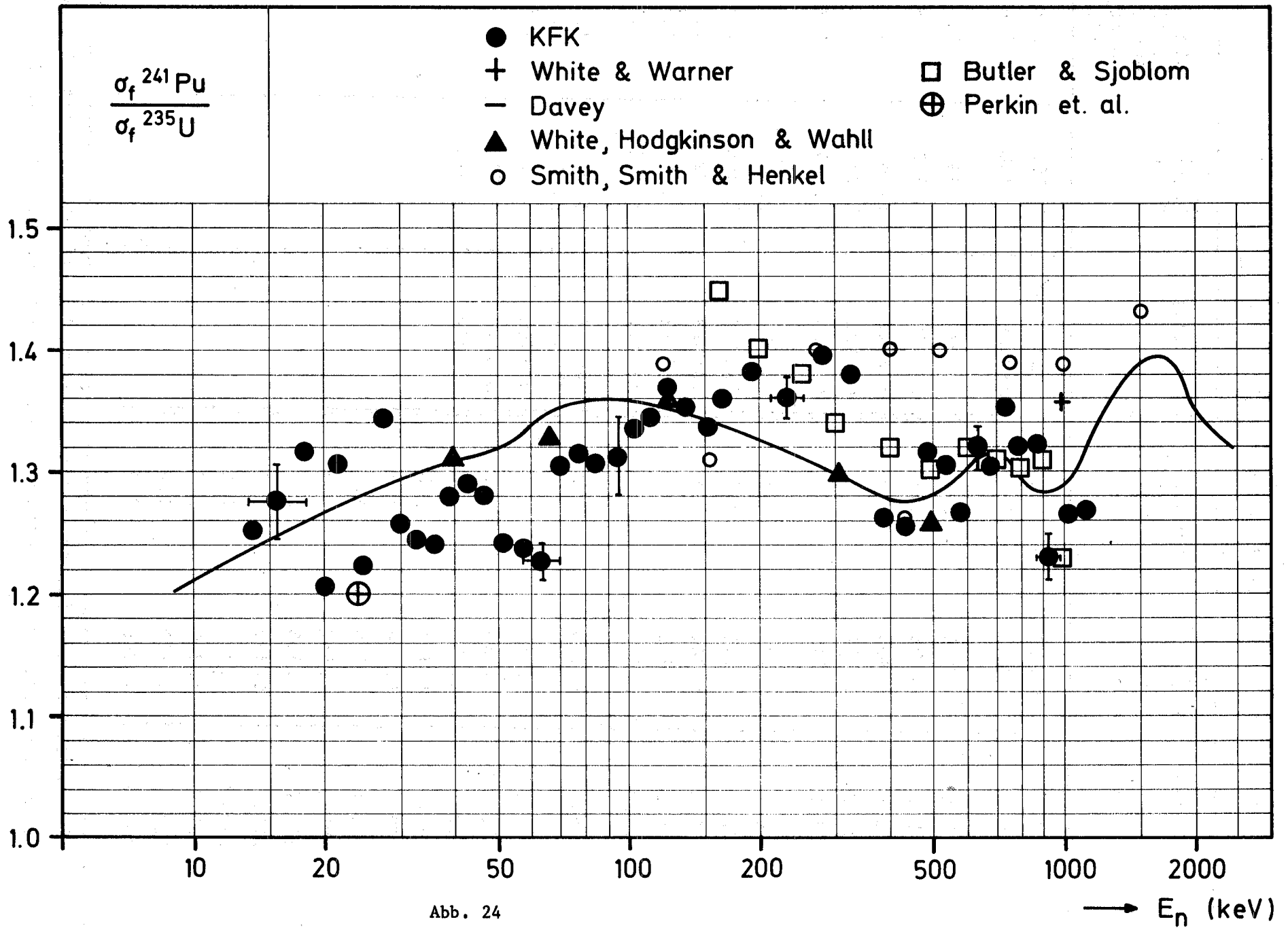


Abb. 24

122 REAKTORTHEORIE1221 Wirkungsquerschnitte und GruppenkonstantenNeu-Auswertung von  $\sigma_T$  und  $\alpha$  für U-235

(B. Schatz, INR)

Für U-235 wurden der totale Wirkungsquerschnitt und das Verhältnis  $\alpha$  von Einfang- zu Spaltquerschnitt oberhalb des aufgelösten Resonanzbereiches, d.h. oberhalb 150 eV, ausgewertet. Seit der Auswertung von J.J. Schmitt 1966 [1] sind im niederen Energiebereich Präzisionsmessungen mit sehr hoher Energieauflösung durchgeführt worden, die eine beträchtliche Struktur in  $\sigma_T$  zeigen, und im oberen Energiebereich sehr genaue Messungen von Cabé et.al. [2]. Im niederenergetischen Bereich haben wir wegen ihrer guten Energieauflösung folgende Meßserien ausgewählt:

Michaudon [3]	im Bereich 150 eV - 720 eV
Derrien [4]	im Bereich 720 eV - 10 keV
Böckhoff et.al. [5]	im Bereich 10 keV - 30 keV

Im Energiebereich 30 keV - 15 MeV wurden folgende Messungen für  $\sigma_T$  ausgewählt und durch eine glatte Kurve wiedergegeben:

Cabé et.a. [2], Forster et.al. [6], Galloway [7], Bratenahl [8], Uttley [9].

Oberhalb 150 keV bis zu 6 MeV spielen die Cabé-Daten die wichtigste Rolle, da sie durch sehr dicht liegende Energiepunkte gestützt werden. Ein Vergleich der gegenwärtig und früher [1] auf KEDAK empfohlenen  $\sigma_T(E)$ -Kurve ist in Abb. 1 für den Energiebereich 30 keV - 15 MeV gegeben. Die gegenwärtig empfohlenen  $\sigma_T$ -Werte sind um ungefähr 5% höher als die alten Werte. Die maximale Abweichung in  $\sigma_T$  wird um 4 MeV herum erreicht und beträgt dort fast 8%. Diese höheren  $\sigma_T$ -Werte sind auf die experimentellen Ergebnisse von Cabé et.al. zurückzuführen, die höher liegen als die Ergebnisse von Henkel [10], auf denen die frühere Auswertung basiert. Im niederen Energiebereich findet man zwischen 10 und 30 keV keine wesentlichen Unterschiede

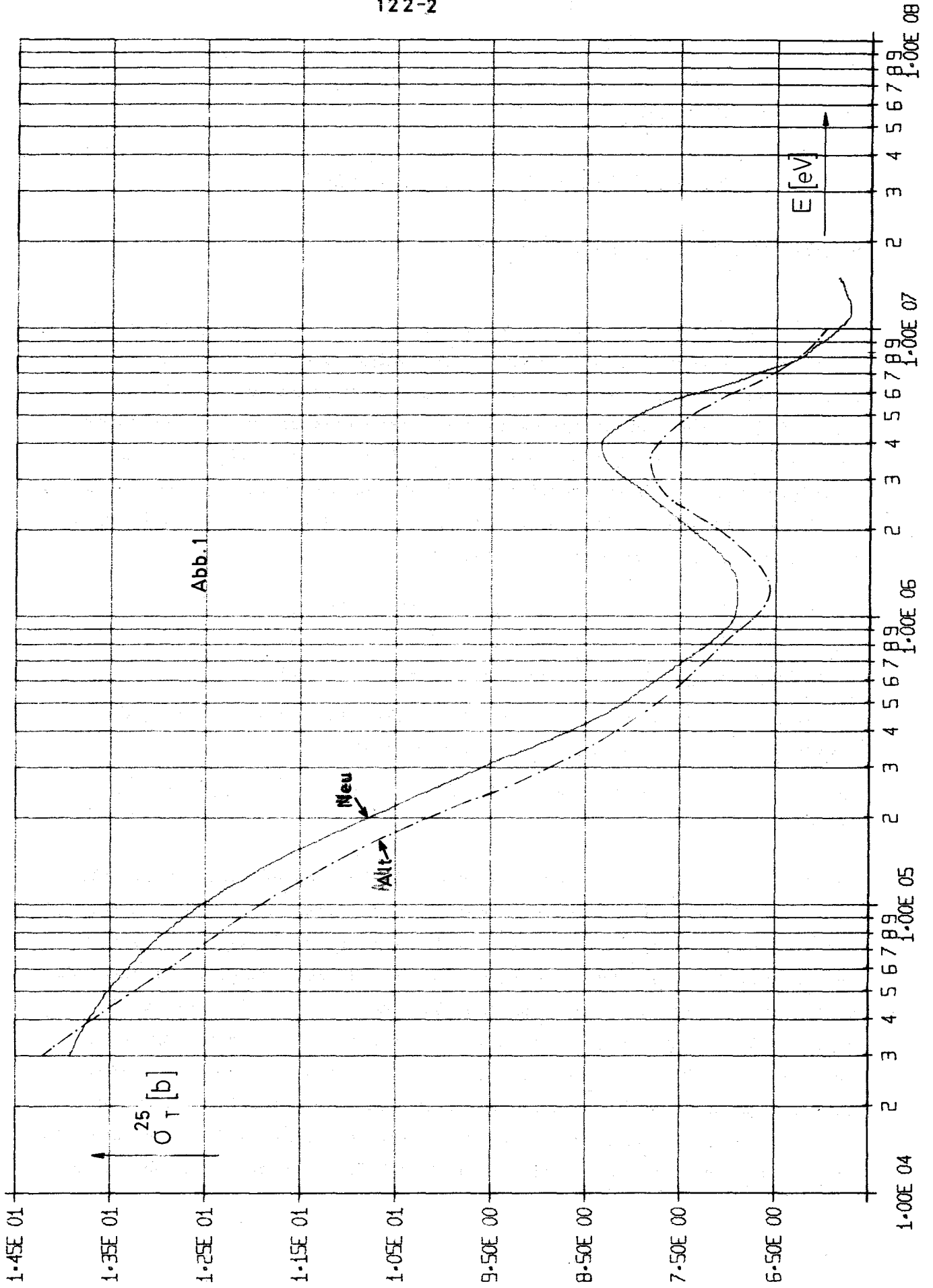


Abb. 1

zu den früheren KEDAK-Werten, da die experimentellen Ergebnisse von Böckhoff auf diese  $\sigma_T$ -Werte normiert sind. Im Bereich 150 eV - 10 keV betragen die Abweichungen der neuen  $\sigma_T$ -Werte von den früher empfohlenen ungefähr 10 %.

Was die Größe  $\alpha$  betrifft, sind seit der Auswertung von J.J. Schmidt Messungen von de Saussure durchgeführt worden, und zwar sowohl im niederen keV-Bereich unterhalb 3 keV als auch im höheren keV-Bereich bis herauf zu 600 keV. Die Implementierung der Ergebnisse der hochaufgelösten Messungen im niederenergetischen Bereich ist insofern von großer Bedeutung, als ihre Vernachlässigung physikalisch nicht richtige Schwankungen in  $\sigma_\gamma$  bewirkt, da  $\sigma_\gamma$  aus  $\alpha$  und  $\sigma_f$  berechnet wird.

Da zum Zeitpunkt dieser Auswertung keine andere Messung im ähnlich guter Auflösung vorlag (punktweise gegebene Werte von Silver, de Saussure [11] sind noch nicht verfügbar), wurden die  $\alpha$ -Werte von de Saussure [12] bis herauf zu 3 keV für KEDAK ausgewählt. Oberhalb 3 keV bis zu 10 keV wurden Intervallwerte von Czirr, Lindsey [13] übernommen, und oberhalb 10 keV bis 1 MeV wurde eine eye-guide Kurve durch die dort vorhandenen Meßserien von Diven [14], Weston [15], Diven und Hopkins [16] und de Saussure [12] gelegt. Oberhalb 700 keV und unterhalb 40 keV konnte diese als identisch mit der früheren KEDAK-Auswertung angenommen werden. Im Bereich 60 keV - 450 keV betragen die Abweichungen von der früheren  $\alpha(E)$ -Kurve bis zu 7%. In Abb. 2 sind sowohl die experimentellen Meßpunkte als auch die gegenwärtig und die früher empfohlene  $\alpha(E)$ -Kurve im Bereich 50 keV - 1 MeV eingezeichnet. Oberhalb 1 MeV sind wie bisher keine Messungen verfügbar. Wir empfehlen daher die von J.J. Schmidt ausgewertete  $\alpha(E)$ -Kurve, die eine  $1/E$ -Abhängigkeit von  $\sigma_\gamma$  voraussetzt. Im Bereich 10 MeV - 15 MeV haben wir die von Alter, Dunford [17] empfohlenen  $\alpha$ -Werte übernommen, die durch Verlängerung der  $\alpha$ -Kurve von J.J. Schmidt ermittelt wurden.

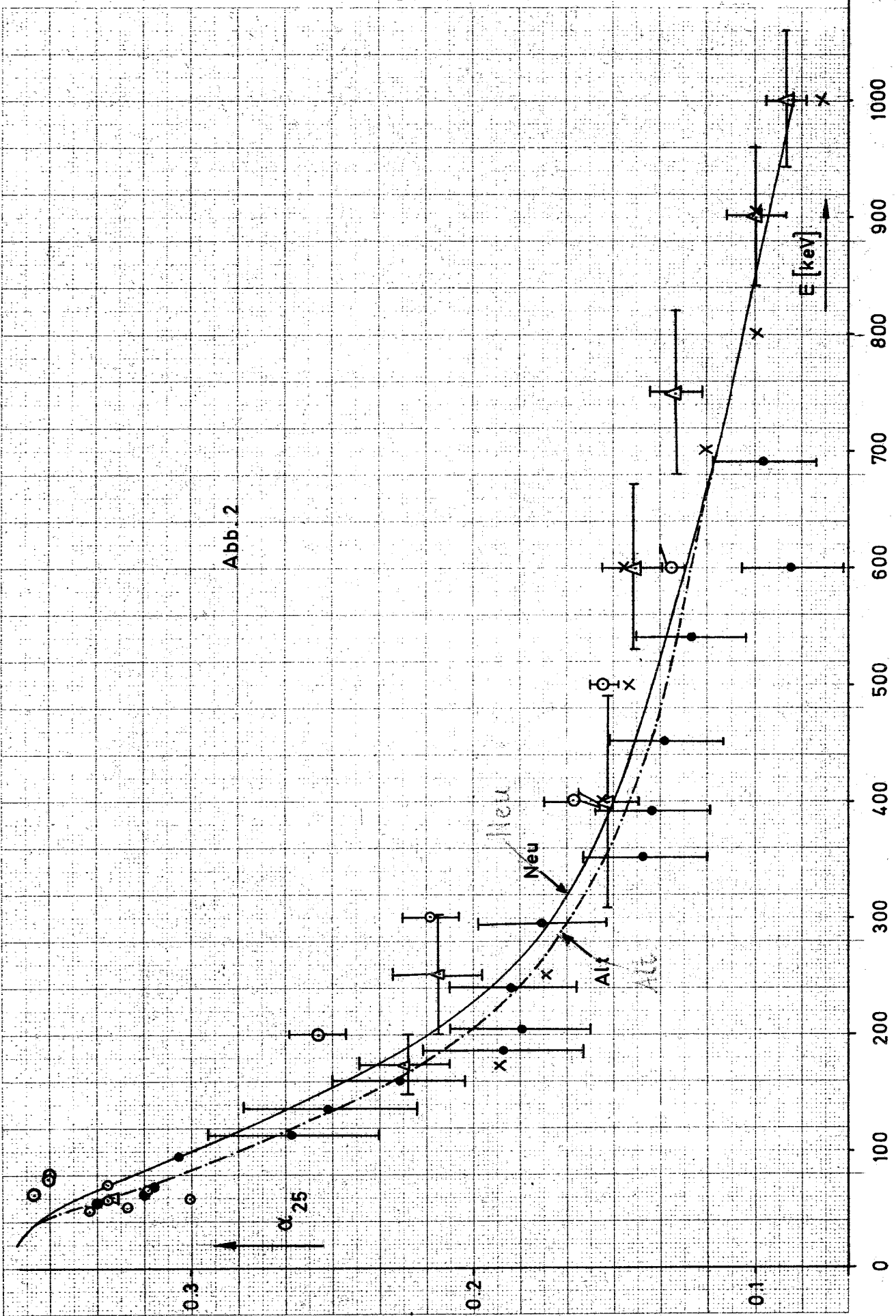


Abb. 2

Literaturverzeichnis:

- /1/ J.J. Schmidt, KFK 120 (1966) H1
- /2/ J. Cabé, M. Cance et.al. Proc. 2<sup>nd</sup> Int. Conf. Nucl. Data for Reactors, Helsinki, June 1970 Vol. II pp. 31
- /3/ A. Michaudon CEA-R-2552 (1964)
- /4/ H. Derrien et.al., unveröffentlicht, 1966; Daten referiert in CCDN-NW/11 S. 291
- /5/ K.H. Böckhoff, A. Dufrasne et.al., private Mitteilung 1971, wird in J. Nucl. En. veröffentlicht.
- /6/ D.W. Glasgow, D.G. Foster jr., Phys. Rev. Letters 22 (1969) 139
- /7/ L.A. Galloway, zitiert in TID-11005 (1960)
- /8/ A. Bratenahl, J.M. Peterson et.al., Phys. Rev. 110 (1958) 927
- /9/ C.A. Uttley et.al., Proc. Conf. Nucl. Data for Reactors, Paris, Oct. 1966, Vol. I pp. 165 and AERE-M-1272 (1963)
- /10/ R.L. Henkel, LA-1493 (1952)
- /11/ E.G. Silver, G. de Saussure et.al., Proc. 3<sup>d</sup> Conf. Neutr. Cr. S. Techn., Knoxville, March 1971, Conf. 710301 Vol. 2 pp. 728
- /12/ G. de Saussure, R. Gwin et.al., ORNL-TM-1804 (1967) und Proc. Conf. Nucl. Data for Reactors, Paris 1966, Vol. II, pp. 233
- /13/ J.B. Czirr, J.S. Lindsey, UCRL-72454 (1970)
- /14/ B.C. Diven et.al., Phys. Rev. 109 (1958) 144
- /15/ L.W. Weston, G. de Saussure, R. Gwin, Nucl. Sc. Engng. 20 (1964) 80
- /16/ J.C. Hopkins, B.C. Diven, Nucl. Sc. Engng. 12 (1962) 144
- /17/ H. Alter, C.L. Dunford, AI-AEC-MEMO-12916 (1970)

1222. Flußberechnungen1222.2 Weiterentwicklung des Monte-Carlo-Codes KAMCCO

Behandlung des Bereichs statistischer Resonanzen, Testrechnungen (H. Borgwaldt, M. Lalović, INR)

In Monte-Carlo-Codes für schnelle Reaktoren ist die Behandlung der Wirkungsquerschnitte im Bereich statistischer Resonanzen (1 - 20 keV) sehr wesentlich. Die Einführung mischungsabhängiger, selbstabgeschirmter Querschnitte ist nicht voll befriedigend, da sie keine Ortsabhängigkeit der Selbstabschirmung berücksichtigen kann. Demgegenüber ist die im Karlsruher Monte-Carlo-Code KAMCCO /1/ bisher benutzte Methode, die Querschnitte im Bereich statistischer Resonanzen aus einer bei jedem Stoß zu generierenden Leiter von Pseudoresonanzen zu berechnen, nur bei Anordnungen mit hartem Spektrum anwendbar. Im Bereich stark verbreiteter und überlappter Resonanzen werden so viele Resonanzen pro Leiter benötigt, daß die Rechenzeit unangemessen steigt, falls weiche Spektren vorliegen.

Eine günstigere Lösung besteht darin, für vorgegebene Energieintervalle die wahre Verteilung der Querschnitte  $W(\sigma_t, \sigma_c, \sigma_f)$  zu ersetzen durch eine diskrete Verteilung, dargestellt durch einen Satz von  $N$  Querschnittsvektoren  $(\sigma_{ti}, \sigma_{si}, \sigma_{ci}, \sigma_{fi})$ , die mit vorgegebenen Wahrscheinlichkeiten  $p_i$  realisiert werden ( $i=1, \dots, N; 1 < N < 10$ ).

Eine zweckmäßige Definition der  $\sigma$ -Vektoren geschieht durch Aufteilung des Wertebereichs für den totalen Querschnitt  $\sigma_t$  in Intervalle  $(a_{i-1}, a_i)$  mit der Bedingung

$$\int_{a_{i-1}}^{a_i} d\sigma_t \int_0^\infty \int_0^\infty d\sigma_c d\sigma_f W(\sigma_t, \sigma_c, \sigma_f) = p_i. \quad \text{Dann sollen sein}$$

$$p_i \sigma_{xi} = \int_{a_{i-1}}^{a_i} d\sigma_t \int_0^\infty \int_0^\infty d\sigma_c d\sigma_f \sigma_x W(\sigma_t, \sigma_c, \sigma_f), \quad \text{wobei } x = t, c, f.$$

$$\sigma_{si} = \sigma_{ti} - \sigma_{ci} - \sigma_{fi}.$$



Ein Programm, das nach einer Leiter-Methode solche Sätze von  $\sigma$ -Vektoren unter Ein-schluß der Temperaturabhängigkeit erzeugt, ist fertiggestellt und gelangt jetzt zum praktischen Einsatz. Vorweg soll noch geprüft werden, ob für Einfang und Spaltung die Mittelung der Wahrscheinlichkeiten günstiger ist als die der Querschnitte.

Die vereinfachte Behandlung des Bereichs statistischer Resonanzen wurde inzwischen programmiert und getestet. Für diesen Test wurde aus dem nuklearen Datensatz NCMONTEA, für die KAMCCO-Standardversion, ein provisorischer Datensatz BWDATA gebildet mit veränderten Daten für Pu-239, Pu-240, U-235, U-238 in diesem Energiebereich. Es wurden  $N = 2$  und  $p_1 = p_2 = 0,5$  gewählt. Die Querschnitte  $\sigma_{xi}$  ( $i = 1,2; x = t, s, c, f$ ) wurden als 1. Näherung durch 2 Bedingungen definiert:

1. Für unendliche Verdünnung sollen sich als Mittelwert  $0,5 (\sigma_{x1} + \sigma_{x2})$  jeweils Gruppenkonstanten ohne Selbstabschirmung ergeben.
2. Für das unverdünnte Isotop sollen die mittlere freie Weglänge und die Wahrscheinlichkeiten für Streuung, Einfang, Spaltung mit entsprechenden, abgeschirmten Gruppenkonstanten übereinstimmen.

Die Anpassung erfolgte in den Gruppen 10 - 18 an Daten des SNEAK-Satzes /2/, für Pu-240 an Daten des ABN-Satzes /3/. Die Ergebnisse einiger Rechnungen zum Testen der Verfahren bezüglich ihrer Rechenzeit sind in der Tabelle zusammengestellt. Bis auf die SUAK-Anordnungen handelt es sich um Criticals. Das SNR-Modell ist eine Anordnung, die mit dem KFKINR-Satz /4/ berechnet kritisch ist. Die Übereinstimmung der mit dem Standard- (NCMONTEA) und dem vereinfachten Verfahren (BWDATA) gewonnenen Ergebnisse ist überraschend gut; nur der Fall SNR-Modell muß als Abweichung überprüft werden. Das vereinfachte Verfahren liefert bei großen Anordnungen mit weichen Spektren sehr erhebliche Verbesserungen in Rechenzeit und/oder statistischem Fehler.

Die mit dem Code erreichte relative Genauigkeit ist durchweg gut, jedoch weisen die absoluten Ergebnisse auf fehlerhafte nukleare Daten hin. Alle U-Anordnungen mit hartem Spektrum werden überkritisch, die Pu-Anordnungen sowie U-Anordnungen mit weichem Spektrum und/oder starkem Einfluß von U-238 werden unterkritisch berechnet. Eine Korrektur der nuklearen Datensätze aufgrund der tabellierten Ergebnisse sowie der berechneten Spektren und Spektralindizes wird in Angriff genommen. Beginnend mit U-235, U-238 und Pu-239 sollen die erforderlichen Verbesserungen hauptsächlich in Anlehnung an den KFKINR-Satz vorgenommen werden.

Tabelle: Monte-Carlo-Testrechnungen

Anordnung	Rechenzeit IBM/370 - 165 (min)	Datensatz	k	$\delta k(\%)$	Schicksale	Stöße	
GODIVA (U-Kugel unrefl.)	8	NCMONTEA	1.040	0.26	50 000	232 000	
		BWDATA	1.045	0.23	64 000	296 000	
TOPSY (U-Kugel refl.)	8	NCMONTEA	1.019	0.70	8 400	271 000	
		BWDATA	1.011	0.60	11 800	382 000	
JEZEBEL (Pu-Kugel unrefl.)	8	NCMONTEA	0.974	0.20	76 000	167 000	
		BWDATA	0.976	0.18	94 000	208 000	
POPSY (Pu-Kugel refl.)	8	NCMONTEA	0.960	0.76	8 000	280 000	
		BWDATA	0.962	0.66	10 700	372 000	
SUAK U1B (20 % U)	8	NCMONTEA	0.873	0.54	15 000	227 000	"Bestwert"
		BWDATA	0.881	0.48	18 500	281 000	k = 0.86
SUAK UH1B (mit CH)	8	NCMONTEA	0.923	1.03	7 000	95 000	"Bestwert"
		BWDATA	0.914	0.60	15 500	205 000	k = 0.94
SNEAK 3A1	8	NCMONTEA	0.934	1.90	1 000	79 000	
		BWDATA	0.950	1.20	2 800	211 000	
ZPR III-48	17	NCMONTEA	0.929	1.54	1 550	81 600	
		BWDATA	0.940	0.79	7 000	365 000	
SNR-Modell	43	NCMONTEA	0.909	0.99	3 700	270 000	
		BWDATA	0.962	0.54	14 000	1019 000	

Das Datenbereitstellungsprogramm DASU zur Erstellung nuklearer Datensätze  
(G. Arnecke, INR)

Das Datenbereitstellungsprogramm DASU wurde abgeschlossen und für die allgemeine Benutzung verfügbar gemacht. DASU verarbeitet Daten der Karlsruher Kerndatenbibliothek KEDAK. Das Programm hat zwei Optionen.

