

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM**

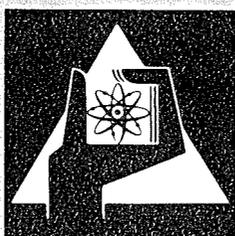
**KARLSRUHE**

November 1976

KFK 1276/2

Projekt Schneller Brüter

## **2. Vierteljahresbericht 1976**



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

**KARLSRUHE**

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

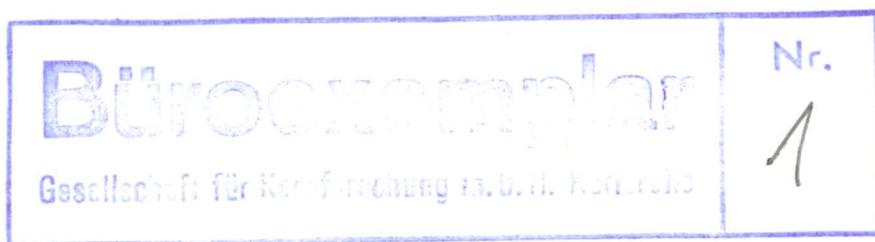
GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1276/2

Projekt Schneller Brüter

2. Vierteljahresbericht 1976



Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe



### Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 2. Vierteljahres 1976, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe oder in deren Auftrag durchgeführt worden sind.

Einige der wesentlichen Ergebnisse aus den Teilprojekten:

#### Brennstabentwicklung (1.12):

Unterschiede in der thermischen Belastung von Brennstäben je nach der radialen Position im Reaktorkern wurden in einer modelltheoretischen Parameterstudie am Beispiel des SNR-2 Brennstabes bestimmt. Im Vordergrund stehen Dichteänderungen des Brennstoffs infolge Erhöhung der Brennstoffzentraltemperaturen.

Experimentell wurden Dichte und Porosität von Brennstoffproben mit Hilfe eines Quecksilberporosimeters untersucht.

Die chemische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Kühlmittel war Gegenstand einer Mikrobereichsanalyse an einem defekt gewordenen Mischoxid-Brennstabprüfling. Dieser war in einer Druckkapsel im Siloe-Reaktor bestrahlt worden. Die chemische Reaktion hatte u.a. zu einer wesentlichen Erweiterung des entstandenen Hüllrohrisses geführt.

Über die bestrahlten Brennstäbe des Versuchs Rapsodie I liegen weitere Nachuntersuchungsergebnisse für Brennstoffe mit zwei verschiedenen O/M-Werten und für die Hüllmaterialien 1.4970 und 1.4988 vor. Bei hohem O/M sind lokale Hüllaufweitungsmaxima ganz überwiegend am oberen, heißen Stabende gefunden worden, bei niedrigem O/M dagegen auch beträchtliche Aufweitungen am unteren Stabende. Beim Stahl 1.4970, der eine weit höhere Warmfestigkeit und viel geringere Durchmesservergrößerung aufgrund von Porenschwellung unter Bestrahlung als die 1.4988-Hüllrohre zeigte, traten Hülldurchmessermaxima vorwiegend am unteren Stabende auf. Ein erster Beitrag über die thermischen Eigenschaften und Spezifikationsprüfung von Absorberwerkstoffen liefert Ergebnisse über  $B_4C$ ,  $EuB_6$  und  $Eu_2O_3$ .

#### Materialuntersuchungen (1.13) und Korrosionsversuche (1.14):

Im Projekt Mol-3B/4 bestrahlte Proben des Stahls 1.4970 und unbestrahlte Vergleichsproben mit entsprechender Vorbehandlung wurden auf ihre Zeitstandfestigkeit und ihr Kriechverhalten untersucht. Niedrigere Lösungsglühtemperatur führt bei den Vergleichsproben zu kürzeren Standzeiten und Zeitdehngrenzen; eine Verlängerung der Auslagerungszeit nach dem Lösungsglühen führt ebenfalls zu ungünstigeren Werten. Die Bruchdehnung erwies sich als unabhängig von der Vorbehandlung.

Eine von der GfK entwickelte und konstruierte Universal-Hüllrohr-Prüfanlage wurde in Betrieb genommen.

Die 1975 beendeten Korrosionsversuche haben gezeigt, daß bedeutende Anteile des Hüllrohrquerschnitts durch Kohlenstoffentnahme aus dem Natrium betroffen worden sind. Aus gemessenen Kohlenstoffprofilen zahlreicher Werkstoffproben wurde die Diffusion des Kohlenstoffs in den Stählen 1.4948 und 1.4301 bestimmt.

#### Physik (1.21 und 1.22):

Die Spaltquerschnittsverhältnisse zwischen U-238 und U-235 wurden im Bereich von 1...30 MeV gemessen, die Absolutwerte der Querschnitte für den Bereich zwischen 1 und 2 MeV berechnet.

Das 2-dimensionale Neutronendiffusions-Rechenprogramm HEXAGA II ist in das Rechenprogramm KAPROS integriert worden. Es wird über die dabei erzielte Verbesserung von KAPROS berichtet. Ein weiterer Beitrag behandelt die nunmehr abgeschlossene Entwicklung des Monte-Carlo-Codes KAMCCO.

#### Sicherheit (1.23 bis 1.25):

Eine aufgrund der Significant Liquid Structures Theory und neuerer Meßdaten verbesserte  $\text{UO}_2$ -Zustandsgleichung für hohe Temperaturen wurde zur Berechnung der Energiefreisetzung in der Abschaltphase eines schweren hypothetischen Störfalls benutzt. Die im Vergleich zu früheren Ergebnissen wesentlich niedrigere Freisetzung wird auf stärkere Brennstoffvolumenzunahme und demzufolge früheren Disassembly-Beginn zurückgeführt.

Eine Analyse des möglichen Einflusses einer lokalen Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung (BNR) auf die Energiefreisetzung bei einem hypothetischen Unfall führte zu dem Schluß, daß Implosionen infolge des Natriumdampfdruckes nicht zu erwarten sind und die alleinige Berücksichtigung der Brennstoffdampfdrücke konservative Ergebnisse liefert. Sprengversuche zur Simulation der mechanischen Auswirkungen einer BNR auf einen SNR-Kern wurden mit inzwischen fertiggestellten Rechenprogrammen modelltheoretisch nachgerechnet und ausgewertet. Über die Vorbereitung weiterer Versuche hierzu wird berichtet. Elektrisch hervorgerufene Niederschmelzversuche an Einzelstäben und 7-Stab-Bündeln brachten weitere Ergebnisse über den Einfluß des Füllgasdruckes im Brennstab auf den BNR-Ablauf.

Über den Wärmetransport aus volumbeheizten Flüssigkeitsschichten durch Konvektion werden experimentelle und theoretische Zwischenergebnisse dargestellt. Dieser für Nachunfalls-Wärmeabfuhr wichtige Problemkreis soll möglicherweise in einem Testreaktor näher untersucht werden, für den eine Durchführbarkeitsstudie vorliegt.

Für den Funktionsnachweis des Reventing-Systems des SNR-300 sind aerosol-physikalische Untersuchungen vorgesehen. Die hierfür erstellte Versuchsanlage wird beschrieben.

Es wird über Radionukliduntersuchungen im Zusammenhang mit Versuchen in den Reaktoren Siloe, KNK I und BR 2 berichtet.

Technologie (1.26 bis 1.29):

An einem 19-Stab-Bündel in strömendem Natrium gemessene Temperaturverteilungen ergaben Differenzen gegenüber theoretischen Voraussagen im Bereich der Abstandshalter und Kastenwände und besonders für gestörte Geometrien (z.B. Stabverbiegung).

Der Einfluß von Gasblasen in Natrium auf die Temperaturverteilung wird im Hinblick auf SNR-Brutelemente nunmehr auch für Wendeldrahtabstandshalter untersucht. Bisherige Ergebnisse zeigen, daß die Gasverteilung im Bündelquerschnitt wesentlich durch den Gaseingabeort bestimmt wird.

Für turbulente Na-Strömung liegen erste Ergebnisse der direkten numerischen Simulation von Temperaturfeldern vor.

Zum Thema SNR-2 Kernausslegung wird über Thermohydraulik, Kernmechanik und über die Ortsverteilung der Leistungsdichte und der Reaktivitätswerte berichtet. Es hat sich u.a. gezeigt, daß durch teilweises Einfahren von Regelstäben die Ortsverteilung des realen und adjungierten Neutronenflusses sehr stark gegenüber einem Zustand ohne eingefahrene Regelstäbe verformt ist. Dies wirkt sich entscheidend auf die Ortsverteilungen der Sicherheitskenngrößen aus.

Für den Fall von Gaskühlung wird über Druckverlustmessungen an Abstandshaltern in glatten und rauhen Stabbündeln, eine Untersuchung des Geschwindigkeitsprofils in einem Eckkanal eines Brennelementes sowie über Störfallanalysen eines Gasbrüters berichtet. Diese betreffen Druckverlust und Durchsatzverlust. Aufgrund des ermittelten Druckverlustunfallverlaufes wird gefordert, daß bei zunächst völligem Versagen des Schnellabschaltens ein aktives Schutzsystem innerhalb von 20 s eingeschaltet werden muß, damit die Hüllrohre nicht schmelzen.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

## Summary

This report describes work performed in the second quarter of 1976 with Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe or on its behalf within the framework of the Fast Breeder Project (PSB).

Here are some of the main results achieved in various subprojects:

### Fuel Rod Development (1.12.):

Differences in the thermal stressing of fuel rods depending on their radial positions in the reactor core were determined for the example of the SNR-2 fuel rod on the basis of a parameter study involving model theory. Most of the study was concerned with density changes of the fuel as a result of increasing fuel center temperatures.

The density+porosity of fuel samples were determined experimentally by means of a mercury porosimeter.

The chemical interaction between the fuel and the coolant was the object of a micro-area analysis carried out on a defective mixed oxide fuel test specimen. It had been irradiated in a pressurized capsule in the Siloe Reactor. The chemical reaction, among other consequences, had resulted in a major expansion of the crack that had developed in the cladding tube.

Further post-irradiation examination results of fuels with two different O/M values and the 1.4970 and 1.4988 cladding materials are now available for the irradiated fuel rods of the Rapsodie I experiment. At high O/M, local cladding expansion peaks were found mostly at the upper hot end of the rod, whereas at low O/M, major expansions were encountered also at the lower end of the rod. In the case of 1.4970-type steel, which has a much higher thermal stability and exhibited a much smaller increase in diameter as a result of pore swelling under irradiation than did the 1.4988 cladding tubes, maximum cladding tube diameters were found mainly at the lower end of the rod.

A first contribution about the thermal properties and the specification test of absorber materials furnishes results on  $B_4C$ ,  $EuB_6$  and  $Eu_2O_3$ .

Materials Studies (1.13) and Corrosion Experiments (1.14):

Specimens of 1.4970-type steel irradiated in the Mol-3B/4 Project and unirradiated control specimens subjected to the respective preliminary treatment were studied with respect to their stress rupture strength and their creep behavior. Lower solution annealing temperatures in the control samples result in shorter times-to-rupture and creep-rupture limits. Extending the agehardening period following solution annealing also results in less favorable values. The ultimate elongation turned out to be independent of any preliminary treatment.

A universal cladding tube test system developed and designed by GfK was started up.

The corrosion tests completed in 1975 have indicated that major fractions of the cross-sections of the cladding tubes were subject to carburization from the sodium. Diffusion of the carbon in the 1.4948 and 1.4301-type steels was determined from the measured carbon profiles in a number of material specimens.

Physics (1.21 and 1.22):

The fission cross-section relations between U-238 and U-235 were measured in the range between 1...30 MeV, the absolute values of the cross-sections were calculated for the range between 1 and 2 MeV.

The two-dimensional HEXAGA II neutron diffusion computer program has been integrated into the KAPROS computer program. The resultant improvement in KAPROS is described in the report. Another contribution deals with the development of the KAMCCO Monte-Carlo code which has now been finished.

Safety (1.23 to 1.25):

A  $UO_2$  equation of state for high temperatures improved in the light of the Significant Liquid Structures Theory and more recent measured data has been used to calculate the energy release during the shutdown phase of a major hypothetical accident. The release, which is much lower compared with earlier results, is assumed to be due to the more pronounced increase in the fuel volume and, consequently, the earlier onset of disassembly.

An analysis of the potential influence of a local fuel-sodium interaction upon the energy release in a hypothetical accident resulted in the conclusion that no implosions are to be expected as a result of the sodium vapor pressure and that conservative results will be found if only the fuel vapor pressures are taken into account. Blast experiments carried out to simulate the mechanical effects of a fuel-sodium interaction upon the core of an LMFBR were recalculated and evaluated in the light of the model theory by means of computer programs meanwhile completed. The preparation of additional experiments for the same purpose is described. Meltdown experiments initiated electrically on single rods and 7-rod bundles produced further results about the influence of the filling gas pressure in the fuel rod upon the development of the fuel-sodium interaction.

Experimental and theoretical interim results are described about the heat transfer out of volume-heated layers of liquid as a result of convection. This problem, which plays an important role in the post-accident removal of heat, is possibly going to be investigated in more detail in a test reactor for which a feasibility study is available.

Studies of aerosol physics have been planned to demonstrate the functioning of the reventing system of the SNR-300. The test facility designed and built for this purpose is described.

Radionuclide studies carried out in connection with experiments in the Siloe, KNK I and BN 2 reactors are reported.

Technology (1.26 to 1.29):

Temperature distributions measured in a 19-rod bundle in a liquid sodium flow give rise to differences as against theoretical predictions in the areas of the spacers and the box walls and, in particular, for disturbed geometries (e.g., bent rods).

The influence upon the temperature distribution of gas voids in the sodium is now also investigated for helical wire spacers with respect to the blanket elements in the SNR. Results achieved so far indicate that the gas distribution in the bundle cross-section is determined to a large extent by the point at which the gas is admitted.

For a turbulent sodium flow the first results of a direct numerical simulation of temperature fields are now available.

As far as the core design of the SNR-2 is concerned, the report covers the thermohydraulics, core mechanics and the local distribution of power density and the reactivity levels. It has become apparent, among other factors, that partial introduction of the control rods will greatly deform the local distributions of the real and the adjoint neutron fluxes relative to a condition without the control rods introduced. This has a decisive influence upon the local distributions of the safety parameters.

For the gas cooling case, loss-of-pressure measurements on spacers carried out in smooth and rough rod bundles, a study of the velocity profile in a corner channel of a fuel element, and incident analyses of a gas breeder are subjects of contributions. The accident analyses refer to the loss-of-pressure and the loss-of-flow cases. In the light of the development of the loss-of-pressure accident as determined a requirement raised is that if the fast shutdown system were first to fail completely, an active protection system be actuated within 20 s to prevent the cladding tubes from melting down.

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  
IMF = Institut für Material- und Festkörperforschung  
INR = Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik  
IRB = Institut für Reaktorbauelemente  
IRCh = Institut für Radiochemie  
IRE = Institut für Reaktorentwicklung  
LAF = Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik  
RBT = Reaktorbetrieb und Technik

Ferner liegt ein Beitrag der TU Hannover (1.23.43) vor.

Inhaltsübersicht +)

- 1.12 BRENNSTABENTWICKLUNG
- 1.13 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG
- 1.14 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN
- 1.21 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE
- 1.22 REAKTORTHEORIE
- 1.23 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN
- 1.24 INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG
- 1.25 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT
- 1.26 NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE
- 1.27 THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS
- 1.28 ENTWURFSTUDIEN FÜR GASGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN
- 1.29 ENTWURFSTUDIEN FÜR NATRIUMGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN

+) Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Kennzahlen.  
Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnummeriert.

---

Zum Druck eingereicht im Oktober 1976

1.12

BRENNSTABENTWICKLUNG

1.12.0

BrennstabmodelltheorieModelltheoretische Analyse des Bestrahlungsverhaltens von thermisch unterschiedlich belasteten Brennstäben<sup>F</sup> (H. Elbel, IMF)

Je nach ihrer radialen Position werden die Brennstäbe in einem Reaktorkern thermisch unterschiedlich belastet. Sie zeigen dadurch während des Betriebs ein unterschiedliches Verhalten. Wie groß diese Unterschiede sind, wurde anhand einer Parameterstudie mit dem Rechenprogrammsystem SATURN 1e untersucht. Dieses Rechenprogrammsystem berücksichtigt neben der Umstrukturierung des Brennstoffs durch Porenwanderung sowohl die Plutonium- als auch die Sauerstoffumverteilung und die Änderung des Sauerstoffpotentials mit dem Abbrand.

Die Parameterstudie wurde am Beispiel des SNR-2-Brennstabs durchgeführt, dessen Grundausslegungsdaten in der Tabelle 1 zusammengestellt sind. Die Form der axialen Verteilung der linearen Stableistung wurde durch folgende Kosinusfunktion angenähert:

$$\chi(z) = \chi_{\max} \cdot \cos\left(90 \cdot \frac{z - 48,5 \text{ cm}}{74 \text{ cm}}\right),$$

wobei  $z$  auf das untere Ende der Brennstoffsäule bezogen ist. Für die drei ausgewählten Maximalwerte der linearen Stableistung  $\chi_{\max} = 250, 350$  und  $450$  W/cm wurde bei einer Kühlmiteleintrittstemperatur von  $380^\circ\text{C}$  eine jeweils gleiche Aufheizspanne von  $200^\circ\text{C}$  angesetzt, wobei zur Vereinfachung ein konstanter axialer Gradient angenommen wurde. Diese Bedingungen für Stableistung und Kühlmitteltemperatur wurden während der betrachteten Betriebsdauer von 5000 h (208.3 d) als konstant angenommen. Tabelle 2 faßt die wichtigsten Angaben zu den Betriebsbedingungen zusammen.

Zur Beschreibung des Brennstoffverhaltens wurden Materialbeziehungen und -daten verwendet, die in (1) aufgeführt sind. Die das Verhalten des Hüllrohrmaterials beschreibenden Beziehungen wurden aus /1/ entnommen. Spaltgas erzeugung und -freisetzung wurden durch Modellvorstellungen und Daten erfaßt, die ebenfalls in /1/ angegeben werden.

<sup>F</sup> Erster Bericht

/1/ H.Többe, unveröff. Bericht 1975

Die zu erwartende thermische Belastung der drei Referenzbrennstäbe nach Erreichen der Vollast zu Beginn des Betriebs geht aus den Abb. 1 und 2 hervor, die den axialen Verlauf der Brennstoffzentral- bzw. der Brennstoffrandtemperatur zeigen. Das Maximum des axialen Profils der Zentraltemperaturen fällt mit dem Maximum der Stableistung zusammen. Das Maximum des axialen Profils der Brennstoffrandtemperatur ist demgegenüber zu höheren Hüllrohrtemperaturen hin verschoben, entsprechend den Wärmeleitungseigenschaften des Gasspalt zwischen Brennstofftabletten und Hüllrohr, die durch die Breite des Spaltes (Abb. 3) wesentlich mitbestimmt werden. Die unterschiedliche thermische Ausdehnung von Brennstoff und Hüllrohr führt dazu, daß bei allen drei Referenzstableistungen nach Erreichen der Vollast am heißen Ende der Brennstäbe der Gasspalt größer ist als im kalten Zustand (Abb. 3). Mit zunehmendem Abbrand nimmt die Spaltbreite infolge des Schwellens des Brennstoffs ab. Die Abnahme ist bei höherer Stableistung erwartungsgemäß größer als bei niedriger Stableistung (Abb. 3). Unter den gewählten Bedingungen (Schwelleffekt des Brennstoffs durch untere Grenzwerte erfaßt) tritt innerhalb der betrachteten Betriebszeit auch bei der höchsten Stableistung noch kein vollständiger Kontakt zwischen Brennstofftabletten und Hüllrohr an irgendeiner Stelle der Brennstoffsäule ein. Dabei ist zu beachten, daß der Vergrößerung der Radien der Brennstofftabletten durch Schwellen des Brennstoffs (Abb. 4) eine Vergrößerung der Hüllrohrradien durch Schwellen des Hüllrohrmaterials im schnellen Neutronenfluß gegenübersteht.

Im Laufe des Betriebes erfährt die Struktur der Brennstofftabletten die bekannten Veränderungen. Durch Porenwanderung, verbunden mit der Ausbildung des Zentralkanals, wird die innere Zone der Brennstoffsäule verdichtet. In Abb. 5 sind als Maß für die Größe der verdichteten Zone die Radien der jeweiligen Stengelkristallzone aufgetragen, wie sie zu Ende des betrachteten Betriebszeitintervalls im Heißzustand berechnet wurden. Abb. 6 zeigt die entsprechenden Radien des Zentralkanals. Die Zentralkanalbildung setzt bei der niederen Stableistung verhältnismäßig spät ein (Abb. 7), nämlich erst dann, wenn durch Spaltgasfreisetzung und entsprechende Verschlechterung des Wärmedurchgangs durch den Restspalt die thermische Belastung des Brennstoffs gestiegen ist.

Solange noch ein Restspalt vorhanden ist (Abb. 8), wird auch bei den höheren Stableistungen die Ableitung der Wärme des Brennstoffs durch die Spaltgasfreisetzung am stärksten beeinflusst. Dieser Einfluß führt im Laufe des Betriebs

zu einer Erhöhung der Brennstoffrandtemperaturen und bei niederen bis mittleren Stableistungen auch zu einer Erhöhung der Brennstoffzentraltemperaturen. Diese allgemeine Erhöhung der Brennstoffzentraltemperaturen, als Folge der Spaltgasfreisetzung, ist die Ursache dafür, daß die durch Porenwanderung verursachte Verdichtung des Brennstoffs nicht bereits in der ersten Betriebsphase abgeschlossen ist, sondern über die gesamte untersuchte Betriebszeit anhält. (Abb. 7).

Am Ende dieser Zeit hat sich in den Brennstäben mit mittlerer und hoher Stableistung ein in erster Näherung nur wenig unterschiedliches Dichteprofil ausgebildet. In Brennstäben mit niedriger Stableistung ist dagegen die Ausbildung der Stengelkristallzone und des Zentralkanals noch weniger weit fortgeschritten (Abb. 9 ).

Veröffentlichung:

(1) H. Elbel, J.R. Matthews, KFK-Ext- 6/76-4, Juni 1976

Tabelle 1: Auslegungsdaten des BrennstabsBrennstoff:

Material	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub>
U-235-Anreicherung	0.002 %
Pu-Anteil	15 %
O/Me-Verhältnis	1.98
theoretische Dichte	11.04 g/cm <sup>3</sup>
Tablettendichte	90.4 % TD
Außendurchmesser	6.40 mm

Hülle:

Material	1.4970
Außendurchmesser	7.60 mm
Innendurchmesser	6.60 mm

Brennstab:

Schmierdichte	85 % TD
Spaltweite	100 µm
Brennstoffsäulenlänge	1200 mm
Füllgas	90 % He + 10 % Ar
Fülldruck	1 bar
Plenumvolumen	29.1 cm <sup>3</sup>
Plenumtemperatur	380 °C

Tabelle 2: Betriebsbedingungen

## lineare Stabileistung

lokales Maximum W/cm 450, 350, 250

## Kühlmitteltemperatur

Eintritt °C 380

Austritt °C 580

## Kühlmitteldruck

bar 5

## mittlere Neutronenenergie

MeV 0.2

## Neutronenfluß, total

lokales Maximum n/cm<sup>2</sup>s 0.8, 0.62, 0.44 · 10<sup>16</sup>

## Neutronenfluß (E &gt; 0.1 MeV)

lokales Maximum n/cm<sup>2</sup>s 0.48 · 10<sup>16</sup>axialer Formfaktor  $\chi_{\max} / \bar{\chi}$ 

1.38

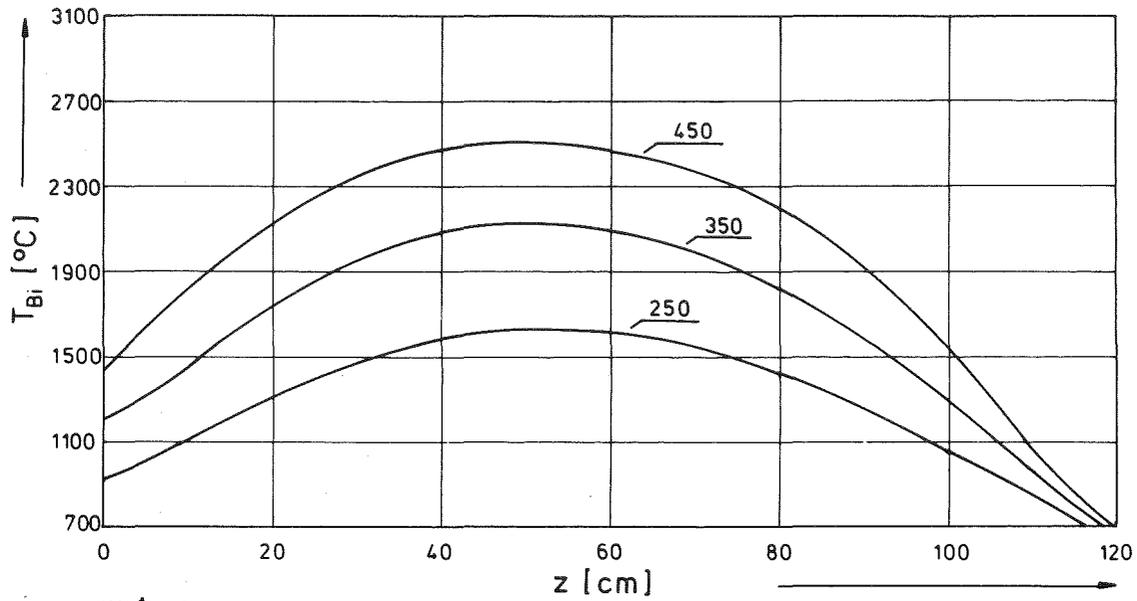


Abb. 1: Brennstoffzentraltemperatur  $T_{Bi}$  über der Brennstoffsäulenlänge  $z$  nach Erreichen der Vollast bei  $t = 10$  h für drei Maximalwerte der Stableistung

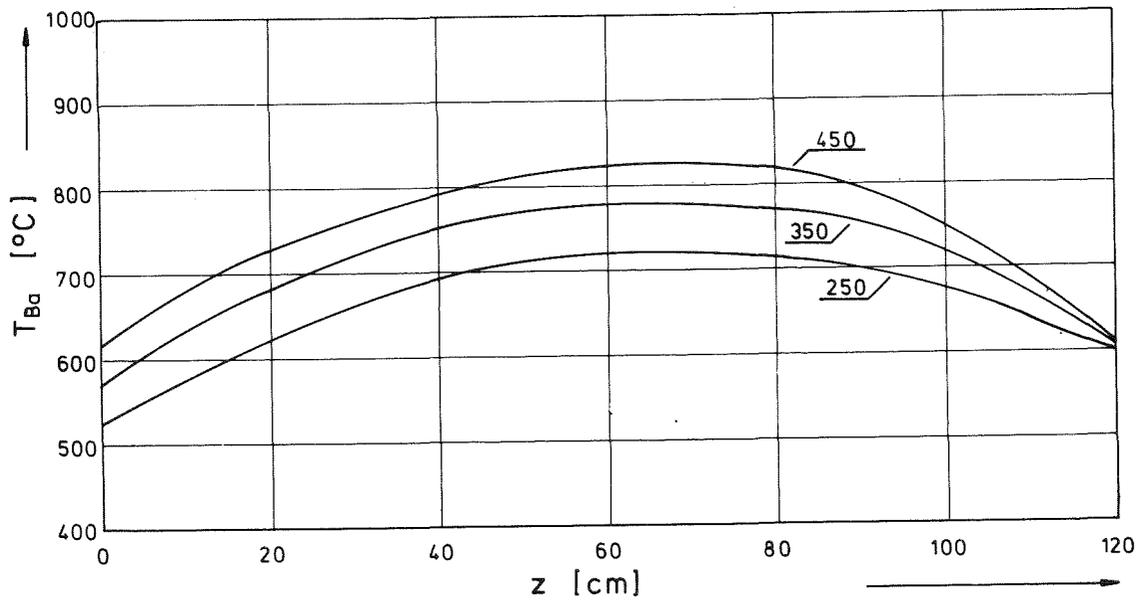


Abb. 2: Brennstoffrandtemperatur  $T_{Ba}$  über der Brennstoffsäulenlänge  $z$  nach Erreichen der Vollast bei  $t = 10$  h für drei Maximalwerte der Stableistung

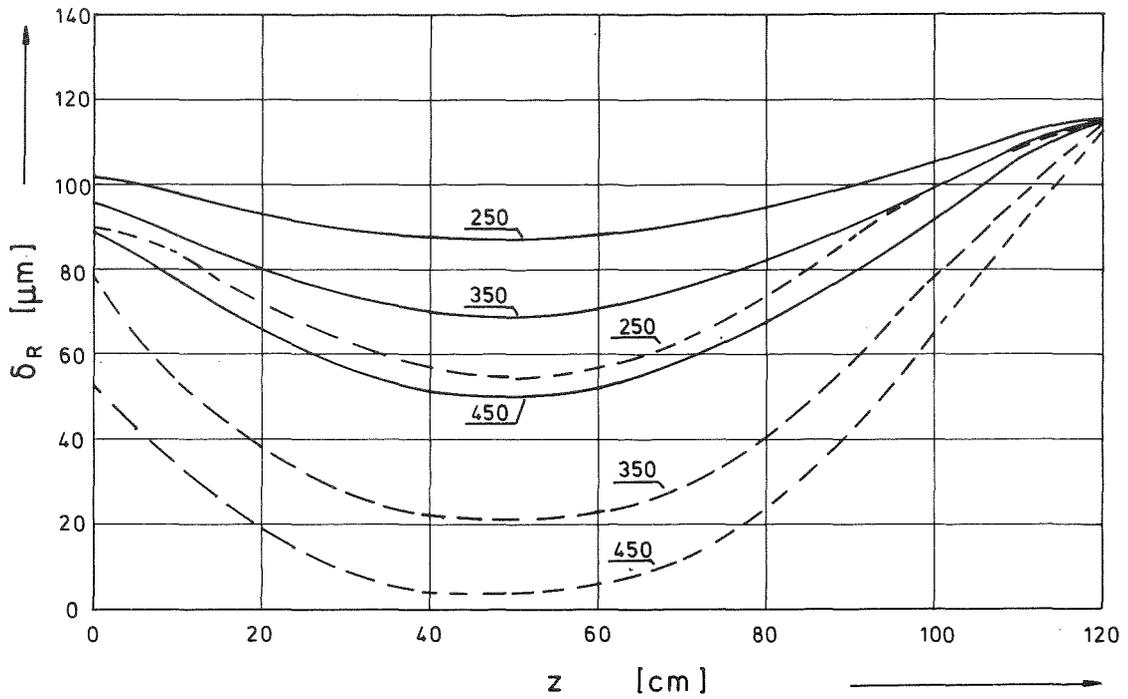


Abb. 3: Radiale Spaltbreite  $\delta_R$  über der Brennstoffsäulenlänge  $z$  für drei Maximalwerte der Stabileistung unter Vollast bei  $t = 10$  h (—) und  $t = 5000$  h (-----)

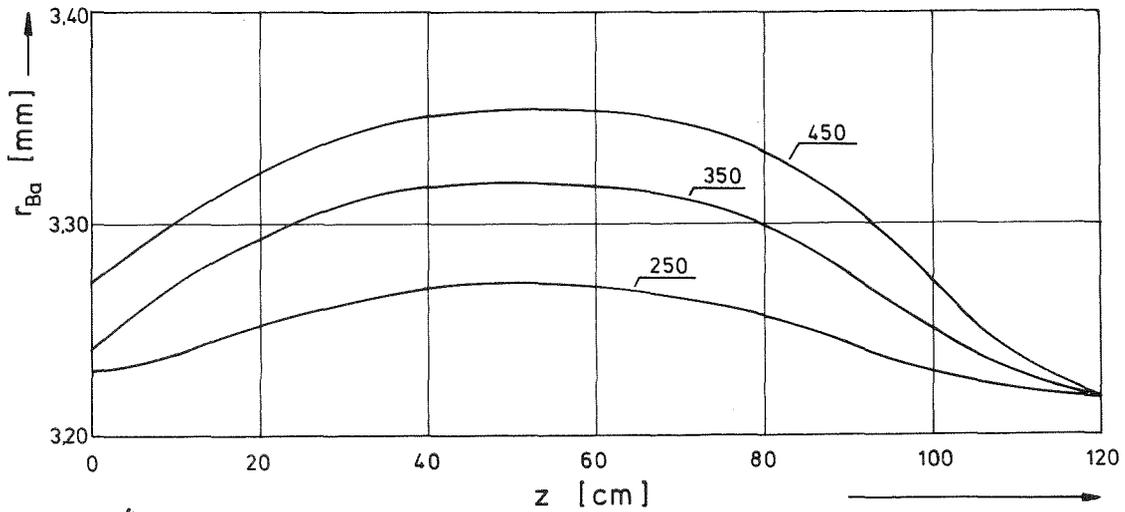


Abb. 4: Brennstoffaußenradius  $r_{Ba}$  über der Brennstoffsäulenlänge  $z$  für drei Maximalwerte der Stabileistung unter Vollast bei  $t = 5000$  h

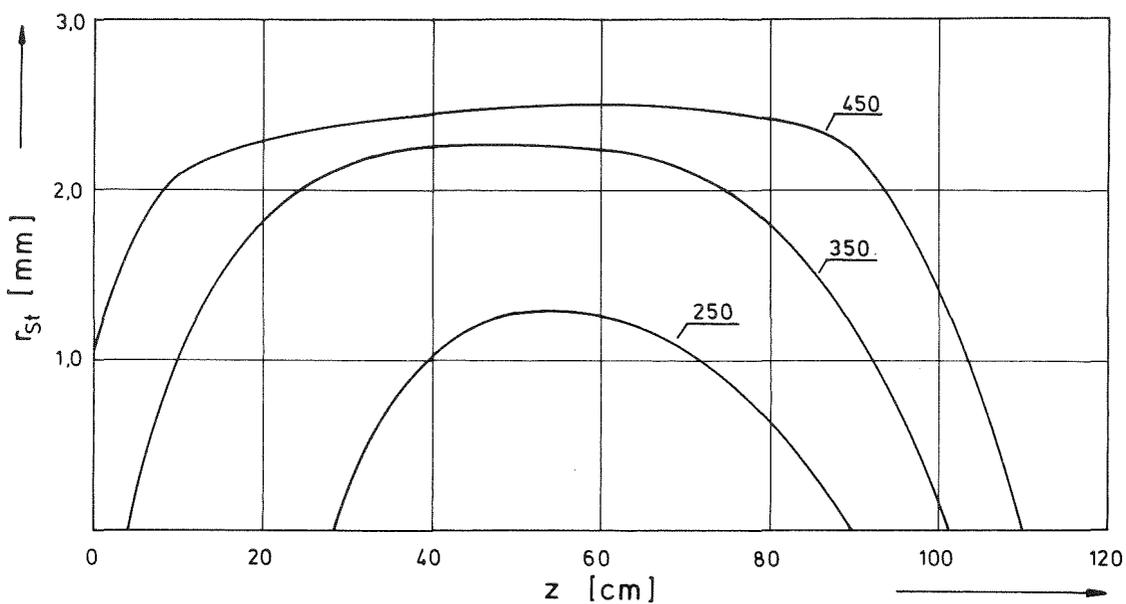


Abb. 5: Radius der Stengelkristallzone  $r_{St}$  über der Brennstoffsäulenlänge  $z$  für drei Maximalwerte der Stableistung unter Vollast bei  $t = 5000$  h

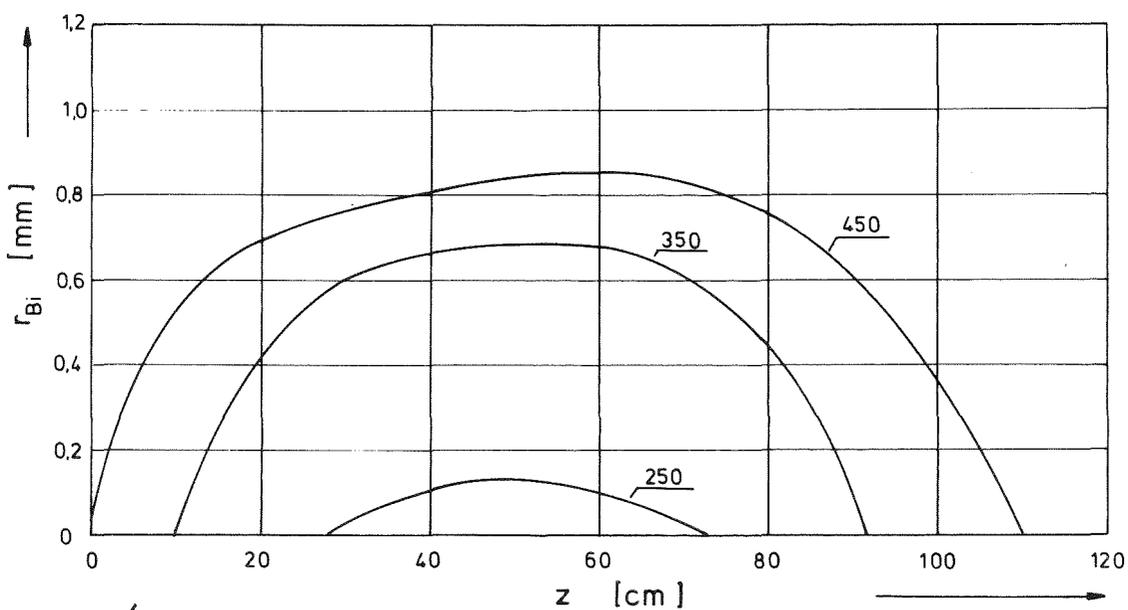


Abb. 6: Zentralkanalradius  $r_{Bi}$  über der Brennstoffsäulenlänge  $z$  für drei Maximalwerte der Stableistung unter Vollast bei  $t = 5000$  h

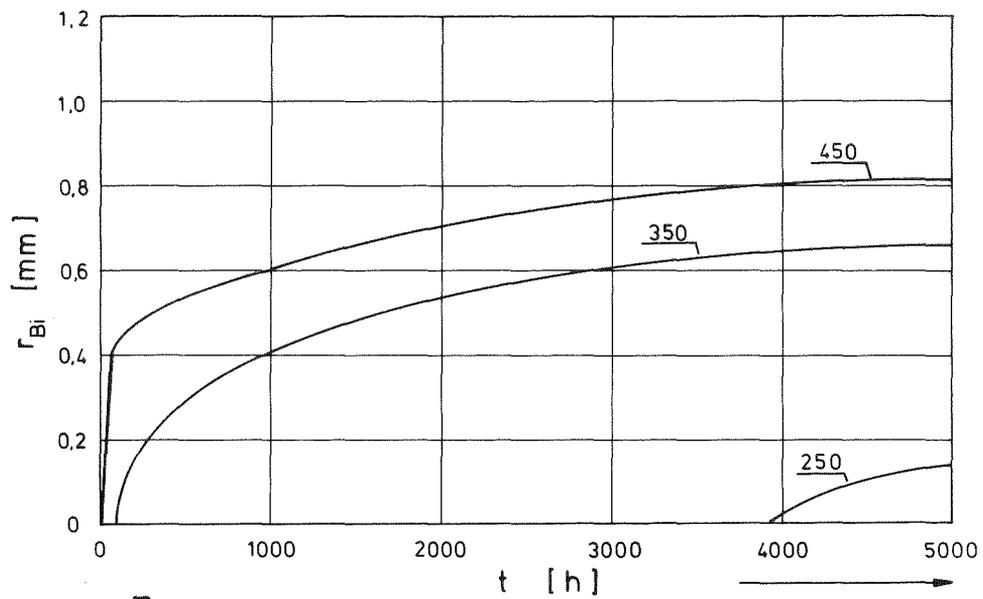


Abb. 7: Zentralkanalradius  $r_{Bi}$  als Funktion der Bestrahlungszeit  $t$  für drei Maximalwerte der Stableistung an der Stelle maximaler Stableistung ( $z = 50$  cm)

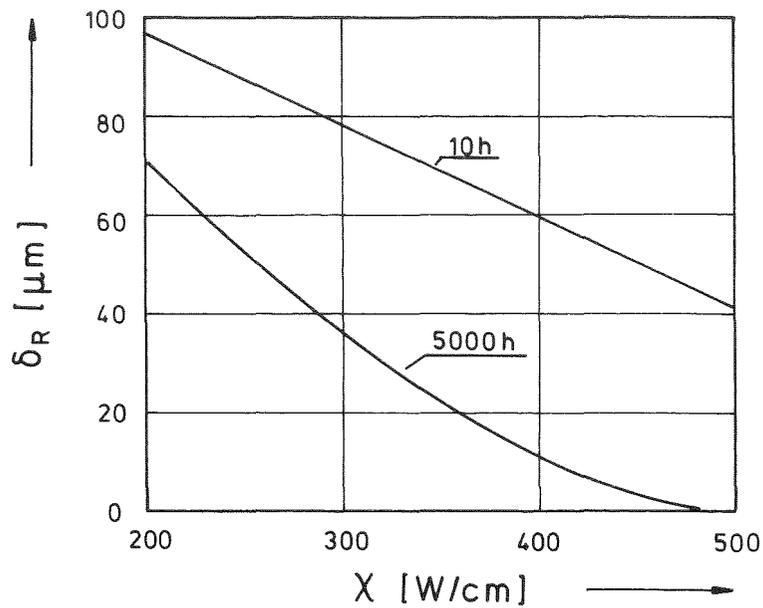


Abb. 8: Radiale Spaltbreite  $\delta_R$  als Funktion des Maximalwertes der Stableistung  $\chi$  unter Vollast bei  $t = 10$  und  $5000$  h an der Stelle maximaler Stableistung ( $z = 50$  cm)

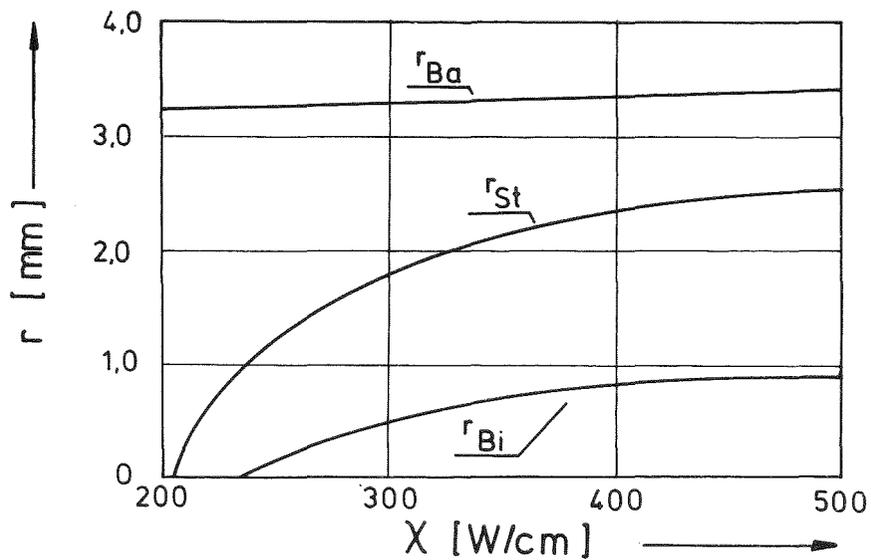


Abb. 9: Brennstoffaußenradius  $r_{Ba}$ , Radius der Stengelkristallzone  $r_{St}$  und Zentralkanalradius  $r_{Bi}$  als Funktion des Maximalwertes der Stableistung  $\chi$  unter Vollast bei  $t = 5000$  h an der Stelle maximaler Stableistung ( $z = 50$  cm)

1.12.1 Oxidbrennstoff - Laboruntersuchungen

1.12.11 Charakterisierende Untersuchungen und Qualitätskontrolle  
an Mischoxid

Bestimmung der Größenverteilung der offenen Porosität in (U,Pu)O<sub>2</sub>\*

(D. Vollath, W. Laub, IMF)

Mit Hilfe eines Quecksilberporosimeters können die Dichte, die offene und die geschlossene Porosität von Proben untersucht werden. Über die Variation des hydrostatischen Quecksilberdruckes kann zusätzlich noch die Größenverteilung der offenen Porosität bestimmt werden, wenn man bestimmte Annahmen über die Oberflächenspannung und den Kontaktwinkel des Quecksilbers macht. Im vorliegenden Fall werden eine Oberflächenspannung von 473 dyn/cm und ein Kontaktwinkel von 130° angenommen.

Der Anteil und das Spektrum der offenen Porosität sind für den Probenhersteller insofern von Bedeutung, als ein hoher Anteil offener Porosität gleichbedeutend mit einer großen Probenoberfläche ist, wodurch die Stabilität der Proben gegen Nachoxidation an Luft vermindert wird. Beim Betrieb eines Brennstabes hat ein hoher Anteil offener Porosität den Vorteil, daß die kalten Bereiche des Brennstoffes gut durchlüftet sind, was zu einer erhöhten Spaltgasfreisetzung aus diesem Bereich des Brennstoffes führt. Das Porenspektrum gibt Hinweise darauf, ob die Proben nachsinterstabil sind oder nicht. Höhere Anteile von Poren kleiner als 1 µm Durchmesser müssen in diesem Fall als nachteilig angesehen werden. In der Abbildung 10 sind die Porenspektren von UO<sub>2</sub>-PuO<sub>2</sub>-Proben dreier Hersteller gegenübergestellt. Beim Hersteller III wurde zusätzlich noch der Vergleich zwischen einem älteren und einem neueren Herstellungsverfahren durchgeführt. Wie man aus dem Bild erkennt, ist das Porenspektrum des Herstellers I recht günstig. Etwas ungünstiger sind die Proben der Hersteller II und III mit ihrem relativ hohen Anteil feiner Poren zu bewerten.

Gegenüber dem älteren Herstellungsverfahren des Herstellers III stellen aber diese Proben bereits einen erheblichen Fortschritt dar.

Tabelle 3 enthält die Zahlenwerte für die gesamte und für die offene Porosität dieser vier Proben.

\* BzFE-Nr. 312.1  
Letzter Beitrag im KFK 1275/4, S. 112-1

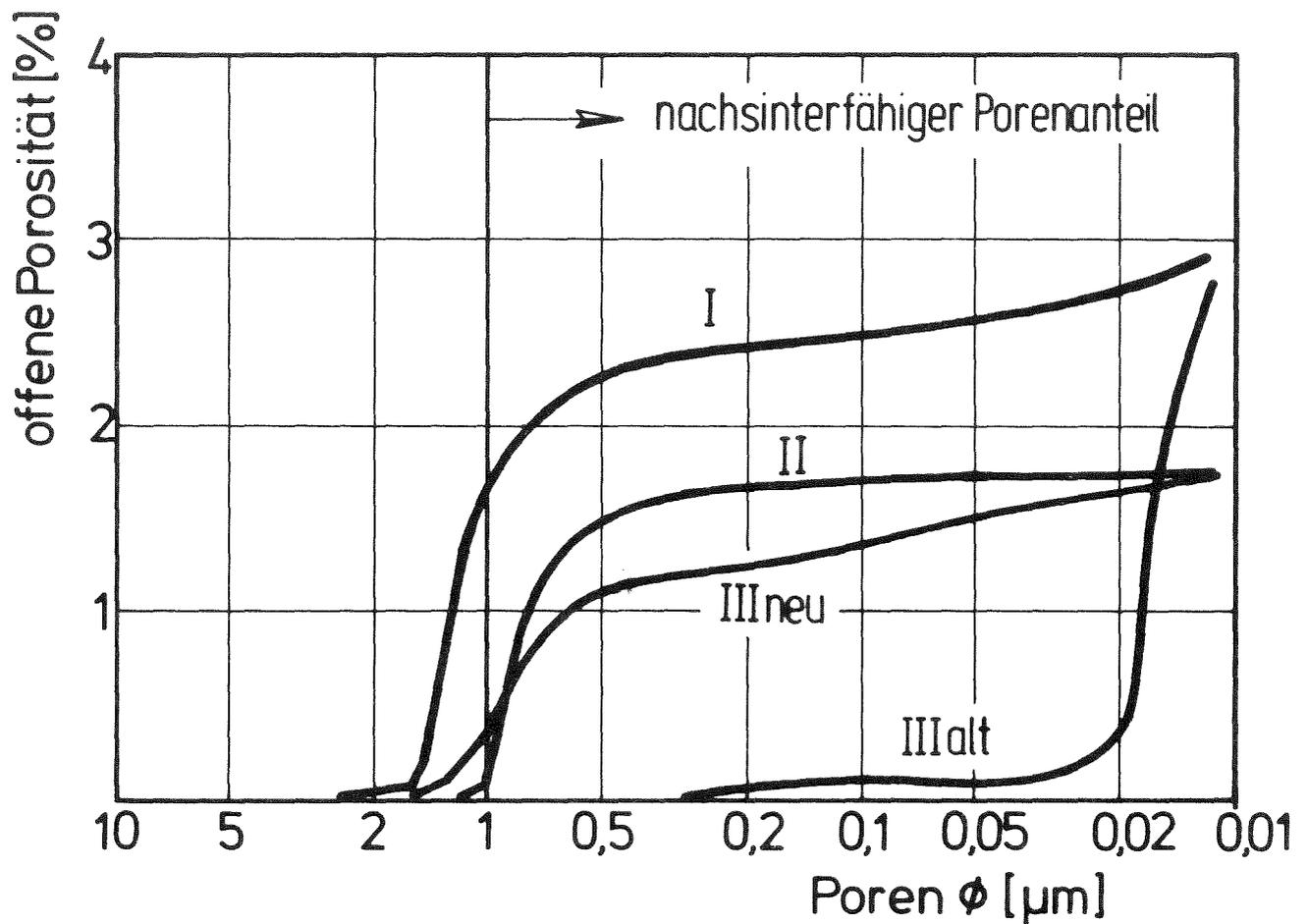


Abb. 10: Porenspektren verschiedener  $\text{UO}_2$ - $\text{PuO}_2$ - Proben (die kumulativen Werte schließen die jeweils größeren Poren mit ein).

Tabelle: 3 Gesamte und offene Porosität der Proben

Hersteller	gesamte Porosität (%)	offene Porosität (%)
I	15,12	2,86
II	13,70	1,75
III neu	13,16	1,75
III alt	6,50	2,79

#### 1.12.14 Mikrobereichsanalyse bestrahlter Oxid-Brennstäbe

##### Nachuntersuchungen an der Bestrahlungskapsel Vadia I<sup>F</sup>

(H.Kleykamp, H.Späte, IMF)

Die Bestrahlung der Druckkapsel Vadia I mit einem  $(U,Pu)O_2$ -Prüfling im Siloe-Reaktor diente dem Zweck, das Kriechverhalten des porösen Mischoxid-Brennstoffs unter Bestrahlung zu untersuchen. Da der Prüfling während der Bestrahlung defekt wurde, bestand Interesse an einer Analyse der chemischen Wechselwirkung zwischen dem Brennstoff und dem Na-K-Wärmeübertragungsmittel.

Die gesinterten Tabletten  $^{nat}U_{0,85}Pu_{0,15}O_{1,98}$  mit einem Durchmesser von 6,67 mm und einer Dichte von 85,5% th.D. waren von einer Incoloy-800-Hülle mit einem Innendurchmesser von 6,70 mm und einer Wandstärke von 0,15 mm umgeben, so daß während der Bestrahlung zwischen Brennstoff und Hülle unmittelbarer Kontakt bestand. Die Brennstoffsäule hatte eine Länge von 50 mm, die Gesamtlänge des vor dem Verschweißen evakuierten Prüflings betrug 100 mm. Zur Messung seiner radialen Verformung diente ein in die Kapsel eingebauter Wegaufnehmer. Die Bestrahlungskapsel war mit Na-K (44 Gew.% Na) gefüllt und wurde 40 Tage bei einer Stableistung von 600 W/cm unter verschiedenen Drucken bis  $100 \text{ kp/cm}^2$  bis zu einem Abbrand von 1,1% bestrahlt. Die Hülltemperatur betrug etwa  $650^\circ\text{C}$ .

Der Prüfling wurde während der Bestrahlung nach 25 Tagen defekt, der etwa 30 mm lange Längsriß ist in Abb. 11 erkennbar. Hinweise auf eine durch chemische Wechselwirkung induzierte Rißbildung gibt es nicht. Eine Querschnittsebene oberhalb des Risses in der angegebenen Schnittlage wurde mikrobereichsanalytisch untersucht. Gefüge- und  $\alpha$ -Autoradiographie sind in Abb. 12 dargestellt. Die Brennstoffstruktur zeigt hier besonders scharf voneinander abgesetzte konzentrische Ringe unterschiedlicher Porosität, die wahrscheinlich durch die ungewöhnlich konstante Temperaturverteilung im Brennstoff während der Bestrahlung sowie durch den von vornherein engen Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle hervorgerufen wurde. Nach der Defektbildung hat der äußere, in dieser Querschnittsebene etwa 20  $\mu\text{m}$  dicke Brennstoffbereich mit dem Na-K reagiert. Die Reaktionszone ist in Abb. 14 vergrößert dargestellt. Wie aus den Gefüge-, den elektronenoptischen und Elementverteilungsbildern hervorgeht, haben die Alkali-metalle - und von diesen insbesondere das Kalium - bevorzugt mit den  $UO_2$ -Körnern der Brennstoffaußenzone zu einem K-U-Oxid reagiert. Das zu erwartende ternäre Oxid  $KUO_3$  mit 12 Gew.% K konnte jedoch nicht bestätigt werden. Die maximale Konzentration (unkorrigierte  $I/I_0$ -Werte) des Kaliums lag bei 3%, die des Natriums unter 1%. Die radiale U-, Pu- und K-Verteilung wurde quantitativ untersucht (Abb. 13). In Übereinstimmung mit der  $\alpha$ -Autoradiographie ergibt sich am Zentralkanal eine Pu-Anreicherung,

<sup>F</sup> Vgl. KFK-Bericht 1275/4, S. 112-15

die 17% PuO<sub>2</sub> beträgt und niedriger als in vergleichbaren unbeschädigten Stäben ist. Die unstrukturierter Brennstoffzone beginnt bei 0,8 des relativen Radius. Durch die Reaktion des Kühlmittels mit dem Brennstoff zu polynären Oxiden wird die Stöchiometrie des unreaktierten Brennstoffs abgesenkt. Sie kann mit Hilfe des Mo-MoO<sub>2</sub>-Verteilungsgleichgewichts angegeben werden /1/. Die Rechnung zeigt, daß das O/M-Verhältnis in der Kornwachstumszone zwischen 1,98 und 1,99 und in der Säulen-kristallzone unter 1,98 liegt. Die ursprünglich höhere Pu-Anreicherung am Zentral-kanal wird nach der Defektbildung durch Absenkung der Brennstoffstöchiometrie und Anstieg des PuO-Dampfdrucks zum Teil wieder abgebaut. Der PuO-Transport aus dem zen-tralkanalnahen Bereich sorgt dabei für den Konzentrationsausgleich /2/. Die Reaktion des Kühlmittels mit dem Brennstoff schreitet unter Gleichgewichtsbedingungen durch Bildung eines polynären Oxids fort, bis der Brennstoff auf eine Stöchiometrie von etwa 1,96 reduziert ist. Dabei reißt der Hüllriß wegen der Reaktionszone mit einem zwei- bis dreifachen Volumen gegenüber dem unreaktierten Brennstoff weiter auf. In der untersuchten Schnittebene hat sich jedoch noch kein Gleichgewicht eingestellt. Das Kühlmittelangebot an der Brennstoffoberfläche hat nicht ausgereicht, die Stöchio-metrie des unreaktierten Brennstoffs auf den Gleichgewichtswert von etwa 1,96 zu er-niedrigen.

Bei der Untersuchung weiterer defekter Brennstäbe ist es wünschenswert, wenn die Sauerstoffverunreinigung des Kühlmittels bekannt ist und ein Zusammenhang dieses Parameters mit dem Reaktionsverhalten hergestellt werden könnte.

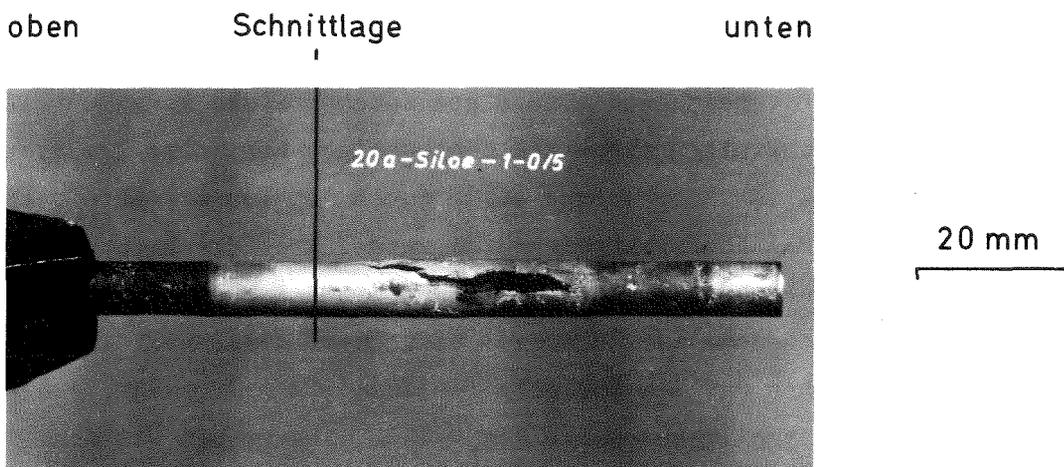


Abb. 11 : Gesamtansicht des defekten Mischoxid-Prüflings mit Kennzeichnung der Schnittlage der untersuchten Querschnittsebene

/1/ H.Kleykamp, in KFK-1275/1 (1975) 112-13

/2/ W.Dienst, O.Götzmann, H.Kleykamp, H.Zimmermann, KFK-2218 (1976)

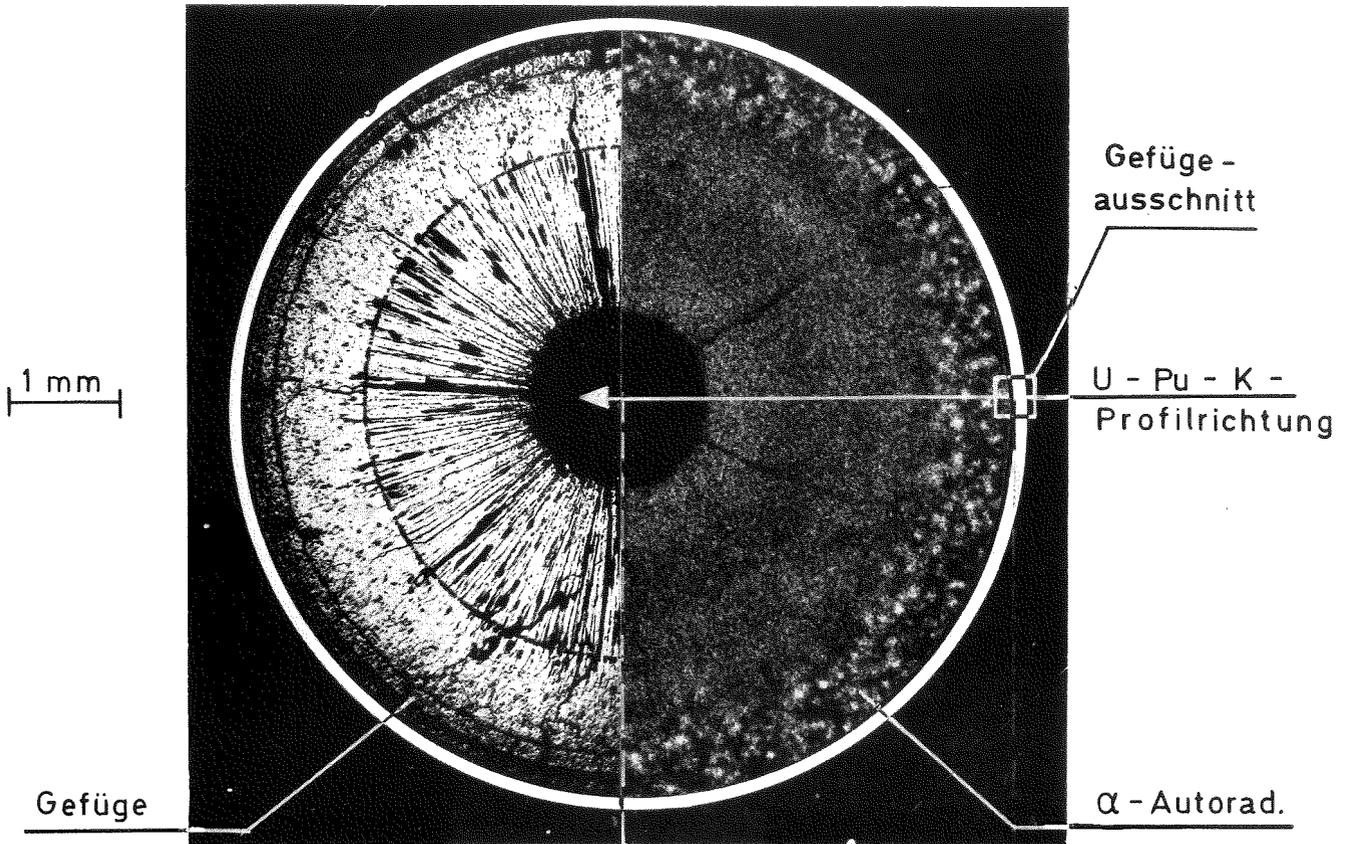


Abb. 12: Gefüge und  $\alpha$ -Autoradiographie der untersuchten Querschnittsebene. Die ringförmigen Zonen stellen U-Pu-Oxid verschiedener Porosität dar, die äußerste Zone besteht aus Na-K-U-Pu-Oxid. Gefügeausschnitt und Profilrichtung beziehen sich auf die beiden nachstehenden Abbildungen

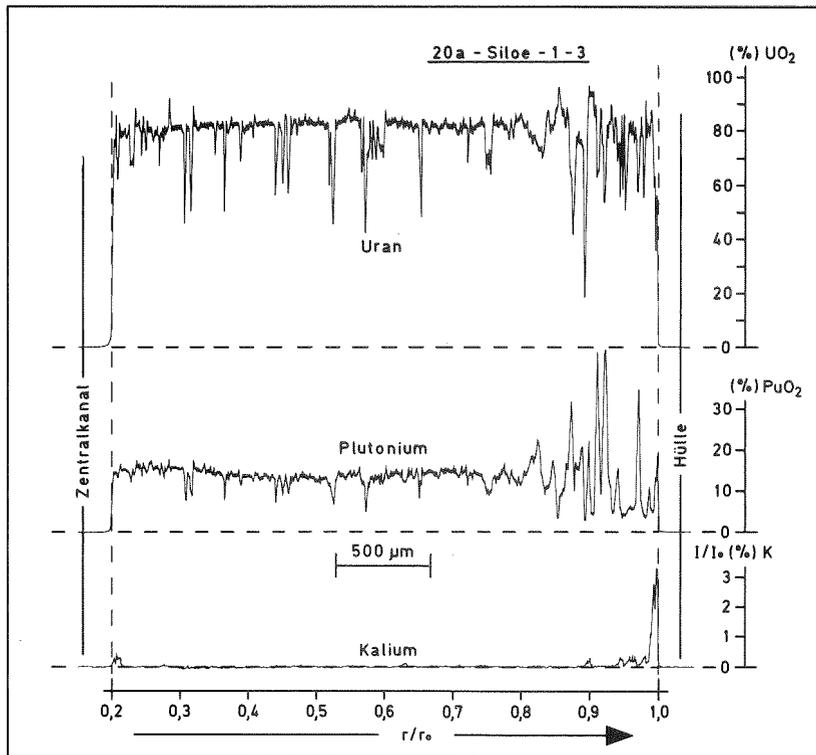
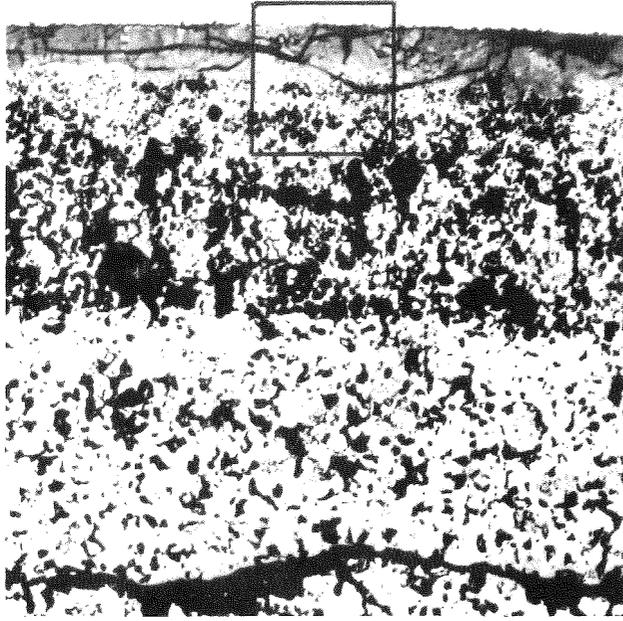
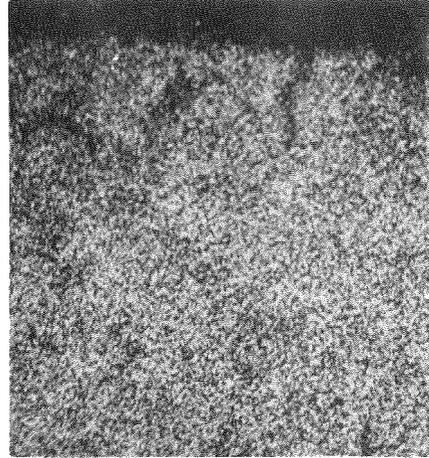


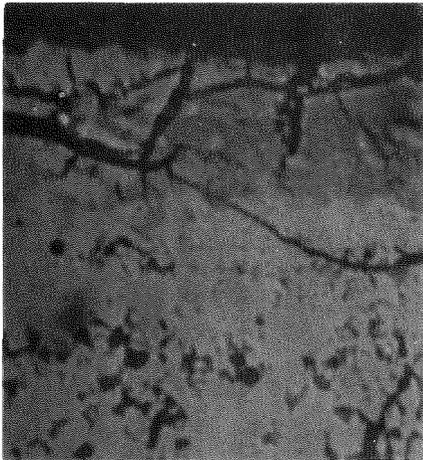
Abb. 13: Radiales Uran-, Plutonium- und Kalium-Konzentrationsprofil in der untersuchten Querschnittsebene. Nur die etwa 20  $\mu\text{m}$  dicke Brennstoffaußenzone besteht aus Na-K-U-Pu-Oxid



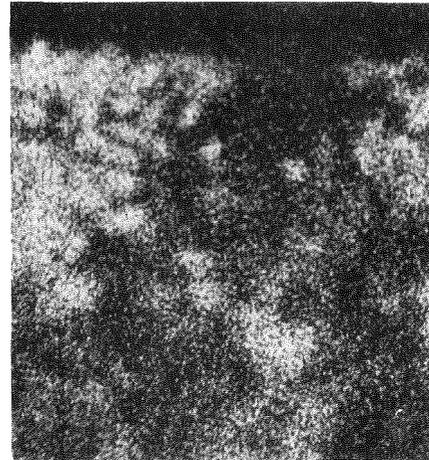
Gefüge

100  $\mu\text{m}$ 

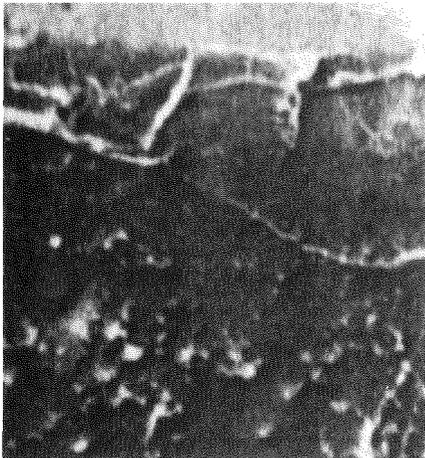
U



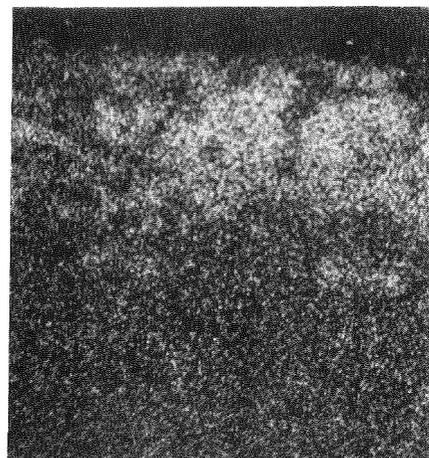
-A.E.

50  $\mu\text{m}$ 

Pu



S.E.



K

Abb.14 : Gefügeausschnitt aus dem äußeren Brennstoffbereich sowie negatives Probenstrombild (-A.E.), Sekundärelektronenbild (S.E.) und U-, Pu- und K-Verteilungsbilder. Kalium sowie Natrium bilden bevorzugt mit Uran ein mehrkomponentiges Oxid

Erratum:

Unter Punkt 1.12.14 im KFK-Bericht 1276/1 ist der letzte Satz auf Seite 112-6 unvollständig. Er muß lauten: "Ein Hüllangriff findet in diesem Bereich mit einer niedrigeren Hülltemperatur nicht statt (Abb. 6)."

1.12.226 Charakterisierung und Wärmeleitfähigkeit von Absorbermaterialien<sup>F</sup>

( B. Schulz, J. Biel, A. Münzenmaier, IMF )

Die Arbeiten an Absorbermaterialien wurden neu aufgenommen und haben 1976 zum Ziel:

1. Erarbeitung eines Verfahrens, das es gestattet, angelieferte Absorbermaterialien (besonders  $\text{EuB}_6$  und  $\text{B}_4\text{C}$ ) mit konventionellen Methoden auf ihre Spezifikation hin zu prüfen.
2. Messung der Wärmeleitfähigkeit an  $\text{B}_4\text{C}$ ,  $\text{EuB}_6$  und  $\text{Eu}_2\text{O}_3$ .
3. Untersuchungen zum thermischen Verhalten von  $\text{Eu}_2\text{O}_3$  im radialen Temperaturgradienten.

Zu 1: Durch die Existenzbreite der Phase  $\text{Eu}_{1-x}\text{B}_6$  ( $x < 0,1$ ) /1/ ist eine eindeutige Charakterisierung nur unter gleichzeitiger Anwendung dreier verschiedener Methoden möglich.

- Chemische Analyse
- Röntgenanalyse
- Metallographische Präparation mit elektronischem Bildanalysator und Mikrohärteprüfung.

Im vorliegenden Fall wurde die chemische und metallographische Analyse vor und nach der Messung der Wärmeleitfähigkeit (s.u.) durchgeführt.

