

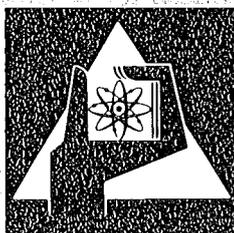
**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

Oktober 1977

KFK 1277/2

Projekt Schneller Brüter

**2. Vierteljahresbericht 1977**



**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 1277/2

Projekt Schneller Brüter

2. Vierteljahresbericht 1977

<b>Büroexemplar</b> Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe	Nr. 1
--	----------

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe



## Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 2. Vierteljahres 1977, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung mbH in Karlsruhe oder in deren Auftrag durchgeführt worden sind.

Einige der wesentlichen Ergebnisse aus den Teilprojekten:

### Brennstabentwicklung (1.12):

Ein neues Verfahren zur Berechnung der radialen Dichteverteilung eines Brennstabes aufgrund einer Röntgenaufnahme wurde auf Mischoxid-Proben von Bestrahlungsversuchen im FR 2 angewandt. Der Vergleich mit Schliffbildern zeigt die Eignung des Verfahrens, auch Aufschlüsse über lokale Strukturänderungen der Proben zu geben.

Weitere Nachuntersuchungen der bestrahlten Rapsodie-Bündel lieferten Einzelheiten über das Spaltprodukt Cäsium, das in den Brutzonen u.a. als Uranat auftritt. Die mittlere Cs-Konzentration nimmt mit wachsender Entfernung vom heißen Brennstoff-Brutstoff-Übergang stark ab.

Mit modelltheoretischen Methoden wurden Deformationsvorgänge in defekten Brennstäben (infolge Na-Uranat- und Plutonatbildung) und die Wärmeableitung durch den Spalt zwischen Brennstoff und Hülle behandelt.

An schadhaften Brennstäben der Bestrahlungsversuche Mol 7B und DFR 455 sind vor allem die Angriffstiefen der Innenkorrosion der Hüllrohre gemessen worden; die Tiefen erreichten bis zu 170  $\mu\text{m}$ .

Eine modelltheoretische Analyse gemessener Hülldehnungen bestrahlter Karbidstäbe kommt zu dem Ergebnis, daß der weitaus überwiegende Teil der Hüllverformungen durch Kriechen des Hüllrohrs infolge Brennstoffschwellens verursacht wird. Die Wirkung von zyklischem Betrieb ist dagegen zu vernachlässigen. An Brennstäben aus dem Versuch DFR 330/1 sind lokale Hülldehnungen bis über 1,6 % des Durch-

messers festgestellt worden. Der einzige im Experiment aufgetretene Stabdefekt war allerdings auf eine Aufkohlung der Hülle zurückzuführen.

#### Materialuntersuchungen (1.13 und 1.14):

Unbestrahlte Rundproben des Stahls 1.4970 wurden daraufhin untersucht, welchen Einfluß Kaltverformung durch Walzen, Rundhämmern oder Recken auf die Matrixverfestigung hat. Kaltverformung bei erhöhter Temperatur (Recken bei 700 °C) führte zu den am wenigsten günstigen Resultaten bezüglich sekundärer Kriechgeschwindigkeit und Bruchdehnung.

An im Reaktor Rapsodie bestrahlten Druckröhrchen (Versuch Ripcex I) sind Zwischenmessungen durchgeführt worden. Danach steigt oberhalb einer Dosis von 20 dpa die Kriechrate stark an. Zwischen 420 und 480 °C zeigt die Temperatur keinen meßbaren Einfluß auf das strahlungsinduzierte Kriechen.

Zeitstandsversuche an SNR-Strukturwerkstoff 1.4948 haben bis 25 000 h Dauer (für die GRIM-Proben bei 550 °C) erreicht. Zwischenergebnisse liegen vor. In einer Literaturstudie wurden die Stähle AISI 304 und 316 sowie 1.4948 und 1.4919 auf ihre Eignung als Strukturwerkstoff für den SNR 2 miteinander verglichen. Hier-nach hat der Stahl AISI 316 als Reaktortankwerkstoff gegenüber 304 und 1.4948 erheblich günstigere mechanische Eigenschaften.

Nach Einsatz des Brennelement-Distanzpflaster-Werkstoffs Stellite 6 B in strömenden Natrium von 600 °C hatten sich tiefreichende Änderungen der Oberflächenzusammensetzung gezeigt, insbesondere starke Eisenanreicherung. Im Falle des Aufliegens von Stellite 6 B auf Stellite 6 B sind die Änderungen dagegen vergleichsweise gering, bei Aufliegen von Stellite 6 B auf Stahl tiefergehend, aber immer noch geringer als nach unmittelbarem Einsatz in strömenden Natrium, wie neuere Messungen zeigen.

#### Physik (1.21 und 1.22):

Die neutroninduzierte Gammastrahlung im Eisen wurde in einer Versuchsanordnung

bestimmt, in der Spaltneutronen von Cf-252 verwendet wurden. Im Bereich zwischen 0,5 und 20 MeV Neutronenenergie ist die Übereinstimmung mit Ergebnissen von Gamma-Transportrechnungen mit KEDAK-Daten befriedigend, unterhalb dieses Bereichs treten größere Abweichungen auf.

Wirkungsquerschnitte für den Resonanzeinfang in Strukturmaterialien (Fe, Ni, Cr) im Bereich bis zu 0,3 MeV sind neu ausgewertet worden. Dies ermöglicht u.a. eine genauere Vorhersage des Einflusses dieser Materialien auf den nuklearen Dopplerkoeffizienten.

Zur Absicherung von Rechnungen mit Transportmethoden sind Ergebnisse der kritischen Anordnung SNEAK 9 C 2 mit Monte-Carlo-Methoden nachgerechnet worden. Beide Rechenmethoden führen zu weitgehend übereinstimmenden Ergebnissen, die aber beide von den Meßergebnissen merklich abweichen, was vermutlich auf ungenau bekannte Wirkungsquerschnitte zurückzuführen ist.

Über Einsatz, Weiterentwicklung und Datenmanagement des Reaktorprogrammsystems KAPROS wird eine Zusammenfassung gegeben.

#### Sicherheit (1.23 bis 1.25):

Natriumsiedeversuche wurden an elektrisch beheizten Bündelanordnungen u.a. mit 49 % Zentralblockade durchgeführt. Es bildete sich eine torusförmige Wirbelströmung, in der die Maximaltemperatur eine gewisse Abhängigkeit vom Verhältnis Leistung/Geschwindigkeit zeigt. Unter Nominalbedingungen des SNR 300 würde bei dieser Blockade die Maximaltemperatur noch etwa 100 °C unterhalb der Sättigungstemperatur liegen.

In einer ersten in-pile Versuchsreihe des Vorhabens Mol 7 C wurde am Verhalten eines Brennstabbündels mit geringem Abbrand und bei lokalen Blockaden demonstriert, daß bei einer als "pessimistisch" konzipierten örtlichen Kühlungsstörung keine rasche Schadenspropagation auftritt.

Kühlmittelstörungen waren außerdem in einem weiteren in-pile Versuchsprogramm simuliert worden. Vorläufige Auswertungsergebnisse lassen erwarten, daß bei

Störungen dieser Art in einem LMFBR eine entsprechende DND-Instrumentierung zu einem sicheren Abschaltsignal ausgereicht hätte.

Die Eigenschaften von Kernschmelzen nach einem Niederschmelzunfall sind Gegenstand mehrerer Beiträge. Vorversuche mit der Erschmelzung kleiner Probemengen von  $UO_2$  und Stahl führten zu einer Entmischung der beiden Komponenten. Rechenprogramme wurden entwickelt zur Untersuchung der thermischen Konvektion und der zeitabhängigen Temperaturprofile einschließlich Phasenumwandlungen fest-flüssig, sowie der Wärmeübertragung einer Schmelze mit inneren Wärmequellen an eine abschmelzende Unterlage.

Bei der Erprobung von Wirbelstrom-Durchflußmessern im Reaktor BR 2 zeigte sich deren Funktionsfähigkeit für die Kernüberwachung. Insbesondere erniedrigte sich die Curie-Temperatur des Spulenkerns mit zunehmender Bestrahlungsdosis nicht.

In einem Beitrag zur Analyse lokaler Kühlungsstörungen wird darauf hingewiesen, daß diese als einleitende Ursache schwererer Unfälle noch nicht völlig ausgeschlossen werden können, der Schadenspropagation jedoch verschiedene Barrieren entgegenwirken.

Mehrschichtensandbettfilter zur Natriumoxid-Aerosolabscheidung haben sich aufgrund der Messungen von Wirkungsgraden und Beladungen als leistungsfähige Vorfilter erwiesen.

#### Technologie (1.26 bis 1.29):

An einem Bauserienvorläufer des Absorberbündels der 1. Abschalteinheit des SNR 300 wurden Druckabfall, Durchsatzverteilung, Aufschwimmpunkt und Bündelstabilität bestimmt.

Für verschiedene Abstandshaltertypen von Kernelementen wurden Temperaturformfaktoren in Abhängigkeit vom radialen Leistungsformfaktor mit Hilfe thermohydraulischer Rechnungen bestimmt. Danach ergeben Wendeldraht-Abstandshalter die größten Kühlmitteltemperatur-Variationen im Elementquerschnitt, und die ungünstigste mittlere Kühlmitteltemperatur.

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

- IMF = Institut für Material- und Festkörperforschung
- INR = Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
- IRB = Institut für Reaktorbauelemente
- IRE = Institut für Reaktorentwicklung
- LAF = Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik.

An den Arbeiten zu Punkt 1.23.43 beteiligte sich das Kerntechnische Institut der Technischen Universität (TU) Hannover, zu Punkt 1.23.44 das SCK/CEN Mol, Belgien.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

Summary

The report describes work performed in the second quarter of 1977 by the 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 the subprojects:

Fuel Rod Development(1.12):

A new technique of calculating the radial density distribution of a fuel rod on the basis of radiographs has been applied to mixed oxide samples of in-pile experiments in the FR2. A comparison with micrographs shows the capability of the technique to provide information also about local structural changes in the samples.

Further post-irradiation examination of the irradiated Rapsodie subassemblies furnished details about the fission product cesium which occurs in the blanket areas also as uranate, among other forms. The average Cs-concentration greatly decreases with increasing distance from the hot fuel-blanket material transition.

Methods of model theory were applied to strain processes in defective fuel rods (due to sodium uranate und plutonate formation) and to the heat transfer through the gap between the fuel and canning.

Faulty fuel rods of the Mol 7B and DFR 455 in-pile experiments have been subjected, above all, to measurements of the depths of attack of inner corrosion of the cladding tubes. These depths extended down to 170  $\mu\text{m}$ .

Analysis by model theory of measured cladding expansions of irradiated carbide rods indicates that by far the largest part of cladding deformations are caused by creeping of the cladding tube due to fuel swelling. The effect of cyclic operation can be neglected by comparison. Fuel rods from the DFR 330/1 experiment have been found to exhibit local cladding expansions up to more than 1.6 % of the diameter. The only rod defect found in the experiment was due to carburization of the cladding.

Material Studies (1.13 and 1.14):

Unirradiated round specimens of 1.4970 steel were studied to determine the influence upon matrix solidification of cold working by rolling, swaging or straining. Cold working at elevated temperatures (straining at 700 °C) furnished the least favorable results with respect to secondary creep rate and rupture strain.

Interim measurements have been carried out on pressure tubes irradiated in the Rapsodie reactor (Ripex I experiment). According to these measurements, the creep rate increases strongly above a dose of 20 dpa. Between 420 and 480 °C the temperature exhibits no measurable influence on radiation induced creep.

Stress-rupture tests of SNR structural material No. 1.4948 have attained 25,000 h (for GRIM specimens at 550 °C). The first preliminary results are now available. In a literature study, AISI 304 and 316 steels and W.Nr. 1.4948 and 1.4919 steels were compared with each other with respect to their suitability as structural materials for the SNR 2. According to this comparison, AISI 316 steel offers much better mechanical properties as a tank material than either 304 or 1.4948.

After insertion of the fuel element distance pad material Stellite 6 B in a sodium flow of 600 °C profound changes of the surface composition had been detected, especially major iron enrichment. However, at points of contact between Stellite 6 B und Stellite 6 B these changes are comparatively slight; they are more severe at points where Stellite 6 B contacts steel, but they are still much less pronounced than in a direct exposure to a sodium flow, as has been indicated by more recent measurements.

Physics (1.21 and 1.22):

The neutron induced gamma radiation in iron has been determined in a test rig using fission neutrons of Cf-252. In the range between 0.5 and 2.0 MeV neutron energy the agreement with results obtained by gamma transport calculations with KEDAK data is satisfactory; below this region there are major deviations.

Cross sections for resonance capture in structural materials (Fe, Ni, Cr) in the range of up to 0.3 MeV have been newly evaluated. This also allows a more accurate prediction to be made of the influence of these materials on the nuclear Doppler coefficient.