In der Option 1 wird eine aktuelle Dokumentation der Kerndatenbibliothek KEDAK erzeugt. Die Dokumentation umfaßt alle vorhandenen Isotopennamen, die zugehörigen Datentypen und u.a. den Umfang der jeweils vorliegenden Daten. Der Benutzer erhält mit der Dokumentation die Möglichkeit, in kurzer Zeit mit einem Minimum an Arbeitsaufwand die Eingabedaten für Option 2 zu erstellen.

Die Option 2 dient zur Erstellung eines nuklearen Datensatzes für den Karlsruher Monte-Carlo-Code KAMCCO.

Für die auf KEDAK dokumentierten Datentypen SGA, SGF, SGI, SGIZ, SGN, SG2N und STGF werden, falls der Typ für das Isotop vorliegt, jeweils in einer Reihe von Energieintervallen lineare Fits mit Hilfe der Methode der kleinsten Quadrate ausgeführt. Als Ergebnis der Fits liefert das Programm für jedes Energieintervall die untere Intervallgrenze und die Parameter  $K_0$ ,  $K_1$  einer linearen Darstellung des Querschnitts

$$\sigma(E) = K_1 \cdot E + K_0, \quad \text{wobei } E = \text{Energie in MeV.}$$

Um die Genauigkeit des Fits zu überprüfen, wird für jedes Energieintervall ein Protokoll ausgedruckt. Darin erscheinen die Energie, der Wirkungsquerschnitt von KEDAK, der durch den Fit errechnete zugehörige Näherungswert und der prozentuale Fehler der Abweichung.

Eine Erweiterung des Programms erlaubt es dem Benutzer, die durch den Fit erzeugten Daten und die auf KEDAK vorhandenen Daten, jeweils nach den einzelnen Typen gesteuert, als Zeichnung darzustellen.

Erweiterung von KAMCCO durch drei zusätzliche Optionen (V. Brandl, INR)

Benutzerwünschen entsprechend wurden folgende drei Erweiterungen des Codes vorgenommen:

1. Basierend auf einer theoretischen Untersuchung über den statistischen Fehler von Quotienten in Monte-Carlorechnungen /5/, ist es möglich, folgende Größen zu berechnen:

- a) Energieverteilungen von Ratenverhältnissen
- b) Ortsverteilungen von Ratenverhältnissen
- c) Einzelne Ratenverhältnisse,

wobei Ratenverhältnisse definiert sind als:

$$RV = \frac{\int_{\Omega_1} \Sigma_1 \phi \, d\Omega_1}{\int_{\Omega_2} \Sigma_2 \phi \, d\Omega_2} ;$$

$\Sigma_1$  und  $\Sigma_2$  sind beliebige Querschnittskombinationen;

$\Omega_1$  und  $\Omega_2$  sind beliebige Teilvolumina des Phasenraums;

$\phi$  ist der Neutronenfluß.

- 2. Alle Größen (differentielle, integrale, Quotienten) können zeitabhängig - d.h. zeitgruppenweise - berechnet werden.
- 3. Zwecks optimaler Ausnutzung des Computerspeicherplatzes sind die Regionintensivsten Felder des Codes volldynamisch dimensioniert.

Literatur:

/1/ G. Arnecke et.al., KFK-Bericht 1270/4 (1971), S. 122 - 13

/2/ H. Huschke (comp.), KFK-Bericht 770 (1968)

/3/ L.P. Abagjan et.al., KFK-Bericht tr-144 (1962)

/4/ E. Kiefhaber, KFK-Bericht 1572 (1972)

/5/ V. Brandl, KFK-Bericht 1271/3 (1971), S. 122 - 7



123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1231 Theoretische Untersuchungen zur Reaktordynamik

(D. Struwe, B. Kuczera, IRE)

Im Rahmen der Arbeiten zur ortsabhängigen Dynamik wurden auf der Grundlage des DEFØRM-Codes erste Modelle zur Spannungs- und Verformungsanalyse einzelner Brennstäbe unter dynamischer Belastung entwickelt.

Das Brennstoffverhalten wird als elastisch, das Hüllrohrverhalten als elastisch bzw. ideal plastisch angenommen. Anhand der Randbedingungen (z.B. Brennstoff und Hülle sind in Kontakt; der Brennstoff ist z.T. geschmolzen usw.) werden neun Fallunterscheidungen getroffen. Für die Brennstabverformungen in radialer Richtung sind für ein axiales Segment analytische Lösungen abgeleitet worden; die Übergangsbedingungen an den axialen Schnittstellen werden auf iterativem Weg erfüllt. Der Programmteil befindet sich in der Testphase, die Kopplung mit den Thermodynamik-Programmen des Systems RADYVAR 2 ist in Vorbereitung.

1233 Untersuchungen von Kühlungsstörungen1233.1 Strömungs- und Temperaturverteilung hinter lokalen Störungen

(D. Kirsch, IRE)

Die Versuche zur experimentellen Ermittlung des Totwasservolumens und des Massenaustauschs zwischen Hauptströmung und Totwasser hinter lokalen Kühlkanalblockaden (s. KFK 1271/1) wurden vorläufig abgeschlossen. Diese Versuche, aus deren Ergebnissen mittlere Temperaturen im Totwasser berechnet werden können, wurden zuletzt durchgeführt für zwei Blockaden, von denen die erste eine Fläche von 41 % des Strömungsquerschnittes in einer Ecke des Modellbündels mit SNR-Abmessungen vollständig blockierte, während die andere eine Fläche von ebenfalls 41% des Strömungsquerschnitts in der Mitte des Modellbündels so blockierte, daß noch durch alle Unterkanäle der Blockade ein Restdurchsatz von insgesamt etwa 5% des Gesamtdurchsatzes durch das Modellbündel möglich war. - Die Auswertung dieser Versuche ist noch nicht abgeschlossen.

### 1233.3 Brennelementverhalten unter Siedeverzug (BEVUS)

(M. Cramer, IRE)

Die Experimente von BEVUS I sind ausgewertet und ihre Ergebnisse veröffentlicht worden (1). Sie wurden in einem SNR-Brennelementmodell in Originalgröße mit 162 Heizstäben bei einer Heizleistung von  $20 \text{ W/cm}^2$  in Natrium bei vollständiger Kühlkanalblockade durchgeführt. Der Systemdruck betrug 1,3 ata. Das Sieden wurde durch Aufheizen des Natriums bei konstantem Druck bzw. durch Druckabsenkung nach vorherigem Aufheizen auf eine simulierte Überhitzungstemperatur eingeleitet.

Die wesentlichen Ergebnisse gliedern sich in die Belastung des Strukturmaterials und in die Beschreibung der Siedevorgänge:

Als Belastung des Strukturmaterials wirken während des Siedevorganges der Siededruckstoß, der beim Entstehen einer Blase dem Siedeverzug proportional ist; der sich mit dem Ausdehnen der Blase im Element einstellende Unterdruck; der Druckstoß beim Kollabieren einer Blase; sowie die Thermoschockbeanspruchung während der Blasenpulsation mit Temperaturwechseln bis zu  $135^\circ \text{C}$  bei 10 Hz.

Der maximale auf die Kastenwand wirkende Differenzdruck von 2,35 at wurde bei den Versuchen mit simulierter Überhitzung gemessen. Zur Erfassung der Belastung der Kastenwand durch die Siede- und Kondensationsstöße wurde der Elementkasten vor und nach den Versuchen vermessen. Obwohl sämtliche Versuche mit demselben Elementkasten bei Temperaturen von ca.  $750^\circ \text{C}$  durchgeführt wurden, konnte keine Verformung festgestellt werden.

Die Versuche gaben einen Einblick in die Abläufe des Natriumsiedens im Brennelement. So wurden Siedeverzüge bis zu  $70^\circ \text{C}$  gemessen. Der maximale Siededruckstoß betrug 1 at.

Die Entstehung einer Blase unter Siedeverzug ist nicht an den Ort der höchsten Temperatur gebunden. Die Entstehung weiterer Blasen im Element neben der erstentstandenen Blase konnte sowohl bei minimalen Siedeverzügen - wie sie bei der Pulsation vorliegen - als auch bei großen Siedeverzügen bis zu  $70^\circ \text{C}$  und den Versuchen mit simulierten Siedeverzügen von  $175^\circ \text{C}$  beobachtet werden.



Die Größe des Druckstoßes beim Kollabieren einer Blase ist abhängig von der Geschwindigkeit der einfallenden Natriumsäule zum Zeitpunkt des Kollabierens. Diese wiederum wird bestimmt von der Druckdifferenz zwischen Blasenoberkante und bezogenem Systemdruck. Der maximale Kollabierungsstoß betrug 1,4 at. Innerhalb einer Blase treten Druckdifferenzen auf, die eine Dampfströmung vom heißen siedenden zum kälteren kondensierenden Bereich auslösen und radiale sowie axiale Blasenbewegungen zur Folge haben. Die Pulsation der Blase betrug im Elementbündel ca. 1 Hz, verbunden mit einer örtlichen Temperaturänderung bis zu 120 °C. Außerhalb des Elementbündels pulsierte die Blase mit ca. 10 Hz und verursachte Temperaturänderungen von 135 °C. Die Pulsationsvorgänge sind reproduzierbar. Mit der axialen Bewegung der Blase treten radiale Bewegungen als Folge des Druckausgleiches über die Blase auf, solange die Blase nicht den gesamten Elementquerschnitt einnimmt. Ein Aufsteigen von Blasen wurde nicht beobachtet, d.h. die Blase blieb in der beheizten Zone, lediglich der obere Teil der Blase pulsierte in den kalten Bereich.

Mit BEVUS II soll eine neue Versuchsserie durchgeführt werden, die zur Bestätigung der bisherigen Versuchsergebnisse und zur Erprobung bestimmter Detektoren dient (IA-Durchflußmesser, Siedegeräuschdetektor). Nachdem im 1. Versuch von BEVUS II das Heizbündel vorzeitig ausgefallen war (vgl. 4. Vierteljahresbericht 1971), ist mit der Vorbereitung eines nächsten Bündels sowie der übrigen Versuchseinrichtung begonnen worden.

#### Veröffentlichung:

(1) M. Cramer, B. Dorr

Natriumsiedeexperimente in einem Brennelementmodell

KFK-Bericht 1541

#### 1233.4 Lokales Sieden in einem 60°-Bündelausschnitt im RCN Petten

(K. Schleisiek, IRE)

Experimente zum lokalen Sieden in Brennelementen Na-gekühlter Reaktoren wurden bisher nur in relativ einfachen Geometrien durchgeführt<sup>+)</sup>. Eine Übertragung der Ergebnisse auf SNR-Verhältnisse ist nur beschränkt möglich. Endgültige Aussagen zu diesem Problem können nur von Versuchen in maßstabgetreuen Anordnungen geliefert werden, wobei die Brennstäbe durch elektrische Widerstandsheizter simuliert werden.

---

<sup>+) KFK-Bericht 1271/4, S. 123-6</sup>

Das RCN Petten verfügt über einen Natrium-Kreislauf mit einem Durchsatz von  $20 \text{ m}^3/\text{h}$  und einer elektrischen Heizleistung von 350 kW. Diese Werte reichen jedoch für ein volles Brennelement nicht aus. Es wurde deshalb vorgeschlagen, in diesem Kreislauf ein Experiment mit einer Teststrecke durchzuführen, deren Querschnitt einem  $60^\circ$ -Ausschnitt aus einem Brennelement mit einer zentralen Blockade entspricht. Die Möglichkeiten und Probleme einer solchen Testanordnung werden in einer Durchführbarkeitsstudie untersucht, mit deren Erstellung in den vergangenen Monaten begonnen wurde. Die wichtigsten Fragen, die bis jetzt im IRE untersucht wurden, sind:

- die hydrodynamische Anpassung der Testanordnung an das Brennelement (stationärer und instationärer Druckverlust, Form der Seitenwand);
- das Stabilitäts- und Regelverhalten;
- die festigkeitstechnische Auslegung;
- Instrumentierungsfragen (Temperatur-, Durchsatz- und Druckmessung, Schalldetektion).

Weitere Probleme, insbesondere die Entwicklung und Instrumentierung der Heizstäbe, werden im IRB und im RCN Petten bearbeitet.

#### 1233.5 Theoretische Untersuchungen zum integralen Sieden

(P. Wirtz, IRE)

Das Rechenmodell, das die integralen Siedevorgänge in einem Brennelement (BE) bei Pumpenausfall bzw. Blockaden beschreibt, ist in einer ersten Version fertiggestellt und weitgehend getestet.

In dieser Version ist über das bisherige Einzelblasenmodell (BLOW 2) hinaus die gleichzeitige Behandlung mehrerer Einzelblasen im Kühlkanal möglich. Der Druck innerhalb der Blasen wird als uniform angesehen. Die Austrocknung des beim Austreibvorgang des Na an den Brennstäben verbleibenden - als stationär angesehenen - Restfilms wird berücksichtigt. Außerdem werden innerhalb des Programms die konstruktiven Eigenarten des Schnellbrüter-BE sowie eine befriedigende Störfallsimulation in die rechnerische Behandlung mit einbezogen.

Die Dampfströmung innerhalb der Blasen, die besonders in der späteren Phase der Ejektion bei weitgehend leerem BE von Einfluß ist, wird in einer zweiten Version des Programms mit behandelt, die z.Zt. programmiert wird.

1235 Simulation von Brennstoff-Natrium-Reaktionen in einem Brennelement und deren Auswirkung auf die umgebende Core-Struktur

(H. Will, IRE)

In Zusammenarbeit mit der UKAEA sollen an Core-Modellen sog. Sprengversuche unternommen werden, bei denen die Brennstoff-Natrium-Reaktion durch einen chemischen Treibstoff simuliert wird. Ziel dieses Programmes ist die Ermittlung der mechanischen Auswirkungen von Drucktransienten auf die umgebende Core-Struktur, insbesondere auf die Funktionstüchtigkeit des Abschalt-systems. Es ist offensichtlich, daß relevante Ergebnisse nur erzielt werden können, wenn das Modell sowohl geometrisch als auch festigkeitsmäßig möglichst ähnlich aufgebaut ist. Über die damit zusammenhängende Problematik und ihre Lösung wurde in früheren Zwischenberichten eingehend berichtet.

Im Berichtszeitraum standen 2 Aktivitäten im Vordergrund:

- 1) Auswahl eines Werkstoffs und Bestellung von Sechskantkästen für den 2. Versuch. Hierbei soll ein "frisches", d.h. unversprödertes Core simuliert werden.
- 2) Simulation der neuen Konstruktion der SNR-Instrumentierungsplatte und deren Implizierung in das Modell. Das Modell der Instrumentierungsplatte wurde neu konstruiert und zur Herstellung in Auftrag gegeben.

1236 Untersuchungen zu "Brennstoff-Natrium-Reaktionen"

Ein verbessertes Verfahren zur Berechnung des Druckverlaufes und der Entwicklung kinetischer Energie während einer Brennstoff-Natrium-Reaktion.

(H. Jacobs, H. Küsters, K. Thurnay, INR)

Im allgemeinen sind theoretische Modelle, die nicht nur die kinetische Energie abschätzen, die während einer Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR) frei wird, sondern auch den Druckverlauf berechnen, eindimensional  $\overline{[1]}$ .

Alle bisher bekannten Modelle benutzten außerdem Annahmen, durch die die Darstellung der physikalischen Vorgänge während einer BNR stark vereinfacht wird:

- a) Das System besteht aus drei homogenen Zonen: dem Brennstoff, dem Natrium, das mit dem Brennstoff vermischt ist, und dem Natrium außerhalb der Mischzone.

- b) Meistens wird nur die Wärmeübertragung vom Brennstoff an das Natrium in der Mischzone betrachtet. Nur in diesem wird der Druck berechnet.
- c) Temperatur und Druck des Natriums in der Mischzone werden räumlich konstant angenommen.
- d) Für die dynamische Rückwirkung des überstehenden Natriums auf die Mischzone werden die akustische Näherung oder die Näherung einer inkompressiblen Natriumsäule benutzt.

Die obigen Annahmen stellen offensichtlich schwerwiegende Vereinfachungen der Beschreibung einer BNR dar. Insbesondere c) führt zu einer sehr ungenauen Beschreibung der zu erwartenden physikalischen Situation, denn sie bedeutet, daß sich das gesamte Natrium der Mischzone im thermodynamischen Gleichgewicht befindet. Deshalb kann eine verlässliche Berechnung des Druckverlaufes nicht von vornherein von dieser Annahme ausgehen. Ähnlich muß bei den anderen Vereinfachungen gezeigt werden, welche Folgen sie haben.

Das im INR in der Entwicklung befindliche Programm ist das erste für die Behandlung der BNR bestimmte, das ohne wesentliche physikalische Einschränkungen das zu Grunde liegende Gleichungssystem (in vereinfachter Geometrie) löst. Dieses besteht aus den thermo-hydrodynamischen Gleichungen einer Mischung aus zwei Komponenten, also den Erhaltungssätzen von Masse, Impuls und Energie sowie den Zustandsgleichungen beider Stoffe.

Das Programm benutzt nur eine einzige Vereinfachung der grundlegenden Gleichungen: Terme, die von der gegenseitigen Durchdringung der Komponenten durch Diffusion herrühren, werden vernachlässigt. Eine vorangegangene Untersuchung hat gezeigt, daß dies zulässig ist [2].

Die verwendete numerische Methode wird später an dieser Stelle beschrieben werden.

Eine einfache Version des Programmes läuft formal fehlerfrei und befindet sich in einem fortgeschrittenen Teststadium.

Literatur:

[ 1 ] H. Jacobs, H. Küsters, K. Thurnay  
 PSB, 4. Vierteljahresbericht 1971  
 KFK 1271/4

[ 2 ] H. Jacobs, H. Küsters, K. Thurnay  
 A Discussion of some Assumptions used in recently developed models  
 for the fuel sodium interaction.  
 Proceed. of the Specialist Meeting on Fuel-Sodium Interaction,  
 Grenoble 1972.

Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung

(L. Caldarola, IASR)

Im Rahmen der Untersuchungen des IASR zur Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung ist eine Studie durchgeführt worden.

Die Gleichung für den Wärmeübergang während des Kontaktes der - im Natrium als homogen dispergiert angenommenen - Brennstoffpartikel mit dem sie umgebenden Natrium wurde exakt gelöst.

Der Prozeß der Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung wird in dieser Studie in zwei Phasen unterteilt, und zwar in Phase A und B.

Während der Phase A wird angenommen, daß das Natrium in flüssiger Form an den Brennstoffpartikeln anliegt. Es findet ein rascher Übergang von großen Wärmemengen statt. Das die Brennstoffpartikel umgebende Natrium heizt sich sehr schnell auf, was die Entstehung von hohen transienten Drücken zur Folge hat.

Der Betrag der während dieser Phase verrichteten mechanischen Arbeit ergibt sich als relativ klein.

Wenn der Druck so tief sinkt, daß die Sättigungsbedingungen für das flüssige Natrium erreicht werden, beginnt die Verdampfung und damit die Phase B. Es wird nachgewiesen, daß eine stabile Natriumdampfschicht jeweils die Partikel umhüllt. Die Wärme geht von den Partikeln durch diese Schicht an das flüssige Natrium über.

Es wird angenommen, daß der unterhalb der Partikel produzierte Natriumdampf seitwärts nach oben abströmt und die gegen die Wechselwirkungszone lastende Natriumsäule hinwegtreibt. Abb. 1 und 2 zeigen den zeitlichen Verlauf des Druckes in der Wechselwirkungszone jeweils während der Phasen A und B. Während der Phase A steigt der Druck sehr rasch und erreicht einen Maximalwert von etwa 2000 atm in etwa  $2 \cdot 10^{-5}$  sec. Danach sinkt er, und beim Erreichen der Sättigungsbedingungen in etwa  $1 \cdot 10^{-3}$  sec beginnt die Verdampfung bzw. die Phase B.

In Abb. 2 sind die zeitlichen Druckverläufe für zwei Fälle, und zwar mit und ohne Dampfschicht um die Brennstoffpartikel, dargestellt.

Aus dieser Abb. ist der reduzierende Einfluß der Dampfschicht auf den Druckverlauf ersichtlich.

Diese Studie wird demnächst veröffentlicht (1).

#### Veröffentlichung:

(1) L. Caldarola

A Theoretical Model for the Molten Fuel-Sodium-Interaction in a  
Nuclear Fast Reactor  
Nuclear Engineering and Design

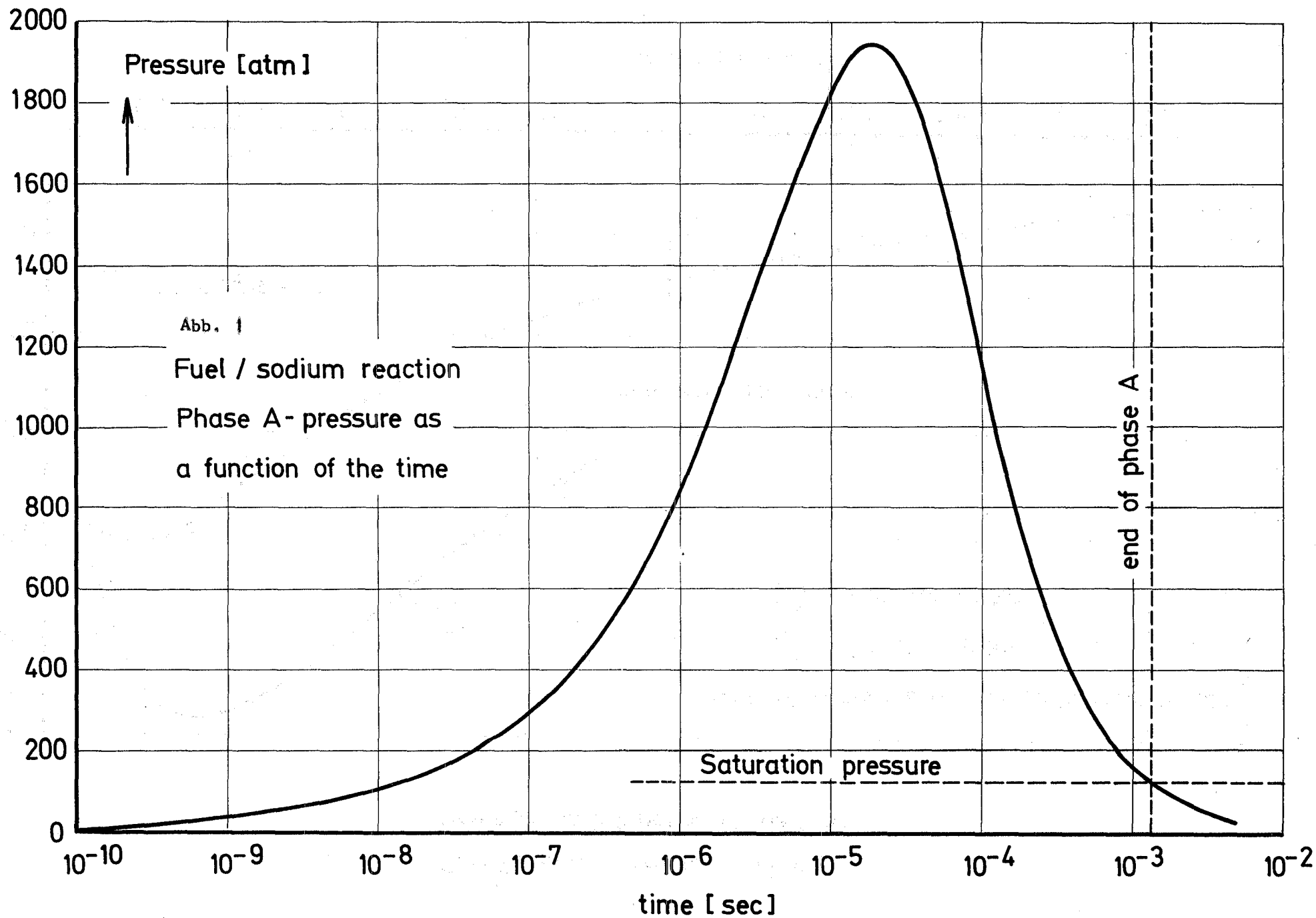
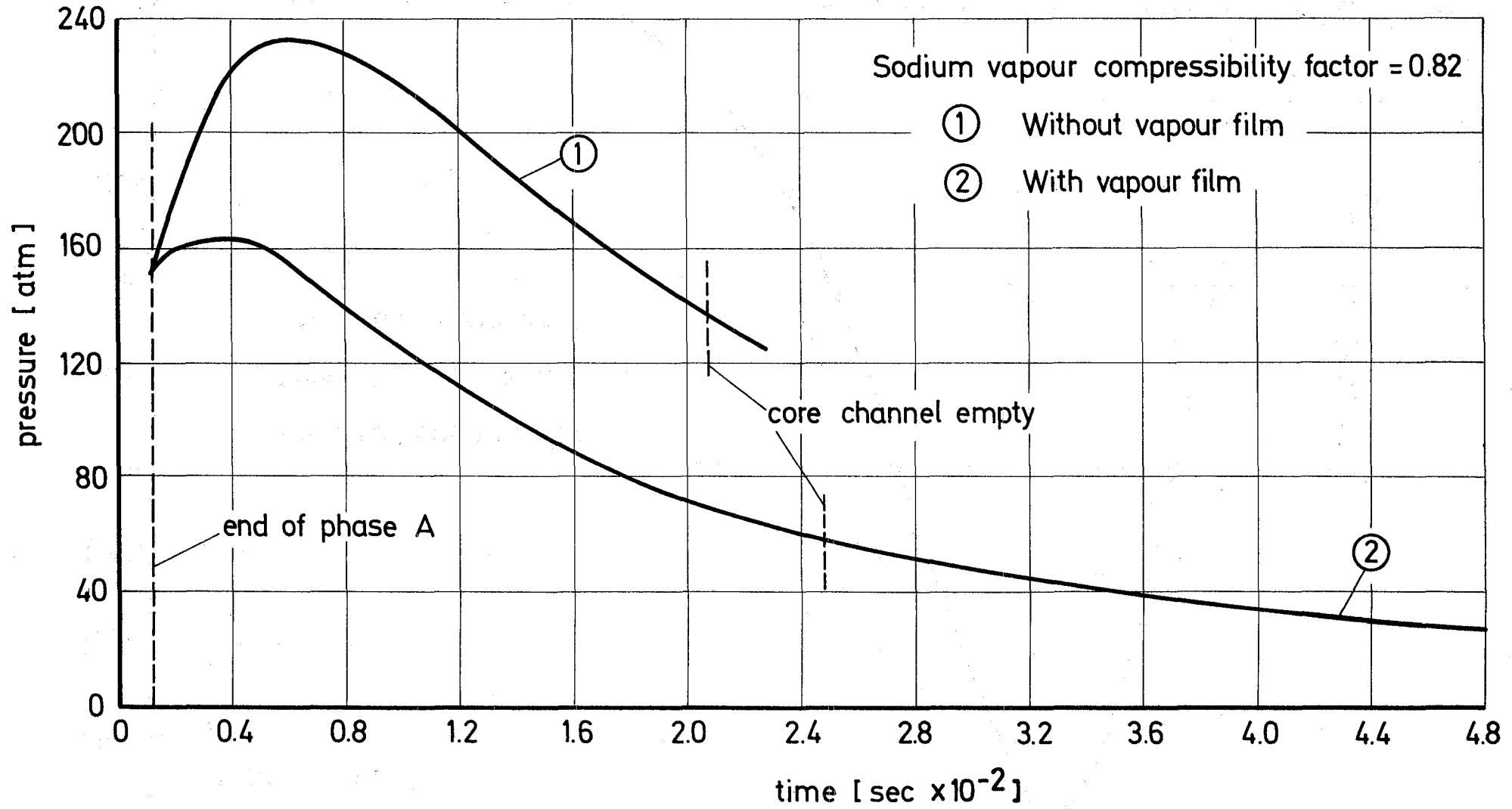


Abb. 2

Fuel / sodium reaction - phase B  
Pressure as a function of the time





1237 Natriumbrandversuche

(F. Huber, IRE)

Mit der Durchführung der Natriumbrandversuche wurde im letzten Quartal 1971 begonnen. Insgesamt wurden bisher 9 Versuche durchgeführt.