Die Ergebnisse der chemischen Analyse zeigt Tab. 4:

Elemente (Gew.%)	Eu	B	O	C
v.d. Messung	69,6 <sup>+</sup>	28,9	1,04	0,46
n.d. Messung	70,5 <sub>7</sub>	28,5	0,58	0,35

Tab. 4: Chemische Analyse von Europiumborid. <sup>+</sup>Differenz auf 100%

Nach vorangegangenen Messungen des Gitterparameters (Fa. Interatom /2/) von  $4.180 \text{ \AA}$  und dem in der Literatur /1/ angegebenen Verlauf des Gitterparameters mit der Stöchiometrie liegt  $\text{Eu}_{0,99}\text{B}_6$  vor.

<sup>F</sup> Erster Bericht

/1/ K. Schwetz, A. Lipp, J. Less Com.Met. 33 (1973) 295

/2/ Ph. Dünner, M. Hörle, Summary Report of the meeting IWGFR Dimitrowgrad, USSR, Juni 1973, 81

Die metallographische Untersuchung (Präparation: Vorschleifen auf SiC-Papier, polieren auf rotierender Scheibe mit  $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{CrO}_3$ ) zeigt (Abb. 15 und 16) eine deutliche Veränderung des Gefüges (der Ausschnitt in Abb. 16 ist nicht repräsentativ hinsichtlich der Phasenanteile) und die Anwesenheit von drei Fremdphasen. Die metallisch erscheinende wurde für die folgenden Betrachtungen außer acht gelassen. Ihr Volumenanteil liegt unter 0,5% (mit dem Bildanalysator abgeschätzt). Mikrohärteprüfungen ergaben im wärmebehandelten Material für die schwarze Phase Werte um  $300 - 100 \text{ kp/mm}^2$ , für die Matrix  $\sim 2450 \text{ kp/mm}^2$ , für die dunkelgraue Phase  $\sim 5000 \text{ kp/mm}^2$ . Damit konnte davon ausgegangen werden, daß neben dem Borid noch  $\text{B}_4\text{C}$  und  $\text{Eu}_2\text{O}_3$  anwesend sind. Eine Durchrechnung der Analysenwerte mit diesem Ansatz bei der Basis von  $\text{Eu}_{0,99}\text{B}_6$  ergab für die Summe des Ausgangsmaterials 100,1 Gew.%, für das gemessene 100,5 Gew.%, was noch als befriedigende Übereinstimmung angesehen werden kann. Damit ist das Material wie folgt zu charakterisieren:

	Vol.% $\text{Eu}_{0,99}\text{B}_6$	Vol.% $\text{Eu}_2\text{O}_3$	Vol.% $\text{B}_4\text{C}$
angeliefert	90,2 <sup>+</sup>	4,7	4,1
	88,8 <sup>++</sup>	4,6	4,4
Nach d. Messung	94 <sup>+</sup>	3,0	3,0

Tab. 5: Phasenanteile im Europiumborid

+ chemische Analyse, Mikrohärtemessung

++ elektronischer Bildanalysator, Mikrohärtemessung

Auch  $\text{B}_4\text{C}$  weist einen Homogenitätsbereich auf, der wahrscheinlich nur zur borreichen Seite  $\text{B}_{4,0+x}\text{C}$ ;  $x < 0,3$  des binären Systems B-C existent ist./3/.

Das Hauptproblem an diesem Material ist die quantitative Erfassung des möglicherweise freien Kohlenstoffs. Die Modelluntersuchungen wurden mit Material von zwei verschiedenen Herstellern (im folgenden I, II bezeichnet) begonnen. Guinieraufnahmen zeigten die Präsenz des freien Kohlenstoffs in  $\text{B}_4\text{C}$  II an. Dichtemessungen ergaben für  $\text{B}_4\text{C}$  II  $2,29 \text{ g/cm}^3$  und für  $\text{B}_4\text{C}$  I  $2,51 \text{ g/cm}^3$ . Da  $\text{B}_4\text{C}$  und Graphit nahezu gleiche Röntgendifichten aufweisen, kann selbst im praktisch 100% dichten  $\text{B}_4\text{C}$  I noch freier Kohlenstoff in geringen Mengen unterhalb der Nachweisgrenze für Röntgenfeinstrukturanalysen vorliegen.

Deshalb wurde mit der metallographischen Untersuchung begonnen. Sie ist wegen der hohen Härte des Materials extrem schwierig. So wiesen Schriffe ( $\text{B}_4\text{C}$  II), die nicht unter Vakuum in Araldit eingebettet waren, einen viel zu hohen Anteil scheinbarer Porosität durch Ausbrüche aus. Für den ersten Schritt der Präparation des

wahren Gefüges wurde als optimal erarbeitet:

- Einbetten in Araldit unter Vakuum
- Schleifen auf Diamantscheibe (44 $\mu$ , 30 $\mu$ )
- Automatische Polieren auf rotierender Scheibe mit Filztuch, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+CrO<sub>3</sub> (1 h).

Das Ergebnis zeigen die Abb. 17-19, alle mit der Vergrößerung 200 x, die Abb. 17 und 18 zeigen zwei Proben B<sub>4</sub>C (II) aus einer Charge. Die Inhomogenitäten sind repräsentativ und der verschiedene Gefügetyp in Abb. 17 und 18 ebenfalls. Demgegenüber zeigt das B<sub>4</sub>C (I) eine wesentlich größere Homogenität und geringere Anteile an Zweitphase (und evtl. Poren gefüllt mit Einbettmasse). Bei höheren Vergrößerungen (500 x) erkennt man (Abb. 20) die typische Graphitstruktur, daneben erkennt man (s.a. Abb. 21), daß eine einheitlich graue Phase existiert, von der nicht ausgeschlossen werden kann, daß es sich um Einbettmasse handelt. Weiterhin wurde versucht, ein Ätzmittel für Graphit zu finden. Hierbei hat sich als optimal eine Mischung von HNO<sub>3</sub> (konz.) H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> (konz.) und KClO<sub>3</sub> (1:1:0.2) /4/ herausgestellt (Abb. 22). Dieses Ätzmittel hat den Vorteil, daß es nach bisherigen Untersuchungen die Matrix nicht anzugreifen scheint. Es unterscheidet allerdings nicht zwischen Einbettmasse und Graphit.

Nach diesen Ergebnissen werden die abschließenden Untersuchungen folgendes zum Inhalt haben:

Nach dem Polieren, Messung des Gesamtanteils an Fremdphasen (möglicherweise Poren und Graphit) mit einem elektronischen Bildanalysator, Behandlung des Schliffes mit Methylenchlorid (Herauslösen der möglicherweise vorhandenen Einbettmasse) und Versuch einer quantitativen Erfassung von Poren und Graphit getrennt. Ätzen des Schliffes und Messung des Gesamtleervolumens. Vergleich der Ergebnisse mit der chemischen Analyse.

- /3/ A. Lipp, Borcarbid, Sonderdruck aus "Technische Rundschau"  
Nr. 14, 28, 33 (1965), 7 (1966)
- /4/ E. Wiberg, Lehrbuch der Anorganischen Chemie 71.-80. Auflage,  
Walter DeGruyter u. Co., Berlin 1971, S. 453; 573

Zu 2. An allen Materialien ( $\text{Eu}_{0,99}\text{B}_6$ ,  $\text{Eu}_2\text{O}_3$  (monoklin),  $\text{B}_4\text{C}$ ) wurde die Wärmeleitfähigkeit als Funktion der Temperatur bestimmt (Abb. 23 und 24). Die Werte bei 366 K wurden mit dem Coloraconductometer, alle anderen mit einer komparativen Longitudinalmethode im Vakuum gemessen. Als Standards wurden verwendet:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  für Borcarbid und  $\text{EuB}_6$ , sowie Pyrex für  $\text{Eu}_2\text{O}_3$ . Alle Daten sind auf 100% Dichte korrigiert mit

$$\lambda_{100} = \lambda_p (1 - P)^{-3/2} \quad /5/,$$

Bei den eingetragenen Kurven für  $\text{Eu}_2\text{O}_3$  /6,7,8/ wurden die für die Proben angegebener Dichte ermittelten Werte mit der gleichen Korrektur versehen. Wesentlich höhere Werte /9,10/ wurden nicht eingetragen. Als theoretische Dichte wurde die Röntgendichte von 7,98 /8/ ( $\text{Eu}_2\text{O}_3$ ) sowie  $2,51 \text{ g/cm}^3$  /3/ ( $\text{B}_4\text{C}$ ) zugrunde gelegt. Die  $\text{Eu}_2\text{O}_3$ -Tabletten hatten eine Dichte von 7,28, die von Borcarbid eine von  $2,33 \text{ g/cm}^3$ .

$\text{Eu}_{0,99}\text{B}_6$  Die bereits diskutierten Änderungen des Gefüges (Abb. 15, 16) kommen während der Messung der Wärmeleitfähigkeit nicht zum Ausdruck. Sie bestehen im wesentlichen in einer Änderung der Teilchengröße der dispergierten Phasen, die jedoch keinen Parameter für die Wärmeleitfähigkeit mehrphasiger Werkstoffe darstellt /11/. Die Mikrostruktur zeigt, daß Restporositäten nicht vorhanden sind. Die gemessene Temperaturabhängigkeit (Abb. 24) zeigt, daß Europiumborid ähnliche Wärmeleitfähigkeiten wie  $\text{B}_4\text{C}$  aufweist, der spez. Wärmewiderstand folgt bis 900 K einer Geraden, für höhere Temperaturen deutet die systematische Abweichung vom linearen Verlauf möglicherweise auf merkliche elektronische Anteile zur Wärmeleitfähigkeit hin.

- /5/ G. Ondracek, B. Schulz, J. Nucl. Mat. 46 (1973), 253
- /6/ R.L. Gibby, HEDL-SA-587 (1973)
- /7/ P. Patriarca, ORNL-TM-4878 (1975)
- /8/ O. Hunter Jr., F.W. Calderwood, J. Nucl. Mat. 49 (1973/74) 103
- /9/ S.S. Kiparisov et al., Izvest. Akad. Nauk. SSR Georg. Mat 7 (1971), 1073
- /10/ Grünling, Schlickfuss-Borges, Siemens AG, Bericht Nr. 112/70  
8. Dez. 1970
- /11/ B. Schulz, KFK 1988 (1974)

B<sub>4</sub>C Gemessen wurde an B<sub>4</sub>C (I). Aufgrund der Gefügebilder (Abb. 17,18), die einen hohen Anteil an Zweitphase aufweisen, sollten die gemessenen Daten als produktspezifisch angesehen werden. Prinzipiell dürften für B<sub>4</sub>C als Absorbermaterial die an bestrahltem Material gemessenen Daten von grösserer Bedeutung sein. Untersuchungen /11,13/ haben ergeben, daß mit einer konstanten Gitterschädigung durch Bestrahlungseffekte schon ab  $1 \cdot 10^{20}$  capt/cm<sup>3</sup> zu rechnen ist, und daß diese Gittereffekte auch nach Glühungen bei 2075 K noch nicht völlig ausgeheilt sind.

Eu<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Die Abb. 23 zeigt deutlich den Unterschied in den Wärmeleitfähigkeiten zwischen Eu<sub>2</sub>O<sub>3</sub> und B<sub>4</sub>C. Die schlechtere Leitfähigkeit des Europiumoxides führte unter thermischer Belastung im radialen Temperaturgradienten ( $T \geq 1400$  K) zum beginnenden Kornwachstum und zur Rissbildung, wie sie typisch sind für schlecht wärmeleitende Materialien mit hohem thermischen Ausdehnungskoeffizienten ( $11,28 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  linear,  $300 < T < 1273$  K /2/). Daher ist bei Eu<sub>2</sub>O<sub>3</sub> unter Bestrahlung ebenfalls mit Rissbildung und evtl. auch mit Porenwanderung, wie sie von oxidischen Kernbrennstoffen bekannt sind, zu rechnen.

- 
- /12/ J. Homann, Nucl. Techn. 16 (1972) 216  
 /13/ J.A. Basmajian, Nucl. Techn. 16 (1972), 238

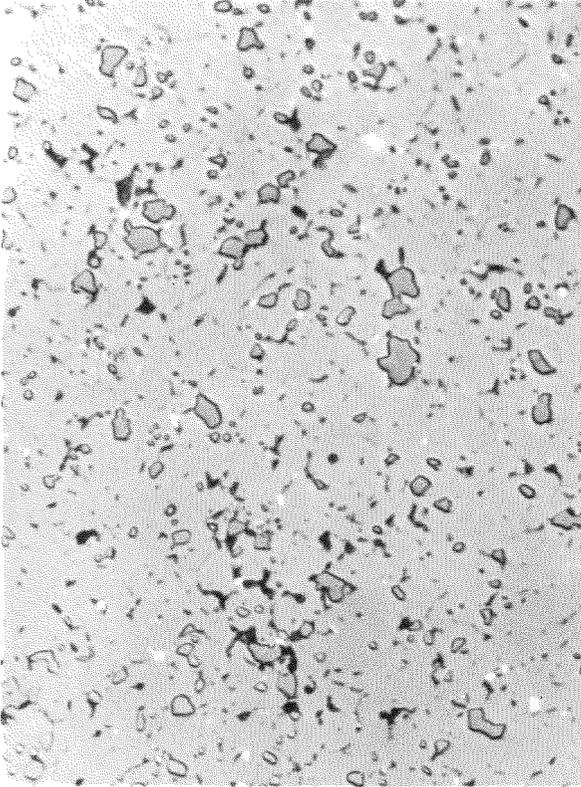


Abb. 15:  $\text{Eu}_{0,99}\text{B}_6$  angelieferter Zustand 1500 x Oel

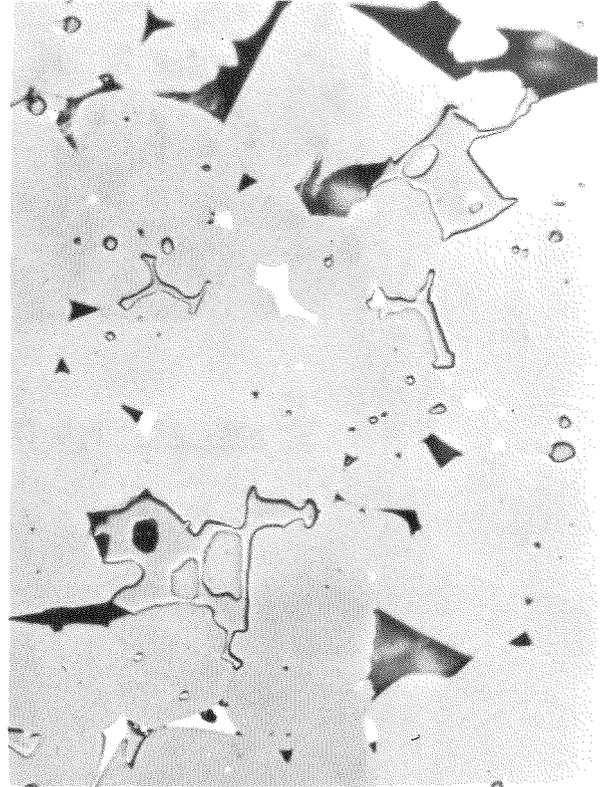


Abb. 16:  $\text{Eu}_{0,99}\text{B}_6$  nach Wärmebehandlung 1500 x Oel

dunkelgrau	-	$\text{B}_4\text{C}$
schwarz	-	$\text{Eu}_2\text{O}_3$
weiss	-	nicht identifiziert

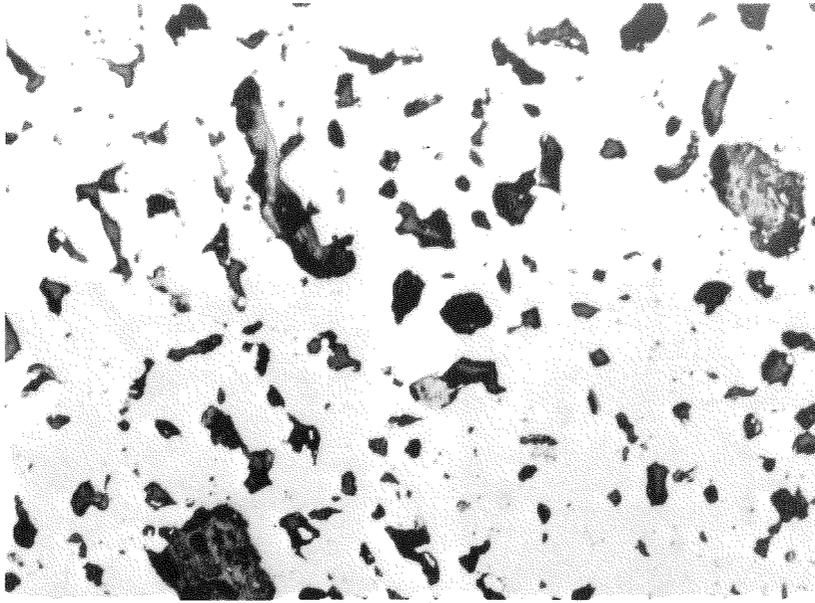


Abb. 17:  $B_4C$  (II)

200 x

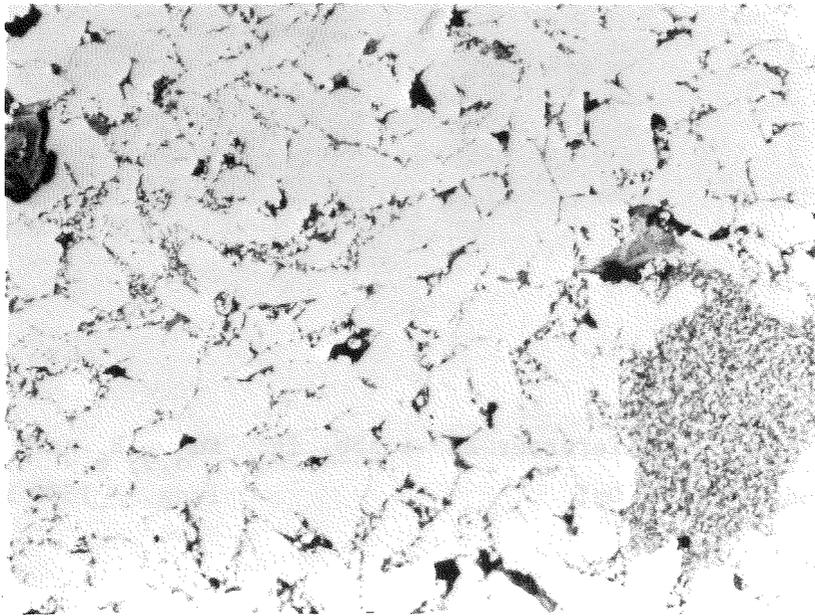


Abb. 18:  $B_4C$  (II)

200 x

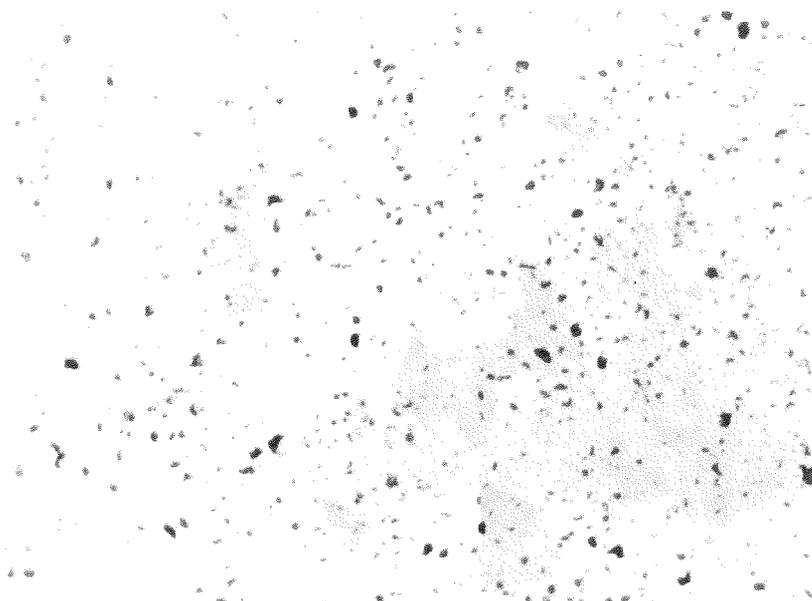


Abb. 19:  $B_4C$  (I)

200 x

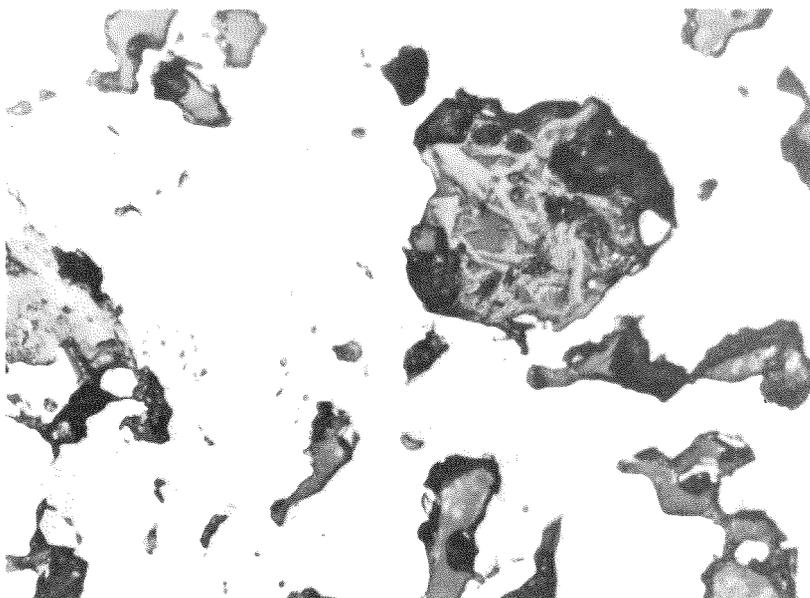


Abb. 20:  $B_4C$  (II) + Graphit

500 x

Einheitlich dunkelgrau, möglicherweise  
Poren mit Einbettmasse

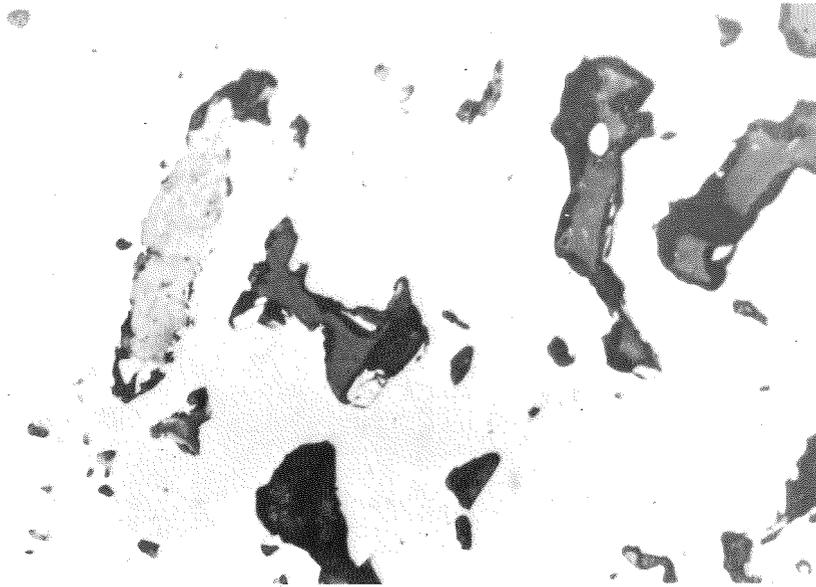


Abb. 21:  $B_4C$  (II)

500x

einheitlich dunkelgrau, möglicherweise  
Poren mit Einbettmasse

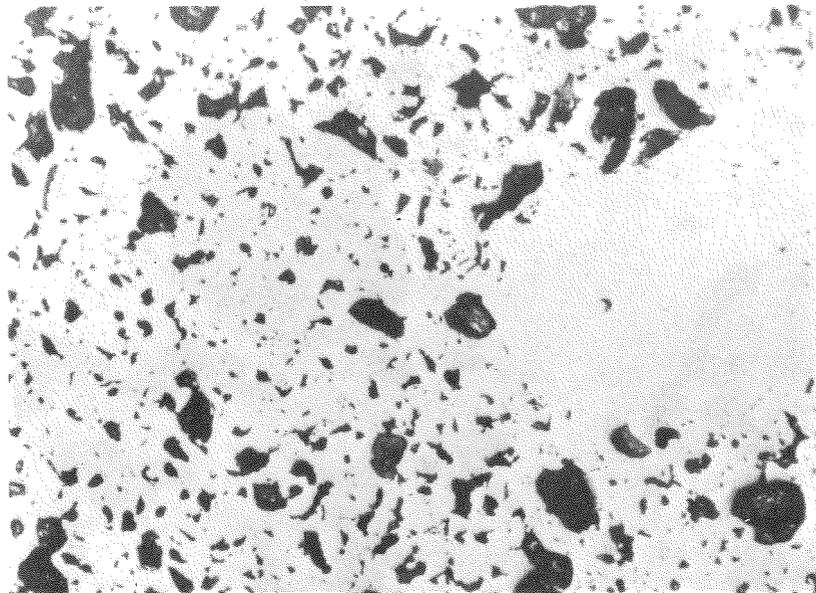


Abb. 22:  $B_4C$  (II)

200x

geätzt mit  $H_2SO_4 + HNO_3 + KClO_3$  (1:1:0,2)

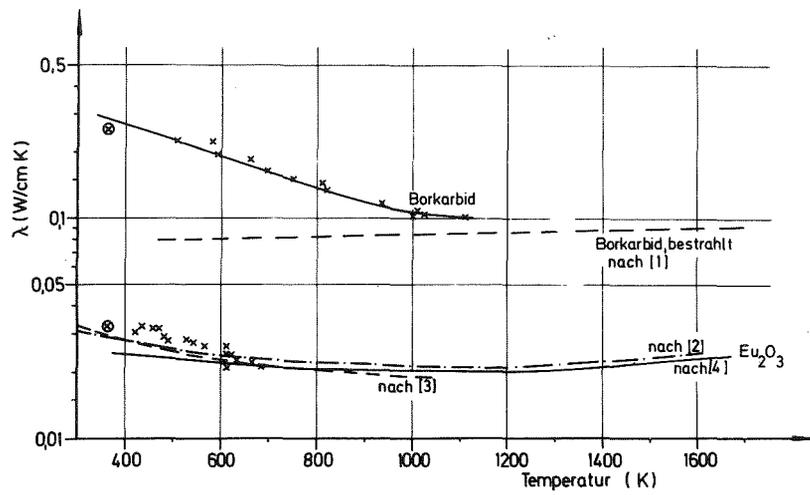


Abb.23: Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  als Funktion der Temperatur  $T$  von  $Eu_2O_3$  und  $B_4C$

⊗ x eigene Messungen

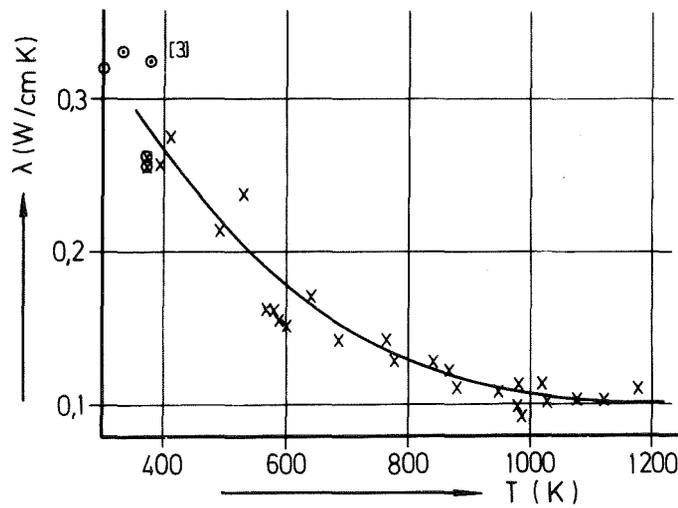


Abb. 24: Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  als Funktion der Temperatur  $T$  von  $Eu_{0.99}B_6$

⊗, x eigene Messungen

1.12.3 Nachuntersuchung und Auswertung bestrahlter Oxid-Brennstäbe1. Lokale Hülldehnung durch flüchtige Spaltprodukte in Rapsodie I-Brennstäben\* (W.Dienst, IMF)

Im Bestrahlungsversuch Rapsodie I wurden zwei  $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ -Brennstabbündel mit je 34 Brennstäben (hexagonale Bündel mit 3 Haltestäben) im Fortissimo-Kern des natriumgekühlten schnellen Testreaktors Rapsodie (Cadarache) bestrahlt. Die Bestrahlung beider Bündel erfolgte gleichzeitig und in vergleichbaren Positionen des Reaktorkerns. Der maximale Abbrand in den Brennstäben betrug 9,6-10,6%, die maximale totale Neutronenfluenz  $7,3\text{-}8,5 \cdot 10^{22} \text{ n/cm}^2$ , die maximale Stabileistung 440-450 W/cm und die Hüllinnenwandtemperatur 450-625°C.

Ein Brennstabbündel enthielt nur Brennstäbe mit Hüllrohren aus lösungsgelühtem Cr-Ni-Stahl 1.4988 (ca. 0,08% C, 17% Cr, 13% Ni, 1,3% Mo, 1,0% Nb, 0,7% V, 0,1% N), das andere Bündel nur Brennstäbe mit Hüllrohren aus 10 bis 15%-kaltverformtem Cr-Ni-Stahl 1.4970 (ca. 0,1% C, 15% Cr, 15% Ni, 1,2% Mo, 0,45% Ti). Die 1.4970-Hüllrohre hatten eine beträchtlich höhere Warmfestigkeit und zeigten eine viel geringere Durchmesserergrößerung (um den Faktor 5-10 kleiner) aufgrund der Porenschwellung unter Bestrahlung als die 1.4988-Hüllrohre. In beiden Brennstabbündeln wurden je zwei verschiedene  $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ -Brennstoffe "A" und "B" eingesetzt, die sich in erster Linie durch das Sauerstoff/Metallverhältnis unterschieden. Die O/M-Werte betrugen 1,98-2,00 für Brennstoff A und 1,95-1,965 für Brennstoff B.

Für die Belastung der Brennstab-Hüllrohre durch inneren Festkörperdruck, der sich während der Bestrahlung aufbauen kann, ist das Verhalten solcher Spaltprodukte von beträchtlicher Bedeutung, die zwar nicht gasförmig, aber leicht verdampfbar sind. Sie können sich an solchen Stellen im Brennstab ansammeln, an denen sie vorzugsweise kondensieren oder reagieren. Wenn diese Ansammlung im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle oder im Brutstoffbereich stattfindet, kann sie zur mechanischen Wechselwirkung mit der Hülle beitragen und zu deutlich nachweisbaren Hülldehnungen führen. Das in diesem Zusammenhang bei weitem wichtigste flüchtige Spaltprodukt ist das Cäsium.

\* Bz FE-Nr. 463.1a

Letzter Beitrag in KFK 1275/4. S 112-21

Die beiden hier eingesetzten Brennstofftypen A und B ergaben eine recht verschiedene Freisetzung von Cäsium oder Cäsiumverbindungen aus dem heißen Brennstoffinnern. Durch  $\gamma$ -Scanning gemessene axiale Profile der Cs 137-Verteilung in den Brennstäben zeigten /1/, daß aus dem Brennstoff B viel mehr Cs freigesetzt wurde als aus dem Brennstoff A. Freigesetztes Cs sammelte sich stets an beiden Brennstoffsäulenenden an (am Übergang zum Brutstoff), aber meistens stärker am oberen, heißeren Ende als am unteren. Die unterschiedliche Freisetzung hängt zweifellos mit dem verschiedenen O/M-Verhältnis der beiden Brennstofftypen zusammen. Im Brennstoff mit hohem O/M-Verhältnis (O/M = 1,98-2,00) werden die Spaltprodukte, in diesem Zusammenhang Cs, stärker oxidierend gebunden und sind dadurch weniger flüchtig als im Brennstoff mit niedrigerem O/M-Verhältnis (O/M = 1,95-1,965).

Die starke Ansammlung des freigesetzten Cs am heißeren Brennstoffende, die für den Brennstoff B besonders ausgeprägt war /1/, ist wahrscheinlich auf eine nachträgliche Oxidationsreaktion zurückzuführen, die auf dem zusätzlichen Sauerstoffangebot im Brutstoffbereich und auf der höheren Reaktionsgeschwindigkeit am heißeren Brennstabende beruht. Die Konkurrenz durch Cs-Ansammlung am unteren "kühlen" Brennstabende ergibt sich dort aufgrund besonders starker Kondensation aus der Dampfphase, evtl. ebenfalls verbunden mit einer Oxidationsreaktion, die dann langsamer verläuft als am heißeren Stabende.

Der eigentlich interessante Aspekt der lokalen Spaltproduktansammlung ergibt sich aus der Beobachtung, daß sie zu einem hohen Festkörperdruck auf die Brennstabhülle führen und dadurch eine beträchtliche plastische Hülldehnung verursachen kann. Solche lokalen Hülldehnungen wurden an beiden Brennstoffenden beobachtet; dabei traten am unteren, weniger heißen Ende größere, aber "schmalere", d.h. axial enger begrenzte Hülldurchmesseränderungen auf (Abb 25). Im allgemeinen ließ sich nicht sicher entscheiden, inwieweit die Hülldehnungen im Brennstoff- bzw. im Brutstoffabschnitt des Brennstabes lagen. Der Umfang der lokalen Hülldehnungen an den Brennstoffenden der untersuchten Brennstäbe ist in Abb. 2b dargestellt. Sie zeigt die Größenverteilung für die Höhe der beobachteten lokalen Hülldurchmesser-"Peaks"  $h_{\text{Peak}}$  (s. Abb 25) über der "normalen", axial nur langsam veränderlichen Hülldurchmesser-Zunahme. Im Diagramm sind nach rechts die Peak-Höhen am oberen heißeren Stabende,

nach links diejenigen am unteren Stabende aufgetragen. Für die Stäbe, an denen keine lokal vergrößerte Durchmesserzunahme an den Brennstoffenden erkennbar war, wurden Nullwerte berücksichtigt.

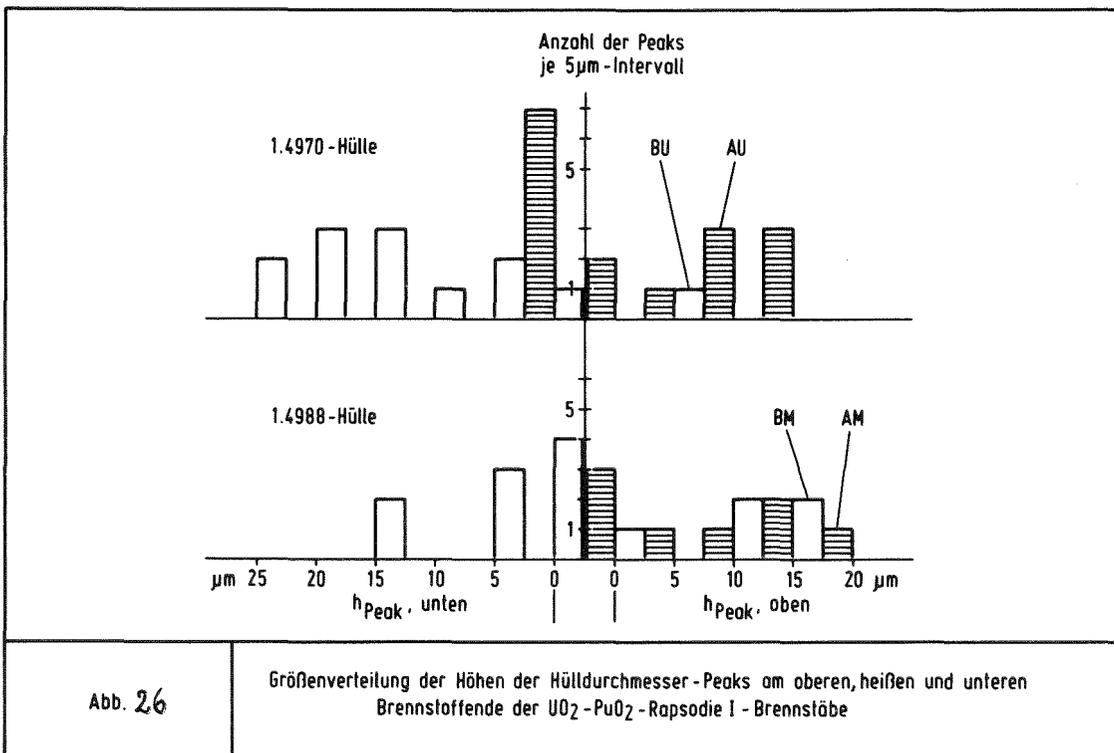
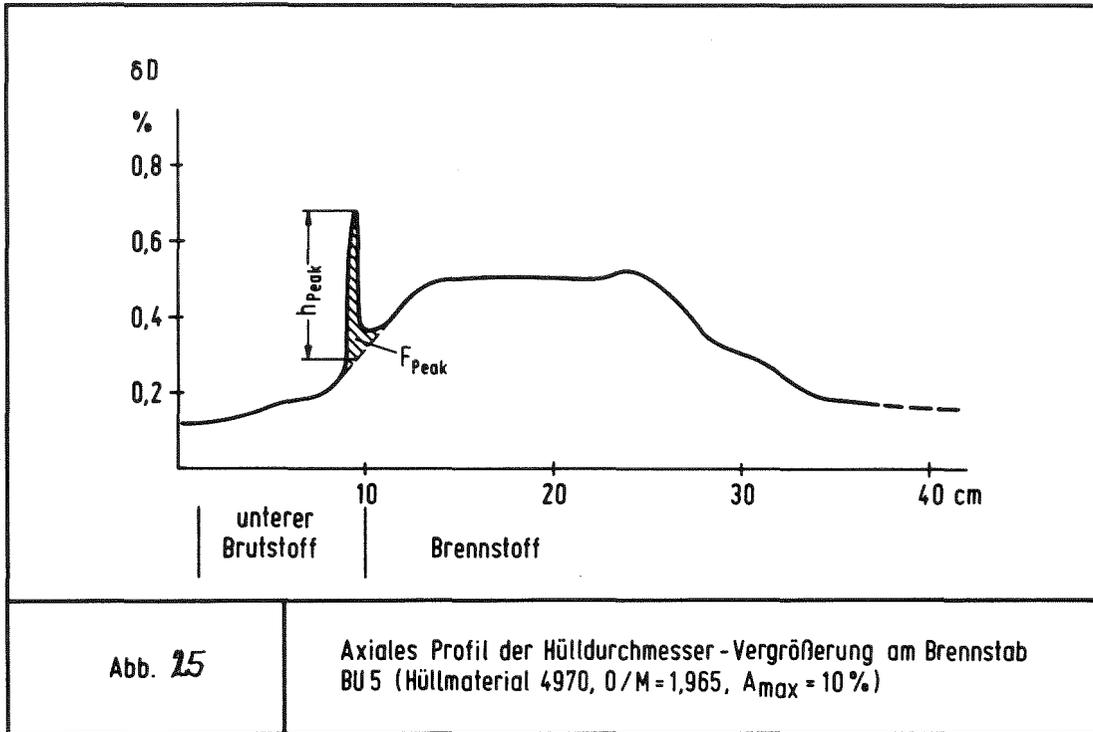
Da eine Abhängigkeit der lokalen Hülldehnung an den Brennstoffenden vom Hüllmaterial der Brennstäbe und vom Brennstofftyp, d.h. vom O/M-Verhältnis des Brennstoffes erkennbar war, sind die Diagramme für die beiden Hüllmaterialien 1.4988 und 1.4970 (mit geringerer Schwellung und höherer Warmfestigkeit als 1.4988) getrennt ausgeführt. Die Werte für die verschiedenen Brennstofftypen sind durch verschiedene Markierung der Häufigkeitssäulen unterschieden (Brennstoff A dunkel, Brennstoff B hell). Abb. 2b zeigt dann, daß mit dem Brennstoff hohen O/M-Verhältnisses (A) lokale Hülldurchmesser-Peaks ganz überwiegend am oberen heißeren Stabende gefunden wurden, im besonderen beim Hüllmaterial großer Schwellung (1.4988). Mit dem Brennstoff niedrigen O/M-Verhältnisses (B) ergaben sich dagegen auch beträchtliche Hülldurchmesser-Peaks am unteren Stabende. Beim Hüllmaterial kleiner Schwellung, 1.4970, traten die Hülldurchmesser-Peaks stärker am unteren Stabende auf, mit Brennstoff B sogar fast ausschließlich. Am unteren Ende dieser "BU"-Stäbe lagen auch die höchsten lokalen Durchmesser-Peaks vor. Ihre Höhe betrug im Mittel 0,25% und maximal 0,4% des Hülldurchmessers.

Diese Ergebnisse lassen sich folgendermaßen deuten: Am oberen, heißeren Stabende findet eine relativ schnell verlaufende und damit bevorzugte Reaktion der flüchtigen Spaltprodukte statt, die ihnen eine chemische "Senke" bietet. Die Menge der gebundenen Spaltprodukte und der Umfang der Reaktion ist bei niedrigem O/M-Verhältnis des Brennstoffes viel größer als bei hohem O/M-Verhältnis. Da aber im ersten Fall die Reaktion sich relativ weit über Brennstoff und Brutstoff verteilt, während sie im zweiten Fall überwiegend im Spalt zur Hülle abläuft, können die verursachten lokalen Hülldehnungen im gleichen Wertbereich liegen. Das gilt für Brennstäbe mit 1.4988-Hülle.

Eine Ansammlung flüchtiger Spaltprodukte durch Kondensation findet am unteren "kühlen" Brennstoffende statt (physikalische "Senke"). Wenn die Reaktion am heißen Brennstoffende zur Oxidation der flüchtigen Spaltprodukte nicht ausreicht, ergibt sich auch am kälteren Ende eine (langsamere) chemische Reaktion. Diese Situation entsteht, wenn zu wenig Leervolumen

für die Reaktionsprodukte zur Verfügung gestellt wird. Das ist dann der Fall, wenn die Brennstabhülle nur wenig schwillt und unter dem Festkörperdruck der Reaktionsprodukte besonders schwer verformbar ist. Beides gilt für das Hüllmaterial 1.4970. Dabei spielt auch die Art und Verteilung der Reaktionsprodukte eine Rolle, wie der Unterschied zwischen den AU- und BU-Meßwerten in Abb.26 zeigt. Bei hohem Brennstoff-O/M-Verhältnis (AU) vermögen die Reaktionsprodukte die 1.4970-Hülle am heißen Stabende noch zu dehnen, bei niedrigem O/M-Verhältnis (BU) dagegen kaum.

Die schärferen und damit höheren Hülldehnungs-Peaks am unteren Brennstoffende können auf eine engere Lokalisierung der Spaltprodukt-Kondensations- und Reaktionszone, wahrscheinlich an der Oberfläche der ersten Brutstofftablette, zurückgeführt werden. Die größere Peak-Höhe bei niedrigem Brennstoff-O/M-Verhältnis (BU) beruht wahrscheinlich auf einer stärkeren Reaktion der Spaltprodukte mit dem Brutstoff.



## 2. Abbrandbestimmung an Proben der RAPSODIE-Bündel 102 und 103

(H. Wertenbach, H. Bernhard, E. Bolz, H. Deutsch, E. Gantner,  
E. Kirste, K. Matern, M. Mostafa, H. Müller, IRCH)

### Einführung

Zwei Brennstabgebündel mit je 34 Stäben aus gemischtem  $\text{UO}_2$ - $\text{PuO}_2$ -Brennstoff wurden vom 23.2.1971 bis zum 6.9.1972 im schnellen Test-Reaktor RAPSODIE in Cadarache bei einer Stabileistung von max. 500 Watt/cm bis zu etwa 10 Atom-% Abbrand bestrahlt. Die Stäbe hatten eine Länge von 835 mm und einen äußeren Durchmesser von 6 mm. Die Länge der Brennstoffzone betrug 320 mm. Darüber und darunter befand sich eine Brutstoffzone aus  $\text{UO}_2$ -nat.-Pellets. Die Tabletten des Brennstoffs bestanden aus angereichertem  $\text{UO}_2$  mit 30 Gew.-%  $\text{PuO}_2$ . Das O/M-Verhältnis war  $1,98 \pm 0,02$ <sup>1)</sup>. Das Uran enthielt 82,3 % U-235, während das Plutonium aus 89,99 % Pu-239, 9,12 % Pu-240 und 0,817 % Pu-241 bestand /1/.

Die Proben wurden in den Heißen Zellen RBT/HZ gemahlen und in siedender  $\text{HNO}_3$  konz./HF (0,05 n) gelöst. Zur Ermittlung des Abbrandes wurden in den Lösungen die Konzentrationen der schweren Kerne sowie die der Spaltprodukte Ce-144 und Nd-148 gemessen.

Die schweren Kerne wurden durch Röntgenfluoreszenzspektrometrie, Ce-144 durch  $\gamma$ -Spektrometrie und Nd-148 durch massenspektrometrische Isotopenverdünnungsanalyse bestimmt. Die angewandten Verfahren sind im KFK 1704 beschrieben /2/.

/1/ D. Haas; Private Mitteilung

/2/ H. Hoffmann, H. Wertenbach

Abbrandbestimmung an Kernbrennstoffprüflingen aus dem FR2  
KFK 1704, (April 1973)

1) Spez. für Brennstoff "A", vergl. vorhergehenden Beitrag von  
W. Dienst

Berechnung des Abbrandes

Mit den erwähnten Messungen konnte der Abbrand sowohl über Ce-144 als auch über Nd-148 berechnet werden. In beiden Fällen war jedoch noch die Kenntnis der Spaltausbeuten, beim Ce-144 zudem noch die genaue Kenntnis der Bestrahlungsgeschichte erforderlich.

## (1) Spaltquellen

Das Verhältnis Atome Pu/Atome U betrug nach der Bestrahlung im Mittel  $0,4015 \pm 4,3 \%$  (Tabelle 9). Vor der Bestrahlung war das Pu/U-Verhältnis im Mittel 0,4227. Bei 10 Atom % Abbrand wurde ein Wert von  $0,4084 \pm 1,3 \%$  erwartet. Es ist ersichtlich, daß während der Bestrahlung keine bedeutende Änderung eingetreten ist. Zur Berechnung der Spaltquellen wurden daher die Ausgangszusammensetzung des Brennstoffs und die ebenfalls in Tabelle 6 angeführten Spaltraten verwendet.

Tabelle 6 Ausgangszusammensetzung, Spaltraten und Spaltquellen der RAPSODIE-Proben sowie benutzte Spaltausbeuten.

Spaltendes Nuklid	Ausgangszusammensetzung (Gew.-%)	Spaltrate /1/ ( $10^{13} \text{F} \cdot \text{g}^{-1} \cdot \text{sec}^{-1}$ )	Spaltquellen (%)	Spaltausbeuten /3/ Schnelle Spaltung (%)	
				Ce-144	Nd-148
U-235	57,55	1,171	62,9	5,257	1,681
U-238	12,42	0,081	1,0	4,735	2,180
Pu-239	27,02	1,363	34,3	3,553	1,639
Pu-240	2,74	0,49	1,3	4,02	1,84
Pu-241	0,25	1,89	0,5	4,35	1,94

## (2) Gemittelte Spaltausbeuten

Unter Verwendung der in Tabelle 6 angeführten Spaltausbeuten und Spaltquellen wurde gefunden:

$$\bar{Y}_{\text{Ce-144}} = 4,647 \% \quad \text{und} \quad \bar{Y}_{\text{Nd-148}} = 1,675 \% .$$

In Tabelle 7 werden die Mittelwerte der gemessenen relativen Neodymmassen

(Tabelle 8) mit den unter Verwendung der in Tabelle 6 angeführten Spalt-  
ausbeuten und -quellen berechneten Werten verglichen. Die Übereinstimmung  
ist gut.

Tabelle 7 Vergleich der gemessenen und berechneten relativen Neodymmassen

Masse	gemessen	berechnet	$\frac{\text{gemessen}}{\text{berechnet}}$
143	3,032	3,056	0,992
144	2,747	2,774	0,990
145	2,044	2,048	0,998
146	1,648	1,619	1,018
148	1,000	1,000	1,000
150	0,489	0,484	1,010
$\Sigma$	10,960	10,981	0,998

### Ergebnisse

In Tabelle 8 sind die gemessenen relativen Neodymmassen und in Tabelle 9  
die Pu/U-Verhältnisse nach der Bestrahlung sowie die über Ce-144 und  
Nd-148 gefundenen Abbrandwerte der einzelnen RAPSODIE-Proben eingetragen.  
Bei der Berechnung des gewichteten Mittelwertes des Abbrandes wurde das  
über Nd-148 ermittelte Resultat zweimal genommen.

An den gemessenen Neodymmassen sind keine signifikanten Unterschiede  
feststellbar. Die Streuung ist im Wesentlichen durch die Meßfehler be-  
dingt. Dagegen dürften die Unterschiede im Pu/U-Verhältnis auf die  
axiale Differenzierung des U und Pu im Brennstoff zurückzuführen sein.

/3/ M.E. Meek and B.F. Rider

Compilation of Fission Product Yields Vallecitos Nuclear Center, 1974  
NEDO-12154-1

/4/ L. Deffaa; Private Mitteilung

Tabelle 8 Relative Neodymmassen der RAPSODIE-Proben

Masse	Probe						
	BU09-9	BU09-25	BU09-26	BM16-8	BU19-10	AU03-24	AU03-25
143	3,042	3,047	3,021	3,035	3,040	3,025	3,029
144	2,753	2,769	2,771	2,736	2,757	2,737	2,762
145	2,057	2,050	2,041	2,025	2,051	2,045	2,049
146	1,651	1,655	1,670	1,632	1,650	1,645	1,652
148	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
150	,494	,491	,492	,479	,486	,492	,489
$\Sigma$	10,998	11,014	10,996	10,906	10,984	10,946	10,983
Masse	Probe						
	AU12-22	AU24-22	AU26-8	AM13-8	AM13-13	AM13-17	AU38-5
143	3,033	3,024	3,028	3,020	3,014	3,038	3,022
144	2,738	2,738	2,742	2,752	2,744	2,749	2,743
145	2,046	2,040	2,048	2,057	2,047	2,054	2,035
146	1,673	1,643	1,650	1,658	1,650	1,647	1,649
148	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
150	,487	,492	,493	,488	,492	,491	,486
$\Sigma$	10,979	10,940	10,962	10,976	10,949	10,979	10,935
Masse	Probe						
	AU38-6	AU38-8	AM35-7	AM35-10	AM35-14		
143	3,014	3,036	3,051	3,042	3,033		
144	2,726	2,777	2,730	2,722	2,751		
145	2,039	2,049	2,032	2,031	2,036		
146	1,640	1,662	1,625	1,632	1,629		
148	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000		
150	,490	,481	,489	,487	,485		
$\Sigma$	10,911	11,006	10,926	10,913	10,933		

Tabelle 9 Pu/U-Verhältnisse und Abbrand der RAPSODIE-  
Proben

Probe Nr.	Atome Pu Atome U	Abbrand (Atom-%)		
		Ce-144	Nd-148	Mittelwert (1:2)
- 9	0,3784	9,26	9,38	9,34
BU09-25	0,3850	10,05	9,86	9,92
-26	0,4006	7,97	7,78	7,85
BM16- 8	0,4141	9,89	10,08	10,02
BU19-10	0,3592	9,68	9,87	9,81
AU03-24	0,4100	10,16	9,88	9,97
AU03-25	0,4146	7,46	7,24	7,31
AU12-22	0,4106	9,69	10,14	9,99
AU24-22	0,4127	10,32	10,15	10,21
AU26- 8	0,4167	10,27	10,45	10,39
- 8	0,3933	7,09	7,16	7,13
AM13-13	0,3953	9,84	10,02	9,96
-17	0,3941	8,27	8,51	8,43
- 5	0,3905	6,29	6,23	6,25
AU38- 6	0,3897	9,15	9,02	9,06
- 8	0,3934	7,49	7,76	7,67
- 7	0,4267	7,57	7,74	7,68
AM35-10	0,4207	10,43	10,40	10,41
-14	0,4233	8,62	8,63	8,63

Dividiert man die über Ce-144 durch die über Nd-148 gefundenen Abbrandwerte, so erhält man  $0,9958 \pm 2,2 \%$ . Die Übereinstimmung ist recht gut. Die Mittelwerte (Tabelle 9) entsprechen den berechneten Abbrandwerten /4/. Der Fehler des Mittelwertes ist im Wesentlichen durch die Fehler der Spaltausbeuten bestimmt und liegt bei ca.  $\pm 3 \%$ .

1.12.4 Karbidbrennstoff1.12.424 Untersuchungen zum Kriechen und Schwellen von KarbidbrennstoffDurchführbarkeitsstudie für eine druck- und temperaturgeregelte  
FR2-Bestrahlungskapsel<sup>G</sup>

( H. Häfner, K. Heckert, K. Philipp, IMF )

Bei den in Karlsruhe für den FR2 entwickelten Bestrahlungskapseln zum Einsatz von Brennstoffproben bzw. Testbrennstäben bestand bisher nicht die Möglichkeit, Temperaturen im Betrieb kontinuierlich zu ändern bzw. bei sinkender Leistung konstant zu halten. Auch war es bei den bisherigen Kriech- und Schwellkapseln nicht vorgesehen, die Probenbelastung von außen während des Betriebes zu beeinflussen.

Bei allen Vorteilen der Karlsruher Standardausführung (relativ einfacher Aufbau, mindestens zwei Proben in einem Einsatz, leichte Austauschbarkeit von Teilen, Wiederverwendbarkeit von Oberteilen und Wasserführungsrohren und damit günstige Kosten) erwies sich dieser Mangel besonders bei Parametertests zum Kriechen und Schwellen von Kernbrennstoffen als gravierende Einschränkung, weshalb häufiger teure auswärtige Bestrahlungen, z.B. im Siloe oder im BR2, vorgezogen werden mußten.

Eine entsprechend regelbare Bestrahlungseinrichtung für den FR2 wurde daher erforderlich. Sie soll zugleich einer erhöhten Genauigkeit der Temperatur- und Druckeinstellung dienen.

Im IMF wurde eine Durchführbarkeitsstudie für eine solche Einrichtung für Bestrahlungen zum Kriech- und Schwellverhalten von karbidischem Brennstoff erstellt. Die Inbetriebnahme eines ersten Bestrahlungseinsatzes mit der entsprechenden out-of-pile Anlage wird rund ein Jahr nach der Entscheidung für den Bau erwartet.

<sup>G</sup> Erster Bericht

Kurze Beschreibung des Bestrahlungseinsatzes:

Die FR2-Kapselversuchseinsätze sollen in ihrem bekannten Grundkonzept nicht verändert werden; sie bestehen also aus der eigentlichen Bestrahlungskapsel, dem Oberteil und der Wasserführungseinheit.

Die Bestrahlungskapsel kann für Kriech- bzw. Schwellexperimente entweder mit 2 Kriechproben<sup>+</sup> oder mit 2 Schwellproben<sup>++</sup> bewährter Bauart bestückt werden, bei der die Kriech- bzw. Schwellbeträge kontinuierlich mittels induktiver Verlagerungsaufnehmer gemessen werden. Selbstverständlich macht die Einspeisung des Druck- und Regelgases durch das Oberteil hindurch in die Kapsel eine Reihe von konstruktiven Modifikationen erforderlich. Dafür sind zusätzlich eine Reihe von beidseitig dichtenden Schnellkupplungen und Filter zur Rückhaltung eventuell auftretender Brennstoffpartikel im Einsatz unterzubringen.

Kurze Beschreibung der Gasgemisch-Regelungsanlage:

Im Gegensatz zu vergleichbaren Gasgemisch-Regelungsanlagen, die bei niedrigen Drücken arbeiten und nur die Temperaturregelung übernehmen, soll mit der vorgesehenen Regelungsanlage auch gleichzeitig der Druck - entsprechend der gewünschten Probenbelastung - gesteuert werden können.

Die Probenbelastung, übertragen durch das Faltenbalgsystem der Probenkapsel, soll zwischen 0 und  $50 \text{ N/mm}^2$  betragen. Dies entspricht etwa Gasdrücken zwischen 1 und 60 bar. Aus diesem Grunde wird die Anlage für einen Nenndruck von 100 bar ausgelegt.

Als Regelgase werden Helium und Neon eingesetzt, die über eine Mischkammer in den Hauptkreislauf durch Betätigung von Handventilen eingespeist werden können. Der Transport des Gasgemisches in den Reaktoreinsatz erfolgt im Kreislauf über einen Membrankompressor. Der Kreislauf ist mit Elementen wie Regel- und Absperrventilen, Manometern, einem Behälter zur Dämpfung von Druckschwankungen, Sintermetallfiltern usw. ausgerüstet ( siehe Abb. 27).

Der Regelgasschrank ( ca. 1100 x 400 x 2100 mm ) mit der Aufteilung der Fronttafel ist in Abbildung 28 dargestellt.

---

<sup>+</sup> siehe KFK 1270/4, S. 112-49

<sup>++</sup> siehe KFK 1273/4, S. 112-28



1.13 MATERIALUNTERSUCHUNG UND - ENTWICKLUNG

1.13.1 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen

1.13.11 Mechanische und physikalische Eigenschaften technischer Legierungen

1. Mechanische Eigenschaften \*

( M. Schirra, L. Schäfer, IMF )

Im Bestrahlungsprojekt Mol-3B/4 wurden Blechproben des titanstabilisierten Stahles 12R72HV (1.4970) in verschiedenen mechanisch/thermischen vorbehandelten Zuständen eingesetzt. /1/.

Die unbestrahlten Vergleichsproben sind entsprechend den Bestrahlungsbedingungen einer Vergleichsglühung (VG) unterzogen worden, die nach Möglichkeit auch die Temperaturunterschiede je nach Bestrahlungsposition und -zeit berücksichtigt. Hierüber wird im vorliegenden Beitrag berichtet.

Folgende Vorbehandlungszustände wurden bei 700 °C Prüftemperatur auf ihr Zeitstandsfestigkeit- und Kriechverhalten untersucht:

<u>Zustand:</u> I	= 1150°C/30'+15% kv+800°C/23h	<u>VG:</u> 630°C/450h+570°C/700h+540°C/200h
II	= 1150°C/30'+15% kv+800°C/2h	640°C/450h+585°C/700h+550°C/200h
III	= 1080°C/30'+15% kv+800°C/23h	640°C/450h+585°C/700h+550°C/200h
	1080°C/30'+15% kv+800°C/23h	630°C/450h+570°C/700h+540°C/200h
IV	= 1080°C/30'+15% kv+800°C/2h	640°C/450h+585°C/700h+550°C/200h

Die Matrixhärte erniedrigte sich durch die Vergleichsglühung nur geringfügig bei den 800°C/2h ausgelagerten Zuständen II und IV.

<u>Zustand:</u> I	<u>ohne V.G.HV<sub>1</sub></u> = 234-237	<u>mit V.G.HV<sub>1</sub></u> = 226-237
II	242-260	236-242
III	212-214	219-221
IV	229-232	218-228

In Abb. 1a-d sind die Werte für die Standzeit, 1% Zeit-Dehngrenze, sekundäre Kriechgeschwindigkeit und Bruchdehnung in Abhängigkeit von der jeweiligen Spannung bzw. Versuchszeit aufgetragen. Aus den vier Teildiagrammen geht hervor,

\* BzFE-Nr. 221.1

/1/ Vergl. Beitrag in einem späteren PSB-Vierteljahresbericht

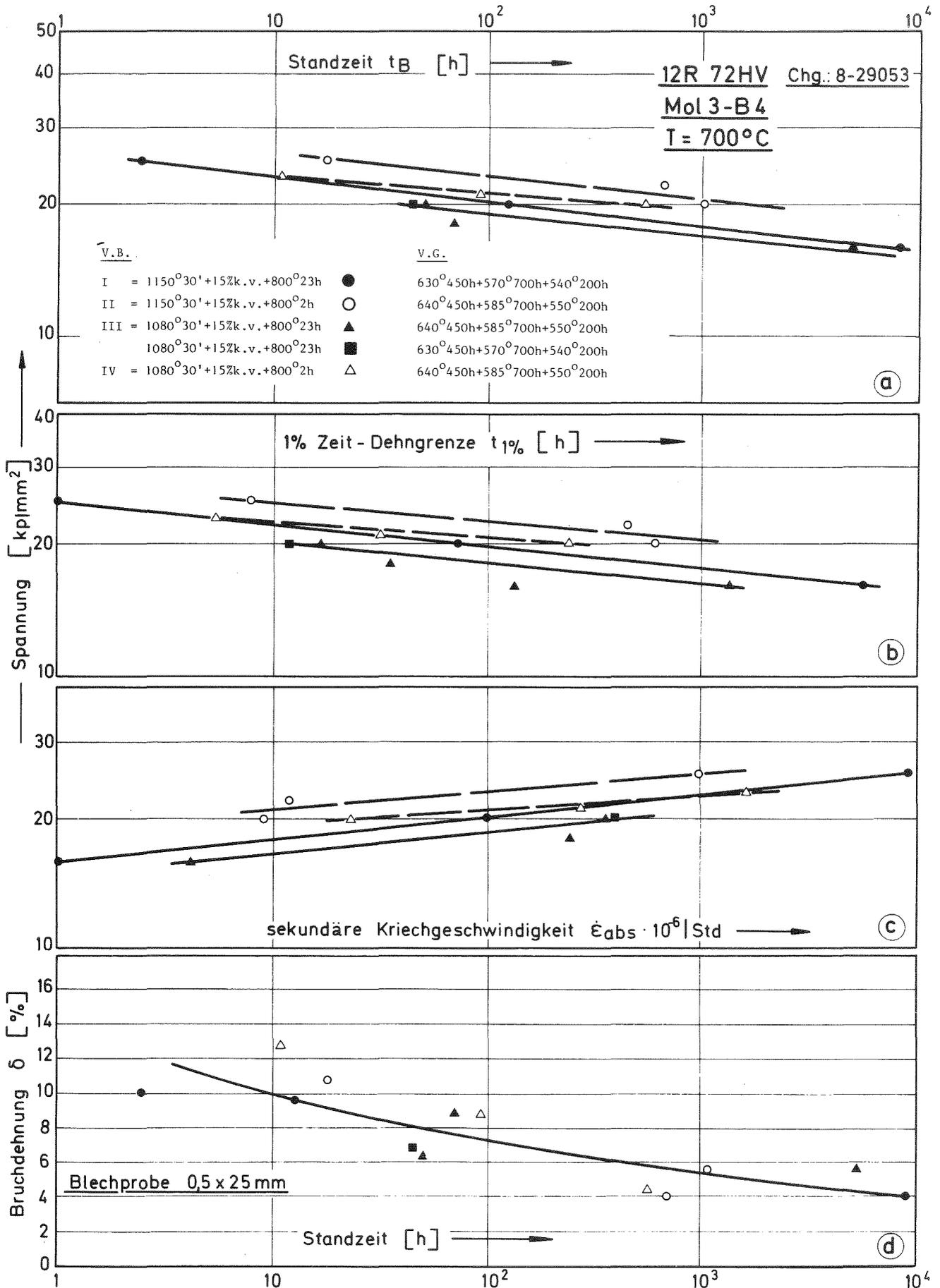


Abb.: 1a-d Standzeit, 1%-Zeit-Dehngrenze, sekundäre Kriechgeschwindigkeit und Bruchdehnung in Abhängigkeit von der Spannung bzw. Standzeit.

daß die niedrigere Lösungsglüh­temperatur zu kürzeren Zeiten für  $t_B$  und  $t_{1\%}$  führt und höhere Werte für die sekundäre Kriechgeschwindigkeit gemessen werden, wenn man die Zustände I+III und II+IV miteinander vergleicht. Ein Vergleich der Zustände I+II und III+IV zeigt, daß die 800 °C/23h-Auslagerung nach dem Lösungsglüh­en zu ungünstigeren Werten führt als die 800 °C/2h-Auslagerung. Die Bruchdehnung ist unabhängig von der Vorbehandlung und liegt bei 10-12% für kurze Standzeiten ( $<10^2$  h) und 4-6% für  $t_B >10^3$  h.

Gleichfalls unabhängig vom Vorbehandlungszustand ist das Bruchverhalten der metallographisch untersuchten Proben. Alle Proben brachen transkristallin. Lediglich bei der bis über 8000 h gefahrenen Probe (Zust.I) zeigen sich im Bereich der Bruchzone einzelne inkristalline Anrisse.

Im Rahmen der Paralleluntersuchungen an unbestrahltem Rohrmaterial für die Bestrahlungsexperimente Mol 2 und Mol 7C wurden die Zeitstandfestigkeit und die Duktilität des Stahls 1.4970 (Chg. Nr. 8-22075) in zwei verschiedenen Zuständen mittels Innendruckversuchen untersucht. Die Zeitstandfestigkeit ist in Abb. 2 dargestellt. Bei allen drei Versuchstemperaturen ist der Stahl im Zustand B dem Stahl im Zustand A überlegen. Die Duktilität von beiden ist gleich. Sie liegt je nach Prüfungstemperatur zwischen 4 und 10%. Verglichen mit einer früher untersuchten Schmelze Nr. 8-29052 ist hier die Zeitstandfestigkeit niedriger und die Duktilität höher. Ähnliche Ergebnisse über die Zustände A und B wurden auch an Zeitstandproben im einachsigen Spannungszustand gefunden. /1/. Dort kehren sich im bestrahlten Zustand die Verhältnisse um, weil der Zustand A die höhere Duktilität behält. Ob dies auch für mehrachsig belastete Zeitstandproben im Reaktor gilt, werden Mol 2-Versuche zeigen.

/1/ C. Wassilew et al., DATF Reaktortagung Berlin, 1974, Seite 344

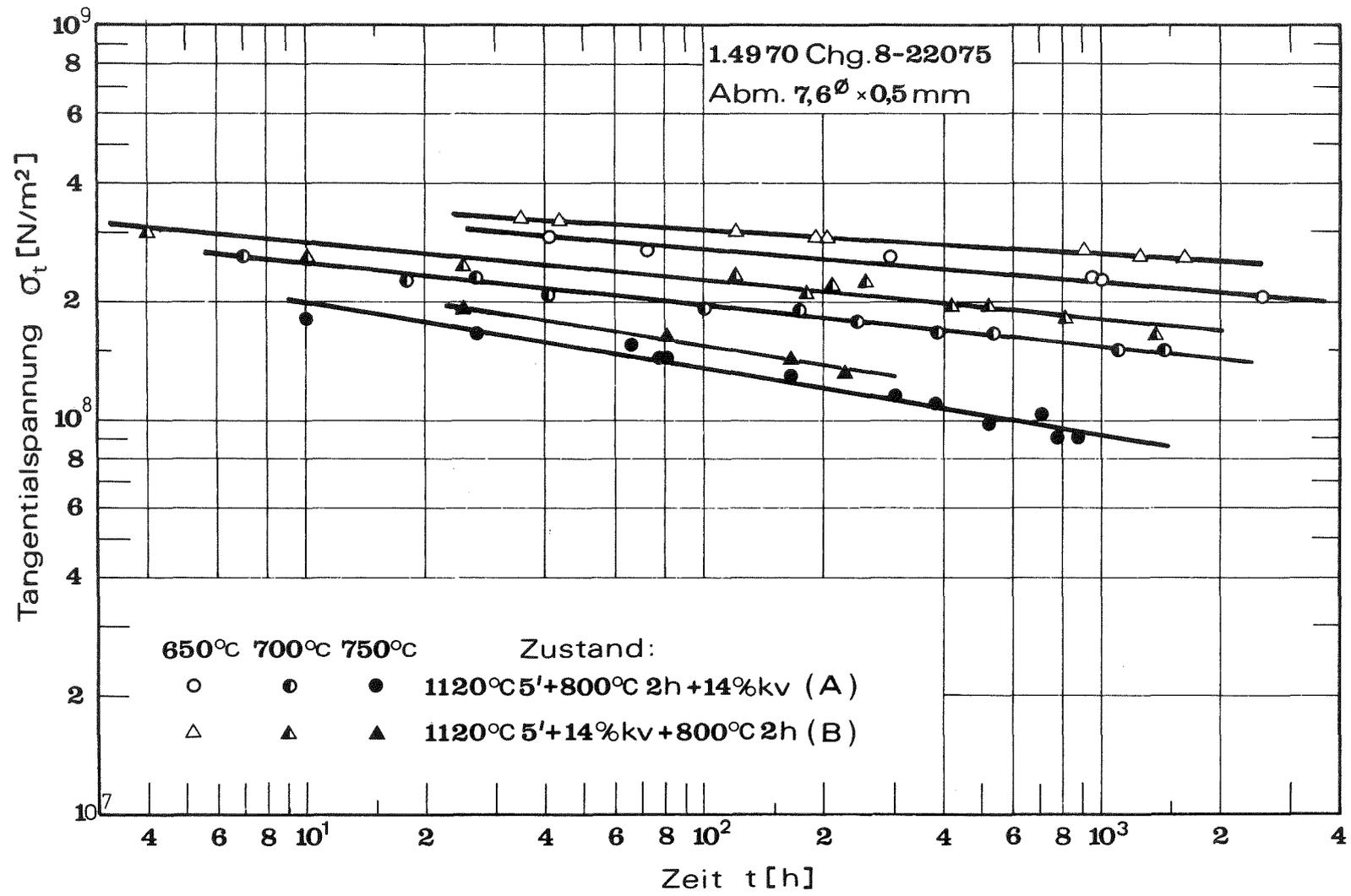


Abb. 2 Zeitbruchlinien von zwei Rohrorten des Stahles 1.4970

2. Physikalische Eigenschaften <sup>G</sup>

(E. Schnitzer, IMF)

Dichte - und Härtemessungen am Stahl CrNi 16 16 Charge HV 209 <sup>1)</sup> wurden abgeschlossen und die Ergebnisse mit denen der Charge 19590 des Kastenwerkstoffes 1.4981 (Vierteljahresbericht KFK 1275/4) verglichen.

Ausgehend vom lösungsgeglühten Material wird die Matrixdichte der Charge HV 209 durch die Wärmebehandlung bei 600, 700 und 800 °C um max. 0,07% angehoben bei gleichzeitigem Härteanstieg zwischen 1-19%.