To back up calculations by transport methods results of the SNEAK 9C2 critical assembly have been recalculated by Monte-Carlo methods. The results obtained by both techniques largely agree, but both differ considerably from the measured results, which is probably due to the inaccurate knowledge of cross sections.

A summary is given of the use, further development and data management of the KAPROS reactor program system.

Safety (1.23 to 1.25):

Sodium boiling experiments were carried out on electrically heated subassemblies, among other conditions with 49 % central blockage. A toroidal eddy flow was generated in which the maximum temperature exhibited a certain dependence on the ratio between power and velocity. Under nominal SNR-300 conditions, the maximum temperature in such a blockage would still be approximately 100 °C below the saturation temperature.

In a first series of in-pile experiments within the Mol 7 C project it was demonstrated on a fuel rod subassembly with low burnup and local blockages that there is no rapid failure propagation in a local coolant flow disturbance designed as "pessimistic".

Coolant flow disturbances had also been simulated in another series of in-pile experiments. From preliminary results of evaluations it can be expected that failures of this type in a LMFBR would have been detected for safe shutdown system, given the proper DND instrumentation.

The properties of molten cores following a core meltdown accident are the subjects of several contributions. Preliminary experiments involving the melting of small quantities of  $UO_2$  and steel resulted in the two components demixing. Computer programs were developed to study thermal convection and temperature profiles as a function of time, including phase transformations from solid to liquid, and the heat transfer from a melt with internal heat sources to a melting base.

In testing eddy current flowmeters in the BR2 reactor, the core monitoring performance of these systems was demonstrated. In particular the Curie temperature of the core of the coil did not decrease with increasing radiation dose.

In a contribution to the analysis of local coolant flow disturbances it is indicated that these cannot yet be completely excluded as causes initiating major

accidents, but that various barriers counteract failure propagation.

Multilayer sand-bed filters for sodium oxide aerosol removal have proved to be capable prefilters in measurements of efficiencies and loadings.

Technology (1.26 to 1.29):

The pressure drop, flow distribution, levitation point and subassembly stability were studied on a precursor model of a series of absorber bundles of the first shutdown unit of the SNR 300.

Temperature form factors as a function of radial power form factors were determined by means of thermohydraulic calculations for various types of spacers of core elements. According to these calculations, helical wire spacers result in the most pronounced coolant temperature variations over the cross section of the element, and in the most adverse mean coolant temperature as well.

## INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
Zusammenfassung	1
Summary	6
1.12	BRENNSTABENTWICKLUNG 112-1
1.12.1	Laborversuche - Oxidbrennstoff 112-1
1.12.11	Charakterisierende Untersuchungen und Qualitätskontrolle an Mischoxid Bestimmung der Dichteverteilungen eines Brennstabes aus einer Röntgendurch- strahlung 112-1
1.12.14	Mikrobereichsanalyse bestrahlter Oxid- Brennstäbe 112-7 Nachuntersuchungen am Bestrahlungsexpe- riment Rapsodie-Bündel Das Verhalten des Cäsiums im Brennstab
1.12.2	Bestrahlungsversuche - Oxidbrennstäbe 112-11
1.12.225	Bestrahlung defekter Brennstäbe 112-11 Berechnung der Tablettendeformation in einem defekten Brennstab infolge des Schwellens von $\text{Na}_3\text{MO}_4$
1.12.226	Verhalten von Absorberwerkstoffen für Schnelle Brüter 112-17
1.12.3	Nachuntersuchung und Auswertung bestrahlter Oxid-Brennstäbe und Absorberwerkstoffe 112-23 1. Wärmeableitung durch den Spalt von Schnellbrüter-Brennstäben 112-23

		Seite
	2. Nachbestrahlungsuntersuchungen an Brennstäben der Versuchsgruppen MOL 7B und DFR 455	112-27
1.12.4	Karbidischer Brennstoff	112-30
1.12.44	Nachuntersuchung und Auswertung bestrahlter Karbidbrennstäbe	112-30
	1. Analyse der Hülldehnungen der FR-2-Kapsel- versuchsgruppen 6a und 6c mit dem Rechen- code PSTAT	112-30
	2. Lokale Hülldehnungen an Karbid-Brenn- stäben mit Natrium-Bindung	112-36
1.13	MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG	113-1
1.13.1	Materialuntersuchungen an technischen Legierungen	113-1
1.13.11	Mechanische und physikalische Eigenschaften unbestrahlter technischer Legierungen Mechanische Eigenschaften	113-1
1.13.14	Bestrahlungsversuche	113-4
	1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung	113-4
	2. Transientenversuche	113-5
	3. Physikalische Untersuchungen und Strahlenschäden	113-5
1.13.18	Untersuchungen am SNR-Strukturwerkstoff	113-10
	1. Versuche an unbestrahltem Material (Inelastische Analyse)	113-10
	2. Zeitstandversuche	113-13
	3. Bestrahlungsverhalten der Stähle 304/316	113-15

		Seite
1.14	KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN	114-1
1.14.13	Chemische Analytik	114-1
	1. Versuche im Chemisch-Analytischen Prüfstand (CAP)	114-1
	2. Nachuntersuchung von Werkstoffproben 1.4301 nach Einsatz im CAP-Loop	114-3
	3. Untersuchung der Zusammensetzung von Oberflächenschichten von Stellite 6 B- Proben nach 6500 h Einsatz in Natrium von 600 °C in "Dwell-Position"	114-3
1.14.14	Natriumeinfluß auf das Kriechverhalten von Strukturwerkstoffen	114-7
1.21	PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE	121-1
1.21.1	Neutronenphysikalische Meßmethoden Measurement and calculation of <sup>252</sup> Cf-fission neutron induced gamma fields in iron	121-1
1.22	REAKTORTHEORIE	122-1
1.22.1	Kerndaten Neuauswertung des Resonanzeinfangs von Strukturmaterialien	122-1
1.22.2	Methoden- und Rechenprogrammentwicklung	122-7
1.22.21	Modifizierung von KAPER	122-7
1.22.22	Monte-Carlo-Berechnung von Heterogenitäts- effekten	122-13
1.22.23	Modulare Datenverarbeitungssysteme zur Berechnung der Eigenschaften von Reaktoren	122-16
	1. Einsatz und Weiterentwicklung von KAPROS	122-16

		Seite
	2. Ein Unterprogramm zur benutzerfreundlichen Handhabung des KAPROS Datenmanagements	122-21
1.23	SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN	123-1
1.23.1	Untersuchungen zur Reaktordynamik	123-1
	1. Improvements on the two-dimensional reactor dynamics code KINTIC-2	123-1
	2. Out-of-pile Untersuchungen zur Materialbewegung	123-4
1.23.2	Verhalten von Reaktorbauteilen unter dynamischer Belastung	123-8
	1. Verifikation von ARES	123-8
	2. Entwicklung einer nichtlinearen Schalentheorie	123-9
1.23.3	Untersuchung von Kühlungsstörungen	123-10
1.23.34	Untersuchung zu lokalen Kühlungsstörungen in großen Bündeln	123-10
1.23.4	Störfallverhalten von Brennstäben	123-16
1.23.43	Bestätigende Versuche im Reaktor CABRI Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von Natrium-Instrumentierungen auf Gas- und Dampfblasen in fließendem Natrium	123-16
1.23.44	In-pile Sicherheitsexperimente MOL 7C	123-18
1.23.9	Untersuchungen zur Kühlung von Kernschmelzen	123-21
1.23.91	Aufbau und Eigenschaften von SNR-Kernschmelzen	123-21
1.23-94	Untersuchung zur Kühlung von Kernschmelzen in einem Kernfänger	123-25
	1. Programm zur Berechnung der thermischen Konvektion in nahezu beliebig berandeten Geometrien	123-25

		Seite
	2. Programm zur Berechnung von Konvektionsströmungen auf der Basis der vollständigen Bilanzgleichungen	123-28
	3. Berechnung von Abschmelzvorgängen in eindimensionalen endlichen Geometrien mit inneren Wärmequellen	123-31
	4. Modellgesetze zum Verhalten von Schmelzfronten einer Kernschmelze in einem Opferbett	123-35
	5. Wärmeübertragung einer Schmelze mit inneren Wärmequellen an eine abschmelzende Unterlage	123-37
1.24	INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG	124-1
1.24.1	Nachweis von Durchflußstörungen am Brennelement	124-1
1.24.11	Durchflußmessererprobung im BR2	124-1
1.24.6	Untersuchungen zur Signalverarbeitung für das Reaktorschutzsystem	124-6
	1. Analyse lokaler Störfälle	124-6
	2. Entwicklung einer Methode zur näherungsweise Darstellung und Bestimmung von Systemantwortfunktionen	124-10
1.25	AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT	125-1
1.25.2	Untersuchungen zur Aktivitätsfreisetzung bei Na-Bränden und aus Natriumlachen	125-1
	1. Auswirkung von Mehrschichtensandbettfiltern für hohe Belastbarkeit	125-1
	2. Natrium-Freisetzungsraten aus kleinen Natriumlachen bei aufgeprägter Konvektion	125-6

		Seite
1.26	NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE	126-1
1.26.2	Verschleißuntersuchungen in Natrium	126-1
1.26.3	Lokale thermo- und fluiddynamische Untersuchungen an Bündelgeometrien Untersuchungen in Wasserströmung	126-4
1.26.4	Hydraulische Untersuchungen am SNR-300- Absorber	126-5
1.27	THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE ARBEITEN FÜR DEN GASGEKÜHLTEN SCHNELLEN BRÜTER Anisotrope Wirbelviskositäten im Wandkanal eines Stabbündels	127-1
1.29	ENTWURFSSTUDIEN ZU Na-GEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN	129-1
1.29.6	Thermohydraulische Berechnung von Reaktor- kernen	129-1

- 1.12 BRENNSTABENTWICKLUNG
- 1.12.1 Laborversuche - Oxidbrennstoff
- 1.12.11 Charakterisierende Untersuchungen und  
Qualitätskontrolle an Mischoxid

Bestimmung der Dichteverteilungen eines Brennstabes aus einer Röntgendurchstrahlung (P. Mengel, D. Vollath, IMF )

Die Bestimmung der Brennstoffgefügestruktur in bestrahlten Brennstäben erlaubt wesentliche Aussagen über die Temperaturverteilung und das Betriebsverhalten des Brennstoffes unter Bestrahlung. In bisherigen Untersuchungen wurde an keramographischen Schlifften die Riß- und Porositätsverteilung mit Hilfe der Bildanalyse bestimmt und dadurch das Dichte- bzw. Porositätsprofil bestrahlter Brennstäbe gewonnen.

In der vorliegenden Arbeit soll ein experimentell-mathematisches Verfahren beschrieben werden, das aus Röntgen-Durchstrahlungsaufnahmen die relative radiale Dichte des Brennstabes berechnet. Gegenüber konventionellen Meßmethoden bietet das Verfahren den Vorteil einer sehr schnellen und zerstörungsfreien Analyse.

Bei Betatron-Filmaufnahmen werden die Brennstäbe mit  $\gamma$ -Quanten bis zu Energien von 18 MeV durchstrahlt. Für die Absorption dieser  $\gamma$ -Strahlung innerhalb einer Brennstoffschicht der Dichte  $x$  gilt:

$$J = J_0 \exp \left( -\mu_0 / \rho_0 \int_0^x \rho(x) dx \right)$$

dabei ist

- $J_0$  = Intensität der einfallenden  $\gamma$ -Strahlung  
 $J$  = Intensität der durchgelassenen  $\gamma$ -Strahlung  
 $\mu_0 / \rho_0$  = Massenschwächungskoeffizient  
 $\rho(x)$  = Dichteverteilung innerhalb der Brennstoffschicht,  
z.B. über eine Sehne der Länge  $x$ .

Je nach Größe der durchgelassenen Intensität  $J$  wird dabei eine mehr oder weniger starke Schwärzung  $S$  des Filmmaterials hervorgerufen.

Aus der Messung des Schwärzungsprofils  $S(r)$  entlang dem Querschnitt ( $2r$ ) des Brennstabes läßt sich an einer Schnittlage für jeden Ort  $r$  die Intensität  $J(r)$  bestimmen und nach obiger Gleichung eine Verknüpfung mit der Dichteverteilung aufstellen. Eine Entfaltung des so erhaltenen Gleichungssystems ist unter der Annahme einer radial-symmetrischen Dichteverteilung  $\rho = \rho(r)$  möglich. In der Praxis wird von den kontinuierlichen Verteilungen  $J(r)$  und  $\rho(r)$  zweckmäßigerweise zu diskreten Verteilungen  $J_j, \rho_i$  übergegangen. Als diskrete Dichtepunkte werden die Eck- und Mittelpunkte eingeschriebener Sechsecke gewählt.

Für die durchgelassene Intensität  $J_j$  an einer beliebigen Stelle  $j$  am Stabquerschnitt gilt dann

$$J_j = J_0 \exp \left\{ - \mu_0 / \rho_0 \cdot 2H \sum_{i=1}^{M(j)} \rho_i \right\}$$

wobei  $H$  die Höhe eines Rasterhexagons ist und  $M(j)$  die Gesamtzahl der verschiedenen Dichtepunkte  $\rho_i$ , die an der Stelle  $j$  am Stabquerschnitt zur Abschwächung der einfallenden Intensität  $J_0$  beitragen. Der Wert für  $M(j)$  berechnet sich jeweils aus der Länge der Sehne am Querschnittspunkt  $j$ .