Es werden im wesentlichen drei Arten von Natriumbränden untersucht:

- Flächenbrand
- Brand an isolierten Rohrleitungen
- Spritzbrand

Die Flächenbrände werden in einer Stahlwanne von ca. 1 x 1 m Grundfläche durchgeführt. Das erforderliche Natrium wird in einem Behälter auf die gewünschte Temperatur erwärmt und durch eine Rohrleitung zur Wanne geleitet. Pro Versuch können maximal ca. 40 l Natrium eingesetzt werden. Im Rahmen der Gegenmaßnahmen zur Eindämmung von Flächenbränden wird die Wanne mit einer besonderen Abdeckung versehen. Diese ist so ausgebildet, daß das Natrium nahezu ungehindert in die Wanne abfließen kann, der Zutritt von Sauerstoff jedoch so weitgehend reduziert wird, daß kein Brand in der Wanne entstehen kann. Im Falle der Rohrleitungs- und Spritzbrände wird ein Teil der Einfüllleitung durch eine Rohrleitung mit definierter Leckstelle ersetzt.

Während der Versuche werden die Temperaturen in und um den Brandherd sowie die Aerosol-Niederschläge in der Umgebung gemessen.

Es wurden Flächenbrände mit Natriummengen von 4 bis 30 l und Temperaturen von 300 - 600 °C durchgeführt. Ein wesentlicher Einfluß der Ausgangstemperatur auf den Brandverlauf konnte bisher nicht festgestellt werden. Die Brände verliefen alle unter starker Rauchentwicklung, so daß ein Aufenthalt in der Nähe des Brandes nur mit Atemschutzgeräten möglich war. Hinsichtlich der Wärmefreisetzung war die Auswirkung auf die Umgebung gering. In der eigentlichen Brandzone wurden Temperaturen bis 1100 °C gemessen.

Bei einem ungestörten Flächenbrand wurde während der ersten 10 min. eine mittlere Brandrate von ca. 20 kg/m<sup>2</sup>h ermittelt. Die Natriumtemperatur stieg in dieser Zeit von 400 °C auf 600 °C an. Durch Abdecken mit Löschpulver konnte dieser Brand in 2 min gelöscht werden. Es wurden hierzu ca. 28 kg Löschpulver benötigt. In der Halle wurde ein Niederschlag an Löschpulver und Verbrennungsrückständen mit einem Natriumanteil von 0,6 g/m<sup>2</sup> gemessen.

Die Versuche mit abgedeckter Wanne zeigten deutlich den Vorteil dieser Abdeckung. Der Brand beschränkte sich nur auf das an der Abdeckung haftende Natrium und dauerte nur etwa 5 min nach Beendigung der Einfüllphase. In der Wanne selbst bildete sich kein Brand aus, so daß aktive Löschmaßnahmen nicht erforderlich wurden; damit entfiel auch eine Belästigung der Umgebung durch Löschpulver. Das Natrium kühlte sich sehr schnell ab. Von den eingebrachten 30 kg Natrium sind in diesen Versuchen nur ca. 20% verbrannt. Es ist zu erwarten, daß bei größeren Natriummengen der verbrennende Anteil prozentual noch geringer sein wird.

### 1238 Sicherheitstechnische Verfolgung der SNR-Entwurfsarbeiten

#### 1238.2 Zuverlässigkeitsuntersuchungen an Anlagensystemen schneller Reaktoren (G. Weber, IAR)

Die grundsätzlichen mathematischen Fragen zur Möglichkeit der analytischen Auswertung von Fehlerbäumen wurden durch Angabe einer brauchbaren Alternative zu [1] vorläufig abgeschlossen [2]. Diese Alternativlösung bedingt die Verwendung der erwarteten Anzahl der Ausfälle,  $W(t)$ , die in rekursiver Form für ein in einem Fehlerbaum dargestelltes System aus reparierbaren Komponenten zu erhalten ist. Die Funktion  $W(t)$  ist immer eine obere Grenze zur Ausfallwahrscheinlichkeit  $P(t)$ . Für relativ zuverlässige Systeme ist sie eine gute Annäherung (1).

Erste Untersuchungen zur Zuverlässigkeit des Multi-Input-Schutz-Systems (MISS) zeigten, daß eine sorgfältige Prüfung der dabei auftretenden Zuverlässigkeitsaussagen notwendig ist. Die Methode (1) zur Berechnung der erwarteten Anzahl der Ausfälle  $W(t)$  konnte bereits wichtige begriffliche Klärungen bringen. Eine Anzahl wesentlicher Detailinformationen kann von der Methode geliefert werden.

Literaturhinweise:

[1\_] J.D. Murchland

Comments on a Time Dependent Methodology for Fault Tree Evaluation  
to be published in "Nuclear Engineering and Design", 1972

[2\_] Siehe auch PSB, 3. Vierteljahresbericht 1971,

KFK 1271/3, p. 123-5

Veröffentlichung:

(1) J.D. Murchland, G.G. Weber

A Moment Method for the Calculation of a Confidence Interval for  
the Failure Probability of a System

Proceedings 1972 Annual Reliability and Maintainability Symposium,  
San Francisco, (January 25-27), p. 565-577



124 ENTWICKLUNG DER INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERN-  
ÜBERWACHUNG

1241 Nachweis von Durchflußstörungen an Brennelementen

1241.1 Untersuchungen an Thermoelementen, welche in nicht-instrumentierten  
Einsätzen vom Typ Mol-1 bestrahlt wurden

(H. Lindner, Siemens Karlsruhe, E PTE 13)

Vom März 1970 bis Mai 1971 wurden drei nichtinstrumentierte Einsätze vom Typ Mol-1 im BR 2 bestrahlt. Die Bestrahlungsdosen betragen für die Kapsel Mol-1 T (bestückt mit 20 Thermoelementen 3 mm  $\emptyset$  und 60 Thermoelementen 1,5 mm  $\emptyset$ ) ca.  $2 \cdot 10^{21}$  n/cm<sup>2</sup> und für die Kapseln Mol-1 R und S (bestückt mit insgesamt 56 Thermoelementen 3 mm  $\emptyset$  und 60 Thermoelementen 1,5 mm  $\emptyset$ ) ca.  $1,1 \cdot 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup>. Die Mol-1 Bestrahlungen erfolgen bei Temperaturen  $< 100$  °C; die Mol 3-Bestrahlungen erfolgen bei 600 °C. Die Bestrahlungsuntersuchungen begannen bei RB/Z für Mol-1 T im Oktober 1970 und für Mol-1 R und S Ende 1971.

Es wird kurz über die einzelnen Untersuchungspunkte und, soweit z.Zt. möglich, über die erhaltenen Ergebnisse berichtet.

Zerlegen der Einsätze und visuelle Kontrolle

Besonders gravierend war bei diesem Untersuchungspunkt die Tatsache, daß bei einigen Thermoelementen der Mantel aufgeplatzt und das Isolationsmaterial herausgewaschen war (Abb. 1 und 2).

Die Ursache hierfür ist die Umwandlung des Isolationsmaterials MgO in Mg(OH)<sub>2</sub> durch eindringendes Wasser. Durch das geringere spezifische Gewicht von Mg(OH)<sub>2</sub> im Vgl. zu MgO erfolgte eine Volumenvergrößerung des Isolators, die schließlich zum Platzen des Mantels führte.

Das Zerlegen der Thermoelement-Einsätze bereitete z.T. Schwierigkeiten, da einige Thermoelemente (besonders bei den Langzeitbestrahlungen Mol-1 R und S) sehr fest in der Aluminiumhalterung hafteten.

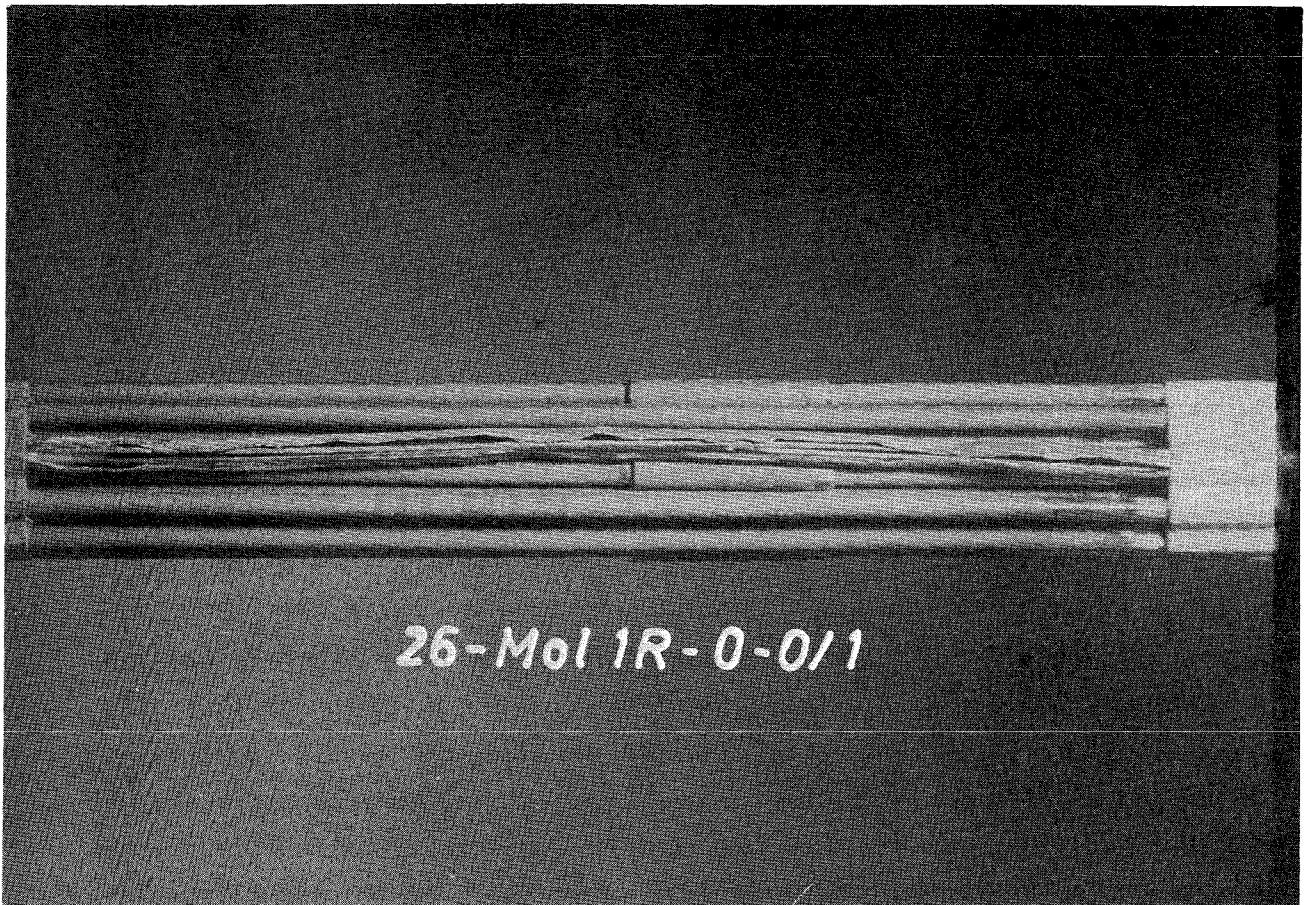


Abb. 1

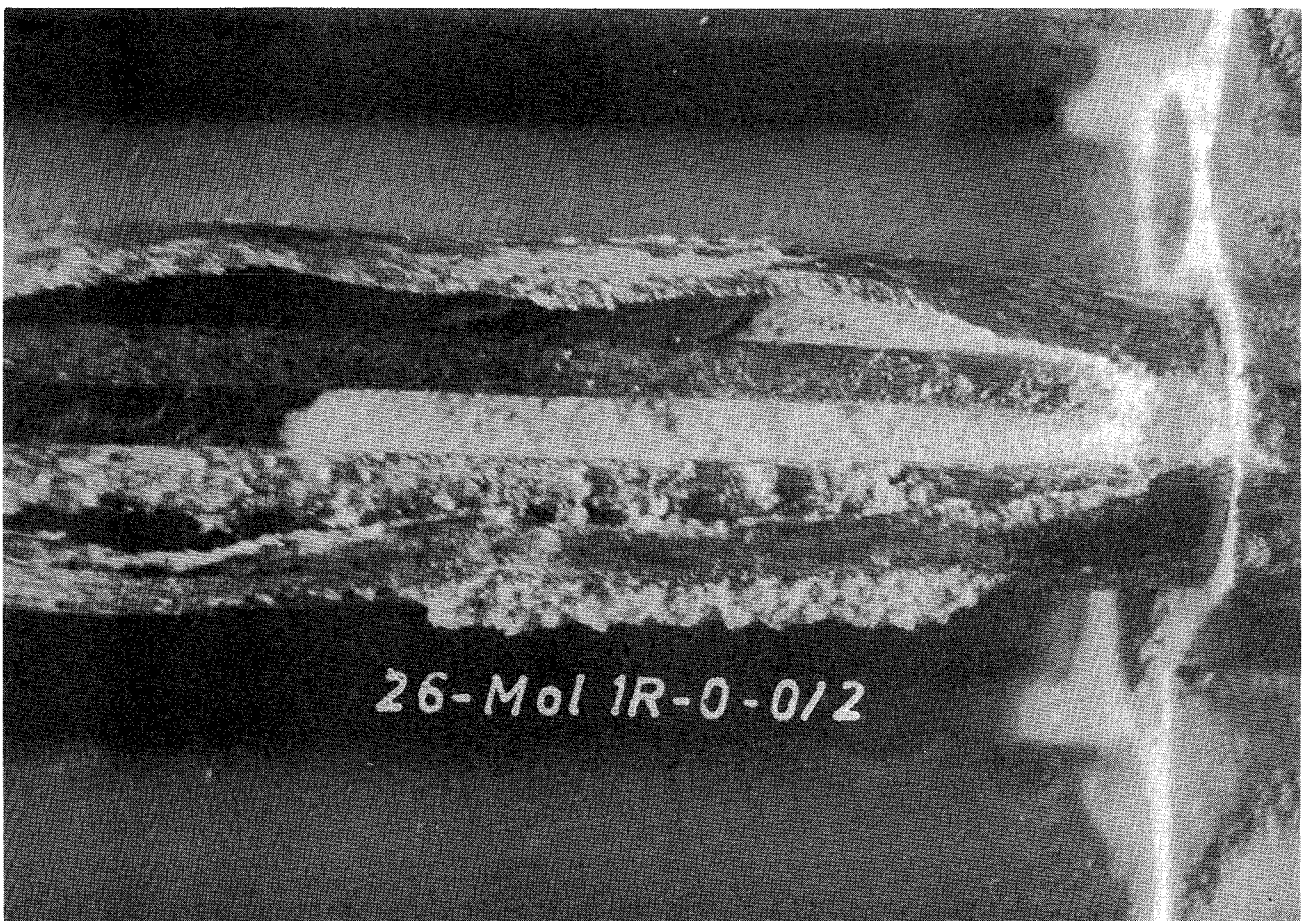


Abb. 2

Dimensionskontrolle

Die Vergleiche von Durchmesserkontrollen unbestrahlter und bestrahlter Thermoelemente ergaben Durchmesserzunahmen der bestrahlten Thermoelemente von ca. 0,2 % bis 1 %, wobei Unterschiede bis zu 100 % zwischen den verschiedenen Thermoelement-Herstellern festgestellt wurden.

Isolations- und Leitungswiderstandskontrolle

Echte Vergleichsmessungen unbestrahlt - bestrahlt waren hier nicht möglich, da die Thermoelemente beidseitig verschweißt von den Herstellern angeliefert wurden und vor dem Verschweißen dort durchgeführte Messungen als Vergleichswerte nur bedingt verwendbar sind, da die Meßmethoden der einzelnen Lieferanten verschieden und nur z.T. bekannt sind.

Nacheichung der EMK

Durch sehr umfangreiche EMK-Messungen an unbestrahlten Thermoelementen wurden Bezugswerte für die Messungen an bestrahlten Thermoelementen erarbeitet.

Durch die Übernahme der hierbei angewandten Meßmethode und Meßgeräte (Ausgleichsleitungen und Kompensograph) für die Messungen bei RB/Z wurde die Verwendung dieser Ergebnisse als Bezugsgrößen gewährleistet.

Es wurden folgende Eichpunkte aufgenommen:

- 100 °C (siedendes Wasser)
- 232 °C (Schmelzpunkt Zinn)
- 550 °C (Zinn-Bad ohne Fixpunkt)
- Temperaturschleife 232 - 550 °C/ 550 - 232 °C

Da die Ergebnisse z.T. noch ausgewertet werden, ist es zum jetzigen Zeitpunkt nur möglich, globale Aussagen zu machen:

- die EMK-Abweichungen sind von der Bestrahlungsdosis abhängig
- die Abweichungen verringern sich durch Wärmebehandlung der Thermoelemente.

Metallographie

Es wurden Metallographieproben angefertigt, die drei verschiedene Zustände der Thermoelemente zeigen:

- unbestrahlt
- bestrahlt
- bestrahlt und wärmebehandelt

Eine Auswertung (bisher nur von Mol-1 T, Kurzzeitbestrahlung), die zusammen mit RB/Z durchgeführt wurde, ließ in keinem Falle eindeutige Strahlenschäden an Thermoelement-Mantel oder Thermoelement-Leitern erkennen. Zur Vervollständigung des Untersuchungsprogramms werden jedoch auch die Thermoelemente der Kapseln Mol-1 R und S metallographisch untersucht.

### Biegetest

Bei diesem Versuch wurden die bestrahlten Thermoelemente mehrmals um einen Dorn gewickelt; anschließend wurde die Funktionsfähigkeit geprüft. Es wurden einige Ausfälle (Bruch der Leiter) festgestellt. Diese Ergebnisse sind jedoch nicht von erhöhtem Wert, da solche Überbeanspruchungen normalerweise nicht auftreten.

### Prüfung der mechanischen Belastbarkeit

Zunächst war geplant, an Thermodrähten ZerreiBversuche durchzuführen. An unbestrahlten Thermoelementen durchgeführte Messungen zeigten jedoch, daß die Ergebnisse mit einer zu hohen Streuung (durch unrunde Leiterquerschnitte, Durchmesserchwankungen, Kerbwirkungen usw.) behaftet sind, so daß eindeutige Aussagen nicht möglich sind.

Statt der ZerreiBversuche werden bei RB/Z Thermoschockuntersuchungen durchgeführt. Eine speziell für die Heißen Zellen geeignete Versuchseinrichtung wurde bei Siemens aufgebaut und getestet. Es wird beabsichtigt, Thermoschocks zwischen 600 °C und 500 °C mit Gradienten von ca. 100 °C/sec (kühlen) durchzuführen. Der Versuch soll als Ausfalltest dienen und deshalb als Langzeitversuch nach Beendigung aller übrigen Untersuchungen für Thermoelemente aus den Einsätzen Mol-1 R, S, T mit einem Aufbau durchgeführt werden. Mit dem Versuch kann voraussichtlich im Juni begonnen werden.

### 1241.3 Temperaturfluktuation am elektrisch beheizten Brennelement

(L. Krebs, G. Weinkötz, IRB)

Nach der Behebung der Schäden an den Temperaturfühlern am vorhandenen 61-Stabbündel [1] wurde die dritte Versuchsreihe der Messung und Erfassung der statistischen Temperaturschwankungen am Brennelementausgang im Na-Kreis-



lauf durchgeführt. Durch die Erweiterung der elektrischen Leistungssteuerung war es möglich, die in Bündel eingebauten 3 Heizstäbe einzeln und gemeinsam in den verschiedenen Leistungsbereichen zu beheizen. Die max. Heizleistung eines Einzelstabes betrug in der 3. Versuchsreihe 12 kW. Außerdem wurde durch verbesserte filter- und verstärkungstechnische Maßnahmen das Signal- zu Störverhältnis erhöht, so daß auch statistische Temperaturschwankungen bei geringer Stabheizung, die in den vorangegangenen Versuchsreihen weitgehend durch Leitungs- und Netzstörgrößen verdeckt waren, erfaßt werden konnten. Die Aufzeichnung der gemessenen Signale erfolgte auf ein analoges Bandgerät, so daß der durch die Filter vorgegebene Frequenzbereich voll erfaßt werden konnte. Erstmals wurden auch verkettete Temperatursignale durch Zusammenschaltung mehrerer Thermoelemente im Brennelement-Bündel aufgezeichnet. Die Auswertung und Beurteilung der gewonnenen Temperatursignale durch statistische Meßverfahren wird z.Zt. im off-line-Betrieb mit dem digitalen Korrelator vorgenommen.

#### 1241.5 Auswerteverfahren für die Überwachung der BE-Austrittstemperaturen (C. Broeders, INR)

Für die Grenzwertführung der BE-Austrittstemperaturen wurden mehrere analoge und digitale Konzepte untersucht /1/. Für die Durchführung der Parameteruntersuchungen und die Simulation und Auswertung der Signale und Komponenten dieser Konzepte wurden mehrere Rechenprogramme erstellt. Diese Rechenprogramme wurden als Moduln zu einem Programmsystem zusammengestellt (insgesamt etwa 60 eigene Unterprogramme).

Die wichtigsten Moduln sind:

1. ANALOG  
Für die Untersuchung analoger Schaltungen ohne Rauschsignalsimulation.
2. DIGITAL  
Für die Untersuchung digitaler Schaltungen ohne Rauschsignalsimulation.
3. CALCNOIS  
Für die Untersuchung digitaler Schaltungen mit gerechneten Rauschsignalen.
4. READNOIS  
Für die Untersuchung digitaler Schaltungen mit vom Band gelesenen Rauschsignalen.
5. TAPEWRIT  
Für die Berechnung von Rauschsignalen und Abspeicherung auf Band.

## 6. ANALYSIS

Für die Berechnung von Korrelationsfunktionen und Leistungsdichtespektren von Rauschsignalen, die nach den Konventionen für TAPEWRIT auf Band zur Verfügung stehen (Modifizierte Version von /2/).

Alle wichtigen Ergebnisse können in den Programmen graphisch dargestellt oder bereitgestellt werden für ein vorhandenes Programmsystem zur graphischen Verarbeitung.

Das in /1/ beschriebene Programm enthält die Möglichkeit, Thermoelementrauschsignale mit 1 Grenzfrequenz zu simulieren.

$$N(\omega) = \frac{\eta}{(\omega^2 + \omega_1^2)}$$

Dazu wurden 2 Verfahren benutzt /3/:

1. Simulation von binärem weißem Rauschen.
2. Simulation von Impulsrauschen.

Der Programmteil zur Simulation der Thermoelementrauschsignale wurde erweitert. Mit dem Verfahren zur Simulation von binärem weißem Rauschen können jetzt Rauschsignale mit monoton fallenden Leistungsdichtespektren mit bis zu 10 Grenzfrequenzen simuliert werden.

$$N(\omega) = \frac{\eta}{(\omega^2 + \omega_1^2) (\omega^2 + \omega_2^2) \dots (\omega^2 + \omega_n^2)}, \quad n \leq 10$$

In Abb. 3 sind 3 Spektren dargestellt:

1. 1 Grenzfrequenz  $\omega_1 = 10$  (rad/sec)
2. 3 Grenzfrequenzen  $\omega_1 = 10, \omega_2 = 16,7, \omega_3 = 50$
3. 3 Grenzfrequenzen  $\omega_1 = 10, \omega_2 = 6,7, \omega_3 = 5$

Die Thermoelementzeitkonstante beträgt  $\tau = 1.6$  Sek. Nach dem T.E. ist ein Filter 1. Ordnung mit einer Zeitkonstanten  $a\tau$  mit  $a = 0.01$  geschaltet.