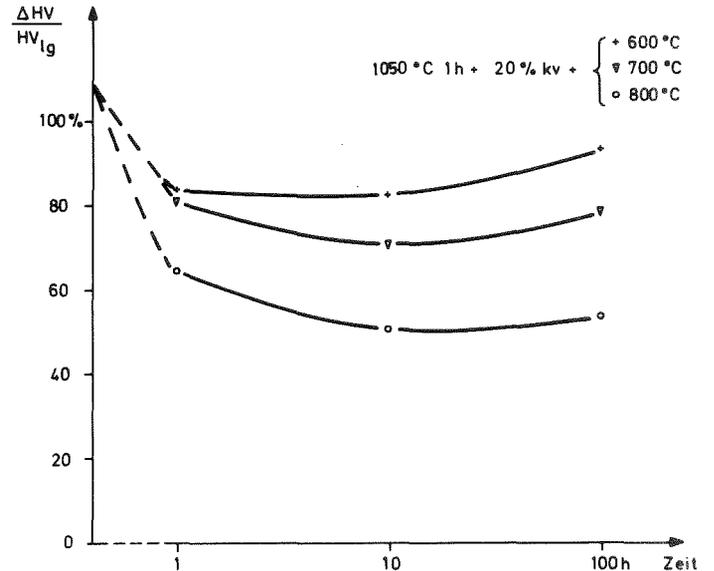
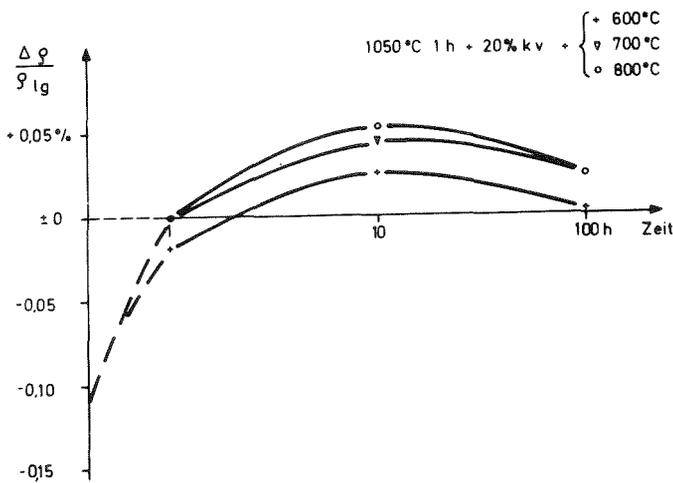
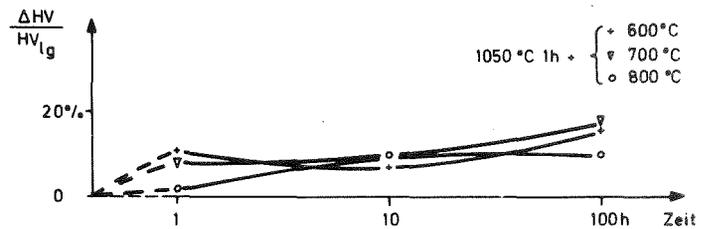
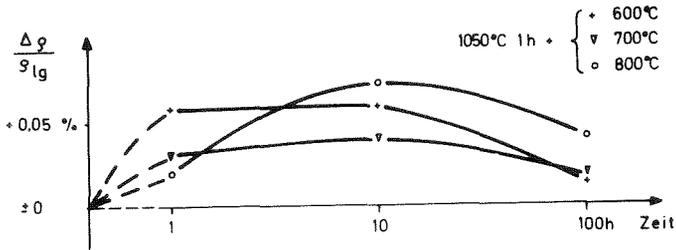


Abb. 3a Dichteänderung des Werkstoffes CrNi 16 16 (HV 209) bei kombinierter thermisch-mechanischer Vorbehandlung

Abb. 3b Härteverlauf des Werkstoffes CrNi 16 16 (HV 209) bei kombinierten thermisch-mechanischen Vorbehandlungen

<sup>1)</sup> Diese Charge weicht etwas von dem Werkstoff 1.4981 ab.

Für die Charge 19590 konnte dagegen ein Dichteabfall (max. 0,05%) ermittelt werden. Wärmebehandlungen an lösungsgeglühtem und 20% kaltverformtem Material verursachen bei der Charge HV 209 ebenfalls eine Dichteerhöhung, die, wie aus den Härtemessungen ersichtlich, nur teilweise eine Folge von Erholung bzw. Rekristallisation sein kann. Vielmehr wird die Ausscheidung kohärenter Partikel für die Verfestigung bzw. Dichteerhöhung verantwortlich gemacht. Die deutliche Abweichung vom Verhalten der Charge 19590 - hier konnte nach Auslagerungen im entsprechendem Temperaturbereich unabhängig von der Vorbehandlung stets eine Volumenvergrößerung bezogen auf den lösungsgeglühten Zustand beobachtet werden - ist auf die Unterschiede in der chemischen Zusammensetzung zurückzuführen. Der gravierendste Einfluß ist dem Mangan zuzuschreiben, da Mangan die Diffusionsgeschwindigkeit von Kohlenstoff im  $\gamma$ -Eisen herabsetzt. Der Mangangehalt von 1,28% der Charge 19590 führt zur Ausscheidung von  $M_{23}C_6$ , während die Charge HV 209 mit 0,04% Mangan durch ungehinderte Diffusion des Kohlenstoffs kohärente, feinverteilte Karbide bilden kann. Hier werden die örtlichen Volumenänderungen durch Spannungsfelder ausgeglichen, und der Anstieg der Dichte erfolgt durch Volumenabnahme des kohlenstoffarmen  $\gamma$ -Eisens. Schliffbilder bestätigen das Ausscheidungsverhalten.

### 1.13.13 Hüllrohr - und Brennstabprüfung \*

( H.Hill, O.Jacobi, R.Scherwinsky, IMF )

#### Universal-Hüllrohr-Prüfanlage

Die im IMF entwickelte und von RB/M konstruierte Universal-Hüllrohr-Prüfanlage wurde in Betrieb genommen. Es ist nun möglich, die Rohre sowohl mit und ohne gleichzeitigem Vorschub rotieren zu lassen. Daraus ergibt sich die Möglichkeit, ein Testrohr mit einer künstlichen Fehlstelle nur rotieren zu lassen und somit die Eichung der Ultraschall-Rißfehler-Prüfköpfe schnell und exakt vorzunehmen. Die zusätzliche Möglichkeit, das Rohr linear ohne Rotation zu bewegen, gestattet nun eine rasche vibrationsfreie Prüfung der Rohre mit einer Wirbelstrom-Durchlaufspule.

---

\* BzFE-Nr. 538.0

Letzter Beitrag im KFK 1275/2, Seite 113-5

KNK-II-Karbid-Brennelemente

Für den Brennstab des Brennelementbündels KNK II wurde in Zusammenarbeit mit verschiedenen Abteilungen/Instituten der GfK und mit der Industrie die Spezifikation erstellt. Sie umfaßt u.a. die Teilspezifikation für Brennstoff, Brutstoff, Hüll- und Strukturmaterial, einseitig verschweißtes Rohr und für den fertigen Brennstab. Das entsprechende Hüllmaterial wurde bestellt.

Versuchsgruppe FR2 Vg5k, Karbidbestrahlung

Für die FR2-He-Loop-Versuchsgruppe 5k wurden Thermoelemente beschafft und geprüft. Ein besonderes Verfahren zum Einlöten der Thermoelemente, die zur Zentraltemperaturbestimmung im Brennstoff dienen, wurde erprobt. Ebenso wurden die vorhandenen Unterlagen überarbeitet und eine neue Konstruktionszeichnung erstellt, die alle bisher gewonnenen Erfahrungen in bezug auf Thermoelemente, Stopfenformgebung und Stützscheiben beinhaltet.

1.13.14 Bestrahlungsversuche1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung\*

( L.Schäfer, C.Wassilew, K.Anderko, IMF )

In den Stab- bzw. Bündelbestrahlungsexperimenten DFR 304, 350 und 435 war der Stahl X8 CrNiMoVNb 16 13 (Werkst.Nr. 1.4988, Chg. Nr. 25116) im nicht kaltverformten Zustand als Hüllmaterial eingesetzt. Im Rahmen der Bestrahlungsnachuntersuchungen wurden Hüllrohrabschnitte, die vorher von Brennstoff bzw. Brutstoff gereinigt worden waren, im Zerreißversuch mit einer Verformungsgeschwindigkeit von etwa  $10^{-2} \text{ min}^{-1}$  getestet. Die Meßergebnisse der bei  $235 \pm 15^\circ\text{C}$  bestrahlten und geprüften Proben sind in Abb. 4 als Funktion der Dosis schneller Neutronen dargestellt. Damit deutet sich an, daß die Zerreißeigenschaften dieses Stahles unter den genannten Bedingungen bei Neutronendosen oberhalb von etwa  $3,5 \cdot 10^{22} \text{ [n}_s/\text{cm}^2]$  den im Diagramm ablesbaren Grenzwerten zustreben. Ob sich bei höheren Dosen auch bei diesem stabilisiertem Stahl ein Wechsel im Bruchmechanismus mit weiterem Dehnungsabfall einstellt, ist ein interessantes weiteres Untersuchungsproblem.

\*

BzFE-Nr. 223.2

Bei geblühtem AISI 304 wurde /1/ die Ausbildung einer "channel-fracture" mit Restduktilitäten um 0,3% beobachtet.

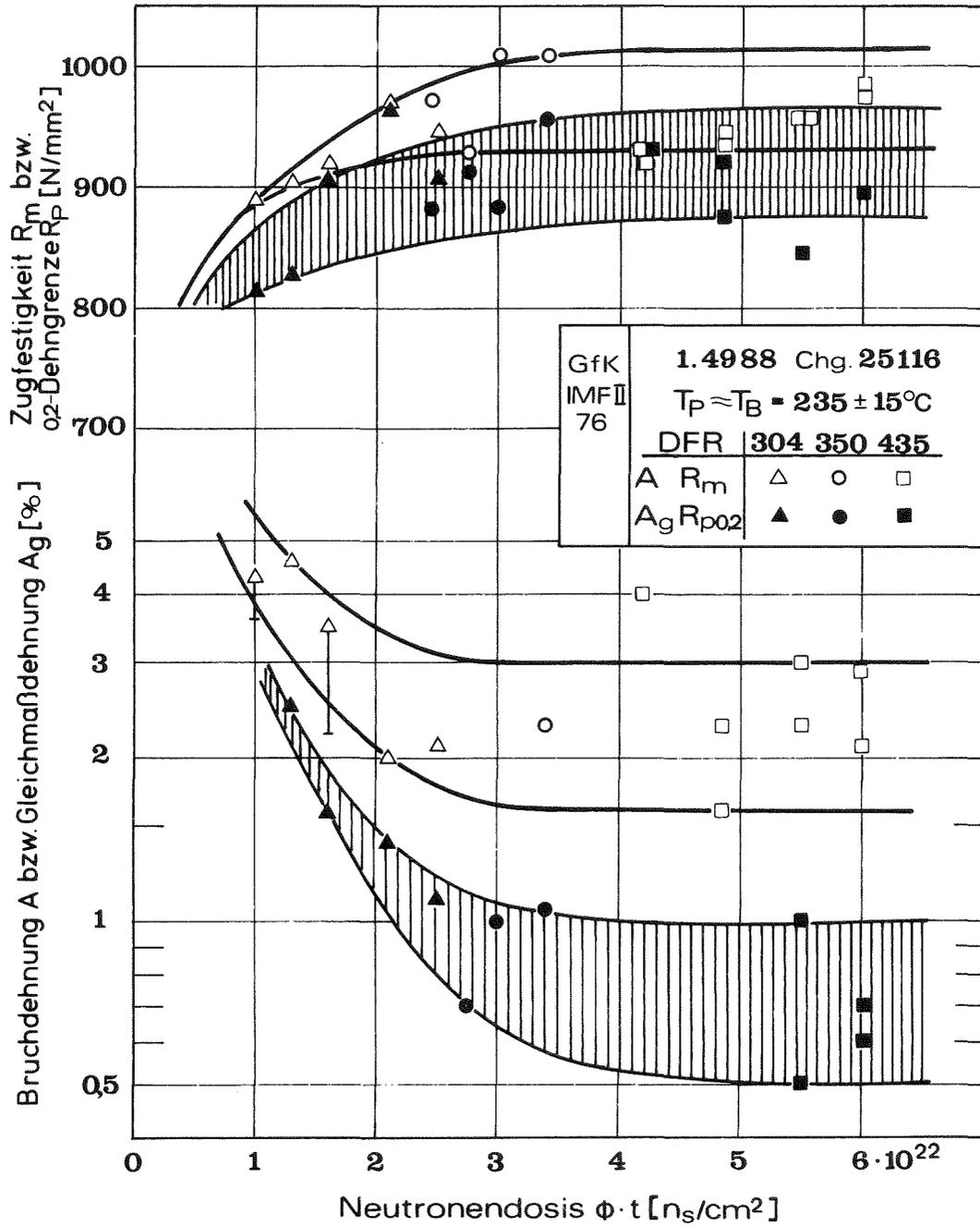


Abb. 4 Abhängigkeit der Zerreißeigenschaften von Brennstababschnitten aus dem Stahl 1.4988 von der Neutronendosis

/1/ R.L. Fish et al. ASTM-STP-529, 149-164

\*

## 2. Mechanische Eigenschaften bei Bestrahlung

(K. Herschbach, IMF)

Die beiden Einsätze im BR 2 mit Prüflingen des ferritischen Stahls 1.6770 führen bei Temperaturen von 400 und 500 °C zu unterschiedlichem "In-pile-Kriechverhalten". Während die bei 400 °C bestrahlte Probe nur geringes Kriechen zeigt, sind bei 500 °C und einer Belastung von 10 kp/mm<sup>2</sup> Kriechgeschwindigkeiten von etwa 10<sup>-5</sup>/h gemessen worden. Der sich aus Lasterniedrigung ergebende Spannungskoeffizient von  $n = 4 \pm 0,15$  läßt vermuten, daß es sich dabei um ein erhöhtes thermisches Kriechen handelt. Ob dieses durch die Bestrahlung direkt oder durch eine strahlungsbedingte Änderung des Gefüges und des Ausscheidungszustandes verursacht wird, kann erst durch nachfolgende zerstörende Untersuchungen bestimmt werden. Für eine indirekte Auswirkung der Bestrahlung auf das Kriechverhalten spricht die Inkubationszeit von 800-1000 h, nach der eine erhöhte Kriechgeschwindigkeit einsetzt.

## 3. Schwellverhalten \*\*

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

Derzeit denkbare Möglichkeiten, das Schwellverhalten von Hüll- und Kernstrukturwerkstoffen zu reduzieren, sollen schwerpunktmäßig auf die Gruppe austenitischer Stähle angewendet werden (1). Aufgrund einer Reihe von Basisuntersuchungen verschiedener Labors müßten mehrere Mechanismen zu einem schwellresistenteren Werkstoff führen; z.B. Trapping von Punktdefekten an interstitiell oder substitutionell gelösten Fremdatomen, erhöhte Rekombination von Leerstellen und Zwischengitteratomen an kohärenten Ausscheidungen, Reduzierung der Kaskadeneffizienz durch Zulegierung geeigneter substitutioneller Elemente und schließlich durch Zugabe schnell diffundierender Elemente (2).

Die Arbeiten konzentrieren sich z. Zt. darauf, mit Hilfe des Stabilisierungsgrades (Verhältnis von Elementen wie Ti, Zr, V, Nb zu Kohlenstoff bzw. Stickstoff) und der Zulegierung schnell diffundierender Elemente wie Si und P das Schwellverhalten des Basiswerkstoffes 1.4970 zu verbessern. Das Konzept, das Schwellverhalten mittels schnell diffundierender Elemente zu verbessern, wird derzeit an binären Ni-Legierungen (Ni + Zulegierungen!Au, Cr, Sb) im Simulationsexperiment und durch BR2-Bestrahlungen erprobt. Mit diesen Versuchen müßten auch erste Aussagen zur Kaskadeneffizienz und deren Beeinflussung durch substitutionell gelöste größere Atome möglich sein. Parallel dazu wurde mit der Messung partieller Diffusionskoeffizienten an den binären Legierungen be-

\* BzFE-Nr. 222.1

\*\* BzFE-Nr. 225.1a

gonnen. Angestrebt wird eine Modellschmelze auf der Basis der Hauptelemente des Stahls 1.4970 und definierter Zusatzelemente, deren Wirksamkeit durch die laufenden Vorversuche bestätigt werden kann.

### Veröffentlichungen

- (1) K. Ehrlich, W. Dietz; Stand und Tendenzen in der Entwicklung von Hüll- und Kernstrukturwerkstoffen  
Atomenergie 18, (1976), 189
- (2) H. Venker, K. Ehrlich; Relation between partial diffusion coefficients in alloys and their swelling behavior under fast neutron irradiation.  
J. Nucl. Mat. 60 (1976) 347

### 1.12.18 Untersuchungen am SNR-Anlagenstrukturwerkstoff\*

(W. Scheibe, K.Anderko, D.Rodrian, R.Schmitt, S.Sen, IMF)

Die Untersuchungen am Werkstoff Nr. 14948 zum Chargeneinfluß bei 550 °C wurden fortgesetzt. In Tab. 1 sind neben den bereits in [1] veröffentlichten Resultaten der Chargen 206 und 325 auch die Ergebnisse für die beiden Chargen 326 und 327 enthalten.

Die Dehnungsamplitude  $\Delta \epsilon_t = 2,5\%$  wurde bei den Chargen 326 und 327 nicht mehr überprüft, da die Proben infolge der großen Kraft im Druckbereich auszuknicken beginnen.

---

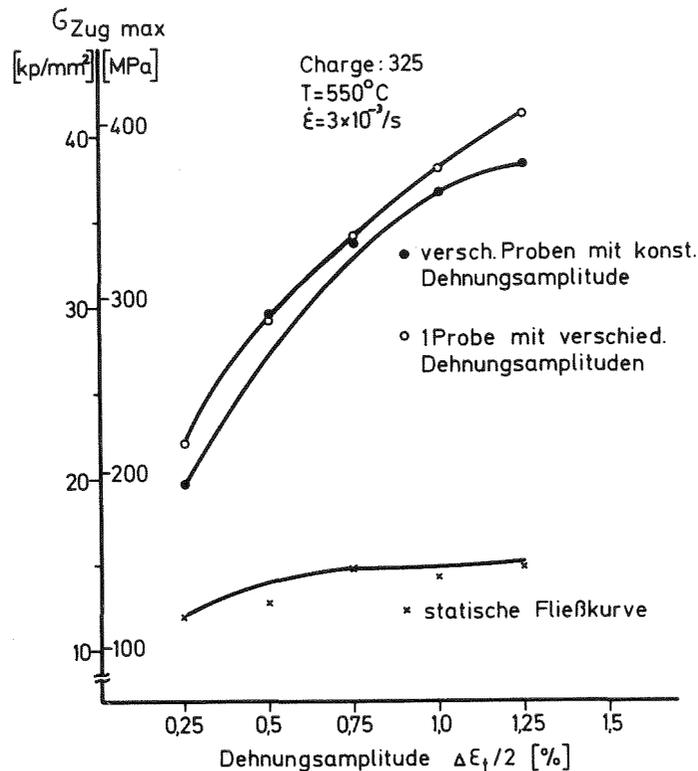
\* BzFE-Nr. 215.5

[1] KFK 1276/1, Seite 113-18

Tabelle 1

Charge-Nr.	Probe-Nr.	$\Delta\epsilon_t$ [%]	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_{10}$ [MPa]	$\sigma_{max}$ [MPa]	$N_f$	Bemerkungen
206	ZHH	0,5	88,4	117,1	180,8	12874	
325	A04	0,5	117,1	-	193,2	13991	
326	E02	0,5	90,4	131,5	174,7	17177	
327	F08	0,5	-	156,2	170,6	12433	
206	-	1,0	-	-	-	2332	Mittelwert von 10 Proben
325	-	1,0	-	-	-	2473	Mittelwert von 5 Proben
326	E01	1,0	106,7	201,4	275,4	2686	
327	F01	1,0	108,9	201,4	279,5	2393	
206	2 HN	1,5	117,2	265,1	322,7	793	
325	A05	1,5	143,9	279,5	334,9	851	
326	E03	1,5	119,2	271,3	335,1	857	
327	F06	1,5	154,2	254,8	306,3	1002	
206	ZKH	2,0	127,4	310,3	376,1	423	
325	A06	2,0	139,8	291,8	359,6	573	
326	E04	2,0	135,6	314,5	353,5	608	
327	F04	2,0	160,3	304,1	349,3	606	
206	ZKD	2,5	129,5	347,3	398,7	(116)	
325	A07	2,5	145,9	345,3	376,1	325	

Aus Tab. 1 geht hervor, daß die Charge 326 (mit Ausnahme der Probe E03) im Vergleich zu den drei anderen Chargen die größten Lastwechselzahlen liefert, während sich die Charge 327 nur bei den höheren Dehnungsamplituden 1,5% und 2% von den beiden Chargen 206 und 325 unterscheidet.



**Abb. 5** Statische Fließkurve und zyklische Spannungs-Dehnungskurven des Werkstoffes 1.4948 (X6 CrNi 1811) bei  $550^{\circ}\text{C}$

Das Verfestigungsverhalten kann durch die zyklische Spannungs-Dehnungskurve (Abb. 5) dargestellt werden, die man auf zwei verschiedene Arten ermittelt:

- a) Eine Probe wird bei einer bestimmten Dehnungsamplitude so lange zyklisiert, bis sich eine stabile Hystereseschleife einstellt, d.h. die max. Zugspannung ändert sich nicht mehr. Im Anschluß daran ist die Dehnungsamplitude zu erhöhen und die Zyklisierung wiederum so lange fortzusetzen, bis die max. Spannung erreicht ist. Auf diese Weise erhält man von einer Probe für verschiedene Dehnungsamplituden die zugehörigen Spannungswerte, welche über den entsprechenden Dehnungen aufgetragen die zyklische  $\sigma$ - $\epsilon$ -Kurve ergeben.

- b) Mehrere Proben werden mit jeweils voneinander unterschiedlichen, konstanten Dehnungsamplituden zyklisiert, bis sich die max. Zugspannungen nicht mehr ändern.

Durch Auftragen aller Zugspannungen nach jeweils dem ersten Viertel eines jeden zyklischen Versuches ergibt sich die statische Fließkurve. Der Vergleich mit den zyklischen  $\sigma$ - $\epsilon$ -Kurven ist ein Maß für die zyklische Verfestigung.

In borhaltigem austenitischem Stahl X8 CrNiNb 16 13 ( $\sim$  1.4961) wurde der Einfluß plastischer Wechselverformungen bei 600-670 °C auf das Gefüge licht- und elektronenmikroskopisch untersucht. Es wurden eine wesentliche Beschleunigung der  $M_{23}C_6$ -Ausscheidung an den Korngrenzen und die Ausbildung eines Versetzungsnetzwerkes im Korninnern beobachtet. Die erwartete Bor-segregation an den Korngrenzen konnte autoradiographisch noch nicht nachgewiesen werden. Möglicherweise werden die beim zyklischen Verformungsprozeß erzeugten Leerstellen, die den Bortransport übernehmen könnten, überwiegend in Versetzungssenken abgefangen.

## 1.14 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN

### 1.14.1 Natriumkühlung

#### 1.14.11 Korrosion austenitischer Stähle\*

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

Ein wesentlicher Befund des 10.000 Stunden-Natriumkorrosionsversuchs an Hüllrohrwerkstoffen war, daß bedeutende Anteile des Hüllrohrquerschnitts durch Kohlenstoffaufnahme aus dem dem Natrium betroffen worden sind ((1), /1/). Dem Kohlenstofftransport kommt im primären Kühlkreislauf des SNR eine hohe Bedeutung zu, wie die vorliegenden Versuchsergebnisse zeigten. Es konnten Zusammenhänge zwischen der chemischen Aktivität des Kohlenstoffs im Natrium und der Aufkohlung oder Entkohlung der Werkstoffe aufgezeigt werden /2/. Für die Berechnung von Werkstoffveränderungen infolge Kohlenstofftransport ist weiter die Kenntnis der Kohlenstoffdiffusion von Bedeutung. An einer größeren Zahl von Proben sind Kohlenstoffprofile mit der GDOS-Methode /1/ gemessen worden. Diese Profile können genutzt werden, Diffusionskonstanten des Kohlenstoffs in den Stählen zu berechnen.

Für den Stahl 1.4948 (X6 CrNi 1811) wurden Werte der Diffusionskonstanten berechnet und mit Literaturdaten /3/ verglichen:

Tab. 1

Temp. (K)	berechnet aus exp. Daten $\text{cm}^2/\text{sec}$	Angabe von Agarwala /3/ (AISI 304) $\text{cm}^2/\text{sec}$	Berechnet nach Gl. (1) $\text{cm}^2/\text{sec}$
873	$1,68 \cdot 10^{-11}$	$4,27 \cdot 10^{-11}$	$3,84 \cdot 10^{-11}$
973 <sup>1)</sup>	$2,55 \cdot 10^{-10}$	$5,81 \cdot 10^{-10}$	$5,45 \cdot 10^{-10}$

<sup>1)</sup> St.W.Nr. 1.4301

\* BzFE-Nr. 232.2

/1/ KFK-Bericht 1275/3, Seite 114-1

/2/ KFK-Bericht 1276/1, Seite 114-1

/3/ R.P. Agarwala et al., J.Nucl. Mat. 36 (1970) 41-47

In /3/ ist auch die Temperaturabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten im Stahl AISI 304 angegeben:

$$D_C \text{ (cm}^2\text{/sec)} = 6,18 \exp(-44610/RT) \quad (1)$$

Nach Gl. (1) sind die Werte der vierten Spalte berechnet, die mit unseren Werten befriedigend übereinstimmen.

Es hat sich gezeigt, daß nur die Profile im rein austenitischen Bereich zu diesen Rechnungen genutzt werden können. In den ferritischen Randschichten ist die Beweglichkeit des Kohlenstoffs noch erheblich größer.

#### 1.14.13 Chemische Analytik\*

##### 1. Versuche im Chemisch-Analytischen-Prüfstand (CAP)

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

Nach einer Unterbrechung des Versuchs CAP 3 wurde mit zum Teil erneuerten Proben der Versuch beendet. Die Betriebswerte waren:

Temperatur:	Testteil I	605 ± 5	°C
	Testteil II	504 ± 5	°C
	Kaltfalle	125-155 (M = 142)	°C
	O <sub>2</sub> -Sonde	360-385 (M = 372)	°C
Durchfluß:	Testteil I	0,37-0,39 m <sup>3</sup> /h	
	Testteil II	0,36-0,41 m <sup>3</sup> /h	
O <sub>2</sub> -Sonde (Ref. P <sub>O<sub>2</sub></sub> = 5 · 10 <sup>-2</sup> bar) 1660 mV			
3 Probenziehungen			

Aus dem Versuch CAP 2 sind einige Proben aus dem Werkstoff 1.4301 nachuntersucht worden (siehe auch chemisch-analytische Nachuntersuchungen). Der metallurgische Ausgangszustand der Proben hat deren Verhalten hinsichtlich der selektiven Effekte beeinflusst. Die wie angeliefert eingesetzten Proben zeigen schon Korngrenzenferrit und nach elektrolytischer Politur sogar eine sehr dünne Oberflächenschicht. Das grobkörnige lösungsgeglühte Material hingegen weist noch keine Strukturveränderungen auf. Entsprechend sind die Randkohlenstoffgehalte bei den beiden wie angelieferten Proben niedriger als bei den lösungsgeglühten. Die insgesamt schwachen Aufkohlungseffekte lassen einen Rückschluß auf die Kohlenstoffaktivität im Natrium zu.

\* BzFE Nr. 622.3

Tab. 2 C-Aktivität der Randschichten der Proben aus 1.4301 und Kohlenstoff im Natrium (Versuch CAP 2)

Probe	Konzentr. in 1 µm Tiefe		Aktivität des C im Stahl bei 600 °C	Entspr. Konzentr. an C im Na ppm
	C %	Cr %		
L 7	0,28	17,7	$5,5 \cdot 10^{-2}$	0,50
A 8	0,137	16,1	$3,9 \cdot 10^{-2}$	0,37
A 9	0,05	17,5	$1,7 \cdot 10^{-2}$	0,14

Die voll austenitische Probe L 7 läßt sich am besten zur Definition des Kohlungspotentials im Natrium heranziehen. Danach dürften rund 0,5 ppm C im Natrium enthalten sein. Dieser Wert ist höher, als nach der Kaltfalltemperatur von 150-170 °C erwartet. Das Kohlenstoffprofil stimmt aber mit dem unter Benutzung von Literaturwerten der Diffusionskonstanten ( $3,84 \cdot 10^{-11} \text{ cm}^2/\text{sec}$  bei 873 K) berechneten nicht überein. Daher muß angenommen werden, daß die Kohlbedingungen während des Versuchs nicht konstant waren.

## 2. Chemisch-analytische Nachuntersuchungen

( H. Schneider, E. Nold, H. Schumann, IMF/I )

### Untersuchung der Zusammensetzung der Diffusionszonen des Materials 1.4301 nach 1150 h Einsatz im CAP-Loop in Natrium von 600 °C

Die Diffusionszonen von Blechen des Materials 1.4301 nach 1150 h Einsatz in Natrium bei 600 °C wurden spektralanalytisch unter Verwendung einer Glimmentladungslampe bestimmt. Die Bleche waren unterschiedlich vorbehandelt. Die Probe L 7 befand sich im lösungsgeglühten Zustand vor Einsatz in Natrium und die Probe A 9 im ausscheidungsgeglühten Zustand. Die Ergebnisse sind in Abb. 1 wiedergegeben.

Während die Konzentrationsprofile von Ni, Cr und Mn nach beiden Vorbehandlungsarten sehr ähnlich sind, unterscheiden sich die C-Profile wesentlich. Bei der lösungsgeglühten Probe fällt die C-Konzentration von einem Maximum an der Oberfläche von > 0,3% ab, in 2 µm Tiefe liegt der Wert noch um 0,15% und geht dann allmählich in den Matrixwert über. Bei der ausscheidungsgeglühten Probe liegt der C-Gehalt bis in ca. 10 µm Tiefe unterhalb des Matrixwertes ( $C_{\text{Matrix}} = 0,07\%$ ).

SIMS-Untersuchungen an einem verchromten Stahlblech nach 1000 h Einsatz in Natrium von 600 °C

Es war die Frage zu klären, welche Natrium-Chrom-Sauerstoffverbindungen auf den Oberflächen Na-exponierter Cr-haltiger Materialien vorliegen können, bzw. welche Bruchstücke solcher Verbindungen in den Massenspektren auftreten. Hierzu wurden die auf einem verchromten Stahlblech nach Einsatz in Natrium vorliegenden Cr-O- und Cr-Na-O-Verbindungen massenspektrometrisch bestimmt. Zu diesem Zweck wurde auf einem Stahlblech St 37 eine ca. 40 µm dicke Chrommetallschicht aufgebracht und anschließend in Gegenwart eines Sauerstoffdonators 1000 h in Natrium bei 600 °C exponiert. Als Sauerstoffdonator diente ein luftoxidiertes Stahlblech St 37<sup>x</sup>). Nach Entnahme aus dem Natrium und Entfernung des anhaftenden Natriummetalls mit Methanol und Wasser zeigte die Probenoberfläche einen grünen Schimmer.

Die Massenspektren dieser Oberfläche sind in Abb. 2 wiedergegeben. Man sieht deutlich das Auftreten der jeweiligen Cr-O und Na-Cr-O-Verbindungen mit steigendem Cr- und O-Gehalt bis  $\text{Na}_2\text{CrO}_2$  bzw.  $\text{Cr}_2\text{O}_2$  im positiven Spektrum und  $\text{CrO}_2$  im negativen Spektrum, wobei auch  $\text{CrO}_3$  in geringer Konzentration nachweisbar war. Mengenmäßig tritt CrO und  $\text{Cr}_2\text{O}$  im positiven, CrO und  $\text{CrO}_2$  im negativen Spektrum am meisten auf.

SIMS-Untersuchungen an einer Strukturmaterialprobe 1.4919 nach 10120 h Einsatz in Natrium von 350 °C

Diese im kühleren Teil des HT-Loops eingesetzte Strukturmaterialprobe, deren Auger-Elektronenspektroskopie-Analyse (AES) eine deutliche Ablagerungsschicht zeigt, wurde ebenfalls massenspektrometrisch untersucht, wobei vor allem interessierte, an welche metallischen Elemente der gefundene Sauerstoff in der Ablagerungsschicht gebunden ist.

Abb. 3 gibt das positive und negative Massenspektrum dieser Oberfläche wieder. Interessant ist, daß in Übereinstimmung mit der AES-Profilanalyse auch in den Massenspektren Nb und Nb-Sauerstoffverbindungen auftreten, ja, daß sogar die Intensität dieser Verbindungen über die anderer Elemente herausragt. Neben Nb-Sauerstoffverbindungen, die bis zu  $\text{NbO}_2$  im positiven und bis  $\text{NbO}_3$  im negativen Spektrum auftreten, sind Oxide von Cr, Mn, Fe und Mo deutlich nachzu-

---

<sup>x</sup>) Diese Probe war von U. Borgstedt und Mitarbeitern hergestellt worden.

weisen. Die Massenzahl von TiO und CrC fällt zusammen, so daß über diese beiden Ionen keine eindeutige Aussage gemacht werden kann. Sicher kann jedoch das Vorliegen von TiC festgestellt werden.

#### 1.14.14 Natriumeinfluß auf das Kriechverhalten von Strukturwerkstoffen

( G. Drechsler, G. Frees, IMF; D. Schlindwein, IRB )

Die Montage der Rohrbegleitheizungen und die Isolation des ganzen Kriechversuchskreislaufs sind termingerecht abgeschlossen. Die vier Teststrecken wurden angeliefert und geprüft. Sie sind zum Einbau bereit. Ebenso ist das Schutzgasleitungssystem fertiggestellt. Mit der Elektroinstallation wurde begonnen, Verteiler und Meßfeld sind installiert.

#### Veröffentlichung

(1) H.U. Borgstedt, G. Frees

The Influence of Sodium Corrosion on the Mechanical Properties of Fuel Element Cladding

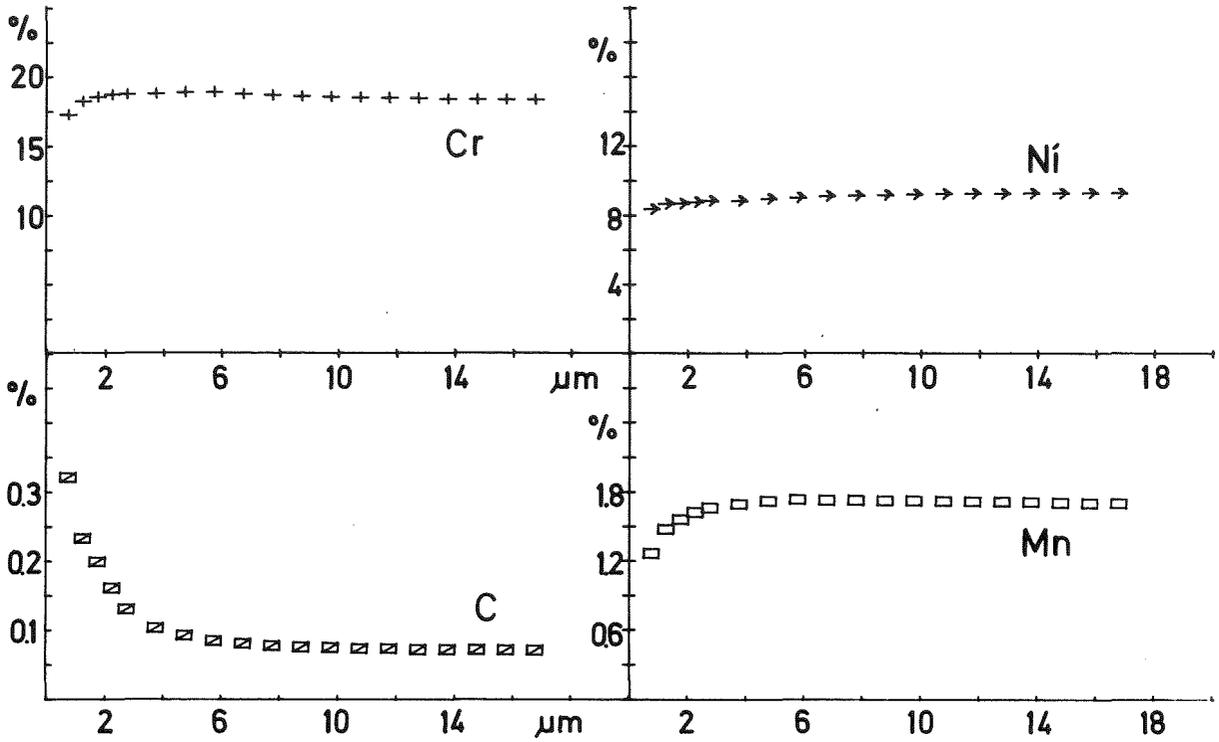
International Conference on Liquid Metal Technology in Energy Production, Champion, Penna., USA, 3.-6.5.1976

Zu Teilprojekt

1.15 ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS

werden Beiträge in einem späteren PSB-Vierteljahresbericht veröffentlicht.

Probe L7 1.4301 aus CAP 1150h/873K



Probe A9 1.4301 aus CAP 1150h/873K

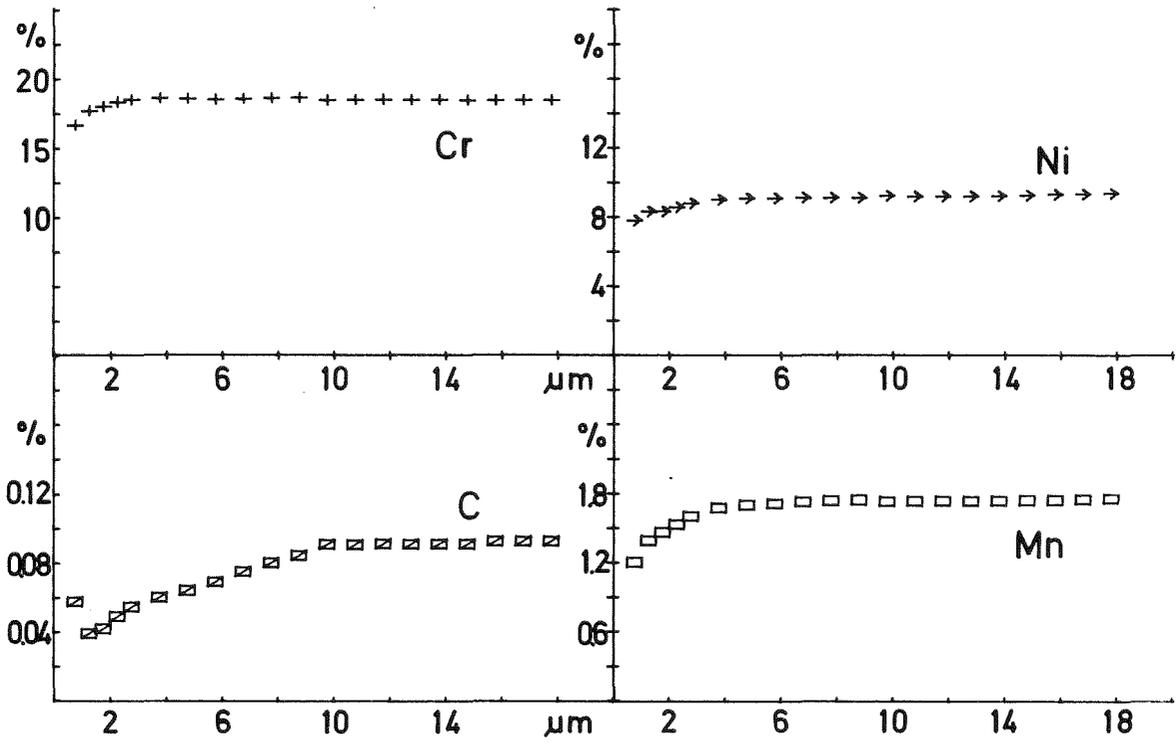


Abb. 1

Stahlblech St 37 verchromt Na 600 °C 1000 h

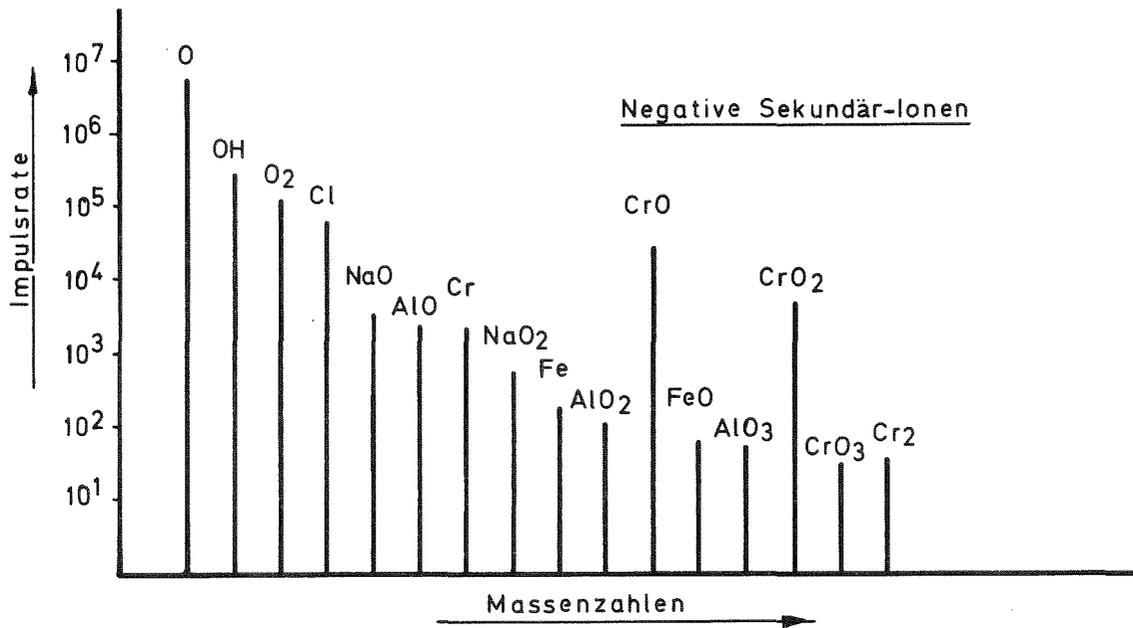
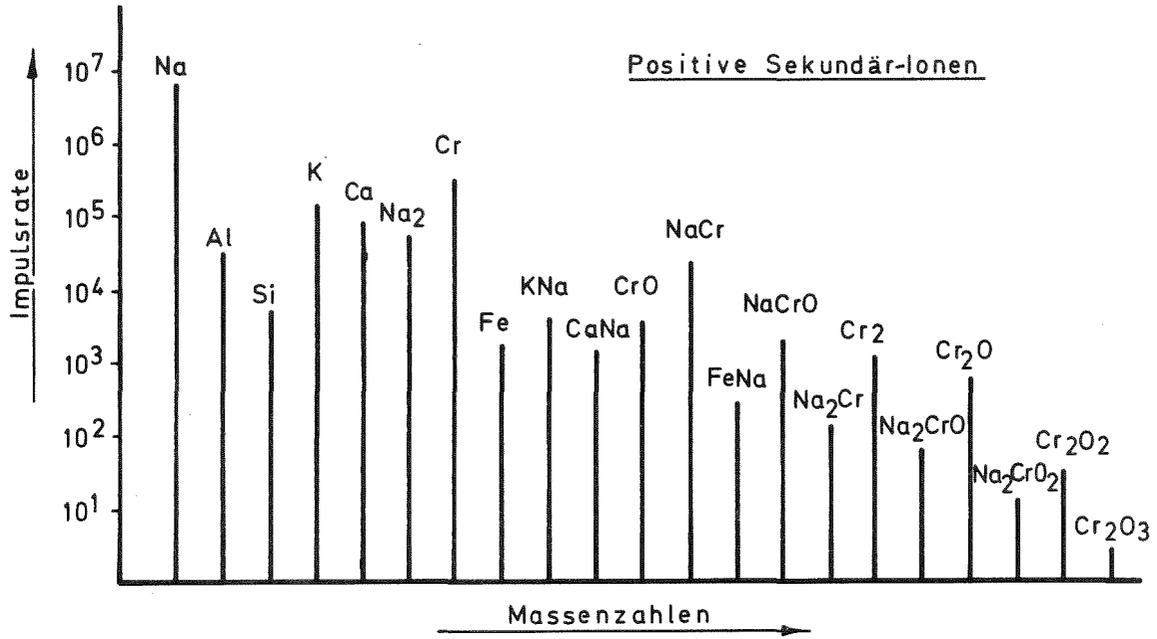


Abb. 2

Strukturmaterial 1.4919

Na 350 °C 10120 h

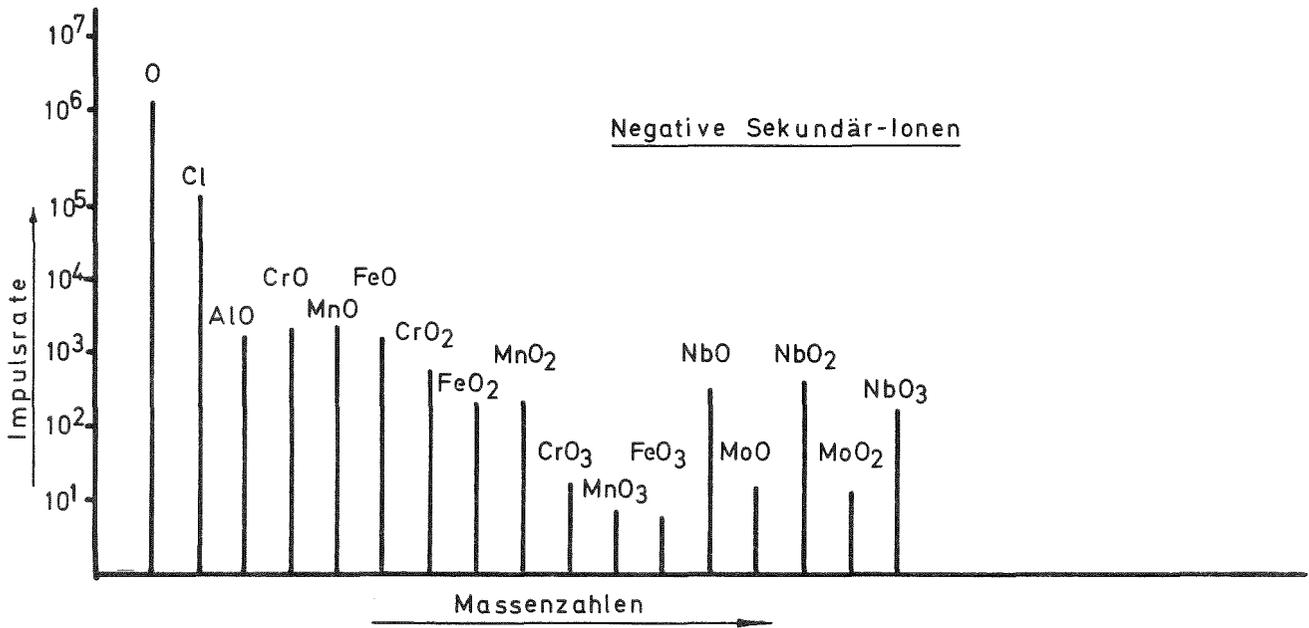
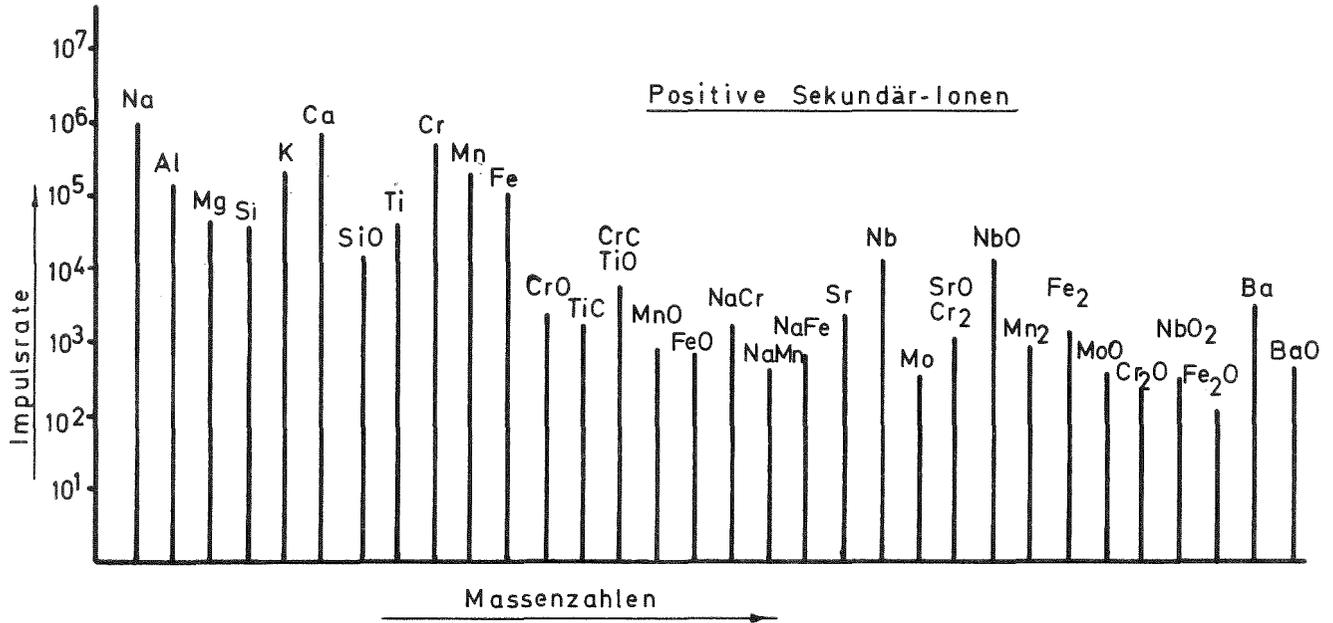


Abb. 3

1.21 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1.21.5 Messung von Wirkungsquerschnitten1.21.52 Kerndatenmessungen am Zyklotron <sup>G</sup>

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

1. Differentielle elastische Streuerquerschnitte

Die Anregungsfunktion der differentiellen elastischen Streuerquerschnitte von O und Si bei 10 Winkel liegen zwischen 0.5 und 6 MeV vor. Die Korrekturen für Flußdepression und Vielfachstreuung wurden mit Hilfe des Rechenprogramms MULTSCAT /1/ für Sie abgeschlossen, für O werden Sie z.Zt. durchgeführt. Mit einer Resonanzanalyse wurde begonnen.

2.  $\gamma$ -Produktionsquerschnitte nach inelastischer Neutronenstreuung

Die Auswertung der  $\gamma$ -Produktionsquerschnitte von  $^{238}\text{U}$  wurde beendet. Anregungsfunktionen wurden zwischen 0.7 und 5.5 MeV für folgende Niveaus bzw. Übergänge berechnet:

<u><math>E_x</math> (keV)</u>	<u><math>E_\gamma</math> (keV)</u>
680	635
731	584
927+931	882+886
997	952
1060	1015
1061	1061

Die Daten wurden für  $\gamma$ -Selbstabsorption in der Probe, Flußdepression und Vielfachstreuung korrigiert. Für Berechnung der Vielfachstreuung war zunächst erforderlich, das vorhandene Monte-Carlo-Programm zu erweitern, daß der Einfluß der Spaltneutronen berücksichtigt werden konnte. Als Eingabe für die inelastischen Streuerquerschnitte dienten die ENDF/B-IV Werte. Diese sind jedoch nicht genügend detailliert. Das Zerfallschema von  $^{238}\text{U}$  ist oberhalb von  $E_x \sim 1$  MeV ebenfalls nicht sehr gut bekannt. Daher konnte die Korrektur oberhalb von 3 MeV nur durch Extra-

/1/ B. Holmqvist et al., Ark. f. Fys. 34 (1967) 48

G Zuletzt berichtet in KFK 1275/4, Seite 121-5

polation mit entsprechend großen Fehlern gewonnen werden. Die Suche nach möglichen größeren systematischen Fehlern aus der Untergrundberechnung verlief negativ. Sie waren im vorliegenden Fall kleiner als der statistische Fehler. Die Gesamtfehler liegen je nach Energiebereich zwischen 12 und 30%. Die Veröffentlichung der Daten als KFK-Bericht wird vorbereitet.

### 3. Spaltquerschnitte

In zwei mehrwöchigen Meßperioden wurden die Spaltquerschnitte von  $^{239}\text{Pu}$  und  $^{240}\text{Pu}$  am 12 m Flugweg gemessen, jeweils relativ zum Spaltquerschnitt von  $^{235}\text{U}$  und zum  $\text{H}(n,p)$ -Querschnitt. Die  $^{240}\text{Pu}$ -Messung konnte nicht, wie geplant, mit vier Folien, sondern nur mit einer durchgeführt werden, da die backings der übrigen Folien durch die hohe  $\alpha$ -Aktivität bereits kurz nach dem Einbau zerstört wurden. Mit dieser Auswertung wurde begonnen. Erste Ergebnisse für das Verhältnis  $\sigma_f(^{239}\text{Pu})/\sigma_f(^{235}\text{U})$  wurden veröffentlicht (1). Die endgültigen Werte werden in Kürze vorliegen.

Die Auswertung der Spaltquerschnitte von  $^{235}\text{U}$  und  $^{238}\text{U}$  wurde abgeschlossen (1,2). Die Verhältnisse  $\sigma_f(^{238}\text{U})/\sigma_f(^{235}\text{U})$  wurden zwischen 1 und 30 MeV (Abb. 1), die Absolutwerte  $\sigma_f(^{235}\text{U})$  und  $\sigma_f(^{238}\text{U})$  zwischen 1 und 2 MeV (Abb. 2) berechnet. Für folgende Effekte wurde korrigiert: Untergrund, Isotopenunreinheit, Energieabhängigkeit des Ansprechvermögens der Spaltkammern durch Anisotropie der Spaltprodukte. Sämtliche Anregungsfunktionen wurden bei 14 MeV normiert. Die statistischen Fehler liegen im allgemeinen zwischen 1 und 3%, die systematischen Fehler zwischen 4 und 8%.

- /2/ M.G. Sowerby et al., Ann. of Nucl. Sci. Eng. 1 (1974) 409.
- /3/ D.M. Barton et al., LASL, USNDC-9 (1973) unpublished.
- /4/ J.B. Czirr et al., Nucl. Sci. Eng. 57 (1975) 18.
- /5/ V.M. Pankratov, Atomn. Energ. 14 (1963) 177.
- /6/ P.H. Withe, J. Nucl. Eng. 21 (1967) 671.
- /7/ G. Hansen, WASH-1074 (1967).

Veröffentlichungen

- (1) S. Cierjacks, B. Leugers, K. Kari, P. Brotz, D. Erbe,  
D. Gröschel, G. Schmalz, F. Voß  
Measurements of Neutron Induced Fission Cross Section Ratios  
at the Karlsruhe Isochronous Cyclotron, NEANDC/NEACRP Specialists  
Meeting on Fast Fission Cross Sections, Argonne, Ill., June 28-30, 1975.
- (2) B. Leugers, S. Cierjacks, P. Brotz, D. Erbe, D. Gröschel,  
G. Schmalz, F. Voß  
The  $^{235}\text{U}$  and  $^{238}\text{U}$  Neutron Induced Fission Cross Sections Relative  
to the  $\text{H}(n,p)$  Cross Section  
NEANDC/NEACRP Specialists Meeting on Fast Fission Cross Sections,  
Argonne, Ill., June 28-30, 1975.

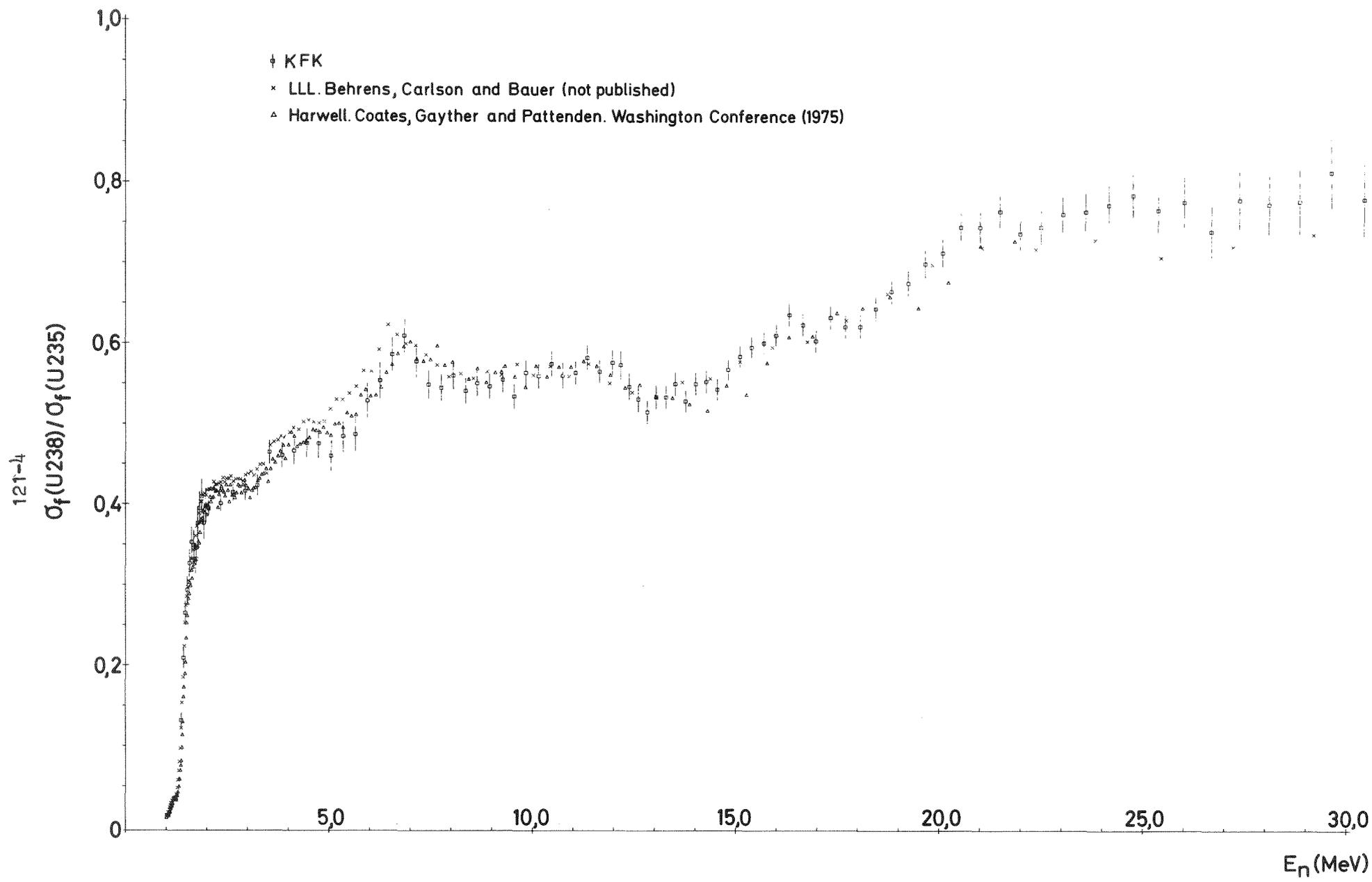


Abb. 1 Spaltquerschnittsverhältnis  $\sigma_f(^{238}\text{U})/\sigma_f(^{235}\text{U})$

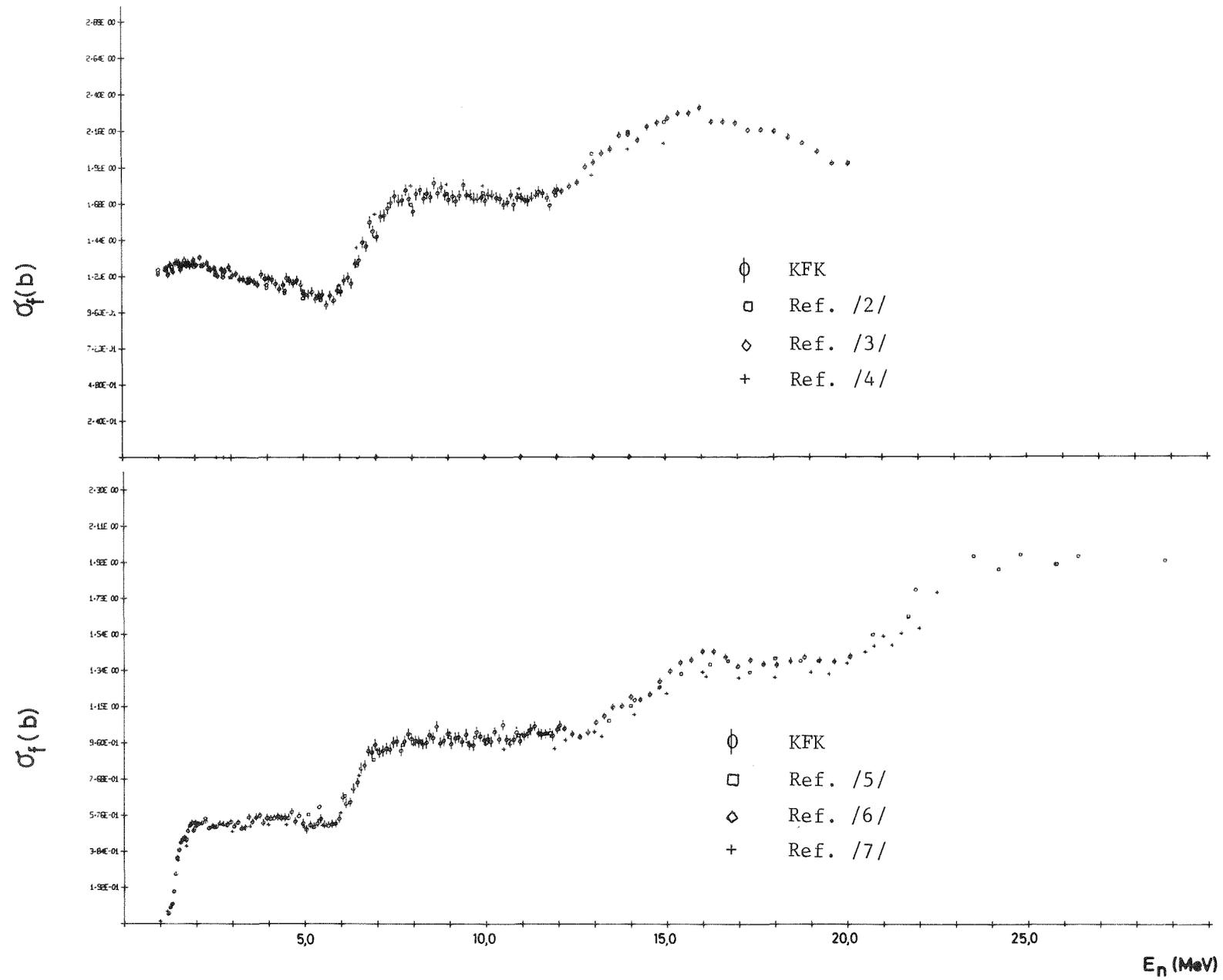


Abb. 2 Spaltquerschnitt von  $^{235}\text{U}$  und  $^{238}\text{U}$

1.22 REAKTORTHEORIE1.22.2 Rechenverfahren und Berechnung der Eigenschaften von Reaktoren1.22.21 Entwicklung des Rechenprogrammes MODINT zur Interpolation bei Funktionen von 2 und 3 unabhängigen Variablen G

(K. Kufner, INR)

Bei der Auswertung und Interpretation von Ergebnissen aus Rechenprogrammen müssen oft die (an diskreten Stellen bestimmten) Ergebnisse auf Zwischenstellen interpoliert werden.

Dafür existiert eine Reihe von Unterprogrammen, von denen die meisten allerdings voraussetzen, daß die Ausgangsdaten als Funktionswerte einer Funktion in einer Veränderlichen betrachtet werden können. Für Funktionen mehrerer Veränderlicher dagegen ist der Vorrat an fertigen Interpolationsroutinen bedeutend kleiner; die Vielfalt der Techniken in höheren Dimensionen erschwert es nämlich, allgemein verwendbare Programme zur Interpolation zu erstellen. Man ist gezwungen, spezielle Eigenschaften der Funktionen vorauszusetzen und im Programm auszunutzen, um zu einem effizienten Code zu kommen.

Im 2. Quartal 1976 wurde die Entwicklung und Dokumentation eines Interpolationsprogrammes, MODINT /1/, abgeschlossen.

MODINT löst die Interpolationsaufgabe (nicht aber Ausgleichsaufgaben!) für Funktionen von zwei und drei unabhängigen Veränderlichen, sofern nur die Funktionswerte einem kartesischen Gitter zugeordnet werden können. Das Programm erlaubt, daß für jede der zwei bzw. drei Koordinatenrichtungen die Anzahl der für die Interpolation zu verwendenden Stützstellen parallel zu der jeweiligen Achse vorgegeben wird. Es werden dann für jeden zu interpolierenden Punkt automatisch die Stützstellen so ausgesucht, daß der Interpolationspunkt möglichst zentral innerhalb der Stützstellen liegt.

Für die Interpolation selbst werden (verallgemeinerte, zwei- bzw. dreidimensionale) dividierte Differenzen benutzt. Der modulare Aufbau des Programmes erleichtert es, einen neuen Interpolationsalgorithmus einzuführen, ohne die übrige Programmorganisation zu stören. Nähere Einzelheiten hierzu sowie Hinweise auf Literatur zur mehrdimensionalen Interpolation sind in der Programmdokumentation /1/ zu finden.

---

/1/ K. Kufner, MODINT - Ein FORTRAN IV Programm zur Interpolation von Gitterfunktionen in zwei und drei Variablen, KFK 2303, 1976

1.22.22 KAPROS-Implementation and Improvement of the 2d Diffusion  
code for Triangular Geometry HEXAGA-II<sup>F</sup>

(G. Buckel, K. Küfner, INR)

The two dimensional neutron diffusion code HEXAGA-II ~~1,2/3~~ is now integrated in the KAPROS code system. This KAPROS version was improved in several ways as compared to the stand-alone version:

1. According to KAPROS conventions the whole input-stream is checked for correctness and consistency prior to any calculation (this task is done by the check-module HEXIN which has been programmed recently).
2. The input of macroscopic cross-sections is possible only in the form of a separate datablock with SIGMN structure; an additional block is required for bucklings;
3. There are no restrictions now, neither on the number of energy-groups nor on the number of meshpoints;
4. Datablocks (instead of files) are created (in a well defined structure) for the distribution of neutron fluxes and sources (for real and/or adjoint calculations).

Two auxiliary modules have been written in order to facilitate calculations with HEXAGA:

1. HEXSIG: a driver module which is able to manage input of cross-sections from external files (i.e. tapes or discs instead of KAPROS datablocks);
2. HEXPRI: which prints out (independent of HEXAGA) the datablocks created in the above mentioned (HEXAGA-) structure.

Further development on the KAPROS version will be done mainly along the following lines:

1. Implementation of restart facilities; possibility to take over estimations of neutron source distributions;
2. Better utilization of fast memory by more extensive use of pointer-techniques;

---

/1/ Z. Woźnicki: HEXAGA II, KFK 2293, 1976

/2/ G. Buckel et al.: On the development and applications of the two-dimensional triangular, multigroup diffusion program HEXAGA II, KFK 1275/4, p. 122-15, 1975

<sup>F</sup> Letzter Bericht in KFK 1275/4, S. 122-15

3. Creating standard interfaces to a two-dimensional evaluation module for triangular geometry (to be developed);
4. Automatic coupling of HEXAGA and KASY /3/ within KAPROS.

As a by-product of the KAPROS implementation of HEXAGA-II several improvements of the source code for the stand-alone version were accomplished. Most of them concern only internal changes; the only new feature directly recognizable by users will be that all input data is printed out at the start of the calculation. Whereas the old version of HEXAGA-II could not be compiled into a correctly working code by the IBM/360 H Extended (optimizing) compiler (due to a compiler error), the changed version as well as the KAPROS module could.

The following table gives the results of some test calculations done for the INR benchmark problem /4/. The values for the old version of HEXAGA-II are taken from /2/. In all calculations four energy groups were considered.

Entry	Number of meshpoints	Memory K Bytes	Outer Iterations	Inner <sup>1)</sup> Iterations	CPU [sec]	programme <sup>2)</sup>
1	324	268	20	1	20	O
2	324	250	20	1	17	N
3	324	260	21	1	5	K
4	1225	300	17	3	27	O
5	1225	212	18	3	31	N
6	1225	270	19	3	36	K
7	1225	410	19	3	32	K
8	1225	480	19	3	15	K
9	2704	418	18	3	52	O
10	2704	414	19	3	42	N
11	2704	390	20	3	77	K
12	2704	700	20	3	69	K
13	2704	1200	20	3	32	K
14	4761	526	18	4	92	O
15	4761	512	19	4	68	N
16	4761	1200	24	3	77	K

- 1) inner iterations per energy group per outer iteration
- 2) O = old stand-alone version  
N = new stand-alone version  
K = KAPROS version of HEXAGA-II

One can see that the new stand-alone version is faster from about 15 % up to 26 % in the cases considered. The increase of CPU-time between entries number 4 and 5 can not yet be explained (possibly the time as given in /2/ contains a misprint).

The KAPROS version of HEXAGA-II has been developed mainly for three reasons:

1. Integration of a two dimensional diffusion code into the system which provides the capability to perform reactor burnup- and dynamic calculations in triangular geometry by means of flexible code coupling.
2. To make use of the flexible KAPROS data management which allows the automatic adaptation of HEXAGA II to a given distribution of core- and external storage.
3. For input simplification by using HEXAGA-II in KAPROS procedures.
4. To simplify IBM Job Control Language. (DD cards necessary for the stand alone version may be omitted for the KAPROS version.)

As can be seen from the table, the KAPROS version is able to reach significantly lower CPU-times for all cases considered compared with the stand-alone version. This is due to the different handling of the intermediate data. The stand alone version stores all data on external devices with sequential access. In contrast to this the KAPROS version uses KAPROS management /5/ which utilizes all free core storage to store as many data as possible, and only the rest of them is stored on external files with direct access.

In calculations where a lot of intermediate data have to be stored externally, the KAPROS data management (direct access) is not so efficient as

the sequential handling of the stand-alone version. Therefore there is a monotone increase of effectivity of the KAPROS version with the extension of core storage available.

---

/3/ G. Buckel, KFK 1349, 1971

/4/ G.Buckel, K.Küfner, B.Stehle: Beschreibung eines SNR Benchmark-Problems, KFK 1275/2, p. 122 -1, 1975

/5/ G.Buckel, W.Höbel: Das Karlsruher Programmsystem KAPROS - Teil I, KFK 2253, 1975

1.22.23 Entwicklungsstand der Erweiterungen und Ergänzungsprogramme  
von KAMCCO <sup>G</sup>

( H. Borgwaldt, V. Brandl, INR )

Mit der Programmdokumentation (1) wurde die Entwicklung des Karlsruher Monte-Carlo-Codes KAMCCO abgeschlossen. Die zukünftigen Arbeiten sind gerichtet auf Anwendungen, speziell Heterogenitätsprobleme und Programmpflege (Elimination von verbliebenen Programmfehlern; Anpassung an veränderte EDV-Betriebssysteme). Die Programmversion (1) sowie ein aktueller nuklearer Datensatz für KAMCCO-Rechnungen wurden der NEA Computer Program Library übergeben. Nicht berücksichtigt in (1) sind einige zusätzliche Programme, Unterprogramme und Programmoptionen, die z. Zt. nur in Karlsruhe verfügbar sind und gepflegt werden müssen. Im folgenden werden diese Erweiterungen zusammengestellt und in ihrer Anwendung kurz beschrieben. Soweit nicht anders angegeben, sind alle Programme in der katalogisierten Datei LOAD.NUSYS.