Da die Gradation des Filmes eine Funktion der Belichtung und des Entwicklungsprozesses ist und auch die Massenschwächungskoeffizienten  $\mu$  nicht genau bekannt sind, können wir als Ergebnis einer solchen Auswertung nur relative Werte von  $\rho$  erhalten. Daher ist eine nachträgliche Normierung auf die Schmierdichte angebracht. Wegen der Brennstoffumlagerung während des Betriebes sind jedoch auch nach dieser Normierung keine absoluten Ergebnisse zu erwarten.

Die direkte mathematische Lösung des linearen Gleichungssystems zum Berechnen der  $\rho_i$ -Werte nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ergab meist Lösungen für die Dichteverteilung mit einigen Werten  $\rho_i < 0$ . Da derartige Lösungen physikalisch sinnlos sind, war es notwendig, das Gleichungssystem durch ein optimierendes Verfahren zu lösen. Bei der Optimierung wird ein Startvektor für die Dichtewerte  $\{\rho_i\}$  beliebig vorgegeben und dann mit der Nebenbedingung  $\rho_i \geq 0$  in einer Vielzahl von Rechenschritten an das Gleichungssystem angepaßt, bis sich ein Minimum in der Summe der Fehlerquadrate ergibt.

Die Abb. 1 zeigt im Teil a) Dichteberechnungen für einen Querschnitt aus dem  $\text{UO}_2/\text{PuO}_2$ -Brennstab-Bestrahlungsexperiment der FR 2-Kapsel-Versuchsgruppe 4a /1/. Im Teil b) der Abbildung werden die zugehörigen Filmschwärzungskurven aus der densitometrischen Auswertung am TAS dargestellt. Das Beispiel wurde so ausgewählt, daß zur Dichteberechnung ein Vergleich mit der Schliffbildaufnahme möglich ist. Die Schliffbildaufnahme ist im Teil c) der Abb. 1 wiedergegeben.

Aus den dargestellten Ergebnissen für die Dichteberechnung erhalten wir folgenden allgemeinen Verlauf für die radiale Dichteverteilung: Nach dem Bereich des Zentralkanals liegt ein Gebiet erhöhter Dichte vor, danach fällt die Dichte wieder ab und erreicht etwa im letzten Drittel des Brennstabradius ein Minimum. Zum Rand hin erfolgt ein erneuter Dichteanstieg, sofern hier nicht durch Rißbildung eine Dichteerniedrigung eintritt. Dichtewerte am Rand größer als 1,0 zeigen den Übergang vom Brennstoffmaterial zur Hülle bzw. zu der bei den Betatronaufnahmen benützten Bleiabschirmung an.

Punkte der berechneten Dichteverteilungen, die stark unterhalb dem Streubereich der übrigen Dichtewerte liegen, können weitgehend durch Vergleich mit den Mikroaufnahmen tangentialen Rissen (TR), starken Materialausbrüchen (MA) oder Ringen mit starken Leervolumenanteilen zugeordnet werden. Diese Zuordnung ist in der Abb. 1a durch Pfeile angedeutet und läßt sich leicht durch Vergleich mit der Schliffbildaufnahme in Abb. 1c überprüfen.

Die weitgehend erfolgreiche Korrelation solcher Ausreißer in den Dichteberechnungen mit tangentialen Leervolumenbildungen zeigt, daß das hier dargestellte Dichteanalysenverfahren geeignet ist, auch Aufschlüsse über lokale Strukturänderungen bestrahlter Brennstoffproben zu geben.

Die Querschnittsfläche des Zentralkanals bestrahlter Brennstoffproben ist eine wichtige Meßgröße zur Bestimmung der Poren- und Leervolumenwanderung während des Brennstoffzyklus. Die Größe des Zentralkanals hängt weitgehend von der maximalen Stabileistung ab und ist für verschiedene Proben stark unterschiedlich. Die Übereinstimmung des Zentralkanaldurchmessers aus den Dichteberechnungen mit dem aus den Schliffbildaufnahmen wurde eingehend überprüft. Dabei können folgende Aussagen gemacht werden: Ist der Zentralkanal symmetrisch zum Mittelpunkt ausgebildet, so wird seine Größe exakt wiedergegeben. Liegt dagegen eine Asymmetrie des Zentralkanals vor, so ergibt

die Rechnung zu kleine Werte. Die Differenz des zu kleinen Wertes zum wahren Zentralkanaldurchmesser ist etwa gleich dem Abstand des versetzten Zentralkanalmittelpunktes zum Kreismittelpunkt des Stabes. Diese Verkleinerung des Durchmessers in den Berechnungen bei asymmetrisch ausgebildetem Zentralkanal ist eine direkte Folge der Annahme radialer Symmetrie im mathematischen Modell.

Literatur:

- /1/ D. Freund, Th. Dippel, D. Geithoff, P. Weimar:  
Auslegung, Bestrahlung und Nachuntersuchung der  $UO_2/PuO_2$ -Brennstab-  
Bestrahlungsexperimente der FR 2-Kapsel-Versuchsgruppe 4a,  
KFK 1523 (1973)