Die durchgezogenen Linien stellen die theoretischen Kurven dar, während die Punkte mit ANALYSIS aus den simulierten Signalen gewonnen wurden.

### Literatur:

/1/ C. Broeders, KFK 1271/3, S. 124-6

/2/ P. Tak, KFK 1237

/3/ G. Korn, Random Process Simulation and Measurement, Mc Graw Hill 1966

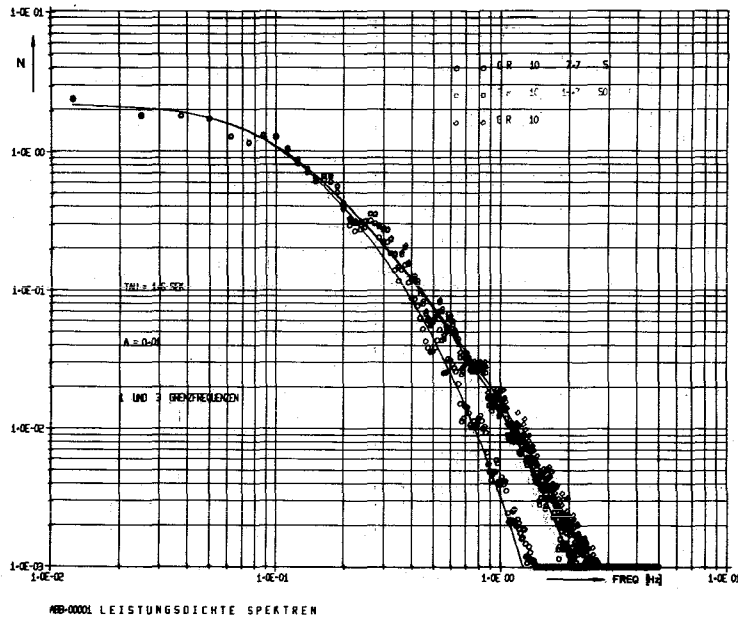


Abb. 3

1242 Hüllenüberwachung von Brennelementen1242.1 Brennelement-Hüllenüberwachung durch Nachweis verzögerter Neutronen  
(S. Jacobi, G. Schmitz, LEM)

Mit Beginn des Leistungsbetriebes des KNK wurde der in der Primärreinigungszelle installierte Monitor für verzögerte Neutronen in Betrieb genommen. Bei acht Prozent Reaktorleistung wurde eine Impulsrate von  $1,7 \cdot 10^4$  I/m gemessen, dies entspricht auf 100% Reaktorleistung umgerechnet einer Aktivitätskonzentration von  $1,7 \cdot 10^2$  n/sec  $g_{Na}$  in der Probenschleife bzw. nach  $\sqrt{1}$  einer freien Brennstoffoberfläche von  $8 \text{ cm}^2$ . Abweichend von dem zitierten Bericht wurde aufgrund der am Hüllenschadendampfkreislauf des FR 2 erhaltenen und noch zu besprechenden Ergebnisse der Zerklüftungsfaktor<sup>+) mit  $k = 100$  angesetzt.</sup>

Die gemessene Impulsrate wird jedoch nicht durch einen Brennelementscha- den oder Urankontamination der Brennelemente bzw. des Natriums verursacht, sondern durch einen unerwartet hohen Fluß schneller und mittelschneller Neutronen aus dem Core im Aufstellungsraum des Monitors. Zwischenzeitlich wurde der Monitor an den drei corezugewandten Seiten mit einer Neutronenabschirmung, bestehend aus Graphit der Dichte  $1,6 \text{ g/cm}^3$  und der Wandstärke von 10 cm sowie bestehend aus Borblech der Wandstärke von 0,7 cm versehen, um so den Störanteil der Impulsrate zu verringern. Durch räumliche Gegebenheiten war es leider nicht möglich, den Monitor ganz mit dieser Abschirmung zu umgeben bzw. die Graphitwand stärker auszulegen. Nach Wiederaufnahme des Leistungsbetriebes des KNK Anfang Mai 72 kann der Abschirmeffekt gemessen werden.

In Ergänzung der durchgeführten und noch vorgesehenen Experimente mit dem Neutronenmonitor im KNK wurde ein gleicher Monitor am Hüllenschadendampfkreislauf des FR 2 aufgebaut. Hier besteht die Möglichkeit, beta- und gammaemittierende Spaltprodukte neben den Neutronenemittern nachzuweisen. Der Hüllenschadendampfkreislauf besitzt unter anderem zwei Meßstellen zur Gamma-spektroskopie und eine Meßstelle zur Präzipitation fester Spaltfolgeprodukte. Da in diesen Kreislauf im Bereich hohen Neutronenflusses Brennstäbe mit Hüllenschaden definierter Größe eingebracht werden können, ist eine quantitative Zuordnung zwischen Brennelementschäden, Spaltproduktmengen im Kühlkreislauf und Signalhöhe von Detektionsmeßstellen möglich.

---

+)Ein Maß für die effektive Vergrößerung der Oberfläche des beschädigten Brennstabes.

Für einen in diesen Kreislauf eingesetzten Brennstab mit einer Uran-235-Anreicherung von 35% und mit einer Schadensfläche von  $1 \text{ mm}^2$  wurde die Neutronenaktivitätskonzentration des Kühlmittels durch Br 87 und J 137 nach [1] mit einem Zerklüftungsfaktor von  $k = 100$  zu  $7 \cdot 10^2 \text{ n/sec cm}^3$  berechnet.

Ein vierwöchiger Betrieb während der FR 2-Betriebsphase K 71 mit diesem Brennstab erbrachte zu Beginn eine Aktivitätskonzentration von  $7 \cdot 10^3 \text{ n/sec cm}^3$ , welche bis zum Ende dieser Betriebsphase stetig auf den Wert  $6 \cdot 10^2 \text{ n/sec cm}^3$  zurück ging. Diesem Langzeitverhalten überlagert waren kurzzeitige Erhöhungen oder Erniedrigungen der Neutronenaktivitätskonzentration, verursacht durch Zustandsänderungen des Kreislaufs wie Durchsatzänderung des Kühlmittels oder Veränderung der Hüllrohrtemperatur des Brennstabes. Die den gemessenen Aktivitätskonzentrationen zugehörigen Zerklüftungsfaktoren  $k$  liegen zwischen den Werten  $k_{\text{MAX}} = 1000$  und  $k_{\text{MIN}} = 85$ . Das stetige Absinken des Zerklüftungsgrades kann durch Abtragen von Spaltstoffspitzen durch knock-out von Spaltstoff erklärt werden.

Infolge der sehr hohen Aktivitätsfreisetzung dieses Brennelementes in den Kreislauf konnten die beiden Meßstellen zur Gammaskopie und der Präzipitator des LEM nicht betrieben werden.

In der Abschaltphase A' (72) des FR 2 wurde dieser Brennstab gegen einen anderen ausgetauscht. Der neue Brennstab hatte Natururan als Spaltstoff und eine Schadensfläche von ebenfalls  $1 \text{ mm}^2$ . Die zu erwartende Neutronenaktivitätskonzentration wurde zu  $6,4 \text{ n/sec cm}^3$  berechnet.

Nach Erreichen der vollen Reaktorleistung von 44 MW zu Beginn der Betriebsphase A 72 des FR 2 wurde eine Neutronenaktivitätskonzentration von  $9,8 \text{ n/sec cm}^3$  am 29.1.72 gemessen. Bis zum 20.2.72 stieg diese Konzentration stetig auf den Wert von  $43 \text{ n/sec cm}^3$  und fiel dann innerhalb von drei Tagen auf den Wert von  $11 \text{ n/sec cm}^3$  zurück. Bis zum Abschalten des Reaktors am 6.3.72 ging die Aktivitätskonzentration noch geringfügig auf den Wert von  $9,0 \text{ n/sec cm}^3$  zurück. Die den angenommenen Zerklüftungsfaktoren  $k$  betragen entsprechend  $k_{\text{MIN}} = 140$  und  $k_{\text{MAX}} = 670$ .

Zur weiteren Beobachtung des Schadenverhaltens wurde dieser Brennstab in der Betriebsphase B 72 des FR 2 im Hüllenschadendampfkreislauf belassen. In der Abschaltphase C'72 wird er gegen einen Natururanbrennstab mit einer Schdensfläche von  $10 \text{ mm}^2$ , ausgebildet als  $10 \text{ mm}$  langer Schlitz der Breite von  $1 \text{ mm}$ , ausgetauscht.

#### Literatur:

[1] S. Jacobi, G. Schmitz

Hüllenüberwachung an natriumgekühlten Reaktoren durch Nachweis verzögerter Neutronen

GfK-Externer Bericht 22/71-1

1243 Detektion von Na-Sieden durch Reaktivitätsmessungen

(M. Edelmann, J. Ehrhardt, INR; K. Vogel, RB)

#### Einleitung

Globales Sieden (Blasensieden) des Kühlmittels in einem Brennelement eines schnellen natriumgekühlten Brutreaktors kann zu gefährlichen Betriebszuständen führen (Brennelementschmelzen, Brennstoff-Natrium-Reaktion), die unter allen Umständen vermieden werden müssen. Es werden deshalb Methoden untersucht, mit deren Hilfe das Sieden des Natriums frühzeitig und sicher nachgewiesen werden kann. Eine erfolgversprechende Möglichkeit besteht darin, den durch die Na-Dampfblasen verursachten Reaktivitätseffekt zu detektieren.

Beim globalen Sieden des Natriums werden nach dem derzeitigen Kenntnisstand [1] infolge Siedeverzugs große Dampfblasen erzeugt, die das flüssige Natrium aus einem bestimmten Bereich des Brennelements verdrängen. Nach Entspannung der Dampfblase (z.B. durch Kondensation in kälteren Zonen) strömt die ausgetriebene Na-Säule ganz oder teilweise zurück. Durch erneuten Anstieg des Dampfdrucks wird die Na-Säule wieder ausgetrieben. Das Volumen der Na-Dampfblase schwankt somit nahezu periodisch mit einer Frequenz, die je nach den speziellen Randbedingungen zwischen etwa 2 Hz und 5 Hz liegt. Wenn die Blase während dieser Oszillationen nicht vollständig kollabiert, beginnt der ungekühlte Teil des Brennelementes nach wenigen Sekunden niederzuschmelzen.

Das oszillierende Blasenvolumen verursacht infolge des (ortsabhängigen) Void-Effekts im Reaktor eine Reaktivitätsmodulation, deren Intensität und zeitlicher Verlauf vom Ort des Siedevorgangs abhängen. Grundsätzlich werden jedoch charakteristische Störungen erwartet, bei deren Nachweis auf siedendes Natrium geschlossen werden kann. Die Problematik besteht darin, diese charakteristischen Störungen auch dann innerhalb weniger Sekunden sicher nachzuweisen, wenn sie in Bereichen mit sehr kleinem Voidkoeffizienten auftreten und somit nur kleine Flußschwankungen verursachen, die im normalen Leistungsrauschen untergehen.

In diesem Zusammenhang ist zu klären, welche Detektorempfindlichkeit erforderlich ist, welche und wieviele Detektoren benötigt werden, welche Detektorpositionen geeignet bzw. ungünstig sind, um den gesamten Reaktor zu überwachen, wo die untere Grenze für das Signal-zu-Untergrund-Verhältnis liegt, welche Meßzeit für eine bestimmte Genauigkeit, d.h. Wahrscheinlichkeit, für den Nachweis einer gegebenen Reaktivitätsstörung benötigt wird und in welcher Weise die Detektorsignale für eine wirksame Überwachung des Reaktors zu verarbeiten sind. Diese Fragen werden experimentell durch Simulation des Na-Siedens im FR 2 untersucht.

### Siedesimulator

Im FR 2 werden zeitlich veränderliche Reaktivitätsstörungen von der Art, wie sie durch Na-Sieden in schnellen Reaktoren hervorgerufen werden können, mit Hilfe eines Siedesimulators erzeugt (Abb. 4). Er besteht aus einem Tauchrohr, das auf Gitter- oder Zwischengitterpositionen im Reaktor eingesetzt werden





kann. Oberhalb des unteren Führungszapfens befindet sich eine Öffnung, durch die der Moderator ( $D_2O$ ) ein- und ausströmen kann. Mittels eines elektropneumatischen Druckimpulsgebers kann von oben He-Gas derart in das Tauchrohr eingeblasen werden, daß der Wasserspiegel innerhalb weniger Zehntelsekunden auf eine beliebig einstellbare Höhe abgesenkt wird und anschließend mit vorwählbarer Amplitude und Frequenz um diesen mittleren Pegel schwingt. Die maximal mögliche Frequenz beträgt etwa 2 Hz. Dieses Konzept wurde in ausgedehnten Vorversuchen an einem durchsichtigen Modell entwickelt und erprobt (INR), nachdem erste Modellversuche mit im Tauchrohr aufsteigenden Blasen (RB) keine genügend gute Reproduzierbarkeit ergaben. Mit der jetzigen Anordnung wird zudem das Na-Sieden besser simuliert. Sie bietet ferner die Möglichkeit, mit Hilfe kontinuierlicher Widerstandsmessung in der Wassersäule ein Analogsignal für deren Höhe und Oszillationsverlauf zu erhalten. Damit können die aus dem Reaktorraschen gemessenen Reaktivitätsstörungen direkt mit der Eingangsstörung verglichen werden.

Der Siedesimulatoreinsatz wurde inzwischen nach den in den Modellversuchen ermittelten Spezifikationen gebaut (RB) und nach erfolgreichen out-of-pile Tests - auch der zugehörigen Steuerung und Überwachung (INR) - in den Reaktor eingesetzt. Zur Zeit laufen die ersten Probemessungen.

#### Detektoreinsätze

Zur Messung der Neutronenflußschwankungen werden für Nulleistungs- und Leistungsbetrieb je 2 vertikale Meßeinsätze in-core benutzt, wie sie auch für routinemäßige Flußmessungen in Isotopen-Tauchrohren am FR2 verwendet werden. Sie sind mit je einer Spaltkammer bestückt, die vertikal im Flußmaximum fixiert ist. Die Detektoreinsätze - wie auch der Siedesimulatoreinsatz - können während des Betriebs auf andere Positionen umgesetzt werden. Dadurch können die Ortsabhängigkeit der Reaktivitätsstörung und ihre "Reichweite" untersucht werden.

#### Meßmethode

Die zu entwickelnde Meßmethode muß in der Lage sein, die charakteristischen Flußschwankungen, die durch siedendes Natrium verursacht werden, im normalerweise wesentlich höheren Rauschen des Reaktors zu identifizieren. Da diese Schwankungen auf einen engen Frequenzbereich beschränkt sind, kann zunächst der gesamte Rauschanteil außerhalb dieses Frequenzbereichs durch

geeignete Filtertechniken eliminiert oder zumindest stark unterdrückt werden. Mittels Korrelationsmessungen kann dann versucht werden, den charakteristischen zeitlichen Verlauf der Siedestörung aus dem Restsignal zu isolieren. Ferner besteht im Prinzip die Möglichkeit, durch Messung der spektralen Leistungsdichte spektrale Veränderungen im gefilterten Signal festzustellen, die für das Na-Sieden typisch sind.

Für die vorgesehenen Versuche wurde eine Meßeinrichtung entwickelt (INR), die es erlaubt, on-line sowohl Korrelationsfunktionen als auch spektrale Leistungsdichten zu messen. Sie besteht im wesentlichen aus einem digitalen Echtzeitkorrelator, der mit einem Kleinrechner gekoppelt ist. Der Rechner steuert den Korrelator; weiterhin übernimmt er aus dem Korrelator die gemessene aktuelle Korrelationsfunktion und berechnet daraus durch schnelle Fouriertransformation innerhalb von Sekundenbruchteilen die spektrale Leistungsdichte. Gegebenenfalls soll der Rechner später selbständig die kontinuierlich gemessenen Korrelationsfunktionen und Leistungsdichtespektren ständig auswerten und aus Veränderungen derselben das Sieden des Kühlmittels feststellen und signalisieren.

#### Literatur:

- [1] E.G. Schlechtendahl  
Sieden des Kühlmittels in natriumgekühlten schnellen Reaktoren  
KFK-Bericht 1020

**1244 Akustische und elektromagnetische Meßverfahren in Natrium****1244.1 Ultraschall-Meßtechnik in Natrium**

(H. Rohrbacher, R. Bartholomay, H. Arnswald, IRE)

Nach einer Reihe erfolgversprechender Modellversuche und Parameter-Studien in Wasser wurden Ultraschallköpfe für die im laufenden Jahr 1972 vorgesehenen Natriumtests entworfen. Hierbei konzentrieren sich die Untersuchungen auf den Direkteinsatz piezoelektrischer Wandler ohne Schallkoppelstangen unter Natrium bei Temperaturen bis zu 450 ° C. Es ist ein Schutzgas-Lötverfahren zur Kontaktierung der Piezokristalle vorgesehen, bei welchem die Quarze ohne oxidische Brücken und Einschlüsse im Lot an die Innenfläche eines VA-Schutzrohres aufgebracht werden können.

Parallel hierzu werden weiterhin Klebeverfahren für den genannten Temperaturbereich untersucht sowie Methoden zur breitbandigen Ultraschalldämpfung auf der freien Seite der Wandler im Hinblick auf die Impedanzanpassung geprüft.

Wasserversuche haben gezeigt, daß bereits nur 3 mm starke VA-Trägerplättchen des Kristalls unerwünschte Echosignale aus dem Schutzrohrsystem auf den Wandler übertragen. Eine Lösungsmöglichkeit bietet eine federnde Halterung zur Entkopplung des bisher starren Klemm- oder Verschweißtechnik des Quarzträgermaterials. Die Untersuchungen hierzu werden weitergeführt.

Die Konstruktion der Ultraschall-BE-Positionierungseinrichtung sowie des Ultraschall-Tastarms im Rahmen der im IRE geplanten Natrium-Prototypvorversuche ist fertiggestellt. Mit dem Aufbau der beiden Versuchseinsätze wird in Kürze begonnen.

**1244.3 Akustische Meßtechnik in Natriumsystemen**

(H. Rohrbacher, R. Bartholomay, H. Arnswald, H. Will, IRE)

Schalltechnischen Meßverfahren werden große Entwicklungs- und Erfolgchancen im Hinblick auf die Betriebsüberwachung und Störfalldiagnose gegeben. Die im IRE durchgeführten Untersuchungen sowie die Aussage der Signale mehrerer am KNK an den Na-Pumpen und am Tankauflager angebrachter Schallsensoren haben gezeigt, daß die akustischen Betriebs-

signale der zu überwachenden Komponenten teilweise deutlich über dem Störuntergrund liegen, und daß mit Hilfe geeigneter Filter- bzw. Aufzeichnungsmethoden eine Analyse des Spektrums möglich ist. Die noch festgestellten Harmonischen des Betriebsgeräuschs, welches an den Natrium-Pumpen aufgenommen wurde, liegen im Bereich von 50 kHz und höher. Es wurde eine Reihe rauscharmer Breitbandverstärker zur Vorverstärkung des unmittelbar an den Schallsensoren abgenommenen Schallspektrums entwickelt und getestet. Bandaufnahmen des backgrounds sowie der Pumpenspektren mit allen im KNK angebrachten sechs Meßstellen stehen unmittelbar bevor.

125 AUSWIRKUNG VON REAKTORSTÖRFÄLLEN AUF DIE UMWELT; AKTIVITÄTSFREISETZUNG1252 Versuche zum Natriumbrand  
(S. Jordan, E. Rühl, IASR/RPU)

Ausführliche Diskussionen zwischen PSB, GfK einerseits und IA andererseits über die Auswirkungen einer Bethe-Tait-Exkursion beim SNR hinsichtlich der Aerosolfreisetzung im inneren und äußeren Containment führten zu dem Ergebnis, daß im Rahmen des Forschungsvorhabens Natriumbrand und Schwebstofffilter den Untersuchungen an Filtern und Filterkombinationen besondere Bedeutung zukommt. Die Filter sind hinsichtlich ihrer Belastbarkeit mit chemisch reaktiven Natrium- und Natriumoxid-aerosolen zu untersuchen.

Die Versuche sollen mit Lachenbränden ausgeführt werden und bieten Gelegenheit, spezielle Fragen der Erzeugungs- und Ablagerungsraten von Natrium- (-oxid) -Aerosolen zu klären.

Für die Filtertestversuche wurde der Natriumbrand-Versuchsstand modifiziert. Die Versuchsanordnung (vgl. Blockschaltplan) soll hier vorgestellt werden. Sie wird derzeit zusammengebaut und soll demnächst in Betrieb genommen werden.

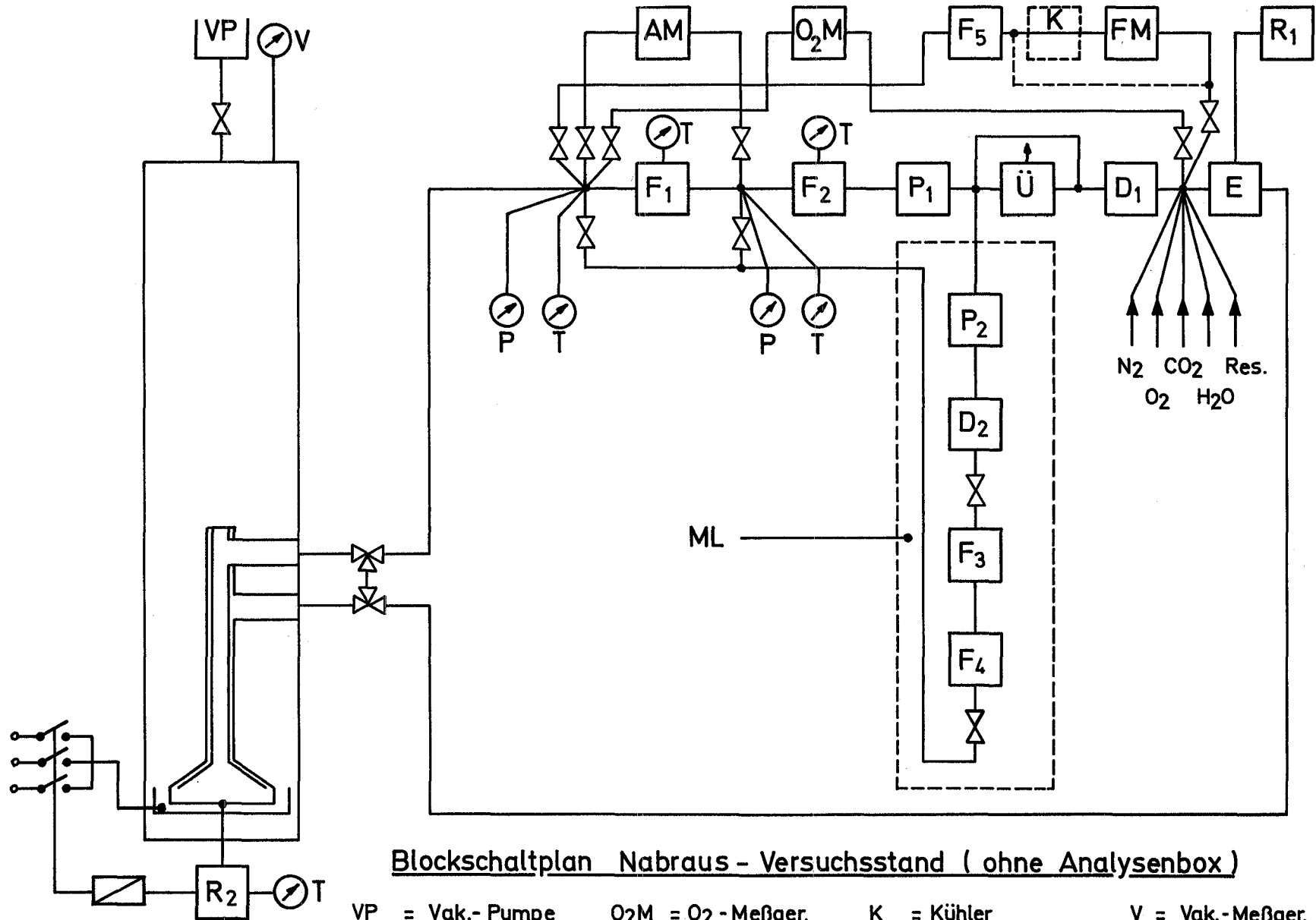
Die Filter bzw. Filterkombinationen werden in einem Gaskreislauf getestet. Inertes Trägergas ist Stickstoff, dem entsprechend den Versuchsbedingungen die gasförmigen Reaktanten Sauerstoff und Wasserdampf beigemischt werden. Ausgangspunkt des Kreislaufes ist eine Einrichtung zur Erzeugung von Natrium- bzw. Natriumoxid-Aerosolen.

Dazu wird in den Boden des Nabra-Versuchskessels eine elektrisch beheizbare, annähernd die gesamte Grundfläche des Gefäßes ausfüllende Brandpfanne gestellt. Die Pfanne kann mit 5 bis 10 kg Natrium beschickt werden. Vorgeheiztes Gas streicht über das auf 500 - 600°C aufgeheizte Natrium hinweg und wird mit Na- bzw. Na<sub>2</sub>O<sub>2</sub>-Aerosolen angereichert. Das mit Aerosolen angereicherte Gas trifft auf das Testfilter. Vor und nach dem Filter wird die Aerosolkonzentration zur Ermittlung des

Abscheidegrades gemessen. Im Filterkreislauf folgt ein Sicherheitsfilter, das, falls das Testfilter zerstört wird, zum Schutz des nachfolgenden Gebläses dient. Vor Rückführung des aerosolfreien Gases auf die heiße Na-Oberfläche durchströmt es einen Erhitzer, der das inzwischen abgekühlte Gas auf die dem flüssigen Natrium angepaßte Temperatur erhitzt.