Ergänzungen und Erweiterungen zum KAMCCO-Programm

Das Programm KAMCCO läuft in einer Region von 250-300 k Bytes. Deshalb und aus Kostengründen ist es zweckmäßig, vor KAMCCO-Rechnungen mit neuerstellter Eingabe diese mit dem Prüfprogramm KAMCIN auf Formalfehler zu prüfen. KAMCIN enthält die Ein- und Ausgaberroutinen von KAMCCO, mit allen Prüfungen. Es läuft in einer Region von unter 122 k Bytes und verursacht niedrige Rechenkosten. Eine Einschränkung besteht darin, daß noch nicht alle Optionen der Schätzphase von KAMCCO implementiert sind.

Die Checkpoint-Restart-Option wurde aus folgenden Gründen implementiert:

- Es soll möglich sein, Monte-Carlo-Rechnungen fortzusetzen, z.B. wenn man eine Verbesserung des statistischen Fehlers wünscht.
- Länger laufende Rechnungen können in Teilrechnungen zerlegt werden, was oft aus Gründen der zur Verfügung stehenden Rechenzeit wünschenswert ist.
- Länger laufende Rechnungen sollen nicht durch Zeitüberschreitung bzw. Systemzusammenbrüche gefährdet werden.

In /1/ wurden zwei spezielle Estimatoren beschrieben, welche für die Schätzung in (gegen die freie Weglänge der Neutronen) kleinen räumlichen Bereichen, z.B.

/1/ V. Brandl, KFK-Bericht 1274/4, S. 122-3 (1975)

für die Untersuchung von Heterogenitätseffekten, vorteilhaft sein können. Diese Estimatoren sind jetzt für KAMCCO allgemein als neue Optionen verfügbar. Checkpoint-Restart soll für sie demnächst auch implementiert werden.

Programme für die Bearbeitung von Nukleardaten für KAMCCO

KAMCCO verwendet, im Gegensatz zu Multigruppen-Monte-Carlo-Codes, eine sehr detaillierte und flexible Darstellung der Wirkungsquerschnitte /2/. Das Programm benötigt daher nukleare Dateien in einem speziellen Format. Die Dateien sind nach Isotopen gegliedert und werden vorab, unabhängig vom Anwendungsfall, erstellt. Wichtigste Datenbasis ist die KEDAK-Datei. Für Anwendungsrechnungen ist z.Z. verfügbar der Datensatz KAMCCO.XSECT.A (auf der KAPROS-Platte) mit den Materialien U-235, U-238, Pu-240, O, Fe, Na, Ni, Cr, Mo, H, Al, C, Pb, Li-6, Li-7, Cl sowie zwei Pseudomaterialien ABSA, ABSB (reine Absorber mit unterschiedlicher oberer Grenzenergie für Absorption). Der Datenstand entspricht vorwiegend KEDAK-2, in einigen Fällen wurden Korrekturen in Anlehnung an den KFKINR-Multigruppensatz eingeführt. Zum Erstellen und Überprüfen dieser Daten existieren mehrere in Karlsruhe routinemäßig benutzte Programme; die Veröffentlichung ihrer Beschreibung wird vorbereitet.

Das KEDAK-Auswertungsprogramm DASU /3/ wandelt Daten aus der KEDAK-Darstellung in das von KAMCCO benutzte Format um und ist daher eng an die aktuellen KEDAK-Konventionen gebunden. DASU hat drei Hauptfunktionen:

- KEDAK-Punktdateien werden umgewandelt in stückweise lineare Näherungskurven (als Funktion der Energie). Die Güte der Anpassung wird mit einer Plot-Option überprüft.
- Resonanzparameter werden von KEDAK übernommen und zweckmäßig unnormiert.
- Atomgewicht, Kerntemperatur und ähnliche Kenndaten werden direkt von KEDAK übernommen.

KAMCCO benutzt im Bereich nicht aufzulösender Resonanzen die Methode der Wahrscheinlichkeitstabellen /4/. Das Resonanzleiterprogramm DISTRESS berechnet, für einzelne Energiepunkte im Bereich nicht aufzulösender Resonanzen, aus wenigen Kenndaten des Isotops (mittlerer Niveauabstand und dergl.) nach einer Leitermethode Wahrscheinlichkeitstabellen für die Querschnitte. Die Tabellen werden

/2/ G. Arnecke et al.: ANL-75-2, S. 5-17 (1974)

/3/ G. Arnecke, H. Borgwaldt, M. Lalović: DASU, Programm zur Erstellung von Wirkungsquerschnitten für den Monte-Carlo-Code KAMCCO unveröffentlicht (1971)

/4/ H. Küsters, KFK-Bericht 1632, S. 3.50 (1973)

120-stufig und für drei Temperaturen erstellt. Die Rechenzeit pro Energiepunkt ist 1 - 20 Minuten, je nach Isotop und Energiebereich.

Zu DISTRESS gehören zwei Hilfsprogramme:

- Das Kondensationsprogramm STCOND kondensiert die von DISTRESS erzeugten Tabellen auf eine kleine, für KAMCCO ausreichende, Zahl von 5 - 10 Stufen;
- das Formatierungsprogramm STPARA formatiert die Ausgabe von SRCOND so, daß in KAMCCO die Tabellen nach Energie und Temperatur interpoliert werden können.

Die Programme DISTRESS und STCOND sind natürlich auch unabhängig von Monte-Carlo-Anwendungen einsetzbar.

Das Datenverwaltungsprogramm DACONT hat mehrere Funktionen:

- Daten für ein Material können in eine größere KAMCCO-Nukleardatei eingebracht werden; allgemeiner können die Dateien für KAMCCO isotoneweise verwaltet werden.
- Die Wahrscheinlichkeitstabellen aus den Programmen DISTRESS, STCOND, STPARA können mit der DASU-Ausgabe vereinigt werden.
- Man kann Daten beliebig verändern/korrigieren; bei Bedarf können im Extremfall alle Daten für ein Isotop unabhängig von KEDAK erstellt werden.
- DACONT erhält die KAMCCO-Querschnittsroutinen; alle Daten können isotoneweise formal überprüft, protokolliert, die Querschnitte für alle Reaktionen und für die diskreten inelastischen Niveaus als Funktion der Energie aufgelistet werden.

Im KAMCCO-Programm hängen die Spektren der Neutronen nach einer elastischen oder inelastischen Streuung, Spaltung oder (n,2n)-Reaktion sowohl von den Zufallsgeneratoren als auch von den nuklearen Daten der Isotope ab. Zur Überprüfung dieser Spektren wurde das Programm SPECTRUM bereitgestellt, welches in Kombination mit KAMCCO solche Spektren, als Funktion der Energie vor dem Stoß, erzeugt.

#### Veröffentlichung:

- (1) G. Arnecke et al.: KAMCCO, ein reaktorphysikalischer Monte-Carlo Neutronen-Transportcode

KFK-Bericht 2190, Juni 1976, dokumentiert von V. Brandl

1.23 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1.23.1 Untersuchungen zur Reaktordynamik \*1. Simulation der Abschaltphase hypothetischer Störfälle  
mit der Brennstoff-Zustandsgleichung SSTEOS

( E.A. Fischer, G. Arnecke, INR )

Bisher wurde für die Simulation der Abschaltphase hypothetischer Störfälle vorwiegend die sogenannte "ANL-Zustandsgleichung /1/ verwendet, die auf einer Datenauswertung von Menzies /2/ aus dem Jahre 1966 beruht. Vor kurzem wurde unter Berücksichtigung neuerer Meßdaten eine Neuauswertung der Zustandsgleichung für  $UO_2$  durchgeführt, wobei für den flüssigen Brennstoff das Modell der "Significant Liquid Structures" (SST) benutzt wurde (1).

Aus dieser bereits publizierten Neuauswertung wurde eine neue Zustandsgleichung "AATEOS" gewonnen, die in Form analytischer Anpassung ähnlich der ANL-Zustandsgleichung vorliegt. Die SSTEOS wurde in das Disassembly-Programm KADIS eingebaut, und erste Vergleichsläufe für den Rampenstörfall von 5%/sec beim SNR-300, Mark IA, wurden durchgeführt.

Die beiden Zustandsgleichungen unterscheiden sich im wesentlichen in zwei Punkten:

- Der Dampfdruck der SSTEOS liegt um etwa 60% höher als bei der ANL-Zustandsgleichung. Er ist konsistent mit Dampfdruckmessungen über flüssigem  $UO_2$  von Ohse et al. (2), und von Bober et al. /3/. Nun wurde von Fröhlich et al. am Beispiel des Kühlmitteldurchsatzstörfalles gezeigt (3), daß eine Erhöhung des Dampfdrucks um 100% die Energiefreisetzung nur um etwa 10% reduziert. Deshalb wurde dieser Punkt zunächst nicht weiter untersucht.
- Der zweite Punkt betrifft die Dichte des flüssigen  $UO_2$ . Die SSTEOS ergibt eine Volumenzunahme von 9.6% beim Aufschmelzen und einen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_\ell = 12.7 \times 10^{-5} / ^\circ C$  für flüssiges  $UO_2$ . Die Volumenzunahme entspricht dem Meßwert von Christensen /4/, der Ausdehnungskoeffizient folgt aus dem Modell und liegt um 20% über dem Meßwert /4/. Die entsprechenden Zahlen sind 3.7%, und  $\alpha_\ell = 7.3 \times 10^{-5} / ^\circ C$ .

\* BzFE-Nr. 523.3

/1/ J.F. Jackson und R.B. Nicholson, ANL-7951 (1972)

/2/ C. Menzies, TRG-1119(D) (1966)

/3/ M. Bober, H.U. Karow, K. Schretzmann, Nucl. Techn. 26, 237 (1975)

/4/ J.A. Christensen, J. Amer. Ceram. Soc. 46, 607 (1963)

Mit beiden Zustandsgleichungen wurde die Abschaltphase eines Leistungsstörfalles mit 5 \$/sec. Einleitungsrampe untersucht.

Das Programm KADIS erlaubt es, den bei der "Brennstoff-Natrium-Reaktion" (BNR) auftretenden Wärmeübergang von Brennstoff an das Natrium entweder zu vernachlässigen oder von einer Schwelltemperatur an (empfohlen: 2705 °C) zu berücksichtigen /5/. Die Ergebnisse für beide Fälle sind in der folgenden Tabelle 1 zusammengestellt:

Abschaltphase mit ANL-Zustandsgleichung und SSTEOS

SNR-300, Mark IA, Rampenstörfall 5 \$/sec

	Mit BNR		Ohne BNR	
	ANLEOS	SSTEOS	ANLEOS	SSTEOS
Beginn der Disassembly:				
Netto Reaktivität, \$	1.114	1.114	1.114	1.114
Rampe Netto-Reaktivität, \$/sec	21.7	21.7	21.9	21.9
Doppler-Rampe, \$/sec	-51.9	-51.9	-51.9	-51.9
Disassembly-ergebnisse:				
Dauer der Disassemblyphase, msec	2.34	2.10	3.15	2.60
Energie des geschmolzenen Brennstoffs, MWsec	2288	1667	4910	2887
Masse des geschmolzenen Brennstoffs, kg	4490	3845	5560	4733
Mittlere Temperatur des geschmolzenen Brennstoffs, K	3495	3264	4356	3594

Die Tabelle zeigt, daß in beiden Fällen (mit und ohne BNR) die Verwendung der SSTEOS zu einer wesentlich niedrigeren Energiefreisetzung führt. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die Einphasendrucke in den nicht Na-entleerten, aber heißen Reaktorkern-Bereichen, die zum Disassembly führen, bei der SSTEOS wegen der stärkeren Volumenzunahme schon zu einem früheren Zeitpunkt auftreten. Die bisherigen Rechnungen, bei denen insbesondere die Volumenzunahme beim Aufschmelzen zu niedrig angenommen wird, sind also unnötig konservativ.

Zu beachten ist, daß die SSTEOS zwar eine Verbesserung gegenüber älteren Zustandsgleichungen bringt, da sie an neuere Meßdaten angepaßt ist; jedoch wurde sie für  $UO_2$  abgeleitet und kann deshalb für Mischoxid nur näherungsweise angewandt werden. Um die Näherung zu verbessern, wurde die Dichte am Schmelzpunkt an die des Mischoxids angepaßt. Eine systematische Auswertung von Zustandsdaten für Mischoxid ist geplant.

Veröffentlichungen:

- (1) E.A. Fischer, P.R. Kinsmann, R.W. Ohse,  
J. Nucl. Mater. 59, 125 (1976)
- (2) R.W. Ohse, P.G. Berrie, H.G. Bogensberger, E.A. Fischer  
J. Nucl. Mater. 59, 112 (1976)
- (3) R. Fröhlich et al., KFK 2310 (1976)

2. Influence of fuel-coolant-interactions on loss of flow type core disruptive accidents for the fresh SNR-300 Mark-IA core

(C. Essig<sup>+</sup>, R.Fröhlich, P.Schmuck, INR)

Loss of flow accidents (LOFs) with failure to scram were analysed for the fresh SNR-300 MARK IA core and have been reported in a previous publication /1/. No fuel-coolant-interaction (FCI) was considered in this analysis and fuel vapor pressure was assumed to be the only driving force for the core disassembly process. The main justifications for this procedure were: 1. In spite of the high maximum positive void reactivity coefficient and the related power rise (loss of flow driven transient overpower accident) the fuel pins did not fail during the initiating phase of the accident before boiling occurred and the channels were voided. 2. It was believed that considering fuel vapor pressure as the only driving force for core disassembly would give conservative results, i. e. a higher energy release.

In the present note the influence of possible local FCIs during the core disassembly process on the energy release is analysed. These FCIs during the disassembly phase cannot be excluded, because the outer regions of the core contain considerable amounts of sodium at disassembly onset; and one does have some doubts with respect to the validity of the above mentioned second justification, because one worries that implosive effects could occur due to sodium pressure buildup in the outer core regions. The necessity of this study was enhanced by the relatively slow disassembly process for the accidents considered.

Methods, Models and Parameters:

All calculations have been performed with the CAPRI-2/KADIS system, where CAPRI-2 /2/ is used for analysis of the initiating phase and KADIS /3/ carries on the analysis during the core disassembly phase until the end of the primary burst. CAPRI-2 and KADIS are closely coupled and allow a consistent analysis of FCI processes during both phases /4/. This detailed coupling includes the transfer of local sodium temperatures which determine the local sodium vapor pressures. A modified form of the Cho-Wright model /5/ is used to calculate the heat transfer to sodium during the disassembly phase for each hydrodynamic mesh cell.

---

<sup>+</sup>Delegated to Kernforschungszentrum Karlsruhe from Interatom GmbH, Bensberg/Köln

FCI processes are initiated locally when a prespecified fuel threshold temperature ( $T_H$ ) is reached. The sodium vapor pressure is taken into account locally as additional driving force when a prespecified fuel threshold temperature ( $T_P$ ) is reached.

Two different accident simulation models L0 and L1 have been considered. For L0 (L1) no (100 %) reactivity feedback from axial expansion of the fuel pins has been taken into account during the initiating phase. For sodium boiling a superheat of  $10^{\circ}\text{K}$  has been assumed for the first bubble formation. A three region fuel and clad slumping model /6/ has been applied. Other important parameters are described in /1/. In Fig. 1 the voiding patterns and the slumping zones are shown for both simulations at begin of disassembly phases. For L0 the outer parts of the first and second enrichment zones show full sodium-in conditions; at these sites local FCIs possibly generating high single phase pressures may happen. For L1 only a layer of sodium stays at the bottom of the core and it is expected that only fuel and sodium vapor pressures will constitute the main disassembly forces.

The parameters used in the FCI model are as follows for the reference cases:

fragmentation and mixing time constant	= 10 msec
particle radius	= 117 $\mu\text{m}$
fuel-sodium mass ratio	= 6
fuel threshold temperatures $T_H=T_P$	= 3400 $^{\circ}\text{K}$

#### Discussion of Results:

Some important results of the analysis for accident simulations L0 and L1 have been displayed in Tables 2 and 3 respectively. These Tables show also results for parameter variations including accident simulations with intact subassembly walls indicated as "radial motion cutoff".

For L0 the following results have been obtained (see Table 2):

The highest energy release, i. e. the energy in the molten fuel (EMF) at the end of the disassembly phase, is predicted when only fuel vapor pressures are effective during the disassembly process (case 4, EMF = 2508 MWs).

Sodium vapor pressures and single phase FCI induced pressures reduce the energy release by 739 MWs (see reference case 1).

Variation of mixing time constant and particle radius has little influence on the energy release (cases 1, 7, 8 and 9); the influence increases if sodium vapor pressures are not effective (cases 2 and 10).

Radial motion cutoff increases the energy release by 141 MWs (case 11).

Implosive effects are very weak during the disassembly phase.

For L1 the following results have been obtained (see Table 3):

As expected FCI heat transfer processes have very little influence on this accident simulation for almost completely voided core ( $T_H = 3400$  or  $T_H = \infty$  give practically the same results).

The highest energy release (EMF = 2110 MWs) is predicted when only fuel vapor pressures are effective during the disassembly phase (case 2).

Sodium vapor pressures reduce the energy release by 581 MWs (case 1 compared to case 2).

Radial motion cutoff increases the energy release by 373 MWs (case 3 compared to case 1); this is more than for L0.

Implosive phenomena are not effective in this case.

#### Conclusions:

- For both accident simulations the additional sodium pressure sources do not cause dangerous implosive effects.
- The highest energy release, i. e. conservative results are obtained if only fuel vapor pressures are taken into account during the disassembly phase of the accident.

Table 2: Results of CAPRI-2 / KADIS calculations for the base LOF case  
(without axial expansion, Lo) for specific parameters

	Reference case										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Heat transfer threshold temperature $T_H$ [K]	3400	3400	$\infty$	$\infty$	2980	2980	3400	3400	3400	3400	3400
Sodium vapor pressure efficient above temperature $T_p$ [K]	3400	$\infty$	3400	$\infty$	2980	$\infty$	3400	3400	3400	$\infty$	3400
FCI-mixing time $t_m$ [msec]	10	10	10	10	10	10	5	10	10	5	10
Particle radius $r_p$ [ $\mu$ ]	117	117	117	117	117	117	117	150	300	117	117
Radial motion cutoff	no	no	no	no	no	no	no	no	no	no	yes
RESULTS at End of Disassembly											
Energy of molten fuel [MWsec]	1769	2215	1790	2508	1074	1535	1743	1778	1788	2040	1910
Fraction of fuel molten (in the core) [%]	70	78	71	81	52	65	70	70	71	75	73
Maximum fuel temperature/ Mean fuel temperature [K]	4316 3329	4603 3462	4330 3335	4787 3552	3832 3147	4156 3262	4299 3321	4322 3331	4328 3334	4491 3407	4408 3369
Disassembly Duration [msec]	6.10	6.90	6.37	8.22	4.24	5.46	5.90	6.19	6.32	6.25	6.05

Table 3: Results of CAPRI-2 / KADIS calculations for the LOF case (with axial expansion; LI) for specific parameters

	Reference case 1	2	3
Heat transfer threshold temperature $T_H$ [K]	3400 or $\infty$	$\infty$	3400
Sodium vapor pressure efficient above temperature $T_p$ [K]	3400	$\infty$	3400
FCI-mixing time $t_m$ [msec]	10	10	10
Particle radius $r_p$ [ $\mu$ ]	117	117	117
Radial motion cutoff	no	no	yes
RESULTS at End of Disassembly			
Energy of molten fuel [MWsec]	1529	2110	1902
Fraction of fuel molten (in the core) [%]	65	76	73
Maximum fuel temperature/ Mean fuel temperature [K]	4200 3262	4578 3434	4448 3370
Disassembly Duration [msec]	8.95	11.07	11.09

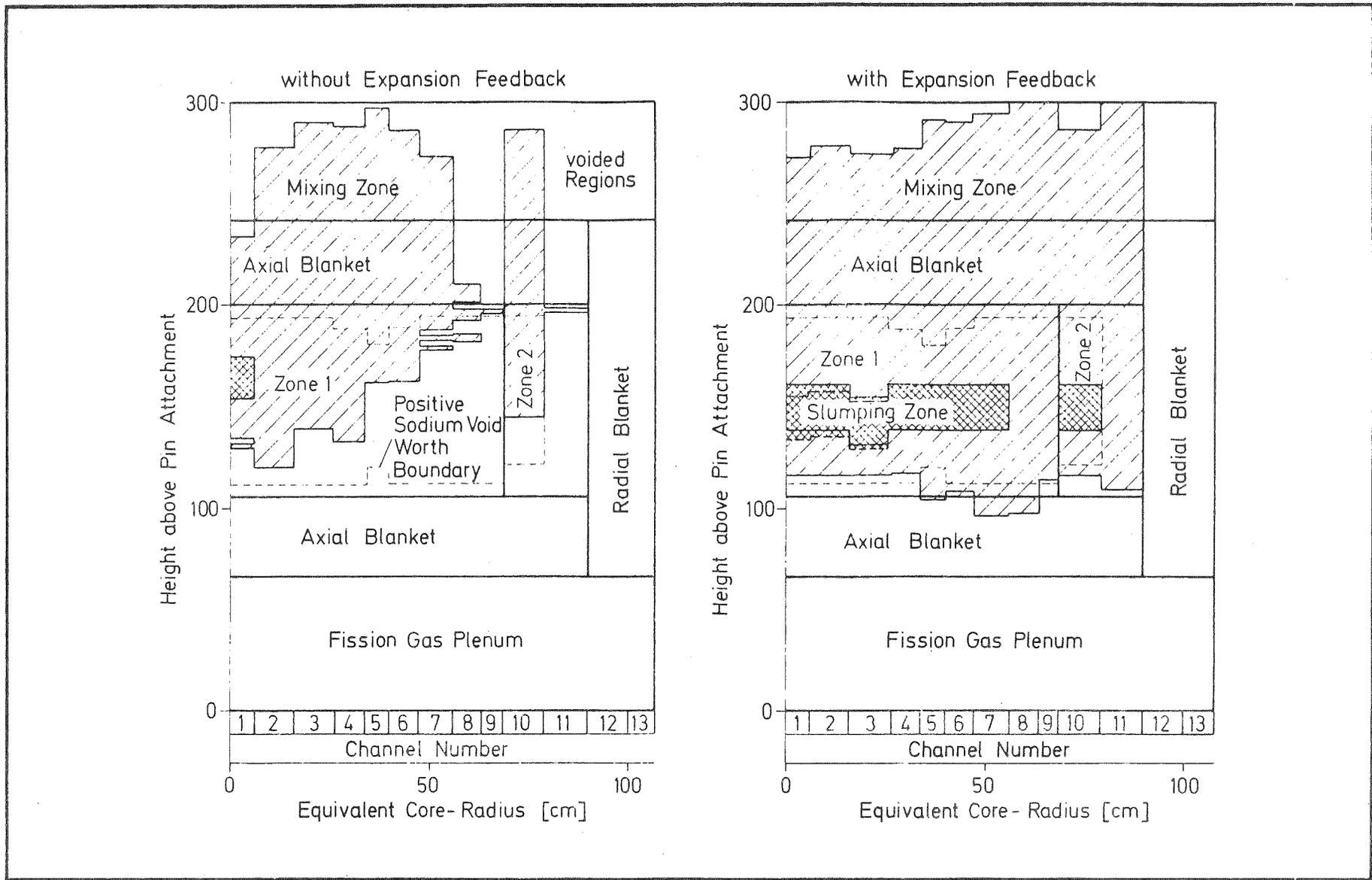


Fig. 1: Voiding patterns and slumping zones at the onset of the disassembly phases for the two LOF accidents investigated.

References

- /1/ R. Fröhlich, P. Royl, P. Schmuck et al.:  
"Analysis of Loss of Flow Accidents for the SNR 300 Mark IA Core"  
TRANS AO 21, p. 297 (1975)
- /2/ D. Struwe, P. Royl, P. Wirtz et al.:  
"CAPRI - A Computer Code for the Analysis of Hypothetical  
Core Disruptive Accidents in the Predisassembly Phase",  
CONF-740401, p. 1525 (1974)
- /3/ P. Schmuck, G. Arnecke, R. Fröhlich:  
"Untersuchungen und Programmentwicklungen zu Disassembly-  
Vorgängen in natriumgekühlten Reaktoren"  
KFK 1272/4 (1973)
- /4/ R. Fröhlich, P. Royl, P. Schmuck et al.:  
"Analysis of TOP Accidents Using a Consistent FCI model for  
Predisassembly and Disassembly Phases"  
TRANS AO 22, p. 367 (1975)
- /5/ P. Schmuck:  
"Die modellmäßige Darstellung der Brennstoff-Natrium-Reaktion  
in der Abschaltphase"  
KFK 1275/3 (1975)
- /6/ G. Angerer:  
"Transport von Kernmaterialien während Unfällen in Schnellen  
Natriumgekühlten Brutreaktoren (Slumping)"  
KFK 1935 (1974)

1.23.3 Untersuchung von Kühlungsstörungen1.23.34 Untersuchungen zum Sieden in großen Bündeln \*

(F.Huber, K.Mattes, W.Peppler, W.Till, IRE)

Die erste der für lokale Siedeuntersuchungen vorgesehenen Teststrecken wurde Anfang 1976 fertiggestellt und in den kompakten Natrium-Siedekreislauf (KNS) eingebaut. Diese Teststrecke entspricht in ihrem thermohydraulischen Verhalten im wesentlichen einem Brennelement des SNR 300. Die wichtigsten technischen Daten sind:

Stabzahl insgesamt	169
Stabzahl beheizt	88
Stabdurchmesser	6 mm
beheizte Länge	290 mm
max. Stableistung	170 W/cm <sup>2</sup>
max. Heizerwandtemperatur	950 °C

Einen Überblick über die bisher durchgeführten Einphasen- und Siedeexperimente gibt Abb. 2

Die Einphasenexperimente wurden zur Ermittlung der Temperaturverteilung hinter der Blockade und deren Abhängigkeit von der Geschwindigkeit und der Stableistung durchgeführt. Zur Schonung der Heizer wurden die Eintrittstemperatur mit 400 °C und die Stableistung mit 18-68 W/cm<sup>2</sup> bewußt niedrig gehalten. Um die Ergebnisse der einzelnen Experimente miteinander sowie mit den Wasserexperimenten vergleichen zu können, wird aus der Temperaturerhöhung hinter der Blockade eine sog. Temperaturkennzahl nach folgender Beziehung ermittelt:

$$\theta_i = \left[ \frac{\bar{T}_i - \bar{T}_E}{\bar{T}_A - \bar{T}_E} \cdot L - L_s \right] \frac{n_h}{n_{ges}}$$

Hierin ist:

$\theta_i$	[m]	Temperaturkennzahl an der Stelle i
$\bar{T}_i$	[°C]	mittlere Temperatur an der Stelle i
$\bar{T}_E$	[°C]	mittlere Eintrittstemperatur
$\bar{T}_A$	[°C]	mittlere Austrittstemperatur

\* BzFE.Nr. 532.3a. Letzter Bericht in KFK 1275/4, S.123-27

L	$\overline{[m]}$	beheizte Länge insgesamt
L <sub>s</sub>	$\overline{[m]}$	beheizte Länge vor der Blockade
n <sub>h</sub>		Anzahl der Stäbe im beheizten Bereich
n <sub>ges</sub>		Anzahl der Stäbe insgesamt

Die Beziehung gilt nur im Haupteinflußbereich der Blockade bzw. des beheizten Bereiches und setzt voraus, daß die Leistungsdichte über den beheizten Bereich annähernd konstant ist.

Zu den Einphasenuntersuchungen läßt sich nach dem bisherigen Stand der Auswertung folgendes sagen:

- a) Die Temperaturverteilung hinter der Blockade entspricht im wesentlichen der in Wasser gemessenen. Das Temperaturmaximum liegt ca. 40 mm hinter der Blockade im Bereich der zweiten Stabreihe vom Blockaderand.
- b) Ein deutlicher Einfluß der Geschwindigkeit bzw. der Reynoldszahl auf die Temperaturverteilung konnte in dem untersuchten Bereich nicht festgestellt werden.

Es wurden auch einige Versuchsreihen mit lokalem Sieden durchgeführt. Die Parameter mußten, bedingt durch den Kreislauf und die Teststrecke, in folgenden Grenzen gehalten werden:

- maximale Austrittstemperatur an der Teststrecke 700 °C
- maximale Siedetemperatur 950 °C
- minimale Siedetemperatur 870 °C.

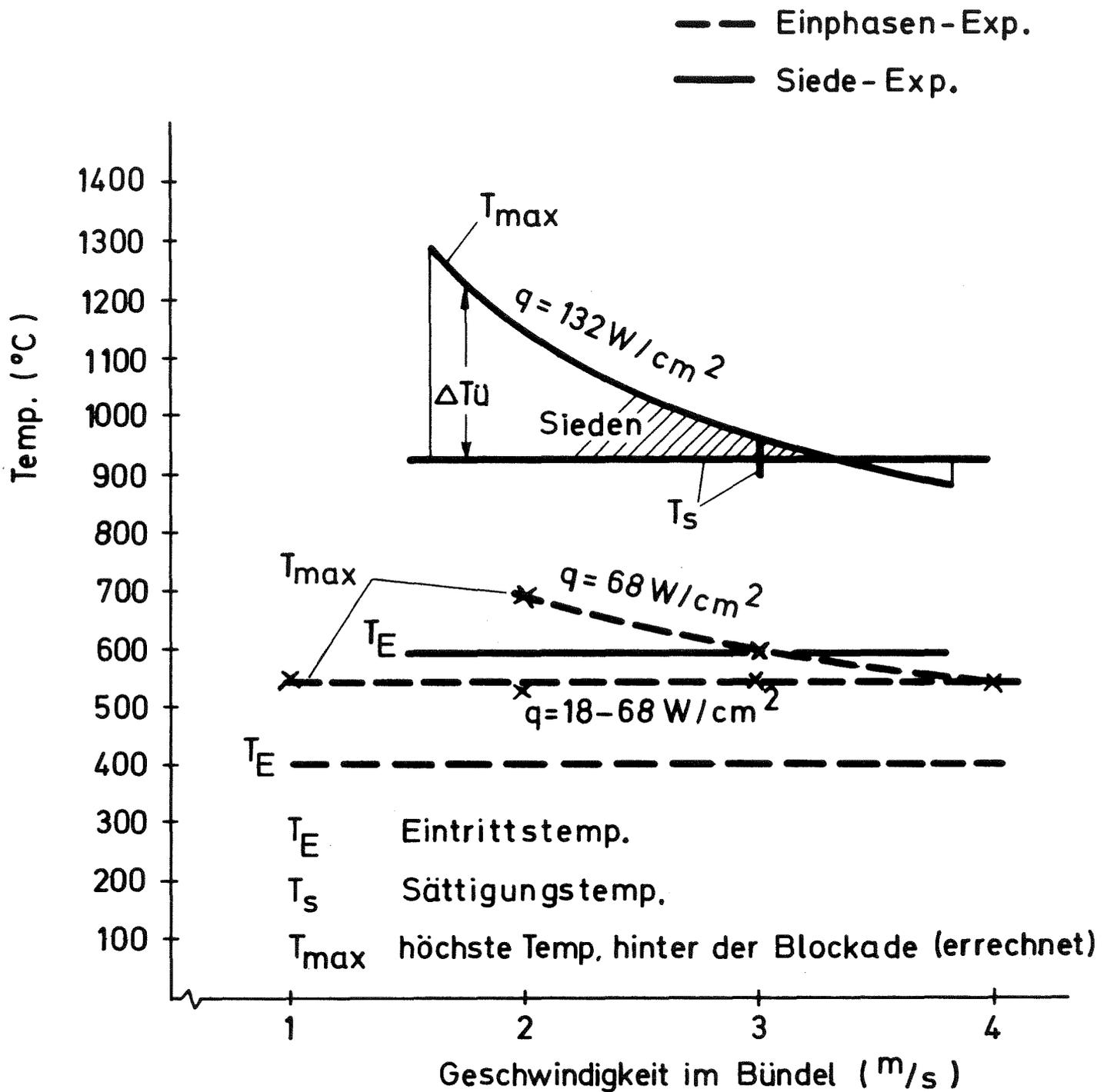
Der Bereich, innerhalb dessen die Parameter variiert wurden, ist Abb. 2 zu entnehmen. Bei den Siedeexperimenten betrug die Eintrittstemperatur ca. 590 °C und die Stableistung ca. 132 W/cm<sup>2</sup>. Bei der ersten Serie (Versuch Nr. 16) wurde das Sieden bei konstantem Durchsatz durch Absenken des Systemdruckes und damit der Siedetemperatur eingeleitet, bei der zweiten (Versuch Nr. 17) durch Reduzierung des Durchsatzes bei annähernd konstanter Sättigungstemperatur. Als einen Richtwert für den Grad der Kühlung der Blockade durch Sieden kann die Temperaturdifferenz zwischen der Sättigungstemperatur und der rechnerisch ermittelten Maximaltemperatur hinter der Blockade ohne Sieden (nachfolgend  $\Delta T_{ü}$  genannt) betrachtet werden.

Wie die Abbildung zeigt, betrug  $\Delta T_{ü}$  am Ende der zweiten Versuchsreihe ca. 380 °C.

Als erste Ergebnisse der Siedeexperimente ist zu berichten:

- Der Siedebeginn ist mit den Druck- und Schallaufnehmern an der Teststrecke eindeutig zu detektieren.
- Ein Siedeverzug wurde nicht registriert.
- Deutliche Durchsatzoszillationen (Blasenvolumenoszillationen) traten erst ab  $\Delta T_{\text{ü}} = 70 \text{ }^{\circ}\text{C}$  auf.
- Vollständige Kollabierungen traten vorwiegend von  $\Delta T_{\text{ü}} = 140 \text{ }^{\circ}\text{C}$  bis  $\Delta T_{\text{ü}} = 280 \text{ }^{\circ}\text{C}$  auf.
- In der Endphase von Versuch Nr. 017 traten vereinzelt Temperaturspitzen auf, die auf den Beginn von zeitlichen und örtlichen dry-outs hindeuten.

Bei der Fortsetzung der Versuche soll auch möglichst der Einfluß von Gas auf die Siedevorgänge ermittelt werden.



GfK  
IRE

Untersuchungen zum lokalen Sieden  
Versuchsparemeter Stand Aug. 1976

Abb. 2

- 1.23.4 Störverhalten von Brennstäben
- 1.23.43 Bestätigende in-pile Versuche im CABRI-Reaktor<sup>F</sup>

1. Unsicherheiten bei der Vorherbestimmung des Brennstabverhaltens unter transienten CABRI-Versuchsbedingungen

( B. Kuczera, IRE )

Mit Hilfe von Vorausrechnungen zum transienten Brennstabverhalten wurde abgeschätzt, in welchem Maße die Ziele der einzelnen CABRI-Brennstab-Experimente erreicht werden können. Bei der Interpretation der Rechenergebnisse ist man bestrebt, diejenigen Parameter herauszufinden, die das jeweilige Versuchsziel wesentlich beeinflussen, um schließlich Vorschläge für eine optimale, quantitative Parameterfixierung ableiten zu können.

Im Gegensatz zu Versuchsrechnungen, die zugleich der Verifizierung bereits entwickelter Rechenmodelle oder deren Anpassung an physikalische Vorgänge dienen, können Vorausrechnungen nur Ergebnisse liefern, denen ein **mehr** oder weniger breiter Streubereich zuzuordnen ist. Die Unsicherheiten bei Rechnungen zu den CABRI-Experimenten lassen sich wie folgt klassifizieren:

- (i) Unsicherheiten durch zur Zeit noch nicht hinreichend genau bekannte Versuchsbedingungen. Hierzu zählen z.B. die Brennstabdimensionen, deren Ist-Zustand in einem spezifizierten Festigungstoleranzbereich schwanken kann, der Coupling-Faktor (Verhältnis Reaktorleistung/ Teststableistung) und die radiale Leistungsverteilung des Teststabes im thermischen Neutronenfluß.
- (ii) Unsicherheiten durch begrenzte Fähigkeiten der Rechenmodelle, infolge vereinfachter Modellannahmen und der Verwendung von Näherungsfunktionen für die Beschreibung der Materialeigenschaften.
- Beispiele: Die Bestimmung des Wärmeübergangs im Spalt (Brennstoff/Hüllrohr) und die komplexe Abhängigkeit der Brennstoff-Wärmeleitfähigkeit vom transienten Brennstoffzustand.

<sup>F</sup> Letzter Bericht in KFK 1275/4, S. 123-129

Zur Verdeutlichung dieser Situation werden zwei Fallstudien zum Experiment A1 herangezogen, die mit Hilfe einer Programmversion CABRI-II/BREDA-II /1,2/ durchgeführt werden.

Die experimentellen Ergebnisse von A1 sollen insbesondere eine geeignete Grundlage für die Überprüfung der thermodynamischen und mechanischen Brennstabmodelle liefern (1,2). Daher soll ein vergleichsweise milder Leistungsimpuls zwar zu partiellem Brennstoffschmelzen führen, dabei aber die Hüllrohrversagensschwelle nicht überschritten werden. Ein geeigneter Leistungsverlauf  $P(t)$  ist in Abb. 4 wiedergegeben. Die daraus resultierende thermische Brennstabbelastung des "peak node" ist in Abb. 3 skizziert (TFO/TFM/TFS = maximale/mittlere/Oberflächen-Brennstofftemperatur, TCA/TNA = Hüllrohr-Kühlmitteltemperatur). Demnach setzt Brennstoffschmelzen nach ca. 55 m<sub>sec</sub> ein, und die Schmelzfraction erreicht nach 200 m<sub>sec</sub> einen Wert von  $VLIQ = 0,35$ . Damit mag der Referenzfall knapp charakterisiert sein.

Eine beschriebene Unsicherheit vom Typ (i) soll durch eine Ungenauigkeit des Coupling-Faktors von  $\pm 5\%$  um den Referenzwert von 566 repräsentiert werden. Entsprechend ungenau ist dann bei bekannter Reaktorleistung die Leistung im Teststab zu bestimmen. Die oben erwähnte Variationsbreite führt zu Ergebnisstreungen, die hinsichtlich der Brennstoffschmelzfraction  $VLIQ(200 \text{ msec}) = 0.23 \dots 0.35 \dots 0.47$  ausmachen (s.a. Abb. 5).

Eine Modellunsicherheit wird am Beispiel des Wärmeübergangs im Spalt demonstriert. Während im Referenzfall  $h = 0.5 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$  axial und zeitlich als konstant angenommen wurde, führt eine spaltweitenabhängige Beschreibung zu axial unterschiedlichen Werten, die sich transient verändern. Daraus resultiert eine verbesserte Brennstoffkühlung im "peak node", die schließlich eine verminderte Schmelzfraction  $VLIQ(200 \text{ msec}) = 0.24$  zur Folge hat (s.a. Abb. 5).

Die Resultate mit ihren Streubändern unterstützen die Testvorbereitungen bereits insofern, als sie die experimentellen Bedingungen aufzeigen, durch die die Versuchsziele erreicht werden können. Eine Verbesserung der Situation wird in zwei Stufen erwartet. Bereits vor der Versuchsdurchführung

---

/1/ D. Struwe et.al.: CONF 740 401, p. 1525

/2/ B. Kuczera: Nucl. Eng. Design, 31, No.2, Jan. 1975, p. 294

werden genauere Kenntnisse über die aktuellen Testbedingungen (z.B. Istmaße der fabrizierten Teststäbe) zur Reduzierung der Unsicherheiten vom Typ (i) beitragen. Die Einengung der angedeuteten Modellunsicherheiten wird ein Ziel der Versuchsnachrechnungen und -interpretation sein.

Veröffentlichungen:

- (1) B. Kuczera, G. Heusner, P. Royl, D. Struwe:  
"The CABRI Experimental Programme", Reaktortagung Düsseldorf,  
1976, Seite 304
- (2) P. Royl, B. Kuczera:  
"Investigation of the Overdriving Effect on TOP  
Experiments in the CABRI Reactors Using the HOPE  
Computer Model", Reaktortagung Düsseldorf 1976, Seite 308

CABRI A1 U-235=0.12 (RAD. POWER DEPR. - 480 W/CM)

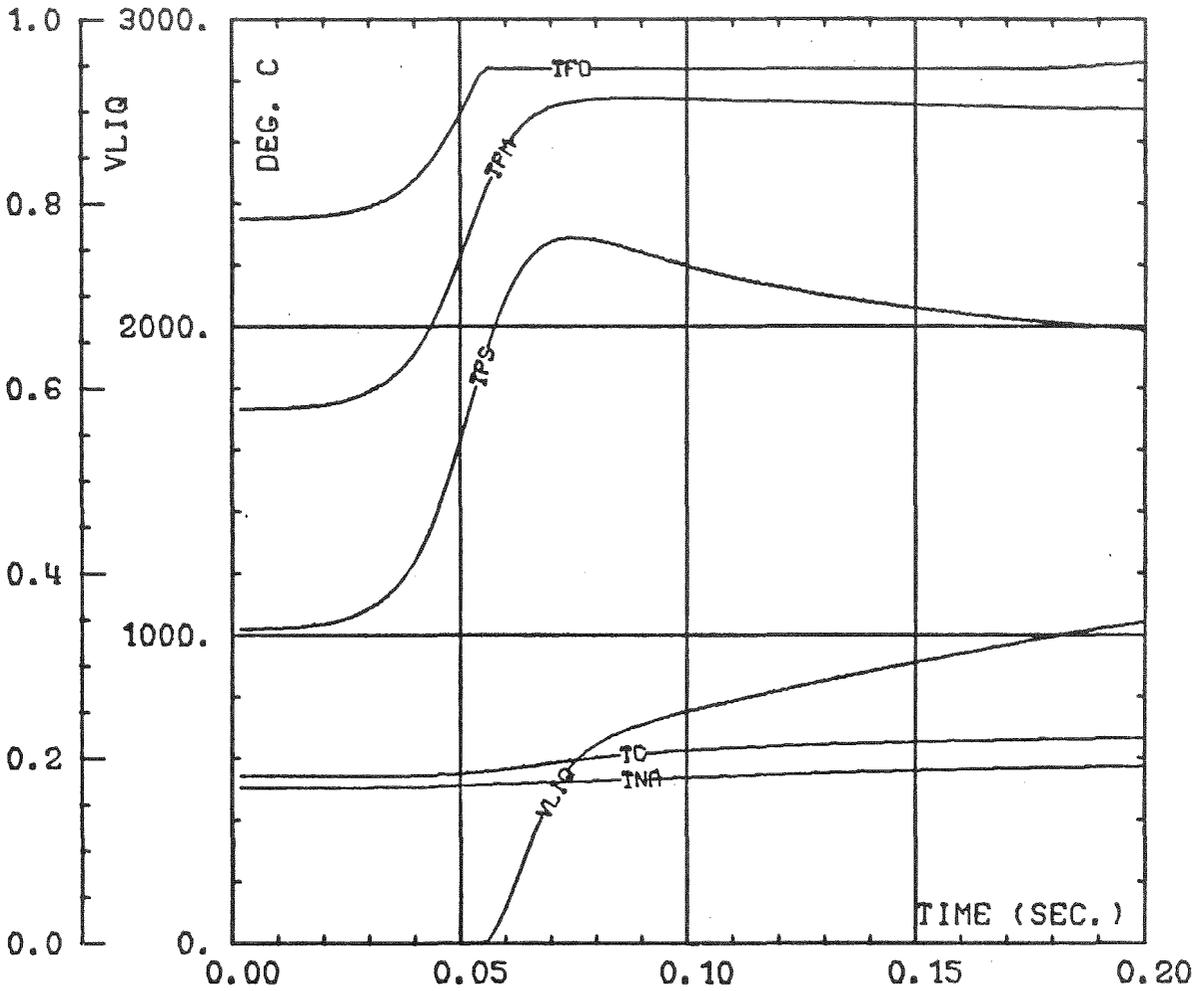


FIG.: 3 TRANS. TEMPERATURES AND FUEL MELT FRACTION VLIQ (PEAK NODE)

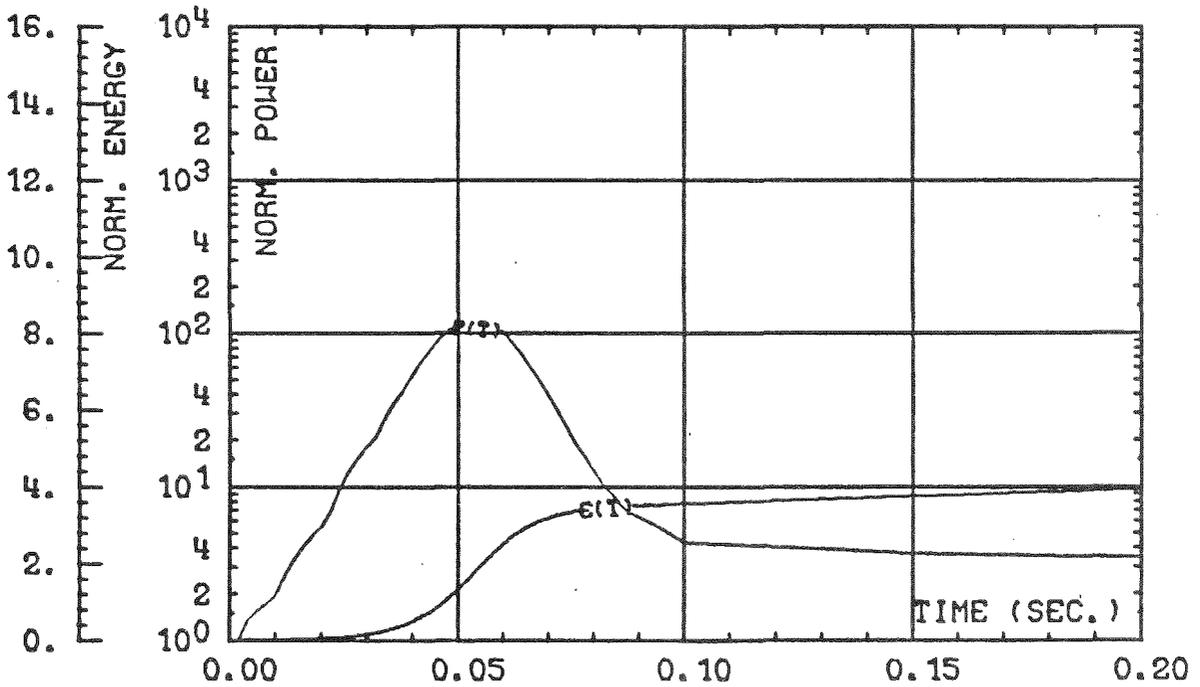


FIG.: 4 TRANSIENT POWER AND ENERGY

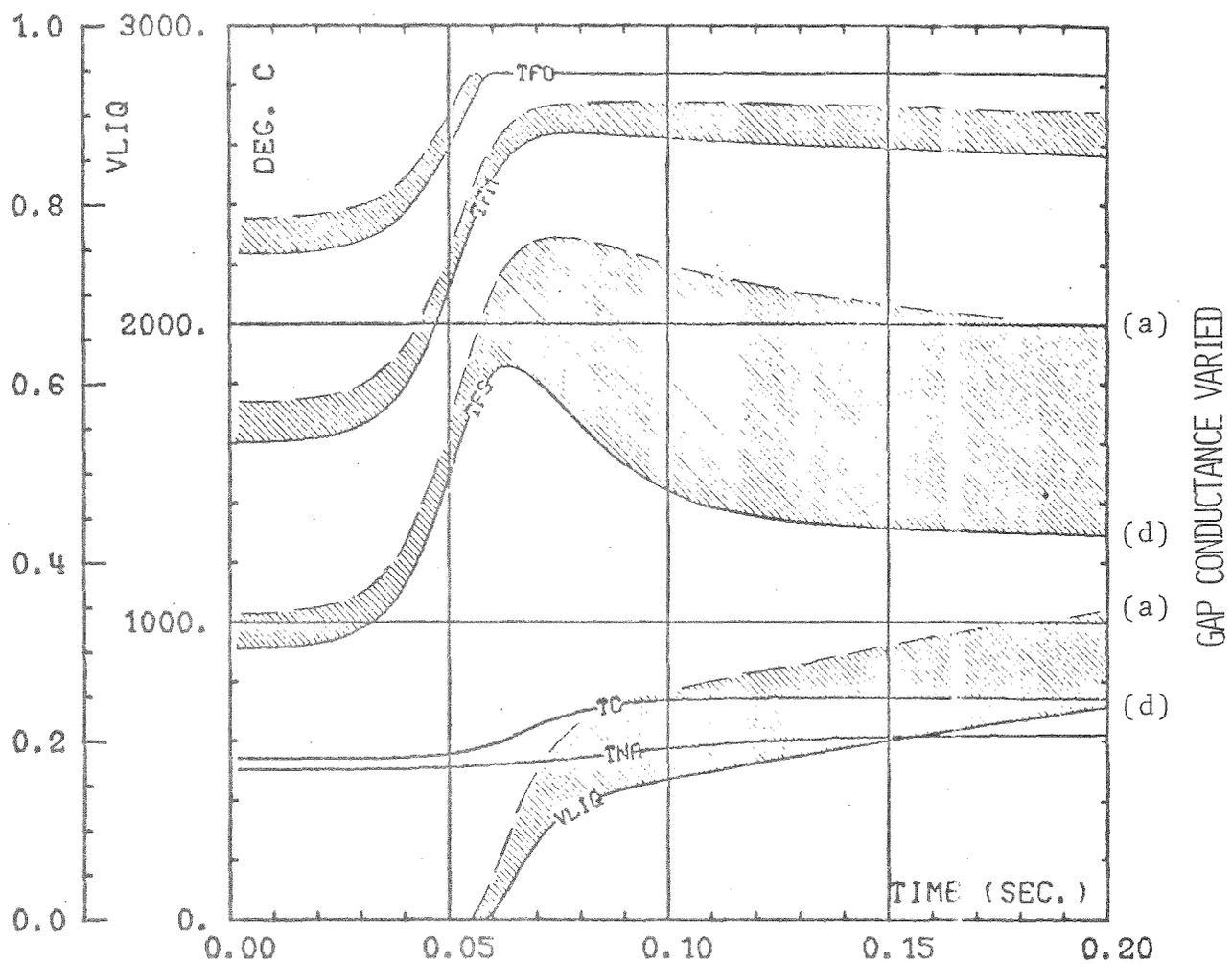
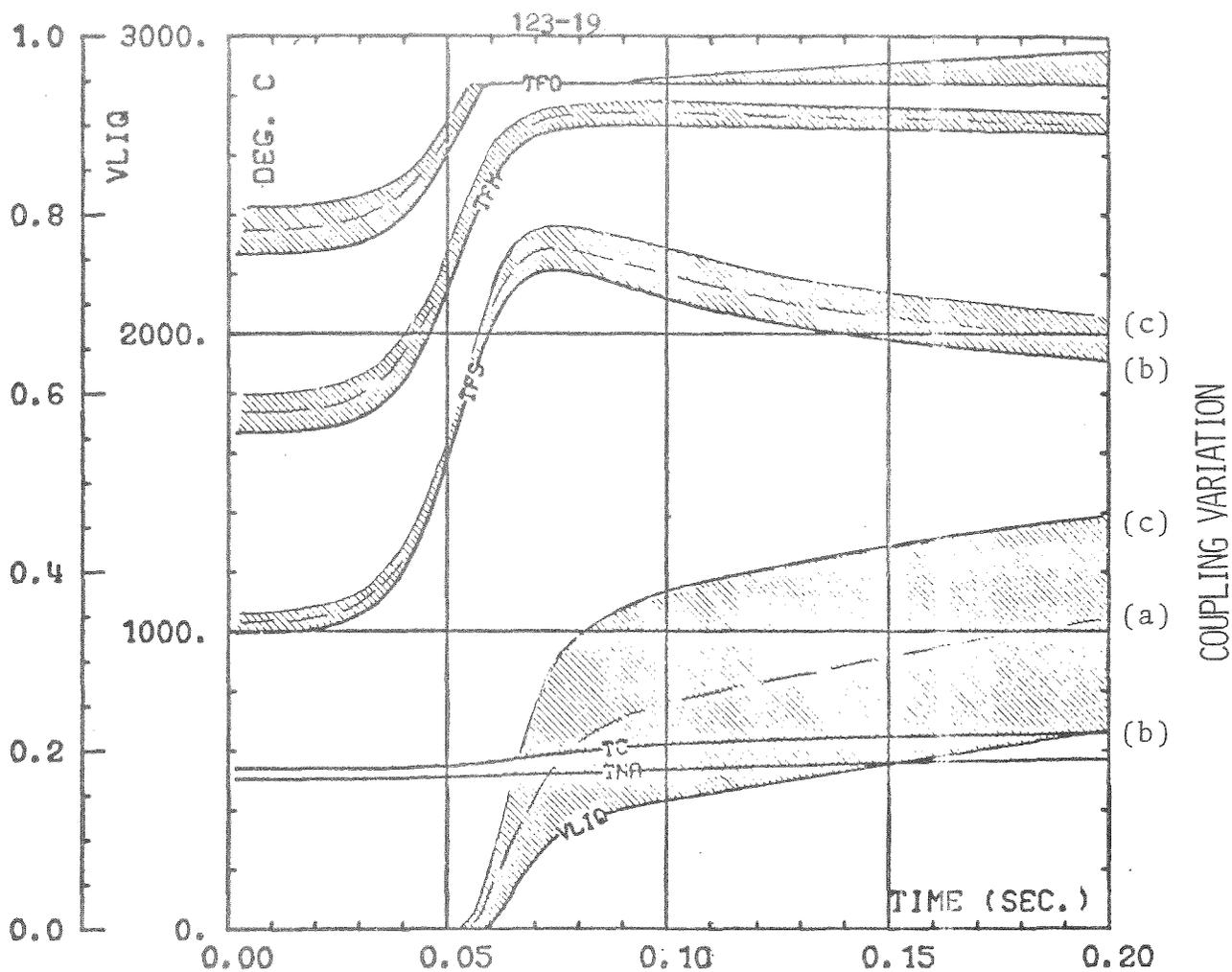


FIG. 5 TRANSIENT TEST FUEL HEATING (PEAK NODE)

- a) Reference Case      c) 0.95 x Coupling  
 b) 1.05 x Coupling    d) Gap conductance varied

## 2. Erprobung von Instrumentierungen der CABRI-Teststrecke

(Institut für Kerntechnik, TU Hannover)

### Untersuchung des dynamischen Verhaltens von Thermoelementen <sup>1)</sup>

Theoretisch und experimentell werden die Übertragungsfunktionen verschiedener Thermoelementtypen untersucht.

Nach Abschluß sämtlicher Fabrikationsarbeiten wurde die Teststrecke im April nach Madrid geschickt und im Kreislauf ML-1 installiert. Die Arbeiten an sämtlichen Detektoren waren Mitte Mai abgeschlossen, so daß nach Aufbau und Probetrieb der gesamten Anlage die Temperaturfluktuationmessungen durchgeführt werden konnten.

Folgende Thermoelementtypen gelangten zum Einsatz:

Bauart TM, TI, Intrinsic mit unterschiedlichen Durchmessern und Materialien.

Die Tests wurden bei Natriumtemperaturen zwischen 250 °C und 450 °C und einem Natriumgeschwindigkeitsbereich zwischen 1 m/s und 8 m/s durchgeführt. (10 m/s ließen sich wegen der Druckverluste nicht erreichen). Es wurden Messungen mit natürlichen Temperaturfluktuationen (inherent noise  $\Delta T < 1$  °C) sowie mit Fluktuationen durchgeführt, die durch eingespritztes heißes Natrium ( $\Delta T \approx 100 \pm 200$  °C) erzeugt werden.

Die Meßreihen konnten wie geplant vollständig durchgeführt werden, sämtliche Signale wurden auf Analogband zur weiteren Auswertung aufgezeichnet. Zur on-line-Betrachtung stand während der Messungen ein Korrelator mit Spektrumdisplay zur Verfügung.

Eine weitere Meßreihe hatte die Eichung eines speziellen el.mag. Durchflußmessers zum Ziel; es wurden Versuche im Geschwindigkeitsbereich 0,5 m/s bis 8 m/s bei 250 °C, 350 °C und 450 °C durchgeführt.

Technische Schwierigkeiten ergaben sich durch den Ausfall einiger Heizer und des Sicherheitssystems, die Versuche konnten jedoch nach den jeweiligen Umbauten fortgeführt werden.

---

<sup>1)</sup> Auftrag Nr. 601 /A3/ 336640 a

Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von Instrumentierungen auf Gas- und Dampfblasen in fließendem Natrium <sup>2)</sup>

Verschiedene Instrumentierungen für das CABRI-Experiment werden unter zweiphasigen Bedingungen (Schutzgas/flü. Natrium) auf ihr dynamisches Verhalten hin untersucht.

Nach dem Einbau der Teststrecke in den Versuchskreislauf des IRB wurde im April mit dem ersten Probetrieb begonnen. Bei einer Natriumtemperatur von ca. 300 °C wurden Vorversuche zur Einstellung der Elektronik sowie der Gaseinspritzvorrichtung durchgeführt. Erste Meßsignale wurden aufgezeichnet. Nach Abschluß dieser Vorversuche wurde der Kreislauf auf die für die CABRI-Versuche erforderliche Betriebstemperatur von 500 °C aufgeheizt. Dabei klemmte ein Lager im Kreislauf, was ein Ausknicken der Teststrecke zur Folge hatte. Die Versuche mußten abgebrochen und die Teststrecke nach Hannover gebracht werden. Mit den Reparaturarbeiten an der Teststrecke wurde begonnen. Die Strecke mit neuen Detektoren ist Ende August 1976 wieder betriebsbereit.

Die Auswertung der Vorversuche wird erste Aussagen über die Anwendbarkeit der einzelnen Detektoren auf die CABRI-Versuche erbringen.

---

2) Auftrag 601 / A3 / 336640 b

1.23.45 Theoretische Interpretation der SCARABEE-Versuche \*

( D. Struwe, M. Bottini, IRE; H. Elbel, IMF; H. Jacobs, INR)

Im Rahmen des Sicherheitsprogramms für natriumgekühlte schnelle Reaktoren wurde in den Jahren 1971-74 das experimentelle in-pile Programm SCARABEE vom Französischen Commissariat à l'Energie Atomique (CEA) im CABRI-Reaktor des Kernforschungszentrums Cadarache durchgeführt. Das Versuchsprogramm umfaßte Untersuchungen zu Auswirkungen von lokalen Blockaden des Kühlkanals sowie globalen Durchsatzstörungen für 1-Stab- und 7-Stab-Anordnungen. Die Versuche wurden mit frischen Brennstäben durchgeführt und bis zum völligen Brennstabversagen, wie Hüllrohr- und/oder Brennstoffschmelzen, gefahren. Seit Ende 1974 wurden die Ergebnisse des Programms im Rahmen eines Dreierabkommens zwischen dem CEA, der United Kingdom Atomic Energy Authority und der GfK ausgewertet.

Die theoretische Interpretation der SCARABEE-Experimente umfaßt die Untersuchung des Brennstabverhaltens für die im CABRI-Reaktor vorgenommene kurze Vorbestrahlung, die Beschreibung des stationären und instationären thermohydraulischen Verhaltens des Kühlmittels Natrium und die nachfolgend aufgetretenen Hüllrohr- und Brennstoff-Schmelzbewegungen. Die Auswertung auf seiten der GfK wird vom IRE, INR und dem IMF durchgeführt. Die bisherigen theoretischen Arbeiten konzentrieren sich auf eine Auswahl der 1-Stab-Experimente, deren wichtigste Charakteristiken in Tabelle 4 zusammengefaßt sind.

Der überwiegenden Anzahl der SCARABEE-Versuche gingen kurze Vorbestrahlungszyklen voraus, deren Ziel es war, eine definierte Umstrukturierung des Brennstoffs zu erreichen. An diese Vorbestrahlungszyklen schloß sich eine Reihe von Einzelversuchen zum Siedeverhalten des Natriums an, bis dann jeweils beim letzten Versuch einer Serie der Brennstab bis zum Zusammenschmelzen von Hüllrohr und/oder Brennstoff belastet wurde.

Die Analyse des Brennstoffverhaltens während der Vorbestrahlungsphase der einzelnen Versuche ist mit dem Rechenprogramm SATURN-1 durchgeführt worden.

---

\* BzFE-Nr. 532.3 Erster Beitrag

Experiment Nr.	Versuchstyp	Stabinnendruck (bei 20°C in bar)	Art des Tests
II	g D	1	LZ, LLT, SDT
III	g D	1	LZ, LLT, SDT
IV	g D	1	LZ, LLT, SDT
V	3/6-Blockade, 2 cm hoch, auf halber Höhe	1	LZ, SDT
VI	g D	10	LZ, LLT, SDT
VII	g D	1	LZ, LLT, SDT
VIII	5/6-Blockade, 2 cm hoch, im oberen Drittel	1	LZ, DTP
IX	g D	20	LZ, LLT, SDT
X	g D	30	LZ, LLT, SDT
XI	g D	30	LZ, LLT
XII	Flow-coast-down Versuche	1	LZ, LLT
XIII	S L T	1	S L T
XIV	S L T	1	S L T
XV	g D	1	LZ, LLT, SDT
XVII	Pumpenausfall bei Überlast	30	D T P
SCARABEE-Experimente mit einem Stab			Tabelle 4

Symbole: g D globale Durchflußminderung  
 S L T schnelle Leistungstransiente  
 L L T langsame Leistungstransiente  
 S D T schnelle Durchflußtransiente (über Ventil am Unterteil)  
 D T P Durchflußtransiente über Pumpe  
 L Z Leistungszyklen

Drei Experimente wurden bisher ausführlich analysiert: SCARABEE IV, VI, X. Bei den zwei letzten wurde der Einfluß der Zusammensetzung (Kr, Xe, Ar) und des Druckes des Gases im Spalt Brennstoff-Hülle auf die thermische Belastung des Brennstoffs näher untersucht. Mit dem Rechenprogramm SATURN-1 wurden die Riß- und Porositätsverteilungen im heißen und kaltem Zustand ermittelt, sowie die Änderungen der Brennstabgeometrie auf Grund von Umlagerungseffekten und Porenwanderungsmechanismen. Die bisher ausgeführte Auswertung und deren Überprüfung durch Vergleich mit einzelnen Schlifffbilduntersuchungen hat gezeigt, daß das Brennstoffverhalten mit den physikalischen Modellen, die im Rechenprogramm SATURN-1 angewandt sind, in befriedigender Weise beschrieben werden kann /1/.

Das theoretische Verhalten des Kühlmittels und die nachfolgenden Phänomene, wie Austrocknung des Restfilms an der Hüllrohroberfläche, Strömungsumkehr, Schmelzen des Hüllrohrs und Brennstoffs, wurden mit dem Rechenprogramm BLOW-3A sowie mit dem Programmsystem CABRI-2/BREDA-2 für die obengenannten Experimente theoretisch analysiert /2,3/.

Da bei den SCARABEE-Versuchen nur in geringem Umfang und in nur wenigen Experimenten Siedeüberhitzungen beobachtet wurden, mußte das Programm BLOW-3 /4/ erweitert und verbessert werden, um den speziellen Versuchsbedingungen der SCARABEE-Versuche gerecht zu werden. In den Abbildungen 6 bis 8 sind einige Ergebnisse der Nachrechnung für das Experiment SCARABEE IV dargestellt. Abb. 6 zeigt an Hand der zeitlichen Änderung des Massendurchsatzes im Kühlkanal den Versuchsstab, der für die SCARABEE 1-Stab-Experimente charakteristisch ist. Die schnelle Durchflußabsenkung auf 30% des maximalen Wertes verursacht das Einsetzen von Sieden. Nach einigen Sekunden wird durch erhöhte Druckverluste der Zweiphasenströmung im Kühlkanal der effektive Massendurchsatz weiter vermindert, und schließlich tritt zwischenzeitlich Strömungsumkehr ein. Der zeitliche Verlauf der Hüllrohr austrocknung sowie die Ausbildung der Hüllrohrschmelzfront ist in Abb. 7 dargestellt. Abb. 8 zeigt den zeitlichen Verlauf der Kühlmitteltemperatur am oberen Ende der beheizten Zone, verglichen mit den experimentell gemessenen Werte. Die relativ gute Übereinstimmung gemessener und gerechneter Werte zeigten, daß das Mehrblasenmodell BLOW-3A auch für die Beschreibung von Siedephänomene geeignet ist, bei denen nur sehr geringe Siedeüberhitzungen auftreten, wenn auch der Rechenzeitaufwand außerordentlich groß wird.

- /2/ D. Struwe, M. Bottoni et al. - Thermal-Hydraulics Interpretation of SCARABEE IV Experiments with Improved Multiple Bubble Slug Ejection Model for Boiling Phenomena (unveröffentlicht)
- /3/ M. Bottoni et al. - GfK Progress Report to Thermal-Hydraulic Working Group (unveröffentlicht)
- /4/ P. Wirtz - Ein Beitrag zur theoretischen Beschreibung des Siedens unter Störfallbedingungen in natriumgekühlten schnellen Reaktoren. KFK 1858 (Oktober 1973)

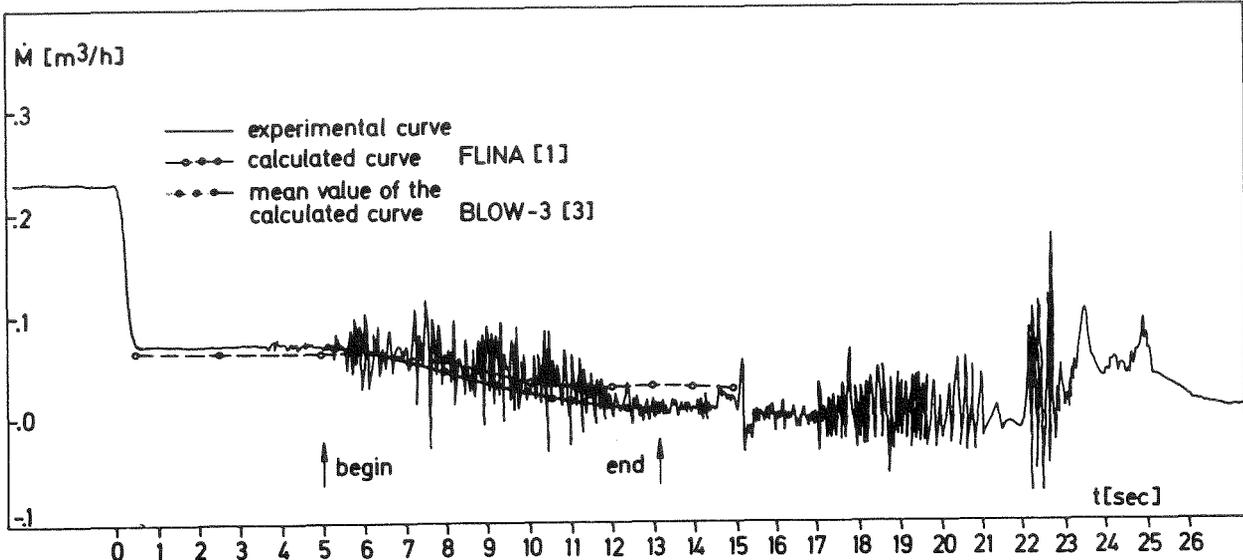


Abb. 6 Gemessene und berechnete Massendurchsatzvariation im Teststreckeneintritt für das abschließende Experiment der SCARABEE-IV Versuchsserie

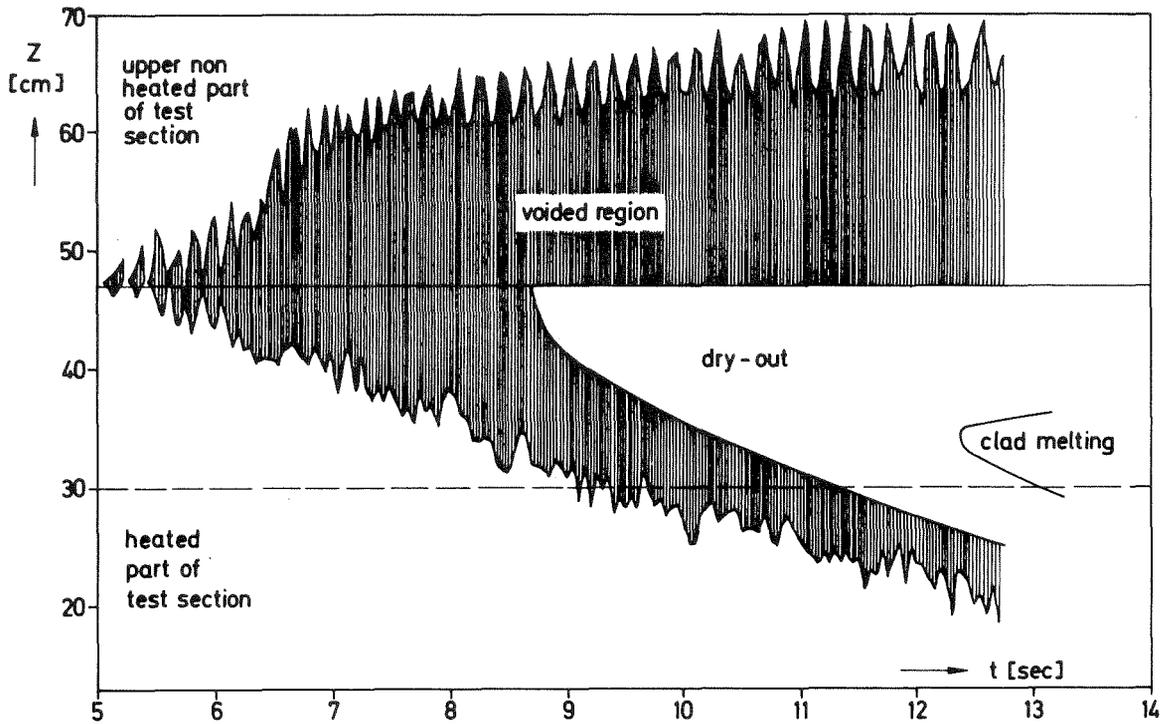


Abb. 7 Transiente Ausbildung der Gebiete der Zweiphasenströmung, der Filmauströcknung und des Hüllrohrschmelzens

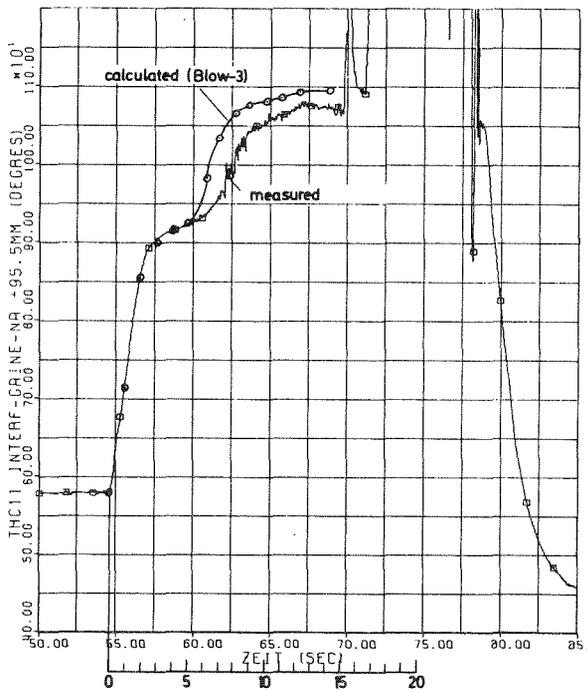


Abb. 8 Gemessene und berechnete Kühlmitteltemperatur am Austritt der Teststrecke für das abschließende Experiment der SCARABEE-IV Versuchsserie

1234 Störfallverhalten von Brennstäben1234.1 Zum spezifischen elektrischen Widerstand  
von UO<sub>2</sub> bei hohen Temperaturen \*

(A. Alexas, LAF I)

Die Berechnung des radialen Temperaturprofils eines direkt elektrisch beheizten UO<sub>2</sub>-Stabes setzt unter anderem die genaue Kenntnis des spezifischen elektrischen Widerstands  $\rho$  von UO<sub>2</sub> voraus.