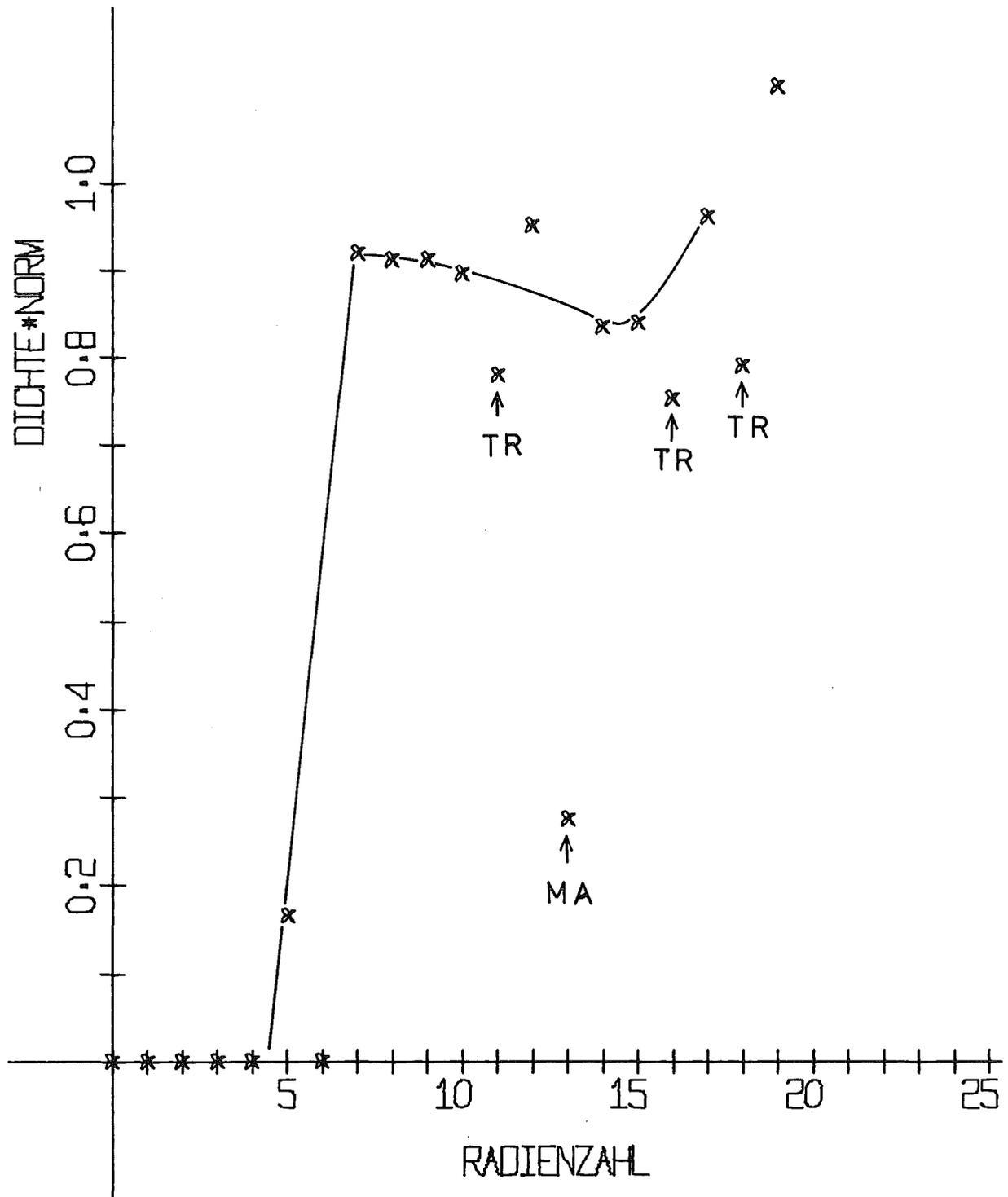


Abb. 1 a Radiale Dichteverteilung des Brennstabes KVE 36/4A4-3

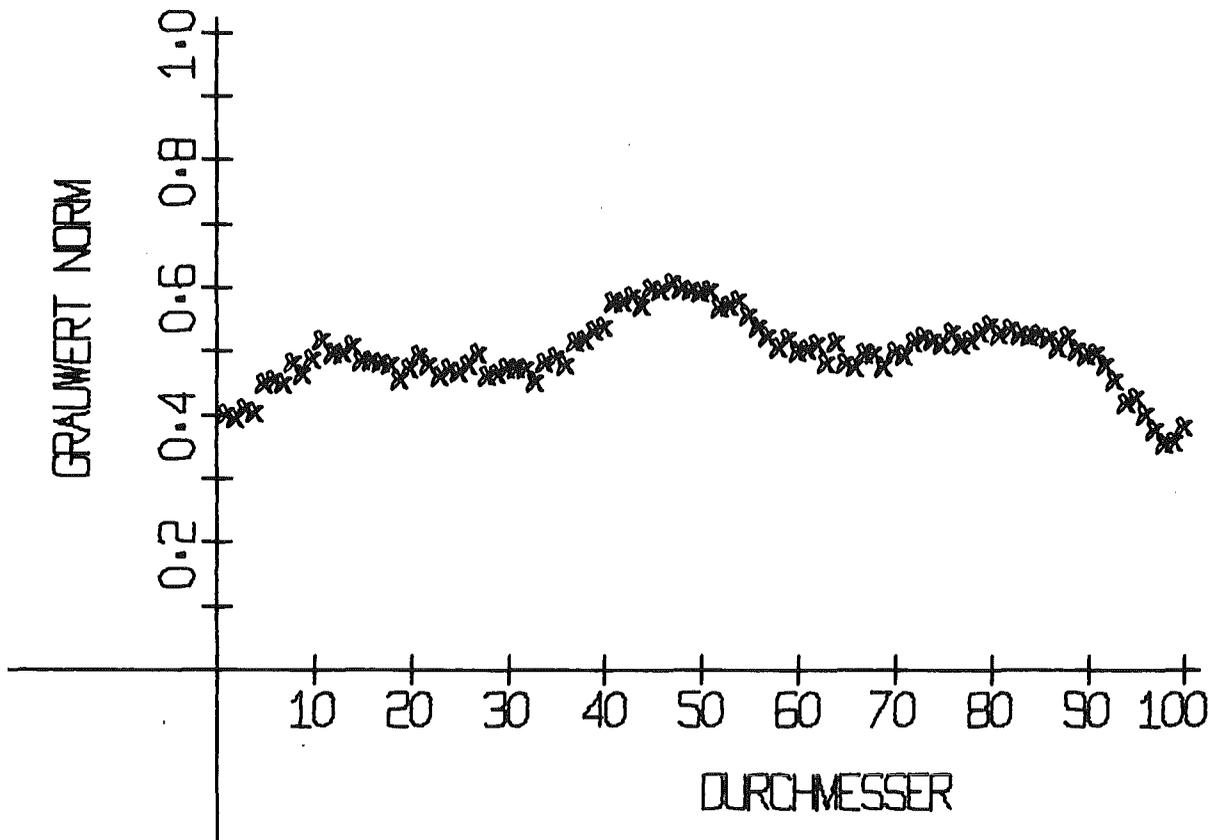


Abb. 1 b: Schwärzungsprofil des Brennstabes KVE 36/4A4-3

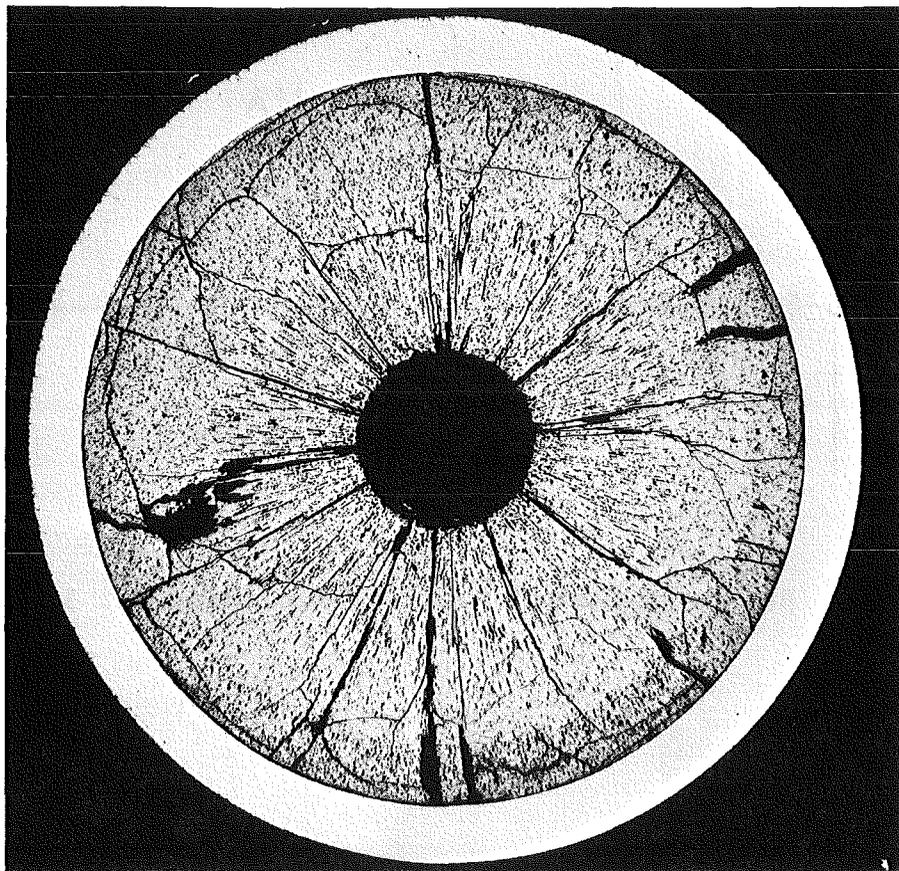


Abb. 1 c: Schlifffbildaufnahme des Brennstabes KVE 36/4A4-3

1.12.14 Mikrobereichsanalyse bestrahlter Oxid-Brennstäbe  
Nachuntersuchungen am Bestrahlungsexperiment Rapsodie-Bündel:  
Das Verhalten des Cäsiums im Brennstab (H.Kleykamp, IMF)

Im Bestrahlungsexperiment Rapsodie-Bündel wurden 6 mm-Brennstäbe mit  $U_{0,7}Pu_{0,3}O_{2-x}$ -Brennstoff unterschiedlicher Ausgangsstöchiometrie bei einer maximalen Stabileistung von 480 W/cm und einer maximalen Hüllinnentemperatur von 620°C im schnellen Neutronenfluss bis zu einem Abbrand von 10,6% bestrahlt. Die mikrobereichsanalytischen Untersuchungen zur Brennstoffmischung, zur Verträglichkeit und zum Spaltproduktverhalten wurden an ausgewählten Stäben mit einer Ausgangsstöchiometrie von 1,96 und 1,98 mit besonderem Hinblick auf das Reaktionsverhalten des Spaltprodukts Cäsium fortgesetzt.

Cäsium wird in Poren des Brennstoffs, im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle, in den Korngrenzen der angegriffenen Hülle und im Brutstoff beobachtet. Je niedriger die Stöchiometrie bzw. das Sauerstoffpotential des Brennstoffs ist, desto weniger Cäsium ist im Brennstoff lokalisiert. Es liegt in diesem Bereich während des Betriebs als flüssige Mischphase Cs-O und in Form gasförmiger  $CsO_n$ -Moleküle unterschiedlicher Zusammensetzung vor. Mit zunehmender Stöchiometrie des Brennstoffs steigen der Sauerstoffanteil und der Siedepunkt der Cs-O-Mischphase an, die Cäsium-Aktivität sinkt. Damit ist auch ein Absinken des Cäsium-Drucks verbunden, das eine Erniedrigung des Cäsium-Transports aus dem Brennstoff zur Folge hat. Im Brennstoff mit niedrigerer Ausgangsstöchiometrie verbleibt also eine geringere Menge Cäsium als im Brennstoff mit höherer Ausgangsstöchiometrie. Ferner wird bei fehlendem oder niedrigem Hüllangriff durch einen Brennstoff niedriger Ausgangsstöchiometrie kein oder nur wenig Cäsium durch die Hülle gebunden. Um so stärker ist bei niedriger Ausgangsstöchiometrie des Brennstoffs der axiale Transport des Cäsiums in die Brutstoffzonen, das dort mit dem überstöchiometrischen  $UO_2$  zu Cäsium-Uranat reagiert. Die Bildung erfolgt als Gas-Fest-Reaktion und findet als Korngrenzenangriff überwiegend an der Oberfläche der einzelnen  $UO_2$ -Körner statt, so dass die Brutstofftablette als Ganzes schwillt und dadurch eine Hüllaufweitung ver-

---

/1/ vgl. KFK-1277/1 (1977), S.112-24

ursacht. Das von der Stöchiometrie abhängige unterschiedliche Transportverhalten steht in Übereinstimmung mit Ergebnissen der axialen  $\gamma$ -Spektrometrie.

In Abb. 2 sind eine Bruchfläche des Brutstoffgefüges in 1000-facher Vergrößerung sowie ein Ausschnitt und die Cäsium-Verteilung in 3000-facher Vergrößerung für den Stab AU-24 mit  $(O/M)_0 = 1,98$  dargestellt. Die Struktur der einzelnen  $UO_2$ -Körner ist deutlich erkennbar. Die unscharfen Bereiche in den Sekundärelektronenbildern stellen Cäsium-Uranat-Schichten auf den frei liegenden  $UO_2$ -Körnern dar, wie sich auch aus dem deckungsgleichen Cäsium-Verteilungsbild ergibt. Die quantitative Analyse führt zu den angenäherten Werten  $\approx 20\%$  Cs,  $60\%$  U,  $< 2\%$  Pu,  $16\%$  O, die auf ein Cäsium-Uranat  $Cs_2U_4O_{12}$  hinweisen, das mit überstöchiometrischem  $UO_2$  im thermodynamischen Gleichgewicht steht.

Diese Erscheinungen sind in einem Brennstab mit niedriger Brennstoffausgangsstöchiometrie stärker ausgeprägt. In Abb. 3 (Stab BM-12 mit  $(O/M)_0 = 1,96$ ) sind zwei Ausschnitte aus dem Gefüge des Brutstoffs am heissen Übergang zum Brennstoff dargestellt. Die helleren  $UO_2$ -Körner im linken Teilbild mit 1,2 bis 1,6% gebrütetem Plutonium sind durch die Reaktion des Cäsiums vollständig aus dem Kornverband gelöst. Die Matrix enthält  $\leq 69\%$  U,  $1,6\%$  Pu,  $14\%$  O,  $\approx 11\%$  Cs und andere Spaltprodukte in geringer Konzentration. Auch hier ist die Zusammensetzung  $(Cs, Rb, \dots)_2 \cdot (U, Pu)_4 O_{12}$  möglich. Der dunkelgraue Bereich parallel zur Hülle ist nur durch eine höhere Konzentration an Molybdän und anderen Spaltprodukten gekennzeichnet. Im rechten Teilbild sind die weissen  $UO_2$ -Körner zusätzlich durch metallische Säume aus Molybdän umgeben. Die graue Matrix enthält in diesem Bereich ungefähr  $14\%$  Cs.

Die quantitative Bestimmung des Cäsiums in den dunkelgrauen Schichten zwischen dem Brennstoff und der Hülle (rechte Seite der Gefügeübersicht in Abb. 3) gestaltet sich schwieriger. Diese Schichten sind mehrphasig und enthalten die Elemente U, Pu, Cs, Ba, Mo, Te und O in höherer Konzentration. Die mittlere Cäsium-Konzentration nimmt mit wachsender Entfernung vom heissen Brennstoff-Brutstoff-Übergang stark ab. Ein Uranat der Zusammensetzung  $Cs_2UO_4$  konnte auch in den für die Analyse günstig

erscheinenden einphasigen Bereichen nicht festgestellt werden. Es ist möglich, dass aus kristallchemischen Gründen Cäsium mit U-Pu-Mischoxid und durch die Anwesenheit weiterer Spaltprodukte in höherer Konzentration zu einer anderen, noch unbekanntem mehrkomponentigen Phase reagiert.

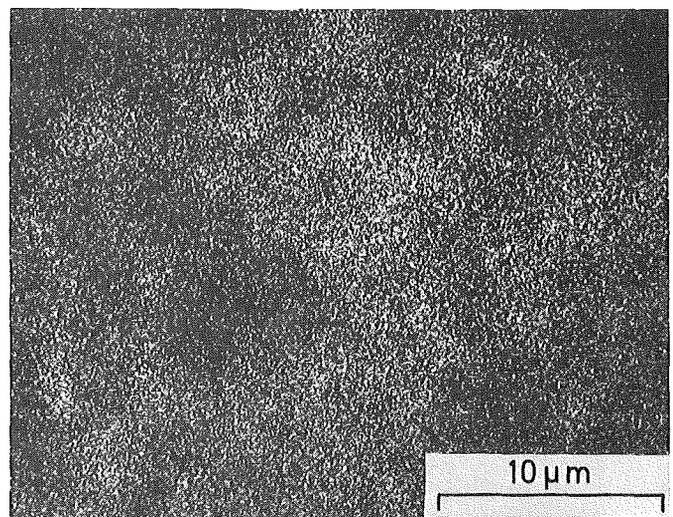
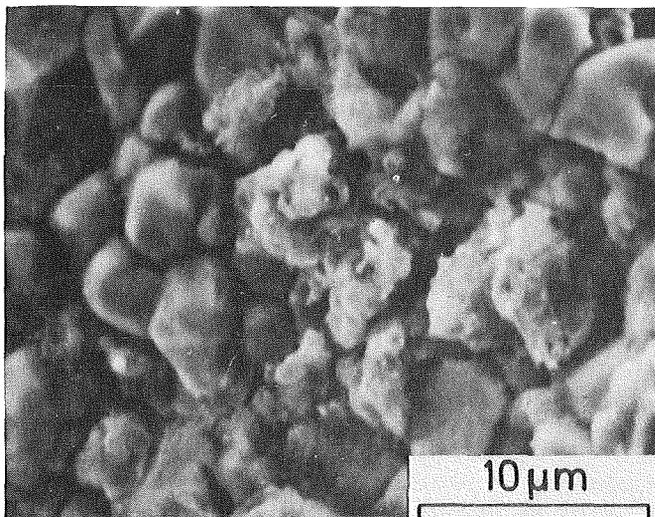
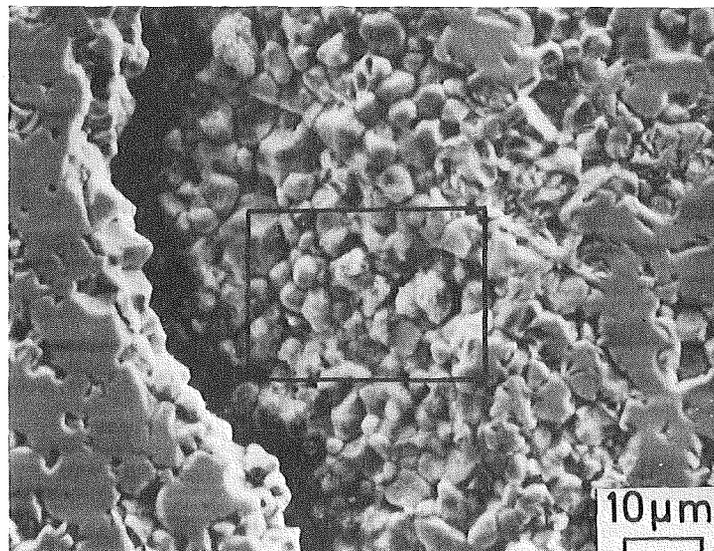


Abb. 2 Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen (oben 1000-fach, 3000-facher Ausschnitt unten links) und mit dem Ausschnitt deckungsgleiches Cäsium-Verteilungsbild (unten 3000-fach) einer Brutstoffbruchfläche mit auf den Kornoberflächen liegenden Cäsium-Uranat-Schichten der Zusammensetzung  $\text{Cs}_2\text{U}_4\text{O}_{12}$