Die verwendeten Filter mit den Abmessungen 305 x 305 x 150 mm haben einen vom Hersteller empfohlenen Durchsatz von  $220 \text{ m}^3/\text{h}$ . Eine Wechsellvorrichtung gestattet es, die Filter nach dem Versuch gasdicht verschlossen in eine Glovebox zur Untersuchung zu transportieren. Desgleichen kann die Brandpfanne vor dem Versuch über eine Schleuse zwischen der Glovebox und dem Versuchskessel gasdicht mit Natrium beschickt werden. In der Brandpfanne kann das Natrium unter inerter Atmosphäre auf die gewünschte Temperatur erhitzt werden.

Parallel zu dem oben beschriebenen Kreislauf verläuft ein Kleinloop zur Untersuchung des Filtermaterials. Auch hier besteht der Kreislauf aus den Komponenten: Test- und Sicherheitsfilter, Pumpe, Aerosolmeßgerät. Die Filtermatten werden hier ähnlich Membranfiltern in Gehäuse eingespannt. Das Testfilter ist unter Luftausschluß austauschbar.



**Blockschaltplan Nabraws - Versuchsstand ( ohne Analysenbox )**

- |                           |   |                       |                   |
|---------------------------|---|-----------------------|-------------------|
| VP = Vak.- Pumpe          | O <sub>2</sub> M = O <sub>2</sub> - Meßger. | K = Kühler            | V = Vak.- Meßger. |
| R = Regler                | P <sub>1/2</sub> = Pumpe                    | FM = Feuchte- Meßger. | T = Temp.- "      |
| AM = Aeros.- Meßger.      | D <sub>1/2</sub> = Durchfl.- Meßger.        | E = Erhitzer          | P = Druck- "      |
| F <sub>1-5</sub> = Filter | Ü = Überdr.- Ventil                         | ML = Meßloop          |                   |





126 NA-TECHNOLOGIE-VERSUCHE1262 Untersuchungen vom Reaktorbauteilen1262.2 Untersuchungen zum Verschleiß- und Reibverhalten von Abstandshaltergittern unter Natrium (F. Huber, IRE)

Die laufende Versuchsserie wurde mit der Untersuchung der Waben- und Streifen-Abstandshalter fortgesetzt.

Mit dem Wabenabstandshalter wurden insgesamt 306 000 Doppelhübe gefahren. Die Reibkraft für insgesamt 6 Abstandshalter betrug zu Beginn des Versuches ca.  $\pm$  50 kp. Eine Schrägstellung aller Abstandshalter nach 127 000 Hüben um  $0,5^\circ$  und eine weitere Schrägstellung nach ca. 217 000 Hüben auf insgesamt  $1^\circ$  hatte auf die Reibkraft keinen Einfluß. Der Versuch wurde nach ca. 306 000 Zyklen beendet. Die Reibkraft betrug zu diesem Zeitpunkt 50 kp in Zug- und 25 kp in Druckrichtung. Der Verschleiß wird z.Zt. ausgewertet.

Der Versuch mit dem Streifen-Abstandshalter mußte unmittelbar nach Beginn wieder beendet werden, da die maximal zulässige Reibkraft bereits bei den ersten Zyklen überschritten wurde. Die Untersuchung ergab, daß sich zwei der sechs Abstandshalter erheblich verbogen hatten. Die Schadensursache wird gegenwärtig überprüft.

1262.3 Versuche zur Werkstoffpaarung unter Natrium1262.31 Verschweißversuche

(K. Mattes, IRE)

Übersicht

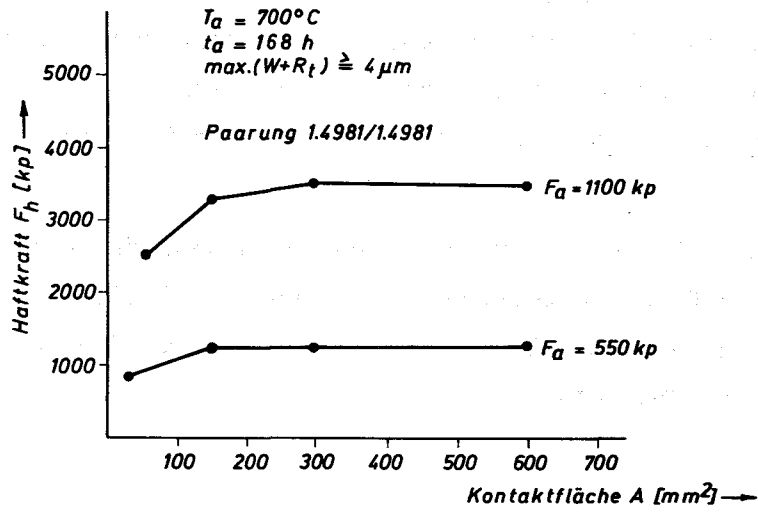
Es wurden seit Oktober 1971 weitere sieben Verschweißversuche durchgeführt, bei denen vorwiegend Proben mit gedrehten Prüfflächen (im Gegensatz zu geläppten) aus dem Werkstoff 1.4981 eingesetzt wurden. Aus den Ergebnissen wurden einige vorläufige Schlüsse über den Einfluß der Anpreßkraft, Anpreßzeit und Temperatur auf das Verschweißen gezogen, welche nachfolgend kurz erläutert werden. Die Versuchsbedingungen sind in Tab. 1 zusammengestellt. Über den Stand der Arbeiten wurde in (1) berichtet.

Tab. 1: Versuchsbedingungen für die Versuche II/14 bis II/20

Versuch Nr.	Anpreß- Temperatur ( °C )	Anpreß- zeit ( h )	Anpreß- kraft ( kp )
II/14	700	168	550
II/15	700	168	550
II/16	700	168	1 100
II/17	550	168	1 100
II/18	550	168	550
II/19	700	24	1 100
II/20	700	24	550

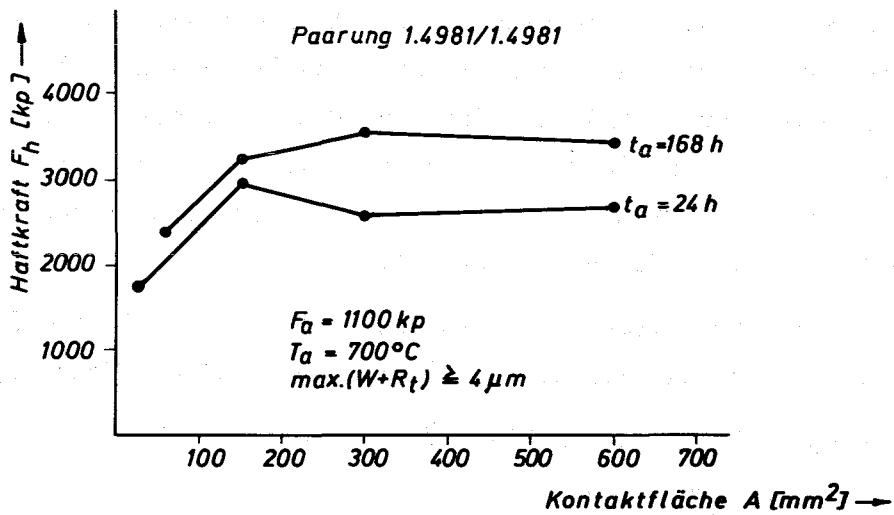
### Versuchsergebnisse

- Die Haftkräfte nehmen annähernd proportional mit der Anpreßkraft zu. Dies läßt sich aus dem Vergleich der Versuche II/15 und II/16 schließen (Abb. 1) und ist auch in früheren Versuchen mit geläpften Prüfflächen gefunden worden, solange die Kontaktflächen hier klein gehalten werden. Bei größeren Kontaktflächen überlagert sich im Falle der geläpften Flächen eine Flächenabhängigkeit (Vgl. 3. Vierteljahresbericht 1971).
- Eine um den Faktor 7 geringere Anpreßzeit vermindert die Haftkraft nur wenig (Abb. 2). Der Vergleich der durch plastisches Verformen gebildeten tragenden Flächen bei Proben mit Kontaktkante, z.B.  $A_1 = 55 \text{ mm}^2$  bei Vers. II/16 mit 168 h Versuchszeit,  $A_1 = 29 \text{ mm}^2$  bei Vers. II/19 mit 24 h Versuchszeit, läßt die Annahme zu, daß der Unterschied in den Haftkräften hauptsächlich durch die zeitabhängigen Fließvorgänge, die die tragende Fläche verändern, bewirkt wird und wenig durch Diffusionsvorgänge.
- Die Temperatur hat einen sehr starken Einfluß auf den Verschweißvorgang. Während bei 700 °C stets ein deutliches Verschweißen auftrat, war das Verhalten bei 550 °C unterschiedlich. Sofern hier ein Verschweißen auftrat, war die Haftkraft um eine Größenordnung geringer als bei 700 °C.



**Einfluß der Anpreßkraft**

Abb. 1



**Einfluß der Anpreßzeit**

Abb. 2

### Weiteres Vorgehen

Da sich gezeigt hat, daß der Einfluß der Temperatur im Gegensatz zu dem der Zeit wesentlich größer ist, werden die nächsten Versuche in verstärktem Maße bei reaktortypischen KM-Temperaturen durchgeführt. Dabei werden auch die Werkstoffe Nimonic 90, TZM, Stellite 6 und Colmonoy 4 in das Programm aufgenommen.

Parallel zu den erwähnten Versuchen wurden eine neue Versuchsvorrichtung und entsprechende Proben entworfen und mit der Detaillierung begonnen. Mit dieser Vorrichtung soll es möglich sein, verschweißte Proben auch unter Natrium auseinanderzureißen.

### Veröffentlichung:

(1) F. Huber, K. Mattes

Selbstverschweißen von Strukturwerkstoffen in flüssigem Natrium  
Reaktortagung 1972 in Hamburg, Compactsammlung, S. 453

### 1262.32 Verschleißuntersuchungen in Natrium

(E. Wild, IRB)

Der Natrium-Verschleißprüfstand NVP-II wurde (nach Brand am 6.12.71) wieder instandgesetzt. Die elektrische Ausstattung des Haupterhitzers wurde dabei verbessert (Sicherheitsabschaltung). Das Steuerventil für den Na-Schnellablaß wurde an eine Stelle über dem Prüfstand verlegt und die Steuerung so geführt, daß sie von austretendem (spritzendem) Natrium nicht mehr beschädigt werden kann. Durch Löschpulver unbrauchbar gewordene Gebläse, Verstärker oder Regler wurden ersetzt.

Auf dem Oxidmeßkreis wurden die Rohrbegleitheizung und die Isolierung aufgebracht sowie die elektrische Versorgung, Regelung und Meßanlage installiert.

Die Wiederinbetriebnahme des Prüfstandes mit der Fortführung des Versuchsprogrammes erfolgte am 15.3.72.

Es waren die Werkstoffpaarungen

Stellit 6H gegen 1.4961

Stellit 6H gegen Stellit 6H sowie

Nimonic 80 gegen Nimonic 80

eingesetzt, wobei (im Hinblick auf die Probleme der Core-Verspannung) hauptsächlich der Reibungskoeffizient zu bestimmen war.

Die Ergebnisse sind noch auszuwerten.

Veröffentlichung:

E. Wild, K.J. Mack

Verschleißuntersuchungen an Werkstoffpaarungen in flüssigem Natrium.

Reaktortagung 1972, Hamburg, S. 457-460

1263 Untersuchungen zur thermo- und hydrodynamischen Coreauslegung

1263.1 Theoretische Bestimmung der Temperaturfelder in Brennstabbündeln

(W. Baumann, H.H. Frey, IRB)

Es wurde eine neue Version des MISTRAL-Programms entwickelt, die gestattet, hexagonal angeordnete Brennelementbündel wahlweise von 7 bis 217 Stäben thermohydraulisch durchzurechnen.

Das Programm ermöglicht das Einlesen von Stableistungen in jeder beliebigen Position. Bei partieller Bündelbeheizung können die Stableistungen vereinfacht eingelesen werden. In diesem Falle bleiben alle nicht beheizten Stäbe unbeachtet, während die Nummern und Leistungen der beheizten Stäbe anzugeben sind.

Für Bündelrechnungen mit Gittern als Abstandshalter sind die Formdruckverlustbeiwerte der Innen-, Wand- und Eckkanäle individuell eingebbar.

Eine zusätzliche Programmerweiterung erlaubt es, bei wendelförmigen Abstandshaltern die Drallströmung entlang der Kastenwand zu berücksichtigen. Auf diese Weise ist es möglich, den Einfluß wendelförmiger Abstandshalter auf die Temperatur und damit auch die thermische Verbiegung der Kastenwand näher zu untersuchen.

Zur Einsparung von Speicherplätzen bei kleinen Bündeln war es zweckmäßig, das Programm auf 'adjustable dimension' umzustellen. Alle Feldgrößen sind nun über ein sog. Vorprogramm in einem gemeinsamen Großfeld zusammengefaßt. Das Vorprogramm rechnet je nach Eingabe-Daten für jede Bündelgröße die genauen Feldlängen aus und überträgt sie durch Aufruf an die folgenden Unterprogramme.

Dementsprechend braucht für verschiedene Bündelgrößen nur eine Zahl (Gesamtzahl der Speicherplätze) im Vorprogramm geändert zu werden.

Einige mit dem neuen MISTRAL-Rechenprogramm gewonnenen Ergebnisse sind als Beispiel in Abb. 3 dargestellt. Sie zeigt die Kühlmittel-Übertemperaturen der Wand- und Eckkanäle im Austrittsquerschnitt eines Brennelementbündels bei Schiefast für verschiedene Abstandshalter. Bei Gittern, 3 und 6 Rippen pro Stab treten hier zwischen Eck- und Wandkanälen Temperaturunterschiede bis zu 30 °C auf.

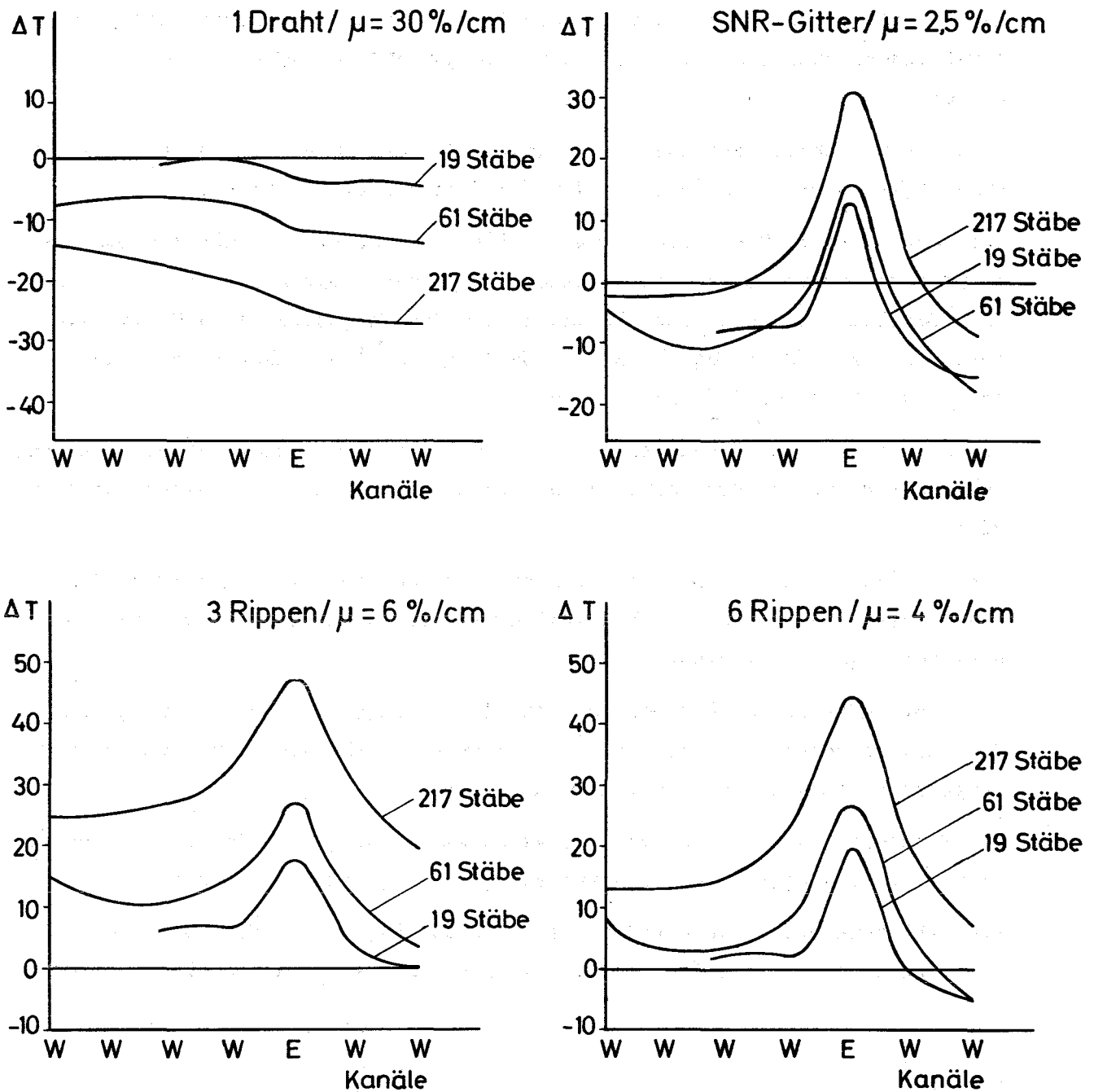
Die Ergebnisse zeigen, daß die Temperaturen für verschiedene Bündelgrößen ähnlich verlaufen. Damit sind wichtige Erkenntnisse für die Übertragbarkeit experimenteller Ergebnisse aus 19-Stabbündeluntersuchungen auf Bündel mit größerer Stabzahl gewonnen.

#### 1263.2 Untersuchungen im exzentrischen Ringraum

(A. De Grande, P. Donath, H. Martin, D. Weinberg, IRB)

Die in [1] erwähnte Eichung der Miniatur-Heißfilmanemometer wurde weitergeführt und der Anwendungsbereich der Sonden wesentlich erweitert.

Da sich die Temperaturabhängigkeit der Zähigkeit des Wassers sehr stark auf die Eichkurve des Anemometers (Anemometer-Spannung als Funktion der Wassergeschwindigkeit) auswirkt, wurde dieser Einfluß durch Variation der Wassertemperatur im Bereich von ca. 10 bis 40 °C untersucht.



**Abb 3:** Kühlmittel-Übertemperatur  $\Delta T = t_{\text{lok}} - t_{\text{mittel}}$  der heißesten Wand- und Eckkanäle im Austrittsquerschnitt von Brennelementbündeln mit verschiedenen Abstandshaltern.  
 Kühlmittel: Natrium  
 Beheizung: Schiefplast,  $\Delta X = 20 \text{ W/cm}$  pro Stabreihe  
 E = Eckkanal  
 W = Wandkanal

Für die Messungen im Experiment wird versucht, die Wassertemperatur konstant zu halten, doch wird es nicht möglich sein, die im Eichversuch benutzte Wassertemperatur wieder zu erhalten. Es muß entsprechend der Temperaturabweichung eine Korrektur zur aufgenommenen Eichkurve durchgeführt werden.

Um diese Korrektur vornehmen zu können, muß eine eindeutige, numerische Abhängigkeit der Eichkurven von der Wassertemperatur bestehen.

Die Abb. 4 stellt Eichkurven eines Heißfilmanemometers bei einer Filmsonden-Temperatur von 60 °C und unterschiedlichen Wassertemperaturen dar. Es zeigt sich deutlich, daß bestimmte Tendenzen von den eingezeichneten Graden nicht erfaßt werden. (Streuung im unteren Geradenbereich und Abweichungen am Anfang und Ende des Gesamtbereiches.)

Durch Variation des Exponenten  $n$  ( $v^n$ ) kann diejenige Gerade gefunden werden, die die kleinste quadratische Fehlerabweichung von den Versuchspunkten aufweist.

Eine Variation wurde z.B. für die Eichkurven aus Abb. 4 vorgenommen. Die Abb. 5 zeigt für den oberen Meßbereich mit dem Exponenten  $n = 0,4$  schon eine recht gute Annäherung.

Nach Auffinden derjenigen Geraden, die die kleinste Fehlerabweichung von den Versuchspunkten angibt, kann mit ihrer Hilfe für jede gemessene Wassertemperatur die Korrektur vorgenommen werden.

Der Exponent  $n$  kann sowohl von der Wassergeschwindigkeit als von der Wassertemperatur abhängig sein. Eine eindeutige Aussage steht noch aus.

Diese Eichung gilt ausschließlich für das vorliegende Anemometer; eine Übertragung auf eine andere Sonde gleichen Typs ist nicht möglich.

#### Literatur:

- [1] PSB - 1. Vierteljahresbericht 1971  
KFK 1271/1, Mai 1971



Eichkurven für Miniatur-Heißfilmsonde tsi Typ 1270 - 10W - 6 Nr. 3

Kalterwiderstand:  $7,18 \Omega$  bei  $13^\circ\text{C}$ ;  $\alpha = 0,018 \Omega / ^\circ\text{C}$

Gebertemp.  $T_W = 60^\circ\text{C}$

Parameter: Wassertemperatur  $T_f$

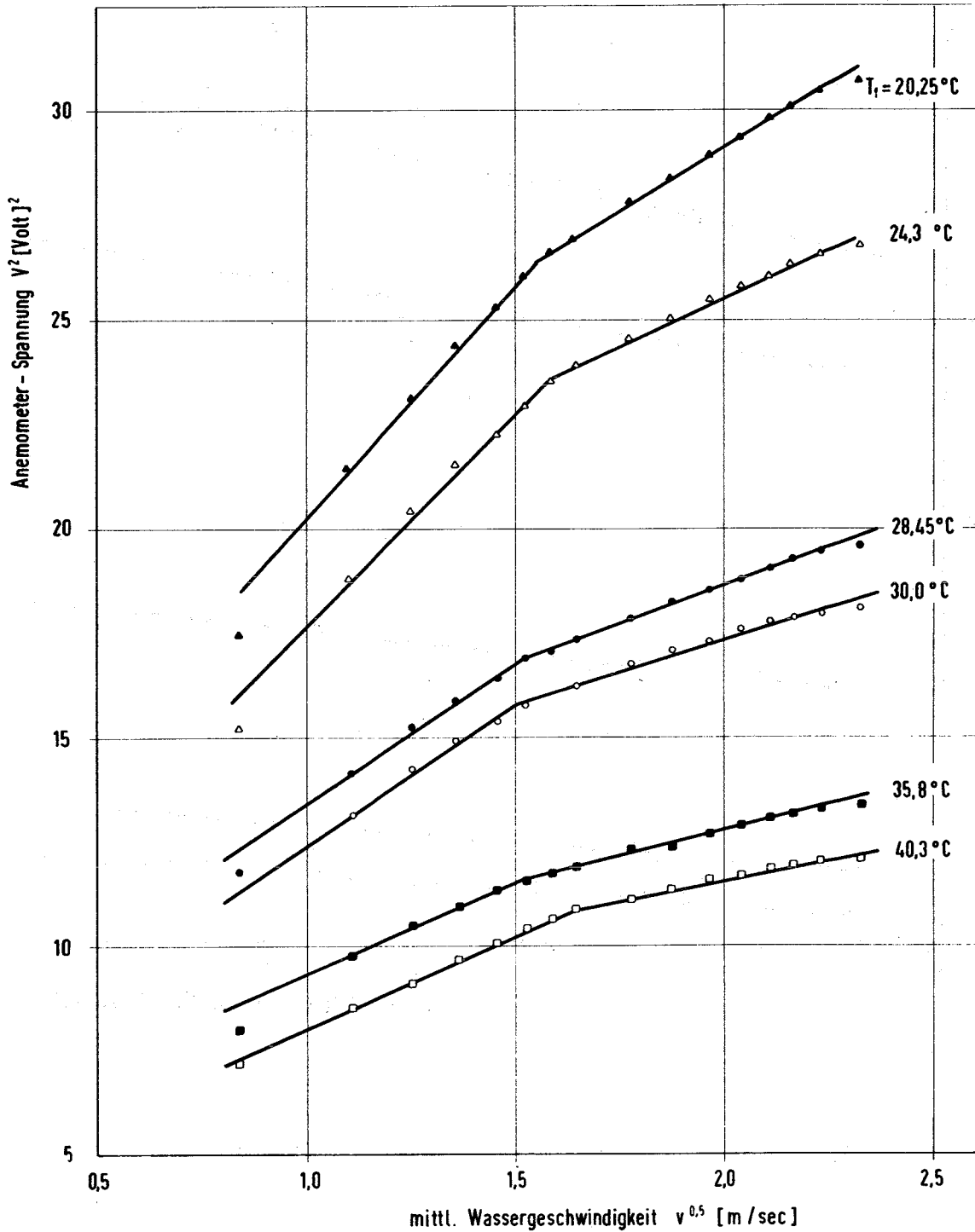


Abb.4 Eichkurven für Heißfilmsonde tsi

Eichkurven für Heißfilmsonde tsi Typ 1270 - 10 W - 6 Nr. 3

Nachbildung der Meßpunkte durch die Gerade  $V^2 = A + B \cdot v^{0.4}$

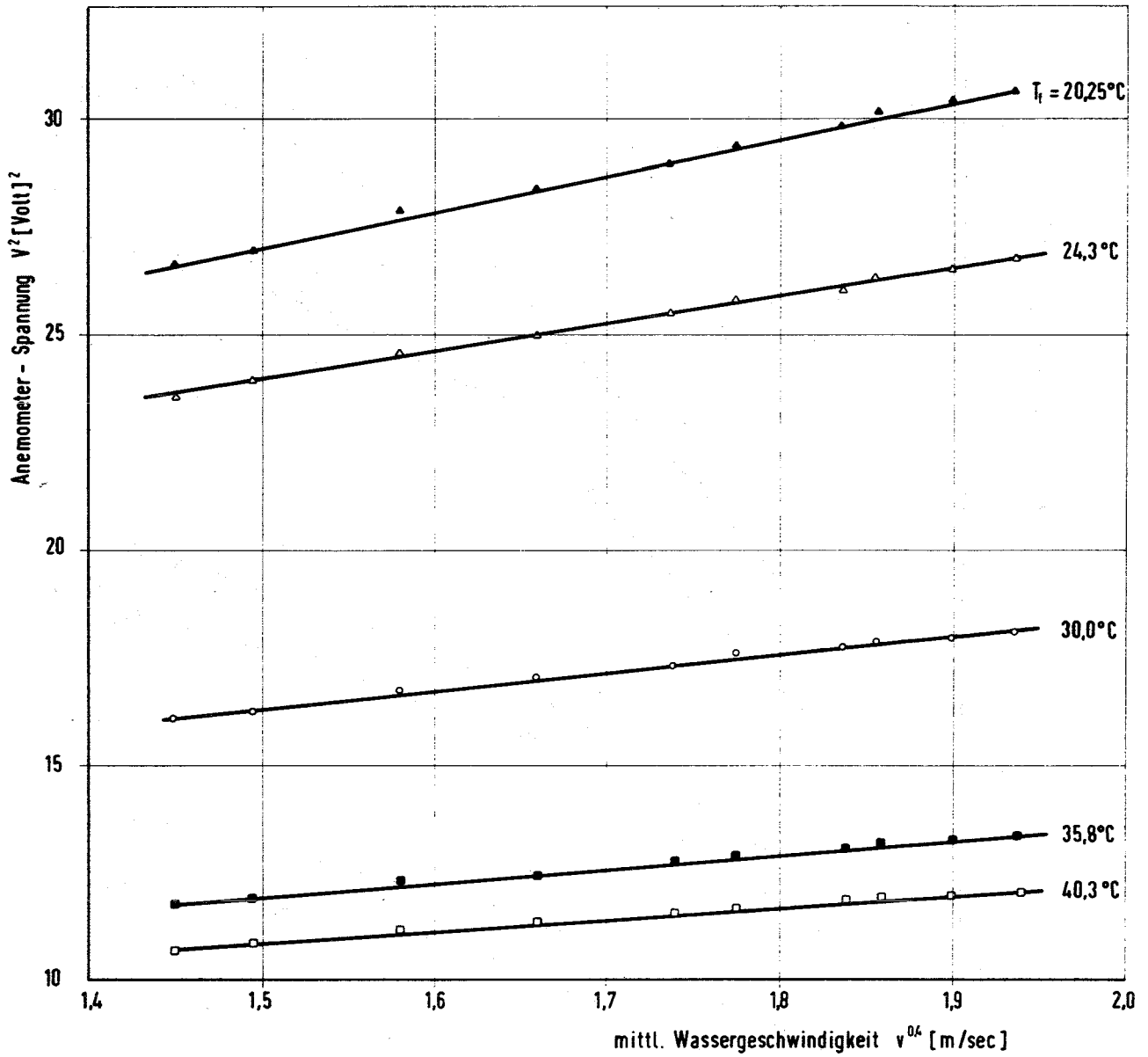


Abb. 5 Eichkurven für Heißfilmsonde, Nachbildung durch Gerade

$$V^2 = A + B \cdot v^{0.4}$$

### 1263.3 Lokale Wärmeübergangsmessungen an Bündelgeometrien

(R. Möller, H. Tschöke, IRB)

#### Zum Versuchsprogramm

Die Definition des Versuchsprogrammes wurde im Berichtszeitraum nochmals überdacht.

