

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM**

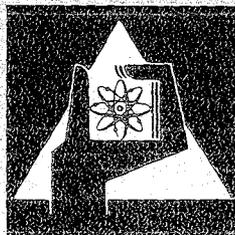
**KARLSRUHE**

Mai 1975

KFK 1274/4  
EUR 5201 d

Projekt Schneller Brüter

4. Vierteljahresbericht 1974



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

**KARLSRUHE**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1274/4

EUR 5201 d

Projekt Schneller Brüter  
4. Vierteljahresbericht 1974

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe

# Mathematical Induction

Let  $P(n)$  be a statement involving the natural number  $n$ . To prove that  $P(n)$  is true for all natural numbers  $n$ , we use the principle of mathematical induction.

**Step 1:** Prove that  $P(1)$  is true.

**Step 2:** Assume  $P(k)$  is true for some natural number  $k$ . Prove that  $P(k+1)$  is true.

## Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 4. Vierteljahres 1974, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe durchgeführt worden sind.

Einige der wesentlichsten Ergebnisse aus den Teilprojekten:

### Brennstabentwicklung:

Die Wechselwirkung zwischen dem thermischen Verhalten und den jeweiligen Materialeigenschaften, z.B. Sauerstoff-Verteilung in Abhängigkeit von Abbrand eines Brennstabes, wurde in einer theoretischen Parameterstudie untersucht. Es zeigte sich u.a.: Je kleiner das anfängliche Verhältnis Oxid/Metall (O/M) ist, desto stärker nimmt die Zentraltemperatur im Laufe der Betriebszeit ab. Für die experimentelle O/M-Bestimmung ist ein zerstörungsfreies (EMK)-Meßverfahren entwickelt worden, das gegenüber dem thermo-gravimetrischen Verfahren Vorteile hat.

Zur Bestimmung von Mischkristallanteilen im Mischoxidbrennstoff wurden Röntgenbeugungsmethoden näher untersucht. Auch für die Phasenanalyse von karbidischen Brennstoffen wurden röntgenographische Verfahren weiterentwickelt.

Bei der Bestrahlungsuntersuchung des 60-Stabbündels DFR-455 (mit Oxidbrennstoff) sind schwere Hüllrohrschäden an 4 Stäben sichtbar geworden. Eine Schadensausbreitung von Stab zu Stab ist nicht erkennbar. Ergebnisse der Bestrahlungsuntersuchung der FR 2 Versuchsgruppe 5a sind ausgewertet worden, sie zeigen u.a. den Einfluß der Oxid-Brennstoffdichte auf die Nachsinterung und (in diesem Zusammenhang) der ursprünglichen Porosität auf die radiale Porositätsverteilung. Überdies wurden starke Hüllaufweitungen infolge mechanischer Wechselwirkung mit dem Brennstoff beobachtet.

Bei FR 2-Bestrahlungsversuchen an karbidischen Testbrennstäben in Kapseln wurden Abbrände von bis zu 7,5% erreicht. Von FR 2-Experimenten an Karbidstäben der Loop-Versuchsgruppe 4a liegen Mikrosonden-Nachuntersuchungsergebnisse vor. Sie zeigen u.a. Sauerstofftransport (von Sauerstoffverunreinigungen) in Richtung zur Hülle. Dies kann zu Verträglichkeitsproblemen ähnlich wie bei Mischoxidbrennstäben führen.

### Materialuntersuchung:

Zur Optimierung der mechanischen Eigenschaften und des Bestrahlungsverhaltens wurden Hüllstäbe auf den Einfluß der mechanischen und thermischen Vorbehandlung hin untersucht. Schwellratenmessungen an simulationsbestrahlten Proben des Stahls 1.4981 deuten darauf hin, daß der Schwellexponent für den lösungsgeglühten Materialzustand kleiner ist als der entsprechende für den 20% kaltverformten Zustand.

Bei Hüllrohr- und Brennstabprüfungen zeigte sich die wachsende Bedeutung von Verfahren zur Qualitätskontrolle.

### Korrosionsversuche:

Die Ergebnisse von 7500 h Hochtemperatur-Korrosionsversuchen an Hüllrohrproben unter Natrium zeigen lineare Zeitgesetze für die Wanddickenabnahme. Die Proben hatten eine durchgehende dünne Ferritschicht gebildet, auf die eine Schicht hoher Aufkohlung folgte. Mit fallender Temperatur nehmen die C-Konzentrationen zu, die C-Eindringungen dagegen ab. Der Stahl 1.4981 zeigte höhere Kriechgeschwindigkeit als die Stähle 1.4970 und 1.4988.

Das Verhalten an den Schweißnähten der Endstopfen der Proben unterschied sich nicht wesentlich von den Korrosionsphänomenen im Rohrmaterial.

Die Korrosion von Sonderwerkstoffen für Distanzpflaster führt zu Zerklüftungen, die sich auf die tribologischen Eigenschaften auswirken können.

Korrosionsversuche bis zu 2500 h an Hüllwerkstoffen unter Helium mit einer Dotierung von Wasser und Wasserstoff erbrachten für die Gewichtszunahme von 1.4970 ein parabolisches, für 1.4981 und 1.4988 ein Kubikwurzel-Zeitgesetz.

### Physik:

Rechnerisch und experimentell ist die Anfangsbrutrate der SNEAK-Anordnung 9B bestimmt worden. Zu diesem Zweck wurden vor allem die integrale Einfangrate in U-238 und die integrale Spaltrate von Pu-239 gemessen. Für SNEAK 9C (Anordnungen mit "schmutzigem" Pu) wurden Kritikalitätsrechnungen durchgeführt und mit dem Experiment verglichen.

Durch Messungen am Van-de-Graaff-Beschleuniger liegen u.a. Werte von  $\bar{\nu}_p$  von U-235 ausgewertet vor. Vom Zyklotron liegen u.a. differentielle elastische Neutronenquerschnitte von Ca-40 vor, die bei Abschirmproblemen von Bedeutung sind.

### Sicherheit und Instrumentierung:

Schwere hypothetische Störfälle mit Kernzerstörung sind sowohl für den SNR-300 (Mark Ia) als auch für einen 1000 MWe gasgekühlten GSB-Brüter (Teilprojekt 128) durchgerechnet worden. Bei den SNR-Rechnungen wurde die axiale Expansion im frischen Kern berücksichtigt, sie führt zu einer leichten Verringerung der freigesetzten Energie. Die GSB-Rechnungen behandeln einen Abschaltstabauswurf-Unfall.

Eine Abschätzung des Potentials für das Auftreten einer Stab-zu-Stab-Schadenspropagation ergab eine : geringe Wahrscheinlichkeit dieses Falles.

Die Bedeutung des transienten Verhaltens abgebrannter Brennstäbe für die Einleitungsphase schwerer Unfälle wurde im Rahmen eines Brennstabversagensmodelles untersucht. Die Studie steht im Zusammenhang mit geplanten Sicherheitsversuchen in Frankreich.

Von out-of-pile Siedeversuchen (Drosselung des Natriumdurchsatzes) mit einem 7-Stab-bündel liegen Ergebnisse von zwei Meßreihen vor. Bei einer Wärmestromdichte wie im SNR wurde kein Siedeverzug festgestellt.

Für die "Brennstoff-Natrium-Reaktion" wird ein neues theoretisches Modell (mit axialer Unterteilung des Reaktionsgebietes) beschrieben, und erste Ergebnisse werden aufgeführt.

Eine automatische Reaktivitäts-Meßmethode zum Nachweis des integralen Na-Siedens wurde entwickelt. Sie erscheint prinzipiell geeignet zur Überwachung großer Teile eines SNR-Reaktorkerns. Auch ein akustisches Verfahren, das in der KNK untersucht wird, kommt für Siededetektion in Frage. Weitere in KNK untersuchte Verfahren zum Störungsnachweis basieren auf Rauschmessungen mit Hilfe von Spaltkammern, Thermo-elementen, Ionisationskammern, Durchflußmessern und Schwingaufnehmern.

#### Technologie:

An 61-Stabbündeln wurden Temperaturverteilungen im Austrittsquerschnitt bei turbulenter Na-Strömung gemessen. Ergänzend hierzu wurden an einem 19-Stabbündel in Wasser Geschwindigkeitsprofile bestimmt, wodurch sich konstruktive Möglichkeiten für eine symmetrische Anströmung zeigten.

Der Einfluß von Gasblasen auf Hüllrohrtemperaturtransienten in SNR-Brennelementen wurde unter bestimmten Randbedingungen theoretisch ermittelt.

Die hydraulischen Untersuchungen am Modell des Absorbers der 2. SNR-Abschalteneinheit ergaben für Druckverlust und Durchsatzverteilung Resultate über den Einfluß der wesentlichen Konstruktionsmerkmale.

Im Hinblick auf gasgekühlte Brüter wird über Druckverlust- und Temperaturverteilungsmessungen an Stabbündeln mit künstlicher Rauigkeit berichtet.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

### Summary

This report describes work performed in the 4th quarter of 1974 at Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe within the framework of the Fast Breeder Project.

Here are some of the most important results achieved in specific project areas:

#### Fuel Pin Development

The interaction between the thermal behavior and the respective materials properties, e.g., oxygen distribution as a function of the burnup of a fuel pin, was investigated in a theoretical parameter study. One of the findings was that the central temperature decreases the more markedly over the operating period the lower the initial oxide/metal ratio (O/M) is. A non-destructive method has been developed for the experimental assessment of the O/M ratio, which offers some advantages over the thermogravimetric method.

X-ray diffraction methods were studied in greater detail to determine solid solution fractions in mixed oxide fuel. Radiographic methods have been further developed, also for the phase analysis of carbide fuels.

Irradiation examination of the DFR-455 60-pin bundle (mixed oxide fuel) revealed major damage to the claddings of 4 pins. No pin-to-pin failure propagation has been recognized. Results of the irradiation examinations of the FR 2 test group 5a have been evaluated and, among other factors, show the influences of the oxide fuel density upon post-sintering and (in this connection) of the original porosity upon the radial porosity redistribution. In addition, major cladding expansions were observed as a result of mechanical interactions with the fuel.

The FR 2 in-pile experiments on carbide test fuel pins in capsules attained burn-ups on the order of 7.5%. Microprobe post-irradiation examination results are available of FR 2 experiments on carbide pins of the 4a loop test group. Among other factors, these results show that there is oxygen transport (of oxygen impurities) in the direction of the cladding. This may give rise to compatibility problems as in the case of mixed oxide fuel pins.

### Materials Studies

Cladding tubes were studied with respect to the influence of mechanical and thermal pre-treatments in order to optimize the mechanical properties and the in-pile behavior. Measurements of the swelling rates of simulation-irradiated samples of 1.4981 type steel seem to indicate that the swelling exponent of the solution-annealed material condition is lower than the corresponding exponent for the 20% cold-worked condition.

Tests of cladding tubes and fuel pins indicated the growing importance of quality assurance procedures.

### Corrosion Tests

The results of 7500 h of high temperature corrosion experiments on cladding tube samples under sodium show linear time laws with respect to the decrease of the wall thickness. The samples had formed a continuous thin ferritic layer which was followed by a layer of high carburization. As temperature dropped, carbon concentrations increased, but carbon penetrations decreased. 1.4981 type steel shows a higher creep rate than the 1.4970 and 1.4988 type steels.

The behavior observed on the welds of the end plugs of the samples did not greatly differ from the corrosion phenomena in the tube material.

The corrosion of special materials for distance pads gives rise to fissures which may affect the tribological properties.

Corrosion experiments carried out up to 2500 h on cladding materials under helium with water and hydrogen doping resulted in a parabolic time law for the increase in weight of 1.4970 and in a cubic root time law for 1.4981 and 1.4988.

### Physics

The initial breeding ratio of the SNEAK 9B assembly has been determined by means of calculation and experimentally. For this purpose, above all the integral capture rate in U-238 and the integral fission rate of Pu-239 were measured. Criticality calculations were carried out for SNEAK 9C (assemblies with "dirty" plutonium) and compared with the experiment. As a result of measurements on the Van-de-Graaff accelerator also evaluated data of U-235 are available. Some of the cyclotron data available are differential elastic neutron cross-sections of Ca-40 which play a role in shielding problems.

### Safety and Instrumentation

Major hypothetical incidents resulting in core disassembly have been calculated both for the SNR 300 (Mark Ia) and for a 1000 MWe gas cooled breeder (GSB) (subproject 128). In the SNR calculations the axial expansion in the fresh core was taken into account; it slightly reduces the energy release. The GSB calculations cover a shutdown rod ejection accident. [An estimate of the potential of the occurrence of a pin-to-pin failure propagation indicated that the probability of this case is low.

The significance of transient behavior of spent fuel pins for the introductory phase of severe accidents was studied within the framework of a fuel pin failure model. The study is related to safety experiments planned in France.

Results of two series of measurements are available from out-of-pile boiling experiments (throttling of sodium flow) on a 7-pin bundle. No superheating was found at a heat flow density identical with that in the SNR.

For the fuel-sodium interaction a new theoretical model is described (with axial subdivision of the reaction area) and preliminary results are quoted.

An automatic method was developed to detect integral sodium boiling by reactivity measurements. In principle it seems to lend itself to monitoring large parts of an SNR reactor core. Also an acoustic method which is being studied in KNK may be eligible for boiling detection. Other methods of fault detection studied in KNK are based on noise measurements by means of fission chambers, thermocouples, ionization chambers, flowmeters and oscillation sensors.

### Technology

Temperature distributions in the outlet cross section of a turbulent sodium flow were measured in 61-pin bundles. In a supplementary experiment, velocity profiles were determined in water on a 19-pin bundle, which indicated design possibilities for a symmetrical flow at the entrance of the bundle.

The influence of gas bubbles on cladding tube temperature transients in SNR fuel elements was determined theoretically under specific boundary conditions.

Hydraulic studies on the model of the absorber of the secondary shutdown unit of SNR produced results on the influence of the most important design details with respect to pressure drop and flow distribution.

With respect to gas cooled breeders measurements of the pressure drop and the temperature distribution on pin bundles with artificial roughnesses are covered in this report.

This report was compiled by R.Hüper.

## Erläuterungen

Die Einzelbeiträge sind durch \*, F und/oder G gekennzeichnet, je nachdem ob sie vorwiegend dem Bauzugehörigen F+E-Programm des SNR 300, dem SNR-Folgeprogramm (für einen Demonstrations-SNR) oder dem Grundlagenprogramm (Hochleistungsbrüter, Gaskühlung, reaktorphysikalische Grundlagen) zuzuordnen sind.

Zur Erleichterung der Suche nach früheren Berichten, deren Fortsetzung der jeweils vorliegende Beitrag bildet, wird der betr. frühere PSB-Vierteljahresbericht zitiert. Fehlendes Zitat bedeutet stets, daß der letzte Beitrag im unmittelbar vorhergehenden PSB-Vierteljahresbericht erschienen ist.

Die folgenden Institute der GfK haben zu dem vorliegenden Vierteljahresbericht beigetragen:

- IAK = Institut für angewandte Kernphysik
- IASR = Institut für angewandte Systemtechnik und Reaktorphysik
- IMF = Institut für Material- und Festkörperforschung
- INR = Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
- IRB = Institut für Reaktorbauelemente
- IRCh = Institut für Radiochemie
- IRE = Institut für Reaktorentwicklung
- RBT = Reaktorbetrieb und Technik

Ferner liegt ein Beitrag der Firma INTERATOM (1231.1, zus. mit IRE und INR) vor.

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
- 126 NARIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE
- 127 THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS
- 128 ENTWURFSSTUDIEN ZU GASGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN

+)

Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Kennzahlen.

Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnumeriert.

---

Zum Druck eingereicht im Mai 1975



112 BRENNSTABENTWICKLUNG1120 Brennstab-Modelltheorie

Parameterstudie über den Einfluß des Sauerstoffgehaltes auf das thermische Verhalten von  $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstofftabletten SNR-300 typischer Brennstäbe\*

(H.Elbel, J.López Jiménez, IMF)

Qualitative Zusammenhänge

Neben der Porenwanderung führt auch die Sauerstoff-Umverteilung in unterstöchiometrischem Brennstoff zu einer Absenkung des Temperaturprofils /1,2/. Dieser Effekt sollte umso größer sein, je niedriger der Sauerstoffgehalt und die Brennstoffrandtemperatur sind. Bei niedriger Temperatur ist der Einfluß des Sauerstoffgehaltes auf die Wärmeleitfähigkeit größer als bei hoher Temperatur /3/. Daher führt eine Anhebung des Verhältnisses  $O/Me$  in der Randzone des Brennstoffes bei niedriger Temperatur zu einer stärkeren Verbesserung der Wärmeleitfähigkeit als bei hoher Temperatur. Der Verbesserung in der Außenzone der Brennstofftablette steht eine Verschlechterung in der inneren Zone gegenüber, die jedoch nicht den gleichen Einfluß auf das Temperaturprofil erreicht.

Bei konstanter Temperatur nimmt mit dem Sauerstoffgehalt auch der Dampfdruck der Uran- bzw. Plutonium-haltigen Brennstoffkomponenten ab, was zu einer Verlangsamung der Umstrukturierung des Brennstoffes durch Porenwanderung führt. /4/. Da aber infolge der schlechteren Wärmeleitfähigkeit bei gleichen äußeren Bedingungen das Temperaturniveau höher liegt, ist dieser Verlangsamung eine temperaturbedingte Beschleunigung überlagert. Insgesamt ist ein größerer Umstrukturierungseffekt zu erwarten.

Die Plutonium-Umverteilung erfolgt über Verdampfung, Kondensation und Thermodiffusion /2,3/. Das für die Parameterstudie verwendete Modell zur Beschreibung des Verdampfungs- und Kondensationsmechanismus sagt eine Verminderung der Plutonium-Umverteilung, d.h. eine geringere Plutonium-Anreicherung in der innersten Zone der Brennstofftablette mit abnehmendem Sauerstoffgehalt voraus. Während zu Beginn der Bestrahlung dieser Mechanismus in Zusammenhang mit der Umstrukturierung des Brennstoffes die Plutonium-Umverteilung bestimmt, wird mit zunehmendem Abbrand die Thermodiffusion zu einer Verstärkung des Umverteilungseffektes führen.

\* BzFE-Nr.431.0

/1/ KFK 1274/2, S.112-1.

/2/ M.Bober, G.Schumacher: KFK 1904, April

1974

/3/ H.E.Schmidt: High Temp.-High Press. 3  
(1971) 345

Auch dieser Mechanismus ist von der Stöchiometrie des Brennstoffes abhängig /2/. Da der mittlere Sauerstoffgehalt in einer ursprünglich unterstöchiometrischen Brennstofftablette mit zunehmendem Abbrand ansteigt, sollte der Grad der durch Thermodiffusion hervorgerufenen Plutonium-Umverteilung sowohl durch die Ausgangsstöchiometrie als auch durch die Abbrandrate, d.h. die Stableistung, beeinflusst werden. Der direkten Abhängigkeit der beiden Mechanismen von der Stöchiometrie ist, ähnlich wie bei der durch Porenwanderung erfolgenden Umstrukturierung, eine indirekte über das von der Stöchiometrie abhängige Temperaturprofil überlagert.

Die durch die Plutonium-Umverteilung hervorgerufene Erhöhung der Plutonium-Konzentration in der innersten Zone des Brennstoffes führt sowohl zu einer Erniedrigung der Schmelztemperatur in diesem Bereich als auch zu einer Erhöhung der Zentraltemperatur, d.h. zu einer weniger starken Abnahme der Zentraltemperatur, als sie allein durch Porenwanderung und Sauerstoff-Umverteilung verursacht werden würde.

#### Quantitative Analyse

Der Einfluß, den die erwähnten Materialphänomene bei verschiedenen O/Me-Verhältnissen auf das thermische Verhalten einer Brennstofftablette haben, wurde unter Verwendung des Programmsystems SATURN untersucht. Eine repräsentative Auswahl aus den Ergebnissen wird in den Abb. 1 bis 4 wiedergegeben. Die Brennstofftablette war für diese Rechnungen durch die in der folgenden Tabelle zusammengestellten Daten charakterisiert.

Brennstoffmaterial	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub>
Pu-Anteil	20%
U-235-Anreicherung	-
O/Me-Verhältnis	1,96; 1,98; 2,00
theoretische Dichte	11,0 g/cm <sup>3</sup>
Porosität	13,5%
integraler linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient	1,0 · 10 <sup>-5</sup> /°C
Außenradius	2,55 mm
Brennstoffbrandtemperatur	900 °C
lineare Stableistung	350 W/cm

Tabelle 1: Zusammenstellung der für die Parameterstudie verwendeten Material- und Betriebsdaten

Die Randtemperatur wurde mit  $900^{\circ}\text{C}$  für alle Rechnungen fest vorgegeben. Dieser Wert wurde ebenso wie der für die lineare Stableistung als konstant über die betrachtete Bestrahlungszeit von 10 000 h angesetzt. Die Umstrukturierung des Brennstoffes durch Porenwanderung und die Umverteilung des Plutoniums durch Verdampfung und Kondensation wurden mit Hilfe der in /4/ vorgeschlagenen Modelle beschrieben. Zur Behandlung der Umverteilung des Sauerstoffes und des Plutoniums durch Thermodiffusion wurden die in /2/ angegebenen Verfahren verwendet mit folgenden Beziehungen und Werten für die Modellparameter:

- Überführungswärme für den Plutonium-Transport

$$Q = - 35 \text{ kcal/Mol,}$$

hängt nach /2/ von der Pu-Valenz des Brennstoffes ab;

- Diffusionskoeffizient für den Plutonium-Transport

$$D = 0,5 \exp (-Q/RT);$$

- Überführungswärme der Sauerstoffleerstellen

$$Q_v = - 23 \text{ kcal/Mol.}$$

Der Anstieg des Sauerstoffgehaltes mit dem Abbrand, d.h. mit der Bestrahlungszeit, wurde entsprechend den gewählten Daten durch eine lineare Beziehung der Form

$$O/Me = (O/Me)_0 + 4,33 \cdot 10^{-6} \cdot t$$

in Anlehnung an /2/ angenähert. Es wurde angenommen, daß der Sauerstoffgehalt einen Wert von 2,00 nicht überschreitet. Die Wärmeleitfähigkeit des  $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ -Brennstoffes wurde mit der in /3/ vorgeschlagenen Beziehung beschrieben. Eine Abbrandabhängigkeit und der Einfluß axialer Transportvorgänge blieben unberücksichtigt.

Der unter den geschilderten Annahmen vorausgesagte zeitliche Verlauf der Zentraltemperatur ist in Abb. 1 für  $O/Me = 1,96$  dargestellt. Abb. 1 zeigt darüber hinaus den Einfluß der Sauerstoffumverteilung und der bestrahlungsbedingten Zunahme des mittleren Sauerstoffgehaltes.

Für den Beginn der Bestrahlung ist in Abb. 2 der erwartete Anstieg der Zentraltemperatur mit abnehmendem Sauerstoffgehalt entsprechend der schlechter werdenden Wärmeleitfähigkeit zu erkennen.

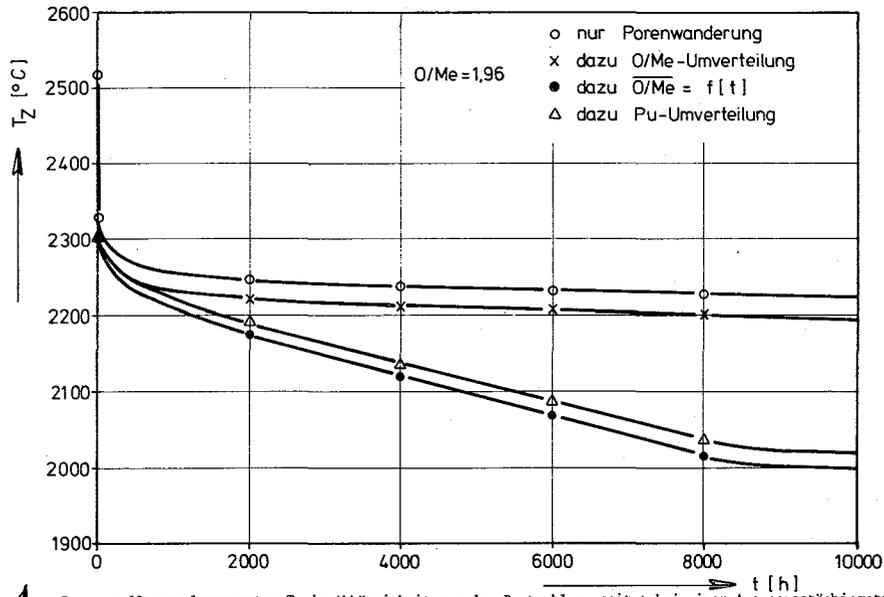


Abb. 1: Brennstoffzentraltemperatur  $T_Z$  in Abhängigkeit von der Bestrahlungszeit  $t$  bei einer Ausgangsstöchiometrie von 1,96 unter Berücksichtigung der Zentralkanalbildung durch Porenwanderung, der örtlichen und zeitlichen Änderung der Stöchiometrie und der Plutonium-Umverteilung

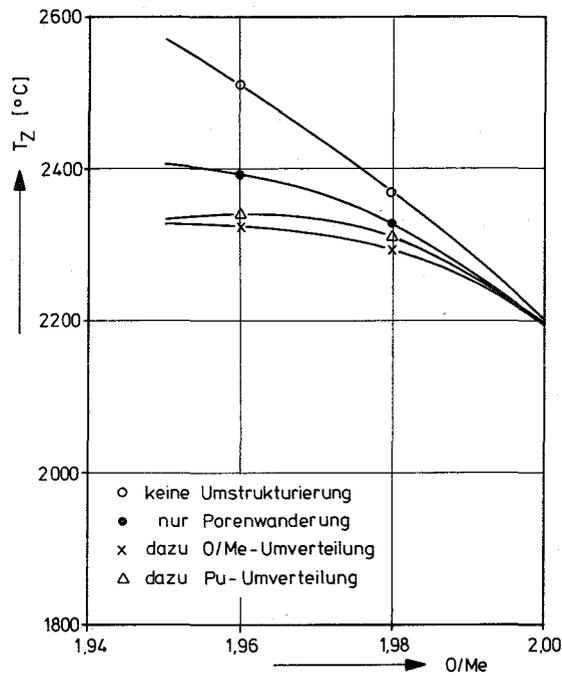


Abb. 2: Brennstoffzentraltemperatur  $T_Z$  in Abhängigkeit vom O/Me-Verhältnis nach einer Bestrahlungszeit von 10 h unter Berücksichtigung der Zentralkanalbildung durch Porenwanderung, der Sauerstoff- und der Plutonium-Umverteilung

Der Verringerung der Zentraltemperatur, die durch die Ausbildung des Zentralkanals und durch die radiale Umverteilung und die zeitliche Änderung des Sauerstoffgehaltes hervorgerufen wird, steht eine Erhöhung durch die Umverteilung des Plutoniums gegenüber. Die Verhältnisse, die nach einer Bestrahlungszeit von 10 h zu erwarten sind, sind in Abb. 2 dargestellt.

Für ein O/Me-Verhältnis von 2,00 ergibt sich nur eine geringfügige Änderung der Zentraltemperatur, da aufgrund des niedrigen Temperaturniveaus die Umstrukturierung infolge Porenwanderung noch kaum ausgeprägt und dementsprechend auch nur eine geringe Plutonium-Umverteilung aufgetreten ist. Mit abnehmendem O/Me-Verhältnis steigt sowohl der Einfluß der Porenwanderung infolge des höheren Temperaturniveaus als auch der Einfluß der Sauerstoff-Umverteilung infolge des größeren Effekts auf die Wärmeleitfähigkeit, so daß die Zentraltemperatur verstärkt abnimmt. Demgegenüber ist die Zunahme aufgrund der Plutonium-Umverteilung gering.

Nach 10.000 h ergibt sich das in der Abb. 3 dargestellte Bild. Der Einfluß der Plutonium-Umverteilung ist bei einem O/Me-Verhältnis von 2,00 am größten. Er nimmt ab, wenn der Wert des ursprünglichen Sauerstoffgehaltes gesenkt wird in Übereinstimmung mit den in /2/ zusammengestellten experimentellen Ergebnissen. Die nach 10.000 h unter Berücksichtigung aller betrachteten Phänomene berechnete Zentraltemperatur liegt zum Teil erheblich unter den für die Volltablette zu Beginn der Bestrahlung gefundenen Werten. Die gesamte Abnahme ist dabei für stöchiometrischen Brennstoff am geringsten. Sie wird mit sinkendem Wert des ursprünglichen Sauerstoffgehaltes rasch größer.

Die thermischen Verhältnisse, die zu Beginn und am Ende der Bestrahlungszeit herrschen, werden in der Abb. 4 anhand der radialen Temperaturprofile verglichen. Sie lassen erkennen, daß unabhängig von der Ausgangsstöchiometrie aus dem Bereich zwischen 2,00 und etwa 1,96 der Endzustand der Brennstofftabletten näherungsweise gleich ist. Dieses Ergebnis ist zum Teil auf die getroffenen Annahmen zurückzuführen.

#### Schlußbemerkung

Die hier vorgestellten Ergebnisse der Parameterstudie beziehen sich auf einen festen Wert der Brennstoffrandtemperatur und der linearen Stableistung. Die wesentlichen Aussagen können jedoch auf andere Wertepaarungen, wie sie bei SNR-300-typischen Brennstäben vorkommen, übertragen werden. Dabei ist mit Unterschieden in der Stärke des jeweiligen Einflusses der einzelnen Materialphänomene auf das thermische Verhalten der Brennstofftablette zu rechnen. Es ergeben sich aber keine Änderungen am Gesamtbild.

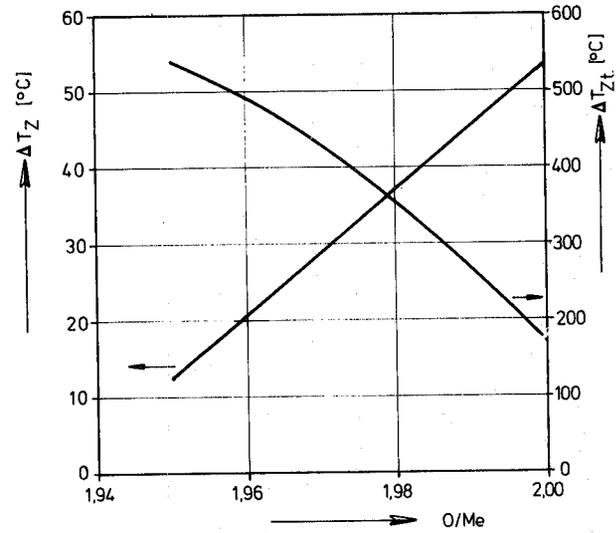


Abb. 3: Einfluß der Plutonium-Umverteilung auf die Brennstoffzentraltemperatur  $\Delta T_z$  nach einer Bestrahlungszeit von 10.000 h und gesamte Absenkung der Brennstoffzentraltemperatur  $\Delta T_{zt}$  über die Bestrahlungszeit von 10.000 h in Abhängigkeit vom O/Me-Verhältnis

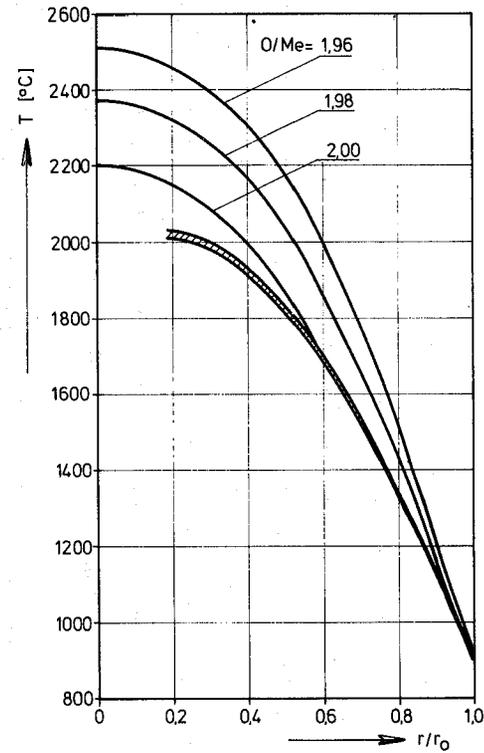


Abb. 4: Radiales Temperaturprofil zu Beginn der Bestrahlung und nach einer Bestrahlungszeit von 10.000 h für verschiedene O/Me-Verhältnisse

1121 Oxidischer Brennstoff - Laboruntersuchungen1121.0 Herstellung von oxidischem Brennstoff\*  
(H.Wedemeyer, H.Nagel, M.Wittmann; IMF)

Für das Materialuntersuchungsprogramm des IMF (Leistungswechselversuch Mol-10) wurden weitere 6 Brennstabprüflinge mit  $UO_2/15$  Gew.-%  $PuO_2$ -Tablettenbrennstoff spezifikationsgerecht angefertigt. In der nachfolgenden Tabelle sind die mittleren Werte der 6 Prüflinge zusammengestellt.

Tab. 2:

Stab	Durchmesser (mm)	Gewicht (g)	Höhe (mm)	theoretische Dichte (%)
Mol-10/1	5,208	1,7392	8,114	91,19
-10/3	5,208	1,6976	7,972	90,60
-10/5	5,208	1,6928	7,973	90,31
Mol-10/2	5,209	1,6286	8,061	85,93
-10/4	5,207	1,6049	8,018	85,19
-10/6	5,206	1,5884	7,964	84,91

Die wichtigsten chemischen Analysen<sup>1)</sup> der Pulvermischung sowie der gesinterten und geschliffenen Tabletten ergaben:

Pulver: Pu/U+Pu = 15,17 Gew.-%

Tabletten: Pu/U+Pu = 14,92 Gew.-%

C = 55 ppm

F' = <10 "

Cl' = <25 "

\*BzFE-Nr.322.1. Letzter Bericht in KFK 1274/1, S.112-1.

<sup>1)</sup>Die chemischen Analysen wurden von der analytischen Gruppe des IRCH durchgeführt.

1121.1 Charakterisierende Untersuchungen an Mischoxid1. Entwicklung eines zerstörungsfreien Meßverfahrens zur Bestimmung des Sauerstoff/Metall (O/Me)-Verhältnisses\*

(H.Orians, D.Vollath, IMF)

Im letzten Vierteljahresbericht wurde eine Kalibrierfunktion zur Umwandlung der genauen EMK-Werte im O/Me-Verhältnis angegeben. Mit dieser Anpassungsfunktion erhält man eine Streuung des Mittelwertes von 0,0016 O/Me. Unter Annahme der Student-Verteilung und Zugrundelegung einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 0.005 liegt dann der wahre Meßwert innerhalb eines Streubandes von  $\pm 0,005$  O/Me. Damit liegt das neue Meßverfahren in seiner absoluten Meßgenauigkeit im gleichen Bereich wie auch die anderen Meßverfahren.

Der relative Meßfehler des neuen Verfahrens ist sehr klein. Er berechnet sich aus der Formel

$$\Delta(O/Me) \cdot x = \Delta E \cdot 4 \cdot 10^{-2} \left| \frac{-1}{\frac{1}{x(1-x)} + K_2} \right| \cdot C_{Pu}$$

$K_2 = 12,3$   
 $C_{Pu} = \text{Plutoniumgehalt der Probe}$   
 $x = 2 - (O/Me)$

Für einen relativ großen Meßfehler von  $\Delta E = \pm 2$  mV und verschiedene O/Me-Werte der Probe sind in Tabelle 3 die entsprechenden Meßfehler des O/Me-Verhältnisses zusammengestellt.

\* BzFE-Nr. 312.1

**Tabelle 3:** Relativer Stöchiometriefehler bei einer Einzelmessung und bei 20 Messungen mit einer Genauigkeit von  $\pm 2$  mV in Abhängigkeit von der Stöchiometrie

$$C_{\text{Pu}} = 0,3$$

O/Me	$\Delta$ O/Me	
	1 Messung	20 Messungen
1,999	$7,6 \cdot 10^{-5}$	$1,7 \cdot 10^{-5}$
1,995	$3,16 \cdot 10^{-4}$	$7,1 \cdot 10^{-5}$
1,99	$5,2 \cdot 10^{-4}$	$1,2 \cdot 10^{-4}$
1,98	$7,7 \cdot 10^{-4}$	$1,7 \cdot 10^{-4}$
1,96	$1,1 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-4}$
1,94	$1,1 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-4}$
1,92	$1,2 \cdot 10^{-3}$	$2,7 \cdot 10^{-4}$
1,90	$1,2 \cdot 10^{-3}$	$2,7 \cdot 10^{-4}$

Wie man der Tabelle 3 entnehmen kann, ist es bei normalen Analysen nicht notwendig, die Messung mehrfach zu wiederholen, da der Fehler durch die Spannungsmessung kleiner ist als der Meßfehler infolge der fehlerhaften Eichung des Systems. Eine mehrfache Wiederholung ist aber dann notwendig, wenn man kleine relative Unterschiede zwischen mehreren Tabletten feststellen will.

Zusätzlich zu den bisher angegebenen Meßfehlern kann noch ein Fehler infolge einer fehlerhaften Bestimmung des Plutoniumgehaltes kommen. Ist  $\Delta C_{\text{Pu}}$  der Fehler im Plutoniumgehalt und  $x$  die Abweichung vom O/Me-Verhältnis 2, so erhält man den Fehler  $\Delta(\text{O/Me})$ .

$$\Delta(\text{O/Me}) = x \cdot \Delta C_{\text{Pu}}$$

Nimmt man  $\Delta C_{\text{Pu}}$  mit  $5 \cdot 10^{-3}$  und  $x$  mit  $4 \cdot 10^{-2}$  an, so ist der Fehler  $\Delta(\text{O/Me})$  infolge des ungenau bekannten Plutoniumgehaltes  $2 \cdot 10^{-4}$ .

Ein Vergleich des neuen Meßverfahrens mit dem bisher gebräuchlichen thermogravimetrischen Verfahren gibt die Tabelle 4.

**Tabelle 4:** Charakterisierung der O/Me-Meßverfahren

	Thermogravimetrisch	Elektrochemisch
Absolutmessung	ja <sup>+) </sup>	nein
Absolute Genauigkeit	$\pm 5 \times 10^{-3}$ O/Me	$\pm 5 \times 10^{-3}$ O/Me
Relative Genauigkeit	$\pm 5 \times 10^{-3}$ O/Me	besser $1 \times 10^{-3}$ O/Me
zerstörungsfrei	nein	ja
Geschwindigkeit	4 h/Messung	20 sec/Messung <sup>++)</sup>
Automatisierbar	nein	ja
Prüfbarkeit	schlecht	gut

<sup>+)</sup>  bei Definition des O/Me-Verhältnisses

<sup>++)</sup> bei einer automatischen Anlage

## 2. Analyse von Röntgenbeugungsprofilen zur Bestimmung von Mischkristallanteilen<sup>G</sup>

(D.Vollath, C.Ganguly, IMF)

Die beiden Ausgangsstoffe für den Schnellbrüterbrennstoff Urandioxid und Plutoniumdioxid bilden eine lückenlose Mischkristallreihe. Bei der technischen Fertigung der entsprechenden Sinterkörper, die aus einem mechanisch vermischten Uran- und Plutoniumdioxidpulver hergestellt werden, erhält man wegen der begrenzten Homogenisierungszeiten beim Sintern nur relativ geringe Anteile von Mischkristallen. Für eine vollständige Charakterisierung des Brennstoffs ist es daher angebracht, die Mischkristallanteile zu bestimmen. Dies erfolgt im vorliegenden Fall mit Hilfe der Röntgenbeugung.

Ein typisches Beispiel ist das Profil des  $(\begin{smallmatrix} 511 \\ 333 \end{smallmatrix})$ -Reflexes, aufgenommen mit Cu-K $\beta$ -Strahlung. Die Anwendung einer so hoch indizierten Beugungslinie war notwendig, um eine möglichst gute Auflösung zu erhalten. Die Verwendung der K $\beta$ -Linie war nicht zu umgehen, da die Verwendung des  $\alpha$ -Dubletts zu erhöhten Schwierigkeiten bei der Auswertung führt. Das Linienprofil ist die Faltung einer Verteilungsfunktion  $\alpha(\vartheta)$ , welche mit Ausnahme des Bereiches zwischen  $\vartheta = \theta_A$  und  $\vartheta = \theta_E$  überall null ist, mit einer Verbreiterungsfunktion  $f(\vartheta, \theta, S)$ .  $S$  ist die die Verbreiterung charakterisierende Konstante. Diese Verbreiterungsfunktion enthält alle instrumentellen Verbreiterungsfaktoren und die von der Probe herrührenden Einflüsse. Es wird vorausgesetzt, daß die Konstante  $S$  unabhängig von der Konzentration ist.

Die gemessene Intensität läßt sich nach diesen Annahmen durch das Integral

$$I(\theta) = a + b\theta + \int_{\theta_A}^{\theta_E} \alpha(\vartheta) f(\vartheta, \theta, S) d\vartheta \quad (1)$$

darstellen. Die Konstanten  $a$  und  $b$  der Formel (1) sollen den Untergrund approximieren. Während man für die Funktion  $f(\vartheta, \theta, S)$  theoretische Annahmen treffen kann, muß die Funktion  $\alpha(\vartheta)$ , die das Ziel der Analyse ist, ermittelt werden.

Zerlegt man das Integral (1) in die Summe mehrerer Teilintegrale und bildet nach dem verallgemeinerten Mittelwertsatz der Integralrechnung die Mittelwerte von  $\alpha(\vartheta)$  innerhalb der jeweiligen Integrationsgrenzen, so erhält man

$$I(\theta) = a + b\theta + \sum_{i=1}^N \bar{\alpha}_i \int_{\theta_i}^{\theta_{i+1}} f(\vartheta, \theta, S) d\vartheta$$

$$= a + b\theta + \sum_{i=1}^N \bar{\alpha}_i F_i(\theta, S) \quad (\bar{\alpha}_i > 0).$$

Um zu einer Deutung der  $\bar{\alpha}_i$ -Werte zu kommen, führt man die folgende Normierung durch:

$$\alpha_i^+ = \frac{\bar{\alpha}_i}{N \sum_{i=1} \bar{\alpha}_i}$$

Aufgrund der Vegard'schen Regel kann man nun den Winkeln  $\theta_i$  Konzentrationen  $c_i$  zuordnen. Unter diesen Voraussetzungen sind die  $\alpha_i^+$ -Werte der jeweilige Anteil von Mischkristallen im Konzentrationsbereich zwischen  $c_i$  und  $c_{i+1}$ .

Kennt man nun den Linienbreitenfaktor  $S$ , so lassen sich die  $\alpha_i$ -Werte leicht aus der Bedingung

$$\sum_{\ell=1}^M (I(\theta_{\ell})_{\text{exp}} - a - b\theta_{\ell} - \sum_{i=1}^N \bar{\alpha}_i F_i(\theta_{\ell}, S))^2 = \text{Min} \quad (2)$$

berechnen. In (2) ist  $I(\theta_{\ell})_{\text{exp}}$  die am Winkel  $\theta_{\ell}$  gemessene Intensität der Röntgenbeugungslinie. Die Summation in Formel (2) läuft über alle  $\ell$  einzelnen Meßpunkte.

Als Nebenbedingung wird gefordert, daß die aus den  $\bar{\alpha}_i$ -Werten ermittelte mittlere Konzentration der Probe gleich der bekannten mittleren Konzentration  $\bar{C}$  der Probe sein soll.

Bei der untersuchten Probe aus einer normalen Fertigungscharge war mit Ausnahme eines sehr kleinen Nebenmaximums zwischen 60 und 70% Pu kein Mischkristallanteil festzustellen. Etwas anders liegen die Verhältnisse bei dem Linienprofil einer Probe, die man etwa 750 h bei Temperaturen bis zu 1700 °C einem Kriechversuch unterworfen hatte. Hier war praktisch nur noch eine Linie zu sehen.

Es ergab sich hier ein Maximum im Konzentrationsbereich zwischen 40 und 50% Plutonium. Bei dem etwas verstärkten Auftreten der reinen Phasen handelt es sich offenbar um die Reste besonders großer Urandioxid- und Plutoniumdioxidteilchen. Stark auffallend ist, daß das Maximum der Mischkristallbildung bei den mittleren Konzentrationen und nicht am Rande liegt. Daraus muß man - wie auch bei der ersten Probe - schließen, daß für die Mischkristallbildung vorwiegend die feinen Pulverfraktionen maßgebend sind. Der Anteil der Diffusionszonen der großen Teile ist gering. Diese Anteile würde man vor allem durch erhöhte Mischkristallanteile in der Nähe der reinen Phasen erkennen.

1121.22 Versuche zur Verträglichkeit oxidischer Brennstoffe/Hülle\*

(O.Götzmann, P.Hofmann, IMF)

Unter den chemischen Wechselwirkungen hat auch die Reaktion der Spaltprodukte mit dem Brutstoff eine Bedeutung. Unter ungünstigen Umständen kann sie zum sogenannten "Reaktionsschwellen" der Hülle führen, z.B. wenn der Brutstoff einen überstöchiometrischen Sauerstoffgehalt hat und genügend Cäsium aus dem Brennstoff in den Brutstoffbereich gelangt. Bekanntlich nehmen alle Cäsiumuranate, bezogen auf 1 g-Atom Uran, ein grösseres Volumen ein als  $UO_2$ .

Je nach Sauerstoffgehalt im Brutstoff, dem Verhältnis Cäsium/Uran und der Temperatur können sich unterschiedliche Produkte in unterschiedlichen Mengen bilden. Versuchsparameter waren daher neben der Brutstoffdichte das O/M-Verhältnis, die Cäsiumzugabe und die Temperatur. Die Versuchsproben bestanden aus 50 mm langen Hüllrohrabschnitten mit den nominalen Abmessungen 6 x 0,38 mm. In die Proben wurden 7 bis 9 Brutstofftabletten mit einem Durchmesser von 5,1 mm eingebracht. Das Cäsium wurde an einem Ende der Brutstoffsäule zugegeben.

Die bisherigen Ergebnisse sind in der folgenden Tab. 5 aufgeführt:

Dichte (% TD) Tabl.-	Schmier-	O/M	Glühtemp. °C	Durchmesserzunahme (%) bei Cäsiumzugabe (Gew.%)		
				1	5	10
85	~83	2.003	500	-	-	0
"	"	"	900	-	-	0
"	"	2.1	500	0	2,5	0,5
"	"	"	800(900)	1	0,9	0,75
"	"	2.21	500	0,3	4,5	3,4
"	"	"	800	5	3,5	6
90	~86	2.3	500	0,5	2,6	4,5
"	"	"	800	5,1	4,9	5,3
95	~90	2.01	500	0	0	0
"	"	"	800(900)	0,8	1,25	0,5
"	"	2.1	500	0,6	3,6	2,7
"	"	"	800	3,1	3,8	6,3

Durchmesserzunahmen bei den bisherigen Versuchen zum Reaktionsschwellen

\* BzFE-Nr.313.1. Letzter Bericht in KFK 1274/2, S.112-9

Man erkennt, daß mit dem Sauerstoffgehalt im Brutstoff auch die Schwellung zunimmt. In den meisten Fällen wurden für höhere Cäsiumzugaben auch höhere Durchmesserzunahmen gemessen. Ebenfalls war die Schwellung nach einer Glühung bei 800 °C stärker als nach 500 °C. Leider standen keine hochdichten Tabletten mit annähernd stöchiometrischer Zusammensetzung zur Verfügung. Die als stöchiometrisch gelieferten Tabletten hatten nach interner Analyse ein O/M-Verhältnis um 2,01 (damit ist die im zweiten Vierteljahresbericht 1974 angegebene Diskrepanz gelöst). Bei Schmierdichten von 88 - 90% TD sind bei 800 °C für diesen Sauerstoffgehalt schon Durchmessererweiterungen um 1% gemessen worden. Bei einem O/M-Verhältnis von 2,1 betrug die gemessene Schwellung maximal über 6%. Für diesen Wert war bei einer Schmierdichte von 83% TD ein O/M-Verhältnis von 2,21 notwendig.

Entlang der Probenlänge waren die Durchmesserzunahmen nicht gleichmäßig. Oft wurden die in der Tabelle angeführten Schwellwerte erst nach langen Glühzeiten (max. 1700 h) erreicht. Möglicherweise geht die Reaktionsproduktbildung sehr langsam vor sich, oder es gibt Reaktionshemmungen, wie z.B. beim Cäsiumtransport über schon aufgequollene Brutstofftabletten.

1123 Nachuntersuchung bestrahlter Oxid- und Absorberstäbe1. Nachuntersuchung am defekten Brennstab-Bündel DFR-455\*  
(D.Geithoff, IMF)

Im Bestrahlungsexperiment DFR-455 sollte ein 60-Stab-Bündel mit  $UO_2/PuO_2$ -Brennstoff bis zu einem Abbrand von ca. 9% Fima geführt werden. Bereits eine Woche nach Beginn der Bestrahlung (19.1.1973) wurde mit Hilfe der in jedem Stab eingebauten Xe-Monitore ein Leck im Bündel festgestellt. Man entschloß sich, das Bündel dennoch weiterzubestrahlen, um unter den veränderten Bedingungen nun den Mechanismus einer Schadensausbreitung zu verfolgen. Nach drei Reaktorzyklen (Run 74 - 76) wurde die Bestrahlung am 4.2.1974 beendet. Zu dem Zeitpunkt hatte der Brennstoff einen Abbrand von ca. 5% Fima erreicht.

Im November 1974 wurde das Bündel schließlich in den Heißen Zellen in Dounreay zerlegt. Aus vorangegangenen Röntgendurchleuchtungen war bereits bekannt, daß sich mehrere "Schadensnester" im Bündel befanden, eine schwere Zerstörung jedoch nicht stattgefunden hatte. Ausgehend von der Überlegung, daß eine Dampfreinigung die Schadensstellen stark verändern würde, entschloß man sich, die Demontage an dem mit Natriumoxidresten verunreinigten Bündel vorzunehmen. Überraschenderweise gelang es ohne Schwierigkeiten, das Bündel aus seinem Mantelrohr zu ziehen und damit freizulegen.

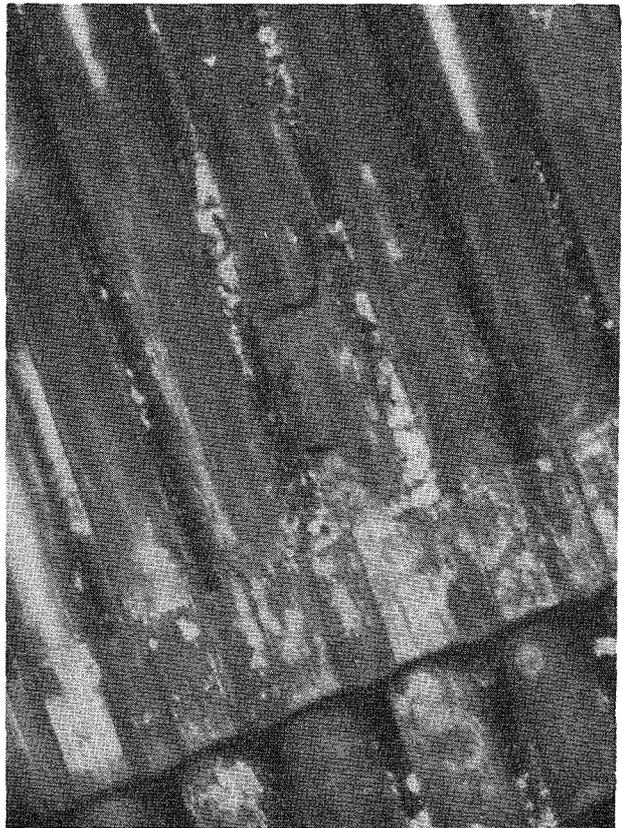
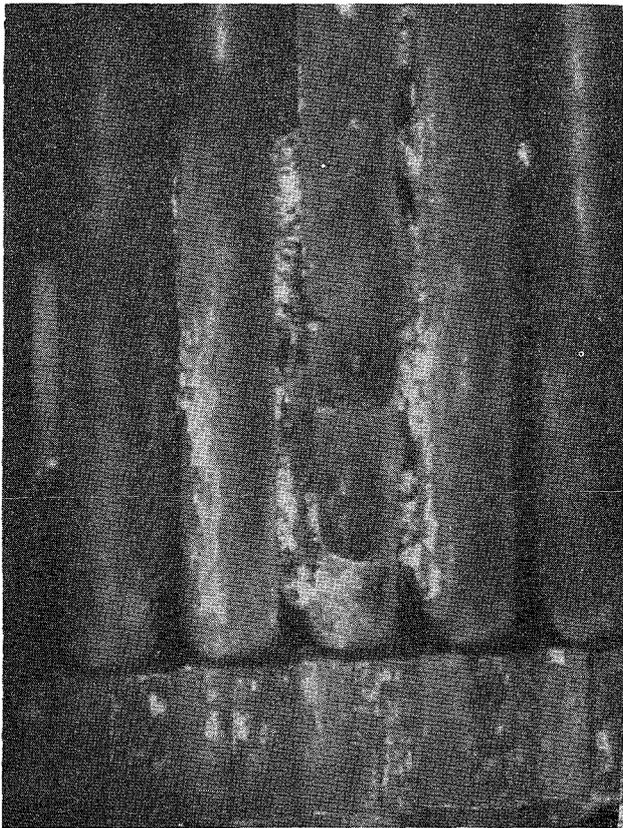
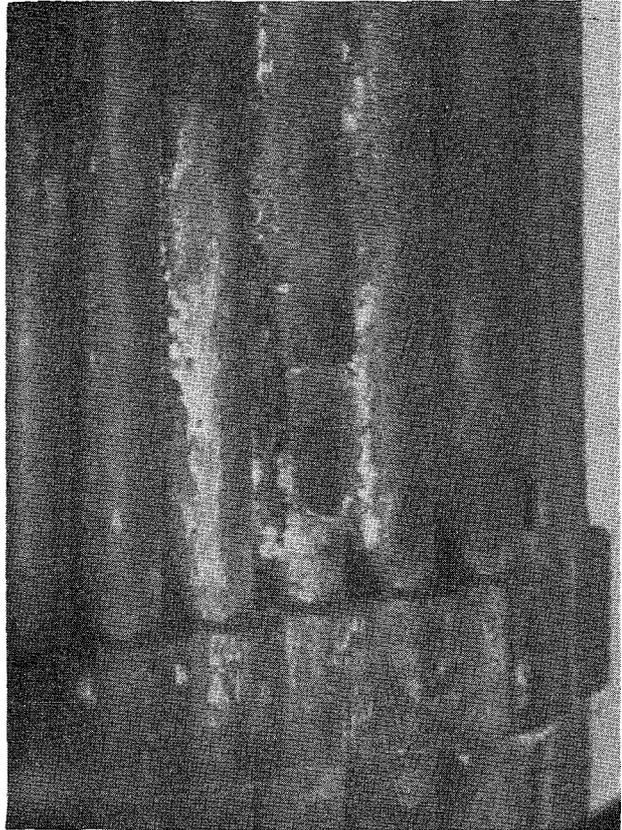
Bei einer ersten visuellen Begutachtung wurden an einem Stab zwei Defektstellen in Form von Hüllrohrrißen wahrgenommen. Sie befanden sich ober- und unterhalb des Abstandshalters Nr. 4, also etwa in Stabmitte, im Bereich der maximalen Stableistung. Einer dieser Schäden (siehe Abb. 5) ist durch seine Querrisse in der Form so ungewöhnlich, daß auf eine bisher unbekannte Schadensursache geschlossen werden muß. Vermutlich liegt hier der kurz nach Bestrahlungsbeginn aufgetretene Erstschaden vor.