Das UO<sub>2</sub> besitzt einen negativen Temperaturkoeffizienten

$$a = \frac{1}{\rho} \frac{dT}{d\rho}, \quad (1)$$

d.h.,  $\rho$  nimmt mit steigender Temperatur ab.

Die Temperaturabhängigkeit des spezifischen Widerstands von UO<sub>2</sub> wurde bisher vielfach (insbesondere bei niedrigen Temperaturen) untersucht, jedoch weichen die Angaben oft bis zu 4 Größenordnungen voneinander ab. Bei hohen Temperaturen und für die flüssige Phase des UO<sub>2</sub> konnten keine Werte gefunden werden.

Dieser Mangel an Information einerseits und die Notwendigkeit der zahlenmäßigen Erfassung dieser Größe andererseits führten zu einer Reihe von Versuchen und Rechnungen mit dem Ziel, den spezifischen Widerstand von UO<sub>2</sub> bei hohen Temperaturen zu bestimmen. Die Experimente wurden am EPBF-Versuchsstand durchgeführt.

Das Versuchsprogramm wurde so durchgeführt, daß eine Reihe von Einflüssen mit erfaßt werden konnte.

Insgesamt wurden 5 Stabkonfigurationen untersucht, die in nachstehender Tabelle aufgelistet sind.

\*

BzFE-Nr. 535.3

Tabelle 5

Aufbau	Anzahl der Pellets	Dichte [ $\%TD$ ]	Höhe [mm]	Durchmesser [mm]	Gesamthöhe [mm]
a. Pelletsäule	16	95	6.25	5.09	100
b. "	16	85	6.25	5.09	100
c. "	2	93-95	40.00	5.09	80
d. Stab	1	93-95	80.00	5.09	80
e. "	1	93-95	40.00	5.09	40

Die Versuche wurden unter Helium-Atmosphäre bei 2.5 bar durchgeführt. Die Stäbe wurden direkt elektrisch geheizt. Im stationären Zustand (keine Änderung an Volt- oder Stromanzeige) wurde der gesamte Ohm'sche Widerstand registriert. Von einer analytischen zahlenmäßigen Angabe der Ergebnisse wird abgesehen und nur auf Abb. 9 hingewiesen, in der alle experimentellen Werte graphisch zusammengefaßt sind. Hierbei wurden die gemessenen Werte bei den Prüflingen der Kategorien c, d und e auf  $h = 100$  mm linear extrapoliert.

Bei der Betrachtung der Ergebnisse läßt sich folgendes feststellen:

1. Alle Werte außer 2 (Prüflinge der Kategorie c) liegen nicht weiter als um den Faktor 2 voneinander entfernt.
2. Die Kontaktstellen zwischen den Pellets beeinflussen den Gesamtwiderstand des Prüflings nicht (keine feststellbaren Unterschiede zwischen den Kategorien a und b einerseits und d und e andererseits).

Darüber hinaus können zwei weitere Folgerungen gezogen werden:

1. Der spezifische elektrische Widerstand von  $UO_2$  dürfte für den flüssigen Zustand stark abfallen (die zwei Werte bei ca. 117 W/cm bzw. 125 W/cm wurden bei Prüflingen gemessen, die in der Mitte, wie es sich danach feststellen ließ, bereits geschmolzen waren).
2. Der Einfluß der unterschiedlichen Korngrößen auf den elektrischen Widerstand bei tiefen Temperaturen [1] verschwindet bei höheren Temperaturen. Es wurden jedenfalls keine Abweichungen wie in [1] gemessen, obwohl man davon ausgehen kann, daß mindestens zwischen den

Kategorien a und b (Lieferant Fa. NUKEM, Hanau) einerseits und d und e (Lieferant Fa. CICAFA, Bollène, Frankreich) andererseits Unterschiede im Korngrößenspektrum bestanden. Leider konnten die beiden Firmen keine genauen Angaben diesbezüglich machen, so daß auf eine Zahlenangabe an dieser Stelle verzichtet werden muß.

Die Umrechnung der Ergebnisse der Abb. 9 in eine Beziehung der Form

$$\rho = \sum_{n=0}^N a_n \cdot T^n \quad (2)$$

geschah in mehreren Schritten.

Zunächst wurden die experimentellen Ergebnisse in eine Beziehung der Form

$$R = f(q), \quad (3)$$

R: Gesamtwiderstand der jeweiligen Probe [Ω]

q: Stabileistung [W/cm·K]

umgerechnet. Danach wurde die gemessene elektrische Gesamtleistung q in eine Leistungs-, eine Konvektions- und eine Strahlungskomponente aufgeteilt:

$$q_{\text{gesamt}} = q_L + q_N + q_S. \quad (4)$$

Die Komponenten  $q_L$  und  $q_N$  lassen sich aus wohlbekanntem Wärmeleitungs- und Übergangsbeziehungen [2] berechnen. Die dazu notwendigen Helium-Stoffdaten wurden aus [3] entnommen. Die Strahlungskomponente ergibt sich sodann aus (4), und somit läßt sich über das Stefan-Boltzmann-Gesetz bei bekanntem  $\epsilon$  die Brennstoffaußentemperatur  $T_{BA}$  ausrechnen. Der Emissionskoeffizient  $\epsilon$  des  $UO_2$  wurde aus in [4] enthaltenen Angaben ermittelt. Hierbei wurde mit zwei Ansätzen vorgegangen:

$$\epsilon = 0.9 \quad T \leq 3000 \text{ K} \quad (5)$$

und

$$\left. \begin{array}{l} \epsilon = 0.9 \\ \epsilon = 1.545 - 3.9215 \cdot 10^{-4} \cdot T \end{array} \right\} \quad \begin{array}{l} T \leq 1900 \text{ K} \\ 1900 < T < 3000 \text{ K} \end{array} \quad (6)$$

Mit  $T_{BA}$  und dem Rechenprogramm MASTER-1 [5] ließen sich mittlere Zentraltemperatur und Gesamtwiderstand der Prüflinge errechnen, wobei zwei  $\rho$ -T-Darstellungen aus der Literatur [6, 7] verwendet wurden:

$$\rho = \exp(-9.646 + 2.087 \cdot 10^4 \cdot T^{-1} - 1.231 \cdot 10^7 \cdot T^{-2} + 6.484 \cdot 10^9 \cdot T^{-3}) \quad (7)$$

mit  $300 \leq T \leq 2800$  K,

$$\rho = 0.7692 \cdot 10^{-9} \cdot T \exp(1.9 \cdot 10^4 / T), \quad T \geq 1000^\circ\text{C} \quad (8)$$

Die Ergebnisse dieser Rechnungen wurden ebenfalls in der Form  $R = f(q)$  mit jeweils  $\rho$  aus Gl. (7) und (8) und  $\epsilon$  aus (5) und (6) dargestellt. In Abb. 10 sind diese Ergebnisse im Vergleich zu dem Experiment dargestellt:

Kurve 1: mit $\rho$ aus (7), $\epsilon$ aus (5)	} Prüfling-Durchmesser: d = 5.1 mm
Kurve 2: mit $\rho$ aus (7), $\epsilon$ aus (6)	
Kurve 3: mit $\rho$ aus (8), $\epsilon$ aus (5)	
Kurve 4: mit $\rho$ aus (8), $\epsilon$ aus (6)	
Kurve E: Experimentelle Ergebnisse (Abb. 9)	

Der Vergleich zeigt deutlich, daß die eigenen experimentellen Meßwerte am besten dargestellt werden, wenn zur Berechnung des Stabwiderstandes die  $\rho$ -T-Darstellung aus Gl. (7) und  $\epsilon$ -T-Darstellung aus dem Gleichungssystem (6) verwendet werden.

Es läßt sich nunmehr eine  $q$ -T-Darstellung errechnen; deren Einsetzen in Gl. (3) ermöglicht, bei bekannter Prüflingsgeometrie, die Koeffizienten  $a_n$  in Gl. (2) an Hand der experimentellen Ergebnisse zu berechnen. Sie ergeben sich:

$$\begin{aligned} a_0 &= 4.23512 \cdot 10 & a_3 &= -3.26930 \cdot 10^{-8} \\ a_1 &= -8.17374 \cdot 10^{-2} & a_4 &= 7.98548 \cdot 10^{-12} \\ a_2 &= 6.97014 \cdot 10^{-5} & a_5 &= -7.92280 \cdot 10^{-16} \end{aligned} \quad (9)$$

gültig für  $800 \leq T \leq 3000$  K und eine  $UO_2$ -Dichte zwischen 85-95 % der theoretischen Dichte (TD).

In Abb. 11 sind die  $\rho$ -T-Darstellungen 7, 8 und 2 (mit  $a_n$  aus 9) graphisch

dargestellt. Man sieht, daß sich im Temperaturbereich  $800 \leq T \leq 1200$  K eine Diskrepanz zwischen 2(9) und 7 bemerkbar macht. Bei höheren Temperaturen stimmen beide Darstellung recht gut überein.

Man kann aus diesen Überlegungen und Messungen noch folgern, daß sich der Emissionskoeffizient von  $UO_2$  mit Gl. (6) recht sinnvoll beschreiben läßt.

### Literatur

- [1] W. Schikarski, G. Ondracek  
J. of Nucl. Materials, Vol. 45, No. 2, p. 171-173, 1972/73
- [2] VDI-Wärmeatlas
- [3] H.J. Pfriem  
KFZK-INR interne Notiz, unveröffentlicht
- [4] G. Neuer et al.  
Unveröff. Ber. des IRS Köln
- [5] A. Alexas, W. Lindner  
KFK 2152, KFZ Karlsruhe, 1975
- [6] J.L. Bates et al.  
J. of Am. Cer. Soc., Vol. 50, No. 12, p. 652, 1967
- [7] R.A. Wolfe  
WARD-270, TID-4500. 1963



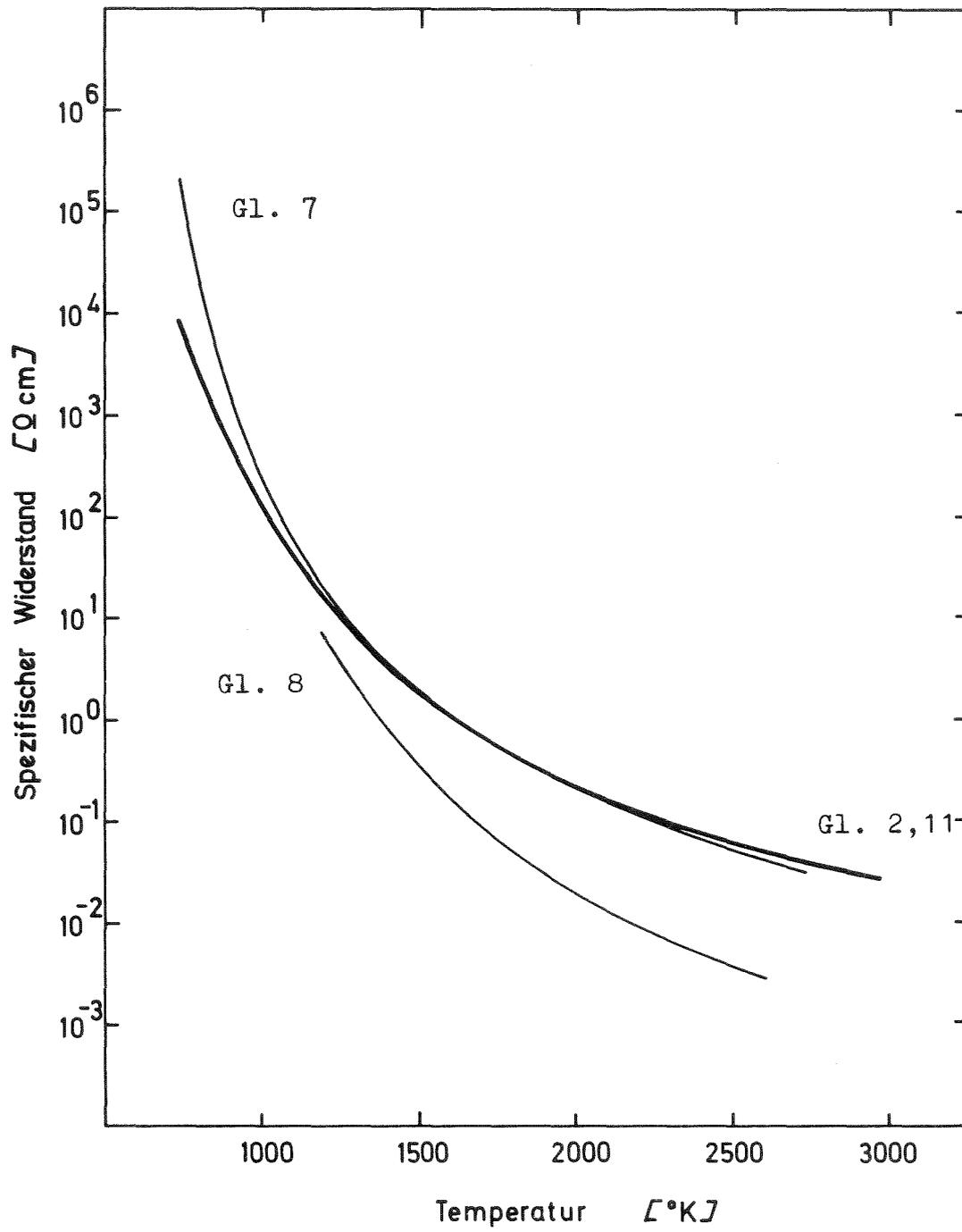


Abb. 11 Spezifischer Widerstand von festem  $\text{UO}_2$

### 1.23.5 Reaktorkernverformung infolge lokaler Störfälle\*

#### 1. Verformung von Brennelementen durch äußere statische/ dynamische Querlasten (Experimente und einfache Theorie)

( R. Liebe, G. Negele, IRE )

#### Modelltheorie

Das Rechenprogramm CORE-1 /1/ zur Analyse mehrerer über Kühlmittelschichten in Wechselwirkung stehender Brennelemente (BE) wurde erweitert, an verschiedenen Benchmarkproblemen erfolgreich erprobt und ausführlich beschrieben und dokumentiert /2/. Bei bekanntem nichtlinearem BE-Strukturverhalten berechnet das Programm die rotationssymmetrische, ("Speichenmodell", Abb. 12) elastoplastische Coreverformung infolge örtlich und zeitlich vorgegebener Druckpulsbelastung an den Brennelementen. Der Strukturteil von CORE-1 basiert auf einem Feder-Massen-Modell für den BE-Durchbiegungs- und Abplattungs-Freiheitsgrad /1,3/. Der Fluidteil/4/ simuliert eine inkompressible, instationäre Ausweichströmung in den zeitlich veränderlichen Spalten zwischen den BEs (laminare/turbulente, reibende Strömung in peripherer und axialer Richtung).

Die Entwicklungs- und Testphase des Rechenprogramms BEDYN-2 wurde ebenfalls zum Abschluß gebracht. Dieses Programm dient der detaillierten Berechnung eines einzelnen Brennelements, wobei nur Geometrie- und Materialdaten als Eingabe benötigt werden. Die Strukturmechanik basiert auf dem in /3/ beschriebenen Punktmassen-Gelenk-Modell.

#### Anwendungsrechnungen

Mit CORE-1 wurde z.B. für den Foulness Sprengversuch Nr. 3 der zeitliche Ablauf der Deformationen, Geschwindigkeiten, Beschleunigungen, Stoßkräfte, Impulse, Energieanteile usw. (vergl. /2/) berechnet, wobei die im Reaktorkern gemessenen örtlichen und zeitlichen Druckverteilungen als Belastungseingabe

---

\* BzFE-Nr. 537.0 Letzter Bericht in KFK 1275/4, S. 123-17

/1/ KFK 1275/1, S. 123-12

/2/ R. Liebe: "CORE-1" Ein Rechenprogramm zur Analyse der dynamischen Coreverformung beim Schnellbrüter-Propagationsstörfall. Int. Arbeitsbericht unveröffentlicht

/3/ KFK 1275/4, S. 123-17

/4/ KFK 1274/3, S. 123-45

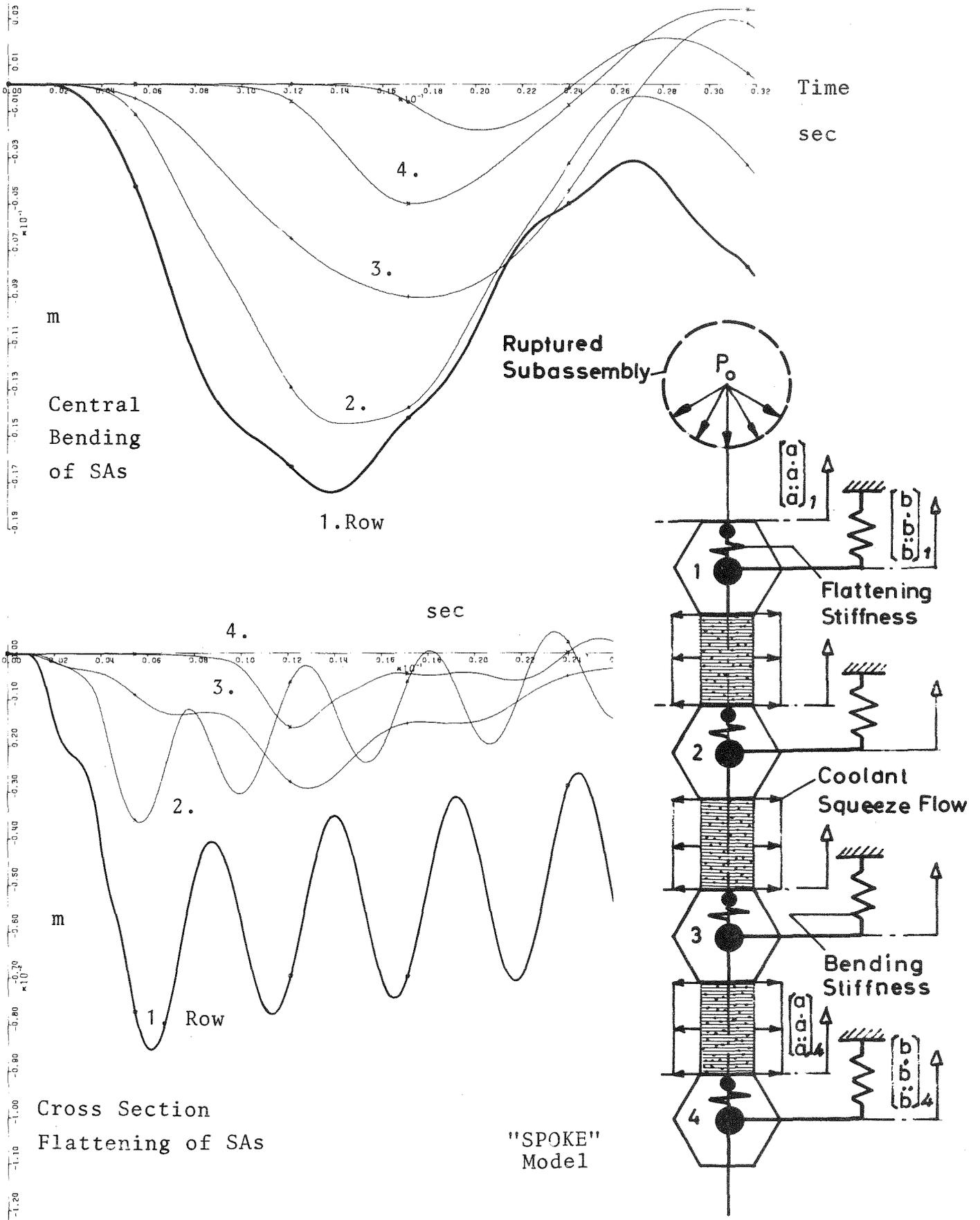


Abb.12 Berechnung der transienten, elastoplastischen SNR-300 Coreverformung mit dem Rechenprogramm CORE-1 (Lasteingabe vom Sprengversuch Nr.3)

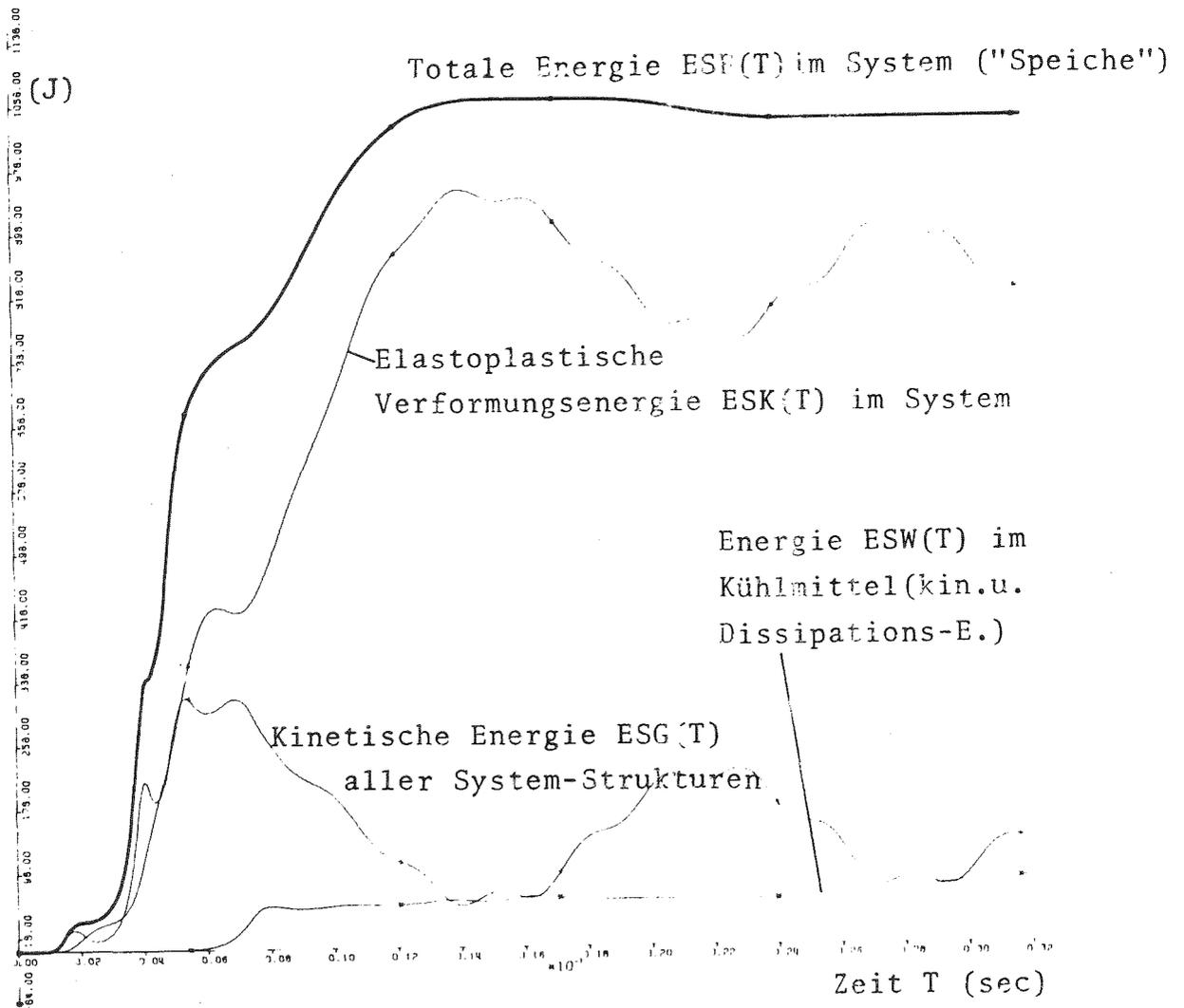
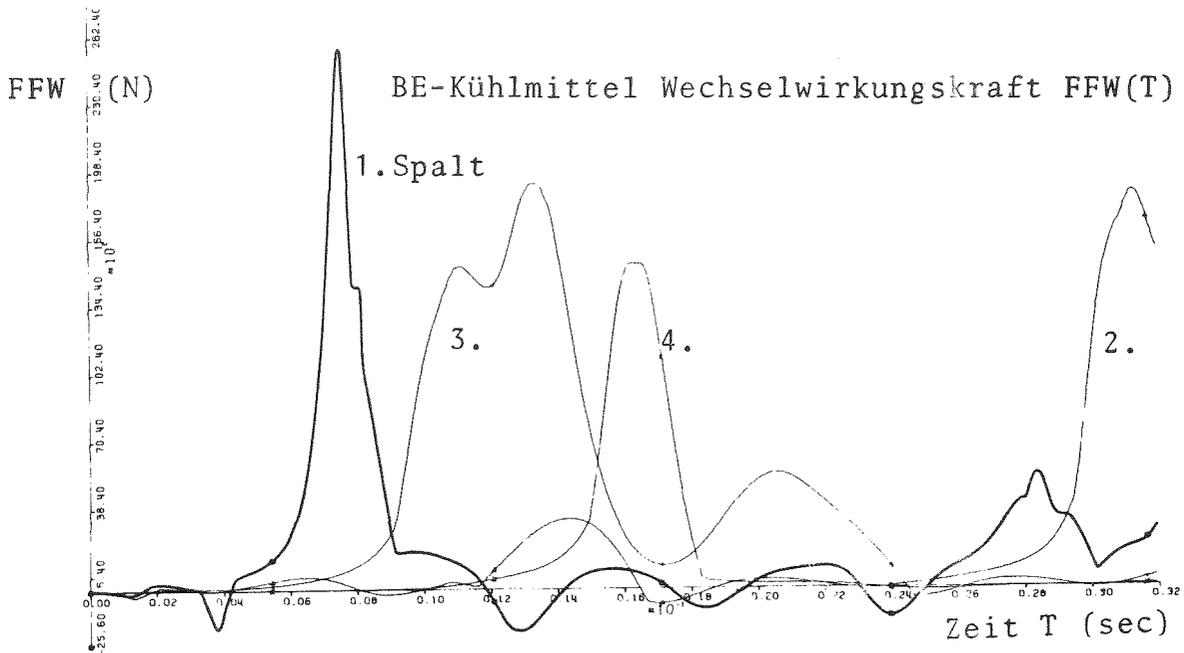


Abb.13 Berechnung der transienten, elastoplastischen SNR-300 Coreverformung mit dem Rechenprogramm CORE-1 (Lasteingabe vom Sprengversuch Nr.3)

dienten. Die Abb. 12 und 13 zeigen typische Durchbiegungs- und Abplattungsverformungen (in BE-Mitte zwischen den Verspannungsebenen), Wechselwirkungs-(bzw. Kollisions-) Kräfte sowie Energieaufteilungen über der Zeit.

Die Anwendungsrechnungen mit dem Einzel-BE Code BEDYN-2 hatten die Nachrechnung erster statischer und stoßartiger BE-Experimente zum Ziel. In allen Fällen wurden die statischen Werkstoffeigenschaften (Streckgrenze, Duktilität) und die in den Versuchen registrierten Belastungen als Eingabe benutzt. Bisher ist die Übereinstimmung zwischen Experiment und Vorausberechnung gut.

### Experimente

Das Experimentalprogramm ist zu etwa 2/3 abgeschlossen; die noch ausstehenden restlichen dynamischen Versuche werden entgegen der ursprünglichen Planung voraussichtlich erst nach der Auswertung aller durchgeführten statischen und stoßartigen Versuche nachgeholt. Dadurch können eventuelle Bestätigungsversuche noch eingeplant werden. Die Auswertung der dynamischen Versuche mit Hilfe des Programms SEDAP ist fortgesetzt worden.

## 2. Entwicklung eines Rechenmodells zur dynamischen Strukturanalyse eines Brennelements

( H. Zehlein, G. Negele, IRE )

Testläufe mit dem Programmpaket HEXTRAN zur Brennelement-Abplattung unter Querstoß haben ergeben, daß es zweckmäßig ist, Knoten des diskreten Kastenquerschnitt-Modells nicht wie ursprünglich vorgesehen /1/ in die Ecken des Sechseckprofils zu legen. Für ein Zwölf-Knoten-Modell zeigt Abb. 14 einige nacheinander als Folge einer am oberen Flat plötzlich aufgebrauchten Vertikal-last auftretende dynamische Profilform. Es handelt sich hier um den hinsichtlich der numerischen Zeitintegration besonders kritischen linearen Grenzfall: Die Verschiebungen sind um den Faktor 5000 überhöht.

/1/ KFK 1275/4, S. 123-17

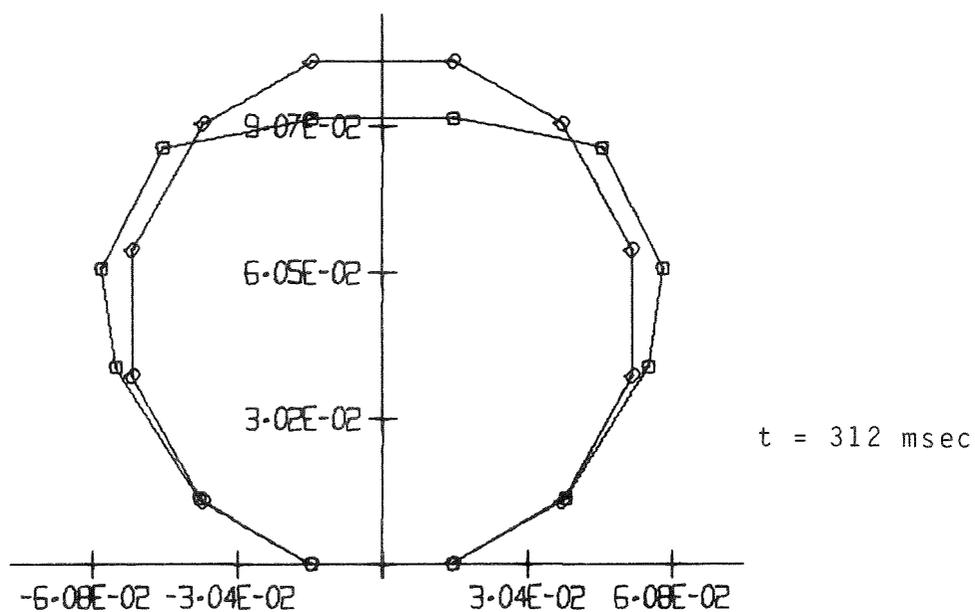
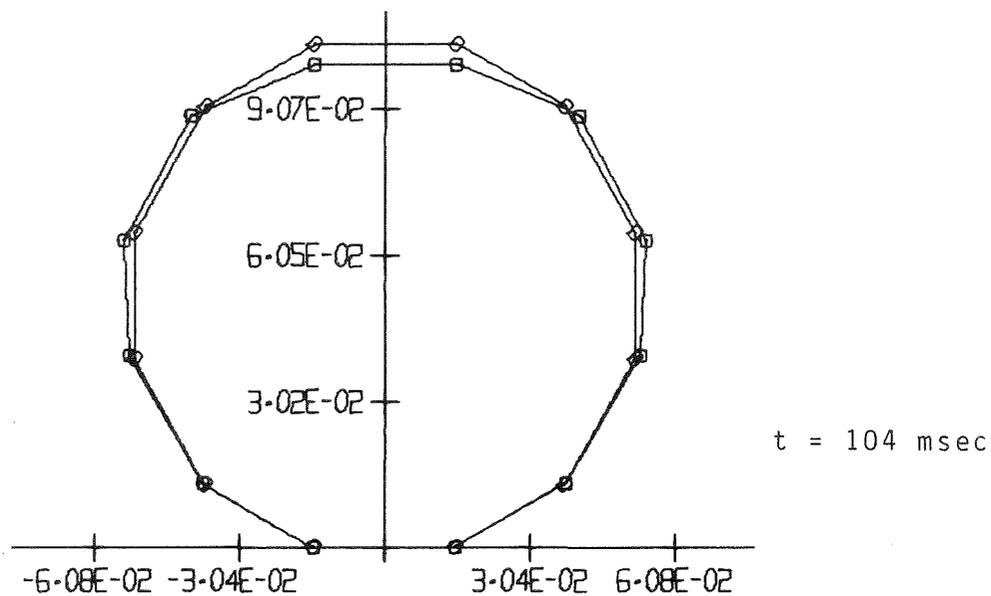
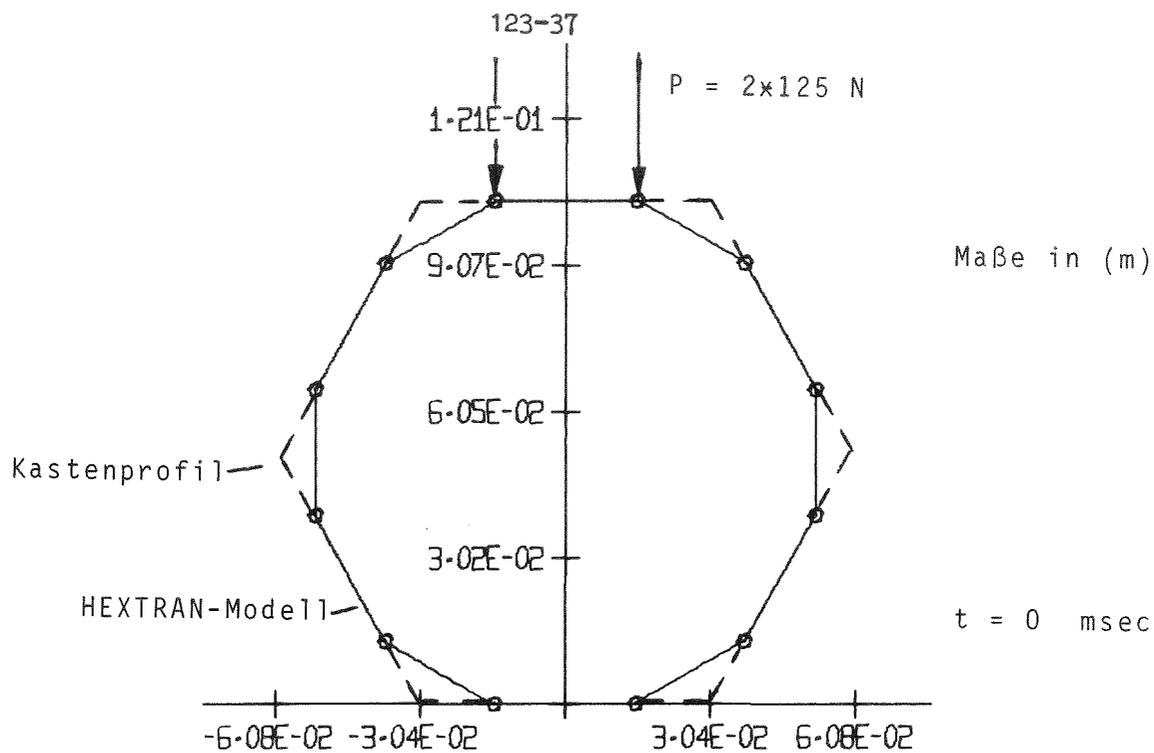


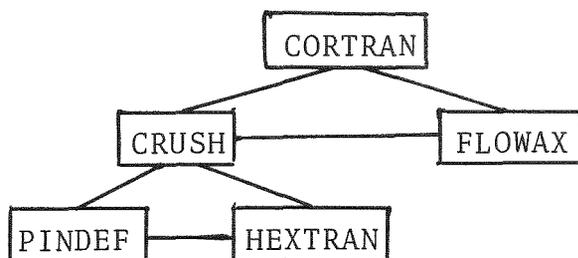
Abb. 14 HEXTRAN : Testbeispiel Abplattung

Die Programmierarbeiten konzentrierten sich auf folgende Aufgaben:

- a) Einbau der hydrodynamischen Bettung /2/ (Modul FLOWAX) in den Code für die detaillierte Brennelement-Dynamik (CORTAN) (Koppelung Brennelement/externes Kühlmittel)
- b) Einbau des Modells für das Stabbündel /3/ (Modul PINDEF) in den Abplattungsmodul (CRUSH) (Koppelung Brennstabbündel / Brennelementkasten)
- c) Einbau des Moduls für die Querschnittabplattung (CRUSH) in den Code für die BE-Dynamik (CORTAN) (Erweiterung des Timoshenko-Balkenmodells auf axialer veränderlichen dünnwandigen Hohlquerschnitt beliebiger Profilform).

Den modelltheoretischen Zusammenhang der genannten Programmpakete erläutern Abb. 15 und /4/.

Zur Zeit werden zu den genannten Aufgaben (a, b, c) Testrechnungen durchgeführt.



Code bzw. Modul	Simulierter Vorgang
CORTAN	BE-Dynamik
CRUSH	Querschnittsabplattung
FLOWAX	hydrodynamische Bettung
PINDEF	Brennstabbündel-Verformung
HEXTRAN	BE-Kasten-Verformung

Abb.15 Schematische Darstellung des modelltheoretischen Zusammenhangs wichtiger dynamischer Effekte bei der Brennelement-Verformung (Koppelungen)

/2/ KFK 1276/1, S. 123-31

/3/ KFK 1275/1, S. 123-12

/4/ H. Beutel, R. Liebe, H. Will, H. Zehlein, N.J.M. Rees, G.R. Warren: Transient Deformation of LMFBR Cores due to Local Failure: Investigation by Experimental Explosion Tests and Mathematical Models.  
In Vorbereitung für Nucl. Engrg. & Design

1.23.6 Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung (BNR)1.23.61 Theoretische Untersuchungen zur BNR\*Weiterentwicklung des Rechenprogramms MURTI und Anwendungsrechnungen

(H. Jacobs, K. Thurnay, INR)

Das Programm MURTI /1/ ist für weitere Anwendungen erweitert worden. Dabei wurde zunächst der Teil des Programmes, der die Stoffdaten des Natriums berechnet, auf den neuesten Stand, das ist das Programm KANAST /2/, gebracht. Dabei mußte aber auch KANAST leicht abgewandelt werden, insbesondere um den Bereich des stark komprimierten Natriums mit einer Dichte  $\rho$  größer als  $0.93 \text{ g/cm}^3$  (Dichte des flüssigen Natriums am Schmelzpunkt) zu erschließen. Unter Verzicht auf die Berechnung der Größe  $\partial P / \partial \rho$  ( $P$  ist der Druck), die in MURTI nicht mehr gebraucht wird, sind jetzt Dichten bis  $1.5 \text{ g/cm}^3$  zugelassen. Daher kann das Programm jetzt Drücke bis mindestens 100 k bar behandeln. Weiterhin wurde die Möglichkeit geschaffen, daß zu Beginn der Reaktion die Oberfläche des Brennstoffes bei festgehaltener Masse anwächst. Dabei wurde die einfachste Möglichkeit gewählt: Die Brennstoffoberfläche wächst linear von einem anfänglichen (möglicherweise sehr kleinen, aber endlichen) auf den endgültigen Wert an.

Speziell für die Untersuchung der von Board und Hall /3/ postulierten 'thermischen Detonationen' wurde eine Programmversion geschaffen, in der die Fragmentation von Brennstofftropfen durch das vorbeiströmende Natrium berücksichtigt werden kann. Diese Fragmentation ist der zentrale Punkt in der ganzen Modellvorstellung von Board und Hall. Wenn sie in dem postulierten Umfang erfolgt, werden dadurch praktisch die Anfangsbedingungen des Modelles von Hicks und Menzies (Temperaturausgleich bei konstantem Volumen) geschaffen. Da in dem Modell von Board und Hall die thermische Ausdehnung des flüssigen Natriums voll berücksichtigt wird, ist verständlich, daß noch größere Energiekonversionsfaktoren erreicht werden als nach dem Modell von Hicks und Menzies.

Die Untersuchung mit MURTI galt der Frage, ob die Heftigkeit einer vergleichsweise schwachen (Board und Hall sagen Drücke im Bereich von mehreren zehn Kilobar voraus), aber trotzdem noch hypothetischen BNR mit Spitzendrücken

---

\* Letzter Bericht in KFK 1275/3, S. 123-54

von einem oder wenigen Kilobar autokatalytisch anwachsen kann. Die Rechnungen zeigen, daß dies bei günstigen Voraussetzungen in der vorgemischten Zone durchaus möglich ist. Dies, obwohl in dem Modell bereits die Verzögerung des Natriums durch die mitgerissenen Brennstofftropfen berücksichtigt wird und von den beiden in der Literatur beschriebenen Fragmentationsmechanismen in Schockwellen nur der schwächere berücksichtigt wird, bei dem die Oberfläche des ursprünglichen großen Brennstofftropfens aufgrund von Kelvin-Helmholtz-Instabilität fortlaufend abgeschält wird. Der andere beobachtete Mechanismus beruht auf der Taylor-Instabilität des Brennstofftropfens, der durch das weniger dichte Natrium beschleunigt wird. Er führt nach kurzer Verzögerung praktisch plötzlich zur totalen Fragmentation, setzt aber weit größere Natriumgeschwindigkeiten voraus, als der andere Mechanismus.

Die autokatalytische Verstärkung wurde allerdings nur erreicht, wenn die festen Schalen an der Brennstoffoberfläche ganz vernachlässigt wurden. Gegenwärtig steht noch keine befriedigende Beschreibung dieses Effektes zur Verfügung, aber selbst eine sehr grobe Abschätzung, von der man eher annehmen kann, daß sie den Effekt unterschätzt, erbrachte eine vollständige Beseitigung des Propagationseffektes. Diese Frage muß weiter untersucht werden.

Über die bisherigen Ergebnisse sowie einige weitere mit MURTI untersuchte Fragen wird in einem Beitrag zum International Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, Oktober 1976, berichtet.

#### Literatur:

- /1/ H. Jacobs, KFK 2260
- /2/ K. Thurnay, KFK 1275/3, S. 123-40
- /3/ S.J. Board et al., Nature 254(1975)319

1.23.62 Experimentelle Untersuchungen zu Brennstoff-Natrium-Reaktionen

Simulation einer Brennstoff-Natrium-Reaktion mit Thermit\*

( P. Menzenhauer, W. Peppler, H. Will; IRE)

1. Einleitung

Es sind Experimente geplant, bei denen die Folgen einer explosiv verlaufenden Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR) untersucht werden sollen. Hierzu ist vorgesehen, ein Thermit-Gemisch von Eisendioxid und Aluminium zu verwenden, das innerhalb von Rohren mit 7 mm Außendurchmesser zusammen mit einem speziellen Zünder angeordnet ist /1/. Aufgrund dieser Abmessungen ist diese Methode besonders geeignet zum Bau von Simulationsbrennstoffbündeln zur Untersuchung von leistungstransienten Störfällen, bei denen es auf eine gute Nachbildung der Geometrie ankommt.

Es sollte mit Hilfe eines Rechenprogramms zur BNR /2/ untersucht werden, wie weit eine Wechselwirkung zwischen heißem Thermit und Natrium eine BNR simulieren kann.

2. Rechenprogramm und Eingabedatum

Das für die Nachrechnungen verwendete Programmsystem ist ein thermodynamisches Modell, das zeitabhängige thermische und mechanische Größen berechnet, die als Folge der thermischen Wechselwirkung zweier Materialien auftreten. Es wird vorausgesetzt, daß das heiße Material in fragmentiertem Zustand vorliegt und sich unter Vorgabe einer definierten Zeitkonstante mit dem kälteren Natrium durchmischt. Eventuell unterschiedliche Fragmentationsmechanismen bei  $UO_2$  und Thermit können von dem Programm nicht beschrieben werden. Das Modell kann auch zwischen unterschiedlichen Aggregatzuständen (fest/flüssig), die bezüglich der Heftigkeit der Wechselwirkung von großer Bedeutung sein können, nicht unterscheiden.

---

\* BzFE-Nr. 537, letzter Bericht in KFK 1275/3, S. 123-59

/1/ W. Peppler: Interner Bericht (nicht veröffentlicht)

/2/ L. Caldarola: A theoretical model with variable masses for the molten fuel-sodium thermal interaction in a nuclear fast reactor  
Nuclear Engineering and Design 34 (1976), pp. 181-201

Die Materialeigenschaften von  $\text{UO}_2$  und Thermit wurden in einer früheren Arbeit /3/ abgeschätzt und für diese Rechnungen übernommen.

Die Abmessungen der Teststrecke und die Anfangstemperaturen des Natriums wurden aus den früheren Dreistab-Versuchen mit Thermit übernommen /4/. Da das Programm die latente Wärme des geschmolzenen  $\text{UO}_2$  bzw. Thermits nicht erfassen kann, wurde diese Energie als Temperaturerhöhung über der Schmelztemperatur bzw. Reaktionstemperatur berücksichtigt.

Bezüglich der reagierenden Mengen wurde die  $\text{UO}_2$ -Menge verwendet, die ein Stab mit 7 mm Außendurchmesser (Durchmesser der Thermitstäbe) und 0,45 mm Hüllrohrstärke hätte, während im Falle des Thermits die tatsächlich erreichbaren Massen eingesetzt wurden. Die Eingabewerte sind normiert auf 1 g Na. Es fällt auf, daß die reagierende Masse  $\text{UO}_2$  (final interacting mass) um den Faktor 2,5 größer ist als die des Thermits. Das liegt einerseits an der größeren spezifischen Dichte des  $\text{UO}_2$  und andererseits an der mit etwa 54% der theoretischen Dichte sehr geringen Schmierdichte des Thermitstabs. Zwar wurde durch Verwendung eines beheizten Werkzeuges bei der Fertigung der Thermittabletten die Dichte von 69 auf 75% gesteigert, jedoch reduziert der im Stab eingebaute Zünder die Schmierdichte des gesamten Thermitstabes drastisch.

### 3. Ergebnisse

Das wohl wichtigste Ergebnis für den Vergleich zwischen  $\text{UO}_2/\text{Na}$  und Thermit/Na ist der Druck-Zeit-Verlauf (Abb. 16). In der akustischen Phase (bis  $1,008 \cdot 10^{-3}$  s) sind der Verlauf und auch die Größe des Drucks sehr ähnlich. Im Falle des Thermits ist der Anstieg etwas steiler, das Maximum wird etwas früher erreicht, und der Druck beginnt am Ende der akustischen Phase wieder abzusinken. Jedoch sind die Unterschiede gegenüber  $\text{UO}_2/\text{Na}$  gering. Unmittelbar nach Ende dieser Phase sinkt der Druck unter 10 atm infolge der nunmehr merklich einsetzenden Austreibung des Natriumkolbens. Nach  $1,65 \cdot 10^{-3}$  s ( $\text{UO}_2$ ) bzw.  $1,37 \cdot 10^{-3}$  s (Thermit) setzt die Verdampfung von Natrium ein, so daß der treibende Druck entlang der Siedekurve zu steigen beginnt. Dabei bleibt der Druck im Falle des Thermits um nahezu exakt den Faktor 2 unter demjenigen des  $\text{UO}_2$ . Wegen des geringen Treibdruckes dauert der Leerblasevorgang etwa  $4 \cdot 10^{-3}$  s länger.

/3/ H. Will: Interner Bericht (nicht veröffentlicht)

/4/ P. Menzenhauer, W. Peppeler, H. Rohrbacher, H. Will  
Interner Bericht (nicht veröffentlicht)

Die Abb. 17 zeigt den Temperaturverlauf der "heißen" Substanz ( $\text{UO}_2$  bzw. Thermit) und des "kalten" Materials (Natrium). Aus diesen Kurven ist die Begründung für die leicht unterschiedlichen Druck-Zeit-Verläufe abzulesen:

Wegen der besseren Wärmeleitfähigkeit des Thermits liegt die Kontakttemperatur zu Beginn der Reaktion höher, und damit ist der Wärmestrom größer, was zu einem steileren Druckanstieg führt. Danach beginnt sich die geringere Wärmekapazität des Thermits im Vergleich zu  $\text{UO}_2$  auszuwirken. Zwar ist die spezifische Wärme des Thermits etwas größer als die des  $\text{UO}_2$ , jedoch ist die Dichte und damit die Masse erheblich geringer. Daraus resultierend sinkt die Temperatur des heißem Materials im Falle des Thermits sehr viel schneller ab, die Temperatur des Natriums ist zum Zeitpunkt des Siedebeginns geringer.

Der integrale Wärmefluß ist mit 1180 W beim Thermit etwa 25% geringer als der des  $\text{UO}_2$ . Damit ergibt sich:

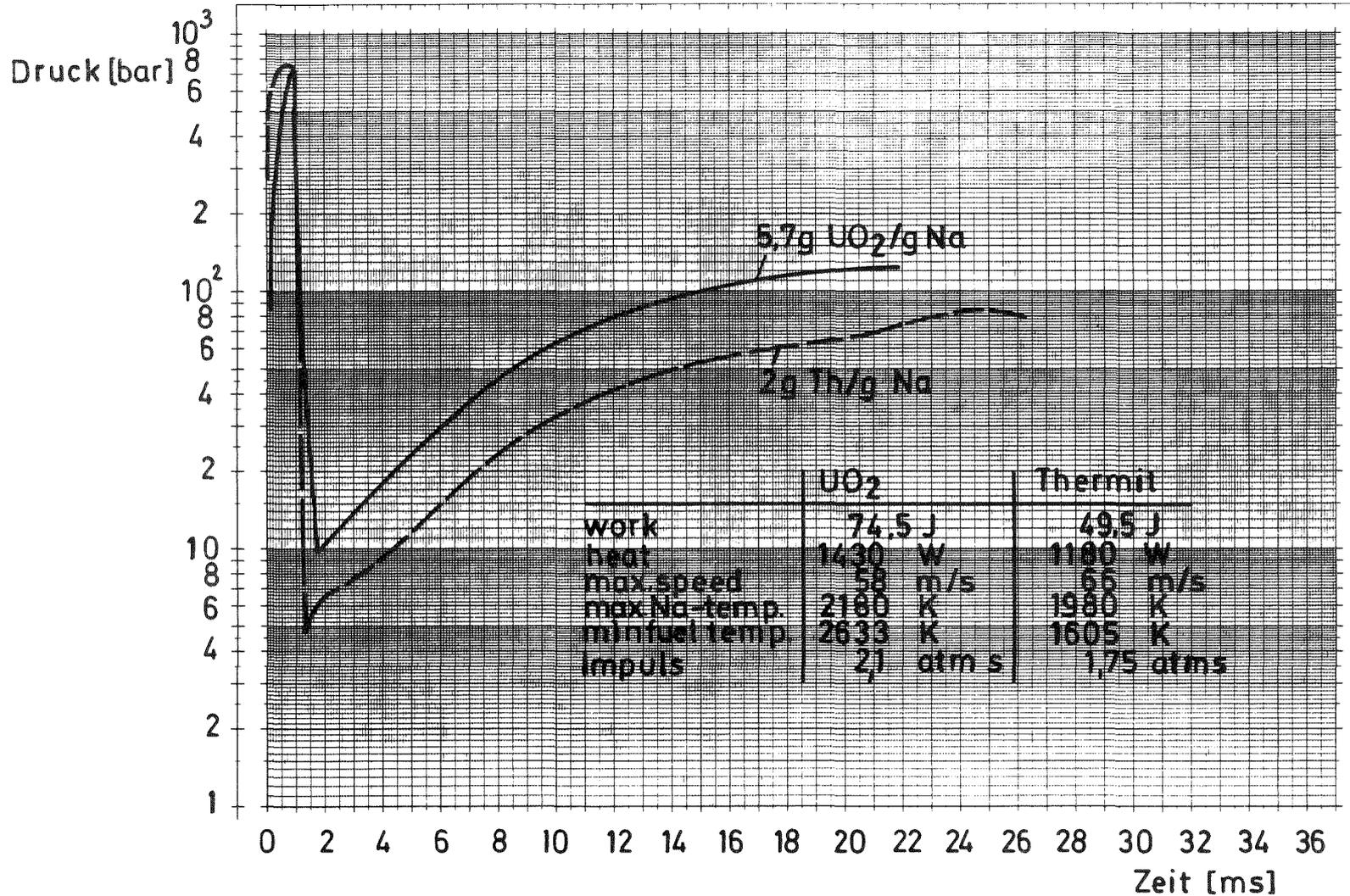
Die geleistete mechanische Arbeit und der Impuls beim System Thermit/Na sind geringer und die Zeitdauer länger, bis der Kanal gänzlich leergeblasen ist.

#### 4. Zusammenfassung

Wenn die tatsächlichen physikalischen Vorgänge bei einer Brennstoff-Natrium-Reaktion und bei ihrer Simulation durch Thermit so ablaufen, wie im Rechenprogramm modelliert, ist im Falle der Simulation in der akustischen Phase mit etwas höheren und in der Verdampfungsphase mit etwa 40% geringeren Drücken zu rechnen. Der qualitative Druckverlauf ist in beiden Fällen sehr ähnlich. Ursache für den geringeren Druck in der 2. Phase ist in erster Linie die geringere Wärmekapazität des Thermits wegen der im Vergleich zu  $\text{UO}_2$  geringeren Dichte.

Die Variation verschiedener Eingabegrößen hat den großen Einfluß auf die Ergebnisse der Rechenläufe gezeigt. Dabei hat sich ergeben, daß insbesondere die mehr oder weniger unbekannt Parameter, wie Partikelgröße und -verteilung sowie Durchmischungszeitkonstante, erhebliche Auswirkungen haben können. Jedoch bleibt das grundsätzliche Ergebnis erhalten, nämlich, daß bei gleichen Rechenannahmen die sich im Falle Thermit/Natrium einstellende Druckverläufe geringer sind als diejenigen im Falle  $\text{UO}_2$ /Natrium. Qualitativ ergeben sich gleichartige Kurvenformen.

Eine Beurteilung der Simulationsfähigkeit der BNR durch Thermit ist allein durch die beschriebenen Nachrechnungen nur bedingt möglich, da so wichtige Fragen wie Fragmentationsmechanismen, Aggregatzustand der heißen Materialien im Moment der Reaktion oder ähnliches, physikalisch noch nicht geklärt sind und deshalb in den Rechnungen nicht berücksichtigt werden können.

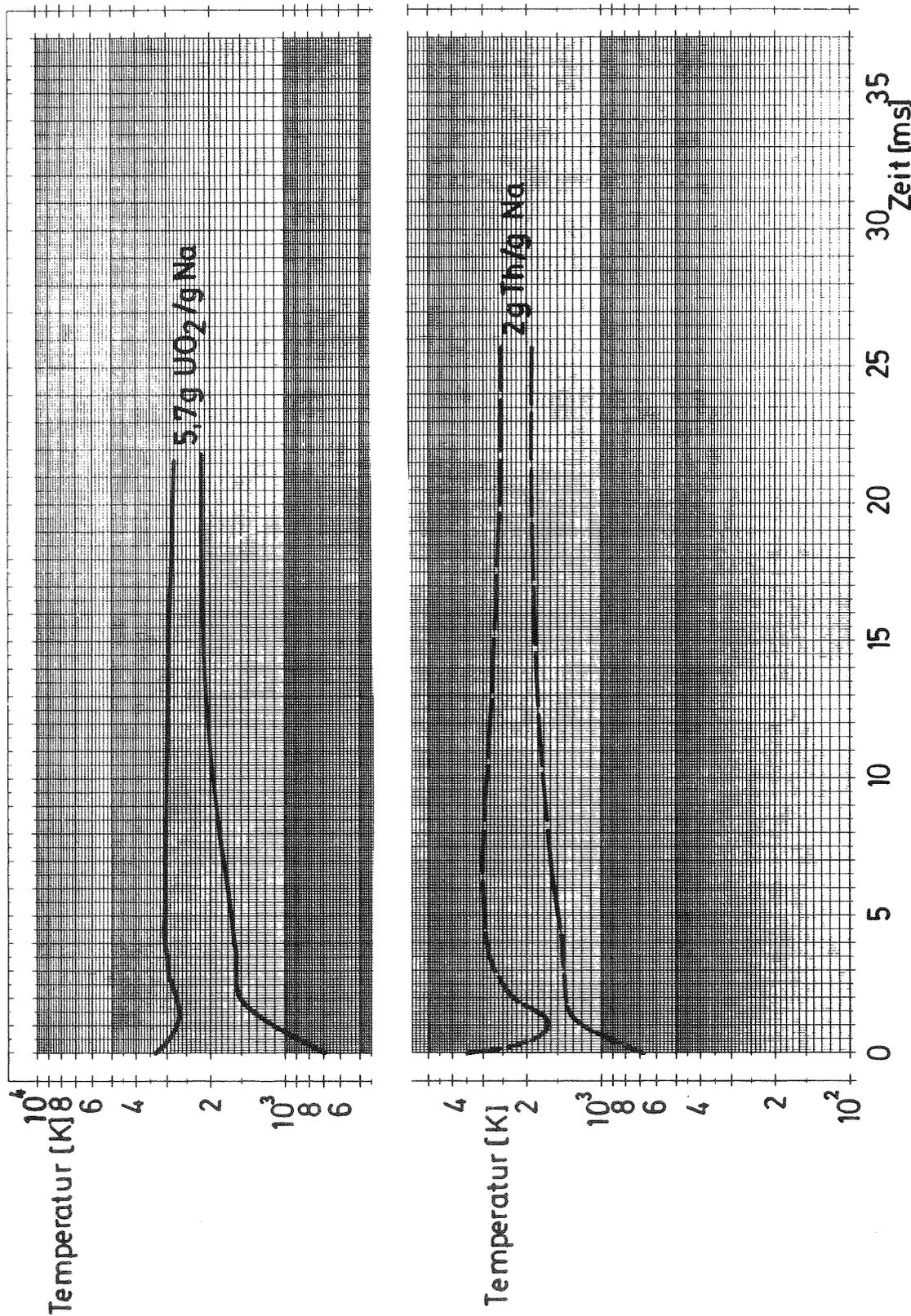


123-45

GfK  
IRE

Druckverlauf bei konstanter  
Natriummasse

Abb.16



GfK  
IRE

Temperaturverlauf UO<sub>2</sub> bzw. Thermit  
und Natrium

Abb. 17

1.23.63 Niederschmelzversuche an Brennstäben mit Natriumkühlung  
durch direkte elektrische Beheizung \*

( H. Deckers, H. Drexler, S. Gross, H. Lehning, D. Piel,  
 H. Reiser, IMF )

In der Natrium-Loopanlage des IMF wurden 4 weitere Niederschmelzexperimente mit Einzelstäben durchgeführt. Die Versuchsbedingungen waren:

Tab. 6

Versuch Nr.	13	14	15	16
Stabzahl	1	1	1	1
Natrium-Temperatur	520°C	520°C	520°C	520°C
Natrium-Geschwindigkeit	3,7 m/s	3,7 m/s	3,7 m/s	3,7 m/s
Druck im Natriumsystem	2 bar	2 bar	2 bar	2 bar
Brennstab-Innendruck	5 bar	5 bar	4 bar	3 bar

Damit wurde die Serie der Experimente fortgeführt, durch die der Einfluß des Füllgasdruckes im Brennstab auf den Ablauf der BNR, insbesondere auf die freigesetzte mechanische Arbeit, bestimmt werden soll.

Bei insgesamt 9 Versuchen dieser Serie mit Einzelstäben und Siebenstabbündeln wurden die Brennstäbe bisher mit Füllgasdrücken beaufschlagt, die zwischen 0,1 und 30 bar über dem Druck des Natriumsystems lagen. Die bisherige Auswertung dieser Versuche zeigte, daß nicht nur die durch Expansion des Brennstab-Füllgases geleistete mechanische Arbeit, sondern auch die Arbeit, die von den Druckpulsen verrichtet wird, vom Gasdruck im Brennstab abhängig ist. Diese Druckpulse kurzer zeitlicher Dauer ( ca. 0,1 ms Halbwertsbreite ) und relativ hoher Amplitude ( ca. 60 bar ) entstehen beim Kontakt des aus dem defekten Brennstab ausgetriebenen geschmolzenen Brennstoffs mit dem flüssigen Natrium.

Die Anzahl der zu beobachtenden Druckpulse und die Zeitdauer ihres Auftretens stehen in direktem Zusammenhang mit der vorher eingestellten Druckdifferenz zwischen Brennstab und Natriumsystem. Sehr kleine Differenzdrücke ( kleiner ca. 0,5 bar ) haben ein verzögertes Austreten von flüssigem Brennstoff zur Folge und verlängern damit die Gesamtzeitdauer der BNR. Die an der Reaktion beteiligte Brennstoffmasse und damit die Zahl der Druckpulse ist

\* BzFE-Nr. 535.4. Letzter Beitrag in KFK 1275/2, S. 123-32

jedoch gering. Der Brennstoff kann nämlich bereits im Stab erkalten, da die Energiezufuhr zum Zeitpunkt des Stabdefektes beendet wird.

Ein Maximum bezüglich der Zahl der Druckpulse und der von ihnen geleisteten mechanischen Arbeit läßt sich im Bereich von 1 bis 2 bar Überdruck ( Versuche 15 und 16 ) beobachten. Bei wesentlich größeren Füllgasüberdrücken dagegen wird der Kontakt zwischen Brennstoff und Natrium schlechter, da die rasch in den Kühlkanal expandierende Gasblase Brennstoff und Natrium voneinander separiert. Bei einem Überdruck von 30 bar wurden keine Druckpulse mehr beobachtet.

#### Veröffentlichungen:

- ( 1 ) H. Deckers, H. Drexler, S. Gross, H. Lehning, D. Piel, H. Reiser  
Experimente zur thermischen Wechselwirkung zwischen geschmolzenem  $UO_2$  und Natrium bei Leistungstransienten an elektrisch beheizten Brennstäben.  
Beitrag zur Reaktortagung 1976, Düsseldorf.

1.23.8 Risiko- und Zuverlässigkeitsanalyse \*

(L.Caldarola, IRE)

Es wurde ein Rechenprogramm zur Berechnung der Verfügbarkeit und kumulativen Ausfallwahrscheinlichkeit von komplexen reparierbaren Systemen als Funktion der Zeit entwickelt und erstellt.

Der Ausfall des Systems wird als "TOP EVENT" eines Fehlerbaums betrachtet. Es werden zuerst die "Minimal Cut Sets" des Fehlerbaumes gesucht. Das Rechenprogramm ist durch folgende Eigenschaften gekennzeichnet:

- I. Vier verschiedene Arten von Komponenten werden im Rechenprogramm berücksichtigt
  1. Irreparable Komponenten.
  2. Reparierbare Komponenten, deren Fehler sofort erkannt werden.
  3. Reparierbare Komponenten, die regelmäßig inspiziert werden.
  4. Komponenten, deren Verfügbarkeit als eine Konstante betrachtet wird.
- II. Die Unverfügbarkeit, die erwartete Zahl von Ausfällen pro Zeiteinheit und die kumulative Ausfallwahrscheinlichkeit des Systems werden als Funktion der Zeit berechnet.
- III. Das Rechenprogramm wird zwei zeitlich aufeinander folgende Phasen eines Systems behandeln.
- IV. Insbesondere werden durch einen "Compatibility Test" eventuelle von logischen Fehlern verursachte Unverträglichkeiten zwischen den Fehlerbäumen der zwei Phasen entdeckt.

Veröffentlichungen:

- (1) L. Caldarola: "A method for the calculation of the cumulative failure probability distribution of complex reparable systems". Nuclear Engineering and Design 36 (1976), S. 109-122
- (2) L. Caldarola: "A theor. model with variable masses for the molten fuel-sodium thermal interaction in a nuclear fast reactor". Nuclear Engineering and Design 36 (1976), S. 181-201

\*

Erstmals berichtet, BzFE-Nr. 552.2

### 1.23.9 Untersuchungen zur Kühlung von Kernschmelzen\*

#### 1. Wärmetransport aus volumbeheizten Flüssigkeitsschichten durch Naturkonvektion

( G. Fieg, INR)

Die experimentellen Untersuchungen des Wärmetransports aus volumbeheizten Flüssigkeitsschichten durch Naturkonvektion wurden fortgesetzt. Die in /1/ veröffentlichten Resultate des Wärmeübergangs bei Anwesenheit sowohl einer internen als auch externen Rayleigh-Zahl wurden zu einer gemeinsamen analytischen Korrelationsfunktion zusammengefaßt: Mit

$$(1) \quad Ra_{int} = \frac{g \cdot \beta}{\nu \cdot \alpha} \cdot \left( \frac{L}{2} \right)^3 \cdot \left( \frac{Q \cdot L^2}{8 \cdot \lambda} \right)$$

$$(2) \quad Ra_{ext} = \frac{g \cdot \beta}{\nu \cdot \alpha} \cdot L^3 \cdot ( T_{unt.W.} - T_{ob.W.} )$$

gilt für  $\eta$ , den Bruchteil der durch die obere Begrenzung abgeführten Wärmemenge  $q_{oben}$  zur gesamten inneren Wärmeproduktion  $Q \cdot L$ , folgende Korrelation (Abb. 18):

$$(3) \quad \frac{\eta}{\eta_0} = \left( 1 + \frac{1}{32} \cdot \frac{Ra_{ext}}{Ra_{int}} \right)^{2.5}$$

\* BzFE-Nr. 549.5

/1/ Letzter Bericht in KFK 1275/4, S. 123-42

$\eta_0$  stellt dabei den entsprechenden Bruchteil der nach oben abgeführten Wärme bei  $Ra_{ext} = 0$  dar und wurde bereits von mehreren Autoren bestimmt /2/, /3/, /4/ und (1). Für den Fall  $\eta/\eta_0 = 0$ , d.h. bei oben adiabater Wand, tritt ausschließlich Wärmeleitung im Fluid nach unten auf, das parabelförmige Temperaturprofil weist zwischen oberer und unterer Wand eine Temperaturdifferenz von  $QL^2/2\lambda$  auf, was zur Beziehung

$$(4) \quad Ra_{ext} = -32 \cdot Ra_{int}$$

führt.

Die analytische Korrelation (3) gilt nur für die Fälle  $Ra_{ext} \leq 0$ , d.h.  $T_{\text{obere Wand}} \geq T_{\text{untere Wand}}$ , was einer stabilisierenden Inversionsschicht entspricht. Dieser Zustand ist bei einem hypothetischen Kernschmelzenunfall eher zu erwarten als destabilisierende Temperaturdifferenzen  $T_{\text{untere Wand}} > T_{\text{obere Wand}}$ . Die Abb. 19 zeigt für einige charakteristische Fälle die experimentell gewonnenen Temperaturprofile.

Gegenstand weiterer Messungen war die Bestimmung des Wärmetransports aus volumbeheizten Flüssigkeitsschichten, denen eine nicht volumbeheizte, nicht mischbare zweite Flüssigkeit überlagert wird. Solche Konfigurationen können im konkreten Fall einer Kernschmelze auftreten, wenn sich über dieser eine weitere Schmelze geringer Dichte ohne Volumheizung ansammelt. Abb. 20 zeigt ein gemessenes Temperaturprofil über zwei solcher Flüssigkeitsschichten.

Bei entsprechenden Experimenten /5/ mit reiner Flächenheizung (2 nicht mischbare Flüssigkeiten übereinandergeschichtet,  $T_{\text{untere Wand}} > T_{\text{obere Wand}}$ ) konnte experimentell nachgewiesen werden, daß die Berührungsfläche als hydrodynamisch starr betrachtet werden kann, d.h. sie stellt eine äußerst dünne Schicht mit ausschließlicher, sehr hoher Wärmeleitung dar. Catton /6/ bestätigt, daß diese Hypothese insbesondere ihre Richtigkeit für den hier betrachteten Bereich hoher Rayleigh-Zahlen hat.

- /2/ F..A. Kulacki and R.J. Goldstein  
J. Fluid Mech. 55,2, pp. 271-287 (1972)
- /3/ M. Jahn and H.H. Reineke  
Proc. of the 5th Intern. Heat Transfer Conf.  
Tokyo, 1974, NC 2.8
- /4/ R.S. Peckover and I.H. Hutchinson  
Phys. of Fluids 17,7, pp. 1369-1371 (1974)

Die vorliegenden Experimente zeigen, daß auch im Falle von volumbeheizten Schichten die Annahme einer hydrodynamischen Entkopplung ihre Gültigkeit hat: Der Temperaturverlauf ist dem in Abb. 19, Kurve c ähnlich, die experimentell gewonnene Kontakttemperatur  $T_{int}$ , definiert wiederum in der unteren volumbeheizten Schicht außer der internen eine externe Rayleigh-Zahl:

$$(5) \quad Ra_{int_1} = \frac{g \cdot \beta_1}{\nu_1 \cdot \alpha_1} \cdot \left( \frac{L_1}{2} \right)^3 \cdot \left( \frac{Q_1 \cdot L_1^2}{8 \cdot \lambda_1} \right)$$

$$(6) \quad Ra_{ext_1} = \frac{g \cdot \beta_1}{\nu_1 \cdot \alpha_1} \cdot L_1^3 \cdot (T_{unt.W.} - T_{int})$$

Der Temperaturverlauf in der oberen Schicht entspricht dem des bekannten Bénardproblems, bei dem eine ebene Flüssigkeitsschicht von unten flächenbeheizt ist. Für diese Schicht steht stellvertretend die weitere Rayleigh-Zahl

$$(7) \quad Ra_2 = \frac{g \cdot \beta_2}{\nu_2 \cdot \alpha_2} \cdot L_2^3 \cdot (T_{int} - T_{ob.W.})$$

Aus der Korrelation (3) für die untere Schicht und der bekannten Nusselt vs  $Ra_2$ -Korrelation für die obere Schicht können die Wärmeflüsse errechnet werden. Die so errechneten Werte stimmen mit den experimentellen innerhalb weniger als  $\pm 10\%$  überein. Nach Berücksichtigung der Fehlerrechnung (Unsicherheiten in den Stoffdaten, Meßgenauigkeiten) bestätigen diese Experimente ebenso wie /5/ die Gültigkeit der Hypothese einer hydrodynamisch starren Berührungsfläche: Der Fall von nichtmischbaren übereinandergelagerten Flüssigkeiten kann auf Einschichtenprobleme zurückgeführt werden, deren Korrelationen bereits bekannt sind.