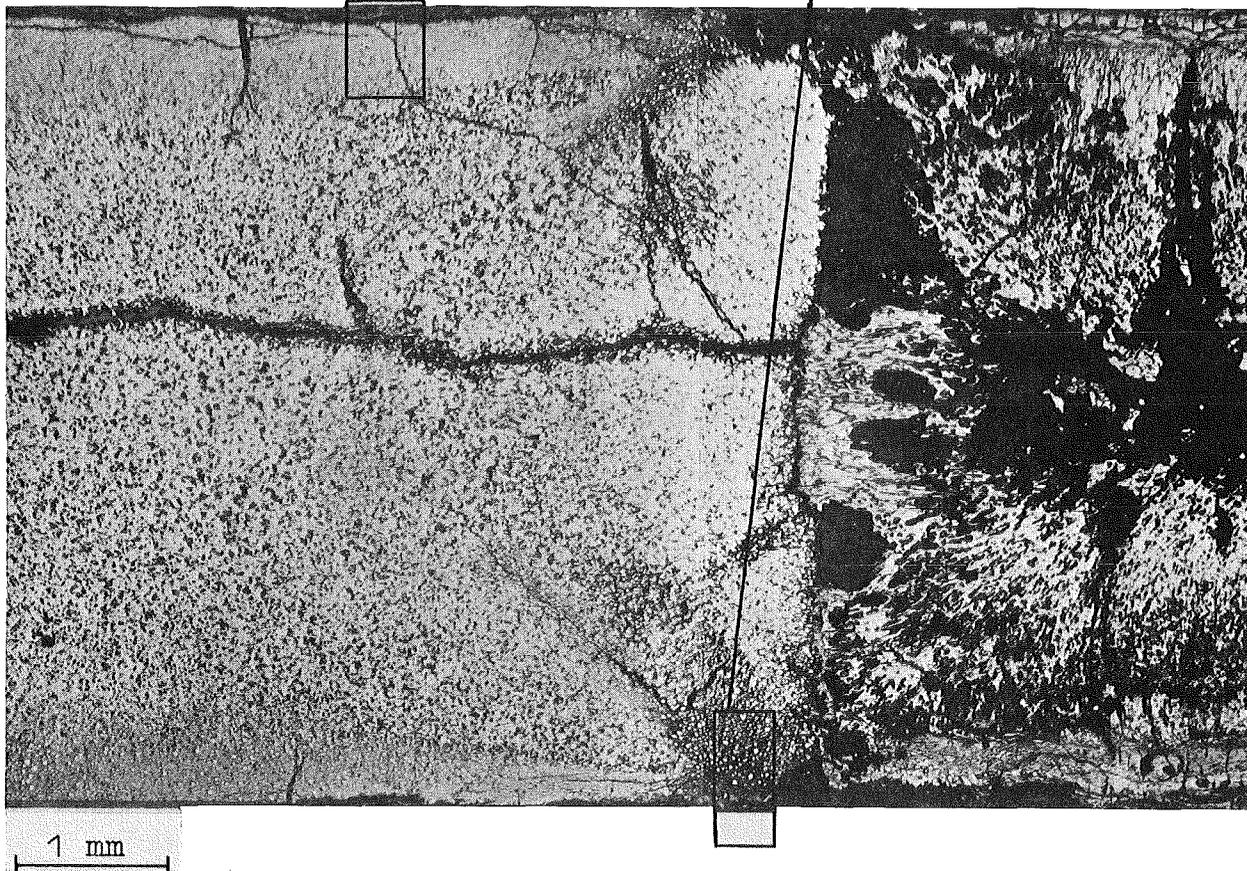
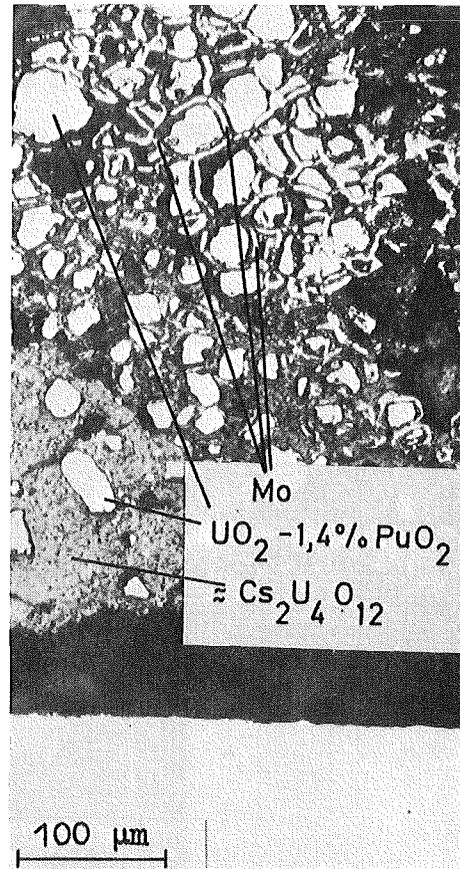
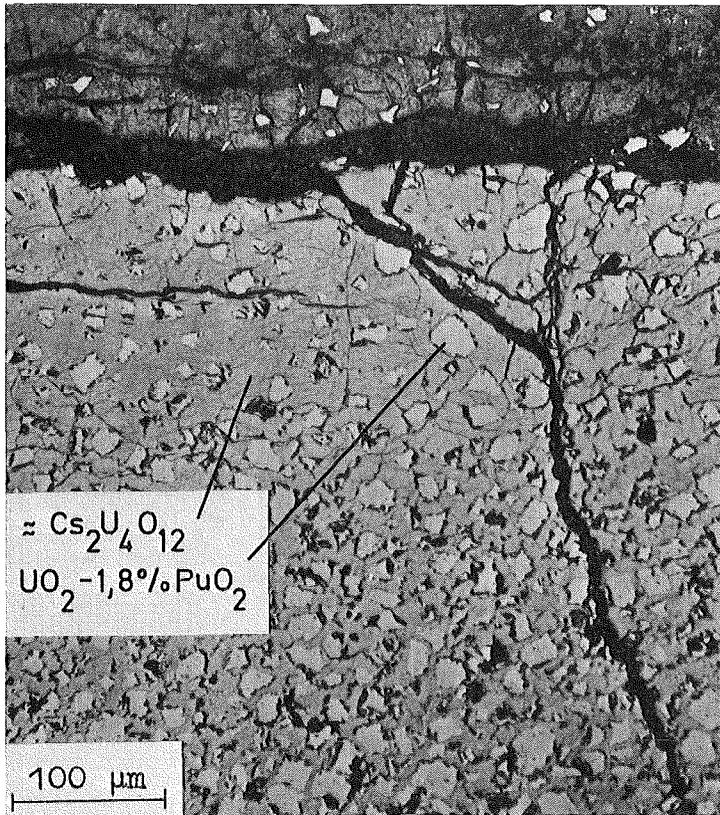


Abb. 3 Gefügeübersicht und Gefügeausschnitte aus dem Brutstoffbereich des Stabs BM-12, die aus dem Kornverband gelöste  $\text{UO}_2$ -Körner in einer Cäsium-Uranat-Matrix darstellen.

1.12.2 Bestrahlungsversuche - Oxidbrennstäbe1.12.225 Bestrahlung defekter BrennstäbeBerechnung der Tablettendeformation in einem defekten Brennstab infolgedes Schwellens von  $\text{Na}_3\text{MO}_4$  \* (L. Steinbock, IMF)

Im Rahmen des Defektstabprogrammes werden Brennstäbe mit künstlichen Hülldefekten bestrahlt. Bereits früher waren in mehreren Fällen bei normalen Bestrahlungsversuchen defekt gewordene Stäbe über längere Zeit weiter bestrahlt worden. Die dabei beobachteten Brennstabdurchmesserergrößerungen betragen über zehn Prozent.

Während des S2-Experimentes mit künstlichen Defekten (Abb. 4) wurde von der GfK der zeitliche Verlauf der Durchmesserzunahme erstmals mittels Neutronographien beobachtet. Er hat die Form einer Funktion, die mit der Quadratwurzel der Bestrahlungszeit ansteigt. Dies läßt vermuten, daß der bestimmende Prozeß eine Diffusion ist. Nachuntersuchungen im Bereich der Defektstelle zeigen, daß das ursprünglich vorliegende  $(\text{U}, \text{Pu})\text{O}_2$  zum Teil in Natriumuranat-Plutonat umgewandelt wurde, das einen doppelt so hohen Volumenbedarf hat wie der Brennstoff (Abb. 5) /1/.

Ein mathematisches Modell für defekte Brennstäbe muß daher mindestens zwei Vorgänge erklären können:

- 1) Die Bildung von  $\text{Na}_3(\text{U}, \text{Pu})\text{O}_4$ -Bereichen.
- 2) Die Aufweitung der Hülle bzw. des ehemaligen Brennstoffes an der Defektstelle.

Der erste Vorgang wird im folgenden durch eine Diffusionsrechnung und der zweite durch eine Spannungs-Dehnungsanalyse beschrieben. Als Lösungsmethode wird für die beiden Vorgänge die Finite-Element-Methode gewählt.

---

\*Letzte Beiträge in KFK 1276/1, S.112-15  
und KFK 1276/4, S.112-41

Ein Halbkreisquerschnitt (Abb. 6) wird mit Dreieckselementen so unterteilt, daß an der Defektstelle eine höhere Genauigkeit durch höhere Punktdichte zu erwarten ist. Auf eine Mitbehandlung der Hülle (insbesondere für die Spannungs-Dehnungsanalyse) wird aus Übersichtlichkeitsgründen zunächst verzichtet.

In jedem Dreiecksbereich könnten jetzt, entsprechend dem Defektwachstum, unterschiedliche Werte für den Diffusionskoeffizienten und die mechanischen Materialeigenschaften  $E$  und  $\nu$  gewählt werden. Weil die Materialeigenschaften von Na-Uranat bis jetzt nur wenig bekannt sind, werden zunächst  $E$  und  $\nu$  geschätzt und als konstant vorausgesetzt. Die Diffusionskonstante von Na in Mischoxid bzw. Uranat wird ebenfalls abgeschätzt und konstant angenommen.

Das Ziel dieser Untersuchung kann daher nur sein, die prinzipielle Möglichkeit des Vorgehens zu demonstrieren und das Defektwachstum in qualitativer Weise nachzuvollziehen.

Die Natriumdifusion wird hier als der einzige Vorgang zur Natriumuranatbildung angesehen. Die "Natriumquelle" wird nur in einem Punkt der Tablettenoberfläche angenommen. Weitere Natriumquellen (mit Na gefüllte Tablettenrisse) oder -senken (heiße, sich zersetzende Uranatbereiche) werden vernachlässigt. Die Diffusionskonstante für Natrium in Brennstoff bzw. Uranat wird mit  $10^{-8}$  bzw.  $10^{-7}$   $\text{cm}^2/\text{sec}$  angenommen, wobei Elemente mit  $C_{\text{Na}} \leq 50\%$  der maximalen Na-Konzentration (0,186) als "Brennstoff"-Elemente und die anderen als "Uranat"-Elemente angesehen werden.

Das Ergebnis einer Diffusionsrechnung über 20 Tage zeigt Abb. 7 : Die defektnahen Elemente enthalten hohe Na-Konzentrationen. In Entfernungen größer als 1,5 mm ist die Na-Konzentration aber noch gering. Die Spannungs-Dehnungsanalyse ergibt daher mit den konstanten Materialwerten  $E = 18000 \text{ kp/mm}^2$  und  $\nu = 0,3$  auch nur eine Aufweitung im unmittelbaren Defektbereich. Die Simulation entspricht daher eher einem Defekt eines Brennstabes höheren Abbrandes mit bereits geschlossenem Spalt. Der zeitliche Verlauf der Radiusaufweitung hat wie die beobachtete Durchmessererweiterung einen  $\sqrt{\delta t}$ -Verlauf. Vor einer weiteren Verfeinerung des Modells müssen aber die Materialparameter genauer bekannt sein, damit man über die gegenwärtigen Experimente hinaus Aussagen machen kann.