Es geht hierbei um die Frage, in welcher Weise die beiden folgenden unterschiedlichen Versuchsmethoden, die sich gegenseitig ergänzen am zweckmäßigsten aufeinander abgestimmt werden können.

Methode I: Messung der Geschwindigkeits- und Temperaturprofile in einfachen, stark vergrößerten Kühlkanalgeometrien; daraus Bestimmung der hydraulischen und thermischen Austauschgrößen  $\epsilon_M$  und  $\epsilon_H$ .

Methode II: Direkte Messung der Hüllwandtemperaturen an möglichst maßstäblichen und repräsentativen Bündelgeometrien.

Diesbezügliche Überlegungen wurden in einer Notiz festgehalten und sollen noch abschließend diskutiert werden.

#### Wandtemperaturmessung, Eichverfahren

Wie in (1) dargestellt, sind rein rechnerische Berichtigungen des vom eingebauten Wandthermoelement angezeigten Signals speziell für Na-Wärmeübergangsexperimente mit einem Fehler von mindestens  $\pm 25\%$  behaftet und daher noch unbefriedigend. Um den Fehler zu reduzieren, sind Betrachtungen zu verschiedenen Eichverfahren angestellt worden.

Die kritische Betrachtung eines allgemein bekannten Eichverfahrens nach Collier [1] ergab, daß es nur für temperaturunabhängige Wärmeleitwerte der Werkstoffe gilt.

Weiter wurde ein in (2) vorgeschlagenes Vergleichsstabverfahren untersucht. Dieses Verfahren stellt hohe Anforderungen an gleichen geometrischen Aufbau von Heizstab und Vergleichsstab sowie an die Experimentiertechnik.

Ein drittes entwickeltes Verfahren mit der Doppelwandmethode ermöglicht es, die Schwierigkeiten der zuvor betrachteten Eichverfahren weitgehend zu eliminieren. Hierbei wird eine mit einem oder mehreren Thermoelementen ver-

sehene Cu-Hülse auf den zu eichenden Heizstab im Bereich der in seine Hülle eingelöteten Thermoelemente aufgelötet. Allein durch die Differenzmessung zwischen dem in die Heizstabwand und dem in die Cu-Hülse eingelöteten Thermoelement wird die Güte des Eichergebnisses, d.h. der Temperaturdifferenz zwischen Wandelement nach Staboberfläche, bestimmt. Die Eichung kann in einer Luftteststrecke vorgenommen werden; es ist nicht das Kühlmittel erforderlich, in dem der zu eichende Stab zum Einsatz kommt.

#### Veröffentlichungen:

- (1) R. Möller, H. Tschöke  
Theoretische Untersuchungen zur Wandtemperaturmessung an simulierten Brennstäben für thermodynamische Experimente in Natrium.  
KFK-1555, April 1972
- (2) S. Malang  
Mantelthermoelemente mit Bornitrid-Isolation.  
Atomwirtschaft, März 1972

#### Literaturhinweis:

- [1] J.G. Collier et al.  
The effect of certain geometrical factors on dryout for high quality steam/water mixtures flowing in a vertical internally heated annulus at 1000 psi.  
AECL-1788, 1963

#### 1263.4 Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischung in Na-gekühlten Brennelementen

(K. Bätke, E. Baumgärtner, H.H. Frey, H. Hoffmann, IRB)

Die Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischung in Na-durchströmten Brennelementen wurden im NW-80-Prüfstand weitergeführt. Es kamen Bündel mit 3 Wendelrippen pro Stab als Abstandshalter zum Einsatz. Problematisch gestaltete sich hierbei die Fertigung der beheizten Stäbe. Es wurden nach dem in [1] beschriebenen Verfahren erstmals Stäbe mit 1000 mm beheizter Länge und 500 mm unbeheizter Einlaufstrecke gefertigt. Besondere Aufmerksamkeit wurde der Einhaltung der Rippenrohr-Außenabmessungen gewidmet, um die Strömungsverhältnisse im Bündel nicht zu beeinflussen. Die Versuchsergebnisse werden z.Zt. ausgewertet.

Es wurden Voruntersuchungen am 61-Stabbündel mit mehreren beheizten Stäben durchgeführt mit dem Ziel, die mithilfe des MISTRAL-Rechenprogrammes [2] berechneten mittleren Kühlmittel-Unterkanaltemperaturen mit experimentellen Ergebnissen zu vergleichen, um so die Anwendbarkeit des Programmes für Schiefkastrechnungen von Brennelementen zu prüfen. In dem zum Einsatz gelangten Bündel wurden Zentralstab, Eckstab und Wandstab gleichzeitig beheizt.

Das Ergebnis zeigt, daß trotz fehlender Isolation des Bündels gegenüber einer das hexagonale Kastenrohr umgebenden Schicht stagnierenden Natriums die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment gut ist. Weniger gute Übereinstimmungen zwischen Experiment und Rechnung ergaben sich in den Unterkämen unmittelbar an der Kastenwand. Zur Klärung werden weitere Versuche mit isolierter Kastenwand durchgeführt.

Zur Stützung von Rechnungen zur Optimierung von Abstandshaltern sowie zur Interpretation der Ergebnisse aus Versuchen zur Kühlmittelquervermischung wurden Druckverlustuntersuchungen in Bündeln mit 1 Wendeldraht und 3 / 6-Wendelrippen als Abstandshalter verschiedener Steigung durchgeführt. Die Ergebnisse aus Versuchen mit Spiraldrahtabstandshaltern (Eichversuche) stimmen mit den in [3] wiedergegebenen Ergebnissen ausgezeichnet überein, während die Ergebnisse für die Bündel mit 3/6-Wendelrippen mit verschiedener Steigung nicht mit den in [3] wiedergegebenen mathematischen Methoden beschrieben werden können.

Literaturhinweise:

[ 1 ] V. Casal

Heizstäbe mit indirekter Widerstandsbeheizung zur Simulierung von Kernbrennstäben.

KFK 894, März 1969

[ 2 ] W. Baumann

MISTRAL-II, Thermohydraulischer Mischströmungsalgorithmus für Stabbündel.

KFK-Bericht (in Druck)

[ 3 ] K. Rehme

Systematische experimentelle Untersuchung der Abhängigkeit des Druckverlustes von der geometrischen Anordnung für längs durchströmte Stabbündel mit Spiraldrahtabstandshaltern.

Externer Bericht, INR/68-16

1263.5 Entwicklung und Erprobung von elektrischen HochleistungsheizstäbenThyristorsteuerung für indirekt beheizte Stäbe

(S. Malang, H.M. Politzky, K. Rust, IRB)

Die Thyristorsteuerung ist im Vergleich zur Leistungssteuerung mit Transduktoren oder Gleichstromgeneratoren die einfachste und billigste Möglichkeit, die Leistung von Heizstäben zu regeln. Die Leistungsregelung durch Phasenanschnitt der Spannungskurve verursacht jedoch neben Problemen der Leistungsmessung mechanische Wechselbeanspruchungen im Stromleiter.

Zur Bestimmung der elastischen Spannungen in einem Heizstab mit einem Außendurchmesser von 6,6 mm, dessen Hüllrohr durch eine Schicht aus Bornitrid elektrisch gegen den Stromleiter isoliert ist, wurde zunächst das rotationsymmetrische, zeitlich veränderliche Temperaturfeld im Stab berechnet. Die am Stab anliegende elektrische Spannung (Volt/cm Stablänge) wurde in Abhängigkeit von der Zeit gemessen und ist in Abb. 6 aufgetragen. Hierbei wurde

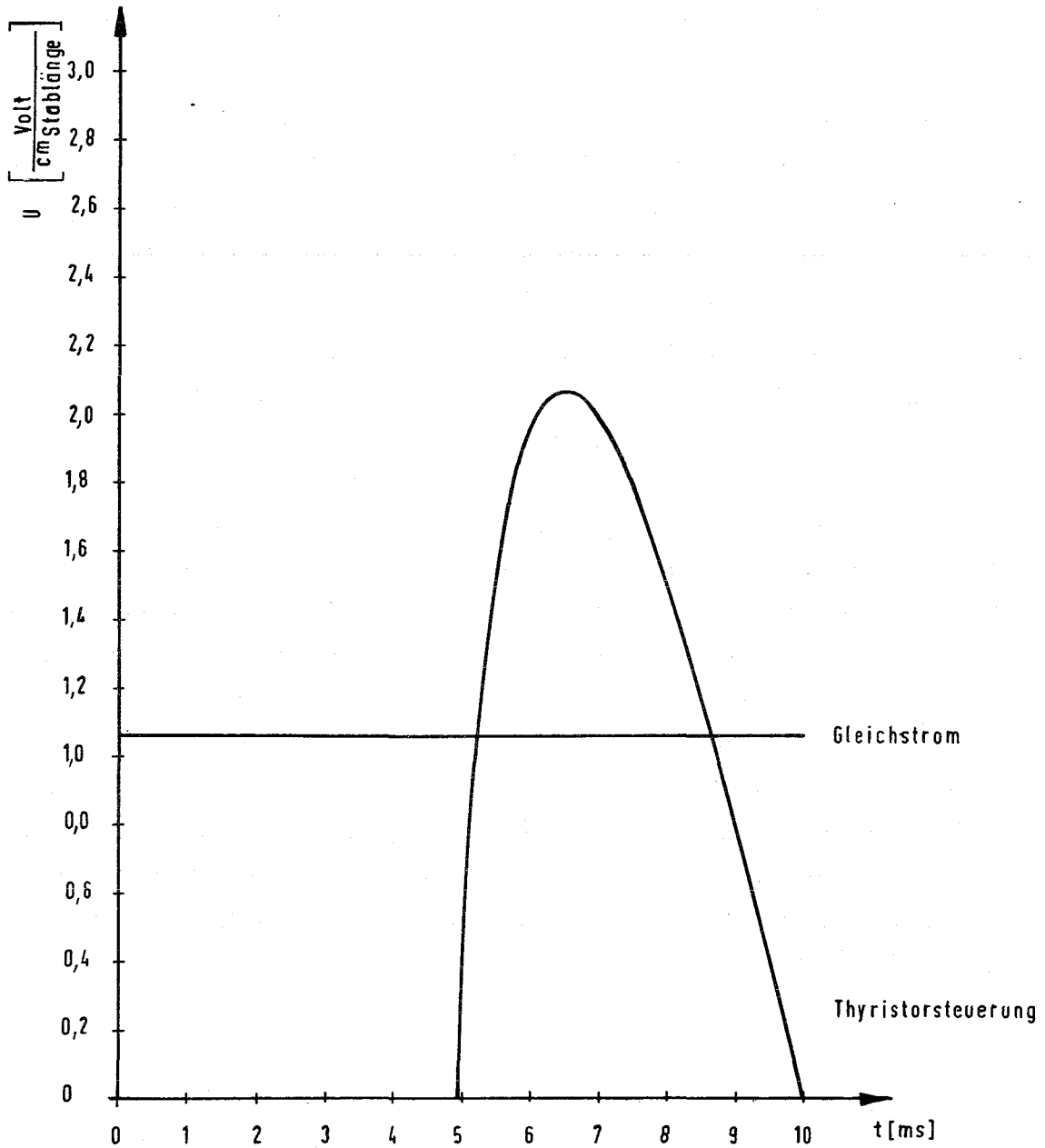


Abb. 6 Elektrische Spannung als Funktion der Zeit

eine mittlere Wärmestromdichte von  $315 \text{ W/cm}^2$  an der Staboberfläche eingestellt. Durch die Induktivität von Schutzdrosseln, welche den Thyristorbrücken vorgeschaltet waren, ergab sich anstelle eines scharfen Phasenschnittes die dargestellte Anschnittsteuerung. Bei Verwendung von Gleichstrom müßte für die gleiche Leistung eine Spannung von  $1,061 \text{ Volt/cm}$  angelegt werden.

Die Temperaturdifferenz gegenüber der Staboberfläche ist für die äußere und innere Oberfläche des  $0,5 \text{ mm}$  starken Stromleiters aus Edelstahl in Abb. 7 als Funktion der Zeit aufgetragen. Zum Vergleich sind auch die entsprechenden Temperaturdifferenzen dargestellt, welche sich ergeben, wenn der Heizstab durch Gleichstrom beheizt wird.

Die Wärmespannungen in dem Stromleiter wurden unter Verwendung der in [1] angegebenen Beziehungen für das zeitlich veränderliche Temperaturfeld errechnet. Für jeden Radius des Stromleiterrohres wurde die mechanische Beanspruchung bestimmt, wobei sich ergab, daß die höchste Belastung an der äußeren Oberfläche des Stromleiters auftritt. Es wurde angenommen, daß die zeitlich gemittelten Vergleichsspannungen, welche etwa die gleiche Größe haben wie bei Beheizung mit Gleichstrom, durch Kriechen abgebaut werden. Daher bleibt als Beanspruchung für den Stromleiter in erster Näherung nur die Differenz zur zeitlich gemittelten Vergleichsspannung. Die Differenz wurde für die äußere Oberfläche des Stromleiters in Abb. 8 aufgetragen. Wie aus der Abbildung ersichtlich, ist diese resultierende Spannung zwar klein, es ist aber zu berücksichtigen, daß die Temperatur des Stromleiters je nach Kühlmitteltemperatur und Wärmeübergangszahl bis zu  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  betragen kann und daß das Edelstahlrohr bei dieser Temperatur nur noch sehr geringe Festigkeit besitzt.

#### Literatur:

[1] R. Krieg

Die Spannungsverteilung in längsberippten Brennstabhüllrohren.

First International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Berlin, Sept. 20-24, 1971



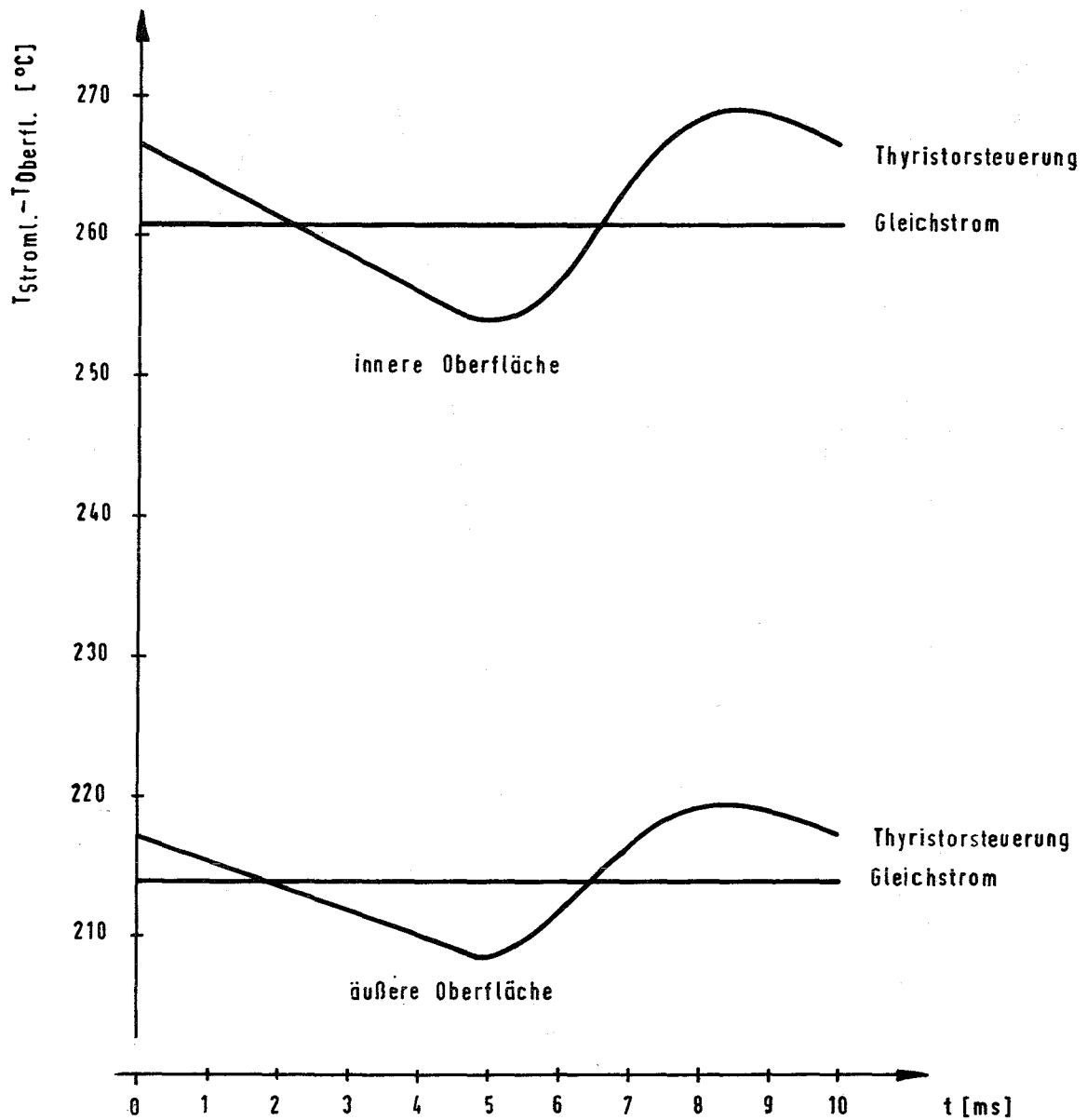


Abb. 7 Temperaturverlauf an der inneren und äußeren Oberfläche des Stromleiters als Funktion der Zeit

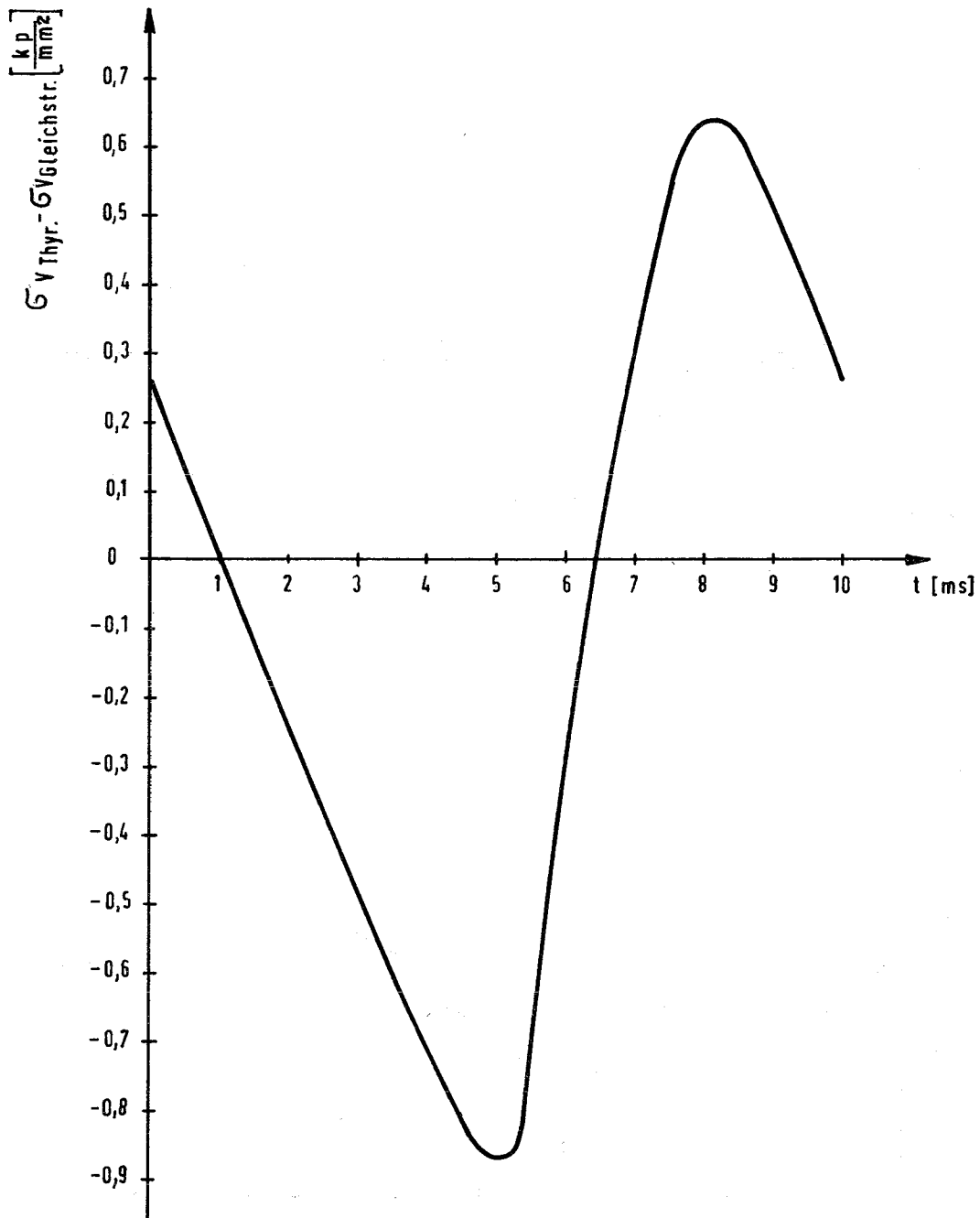


Abb. 8 Vergleichsspannung an der äußeren Oberfläche des Stromleiters als Funktion der Zeit

## Entwicklung und Erprobung von elektrischen Heizstäben

(V. Casal, E. Graf, W. Hartmann, IRB)

### Heizstäbe für Wärmeübergangsversuche

Heizstäbe für Wärmeübergangsversuche (Hülle und Stromleiter aus Edelstahl oder aus Nickelbasislegierung) wurden weiter erprobt.

1.) Dauererprobung bei 700 °C Hüllentemperatur  
(siehe 1142.2).

2.) Zyklische Erprobung von Heizstäben.

Eine kritische Erprobung von Heizstäben sind häufige Lastwechsel, weil es dabei zu Relativdehnungen kommt zwischen Stromleiter und Hüllrohre, die zur Zerstörung des Heizstabes führen können.