Im weiteren Verlauf der Demontage wurden alle äußerlich intakten Stäbe aus dem Abstandshalter-Gitter ohne Schwierigkeiten herausgezogen. Dabei wurden schwere Hüllrohrschäden an drei weiteren Stäben sichtbar. Abb. 6 zeigt in einer Zeichnung Ausmaß und Anordnung dieser Schäden. Eine Schadensausbreitung von einem defekten Stab auf seinen Nachbarn wird daraus nicht erkennbar.

\* BzFE-Nr.465.8a. Erster Beitrag.

Bemerkenswert ist ferner die Schwere des in Abb. 7 sichtbaren Schadens an Stab 1A56. Schalenförmige Stücke des Hüllrohres ragen zu beiden Seiten aus den Abstandshaltern heraus. Im verdeckten Teil ist der Stab demnach geborsten und ineinandergeschoben. Bestätigt wird dieser Befund durch die bereits vor der Demontage beobachtete Verkürzung des Stabes um ca. 7 mm.

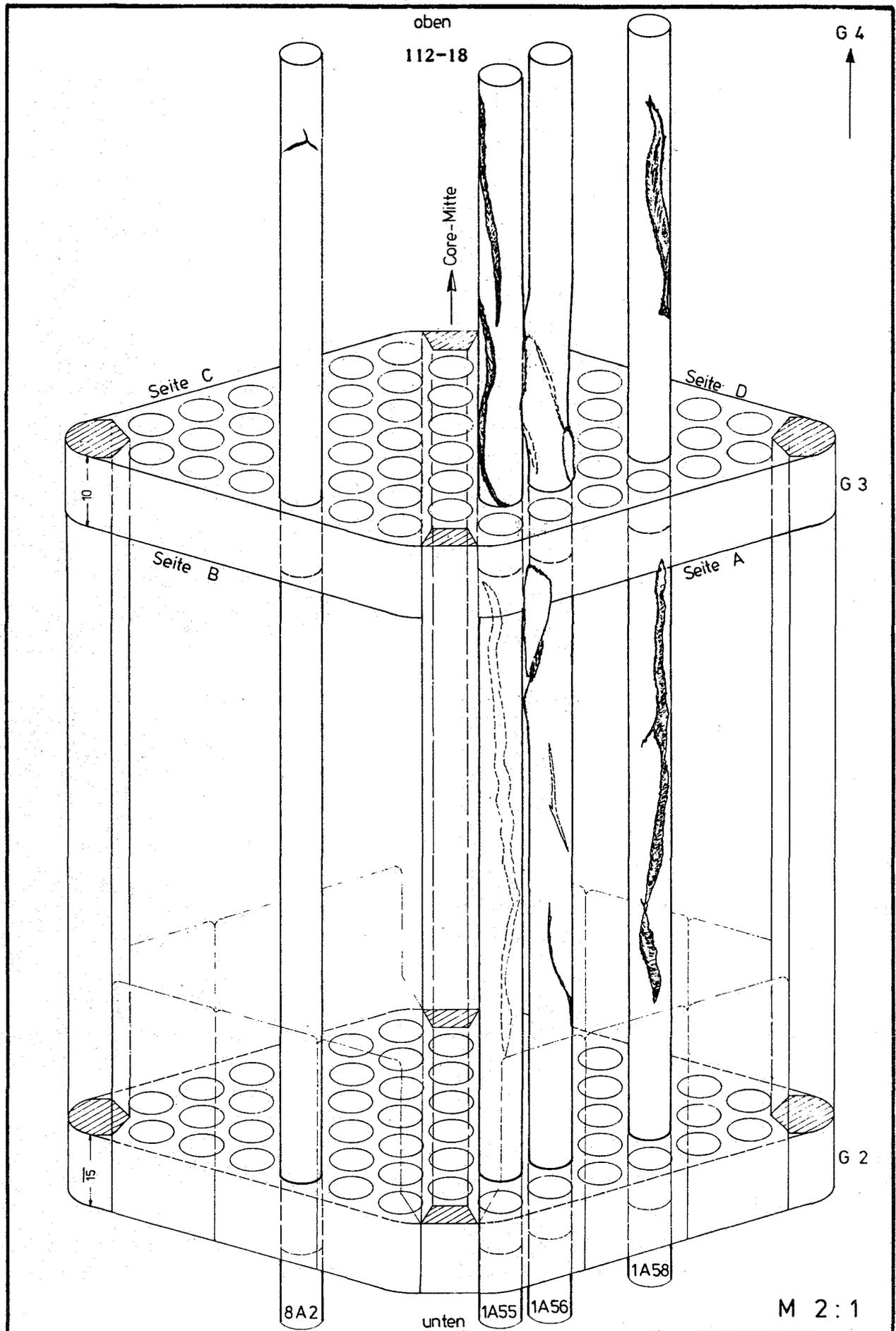
Das wesentlichste Ziel der weiteren Bestrahlungsnachuntersuchung ist die Aufdeckung der Schadensursache. Erste Analysen haben für den Stab 8A2 zur Aufdeckung einer überraschenden Parallelität zwischen Schadensposition und Tablettenanomalie im Vorbestrahlungs-Röntgenbild geführt. Die drei übrigen Stäbe scheinen einer anderen Schadenskategorie anzugehören, was sich auch in dem allen dreien gemeinsamen Hüllmaterial (1.4981) ausdrückt.



GfK Karlsruhe  
IMF/ III

Experiment DFR-455  
Hüllrohrschaden an Stab 8A2  
oberhalb Abstandhalter Nr. 4

Abb. 5



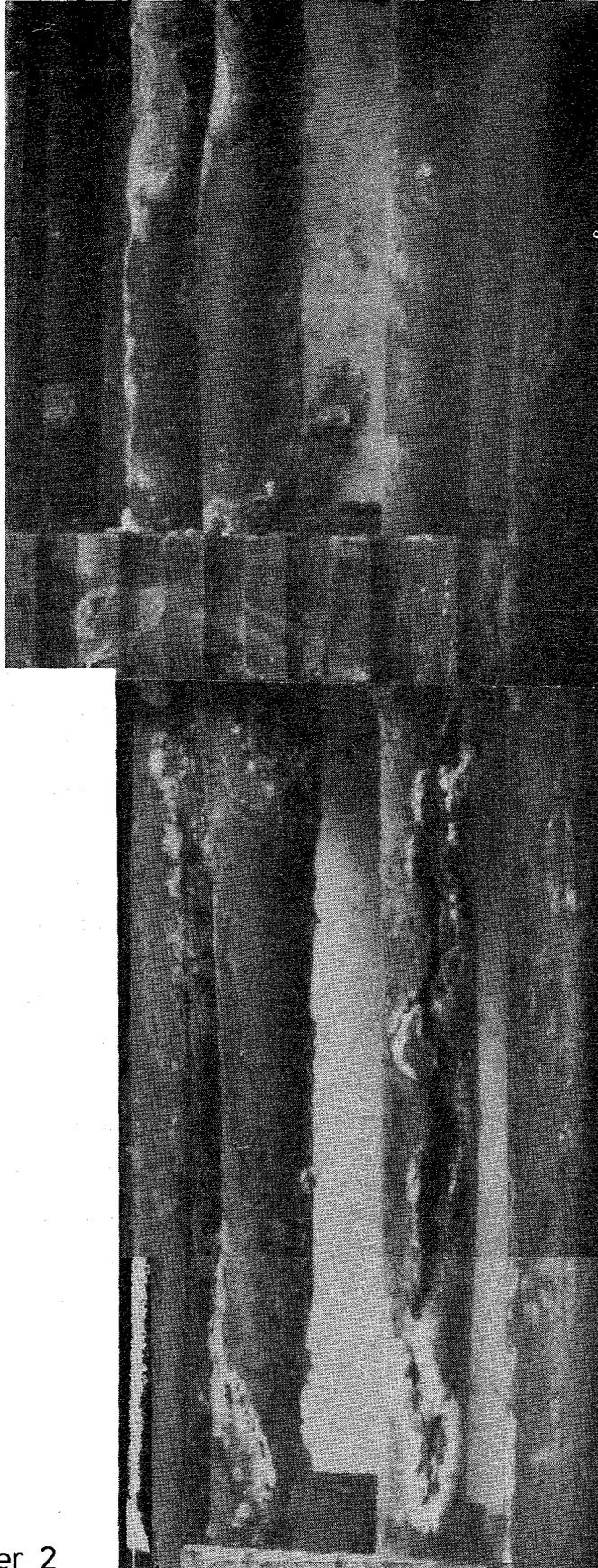
GfK Karlsruhe  
IMF/III

Experiment DFR-455  
Hüllrohrrisse zwischen Abstandhalter 2,3 u. 4

Abb. 6

1A55 1A56 1A58

oben



Abstandhalter 3

Seite A

Abstandhalter 2

unten

GfK Karlsruhe  
IMF/III

Experiment DFR -455  
Hüllrohrschäden an den Stäben 1A55,1A56,1A58

Abb. 7

2. UO<sub>2</sub>-PuO<sub>2</sub>-Brennstab-Kapselbestrahlungen der Versuchsgruppe FR 2-5a.  
Auswertung von Nachbestrahlungsuntersuchungsergebnissen \*  
 (W.Dienst, O.Götzmann, B.Schulz, IMF)

In der Kapselbestrahlungs-Versuchsgruppe FR 2-5a wurden kurze UO<sub>2</sub>-19,5% PuO<sub>2</sub>-Brennstäbe (Brennstofflänge 80 mm) mit einem Aussendurchmesser von 7 mm bei mittleren Stableistungen von 400 - 450 W/cm und mittleren Hüllaußentemperaturen von 500 - 550 °C bis zu Abbränden von 0,6, 1,8 und 5,0 At.-% (U+Pu) bestrahlt. Die Versuchsgruppe sollte einen unmittelbaren Vergleich des Brennstoffdichte-Einflusses für Brennstoffsäulen-Abschnitte verschiedener Sinterdichte ermöglichen. Die Brennstoffsäulen der UO<sub>2</sub>-PuO<sub>2</sub>-Brennstäbe waren daher in jeweils vier Dichtestufen von etwa 84, 87, 90 und 93% der theoretischen Dichte aufgebaut.

Die Untersuchung der Leervolumen-Umverteilung in den Brennstäben erfolgte an mikroskopischen Abbildungen von Brennstabquerschnitten durch Ermittlung von Rissbreiten und Zentralkanaldurchmessern sowie durch Vermessung der Porosität mit einem elektronischen Gefügebild-Analysator. Eine früher gefundene allgemeine Abhängigkeit der Zentralkanalquerschnittsfläche von der maximalen Stableistung konnte bestätigt werden. Dabei ist die Zentralkanalquerschnittsfläche durch ihr Verhältnis zum Querschnitt des gesamten ursprünglichen Leervolumens darzustellen und die maximale Stableistung bezüglich der Brennstoffporosität durch den Faktor  $1/(1-2P^{\text{X}})$  zu normieren ( $P^{\text{X}}$  = "Schmierporosität").

Die Breite der radialen Risse am äusseren Brennstoffrand wurde zur Messung der bestrahlungsbedingten Nachsinterung des UO<sub>2</sub>-PuO<sub>2</sub>-Brennstoffes herangezogen. Abb. 8 zeigt die Abhängigkeit der Rissbreiten-Summe (je Brennstabquerschnitt) von der Brennstoffdichte. Die gemessene Rissbreiten-Summe wurde mit dem maximalen Wert in Beziehung gesetzt, der sich ohne Nachsinterung unter Bestrahlung ergeben kann ( $2\pi d_{\text{Spalt}}$ ). Unter Berücksichtigung einer möglichen zusätzlichen Rissverbreiterung durch Ausbrüche ergab sich, daß die bei der Nachsinterung erreichte Enddichte des Brennstoffes im Bereich von 92 - 94% TD lag. Sie war nach 0,6% Abbrand bereits erreicht. Die Porositätsmessungen in der Brennstoffrandzone waren in Übereinstimmung mit diesem Ergebnis.

\* BzFE-Nr.461.5. Erster Beitrag.

Die Porositätsmessungen an Brennstabquerschnitten sollten vor allem eine mögliche Abhängigkeit der radialen Porositätsverteilung von der ursprünglichen Brennstoffporosität nachweisen. Zur vergleichenden Betrachtung wurde eine Auftragung der radialen Porositätsprofile über der relativen Dicke des Brennstoffringes bis zur Oberfläche gewählt (Abb. 10). Es zeigt sich, daß außerhalb der Fehlergrenzen der Einzelmessungen keine Abhängigkeit von der ursprünglichen Porosität nachweisbar war. Nach 5% Abbrand entsprachen die Ergebnisse weitgehend einem früher vorgeschlagenen, repräsentativen Porositätsprofil für  $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstäbe mittleren und hohen Abbrandes.

Die Vermessung der Brennstabdurchmesser nach Bestrahlung ergab, daß nach 5% Abbrand Hüllaufweitungen vorlagen (Abb. 9), die durch eine mechanische Wechselwirkung mit dem Brennstoff verursacht sein müssen. Dafür spricht auch die erkennbare Abhängigkeit der Hülldehnung von der ursprünglichen Dichte der Brennstofftabletten. Die besonders große Hülldehnung am Brennstab 5A/3 (s. Abb. 9) ist wahrscheinlich auf besonders große Stabileistungsänderungen in dieser Position zurückzuführen.

Zur Beurteilung der chemischen Verträglichkeit zwischen dem  $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstoff mit einem ursprünglichen O/M-Verhältnis von  $1,98 \pm 0,02$  und der Hülle aus dem Cr-Ni-Stahl 1.4988 wurden an mikroskopischen Abbildungen von Brennstabquerschnitten die Hüllangriffstiefen vermessen. Sie lagen zwischen 20 und 100  $\mu m$ , waren bereits nach 0,6% Abbrand in diesem Bereich beobachtbar und zeigten keine deutliche Zunahme mit dem Abbrand. Die zeitweise recht hoch, oberhalb 700 °C, liegende Hüllinnentemperatur ergab keinen besonders tiefen Angriff. Ein gewisser Einfluß der ursprünglichen Brennstoffdichte auf den Hüllangriff liess sich nur bei niedrigem Abbrand erkennen. Im allgemeinen wurden besonders starke Hüllangriffe an solchen Stellen gefunden, wo der Brennstoff nicht dicht an der Hülle anlag. Die Struktur der Reaktionsproduktschicht zwischen Brennstoff und Hülle zeigte eine systematische Änderung mit steigendem Abbrand.

#### Veröffentlichungen zu 1123.2

- (1) W. Dienst, O. Götzmann, B. Schulz  
 $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstab-Kapselbestrahlungen der Versuchsgruppe FR 2-5a.  
 Auswertung von Nachbestrahlungsuntersuchungsergebnissen  
 KFK 2134, im Druck
- (2) H. Zimmermann  
 Spaltgasverhalten in Oxid-Brennelementen für Schnelle Brüter  
 KFK 2057, Oktober 1974

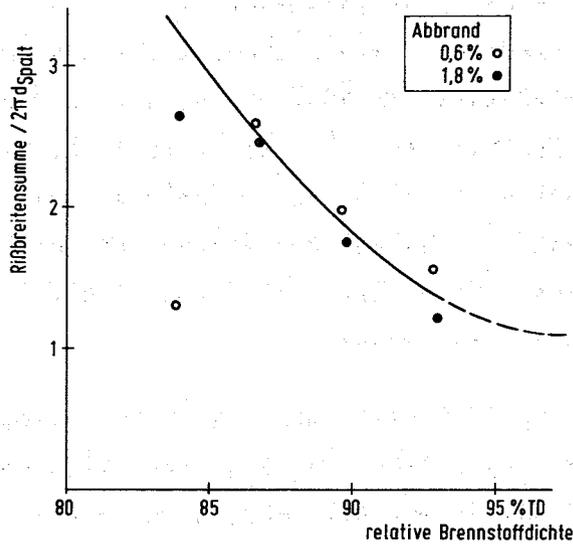


Abb. 8 Normierte Summe der Rissbreiten am Brennstoffaussenrand in Abhängigkeit von der Brennstoffdichte

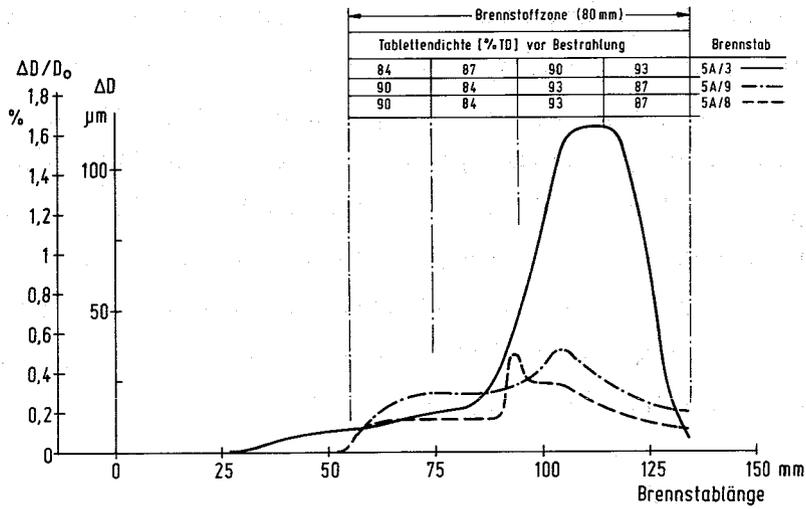


Abb. 9 Profil der Hülldurchmesservergrößerung unter Bestrahlung (ca. 5% Abbrand) längs der Brennstoffsäule mit Tabletten verschiedener Dichte

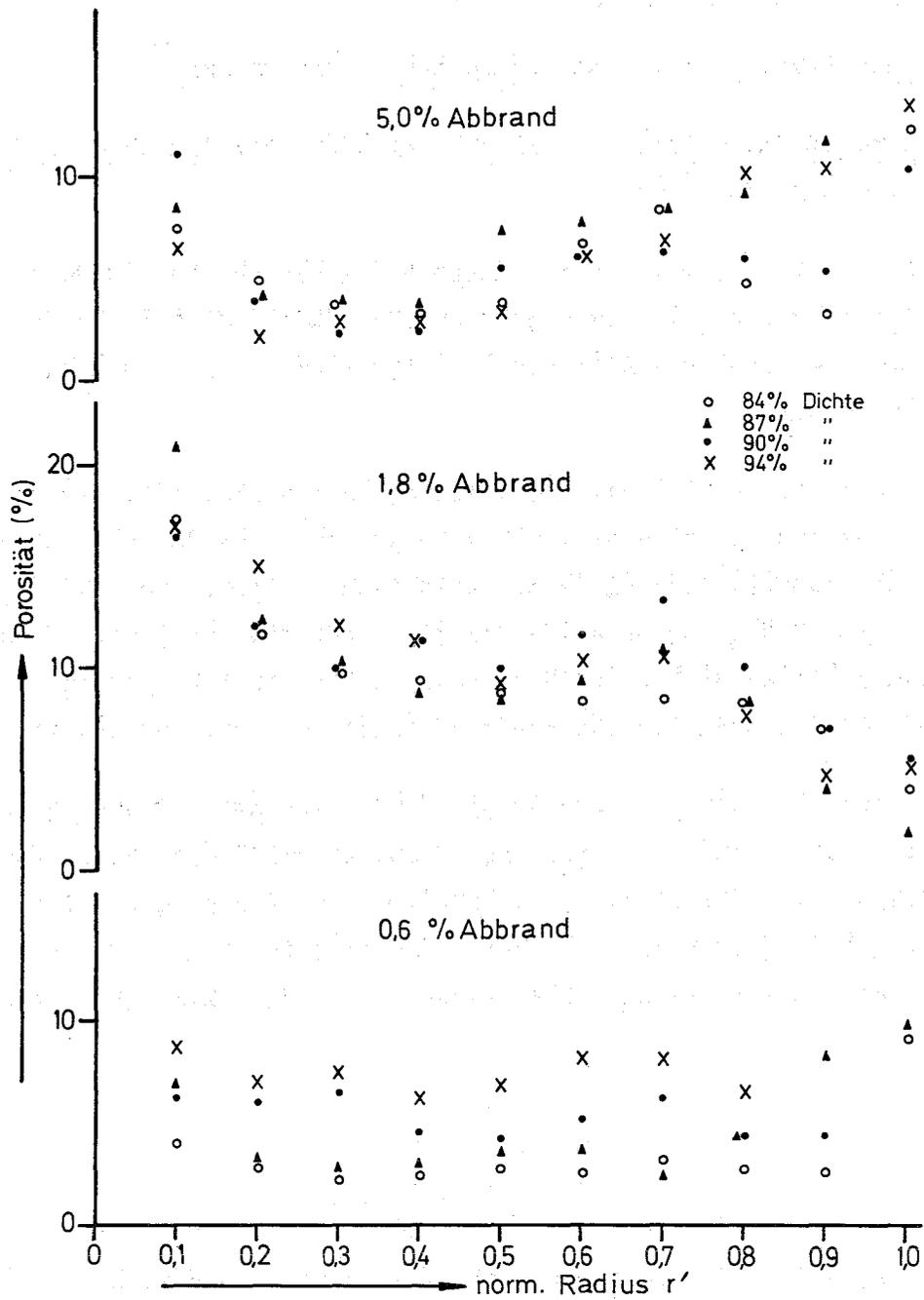


Abb. 10 Gemessene Porosität über dem normierten Brennstoffradius  $r' = (r_B - r) / (r_B - r_Z)$ .  $r_{B,Z}$  Brennstoff- bzw. Zentralkanalradius

1124 Brennstäbe mit karbidischem Brennstoff1124.2 Laborexperimente zur Karbid-Brennstabauslegung1124.21 Charakterisierende Untersuchungen an Mischkarbid<sup>G</sup>Absolutes röntgenographisches Verfahren zur Phasenanalyse in UC und (U, Pu) C  
(D.Vollath, C.Gänguly, IMF)

Da es technisch kaum möglich ist, phasenreines Uran-Plutonium-Monokarbid herzustellen, ist es notwendig, einen eventuellen Anteil zweiter und dritter Phasen zu bestimmen. Bei diesen zusätzlichen Phasen kann es sich um  $M_2C_3$ ,  $MC_2$  und  $MO_2$  ( $M = U + Pu$ ) handeln.

Die Bestimmung des Anteils der zusätzlichen Phasen kann entweder metallographisch oder röntgenographisch erfolgen. Die metallographische Analyse hat neben den Problemen der Quantifizierung metallographischer Bilder noch das Problem der eindeutigen Zuordnung von metallographisch sichtbaren Gebilden zu Phasen. Aus diesem Grunde bietet sich eine Phasenanalyse über Röntgenbeugung an, da bei dieser Methode eine eindeutige Zuordnung zu Phasen von vorneherein gegeben ist.

Bei der röntgenographischen Phasenanalyse kann man davon ausgehen, daß man die die Matrix bildende Phase als internen Standard verwendet, um so von Schwankungen bei der Präparation der Proben, der Montierung im Röntgengoniometer und nicht zuletzt auch der Röntgenanlage selbst unabhängig zu werden. Die Konzentration einer zweiten Phase in einem Zweiphasengemisch erhält man dann aus der Formel /1/:

$$\frac{X_A}{X_B} = K \frac{I_A (h k l)}{I_B (h'k'l')}$$

Dabei sind  $X_A$  und  $X_B$  die Volumenanteile der Phasen A und B, K ist ein Proportionalitätsfaktor, und  $I_A (h k l)$  bzw.  $I_B (h'k'l')$  sind die Intensitäten der an der Gitterebene (h k l) der Phase A bzw. (h'k'l') der Phase B gebeugten Röntgenstrahlen.

Der Faktor K wurde bisher üblicherweise aus Kristallpulvergemischen bekannter Zusammensetzung experimentell bestimmt /2,3/.

<sup>G</sup> Erster Beitrag.

Will man hier zu guten Ergebnissen kommen, so muß die Korngröße dieses Pulvergemisches reproduzierbar herzustellen sein und sich auch reproduzierbar zu Formkörpern verpressen lassen. Um all diese Schwierigkeiten zu vermeiden, wurde nun in dieser Arbeit versucht, den Faktor K auf rein theoretischer Grundlage zu ermitteln. Der Faktor K ergibt sich aus /1/:

$$K = \frac{k_B(h\ k\ l)}{k_A(h'k'l')} = \frac{L_B \cdot /F_B/{}^2 \cdot A_B \cdot T_B \cdot B_B \cdot 1/v_B^2}{L_A \cdot /F_A/{}^2 \cdot A_A \cdot T_A \cdot B_A \cdot 1/v_A^2}$$

In dieser Formel sind

$$L = (1 + \cos^2 2\theta) \sin^2\theta \cos\theta \quad \text{Lorentz-Polarisationsfaktor.}$$

$\theta$  ... Beugungswinkel

$$F = \sum_n f_n \exp(2\pi i (hx_n + ky_n + lz_n)) \quad \text{Strukturamplitude}$$

$f_n$  ... Atomstrefaktor des Atoms n mit den Gitterkoordinaten  $(x_n\ y_n\ z_n)$ . Die Atomstrefaktoren wurden den International Tables for x-Ray Crystallography /4/ entnommen.

$A = 1/2 \mu$  Absorptionsfaktor. Die Massenschwächungskoeffizienten wurden nach Theisen und Vollath /5/ gewählt.

$T$  = Temperaturfaktor

$B$  = ein Faktor, der die Einflüsse von Kristallitgröße und Gitterverzerrungen wiedergibt.

$v$  = Volumen der Elementarzelle.

Die nur schwer quantitativ erfaßbaren Faktoren  $T$  und  $B$  wurden gleich 1 gesetzt. Das ist zulässig, wenn man nicht die Intensität der Beugungslinien in ihrem Maximum, sondern die gesamte Fläche unter der Beugungslinie als Maß nimmt, da diese beiden Faktoren zwar die Linien verbreitern, aber auf die Gesamtintensität des gebeugten Röntgenstrahles keinen starken Einfluß haben.

Für die Berechnung der Strukturamplitude wurden die in der Literatur für die einzelnen Phasen angegebenen Strukturen und Gitterkonstanten benützt. (MC /6/,  $M_2C_3$  /6/,  $MC_2$  /6/,  $MO_2$  /7/). Für den Bereich der Mischkristalle wurde eine ideale Mischung der uran- und plutonium-haltigen Komponenten angenommen. Die Ergebnisse dieser Rechnungen wurden an weitgehend phasenreinem  $UO_2$ , UC,  $U_2C_3$

und  $UC_2$  überprüft. Leider war eine scharfe Prüfung der theoretischen Ergebnisse nicht möglich, da die verwendeten karbidischen Proben einen Anteil von etwa 5 bis 10% an fremden Phasen enthielten und einzelne Beugungslinien verschiedener Phasen koinzidieren. Aus diesen Experimenten kann jedoch geschlossen werden, daß die Theorie die wahre Intensität der Beugungslinien mit einer Genauigkeit von besser als 10% beschreibt.

Die Nachweisgrenze dieses Meßverfahrens ist stark abhängig von den Zählzeiten und der Schrittweite des Röntgengoniometers bei der Vermessung der Linienprofile. Für die Röntgenanlage Siemens-Kristalloflex-4 mit Cu-Feinfokusröhre (35 kV, 30 mA) ergeben sich bei einer Zählzeit von 100 sec (400 sec) und  $0,05^\circ$  ( $0,02^\circ$ ) Schrittweite die folgenden Nachweisgrenzen:

Phase	Nachweisgrenzen	
	Meßbedingungen	
	100 sec $0,05^\circ$	400 sec $0,02^\circ$
MC	0,5 %	0,17 %
$M_2C_3$	1,2 %	0,4 %
$MC_2$	0,3 %	0,1 %
$MO_2$	0,2 %	0,1 %

Für die praktische Arbeit empfehlen wir, die folgenden Beugungslinien bei der Analyse zu verwenden:

(111) für MC

(112) für  $MC_2$

(310) für  $M_2C_3$

(220) für  $MO_2$

Dabei ist zu beachten, daß die Linien MC (111) und  $M_2C_3$  (220) koinzidieren. Dies muß korrigiert werden. Aus der Vermessung dieser vier Linien erhält man die folgenden vier Gleichungen:

$$\frac{X_{M_2C_3}}{X_{MC}} = \frac{k_{MC}^{(111)} \cdot I_{M_2C_3}^{(310)}}{k_{M_2C_3}^{(310)} \cdot \left( I_{MC}^{(111)} + M_2C_3 - \frac{k_{M_2C_3}^{(220)}}{k_{M_2C_3}^{(310)}} I_{M_2C_3}^{(310)} \right)}$$

$$\frac{X_{MC_2}}{X_{MC}} = \frac{k_{MC}^{(111)} \cdot I_{MC_2}^{(112)}}{k_{MC_2}^{(112)} \cdot \left( I_{MC}^{(111)} + M_2C_3 - \frac{k_{M_2C_3}^{(220)}}{k_{M_2C_3}^{(310)}} I_{M_2C_3}^{(310)} \right)}$$

$$\frac{X_{MO_2}}{X_{MC}} = \frac{k_{MC}^{(111)} \cdot I_{MO_2}^{(220)}}{k_{MO_2}^{(220)} \cdot \left( I_{MC}^{(111)} + M_2C_3 - \frac{k_{M_2C_3}^{(220)}}{k_{M_2C_3}^{(310)}} I_{M_2C_3}^{(310)} \right)}$$

$$1 = X_{MC} + X_{M_2C_3} + X_{MC_2} + X_{MO_2}$$

Die für diese Gleichungen benötigten Faktoren sind in Abhängigkeit vom Pu-Gehalt:

$$k_{MC}^{(111)} = 1,16 \cdot 10^{-1} - 6,7 \cdot 10^{-3} \cdot c_{pu}$$

$$k_{M_2C_3}^{(310)} = 6,32 \cdot 10^{-2} - 4,0 \cdot 10^{-3} \cdot c_{pu}$$

$$k_{M_2C_3}^{(220)} = 7,0 \cdot 10^{-2} - 4,0 \cdot 10^{-3} \cdot c_{pu}$$

$$k_{MC_2}^{(112)} = 3,44 \cdot 10^{-2} - 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot c_{pu}$$

$$k_{MO_2}^{(220)} = 6,06 \cdot 10^{-2} - 4,0 \cdot 10^{-3} \cdot c_{pu}$$

$$c_{Pu} = \frac{Pu}{U-Pu}$$

Will man die so gefundenen Volumenanteile in Gewichtsanteile umrechnen, so benützt man die Formeln:

$$c_{MC} = \frac{X_{MC} \cdot \rho_{MC}}{G} \qquad c_{M_2C_3} = \frac{X_{M_2C_3} \cdot \rho_{M_2C_3}}{G}$$

$$c_{MC_2} = \frac{X_{MC_2} \cdot \rho_{MC_2}}{G} \qquad c_{MO_2} = \frac{X_{MO_2} \cdot \rho_{MO_2}}{G}$$

$$G = X_{MC} \cdot \rho_{MC} + X_{M_2C_3} \cdot \rho_{M_2C_3} + X_{MC_2} \cdot \rho_{MC_2} + X_{MO_2} \cdot \rho_{MO_2}$$

In diesen Formeln ist  $c_N$  der Gewichtsanteil und  $\rho_N$  die zugehörige Dichte der Phase N.

Als Beispiel sei die Analyse einer Karbidprobe, die für einen Bestrahlungsversuch im BR2 bestimmt war, wiedergegeben:

Phasen	Gemessene Intensitäten	Volumenanteile	Gewichtsanteile
MC	$3,51 \cdot 10^5$	92 %	92,5 %
$M_2C_3$	$1,34 \cdot 10^4$	7 %	6,5 %
$MC_2$	$1,1 \cdot 10^3$	1 %	1,0 %

Der Pu-Anteil hierbei war  $c_{pu} = 0,15$ .

Aus den so berechneten Gewichtsanteilen ergibt sich ein Äquivalent-Kohlenstoffgehalt (ECC) von 5,04 %.

Der ECC-Wert wurde vom Hersteller mit 5 % angegeben. Er stammte aus einer Analyse von C, N und O in diesen Proben.

Literatur:

- /1/ B.D. Cullity:  
Elements of x-Ray-Diffraction, Addison-Wesley Publishing  
Comp. Inc. Reading (1959)
- /2/ R. Conti, C.J. Toussaint, G. Vos:  
Anal.Chim. Acta 41 (1968) 83
- /3/ T. Atoda, I. Higashi, J. Takahashi, Y. Sasa, M. Kobayashi:  
Papers I.P.C.R. 55 (1961) 217
- /4/ International Tables of x-Ray-Crystallography, Kynoch Press  
Birmingham (1952)
- /5/ R. Theisen, D. Vollath:  
Tabellen der Massenschwächungskoeffizienten von Röntgenstrahlen  
Verlag Stahleisen (1967)
- /6/ E.K. Storms:  
The Refractory Carbides, Academic Press, New York (1967)
- /7/ W.B. Pearson:  
Handbook of Lattice Spacing and Structures of Metals and Alloys,  
London Pergamon Press 1958

1124.3 Bestrahlungsexperimente - Karbid1124.31 Parametertests im thermischen Fluß7,5% Abbrand mit Karbid-Stäben im FR2 erreicht<sup>G</sup>

(H.E.Häfner, IMF)

Seit Mitte 1971 laufen im FR 2 neben einer Reihe von Oxidbestrahlungen im Rahmen der Entwicklung fortschrittlicher Brüter-Brennelemente auch Bestrahlungen von karbidischen Testbrennstäben. Es handelt sich um UC-PuC-Stäbe mit 10 mm Hüllrohräußendurchmesser und ca. 500 mm Länge, die einzeln in sogenannten einwandigen NaK-Kapseln (interne Bezeichnung: Kapseltyp 7, Abb. 11) untergebracht sind (1). Die Stabileistungen liegen zwischen 900 bis 1100 W/cm (im Mittel über die Standzeit 1000 W/cm), und die Hüllrohrtemperaturen entsprechend um 560 °C.

Insgesamt sind bisher 16 Karbidstäbe mit He- bzw. Ar-Bonding im FR 2 bis zu verschiedenen Abbränden bestrahlt worden bzw. befinden sich im Einsatz. An einem Teil der Stäbe wurde die Brennstoffzentraltemperatur gemessen; sie lag max. zwischen 1400 und 1800 °C bei Bestrahlungsbeginn. Als max. Abbrand waren ursprünglich nur 5% vorgesehen. 5 Stäbe haben diesen Wert bereits überschritten. Wegen des guten Stab- bzw. Kapselverhaltens wurde zunächst für zwei Stäbe der Zielabbrand auf 7,5 bis 8% erhöht. Mit KVE 110 wurde dieses Ziel Ende 1974 erreicht; der KVE 104 liegt derzeit bei 6%.

Die Bestrahlung von 3 weiteren Karbidstäben mit Na-Bonding steht noch aus.

Veröffentlichung

(1) H.E.Häfner: KFK 1985, Seite 56-58

<sup>G</sup> Letzter Bericht im KFK 1273/3, Seite 112-142

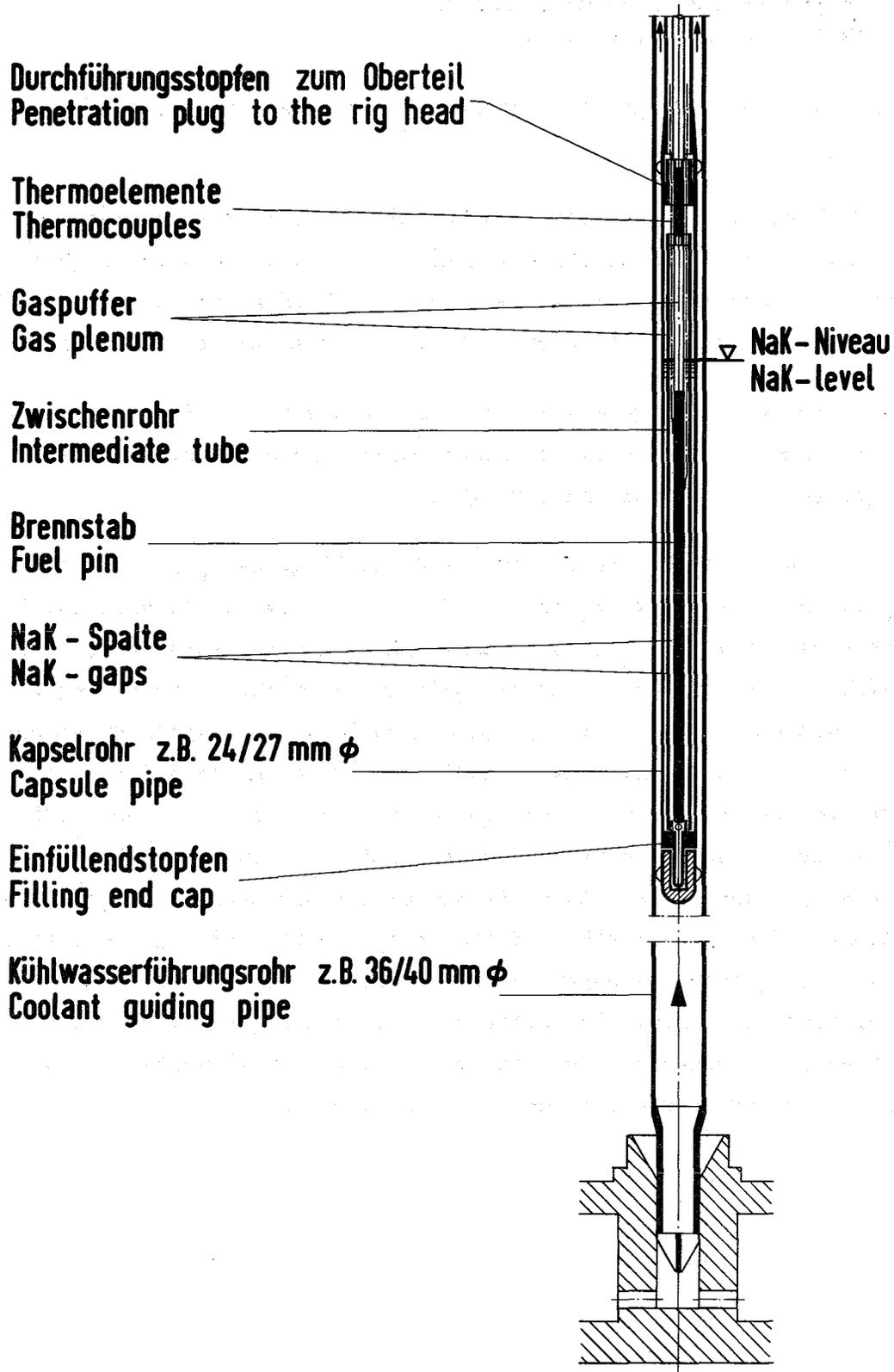


Fig.11 Brennstoff - Bestrahlungseinsatz mit einwandiger NaK - Kapsel für den FR2  
 Fig.11 Fuel - pin irradiation rig with single walled NaK capsule for the FR2

1124.3 Bestrahlungsexperiment im KNK-II<sup>G</sup>

(H.H.Frey, H.Miller, IRB)

Zur Erarbeitung der Konfiguration eines Kernverbandes benötigt man für jedes Brennelement:

- Den Druckverlust als Funktion des Kühlmittel-Massendurchsatzes.
- Den Temperaturformfaktor für die aktive Länge des Brennstabbüdels (Verhältnis der maximalen Aufheizspanne der Teilkanäle zur mittleren Aufheizspanne des Bündels) in Abhängigkeit des radialen Leistungsformfaktors.

Beide Charakteristiken wurden ermittelt und in die Vorstudien des Karbid-Bestrahlungsexperimentes eingebracht. Es wurden Überlegungen angestellt zur Berechnung des Druckverlustes von Bündelhalterungen.

Gemessen an den Möglichkeiten des KNK-II-Kerns liegt das geplante Karbidelement aufgrund seiner hohen Leistung hart an der Grenze des Durchführbaren. Bei einer Druckdifferenz von 1,4 b über das Brennelement kann die entstehende Wärmemenge nur abgeführt werden, wenn der axiale Leistungsformfaktor mindestens 1,22 erreicht. In diesem Falle bleibt die Aufheizspanne des heißesten Unterkanals so niedrig, daß an keiner Stelle des Bündels in der Wandmitte der Brennstabhülle der materialbedingte Grenzwert von 685 °C überschritten wird. Der radiale Leistungsformfaktor, der in gewissen Grenzen durch Wahl der Brennelementposition im Kern verändert werden kann, beeinflußt die Bündelleistung zwar auch; hält man aber an der Leistung des höchstbelasteten Stabes als wesentlichem Versuchsziel fest, so machen sich Schiefplaständerungen an der Aufheizspanne des heißesten Teilkanals nicht mehr bemerkbar. Etwa die Hälfte der hier zugrundegelegten Druckdifferenz wird im Stabbündel abgebaut, der Rest entfällt auf Instrumentierungsplatte, Mischkopf sowie Fuß- und Kopfstück des Brennelements.

<sup>G</sup>Erster Beitrag

1124.4 Mikrosondenuntersuchungen an Carbid-BrennstoffenNachbestrahlungsuntersuchungen an (U,Pu)-Carbidprüflingen des Bestrahlungsexperiments FR 2-Loop 4a<sup>G</sup>

(H.Kleykamp, H.D.Gottschalg, IMF)

Die Mikrosondenuntersuchungen an dem im Reaktor FR 2 kurzzeitbestrahlten Mischcarbid der Vg. Loop 4a wurden am Prüfling L4/6 fortgesetzt. Der Brennstoff  $U_{0,85}Pu_{0,15}C$  mit U-nat im U-Anteil enthält in der untersuchten Probe 3 etwa 4% Sesquicarbid und  $(0,36+0,09)\%$  Sauerstoff. Die maximale Stableistung hatte einen Wert von 1000 W/cm bei einem Abbrand von 0,2% (1).

Nachdem in (1) über die Ergebnisse zur Reaktion zwischen dem Thermoelementmaterial und dem Brennstoff sowie über eine starke U-Pu-Entmischung im unteren Teil des Prüflings berichtet worden war, werden in dieser Arbeit die Ergebnisse zur Reaktion zwischen dem Absorber-Plättchen und dem Brennstoff am oberen Prüflingsende sowie die Untersuchungen an weiteren, während der Bestrahlung gebildeten brennstoffhaltigen carbidischen und oxidischen Phasen in Hüllnähe mitgeteilt.

In den im oberen Teil der Prüflinge eingesetzten Volltabletten hatte sich teilweise ein durchgehender Zentralkanal gebildet, der während der Bestrahlung durch starke Brennstoffumlagerungen, partielles Schmelzen und Reaktionen des Brennstoffs mit dem Rhodium-Plättchen entstanden war. Das Reaktionsprodukt ist in Abb. 12 als zentrale Ausscheidung erkennbar. Im geätzten Gefüge werden drei Phasen beobachtet. Aus den mit der Mikrosonde durchgeführten Punktanalysen ergibt sich mit Hilfe der entsprechenden Phasendiagramme der Systeme U-Rh-C und Pu-Rh-C die Zusammensetzung  $(U,Pu)_3Rh_4$  mit  $U/Pu \approx 6:4$  sowie  $(U,Pu)_3Rh_5$  mit  $U/Pu \approx 7:3$ , während die dritte Phase nur in sehr geringer Konzentration vorliegt und aus Brennstoff besteht. Der durch die Reaktion  $(U,Pu)C+Rh \rightarrow (U,Pu)Rh_x+C$  teilweise freigesetzte Kohlenstoff hat den Brennstoff im zentralkanalnahen Bereich zu einem höheren Carbid aufcarburiert. Aus Abb. 13 ist zu entnehmen, daß für das radiale U- und Pu-Profil zwischen Zentralkanal und Hülle ein Gradient besteht, der für die beiden Elemente zwar gegenläufig ist, die Summe am Zentralkanal aber nur 92% schwere Metalle beträgt, während sie in der Matrix an der Brennstoffoberfläche 95% ausmacht. Im zentralkanalnahen Bereich hat die Konzentration des Pu im Brennstoff abgenommen, weil das Rh bevorzugt mit dem Pu zu einer intermetallischen Phase reagiert hat; das U/Pu-Verhältnis ist hier kleiner als in der Brennstoffmatrix.

<sup>G</sup> Letzter Bericht in KFK 1273/4, S. 112-57

Im äußeren Bereich des Brennstoffs werden dunkle Ausscheidungen beobachtet, die dasselbe U/Pu-Verhältnis wie die Matrix besitzen, deren Kohlenstoffgehalt aber wesentlich geringer ist. Ein höheres Carbide ist daher auszuschließen. Durch quantitative Kohlenstoffanalyse kann die Frage aber nicht beantwortet werden, ob ein Oxid oder Oxidcarbide vorliegt. Für das Vorliegen eines Oxids sprechen jedoch mehrere Gründe. Auch die Ausscheidungen an der Hülle müßten aus Oxid bestehen, sie sind jedoch stark plutoniumhaltig mit einer Konzentration bis zu 79% Pu. Auf einer Seite der Probe wurden im Spalt runde Ausscheidungen beobachtet, in denen mindestens eine Phase kohlenstoffhaltig ist; die Konzentration liegt zwischen 5 und 7% C. Es ist möglich, daß diese stark plutoniumhaltigen Phasen mit einer Konzentration bis zu 87% Pu durch den radialen Kohlenstoff- und Sauerstoff-Transport im Temperaturgradienten über die Gasphase in Richtung zur Hülle gebildet wurden. Die hohe Pu-Konzentration in diesen Phasen beruht auf der peritektischen Reaktion des Brennstoffs mit dem Rh-Plättchen und dem bevorzugten Pu-Transport aus der Schmelze in Richtung zur Hülle.

Aus den Untersuchungen folgt, daß die Zentraltemperatur eines Mischcarbide-Brennstabs nach oben so zu begrenzen ist, daß eine Reaktion des Brennstoffs mit Rh, dem Thermoelementmaterial oder anderen Komplexcarbide-Bildnern auch in der festen Phase unterbleibt. Diese Reaktionen haben wegen des Auftretens von Schmelzen mittelbar einen starken Pu-Transport über die Gasphase an die Hülle zur Folge. Durch die Sauerstoff-Verunreinigungen im Brennstoff tritt ein Kohlenstoff- und Sauerstoff-Transport in Richtung zur Hülle auf; dadurch bildet sich dort U-Pu-Oxid, was zusammen mit den Spaltprodukten bei höheren Abbränden zu ähnlich gravierenden Verträglichkeitsproblemen führen kann, wie sie in Mischoxid-Brennstäben beobachtet werden.

Veröffentlichung:

- (1) P.Weimar, H.Kleykamp, C.Politis, Atomwirtschaft 19 (1974), 235

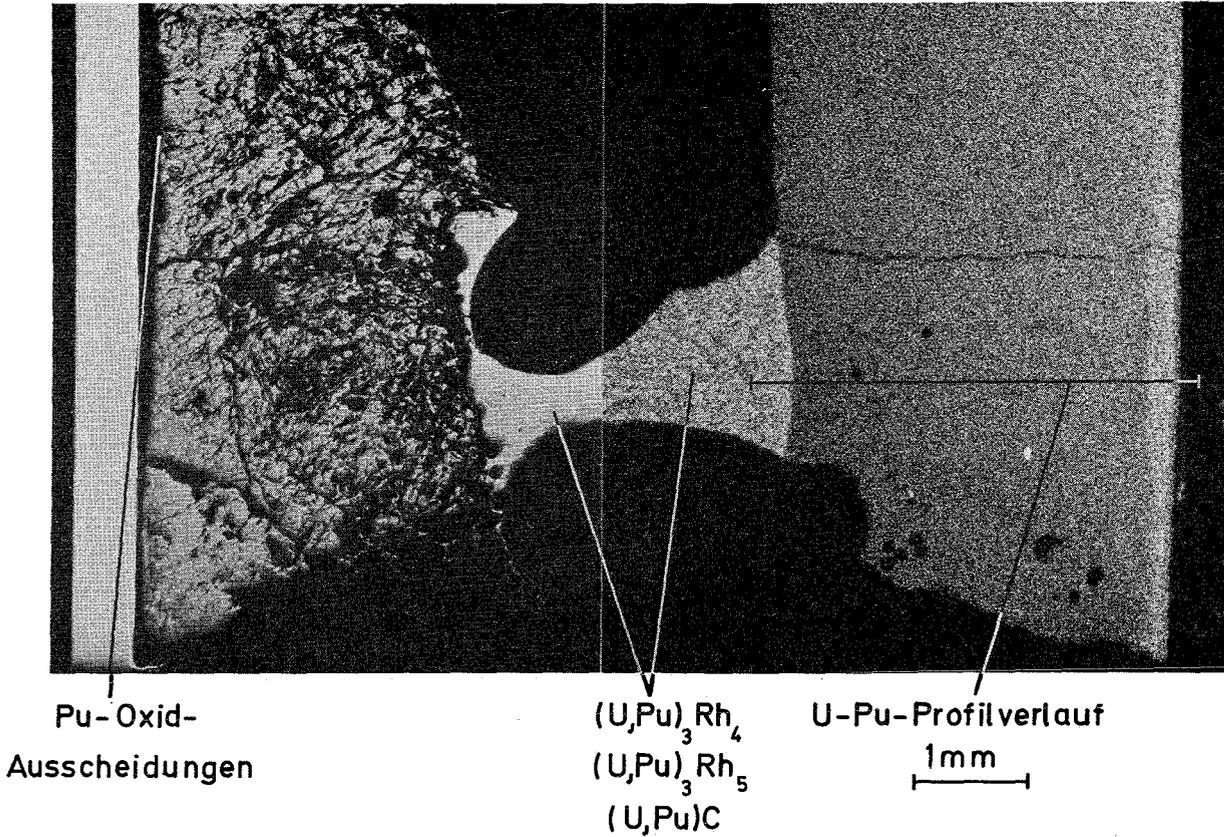


Abb. 12: Sich ergänzende Gefügeaufnahme (links) und  $\alpha$ -Autoradiographie (rechts) des oberen Endes des Prüflings L4/6 der FR2-Loop-Versuchsgruppe 4a. Die Ausscheidung stellt die mit dem Brennstoff reagierte Rh-Platte dar

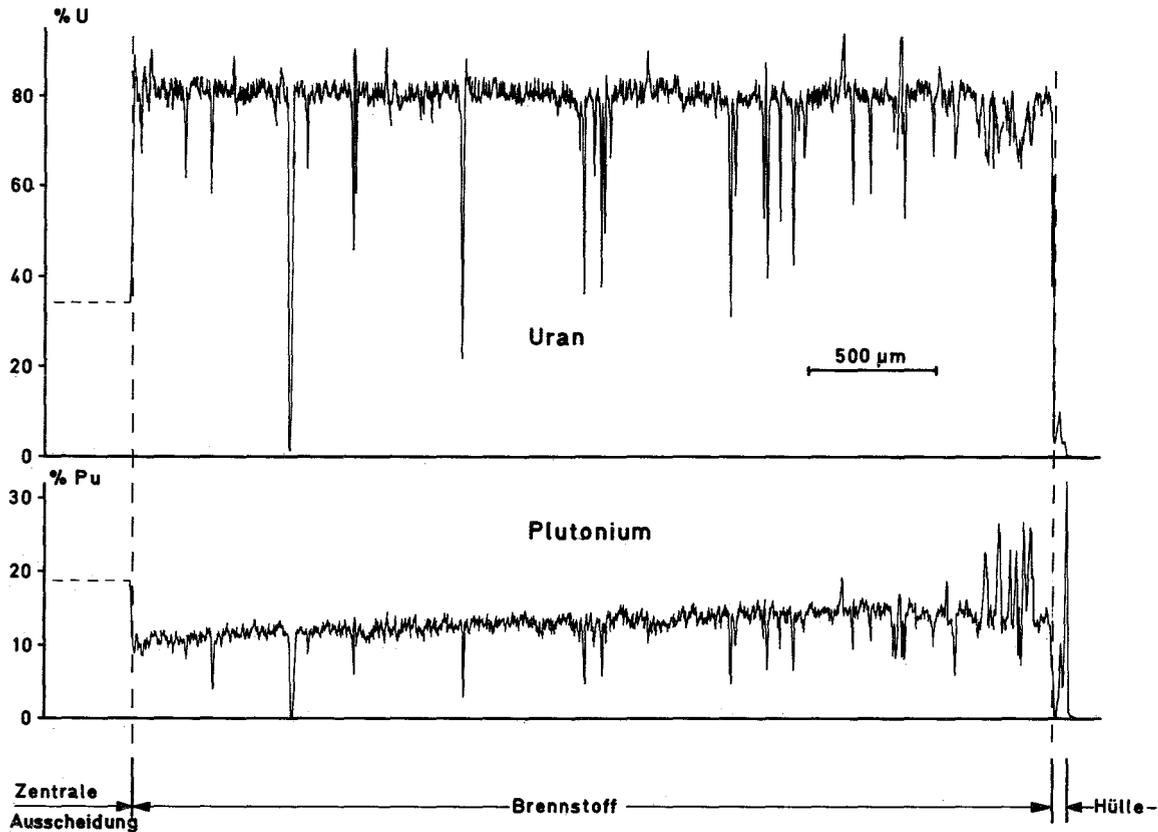


Abb. 13: Radiales Konzentrationsprofil der Elemente U und Pu in der oben angegebenen Richtung



113 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG1131 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1131.1 HüllmaterialMechanische und physikalische Eigenschaften technischer Legierungen\*1. Mechanische Eigenschaften

(L. Schäfer, M. Schirra, IMF)

Im Hinblick auf eine Optimierung der mechanischen Eigenschaften und des Bestrahlungsverhaltens kommt dem gezielt angewandten Vorbehandlungszustand entscheidende Bedeutung zu. So wurde für die beiden Stähle X8 CrNiMoNb 1616 (W.Nr. 1.4981) und X10 NiCrMoTiB 1515 (W.Nr. 1.4970) der Einfluß verschiedener thermo-mechanischer Vorbehandlungen auf das Zeitstand- und Kriechverhalten untersucht und beschrieben (KFK-1512, KFK-1535).

Für die Legierung X8 CrNiMoVNb 1613 (W.Nr. 1.4988) wurde im Zusammenhang mit den verschiedenen Versuchsprogrammen im Laufe der letzten Jahre eine Vielzahl von Vorbehandlungszuständen untersucht und ausführlich beschrieben (KFK-2040).

Als Beispiel für die Optimierung des Langzeitverhaltens zeigt die Kurvenschar in Abb. 1 für 650°C, daß für eine duktile Matrix der Zustand 14 (Auslagerung 700°C/170h) und für eine verfestigte Matrix der Zustand 17 (k.v. < 10%) das günstigste Zeitstandfestigkeitsverhalten erwarten lassen.

Aussagen über den Kaltverformungsgrad allein sind für diesen Stahl anhand der vorliegenden Vorbehandlungszustände nur für 10% und 15% (Zustand 2 und 10) möglich. Jedoch wurde in einer früheren Arbeit an mehreren austenitischen Stählen gezeigt, daß der optimale Kaltverformungsgrad zur Erzielung maximaler Standzeiten und minimaler Kriechgeschwindigkeiten spannungsabhängig ist und für lange Beanspruchungszeiten zwischen 10 und 15% liegt<sup>[1]</sup>. In guter Übereinstimmung mit dieser Aussage lassen sich die Standzeiten der Zustände 2 und 10 praktisch durch eine Kurve verbinden; wohingegen das Kriechverhalten des nur 10% kv-Zustandes etwas günstiger ist, dahingehend, daß etwas niedrigere Kriechgeschwindigkeiten und ein höherer Spannungsexponent ermittelt wurden.