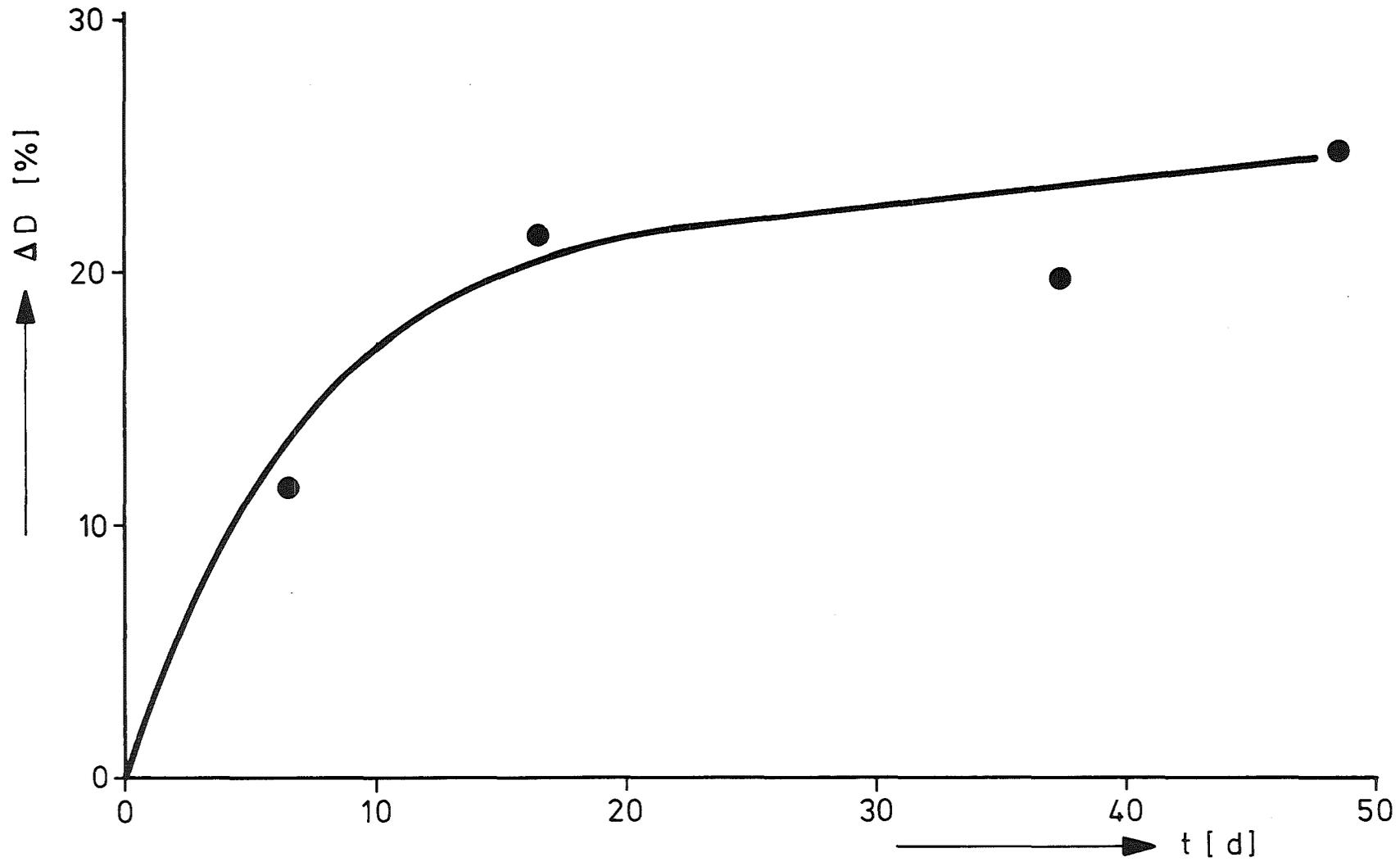


Abb. 4: Zeitabhängige Defektvergrößerung im SILOE-Experiment S2

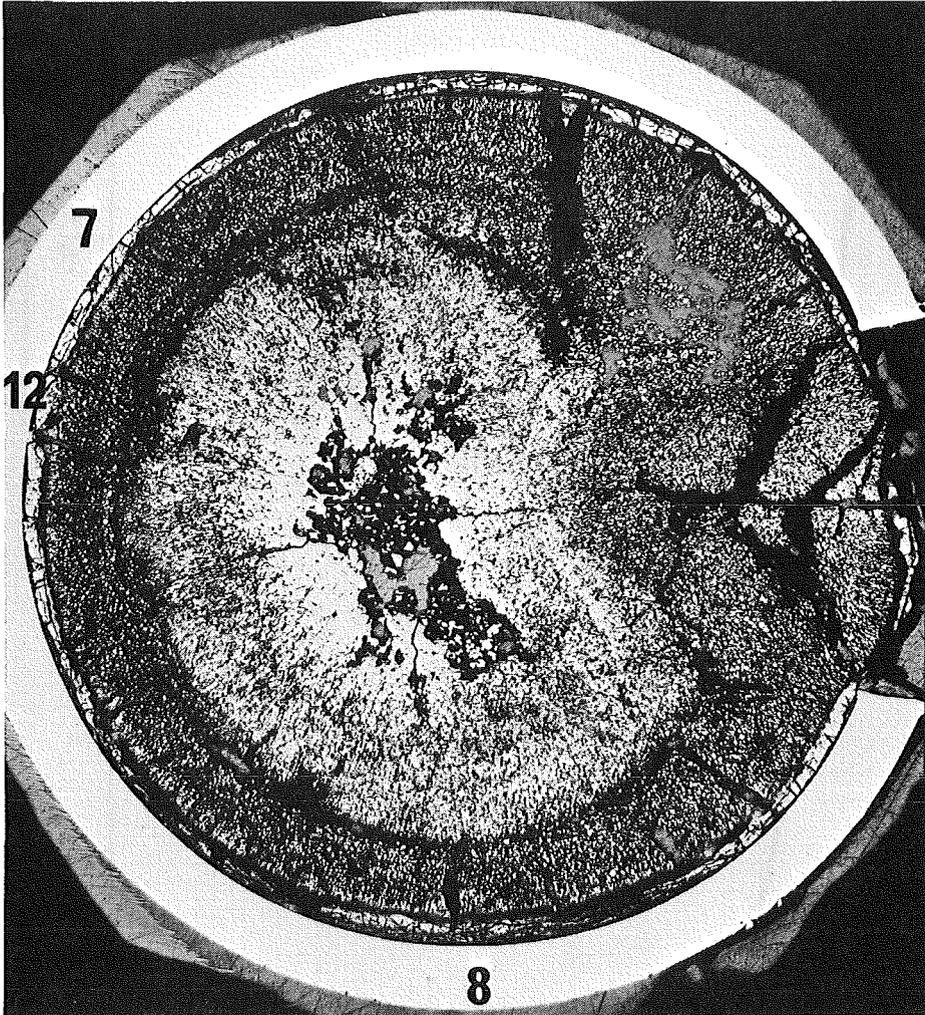


Abb. 5:      Querschliff im Defektbereich des S2-Experiments

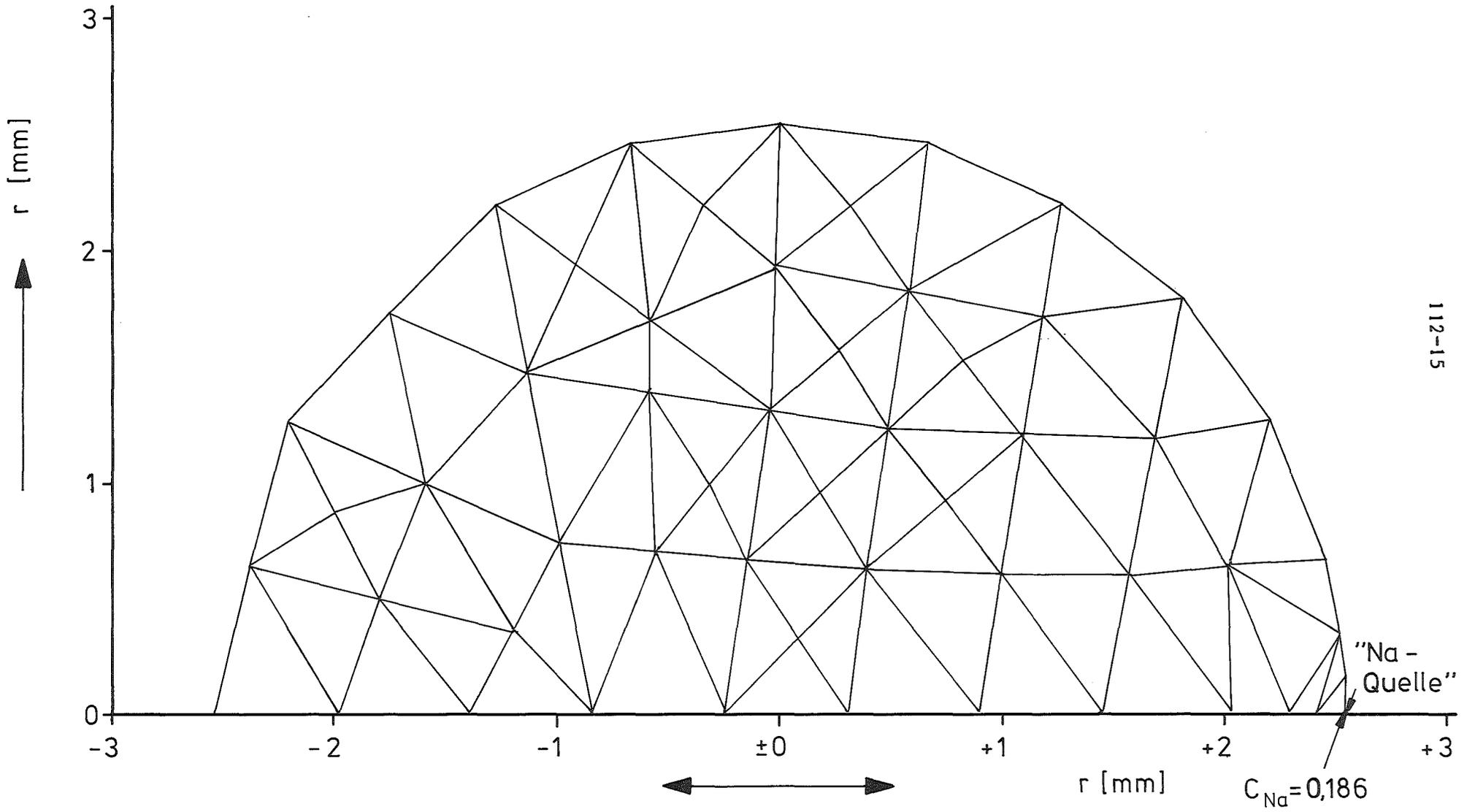
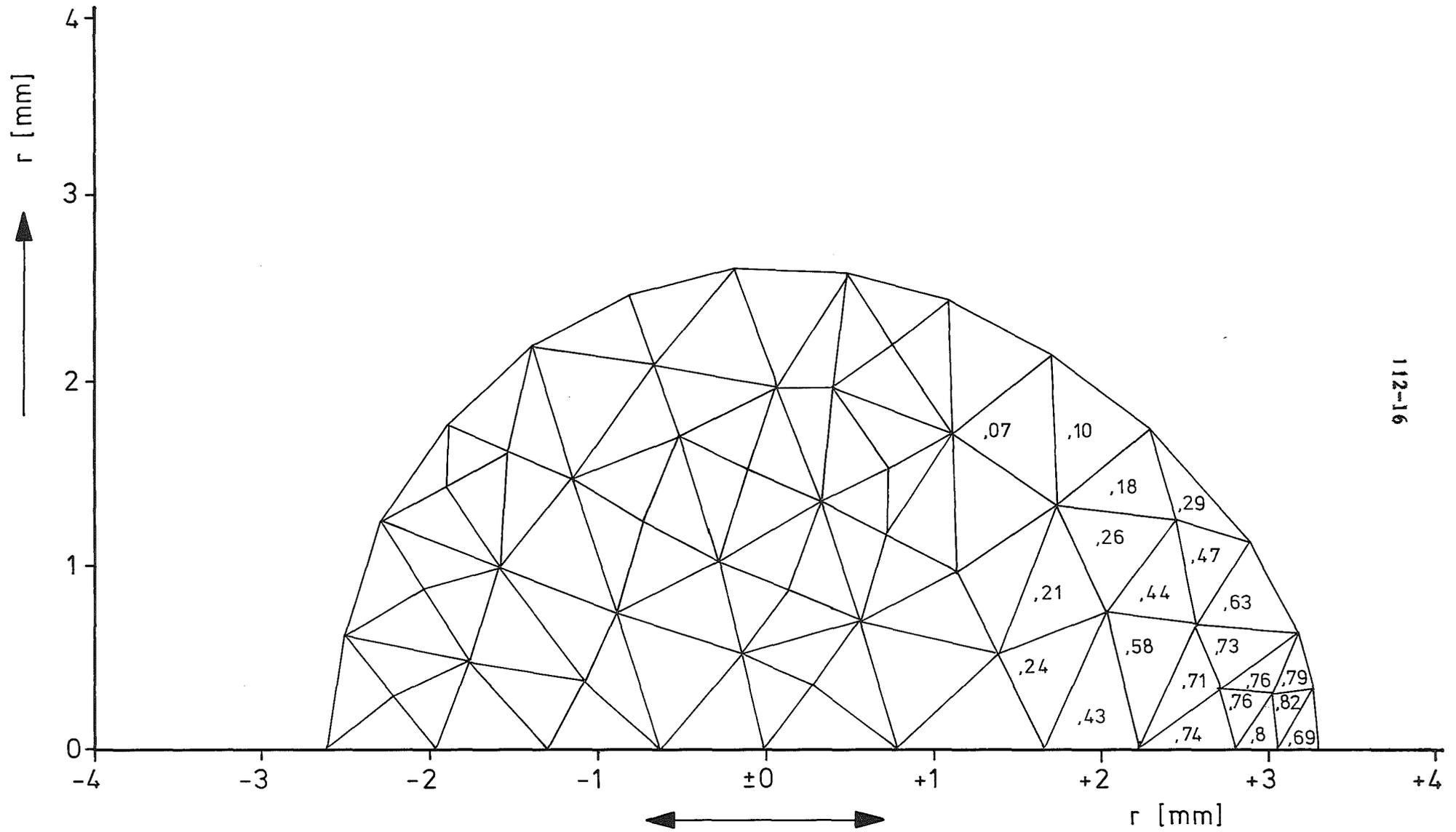