Im Berichtszeitraum wurden Heizstäbe zyklisch erprobt. Mit einer Frequenz von 1,5 Zyklen je Min. wurde die Erregung des Generators, der den Strom zur Beheizung der Probestäbe liefert, zu- und abgeschaltet; dadurch schwankte die Leistung zwischen max. 780 W/cm<sup>2</sup> und 37 W/cm<sup>2</sup>. Der Anfangsgradient der Temperaturänderung betrug 200 °C/sec. Bisher wurden auf diese Weise 4 Stäbe erprobt. Die Hüllentemperatur betrug 150 °C. Bei Vollast wurden 600 Zyklen erreicht.

Weitere zyklische Erprobungen bei höheren Hüllentemperaturen und entsprechend geringeren Belastungen stehen noch aus. Diese werden den Heizstab jedoch weniger belasten, weil infolge des geringeren Temperaturgradienten im Stab geringere Relativdehnungen auftreten werden.

### Heizstäbe für Siederversuche

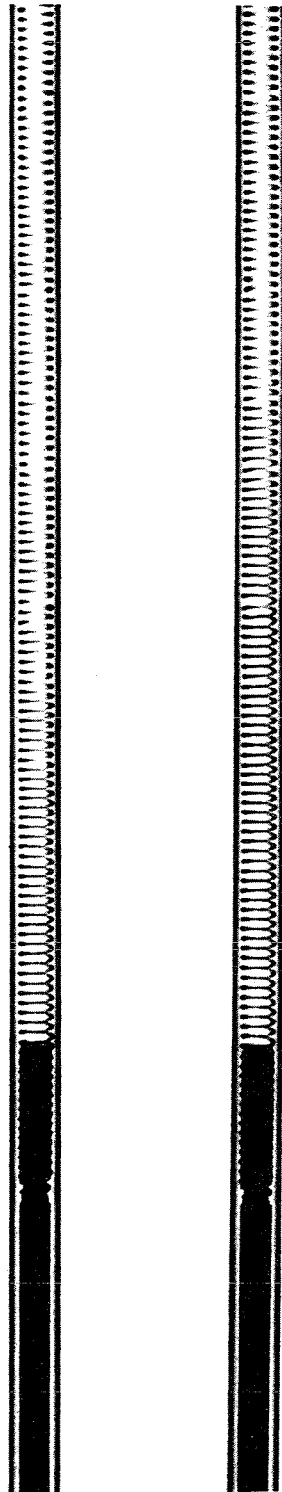
Siederversuche an Großbündelversuchen erfordern Heizer mit hohem elektrischen Widerstand, um den Aufwand der Stromversorgung der Bündelattrappe in erträglichen Grenzen zu halten.

Das von uns entwickelte Heizleiterkonzept mit rohrförmigem Stromleiter, das optimale Wärmetransporteigenschaften besitzt, führt bei Siedeheizstäben mit Stromleitern aus Tantal oder Niob zwansläufig zu sehr hohem Strombedarf. Durch Übergang auf Bandwendeln, wie sie im 2. Vierteljahresbericht 1971

beschrieben sind, läßt sich nach unserer heutigen Schätzung der Strombedarf bei einer Leistung von  $250 \text{ W/cm}^2$  und einem Stromleiter aus Niob 1% Zr auf 110 A senken. Eine weitere Reduktion des Strombedarfs erfordert eine andere Stromleitergeometrie. Deshalb wurden Heizstäbe mit einem Stromleiter in Form einer ein- bzw. zweigängigen Drahtwendel entwickelt. Stromleiter und Hüllrohr bestehen aus Inconel 600, der Isolator ist BN. Der in Abb. 9 dargestellte Stab (eingängige Wendel mit 0,55 mm Drahtdurchmesser und 1,5 mm Steigung) besitzt bei einem Heizstabaußendurchmesser von 6,7 mm einen Widerstand von  $34,3 \Omega$  je m beheizte Länge. Damit ist gezeigt, daß die von uns entwickelten Fertigungsverfahren auch die Herstellung von Heizstäben mit Drahtwendel-Stromleitern ermöglichen.

Sobald die zur Zeit existierenden Fertigungsschwierigkeiten von Heizstäben mit Tantalhüllen behoben sind, sollten Tantalheizstäbe mit Stromleitern in Form von Drahtwendeln zur Verfügung stehen, deren Widerstand in weiten Grenzen den Anforderungen angepaßt werden können.

126-21



Durchmesser 6,7 mm  
beheizte Länge 268 mm  
Widerstand 9,2  $\Omega$

Abb. 9 BN - Heizstab mit Stromleiter in Form einer Drahtwendel (Hülle und Stromleiter aus Inconel 600 / Isolator BN).



127 THERMO- UND HYDRODYNAMISCHE VERSUCHE MIT GASFÖRMIGEN STRÖMUNGS-  
MEDIEN

1271 Berechnung des Druckverlustbeiwertes in einem Stabbündel mit  
19 rauhen Rohren (C. Savatteri, INR)

Die Brennelemente von Kernreaktoren sind zu Stabbündeln zusammengefaßt, die Kanäle bilden, wobei sich am Rand des Bündels Kanäle mit teilweise glatter, teilweise rauher Wand befinden.

Ausgehend von den universellen Gesetzen für die Geschwindigkeitsverteilung an glatten und rauhen Flächen, wie sie an einfachen Geometrien (Kreisrohren, Ringspalt) gewonnen wurden, wurde eine Rechnung durchgeführt, die es ermöglicht, die Reibungsbeiwerte in künstlich rauhen Stabbündeln zu bestimmen.

Bei einem Rohrbündel teilt man den Strömungsquerschnitt von den Symmetrielinien in Kanäle ein. Wie Abb. 1 zeigt, bildet das 19-Stabbündel folgende Kanäle:

- 24 Zentralkanäle mit rauhen Rohren
- 12 Wandkanäle mit glatten und rauhen Wänden
- 6 Eckkanäle ebenfalls mit glatten und rauhen Wänden

Da das System symmetrisch ist, wird für die Berechnung nur ein Zentral- bzw. Wand- bzw. Eckkanal betrachtet. Die Voraussetzungen, gültig für alle Kanäle, sind folgende:

- a) Isotherme Strömung ( $\rho = \text{konstant}$ )
- b) Voll entwickelte turbulente, inkompressible Strömung
- c) In allen Kanälen gilt die universelle Geschwindigkeitsverteilung des glatten und rauhen Kreisrohres, die von Nikuradse [1, 2] bestimmt wurde.

Danach gilt für die Geschwindigkeitsverteilung an glatten Flächen

$$U^+ = 2.5 \ln y^+ + 5.5 \quad (1)$$

und an rauhen Flächen

$$U^+ = 2.5 \ln y/h + R(h^+) \quad (2)$$

- d) Die Trennung der beiden Zonen, glatt und rauh, wird als Schnittpunkt der von beiden Wänden bestimmten Geschwindigkeitsprofile angenommen.
- e) Eine Sekundärströmung wird nicht berücksichtigt.
- f)  $dp/dx$  ist konstant für alle Unterkanäle.<sup>+)</sup>

Teilt man die betrachteten Kanäle in kleinste Unterkanäle mit Linien senkrecht zu den Wänden, die sich an der Linie  $\tau = 0$  treffen, dann kann man diese Unterkanäle als Ringzone betrachten, charakterisiert durch den Radius  $r_0$  bis zur  $\tau=0$ -Linie und dadurch den Radius  $r_w$  bis zur Wand. Die Form der Ringzone ist also festgelegt durch den Parameter

$$\epsilon = \frac{r_0}{r_w}$$

Mit diesen Festsetzungen erhält man durch Integration der Gleichungen (1) und (2) über die entsprechenden Flächen im  $i$ -ten Unterkanal die Reibungsbeiwerte. Im Fall rauher Kanalwand ergibt sich:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda_i}} = 2.5 \ln \frac{D_i}{h} + R(h^+) - G_i^* \quad (3)$$

wobei nach [3.7]

$$G_i^* = \frac{3.75 + 1.25 \epsilon_i}{1 + \epsilon_i} + 2.5 \ln(2(\epsilon_i + 1))$$

und im Falle glatter Kanalwand

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda_i}} = 2.5 \ln \left( \text{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \cdot \sqrt{\left(\frac{D_i}{D}\right)^3} \right) + 5.5 - G_i^* \quad (4)$$

mit

$$G_i^* = 5.965 \quad \text{und}$$

$\text{Re}$ ,  $\lambda$  und  $D$ , die auf das gesamte Bündel bezogenen Größen sind. Die Verbindung zwischen dem Reibungsbeiwert der Unterkanäle und denen des Bündels ist gegeben durch die Voraussetzung f) und durch die Erfüllung der Kontinuitätsgleichung

<sup>+) y</sup> ist der Abstand von der Wandoberfläche,  $h$  die Höhe der Rauigkeit,  $y^+$  und  $h^+$  sind entsprechende dimensionslose Größen;  $p$  ist der Druck und  $\tau$  (s. übernächste Zeile) die Schubspannung.



$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \sum_i \sqrt{\frac{8}{\lambda_i}} \sqrt{\frac{D_i}{D}} \frac{F_i}{F} \quad (5)$$

Die  $\tau=0$ -Linie im Wand- und Eckkanal ist gegeben als die Lage der Punkte, wo sich die Geschwindigkeitsprofile, startend von den entsprechenden Wänden, schneiden. Auf diese Weise kann man ein Gleichungssystem anschreiben, das lösbar ist, wenn die Re-Zahl des Gesamtbündels, die Rauigkeitshöhe  $h$ , der Rauigkeitsparameter  $R(h^+)$  und die geometrischen Abmessungen des Bündels bekannt sind.

In diesem Fall wurden aus den Meßergebnissen an einem 19-Stabbündel mit rauhen Rohren [4] die Rauigkeitsparameter  $R(h^+)$  ermittelt (Abb. 2) und durch folgende Gleichung dargestellt:

$$R(h^+) = 2.8 + 33/h^+ \quad (6)$$

Diese Gleichung wird in Abb. 3 verglichen mit Meßwerten, die von anderen Autoren an einfacheren Geometrien und ähnlichen Rauigkeitsformen gewonnen wurden. Es ergibt sich eine gute Übereinstimmung. Für  $h^+ = 100$  liefert die Gleichung (6) einen Wert von  $R(h^+) = 3.13$ , der zu den Werten von Dalle Donne - Meerwald [5], Feuerstein [8], Koch [9], Puchkov [10], (Abb. 4) gut paßt.

Sind  $Re$ ,  $h$ ,  $R(h^+)$  und die geometrischen Größen bekannt, kann man iterativ den Reibungsbeiwert des Bündels und der Unterkanäle sowie die Strömungsverteilung berechnen.

Die Ergebnisse sind in Abb. 5 dargestellt. Hier sind die Meßergebnisse aus [4] mit aufgetragen. Die Übereinstimmung mit dem berechneten Verlauf ist sehr gut.

#### Literatur:

- [1] J. Nikuradse  
Gesetzmäßigkeiten der turbulenten Strömung in glatten Rohren  
VDI-Forsch., 1932, 356
- [2] J. Nikuradse  
Strömungsgesetze in rauhen Rohren  
VDI-Forsch. 1933, 361
- [3] K. Maubach  
Reibungsgesetzte turbulenter Strömung  
Chemie-Ing.-Technik 42 Ig. Heft 15, 996 (1970)

- [ 4 ] K. Maubach  
Druckverlustmessungen an einem rauhen Stabbündel  
KFK 1433 - Juni 1971
- [ 5 ] M. Dalle Donne, M. Meerwald  
Experimental local Heat Transfer and Average Friction Coefficients  
in an Annulus at High Temperatures  
Int. J. Heat Mass Transfer, 1966, 9, 1361-1376
- [ 6 ] R.L. Webb  
Turbulent Heat Transfer in Tubes Having Two-dimensional Roughness,  
including the Effect of Prandtl number;  
University of Minnesota, Ph.D., 1969
- [ 7 ] N. Sheriff, P. Gumley, J. France  
Heat-transfer characteristics of roughened surfaces  
TRG-Report 447 (R), 1963
- [ 8 ] H. Rampf, G. Feuerstein  
Wärmeübergang und Druckverlust an dreiecksförmigen Rauigkeiten in  
turbulenter Ringspaltströmung  
Heat Transfer 1970, Paris, Volume II, FC 5.3
- [ 9 ] R. Koch  
Druckverlust und Wärmeübergang bei verwirbelter Strömung  
VDI-Forsch.-Heft 469 (1958)
- [ 10 ] P.I. Puchkov, O.S. Vinograddov  
Heat Transfer and Hydraulic Resistance in Annular Channels with  
Smooth and Rough Heat Transfer Surfaces  
Teplo-i massoperenos, Volume I, Nauka i Tekhnika Minsk, 1965
- [ 11 ] G. Feuerstein, Rampf  
Der Einfluß rechteckiger Rauigkeiten auf den Wärmeübergang und den  
Druckabfall in turbulenter Ringspaltströmung  
Wärme- und Stoffübertragung, Bd.2, Nr.1, 1969
- [ 12 ] E. Meerwald  
Druckverlust und Wärmeübergang an glatten und rauhen Flächen bei  
hohen Temperaturen und turbulenter Strömung und deren Darstellung  
durch universelle Gesetze  
Externer Bericht INR-4/71-29, Kernforschungszentrum Karlsruhe,  
Mai 1971

**Veröffentlichungen:**

- (1) J. Marek, K. Maubach  
Ergebnisse von Wärmeübergangs- und Druckverlustmessungen mit Helium an einem 16-Stabbündel  
KFK-Bericht Nr. 1549
  
- (2) K. Rehme  
Druckverlustbeiwerte für Brennelement-Stabbündel in hexagonaler Anordnung  
Reaktortagung des Deutschen Atomforums 1972, Hamburg, Tagungsbericht S. 3-6
  
- (3) K. Maubach, K. Rehme  
Negative Eddy Diffusivities for Asymmetric Turbulent Velocity Profiles?  
Int. J. Heat and Mass Transfer 15, p. 425-532 (1972)

127-6

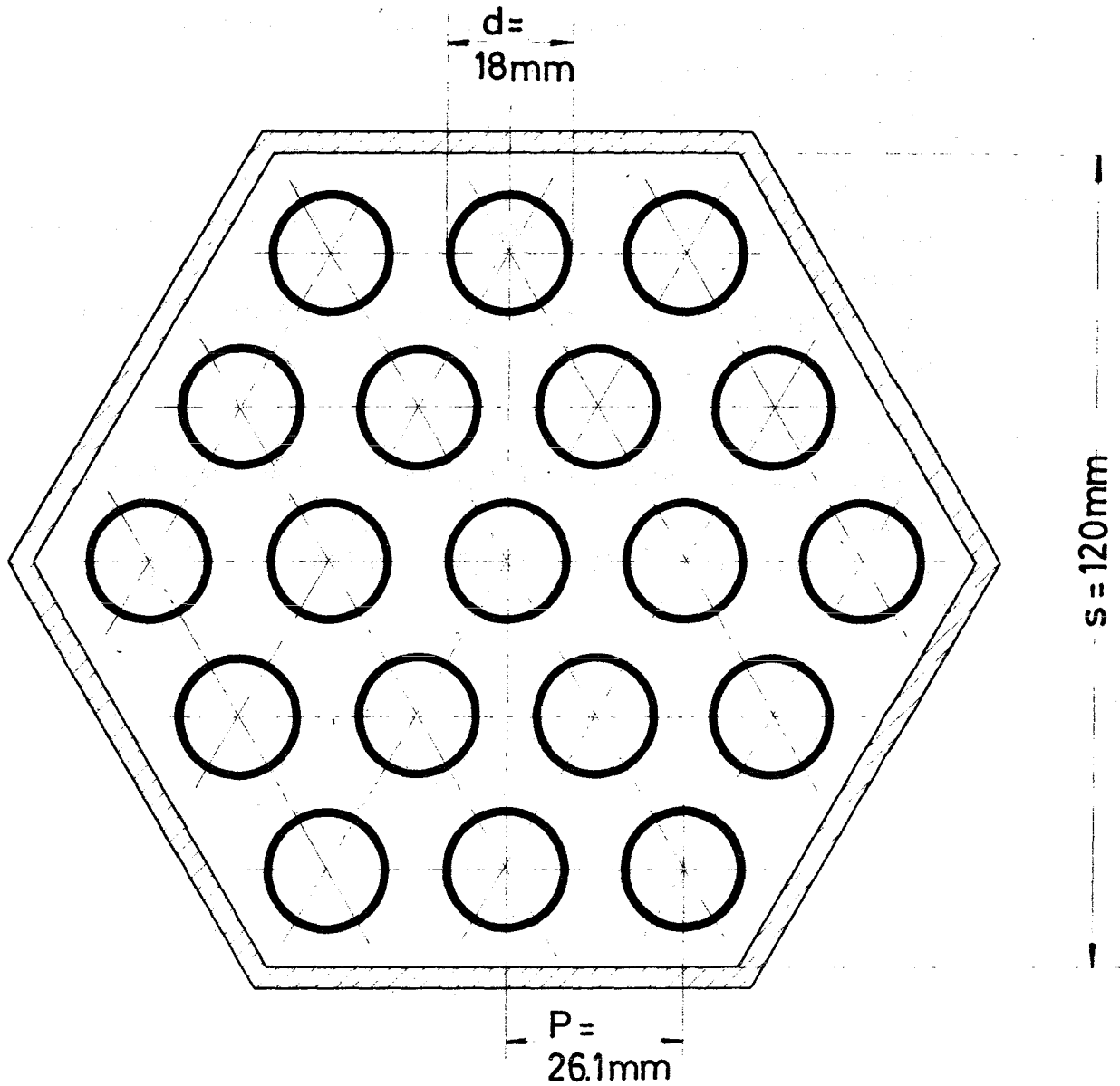


Abb.1 19-Stabbündel mit rauhen Röhren in hexagonaler Anordnung

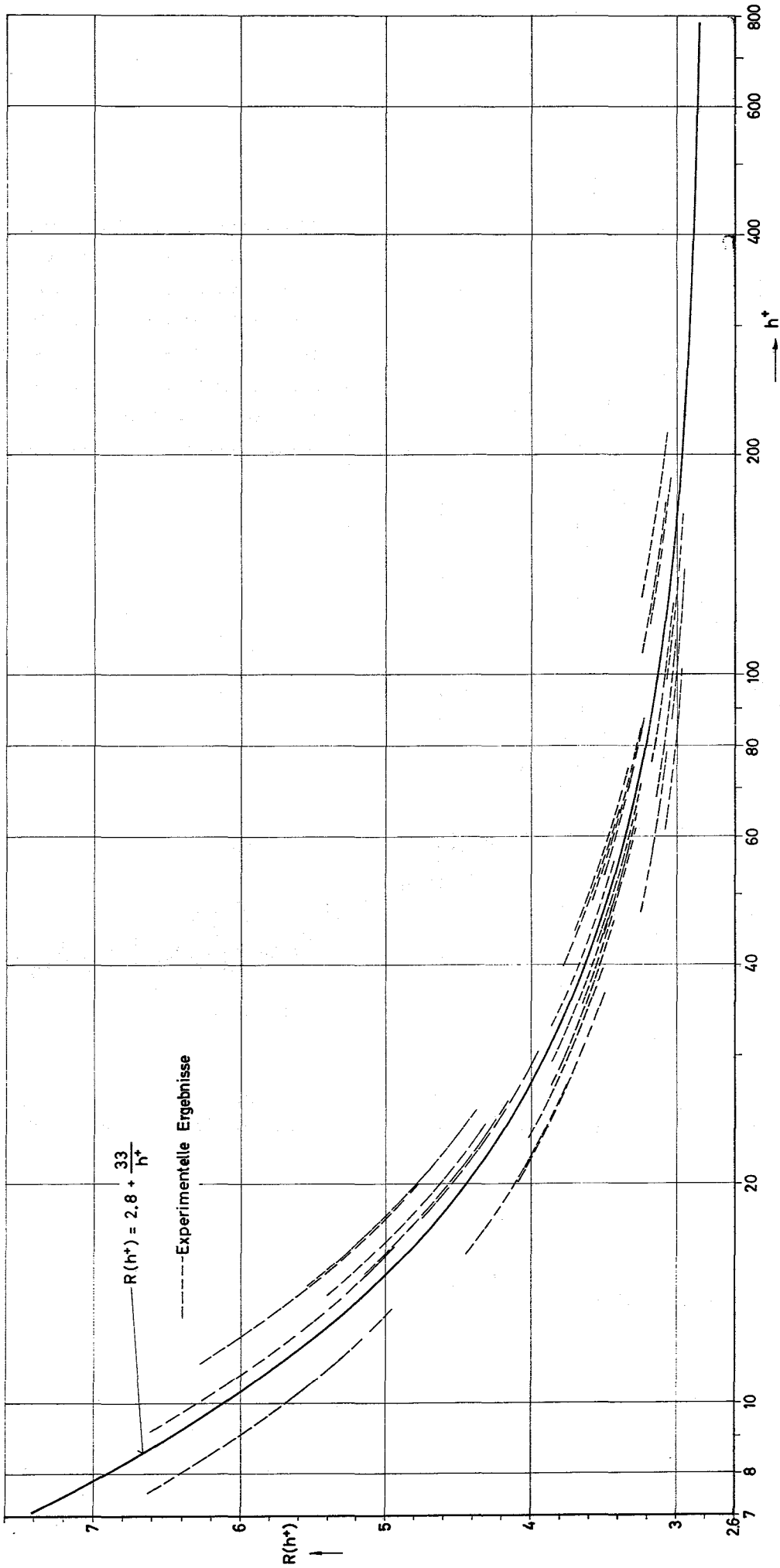


Abb. 2 Rauheitsfunktion  $R(h^+)$

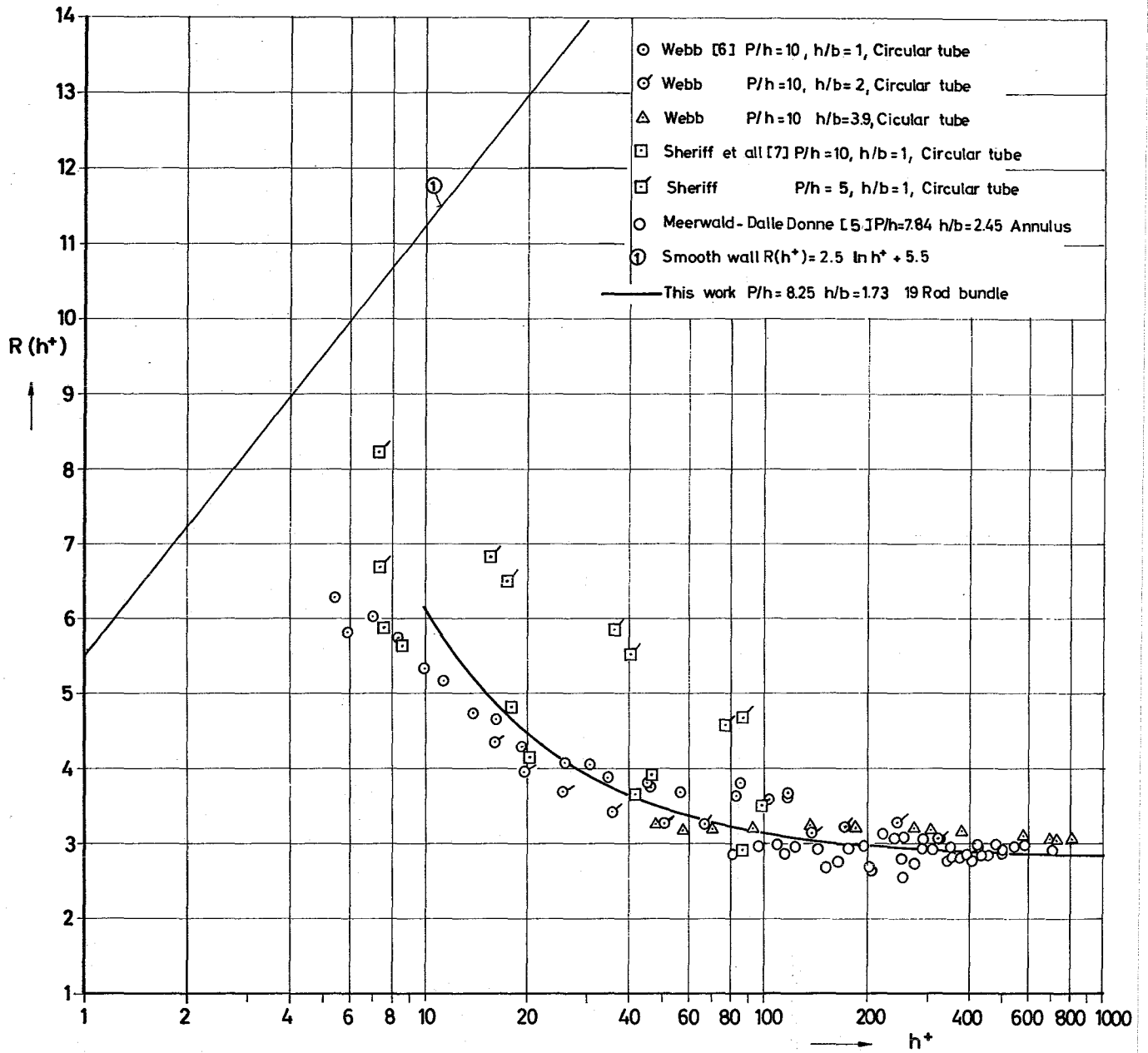
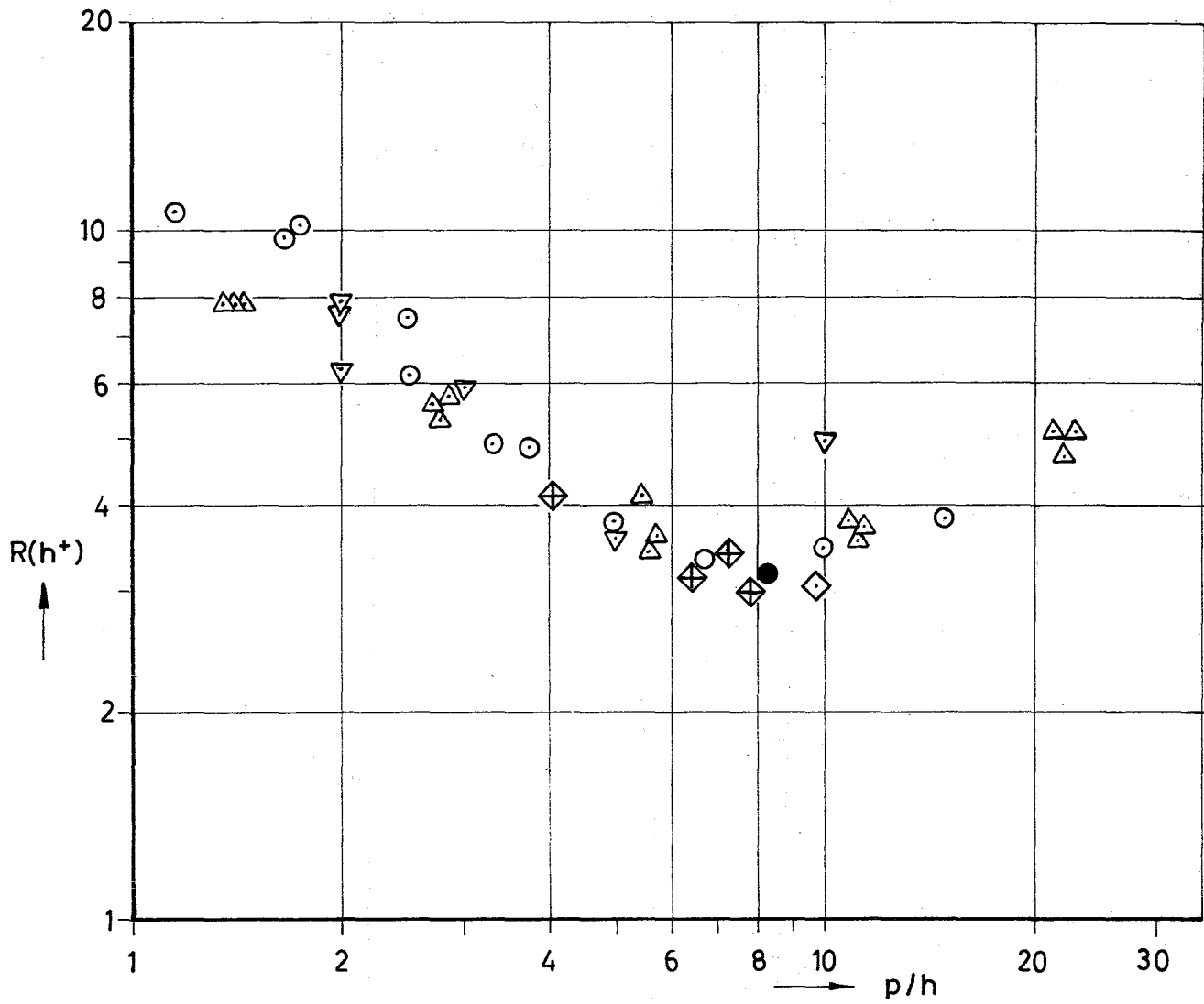