[1] Arch. Ehw.10/73

\* BzFE-Nr 221.1

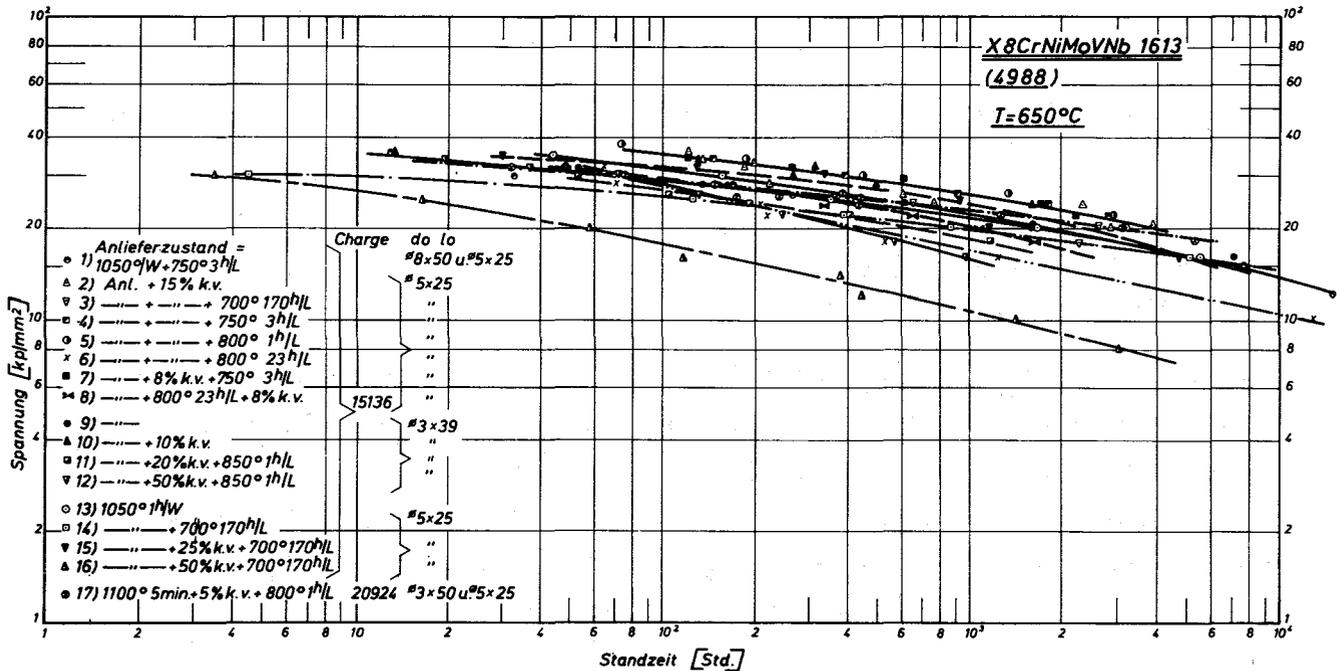


Abb. 1: Zeitstandfestigkeitskurven der Legierung X8 CrNiMoVNb 1613 für  $650^{\circ}\text{C}$  nach verschiedenen Vorbehandlungen

Die Bewertung der kombinierten mechanisch/thermisch vorbehandelten Zustände läßt sich insgesamt gut anhand der Abb. 1 vornehmen, in der für  $650^{\circ}\text{C}$  die Zeitstandfestigkeitskurven aller Zustände zusammengefaßt sind und die auch die vorhergehenden Aussagen in bezug auf die Standzeiten für 10% und 15% Kaltverformung verdeutlicht.

Die untere Begrenzung des Streubandes bilden erwartungsgemäß die Zeitstandfestigkeitskurven der Zustände 6, 11, 12 und 16, also Zustände, bei denen die der Kaltverformung nachfolgende Glühung zu erheblicher Entfestigung bzw. Rekristallisation führt. Die obere Begrenzung bis zu 4000 Std. Standzeit bilden die Kurven der Zustände 2, 4, 5, 7 und 10, also nur kaltverformte Zustände bzw. Zustände mit 8-15% kv +  $700-800^{\circ}\text{C}/1\text{h}$  Auslagerung. Eine genauere Betrachtung der Kurvenschar zeigt jedoch, daß diese Zustände einen stärkeren Abfall der Zeitstandfestigkeit mit zunehmender Standzeit zeigen als

z.B. der Zustand 17 mit lediglich 5% kv + 800°C/1h/L. Zwar liegen die Zeitstandfestigkeitswerte dieses Zustandes bis zu Zeiten von ~ 4000 Stunden unter denen der vorgenannten Zustände, jedoch zeigt der Kurvenverlauf, daß zu längeren Standzeiten bei 650°C mit höheren Werten zu rechnen ist, was aufgrund der vorliegenden Versuchsergebnisse bei höheren Temperaturen auch bestätigt wird. In gleicher Weise zeigen die ermittelten Kriechdaten ein günstigeres Verhalten dieses Zustandes.

Gegenüber dem handelsüblichen Zustand liegen die Zeitstandfestigkeitswerte im Temperaturbereich von 600-750°C für lange Zeiten durchweg um 2-3 kp/mm<sup>2</sup> höher. Jedoch im Vergleich zum handelsüblichen Zustand und den nur thermisch behandelten Zuständen sind zwei andere Faktoren sehr viel wesentlicher. Die Streckgrenze dieser und auch anderer ähnlicher austenitischer Legierungen liegt für Temperaturen von 600-750°C zwischen 15 und 20 kp/mm<sup>2</sup>. Das heißt, nach der für die Brennelementhülle zu erwartenden Beanspruchung bietet dieser Wert nur noch einen geringen Sicherheitsfaktor, um übermäßige plastische Verformung zu vermeiden. Allein durch eine kombinierte mechanisch/thermische Vorbehandlung ist es möglich, die Streckgrenze zu erhöhen und eine ausreichende Duktilität zu erhalten.

Neben der Erhöhung der Zeitstandfestigkeit und der wesentlich stärker ausgeprägten Kriechgeschwindigkeitserniedrigung ergibt sich auch ein besseres Verhältnis der Zeit-Dehngrenze zu Standzeit (z.B.  $t_{1\%}/t_B$  bzw.  $\sigma_{1\%}/\sigma_B$ ). Bei einem Vergleich des handelsüblichen Zustandes mit dem als optimal anzusehenden Zustand 17 findet man für 650°C und 20 000 Std. eine Zeitstandfestigkeit von 13 kp/mm<sup>2</sup> gegenüber 16 kp/mm<sup>2</sup>. Für eine zulässige Dehnung von beispielsweise 1% kann bei einem Zeit-Dehngrenzenverhältnis von 0,8 mit 10,4 kp/mm<sup>2</sup> und für den Zustand 17 bei einem Verhältnis 0,95 mit 15,5 kp/mm<sup>2</sup> gerechnet werden.

Auffallend ist bei der Legierung X8 CrNiMoVNb 1613, daß jede Verbesserung des Zeitstandfestigkeitsverhaltens mit einem ungleich stärkeren Verlust an Duktilität verbunden ist, wie er in diesem Maße z.B. bei den Legierungen X8 CrNiMoNb 1616 (1.4981) und X10 NiCrMoTiB (1.4970) nicht beobachtet wurde. So weisen die Zustände 2, 4, 5 und 7 nur noch Bruchdehnungswerte zwischen 1-5% auf und Brucheinschnürungswerte  $\psi < 10\%$ . Für den Zustand 17 wurden Werte für die Bruchdehnung von 4-8% bei 15-25% Brucheinschnürung gemessen.

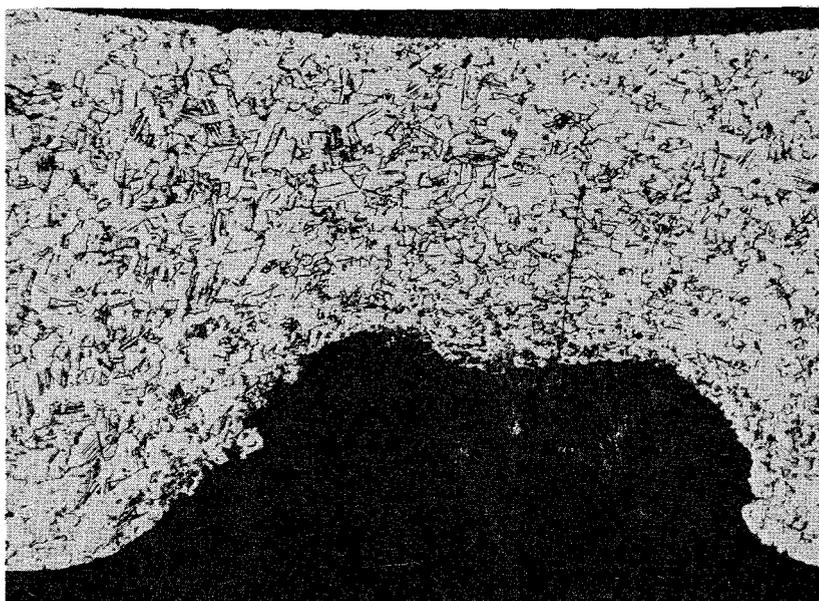
Die Zeitstand- und Kriechuntersuchungen an Hüllrohren aus dem austenitischen Stahl X8 CrNiMoNb 1616 (Werkst.-Nr. 1.4981, Chg.-Nr. 51857) unter Innendruckbelastung werden auf eine Prüftemperatur von 600 °C ausgedehnt. Wie bereits die Untersuchungen bei 650 und 700 °C gezeigt hatten (KFK 1274/2, S. 113-3), unterscheiden sich auch bei dieser Temperatur die Rohre mit einer Kaltverformung von 10 bzw. 15% kaum in ihrem mechanischen Verhalten voneinander. Für eine Standzeit von 2000 h beträgt die Zeitstandfestigkeit ausgedrückt als nominelle Tangentialspannung für beide Materialzustände 22,1 kp/mm<sup>2</sup> und die Bruchdehnung 3%. Die Nortonschen Kriechparameter sind  $n = 9,3$  bzw.  $12,7$  und  $k = 2,4 \cdot 10^{-19}$  bzw.  $2,5 \cdot 10^{-24}$ .

1131.3 Hüllrohr- und Brennstabprüfung\*  
(O.Jacobi, R.Scherwinsky, IMF)

Für das Sicherheitsexperiment Mol 7C sowie für das Bestrahlungsexperiment FR 2, VG 8 wurden Hüllrohre der Abmessung 6 Ø x 0,38, Werkstoff-Nr. 1.4970, untersucht. Diese Rohre wurden bereits im Herstellerwerk geprüft und von den Werksachverständigen für spezifikationsgerecht befunden. Eine Wiederholungsprüfung im IMF zeigte jedoch, daß die Hüllrohre nicht den gestellten Qualitätsanforderungen entsprechen. Nach sorgfältiger Dimensionskontrolle wurde eine zerstörungsfreie Prüfung der Hüllrohre auf Materialfehler durchgeführt. Angewendet wurden das Ultraschall-Echo-Impuls-Verfahren in Tauchtechnik und die Wirbelstromprüfung. Bei beiden Meßmethoden wurden Fehlstellen registriert. Ein Beispiel für einen typischen Fehler dieser Rohrlieferung ist in Abb. 2 wiedergegeben. Neben diesen Fehlstellen an der Rohraußenfläche wurden ebenso häufig Rohrabschnitte gefunden, die nach Fertigung unzulässigerweise mechanisch nachbearbeitet worden waren.

Für das 19-Stab-Rippenrohrbündel Mol 7D wurden erstmalig die Stäbe nach ihren Qualitätsmerkmalen assembliert. Zur Beurteilung der Stäbe wurde sowohl die Hüllrohr- als auch die Brennstoffqualität beurteilt. Entsprechend diesen Qualitätsmerkmalen wurde für die einzelnen Stäbe die Position im Bündel ausgesucht.

\* BzFE Nr.538.0 (Erster Bericht)



**Abb. 2:** Typischer Fehler der geprüften Rohrlieferung für Mol 7C  
(Metallograph. Schliff, Vergr. ca. 190 x)

#### 1131.4 Bestrahlungsversuche

##### 1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung\* (L.Schäfer, C.Wassilew, IMF)

Im Rahmen des Rapsodie-Materialbestrahlungsexperimentes wurden der Stahl 1.4988 (Charge-Nr. 35133) und der Stahl 1.4970 (12R72HV, Charge-Nr. 1-02463) bei Temperaturen zwischen 415 und 582 °C und bis zu Dosen schneller Neutronen ( $E > 0,1$  MeV) von 2,3 bis  $4,9 \cdot 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup> bestrahlt. Die in Zugversuchen gemessenen mechanischen Eigenschaften von bestrahltem und unbestrahltem Material sind in Abbildung 3 in Abhängigkeit von der Bestrahlungs- und Prüftemperatur dargestellt. Die Ergebnisse decken sich weitgehend mit früheren Messungen an den beiden Stählen aus anderen Chargen sowie mit Ergebnissen an anderen austenitischen Stählen.

Für eine Prüf- bzw. Bestrahlungstemperatur von etwa 400 °C sind die Meßergebnisse von Zugversuchen an Hüllrohrabschnitten aus dem Rapsodie-Bündelexperiment und von 3 Proben aus der Rapsodie-Materialbestrahlung in Abb. 4 dargestellt. Die Abhängigkeit der Streckgrenze und der Gleichmaßdehnung von der Dosis schneller Neutronen ( $E > 0,1$  MeV) wird durch zwei verschiedene Kurven für kaltverformtes und lösungsgeglühtes Material angegeben. Bei hohen Neutronendosen scheinen beide Kurven zu konvergieren.

\* BzFE-Nr.225.1a

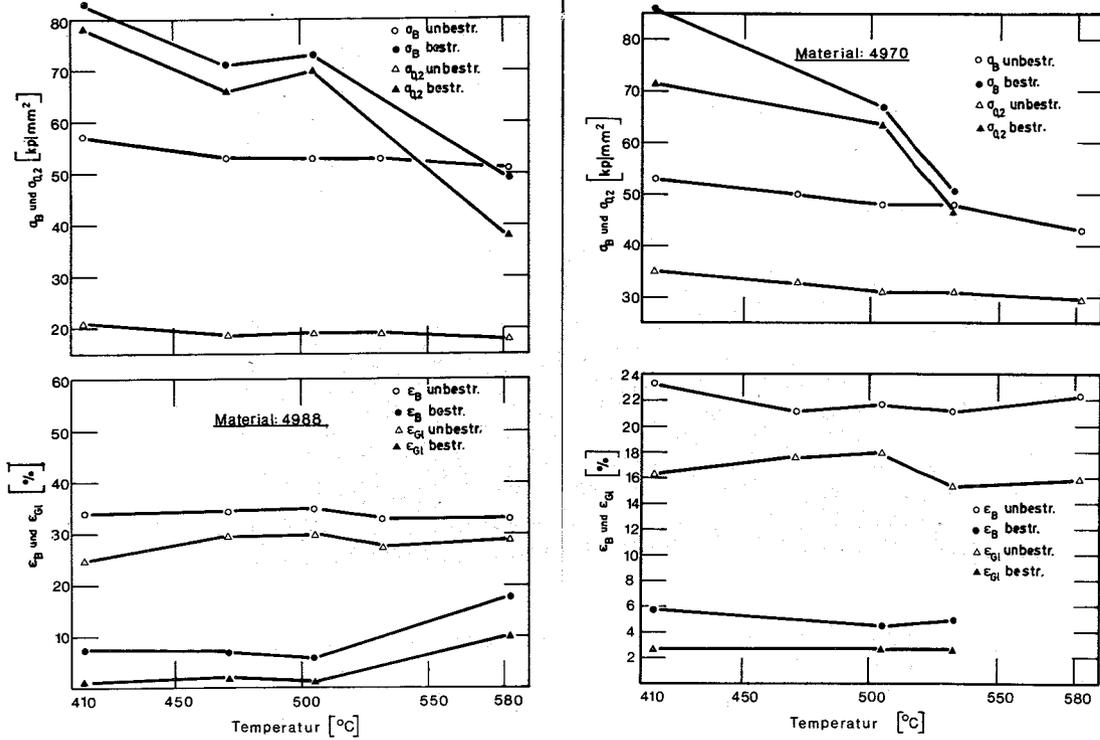


Abb. 3: Temperaturabhängigkeit von Zugfestigkeit, Streckgrenze, Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung der Stähle 1.4988 und 1.4970

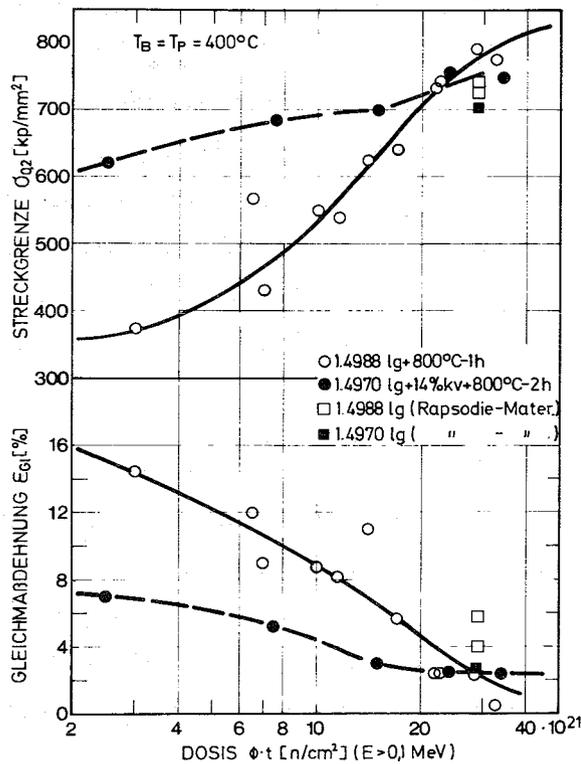


Abb. 4:

Streckgrenze und Gleichmaßdehnung als Funktion der Neutronendosis

Untersuchungen zum Einfluß der Neutronenbestrahlung bei hohen Temperaturen auf das Zeitstand- und Kriechverhalten des Nb-stabilisierten austenitischen Stahles 1.4981 werden im Rahmen des Projektes Mol 3 B/5 durchgeführt ( $\phi \cdot t = 8,7 \cdot 10^{21} \text{ n/cm}^2$  ( $E > 0,1 \text{ MeV}$ ) bzw.  $4,7 \cdot 10^{21} \text{ n}_{\text{th}}/\text{cm}^2$ ;  $T_B \approx 640^\circ\text{C}$ ). Die Proben wurden in fünf verschiedenen Werkstoffzuständen im BR-2 (Mol/Belgien) bestrahlt. Die bisher vorliegenden Ergebnisse zur Zeitstandfestigkeit sowie die einzelnen Vorbehandlungszustände sind aus Abb. 5 zu entnehmen, die die bei 600, 650 und 700°C aufgenommenen Versuchsergebnisse in Form einer Larson-Miller-Darstellung wiedergibt.

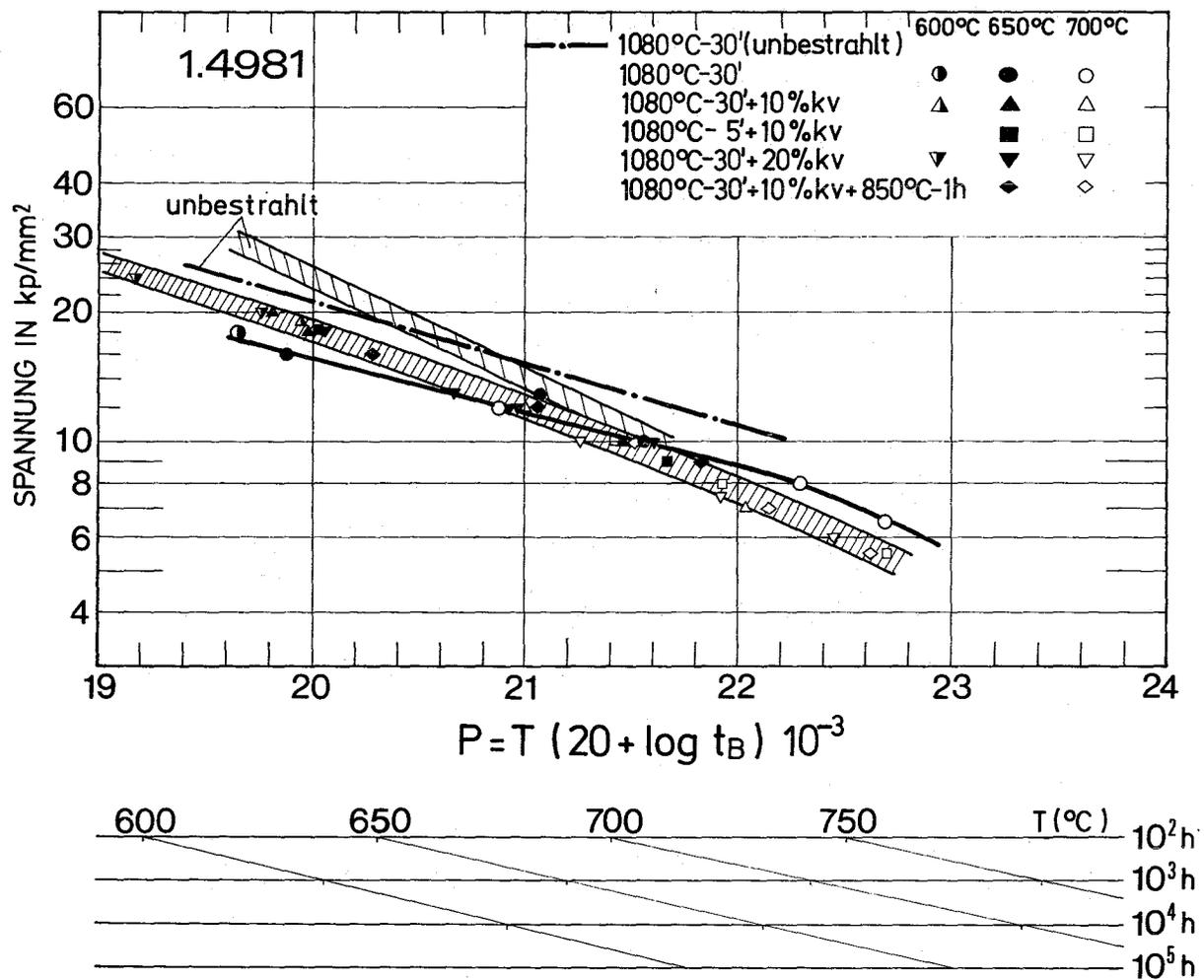


Abb. 5: Hauptkurve nach dem Zeit-Temperatur-Parameter von Larson und Miller für den Stahl 1.4981 vor und nach Bestrahlung

Wie man aus der Abbildung erkennt, läßt sich bei diesem Werkstoff nach Bestrahlung unterhalb einer Spannung von etwa  $13 \text{ kp/mm}^2$  kein positiver Effekt im Langzeitverhalten durch eine mechanische oder eine mechanisch/thermische Vorbehandlung erzielen. Unterhalb einer Prüfspannung von  $10 \text{ kp/mm}^2$  ist der lösungsgeglühte Zustand sogar allen anderen Zuständen in der Standzeit überlegen. Auffallend sind ferner die relativ schmalen Streubänder der vorbehandelten Proben im bestrahlten und unbestrahlten Zustand. Vor allem bei den lösungsgeglühten Proben macht sich die Bestrahlung durch eine deutliche Abnahme der Standzeit bemerkbar.

## 2. Mechanische Eigenschaften bei Bestrahlung \*

(K.D. Cloß, K. Herschbach, IMF)

Die Bestrahlungen zum bestrahlungsinduzierten Kriechen im BR 2 wurden bei einer Temperatur von  $420^\circ\text{C}$  fortgesetzt. Im Zusammenhang mit Kriechtheorien interessiert die Fragestellung, ob nach einer Reduzierung der Last der Prüfling mit seiner alten Geschwindigkeit weiterkriecht. In Abb. 6 sind die Ergebnisse nach zwei Lastreduzierungen wiedergegeben. Bei einer Spannung von

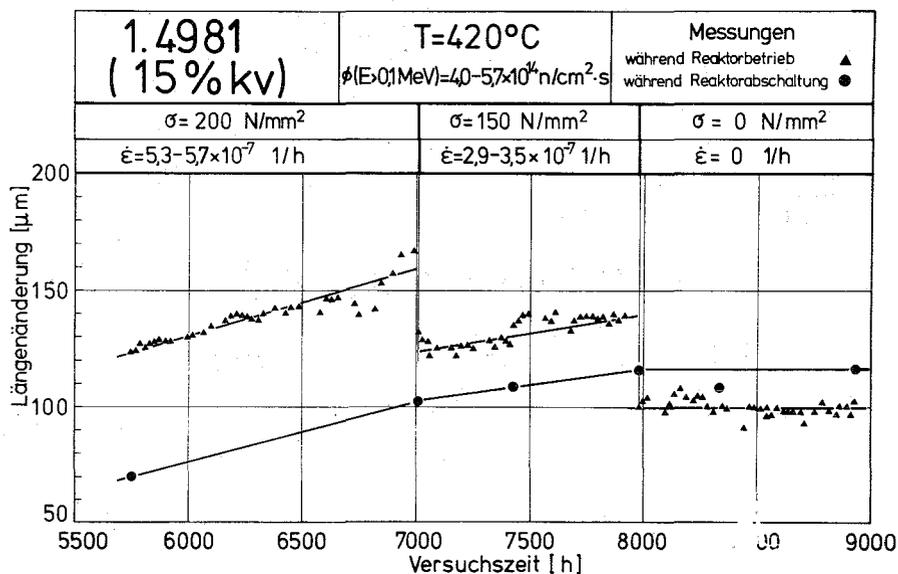


Abb. 6: Bestrahlungsinduziertes Kriechen im BR 2 bei Lastreduzierung

\* BzFE-Nr. 222.3

200 N/mm<sup>2</sup> wurde zunächst eine Kriechgeschwindigkeit von 5,3 bis 5,7x10<sup>-7</sup> 1/h gemessen. In den beiden folgenden Zyklen wurde die Belastung dann auf 150 N/mm<sup>2</sup> reduziert. Die Kriechgeschwindigkeit sank dabei auf 2,9 bis 3,5x 10<sup>-7</sup> 1/h. In den nächsten beiden Zyklen wurde die Belastung schließlich vollkommen entfernt. Dabei wurde keine weitere Kriechverformung gemessen. Aus diesen Untersuchungen ist der Schluß zu ziehen, daß die Kriechgeschwindigkeit auch nach einer Reduzierung der Last jeweils der Spannung proportional ist. Dieses Ergebnis führt zu einer weiteren Einengung der bisher diskutierten Kriechtheorien.

### 3. Schwellverhalten\*

(K. Ehrlich, K. Herschbach, W. Schneider, H. Venker, IMF)

Porengrößenverteilungskurven reaktorbestrahlter Stähle lassen sich in guter Übereinstimmung mit folgender Verteilungsfunktion beschreiben  $N(d) = N_{exp} \left\{ 1 - e^{-B(d-d_0)^2} \right\}$  für  $d > d_0$ . ( $N_{exp}$  = Gesamtporenkonzentration der Probe). Die experimentell ermittelten Histogrammkurven für die Stähle 1.4961 und 1.4988 aus den Bestrahlungsexperimenten DFR 350 und DFR 435 wurden entsprechend der Verteilungsfunktion an  $\frac{\partial N(d)}{\partial d} = 2 N_{exp} \cdot B \cdot e^{-B(d-d_0)^2}$  angepaßt, um die Parameter B und  $d_0$  und ihre Abhängigkeit von Temperatur, Dosis und Stahlorte zu ermitteln. Es ergab sich, daß das Produkt  $N_{exp} \cdot B$  für die verschiedenen Stähle und Dosen nur von der Temperatur abhängig erscheint und einheitlich hinreichend gut durch die Funktion  $\lg(N_{exp} \cdot B) = 18,9 - 0,0191 \cdot t(C^0)$  wiedergegeben werden kann. Lediglich beim Stahl 1.4988 sind bei hohen Dosen und höherer Temperatur größere Abweichungen von der Funktion zu beobachten, was darauf hindeutet, daß hier anomale Porenbildungs- oder -wachstumsmechanismen vorliegen.

Die Erprobung der in-pile Kriechkapsel zur Simulation dieses Effektes am Zyklotron wurde mit der Optimierung aller Parameter abgeschlossen und die für die Bestrahlung vorgesehene Ni-Probe montiert. Es zeigte sich, daß wahrscheinlich im Reinstnickel stärkeres thermisches Kriechen auftritt, als in der Literatur angegeben wird, sodaß der erste, für das I. Quartal 1975 geplante Bestrahlungsversuch im unteren Temperaturbereich des Schwellens durchgeführt wird (280°C).

\* BzFE-Nr. 225.1a

Die im Zusammenhang mit der von uns vorgeschlagenen Theorie zum in-pile-Kriechen diskutierte Frage, ob bei einer während der Bestrahlung angelegten Spannung mehr Versetzungsringe gebildet werden oder ob sich lediglich deren Verteilung ändert, konnte noch nicht theoretisch entschieden werden. Die Planung für Modellversuche am Mg, welche diese Frage experimentell entscheiden sollen, wurde begonnen.

Zur Verhinderung der Hüllrohraufweitung durch Caesiumuranatbildung wurde in weiteren Simulationsversuchen die Wirksamkeit von Niob, Molybdän und Vanadin als Sauerstoffgetter bei einer Temperatur von 650°C untersucht.

Im Fall von Niob wurden zwei verschiedene geometrische Anordnungen gewählt, und zwar wurden einmal Nb-beschichtete UO<sub>2</sub>-Tabletten eingesetzt, zum anderen wurde das Hüllrohr mit einer CVD-Niobfolie ausgekleidet. In beiden Fällen wurden trotz einer Caesiumzugabe von 20 Gew.-% (bezogen auf UO<sub>2</sub>) und einer CuO-Einwaage, die einem O/M von 2,05 entspricht, bei einem anfänglich diametralen Spalt von < 20 µm nur schwer nachweisbare Hüllrohraufweitungen von < 0,1% gefunden. Im Gegensatz zu früheren Versuchen wurde nicht nur die geometrische Anordnung der Getter geändert, sondern auch die Geschwindigkeit, mit der das simulierte Spaltprodukt in den Reaktionsraum überführt wurde, um einen Faktor zwei verringert. Ein ähnliches Verhalten wie Niob zeigte Molybdän als Getter, während Vanadium eine Durchmesserergrößerung der Hülle vollkommen verhinderte.

#### 4. Physikalische Untersuchungen und Strahlenschäden<sup>9</sup>

(R. Groß, D. Kaletta, IMF)

Die elektronenmikroskopische Untersuchung der Porenbildung in Abhängigkeit von der Bestrahlungsdosis am Stahl 1.4981 (16/16, Nb-stabilisiert) wurde weiter fortgeführt. Nach den Proben mit einer Schädigungsrate von 40 dpa wurden nun die Proben mit einer Schädigungsrate von 80 dpa (20 appm He) in den beiden Gefügeständen lösungsgeglüht und 20% kaltverformt untersucht. Auch bei diesen Proben entspricht der Verlauf der Schwellrate über der Eindringtiefe dem der Proben mit 40 dpa Schädigungsrate. Das heißt, die Schwellrate weist ein relativ schmales Maximum auf. Um die wirkliche maximale Schädigung ermitteln zu können, muß dieses Maximum möglichst gut eingegrenzt werden, wofür je Bestrahlungsprobe vier bis fünf Elektronenmikroskopie-Proben präpariert, durchgemustert und ausgewertet werden müssen.

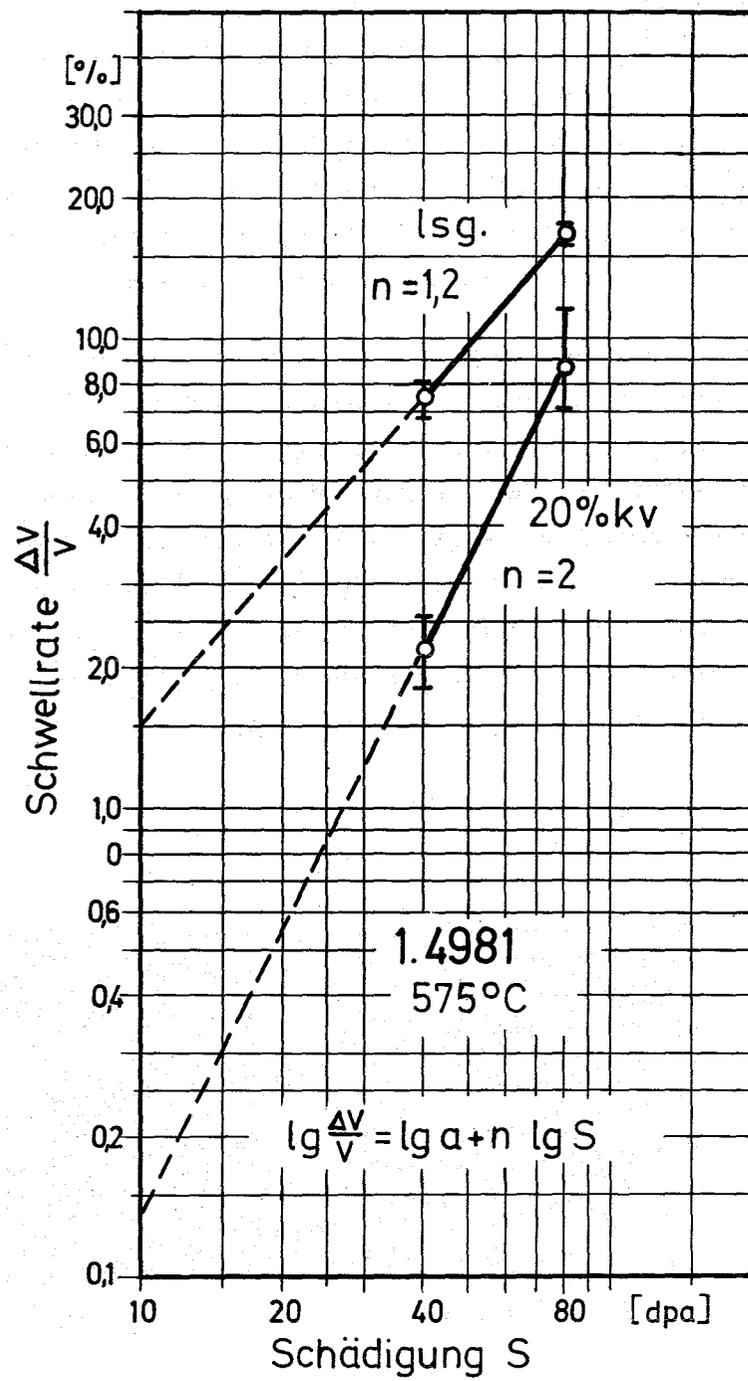


Abb. 7: Schwellrate in Abhängigkeit von der Schädigung in dpa

Aus den vorliegenden Werten läßt sich entnehmen, daß die maximale Schädigung im 20% kaltverformten Stahl 1.4981 bei einer um ca. 0,4  $\mu\text{m}$  geringeren Eindringtiefe liegt als beim lösungsgeglühten Material. Für die Abhängigkeit der Schwellrate von der Bestrahlungsdosis liegen je Werkstoffzustand erst zwei Meßwerte vor (s. Abb. 7). Naturgemäß ist daraus noch keine zuverlässige Aussage zu gewinnen, doch man kann erkennen, daß der Verlauf nicht linear ist, sondern exponentiell. Der Exponent wird aber für den lösungsgeglühten Materialzustand kleiner sein als der entsprechende für den 20% kaltverformten Zustand.

Es wurden Vanadium und binäre V-Ti-Legierungen mit drei und 20 Gew. % Ti-Gehalt rastermikroskopisch untersucht, nachdem sie zuvor mit 200- bzw. 2000-keV-He-Ionen bis zu einer Dosis von  $5 \cdot 10^{17} \text{He}^+/\text{cm}^2$  (entspricht etwa 6 At. % He) implantiert worden waren. Die Bestrahlungstemperatur lag zwischen 450 und 700  $^{\circ}\text{C}$ . Die Analyse der REM-Aufnahmen zeigt, daß ein weitgehender temperatur- und materialunabhängiger Schwellwert von etwa  $2 \cdot 10^{17} \text{He}^+/\text{cm}^2$  existiert, bei dem ein Oberflächenblistern auftritt. Die Erhöhung der implantierten He-Menge führt dabei zu einer mehrfachen (beobachtet wurden 5 freigelegte Schichten) Exfoliation der Oberflächen (s. Abb. 8).

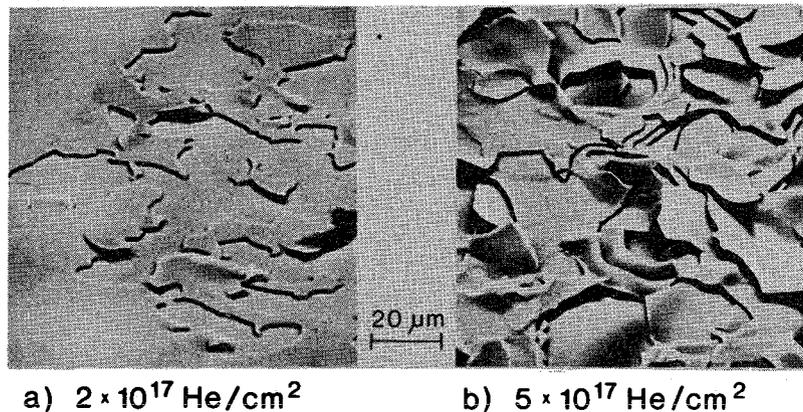
a)  $2 \times 10^{17} \text{He}/\text{cm}^2$ b)  $5 \times 10^{17} \text{He}/\text{cm}^2$ 

Abb. 8: Blisterbildung im V-20Ti,  $T = 700^{\circ}\text{C}$ , 200 keV He

Mit zunehmendem Ti-Gehalt verschwindet die "Hügellandschaft" des blisternden Reinstvanadiums, und die Oberfläche platzt ohne vorherige Deformation an den Korngrenzen der Ti-haltigen Legierungen ab.

114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1141 Natriumkühlung1141.1 Korrosion austenitischer Stähle\* (BzFE Nr. 232.2)

(H.U. Borgstedt, IMF; G.Drechsler, G.Frees, IRB)

Die Versuche im Hochtemperatur-Natriumkreislauf des IRB haben das Ziel, die Frage nach dem Einfluß des Natriums auf die mechanische Festigkeit der Hüllwerkstoffe zu klären. Die 5000- und 10000-Stunden-Ergebnisse liefern Kennwerte für die Brennelemente des SNR 300. Die Zwischenergebnisse nach 5000 h sind zum Teil publiziert (Abschn. IX im Bericht KFK-1999/1974). Die Exposition der Proben hat rund 9000 h erreicht.

In Abb. 1 werden die Korrosionsgeschwindigkeiten bei 700 und 600°C bis 7500 h verglichen. Die Abtragung hat sich im letzten Teilversuch HT 3 verlangsamt. Dennoch läßt sich die Natriumkorrosion der Hüllrohre nach linearen Zeitgesetzen formulieren:

$$\Delta W_{700^\circ} \text{ (mg/cm}^2\text{)} = 0,6985 - 1,0724 \cdot 10^{-3} \text{ t (h)}$$

$$\Delta W_{600^\circ} \text{ (mg/cm}^2\text{)} = -0,093 - 0,2632 \cdot 10^{-3} \text{ t (h)}$$

Dem entspricht eine Waddickenabnahme von

$$\Delta D_{700^\circ} \text{ (10}^{-4}\text{ cm)} = -0,136 \cdot 10^{-2} \text{ t (h)}$$

$$\Delta D_{600^\circ} \text{ (10}^{-4}\text{ cm)} = -0,033 \cdot 10^{-2} \text{ t (h)}$$

Eine Probe (OB 20) aus Werkstoff Nr. 1.4970 war defekt geworden und hatte Natrium aufgenommen. Diese Probe wurde außerplanmäßig nachuntersucht. Die in der letzten Position im Testteil 3 exponierte Probe hatte selbst nach 7500 h Exposition keine durchgehende Ferritschicht, sondern nur Ferritkörper in der Oberflächenschicht und ferritisierte Korngrenzen bis zu etwa  $25 \cdot 10^{-4}$  cm Tiefe (siehe 1141.3). Demnach waren die Korrosionseffekte in der Position mit großem Abstand vom Eintritt in die Teststrecke vergleichsweise gering.

Die Nachuntersuchungen an bei 600°C exponierten Proben, die nach 5000 h Einsatz im Testteil 1 des HTP entnommen worden sind, brachten interessante Ergebnisse. Diese Proben hatten wie die bei 700°C exponierten eine durchgehende, wenn auch sehr dünne ( $2,5 \cdot 10^{-4}$  cm) Ferritschicht gebildet, Korn-

grenzenferritisierung trat dagegen nur sporadisch und ebenfalls in der äußersten Schicht auf. Die Analysen der Randschichten bestätigten diesen Befund eindrucksvoll (siehe 1141.3).

Die Oberflächen waren teils metallisch (1.4970, 1.4988), teils mit Schichten bedeckt (1.4981). Die metallischen Oberflächen wiesen in großer Zahl "Korallen" aus einer Mo-Fe-reichen Phase auf, auch waren die Elemente Cr und Ni nur noch schwach vertreten. Die bedeckte Oberfläche enthielt sehr viel Cr, dazu auch etwas Na und Ca. Die Schicht war feinkörnig und dicht.

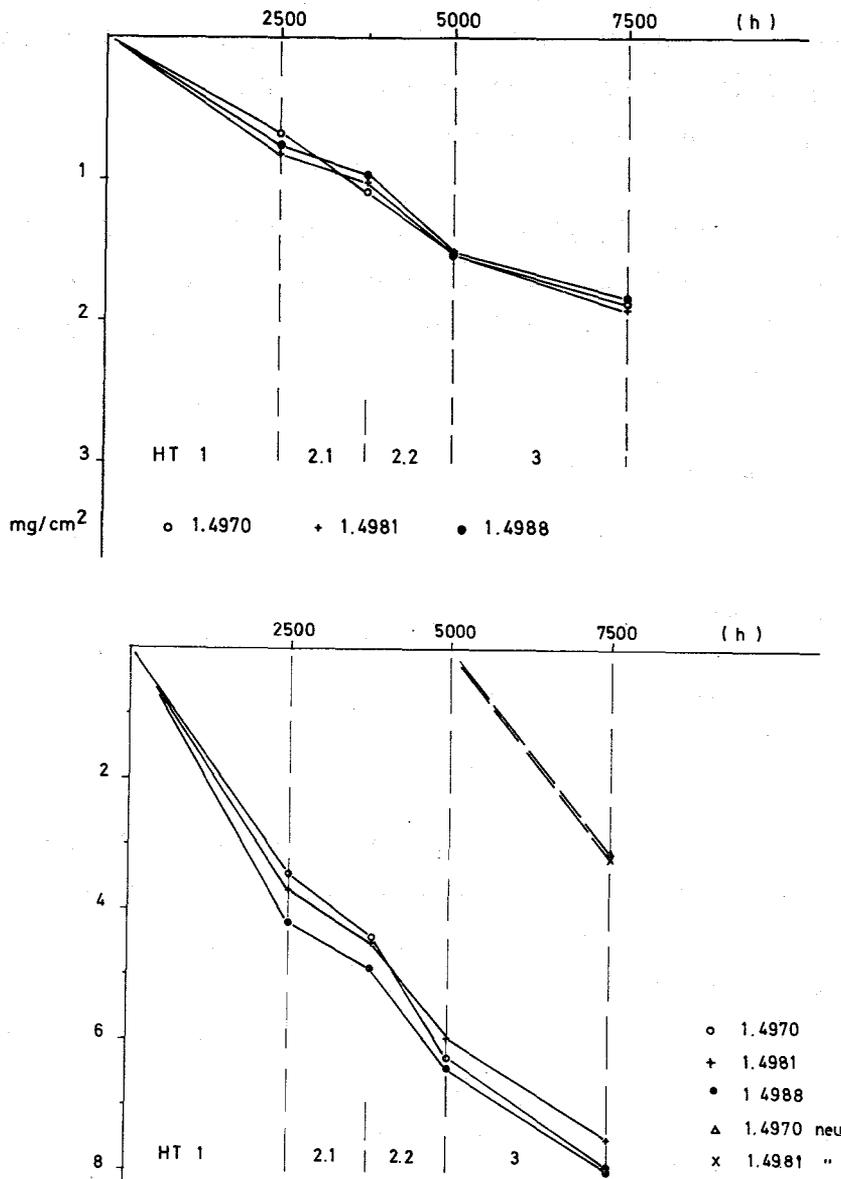


Abb. 1 Abtragungsgeschwindigkeit an den Proben in Teststrecke 1 (600°C, oben) und in Teststrecke 2 (700°C, unten)

Die Schlibfbilder deuten ebenso wie Mikrohärtemessungen für die auf die Ferritschicht folgende Zone durch Ausscheidungen von Karbiden und ein Härtemaximum eine Schicht hoher Aufkohlung an. Auch dieser Befund wurde durch die Messung von Kohlenstoffkonzentrationsprofilen erhärtet.

Die Aufkohlung bei 600 und 700°C weist einige charakteristische Unterschiede auf, die mit den unterschiedlichen Karbonisierungspotentialen des Natriums bei verschiedenen Temperaturen und den quantitativ verschiedenen Korrosionserscheinungen zusammenhängen. Die Tabelle zeigt, daß die maximalen C-Konzentrationen mit fallender Temperatur zunehmen, die Eindringung dagegen geringer wird.

Tabelle 1: Aufkohlung der Hüllrohrwerkstoffe in Natrium, Versuche HT1-HT2

Temperatur °C	Maximale Aufkohlung	Werkstoffe Nr.		
		1.4970	1.4981	1.4988
600	Konz. %	0,26	0,37	0,24
	Tiefe des Maximums 10 <sup>-4</sup> cm	2	7	3
700	Konz. %	0,19	0,23	0,20
	Tiefe des Maximums 10 <sup>-4</sup> cm	36	31	35

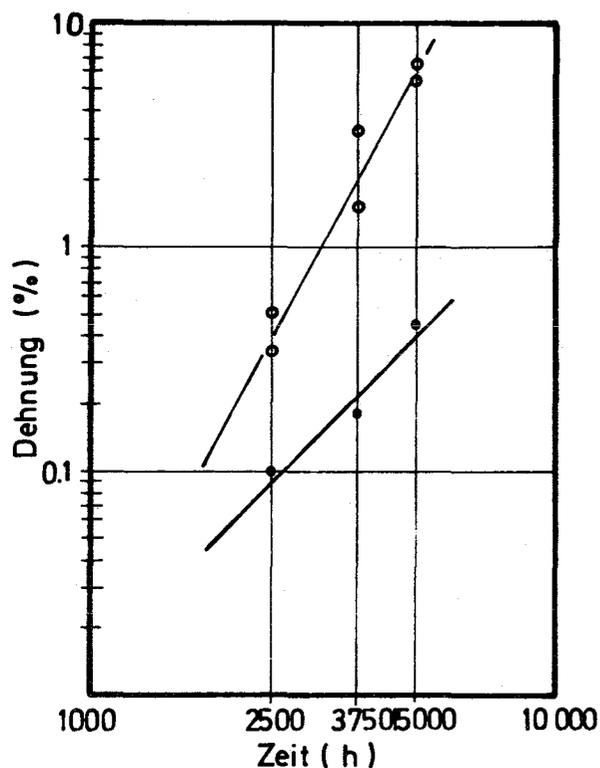
Der Stand der Parallelversuche im Vakuum zu den Kriechversuchen an Hüllrohrproben erlaubt nun Vergleiche der Kriechkurven bei 700°C für 5000 h. Für die folgenden Werkstoffe und Tangentialspannungen gab es echte Parallelversuche in Natrium und Vakuum: (siehe Tabelle 2).

Bei 1.4970 und 1.4988 waren keine erhöhten Aufweitungen der Hüllrohre festzustellen, lediglich bei hohen Tangentialspannungen im Falle des Werkstoffs Nr. 1.4970. Dagegen war die Kriechgeschwindigkeit beim Stahl 1.4981 im Natrium deutlich erhöht, wie auch die Kriechkurven in Abb. 2 zeigen.

**Tabelle 2:** Parallele Versuche zum Kriechen von Hüllrohrinnen-  
druckproben in Natrium und Vakuum bei 700°C/5000 h

Werkst.-Nr.	Charge-Nr.	Tangentialspannung $n/\text{mm}^2$	Befund
1.4970	8-29052	70	$D_{\text{Na}} < D_{\text{Vak}}$
		81	$D_{\text{Na}} < D_{\text{Vak}}$
		92	$D_{\text{Na}} < D_{\text{Vak}}$
		118	$D_{\text{Na}} > D_{\text{Vak}}$
	78419	70	$D_{\text{Na}} \sim D_{\text{Vak}}$
1.4981	70015 kv	47	$D_{\text{Na}} > D_{\text{Vak}}$
	70703	70	$D_{\text{Na}} > D_{\text{Vak}}$
1.4988	70095	35	$D_{\text{Na}} < D_{\text{Vak}}$
		47	$D_{\text{Na}} < D_{\text{Vak}}$
		58	$D_{\text{Na}} < D_{\text{Vak}}$

(D ist die Zunahme des Durchmessers)



Werkstoff Nr. 1.4981 Ch. 70703

$\sigma_t = 70 \text{ N/mm}^2$

o in Na    • im Vakuum

**Abb. 2:**

Vergleich der Kriechdehnung in  
Natrium und Vakuum von Hüllrohr-  
innendruckproben aus W.-Nr.  
1.4981 (HT1/HT2, 5000h, 700°C,  
6 ± 4 ppm Sauerstoff)

Die Untersuchungen an Endstopfenschweißnähten der Proben zeigen, daß sich auch in der Schweißzone eine Ferritschicht ausbildet, die durchaus den Korrosionsphänomenen in dem Rohrmaterial entspricht (s. Abb. 3). Bislang ist noch keine der belasteten Proben an der Schweißnaht zu Bruch gegangen. Die fehlerfreie Schweißung erleidet keinerlei besondere Natriumeinwirkung, auch nicht in der Wärmeeinflußzone der Schweißung.

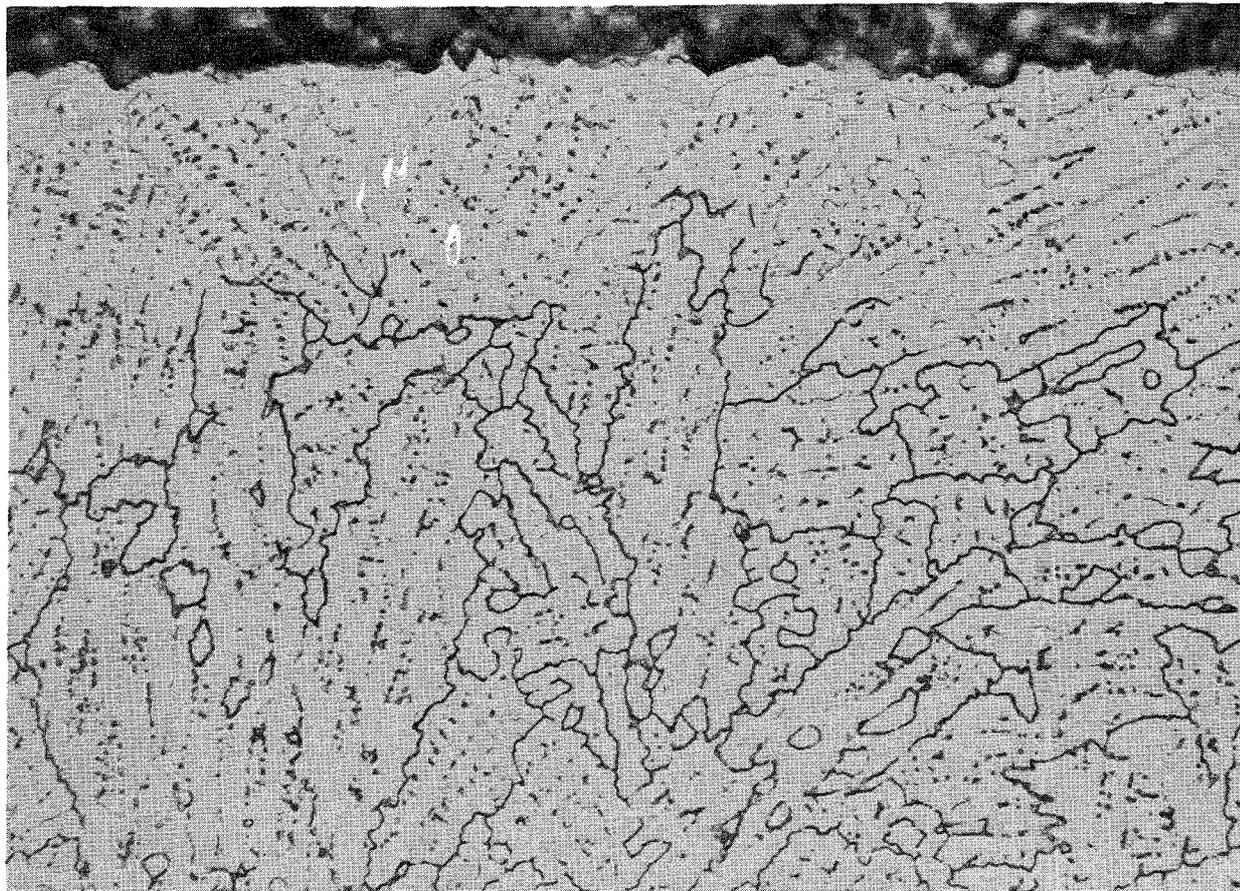


Abb. 3: Natriumkorrosion einer Endstopfenschweißnaht der Probe 8 A 25 (1.4988) nach 5000 h Einsatz bei 700 °C. 500-fach, mit Oxalsäure geätzt.

Veröffentlichung:

H.U. Borgstedt, G.Frees, G.Drechsler

"Nachuntersuchungen an Schweißnähten in einer Natriumanlage aus dem Stahlwerkstoff Nr. 1.4571"

DVS-Berichte 32, Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., Düsseldorf 1974, S. 309-314

1141.2 Korrosion von Sonderwerkstoffen\* (BzFE 233.3)

(H.U. Borgstedt, IMF; G.Drechsler, G.Frees, IRB)

Abb. 4 zeigt die Gewichtsänderungen, die an den Proben aus INCONEL 718 und NIMONIC 90, Werkstoffen aus der Gruppe der Distanzpflasterwerkstoffe, in den abgelaufenen Korrosionsversuchen (7500 h) aufgetreten sind. Für Temperaturen bis  $600^{\circ}\text{C}$  und Strömungsgeschwindigkeiten um 1 m/s stellt die Abtragung danach kein Korrosionsproblem mehr dar.