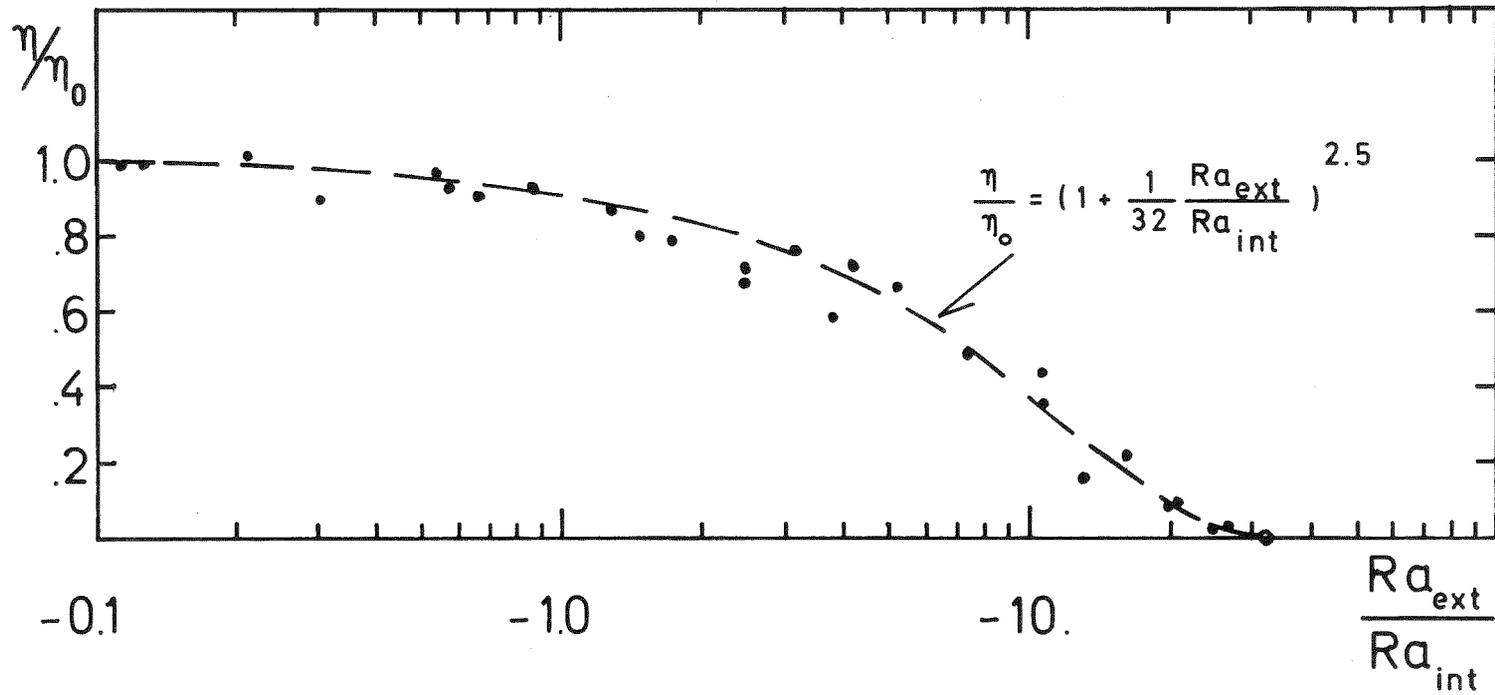
---

/5/ R.D. Haberstroh and R.D. Reinders  
Inter. J. Heat Mass Transfer Vol. 17, pp. 307-311 (1974)

/6/ I. Catton, priv. Mitteilung

Veröffentlichung:

(1) G. Fieg, Reaktortagung Düsseldorf 1976, pp. 268-271



**Abb. 18** Der Bruchteil  $\eta$  der nach oben abgeführten Wärme in Abhängigkeit von  $Ra_{ext}/Ra_{int}$ , bezogen auf den Bruchteil  $\eta_0$  bei  $Ra_{ext} = 0$ .

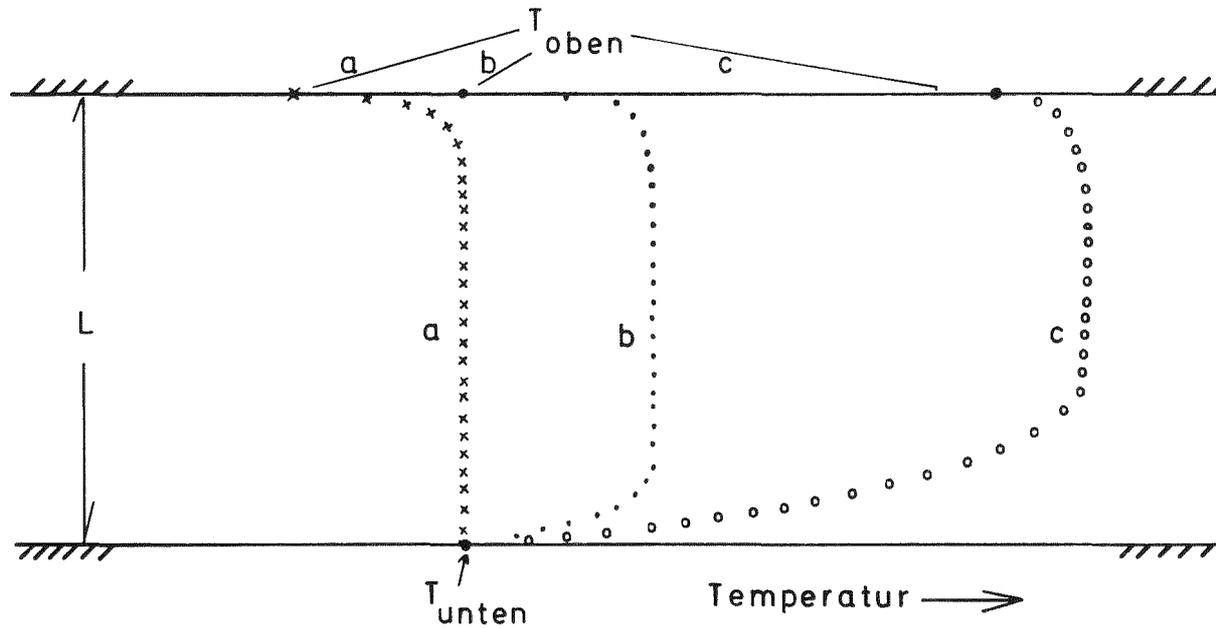
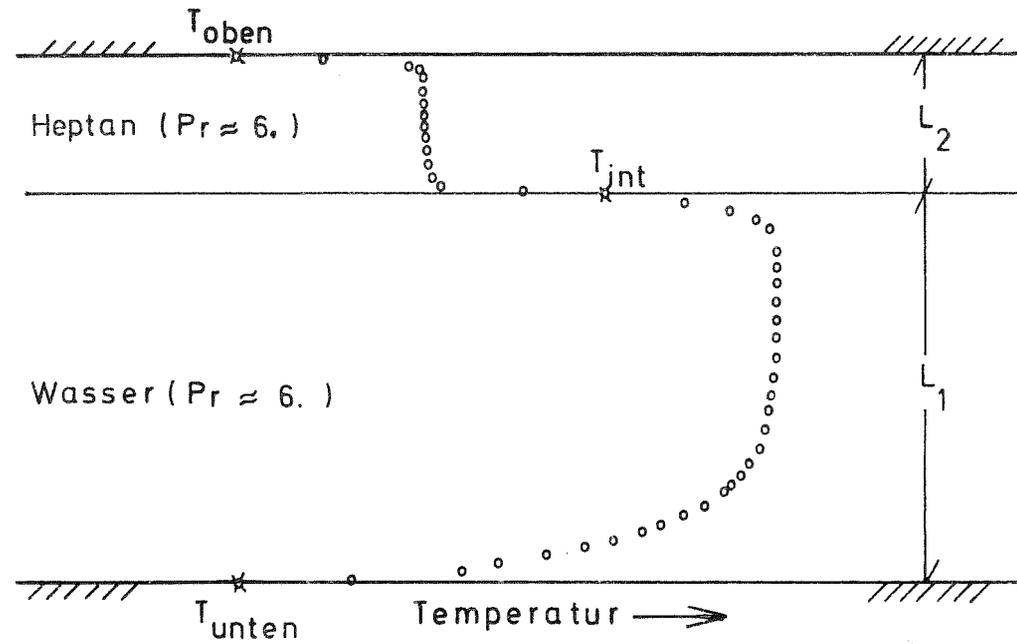


Abb.19 Gemessene Temperaturprofile in einer volumbeheizten Flüssigkeitsschicht ( $Ra_{\text{int}} = 5 \times 10^7$ ;  $Ra_{\text{ext}} = 6.1 \times 10^7$  (a), 0. (b),  $-2.4 \times 10^8$  (c) ).



**Abb. 20** Gemessenes Temperaturprofil über zwei übereinandergeschichtete Flüssigkeiten, wobei die untere volumbeheizt ist.

## 2. Berechnung der Konvektion in ebenen, porösen Schichten mit inneren Wärmequellen

(C. Günther, IRB)

Die Bewegungsgleichungen für Konvektion in porösen Medien mit inneren Wärmequellen in der Boussinesq-Approximation werden untersucht. Mit Hilfe der linearen Theorie werden kritische Rayleighzahl  $Q_c$  und kritische Wellenzahl  $a_c$  bestimmt. Zu diesem Zweck müssen die linearisierten Bewegungsgleichungen numerisch gelöst werden, da die zugehörigen Lösungen nicht elementar darstellbar sind. Die Extrapolation der Ergebnisse auf Rayleighzahlen  $Q > Q_c$  ermöglicht es, Aussagen zu machen über das Verhältnis von Wärmetransport nach oben zum Wärmetransport nach unten. Diese Aussagen spielen eine wesentliche Rolle bei Fragen der Wärmeabfuhr nach hypothetischen Reaktorunfällen.

Qualitativ läßt sich aussagen, daß die Ersetzung der Modelle mit viskoser Reibung durch solche mit porösem Reibungswiderstand beim Verhalten von Kernschmelzen den Anteil der Wärmeübertragung durch Konvektion wesentlich herabsetzt. Dies hat vom Standpunkt eines Gesamtwärmeabfuhrkonzeptes zwei Aspekte:

1. Die Wärmeabfuhr nach oben wird nicht so groß sein. Dieser Gesichtspunkt wird insbesondere für eine aktive Kühleinrichtung eine Rolle spielen, da ein größerer Anteil der produzierten Wärme auf dem vorgesehenen Weg abgeführt wird.
2. Die Temperaturen in der betrachteten Schicht werden höher sein. Für Konzepte, bei denen ein möglicher Dryout des Teilchenbetts eine unerwünschte Konsequenz darstellt, muß diesem Punkt besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden.

Alle Aussagen gelten in abgemildeter Form, wenn ein rein poröses Reibungsgesetz nicht mehr gilt und ein gemischtes Reibungsgesetz (Linearkombination von porös und viskos) angenommen wird.

3. Durchführbarkeitsstudie für einen Testreaktor zur  
Untersuchung von Problemen der Nachunfalls-Wärmeabfuhr

( G. Bönisch, G. Grötzbach, K. Kleefeldt, R.A. Müller,  
P. Royl, K. Schramm, D. Smidt, IRE;  
V. Heinzel, M. Kühle, H. Werle, INR )

Seit einigen Jahren werden in den USA Studien zu einem Sicherheits-Testreaktor für schnelle Reaktoren durchgeführt. Im Vordergrund des Interesses stand dabei die Untersuchung des transienten Verhaltens von Brennstäben und Brennstabbündeln. Ein Gebiet, das weniger detailliert untersucht wurde, ist der Problemkreis Nachunfalls-Wärmeabfuhr (Post Accident Heat Removal = PAHR). Ein Grund dafür mag sein, daß die Anforderungen an die Anlage sich von denen für die Anlage zur Untersuchung der Unfallphase stark unterscheiden:

- Es sind keine Leistungsexkursionen erforderlich.
- Es wird auch stationär nur das Leistungsniveau der Nachzerfallswärme benötigt.
- Es müssen jedoch ausgedehnte flache Brennstoffanordnungen bestrahlt werden können.

Daher kann es vorteilhaft sein, einen verhältnismäßig kleinen Reaktor speziell für Untersuchungen der Nachzerfallswärme zu bauen und die amerikanische Großanlage SAREF für die Tests zu reservieren, die deren Möglichkeit auch voll ausnutzen.

Um einen ersten Eindruck zu gewinnen, wie solch eine Anlage aussehen könnte, wurde in Zusammenarbeit von IRE und INR ermittelt, welche in-pile Versuche für die PAHR-Phase durchzuführen sind und welche Anforderungen an den Reaktor sich daraus ergeben. Außerdem wurde ein Anlagenentwurf im Konzept erstellt.

Nach dem gegenwärtigen Verständnis des Unfallablaufs erfordert die Untersuchung von Problemen der Nachzerfalls-Wärmeabfuhr eine Betrachtung zweier Vorgänge: Das Verhalten von Brennstoff, der nach oben aus dem Reaktorkern ausgeworfen wurde, und das Verhalten von im Kern verbliebenem Restbrennstoff. Der Ablauf der Vorgänge in der Nachunfallphase hängt im einzelnen zwar stark vom Reaktorentwurf und dem vorangegangenen Unfallverlauf ab, jedoch kann man gut zwei allgemeine Typen von Vorgängen unterscheiden: Das Verhalten von Partikel-Schüttungen und das Verhalten geschmolzener Kernmassen. Für beide Typen wurden Schlüsselprobleme identifiziert, die einer experimentellen Nachuntersuchung bedürfen. Dann wurden diejenigen Untersuchungen ausgeschieden, die auch out-of-pile durchgeführt werden können. Sie betreffen z.B. Kurzzeitphänomene, die mit der Thermit-Reaktion, und einphasige Flüssigkeitsschichten, welche mit elektromagnetischer Heizung untersucht werden können. In-pile tests sind im allgemeinen in folgenden Fällen erforderlich:

1. Wenn Originalmaterialien verwendet werden müssen, da nicht bekannt ist, welche Materialeigenschaften für den Ablauf der Vorgänge bestimmend sind.
2. Wenn die Volumenheizung durch die Spaltprodukte in ihrer Verteilung auf die Komponenten gut simuliert werden muß oder starke Veränderungen der Geometrie beim Versuchsablauf erwartet werden.

Daraus ergab sich eine Notwendigkeit von in-pile tests für die Untersuchung folgender Vorgänge:

1. Partikel-Schüttungen:  
Einebnen sowie Austrocknen der Schüttung und Entstehen der Schmelze
2. Brennstoff-Stahl-Schmelzen:  
- Untersuchung von Strömungsformen, Wärmeflüssen und Schmelzraten in definierter Geometrie und mit sauberen Randbedingungen sowohl für Nachzerfallswärme (PAHR-Phase) wie für die kurze Zeit davor (pre-PAHR-Phase).

- Untersuchungen von Durchschmelz- und Aufschmelzvorgängen verschiedener Reaktorstrukturen und -materialien.

Die Anforderungen an die Versuche lassen sich in drei Gruppen einteilen. Sie sind in Tabelle 7 zusammengefaßt.

Im Prinzip ist es möglich, geschmolzenen Brennstoff mit inneren Wärmequellen dadurch zu erhalten, daß man Brennstoff in einem Reaktor eine zeitlang bestrahlt und dann wärmeisoliert durch die Spaltproduktstrahlung schmelzen läßt. Die auf diese Weise erhältlichen Brennstoffmassen und Leistungsdichten sind jedoch bei weitem nicht ausreichend. Günstigenfalls kann man 3 kg mit 1,5 W/g oder 200 kg mit weniger als 0,1 W/g bekommen. Daher muß die Spaltproduktwärme simuliert werden.

Die Versuche vom Typ A und B können in Reaktorloops durchgeführt werden.<sup>1)</sup> Für Typ A - und mit gewissen Einschränkungen auch für Typ B - kann dazu ein thermischer Reaktor verwendet werden. Zur Vermeidung von Leistungsspitzen müssen aber die thermischen und epithermischen Neutronen durch ein  $B_4C$ -Filter abgeschirmt werden. Wegen der kurzen Betriebszeit je Versuch sind Reaktoren mit einem Kreislauf wie beim CABRI-Reaktor in Candarache gut geeignet. Die erforderliche Reaktorleistung beträgt  $60 \text{ MW}_{\text{th}}$ .

Für Versuch vom Typ C ist es vorteilhafter, das Testbett außerhalb des Reaktors entweder oberhalb oder unterhalb des Kerns anzuordnen und den Neutronenausfluß zur Erzeugung der Spaltungen im Testbrennstoff zu verwenden. Für diesen Fall ist ein thermischer Reaktor nicht geeignet, da die Neutronen zu viel Moderator und Strukturmaterial durchdringen müssen.

1) Bezeichnungen gemäß Tabelle 7

Daher wurde ein Entwurf für einen schnellen natriumgekühlten Reaktor mit einer Leistung von  $100 \text{ MW}_{\text{th}}$  erstellt, bei dem die Testeinrichtung unterhalb des Kerns außerhalb des Reaktorbehälters angeordnet ist. Das Gebäudekonzept zeigt schematisch Abb. 21. Das für jeden Versuch neu zu erstellende Testbett wird in einem Versuchsbehälter eingesetzt, der zusammen mit der Versorgungseinrichtung und der Versuchsinstrumentierung auf einem Wagen fahrbar angeordnet ist. Der Wagen bewegt sich fernbedient in einem Fahrtrakt, der das Reaktorgebäude mit einem Heiße-Zellen-Gebäude verbindet. Dort erfolgen in zwei Heißen Zellen die Entladung, einige post mortem Untersuchungen, die Vorbehandlung zur Abfall-Lagerung und die Assemblierung neuer Versuche. Oberhalb des Reaktors befindet sich die BE-Handhabungszelle. Sie dient dem BE-Wechsel und der BE-Zwischenlagerung, sie enthält Absetzpositionen für Reaktoreinbauten, und es können unter ihrem Schutz Reaktorkomponenten ausgewechselt werden.

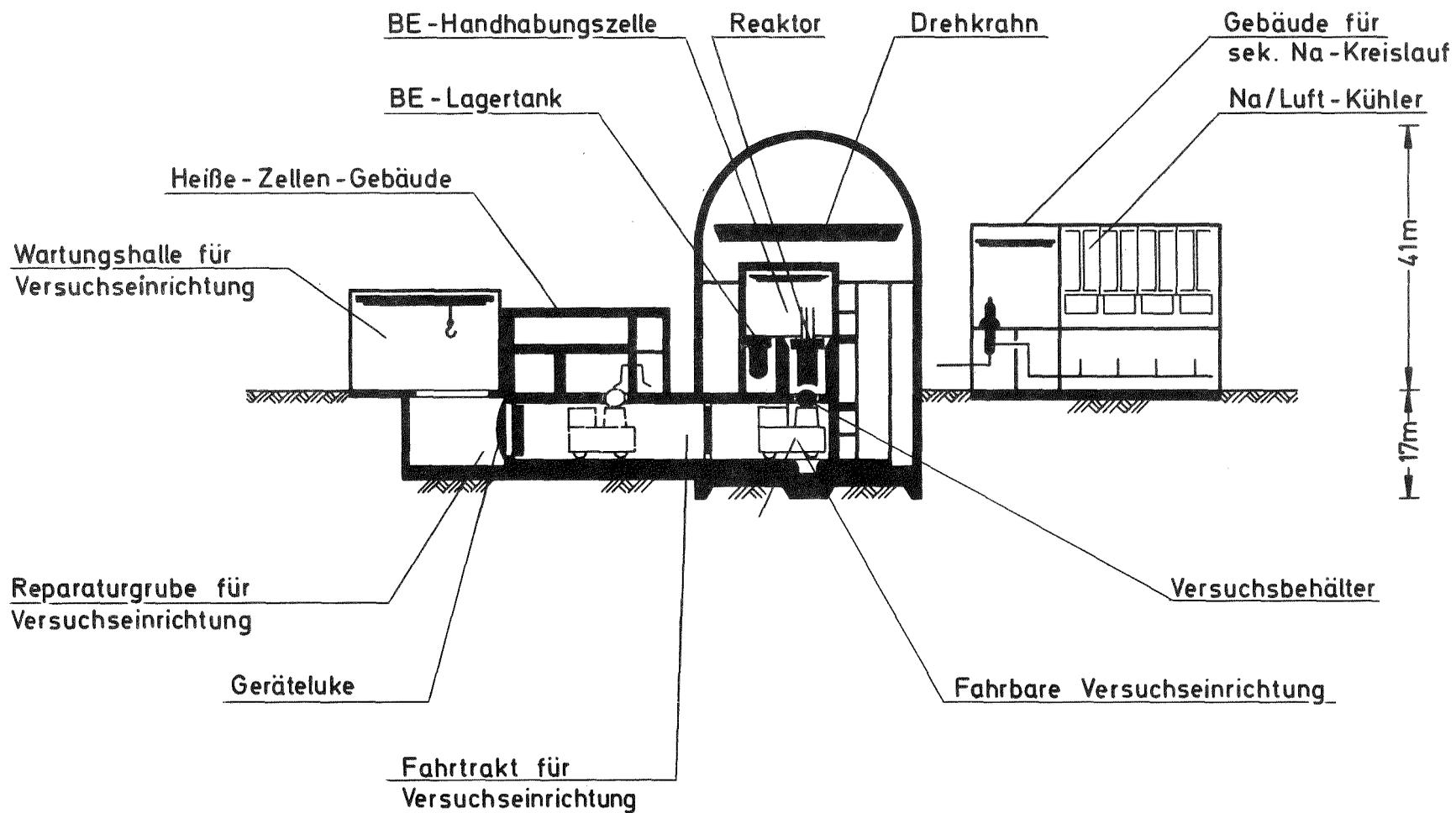
Der Reaktorkern ähnelt dem konventioneller natriumgekühlter Reaktoren und hat 78 hexagonale Brennelemente mit je 127 Brennstäben. Jedoch ist der Kern mit einer aktiven Höhe von 40 cm und einem effektiven Durchmesser von 93 cm sehr flach, um den axialen Ausfluß zu erhöhen. Er befindet sich so nah wie möglich (ca. 20 cm) über dem Tankboden und ist radial und an der Oberseite von einem Nickelreflektor umgeben. Durch den hängenden Kern und den negativen Na-Dichte-Koeffizienten hat der Reaktor sehr gute inhärente Sicherheitseigenschaften.

Neben dieser Referenzlösung wurde auch noch ein Entwurf untersucht, der sowohl ein zentrales Loop wie auch die Bestrahlungseinrichtung unterhalb des Reaktors vorsieht. Außerdem wurde kurz die Möglichkeit geprüft, existierende Anlagen (Rapsodie, KNK, DFR, MZFR) so umzubauen, daß dort Versuche mit der Testanordnung unterhalb des Reaktors durchgeführt werden können. Dies scheint zwar nicht unmöglich, doch ergeben sich zahlreiche Schwierigkeiten, und der Durchsatz an Versuchen würde sehr viel geringer sein als bei einer speziell entwickelten Anlage.

Tabelle 7 Versuchsanforderungen

	A	B	C
	Brennst./Stahl Schmelzen in definierter Geometrie		Durch- schmelz- versuche
	PAHR	pre-PAHR	
	+Schüttungen		+Schüttungen
Leistungsdichte (W/g)	≤ 5	30	5
Durchmesser d. Testbettes (cm)	≥ 30	≥ 10	70
Brennstoff-Schichthöhe (g/cm <sup>2</sup> )	≤ 150	39	59
Brennstoffmasse * UO <sub>2</sub> (kg)	106	3.1	227
Leistung im Testbett * (kW)	530	91	1140
axialer Formfaktor	1.2	1.3	2
radialer Formfaktor	1.2	1.3	2
Dauer eines Versuches (h)	≈ 1	≈ 1	≈ 1
Randbedingungen:			
radial	isoliert 3 cm ThO <sub>2</sub> + Schirme	isoliert 3cm ThO <sub>2</sub> + Schirme	1 BE-Reihe
unten	Stahl- Wärme- tauscher		Prototyp. Struktur
oben	Na+Wärme- tauscher	resistenter Wärmetausch.	Na+resist. Wärmetauscher
Meßgrößen	vertikale Dichtevert. Wärme- flüsse, Schmelz- raten	vertikale Dichtevert.	Wärmeflüsse an die Begrenzung Ausbreitung der Schmelz- front

\* dabei wurde = statt ≤ oder ≥ verwendet



123-62

Abb.21 Längsschnitt durch die PAHR - Testreaktoranlage

1.24. INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG

1.24.1 Nachweis von Durchflußstörungen am Brennelement

1.24.11 Entwicklung von Dauermagnet-Durchflußmessern <sup>F</sup>

Vergleich verschiedener Geschwindigkeits-Meßmethoden in Natriumströmung

( E. Baumgärtner, K. Marten, St. Müller, IRB )

Es wurden vier voneinander unabhängige Meßverfahren zur Ermittlung der Natrium-Geschwindigkeit in einer Ringraum-Teststrecke untersucht und die Ergebnisse der Messungen miteinander verglichen.

Ziel der Untersuchung war es, den im Kreislauf (WÜP I) fest installierten magnetischen Durchflußmesser zu überprüfen und andere Durchflußmethoden zu erproben. Es wurde bei verschiedenen Meßverfahren folgendes gemessen:

- Gleichspannungssignal des fest installierten magnetischen Durchflußmessers.
- Laufzeit über die Kreuzkorrelation der Geschwindigkeitsfluktuation zweier hintereinander angeordneter magnetischer Durchflußmesser.
- Aufheizspanne und elektrische Leistung des Heizstabes der Teststrecke (Wärmebilanz).
- Zeit beim gleichmäßigen Füllen eines Behälters mit bekanntem Volumen (Auslitern).

Der Vergleich der Ergebnisse aus allen Meßverfahren für die Reynoldszahlen der Teststrecke im Bereich von  $10^4 < Re < 2 \cdot 10^5$  bei einer Natriumtemperatur von ca. 300 °C ist in Abb. 1 wiedergegeben. Es zeigt sich eine relative Abweichung bezogen auf den jeweiligen Durchsatz des fest installierten Durchflußmessers bei  $Re \approx 10^4$  von + 5% und - 6% und bei  $Re \approx 10^5 \div 2 \cdot 10^5$  von + 0 und - 2%

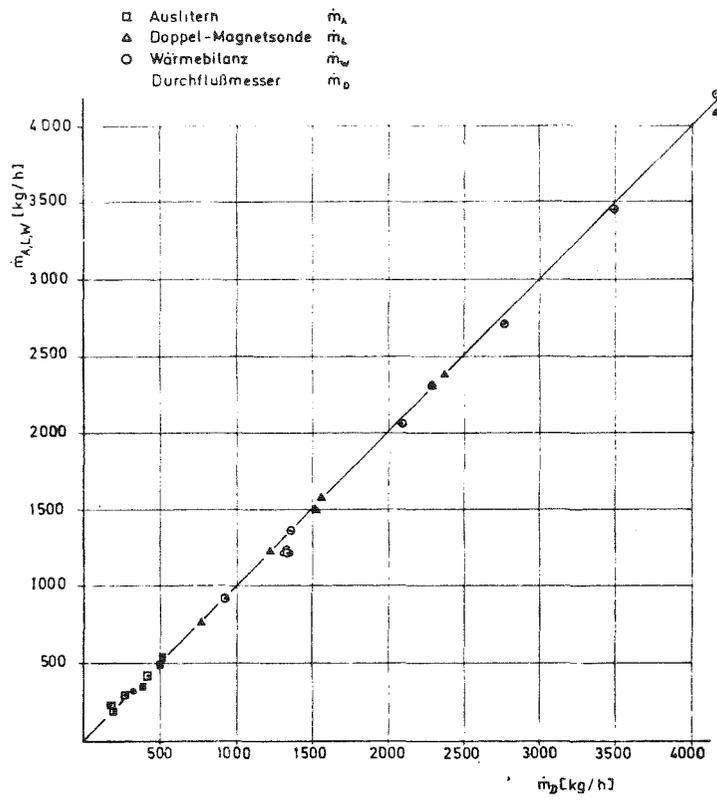


Abb.1 Vergleich der Massendurchsätze  $\dot{m}_A$ ,  $\dot{m}_L$  und  $\dot{m}_W$  mit  $\dot{m}_D$

Abb. 1

1.24.13 Messung der Temperatur- und Durchsatzfluktuation am elektrisch beheizten Brennelement\*

( L. Krebs, G. Weinkötz, IRB )

Mit den unter /1/ beschriebenen Meßblanzen, die mit Dreileiter-Thermoelementen bestückt sind, wurden im Rahmen der GfK-ECN-Natriumexperimente in Petten und der KNS-Natriumexperimente im IRE Messungen von Temperaturfluktuationen am Bündelaustritt durchgeführt.

Die elektrische Beheizung der Brennstäbe verursachte bei beiden Experimenten erhebliche Störspannungen, die den dynamischen Temperatursignalen der Stahl-Natriumthermoelemente überlagert sind. Der erfaßbare Frequenzbereich der Stahl-Natrium-Thermo-Sonden müßte deshalb auf 100 Hz begrenzt werden.

Die Auswertung der gewonnenen Temperatursignale wird derzeit vorgenommen.

Abb. 2 und Abb. 3 zeigen die beim GfK-ECN-Natriumexperiment gewonnenen Leistungsdichtespektren am Austritt des 60° - Bündel - Ausschnittes mit 68,5% Blockade und 28 beheizten Stäben. Die Positionen der Thermoelemente TE 614 (NiCr-Ni) und TE 714 (Stahl-Natrium) liegen dabei etwa in der Mitte des Ausströmquerschnittes und in der Blockadezone. Die Meßblanze mit TE 614 befindet sich ca. 80 mm hinter dem Bündelaustritt.

In Abb. 2 sind die Leistungsdichtespektren des TE 614 - Temperatursignales in Abhängigkeit von der Stabileistung aufgetragen. Die obere spektrale Leistungskurve wurde im Bereich lokalen Siedens ( $v = 1,5$  m/sec)  $N = 110$  Watt,  $\vartheta$  Eintritt  $\sim 450^\circ\text{C}$ ) aufgenommen.

Abb. 3 zeigt die Leistungsdichtespektren des TE 714 - Temperatursignales hinter dem Mischer bei sonst gleichen Zuständen wie unter Abb. 2.

Aus den Abb. 2 und 3 ist erkennbar, daß bei einem Bündel mit 68,5% Blockade die Leistungsdichtespektren der Temperatursignale eine Abhängigkeit von der Heizstabileistung aufweisen und diese auch nach dem Mischer noch vorhanden ist.

Nach einer Analyse der bisher gewonnenen Ergebnisse werden die Messungen am GfK-ECN-Natriumexperiment und am KNS-Experiment fortgeführt.

/1/ KFK 1275/4, S. 124-3

1241.3 Messung der Temperatur- und Durchsatzfluktuationen am elektrisch beheizten Brennelement und in der KNK.

\* BzFE-Nr. 634.3

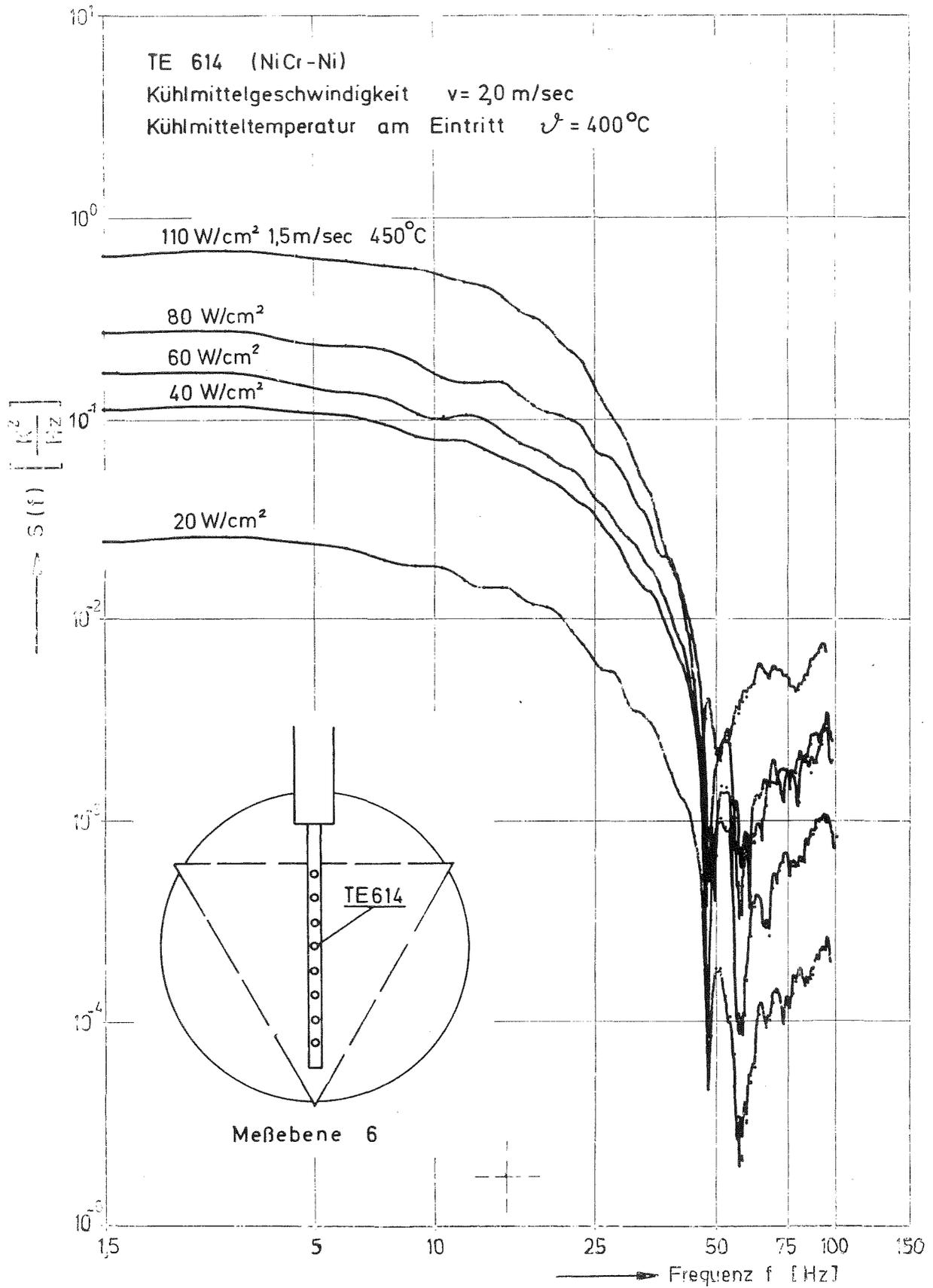


Abb. 1 Leistungsdichtespektrum  $S(f)$  des Temperatursignals am Austritt des elektrisch beheizten GfK-RCN 60°-Bündel-Ausschnittes

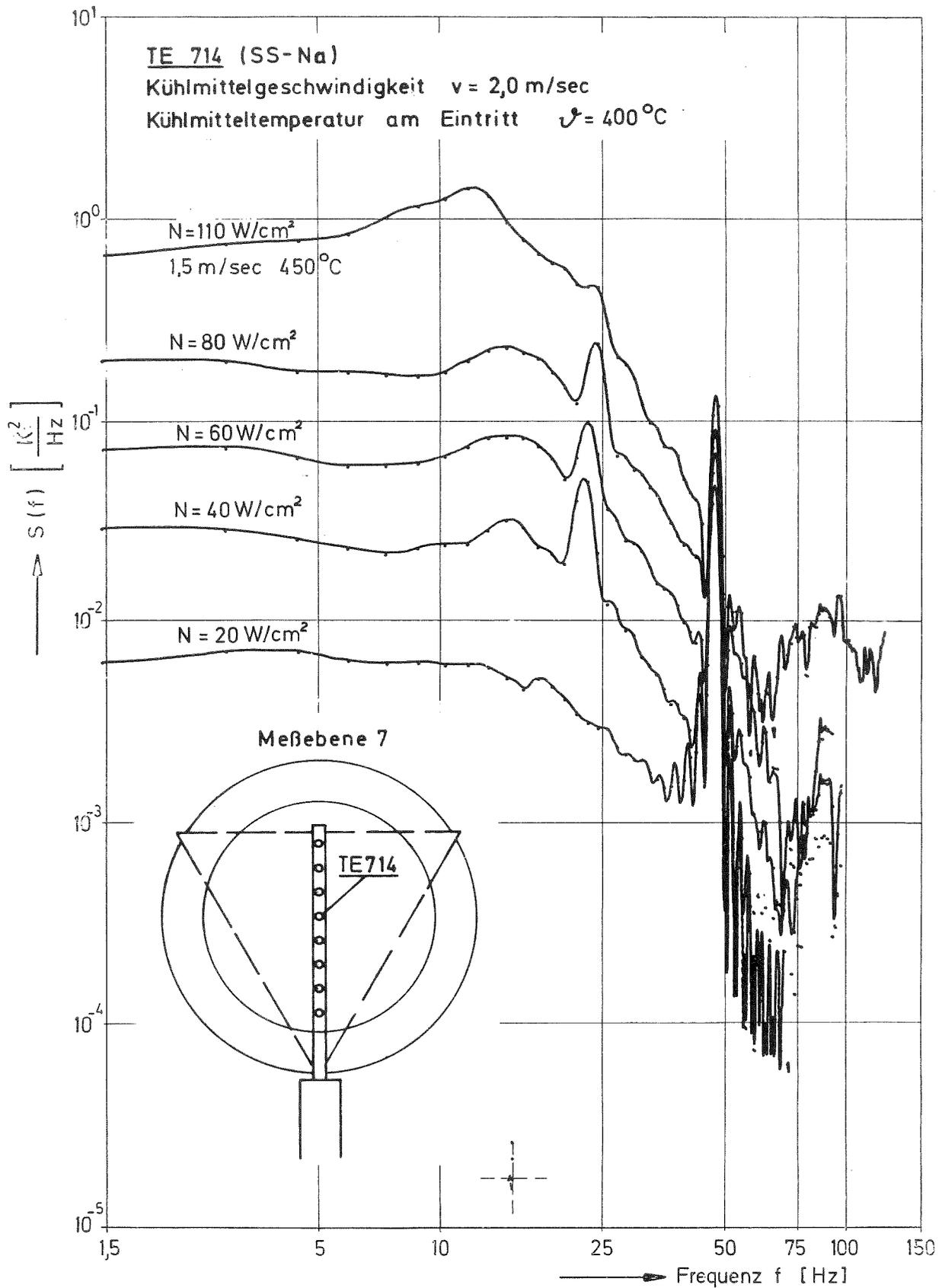


Abb.3 Leistungsdichtespektrum  $S(f)$  des Temperatursignals hinter dem Mischer am Austritt des elektrisch beheizten GfK-RCN  $60^\circ$ - Bündelausschnittes

## 1.24.2 Hüllenüberwachung an Brennelementen

### 1.24.21 One-line Gammaspektroskopie zur Schutzgasüberwachung an der KNK II \*

( G. Hoffmann, S. Jacobi, K.D. Letz, G. Schmitz, IRE )

#### Aufgabe und Ziel

In die KNK II sollen Brennstäbe mit künstlichen Defekten eingebracht werden. Im Rahmen dieser Versuche wird zum Nachweis von Gammaemittern im Schutzgas ein rechnergesteuertes Meßsystem eingesetzt (Abb. 4). An der vom Argon durchströmten Schutzgasleitung wird die Verteilung der Gammaenergie mittels eines Ge(Li)-Detektorsystems und der integrale Gammafluß mittels eines Präzipitators gemessen. Die Präzipitation der festen Spaltfolgeprodukte erfolgt mit dem in Abb. 5 gezeigten GfK Präzipitator Mark IV. Im Gammaenergiespektrum werden ca. 8 ausgewählte signifikante Maxima auf ihr zeitliches Verhalten laufend überwacht. In der ersten Versuchsphase werden folgende Informationen vom Rechner ausgedruckt:

- a) Art der vorhandenen Nuklide,
- b) Konzentration der vorhandenen Nuklide,
- c) zeitliche Änderungen des Spektrums. Die vorhandenen Konzentrationen ändern sich
  - um den gleichen Faktor,
  - um ungleiche Faktoren,
  - es treten zusätzliche Nuklide auf.

In der zweiten Versuchsphase sollen Kriterien erarbeitet werden, die im Rechner gespeichert die Ausgabe folgender Informationen erlauben:

- d) Art des Schadens,
- e) zeitliche Änderung des Schadens,
- f) Vorhersage über weiteren Schadensverlauf (Störfallprädikation).

---

\* BzFE-Nr. 642.5

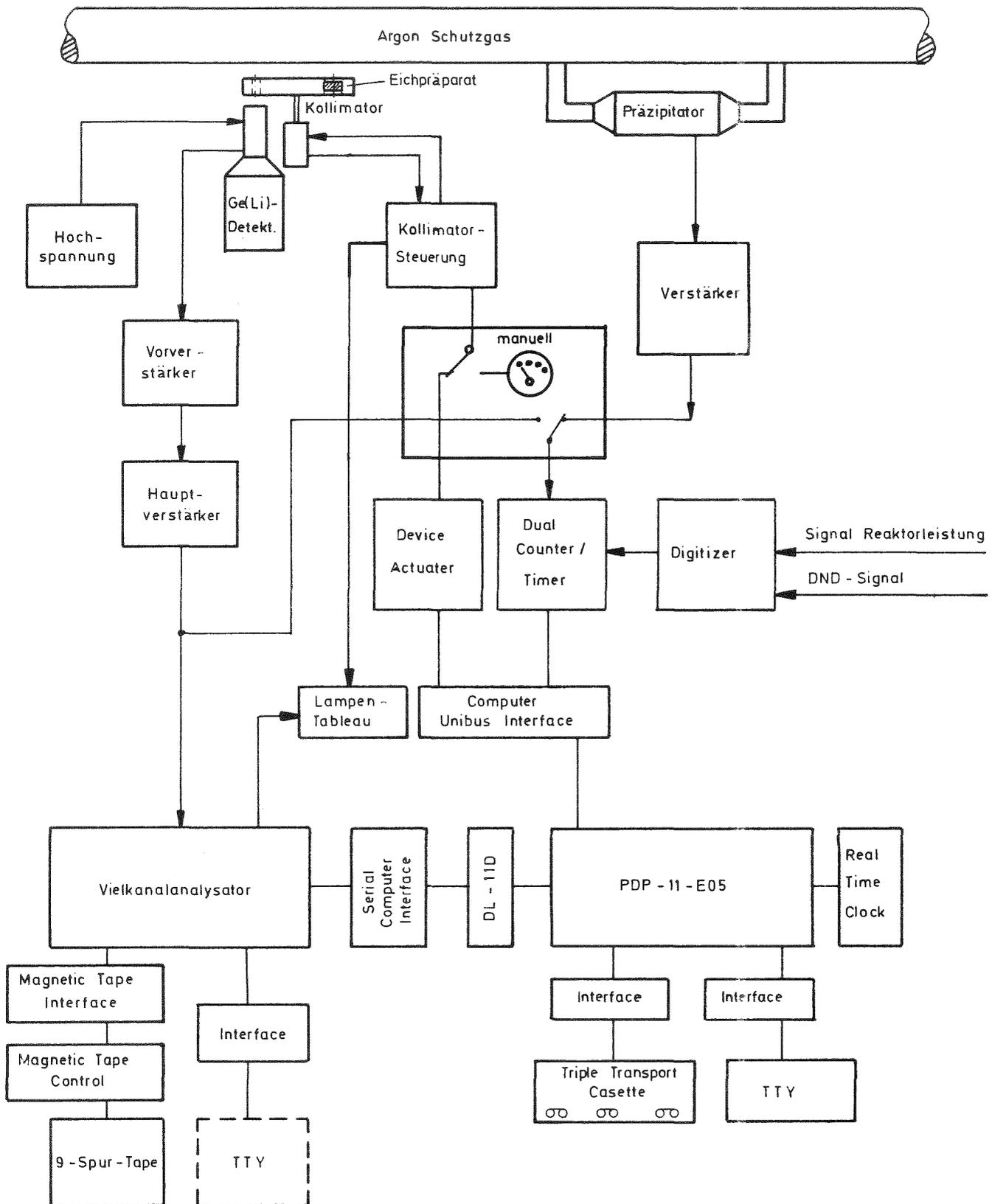
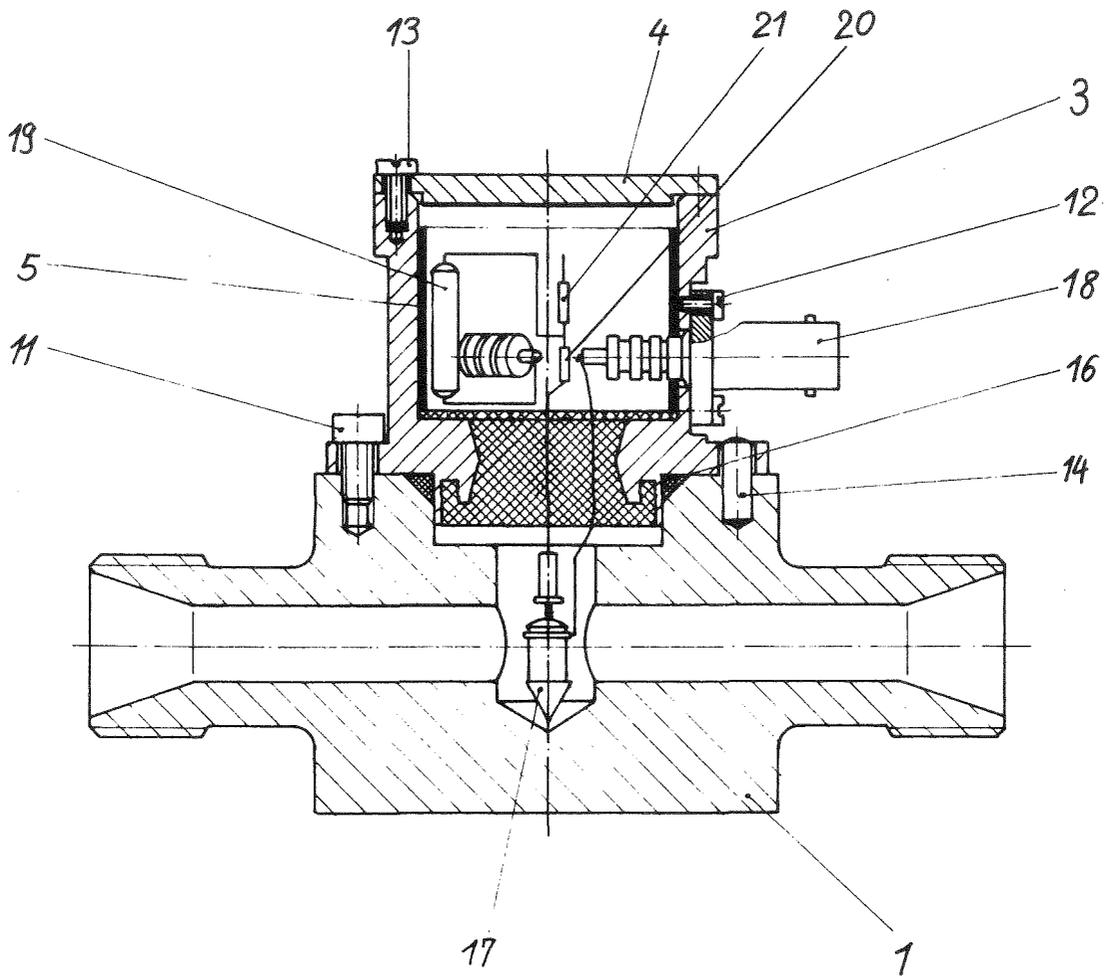


Abb. 4

Blockschaltbild Meßplatz: Automatisierte  
 Gammaspektroskopie zur Schutzgas-  
 überwachung an der KNK II



21	1	Widerstand		220K $\Omega$						
20	1	Widerstand		2,2 M $\Omega$						
19	1	Kondensator		100pF; 1000V						
18	3	Buchse			UG931/U	Fa. Amphend				
17	1	Zählrohr				Fa. Valvo				
16	1	O-Ring		OR 29,2-3		Fa. Freudenberg				
14	1	Zylinderstift		$\phi 4 \times 10$	DIN 7					
13	3	Zylinderschraube		M3x6	DIN 84					
12	12	Zylinderschraube		M2,6x5	DIN 84					
11	3	Innensechskantschraube		M4x8	DIN 912					
5	1	Isolierpapier								
4	1	Deckel			MRTA-787-4/T2					
3	1	Meßeinsatz vergossen			MRTA-785-4					
1	1	Präzipitator-Körper			IRE5-107-3-692					
Teil	Stück	Benennung		Werkstoff	Abmessung	Zeichngs. Nr. Norm	Bemerkung			
Oberflächenzeichen	~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽					
Rauhtiefe max. in $\mu$	1000	40	10	4	1,6					
				Freimaßtoleranz	bis 6 $\pm 0,1$	über 6 bis 30 $\pm 0,2$	über 30 bis 100 $\pm 0,3$	über 100 bis 300 $\pm 0,5$	über 300 bis 1000 $\pm 0,8$	über 1000 bis 2000 $\pm 1,2$
1976	Tag	Name	Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. 7500 Karlsruhe Postfach 3640		Zugeh. Zchnng.				
gez.	26. 3.	<i>[Signature]</i>				Ersatz für				
gepr.		<i>[Signature]</i>				Ersetzt durch				
ges.										

Abb. 5 Präzipitator Mark IV

### Funktion des Meßplatzes

Die Impulsrate des Präzipitators wird vom Rechner überwacht. Je nach Erreichen von Grenzwerten steuert dieser über den Device-Aktuator den Kollimator (Pb-Abschirmung mit drei Bohrungen von unterschiedlichem Durchmesser, sowie einer Position mit Eichpräparaten), der sich zwischen Schutzgasleitung und Ge (Li)-Detektor befindet. Entsprechend dem Präzipitator-signal (integrale Zählrate) wird vom Rechner vor dem Start einer Messung eine Kollimatorstellung ausgewählt, bei der die Totzeit des Vielkanal-analysators bis max. 30% der Meßzeit beträgt, da, wie Versuche gezeigt haben, nur in diesem Bereich eine einwandfreie Messung möglich ist. Dem Vielkanalanalysator<sup>(VKA)</sup> werden vom Rechner Meßparameter (Meßzeit, Live- oder Truetime, VKA-Memory-Bereich 1K, 2K, oder 4K) übergeben und die Messung gestartet. Nach Ablauf der Meßzeit werden vom Rechner die vorgewählten Maxima ausgelesen und weiterverarbeitet. Der weitere Meßablauf richtet sich danach, ob Normal- oder BE-Schadenbetrieb vorliegt.

Im Normalbetrieb, d.h. ohne signifikante Spektrumsänderungen, wird zyklisch alle 4 h ein Spektrum mit fest vorgegebenen Meßparametern aufgenommen. Die Reaktorleistung und die integrale Zählrate des Präzipitators werden vom Rechner ausgewertet. Die so aufgenommenen Spektren werden zumindest in der Anfangsphase zur Datensicherung grundsätzlich auf einem IBM-kompatiblen 9-Spurband aufgezeichnet.

BE-Schadenbetrieb kann durch folgende Ereignisse veranlaßt werden:

- Änderung der integralen Zählrate des Präzipitators über oder unter vorgegebene Grenzwerte. Die Grenzwerte können fest und/oder gleitend sein in Abhängigkeit der vorangegangenen Messungen.
- Änderungen der überwachten Maxima.
- Bei Ereignissen wie Änderung der Reaktorleistung oder Abklingmessungen bei Reaktorabschaltung soll das Meßsystem ebenfalls im BE-Betrieb laufen.

Bei Eintreten eines dieser Ereignisse werden vom Rechner neue Meßparameter erzeugt (für Kollimator und VKA) und eine oder mehrere Störfallmessungen gestartet; gegebenenfalls wird auch eine laufende Messung abgebrochen und mit neuen Parametern wieder gestartet. Alle im BE-Scha-denbetrieb aufgenommenen Spektren werden auf Band zur Auswertung mit DERAN /1/ abgelegt. Später ist daran gedacht, diese Auswertung mittels Rechner am Meßplatz vorzunehmen.

#### Stand der Arbeiten

Der labormäßige Aufbau der Anlage ist fertiggestellt. Mit der Programmierung des Meßplatzes und dem Austesten der Anlage und der Programme wurde begonnen. Bis zum Betriebsbeginn der KNK II soll der Meßplatz einsatzfähig zur Verfügung stehen.

/1/ S. Jacobi, K.D. Letz, G. Schmitz:

DERAN: Ein Rechenprogramm zur Identifizierung radioaktiver Nuklide in gemessenen Gammaspectren. (KFK, in Vorbereitung)

1.24.22      Radionuklidmessungen bei Versuchen des Siloe-  
Defektstabprogrammes    F  
 ( H.H. Stamm, IRCh)

Im ersten Halbjahr 1976 wurde das erste Experiment des SILOE-Defektstab-Programms "S2", durchgeführt. Für die Untersuchungen zur Kontamination des Primärteils standen folgende Meßmöglichkeiten zur Verfügung:

Radionuklide im Schutzgas (He):

- 2 Ionisationskammern, eine davon mit 10 mm Edelstahl abgeschirmt
- Ge(Li)-Detektor mit 4096-Kanal-Gammaspektrometer, nach gaschromatografischer Auftrennung
- Spaltedelgas-Tochterprodukt-Aerosole auf Schutzgas-Filterproben.

Radionuklide im Primärnatrium:

- während des Betriebs: Gammateleskop
- in Betriebspausen: Gamma-Scanning des Loops
- nach Zerlegen des Loops:  
 $\alpha$ -,  $\beta$ - und  $\gamma$ -Messungen in Natriumproben und Waschlösungen.

Deponierte Radionuklide:

- auf Materialproben ("centreurs")
- in der Diffusionskühlfalle
- auf nicht aktivierten Loop-Teilen.

Tabèlle 1 gibt eine kurze Übersicht über die vier Betriebsphasen, in die das Experiment "S2" unterteilt wurde.

---

<sup>F</sup> Erster Bericht. Vergl. KFK 1276/1, S. 112-15

Tabelle 1: SILOE-Experiment S2  
Betriebsphasen

Phase	Dauer	Bemerkungen
I	13.2.-19.2.	Langsame Leistungssteigerung: 13.2. 70 % NL (9.5 kW) 15.2. 80 % NL (10.5 kW) 16.2. 95 % NL (12.4 kW) 19.2. Verstopfung der Natriumdampffalle, keine Spaltgasmessung mehr möglich; Ende der Phase 11 <sup>10</sup> h.
II	24.2.-4.3.	Mehrfache Verstopfung und Wiederaufschmelzen der Na-Dampf-Falle während des Anfahrens. Ab 26.2. konstanter Betrieb bei 95 % NL. Am 4.3. zwei Leistungszyklen zwischen 90 % NL und 50 % NL ohne Verstopfung der Na-Dampf-Falle. 15 <sup>00</sup> Ende der Phase.
III	11.3.-1.4.	100 % NL am 12.3., 18 <sup>00</sup> erreicht, CEA-Zyklierprogramm ab 15.3. Es zeigte sich, daß ein hoher Anteil der kurzlebigen Gasaktivität <sup>23</sup> Ne ist. 19.3.: Natriumdampf-Falle verstopft.
IV	7.5.-17.5.	GFK-Zyklierprogramm mit beabsichtigtem Scram am 17.5. Ab 8.5. Natriumdampf-Falle verstopft. Keine Versuche zum Aufschmelzen, keine Gasmessungen mehr.

Ein Mitarbeiter des IRCH war während der Experimentierphasen und bei den durchgeführten Zwischenuntersuchungen für insgesamt 50 Tage nach Grenoble delegiert.

Radionuklide im Schutzgas

Die Messungen mit den beiden Ionisationskammern und die gammaspektrometrischen Bestimmungen der Spaltedelgase nach gaschromatografischer Auftrennung wurden an anderen Stellen ausführlich beschrieben.

Die Bestimmung von Spaltedelgas-Tochterprodukten auf Aerosolfiltern war durch das zeitweilige Verstopfen der Natriumdampf-Falle in gleicher Weise behindert wie die übrigen Messungen im Schutzgas. In der Phase S2/I waren keine Filter eingesetzt, in der Phase S2/II (24.2.-4.3.) vom 25.2. bis zum 3. März, in Phase S2/III (11.3.-1.4.) vom 14.3. bis zum 22.3. (jedoch ab 19.3. bei verstopfter Na-Dampf-Falle), in Phase S2/IV außer am ersten Tag die ganze Zeit über mit verstopfter Dampf-Falle. Es war ein wöchentliches Auswechseln der Filter vereinbart; da die Filter jedoch in keiner Betriebsphase länger als eine Woche ungehindert mit Gas durchströmt wurden, wurde pro Betriebsphase nur je ein Satz Filter erhalten. Jeder Satz bestand aus sechs Filtern, die voneinander durch Abstandshalter getrennt waren und nacheinander vom Helium durchströmt wurden. Bei verstopfter Natriumdampf-Falle war ein Spülen des Schutzgasraums über dem Natrium des Loops nicht mehr möglich; Spaltedelgase mit genügend langer Lebensdauer konnten jedoch durch Diffusion durch das stagnierende Gas in der He-Eintrittsleitung und eine Bypassleitung in den Gaskreislauf gelangen.

In Tabelle 2 sind die Ergebnisse der gammaspektrometrischen Messungen an den 18 Faserfiltern zusammengestellt worden. Es wurden  $^{137}\text{Cs}$  und  $^{140}\text{Ba}$  (dies nur in Phase S2/III) gefunden, jedoch kein  $^{134}\text{Cs}$  (wie im Schutzgas der Kreisläufe in Mol). Dies läßt den Schluß zu, daß der Übertritt aus dem Natrium in das Schutzgas in Form der Edelgasvorläufer  $^{137}\text{Xe}$  (HWZ 3,83 m) und  $^{140}\text{Xe}$  (HWZ 13,5 s) erfolgt sein muß.

Die Ergebnisse erlauben keine quantitativen Aussagen über die insgesamt freigesetzten Mengen der Nuklide, da statt der notwendigen Filtermembranen Faserfilter eingebaut worden waren. Faserfilter haben einen nicht-bekanntem Abscheidegrad für diese Spaltproduktaerosole; er muß ziemlich niedrig sein, da auf allen sechs Filtern eines Satzes praktisch die gleichen Aktivitätsmengen abgeschieden worden sind. Bei Membranfiltern hingegen wurde auf den zweiten Filter schon weniger als 1 % der Aktivitätsmenge des ersten Filters gemessen.

Qualitativ ist zu erkennen, daß die abgeschiedene  $^{137}\text{Cs}$ -Aktivität um so größer ist, je länger die Filter mit Helium beaufschlagt wurden, das den Schutzgasraum durchströmt hatte.

Tabelle 2: SILOE-Experiment S2  
 Radionuklide auf Gasfilterproben  
 Aktivität am Ende der Probenahme ( $\mu\text{Ci}$ )

Phase	Filter	$^{137}\text{Cs}$	$^{140}\text{Ba}$
II	1	2,4	-
	2	2,2	-
	3	2,1	-
	4	2,1	-
	5	2,0	-
	6	1,6	-
III	1	0,64	1,01
	2	0,57	0,81
	3	0,64	0,83
	4	0,66	0,83
	5	0,62	0,93
	6	0,44	0,64
IV	1	0,012	-
	2	0,015	-
	3	0,015	-
	4	0,012	-
	5	0,013	-
	6	0,015	-

Die Messungen im Natrium und auf deponierten Proben sind noch nicht abgeschlossen; über sie wird später berichtet.

1.25 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT1.25.2 Aerosolphysikalische Untersuchungen am Reventinggebläse des SNR-300\*

(W. Lindner, LAF I)

Das Containmentsystem des SNR-300 besteht aus dem inneren und äußeren Containment und einer Stahlhülle, die das äußere Containment mit einem definierten Abstand umschließt. Der Raum zwischen äußerem Containment und Stahlhülle ist an das Reventinggebläsesystem angeschlossen. Nach einem Störfall wird in diesem Raum ein Unterdruck erzeugt, wobei die abgepumpte Luft in das äußere Containment zurückgepumpt wird. Somit wird ein Austritt von Schadstoffen (Natriumoxidaerosole, nukleare Aerosole) aus dem Containmentsystem verhindert.

Im Rahmen des SNR-300-Genehmigungsverfahren ist der Funktionsnachweis der Reventinggebläse bei den Betriebsbedingungen, wie sie nach einem schweren Reaktorstörfall erwartet werden, zu erbringen /1,2/. Danach ergeben sich folgende Versuchsbedingungen:

- Aufbau des Reventingsystems im Maßstab 1:1 zum SNR-300,
- Verunreinigung mit 200 mg Natriumoxidaerosol pro m<sup>3</sup> Förderluft während der ersten 150 Betriebsstunden bei einem Nenndurchsatz von 1200 m<sup>3</sup>/h,
- nach Beendigung der Aerosolaufgabe 150 Tage Dauerbetrieb der beladenen Anlage.

Parallel zur Konstruktion und Planung des gesamten Versuchsaufbaus war die Entwicklung eines geeigneten Aerosolgenerators für Natriumoxidaerosole erforderlich. Der Aerosolgenerator muß für folgende Anforderungen ausgelegt sein:

a) Aerosolzeugungsrate  $\dot{m}_{\text{Na}_2\text{O}_2} = 240 \text{ g Na}_2\text{O}_2/\text{h}$

$$\dot{m}_{\text{Na}_2\text{O}_2} = Q_L \cdot m_C \quad \begin{array}{l} Q_L = \text{Luftdurchsatz des Gebläses /m}^3/\text{h/} \\ m_C = \text{Aerosolmassenkonzentration / g/m}^3/ \end{array}$$

---

\* BzFE-Nr. 513.5

/1/ H.Oeynhausens, F.Schmitz: unveröffentlichte Mitteilung

/2/ H.Oeynhausens, U.Scholle: unveröffentlichte Mitteilung

b) Dauerbetrieb für min. 150 h; gesamte umgesetzte Masse

$$M_{\text{Na}_2\text{O}_2} = 36 \text{ kg Na}_2\text{O}_2 \quad (M_{\text{Na}_2\text{O}_2} = \dot{m}_{\text{Na}_2\text{O}_2} \cdot t; \quad t = \text{Betriebszeit } 150 \text{ h})$$

c) Die Reaktionsrate von metallischem Na und  $\text{Na}_2\text{O}_2$  soll 100% sein

$$\left( \text{Reaktionsrate} = \frac{\text{zugegebenes metallisches Na}}{\text{zu Na}_2\text{O}_2 \text{ oxidiertes Na}} \cdot 100\% \right)$$

d) Die Bedingungen für die Bildung der Aerosole im Experiment sollen mit den Bedingungen für die Aerosolentstehung beim Störfall vergleichbar sein.

Bei den genannten Bedingungen ist die Erzeugung von Natriumoxidaerosolen durch einen Natriumstrahl- oder Spraybrand die geeignetste Methode. Hierbei kann der für die Reaktion erforderliche Na-Massenstrom pneumatisch kontinuierlich auch über lange Zeit zugegeben werden. Die Reaktionsrate ist bei Natriumspraybränden sehr hoch, somit kann die insgesamt benötigte Natriummenge klein sein, und am Ende des Betriebs des Aerosolgenerators entstehen keine Entsorgungsprobleme mit unreaktiertem metallischen Natrium. Ferner kann die Temperatur des der Reaktion zugeführten Natriums so gewählt werden, daß sie der Natriumtemperatur im SNR nach dem Störfall entspricht. Das bei der anschließenden Reaktion mit Sauerstoff entstehende  $\text{Na}_2\text{O}_2$ -Aerosol ist dann bezüglich der Partikelgröße mit dem Aerosol, wie es bei einem Störfall im Reaktor entsteht, vergleichbar.

Durch eine Reihe von Versuchen mit Natriumstrahl- und Spraybränden wurden die Düsenform, die Düsengröße, der Verdüsungsdruk und die Natriumtemperatur für die vorgegebenen Bedingungen optimiert. Dabei zeigt sich, daß die Reaktionsrate bei Ölbrennerdüsen mit einem Verdüsungswinkel von  $45^\circ - 60^\circ$  bei einer Natriumtemperatur von  $550^\circ\text{C}$  100% beträgt. Das bedeutet, daß alles durch die Düse Gedrückte zu  $\text{Na}_2\text{O}_2$  oxidiert wird, wenn es in normale Atmosphäre mit 21%  $\text{O}_2$  und ca. 50% rel. Feuchte gelangt. Bei einer Reaktionsrate von 100% und der erforderlichen Aerosolerzeugungsrate von  $\dot{m}_{\text{Na}_2\text{O}_2}$  beträgt der erforderliche Natriumdurchsatz 140 g Na pro Stunde. Um einen derart geringen Na-Durchsatz zu erreichen, muß der Düsendurchmesser weniger als 100  $\mu\text{m}$  und der Verdüsungüberdruck kleiner als 1 bar sein. Bei Düsendurchmessern kleiner als 100  $\mu\text{m}$  ist jedoch die Gefahr der Verstopfung, besonders

im Hinblick auf den 150-stündigen Dauerbetrieb, sehr groß. Andererseits ist bei zu geringen Überdrücken ein Auffächern des Natriumstrahles nicht mehr gegeben, und die Reaktionsrate wird erheblich schlechter als gefordert. Unter diesen Randbedingungen wurde ein Düsendurchmesser von 150  $\mu\text{m}$  und ein Verdünnungsüberdruck von 1,5 bar festgelegt. Dabei ergibt sich bei einer Na-Temperatur von 550  $^{\circ}\text{C}$  eine Aerosolzeugungsrate von 1 kg  $\text{Na}_2\text{O}_2/\text{h}$ . Dieser Wert wurde unmittelbar hinter der Düse gemessen. Berücksichtigt man die im späteren Versuchsaufbau ca. 10 m langen Zuleitungswege von der Aerosolzeugung zum Reventingsystem und die in diesen Leitungen zu erwartenden Aerosolabscheidungen, so ist mit den o.g. Daten des Aerosolgenerators die geforderte Massenkonzentration von  $m_c = 200 \text{ mg Na}_2\text{O}_2/\text{m}^3$  erreichbar.

Mit den gewonnenen Daten wurde der endgültige Aerosolgenerator ausgelegt. Dabei wurde der bei LAF I vorhandene NABRAUS-Versuchsstand einbezogen. Dieser Versuchsstand besteht im wesentlichen aus einem 4  $\text{m}^3$  großen Kessel, der für Natriumbrände der benötigten Größe ausgelegt ist. An diesen Behälter ist die Düse angeschlossen, durch welche das vorher erhitzte Natrium gedrückt wird. Der Behälter selbst ist in den Reventinggebläsekreislauf einbezogen.

Der Aerosolgenerator (Schema siehe Abb. 1) besteht aus dem Tank für den Natriumvorrat, der Zuleitung zum oberen Deckel des NABRAUS-Kessels und der Verdünnungsanordnung. Bei der Konstruktion wurde besonderer Wert auf das Auswechseln der Düse während des Betriebs gelegt, da trotz positiver Vorversuche mit einer Verstopfung der Düse gerechnet wird. Findet ein Düsenwechsel statt, so wird zunächst das Restnatrium aus der Düse in den Vorrattank zurückgepumpt, die Düse dann durch zwei Ventile vom Natriumkreislauf getrennt und kann dann ausgebaut und durch eine neue ersetzt werden. Der Düsenwechsel erfordert voraussichtlich nur eine kurze Unterbrechung des Betriebs des Aerosolgenerators. Genaue Betriebserfahrungen müssen im Probebetrieb gesammelt werden; damit kann voraussichtlich im Oktober begonnen werden.

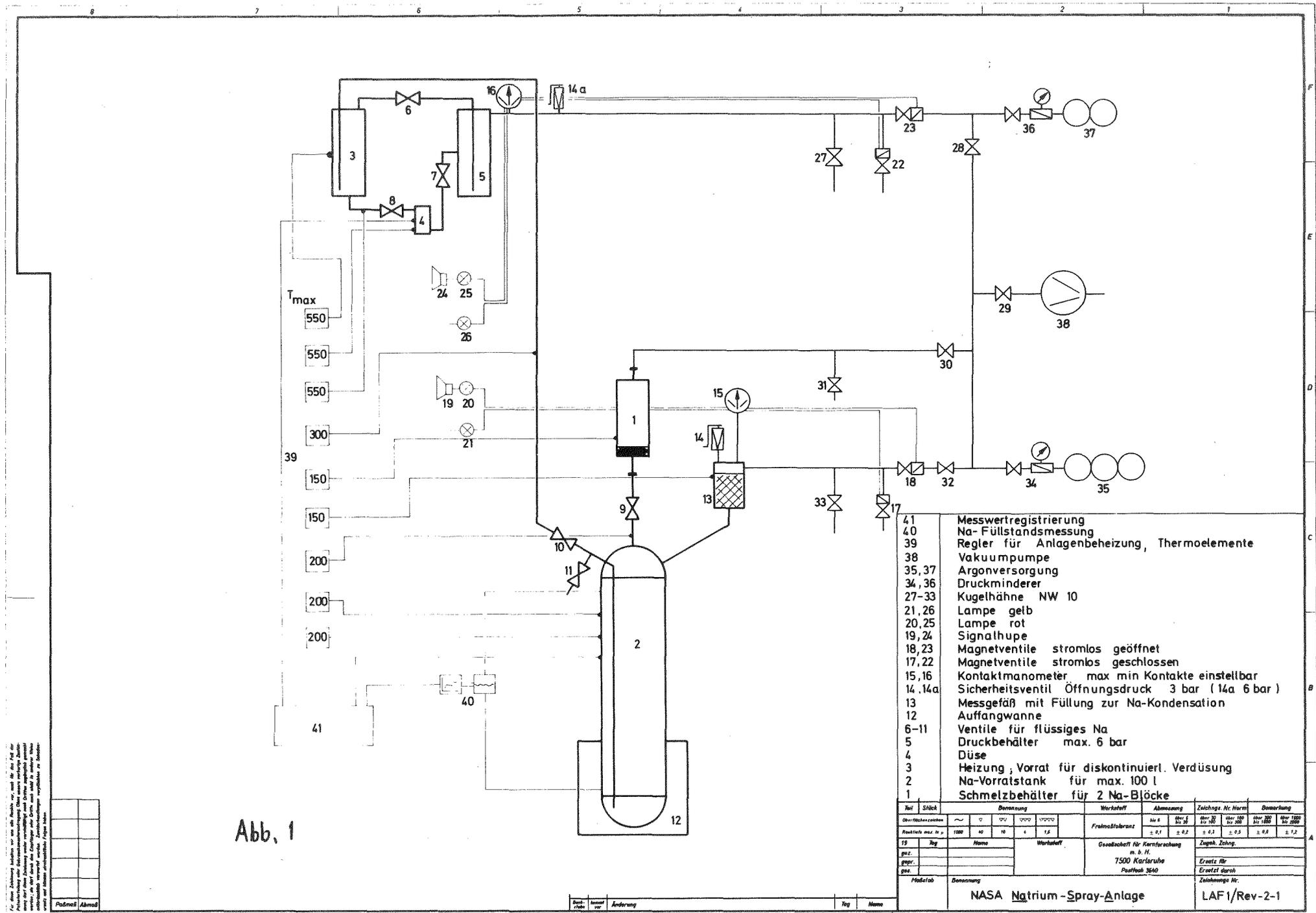


Abb. 1

- 41 Messwertregistrierung
- 40 Na-Füllstandsmessung
- 39 Regler für Anlagenbeheizung, Thermoelemente
- 38 Vakuumpumpe
- 35, 37 Argonversorgung
- 34, 36 Druckminderer
- 27-33 Kugelhähne NW 10
- 21, 26 Lampe gelb
- 20, 25 Lampe rot
- 19, 24 Signalthupe
- 18, 23 Magnetventile stromlos geöffnet
- 17, 22 Magnetventile stromlos geschlossen
- 15, 16 Kontaktmanometer max min Kontakte einstellbar
- 14, 14a Sicherheitsventil Öffnungsdruck 3 bar (14a 6 bar)
- 13 Messgefäß mit Füllung zur Na-Kondensation
- 12 Auffangwanne
- 6-11 Ventile für flüssiges Na
- 5 Druckbehälter max. 6 bar
- 4 Düse
- 3 Heizung, Vorrat für diskontinuierl. Verdüsung
- 2 Na-Vorratstank für max. 100 l
- 1 Schmelzbehälter für 2 Na-Blöcke

Nr.	Stück	Bezeichnung	Werkstoff	Abmessung	Zeichn. Nr. Norm	Bemerkung
Überfließenventile						
Rechts max. 10		10	10	10	10	10
Fremdbleibrand ± 0,1 ± 0,2 ± 0,3 ± 0,4 ± 0,5 ± 0,7						
Gesellschaft für Kernforschung m. B. H.						
7500 Karlsruhe Postfach 3640						
Zust. durch						
Erstellt durch						
Zustimmung Nr.						
NASA Natrium-Spray-Anlage						LAF1/Rev-2-1

Für diese Zeichnung...  
 Änderungen...  
 Maßstab...  
 Datum...