Abb. 6: Tablettenausgangsgeometrie



112-16

Abb. 7: Na-Konzentration und Deformationen nach 5 Tagen mit variablen Diffusionskoeffizienten

1.12.226 Verhalten von Absorberwerkstoffen für Schnelle Brüter \*  
(P.Misaelides, B.Schulz, K. Spieler , IMF)

Zur Charakterisierung von Borkarbid

Eine konventionelle Methode zur Feststellung des freien Kohlenstoffs in Borkarbidproben wurde anhand von Materialien verschiedener Hersteller erprobt [1]. Darüber hinaus sollten Standardproben mit definierten Konzentrationen an freiem Kohlenstoff mit dieser Methode untersucht werden. Von Bedeutung sind Untersuchungen von Borkarbidproben mit freiem Kohlenstoff auch deshalb, weil kein endgültiges Phasendiagramm für das System B-C existiert, wobei über den Homogenitätsbereich von  $B_4C$ , die eutektische Temperatur sowie Art und Zusammensetzung des Eutektikums keine Übereinstimmung in der Literatur vorliegt (s.Tab.1)

Tab. 1 Vergleich der Literaturdaten über Borkarbid

Autor	Elliot <sup>x</sup> [2]	Samsonow <sup>xx</sup> et al[3]	Schuravlev et al [4] <sup>xxx</sup>	Dolloff [5] <sup>xxx</sup>	Kiefer et al [6]
Eutektische Temperatur [°C]	2375	2140	2160	2390±20	2400±10
Eutektischer Punkt [At % C]	29	30	31	28	26
Zweite Phase	C	$B_nC_m$	C	C	C
Kohlenstoffkonzentration von Borkarbid im Gleichgewicht bei der eutektischen Temperatur [Gew.%]	19,9	25	26	26	---

<sup>x</sup> Werte aus [ 8 ] entnommen

<sup>xx</sup> Werte aus [ 6 ] entnommen

<sup>xxx</sup> Werte aus [ 9 ] entnommen

\* Letzter Beitrag in KFK 1276/4, S.112-32

Deshalb wurden die Herstellung und Untersuchung von Proben im interessierenden Konzentrationsbereich von 2 bis 6 Gew.% freiem Kohlenstoff begonnen. Zunächst wurden Borkarbid (0.5-1% freier Kohlenstoff) + Graphit-Proben heißgepreßt (360 kp/mm<sup>2</sup>, 1900°C, He-Gas 400 Torr, 5 min). Diese Proben waren aufgrund ihrer geringen Dichte nicht metallographisch zu präparieren. In der Tab.2 ist die Dichte der 3 bisher hergestellten Proben mit der dazugehörigen chemischen Analyse des freien Kohlenstoffgehalts zu sehen.

Tab. 2 Dichte und Konzentration des freien Kohlenstoffs der heißgepreßten Borkarbid-Graphit-Proben

Probe	freier Kohlenstoff [Gew.%]	Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]
1	2.0 - 2.5	1.89
2	3.5 - 4.0	1.94
3	5.5 - 6.0	1.93

Diese Proben wurden im Lichtbogen (Argon-Atmosphäre) erschmolzen und danach nach /7/ metallographisch präpariert.

Die Abb. 8, 9 und 10 zeigen das Gefüge der Proben im Hellfeld. Auf den Bildern sind grobe Borkarbidkristalle sowie feines Eutektikum zu sehen. Bei höherer Vergrößerung und Verwendung von polarisiertem Licht sind lamellenförmige polarisierbare Teilchen und größere ebenfalls lamellenförmige Teilchen (wahrscheinlich aus Graphit) zu erkennen (s.Abb. 11-13). Der Anteil an Borkarbid und Eutektikum bei diesen Proben wurde mit Hilfe des elektronischen Bildanalysators gemessen. Die Messungen lieferten folgende Ergebnisse:

Tab. 3 Zusammenfassung der Ergebnisse der Bildanalyse

Probe	Borkarbid	Eutektikum + event. Kohlenstoffausscheidungen [%]
1	70.8	26.5
2	72.8	27.8
3	29.3	71.0

Die Proben werden chemisch auf freien Kohlenstoff und Gesamtkohlenstoff untersucht.

Zur Feststellung der zweiten Phase des Eutektikums sollen Proben im übereutektoiden Bereich hergestellt werden.

### Literatur

- [1] B. Schulz, J. Biel  
KFK-Bericht 1276/4 (1977) 112-32.
- [2] R.P. Elliot, IIT Research Institute, unveröff. Bericht  
(June 1961)
- [3] G.V. Samsonov, N.N. Schuravlev und I.G. Annuel  
Fiz.Met.Metalloved. Akad. Nauk. SSSR Ural Filial 3 (1956) 309
- [4] N.N. Schuravlev, G. Makarenko und G. Samsonov:  
Izvest. Akad. Nauk. SSSR, OTN 1 (1961) 133.
- [5] R.T. Dolloff, WADD, unveröff. Bericht  
(1960)
- [6] B. Kieffer, E. Gugel, G. Leimer, und P. Ettmayer,  
Ber. Dt. Keram. Ges. 48 (1971) 385.
- [7] B. Schulz, J. Biel, A. Münzenmeier  
KFK-Bericht 1276/2 (1976) 112-18.
- [8] R.P. Elliot in "Construction of Binary Alloys-First Supplement",  
Materials Science and Engineering Series, Mc Graw Hill (1965) S.110

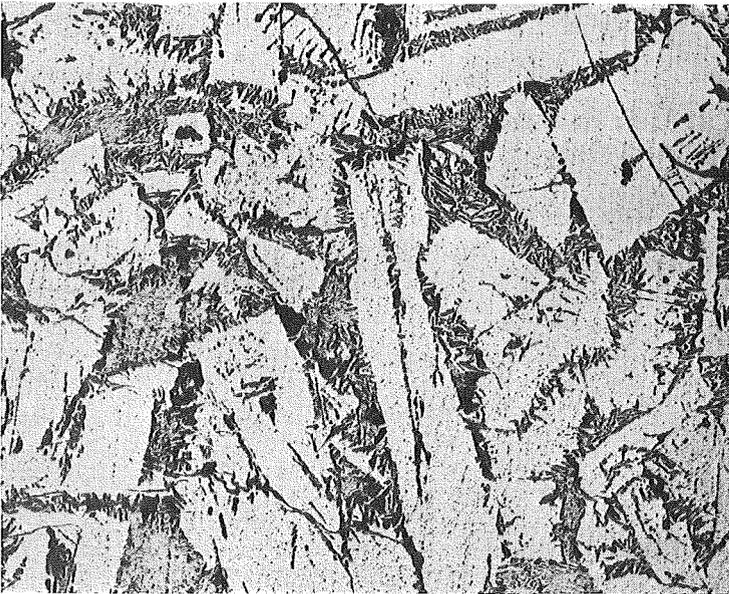


Abb 8 : Borkarbidprobe 1  
(v=50x,Hellfeld,Endpolitur  
4 1/2h Tonerde)

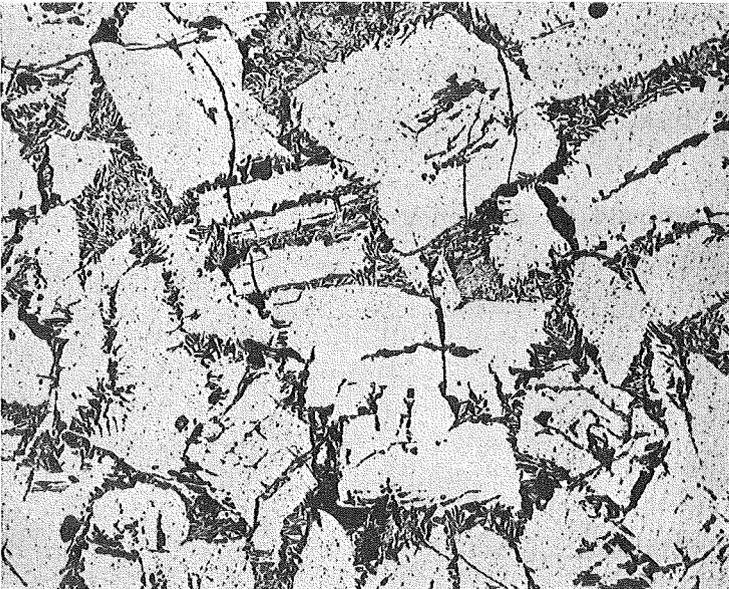
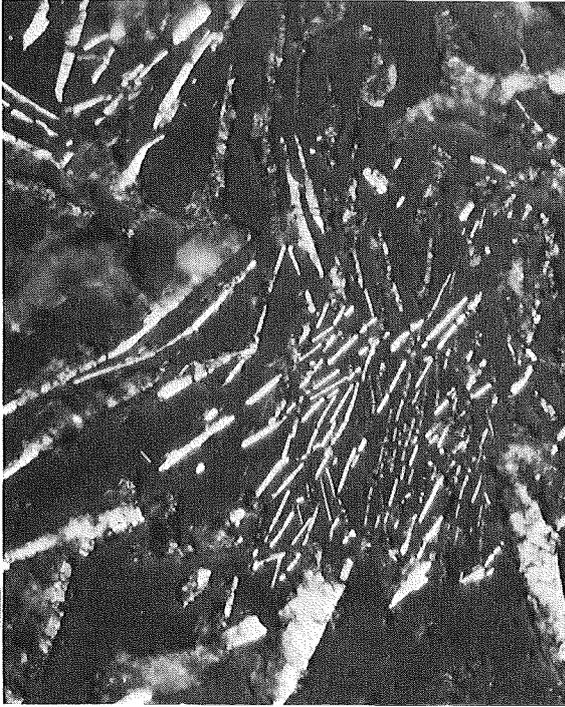


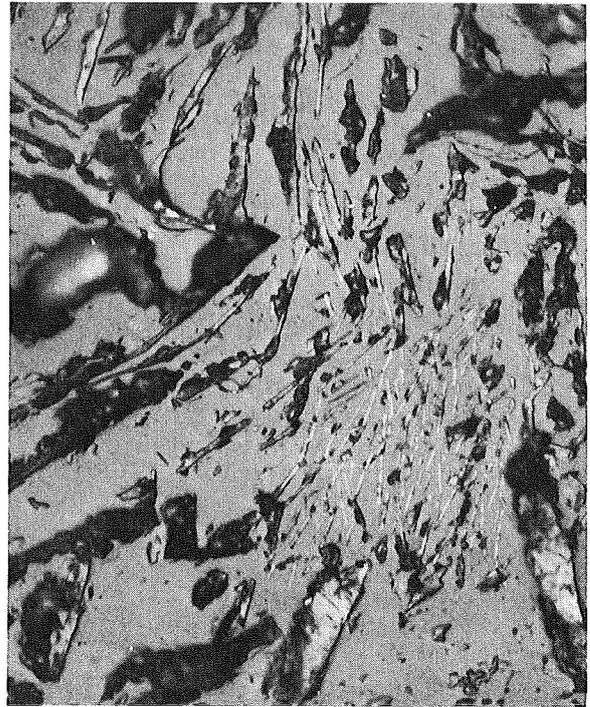
Abb.9 : Borkarbidprobe 2  
(v=50x,Hellfeld,Endpolitur  
4 1/2 h Tonerde)



Abb10: Borkarbidprobe 3  
(v=50x,Hellfeld,Endpolitur  
4 1/2 h Tonerde)