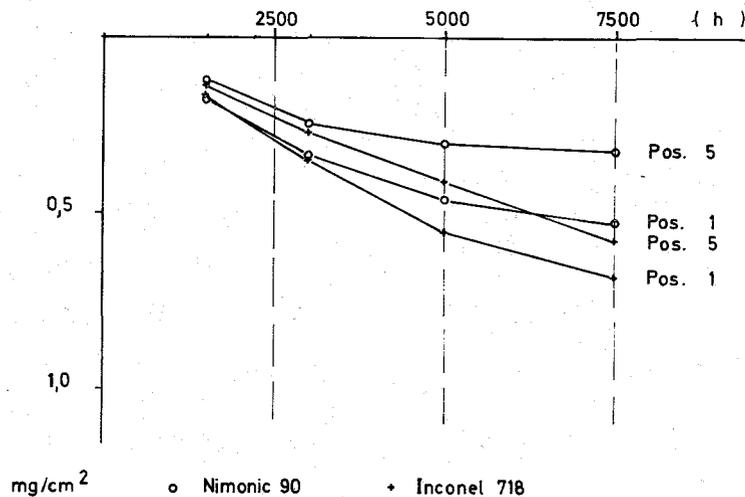


Abb. 4: Abtragungsgeschwindigkeit im MTP ( $600^{\circ}\text{C}$ , 1 m/s, unter 10 ppm Sauerstoff)

Die Oberflächen- und Querschliffuntersuchungen deuten allerdings an, daß qualitative Veränderungen eintreten, die Auswirkungen auf die tribologischen Eigenschaften haben könnten. So zeigt sich bei NIMONIC 90 deutlich eine interkristalline Korrosion und starke Zerklüftung der Oberfläche, die das Aussehen einer durch Lösungsmittel angefressenen Fläche angenommen hat.

Weniger starke Zerklüftung, aber ebenfalls interkristalline Korrosion erleidet INCONEL 718. Die Oberfläche dieses Werkstoffs ist von einer großen Zahl von Partikeln bedeckt, die reich an Molybdän sind. Die Nachuntersuchungen werden noch durch chemische Analysen ergänzt.

Die Natriumexposition der Proben aus STELLIT 6B und 6H hat mehr als 80% der vorgesehenen Zeit erreicht und wird im folgenden Quartal abgeschlossen.

1141.3 Analysen an Gas-, Na- und Korrosionsproben aus dem HT-Na-Kreislauf\*  
(H.Schneider, E.Nold, H.Schumann, IMF)

Die chemisch-analytische Betreuung des HT-Kreislaufs wurde fortgesetzt. Die Verunreinigungen im Schutzgas lagen im Berichtszeitraum im Mittel in folgenden Gehalten vor:

$$\text{N}_2 = 10 - 20 \text{ vpm}$$

$$\text{H}_2 = 10 - 20 \text{ vpm}$$

$$\text{CH}_4 < 1 \text{ vpm}$$

Helium wurde im Schutzgas verschiedentlich nachgewiesen und gab Hinweise auf defektgewordene Innendruckproben.

Im Rahmen der Ausarbeitung von Analysemethoden für den SNR-Sammelband wurde eine photometrische Methode für die Bestimmung von Phosphor in Natrium-Metall ausgearbeitet und in Natrium-Metall "Degussa"  $< 0,5 \text{ ppm P}$  gefunden.

Verschiedene Korrosionsproben aus dem HT-Loop wurden spektralanalytisch auf den Verlauf der Elementkonzentrationen mit dem Abstand von der Oberfläche untersucht: Die nach 5000 h Einsatz im Natrium von  $600^\circ\text{C}$  untersuchten Hüllrohrproben aus den Cr-Ni-Stählen 1.4970, 1.4981 und 1.4988 zeigten im Vergleich zu den bei  $700^\circ\text{C}$  eingesetzten Proben besonders deutliche Unterschiede im Verlauf der Kohlenstoffkonzentration. Auch sind die Konzentrationsänderungen der Legierungselemente in den äußeren Schichten nach Einsatz bei  $600^\circ\text{C}$  erwartungsgemäss geringer. In Abb. 6 wird ein Vergleichsdiagramm der verschiedenen Elementprofile bei den beiden Temperaturen für den Werkstoff 1.4988 Ch. 25116 gezeigt. Abb. 7 zeigt die Elementprofile einer Hüllrohrprobe 1.4970 Ch. 78419 nach 7500 h Einsatz im Natrium von  $700^\circ\text{C}$ . Die an dieser Probe aufgetretenen Veränderungen in den oberflächennahen Zonen sind geringfügiger als bei den nach 5000 h untersuchten Proben. Dies ist offensichtlich ein Effekt der Position (vgl. 1141.1).

Ausserdem wurde ein Teil eines Rohres aus dem ausgebauten Wärmetauscher aus dem Testteil I des Kreislaufs "Cerberus" (Werkstoff 1.4541) nach 28 000 h Einsatz im Natrium untersucht. Die Innenseite des Rohres (upstream) war mit Natrium von  $400^\circ\text{C}$  in Berührung und die Aussenseite (downstream) mit Natrium

\*BzFE-Nr.622.3

von 430°C. Bei diesen relativ niedrigen Temperaturen fanden Konzentrationsänderungen der Legierungselemente nur in Bereichen <5 µm Tiefe statt: Mangan war nur downstream angereichert, Chrom abgereichert und Nickel und Titan kaum merklich angereichert. Der Kohlenstoff ist in der Randschicht stark angereichert (Abb. 5). Alle Effekte sind downstream deutlicher ausgeprägt.

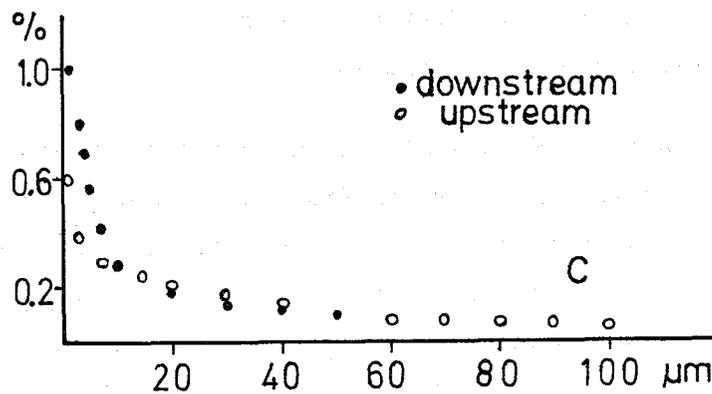


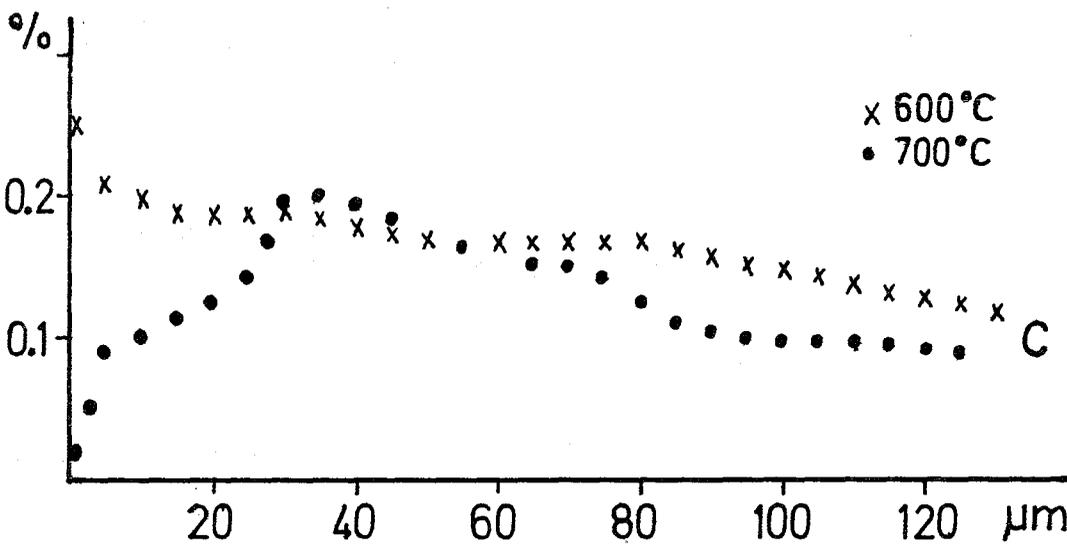
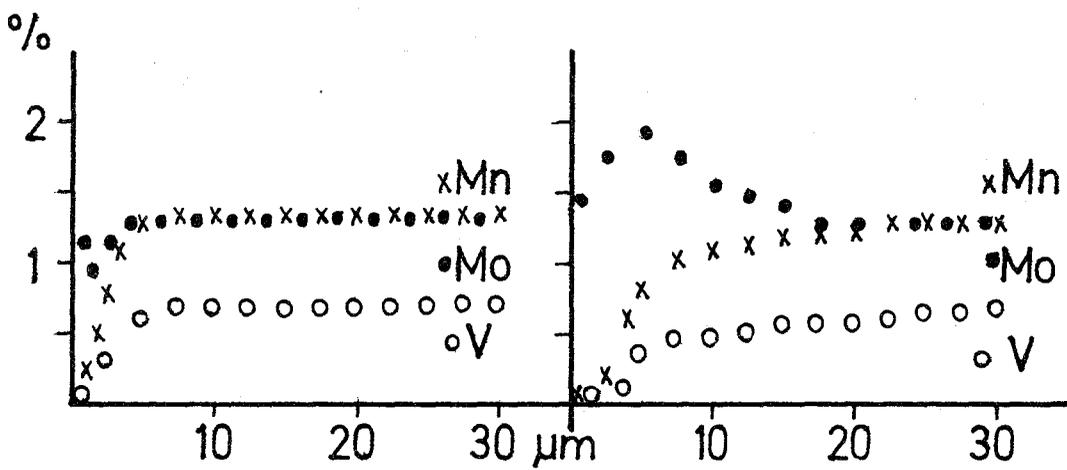
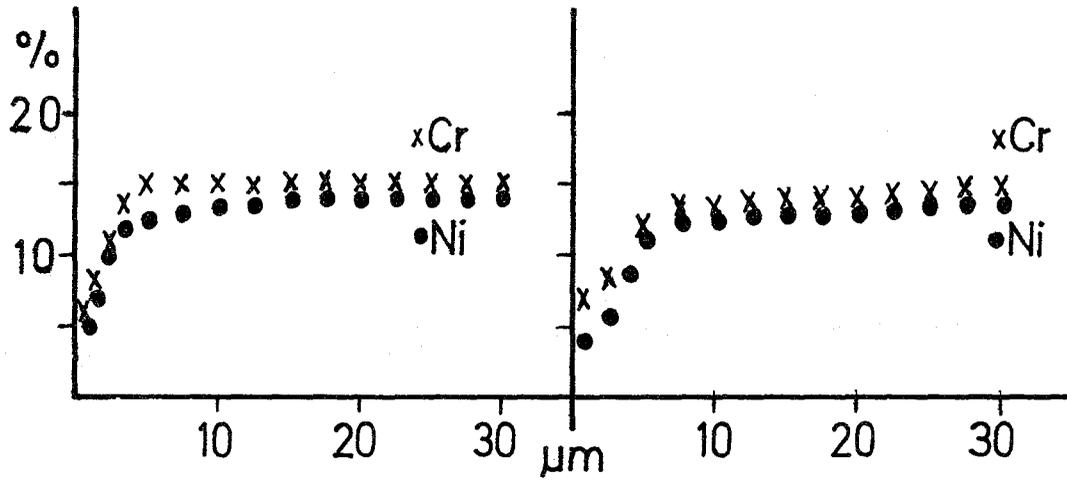
Abb. 5 : C-Konzentrationsprofil am Rand eines 1.4541-Rohres nach 28000 h in Na bei 400 bzw. 430°C

14988 Ch.25116 im Versuch HT 2.2

Na-Temperatur

600°C

700°C



# HT 3

1.4970 CH 78419 Probe 0 B 20

Na-Temperatur 700 °C 7500 h

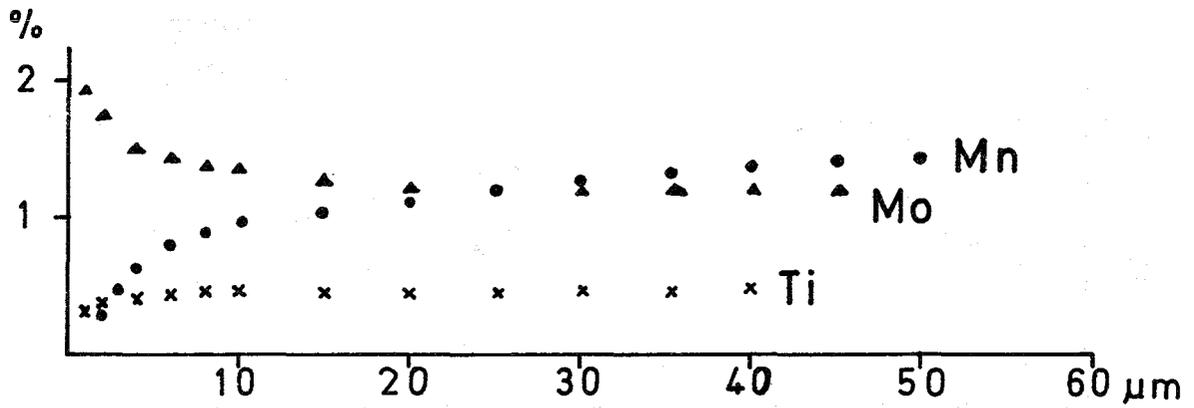
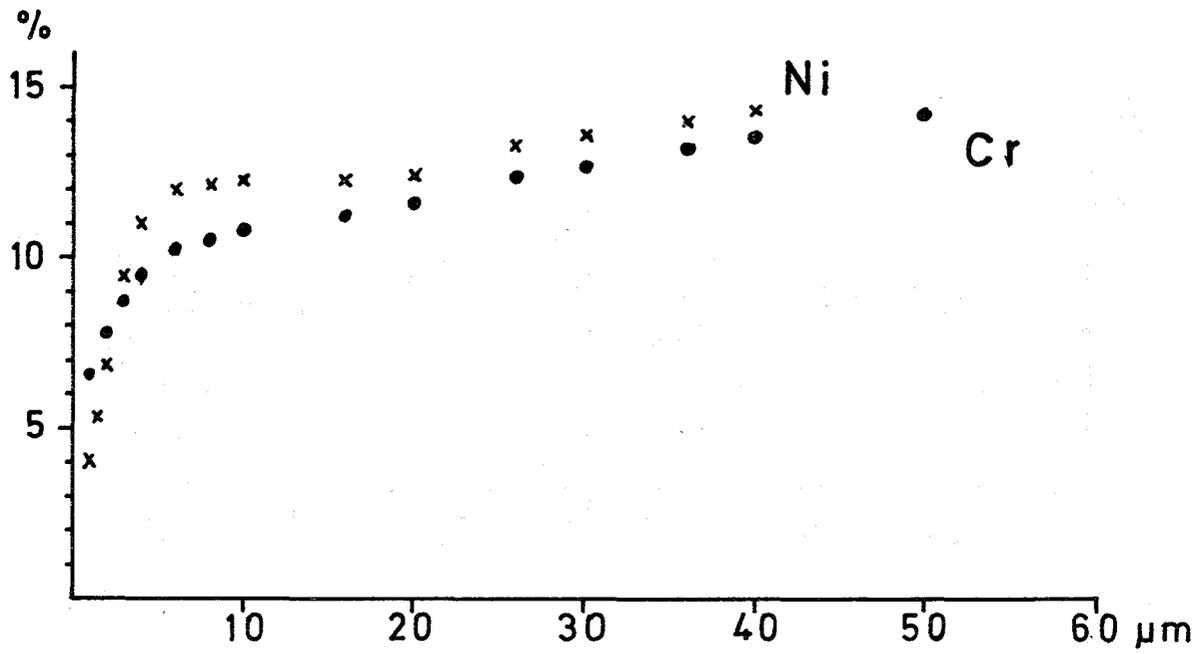
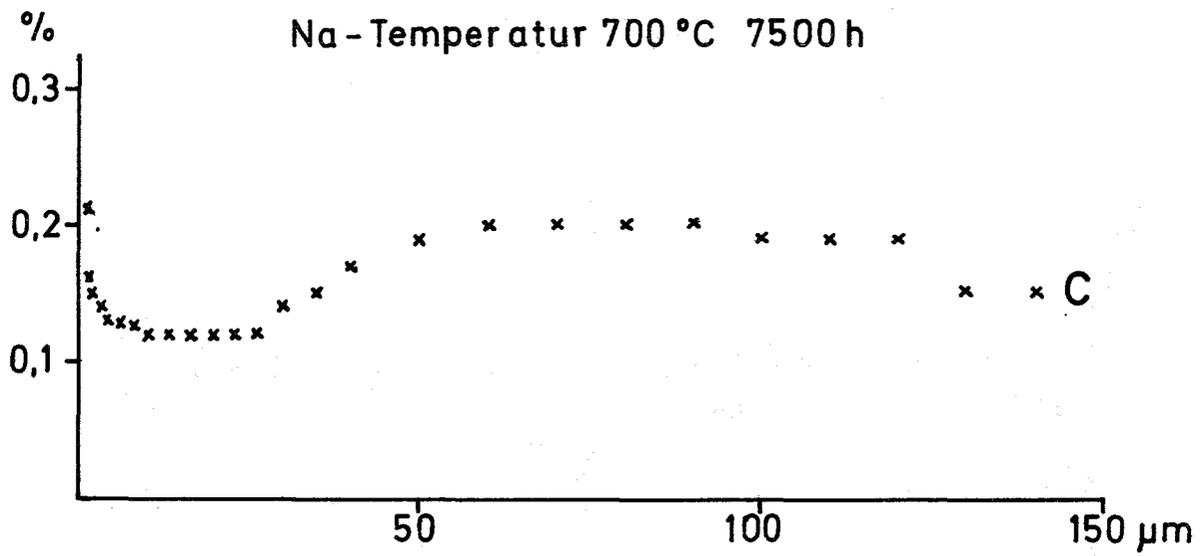


Abb. 7

1 142 Gas-Korrosion<sup>G</sup>

(S. Leistikow, R. Kraft, E. Pott, IMF)

Die Versuchsdauer der Untersuchung des Korrosionsverhaltens der Gasbrüter-Hüllwerkstoffe 1.4970, 1.4981 und 1.4988 bei 800°C in hochreinem Helium mit einer Dotierung von Wasser und Wasserstoff wurde auf 2500 Stunden ausgedehnt. Der eingestellte Wassergehalt lag bei  $5,4 \pm 1,2$  vpm und der Wasserstoffgehalt bei  $53 \pm 13$  vpm. Durch einige Störungen in den Dosiereinrichtungen veränderte sich kurzzeitig der Wassergehalt um  $\pm 50\%$  und der Wasserstoffgehalt um maximal +100 und -50%.

Der Korrosionsangriff dieses Gasgemisches (2500 Std., 800°C, H<sub>2</sub>O:H<sub>2</sub>-Verhältnis = 5:50 vpm) hatte für die drei eingesetzten austenitischen CrNi-Stähle die in der folgenden Tabelle wiedergegebenen Gewichtsänderungen zur Folge.

Tab. 3 Gewichtszunahme [mg/dm<sup>2</sup>]

Korrosions- zeiten (Std)	Werkstoff-Nr.:								
	1.4970			1.4981			1.4988		
	Probe 1	2	3	1	2	3	1	2	3
500	40,2	34,2	34,1	13,5	12,2	9,6	10,1	8,9	7,3
1000	52,4	43,4	-	17,4	14,4	-	13,9	11,5	-
1500	56,4	49,8	-	17,7	15,8	-	16,3	13,0	-
2000	62,3	56,0	-	18,0	17,0	-	19,2	15,3	-
2500	67,2	62,1	-	17,3	18,1	-	21,2	16,6	-

Die unter Verwendung der Tabellenwerte gezeichneten Funktionen (Abb. 8) geben den zeitlichen Verlauf der Gewichtszunahme wieder, der sich im Fall des Werkstoffs Nr. 1.4970 durch ein parabolares Zeitgesetz und für die Werkstoffe Nr. 1.4981 und 1.4988 durch ein kubisches Zeitgesetz annähern läßt. Für die Abschätzung langfristiger ( $t > 1000$  Stunden) Gewichtszunahmen dieser Werkstoffe kann im ersten Fall die folgende lineare Funktion verwendet werden:

$$W = kt + W_0$$

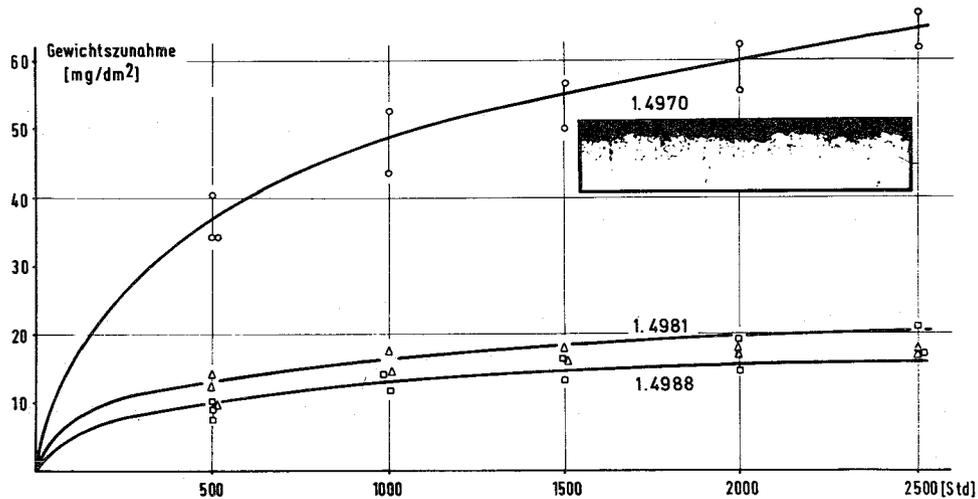
$W$  = Gewichtszunahme ( $\text{mg}/\text{dm}^2$ )

$$W = 11 \cdot 10^{-3}t + 36,5$$

$k$  = lineare Geschwindigkeitskonstante  
( $\text{mg}/\text{dm}^2 \text{ Std}$ )

$t$  = Zeit (Std)

$W_0$  = Konstante ( $\text{mg}/\text{dm}^2$ )



**Abb. 8:** Hochtemperatur-Korrosion austenitischer CrNi-Stähle  
in hochreinem Helium unter Zudosierung von  $5,4 \pm 1,2$  vpm  
 $\text{H}_2\text{O}$  und  $53 \pm 13$  vpm  $\text{H}_2$  ( $800^\circ\text{C}$ , 1,5 bar)

Für die beiden anderen Fälle ist näherungsweise die folgende kubische Funktion geeignet:

$$W^3 = kt$$

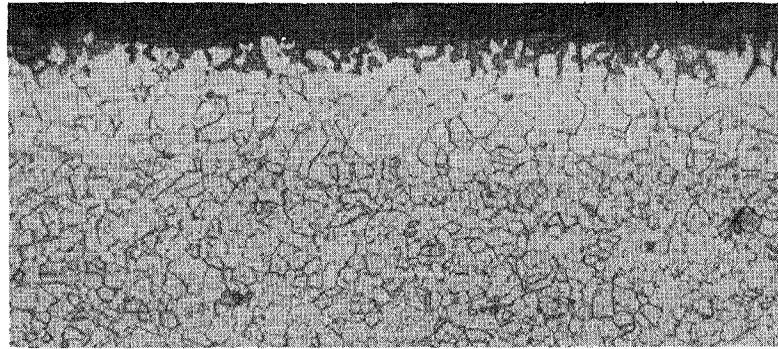
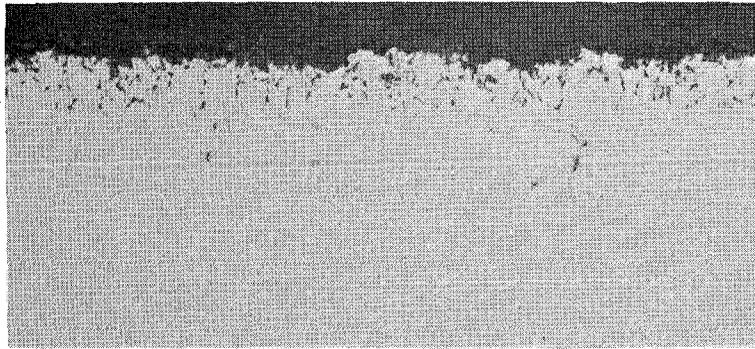
$W$  = Gewichtszunahme ( $\text{mg}/\text{dm}^2$ )

$$W^3 = 2,2 \cdot t$$

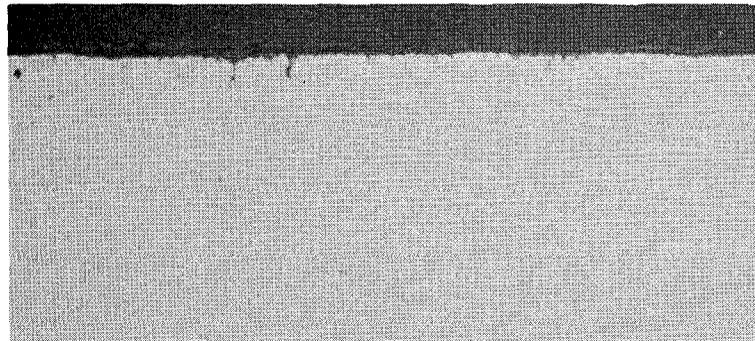
$k$  = kubische Geschwindigkeitskonstante  
[( $\text{mg}/\text{dm}^2$ )<sup>3</sup> /Std]

$t$  = Zeit (Std)

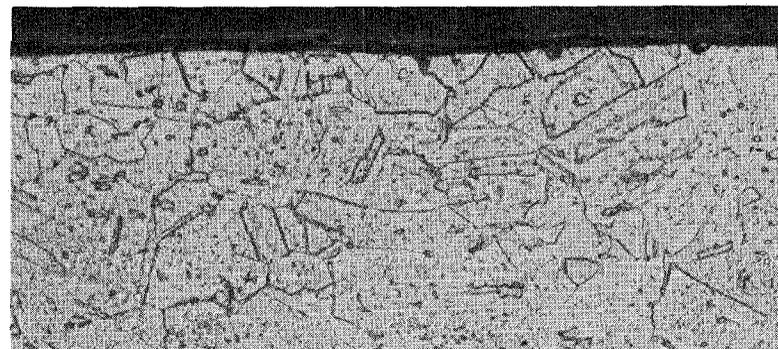
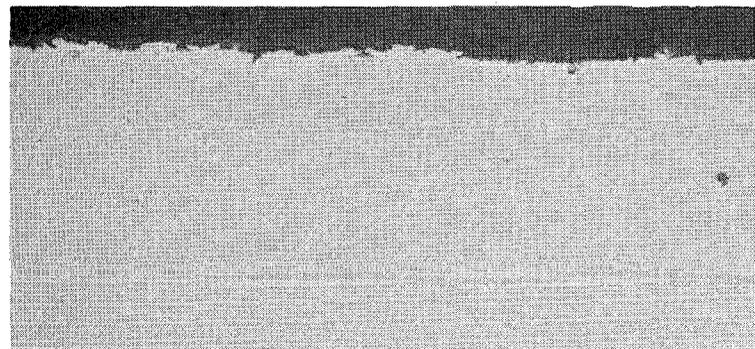
Die visuelle Prüfung der korrodierten Probenoberflächen ergab dünne, schwarzgraue Oxidbedeckungen, die annähernd gleichmäßig ausgebildet waren. Im ungeätzten Anschliff der Blechproben (Abb. 9) ergab sich nur im Fall des Werkstoffs Nr. 1.4970 eine die Oberflächenbedeckung begleitende, oxidative interkristalline Durchdringung des Gefüges bis in eine Tiefe der Oberfläche von  $30 \mu\text{m}$ . Die beiden anderen Werkstoffe zeigten diesen Effekt nicht oder nur andeutungsweise. Im geätzten Anschliff zeigten sich darüberhinaus im Fall der Werkstoffe Nr. 1.4970 und 1.4981 chromverarmte Diffusionsrandschichten von etwa  $30 \mu\text{m}$  Tiefe.



1.4970



1.4981



1.4988

ungeätzt

geätzt

x 500

**Abb. 9:** Hochtemperatur-Korrosion austenitischer CrNi-Stähle in hochreinem Helium unter Zudosierung von  $5,4 \pm 1,2$  vpm  $H_2O$  und  $53 \pm 13$  vpm  $H_2$  (2500 Std,  $800^\circ C$ ; 1,5 bar)

Zusammenfassend sei festgestellt, daß nur im Fall des CrNi-Stahles Nr. 1.4970, besonders im langzeitigen Einsatz, eine gefügeschädigende interkristalline Oxydation festgestellt wurde, die bekanntermaßen u.a. der Oxydation des Stabilisierungszusatzes Titan in den Korngrenzen zuzuschreiben ist. Die beobachtete interkristalline Oxydation von 30 µm Tiefe reicht jedoch nicht aus, deutliche Veränderungen der mechanischen Eigenschaften zu messen. Auch kann von einer nachgeordneten mechanischen Kurzzeitprüfung kein für das Betriebsverhalten maßgebliches Ergebnis erwartet werden. Solche Ergebnisse lassen sich nur unter der Oxydation überlagerter Spannungsbeanspruchung im Zeitstandversuch ermitteln.

In Fortsetzung der bisherigen Untersuchungen wird vorerst die Korrosionsprüfung der genannten Werkstoffe unter vermindertem Oxydationspotential vorgenommen.

Transport bestrahlter Brennelemente

(H.H.Stamm, IRCH)

Am 2. September 1974 wurde der Betrieb der KNK-I mit thermischem Reaktorkern beendet. Die 66 Brennelemente hatten zu diesem Zeitpunkt einen mittleren Abbrand von 5400 MWd/t erreicht, der Spitzenabbrand lag bei 6800 MWd/t. Aufgrund dieses relativ geringen Abbrands war es möglich, mit dem Transport der Brennelemente zur Wiederaufbereitungsanlage bereits nach rund 90 Tagen zu beginnen und dazu die üblichen Transportbehälter (TN-1 und TN-7) ohne besondere Kühlung ("Trockentransport" in Luft, Unterdruck im Behälter) zu verwenden.

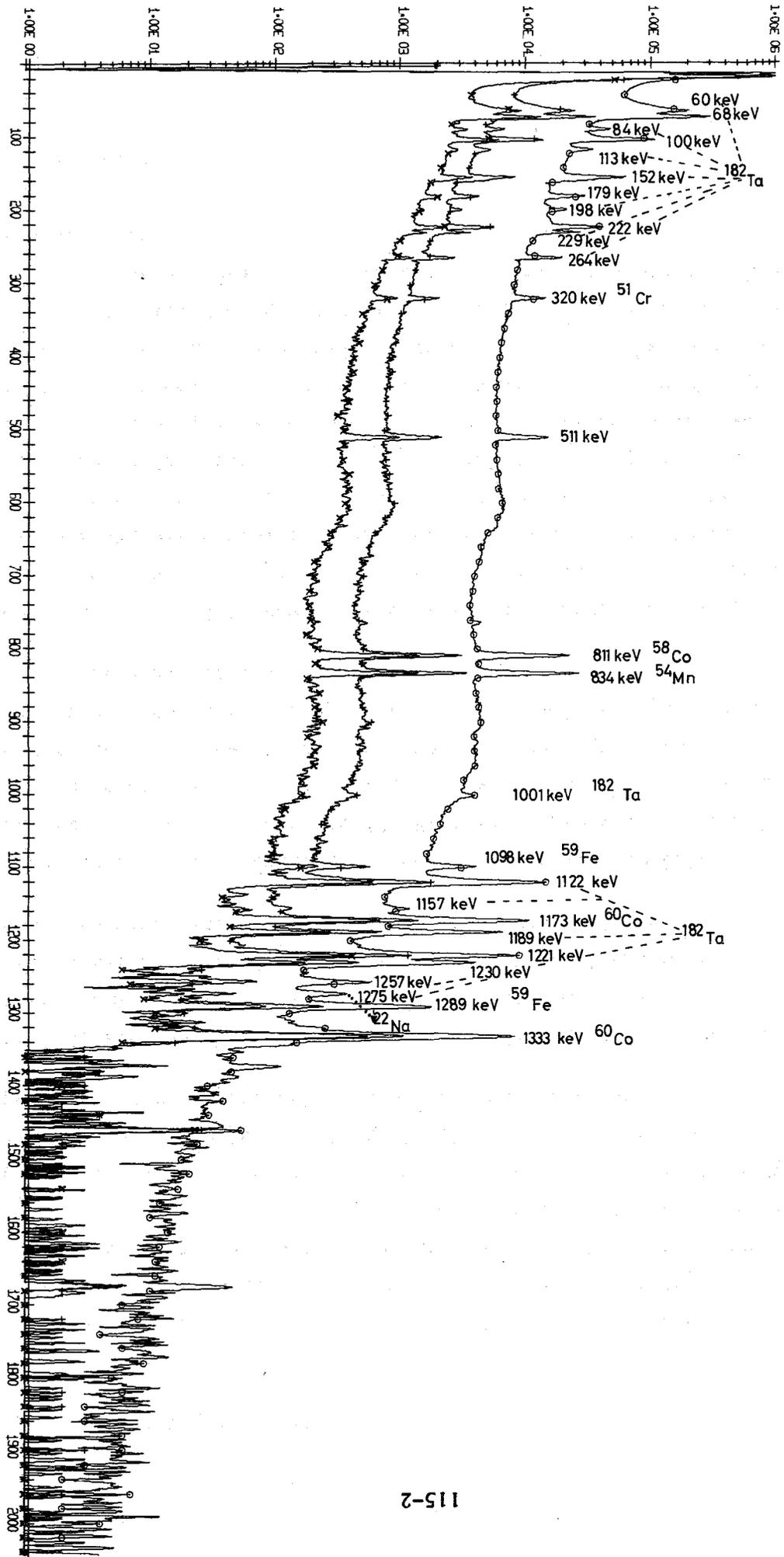
Die Wiederaufbereitungsanlage hatte das Entfernen anhaftender Natriumreste gefordert; alle Brennelemente wurden deshalb nach dem Entladen zuerst in der Feuchtgaswaschanlage der KNK behandelt. Für schadhafte Brennelemente war für Transport und Lagerung eine Kapselung in besonderen Büchsen vorgesehen.

Die Überwachung des Spaltprodukt-Inventars im KNK-Schutzgas und im Primärnatrium hatte bereits gezeigt /1/, daß während des KNK-Betriebes kein Brennelement-Hüllrohrschaden aufgetreten war. Als Kriterium dafür, daß die Hüllen auch nach dem Hantieren bei der Entnahme aus dem Reaktor und bei der Feuchtgaswäsche noch intakt waren, sollte die Abwesenheit von Spaltprodukten im ablaufenden Waschwasser aus der Feuchtgaswaschanlage dienen.

Bis zum Jahresende waren 16 KNK-I-Brennelemente gewaschen worden. Zur radiochemischen Überwachung des Waschprozesses wurden in der gleichen Zeit 124 Gesamt- $\gamma$ -Messungen mit einem Einkanalsspektrometer (NaJ-Detektor) und 95 Gammaskonturen mit einem Multikanalspektrometer (Ge-Li-Detektor) aufgenommen. Im allgemeinen waren drei bis vier Waschgänge ausreichend, um den zulässigen Aktivitätspegel in der ablaufenden Waschlösung zu unterschreiten, nur in wenigen Fällen war ein fünfter Waschgang notwendig. Bei keinem der gewaschenen Elemente wurden Spaltprodukte im Waschwasser gefunden, die Hüllrohre der Brennstäbe waren ausnahmslos intakt. Abb. 1 zeigt die Gammaskonturen von drei aufeinander folgenden Waschlösungen eines Brennelementes; alle gefundenen  $\gamma$ -Linien stammen von aktivierten Korrosionsprodukten.

/1/ KFK-1274/3, S. 125-8

Abb. 1  
 Gammaspektren von Maschlösungen eines KNK-Brennelements



121 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1213 SNEAK\*1. Bestimmung der Brutrate in SNEAK-9B

(R.Böhme, P.Fehsenfeld, G.Jourdan, W.Scholtysek; IASR)

Ein wesentliches Ziel der Experimente in der Pu-Zone der SNEAK-Anordnung 9B /1/ war die experimentelle Bestimmung der integralen Einfangrate in  $^{238}\text{U}$  und der integralen Spaltrate in  $^{239}\text{Pu}$ .

Die Kalibrierung des globalen Verlaufs mußte durch Bestrahlung von Folien in mehreren Brennstoffplättchen erfolgen, da Messungen im Strukturmaterial nur nach schwierigen und unzuverlässigen rechnerischen Korrekturen einen Schluß auf das Ratenverhältnis im Brennstoff ermöglichen. Die Meßmethoden für beide Raten sind in /2/ beschrieben. Der globale Verlauf der Reaktionsraten in Core und Blanket wurde durch Folienaktivierung im Strukturmaterial ermittelt. Das Verhältnis der integralen Einfangrate in  $^{238}\text{U}$  zur integralen Spaltrate in  $^{239}\text{Pu}$  ist die Größe, die die Anfangsbrutrate eines schnellen Reaktors wesentlich bestimmt. Die Anfangsbrutrate IBR (initial breeding ratio) wird definiert durch

$$\text{IBR} = \frac{\text{Produktion von Spaltstoff im Reaktor}}{\text{Verbrauch von Spaltstoff im Reaktor}}$$

Die IBR kann in der Form

$$\text{IBR} = M \cdot \frac{1 + \bar{\beta}}{1 + \bar{\alpha}} \quad (1)$$

geschrieben werden. M ist das der Messung direkt zugängliche Verhältnis von Einfangrate in  $^{238}\text{U}$  zur Spaltrate in den leicht spaltbaren Isotopen  $^{239}\text{Pu}$ ,  $^{241}\text{Pu}$  und  $^{235}\text{U}$ :

$$M = \frac{\sum_j R_{c,28}^j}{\sum_j \sum_{is} R_{f,is}^j}$$

\* BzFE Nr. 412.1. Letzter Beitrag in KFK 1274/2, S. 121-1

/1/ G.Jourdan et al.  
Physics Investigations of Sodium Cooled Fast Reactors  
SNEAK-Assembly 9B - Part 1 / KFK-2012 (July 1974)

/2/ H.Küsters et al.  
Progress in Fast Reactor Physics in the Fed. Rep. of Germany  
KFK-1632, EACRP-U-46 (August 1973)

$\bar{\alpha}$  ist das für das Core typische Verhältnis von Einfangrate in leicht spaltbaren Isotopen zur Spaltrate dieser Isotope.  $\bar{\alpha}$  wird wesentlich vom Isotop  $^{239}\text{Pu}$  bestimmt.  $\bar{\beta}$  korrigiert für den Einfang im Isotop  $^{240}\text{Pu}$ . Die Größen  $\bar{\alpha}$  und  $\bar{\beta}$  können durch Materialwertmessungen und Spaltratenmessungen an Proben aus separierten U- und Pu-Isotopen bestimmt werden /3/. Die dabei erzielbare Genauigkeit ist jedoch gering. Deshalb werden hier berechnete Werte verwendet.

Die Integration erfolgt über alle Reaktorzonen  $j$ .

Da in SNEAK-9B ein Vergleich mit der Rechnung nur für das zentrale axiale Element durchgeführt werden konnte, bedeutet eine Integration über alle Zonen im folgenden eine Summation über Core und axiales Blanket eines Plattenreaktors. Die radiale Leckage der Anordnung SNEAK-9B mußte deshalb in den Rechnungen durch geeignete Korrekturen berücksichtigt werden.

In Abb. 1 ist der Verlauf der im Strukturmaterial gemessenen Reaktionsraten dargestellt. Je eine typische Feinstrukturmessung in Core und Blanket sind in Abb. 2 dargestellt.

/3/ M.M.Bretscher and W.C.Reman  
Nucl.Sci.Eng. 39, 368-378 (1970)

Abb. 1 B  
 SPALTRATE IN  $^{239}\text{Pu}$ , AXIALE VERTEILUNG SNEAK 9 B  
 ▲ MESSUNG ( FOLIENAKTIVIERUNG )  
 + MESSUNG ( SPALTKAMMER )  
 — RECHNUNG

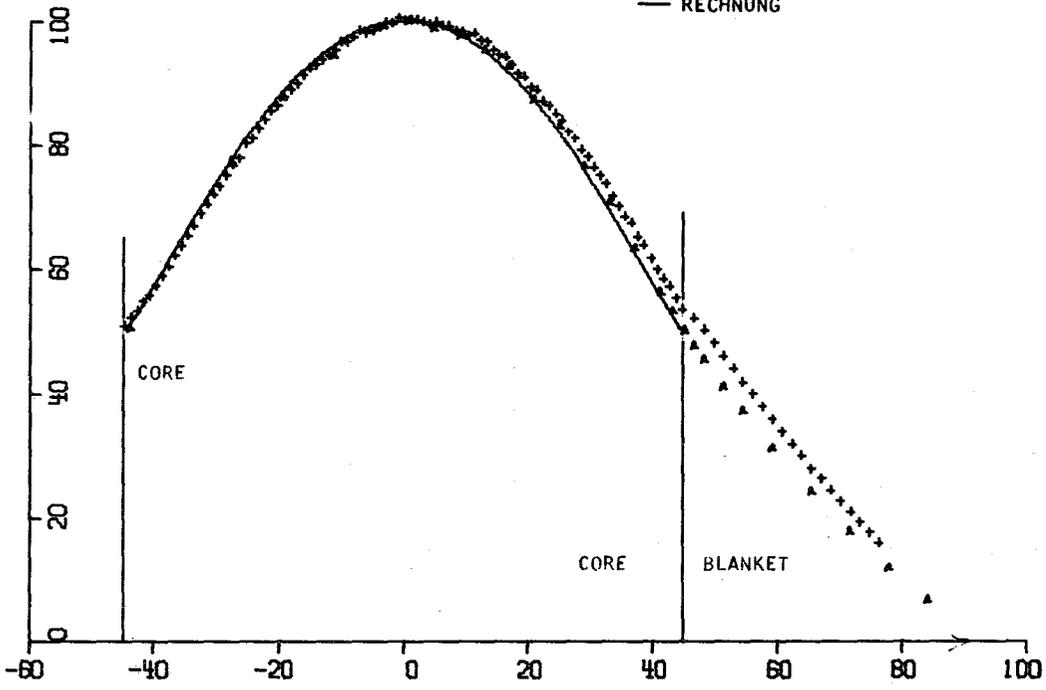
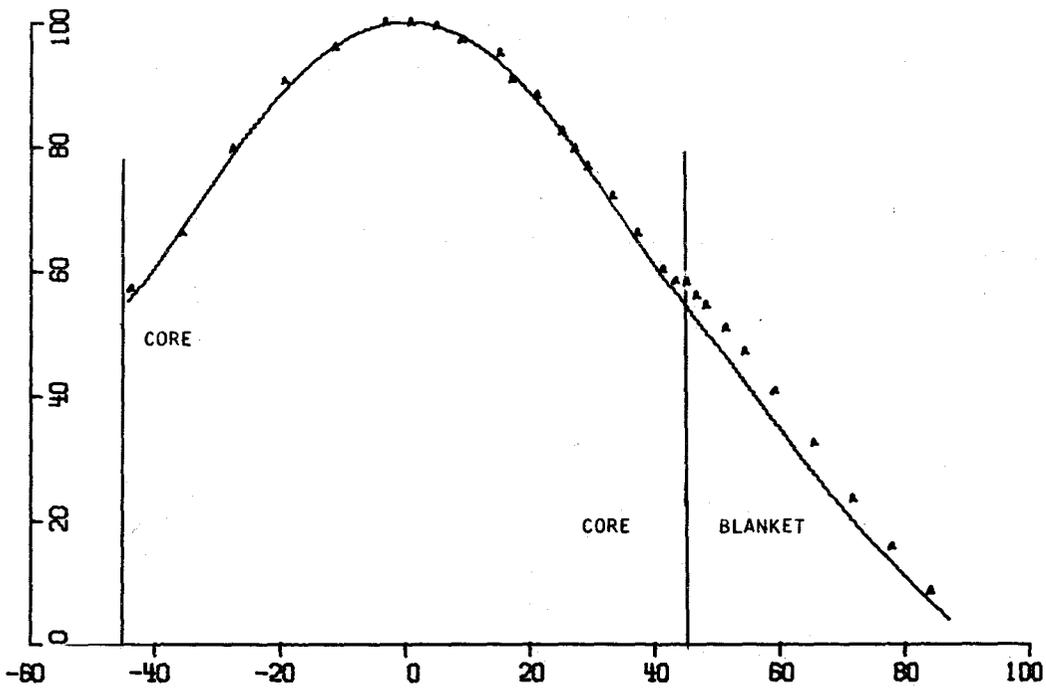
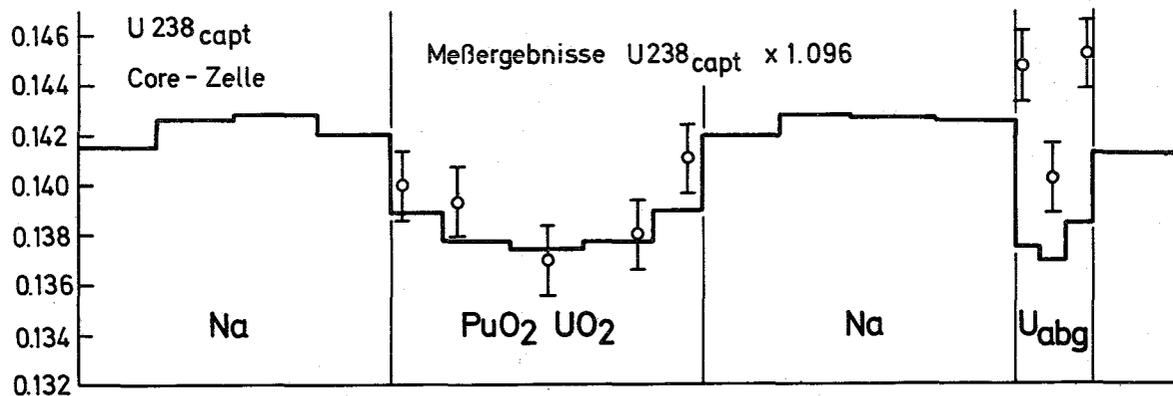
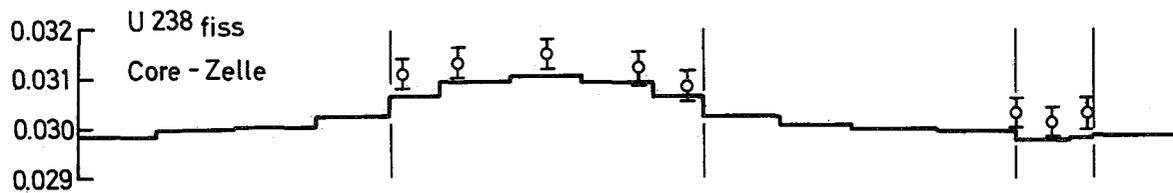
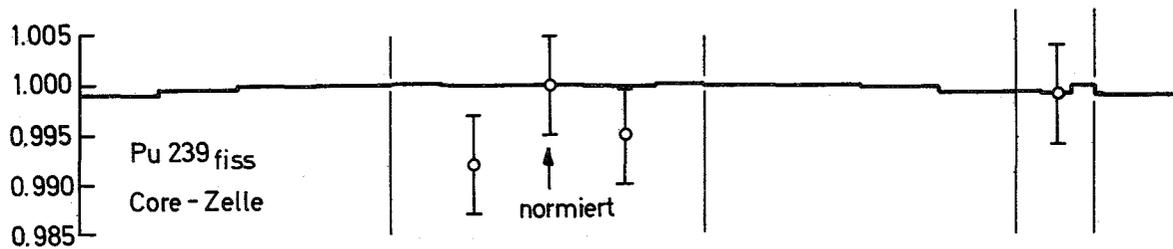
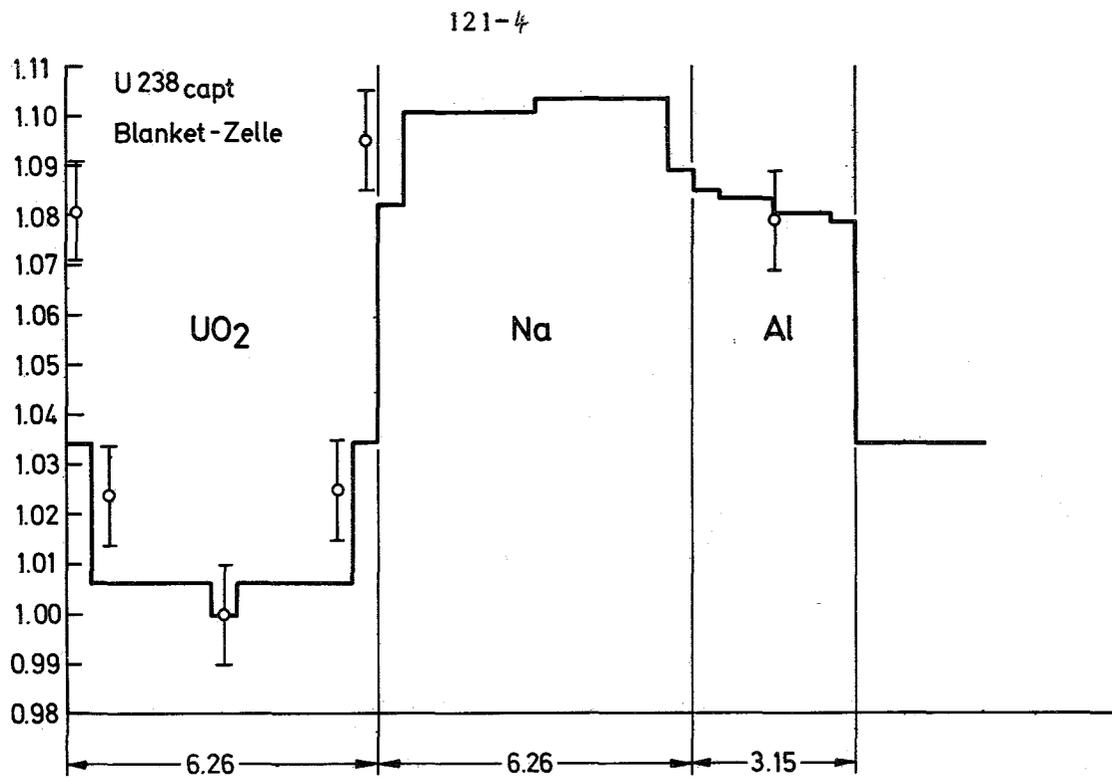


Abb. 1 A  
 EINFANGRATE IN  $^{238}\text{U}$ , AXIALE VERTEILUNG SNEAK 9 B  
 ▲ MESSUNG ( FOLIENAKTIVIERUNG )  
 — RECHNUNG





— Rechnung (KAPER)

○ Folienmeßergebnisse

Abb.2 Reaktionsratenfeinstruktur in SNEAK-9B

Für die zentrale Zelle der Anordnung wurden die Spektralindizes  $\sigma_c^{28}/\sigma_f^{49}$  mit Folien und  $\sigma_f^{is}/\sigma_f^{49}$  mit geeichten Spaltkammern gemessen /4/. Da der im zentralen  $\text{PuO}_2/\text{UO}_2$ -Plättchen gemessene Wert für  $\sigma_c^{28}/\sigma_f^{49}$  ca. 3% von einer in Frankreich ausgewerteten Vergleichsmessung und von den außerhalb der Coremitte gemessenen Werten abweicht, wurde er nur bei der Festlegung der Fehlergrenze berücksichtigt. Der Fehler ( $2\sigma$ ) des Meßergebnisses M wird zu 3.5% geschätzt, davon sind 2% Kalibrierfehler des Verhältnisses  $\sigma_c^{28}/\sigma_f^{49}$  und 1.5% Unsicherheit bei der räumlichen Integration.

Der Fehler der Brutrate IBR wird um rund 1% größer, wenn man für  $\alpha$  von  $^{239}\text{Pu}$  einen Fehler von 5% ansetzt.

Aus den experimentellen Werten wurden die in Tabelle 2 angegebenen Daten gewonnen.

#### Rechenmethoden und Ergebnisse

Die Berechnungen für die Brutrate wurden mit eindimensionalen Rechnungen in Plattengeometrie durchgeführt. Die verwendeten gruppen- und mischungsabhängigen radialen Bucklings stammen aus einer zweidimensionalen DIXY-Rechnung in r-z Geometrie. Der Einfluß  $\lambda B^2$  (universell oder gruppen- und mischungsabhängig) wurde gesondert untersucht. In allen Rechnungen wurden der KFKINR-Satz und mischungsabhängige Spaltspektren verwendet.

Mit dem Zellprogramm KAPER /5/ wurden heterogenitätskorrigierte Wirkungsquerschnitte für die einzelnen Zonen erstellt.

Die Ergebnisse wurden mit einer Transportkorrektur versehen. Diese Korrektur erhielt man aus einem Vergleich einer Auswertung mit Flüssen von einer eindimensionalen axialen  $S_8$ -Rechnung mit einer Auswertung mit Flüssen aus einer Diffusionsrechnung. In diesen beiden Rechnungen wurden homogene Wirkungsquerschnitte verwendet.

Tabelle 1 zeigt den Einfluß von verschiedenen radialen  $B^2$  auf die Ergebnisse. Das Ratenverhältnis im Core wird unwesentlich beeinflusst, im Blanket ist die Auswirkung signifikant.

/4/ W.Scholtyssek, R.Böhme  
KFK-1273/4 (1974), S.121-1

/5/ P.E. Mc Grath  
KAPER - Lattice Program for Heterogeneous Critical  
Facilities (User's Guide)  
KFK-1893 (Dezember 1973)

Tabelle 1

		$B^2$	
		universell	mischungs- und gruppenabhängige
M	Core	.7259	.7260
	Blanket	.2478	.2416
	$\bar{\alpha}$	.2203	.2202
	$\bar{\beta}$	.0168	.0169

Tabelle 2

		Calc.	Exp.	C/E
M	Core	.7248	.683	1.06
	Blanket	.2316	.242	.96
	$\bar{\alpha}$	.2216		
	$\bar{\beta}$	.0170		
IBR	Core	.6034	.569	1.06
	Blanket	.1928	.201	.96
	Gesamt	.7962	.770	1.03

Tabelle 2 zeigt den Vergleich der berechneten Ergebnisse mit den experimentell ermittelten.

Die Meßergebnisse liegen im Core  $\pm$  3.5% unter gerechneten Vergleichswerten, im Blanket  $\pm$  3.5% darüber. Deshalb liegt die berechnete Brutrate innerhalb der experimentellen Fehlergrenzen.

Ein Vergleich der Detailergebnisse zeigt mögliche Ursachen der Diskrepanz von gerechneten und gemessenen Werten: der Unterschied im zentralen Spektralindex  $\sigma_c^{28}/\sigma_f^{49}$  bestimmt die Abweichung im Core. Im Blanket sind die gerechneten Ergebnisse relativ stark vom Rechenverfahren abhängig, außerdem müssen die experimentellen Werte bis zu 10% korrigiert werden, wenn nicht im Brennstoff selbst gemessen wird. Deshalb wird gegenwärtig die Kalibrierung der Spektralindexmessung durch einen internationalen Vergleich überprüft. Zur exakten Berechnung der Reaktionsratenverteilung im Blanket wird das Zellprogramm KAPER /5/ modifiziert.