125-4

1.25.4 Systemkontamination natriumgekühlter Kernreaktoren \*

(H.H. Stamm, IRCh)

Im IRCH-Natriumlabor wurde eine neue Schutzgasbox (Modell MB 200) mit der dazugehörigen Gasreinigungsanlage (M.Braun, Oberschleißheim) in Betrieb genommen. In dieser Box sollen vor allem Arbeiten zur Sorption von Radionukliden aus flüssigem Natrium an mögliche Gettermaterialien im unteren Temperaturbereich (100-200 °C) durchgeführt werden.

KNK: Die Aktivität der Radionuklide im wieder eingefüllten Primärnatrium ist so seit abgeklungen, daß im Berichtszeitraum lediglich der Einsatz neuartiger Materialproben in die Primärstationen getestet werden konnte. Die Änderung der Probenahmeverrichtung für die primäre Argon wurde erneut überarbeitet. Die Arbeiten im KNK-I-Versuchsprogramm über die störende Sorption von Radionukliden an Probenahmetiegeln und über das Auftreten von Spaltprodukten in der KNK-I wurden abgeschlossen. Über die Ergebnisse wurde berichtet (1,2).

MOL-7B: An den nach Karlsruhe transportierten Teilen des zerlegten Kreislaufes wurden die gleichen Spaltprodukte gefunden wie an den Rohren von MOL-7A:  $^{137}\text{Cs}$ , und  $^{125}\text{Cs}$  und  $^{125}\text{Sb}$ . An einem Rohrstück aus dem elektromagnetischen Durchflußmesser wurden  $^{54}\text{Mn}$  und  $^{60}\text{Co}$  gemessen, doch waren auch hier  $^{137}\text{Cs}$  und  $^{134}\text{Cs}$  so lange dominant, bis das Rohr mit Wasser und Salpetersäure gewaschen worden war.

MOL-7D: Im ersten Halbjahr 1976 wurden weitere 6 Filtrationsproben in die Schutzgasstrecke (He) des Natriumloops MOL-7D eingesetzt, darunter erstmalig neben Filtermembranen aus Silber (FM-25-0.45) und Celluloseestern (HAWP 025) auch schwarze Filter vom Typ HABG 025 (Millipore), ebenfalls mit 0,45 µm Porenweite. Auf allen Filtern wurden  $^{137}\text{Cs}$  und  $^{134}\text{Cs}$  gefunden,  $^{140}\text{Ba}$  (wie z.B. in der SILOE-Gasstrecke) konnte in keinem Fall nachgewiesen werden. Auf einem nachgeschalteten 2. Filter vom gleichen Typ wurden immer weniger als 1% der Aktivität auf dem 1. Filter gemessen.

\*

BzFE-Nr. 614.3, Letzter Beitrag in KFK 1275/4, S. 125-1

Veröffentlichungen

- (1) H.H. Stamm  
"Sorption of Radionuclides on Sodium Sampling Vessels"  
Intern. Conf. on Liquid Metal Technology in Energy Production  
Seven Springs Mountain Resort  
Champion, Pa., May 3-6, 1976
  
- (2) H.H. Stamm  
"Bestimmung von Spaltprodukten in der KNK"  
KTG-Fachtagung "Spaltproduktfreisetzung bei Reaktorstörfällen"  
Karlsruhe, Kernforschungszentrum, 1. und 2.6.76
  
- (3) L.H. Baetlé, J. Broothaerts,  
W. Ochsenfeld, R. Schröder, H.H. Stamm  
"Zur Situation der F+E-Arbeiten auf dem Gebiet der Auf-  
arbeitung von Schnellbrüter-Brennstoff im DEBENELUX-Bereich"  
KFK-Ext. 25/75-2 (Februar 1976)

1.26 NATRIUM - TECHNOLOGIE - VERSUCHE1.26.2 Verschleißuntersuchungen in Natrium\*

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

Um die mit Westinghouse ARD (US ERDA) geplanten Vergleichsversuche optimal durchführen zu können, wurde das vorgesehene Programm zunächst mit vorhandenen Werkstoffproben (Stellit 6 und Hastelloy C) durchgeführt. Es hat sich gezeigt, daß die früher vorgeschlagene Versuchsphase bei einer Temperatur von 640 °C nur dann gefahren werden kann, wenn die Versuchsanlage durch Schichtpersonal überwacht wird. Andernfalls muß aus Sicherheitsgründen eine Maximaltemperatur von 600 °C eingehalten werden. Für Vorversuche wurden von der GfK bereitgestellte Stahl-Probekörper bei der Europ. UNION CARBIDE mit LC-1C beschichtet und bearbeitet. Damit wurden Versuche nach dem in Abb. 1 dargestellten Ablaufprogramm durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen teilweise gute Übereinstimmung mit bisher bekanntgewordenen Versuchsergebnissen aus USA. Abb. 2 und 3 zeigen als Beispiele die Ergebnisse aus den Versuchen Nr. 373 und 374. Der hier erkennbare Unterschied läßt sich zu einem großen Teil den verschiedenen Teststreckenkriterien (Teststrecke II a und II b /1/) zuordnen. Nach den Versuchsläufen wurden die Gleitflächenprofile der Proben aufgenommen und mit denen der ursprünglichen Oberfläche (vor den Versuchen) verglichen. In zwei Fällen wurde dabei eine Verwerfung der Kontaktflächen festgestellt, wonach eine Zuordnung der Versuchsergebnisse zu einer bestimmten Flächenpressung nicht mehr möglich ist. Die metallographische Auswertung der Proben ist z. Zt. im Gange.

Die ersten am Lehrstuhl für Werkstoffkunde der Universität Karlsruhe präparierten Inconel-Proben wurden ausgeliefert. Das dort versuchsweise <sup>durchgeführte</sup> Nickel-Aluminid-Beschichtungsverfahren muß jedoch erheblich verbessert werden. Die metallographischen Untersuchungen der Proben laufen z. Zt. im IMF.

Veröffentlichung:

E. Wild, J.K. Mack: Friction and Wear in Liquid-Metal Systems: Comparability Problems of Test Facilities. Intern.Conference on Liquid Metal Technology in Energy Production; Champion, USA, Mai 1976

/1/ KFK-1276/1, S. 126-1

\* BzFE-Nr. 212.7

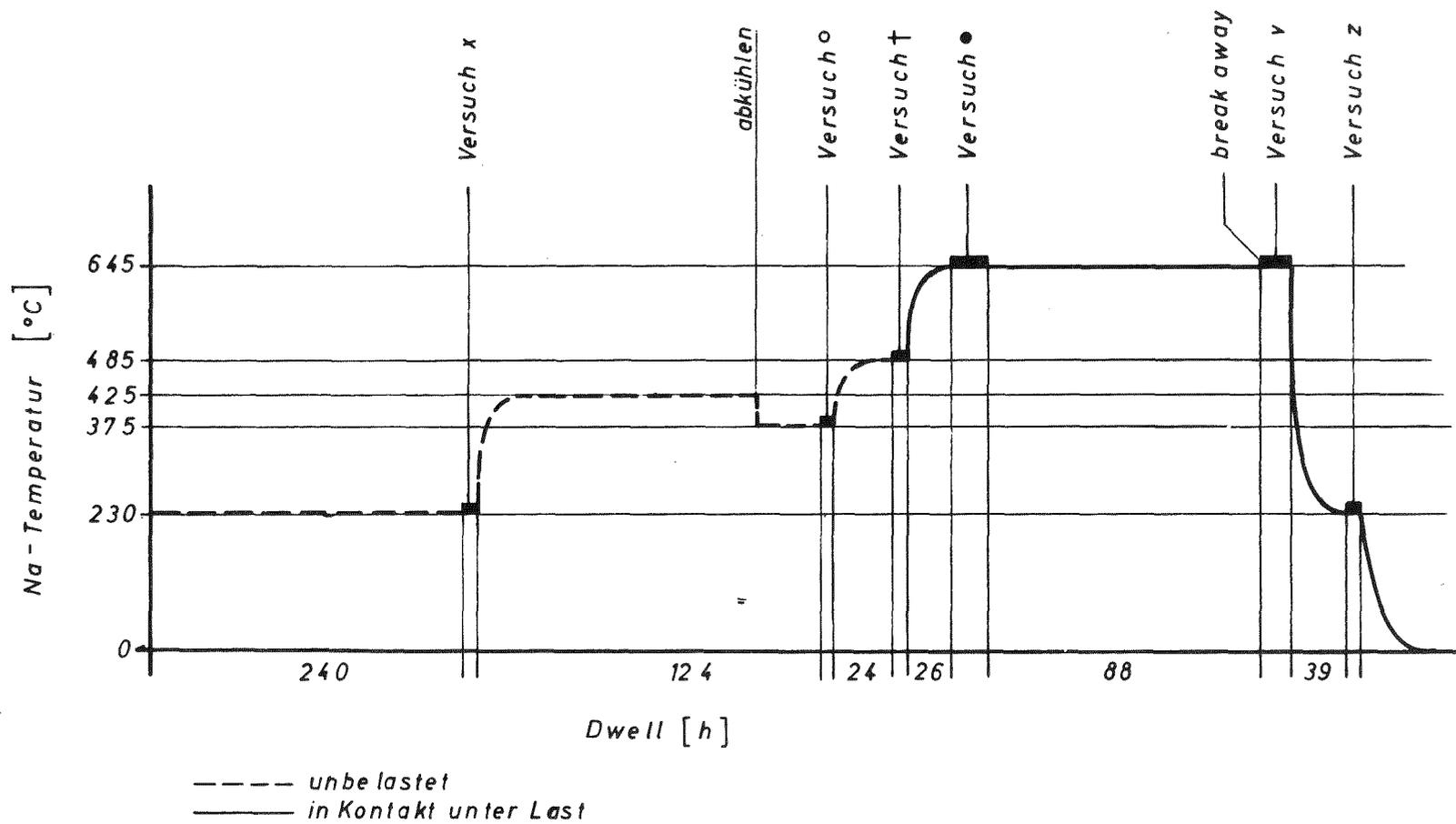
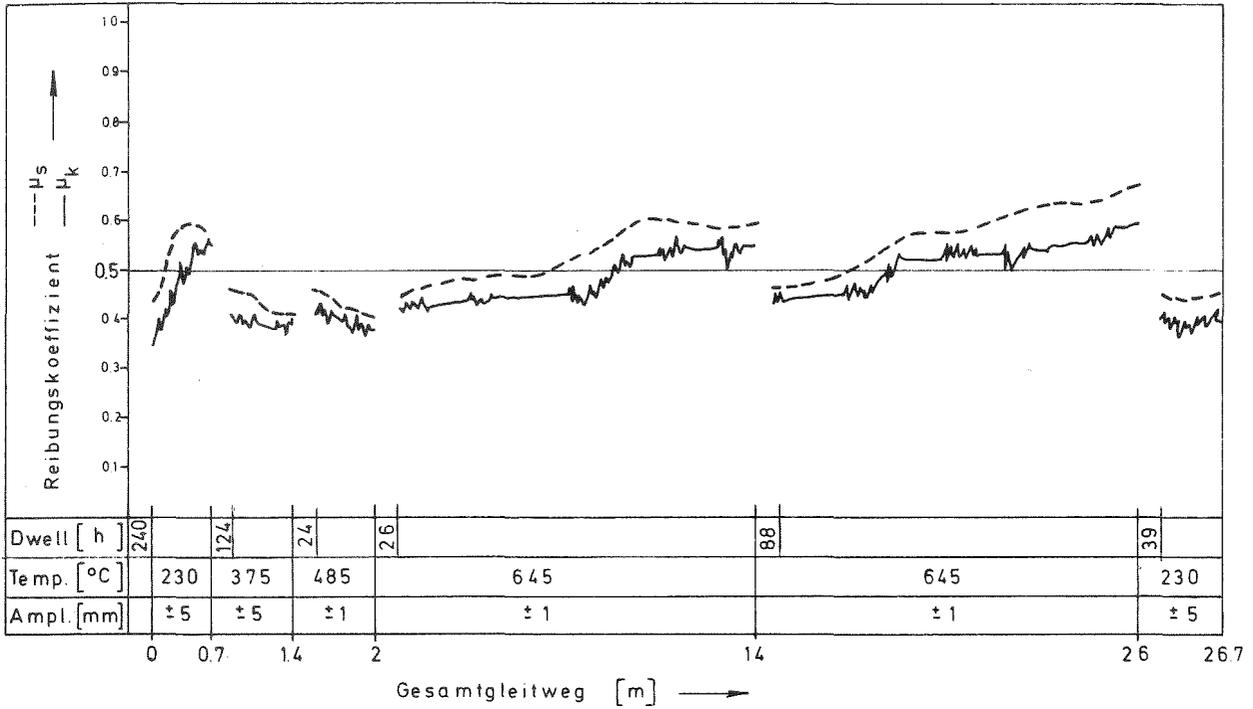


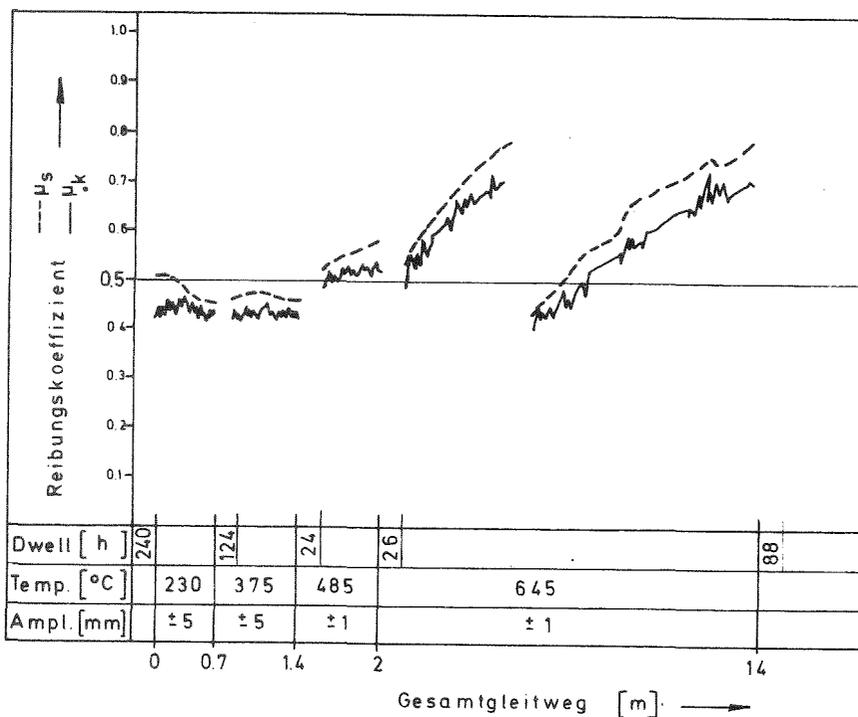
Abb. 1 Vergleichsversuche GFK - WARD (Versuchsablauf)



GfK - IRB  
1976

Reibungskoeffizienten von LC - 1C  
Versuch Nr. 373 Teststrecke IIB

Abb. 2



GfK - IRB  
1976

Reibungskoeffizienten von LC - 1C  
Versuch Nr. 374 Teststrecke IIA

Abb. 3

### 1.26.3 Lokale thermo- und fluiddynamische Untersuchungen an Bündelgeometrien \*

---

#### 1. Untersuchungen in Natriumströmung:

(R. Möller, M. Kolodziej, H. Tschöke, IRB)

Erste Vergleiche von am 19-Stabbündel experimentell ermittelten Temperaturverteilungen und den mit verschiedenen Kernelement-Auslegungs-Codes berechneten Werten haben folgende Erkenntnisse geliefert bzw. erhärtet:

- Die Codes wurden für SNR-spezifische Brennelement (BE)-Geometrien bisher nicht ausreichend an repräsentativen hydraulischen und thermohydraulischen Modellexperimenten verifiziert. Dies betrifft insbesondere den Kastenwand- und Abstandshalter-Bereich im BE-Bündel. In verstärktem Maße gilt dies schließlich für gestörte Geometrien (z.B. Stabverbiegung).
- Systematische Experimente an repräsentativen SNR-BE-Modellen werden im IRB durchgeführt, nämlich Messungen von Geschwindigkeitsfeldern /1/ und von Temperaturfeldern /2/. Ein Teil der daraus gewonnenen Meßergebnisse ermöglicht nunmehr die Verifizierung der wesentlichen Eingabegrößen in den Rechenprogrammen und gibt Hinweise auf notwendige Codeverbesserungen.
- Die wesentlichen Eingabegrößen sind:
  - . Kennzahlen für den örtlichen Impulsaustausch bei unterschiedlichen Geometrien benachbarter Teilkanäle,
  - . geometrieabhängige Reibungs- und Gitterwiderstandsbeiwerte,
  - . örtliche Wärmeübergangszahlen,
  - . Randbedingungen von Modell und BE (Geometrie, Einlaufbedingungen, Wärmeverluste u.a.).

---

\* BzFE-Nr. 451.1

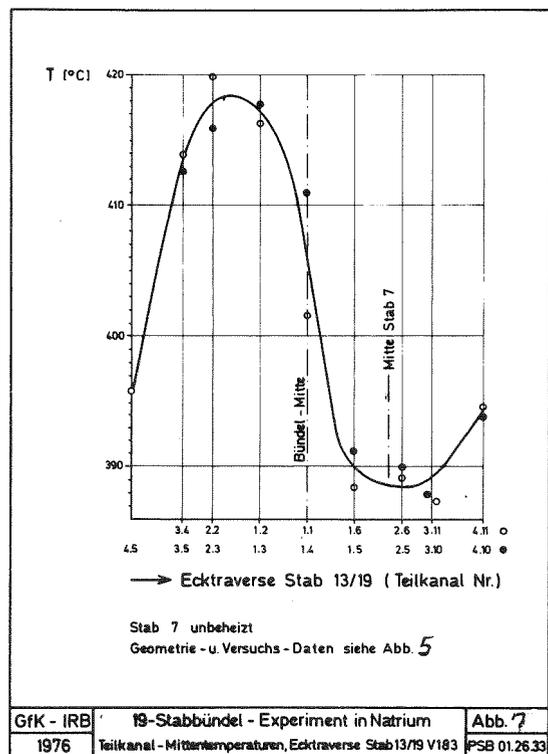
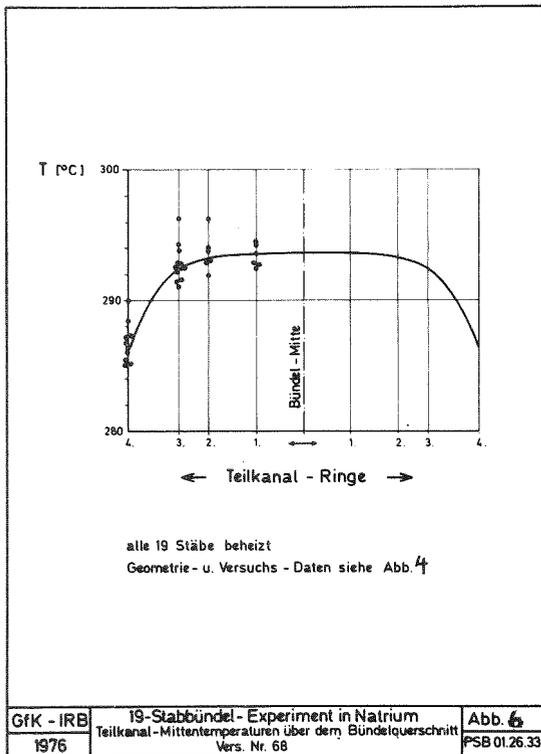
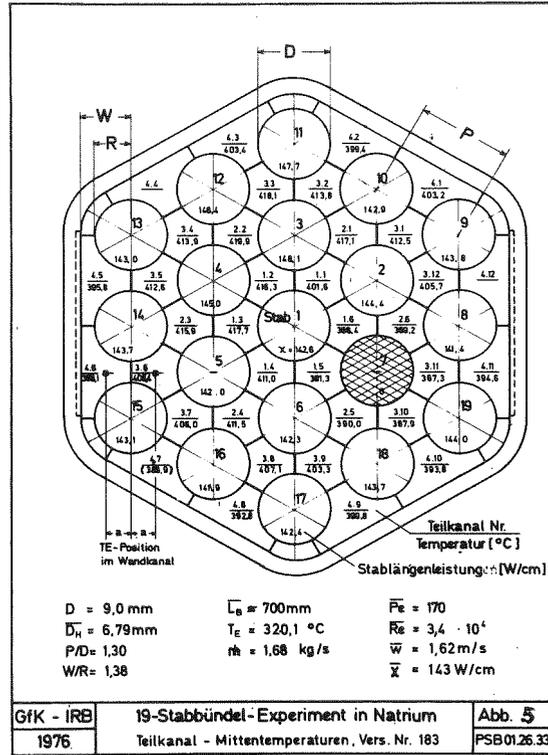
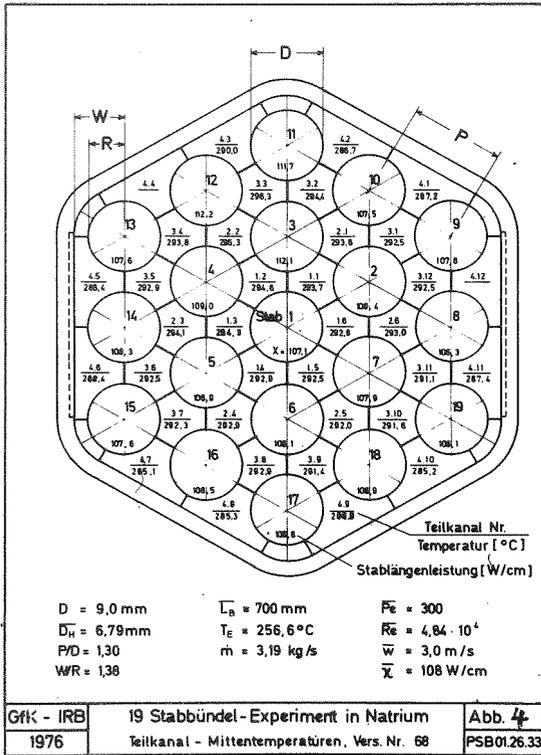
Zur Erreichung dieses Ziels ist die richtige rechnerische Bestimmung der Massenstromverteilung eine Grundvoraussetzung für verbesserte Auslegungsrechnungen. Ausreichend genau kann dies mit der Nachrechnung der im natriumdurchströmten 19-Stabbündel-Experiment gemessenen Teilkanal-Mittentemperaturen geprüft werden. Dazu werden hier die Ergebnisse der beiden Versuchsreihen Nr. 58 und Nr. 183 mitgeteilt.

Die Abb. 4 und 5 enthalten neben den Stab- und Teilkanal-Nummern jeweils die gemessenen Stablängenleistungen in W/cm und Teilkanal-Mittentemperaturen in °C nach einer beheizten Länge von im Mittel 700 mm. Die beheizten Längen aller 19 Stäbe liegen zwischen 699 und 704 mm.

Der mittlere Wärmeverlust durch die Kastenwand beträgt ca. 1,2% der Gesamtleistung. Der axiale Abstand der vier funkenrodierten Abstandshalter /1/ (Höhe = 15 mm) beträgt jeweils 180 mm, der Abstand des letzten AH-Gitters bis zum Ende der beheizten Länge beträgt 117 mm.

Die in Abb. 4 angegebenen Teilkanal-Mittentemperaturen aus dem Versuch Nr. 68 (alle Stäbe beheizt) sind in Abb. 6 über dem Bündelquerschnitt grafisch aufgetragen. Die mittlere Streubreite von 80% der Thermoelemente mit gleichem Abstand von der Bündelmitte beträgt  $\pm 1,5$  K.

Im Versuch Nr. 183 waren alle Stäbe mit Ausnahme des Stabes 7 beheizt. Hierfür sind die aus Abb. 5 entnommenen Teilkanal-Mittentemperaturen über die Ecktraverse Stab 13/19 in Abb. 7 aufgetragen. Die Wärmesenke durch den unbeheizten Stab 7 bewirkt in seiner näheren Umgebung eine starke Temperaturabsenkung mit besonders steilen Temperaturgradienten zur Bündelmitte hin. Die Streubreite der TE-Meßwerte bei derartig großen Ungleichmäßigkeiten in der Leistungsfreisetzung ist naturgemäß auch groß (Meßstellen 1.1 und 1.4), insbesondere wirken sich an solchen Stellen nicht zu vermeidende Geometriefehler bezüglich der Meßspitzen-Position in den Teilkanälen relativ stark aus.



## 2. Untersuchungen in Wasserströmung

(K. Dres, W. Seeger, G. Trippe, IRB)

Zur Fortführung der Messungen von Geschwindigkeitsfeldern in einem wasserdurchströmten 19-Stabbündel-Modell /1/ waren Untersuchungen zur Meßtechnik und zur Anströmung des Bündels erforderlich.

- Eichmessungen zur Richtungsempfindlichkeit von Pitotrohrsonden wurden mit verschiedenen Sondengeometrien durchgeführt. Abb. 8 zeigt die Richtungscharakteristik der bei den Geschwindigkeitsmessungen im Bündel verwendeten Sonde, deren Kopfform sich als die günstigste erwies für Messungen über den großen Bereich von  $0^\circ$  bis  $60^\circ$  Schräganströmung.
- Messungen im Einlauf vor dem Bündel zeigen nunmehr befriedigende Ausströmverhältnisse. Sie bestätigen die kastenprofilförmige, symmetrische Anströmung des Bündels durch konstanten Geschwindigkeitsverlauf bis in den wandnahen Bereich ( $y/R < 0,1$ ) bei einer Schwankungsbreite von  $\pm 5\%$  für alle in Frage kommenden Volumendurchsätze.

Die Messungen für die eingelaufene und ungestörte Strömungsverteilung im 19-Stab-Bündel wurden fortgeführt und vorläufig abgeschlossen. Abb. 9 zeigt die aus den bisherigen Messungen resultierende Strömungsverteilung als zusammenhängendes Isotachenfeld. In Abb. 10 ist vergleichsweise die mit dem Rechenprogramm VELASCO /2/ errechnete Strömungsverteilung aufgetragen. Bei allgemein relativ guter Übereinstimmung der Rechnung mit den Meßergebnissen ergibt sich als einziger deutlicher Unterschied der zu hoch errechnete Massendurchsatz im Wandkanal. Dies soll durch weitere Messungen am 19-Stabbündel mit größerer Stablänge (gegenüber der hier vorliegenden) untermauert werden.

---

/1/ KFK-Bericht 1276/1, S. 126-6

/2/ W. Eifler, R. Niysing: VELASCO Velocity Field in Asymmetric Rod Configurations EUR 4950e, 1973

Die Vermessung funkenerodierter Abstandshalter (AH) wird fortgesetzt durch Geschwindigkeitsmessungen hinter dem AH unter Variation der Entfernung. Durch Aufintegration der Isotachenfelder wird der Massendurchsatz in den einzelnen Unterkanälen und dessen Veränderung ermittelt, woraus sich die Kühlmittelumverteilung ergibt. Hierfür wurde ein Auswerteprogramm erstellt, das von nun an nach Eingabe der Meßdaten fertige Isotachenfelder zeichnet und die Unterkanalmassendurchsätze errechnet.

Veröffentlichung:

(1) R. Möller, H. Tschöke

Experimentelle Bestimmung von Temperaturfeldern in natrium-  
durchströmten Stabbündeln

Reaktortagung Düsseldorf, März/April 1976

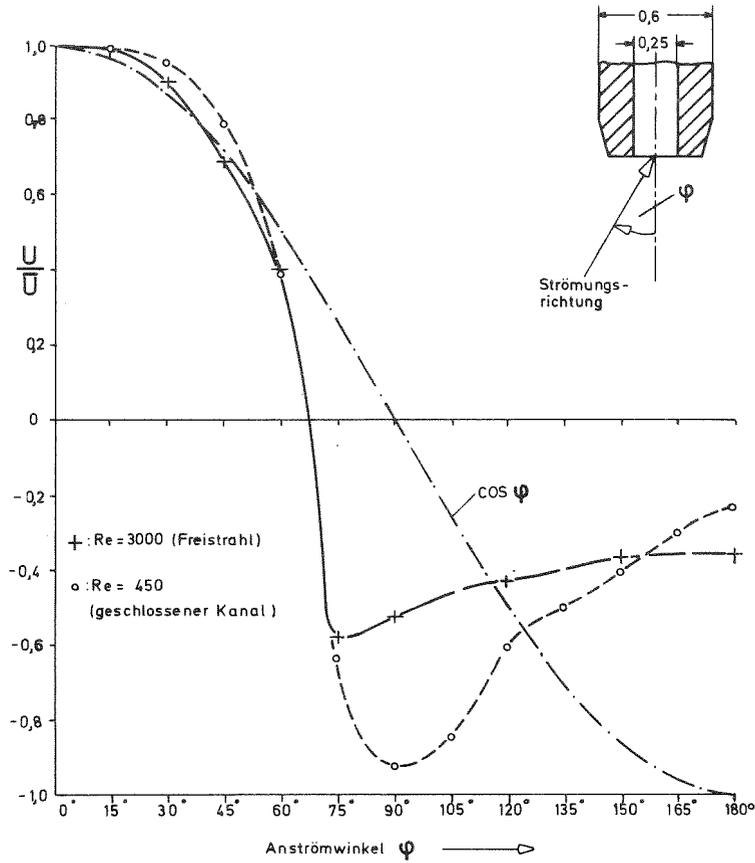


Abb. 8 Richtungscharakteristik Pitotrohrsonde

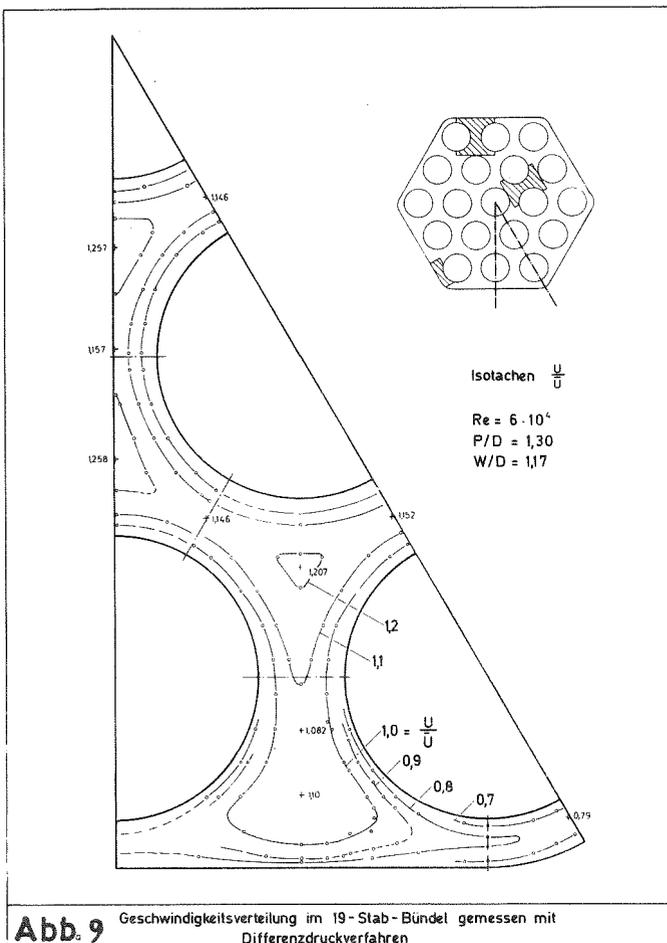


Abb. 9 Geschwindigkeitsverteilung im 19-Stab-Bündel gemessen mit Differenzdruckverfahren

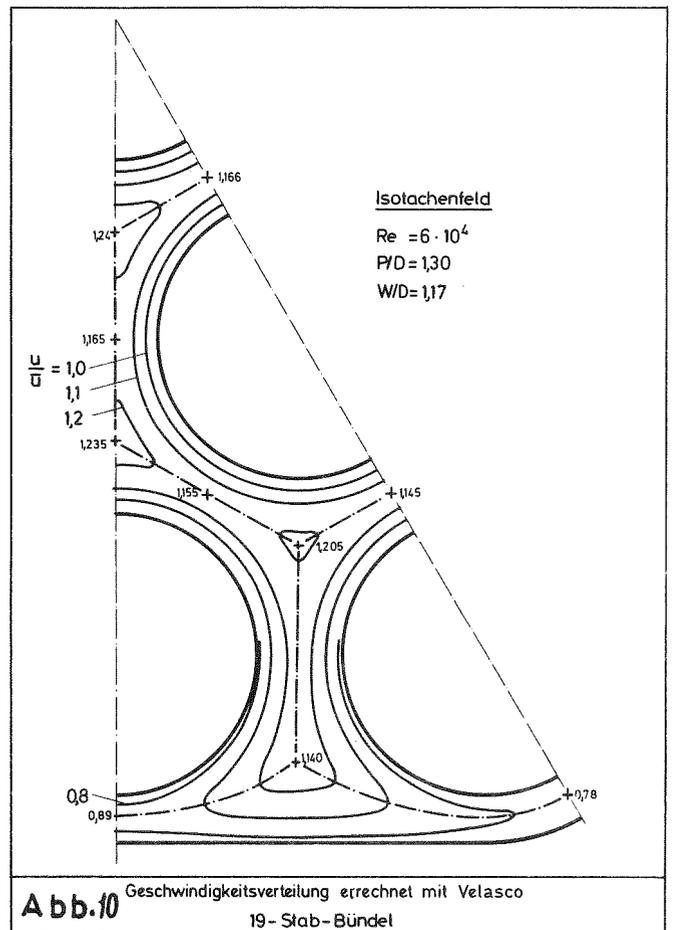


Abb. 10 Geschwindigkeitsverteilung errechnet mit Velasco 19-Stab-Bündel

1.26.37 Einfluss von Gasblasen auf die Temperaturverteilung einer thermisch hochbelasteten Oberfläche\*

(M. Chung, M. Khan, K. Marten, St. Müller, IRB)

Erste experimentelle Ergebnisse zum Einfluss von Gasblasen auf die Temperaturverteilung einer thermisch hochbelasteten Oberfläche in einer Natriumströmung wurden in /1/ berichtet. Es wurden dort die Ergebnisse der mit einem 7-Stab-Bündel mit gitterförmigen Abstandshaltern durchgeführten Versuche mit vorausberechneten Werten verglichen.

In den Brutelementen des SNR-300 sind Wendeldrahtabstandshalter vorgesehen. Da diese Abstandshalter die Strömungsvorgänge im Bündel wesentlich beeinflussen, sind Ergebnisse aus Untersuchungen an Bündeln mit gitterförmigen Abstandshaltern nur mit Einschränkung auf solche mit wendelförmigen Abstandshaltern übertragbar.

Um erste Aussagen über das Verhalten von im Kühlmittel mittransportierten Gasblasen in den Brutelementen zu erhalten, wurden daher mit vorhandenen Versuchseinrichtungen in  $H_2O$ -Strömung Messungen zur Gasblasenverteilung im Austrittsquerschnitt eines Bündels mit Wendeldrahtabstandshaltern durchgeführt (Stabzahl: 61; Stabdurchmesser: 6 mm; Stabteilung: 7,9 mm; Wendelsteigung: 300 mm). Das Gas (Luft) wurde vor dem Bündel eingegeben. Gemessen wurde der Gasanteil über eine Traverse im Austrittsquerschnitt des Bündels mittels einer speziell entwickelten Hochfrequenzmeßsonde. Variiert wurden der Massendurchsatz, der Gasanteil und die Lage der Gaseingabe vor dem Bündel.

Teststrecke mit der Lage der Gaseingabevorrichtung und der Hochfrequenzmeßsonde ist in Abb. 11 dargestellt. Die bisherigen Ergebnisse zeigen, dass die Gasverteilung im Bündelquerschnitt wesentlich durch den Gaseingabeort bestimmt wird. Dies geht für

---

\* BzFE-Nr. 451.1. /1/ Letzter Beitrag in KFK 1275/4, S. 126-13

zwei charakteristische Fälle aus Abb. 12 hervor. Der gemessene Gasanteil einzelner Teilkanäle liegt weit über dem Wert bei homogener Verteilung im Strömungsquerschnitt. So zeigt Kanal 4 der in Abb. 12 wiedergegebenen Traverse bei zentraler Aufgabe des Gases (Position IV) einen lokal erhöhten Anteil von maximal rund 40 %, während in den Teilkanälen 7 und 8 fast kein Gas gemessen werden konnte. Die aussermittige Lage des Maximums wird durch die Abstandshalter wesentlich mitbestimmt und gleichzeitig von den Teststreckeneinlaufbedingungen beeinflusst.

Die vorliegenden ersten Ergebnisse werden durch weitere systematische Untersuchungen ergänzt; sodann wird die Auswirkung der Gasblasenverteilung auf die Temperaturverteilung rechnerisch ermittelt.

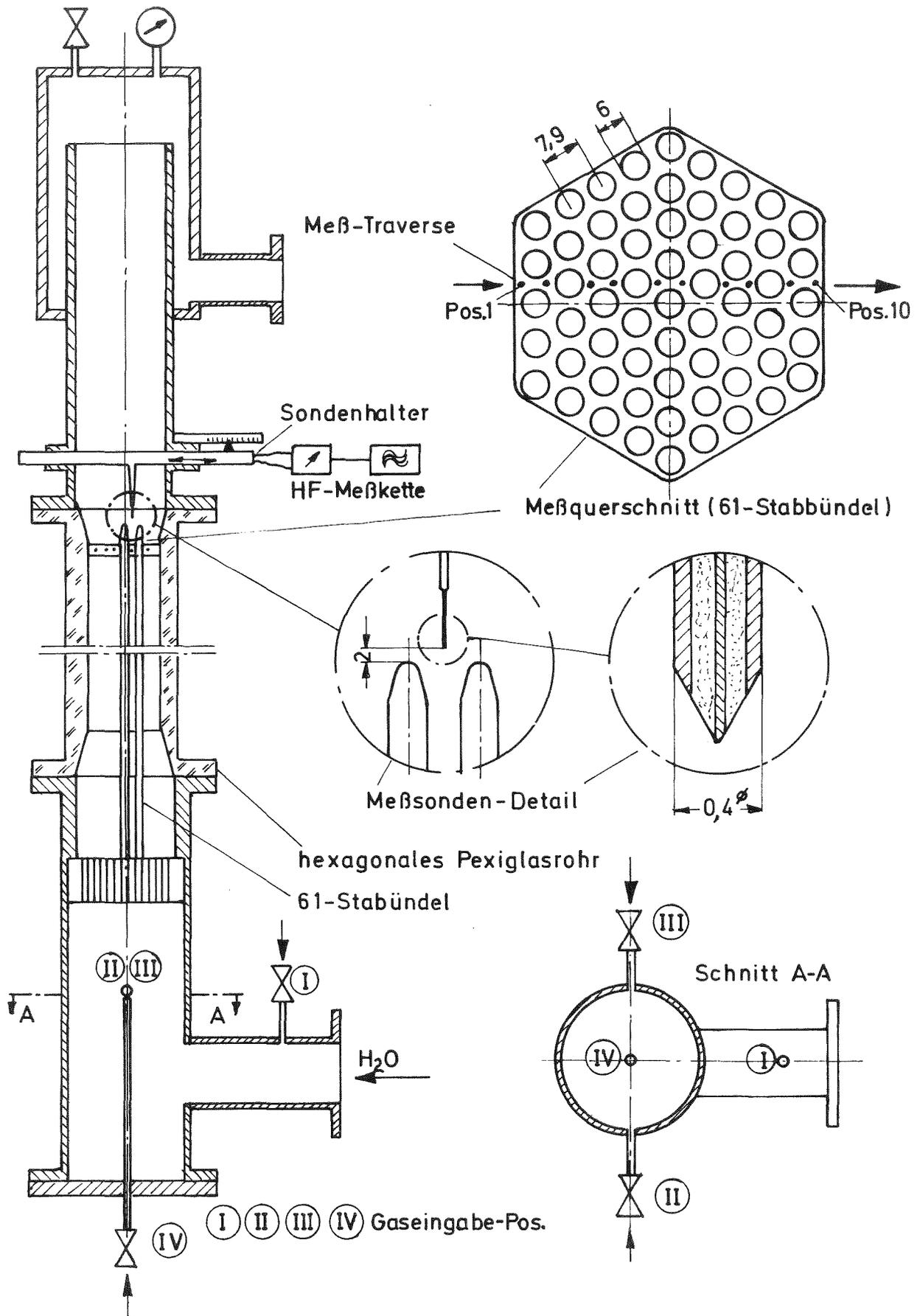
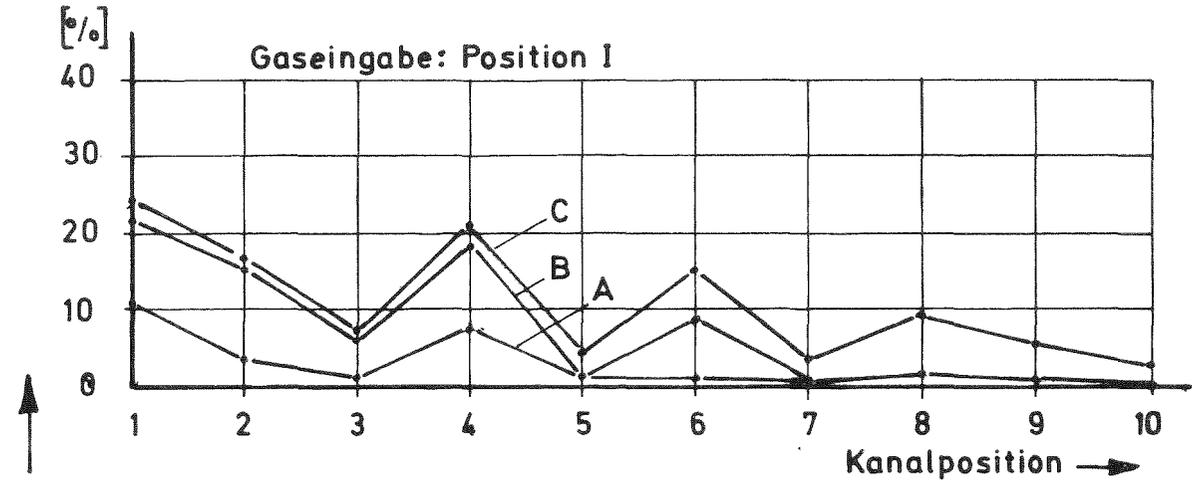
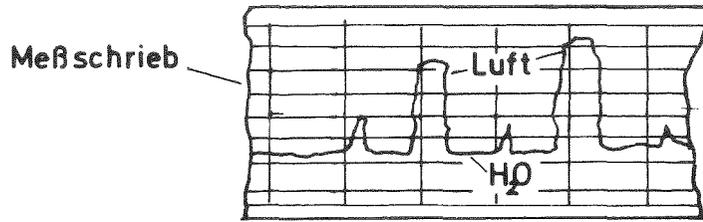


Abb.11 Teststrecke mit Meßsonde und Gaseingabe-Positionen



Wasser-Durchsatz [m<sup>3</sup>/h]: 8,5  
 Luft-Durchsatz [Nm<sup>3</sup>/h]: 0,17 (A)  
 0,44 (B)  
 0,63 (C)

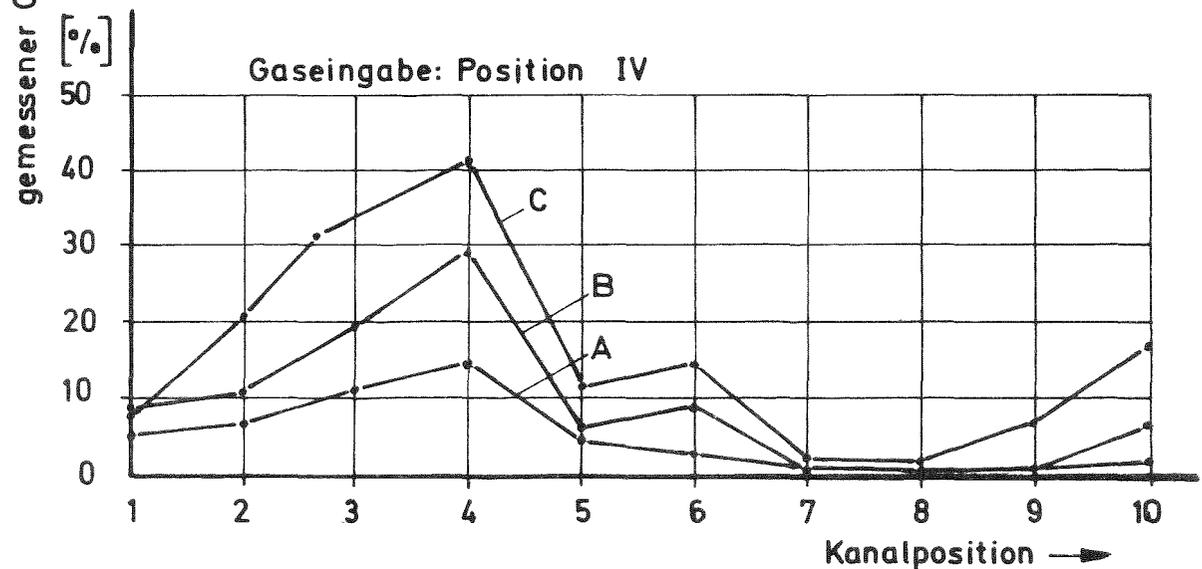


Abb.12 Gasanteil im Austrittsquerschnitt eines 61-Stabbüdels mit Wendeldrahtabstandshaltern ( $P/D=1,32$ ;  $H=300\text{mm}$ )

1. Druckverlustmessungen an Abstandshaltern in glatten und rauhen Stabbündeln (K. Rehme, G. Wörner, INR) <sup>+</sup>

Zur thermo- und fluiddynamischen Auslegung der Brennelemente eines gasgekühlten schnellen Brütters (GSB) mit künstlichen Rauigkeiten auf den Brennstoffoberflächen ist es erforderlich, Eingabedaten für den Druckverlust am Abstandshalter aus experimentellen Untersuchungen zu gewinnen. Während für den Druckverlust von Abstandshaltern in glatten Stabbündeln einige Informationen vorliegen /1/, ist für raue Stabbündel bislang nur eine Untersuchung veröffentlicht worden. Diese von Eaton /2/ durchgeführten Messungen ergaben, daß "die Druckverluste am Abstandshalter in rauhen Stabbündeln in der Regel etwa 10 % höher als in glatten Stabbündeln sind, obgleich die experimentelle Unsicherheit eine endgültige Schlußfolgerung nicht zuläßt." Die Messungen von Eaton wurden für Reynoldszahlen von  $Re = 7 \cdot 10^3 - 4 \cdot 10^4$  durchgeführt.

Für die Auslegung des 12-Stabbündels, das im BR2 bestrahlt werden soll, war es nötig, genauere Werte für den Druckverlustbeiwert zu kennen, vor allem auch für höhere Reynoldszahlen ( $Re = 7 \cdot 10^4$ ). Deshalb wurden Druckverlustmessungen mit dem Kalibrierelement (KFK 1275/2) als Testkanal durchgeführt. Die Untersuchungen erfolgten mit Wasser als Fluid im Wasserversuchsstand des INR /1/.

Der Abstandshalter, der in je einem glatten und rauhen 12-Stabbündel untersucht wurde, war durch Funkenerosion hergestellt. Die Abstützstellen bestanden aus Keramik, da der Abstandshalter vorher bei thermischen Untersuchungen (KFK 1275/2) verwendet worden war und die Keramik zur elektrischen Isolierung der direkt beheizten Stäbe erforderlich war. Das Stababstandsverhältnis betrug  $P/D = 1.39$  für das glatte und  $P/D_{vol} = 1.41$  für das raue Stabbündel, das Wandabstandsverhältnis betrug  $W/D = 1.22$  in glatten bzw.  $W/D_{vol} = 1.24$  im rauhen Bündel. Die Querschnittsversperrung durch das Gitter belief sich auf  $\epsilon = 0.348$  im glatten und  $\epsilon = 0.338$  im rauhen Bündel.

<sup>+</sup> Letzter Bericht KFK 1276/1, S. 127-1

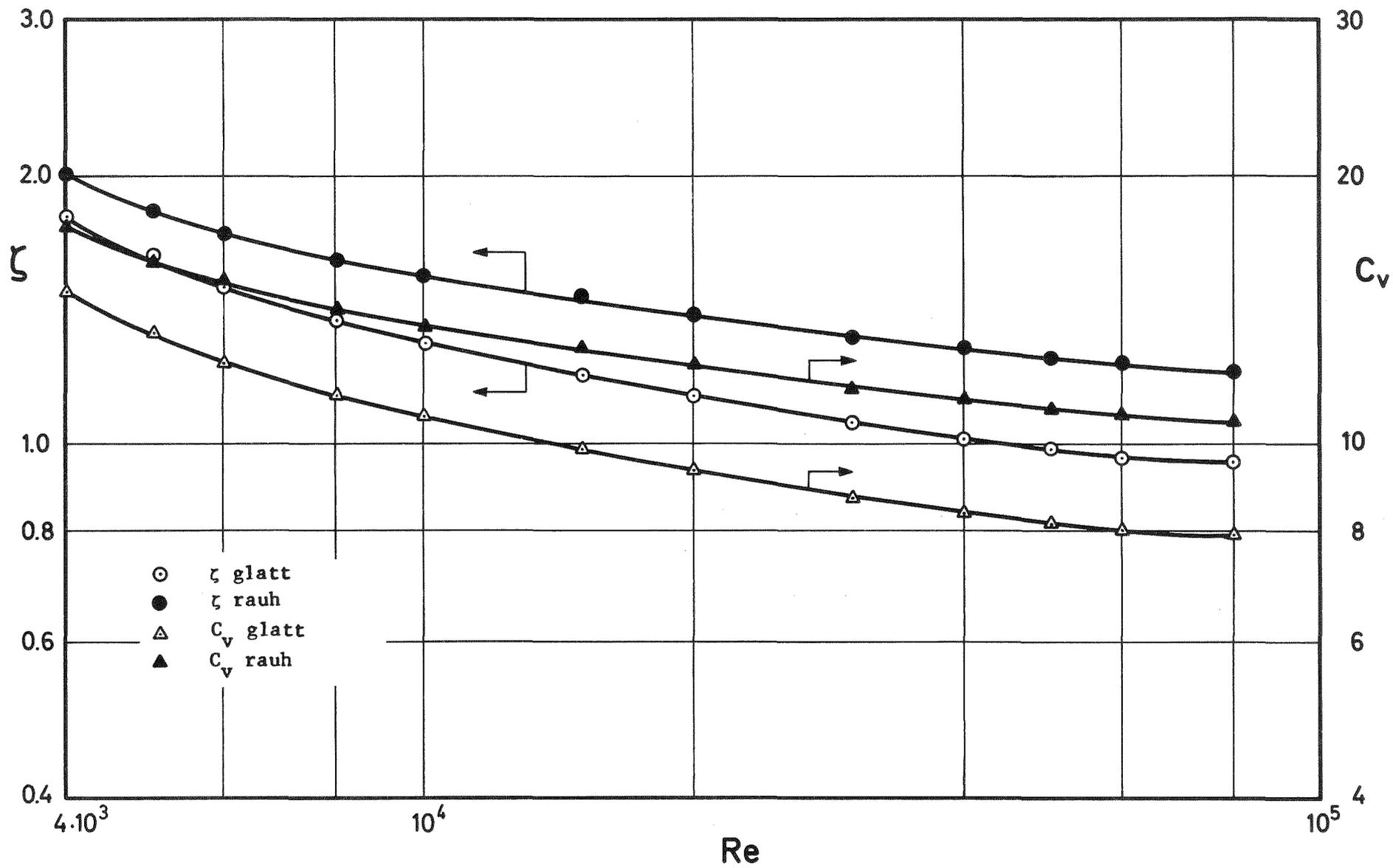


Abb. 1 Widerstandsbeiwerte und Verlustbeiwerte des Abstandshaltergitters als Funktion der Reynoldszahl

Der Druckverlust wurde einmal mit einem Gitter innerhalb der Meßlänge und einmal ohne Gitter, d.h. zwischen zwei Gittern, für einen Reynoldszahl-Bereich von  $Re = 4 \cdot 10^3 \div 7 \cdot 10^4$  gemessen. Aus der Differenz der beiden Messungen kann der Widerstandsbeiwert  $\zeta$  des Gitters ermittelt werden /1/ zu:

$$\Delta_{P_G} = \zeta \frac{\rho}{2} u_m^2 .$$

Mit der Querschnittsversperrung durch das Gitter  $\epsilon$  erhält man den modifizierten Verlustbeiwert  $C_v$  zu:

$$\zeta = C_v \cdot \epsilon^2 .$$

Abb. 1 zeigt die ermittelten Widerstandsbeiwerte  $\zeta$  und die Verlustbeiwerte  $C_v$  für das glatte und raue Stabbündel als Funktion der Reynoldszahl. Beide Koeffizienten sinken mit steigender Reynoldszahl. Es gibt einen beträchtlichen Unterschied zwischen den Werten für das glatte und das raue Stabbündel; die Werte für das raue Stabbündel sind höher. Die Widerstandsbeiwerte  $\zeta$  sind 26 % höher bei  $Re = 7 \cdot 10^4$  und 19 % bei  $Re = 10^4$ . Entsprechend der unterschiedlichen Querschnittsversperrung ist der Verlustbeiwert des Gitters im rauhen Stabbündel 34 % höher bei  $Re = 7 \cdot 10^4$  und 26 % bei  $Re = 10^4$  als im glatten Stabbündel. Dieser ziemlich große Unterschied, der deutlich außerhalb der Meßunsicherheit von etwa 5 % liegt, kann durch die größere Reibung an den Staboberflächen im Gitterbereich im Falle eines rauhen Stabbündels erklärt werden. Da in dem untersuchten 12-Stabbündel der Anteil der glatten Kanalwand relativ groß ist verglichen mit einem GSB-Brennelement von 271 Stäben /3/, müssen höhere Verlustbeiwerte für das GSB-Bündel erwartet werden. Außerdem wird sich der Verlustbeiwert mit der Länge des Abstandshaltergitters ändern. Um sichere Beziehungen für den Druckverlust des Abstandshalters des GSB zu gewinnen, sind weitere experimentelle Untersuchungen, möglichst an einem Originalmodell des GSB-Brennelements, erforderlich.

#### Literatur:

- /1/ K. Rehme, Nucl. Technology 17, 15 (1973)
- /2/ T.E. Eaton, D.Sc.Thesis, MIT (1975)
- /3/ P. Rau, Reaktortagung 1975, 463 (1975)

## 2. Grundlagenuntersuchungen zum Impuls- und Wärmetransport in Stabbündeln<sup>G</sup>

### Experimentelle Untersuchung des Geschwindigkeitsprofils in einem Eckkanal (E. Mensinger, K. Rehme, G. Wörner, INR)<sup>+</sup>

Die Auswertung der Meßergebnisse, die bei der Untersuchung der turbulenten Strömung in einem Eckkanal eines Stabbündels gewonnen wurden, ist inzwischen abgeschlossen. Am Luftversuchsstand III wurden der zeitliche Mittelwert der Strömungsgeschwindigkeit, die Turbulenzintensitäten, die Schubspannungen in der Strömung und die Verteilung der Wandschubspannung gemessen.

Der Stabdurchmesser betrug  $D = 157.5$  mm und das bei den Messungen vorliegende Wandabstandsverhältnis (Stabdurchmesser + engster Abstand zwischen Stab und Kanalwand bezogen auf den Stabdurchmesser) war  $W/D = 1.072$ . Die Reynoldszahl der Untersuchung - auf den Eckkanal bezogen - betrug  $Re = 6.07 \cdot 10^4$ . Die über den Strömungsquerschnitt gemittelte Geschwindigkeit wurde durch Integration der gemessenen Geschwindigkeitsverteilung bestimmt.

Die Meßgrößen wurden an insgesamt 454 Meßpunkten im Strömungsquerschnitt ermittelt, dabei war die Verteilung der Meßpunkte in Wandnähe dichter wegen der in Wandnähe größeren Gradienten.

Die aus den Meßergebnissen (mit Pitotrohren) ermittelte Geschwindigkeitsverteilung ist in Abb. 2 in Form von Isotachen dargestellt. Es zeigt sich, daß die Geschwindigkeitsverteilung nicht ganz symmetrisch ist, denn im engsten Querschnitt, der dem Wandkanal benachbart ist ( $\phi = 90^\circ$ ), sind die Geschwindigkeiten höher als im engsten Querschnitt zwischen den Eckkanälen ( $\phi = 0^\circ$ ). Die relativ höhere Geschwindigkeit im Wandkanal zieht einen Teil der Strömung im Eckkanal mit. Ähnlich wie bei den Ergebnissen im Wandkanal (KFK 1274/3) zeigen die Isotachen leichte Knicke, was auf das Vorhandensein von Sekundärströmungen hindeutet. Stärker ausgeprägt zeigt sich ein Einfluß von Sekundärströmungen bei den Turbulenzintensitätsverteilungen.

---

<sup>+</sup> Letzter Bericht KFK 1275/3, S. 127 - 11

Die gemessenen Wandschubspannungsverteilungen (mit Prestonrohren) sind in Abb. 3 dargestellt. An den engsten Querschnitten ist die Wandschubspannung am Stab etwa 25 % niedriger als bei  $\phi = 45^\circ$ , wo die höchsten Geschwindigkeiten auftreten. Ein Vergleich der gemessenen Wandschubspannungen an den beiden Kanalwänden des Eckkanals zeigt deutlich den Einfluß des benachbarten Wandkanals. Dieser Einfluß führt zu einem insgesamt flacheren Verlauf der Wandschubspannung im Bereich  $\phi = 0^\circ - 45^\circ$  verglichen mit dem Bereich  $\phi = 45^\circ - 90^\circ$ . Auch zeigt sich, daß das Minimum der Wandschubspannung bei etwa  $\phi = 15^\circ$  auftritt im Bereich  $\phi = 0^\circ - 45^\circ$ , während im Bereich  $\phi = 45^\circ - 90^\circ$  das Minimum bei  $\phi = 90^\circ$  auftritt. Insgesamt gesehen sind die Unterschiede der beiden Wandschubspannungsverteilungen an den Kanalwänden jedoch gering.

Veröffentlichung im Berichtszeitraum:

M. Peehs, P. Rau, M. Dalle Donne, K. Rehme

Entwicklung, Bau und Betrieb eines instrumentierten GSB-12-Brennelementmodelles, Reaktortagung 1976, Düsseldorf, Tagungsbericht S. 917-920.

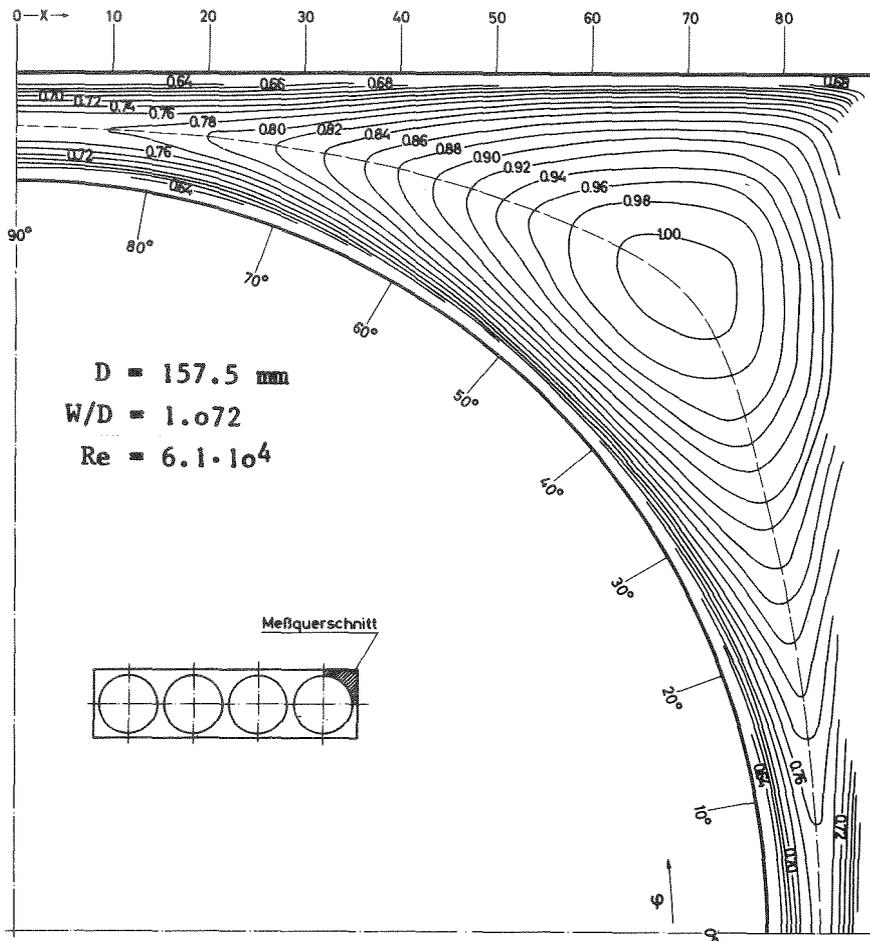


Abb. 2 Gemessene Geschwindigkeitsverteilung in einem Eckkanal

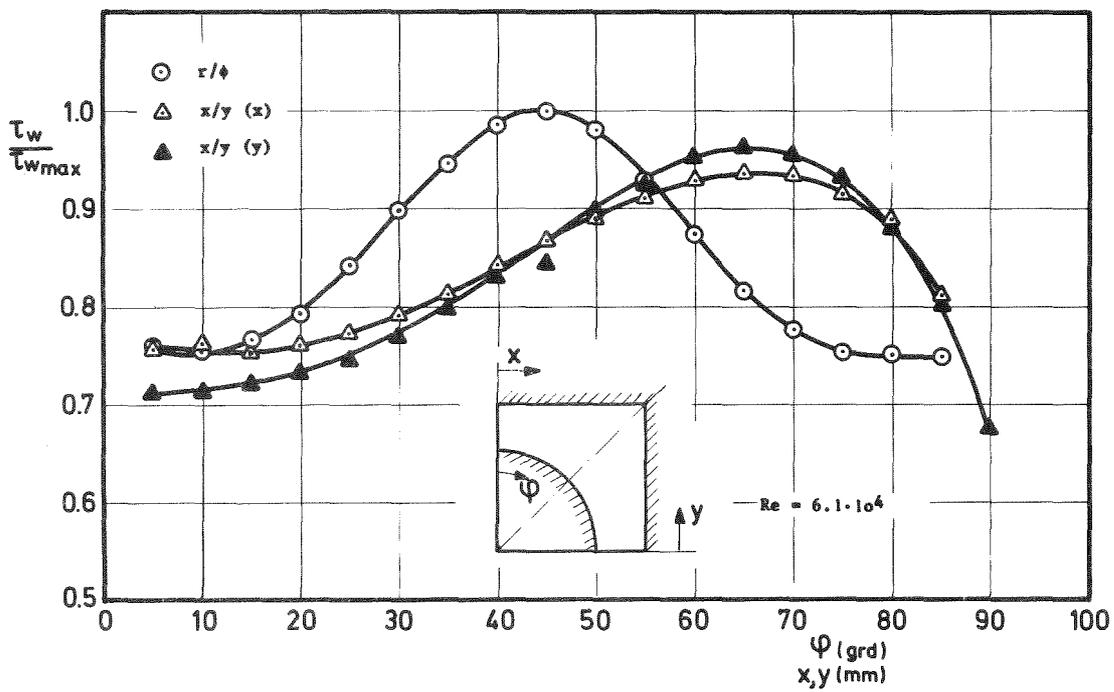


Abb. 3 Gemessene Wandschubspannungsverteilung in einem Eckkanal

1.28 ENTWURFSTUDIEN FÜR GASGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN1.28.1 Untersuchungen des Störfallverhaltens des GCFR von 1000 MWe mit dem digitalen Rechenprogramm PHAETON2 <sup>G</sup>

(D. Wilhelm, INR)

Zur Beurteilung der Sicherheit gasgekühlter Schneller Brutreaktoren ist beim jetzigen Stand der Auslegung eine detaillierte Berechnung von Unfallabläufen wünschenswert. Zu den wichtigsten Unfällen gehören die des Druckverlustes des primären Kühlgases und die des Versagens eines oder mehrerer Kühlgasgebläse. Der Unfallhergang soll in Abhängigkeit von der Zeit soweit verfolgt werden, als sich die Geometrie des Reaktorkerns nicht wesentlich ändert.

Im vorliegenden Fall wurde der 1000 MWe-Heliumgekühlte Schnelle Brutreaktor der KWU untersucht (siehe Referenzentwurf /1/). Der in FORTRAN IV geschriebene Code PHAETON2 berechnet den primären Heliumkreislauf und den sekundären Wasser/Dampf-Kreislauf /1/. Beide Kreisläufe sind über Wärmeaustauscher und über die gemeinsame Welle der Gebläsedampfturbine und des Heliumgebläses miteinander verbunden. Die Gebläsedampfturbine wird von dem gesamten Dampfdurchsatz des Sekundärkreislaufes zwischen der Speisewasserpumpe und der Hauptdampfturbine des elektrischen Generators beaufschlagt. Der Reaktorkern wird durch eine Anzahl repräsentativer Brennstäbe simuliert, die Reaktorleistung wird über die Punkt-kinetik ermittelt.

Kernstück des Codes ist die Beschreibung der Kühlmittelströmung und der daran angrenzenden Strukturmaterialien, zu denen auch die Brennstäbe gerechnet werden. Es werden die eindimensionalen fluiddynamischen Gleichungen in einem die Reaktorkreisläufe simulierenden Modell gelöst. Wegen des großen Rechenaufwandes einer simultanen Lösung aller drei fluiddynamischen Gleichungen im Primärkreislauf wird eine Methode zur Abkopplung der Energiegleichung von der Impuls- und Massengleichung angewendet.

---

<sup>G</sup> Letzter Beitrag in KFK 1275/4, S. 128-1

/1/ KWU Erlangen, unveröffentlichter Bericht

Für die Lösung der Impuls- und Massengleichung wird der Reaktorkreislauf in eine Anzahl von Hohlräumen aufgeteilt, die durch Rohrleitungen geringen Volumeninhaltes verbunden werden. Die Hohlräume repräsentieren Orte konstanter Dichten und Temperaturen mit adiabaten Wänden, die Rohrleitungen Linien konstanter Massendurchsätze. Die Rohrleitungen werden ihrerseits in Abschnitte konstanter Heliumstoffwerte unterteilt, in denen die Energiegleichung unter Berücksichtigung des Wärmeaustausches mit der Wand gelöst wird.

Bei der Lösung der Impuls- und Massengleichung muß im Bereich der Hohlräume wegen der Kompressibilität von Helium eine einfache Form der Energiegleichung hinzugefügt werden. Massen- und Energiegleichung sind hier in einer so einfachen Form, daß mit ihnen die Temperatur und der Druck in der unverkürzten Impulsgleichung substituiert werden können. Damit ist nur noch ein Gleichungssystem für den Massendurchsatz zu lösen, was zu einer starken Verminderung der Rechenzeiten führt. Dabei ist die Methode in der Lage, die Naturkonvektion mitzuberücksichtigen.

Im Bereich der Rohrleitungen wird die vollständige Energiegleichung mit Hilfe einer expliziten Methode gelöst, die auch bei verschwindenden Heliumgeschwindigkeiten und bei Strömungsumkehr stabil ist. Durch den Lösungsansatz für die Temperatur, bei dem in einen transienten und einen stationären Term aufgeteilt wird, entstehen eine gewöhnliche und eine partielle Differentialgleichung. Während die Lösung der stationären Energiegleichung bei verschiedenen Randbedingungen bekannt ist, muß für die partielle Differentialgleichung ein zeitlicher Verlauf der Temperatur des in den Abschnitt konstanter Heliumstoffwerte eintretenden Heliums vorgegeben werden. Ist diese Funktion mindestens linear, so lassen sich rasch explizite Lösungen angeben.

Im Sekundärkreislauf wird der Durchsatz iterativ bestimmt, wobei die Turbomaschinen mit Hilfe von Tabellen berechnet werden und wobei angenommen wird, daß das Fluid nur im Bereich des Wärmetauschers kompressibel wird. Die Enthalpien von Wasser werden über eine Energiegleichung ermittelt, deren Lösung ähnlich der im Primärkreislauf ist.

Die Eingabe zur geometrischen Fixierung des Reaktormodells ist in PHAETON2 flexibel gestaltet, sodaß eine Reihe von Konfigurationen untersucht werden kann. Für den 1000 MWe-Reaktor besteht z.Z. eine Version mit je zwei Primär- und Sekundärkreisläufen, von denen der eine eine Anzahl von intakten, der andere eine Anzahl von defekten Kreisläufen simuliert. Dabei wird der Reaktorkern von lediglich vier repräsentativen Brennstäben simuliert, von denen sich drei im Kern und einer im radialen Brutmantel befinden.

Eine weitere Version simuliert nur je einen Primär- und Sekundärkreislauf, jedoch 13 Brennstäbe, davon drei im radialen Brutmantel. Außerdem wurden Störfälle mit Naturkonvektion gerechnet, wobei die geodätischen Höhen der Wärmetauscher stark verändert wurden.

Die bisher untersuchten Unfälle lassen sich in Druckverlust- und Durchsatzverlustunfälle aufteilen.