Abb. 3 Rauheitsfunktion  $R(h^+)$



- △ Rampf-Feuerstein [8]
- ▽ Puchkov [10]
- ⊙ Feuerstein [11]
- ◇ Koch [9]
- ◊ Meerwald [12]
- Diese Arbeit

Abb.4  $R(h^+)$  - Werte für  $h^+ \geq 100$

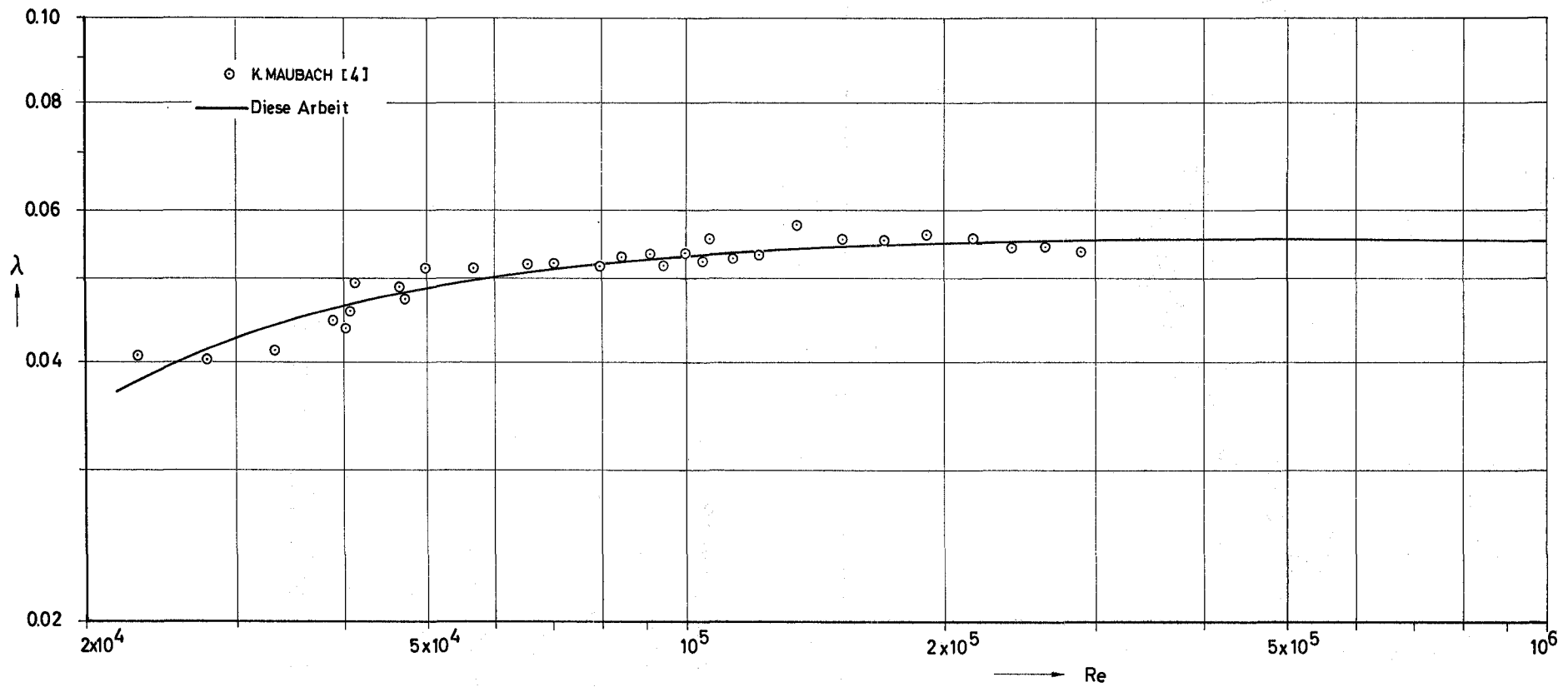


Abb. 5 Reibungsbeiwerte für ein rauhes Stabbündel



- 1273      Untersuchungen zur Notkühlung von dampf-(und gas-) gekühlten  
Reaktorkernen  
(G. Hofmann, IRB)

Flutversuche zur Ermittlung von Auslegungsdaten für die Kernnot- und Nachkühlung dampfgekühlter schneller Reaktoren zielen auf die Messung der Hüllentemperaturtransiente an der heißesten Stelle während des Flutvorganges. Dazu wird eine elektrisch beheizte Brennelementattrappe, die mit einer großen Zahl von Wandtemperatur-Meßstellen ausgerüstet ist, in einer Teststrecke untersucht, in der die interessierenden Versuchsparameter eingestellt werden können; das sind Anfangswandtemperatur, Wärmeleistung, Systemdruck und Flutwassermenge und -temperatur. Durch den spezifischen Bündelaufbau aus Rippenrohren mit kleinen Stababständen und durch den erhöhten Systemdruck während des Flutvorganges unterscheiden sich diese Versuche von ähnlichen Experimenten für Leichtwasserreaktoren. Nach einer Funktionsprüfung der Teststrecke und einer eingehenden Belastbarkeitsprüfung der Heizstäbe und ihrer Instrumentierung wurde die Bündelfertigung fortgesetzt.



128 ENTWURFSSTUDIEN FÜR GAS- UND DAMPFGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN1281 Studien zu gasgekühlten schnellen Reaktoren

Bewältigung des Core-Schmelzens bei einem GCFR innerhalb der Spannbeton-druckbehälter (L. Barleon, M. Dalle, Donne, S. Dorner, K. Wirtz, INR; C.A. Goetzmann, K. Hassmann, K. Klein, M. Schatz, Siemens AG, Erlangen)

Ein vollständiger Ausfall der Core-Kühlung könnte verursacht werden durch einen Druckabfall des Kühlmittels oder durch das Versagen der Kühlmittelumwälzung. In einem gut konzipierten GCFR-System erscheint dies höchst unwahrscheinlich. Deshalb sind wir der Meinung, daß ein vollständiger Ausfall der Core-Kühlung nicht als ein "Credibler Accident" anzusehen ist.

Trotzdem scheint uns die Frage, was geschehen würde, wenn ein solches Ereignis eintreten würde, der Mühe wert zu sein, untersucht zu werden (1), insbesondere da diese Frage auch bei anderen Reaktortypen gestellt wurde.

In der vorliegenden Arbeit wird als ein hypothetischer Unfall, der zum Coreschmelzen führen kann, ein Kühlmittelverlust mit einer Zeitkonstanten von 33 sec. angenommen. Dem liegt folgende Unfallsituation zugrunde (für einen 1000 MWe Typ, ähnlich Reaktor Nr. 1 aus dem Gasbrüter-Memorandum, KFK 1375): Ausfall aller Gebläse mit einer Zeitkonstanten von 50s und Druckabfall mit einer Zeitkonstanten von 100s. Die Zeitkonstante von 100s entspricht einem idealen Loch von 16 cm Durchmesser (keine Leitung an dem Spannbetonbehälter nach außen hat einen größeren Querschnitt). Das ist eine pessimistische Annahme, wenn man bedenkt, daß das völlige Versagen des Verschlusses eines Regelstabantriebes zu einem Gasverlust entsprechend einer Zeitkonstanten von etwa 400 sec. führt. Je nach Konstruktion der Deckeldichtung der Gebläseeinsätze im Spannbetonbehälter kann erreicht werden, daß bei Versagen der Dichtungen Zeitkonstanten auftreten, die wesentlich über 100s liegen.

Der Containment-Enddruck von 3 at wird nach ungefähr 400 erreicht in einer Zeit, in der es auch zum vollständigen Stillstand der Kühlmittelumwälzung kommt. Die verhältnismäßig große Zeitkonstante für den Druckabfall stellt sicher, daß das Abschaltssystem nicht infolge von Druckstößen im Kühlgas in seiner Funktionsfähigkeit beeinträchtigt wird.

Die Schmelztemperatur der Brennstabhülle wird lange vor dem Schmelzen oder Sieden des Brennstoffes erreicht (Fig. 1). Das Core wird innerhalb von 300 sec. nach dem Beginn des Unfalles völlig zerstört sein. Vorläufige Rechnungen zeigen, daß die zu erwartenden  $k_{\text{eff}}$ -Werte bei solchen Core-Geometrien, mit deren Auftreten beim Schmelzen gerechnet werden muß, wahrscheinlich stets kleiner als eins sind. Das trifft auch zu, wenn das Core als Schmelze auf dem Boden der Reaktorkavität liegt, d.h. in einer Lage, in der die Kühlung des zusammengeschmolzenen Cores das Hauptproblem darstellt.

Für die Vorgänge an der Grenzschicht zwischen Schmelze und Spannbeton können verschiedene Annahmen gemacht werden. Je nachdem frißt sich die Schmelze in einem Zeitraum von 10 Stunden bis 30 Tagen durch den 7 m dicken Betonboden des Druckbehälters hindurch. Deshalb ist eine Schutzschicht auf dem Boden des Betondruckbehälters in Form einer Auffangwanne erforderlich. Damit diese Wanne nicht durchschmilzt, muß sie gekühlt werden. Die erforderliche Kühlleistung beträgt nach den ersten Berechnungen für unseren Entwurf  $0,4 \text{ MW/m}^2$ . Mit der Kühlung der Auffangwanne wird nur ein Teil der gesamten in der Schmelze produzierten Wärme abgeführt. Deshalb müssen noch weitere Möglichkeiten für die Wärmeabfuhr vorgesehen werden. Diese schließen die Wärmeabstrahlung an gekühlten Oberflächen der Reaktorkavität ein.

Bei unseren Betrachtungen wurde angenommen, daß der Unfall "trocken" abläuft, d.h., daß kein Wasser bzw. Dampf in die Corekavität eindringt. Die Annahme erscheint sinnvoll, da die Dampferzeuger relativ gut geschützt sind. Eine Beschädigung der Dampferzeuger würde bewirken, daß große Mengen von Dampf und möglicherweise auch Wasser in den Reaktorbehälter eindringen. Dabei wären folgende Probleme von besonderer Bedeutung: Kritikalität, heftige Reaktionen zwischen Wasser und heißen Corebruchstücken und eventuell Entweichen von Dampf in das zweite Containment. Den Austritt von kontaminiertem Dampf zu verhindern, wäre eine der wichtigsten Aufgaben, da er einen verstärkten Transport von Spaltprodukten von dem Primärbehälter in das zweite Containment zur Folge haben würde. Weitere Untersuchungen sollen betreffen: Kontinuität der Kühlung nach dem Unfall und "Aufräumung" des Unfalls.

#### Veröffentlichung:

(1) M. Dalle Donne und K. Wirtz

ANS Transactions, Vol. 14, No. 1, p. 272-273

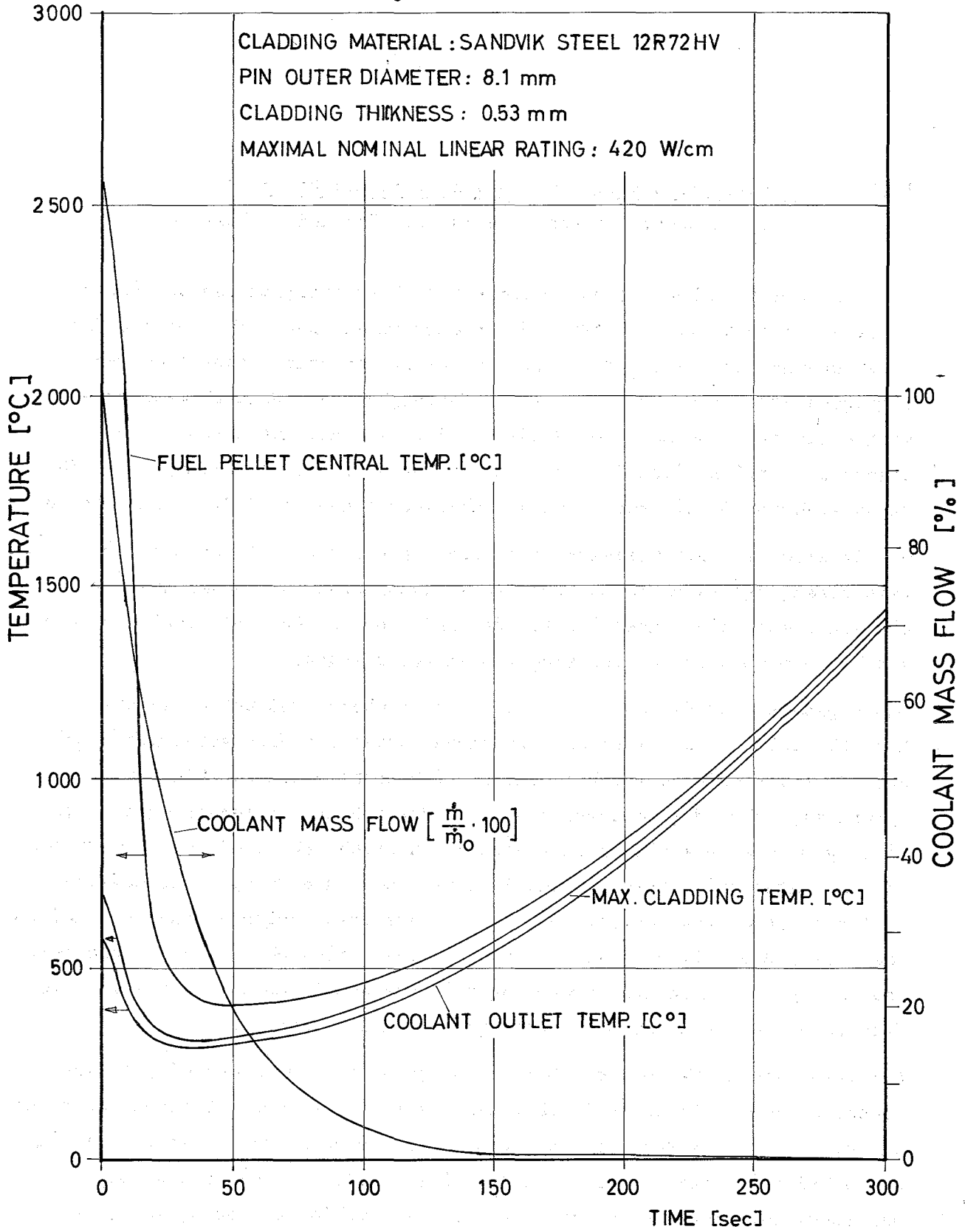


Fig.1 CHARACTERISTIC TEMPERATURES BY COMPLETE LOSS OF CORE COOLING

1285

Studien zu dampfgekühlten schnellen Reaktoren

(Zusammengestellt von F. Erbacher, IRB und D. Lill, AEG)

Das Ziel der im Rahmen eines im Februar 1972 unterzeichneten Zusammenarbeitsvertrages zwischen AEG und GfK durchzuführenden Arbeiten ist die Untersuchung der spezifischen Sicherheitseigenschaften eines 1000 MWe-dampfgekühlten schnellen Brütters. Im Vordergrund der Sicherheitsstudie stehen hierbei hypothetische Unfälle und Fragen der Notkühlung. Die Ergebnisse sollen einen Vergleich mit einer parallel von Siemens und GfK durchgeführten Studie für einen gasgekühlten schnellen Brüter ermöglichen.

Die Arbeiten im Berichtszeitraum konzentrierten sich auf das nukleare Dampferzeugungssystem (NDES) und die Kernausslegung. Sie haben zum Ziel, möglichst bald die Konzeption für das NDES und den Kern als Basis für die anschließenden Sicherheitsbetrachtungen festzulegen.

Ausgangspunkt für das NDES ist wie in den früheren DSR-Entwürfen ein Direktkreislauf ohne Zwischenüberhitzung, wobei ein Mischverdampfer nach dem Löfflerprinzip vorgesehen ist. Es sind sechs parallele Kühlschleifen vorhanden, wobei der Verdampfer und das Verdichterturbinenaggregat in je einem gemeinsamen Komponentendruckgefäß untergebracht sind. - Neben dieser als Teilintegration bezeichneten Bauweise wurde die Frage einer möglichen Vollintegration von Reaktorkern, Verdichterturbinenaggregat und Verdampfer überprüft. Die Vollintegration bietet Vorteile hinsichtlich der Sicherheit, ist aber gebunden an die Verwendung von internen Steuerstabantrieben, die derzeit bei der AEG für Siedewasserreaktoren entwickelt werden.

Ein wesentliches Merkmal des DSR-Brennstabes ist ein in out-of-pile-Ver suchen erprobtes Druckausgleichssystem anstelle des sonst üblichen Spaltgasplenums. Bei Verwendung dieses Brennstabkonzeptes erscheint es zweckmäßig, die Gebläse im heißen Strang der Kühlmittelumwälzung anzuordnen. Die Regelungseigenschaften für diese alternative Gebläseanordnung wurden untersucht. Die Arbeiten stehen vor dem Abschluß.

Bei der Bearbeitung des Kernkonzeptes lag das Schwergewicht auf der Festlegung der wesentlichsten Kerndaten. Für den Reaktoreintrittsdruck wurde ein Bereich von 120 bis 160 ata untersucht. Sicherheitsargumente sprechen für einen niedrigen Druck, während die Stromerzeugungskosten hohe Drücke nahelegen. - Im Interesse eines hohen Brennstoffanteils im Reaktorkern und günstigerer Brennstab-Herstellungskosten wurde der beim DSR-300 vorgesehene Brennstabdurchmesser von 7 mm vergrößert und im Bereich von 7,6 bis 8 mm variiert. - Umfangreiche Parameterrechnungen führten zur Festlegung folgender Grunddaten:

Reaktoreintrittsdruck	135 ata
Brennstabdurchmesser	7,6 mm





129

ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN

1291

Forschungsarbeiten zur Reaktorkern-Auslegung

(R. Meyder, IRE)

Bei den bisherigen Arbeiten zur thermohydraulischen Auslegung natrium- und gasgekühlter Reaktoren mit symmetrischen und asymmetrischen Bündelgeometrien hat sich gezeigt, daß eine genaue Kenntnis des azimuthalen und insbesondere radialen Geschwindigkeits- und Temperaturfeldes über größere Bündelbereiche notwendig ist. Um derartige Angaben machen zu können, ist es zunächst notwendig, die Navier-Stokes- und Wärmetransport-Gleichungen zwei-dimensional in charakteristischen Unterkanälen des Brennelement-Bündels zu lösen. In einem ersten Schritt wurde ein Programm entwickelt, das es gestattet, für einen geeignet ausgewählten charakteristischen Unterkanal der Bündelanordnung ein krummliniges orthogonales Maschennetz zu erzeugen (Abb. 1). Zur Lösung der Navier-Stokes- und Wärmetransportgleichungen werden innerhalb dieses Maschennetzes die die Geometrie charakterisierenden Größen, wie Metriktensor und Christoffelsymbole, bestimmt. Erste Ergebnisse für eine laminare Strömung innerhalb des Unterkanals liegen vor.

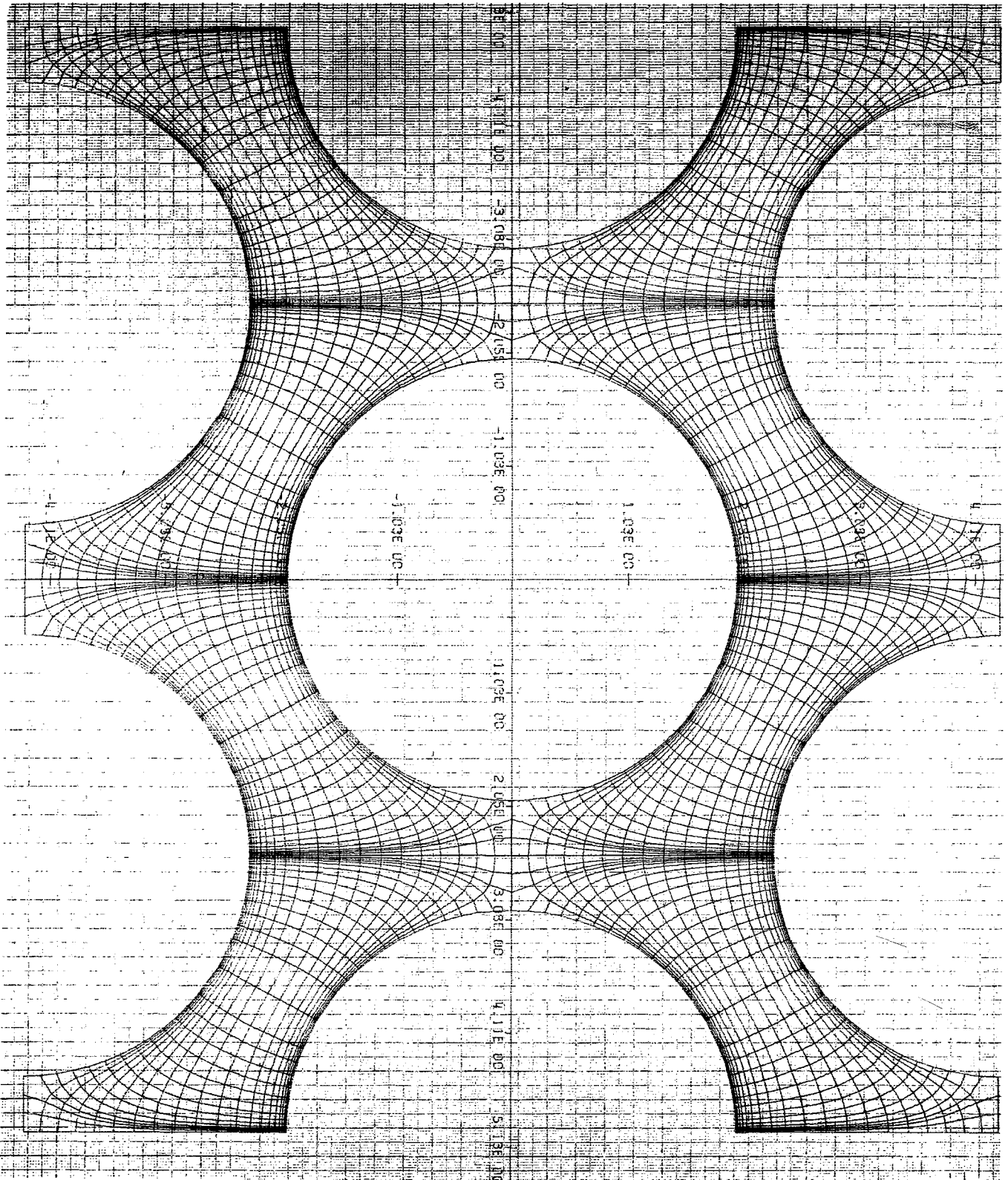


Abb. 1: Orthogonales Maschennetz  
zwischen hexagonal angeordneten  
Brennstäben.  $P/D = 1.25$ . Die Ma-  
schenpunkte wurden linear verbunder