## 2. Nachrechnung kritischer Experimente in SNEAK 9C-2

(R.Kiesel, W.Scholtyssek, IASR)

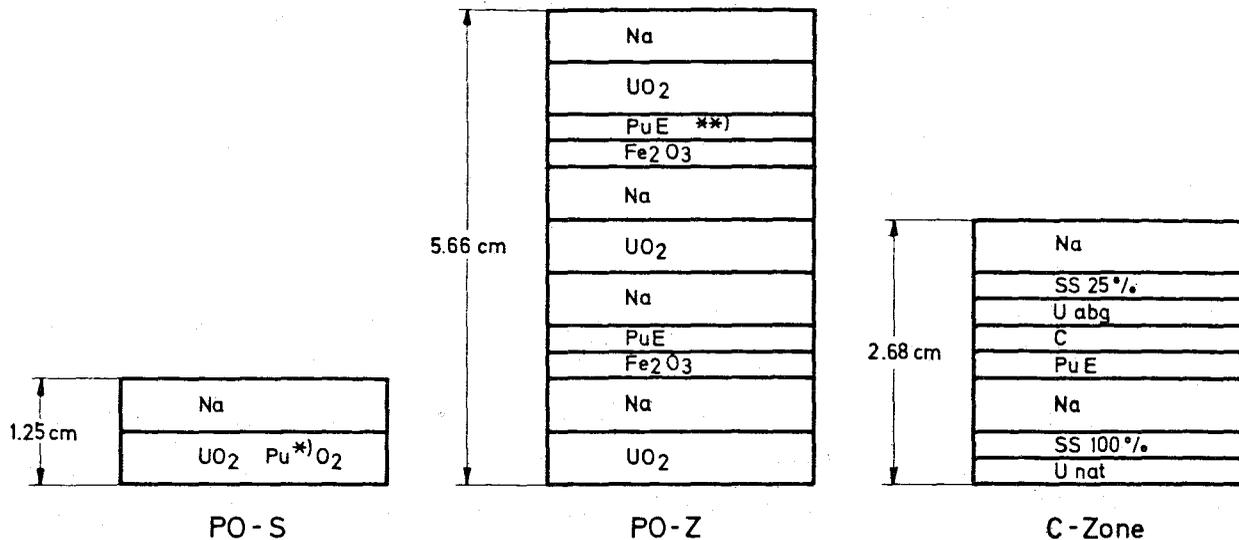
In die Anordnung SNEAK 9C-2 /1/ wurden Zonen mit ca. 18%  $^{240}\text{Pu}$  im Plutoniumvektor eingesetzt. Eine 30-ltr. Zone über halbe Corehöhe, genannt PO-S-Zone, wurde aus SNEAK-Plutonium aufgebaut. Mit leihweise von der UKAEA überlassenem Plutonium in metallischer Form wurde eine 90-ltr.-Zone über volle Corehöhe, genannt PO-Z-Zone, gebildet. Beide Zonen enthielten Sauerstoff. In einer dritten Zone, genannt C-Zone, wurden die Eigenschaften eines Karbid-Brüters untersucht. Sie hatte bei voller Corehöhe ebenfalls ein Volumen von 90 ltr. und enthielt Graphit als Moderator.

### Zellaufbau und Coregeometrie

Die Zonenmischungen wurden bezüglich Neutronenspektrum und Buckling möglichst gut der 9C-2 Komposition angepaßt. Die Zellen sind in Abb. 3 dargestellt. Die Abbildungen 4 und 5 zeigen die Geometrien der jeweiligen Anordnungen. Das Blanket hatte in allen Fällen denselben Grundriß (vgl. /2/). Höhe des radialen bzw. Dicke des axialen Blankets blieben ebenfalls gleich.

/1/ KFK 1274/2, S.121-1

/2/ KFK 1274/1, S. 121-3



\*<sup>1</sup>) 18 % Pu 240

\*\*<sup>1</sup>) engl. Pu - Plättchen

Abb. 3 Zellaufbau der Zonen mit erhöhtem Pu240-Gehalt in SNEAK 9C-2

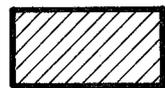
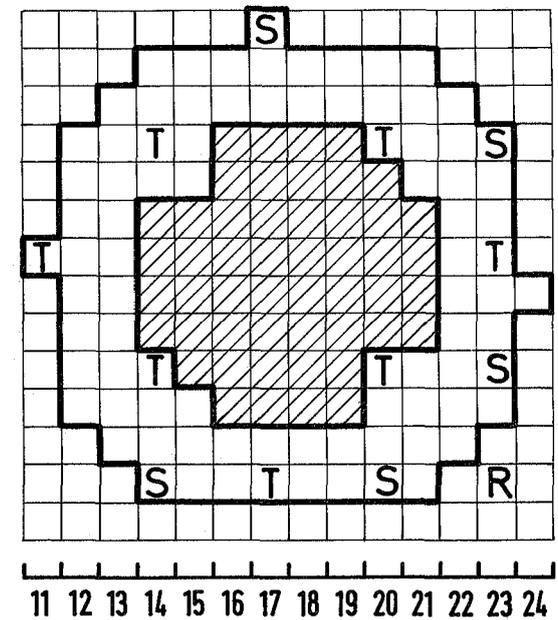
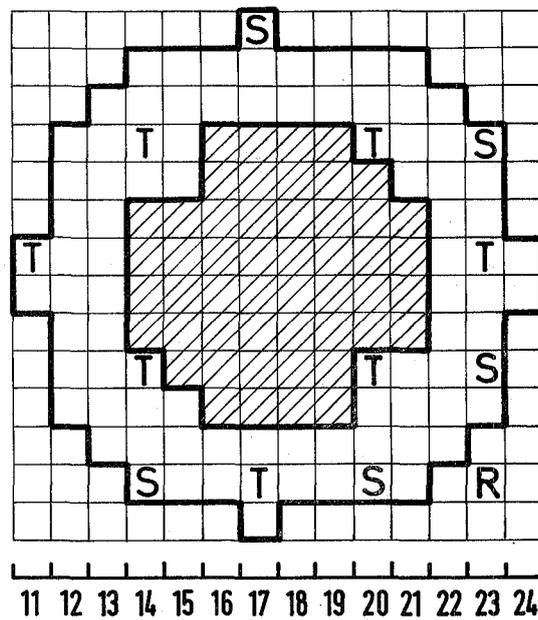
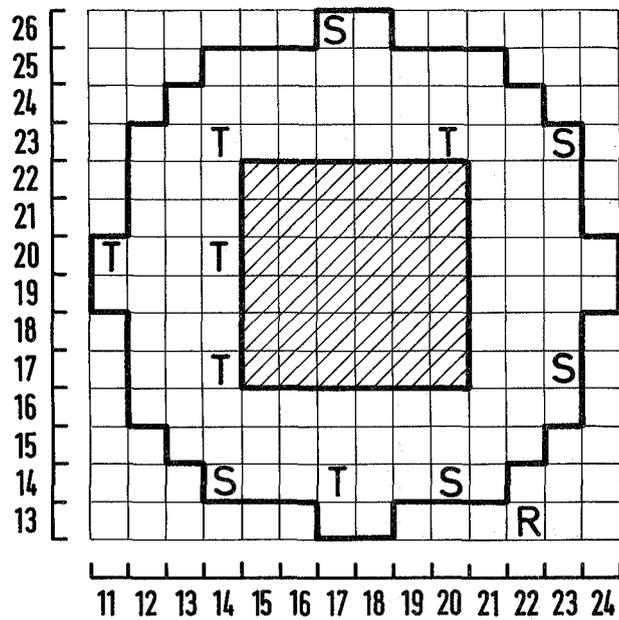
### Ergebnisse

Die Methoden der Kritikalitäts- und Korrekturrechnungen wurden bereits in /1/ beschrieben. In Tab. 3 sind die Ergebnisse zusammengefaßt. Zum Vergleich sind ebenfalls die Resultate für die Anordnungen 9C-1 und 9C-2 eingetragen, wobei sich gegenüber den Werten in /1/ die Heterogenitätskorrekturen geringfügig geändert haben.

Die Rechnungen für die Anordnungen 9C-1, 9C-2 und 9C-2/PO-S sind in sich sehr konsistent und überschätzen das Experiment um ca. 0.9 %. Dagegen werden die Anordnungen 9C-2/PO-Z und 9C-2/C-Zone um ca. 0.3% niedriger gerechnet. Es ist noch nicht sicher, ob und wie hier die starke Heterogenität der Zellen und die Genauigkeit der Querschnitte für die in dem englischen Plutoniumplättchen enthaltenen Isotope Cu und Ga zur Diskrepanz beitragen. Zur Untersuchung des Einflusses von Cu auf die Kritikalität ist ein Experiment im sauberen Core SNEAK 9C-2 geplant.

	9C-1	9C-2	9C-2/PO-S	9C-2/PO-Z	9C-2/C-Zone
R-Z-Diffusionsrechnung	1.0048	1.0028	1.0024	.9956	.9940
Transportkorr. axial	+ .0035	+ .0046	+ .0046	+ .0043	+ .0048
radial	+ .0058	+ .0078	+ .0077	+ .0075	+ .0079
Heterogenitätskorr.	- .0007	- .0014	- .0017	+ .0033	+ .0027
REMO-Korrektur	- .0016	+ .0002	+ .0001	+ .0002	+ .0003
Zylinderisierung	- .0019	- .0036	- .0037	- .0035	- .0025
Spaltspektrum	+ .0002	- .0010	- .0010	- .0009	- .0008
$k_{eff}$ korrigiert	1.0101	1.0094	1.0086	1.0065	1.0064
Experiment	1.0007	1.0004	1.0001	1.0001	1.0010
C/E	1.0094	1.0090	1.0085	1.0064	1.0054

Tab. 3: Ergebnisse der Kritikalitätsrechnungen



Testzonen

T: SNEAK Trimmstab  
 S: SNEAK Sicherheitsstab  
 R: SNEAK Regelstab

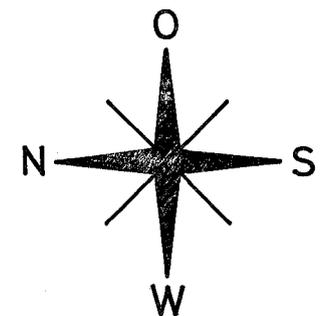
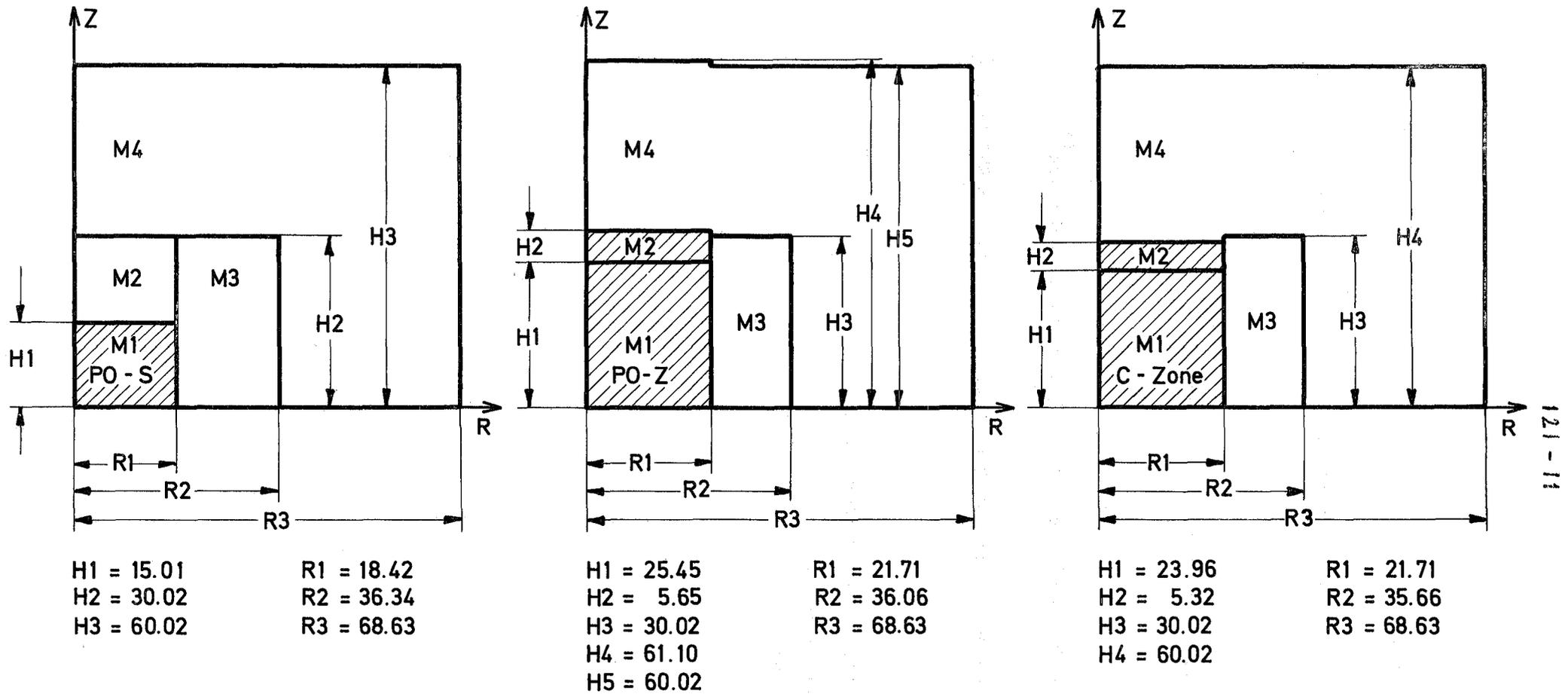


Abb. 4 Corepläne der Zonen mit erhöhtem Pu 240 - Gehalt in SNEAK 9C - 2



SNEAK 9C-2 / PO-S

PO-Z

C - Zone



Testzone

$M_i$  : siehe Tab.1

Maße in cm

Abb. 5

Aufrisse der SNEAK 9C-2 Anordnungen mit Zonen von erhöhtem Pu 240-Gehalt

Veröffentlichungen zu 1213:

- (1) R.Böhme, F.Helm, S.Pilate, M.Pinter and W.Scholtysek  
Critical Experiments at SNEAK in Support of Fast Reactor Design  
ANS Topical Meeting on Advanced Reactors: Physics, Design and Economics,  
Atlanta, September 1974
- (2) M.Pinter  
Physics Investigations of Sodium Cooled Fast Reactors  
SNEAK-Assembly 9A  
KFK-2028
- (3) M.Pinter, R.Böhme, G.Durance<sup>1)</sup>, P.Fehsenfeld, H.Giese, S.Pilate<sup>2)</sup>,  
U.Weihmann<sup>3)</sup>  
Control rod worth and power distribution measurements in the SNR mock up  
SNEAK-Assembly 9A  
KFK-2077
- 1) Delegate from AAEC, Sydney, Australia  
2) Belgonucléaire, Brussels  
3) Interatom Bensberg

1215 Wirkungsquerschnittsmessungen1215.1 Van-de-Graaff-Beschleuniger<sup>G</sup>

(H. Beer, F. Käppler, D. Roller, G. Rupp, H. Schreiber, IAK)

1. Mittlere Zahl von prompten Spaltneutronen,  $\bar{\nu}_p$ 

Die Messung von  $\bar{\nu}_p$  am  $^{235}\text{U}$  liegt inzwischen ausgewertet vor. Das Ziel dieser Arbeit war, den Energieverlauf von  $\bar{\nu}_p$  mit einer neuen, unabhängigen Methode zu bestimmen, um zur Klärung der beträchtlichen Diskrepanzen in den Ergebnissen verschiedener Autoren beizutragen. Insgesamt wurde  $\bar{\nu}_p$  in Schritten von 50 keV für 22 Neutronenenergien zwischen 0.2 und 1.4 MeV gemessen. Die Meßtechnik war so ausgelegt, daß zugunsten einer Minimalisierung aller Korrekturen und Untergrundprobleme auf eine Absolutbestimmung verzichtet wurde. Auf diese Weise war der systematische Fehler kleiner als 0.7%, während die Gesamtfehler zwischen 1.0 und 1.3% lagen. Tabelle 4 zeigt die numerischen Ergebnisse und statistischen Fehler. Eine graphische Darstellung des gemessenen Energieverlaufs zeigt Abb. 6. Man erkennt deutlich, daß  $\bar{\nu}_p$  nicht als lineare Funktion der Neutronenenergie beschrieben werden kann. Vielmehr treten deutliche Strukturen auf, die den Einfluß der verschiedenen Spaltkanäle innerhalb der Energielücke am Sattelpunkt von  $^{236}\text{U}$  widerspiegeln.

2. Einfangquerschnitte von Aktiniden

Der Aufbau des Experiments zur Messung von Einfangquerschnitten kurzlebiger Aktiniden ( $^{240}\text{Pu}$ ,  $^{242}\text{Pu}$ ,  $^{241}\text{Am}$ ) wurde durchgeführt und mit einer Testmessung am  $^{240}\text{Pu}$  abgeschlossen. Trotz des hohen Strahlungsanteils aus dem natürlichen Zerfall konnte ein Verhältnis Signal/Untergrund von ungefähr 1:1 erreicht werden. Damit sollten die prinzipiellen Schwierigkeiten überwunden sein. Die Messungen für  $^{240}\text{Pu}$  beginnen im Februar 1975.

Eine der Voraussetzungen für die Messungen der obengenannten Querschnitte war die Herstellung geeigneter Meßproben. Dieses Problem wurde für die Pu-Isotope in Zusammenarbeit mit dem IMF III gelöst. Eine  $^{241}\text{Am}$ -Probe, die später noch von anderen Laboratorien benutzt werden soll, wird im Institut für Transurane vorbereitet.

<sup>G</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/2, S. 121-5

Tab. 4: Die Zahl prompter Spaltneutronen,  $\bar{\nu}_p$ , für  $^{235}\text{U}$  in Abhängigkeit von der Neutronenenergie (normalisierte Werte).

Neutron Energy (keV)	$\bar{\nu}_p$	Statistical Uncertainty (%)
225 ± 10	2.476	0.9
271 ± 12	2.454	1.0
323 ± 18	2.469	0.7
364 ± 18	2.496	1.2
419 ± 17	2.477	0.7
463 ± 22	2.488	1.1
522 ± 16	2.516	0.9
616 ± 22	2.456	0.7
673 ± 22	2.487	0.7
723 ± 24	2.452	0.7
782 ± 22	2.510	1.0
832 ± 20	2.517	1.0
887 ± 23	2.516	1.0
930 ± 25	2.475	1.0
988 ± 27	2.469	1.0
1046 ± 35	2.509	0.7
1097 ± 26	2.536	1.1
1148 ± 27	2.530	1.1
1199 ± 34	2.567	1.1
1265 ± 30	2.540	1.1
1323 ± 40	2.548	1.0
1363 ± 35	2.531	1.1

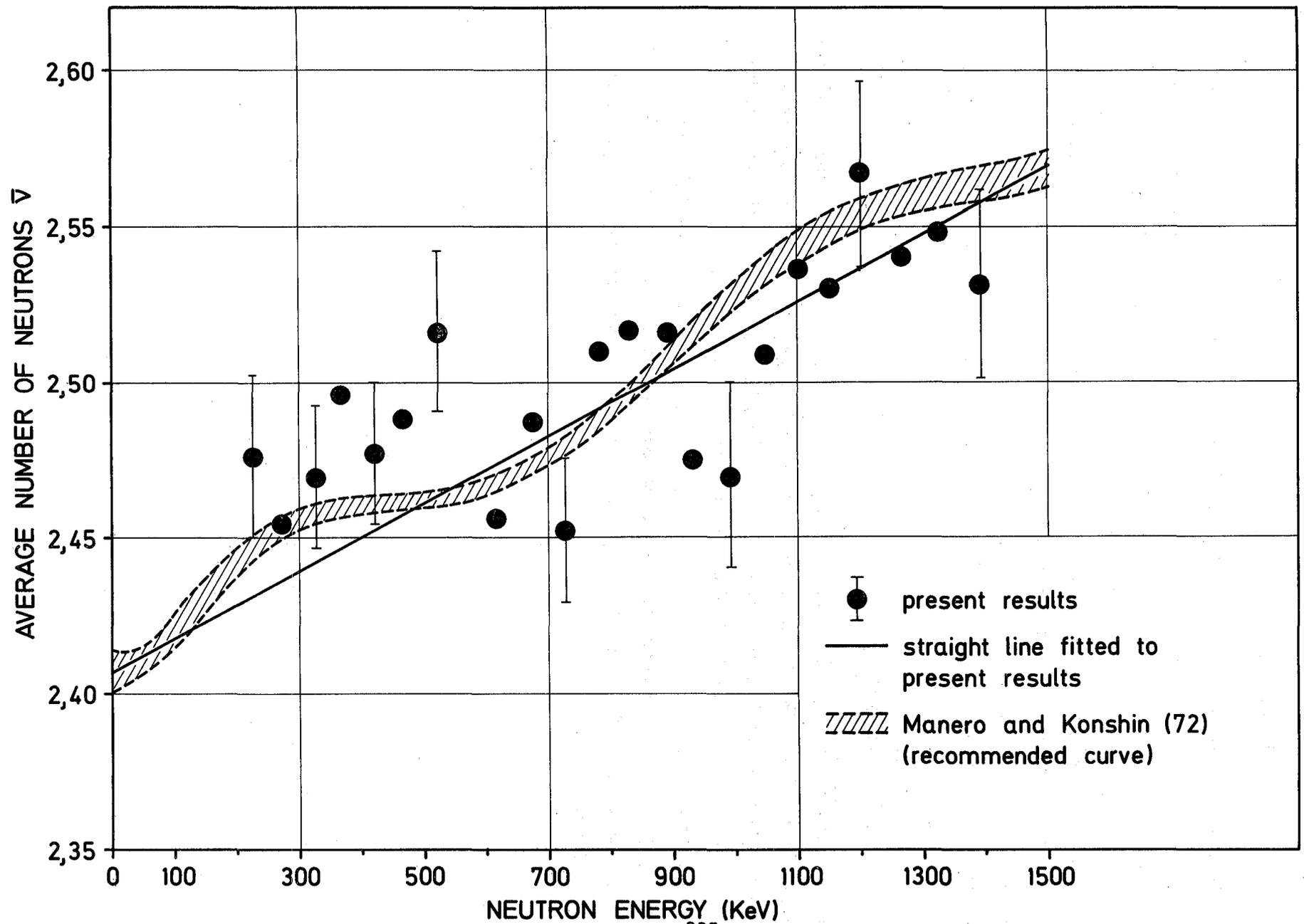


Abb. 6: Die mittlere Zahl prompter Spaltneutronen,  $\bar{\nu}_p$ , von  $^{235}\text{U}$  als Funktion der Neutroneneinflussenergie.

### 3. $\gamma$ -Produktionsquerschnitte

Die Auswertung der Messung von  $\gamma$ -Produktionsquerschnitten am Fe hat begonnen. Es stellte sich jedoch heraus, daß die ursprünglich geplante Norm der gemessenen Partialbreiten von hochenergetischen  $\gamma$ -Übergängen mit Hilfe von bekannten Partialbreiten aus  $(\gamma, n)$ -Reaktionen nicht zuverlässig genug ist. Dies gilt entsprechend auch für frühere Messungen am Ni. Aus diesem Grund wurden die Vorbereitungen für eine Eichung der Ansprechwahrscheinlichkeit des Ge(Li)-Detektors verstärkt. Nachdem nun geeignete Referenzproben vorliegen, werden die Eichmessungen am FR 2 ausgeführt. Sie ermöglichen die Angabe absoluter Werte für die partiellen Strahlungsbreiten.

### 4. Weitere Arbeiten

Auf Einladung der IAEA wurde der Status von Einfang- und Spaltquerschnitten der Brut- und Brennstoffe für thermische und schnelle Neutronen zusammengestellt. Außerdem begann die Planung eines  $\gamma$ -Detektors nach dem Maier-Leibnitz-Prinzip. Er soll die vorhandenen Möglichkeiten zur Messung von Einfangquerschnitten (Scintillatortank, Moxon-Rae-Anordnung) ergänzen. Sein besonderer Vorteil besteht in einer geringen Empfindlichkeit für Untergrund und einer guten Zeitauflösung. Dadurch sind selbst für hochaufgelöste Messungen Probenmengen von wenigen Gramm ausreichend.

1215.2 Kerndatenmessungen am Zyklotron<sup>G</sup>

(R.Töpke, I.Schouky, F.Voß, S.Cierjacks, D.Erbe, K.Kari, B.Leugers, G.Schmalz, IAK)

1. Ausbau des Spektrometers

Am Ende des Flugrohrs wurde ein zweiter Pumpstand installiert und in Betrieb genommen. Dadurch kann jetzt das Endvakuum von  $<10^{-1}$  Torr wesentlich schneller erreicht werden, und Wartezeiten nach Umbauten am Rohr entfallen weitgehend.

Wegen Reparaturanfälligkeit der bisher verwendeten Einheit zur Experimentsteuerung wurde ein neues Gerät entwickelt und erfolgreich eingesetzt. Außerdem wurde das System zur laufenden Überwachung der Detektoren sowie zur Fernsteuerung des Ablensystemes weiter ausgebaut.

2. Differentielle elastische Streuquerschnitte

Die Auswertung der differentiellen elastischen Neutronenstreuquerschnitte an  $^{40}\text{Ca}$  wurde mit der Berechnung der Vielfachstreu Korrekturen abgeschlossen (1). Es liegen jetzt die Ergebnisse im Energiebereich von 1 bis 6 MeV unter 10 Winkeln zwischen  $20^\circ$  und  $150^\circ$  mit einer Genauigkeit von  $\leq 20\%$  vor (Abb. 7). Die Hauptfehlerquellen sind die statistische Genauigkeit (5 bis 10%), der Neutronenfluß (10%) und das Ansprechvermögen der Detektoren (10%). Innerhalb der angegebenen Grenzen besteht Übereinstimmung mit früher in Karlsruhe durchgeführten Messungen im Energiebereich von 0.5 bis 2 MeV/1/. Aus der Resonanzform in Abhängigkeit vom Streuwinkel wurden unter Hinzuziehung der totalen Wirkungsquerschnitte Resonanzparameter für ca. 100 Niveaus im Compoundkern  $^{41}\text{Ca}$  bestimmt. Hieraus wurden die Stärkefunktionen für s-, p- und d-Wellen berechnet. Die neuen Resultate bestätigen die Ergebnisse anderer Autoren, die auf einer geringeren Anzahl von Resonanzen basieren.

Weitere Experimente mit der 2-Parameter Streuanordnung am 60 m Flugweg wurden während zweier mehrwöchiger Meßperioden an den Elementen O, Si und Fe durchgeführt. Zusätzlich wurde der differentielle elastische Streuquerschnitt von Fe noch mit höherer Energieauflösung unter 3 Winkeln ( $55^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $140^\circ$ ) am 190m Flugweg gemessen. Ziel dieser Untersuchung ist eine vollständige Analyse der

---

<sup>G</sup> Letzter Beitrag in KFK 1273/4, S.121-15

/1/ J.Nebe, G.J.Kirouac; Nucl. Phys. A 185 (1972) 113.

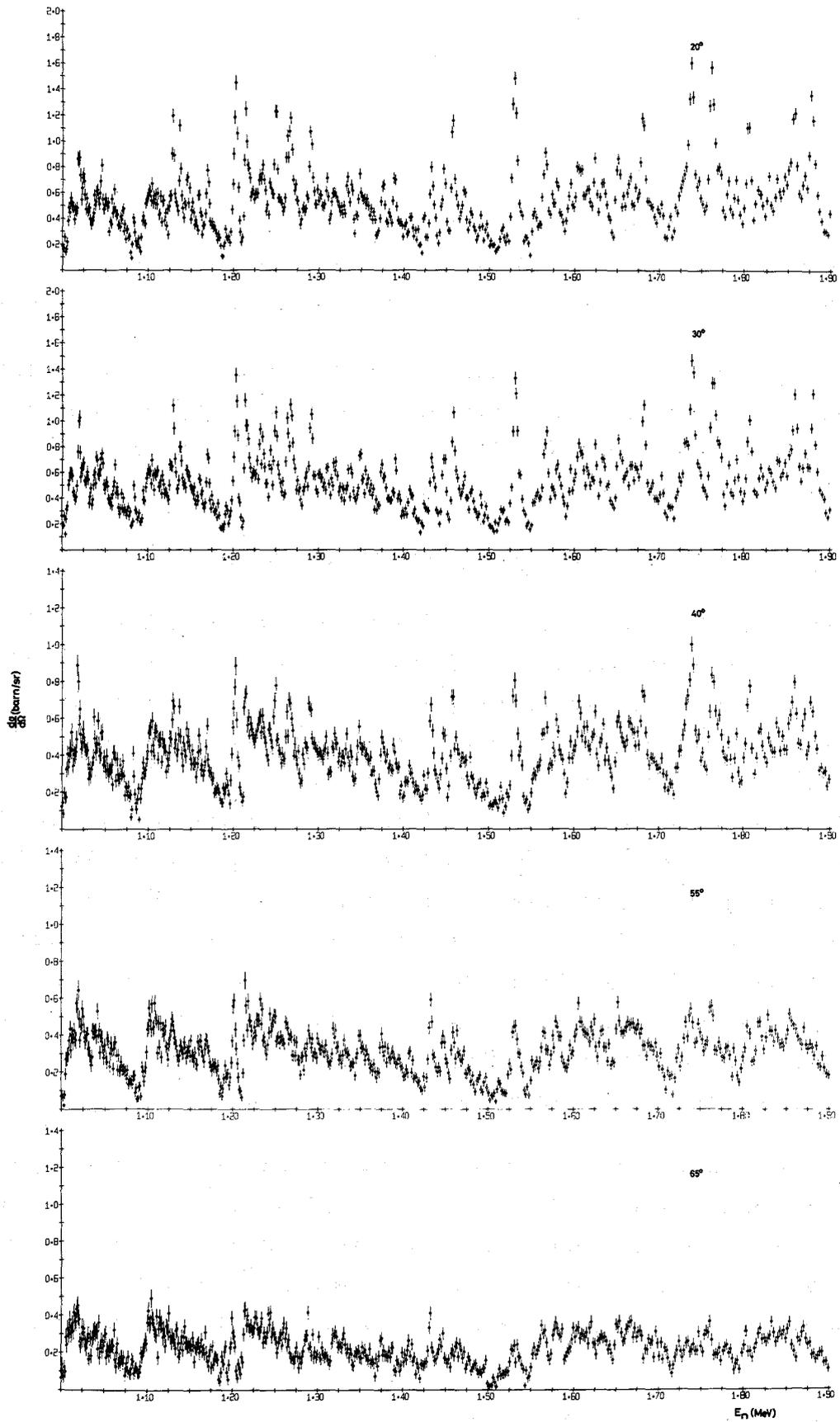


Abb. 7a Differentieller elastischer Neutronenstreuquerschnitt von  $^{40}\text{Ca}$  zwischen 1.0 und 1.9 MeV

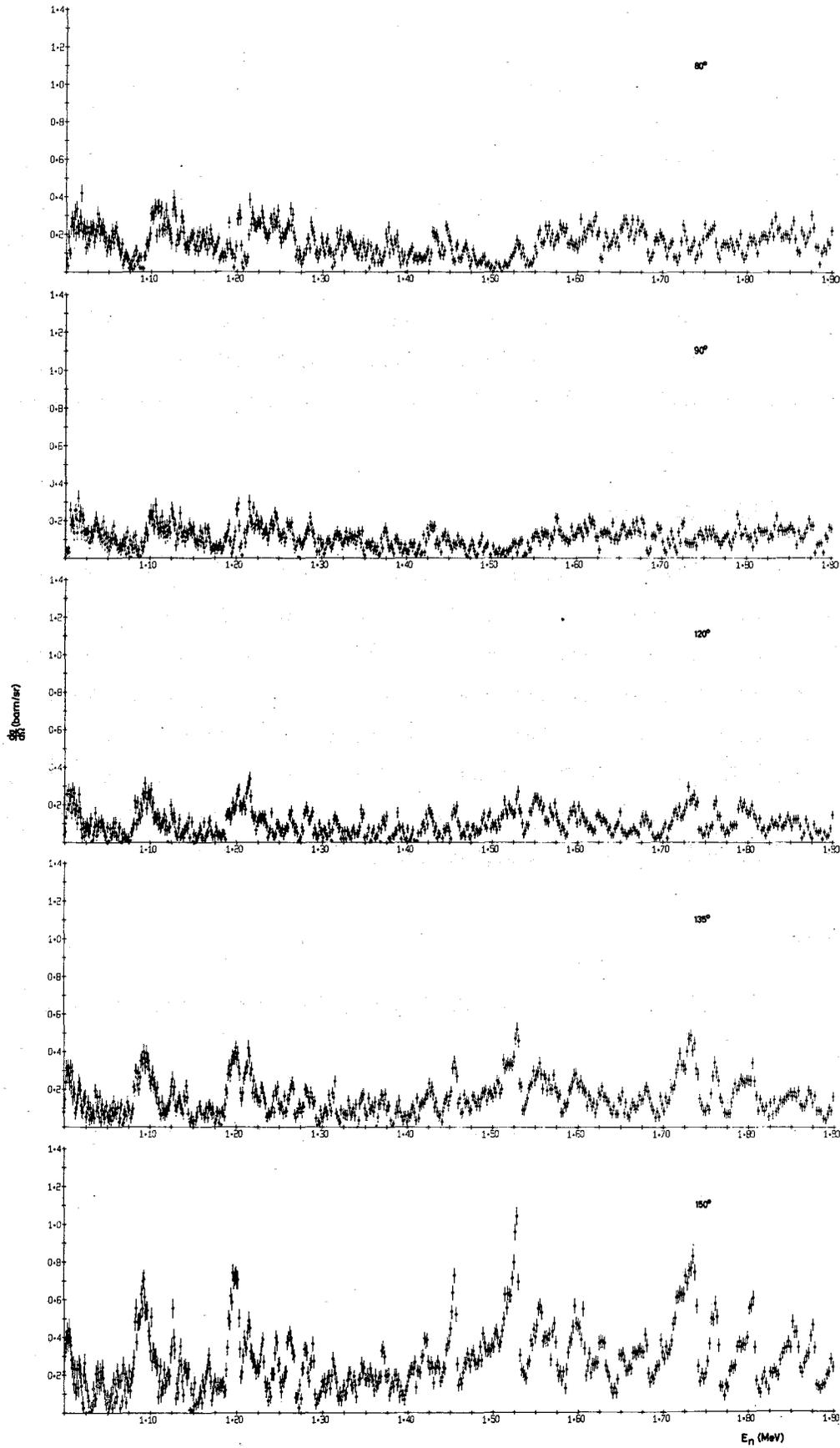


Abb. 7b Differentieller elastischer Neutronenstreuquerschnitt von  $^{40}\text{Ca}$  zwischen 1.0 und 1.9 MeV

im totalen Wirkungsquerschnitt gefundenen s-Wellen-Resonanzen, deren Minima bei Abschirmproblemen eine wichtige Rolle spielen.

### 3. $\gamma$ -Produktionsquerschnitte nach inelastischer Neutronenstreuung

Bei der Messung der  $\gamma$ -Produktionsquerschnitte von Cr, Ni und Uran war das Programm zur on-line-Analyse der einlaufenden Daten gegenüber früheren gleichartigen Experimenten erheblich geändert worden, um auch linienreiche  $\gamma$ -Spektren (wie z.B. vom Uran) untersuchen zu können. Infolgedessen wurde es notwendig, die vorhandenen Auswertprogramme zur Berechnung der Wirkungsquerschnitte entweder zu modifizieren bzw. völlig neu zu erstellen. Diese Umstellung ist jetzt soweit fortgeschritten, daß im Frühjahr 1975 die ersten Ergebnisse vorliegen werden.

### 4. Totale Wirkungsquerschnitte

Die Auswertung der Transmissionsmessungen der Elemente O, Al, Mg und Fe am 190 m Flugweg wurde fortgesetzt. Bei diesen Messungen war eine neue Zeitkodiereinheit verwendet worden, deren Totzeitverhalten sich wesentlich von dem des älteren Time-Sorters unterscheidet. Die Untersuchung dieses Verhaltens in Abhängigkeit von der mittleren Zählrate und der Form des Flugzeitspektrums sowie die Entwicklung eines neuen Monte-Carlo-Programms zur Berechnung der kanalabhängigen Totzeit haben mehr Zeit in Anspruch genommen, als ursprünglich geplant war. Daher hat sich der Abschluß der Auswertung verzögert.

### Veröffentlichung:

(1) R.Töpke; Dissertation, Universität Karlsruhe, Dezember 1974 und KFK 2122

122 REAKTORTHEORIE1221 Einfluß der Neuauswertungen für KEDAK-3 auf  $k_{\text{eff}}$  einiger kritischer Anordnungen<sup>F</sup> (B.Goel, H.Küsters, F.Weller, INR)

Die Auswertungen einiger Wirkungsquerschnitte für  $\text{Pu}^{239}$  und  $\text{U}^{238}$  /1/ wurden fortgeführt und der Einfluß der neu ausgewerteten Daten auf  $k_{\text{eff}}$  einiger kritischer Anordnungen untersucht.

Zum Vergleich der neu ausgewerteten Daten mit dem KFK-INR Satz wurden in diesem die Gruppenkonstanten für  $\text{Pu}^{239}$  und  $\text{U}^{238}$  durch die entsprechenden aus KEDAK-3 gebildeten Gruppenkonstanten ersetzt und damit die  $k_{\text{eff}}$ -Werte für zahlreiche kritische Anordnungen, von denen hier 20 ausgewählt wurden, berechnet.

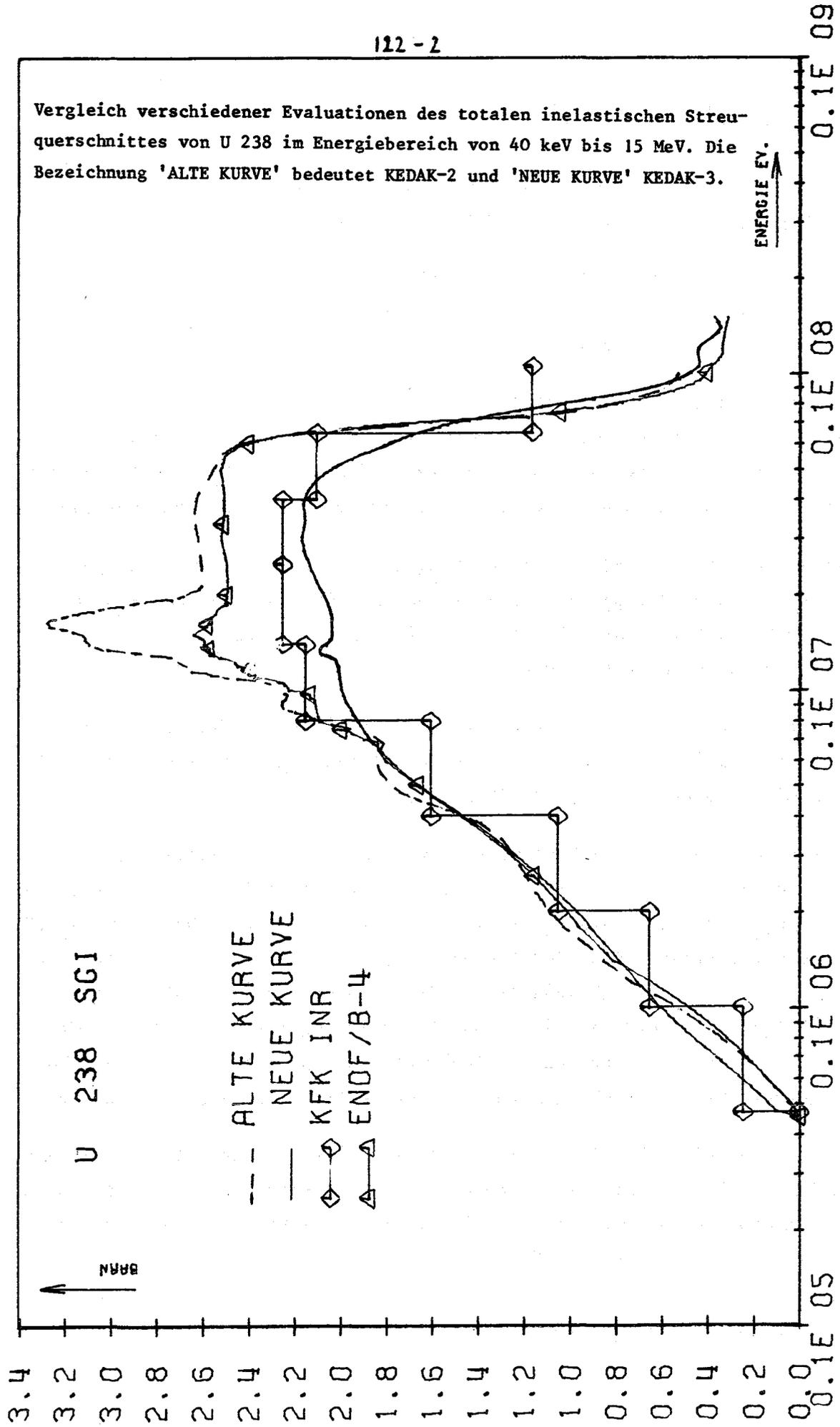
Es zeigte sich, daß die Änderungen der  $k_{\text{eff}}$ -Werte relativ zum KFK-INR Satz gering sind. Da aber der KFK-INR Satz bis auf wenige Ausnahmen das  $k_{\text{eff}}$  der Anordnungen bis auf + 1% wiedergibt, kann eine ähnliche Aussage für die neu ausgewerteten Daten gemacht werden.

Die Änderungen der Wirkungsquerschnitte, die hier in ihrer Wirkung mit dem KFK-INR Satz verglichen wurden, sind viel deutlicher im Vergleich zu den Ergebnissen mit Gruppensätzen auf KEDAK-2 Basis.

Ferner ergab sich ein großer Einfluß der Änderungen des inelastischen Streuquerschnittes auf  $k_{\text{eff}}$ . Dies wird bei Betrachtung der in Abb. 1 dargestellten Kurven für  $\sigma_{\text{in}}$  von  $\text{U}^{238}$  verständlich. Im Energiebereich zwischen 1 und 6 MeV liegen die neuen Daten bis zu 30% tiefer als die alten. Auch die ENDF/B-IV Daten liegen in diesem Bereich wesentlich höher als die neuen KEDAK-3 Daten; dies wird zur Folge haben, daß bei einem aus ENDF/B-IV abgeleiteten Satz von Gruppenkonstanten eine Anpassung von Gruppenkonstanten in diesem Energiebereich mit großer Wahrscheinlichkeit nötig sein wird, um realistische  $k_{\text{eff}}$  zu erhalten.

Die Abb. 2 zeigt einen Vergleich einiger Auswertungen für den elastischen Streuquerschnitt von  $\text{U}^{238}$ . Auch hier sind die größten Unterschiede zwischen den alten und den neuen KEDAK Daten im Energiebereich von 1 bis 6 MeV und erreichen bei etwa 1.5 MeV Werte bis zu 25%.

/1/ KFK-Bericht 1274/3, S.122-3



Vergleich verschiedener Evaluationen des totalen inelastischen Streuquerschnittes von U 238 im Energiebereich von 40 keV bis 15 MeV. Die Bezeichnung 'ALTE KURVE' bedeutet KEDAK-2 und 'NEUE KURVE' KEDAK-3.

ABB. 1 TOTALER INELASTISCHER STREUQUERSCHNITT VON U 238

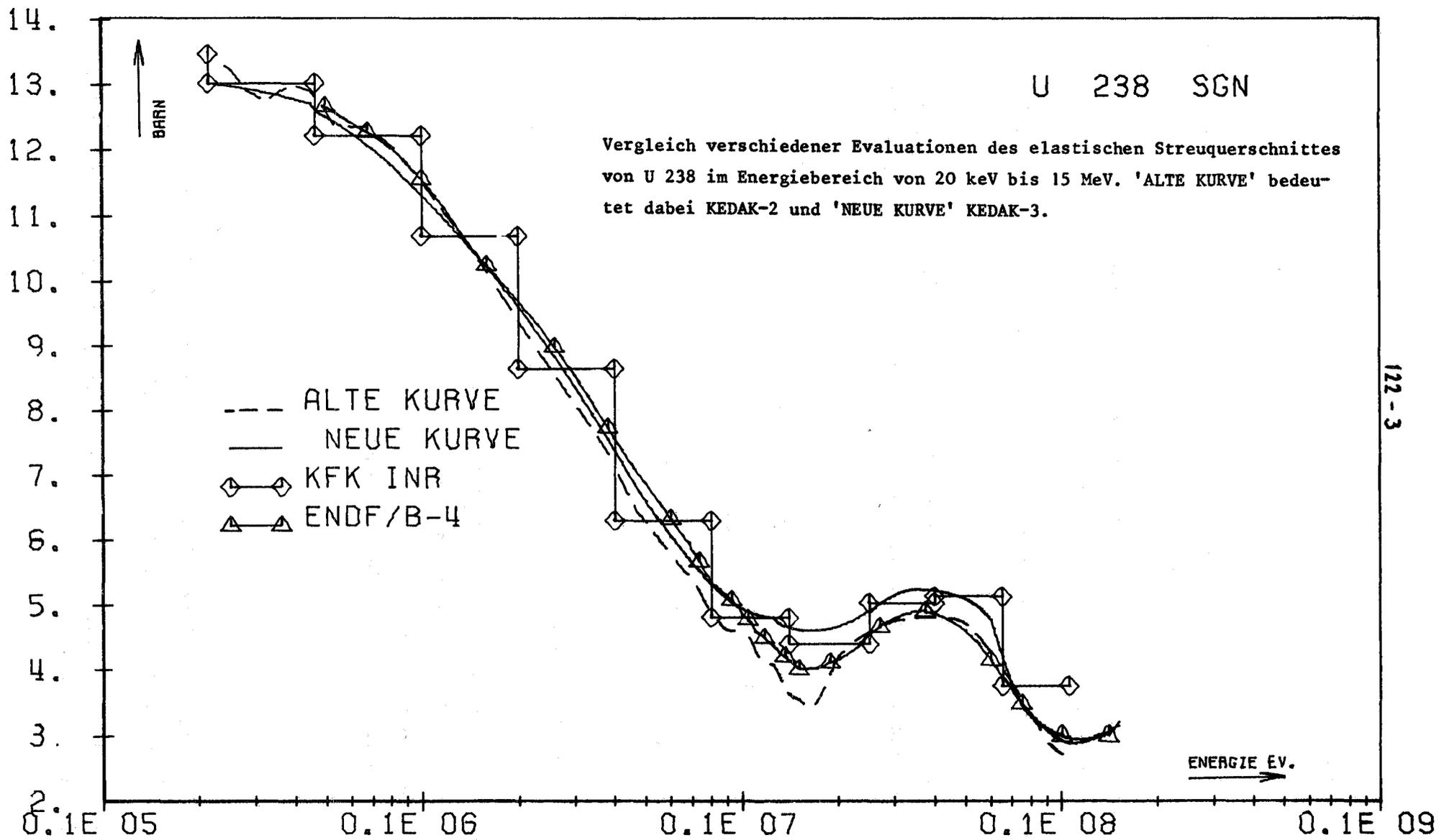


ABB. 2 ELASTISCHER STREUQUERSCHNITT VON U 238

1222 Monte Carlo Zellrechnungen<sup>G</sup> (V.Brandl, INR)

Ziel der Arbeit war es:

1. Effektivität zweier eigens für Zellrechnungen implementierter Estimatoren /1/ zu untersuchen;
2. Die Effektivität der in KAMCCO vor kurzem implementierten Option der Quotientenschätzung /2/ zu untersuchen;
3. Zu überprüfen, ob KAMCCO andere Zellcodes (ZERA, KAPER) sinnvoll ergänzen kann.

Zu 1: Die neuen Estimatoren gehören zur Klasse der bedingten Erwartungswerte von Flugwegschätzfunktionen. Sie beruhen auf einer geeigneten Kombination von Funktionen der Gestalt

$$E_1 = \frac{\Sigma_v}{\Sigma_t} \cdot \frac{[1 - \exp(-\Sigma_t D) \cdot (\Sigma_t D + 1)]}{1 - \exp(-\Sigma_t D)},$$

$$E_2 = \frac{\Sigma_v}{\Sigma_t} \cdot [1 - \exp(-\Sigma_t D)],$$

$$E_3 = \Sigma_v d.$$

- D = der im Plättchen zurückgelegte Flugweg  
 $\Sigma_v$  = der zu der gesuchten Rate gehörige W.Q.  
 $\Sigma_t$  = der totale W.Q.  
d = Distanz bis zum nächsten Stoßort

/1/ J.Spanier, E.M.Gelbard, Monte Carlo Principles and Neutron Transport Problems, Addison-Wesley Publishing Company (1969), S.80

/2/ V.Brandl, Die Monte Carlo Berechnung von Quotienten in der Reaktorphysik, KFK-2070 (1975)

Zu 2: Die mögliche Effektivitätsverbesserung bei Ratenverhältnissen beruht auf positiver Korrelation zwischen den Zähler und Nenner zugeordneten Zufallsvariablen. Dies reduziert stark den statistischen Fehler des Quotienten.

Zu 3: Die Untersuchungen wurden an einer relativ stark heterogenen Zelle der Anordnung ZP R III-55 durchgeführt. Sie besteht aus 17 Plättchen von ca. 0,3 cm Dicke (Abb.3). Es wurden - jeweils heterogen und homogen - die in Tab. 1 aufgeführten Größen berechnet.

Die Größen 1., 2. und 7. wurden auch berechnet, indem man sich auf einen Teil des Phasenraumes beschränkte: d.h. alle Spaltneutronen wurden mit 20 keV gestartet (Es besteht oft besonderes Interesse, die Verhältnisse im Resonanzbereich zu studieren, siehe Tab. 2.)

Das Ergebnis läßt sich wie folgt beschreiben (siehe auch Tab. 1 und Tab. 2):

- Mit Hilfe der neuen Estimatoren erzielt man in manchen Fällen einen Rechenzeitgewinn bis zu 20%.
- Durch geeignete Auswahl der Estimatoren erhält man positive Korrelation bei der Quotientenschätzung, die einem Rechenzeitgewinn bis zu 90% entspricht.
- Sogar im allgemeinen Fall (Tab. 1) lassen sich bei 6 der 9 untersuchten Größen die Inhomogenitätseffekte mit der erforderlichen statistischen Genauigkeit berechnen (Rechenzeit für homogenen und inhomogenen Fall zwischen 30 und 60 Minuten). Die Inhomogenitätseffekte konnten in Tendenz und Größenordnung - verglichen mit ZERA- und KAPER-Rechnungen /3/ - richtig wiedergegeben werden /4/. Die Untersuchungen sollen deshalb detaillierter fortgesetzt werden, um die Einflüsse unterschiedlicher theoretischer Behandlung oder den Einfluß von Änderungen in den Kerndaten besser zu verstehen.

Im Fall des abgeänderten Spaltspektrums gelingt es stets (Rechenzeit etwa 30 Minuten), befriedigende statistische Fehler zu erhalten. Es empfiehlt sich daher, wenn physikalisch zulässig, die Rechnungen auf problemrelevante Teilbereiche des Phasenraumes zu beschränken.

---

/3/ E.Kiefhaber, Genauigkeit der Berechnung von  $^{238}\text{U}$ -Spalttraversen in Plättchenzellen, KFK 1274/1 (1974), S. 122-1

/4/ Für die Größen 6 und 7 der Tabelle 1 ergaben ZERA- und KAPER-Rechnungen etwa 5% und 10%.

Material:	1	2	3	2	3	2	3	2	4	2	3	2	3	2	3	2	1
Zone:	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
Material:1:	Strukturmaterial																
" 2:	Graphit																
" 3:	U-abgereichert																
" 4:	Plutonium																

Abb. 3: Struktur der ZPR III-55 Zelle

Nr.	Berechnete Größe	Inhomogenitätseffekt (%)	Relativer Fehler (%)	Rechenzeitgewinn b. Quotientenschätz. (%)
1	$\sigma_c^{239}$ Zone 9	2.8	4.0	
2	$\sigma_f^{239}$ Zone 9	2.4	13.0	
3	$\sigma_f^{238}$ gesamte Zelle	-3.9	3.6	
4	$\sigma_f^{238}$ Zone 7	6.0	68.7	
5	$\sigma_f^{238}$ Zone 3	-9.0	50.2	
6	Quotient 3/2	-6.5	35.12	0.0
7	" 1/2	-5.9	11.5	46
8	" 4/5	16.4	8.1	64
9	" 4/3	10.26	8.1	77

Tab. 1: Inhomogenitätseffekt in einer ZPR III - 55 Zelle

Nr.	Berechnete Größe	Inhomogenit. Effekt (%)	Relativer Fehler (%)	Rechenzeit- gewinn bei Quotienten (%)	Rechenzeit- gewinn mittels der neuen Estimatoren (%)
1	$\sigma_c$ <sup>239</sup> Zone 9	4,25	10,19	-	22
2	$\sigma_f$ <sup>239</sup> Zone 9	8,64	4,68	-	21
3	Quotient 1/2	4,3	-2,5	96	20

Tab.2: Inhomogenitätseffekt in einer ZPR III-55 Zelle mit geänderten Spaltspektrum



123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1231 Theoretische Arbeiten zur Reaktordynamik\*1. Analyse des Kühlmitteldurchsatzstörfalls für den SNR-300 mit und ohne Berücksichtigung der axialen Expansionsrückwirkung(R.Fröhlich, P.Schmuck, INR; P.Royl, IRE;  
R.Düsing, M.Senglaub, Interatom)

Bei den Untersuchungen von Kühlmitteldurchsatzstörfällen im SNR 300 wurden bisher die Reaktivitätseffekte durch Dichteabnahmen bei der Brennstoffaufheizung nicht berücksichtigt. Man erwartete, daß die daraus resultierende Reaktorkern-Verlängerung, die übrigens wegen Dishing- und Crack-Effekten nicht voll wirksam ist, zu sehr milden Unfallverläufen führt. Neuere Arbeiten /1/ zeigen nun, daß solche milden Exkursionen unter Umständen den Brennstoff nicht genügend dispergieren und daß sich weitere nukleare Exkursionen anschließen können, ehe es zu einer permanenten nuklearen Abschaltung kommt. Bei diesem Vorgang kann die totale freigesetzte Energie möglicherweise größer als diejenige einer einzigen heftigen Exkursion werden, die unmittelbar zu einer permanenten nuklearen Abschaltung führt. Der Einfluß der axialen Expansion wurde daher im frischen Reaktorkern Mark Ia des SNR 300 voll berücksichtigt und soll in diesem Beitrag diskutiert werden.

Die Rechnungen wurden mit den Programmsystemen CAPRI-2/KADIS /2,3/ zur Simulation hypothetischer Störfälle durchgeführt. In den berechneten axialen Expansionsrückwirkungen sind sowohl die negativen Effekte durch Entfernung von Brennstoff aus dem stationären Kontrollvolumen des Kernes als auch die positiven durch teilweisen Reaktivitätsrückgewinn bei der transienten Kern-Verlängerung erfaßt. Die Materialreaktivitätswerte für den ersten Beitrag wurden in einer r-z Diffusionsnäherung durch Störungstheorie erster Ordnung bestimmt. Der Koeffizient der Kern-Verlängerung wurde aus 2 eindimensionalen Diffusionsrechnungen mit denselben radialen Bucklings ermittelt /4/. Radiale Expansionsrückwirkungen, die zu einer Verringerung des Kühlmittelvolumenanteils führen, wurden wegen zu geringen Einflusses nicht berücksichtigt.