Für die Reihe der Druckverlustunfälle mit Reaktorschnellabschaltung sollen die in Abb. 1 dargestellten Ergebnisse diskutiert werden. Zur Zeit  $t = 1$  sec wird im Eintrittsplenium eines Heliumgebläses ein Leck geöffnet. Es wird angenommen, daß die Dichtung des Deckels versagt, der eine der die Wärmeaustauscher aufnehmenden Kavernen abschließt. Der Druck im Primärkreislauf fällt daraufhin fast exponentiell mit einer Zeitkonstanten von 30 sec auf den Druck im Reaktorsicherheitsgebäude von 3 bar ab. Durch eine einfache Regelung wird dafür gesorgt, daß die Gebläsedrehzahl (siehe Abbildung) zunächst stark reduziert wird, damit die Unterkühlung des Reaktors in Grenzen gehalten wird. Mit fallender Kühlmitteldichte ist ein Hochfahren der Gebläsedrehzahl auf den Nennwert notwendig. Die resultierenden Hüllrohrtemperaturen (siehe Abb. 1) fallen zunächst wegen der Schnellabschaltung bei gleichzeitigem hohem Kühlgasdurchsatz, wegen abnehmender Heliumdichte steigen sie im folgenden auf ein Maximum bei  $t = 250$  sec. Die Maximaltemperaturen übersteigen die Auslegungstemperaturen nur unwesentlich, sodaß bei einem Gegendruck im Reaktorsicherheitsgebäude von 3 bar ohne ernsthafte Schäden gerechnet werden kann. Die Untersuchungen weiterer Druckverlustunfälle dieser Art zeigen, daß der Gegendruck im Sicherheitsgebäude nicht auf 1 bar sinken darf, da die daraus resultierenden Heliumdichten des Primärkreislaufes zu gering sind, um für eine ausreichende Nachwärmeabfuhr zu sorgen.

Bei den Druckverlustunfällen ohne Schnellabschaltung ist es interessant, wie lange es dauert, bis Teile des Reaktorkernes abschmelzen. Abb. 2 zeigt Ergebnisse zu einem Druckverlustunfall mit einer Zeitkonstanten von 30 sec, wobei das Leck wieder bei  $t = 1$  sec geöffnet wird. Die Regelung des Sekundärkreislaufes sieht vor, daß der Wasserdurchsatz proportional zum Heliumdurchsatz hinuntergefahren wird, wobei die Drehzahl der Gebläse auf dem Nennwert festgehalten wird.

Die resultierenden Heliumdurchsätze (siehe Abb. 2 ) fallen nahezu exponentiell ab, bis die Pumpgrenze des Gebläses im defekten Kreislauf erreicht wird. Das führt zu einer raschen Verminderung der Durchsätze. Währenddessen sind die Hüllrohrtemperaturen (siehe Abbildung) stetig gestiegen und haben Werte erreicht, bei denen Teile des Hüllrohres abschmelzen. Die durch das Abschmelzen hervorgerufenen Reaktivitätsrückwirkungen wurden hier nicht berücksichtigt, jedoch zeigt die Kurve für die normierte Leistung (siehe Abb. 2 ) den Einfluß von Doppler-, Void- und Ausdehnungskoeffizienten. Der Anstieg der Leistung kurz nach dem Unfallbeginn ist eine Folge der positiven Voidrückwirkung, durch die Brennstoffaufheizung wirkt der negative Doppler-Koeffizient dem entgegen. Zur Zeit des Erreichens der Schadensgrenze ( $t = 25$  bis 30 sec) hat die Leistung bereits ein Maximum überschritten.

Als Konsequenz des Unfallverlaufes muß gefordert werden, daß bei zunächst völligem Versagen des Schnellabschaltens innerhalb von 20 sec ein aktives Schutz- oder Abschaltssystem eingeschaltet werden muß, wenn es nicht zum Hüllrohrschmelzen kommen soll.

Die Durchsatzverlustunfälle sollen anhand der in Abb. 3 dargestellten Ergebnisse diskutiert werden. Es wird angenommen, daß die Antriebsleistung sämtlicher Gebläse plötzlich auf Null sinkt. Außerdem wurde der Wärmeaustauscher soweit angehoben, daß er ca. 10 m über dem Reaktorkern liegt, unabhängig von der Berücksichtigung der Durchführbarkeit einer solchen Veränderung der Primärkreislaufkonfiguration. Damit wurde untersucht, ob die Naturkonvektion ausreicht, den Kern eines abgeschalteten Reaktors ausreichend zu kühlen. Da das Trägheitsmoment des Gebläsewellensystems klein ist, sinkt die Drehzahl rasch ab (siehe Abbildung). In der Nähe des Stillstandes der Welle besteht die Gefahr des Erreichens der Pumpgrenze. Fördert das Gebläse kein Helium mehr, so kehrt sich die

Strömungsrichtung im Reaktorkern um, was zu einer Initiierung der Naturkonvektion entgegen der normalen Richtung der Zwangskonvektion führt. Die Heliumdurchsätze streben daraufhin einem stationären Wert zu. Als Folge des Durchsatzverlustes steigen die Hüllrohrtemperaturen (siehe Abb. 3) und erreichen ein Maximum zur Zeit der Durchsatzumkehr.

Weitere hier nicht dargestellte Ergebnisse (siehe /1/) zeigen, daß die Wärmesenke weit über den Reaktorkern angehoben werden muß, damit die Nachwärme allein durch Naturkonvektion abgeführt werden kann. Dabei ist in allen untersuchten Fällen eine Durchsatzumkehr nicht zu vermeiden, wenn es zu einem Stillstand der Gebläsewelle kommt.

#### Veröffentlichung:

- (1) D. Wilhelm, Beitrag zur Störfallanalyse von gasgekühlten Schnellen Brutreaktoren mit digitalen Simulationsprogrammen, KFK 2299, Karlsruhe 1976

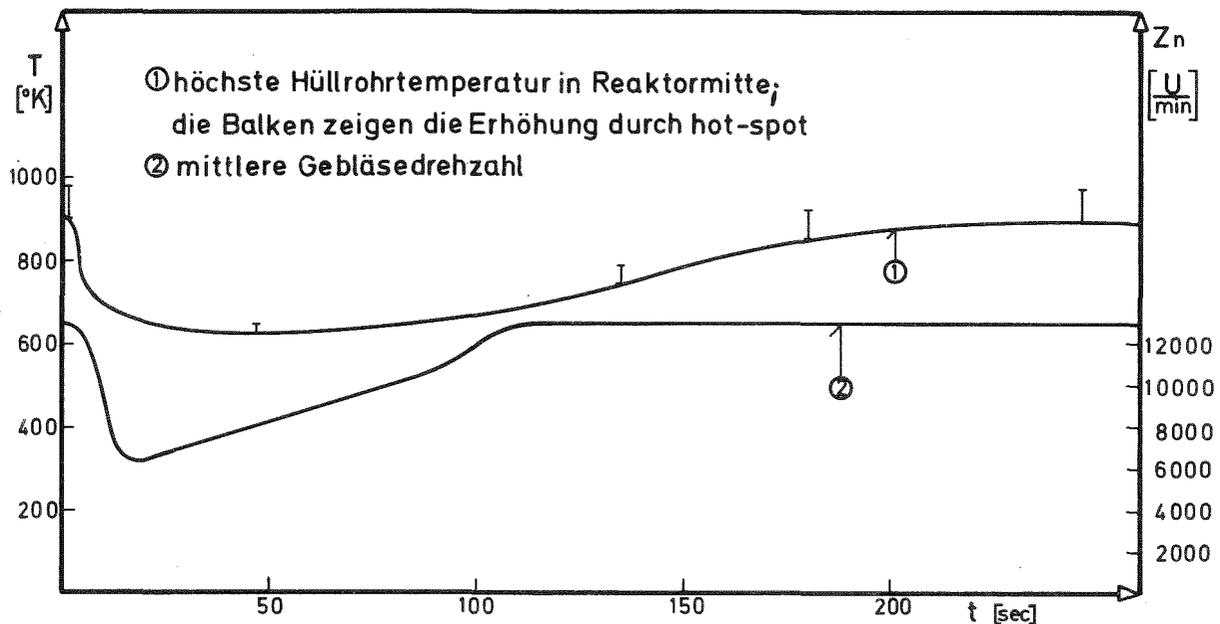


Abb.1 Druckverlustunfall mit Schnellabschaltung

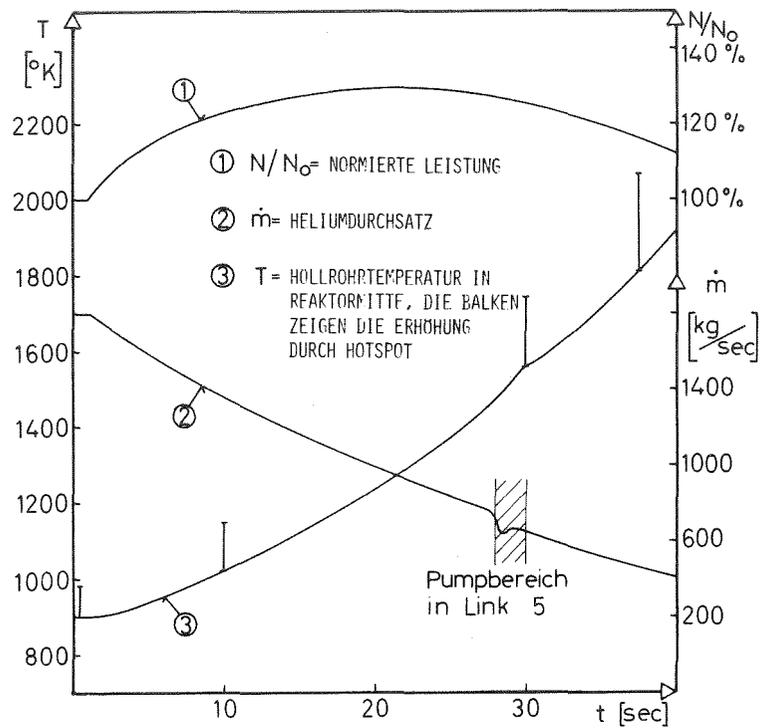


Abb.2 Druckverlustunfall ohne Schnellabschaltung

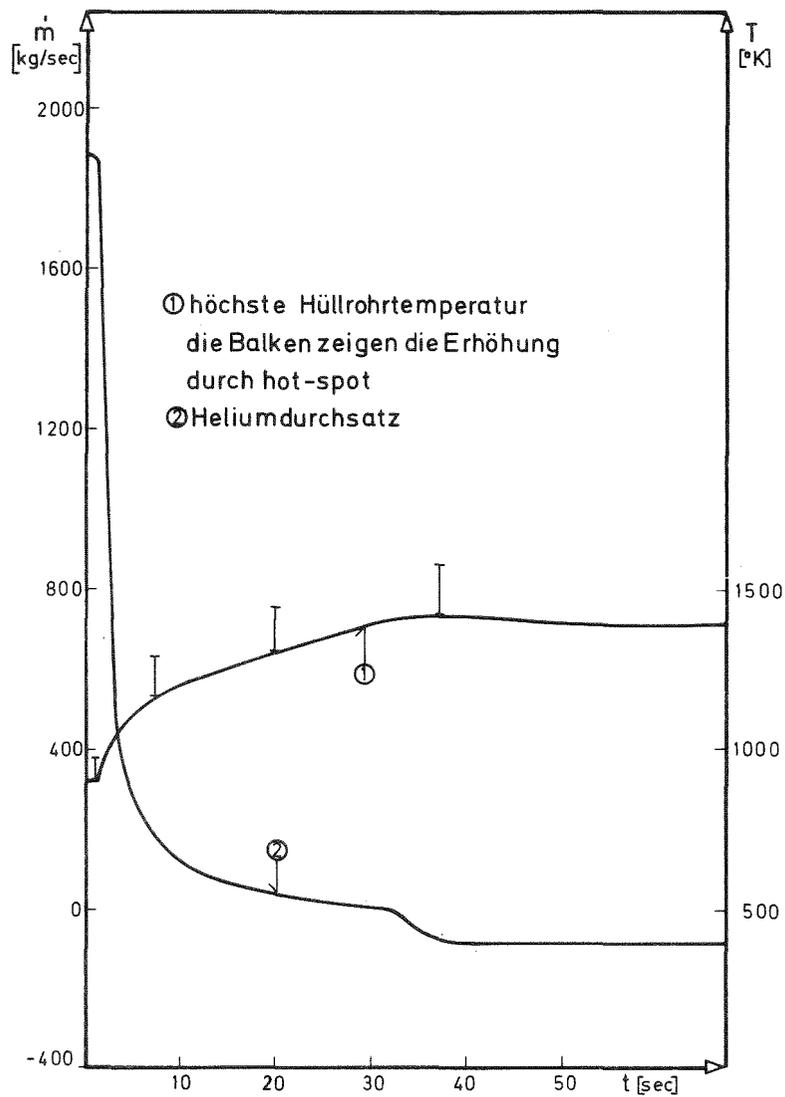


Abb.3 Durchsatzverlustunfall mit Schnellabschaltung

- 1.29            ENTWURFSSTUDIEN ZU Na-GEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN
- 1.29.1        Forschungsarbeiten zur Reaktorkernauslegung
- 1.29.11      Berechnung turbulenter Geschwindigkeitsfelder in  
einem Stabbündelwandkanal mit dem Programmsystem  
VERA-TERA <sup>6</sup>

(Z. Farago, IRE)

Letzter Bericht in KFK 1275/4, S.129-1

Mit Hilfe des im vorhergehenden Bericht beschriebenen Geometrieprogramms über die Erstellung eines krummlinig-orthogonalen Koordinatennetzes in einem Stabbündelwandkanal wurden jetzt erstmals turbulente Geschwindigkeitsfelder und andere für den Impulstausch kennzeichnende Größen mit dem erweiterten Rechenprogramm VERA-TERA [1] berechnet.

Die ermittelten Geschwindigkeits- und Turbulenzprofile eines Stabbündelwandkanals unterscheiden sich sehr deutlich von denen eines Zentralkanals. Der prinzipielle Unterschied zwischen der turbulenten Strömung in einem Zentralkanal und der turbulenten Strömung in einem Wandkanal liegt im Bestehen bzw. Nichtbestehen einer geometrischen Symmetrielinie im entsprechenden Kanal. Bei symmetrischen Strömungen (wie Zentralkanal, Kreisrohr, Dreieckrohr, Viereckrohr, parallele Platten usw.) liegen die Linien maximaler Geschwindigkeit, minimaler Schubspannung (Nullschubspannung), minimaler Turbulenzintensität usw. unabhängig von der Reynoldszahl sowohl bei Laminarströmung als auch bei turbulenter Strömung auf der geometrischen Symmetrielinie des Kanals, d.h. die geometrischen und "hydrodynamischen" Symmetrielinien liegen übereinander. Bei asymmetrischer Strömung fehlt die geometrische Symmetrielinie, folglich fehlt auch eine eindeutige "hydrodynamische Symmetrielinie". D.h. die Linie maximaler Geschwindigkeit und die Linie minimaler Schubspannung stimmen nicht miteinander überein [2]. Als Folge dieser Nichtübereinstimmung ist die im Bereich der Maximalgeschwindigkeit liegende minimale Turbulenzintensität auch um einen Faktor 3 höher als beim Kreisrohr [3]. Ferner stimmt die Linie maximaler Geschwindigkeit bei Laminarströmung nicht mit der Linie maximaler Geschwindigkeit bei turbulenter Strömung überein, zudem ist die Linie maximaler Geschwindigkeit der turbulenten Strömung abhängig von

der Reynoldszahl.

Aus Abb. 1 ist die Verschiebung der Linie maximaler Geschwindigkeit deutlich ablesbar. In dieser Abbildung sind sowohl die Laminarströmung als auch die turbulente Strömung durch 12 Isotachen dargestellt. Die Verteilung der Isotachen erfolgte so, daß die quadratische Entfernung der Geschwindigkeit von der Maximalgeschwindigkeit konstant ist, d.h. für die Laminarströmung, bei der das Geschwindigkeitsprofil ein Parabel darstellt, entstand eine äquidistante Verteilung. Die gleiche Verteilungsfunktion hat bei der turbulenten Strömung (Strömungsmittel: trockene Luft,  $t = 20^{\circ}\text{C}$ ,  $p = 1 \text{ bar}$ ) eine Verdichtung der Isotachen an den Wänden zur Folge.

Aus Abb. 1 ist ersichtlich, daß sich die Linie maximaler Geschwindigkeit der turbulenten Strömung relativ zur Laminarströmung in Richtung Stab verschoben hat. Bei turbulenter Strömung in exzentrischen Ringräumen [4] verschiebt sich diese Linie in Richtung inneres Rohr (und zwar stärker in der engeren und schwächer in der weiteren Ringraumhälfte). Wenn wir den untersuchten Wandkanal als exzentrischen Ringkanal auffassen, wobei der Stab das Rohr vom kleineren Radius und die Kastenwand das Rohr vom größeren Radius verkörpert, so ist hier der gleiche Effekt eingetreten. Lediglich im Bereich des absoluten Geschwindigkeitsmaximums kann eine entgegengesetzte Tendenz beobachtet werden infolge der Rückwirkung des Nachbarstabes. Bei den Untersuchungen von Rehme [5] ist dieser Effekt aufgrund des anderen Stababstand - zu Wandabstandverhältnisses noch ausgeprägter zum Ausdruck gekommen.

Abb. 2 zeigt den Verlauf der Wandschubspannung an der Kastenwand bzw. an der Stabwand. Wenn wir den Wert der Wandschubspannung an der Kastenwand  $X = 0 \text{ mm}$  und an dem gegenüberliegenden Punkt, Stabwand  $\psi = 0^{\circ}$  miteinander vergleichen, sehen wir, daß die Schubspannung an der Stabwand den größeren Wert annimmt. Dies ist in guter Übereinstimmung mit der Tatsache, daß an dieser Stelle die Linie maximaler Geschwindigkeit näher zum Stab als zur Bündelwand liegt.

Literatur

- [1] R. Meyder:  
Bestimmung des turbulenten Geschwindigkeits- und  
Temperaturfeldes in Stabbündeln mit Hilfe von krumm-  
linig orthogonalen Koordinaten  
KFK 2029, September 1974
- [2] K. Rehme:  
Turbulente Strömung in konzentrischen Ringspalten  
KFK 2099, Mai 1975
- [3] E. Mensinger, K. Rehme, G. Wörner:  
Axiale Turbulenzintensität und azimutale Schubspannung  
bei turbulenter Strömung durch einen Stabbündelwandkanal  
PSB-Vierteljahresbericht, KFK 1275/2 - S. 1271.2
- [4] D. Weinberg, K. Dres, V. Rastetter, H. Völler:  
Untersuchungen im exzentrischen Ringraum  
PSB-Vierteljahresbericht, KFK 1274/4 - S. 1263.2
- [5] E. Mensinger, K. Rehme, G. Wörner:  
Geschwindigkeitsverteilungen in Wandkanälen von  
Stabbündeln  
PSB-Vierteljahresbericht, KFK 1274/3 - S. 1271.2

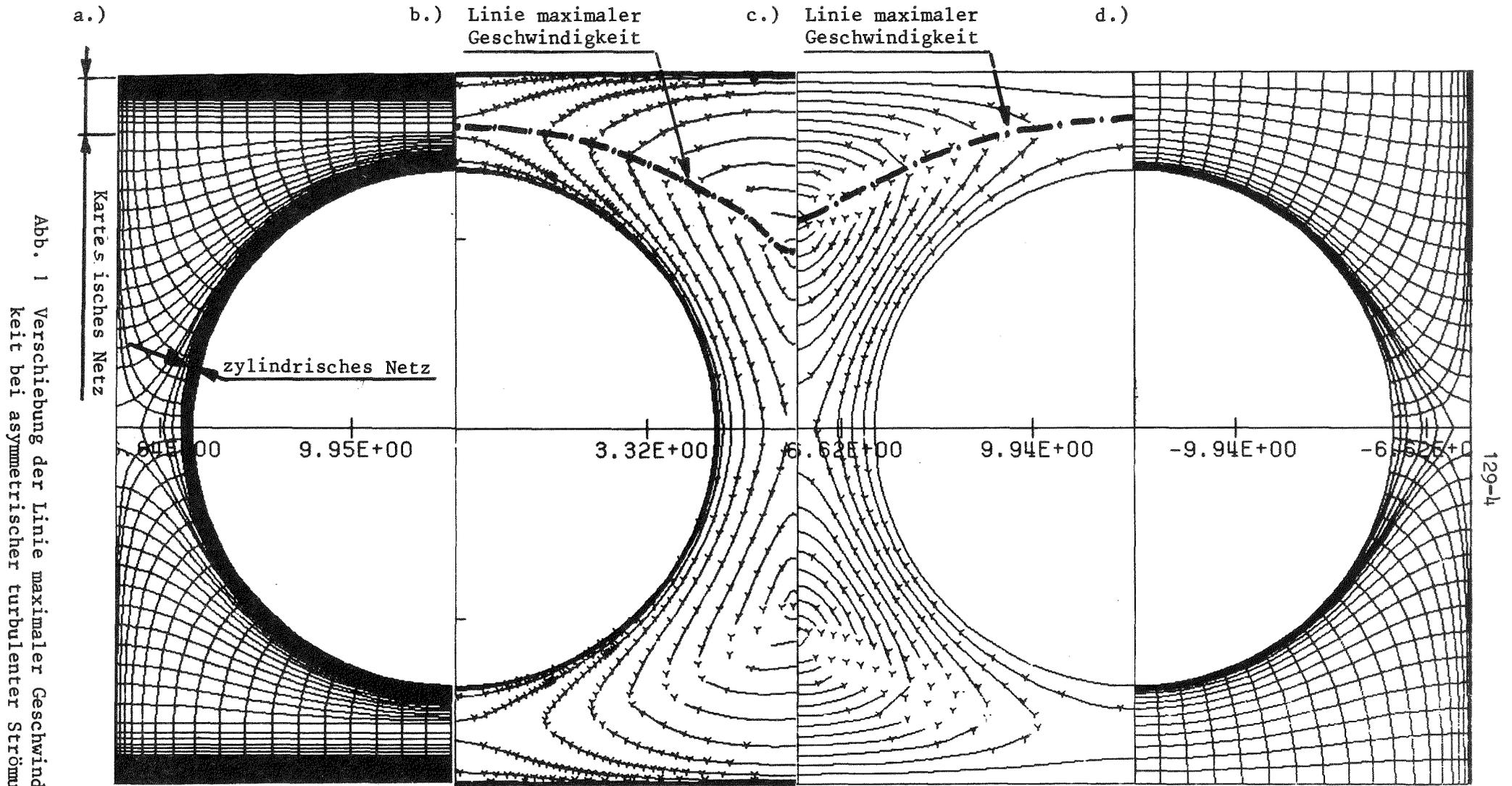


Abb. 1 Verschiebung der Linie maximaler Geschwindigkeit bei asymmetrischer turbulenter Strömung

Gemischtes Netz (Kartesisch, Krummlinig-orthogonal u. Zylindrisch) für Berechnung der turbulenten Strömung

Isotachen der turbulenten Strömung für Luft;  $Re = 82000$ ;  $D=9$ ;  $P/D=1.3$ ;  $W/D=1.19$ ;

Isotachen der Laminarströmung  
 $D=9$ ;  $P/D=1.3$ ;  $W/D=1.19$ ;

Krummlinig-orthogonales Netz für Berechnung der Laminarströmung

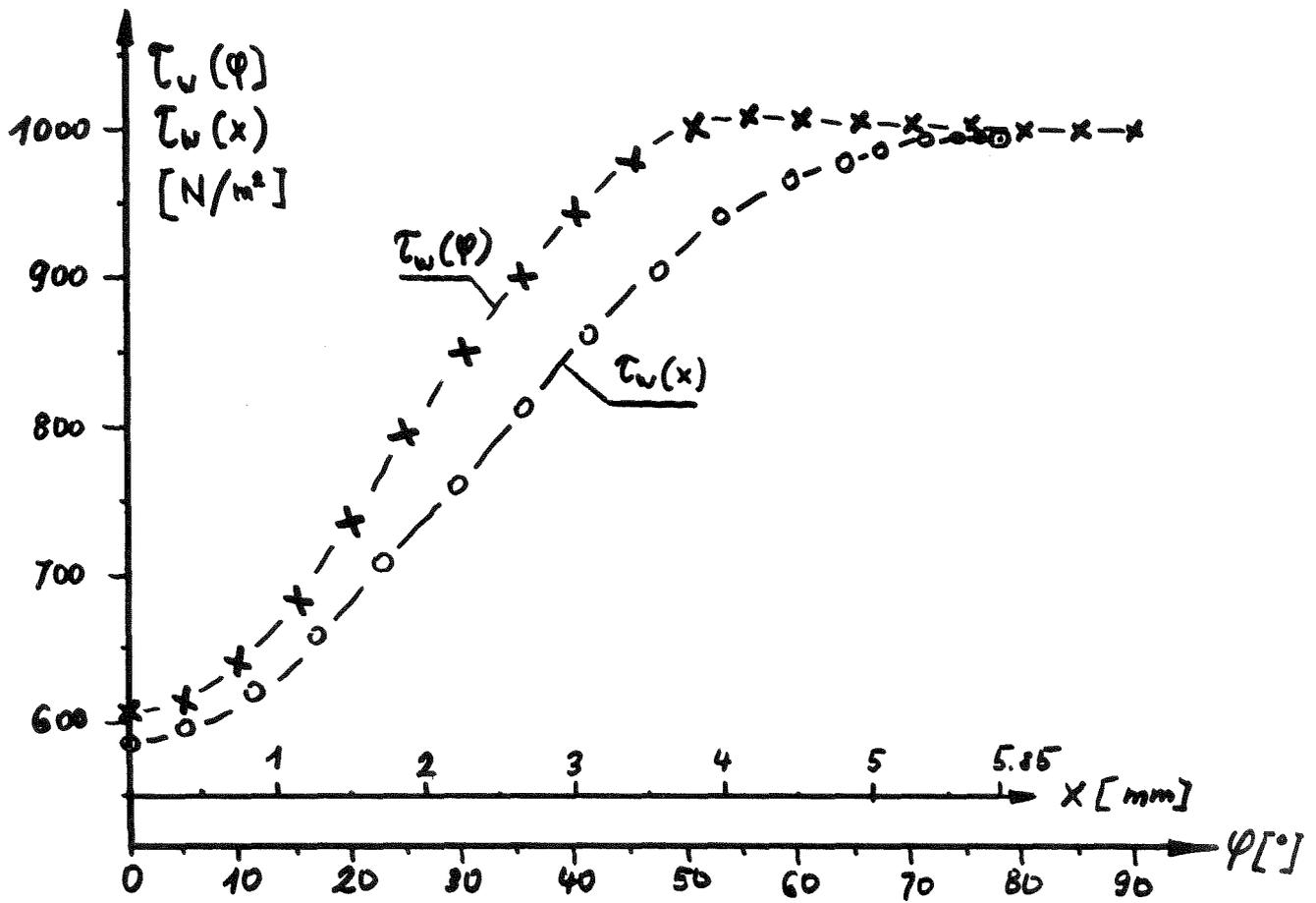
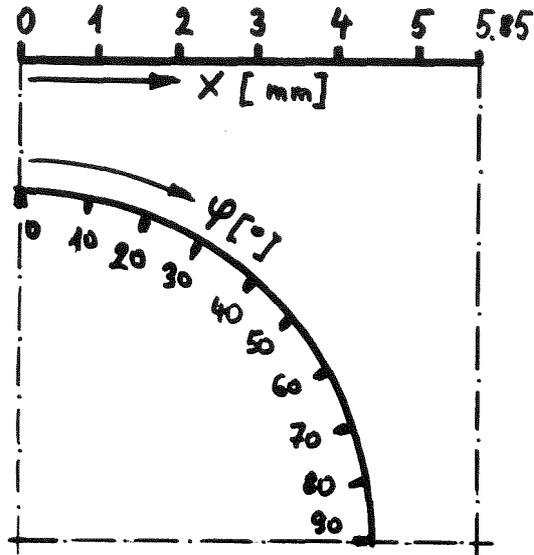


Abb. 2: Verlauf der Wandschubspannung an der ebenen Wand ( $\tau_w(x)$ ) bzw. an der Stabwand ( $\tau_w(\varphi)$ ).

- 1.29.13     Untersuchung der Austauschkoefizienten für  
               Impuls und Enthalpie in turbulenter Kanalströmung
- Erste Ergebnisse der direkten numerischen Simulation  
               von Temperaturfeldern bei turbulenter Natriumströmung<sup>6</sup>
- (G. Grötzbach, IRE)

Für die direkte numerische Simulation turbulenter Strömungen benutzt man u.a. die sogenannten Feinstrukturmodelle, die den Impuls- bzw. Wärmeaustausch derjenigen Wirbel wiedergeben sollen, der bei den kleinen, durch das verwendete Maschennetz nicht aufgelösten Wirbeln stattfindet. Im letzten Tätigkeitsbericht wurde aufgezeigt, daß das von TURBIT-1 [1] übernommene Impulsfeinstrukturmodell einige nicht physikalische Effekte aufweist, die speziell bei schlecht auflösenden Maschennetzen und bei Ringspalten zu wenig überzeugenden Ergebnissen führen. Es wurden dort auch Verbesserungen vorgeschlagen, die in diesem Berichtszeitraum in TURBIT-2 [2] eingebaut, getestet und optimal eingestellt worden sind. Die zwischenzeitlich berechneten Testfälle lassen darauf schließen, daß das erweiterte Modell diese Effekte nicht mehr, oder nicht mehr so stark zeigt, und daß der Anwendungsbereich zu kleineren Reynoldszahlen hin und größeren Maschennetzen erweitert werden konnte.

Empfindlichkeit der simulierten Temperaturfelder gegen Änderungen der Temperaturfeinstrukturkonstanten

Erst nach Abschluß der Arbeiten am Impulsmodell war es möglich, das Temperaturfeinstrukturmodell [2] optimal einzustellen. Bei der dabei durchgeführten Parameterstudie wurde bei den Prandtl-Zahlen  $Pr = 0.7$  und  $0.007$  die früher gemachte Erfahrung bestätigt, daß offensichtlich die Auflösung der Maschennetze in diesem Prandtl-Zahlenbereich für Temperaturschwankungen besser ist als für Geschwindigkeitsschwankungen, und daß dadurch die simulierten turbulenten Temperaturfelder relativ

<sup>6</sup> Letzter Bericht in KFK 1275/3, S. 129-1

unempfindlich gegen Änderungen der Feinstrukturkonstanten sind.

Speziell für  $Pr = 0.007$  und die Reynoldszahl  $Re = \bar{u} \cdot d/\nu = 300.000$  ( $d$  = Plattenabstand des Plattenkanals) zeigte sich, daß bei der Variation der Temperaturfeinstrukturkonstanten  $c_T$ , die z.B. nach [2] theoretisch bestimmt werden kann und den Wärmeaustausch wiedergibt, der durch die vom Maschennetz nicht aufgelösten kleinen Wirbel bewirkt wird, lediglich das Temperaturschwankungsfeld geringfügig beeinflusst wird, das zeitlich gemittelte Temperaturprofil aber nahezu unbeeinflusst bleibt. So erniedrigte sich der Maximalwert der Temperatur-rms-Werte  $\sqrt{\langle T'^2 \rangle}$  bei 5 facher Vergrößerung von  $c_T$  um nur 15 %, und erhöhte sich bei Verringerung auf  $c_T/100$  um weniger als 5 %. Wegen dieser geringen Empfindlichkeit, speziell im Bereich um den theoretischen Wert von  $c_T$ , und wegen des Fehlens ausreichend exakter experimenteller Ergebnisse (s.u.) wurde der Korrekturfaktor für  $c_T$  für  $Pr \leq 1$  dem des Impulsfeinstrukturmodells gleichgesetzt.

#### Auswertung eines simulierten Temperaturfeldes einer turbulenten Natriumströmung mäßiger Reynoldszahl

Die oben erwähnten Rechnungen wurden fast ausnahmslos mit Maschennetzen mit nur  $8 \times 8 \times 16$  Punkten durchgeführt. Nach Abschluß der besprochenen Test- und Optimierungsarbeiten werden seit kurzem auch feiner auflösende Maschennetze benutzt. Hier sollen kurz einige Ergebnisse diskutiert werden, die mit einem geringfügig feiner auflösenden Netz von  $32 \times 16 \times 16$  Punkten mit den Maschenweiten  $d \times (1/10 \times 1/8 \times 1/16)$  gewonnen wurden. Als Kanalgeometrie wurde der Plattenkanal gewählt; die Reynoldszahl betrug  $Re = 25.000$  und die Prandtl-Zahl  $Pr = 0.007$ . Die Feinstrukturkonstante  $c_T$  wird in diesem Falle nach der Theorie zu Null, d.h. die Temperaturschwankungen werden restlos durch das Maschennetz aufgelöst. Das Temperaturmodell enthält damit keine offenen Modellparameter!

Als Randbedingungen für das Temperaturfeld wurden konstante und gleiche Wandtemperaturen und eine homogen verteilte innere Wärmequelle im Fluid vorgegeben. Dies ermöglicht weitestgehend einen direkten Vergleich der gewonnenen Temperaturprofile usw. mit den bekannten Messungen in Rohren.

In Abb. 3 ist eine Momentaufnahme eines simulierten Temperaturfeldes längs eines Schnittes durch den Kanal in Höhenlinienform dargestellt. Das Bild zeigt, wie erwartet, eine randome Struktur. Es läßt erkennen, daß die größten Temperaturänderungen nicht in unmittelbarer Wandnähe auftreten, sondern etwa bei einem Wandabstand von  $0.2 \cdot d$  bis  $0.25 \cdot d$ . Diese Erkenntnis wird untermauert durch das Temperatur-rms-Werteprofil der Abb. 4.

Verglichen mit den experimentellen Ergebnissen von Fuchs [3], Bunschi [4] und Donath und Weinberg [5] wird der Ort der maximalen Temperaturschwankungen sehr gut wiedergegeben, nicht dagegen der Wert selbst. Dieser ist aus den experimentellen Ergebnissen lediglich aus den Angaben in [3] zuverlässig zu bestimmen und sollte danach bei vergleichbarer Peclet-Zahl  $Pe = Re \cdot Pr = 175$  ca. 0.09 betragen. Er ergibt sich in der Simulation aber zu  $\sqrt{\langle T'^2 \rangle_{\max}} / T^x \approx 0.16$ . Man kann allerdings leicht zeigen, daß die Differenz mit dem Vorgehen von Fuchs zu erklären ist, der ein Hochpaßfilter und einen "gleitenden Mittelwert" mit einer effektiven Eckfrequenz von 0.25 Hz und ein Tiefpaßfilter mit einer Eckfrequenz von 10 Hz benutzt hat. Das Tiefpaßfilter führt nach den Ergebnissen von Bunschi (bei  $Re = 80.000$ ) zu einer Reduktion der rms-Werte um ca. 30 % und der gleitende Mittelwert zu einer schwer abschätzbaren Reduktion, die nach Vergleich mit Geschwindigkeitsspektren (im Wellenzahlenbereich) von Lörcher [6] nahezu auch 30 % erreichen kann. Damit erscheint das numerisch gewonnene Ergebnis glaubhaft, zumal die zu diesen Temperaturfeldern gehörigen Geschwindigkeitsfeldauswertungen und die folgenden Größen wieder gute Übereinstimmung mit Experimenten zeigen.

So z.B. das in Abb. 5 wiedergegebene zeitlich gemittelte Temperaturprofil, das mit  $T^+_{\max} \approx 2.1$  ( $T^+ = \langle T \rangle / T^x$ ,  $T^x =$  "friction temperature") und einer resultierenden Nusselt-Zahl  $Nu = 6.58$  gut mit den experimentellen Ergebnissen von Fuchs [3] und den in [3] angegebenen Ergebnissen aus der Literatur übereinstimmt.

Im Bild 6 sind die aus den simulierten Geschwindigkeits- und Temperaturfeldern berechneten turbulenten Prandtl-Zahlen  $Pr_t = \epsilon_m / \epsilon_H$  ( $\epsilon_m =$  Impulsaustauschgröße,  $\epsilon_H =$  Wärmeaustauschgröße) und  $Pr_{teff} = (\epsilon_m + \nu) /$

$(\epsilon_H + a)$  ( $\nu$  = kinematische Zähigkeit,  $a$  = Temperaturleitzahl) aufgetragen. Zu diesem Ergebnis muß angemerkt werden, daß  $Pr_t$  nur zuverlässig aus den numerischen Ergebnissen ermittelt werden kann, wenn über längere Zeiträume vorwärts integriert und gleichzeitig ausgewertet wird. Der gewonnene Verlauf von  $Pr_t$  entspricht etwa dem der Experimente von Fuchs [3], mit Ausnahme des steilen Abfalls in den Wandmaschen, der eventuell vom Impulsmodell herrührt. Der Einbruch in Kanalmitte wird durch das Verschwinden des Temperatur- und Geschwindigkeitsgradienten an dieser Stelle verursacht. Der Mittelwert über den ganzen Kanal ist  $\overline{Pr_t} = 1.7$  bis 1.8.

Mit den oben besprochenen ersten Ergebnissen konnte gezeigt werden, daß die Methode der direkten numerischen Simulation turbulenter Kanalströmungen mit den im letzten Bericht besprochenen Erweiterungen auch bei mäßigen Reynoldszahlen und größeren Maschennetzen anwendbar ist, daß sie auch erfolgreich für die Simulation turbulenter Temperaturfelder bei Fluiden kleiner Prandtl-Zahlen einsetzbar ist, und daß durch die reduzierte Zahl der Modellparameter speziell bei kleinen Prandtl-Zahlen die numerischen Ergebnisse zu den Temperaturfeldern bezüglich vieler Aspekte Experimenten ebenbürtig sein können.

### Literatur

- [1] U. Schumann, J. Comp. Phys., 18, 1975, 376-404
- [2] G. Grötzbach, G. Lörcher, U. Schumann, KFK 1274/1, 1974, 129-1- 129-5
- [3] H. Fuchs, EIR-Bericht Nr. 241, 1973
- [4] H. Bunschi, W. Seifritz, Nucl.Tech., 27, 1975, 523-525
- [5] F. Donath, D. Weinberg, KFK 1274/2, 1974, 126-6 - 126-10
- [6] G. Lörcher, KFK 1275/1, 1975, 129-1 - 129-6

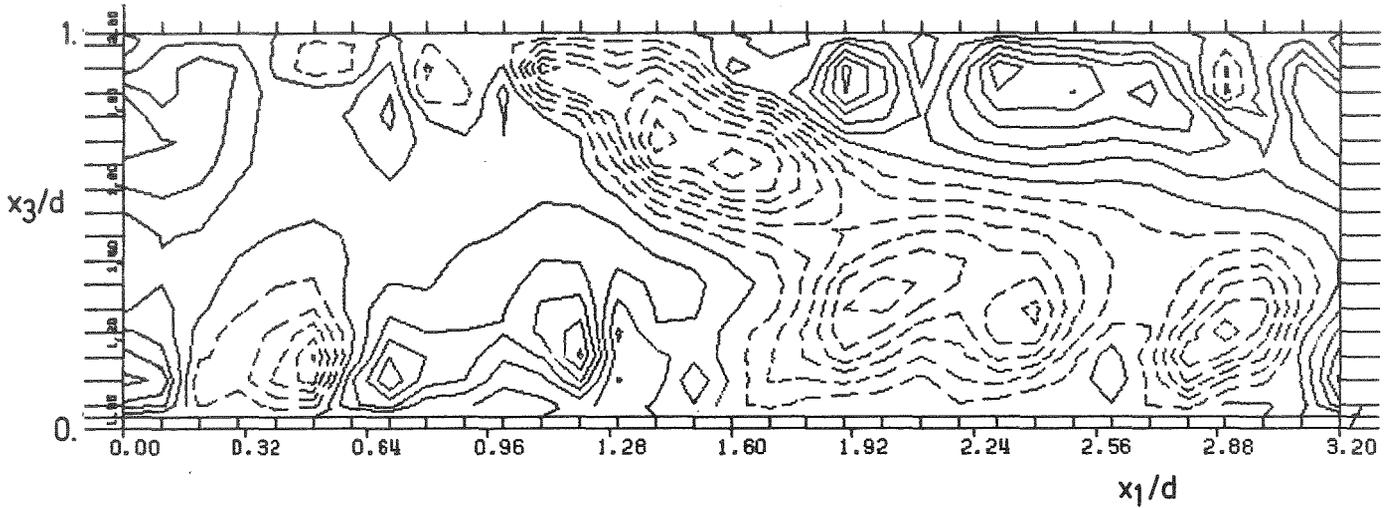


Abb. 3: Momentaufnahme eines Temperaturschwankungsfeldes  $(T - \langle T \rangle) / T^*$ ; Minimum  $-0.35$ , Maximum  $+ 0.25$ , Höhenlinieninkrement  $0.05$ , durchgezogene Linien für Werte  $\geq 0$ .  $\langle T \rangle$  ist der lokale Temperaturzeitmittelwert,  $x_1$  die Hauptströmungsrichtung,  $x_3$  die Richtung senkrecht zu den Wänden.

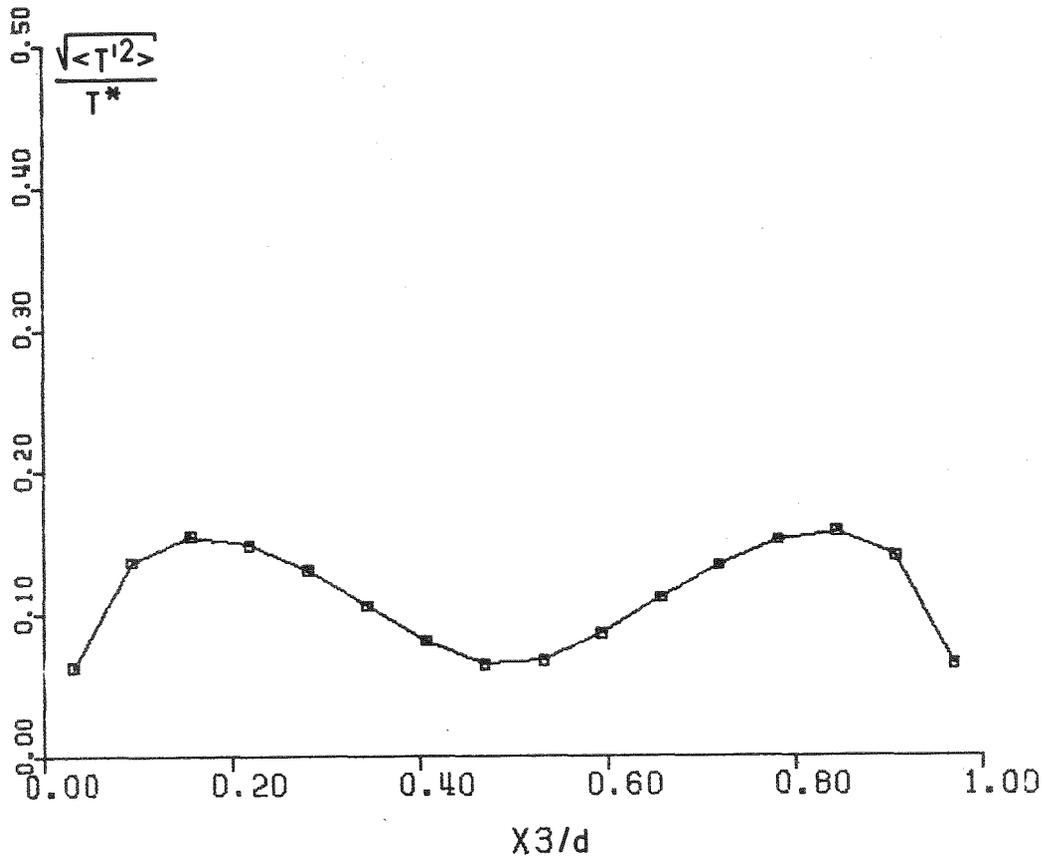


Abb. 4: Root-Mean-Square-Verlauf der Temperaturschwankungen  
 $T' = T - \langle T \rangle$

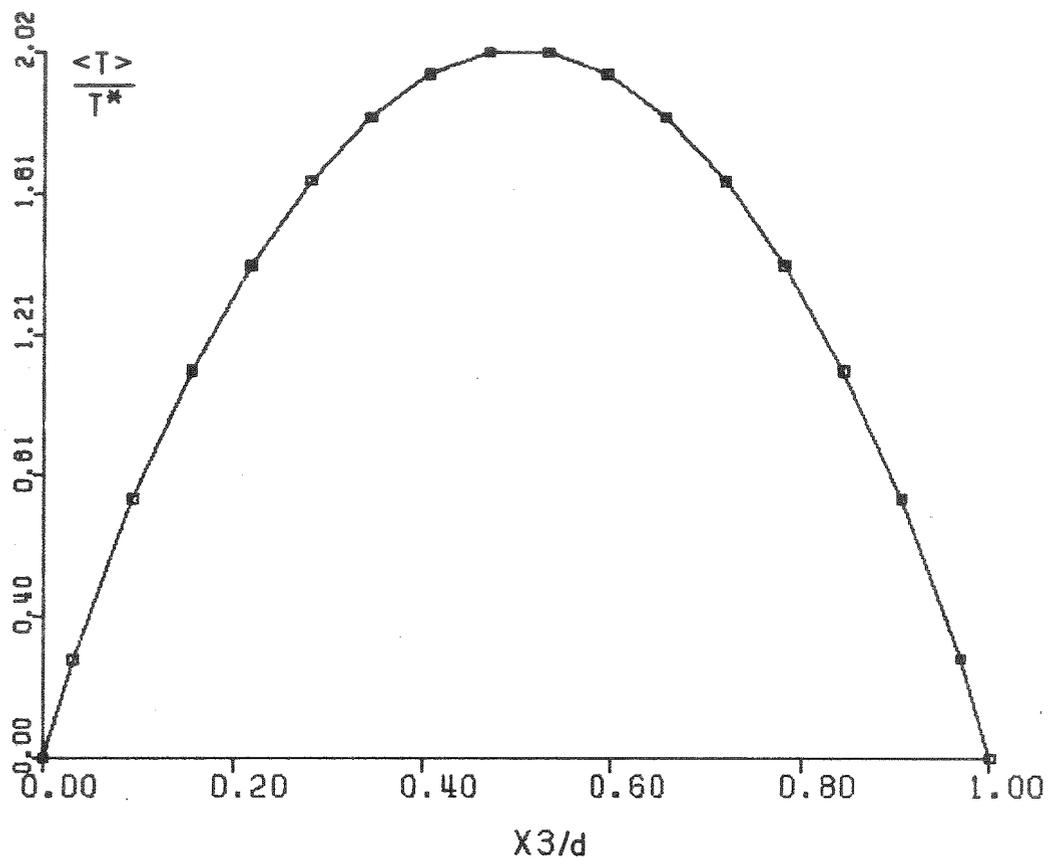


Abb. 5: Zeitlich gemittelttes Temperaturprofil  $\langle T \rangle / T^* = T^+$

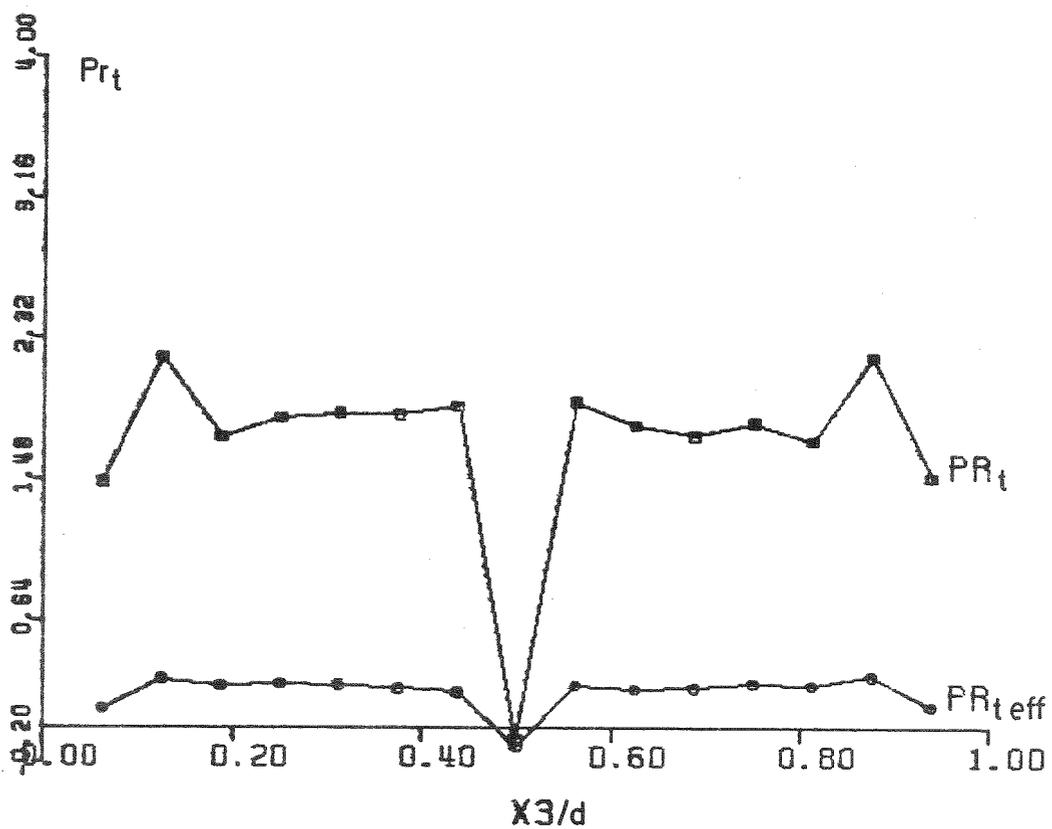


Abb. 6: Die turbulenten Prandtl-Zahlen  $Pr_t = \epsilon_m / \epsilon_H$   
und  $Pr_{teff} = (\epsilon_m + \nu) / (\epsilon_H + a)$

1.29.6 Entwurfsstudien für große Natriumbrüter<sup>F</sup>

1.29.62 SNR-2-Kernauslegung  
( IMF, INR, IRB, IRE)

Im letzten Bericht zu diesem Vorhaben wurde über die Parameterstudie mit dem Rechenprogramm BRUST für einen SNR-2-Kern für eine 2000 MWe-Anlage berichtet. In Fortsetzung dieser Arbeiten war damals vorgesehen, eine ausführliche Analyse dieses Kerns in bezug auf physikalisches, thermohydraulisches, mechanisches und sicherheitstechnisches Verhalten anzuschließen. In der zweiten Jahreshälfte 1975 zeichnete sich aber eine Herabsetzung der Anlagenleistung des SNR 2 ab, so daß die Analyse auf wenige Schwerpunkte beschränkt wurde, auf die nachfolgend näher eingegangen wird. Diese zielten darauf ab, wichtige generelle Eigenschaften von SNR-Kernen dieser Größenordnung zu bestimmen und teilweise auch die Handhabung der Rechenprogramme und die Datenübergabe bei so großen Datenmengen zu erproben.

#### Arbeiten zur Thermohydraulik

Auf dem Gebiet der Thermohydraulik wurde auf der Basis von zweidimensionalen hexagonalen Leistungsverteilungs-Berechnungen die dreidimensionale Temperaturverteilung im Kern mit dem Rechenprogramm THESYS ermittelt. Hierbei wurde der kleinste symmetrische Kernausschnitt von 30 ° mit 55 Kern- und 15 Brutelementen für vier verschiedene Abbrandzustände betrachtet, nämlich für jeweils Anfang und Ende der beiden Gleichgewichtszyklen. Als in THESYS notwendige Auslegungsbedingung wurde die maximale nominelle Kühlmitteltemperatur auf 612 °C festgelegt. Dieser Wert resultierte aus Vorausberechnungen und entspricht einer zulässigen extremalen Hüllrohrmittentemperatur von 685 °C.

Als Beispiel zeigt Abb. 7 den radialen Temperaturverlauf auf einer Kernspeiche, die außer der zentralen Abschaltposition zwei Regelstabpositionen schneidet. Dargestellt sind die Kurven für den Anfang und das Ende eines Einjahreszyklus. Auffallend sind die starken Profilverformungen im Bereich

---

<sup>F</sup> Letzter Bericht in KfK 1275/2, S. 129-4

der teilweise eingefahrenen Regelstäbe, die zu Temperaturspannungen quer über die betreffenden Brennelemente bis zu ca. 35 K führen. Gravierender für die Kernverspannung sind die Temperaturspannungen in der inneren Brennelementreihe (hier bis zu 75 K). Die noch mit vereinfachenden Annahmen durchgeführten Rechnungen sollten zunächst nur als Orientierungshilfe dienen. Sie zeigen jedoch, wie sensitiv die Temperaturverteilung reagiert. Die Ergebnisse wurden für erste Sicherheitsrechnungen verwendet.

Bei den Hydraulikrechnungen wurde ferner deutlich, daß die angestrebte Durchsatzoptimierung unter Einbeziehung der Heißstellenanalyse mit dem THESYS-THEPRA-Programmsystem für Kerne dieser Größenordnung noch Programmmodifikationen erfordern im Sinne einer gruppenweisen Zusammenfassung von Elementen. In diesem Zusammenhang wurden in einer Serie von Testläufen die Möglichkeiten der zweckmäßigen Handhabung des Programmsystems bei unterschiedlichen Anforderungen, besonders jedoch im Hinblick auf eine Heißstellenanalyse des Gesamtkerns, untersucht und ausgetestet. Nach einigen Programmmodifikationen steht das Programmsystem THECA für kommende Auslegungsrechnungen des SNR-2 zur Verfügung.

#### Arbeiten zur Kernmechanik:

Für die mechanische Analyse und Auslegung des Brennelementkastens stehen die Programme BEKS (IRE-Entwicklung) und STRAW (Belgo Nucléaire-Entwicklung) zur Verfügung. Ein weiteres auf finiten Elementen aufgebautes System KASTEN befindet sich in der Endphase der Entwicklung im Zusammenhang mit KNK II (IMF). Ein Vergleich der drei Programme zeigte, daß STRAW schneller und am besten ausgetestet ist. STRAW gestattet die Berechnung von Spannungen, Verformungen und Kräften an Einzelementen unter Berücksichtigung von strahlungsinduziertem Schwellen und Kriechen, thermischem Kriechen und Innendruck für variable Einspannbedingungen. Das Programmsystem wurde von GfK übernommen und soll künftig bei der Spannungs- und Verformungsanalyse von SNR-2-Elementen verwendet werden. Die Benutzungsunterlagen wurden zusammengestellt.

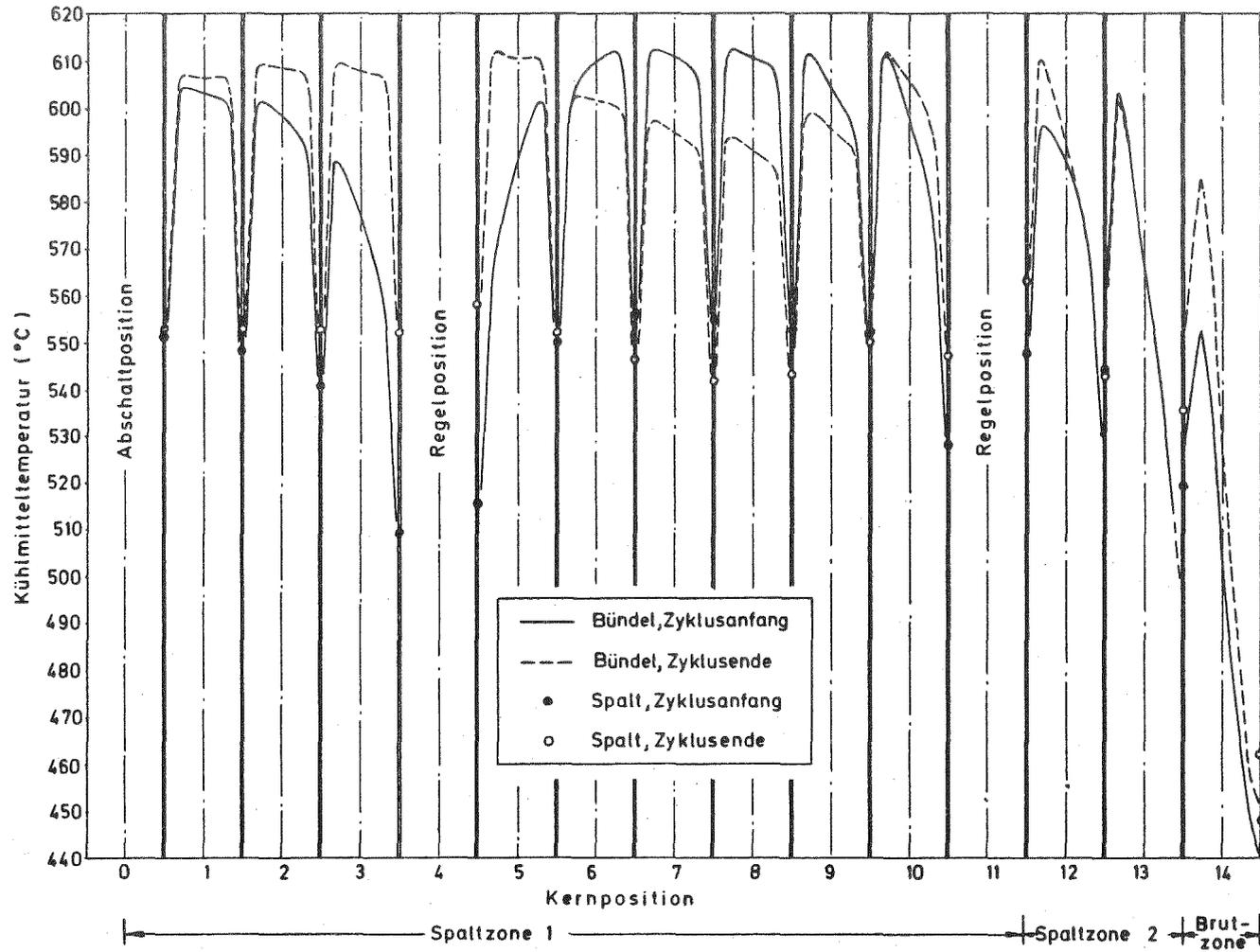
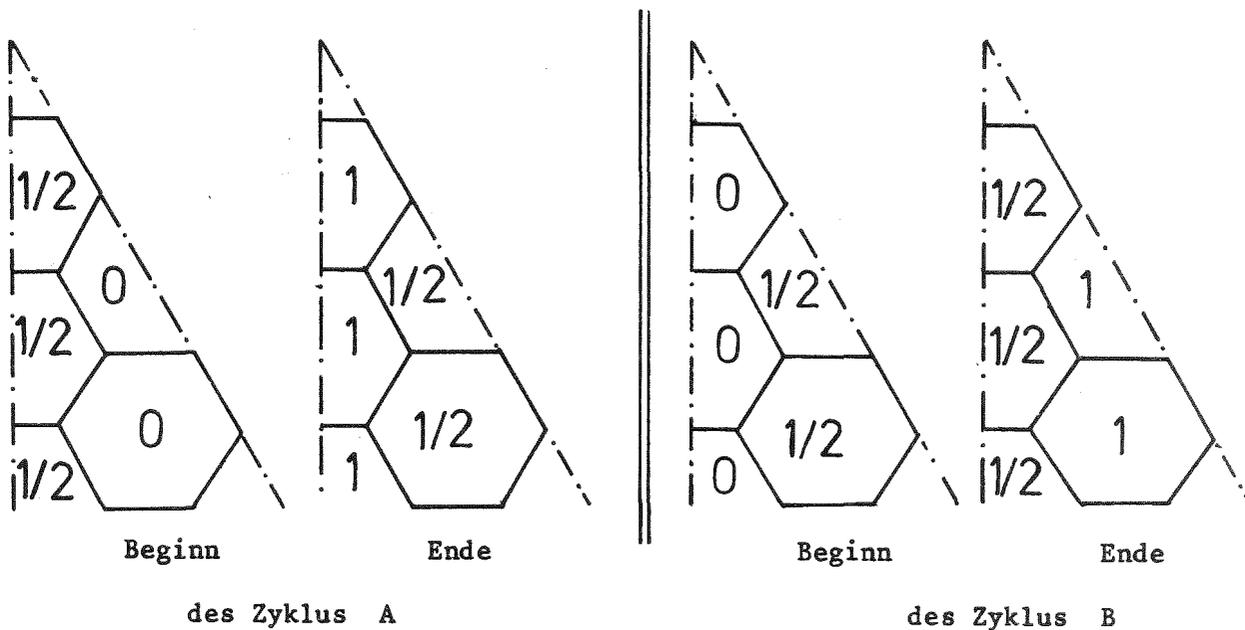


Abb. 7: Radialer Kühlmitteltemperaturverlauf am Anfang und Ende eines Gleichgewichtszyklus am Kernaustritt für 2000 MWe-Kern.

Arbeiten zur Ortsverteilung der Leistungsdichte und  
der Reaktivitätswerte

Zur Analyse des Sicherheitsverhaltens eines SNR werden die Ortsverteilungen der Reaktivitätswerte und der Leistungsdichte benötigt. Die Leistungsverteilung ist außerdem für die genaue thermohydraulische Auslegung erforderlich. Die thermohydraulischen Untersuchungen sollten sich in dem vorliegenden Fall nur auf den Gleichgewichtszyklus beschränken. Daher wurden auch nur die Leistungsverteilungen für den Anfangs- und Endzustand zweier repräsentativer Gleichgewichtszyklen berechnet. Betrachtet man nur jeweils den innersten Teil eines  $30^\circ$ -Ausschnitts des Reaktorkerns, der eine 12fach-Symmetrie aufweist, so lassen sich die Zustände durch die Angabe des Abbrands, bezogen auf den jeweiligen Endabbrand des Elementes, folgendermaßen charakterisieren:



Anmerkung: Das zentrale Element ist für das Zweitabschaltssystem vorgesehen.

Als Programme zur Bestimmung der realen und adjungierten Neutronenflüsse dienten die Diffusionscodes DIXY, HEXAGA-II, sowie für erste Testrechnungen KASY und HEXAGA-III. Für DIXY wurde, entsprechend den Erfordernissen des CAPRI-KADIS-Systems für die Durchführung der Sicherheitsanalyse, ein r-z-Ringmodell des Reaktors aufgestellt. In dem zweidimensionalen Programm HEXAGA-II konnte, in jeweils verschiedenen repräsentativen Höhen des Reaktors, die reale hexagonale Struktur des Reaktors erfaßt werden. Mit Hilfe der dabei gewonnenen Lösungen konnte in dem Syntheseprogramm KASY eine dreidimensionale Lösung für den hexagonalen Reaktoraufbau bestimmt werden. Erste Testergebnisse wurden mit dem neuerstellten, echt dreidimensionalen Programm HEXAGA-III erzielt. Beim Vergleich mit zugehörigen KASY-Ergebnissen treten zur Zeit noch Diskrepanzen auf, deren Ursachen in weiteren Untersuchungen geklärt und beseitigt werden sollen.

Die HEXAGA-II-Ergebnisse, die zeitlich wesentlich früher zur Verfügung standen als die KASY- und HEXAGA-III-Ergebnisse, und auch als besser abgesichert betrachtet werden können, bildeten die nukleare Datenbasis für die thermohydraulischen Auslegungsrechnungen. Die aus den DIXY-Resultaten abgeleiteten Werte für die Ortsverteilung der Leistungsdichte und der Reaktivitätswerte werden als Eingabegrößen in CAPRI-KADIS benutzt, wobei durch speziell hierfür erstellte Hilfsprogramme die Ergebnisse in der gewünschten Form zur Verfügung gestellt werden können.

Besonders bemerkenswert bei diesem relativ großen Reaktorkern erscheint die Tatsache, daß durch das teilweise Einfahren von Regelstäben die Ortsverteilung des realen und adjungierten Neutronenflusses sehr stark verformt wird gegenüber einem Zustand ohne eingefahrene Regelstäbe. Der axiale Leistungsformfaktor für ein Core ohne Regelstäbe beträgt etwa 1,29 bis 1,30, wobei die übereinstimmenden DIXY- und HEXAGA-III-Resultate zeigen, daß er nahezu unabhängig von der radialen Position des Brennelements ist und damit für praktisch alle Brennelemente als einheitlich angenommen werden kann. Sind die Regelstäbe zu etwa 1/3 in das Core eingefahren, so zeigen sich im DIXY-(r-z)-Ringmodell Schwankungen im axialen Leistungsformfaktor

zwischen 1,31 und 1,54 für verschiedene radiale Positionen, wobei anzumerken ist, daß in diesem Fall deutliche Abweichungen zu den entsprechenden HEXAGA-III-Resultaten (1,28 bis 1,47) festgestellt werden können.

Die starken Verformungen der Neutronenflüsse bei eingefahrenen Regelstäben wirken sich zwangsläufig entscheidend auf die Ortsverteilungen der Sicherheitskenngrößen aus. Neben den Verteilungen der Reaktivitätswerte für Kühlmittel, Strukturmaterial und Brennstoff sowie der Dopplerreaktivität, wirkt sich dies auch auf den axialen Core-Ausdehnungskoeffizienten aus. Bei teilweise eingefahrenen Regelstäben ist diese Größe (gemittelt über alle Brennelemente) bei einer Ausdehnung des Cores nach unten mehr als dreimal so groß wie bei einer Ausdehnung nach oben. Bei ausgefahrenen Regelstäben ist, wegen der näherungsweise erreichten axialen Symmetrie, zu erwarten, daß der Unterschied im Ausdehnungskoeffizienten zwischen oben und unten sehr gering ist. Demgemäß ist der berechnete mittlere Wert für Coreausdehnung nach oben etwa doppelt so groß wie bei teilweise eingefahrenen Regelstäben.

Für die Sicherheitsrechnungen wurden zunächst nur die Werte für einen Reaktor zu Beginn des Gleichgewichtszyklus mit teilweise eingefahrenen Regelstäben (BEC  $\hat{=}$  Begin of Equilibrium Cycle) ermittelt. Verschiedene Kriterien, wie z. B. axiale Position der heißesten Stellen im Brennstoff und der Versagensstelle des Hüllrohrs, axiale Verteilung der Na-Void-Reaktivität, radiale Profile der Leistungsdichte und der Reaktivitätswerte - vor allem im Hinblick auf Kohärenzphänomene -, legten es jedoch nahe, die analogen Studien für einen Reaktor am Ende des Gleichgewichtszyklus ohne eingefahrene Regelstäbe (EEC  $\hat{=}$  End of Equilibrium Cycle) durchzuführen. Deshalb wurden auch für diesen Zustand alle erforderlichen nuklearen Sicherheitskenngrößen zur Verfügung gestellt.

Im Rahmen der Berechnung der Eingabedaten für Sicherheitsuntersuchungen wurden auch die Neutronenlebensdauer und die Daten der verzögerten Neutronen bestimmt. Wie die folgende Aufstellung zeigt, hängt der effektive Anteil der verzögerten Neutronen erwartungs-

gemäß nur sehr schwach von der Natriumdichte und praktisch überhaupt nicht von der Brennstofftemperatur ab.

$\beta_{\text{eff}}$  für SNR-2000, BEC-Zustand

Brennstoff- temperatur [K]	Relative Natrium- dichte	$\beta_{\text{eff}} \cdot 10^3$	$\lambda \cdot 10^6$ [s]
1473	1.0	3.8961	0.45349
2973	1.0	3.8923	0.43743
1473	0.	3.9663	0.38879
2973	0.	3.9634	0.37857

Die Neutronenlebensdauer hängt ebenfalls schwach von der Brennstofftemperatur, jedoch stärker von der Natriumdichte ab.

Für den normalen Betriebszustand sinkt  $\beta_{\text{eff}}$  beim Übergang vom Zustand BEC zum Zustand EEC um etwa 4 % von  $3.8961 \cdot 10^{-3}$  auf  $3.7427 \cdot 10^{-3}$ . Dabei werden jedoch nicht alle Gruppen der verzögerten Neutronen gleichmäßig erfasst: die Absenkung beträgt minimal nur 1 % für die Gruppe 1 und maximal 5 % für die Gruppe 5 der verzögerten Neutronen. Die Zerfallskonstanten für die 6 Gruppen der verzögerten Neutronen ändern sich dabei nur geringfügig (maximal 0,7 %). Die mittlere effektive Zerfallskonstante der verzögerten Neutronen weist ebenfalls nur eine geringe Änderung von 0,6 % auf. Auch die Neutronenlebensdauer ändert sich beim Übergang BEC  $\rightarrow$  EEC nur wenig: von  $0.4535 \cdot 10^{-6}$  s auf  $0.4556 \cdot 10^{-6}$  s.

Eine stichprobenartige Untersuchung an ausgewählten Punkten des BEC-Reaktorcores ergab, daß das Verhältnis von schnellem Neutronenfluß ( $E > 0.1$  MeV) zu totalem Neutronenfluß in guter Näherung im gesamten Core als konstant ( $\lambda \approx 0.56$ ) angenommen werden kann. In jeweils einer Corezone kann ebenfalls, mit Abweichungen unter 10 %, angenommen werden, daß der schnelle Neutronenfluß proportional der Leistungsdichte im Brennstoff ist. Der Unterschied zwischen beiden Corezonen ist im

wesentlichen auf die verschiedene Anreicherung zurückzuführen. Bei den Untersuchungen wurden nicht nur Punkte im normalen Brennstoffbereich betrachtet, sondern auch Punkte, die in solchen DIXY-r-z-Ringen lagen, in denen, durch ringweise Homogenisierung, der Brennstoff vermischt mit Absorber- oder Followermaterial vorlag. Deshalb ist zu erwarten, daß die vorangehenden Feststellungen auch für das gesamte EEC-Core gelten werden, bei dem die Bestimmung der Proportionalitätsfaktoren nur noch an zwei repräsentativen Punkten erfolgte und Übereinstimmung mit BEC-Resultaten ergab.

Die Hauptdaten des hier untersuchten natriumgekühlten schnellen Brutreaktors mit 2000 MWe sind in /1/ beschrieben. Ergebnisse der zugehörigen Parameterstudie und der Optimierungsrechnungen sind in /2/ angegeben. Über spezielle Erfahrungen im Hinblick auf DIXY-Rechnungen wurde in /3/ berichtet. Zusammenfassend wurden die bis dahin vorliegenden Resultate auf dem Statusbericht 1976 in Utrecht dargestellt /4/. Dort sind auch weitere Angaben über charakteristische nukleare Daten im Hinblick auf Reaktorentwurf, Betrieb und Sicherheit, sowie Brennstoffzyklus zu finden. Die im vorliegenden Bericht beschriebenen Leistungsverteilungen und Reaktivitätskoeffizienten dienen hauptsächlich als Eingabedaten für eine Sicherheitsanalyse, deren Resultate auf dem International Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics, October 5 - 8, 1976, Chicago, Illinois, vorgetragen werden sollen.

Mit den bis zum jetzigen Zeitpunkt vorliegenden Ergebnissen sind die nuklearen Untersuchungen zum SNR mit 2000 MWe im wesentlichen abgeschlossen. Die zukünftigen Arbeiten auf diesem Gebiet werden sich mit dem SNR-2 mit einer Nettoleistung von etwa 1300 MWe befassen.

---

/1/ KFK 1275/1, S.129-7

/2/ KFK 1275/2, S.129-4

/3/ KFK 1275/2, S.129-7

/4/ Sonderdruck Atoomenergie 18(1976), S.161-224