---

\*BzFE-Nr. 523.3

Bowling-Effekte, d.h. Verbiegungsrückwirkungen durch radiale Temperaturgradienten, wurden erfaßt, sind aber im frischen Kern auch vernachlässigbar. Für die Simulation wurde der Kern Mark Ia durch 13 Kanäle dargestellt; 9 für die innere, 2 für die höher angereicherte äußere Zone und 2 für den radialen Brutmantel. Der Kühlmitteldurchsatzstörfall wird bei einer stationären Reaktorleistung von 762 MW durch einen der SNR-Pumpenauslaufcharakteristik entsprechenden Druckabfall im Kühlmittelintrittsplenum eingeleitet. Natriumsieden setzt bei einer vorgegebenen Überhitzung von  $10^{\circ}\text{C}$  am oberen Kern-Rand ein. Die später beginnenden Bewegungen von geschmolzenem Brennstoff- und Hüllrohrmaterial werden gleichzeitig initiiert, wenn Hüllrohr und mehr als 60% des Brennstoffs über eine Slumpingzone von 24 cm geschmolzen sind. Der Umschaltzeitpunkt von der Einleitung zur Disassemblyphase des Unfalls liegt bei einer maximalen Brennstoffmitteltemperatur von  $3100^{\circ}\text{C}$ . Die Ergebnisse beider Unfallsimulationen sind in Tabelle 1 und in Abb. 1 und 2 verglichen, wobei dem Fall ohne Expansionsrückwirkung die Kurzbezeichnung L0, dem Fall mit Expansionsrückwirkung die Bezeichnung L1 zugeordnet wurde.

Abb. 1 zeigt die Verläufe der wichtigen Reaktivitätsbeiträge als Funktion der Zeit nach Unfallbeginn. Im Fall L0 siedet das zentrale Brennstabbündel 5.47 sec nach Unfallbeginn auf. Die weiteren Kanäle siedeln in der in Abb. 1 eingetragenen Sequenz auf, die durch das von Ring zu Ring verschiedene Verhältnis von Kanalleistung zu Kühlmitteldurchsatz bestimmt wird und die sich auch mit Expansionsrückwirkung nicht ändert. Im Fall L1 verschiebt sich der Siedebeginn, da die Reaktorleistung schon bei der einphasigen Kühlmittelaufheizung reduziert wird. Auch die Zeitintervalle zwischen dem Aufsieden der weiteren Kanäle werden im Fall L1 mit zunehmender Unfallzeit immer größer. Die überlagerten Rückwirkungen durch Sieden in den 5 innersten Kern-Ringen und im ersten äußeren Ring (Kanal 10) führen im Fall L0 8-10 sec nach Siedebeginn erstmals zu einem Anstieg der Kühlmittel- und Netto-Reaktivität, der an Steilheit schnell zunimmt. Der Anstieg ist durch die größere Siedeinkohärenz im Fall L1 zeitlich verschoben und zeigt anfänglich einen flacheren Verlauf. Mit der Voidreaktivität ergibt sich im Fall L0 daher ein rascherer Anstieg der Reaktorleistung.

Die Leistungsamplitude, d.h. die Leistung in Vielfachen der stationären Leistung, ist in Abb. 2 als Funktion der Siedezeit aufgetragen. Der gezeigte stark energetische Verlauf von Fall L0 in der letzten Phase wird dem eines Leistungsunfalls recht ähnlich und führt bei einer Leistungsamplitude von 325 zum Core Disassembly.

Wie Tabelle 1 zeigt, ist der Reaktor zu diesem Zeitpunkt allein durch die Kühlmittelvoidrückwirkungen überprompt kritisch. Sieden im äußersten Kern-Ring (Kanal 11), das zu einem erheblichen Reaktivitätsabbau führen könnte, bleibt reaktivitätsmäßig bedeutungslos. Das gleiche gilt für die Rückwirkungen durch Brennstoff- und Hüllrohrbewegungen. Die axiale Expansion führt neben dem Dopplereffekt zu einer zusätzlichen und, wie Abb. 1 zeigt, sehr viel stärker negativen Rückwirkung bei einer Steigerung der Leistung und damit der Brennstofftemperatur. Sie verlangsamt und begrenzt den Anstieg der Nettoreaktivität. Ihr Einfluß wird mit zunehmender Siedezeit größer, da der Dopplerkoeffizient sich bei einer Austreibung des Natriums aus den inneren Kern-Zonen verringert. Bei 1,6 sec Siedezeit stellt sich daher im Fall L1 erstmals ein Gleichgewicht der Rückwirkungseffekte ein, die Nettoreaktivität erreicht ein Maximum von 90  $\epsilon$  und fällt dann durch die sich abflachenden Kühlmittelrückwirkungen etwas ab, wodurch sich auch die Leistungsamplitude verringert.

Im Unterschied zum Fall L0 ist der Brennstoff im Fall L1 beim Einsetzen von Hüllrohrschmelzen noch fest, Slumping wird erst 0,3 sec später eingeleitet. Die Auswirkungen einer thermischen Brennstoff-Stahl-Reaktion sind zu diesem Zeitpunkt vernachlässigbar, da sich selbst bei der maximalen Brennstofftemperatur nur geringe Stahldampfdrücke ergeben. Die Slumpingzone bildet sich um die Stelle höchster Leistungsdichte aus. Bei Slumpingbeginn hat die Voidrückwirkung ihr Maximum von 2.84  $\beta$  gerade überschritten, und bedingt durch die schon dominierende negative Rückwirkung beim Aufsieden des äußersten Kern-Rings nimmt die Netto-Reaktivität bereits ab. Mit Expansionsrückwirkung wird der Reaktor daher nur durch die Brennstoffbewegung, die den Abfall der Voidreaktivität abfängt, in die Disassembly-Phase überführt. Die positiven Rückwirkungen kommen dabei von den nachfallenden oberen Brennstabteilen. In den Kanälen, in denen Brennstoffbewegung eingesetzt hat, entsteht auch keine weitere Expansionsrückwirkung mehr. Die maximal erreichte Kern-Verlängerung bei Slumpingbeginn beträgt 1.2 cm. Nach dem zentralen Element fallen die Elemente der weiteren Kanäle in dichter Folge zusammen, die durch die radiale Verteilung der Leistungsdichte bestimmt wird. Nach einer Slumpingzeit von 0.1 sec, an deren Ende in insgesamt 7 Kanälen Materialbewegungen stattfinden, tritt Coredisassembly ein. Die Leistung am Umschaltzeitpunkt ist etwa halb so groß wie im Fall L0, der Umschaltzeitpunkt ist um 1.5 sec verschoben, in beiden Fällen ist der Reaktor jedoch überprompt kritisch.

		Dimension	Fall L0 ohne Dichte- rückwirkung	Fall L1 mit Dichte- rückwirkung
Siedebeginn	Zeit	sec	5.47	6.18
	Normierte Leistung	-	1.12	0.92
Ergebnisse für zentrales Element	Siedezeit bei Hüllrohrschmelzen	sec	1.22	1.60
	Brennstoffschmelzfraktion b. Hüllr. Schm.	%	20	0
	Siedezeit bei Slumping Beginn	sec	1.24	1.88
	Axiale Lage der Slumping Zone	% Akt.Länge	56	47
Slumpingbeginn	Zeit	sec	6.72	8.06
	Normierte Leistung	-	108	15.4
	Netto Reaktivität + Rampe	\$/sec	0.976 4.0	0.832 -1.5
	Maximale Core Längung	%	1.2	1.2
	Maximale mittlere Brennstofftemperatur	°C	2817	2774
Disassembly- beginn	Zeit	sec	6.72	8.15
	Siedezeit	sec	1.25	1.98
	Slumpingzeit	msec	7.3	99.7
	Normierte Leistung	-	325	171
	Netto Reaktivität + Rampe	\$/sec	1.014 3.9	1.011 4.6
	Doppler Reaktivität + Rampe	\$/sec	-0.671 -13.9	-0.504 -6.2
	Dichte Rückwirkung + Rampe	\$/sec	0 0	-1.916 -15.6
	Void Rückwirkung + Rampe	\$/sec	1.647 17.6	2.615 -3.2
	Brennstoff Slumping Rückw. + Rampe	\$/sec	0.000 0.11	0.702 30.9
	Hüllrohr Slumping Rückw. + Rampe	\$/sec	0.000 0.00	-0.04 -1.5
	Disassembly- ergebnisse	Dauer der Disassemblyphase	msec	9.3
Energie des geschmolzenen Brennstoffs		MWsec	2941	2452
Masse des geschmolzenen Brennstoffs		kg	4818 (83%)	4494 (78%)
Mittlere Temperatur d. geschm. Brennstoffs		°C	3307	3189
Maximale Temperatur d. geschm. Brennstoffs		°C	4475	4269

Tab. 1: Wichtige Ergebnisse der CAPRI-2/KADIS Rechnungen

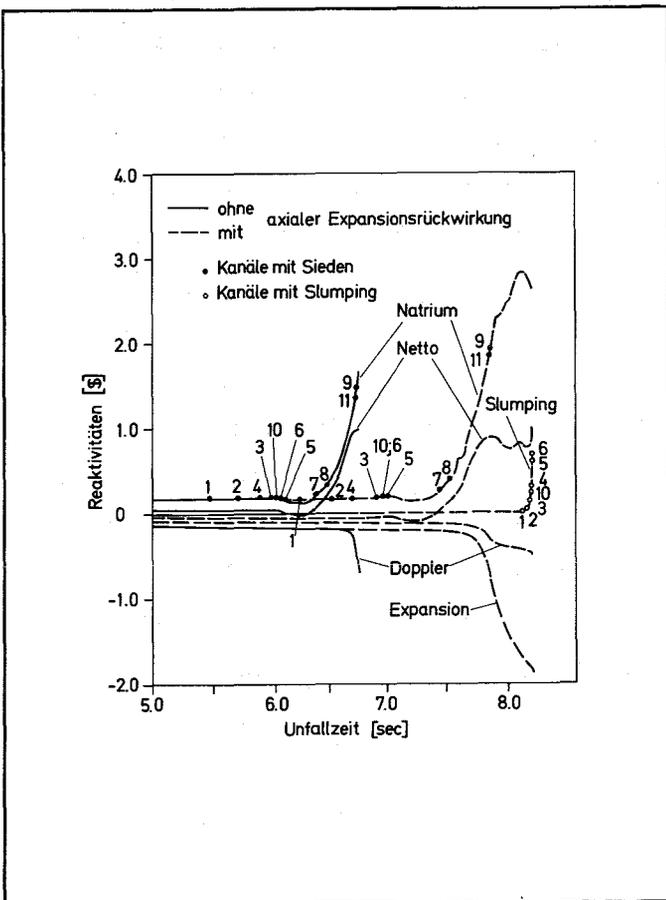


Abb. 1: Einfluß der axialen Coreexpansion auf die Reaktivitätsrückwirkungen beim Kühlmitteldurchsatzstörfall

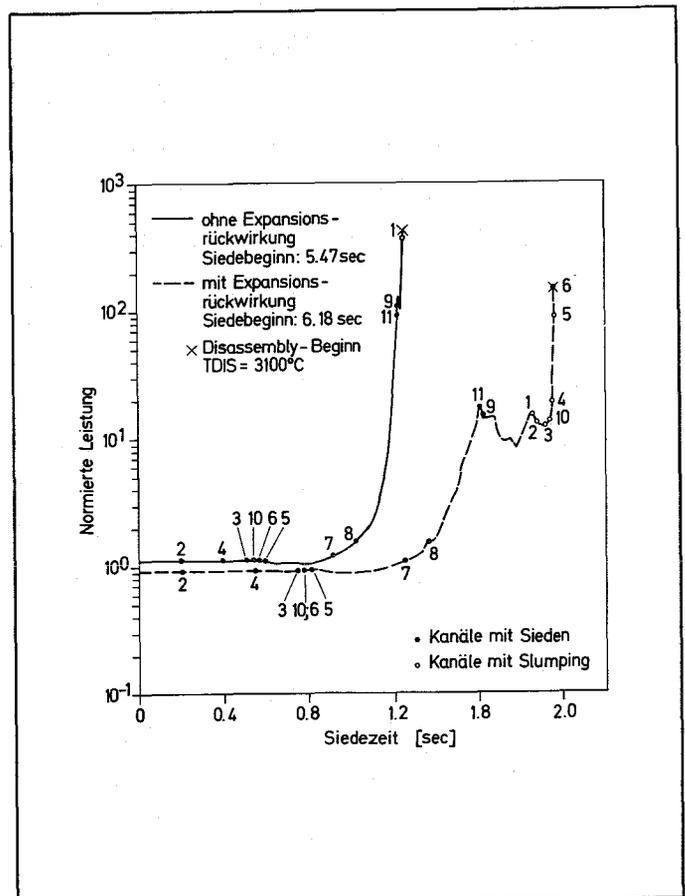


Abb. 2: Einfluß der axialen Coreexpansion auf die Leistung nach Siedebeginn beim Kühlmitteldurchsatzstörfall

Im Fall L1 ist am Disassemblypunkt fast die ganze aktive Zone einschließlich Kanal 11 vom Kühlmittel entleert. In den später aufgesiedeten Kanälen, in denen das Natrium bei höherer Reaktorleistung ausgetrieben wurde, erstrecken sich die entleerten Zonen wegen der stärkeren Beschleunigung zum Teil sogar in den unteren axialen Brutmantel. Die in der Slumpingzone berechneten Materialverschiebungen sind gering. Die Slumpingreaktivität erreicht aber 30% der Natriumrückwirkungen und nimmt stark zu. Rückwirkungen durch Hüllrohrbewegungen bleiben gering, eine Tatsache, die ebenso wie die kleinen Slumpingwege die modellmäßig vorgenommene simultante Beschreibung von Brennstoff- und Hüllrohrbewegung rechtfertigt. Im Fall L0 mit kürzerer Siedezeit ist nur ein kleinerer Teil der Region mit positiven Kühlmittelwerten entleert, entsprechend klein sind auch die Voidrückwirkungen. Sie wachsen aber rasch durch das rasche weitere Aufsieden, während sie beim Fall L1 schwach abnehmen.

Als Reaktivitätseingabe für die mit KADIS durchgeführten Disassemblyrechnungen wurde eine mit CAPRI-2 berechnete Reaktivitätsfunktion im überlappenden Zeitbereich verwendet. Die konsistent durchgeführte Bestimmung der Reaktivitätszufuhr in der Disassemblyphase führt zu Energiefreisetzungen, die in gewissen Grenzen nur noch wenig von der Lage des Umschaltpunktes beeinflusst werden /6/. Die mit KADIS berechneten Leistungsverläufe im Disassemblybereich sind in den beiden Fällen ähnlich. Nach Disassemblybeginn dauert es je nach Fall 4 bis 7 msec, ehe genügend Kernmaterial durch den sich aufbauenden Brennstoffdampfdruck bewegt werden kann. Erst dann wird der Disassemblyvorgang reaktivitätsmäßig wirksam, und der Reaktor schaltet sich ab. Die Energie des geschmolzenen Brennstoffs am Ende des Disassemblyvorgangs, die ein Maß für die Tankbelastung darstellt, beträgt im Fall L0 2940 MWsec. Im Fall L1, bei dem der Disassemblyvorgang länger dauert, aber auch das Leistungsmaximum niedriger ist, wird sie nur um 16% kleiner.

Zusammenfassend kann folgendes festgestellt werden: Durch die Berücksichtigung der axialen Kern-Expansion ändert sich zwar der zur primären Exkursion führende Mechanismus, auch wird der Disassemblypunkt zeitlich verschoben. In der letzten Unfallphase ergeben sich jedoch in beiden Fällen vergleichbar energetische Unfallabläufe. Das durch den Natriumvoidkoeffizienten des Kernes Mark Ia bedingte hohe Reaktivitäts- und Leistungsniveau bei Slumpingbeginn läßt erwarten, daß selbst ein gegenüber dem 3-Zonenmodell verfeinertes Slumping-Modell /5/ im frischen Core

bei der sich ergebenden dichten Slumpingfolge nicht zu wesentlich milderer Unfallverläufen führen wird. Auch bei voller Mitnahme der axialen Expansionsrückwirkung wird daher die eingangs erwähnte Möglichkeit des Durchlaufens weiterer nuklearer Exkursionen sehr unwahrscheinlich.

Literatur:

- /1/ Jackson, J. et al: Conference on Fast Reactor Safety, Beverly Hills, 2. - 4. April 1974, Conf.-740401-P3, p.1241, p.1265 (1974)
- /2/ Struwe, D., Royl, P. et al: Conference on Fast Reactor Safety, Beverly Hills, 2. - 4. April 1974, Conf.-740401-P3, p.1525 (1974)
- /3/ Schmuck, P., Arnecke, G. et al: KFK 1272/4 (1972)
- /4/ Düsing, R. et al: KFK-Bericht in Vorbereitung
- /5/ Bohl, W.R. et al: "Topical Meeting on Math. Models and Comput. Techn." Ann Arbor, Apr. 9 - 11, 1973, Conf.-730414-P2, P.V-105 (1973)
- /6/ Fröhlich, R. et al: KFK 1274/3 (1974)

2. Natrium-Zustandsgrößen  
(K.Thurnay, INR)

Die vorgesehenen Erweiterungen des Natrium-Zustandsgleichungssystems wurden Ende 1974 abgeschlossen. Die jetzt vorliegenden Funktionen beschreiben die Natriumeigenschaften für alle Temperaturen, die höher sind als die Schmelztemperatur des Natriums

$$T_M = 371 \text{ K}$$

und für alle Dichtewerte, die zwischen der Dampf- und Flüssigkeitsdichte bei der Schmelztemperatur ( $10^{-13} \text{ g/cm}^3$  bzw.  $0,926667 \text{ g/cm}^3$ ) liegen.

Das Zustandsgleichungssystem enthält explizit folgende Natriumeigenschaften als Funktionen der Dichte ( $\rho$ ) und der Temperatur ( $T$ ): den Druck  $P(\rho, T)$  und seine Ableitungen  $\frac{\partial P}{\partial \rho}$ ,  $\frac{\partial P}{\partial T}$ , die Wärmekapazität bei konstantem Volumen  $C_V(\rho, T)$ , die Wärmeleitfähigkeit  $q_T(\rho, T)$  auf der Sättigungslinie sowie die Sättigungslinie  $\rho_L(T)$ ,  $\rho_V(T)$ . Weitere Eigenschaften wie z.B. die Wärmekapazität bei konstantem Druck, die Entropie, der Massenanteil des Dampfes im Zweiphasengebiet, etc. kann man aus diesen Größen für jeden  $(\rho, T)$ -Punkt des Gültigkeitsbereiches berechnen.

Das Zustandsgleichungssystem liefert im Gültigkeitsbereich Zustandsgrößen, die physikalisch sinnvoll sind, deren Verlauf - abgesehen von den gesetzmäßigen Unstetigkeiten auf der kritischen Isotherme und auf der Sättigungslinie - überall stetig und glatt ist und die mit den gemessenen Größen gut übereinstimmen (die Abweichungen bleiben unter 1%).

Die Erweiterung des Zustandsgleichungssystems erfolgte in vier Schritten:

- I. Die kritischen Daten wurden mit Hilfe des Korrespondenzprinzips aus den gemessenen Druck- und Dichtewerten des Natriums und des Cäsiums ermittelt.

Dann wurde mit der Methode der kritischen Exponenten der qualitative Verlauf der Zustandfunktionen in der Umgebung des kritischen Punktes festgelegt. Anschließend wurden diese Funktionen an den - bei den tieferen Temperaturen vorliegenden - gemessenen Größen angepaßt. Damit ergaben sich sämtliche Zustandsgrößen auf der Sättigungslinie und im Zweiphasenbereich.

- II. Um die Zustandsgrößen im unterkritischen Gebiet außerhalb des Bereiches I zu erhalten, wurde die Näherung

$$\frac{\partial P}{\partial T}(\rho, T) \approx \frac{\partial P}{\partial T}(\rho)$$

angewandt. Dieses Verfahren erlaubt es, neben dem Druck auch die Wärmekapazität überall zu berechnen mit Hilfe der Beziehung

$$\frac{\partial C_v}{\partial \rho} = -\frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 P}{\partial T^2}$$

- III. Für das überkritische Gebiet wurde ein Van-der-Waals-artiger Zustandsgleichungsansatz gemacht, wobei die zwei Konstanten der Van-der-Waals Gleichung als Funktionen von  $\rho$  und  $T$  angestzt wurden. Die Parameter dieses Ansatzes wurden dadurch bestimmt, daß neben der Erfüllung der kritischen Bedingungen am kritischen Punkt auch noch ein glatter Übergang für den Druck am Flüssigkeitsast der kritischen Isotherme gefordert wurde.
- IV. Um die unphysikalische Dichte-Unabhängigkeit der Wärmekapazität  $C_v$  im überhitzten Dampfgebiet zu vermeiden, wurde in diesem Gebiet die Druckberechnung mit einem Zusatzglied korrigiert, gemäß

$$\frac{\partial P}{\partial T}(\rho, T) \approx \frac{\partial P}{\partial T}(\rho) + \psi(\rho, T)$$

Die Korrekturfunktion  $\psi(\rho, T)$  wurde so gewählt, daß einerseits  $P$  und  $\partial P / \partial T$  auf der kritischen Isotherme keine Sprünge aufweisen, andererseits aber  $C_v$  für verschwindende Dichte nicht unter den Wert  $3/2 R$  sinkt.

Um die Zustandsdaten des Natriums für mögliche Benutzer verfügbar zu machen, wurde eine Routine, KARlsruher NAtrium States (KANAST), zusammengestellt und ausführlich getestet. KANAST berechnet für vorgegebene  $\rho$  und  $T$  die Funktionen  $P$ ,  $\partial P / \partial T$ ,  $\partial P / \partial \rho$ ,  $C_v$ ,  $q_T$  sowie den Massenanteil des Dampfes. Die Rechenzeit beträgt etwa 2 msec pro Aufruf. Eine Dokumentation über KANAST ist kurz vor dem Abschluß.

1232 Spannungs- und Verformungsanalysen an Reaktorbauteilen1232.4 Verhalten von Reaktorbauteilen unter dynamischer Belastung1. Entwicklung eines Rechenmodells zur dynamischen Strukturanalyse eines Reaktorkernes unter internen Drucktransienten\*

(H.Zehlein, IRE)

Die Programmierungsarbeiten zur Modelltheorie des unter Querstoß abplattenden Brennelements wurde<sub>n</sub> fortgesetzt. Für die Testläufe zur Implementation des Moduls für die Querschnittsabplattung erwies sich die Darstellung des 19-Stab-Bündels mit dem Plotter - bisher war nur die stark vereinfachte Wiedergabe mittels Li-niendrucker möglich /1/ - als notwendig. Mit den dort erzeugten Bildern lassen sich wichtige Fragen klären. Abb. 3 zeigt z.B., daß man die Bereiche intensiver Wechselwirkung zwischen Bündel und Kasten (s.Pfeile in Abb. 1A) leicht erkennt, wenn man die um einen Rechenschritt auseinanderliegenden Konfigurationen von Bündel und Kasten übereinander zeichnet.

Zur Berechnung der Membranspannungsanteile in den plastischen Zonen der Kastenwand /2/ wurde ein Unterprogramm erprobt, das nur Zugdehnungen und Zugspannungen miteinander verknüpft. Abb. 4 zeigt die Anwendung auf ein einfaches eindimensionales Testbeispiel: periodische, reine Zugbelastung mit elastoplastischer Materialkennlinie mit Verfestigung. Diese Kennlinie wird punktweise definiert. Das Programm interpoliert dann die Spannungswerte abhängig von der momentanen Dehnung und dem zuvor "erlebten" Dehnungs- und Spannungszustand des Materials. Das Beispiel demonstriert

- a) den Abbau der in einem Lastzyklus erreichten Spannung durch Vergrößerung der Stablänge infolge plastischer Dehnung,
- b) die Begrenzung der plastischen Längenzunahme des Stabs auf einen Endwert, von dem aus weitere Verformung nur noch zu elastischen Dehnungen führt.

Im Beispiel ist die Zahl der Lastspiele bis zum Erreichen dieses Einspielzustands kaum von der Amplitude der aufgeprägten Dehnung abhängig.

\* BzFE-Nr.537.0

/1/ KFK 1274/1, S.123-4

/2/ KFK 1273/2, S.123-7

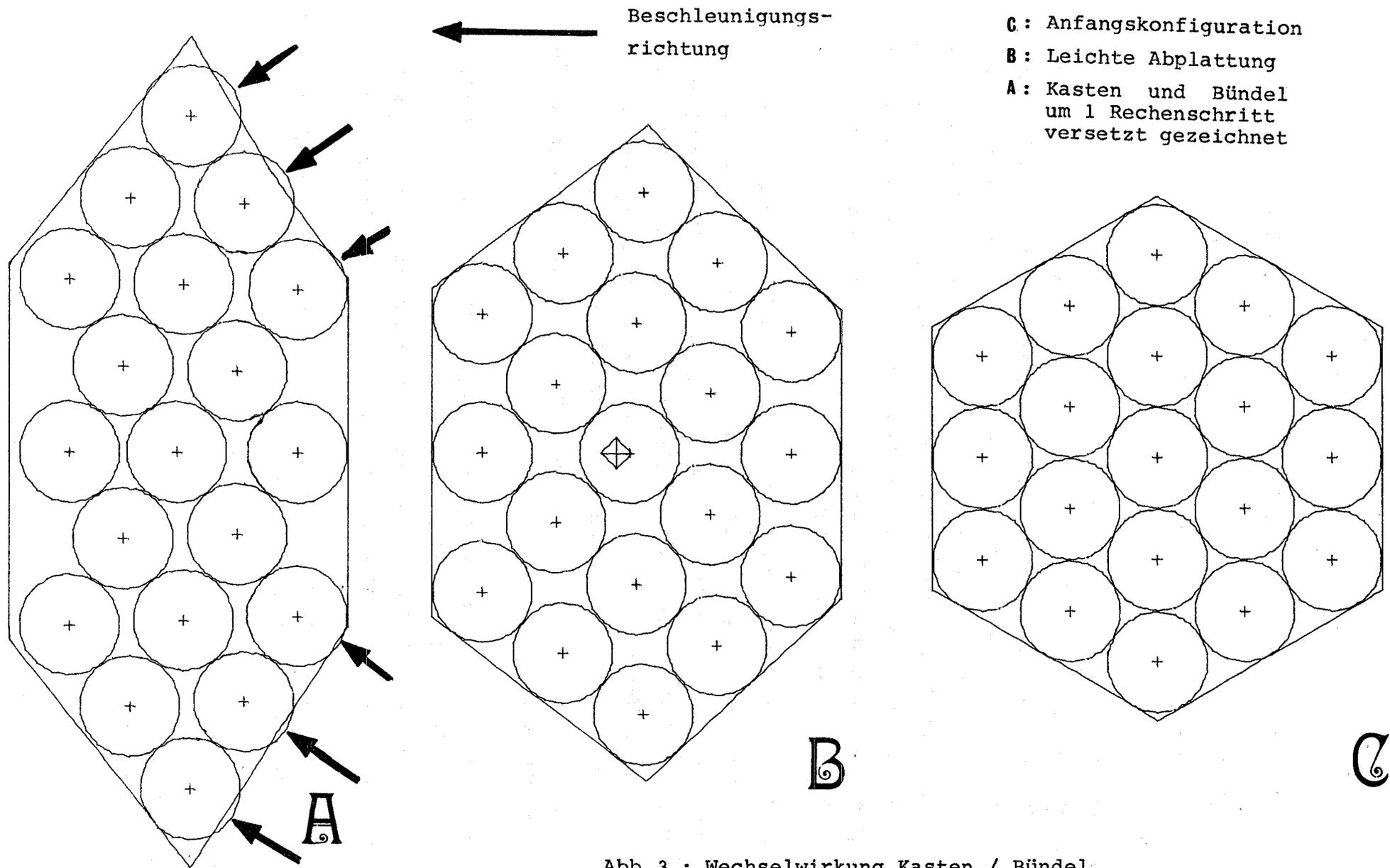


Abb. 3 : Wechselwirkung Kasten / Bündel  
bei Abplattung des Brennelement-Querschnitts

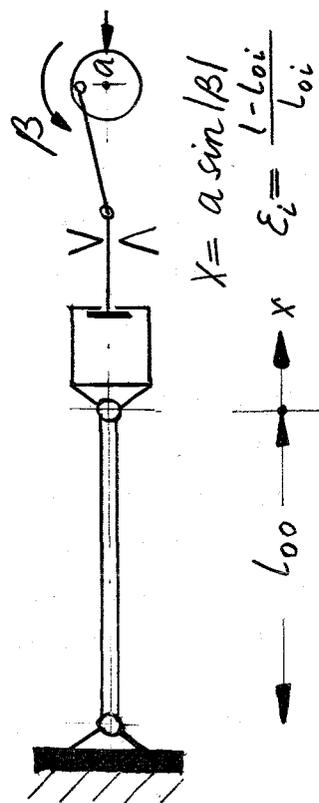
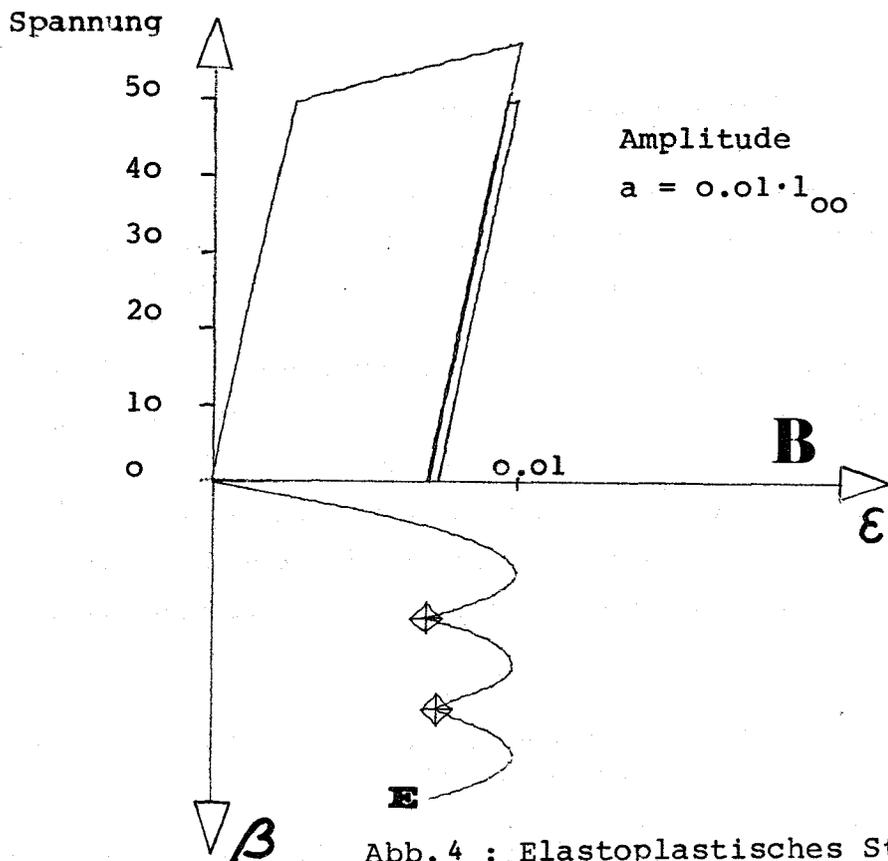
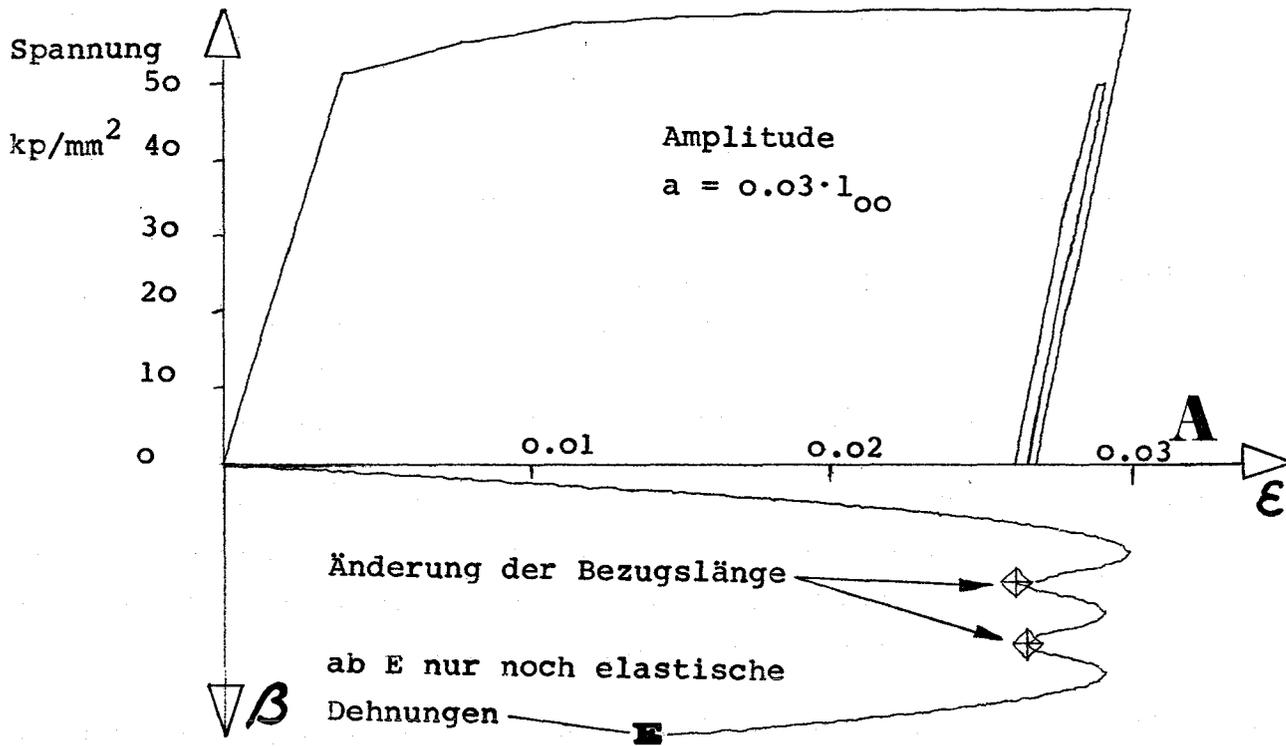


Abb. 4 : Elastoplastisches Stoffgesetz : Einspielvorgang unter periodischer, reiner Zuglast

2. Stab-zu-Stab-Schadenspropagation infolge von Druckpulsen, ausgelöst durch lokale Brennstoff-Natrium-Reaktionen\*  
(R.Krieg, IRE)

Unter den bisher diskutierten Mechanismen zur Stab-zu-Stab-Schadenspropagation /1/ befindet sich auch der folgende Ereigniszyklus:

Auslösende Ereignisse:	{	Erhöhung der Temperatur in einem gewissen Bündelbereich derart, daß Brennstoffschmelzen im Stabzentrum auftritt und zufälliges Versagen eines Stabes in diesem Bereich.
Primäre Folgen:	{	Plötzliche lokale Kühlmittlexpansion (Druckpuls), ausgelöst durch eine plötzliche lokale Kühlmittelerwärmung beim direkten Kontakt zwischen austretendem Brennstoff und umgebendem Kühlmittel (lokale <u>Brennstoff-Natrium-Reaktion</u> , BNR)
Sekundäre Folgen:	{	Verformung der Nachbarstäbe infolge der plötzlichen Kühlmittelerweiterung und Versagen mindestens eines dieser Nachbarstäbe.

Dieser Mechanismus zur Schadenspropagation ist als besonders kritisch anzusehen, da obige Ereigniskette im Millisekunden-Bereich durchlaufen wird und entsprechend rasche aktive Eingriffe von außen (z.B. Reaktorabschaltung) nicht möglich sind.

Das Potential für das Auftreten einer Schadenspropagation dieses Typs soll abgeschätzt werden. Unterstellt man, Form und Amplitude der Druckpulse seien bekannt, so bleibt zu untersuchen, wie groß die Stab-Verformungen, verursacht durch solche Druckpulse, sind. Der Vergleich dieser Stab-Verformungen (Dehnungen) mit den ebenfalls als bekannt vorausgesetzten Bruchdehnungen der Stäbe beantwortet schließlich die Frage, ob Versagen von Nachbarstäben und damit Schadenspropagation auftritt oder nicht.

\* BzFE-Nr.538.0. Erster Beitrag. Vgl. auch Abschnitte 1234.4 und 1131.3 dieses Vierteljahresberichtes

- /1/ J.B.van Erp, T.C.Chawla, H.K.Fauske  
An evaluation of Pin-to-Pin Failure Propagation in LMFBR Fuel Subassemblies, ANS Fast Reactor Safety Meeting, Los Angeles, April 2-4, 1974
- /2/ R.Krieg, R.M.Crawford, Deformation in a 19-Pin Bundle  
Due to a Sudden Fluid Expansion, ANS Fast Reactor Safety Meeting, Los Angeles, April 2-4, 1974

Die rechnerische Bestimmung der Stab-Verformungen erforderte eine dreidimensionale, transiente Lösung für die durch den Druckpuls ausgelöste Kühlmittelströmung. Hierbei waren die Strömungsfeldränder, die durch die Stäbe dargestellt werden, als nachgiebig zu behandeln, d.h., ein gekoppeltes fluid-strukturmechanisches Problem war zu lösen /2/.

Folgende Vereinfachungen wurden eingeführt:

- Der gebrochene, den Propagationsmechanismus auslösende Stab wird bei der Lösung des Strömungsproblems als nicht vorhanden angesehen.
- Die durch die BNR verursachte Kühlmittlexpansion wird durch eine Volumenquelle simuliert.
- Nur zwei Stabreihen, die die Volumenquelle umgeben, werden berücksichtigt.
- Die Länge des Zwei-Reihen-Bündels wird reduziert.
- Das Flüssigkeitsfeld, welches das Stabbündel umgibt, ist unbegrenzt.
- Die stationäre Kühlmittelströmung bei ungestörtem Reaktorbetrieb wird vernachlässigt.
- Das Kühlmittel ist inkompressibel.
- Das Kühlmittel ist reibungsfrei.
- Der Einfluß der Abstandshalter wird vernachlässigt.
- Die Stab-Deformationen werden approximiert durch Überlagerung einer Stab-Durchmesser-Änderung, der Stab-Durchbiegung und einer Stab-Ovalisierung.

Weitere Vereinfachungen, insbesondere Reduktion auf ein zweidimensionales Strömungsproblem oder der Verzicht auf die Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Kopplung, wurden als unzulässig angesehen, da sie die hier zu untersuchenden Effekte wesentlich beeinflussen.

Das Strömungsproblem wurde mit Hilfe eines erstmals für derartige Aufgabenstellungen eingesetzten Singularitätenverfahrens gelöst. Als Singularitäten fanden

Pole, Dipole und Quadrupole Verwendung, die auf den Stabachsen in geeigneter Weise verschmiert wurden und so die durch die Stäbe verursachten Flüssigkeitsverdrängungen simulierten. Die Verteilungsfunktionen für die Singularitäten wurden iterativ ermittelt und zwar so, daß Gleichgewicht erzielt wurde zwischen den Strömungskräften, die auf einen Stab wirken und den Stab-Rückstellkräften.

Zur Durchführung der numerischen Rechnungen wurde das Programm COD 6 entwickelt. Die wichtigsten Ergebnisse für eine die Brennstoff-Natrium-Reaktion simulierende Volumenquelle von  $\partial S_b / \partial \tau = 16 \cdot 10^8 \text{ cm}^3/\text{sec}^2$ ,  $8 \cdot 10^8 \text{ cm}^3/\text{sec}^2$  und  $4 \cdot 10^8 \text{ cm}^3/\text{sec}^2$  sind in Abb. 5 wiedergegeben. Es zeigt sich, daß sowohl die Biegedehnung als auch die Dehnung infolge Stab-Ovalisierung nach etwa 0.1 msec ihre Maxima erreicht haben. Dieser Umstand ist von Vorteil, da die recht aufwendigen Rechnungen nach kurzer Zeit abgebrochen werden können und die bei längeren Zeiten, d.h. größeren Geschwindigkeiten auftretenden Kavitationseffekte, die theoretisch nicht erfaßt wurden, noch keinen Einfluß haben. Die Dehnungen infolge Stab-Ovalisierung sind wesentlich höher als die Stab-Biegedehnungen. Trotzdem sind die Ovalisierungsdehnungen als weniger kritisch anzusehen, da bei der Analyse die Stützwirkung des Brennstoffes vernachlässigt wurde, d.h., die errechneten Werte sehr konservativ sind, und die Ovalisierungsdehnungen durch die Wandstärke hindurch ihre Vorzeichen wechseln.

Vergleicht man die errechneten Stab-Biegedehnungen unter angemessener Beachtung der Ovalisierungsdehnungen mit zulässigen Dehnungen für strahlenversprödeten Hüllwerkstoff, so darf man vermuten, daß die Beanspruchung bereits bei einer Volumenquelle von  $\partial S_b / \partial \tau = 8 \cdot 10^8 \text{ cm}^3/\text{sec}^2$  in die Nähe der Versagensschanke rückt. Unter Beachtung der großen Unsicherheiten und statistischen Schwankungen auf der Werkstoffseite /3,4/ bedeutet dies, daß unter vielen Stäben der eine oder andere versagen wird.

Vergleicht man ferner die bei Experimenten zur BNR gemessenen Volumenexpansionen (bzw. Druckpulse) /5/ mit den der Berechnung zugrunde gelegten Volumenquellen

- /3/ J.M.Steichen, High Strain Rate Mechanical Properties of Type 304 and 316 Stainless Steel, HEDL-TMF 71-164 (1971).
- /4/ R.Krieg, P.Y.Wang, R.M.Crawford, Maximum Uniform Elongation of Rods with Small Variations in Cross-Section Area and Material Properties, to be published at 3rd SMIRT-Conference.
- /5/ D.R.Armstrong, F.J.Testa, D.Raridon, Molten  $\text{UO}_2$ -Sodium Dropping Experiments, "Trans. Am. Nucl. Sec.", 13, 660 (1970).

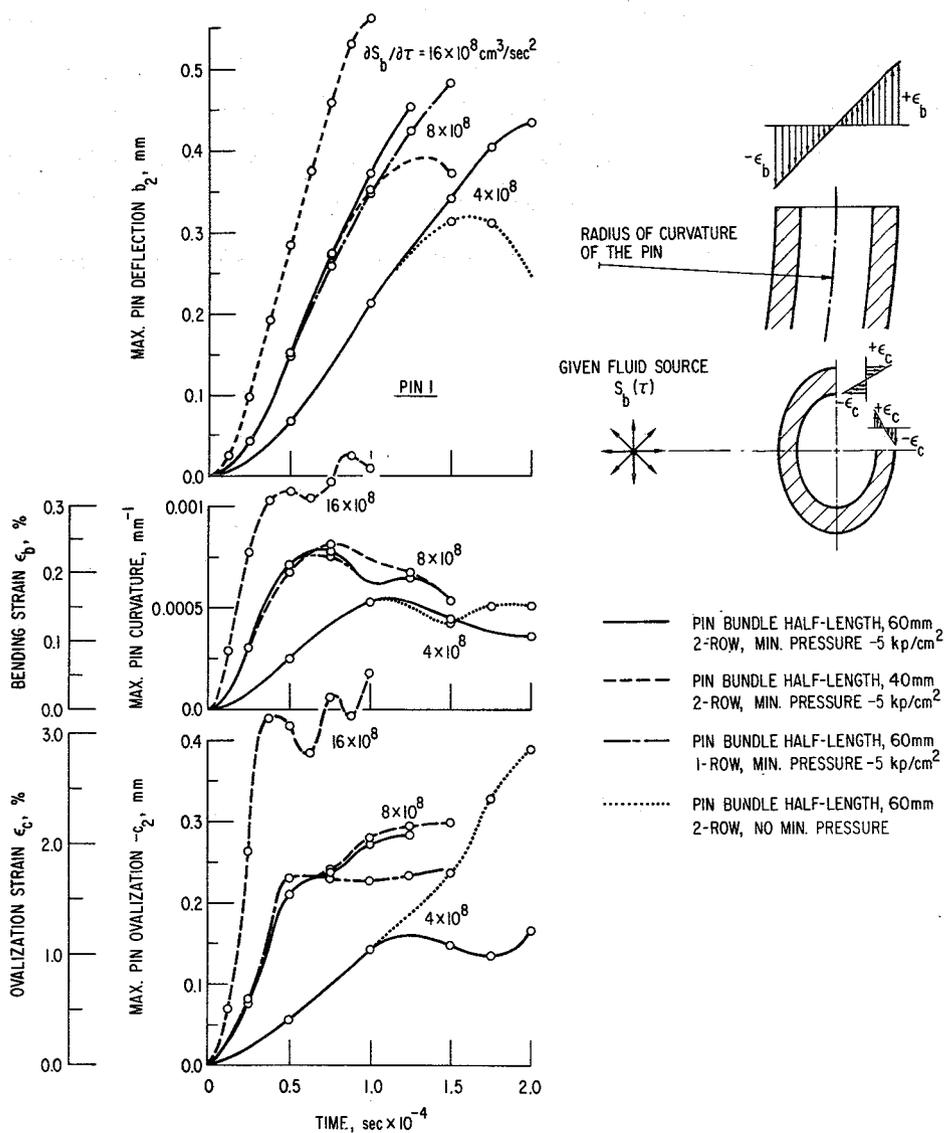


Abb. 5

Max. Pin Deflection, Curvature (Bend. Strain), and Ovalization (Ovaliz. Strain) Versus Time for Three Different Source Rates  $\partial S_b / \partial \tau$

$\partial S_p / \partial \tau$ , so zeigt sich - bei aller Unsicherheit - , daß solche Volumenquellen hin und wieder auftreten können.

Dies bedeutet, daß ein kleines, jedoch nicht vernachlässigbares Potential für das Auftreten der zuvor angegebenen Ereigniskette existiert. Da die Schadenspropagation das zyklische Durchlaufen dieser Ereigniskette erfordert, ist das Potential für eine schnelle Schadenspropagation auf der Basis von Druckpulsen, ausgelöst durch eine lokale BNR, als recht gering zu veranschlagen. Es ist jedoch zu bezweifeln, ob dieses Potential so klein ist, daß es für sich allein die schnelle Stab-zu-Stab-Schadenspropagation genügend unwahrscheinlich macht. Weitergehende Untersuchungen insbesondere zu der Frage, ob eine solche Propagation sich von einem Brennstabbündel auf ein anderes ausbreitet, erscheinen notwendig.

1233

Experimentelle Untersuchungen zum Natrium-Sieden\*

(K.Mattes, W.Pappler, K.Schleisiek, IRE)

Siedeversuche im Siebenstabbündel

Nach dem Einbau der 2. Teststrecke wurde im Dezember 1974 mit Siedeversuchen unter transienten Randbedingungen (Pumpenausfall) begonnen. Dabei betrug die Wärmestromdichte  $100 - 170 \text{ W/cm}^2$ , der Systemdruck 1 bzw. 1,5 b. Der Siedevorgang wurde nach Einstellung eines dem SNR 300 entsprechenden stationären Ausgangszustands durch Abfahren der elektromagnetischen Pumpe eingeleitet. Zum Schutz des Bündels wurde die Leistung unmittelbar nach Strömungsumkehr am Teststreckeneintritt abgeschaltet. Die Siedezeit betrug je nach Versuchsbedingung 1,6 bis 2,6 Sekunden. Die Meßergebnisse gestatten keine eindeutige Aussage, ob kurz vor dem Abschalten bereits Dryout aufgetreten ist. Es ist deshalb geplant, die Versuche im I. Quartal des Jahres 1975 mit etwas längeren Siedezeiten zu wiederholen.

Die Auswertung der in der ersten Teststrecke durchgeführten stationären Siedeversuche wurde begonnen. Folgende Ergebnisse zeichnen sich ab:

Bei den Versuchen mit niedriger Leistung ( $30 - 40 \text{ W/cm}^2$ ) und entsprechend niedrigen Kühlmittelgeschwindigkeiten ( $0,2 - 0,3 \text{ m/s}$  bei Siedebeginn) wurden ähnliche Siedeformen wie bei früheren Einkanalexperimenten beobachtet. Der obere, unbeheizte Teil der Teststrecke ist kontinuierlich mit einer nahezu homogenen Zweiphasenmischung gefüllt. Die Phasengrenze zwischen diesem Bereich und der reinen Flüssigkeitsströmung ist jedoch nicht ortsfest, sondern bewegt sich zwischen zwei Punkten auf und ab. Ausgehend vom Sättigungszustand bewegt sich die Phasengrenzfläche strömungsabwärts, die Temperatur steigt an. Nach Überschreiten eines bestimmten Siedeverzugs (es wurden Werte von über  $50 \text{ }^\circ\text{C}$  gemessen) setzt dann erneut der Siedevorgang ein. Das überhitzte Natrium wird in den unbeheizten Bereich ausgetrieben, die Temperaturen fallen etwa bis auf den Sättigungszustand ab. Abb. 6 zeigt den Verlauf der Temperaturen und das Signal eines Blasendetektors in diesem Bereich ( $H = 0,5 \text{ m}$ ) und im Vergleich dazu die entsprechenden Signale aus dem Bereich der homogenen Zweiphasenströmung ( $H = 0,7 \text{ m}$ ). Siedevorgänge dieser Art konnten im Experiment über beliebig lange Zeit aufrecht erhalten werden. Ein Versagen der Kühlung trat nur ein, wenn der Kühlmitteldurchsatz vollständig unterbrochen wurde.

\*BzFE-Nr.531.3. Letzter Bericht in KFK 1274/2

In der 2. Meßreihe wurde die Wärmestromdichte auf  $170 \text{ W/cm}^2$  erhöht. Dieser Wert entspricht etwa der maximalen Stableistung in den Brennelementen des SNR 300. Der Siedevorgang wurde wieder durch Drosselung des Kühlmitteldurchsatzes mit Hilfe des Ventils am Teststreckeneintritt eingeleitet. Sieden setzte etwa bei Geschwindigkeiten zwischen 1 und 1,5 m/sec ein. Unter diesen Bedingungen wurde kein meßbarer Siedeverzug mehr festgestellt. Damit entfällt auch die Voraussetzung für die oben beschriebene Form des pulsierenden Siedens. Die Flüssigkeitsströmung geht beim Erreichen der Sättigungstemperatur unmittelbar in eine recht homogene Zweiphasenströmung mit typischen Blasenfrequenzen von 30 - 50 Hz über. Bedingt durch das Fehlen von Siedeverzug stellt sich unmittelbar nach Siedebeginn ein stabiler, stationärer Zustand ein. Der unbeheizte Bereich siedet bei Siedebeginn schnell leer, bei weiterer Reduktion des Kühlmitteldurchsatzes dringt die Siedefront jedoch nur noch langsam in den beheizten Bereich ein. Vielmehr führt der hohe Druckverlust der Natrium-Zweiphasenströmung zu einem Ansteigen des Drucks im Bereich der Phasengrenze und damit auch zu einem kontinuierlichen Temperaturanstieg (Abb. 7). Die Auswertung der Versuche wird fortgesetzt; insbesondere soll versucht werden, die Vorgänge mit dem Siedecode BLOW III nachzurechnen.

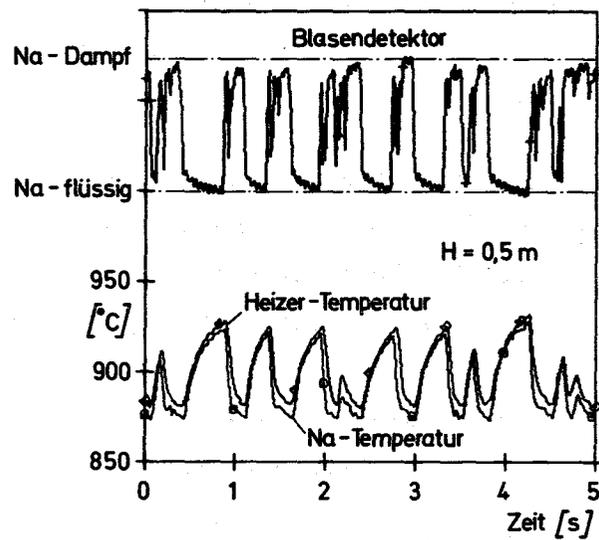
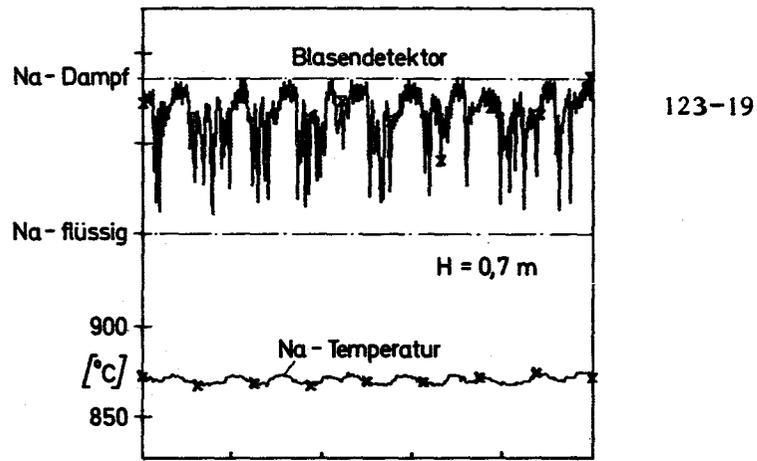


Abb. 6: Siedeverhalten bei niedriger Leistung (Versuch 7-1/36;  $\phi = 29,4 \text{ W/cm}^2$ ;  $\dot{m} = 0,0032 \text{ kg/s}$ )

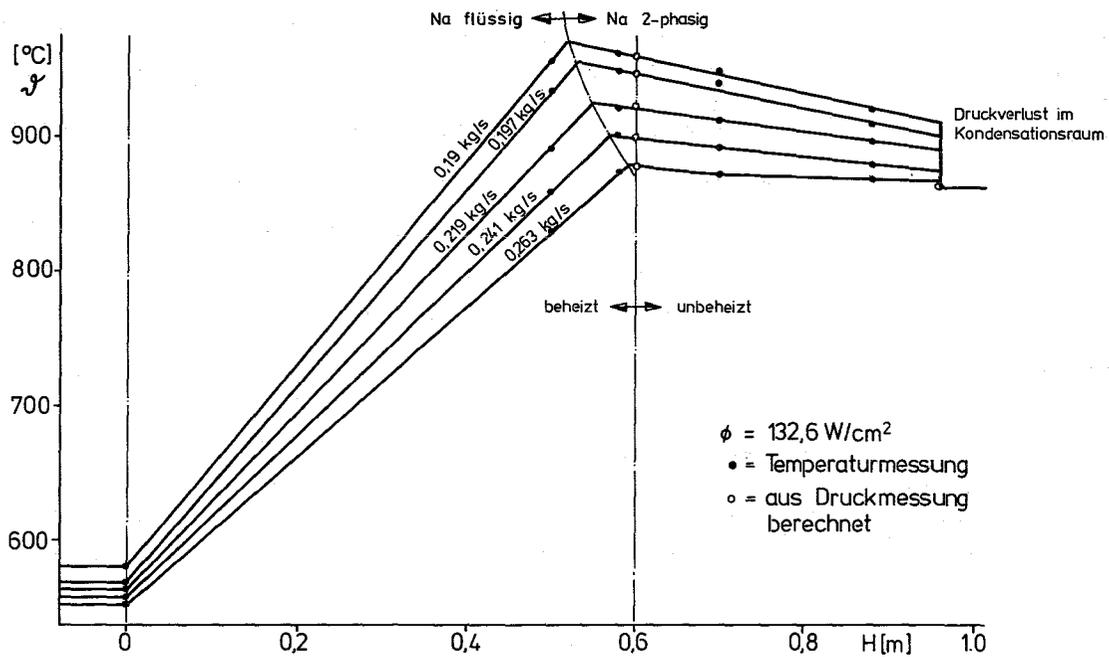


Abb. 7: Siedeverhalten bei hoher Leistung: Ax. Verlauf der Temperaturen im Zentralkanal (Versuch 7-1/19)

1234 Störfallverhalten von Brennstäben1234.2 Brennstabversagensmodell\*

(B.Kuczera, IRE)

Bei der Implementierung des Brennstabmodells BREDA-II/1/ in das reaktordynamische Programmsystem CAPRI /2/ wurde die thermodynamische Beschreibung des Brennstoffzylinders geändert mit dem Ziel, die Eigenschaften des bestrahlten Brennstoffs in radialer Abhängigkeit besser erfassen zu können. Wie Untersuchungen zum transienten Verhalten abgebrannter LMFBR-Stäbe gezeigt haben, wird die Thermodynamik des umstrukturierten Brennstoffs wesentlich durch die veränderte Geometrie (Zentralkanal), die radiale Porositätsverteilung und Ausbildung des Spaltes zwischen Brennstoff und Hüllrohr beeinflusst (1).

Da diese Phänomene axial unterschiedlich stark ausgeprägt sind, erschien es zweckmäßig, die für die Berechnung des Temperaturfeldes notwendige Ortsdiskretisierung den axialen Geometrieverhältnissen anzupassen. Anstelle des ursprünglich für alle axialen Segmente gleichen radialen Gitterabstandes ( $\Delta r = r_p/n$ ) zwischen zwei Maschenpunkten tritt jetzt  $\Delta r = (r_p - r_{cc})/n$ , das axial variiert ( $n =$  Anzahl der rad. Zonen). Die radiale Begrenzung des Brennstoff-Maschennetzes repräsentiert also den Zentralkanal- bzw. den Pelletaußenradius ( $r_{cc}$  bzw.  $r_p$ ).

Die stationäre Anfangsgeometrie des bestrahlten Brennstabes wird auf dem Weg einer Konsistenziteration ermittelt. Aus der axialen Leistungsverteilung (homogene Wärmequellendichte) und den thermohydraulischen Angaben zum Kühlmittelstrom folgt eine Temperaturschätzung, aus der der Grad der Brennstoffumstrukturierung abgeleitet wird. Langfristige Geometrieänderungen durch Brennstoff- und Hüllrohrschwollen werden aus den Daten der Betriebsvorgeschichte berechnet. Im anschließenden Iterationsschritt führen Einflüsse der Brennstoffverdichtung auf die radiale Verteilung der Wärmequellendichte und auf die lokale Wärmeleitfähigkeit zu einer Korrektur der ersten Temperaturschätzung. Aus dem korrigierten Temperaturfeld wird dann in gleicher Weise wie zuvor die aktuelle Geometrie des bestrahlten Stabes für die folgende Iterationsrechnung ermittelt. Die Iteration wird abgebrochen, wenn in zwei aufeinanderfolgenden Iterationsschritten die Differenzen

\*BzFE-Nr.541.3. Letzter Bericht in KFK 1274/1, S.123-15

/1/ B.Kuczera - Modelltheoretische Untersuchungen zum transienten Verhalten von natriumgekühlten Schnellbrüter-Brennstäben unter Einbeziehung spezieller Abbrandeinflüsse - KFK 1964, März 1974

/2/ D.Struwe, P.Royl, P.Wirtz, B.Kuczera et al.  
CAPRI - A Computer Code for the Analysis of Hypothetical Core Disruptive Accidents in the Pre-Disassembly Phase  
CONF - 740401-P3, April 1974

der Brennstofftemperaturen innerhalb vorgegebener Schranken liegen.

Mit dieser Programmversion wurden thermodynamische Berechnungen zu den geplanten Brennstabversagensexperimenten im CABRI-Reaktor durchgeführt (2). Es galt herauszufinden, in welchem Maße transientes Brennstabverhalten unter Schnellbrüter-Bedingungen in einem thermischen Versuchsreaktor simuliert werden kann. Im thermischen Neutronen-Fluß haben Selbstabschirmungseffekte eine radiale Leistungsdepression im Brennstoffzentrum zur Folge, die die Zentraltemperaturen reduzieren. Unter transienten Leistungsbedingungen führt die radiale Verteilung der Wärmequell-dichte zu vergleichsweise größeren Aufheizraten in den äußeren Ringzonen des Brennstoffs. Setzt die Leistungsexkursion bei relativ niedrigem stationären Temperaturniveau ein, dann kann es dazu führen, daß der Brennstoff nicht im Zentrum, sondern in den Randzonen zu schmelzen beginnt ("off-centre melting"). Dieses für Schnellbrüter-Bedingungen atypische Phänomen soll in den Experimenten vermieden werden.

Der Teststab (Pelletradius = 3,20 mm, Hüllrohrinnenradius = 3,30 mm, Hüllrohrwandradius = 3,30 mm, Hüllrohrwandstärke = 0,50 mm, Länge der Brennstoffsäule = 75 cm, Pu-Anreicherung = 20%, Sinterdichte = 0,865 TD) hat eine max. stationäre Leistung von 430 W/cm. Während der Exkursion steigt die Leistung innerhalb von 77 msec auf den 665-fachen Nominalwert und fällt abschließend ebenso rasch auf das Anfangsniveau ab. In Abb. 8 ist das Temperaturverhalten des Brennstoffs im thermischen bzw. schnellen Neutronen-Fluß dargestellt. Im Fall des schnellen Flusses bringt die über den Querschnitt homogene Wärmequell-dichteverteilung das höhere stationäre Temperaturniveau. Dementsprechend geringer ist die Aufheizspanne bis zur Schmelzisothe-me, so daß Brennstoffschmelzen im Zentrum einsetzt und der Schmelzvorgang radial nach außen fortschreitet. Dies ist auch deutlich aus Abb. 9 zu erkennen, in der der zeitliche Ablauf der Brennstoffschmelzphase aufgezeichnet ist. Der Vorgang wird für jedes axiale Segment ( $M = 1 \dots 15$ ) durch eine Liniengruppe veranschaulicht, wobei die untere Linie die Schmelzzeit des inneren Massenelements und die obere Linie die des äußeren Randzylinders repräsentiert. Bei einem Vergleich mit Abb. 10, in der das Schmelzverhalten im thermischen Neutronen-Fluß skizziert ist, zeigt sich vor allem in den Stabendbereichen (niedriges stationäres Temperaturprofil) die Tendenz zum "off-centre melting". Inwieweit das Schmelzverhalten durch eine vorgeschaltete milde Leistungsexkursion, durch die vorwiegend die Zentraltemperatur im Brennstoff angehoben werden soll, verbessert werden kann, bleibt zu untersuchen.

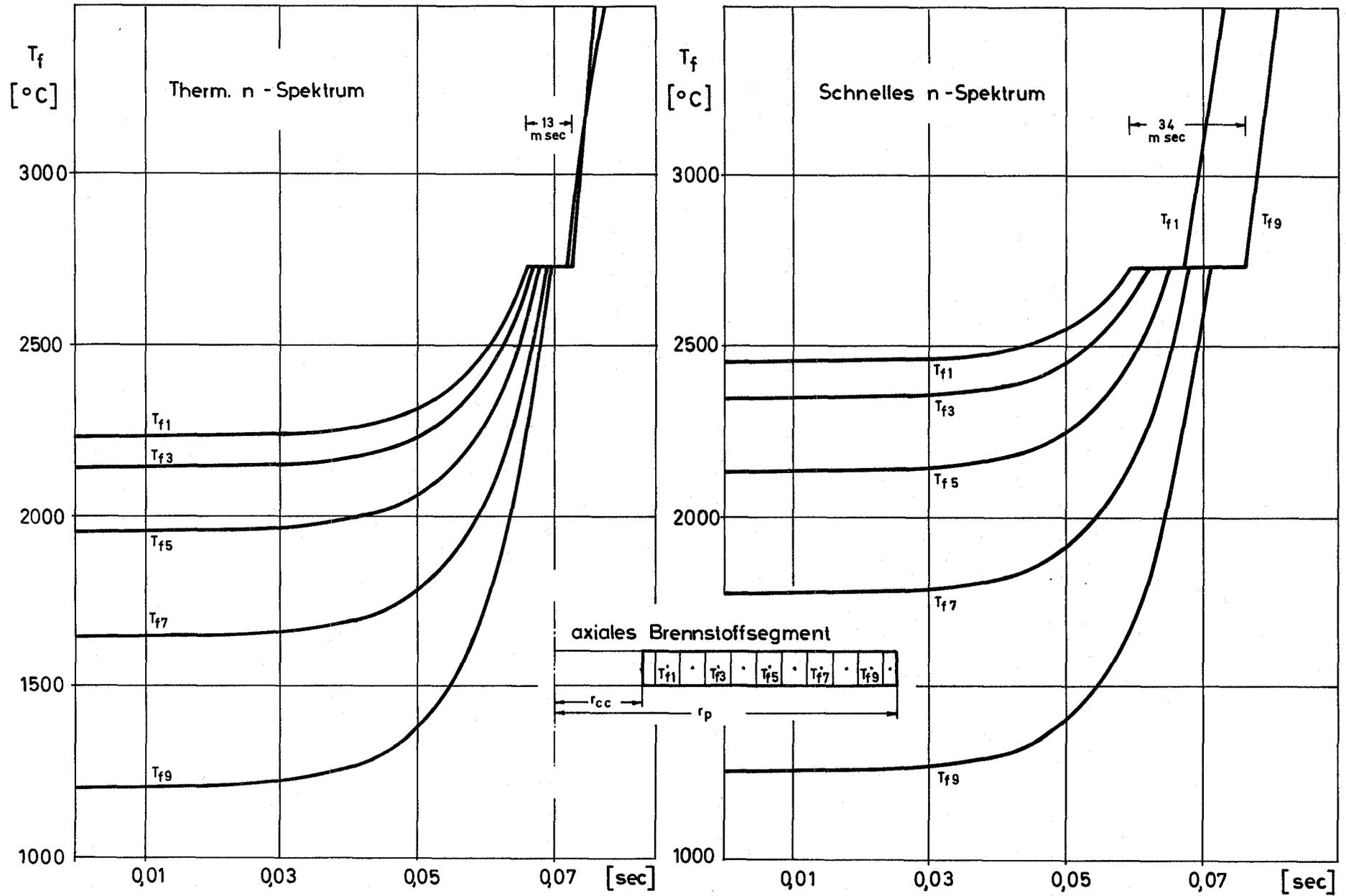


Abb. 8 Instationäre Brennstoffaufheizung während einer Leistungsexkursion im therm. bzw. schnellen n-Spektrum

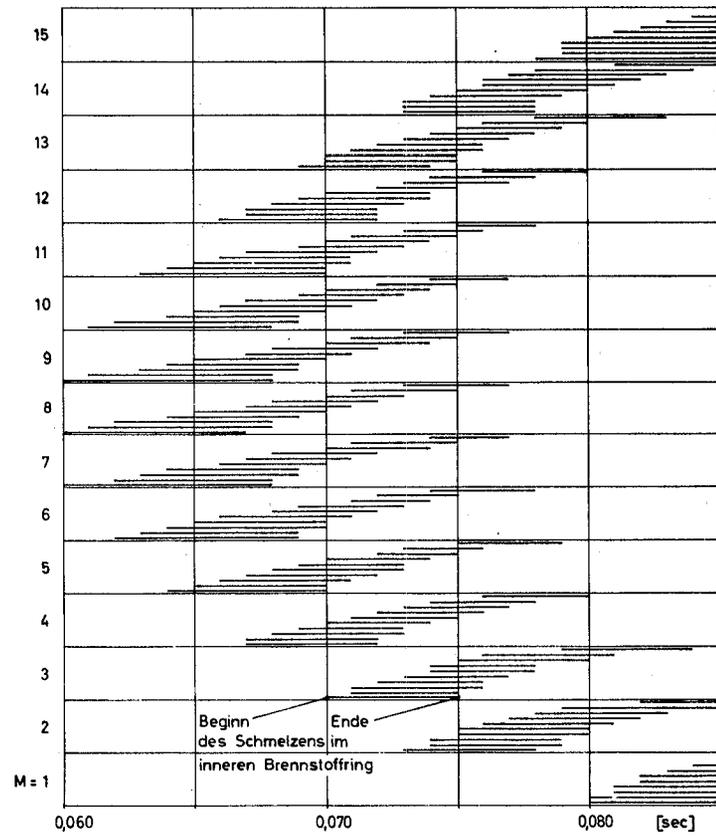


Abb. 9 Brennstoffschmelzverhalten im schnellen n-Spektrum  
(Mischoxyd,  $e=0,20\text{Pu}$ ,  $\chi_{\text{max}} = 430 \text{ W/cm}$  - stationär)

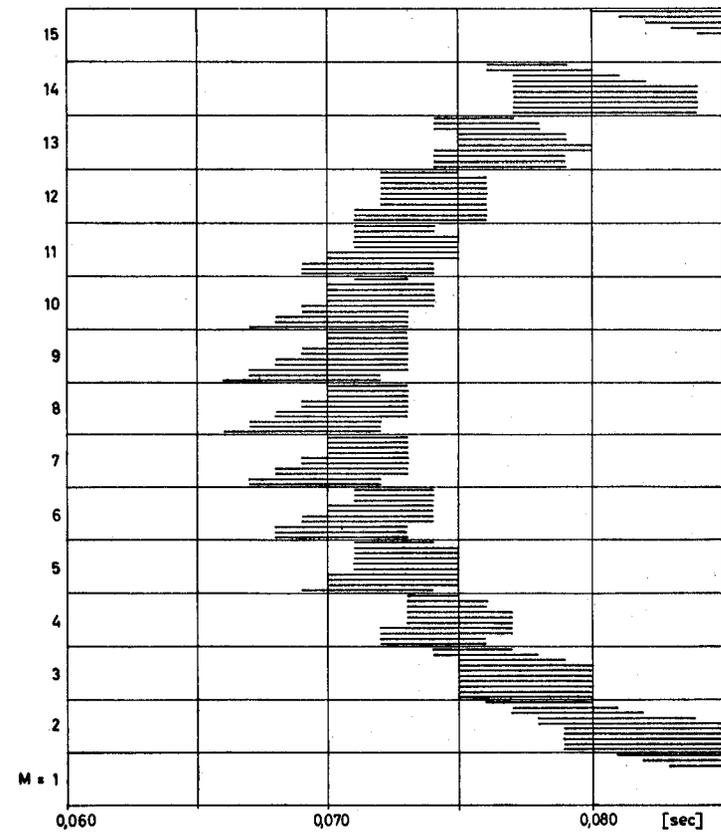


Abb. 10 Brennstoffschmelzverhalten im therm. n-Spektrum  
(Mischoxyd,  $e=0,20\text{Pu}$ ,  $\chi_{\text{max}} = 430 \text{ W/cm}$  - stationär)

Veröffentlichungen:

- (1) B.Kuczera, H.Elbel  
Fuel Pin Modelling Related to LMFBR Safety Analysis  
Proc. der European Nuclear Conference  
Paris, April 1975
  
- (2) J.Bailly, G.Kessler, H.J.Teague  
In-pile Safety Tests on Fast Reactor Fuels  
Proc. der European Nuclear Conference  
Paris, April 1975

1234.4 Kühlmittel-Blockade-Experimente im BR 2 (Mol 7C)\*  
(W.Kramer, S.Jacobi, A.Rohrbacher, K.Schleisiek, IRE;  
H.Drexler, S.Groß, H.Lehning, K.Müller, L.Schmidt, IMF)

Die Möglichkeiten zur Durchführung von Sicherheitsexperimenten in einem Natriumkreislauf im Reaktor BR 2 wurden gemeinsam von der GFK und dem CEN/SCK, Mol, untersucht. Nachdem Anfang 1974 ein positives Ergebnis der entsprechenden Studie vorlag, begann die Vorbereitung der drei Experimente. Ein Vertrag zwischen der GFK und dem CEN/SCK über die gemeinsame Durchführung des Vorhabens ist Anfang 1975 unterzeichnet worden.

Die Versuche haben zum Ziel, Aussagen über das Verhalten eines Brennstabbündels unter örtlich gestörten Kühlungsbedingungen im Reaktor zu gewinnen. Zum Einsatz gelangt jeweils ein 37-Stabbündel mit 30 Brennstäben von 6,0 mm Durchmesser und 7 Dummstäben. Die Länge der Brennstoffzone beträgt 400 mm. Als Brennstoff wird hochangereichertes  $UO_2$  verwendet. Vor Beginn der eigentlichen Experimente soll jedes Stabbündel zur Erzielung einer brüter-spezifischen Struktur im Brennstoff einige Tage bestrahlt werden. Die örtliche Blockade umfaßt mehrere Brennstäbe und wird eine axiale Erstreckung von ca. 4 cm aufweisen. Sie wird - zumindest für die beiden ersten Versuche - aus Stahlgranulat bestehen und eine gewisse Restdurchlässigkeit besitzen. Zur Vermeidung von frühzeitigen Stabschäden wird der Blockadebereich während der Vorbestrahlung zwangsgekühlt. Der eigentliche transiente Versuchsablauf wird durch die Unterbrechung der Zusatzkühlung eingeleitet; dies wird zu einem mehrere Brennstäbe innerhalb der Blockade umfassenden Schaden führen. Als Ergebnis der Versuche wird erwartet, daß dieser Schaden nicht zu einer raschen Stab-zu-Stab-Propagation im Bündelquerschnitt führt.

Die Entwicklung und Konstruktion der Versuchseinrichtung, die zum Teil auf am BR 2 vorhandenen und erprobten Komponenten aufbaut, sind weit fortgeschritten. Eine Reihe von Komponenten ist spezifiziert, so daß für verschiedene Bereiche der Instrumentierung und Datenerfassung die Beschaffung eingeleitet werden konnte. Zur Bestimmung der fluid- und thermodynamischen Verhältnisse für Teststrecke und Blockade werden Vorversuche mit Wasser und Natrium in Karlsruhe und Mol vorbereitet.

Die Durchführung des 1. Experiments im Reaktor ist für Ende 1975 geplant.

\*BzFE-Nr.538.0. Letzter Bericht in KFK 1273/4

1236 Untersuchungen zur Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR)Theoretische Untersuchungen zur BNR\*

(H.Jacobs, INR)

Auf der Basis des Modelles BRENDY II /1/ wurde das neue Modell MURTI (Multi Region Thermal Interaction) entwickelt.

In MURTI kann das Reaktionsgebiet axial in mehrere Sektionen unterteilt werden. In ihnen kann jede Anordnung von Brennstoff und Natrium gewählt werden, die zwischen den folgenden beiden extremen Situationen liegt:

- der Brennstoff ist fein fragmentiert und gleichmäßig mit dem Natrium vermischt (Mischzonenkonzept der Parametermodelle).
- Brennstoff und Natrium bilden geschlossene Massen, die einander in einer Ebene berühren.

Die Sektionen werden als Lagrangesche Zellen in einer kompressiblen adiabatischen Strömung behandelt. Das überstehende Natrium wird während der akustischen Periode durch die akustische Näherung und anschließend durch die Trägheitsnäherung berücksichtigt.

Wichtigste Folge der axialen Unterteilung des Reaktionsgebietes ist, daß zeitlich inkohärente Wechselwirkungen beschrieben werden können.

(Die Reaktion beginnt in jeder Sektion zu einem in der Eingabe gegebenen Zeitpunkt.) Aber auch Inhomogenitäten einer Mischzone (z.B. unterschiedliche Fragmentationsgrade oder Massenverhältnisse) und die Ausbildung von axialen Druck- und Dichteunterschieden sind damit erfaßbar.

Zusätzlich bietet MURTI folgende Möglichkeiten:

- a) jede Sektion kann ein drittes Material enthalten, das je nach seiner Anfangstemperatur als Wärmesenke wirkt oder zusätzlich Wärme an das Natrium abgibt (z.B. zusätzliche Stahl-Natrium-Reaktion)
- b) jede Sektion kann ein Volumen nicht kondensierbaren Gases enthalten (Puffergas)

\*BzFE-Nr.534.2. Letzter Bericht in KFK 1274/1, S.123-18

- c) zwischen Brennstoff und Natrium kann ein Wärmeübergangswiderstand angenommen werden.

Eine ausführliche Dokumentation des Programms wurde erstellt, sie wird in Kürze als KFK-Bericht veröffentlicht werden. Die wichtigsten Ergebnisse der darin enthaltenen Untersuchungen sind:

1. Auch Mischungszeiten, die kleiner sind als 10 msec, reduzieren die freigesetzte mechanische Energie stark. Typisch ist eine Halbierung dieser Energie bei einer Mischungszeit von 5 msec im Vergleich zur instantanen Vermischung.
2. Thermische Kontakte einer Mischzone zu kälterem Material reduzieren die Dampfdrücke deutlich.
3. Gaspolster aus nicht kondensierbaren Gasen machen die Druckspitze in der Flüssigkeitsphase deutlich niedriger und etwas breiter.
4. Selbst sehr geringe Wärmeübergangswiderstände zwischen Brennstoff und Natrium reduzieren die Drücke sehr stark.
5. Im Vergleich zur Brennstoff-Natrium-Reaktion sind bei der Stahl-Natrium-Reaktion die Druckspitzen in der Flüssigkeitsphase höher und dauern länger. Die Freisetzung mechanischer Energie ist im allgemeinen bei Stahl höher. Erst bei Anfangstemperaturen um 3 100 K ( $UO_2$  geschmolzen, Stahl am Siedepunkt) wird sie in beiden Fällen ungefähr gleich.
6. Wenn das Verhältnis der Wärmeübertragungsrate zum Strömungsquerschnitt sehr klein ist (z.B. wegen geringer Fragmentation oder wegen starker Wärmeübergangswiderstände), ergibt sich ein neuer Typ des Druck-Zeit-Verlaufes, bei dem die Flüssigkeitsdrücke geringer sind als die Dampfdrücke. Dieser Typ entspricht in zwei Punkten viel eher experimentellen Befunden als die bekannten Druck-Zeit-Verläufe mit einer ausgeprägten Druckspitze in der Flüssigkeitsphase. Die maximalen Drücke können sehr niedrig sein (z.B. weniger als 10 bar), und der Druck und die Energiekonversion hängen deutlich von der Anfangstemperatur des Natriums ab.
7. Erfolgt eine BNR in einem Kernbereich, der vorübergehend von Natrium entleert worden war, indem sich das zurückkehrende Natrium mit dort angesammeltem Brennstoff mit seiner Wiedereintrittsgeschwindigkeit vermischt, treten nur Dampfdrücke auf.



124 INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG1243 Detektion von Na-Sieden durch Reaktivitätsmessungen\*

(R.W.Albrecht, M.Edelmann, J.Ehrhardt, S.A.Wright, INR)

Die grundsätzlichen Untersuchungen zum Nachweis des integralen Na-Siedens durch Messung des zugehörigen Reaktivitätseffektes (1) wurden im wesentlichen abgeschlossen. Es wurde eine automatische Meßmethode entwickelt und gezeigt, daß sie prinzipiell geeignet ist, große Teile des SNR-Reaktorkerns zu überwachen. Als Kernstück eines Überwachungssystems wurde daher ein Prototyp eines Siededetektors entwickelt und mit simulierten Detektorsignalen erfolgreich erprobt.

Abb. 1 zeigt gemessene Nachweiswahrscheinlichkeiten für sinusförmige Reaktivitätsstörungen im Frequenzbereich von  $2\text{ Hz} \div 13\text{ Hz}$ , wie sie durch integrales Na-Sieden hervorgerufen werden können, in Abhängigkeit von der Zeit nach Auftreten der Oszillation im Meßsignal. Parameter der Meßkurven ist die Amplitude der Reaktivitätsschwingung, die bei einer spektralen Leistungsdichte  $S$  des normalen betrieblichen Reaktivitätsrauschens von  $S = 5 \cdot 10^{-9} \text{ } \mu\text{sec}^2$  (z.B. an der KNK) vorliegen müßte, um innerhalb der angegebenen Zeit  $t$  mit der Wahrscheinlichkeit  $W$  vom entwickelten Siededetektor nachgewiesen zu werden. \* .

Zur Festlegung der Anforderungen an die Reaktorinstrumentierung wurden die ortsabhängigen Übertragungseigenschaften des Reaktors einschließlich verschiedener Detektortypen untersucht (2).

In ersten Abschätzungen wurde die prinzipielle Anwendbarkeit der entwickelten Nachweismethode auch für lokales Sieden festgestellt.

In Simulationsversuchen am Argonaut-Reaktor wurde untersucht, inwieweit durch Kreuzkorrelation von Reaktivitäts- und akustischen Signalen eine Verbesserung gegenüber der Reaktivitätsmessung oder dem akustischen Siedenachweis allein möglich ist (3). Danach erscheint die Kreuzkorrelation als aussichtsreiche Nachweismethode für lokales Sieden. In einer Analyse der Möglichkeiten für Siedeversuche zur Erprobung der verschiedenen Nachweismethoden wurde ein nuklearer Siedeversuch in der KNK II vorgeschlagen.

Veröffentlichungen:

- (1) J.Ehrhardt, M.Edelmann: Tagungsbericht DAF Reaktortagung Berlin, 1974
- (2) M.Edelmann: KFK 2088 und Proc. SMORN 1, Rom, 1974
- (3) S.A.Wright, R.W.Albrecht, M.Edelmann: KFK 2069 und Proc. SMORN 1, Rom, 1974

\* BzFE-Nr.633.1. Letzter Bericht in KFK 1273/3

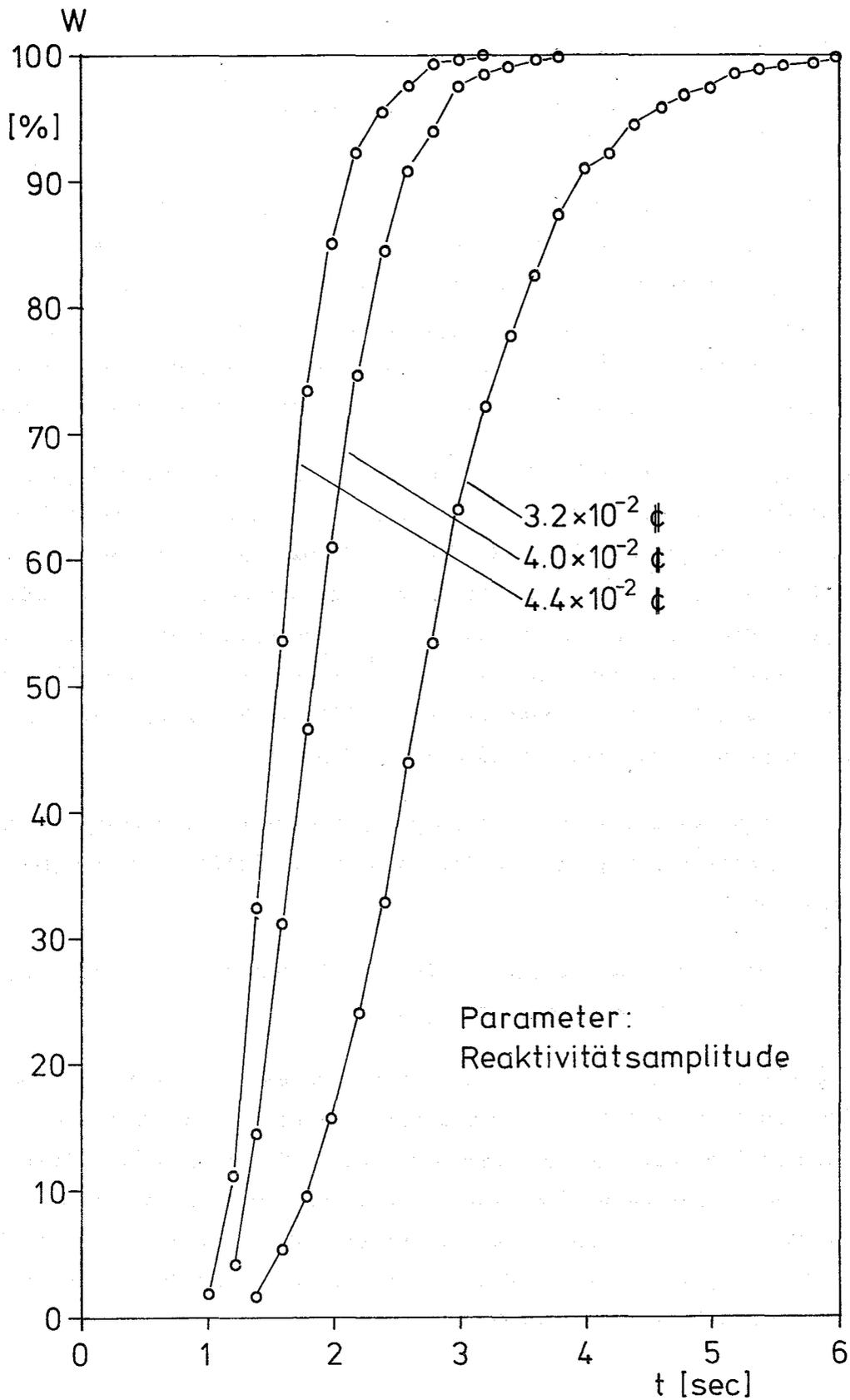


Abb.1 Nachweiswahrscheinlichkeit für sinusförmige Reaktivitätsstörungen

1244

Akustische Meßverfahren in Natrium-Systemen<sup>F</sup>

(H.Rohrbacher, J.Aberle, H.Arnswald, R.Bartholomay, H.Kruse, IRE)

Die Untersuchungen zum akustischen Untergrundverhalten der KNK wurden mit Hilfe einer 5,20 m langen Schallkoppelstange, deren Ende im Plenum bis über die Brennelementaustrittsöffnungen geführt war, fortgesetzt und die Schallaufzeichnungen mehrerer Sensoren dieses Schallwellenleiters ausgewertet. Ein Vergleich mit den Körperschallsignalen der am Tankauflager und an den vier Kühlmittelpumpen angebrachten Sensoren zeigt, daß eine breitbandige Entkopplung zwischen den Störgeräuschen und den Sensoren im Reaktorplenum vorliegt. Damit besteht eine aussichtsreiche Grundlage für die Detektierbarkeit von akustischen Siedesignalen aus dem Kernbereich bei den vorgesehenen in-pile-Siedeexperimenten in der KNK II. Für den Siedegenerator wurden in Zusammenarbeit mit dem IMF Entwürfe fertiggestellt und mit der Genehmigungsbehörde diskutiert.

Während der Umbauphase der KNK ist vorgesehen, weitere Körperschallaufnehmer am Reaktortank anzubringen und eine störungssichere Signal-Leitungsführung vorzunehmen. In engem Zusammenhang hierzu steht die geplante Instrumentierung der KNK-II-Versuchsstopfeneinsätze und die Vorprüfung der vorgesehenen Schallaufnehmer. Dazu werden parallel Bestrahlungsexperimente von Piezo-Wandlern im BR-2-Reaktor und dynamische Untersuchungen an Hochtemperatur-Sensoren verfolgt.

<sup>F</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/2

1246 Untersuchungen zur Signalverarbeitung für das Reaktorschutzsystem1246.3 Analyse lokaler Störfälle<sup>\*</sup>  
(K.Schleisiek, S.Jacobi, F.Katz, M.Straka, IRE)

Ziel dieses Vorhabens ist die Untersuchung der Folgen lokaler Kühlungsstörungen und die Entwicklung geeigneter Schutzeinrichtungen für eine rechtzeitige und zuverlässige Abschaltung des Reaktors. Der augenblickliche Kenntnisstand zum Ablauf und zur Detektierbarkeit solcher Störungen wurde in zwei Veröffentlichungen dargestellt (1, 2).

Die Untersuchungen zu den Einzelphänomenen des Propagationsstörfalls und die Entwicklungsarbeiten zur Kernüberwachungs-Instrumentierung wurden intensiv fortgesetzt. Die inzwischen gewonnenen neuen Erkenntnisse haben zu einer Modifizierung des Instrumentierungskonzepts geführt: Der Durchflußwächter am Brennelement-Austritt wird u.a. wegen fehlender Redundanz nicht mehr auf das Schutzsystem geschaltet. Statt dessen ist die Überwachung des Primärnatriums auf verzögerte Neutronen hin vorgesehen. Hiermit kann man den Reaktorkern jedoch nur integral und zeitverzögert überwachen. Diese Nachteile können durch eine Verbesserung der Überwachungsverfahren für die Brennelementaustrittstemperaturen ausgeglichen werden.

Die Detektion lokaler Blockaden zu einem möglichst frühen Zeitpunkt erfordert ein sehr empfindliches Verfahren zur Überwachung der Brennelement-Austrittstemperaturen. Es hat sich gezeigt, daß beim Einsatz verbesserter Algorithmen der Abstand zwischen Grenzwert und Istwert wesentlich verringert werden kann. Zum Beispiel ist ein Grenzwertabstand von 2-3 K bei einer Verzögerungszeit von etwa 1 Minute erreichbar, wenn adaptiv geführte Istwerte und daraus gebildete Gruppengrenzwerte verwendet werden. Für die Überwachung auf schnelle Temperaturänderungen wird eine adaptive Grenzwertführung vorgeschlagen. Dadurch kann der Grenzwertabstand von bisher 15 K auf 6 K reduziert werden. Ein solches Verfahren wurde bereits früher von Broeders untersucht.

Neuere Ergebnisse zum Zusammenhang zwischen Blockadegröße und Auswirkung auf den Kühlmitteldurchsatz haben gezeigt, daß auch Ereignisse innerhalb von Blockaden in Betracht zu ziehen sind. Dieses Ergebnis unterstreicht die Notwendigkeit der geplanten Kühlmittel-Blockade-Experimente im BR 2 (Mol 7C), insbesondere da sinnvolle out-of-pile-Versuche zu diesem Problem kaum möglich sind.

\* BzFE-Nr.552.2. Erster Beitrag.

- Veröffentl.: (1) K.Schleisiek, Stand der Arbeiten zum Propagationsstörfall, KFK 2003, S. 165  
(2) S.Jacobi et al., Zur Frage der Pin-zu-Pin-Schadenspropag., KFK 2047

1249 Rauschmessungen an der KNK und Erprobung von Neutronenflußdetektoren<sup>F</sup>  
 (M.Edelmann, J.Ehrhardt, P.Hoppé, H.Massier, F.Mitzel, INR)

Spaltkammern und Thermolemente wurden mit Hilfe von zwei Experimentierstopfen in das Core von KNK I eingebaut. Mit dieser Instrumentierung und den schon früher benutzten Ionisationskammern, Durchflußmessern, Schwingwegaufnehmern wurde folgendes Meßprogramm ausgeführt:

Bei Xenongleichgewicht wurden mit 100%, 80%, 55% und 30% Reaktorleistung Rauschmessungen während des normalen Reaktorbetriebes und Oszillationsmessungen mit binären, pseudostatistischen Regelstabbewegungen zur Bestimmung der Reaktivitäts-Leistungsübertragungsfunktion des Reaktors durchgeführt. Die dabei erzeugten Reaktivitätsschwankungen betragen  $\pm 0,3 \text{ ‰}$  und  $\pm 0,6 \text{ ‰}$ . Ferner wurde das Verhalten des Reaktors bei kleinen, sprunghaften Änderungen des Primärkühlmitteldurchsatzes um 2% und der Reaktivität um  $0,6 \text{ ‰}$  untersucht.

Die Auswertung der Magnetbandaufzeichnungen dieser umfangreichen Messungen ist noch nicht abgeschlossen: Bisher wurden die spektralen Leistungsdichten der Neutronenflußsignale des Detektors und der Betriebsinstrumentierung miteinander verglichen, um festgestellte Unterschiede auf mögliche lokale Effekte hin zu untersuchen. Die Meßergebnisse wurden außerdem mit Rechnungen der ortsabhängigen Quellübertragungsfunktion verglichen.

Die gemessenen Neutronenflußspektren können qualitativ interpretiert werden. Voraussetzung für quantitative Aussagen hinsichtlich der Nachweisbarkeit von Störungen ist die Kenntnis der Übertragungsfunktion  $H(f)$  zwischen der Reaktivität und der Reaktorleistung bei verschiedenen Leistungsstufen. Deshalb wurden inzwischen die Oszillationsmessungen mit pseudostatistischen Regelstabbewegungen analysiert. Um die systematischen Meßfehler klein zu halten, wurde für die experimentelle Bestimmung von  $H(f)$  nur der Frequenzbereich  $0,004 \text{ Hz} < f < 0,6 \text{ Hz}$  verwendet, in welchem sich eine gute Kohärenz ( $0,9 \leq \gamma^2 \leq 1$ ) zwischen der aufgeprägten Reaktivität und der entsprechenden Leistungsschwankung ergab. Die zugehörige Übertragungsfunktion  $H_m(f)$  wurde durch Division der gemessenen spektralen Kreuzleistungsdichte zwischen Reaktivitäts- und Neutronenflußsignal durch die autospektrale Leistungsdichte des letzteren bestimmt. Die Normierung von  $H_m(f)$  erfolgte über die Reaktivitätseichung des Regelstabes mittels Periodenmessung und über die gemessene Beziehung zwischen der stationären Reaktorleistung und der Gleichstromkomponente des Neutronenflußdetektors. Für  $f > 0,35 \text{ Hz}$  nimmt  $H_m(f)$  den für diesen Frequenzbereich gültigen Wert der Nulleistungsübertragungsfunktion an:  $|H_0(f)| \approx 1 \text{ ‰} \sqrt{\% \text{ Leistungsänderung} / \text{‰}}$ .

<sup>F</sup> Letzter Bericht in KFK 1273/4, S.124-4

Mit Hilfe eines theoretischen Modells /1/ wurde die Übertragungsfunktion  $H_{th}(f)$  mit Daten, die dem KNK-I Sicherheitsbericht entnommen wurden, berechnet. Da relativ große Unterschiede zwischen  $H_{th}(f)$  und  $H_m(f)$  festzustellen sind und außerdem die Funktion stark von den Reaktivitätskoeffizienten für den Brennstoff und den Moderator abhängt, wurde versucht, durch Anpassung dieser beiden Parameter eine bessere Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment zu erzielen. Die möglichen Gründe für die zwischen Theorie und Experiment beobachteten Diskrepanzen wurden in (1) erläutert.

Zur Erprobung von Neutronenflußdetektoren wurden die Übertragungsfunktionen von kommerziellen SPN-Detektoren mit Rhodium-Vanadium- bzw. Cobalt-Emitter im thermischen Fluß des FR2 gemessen (2). Der Einsatz dieser Detektoren in KNK I war aus Zeitgründen nicht möglich. Dagegen konnten in KNK I Miniaturspaltkammern auf ihr statisches und dynamisches Verhalten hin über einen längeren Zeitraum erprobt werden. Für die Auswertung wurde die digitale Datenverarbeitungsanlage zur on-line Analyse von Rauschsignalen vervollständigt.

/1/ L.Caldarola, P.Ferranti, F.Mitzel: KFK 2027

Veröffentlichungen:

- (1) P.Hoppé, F.Mitzel: Tagungsbericht DATF Reaktortagung, Nürnberg 1975
- (2) J.Ehrhardt, M.Edelmann: Tagungsbericht DATF Reaktortagung, Berlin 1974

Zu 125 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT

erscheinen Beiträge im nächsten Vierteljahresbericht.

126 NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE1261 Schwingungsverhalten von Brennelementen und Kreislaufkomponenten\*  
(J.Kadlec, K.D.Appelt, IRE)

Die Experimente zum Schwingungsverhalten wurden stärker auf die unmittelbaren Bedürfnisse des SNR-300 ausgerichtet. Ziel ist es, in enger Zusammenarbeit mit der Fa. INTERATOM den im Reaktor während des Betriebes zu erwartenden Schwingungszustand der wichtigsten Komponenten und die hierdurch hervorgerufenen Materialbeanspruchungen zu ermitteln sowie die auf diesem Gebiet zur Anwendung kommenden experimentellen und analytischen Methoden zu verbessern.

Im ersten Schritt werden die in der Kühlmittelströmung induzierten Druckpulsationen in der "Anlage für Pumpenversuche Schneller Brüter" in Bensberg (APB-Kreislauf) gemessen. Dieser Kreislauf ist mit verschiedenen für den SNR-300 typischen Armaturen und mit einer Prototyp-Umlaufpumpe ausgerüstet. Die Druckpulsationen werden direkt in der Na-Strömung hinter der Pumpe und hinter einer Armatur NW 600 (Adams-Klappe) gemessen.

Die Instrumentierung für diese Messungen wurde bereitgestellt und installiert. Die Versuche werden in Verbindung mit einer anderen, von der Fa. INTERATOM durchgeführten Versuchsreihe 1975 beginnen.

\* BzFE-Nr. 442.8

1262 Verschleissuntersuchungen in Natrium\*

(E.Wild, K.J.Mack, IRB)

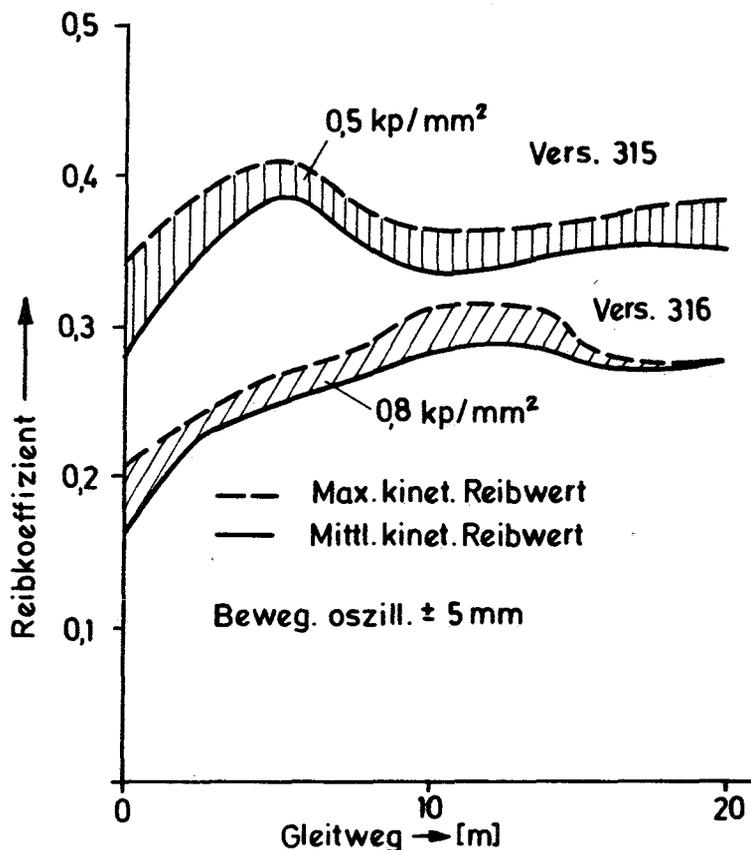
Mit dem Ziel, die Messverfahren zur Ermittlung geeigneter Pflasterwerkstoffe für die Brennelementkasten des SNR 300 zu verbessern, wurden in Zusammenarbeit mit dem Labor für Isotopentechnik zwei weitere Versuche (A2 und A3) mit aktivierten Proben (Werkstoff Stellite 6H) durchgeführt. Für den Versuch A2 wurde eine Standard-Teststrecke mit Stift-Scheibe-System so modifiziert, dass das durchströmende Natrium die Proben von oben nach unten umspülte. Der Behälterboden wurde mit starkem Gefälle zur Austrittsöffnung versehen. Dadurch sollte der Abtransport von Abriebpartikeln aus dem Messbereich begünstigt werden. Um in einer vertretbaren Versuchsdauer eine messbare Verschleissrate zu erhalten, wurde der Versuch bei kontinuierlich rotierender Relativbewegung mit ca.  $0,8 \text{ kp/mm}^2$  Pressung durchgeführt. Während des Versuchs wurde als Messgrösse die Aktivitätsänderung aufgezeichnet und später daraus der Gesamtabrieb errechnet. Zum Vergleich wurden nach dem Versuch die Längenänderung der Proben (wie bisher) mit dem Feinstmikrometer gemessen und die Werte verglichen. Die Übereinstimmung der so ermittelten Verschleissraten war nicht wesentlich günstiger als bei dem früher durchgeführten Versuch A1. Bei der Untersuchung der Teststrecke wurde wiederum eine erhebliche Menge von Abriebstoffen an Boden und Wänden haftend festgestellt. Möglicherweise ist hierfür ein durch die drehenden Einbauten bewirkter Zentrifugaleffekt verantwortlich, durch den auch der Strömungsverlauf des Na stark beeinflusst wird.

Um auch diesen möglichen Störeinfluss zu eliminieren, wurde der Versuch A3 in einer Teststrecke mit langsamer oszillierender Relativbewegung durchgeführt. Der geringere Gesamtgleitweg wurde durch höhere Pressung ausgeglichen. Durch zusätzliche Einbauten (Trichter, Führungsbleche) wurde der Na-Strom mit höherer Geschwindigkeit durch den Messbereich geführt. Dadurch wurde, wie eine nachträgliche Überprüfung ergab, die Abführung der Verschleisspartikel wesentlich verbessert. Eine absolute Übereinstimmung der auf konventionelle Weise und durch Probenaktivierung gemessenen Verschleisswerte wurde jedoch nicht erreicht. Ein geringer Teil des Abriebmaterials der aktivierten Probe wurde auf der nicht-aktivierten Probe fest aufgeschmiert, wodurch eine Aktivitätsänderung im Messbereich nicht eintreten konnte. Weitere Versuche zur Verbesserung der Verschleissmessung durch die Aktivierungsmethode sind vorgesehen.

\* BzFE-Nr.212.7

In fünf weiteren Versuchen wurde der Reibungskoeffizient von Hastelloy C unter Variation der Na-Temperatur untersucht. Abb. 1 zeigt die Reibwertkurven der Versuche 315 und 316. Die gemessenen Höchstwerte liegen vorwiegend unter der vom Reaktorhersteller festgelegten Grenze  $\mu \leq 0,5$ , jedoch höher als die Werte aus früheren Versuchen. Die aufgezeichneten, mittleren kinetischen Reibwerte stellen das arithmetische Mittel aus den beim Versuch geschriebenen Maximal- und Minimalwerten dar. Die Divergenz zwischen Maximal- und Mittelwerten ist unterschiedlich und z.T. stark vom Einfluss apparativer Grössen gekennzeichnet. Zur Ausschaltung der hier noch bestehenden Unsicherheiten wurden Vorbereitungen für gezielte Versuche getroffen.

Um die Ursache für die unterschiedlichen Ergebnisse der hier beschriebenen zu früheren Hastelloy-Versuchen zu ermitteln, werden z.Zt. alle Messwerte des jeweiligen  $O_2$ -Gehaltes in Na verglichen sowie Nacheichungen im gesamten Meßsystem durchgeführt.



Reibkoeffizienten von Hastelloy C  
in Na bei 400°C

1263 Untersuchungen zur thermo- und fluiddynamischen Kernausslegung1263.2 Untersuchungen im exzentrischen Ringraum\*

(D.Weinberg, K.Dres, V.Rastetter, H.Völler, IRB)

Nach einem geringfügigen Umbau des Teststreckeneinlaufs wurden die Messungen im exzentrischen Ringraum zur Bestimmung der Geschwindigkeitsfelder in Abhängigkeit von der Exzentrizität, der Re-Zahl sowie des hydraulischen Einlaufs fortgeführt.

Die Abb.2 und 3 zeigen Geschwindigkeitsprofile im zentrischen und exzentrischen ( $\epsilon = 0,25$ ) Ringraum ( $r_1/r_2 = 0,25$ ) für unterschiedliche Re-Zahlen. Die Profile weisen keine systematischen Verzerrungen auf. Der Einfluß der Re-Zahl ist gering, was aus der Literatur bekannt ist. Der maximale Geschwindigkeitsunterschied für die Schnittebene  $\rho = 0^\circ$  und  $\rho = 180^\circ$  beträgt für den in Abb. 3 dargestellten Fall 10,1%.

Eine eingehende Diskussion sämtlicher Ergebnisse wird nach Abschluß der Auswertung der Meßwerte vorgenommen.

\* BzFE-Nr.451.8. Letzter Beitrag in KFK 1274/2, S.126-6.

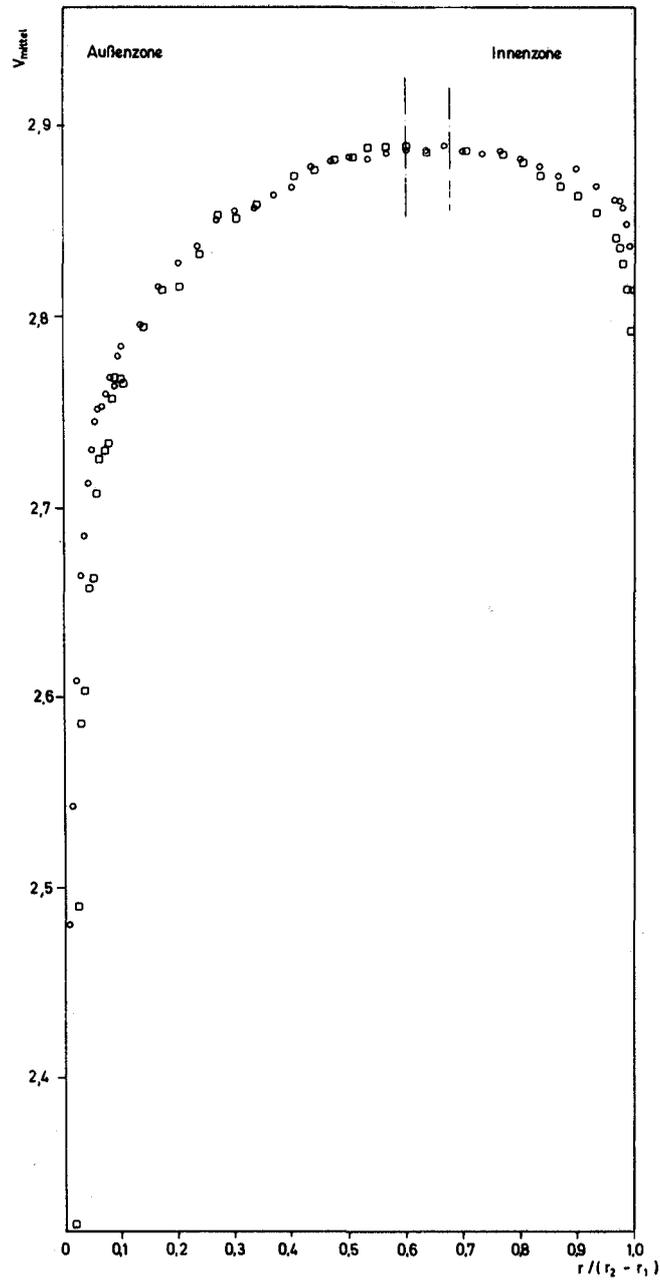


Abb. 2 Geschwindigkeitsprofil im zentrischen Ringraum  
 $r_1/r_2=0,25$ ;  $\epsilon=0,0$ ;  $Re=19,40 \cdot 10^3$  (○);  $44,56 \cdot 10^3$  (◻);  $l/d_h=37,8$

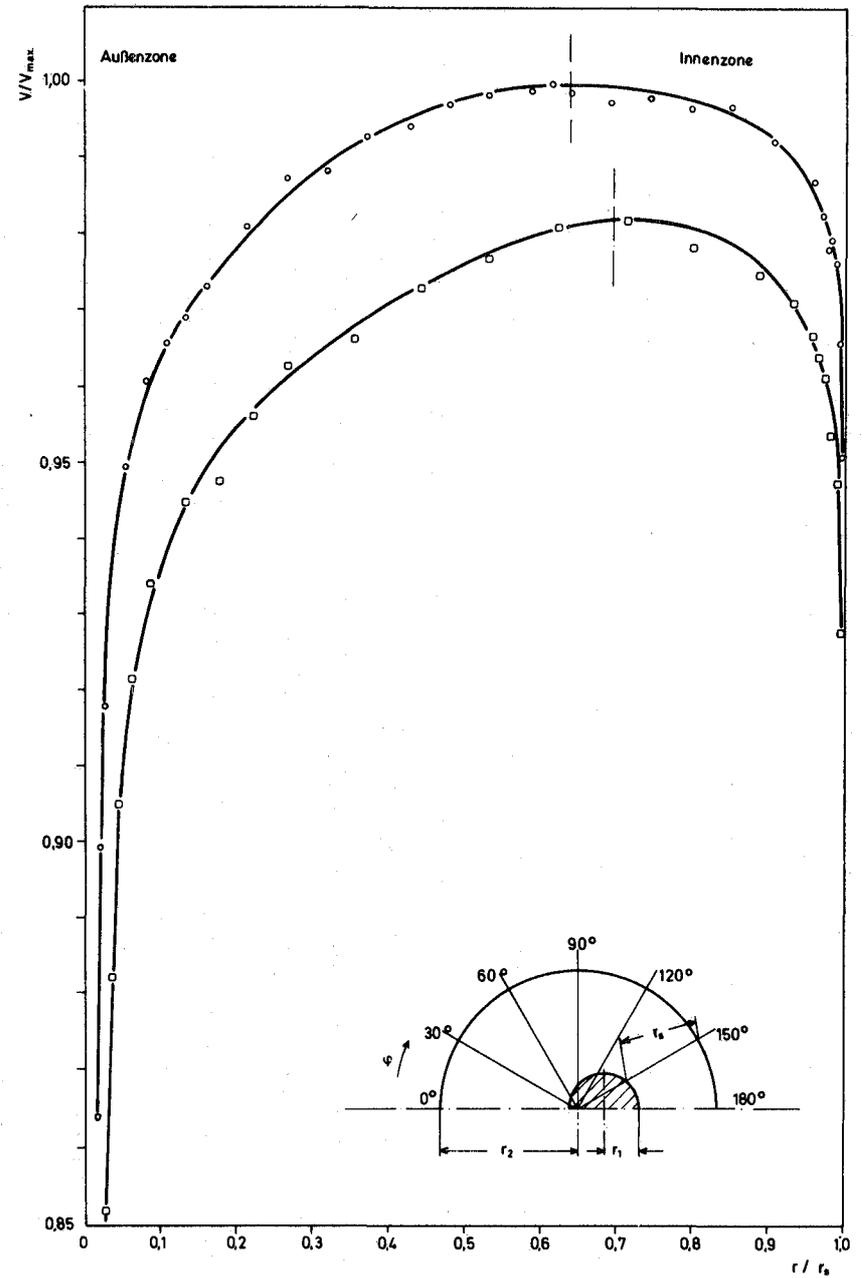


Abb. 3 Geschwindigkeitsprofil im exzentrischen Ringraum  $\varphi=0^\circ$  (○) u.  $180^\circ$  (◻)  
 $r_1/r_2=0,25$ ;  $\epsilon=0,25$ ;  $Re=34,38 \cdot 10^3$ ;  $l/d_h=37,8$

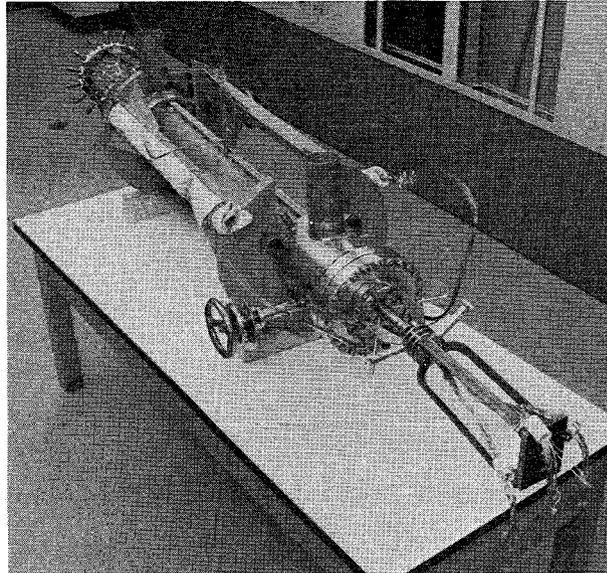
1263.3 Lokale Wärmeübergangsmessungen an Bündelgeometrien\*  
(M.Kolodziej, R.Möller, H.Tschöke und IRB-Betrieb)

Es wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

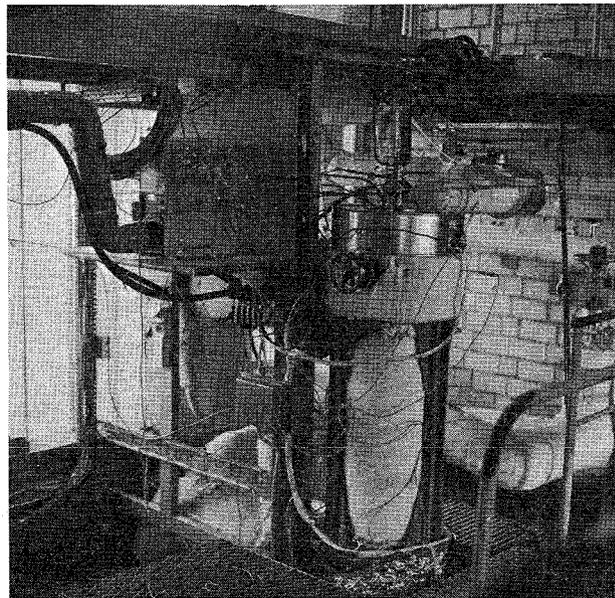
- Einschweissen der 16 festen Heizstäbe im Teststreckenboden mit einem Spezialverfahren und erfolgreiche He-Dichtheitsprüfung der Schweissnähte.
- Montage der Teststrecke und Prüfung der Instrumentierung (Abb.4).
- Abschluss der Änderungsarbeiten am Kreislauf (Sumpftank, Hauptpumpe, Schnellablassventil). Der Probetrieb am komplett fertiggestellten Kreislauf einschliesslich des Kreislaufseitigen Sicherheitssystems über 200 h verlief einwandfrei, die von Exp.-Seite gestellten Forderungen wurden erfüllt.
- Einbau der Teststrecke in den Na-Prüfstand WÜP II und Montage sämtlicher Versorgungs- und Messleitungen einschliesslich des Sicherheitssystems.
- Inbetriebnahme der Messwerterfassungsanlage.

Sämtliche Montagearbeiten zum Kreislauf und an der Teststrecke konnten abgeschlossen werden. Der Probetrieb mit Teststrecke und erste Experimente erfolgen nach Wiederaufnahme des Na-Schichtbetriebes Anfang 1975.

\* BzFE-Nr.451.1



Teststrecke nach der Montage



Teststrecke in WÜP II Prüfstand eingebaut

**Abb. 4 Teststrecke mit 19 - Stabbündel  
(drehbare Stäbe, axiale Gitterverschiebung)**

1263.4 Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischung in natriumgekühlten Brennelementen\*

(E. Baumgärtner, H. Hahn, H. Hoffmann, G. Trippe, IRB)

Die bisherigen Untersuchungen an 61-Stabbündeln mit Stabmitten-Stabdurchmesser-Verhältnissen von  $P/D = 1.32$  und gitter- und wendelförmigen Abstandshaltertypen wurden erweitert durch Versuche an Bündeln mit  $P/D = 1.2$ . Gemessen wurden die Temperaturverteilungen im Austrittsquerschnitt der Bündel bei turbulenter Natriumströmung als Funktion

der Strömungsverhältnisse ( $10^4 \leq Re \leq 7 \cdot 10^4$ ),  
 der Abstandshaltertypen (Wendeldraht, Wabengitter),  
 der Wendeldrahtsteigungen ( $100 \leq H[\text{mm}] \leq 300$ ).

Das Bündel wurde wie folgt beheizt:

Zentralstab allein  
 Wandstab allein  
 Eckstab allein  
 Zentral- und Wandstab gemeinsam  
 Zentral-, Wand- und Eckstab gemeinsam.

Aus den vorliegenden Daten werden z.Zt. die Mischraten ermittelt und durch Vergleich berechneter und experimentell bestimmter Temperaturverteilungen bei unterschiedlichen Beheizungsarten und Strömungsverhältnissen die Anwendung thermodynamischer Rechenprogramme für die Bündelauslegung überprüft.

Ergänzend zu den Untersuchungen in Natriumströmung wurden am 19-Stabbündel in  $H_2O$  folgende Untersuchungen durchgeführt:

- Die bei früheren Versuchsmessungen festgestellte asymmetrische Anströmung des Stabbündels konnte durch Einbau einer Lochplatte und einer Sieb-Packung nahezu ausgeglichen werden. Die neuen Geschwindigkeitsprofilmessungen im (dem Stabbündel vorgeschalteten) Leitrohr ergaben eine Abweichung von der mittleren Geschwindigkeit von  $+ 1,5\%$  statt den bisherigen  $+ 5\%$  für alle in Frage kommenden Geschwindigkeiten.

\* BzFE-Nr.451.5. Letzter Beitrag in KFK 1274/2, S.126-12.

- Geschwindigkeitsfelder wurden über die Gesamtfläche charakteristischer Bündelteilkanäle gemessen (Zentral-, Eck-, Wandkanal). Für die Mittentraverse des Zentralkanals wurden Geschwindigkeitsprofile zusätzlich bei verschiedener Entfernung (L) des Abstandshalters (Röhrchengitter, Bauart Interatom) von der Messebene bestimmt.

Ergebnisse dieser Untersuchungen in Abb.5 für  $Re \approx 16000$  zeigen, daß in einer Entfernung  $L/d_h \approx 5$  bereits ein vom Abstandshalter weitgehend unbeeinflusstes Geschwindigkeitsprofil vorliegt. Weitere Versuche sollen den Einfluss der Abstandshaltertype und der Reynoldszahl auf das Geschwindigkeitsfeld der Gesamtfläche der Teilkanäle klären.

#### 1263.5 Entwicklung elektrischer Heizelemente\*

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

Das Fertigungsverfahren von Heizstäben der Entwicklungsstufe II (angestrebte Betriebsdaten:  $250 \text{ W/cm}^2$  Heizflächenbelastung bei  $1050^\circ \text{C}$  Kühlmitteltemperatur) wurde weiter verbessert. Es liegen nun detaillierte Erfahrungen über die Fertigung vor. Mehrere Stäbe sind zur Erprobung verfügbar.

\* BzFE-Nr.933.2

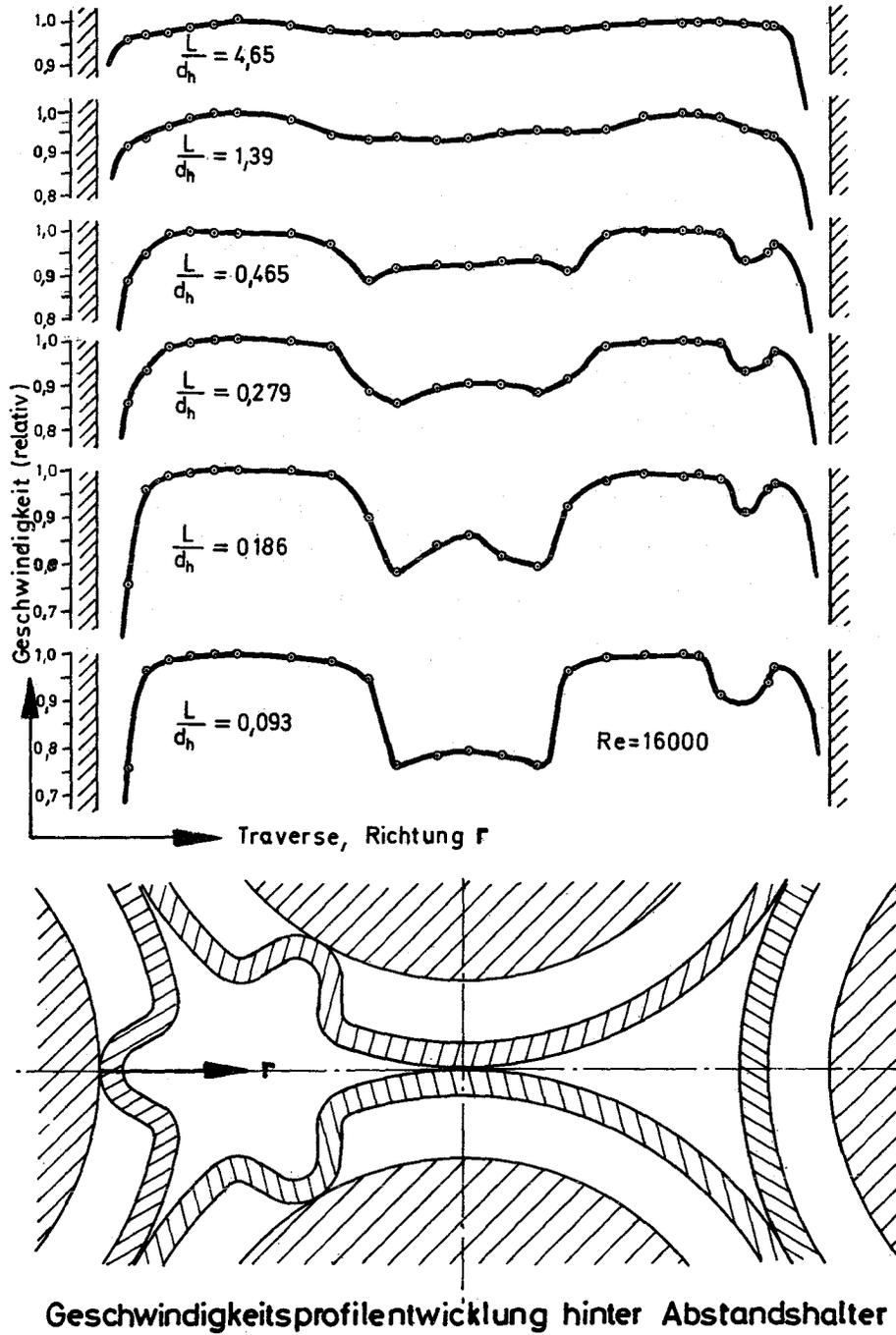


Abb. 5

1263.7 Der Einfluß von Gasblasen auf die Temperaturverteilung einer thermisch hochbelasteten Oberfläche in einer Na-Strömung\*

(A. Islam, K. Rust, IRB)

Die Auswirkungen von aus schadhaften Brennstäben austretenden oder im Kühlmittel mittransportierten Gasblasen auf die Temperaturvariation der Brennstabhüllen sind zu ermitteln.

In einer Literaturstudie wurden die aus einem defekten Brennstab resultierenden Gasfreisetzungsmechanismen betrachtet. Schnelle und langsame Gasfreisetzungen führen zu unterschiedlichen Propagationsmöglichkeiten. Die Ergebnisse der Studie wurden unter Berücksichtigung der im SNR vorliegenden geometrischen und betrieblichen Verhältnisse benutzt, um die vorgesehenen Experimente zu definieren. Diese werden in  $H_2O$ - und Na-Strömungen durchgeführt werden.

Für repräsentative Geometrien und Betriebsbedingungen der Mk-I, Mk-II und Karbid-Stäbe wurden die Hüllrohrtemperaturtransienten ermittelt unter der Randbedingung: Voll isolierter Stab und volle Leistungsfreisetzung. Diese Annahmen stellen Extrembedingungen dar, und die Rechenergebnisse zeigen, daß die SNR-Mk-I-Brennelemente in Kernmitte die größten Transienten aufweisen (Abb.6).

Es wurde eine einfache Ringraum-Teststrecke für  $H_2O$ -Versuche zum Studium eines quer zur  $H_2O$ -Strömungsrichtung aus verschiedenen Lochgeometrien austretenden Gasstrahles erstellt. Damit soll die Struktur des Gases während seiner Freisetzung und Ausbreitung untersucht werden.

\* BzFE-Nr.451.1. Erster Bericht.

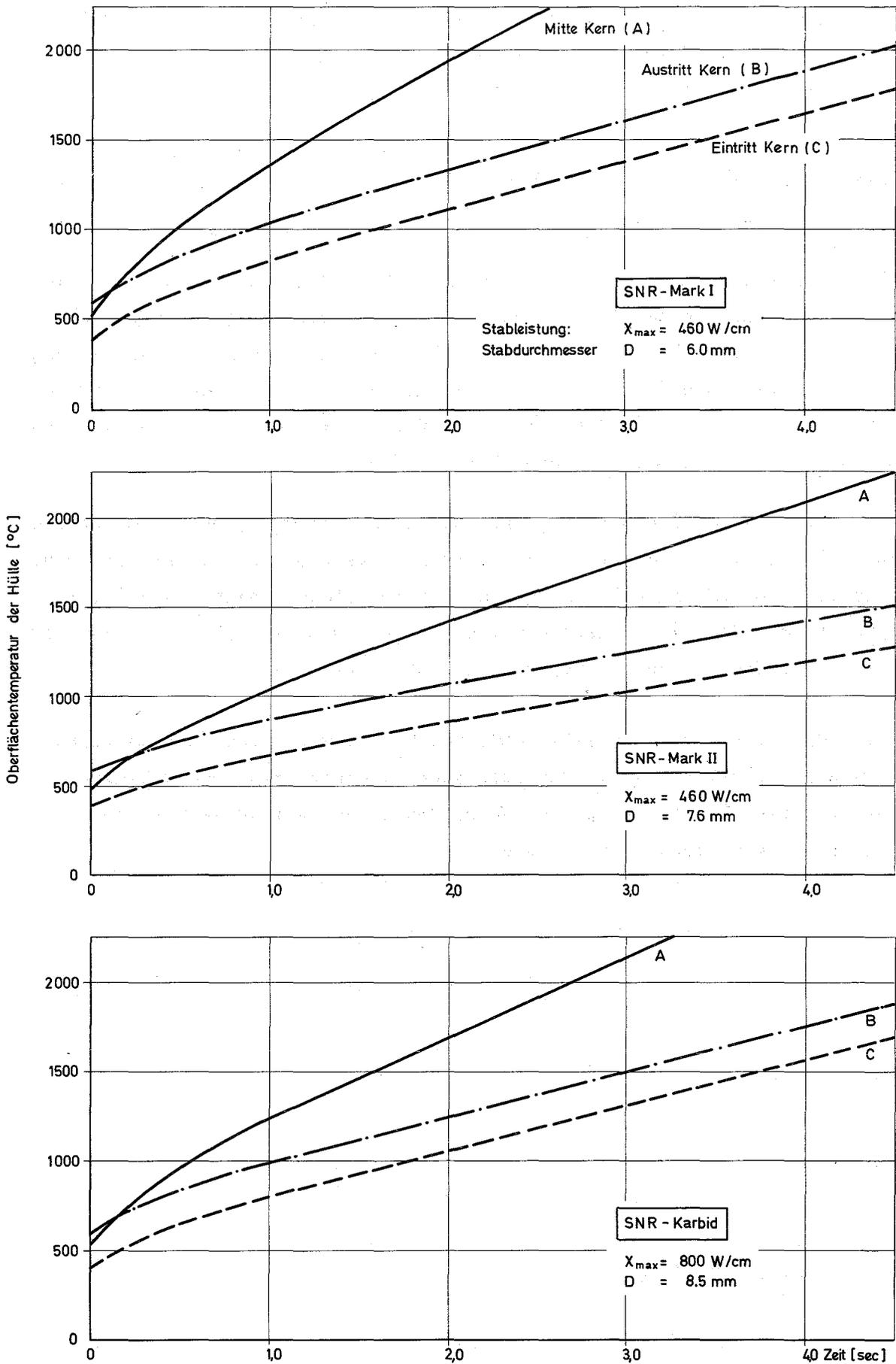


Abb. 6 Die Hüllrohrtemperaturen als Funktion der Zeit für thermisch isolierte Brennstäbe Na-gekühlter Schneller Reaktoren

1264 Hydraulische Untersuchungen am SNR-300-Absorber\*  
(K.Fischer, K.Marten, E.Wiens, IRB)

Die Messdaten der hydraulischen Untersuchungen am Modell des Absorbers der 2. Abschaltseinheit wurden ausgewertet.

Die bei den Experimenten untersuchten wichtigsten Betriebsstellungen der Bündel im Führungsrohr des Absorbermodells sind in Abb. 7 dargestellt.

Ergebnisse der Untersuchungen:

Der Gesamtdruckverlust des Absorbers in Abhängigkeit vom Durchsatz (Abb.8)

- wird durch die axiale Stellung der Teilbündel stark beeinflusst, so dass er in der Bereitschaftsposition etwa 10 mal größer ist als in Abschaltposition und
- wird durch die radiale Stellung (konzentrisch gegenüber der Zick-Zack-Lage) kaum beeinflusst.

Die Durchsatzverteilung zwischen den 3 Teilbündeln ( $B'$ ,  $B''$  und  $B'''$ ) und dem Ringraum, ausgedrückt im Bündelanteil in Abhängigkeit vom Durchsatz (Abb.8)

- liegt unter den geforderten Werten,
- wird durch die axiale Stellung ebenfalls stark beeinflusst, so dass der Bündelanteil in der Bereitschaftsposition etwa 4 mal größer ist als in der Abschaltposition und
- wird durch die radiale Lage der Teilbündel beeinflusst, so daß besonders der Durchsatzanteil des kernnächsten, thermisch höchstbelasteten Teilbündels  $B'''$  in der Zick-Zack-Lage durch die vermehrten Leckagen an den Kuppelstellen im Vergleich zur zentrischen Lage geringer ist.

Der zum Aufschwimmen der Teilbündel erforderliche Gesamtdruckverlust (Abb.8) wurde ermittelt.

Die Teilbündel  $B'$  und  $B''$  schwimmen gemeinsam auf (Abb.9). Durch die an der Kuppelstelle zwischen den Teilbündeln  $B''$  und  $B'''$  auftretende Leckage wird der Durchsatzanteil des Teilbündels  $B'''$  beträchtlich vermindert.

\*BzFE-Nr.455.2

Die radiale, stabile Lage der Bündel im Führungsrohr des Absorbers war beim Durchströmen sowohl in Bereitschafts- als auch in Abschaltposition vorhanden.

Aus den Ergebnissen der Experimente kann gefolgert werden:

- Durch vermehrte Drosselung des Ringraum-Durchsatzanteils am Fuß des untersten Bündels B' kann der geforderte Durchsatzanteil der Bündel erreicht werden, ohne daß der erhöhte Absorber-Gesamtdruckverlust den Grenzwert erreicht, bei dem unter Betriebsbedingungen in Natrium die Bündel aufschwimmen; vorausgesetzt, daß zwischen dem Original- und Versuchsbündel kein Gewichtsunterschied besteht ( $m_{OB} \approx m_{VB}$ ).
- Durch konstruktive Änderungen der Kuppelstellen können die Leckraten in der Zick-Zack-Lage auf die in der zentrischen Bündellage herabgesetzt werden, ohne dadurch die radiale Beweglichkeit der Bündel untereinander einzuschränken.

Die aus den Ergebnissen resultierenden konstruktiven Änderungen wurden mit der Fa. Interatom diskutiert.

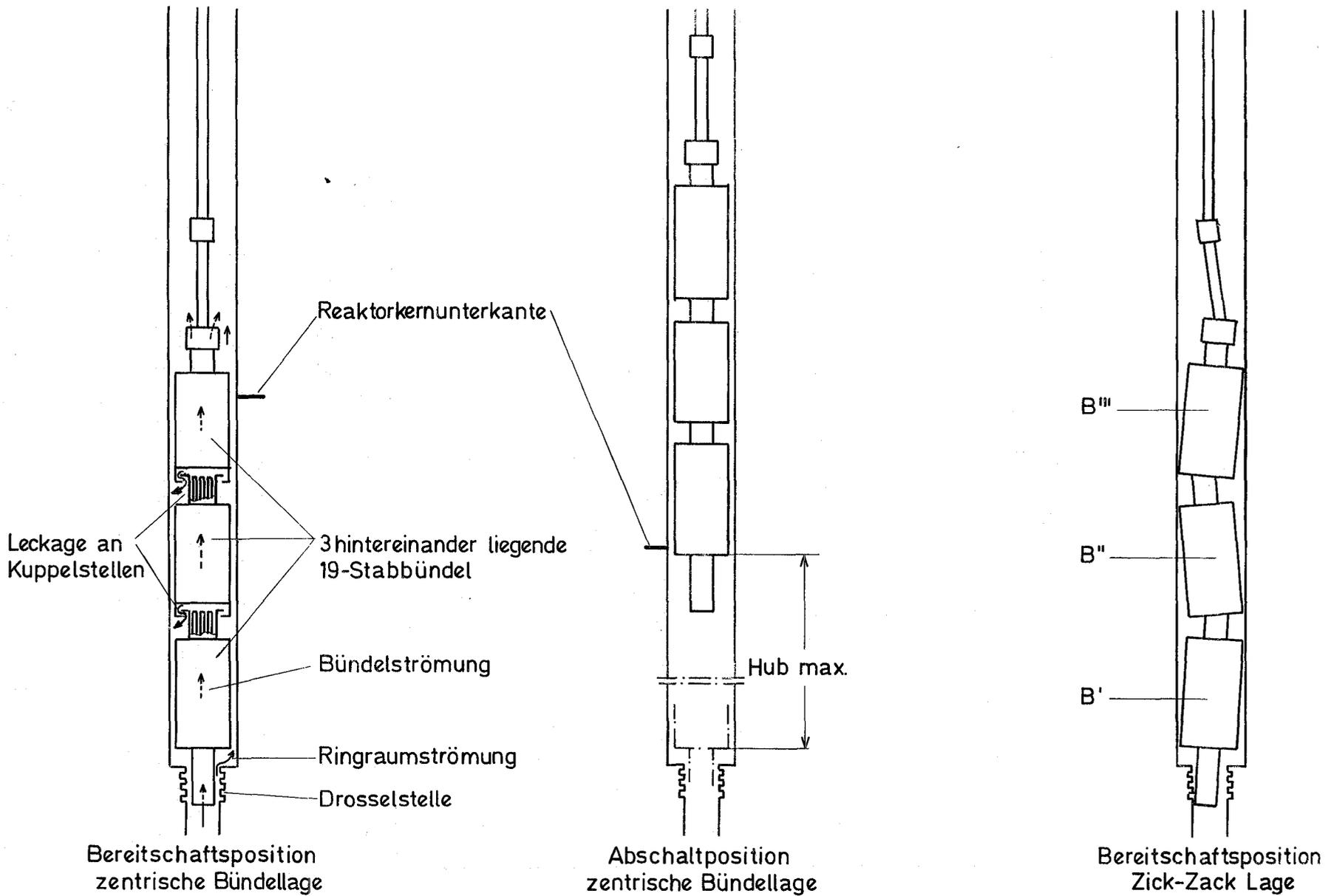
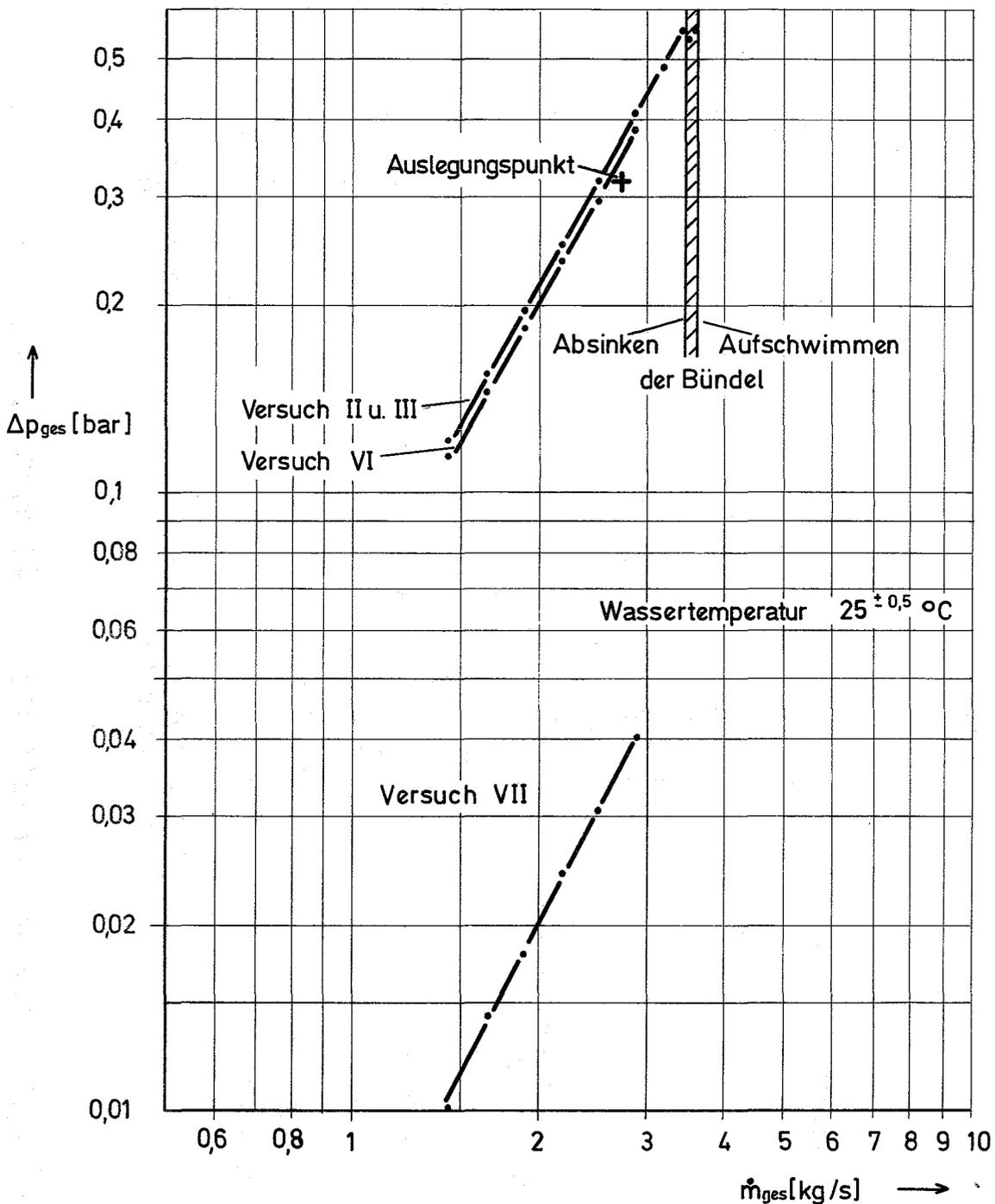


Abb. 7 Bündelstellungen des Absorbers der 2. Abschalteinheit SNR-300



Versuch	II	III	VI	VII
Bündelposition	axial	Bereitschaft - Position		Abschalt-
	radial	Zentrisch	Zick-Zack	Zentrisch
Kuppelstellen	abgedichtet		offen	

Abb. 8 Mittlerer Gesamtdruckverlust  $\Delta p_{ges}$  des Absorbers als Funktion vom Durchsatz  $\dot{m}_{ges}$

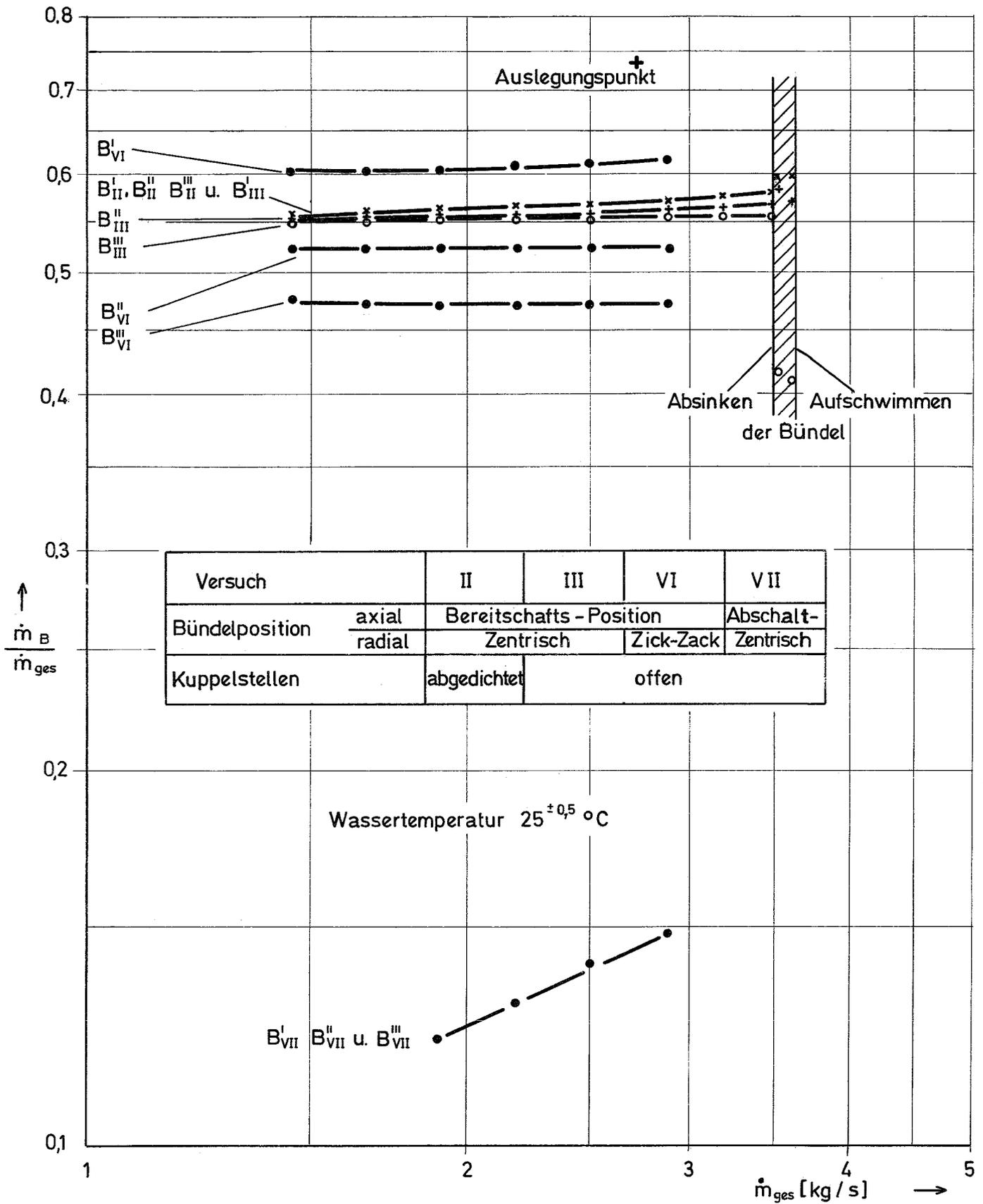


Abb. 9 Mittlere Durchsatzanteile  $\dot{m}_B / \dot{m}_{ges}$  der Bündel B', B'' u. B''' als Funktion vom Absorberdurchsatz  $\dot{m}_{ges}$



127 THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS1271 Experimentelle Arbeiten an den wärmetechnischen Versuchsständen1271.1 Arbeiten für gasgekühlte Schnelle Brüter<sup>G</sup>Druckverlustmessungen an einem Stabbündel mit künstlicher  
Oberflächenrauigkeit(J. Marek, E. Mensinger, K. Rehme, A. Roth, INR)<sup>+</sup>

Im Heliumversuchsstand des INR wurden an einem Stabbündel von 19 Stäben in hexagonaler Anordnung thermo- und fluiddynamische Untersuchungen durchgeführt. Thermische Versuche mit konstanter Leistung wurden für sechs Reynoldszahlen von  $Re = 1.36 \times 10^3 \div 1.12 \times 10^5$  aufgenommen, wozu 224 Thermoelemente zur Verfügung standen. Vorausgegangen waren isotherme Untersuchungen zur Bestimmung des Druckverlusts, über die hier berichtet werden soll.

Die für das Stabbündel verwendeten Stäbe waren zum Teil auf der Oberfläche aufgeraut. Als Rauigkeit wurde eine rechteckige Form gewählt im Gegensatz zu der dreieckförmigen Rauigkeit, die bei vorangegangenen Untersuchungen verwendet worden war /1/. Die Hauptdaten der untersuchten Teststrecke waren:

Stabbündel:

Gesamtlänge	$L_{ges} = 2280$ mm, davon mit
glatter Oberfläche	$L_g = 1448$ mm
künstlich rau	$L_r = 750$ mm
Stabdurchmesser glatt	$D_g = 18.3$ mm
Stabdurchmesser rau	$D_r = 18.9$ mm
Stababstandsverhältnis	$P/D_g = 1.426$
Wandabstandsverhältnis	$W/D_g = 1.308$
Schlüsselweite des Sechskantkanals	$SW = 120.0$ mm

---

<sup>+</sup> Erster Bericht

Rauhigkeit:

Form	rechteckig
Höhe	$h = 0.3 \text{ mm}$
Breite	$b = 0.3 \text{ mm}$
Abstand	$p = 2.7 \text{ mm}$
Abstandsverhältnis	$p/h = 9$

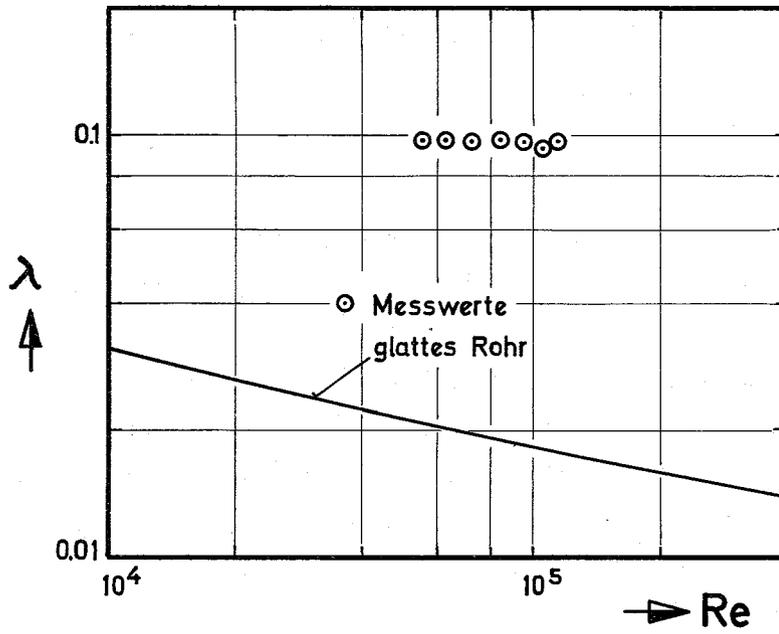
Die Druckverlustmessungen erstreckten sich über einen Reynoldszahlbereich von  $Re = 5 \times 10^4 \div 1.2 \times 10^5$ . Die Reibungsbeiwerte für den rauhen Teil des Stabbündels sind in Abb. 1 dargestellt. Die gemessenen Werte hängen nur sehr schwach von der Reynoldszahl ab. Mit höheren Reynoldszahlen fallen die Reibungsbeiwerte leicht ab, da der Reibungsbeiwert der glatten Strömungszone an der Kanalwand mit der Reynoldszahl abfällt.

Mit Hilfe des von Maubach /2,3/ entwickelten Rechenprogramms wurde aus den gemessenen Reibungsbeiwerten der Rauigkeitsparameter  $R$  für die verwendete Rechtecktrauhigkeit ermittelt. Abb. 2 zeigt die gefundenen Rauigkeitsparameter über der Rauigkeits-Reynoldszahl  $h^+$ . Die Meßwerte sind unabhängig von der Reynoldszahl  $h^+$  und haben den Wert  $R = 2.8$ . Für eine Rechteckrauhigkeit mit  $p/h = 9$  und  $h/b = 1$  und ein mittleres Verhältnis von Rauigkeitshöhe zur Länge des Geschwindigkeitsprofils  $h/L = 0.064$  ergibt sich aufgrund der Analyse zahlreicher Meßwerte an Rechteckrauhigkeiten in verschiedenen Strömungskanälen  $R = 3.24$  /4/. Die hier gefundenen Werte stimmen mit dem vorhergesagten Wert recht gut überein. Die durchgeführte Untersuchung hat damit die an anderen Kanälen gefundenen Rauigkeitsparameter (Druckverlustbeiwerte) gut bestätigt.

Literatur:

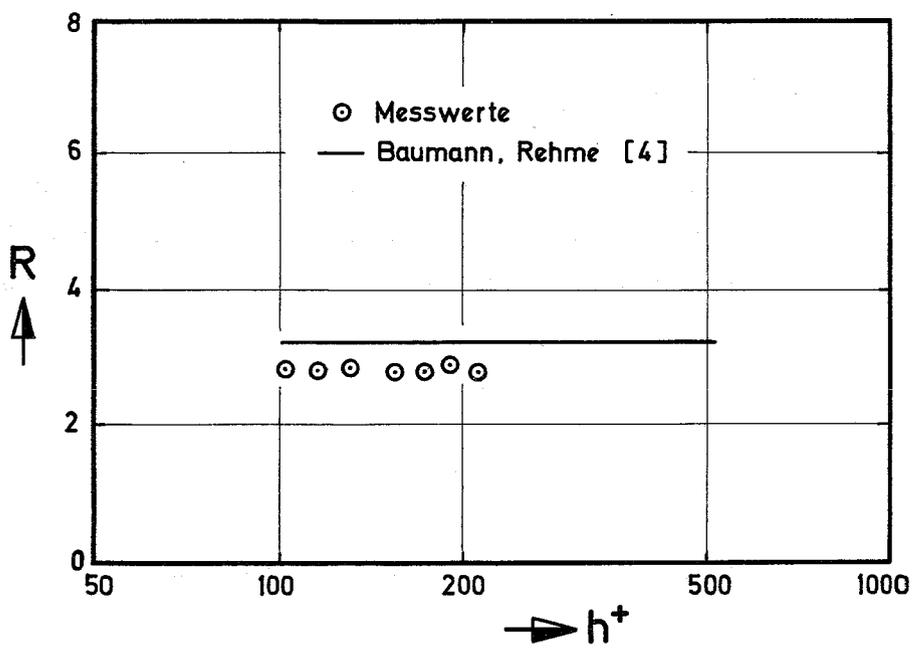
- /1/ K. Maubach, K. Rehme KFK 1271/2, S. 127-1 (1971)
- /2/ K. Maubach, KFK 1433 (1971)
- /3/ K. Maubach, K. Rehme, Nucl. Engng. Design 25, 369 (1973)
- /4/ W. Baumann, K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer (im Druck)

127-3



Gemessene Reibungsbeiwerte

Abb. 1



Rauhigkeitsparameter R

Abb. 2

## 2. Experimentelle Untersuchung der Temperaturverteilung an glatten und rauhen Rohren unter Abstandshaltern

(J. Marek, K. Rehme, INR)

Die experimentellen Untersuchungen der Temperaturverteilung unter Abstandshaltern in Stabbündeln mit 3 Stäben (KFK 1273/3, 1274/1, 1274/3) wurden planmäßig abgeschlossen.

Eine Analyse der gewonnenen Meßergebnisse und der wenigen in der Literatur vorhandenen Ergebnisse /1,2,3,4/ ergab, daß die Temperaturabsenkung bzw. die Erhöhung der Nusseltzahl im Abstandshalterbereich eine Funktion der Querschnittsversperrung ist, die durch den Abstandshalter verursacht wird. Außerdem hängt die Erhöhung der Nusseltzahl von der Oberflächenbeschaffenheit der Rohre ab.

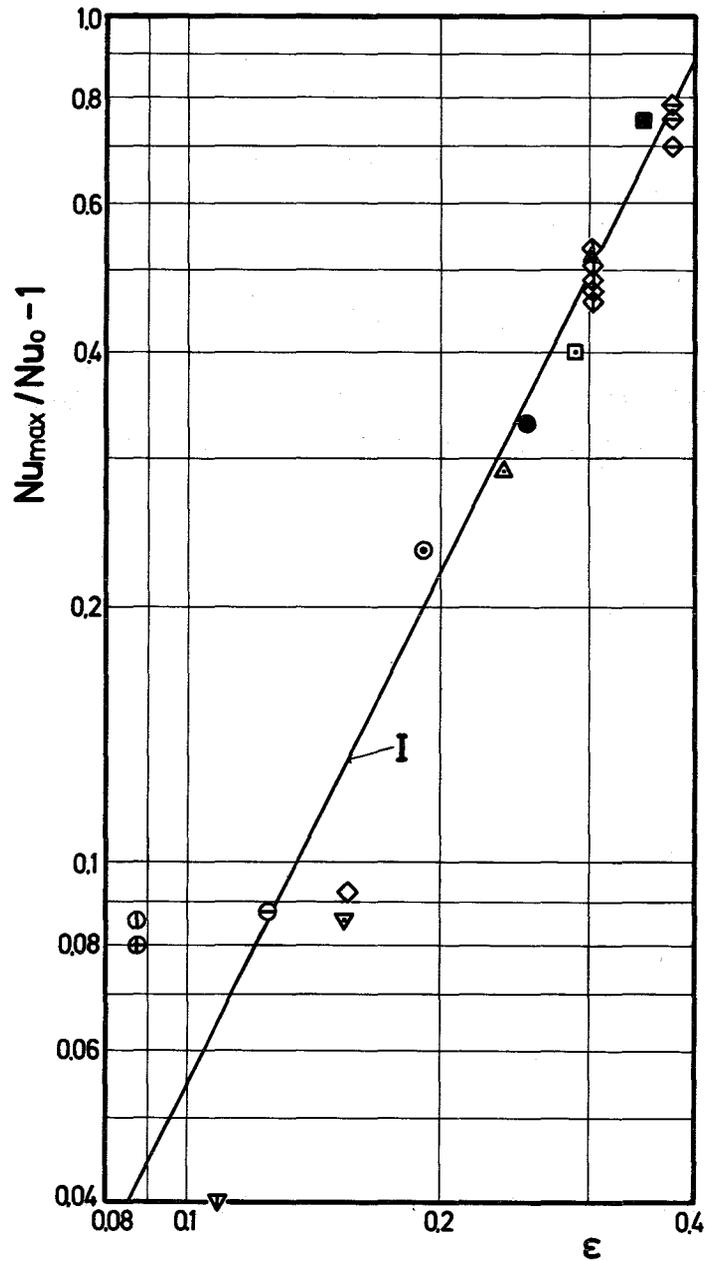
Abb. 3 zeigt für glatte Rohroberflächen alle gemessenen maximalen Nusseltzahlen im Abstandshalterbereich zwischen den Abstandshalterrippen bezogen auf die Nusseltzahl im ungestörten Fall als Funktion der Querschnittsversperrung  $\epsilon$ , definiert als Verhältnis des in Strömungsrichtung projizierten Abstandshalterquerschnitts zum ungestörten Strömungsquerschnitt. Die Meßpunkte lassen sich durch die eingezeichnete Gerade beschreiben, die sich ergibt zu

glatt: 
$$\frac{Nu_{\max}}{Nu_0} = 1 + 5.55 \epsilon^2.$$

Im Falle rauher Oberflächen ergab sich für den untersuchten Bereich von Rauigkeiten, der durch den Rauigkeitsparameter  $R = 3 - 4$  charakterisiert werden kann, die gleiche Abhängigkeit von  $\epsilon$ , jedoch eine andere Konstante:

rau: 
$$\frac{Nu_{\max}}{Nu_0} = 1 + 3.55 \epsilon^2.$$

Damit wurde für die Nusseltzahlerhöhung ein ähnliches Gesetz gefunden, wie sich für den Druckverlust bei früheren Untersuchungen ergeben hatte /5/, nämlich eine quadratische Abhängigkeit von der Querschnittsversperrung.



Gemessen zwischen den Rippen (Pos. 0°, Abb.2)

$$I: Nu_{max} / Nu_0 - 1 = 5,55 \epsilon^2$$

Erhöhung der Nu-Zahl durch den Abstandshalter  
über der Querschnittsversperrung (glatt)

Abb. 3

Literatur:

- /1/ J. Vlček, P. Weber, ZJE-66 (1970)
- /2/ V. Krett, J. Majer, ZJE-114 (1971)
- /3/ H.J. Hoffmann, C.W. Miller et al. GEAP-5289 (1966)
- /4/ M. Hudina, H. Nöthiger, Würenlingen TM-IN-526 (1973)
- /5/ K. Rehme, Nucl. Technol. 17, 15 (1973)

Veröffentlichungen im Berichtszeitraum:

- (1) K. Rehme, Turbulente Strömung in konzentrischen Ringspalten,  
Habilitationsschrift Univ. Karlsruhe, KFK-Bericht Nr. 2099

Disassembly-Rechnungen zur Analyse hypothetischer Unfälle des 1000 MW(e)-Heliumgekühlten Schnellen Brutreaktors GSB

(G.Jacobs, INR)

Die 1973 in Zusammenarbeit mit der KWU begonnene Analyse schwerer hypothetischer Unfälle des 1000 MW(e)-Heliumgekühlten Schnellen Brutreaktors wurde weitergeführt, unter Verwendung verbesserter Brennstoff-Zustandsgleichungen in der Disassemblyphase. Bei den bisherigen GSB-Rechnungen /1,2/ mit dem KADIS (Karlsruher Disassembly)-Programm wurde der Brennstoff durch die ANL-Zustandsgleichung /3/ beschrieben, also wie reines Urandioxyd behandelt. Hier wird über KADIS-Rechnungen berichtet, die mit den neuen, von E.A.Fischer und Bogensberger /4/ im IASR entwickelten Brennstoff-Zustandsgleichungen für Uran-Plutonium-Mischoxyd mit eventuellem Spaltproduktgehalt durchgeführt wurden.

Die verwendeten IASR/INR-Zustandsgleichungen

Diese Gleichungen liefern stöchiometrie- und anreicherungsabhängige Partialdrücke der einzelnen Komponenten des Mischoxyds, wobei Extrapolationen der von Rand und Markin /5/ angegebenen thermodynamischen Daten verwendet werden. Für die im Brennstoff nach einigem Abbrand enthaltenen und für das Disassembly wichtigen Spaltprodukte werden, abhängig vom Abbrand, Sättigungsdampfdrücke und Drücke nach dem idealen Gasgesetz berechnet, letztere unter der Annahme der vollständigen Verdampfung des Spaltprodukts. Bei Temperaturen unter 3000 K wird der Dampfdruck, bei Temperaturen über 3000 K wird der kleinere der beiden Druckwerte als relevant betrachtet. Der Restsauerstoff und die Spaltedelgase Xenon und Krypton werden als ideale Gase behandelt. Ihr Verhalten hinsichtlich Diffusion und Sammlung in Blasen im Korninnern und an Korngrenzen wird durch ein Modell von Ronchi und Matzke /6/ beschrieben. Ferner bleibt nicht unberücksichtigt, daß nur ein bestimmter Anteil der an Korngrenzen gesammelten Edelgasmenge, die frei aus dem Brennstoff hindusdiffundieren kann und über die gesamte Brennstablänge im Druckgleichgewicht stehe, für den Druckaufbau infrage kommt, nämlich der Anteil, der im heißen Kernbereich des Stabs zurückbleibt (etwa 20%).

Die Berücksichtigung von Helium

Bei der Anwendung der ANL-Zustandsgleichung in KADIS findet die Anwesenheit des unter hohem Druck (120 bar) stehenden Kühlmittels Helium mit seinem über 50%-igen

<sup>G</sup> Letzter Beitrag im KFK 1273/4, S.128-1.

Volumenanteil im Kern keine Berücksichtigung. Die in KADIS verfügbar gemachten neuen IASR/INR-Zustandsgleichungen wurden dergestalt ergänzt, daß die beim Druckaufbau durch das in der Lagrange-Zelle vorhandene Helium annehmbare Inhomogenität durch eine Kompressibilität des Heliums nach dem Poissonschen Gesetz adiabatischer Kompression idealer Gase angenähert werden kann. Iteriert wird hierbei über das freie Volumen, das einerseits unabhängige Variable im Druckgesetz des heißen Spaltproduktgases ist und andererseits als Funktion des auf dem Heliumgas lastenden Spaltproduktdruckes angenommen wird.

### Resultate

Die Disassemblyrechnungen mit den IASR/INR-Zustandsgleichungen wurden für einen hypothetischen Abschaltstabauswurfunfall durchgeführt, der in der GSB-Sicherheitsstudie /2/ ausführlich diskutiert wird. Als Ausgangsdaten dienen nach wie vor die von der KWU gelieferten Daten, die aus einer recht einfachen Predisassemblyanalyse dieses Unfalles stammen. Einige Schlüsseldaten zum Zeitpunkt (etwa 100 msec nach Beginn des Stabauswurfes) der Übergabe an das Disassemblyprogramm sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt.

Reaktivitätsrampe	62 \$/sec
Reaktivität	1.0336 \$
Leistung	833 400 MWatt
Maximale Brennstofftemperatur	3500 K
Energie des geschmolzenen Brennstoffs	5813 MJoule
Massenanteil des geschmolzenen Brennstoffs	48%

Tab. 1: Anfangsdaten für das Disassembly

Hinsichtlich des Spaltproduktverhaltens wurden für die Rechnungen folgende Annahmen gemacht: Die Hälfte des Spaltproduktdruckes werde wirksam, sobald der Brennstoff in der Zelle anfängt zu schmelzen; die andere Hälfte werde erst wirksam, wenn 80 % des Brennstoffs der Zelle geschmolzen sind. Hiermit soll dem Wanderungsphänomen Rechnung getragen werden, nämlich daß gewisse Spaltprodukte, wie z.B. Caesium, in der Brennstofftablette radial nach außen gewandert sind und erst freigesetzt werden können, wenn der Schmelzprozeß außen angelangt ist. Der Druck der nicht schon vor dem Schmelzen freigesetzten Edelgase werde proportional zum Anteil des geschmolzenen Brennstoffs der Zelle wirksam. Einige charakteristische Resultate einiger Rechnungen sind in der folgenden Tabelle aufgeführt, die zum Vergleich auch die schon früher mit den ANL-Daten erzielten Ergebnisse enthält.

In den Fällen 1 bis 5 wird das Heliumvolumen als freies Volumen betrachtet. Die Stöchiometrie ist in allen Fällen 1.98.

Zustandsgleichung	IASR/INR							ANL
	1	2	3	4	5	6	7	
Fall Nr.								
Helium-Kompressionsnäherung	nein					ja		
Mittl. Abbrand	1 %	2 %	3 %	4 %	5 %	2 %	4 %	
Disassemblydauer, msec.	5,2	5,1	4,9	4,6	4,3	2,3	2,1	5,8
Freigesetzte Energie während des Disassembly, MJoule x 10 <sup>4</sup>	1,91	1,7	1,52	1,38	1,26	0,53	0,49	2,09
Energie im geschmolzenen Brennstoff, MJoule x 10 <sup>4</sup>	2,23	2,04	1,88	1,75	1,64	0,99	0,96	2,42
Massenanteil des geschmolzenen Brennstoffs	90 %	89 %	87 %	86 %	84 %	62 %	61 %	96 %
Maximale Brennstofftemperatur, K	5121	4947	4797	4672	4570	3942	3910	5630
Maximale Leistung, MWatt x 10 <sup>6</sup>	7,95	7,4	6,97	6,63	6,35	4,25	4,11	7,77
Maximaler Druck, bar	742	157	80,4	71,9	120	197	204	>4000

Tab2: KADIS-Resultate

Da das Kernschmelzen zu Beginn der Disassemblyphase schon ziemlich weit fortgeschritten ist, kann man nicht erwarten, daß der Beitrag von Spaltproduktdrücken zum Disassembly, dessen Berücksichtigung vorerst auf die Disassemblyphase beschränkt bleiben muß, zu erheblicher Reduktion der Energiefreisetzung führt. In der Tat zeigen die Ergebnisse der Tabelle auch noch aus einem anderen Grunde nicht die um Größenordnungen geringeren Energiewerte, wie sie von der Analyse eines Reaktivitätsunfalles des SNR 300 mit den neuen Zustandsgleichungen bereits vorliegen /7/. Das freie Volumen ist beim GSB wesentlich größer als beim SNR. Im Vergleich der Resultate der Fälle 1 bis 5 zeigt die Tabelle trotzdem den starken Einfluß des Spaltproduktgehaltes auf das Disassemblygeschehen, was im Falle eines 5%-igen Abbrandes immerhin zu einer Verminderung bei der Energie im geschmolzenen Brennstoff von 48% im Vergleich zu dem mit den ANL-Daten gewonnenen Wert führt.

Bei den Fällen 6,7 mit der Helium-Kompressions-Näherung führen die wegen der verhältnismäßig kleinen anfänglichen Leer-Volumen von KADIS berechneten höheren Anfangsdrücke zu rascherem Disassembly und daher zu wesentlich geringerer Energiefreisetzung. Hinsichtlich der Bestimmung des Zeitpunktes des Umschaltens von Predisassembly auf Disassembly wird zu prüfen sein, ob das benutzte Kriterium (Beginn des Brennstoffverdampfens im zentralen Stab), das auf die ANL-Zustandsgleichung zugeschnitten ist, noch sinnvoll bei der Verwendung der IASR/INR-Zustandsgleichung erscheint, d.h. ob der Umschaltzeitpunkt nicht zurückverlegt werden müßte.

Abschließend sei bemerkt, daß die gebrachten Resultate immer noch Grobwerte darstellen, zumal noch nicht mit den Ergebnissen einer gründlicheren Predisassemblyanalyse gerechnet werden konnte.

#### Referenzen:

- /1/ G.Jacobs, M.Schatz, NEA-GCFR Safety Specialist Meeting, Karlsruhe 1974
- /2/ Götzmann u.a., 1000 MWe-Gasgekühlter Schneller Brüter, Kraftwerk Union, 1974
- /3/ Sha and Hughes, ANL-7701, 1970
- /4/ Private Mitteilung von E.A.Fischer und Bogensberger, 1973
- /5/ Rand and Markin, Symposium on Thermodynamics of Nuclear Materials, pp. 637, IAEA 1967
- /6/ Ronchi und Matzke, EUR 4877e, 1972
- /7/ Bogensberger, E.A.Fischer, Schmuck, ANS Topical Meeting on Fast Reactor Safety, Los Angeles 1974.

Beiträge zu

129 ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMBRÜTERN

erscheinen voraussichtlich im nächsten Vierteljahresbericht.