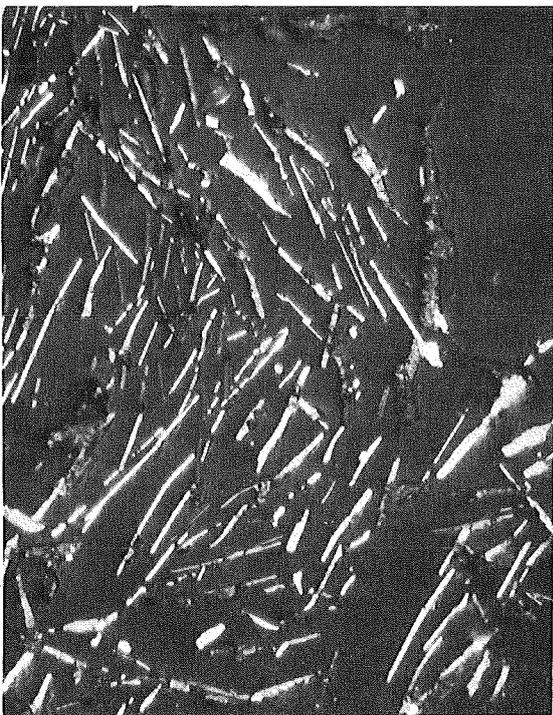
a. Polarisiertes Licht



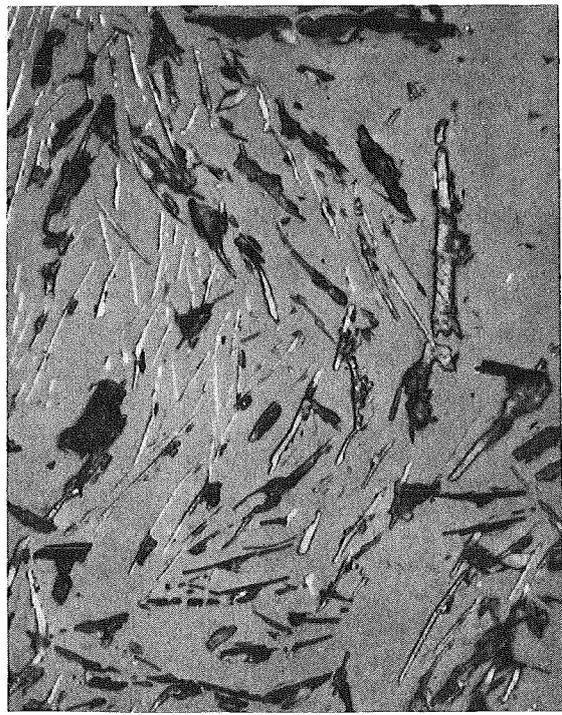
b. nicht-polarisiertes Licht

Abb.11 Borkarbidprobe 1

(v=2000x)



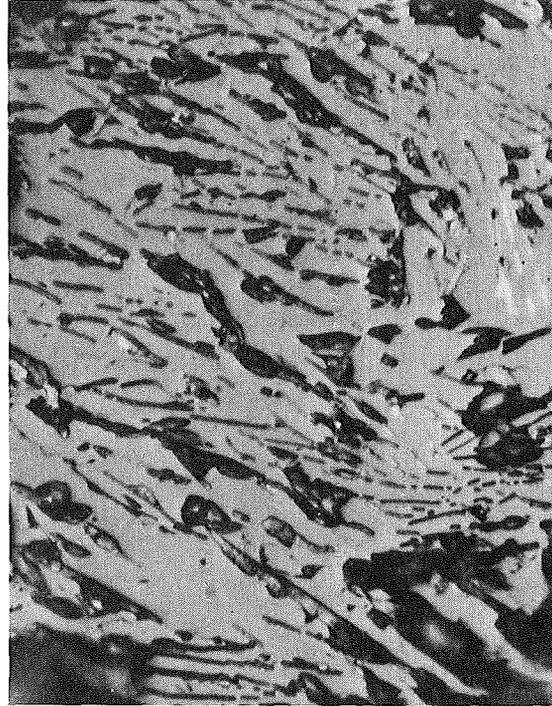
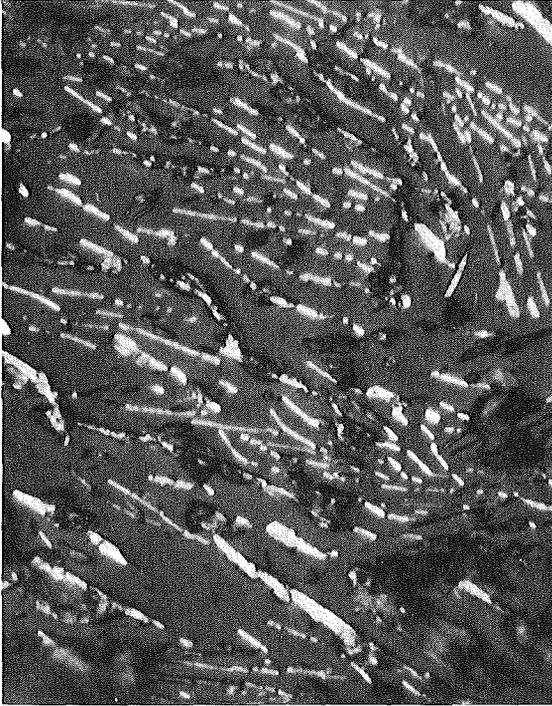
a. Polarisiertes Licht



b. nicht-polarisiertes Licht

Abb.12 Borkarbidprobe 2

(v=2000x)



a. Polarisiertes Licht  
Abb. 13 Borkarbidprobe 3

b. nicht-polarisiertes Licht  
(v= 2000x)

1.12.3 Nachuntersuchung und Auswertung bestrahlter Oxid-Brennstäbe  
und Absorberwerkstoffe\*

1. Wärmeableitung durch den Spalt von Schnellbrüter-Brennstäben

(M. Heck, H. Elbel, IMF)

Die thermische Belastung des Brennstoffs von Schnellbrüter-Brennstäben wird wesentlich durch die Wärmeleitungseigenschaften des Spaltes bzw. der Kontaktzone zwischen den Brennstofftabletten und dem Hüllrohr bestimmt. Die Wärmeableitung durch den (bei der Fertigung mit dem Edelgas Helium gefüllten) Spalt hängt unter anderem von folgenden Parametern ab:

- der effektiven Spaltweite,
- der tatsächlichen Zusammensetzung des Gases im Spalt,
- dem Druck und
- der Temperatur des Gases.

Die Rechenmodelle, die zur Auslegung von Brennstäben, d.h. zur Vorausberechnung von deren thermischem Verhalten, und zur Analyse von bestrahlten Brennstäben verwendet werden sollen, müssen diese Einflußgrößen berücksichtigen.

Als Ausgangsbasis dient im allgemeinen die von Ross und Stoute /1/ vorgeschlagene Beziehung, die den Wärmedurchgang sowohl durch die Kontaktzone unter Kontaktdruck als auch durch den Spalt als Funktion der Spaltweite, der Wärmeleitfähigkeit des Gases, der Oberflächenrauigkeit von Brennstofftablette und Hüllrohr und den Gasextrapolationslängen an den jeweiligen Oberflächen beschreibt.

Die Annahmen über die geometrischen Verhältnisse, die den Rechenmodellen zugrundegelegt werden, gehen in einer ersten Näherung von einer ideal konzentrischen Lage der Brennstofftabletten im Hüllrohr aus (siehe z.B. /2/). Wahrscheinlicher ist jedoch eine exzentrische Lage mit teilweiser radialer Verschiebung von Bruchstücken der gerissenen Brennstofftablette. Dieser Effekt hat eine Verbesserung der Wärmeableitung zur Folge. Verschiedene Autoren /3,4,5/ berücksichtigen diesen Effekt durch die Einführung einer sogenannten Kontaktflächenfunktion, deren Parameter an experimentelle Ergebnisse angepaßt werden müssen. Für mittlere und

---

\* Letzter Beitrag in KFK 1276/4, S. 112-34

kleine Spaltweiten sollten bei Brennstäben mit Oxid-Brennstoff mit dieser Näherung brauchbare Rechenergebnisse erzielt werden können. Verbesserte Rechenmethoden sind jedoch im allgemeinen erforderlich, wenn das thermische Verhalten von Brennstofftabletten unter großen Spaltweiten, wie sie besonders in Brennstäben mit Karbid-Brennstoff vorgesehen sind, beschrieben werden soll (siehe /6/).

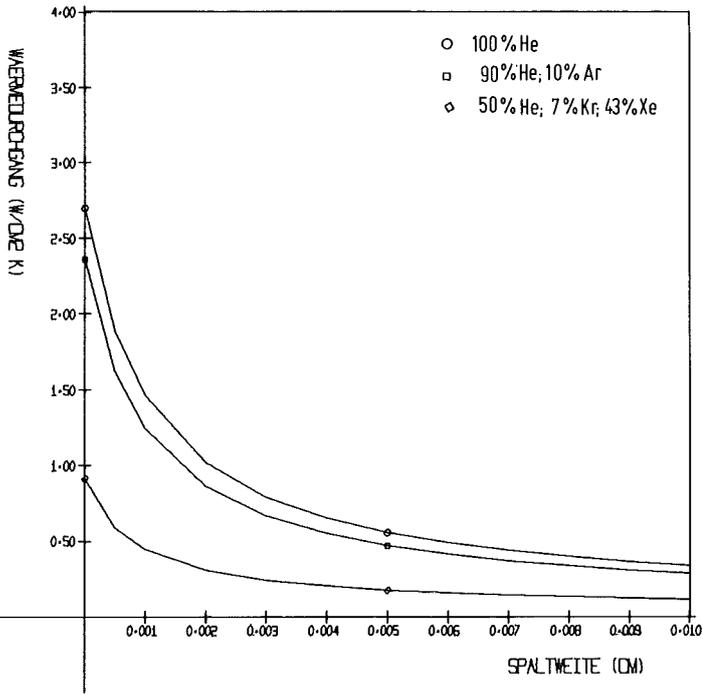
In den folgenden Abbildungen werden Ergebnisse von Rechnungen gezeigt, die mit dem Rechenmodell GAPRS /7/ durchgeführt wurden. Dieses Rechenmodell wurde auf der Basis der von Ross und Stoute /1/ vorgeschlagenen Grundgleichung unter Verwendung der in /8/ zusammengestellten Beziehungen zur Beschreibung der Wärmeleitung in Gasgemischen entwickelt. Es erfüllt die zuvor formulierten Forderungen, wobei der Einfluß exzentrischer Verlagerungen von Tablettenbruchstücken durch eine Kontaktflächenfunktion berücksichtigt werden kann. Die Abbildungen stellen die Wärmedurchgangszahl in Abhängigkeit von folgenden Parametern dar:

- der geometrischen Spaltweite,
- der Zusammensetzung des Füllgases,
- verschiedenen Kontaktflächenfunktionen,
- dem Füllgasdruck und
- der Temperatur an der Innenseite des Hüllrohrs.

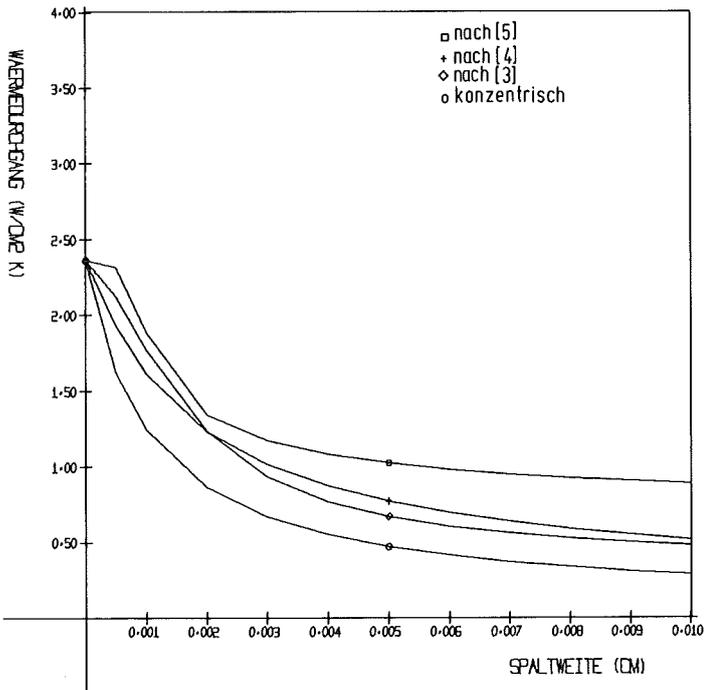
Eine Überprüfung des Rechenmodells GAPRS für den Fall des geschlossenen Spaltes wurde anhand des Bestrahlungsversuches FR 2-KVE-Vg. 5a mit gutem Ergebnis vorgenommen /9/. Die Versuchsgruppe Mol-8D bietet die Möglichkeit, das Rechenmodell bei endlichen Spaltweiten zu testen. Die Prüflinge dieser Versuchsgruppe sind mit Thermoelementen zur Messung der Brennstoffzentraltemperatur ausgestattet.

#### Literatur:

- /1/ A.M. Ross, R.L. Stoute; unveröff. Bericht , Juni 1962
- /2/ K.O. Vilpponen, C. Vitanza, T.J. Bjørlo, E. Kolstad; Reaktortagung Mannheim, 1977, S. 189
- /3/ G. Kjaerheim, E. Rolstad; unveröff. Bericht, 1967
- /4/ H. Kämpf, H. Elbel, F. Depisch; KFK 1575, Sept. 1972
- /5/ P.E. Mac Donald, J.M. Broughten; CONF-750360-2, März 1975
- /6/ H. Steiner, KFK 2472, Juni 1977
- /7/ M. Heck, H. Steiner; interne Notiz, Juni 1977 (unveröffentlicht)
- /8/ R. Godesar: Dissertation, TH-Aachen, Dez. 1972
- /9/ J. López Jiménez, H. Elbel, KFK 2477, Juni 1977



**Abb. 14:** Wärmedurchgangszahl als Funktion der Spaltweite für verschiedene Gaszusammensetzungen bei konzentrischer Tablettenlage



**Abb. 15:** Wärmedurchgangszahl als Funktion der Spaltweite für verschiedene Kontaktflächenfunktionen, Gaszusammensetzung 90 % He, 10 % Ar

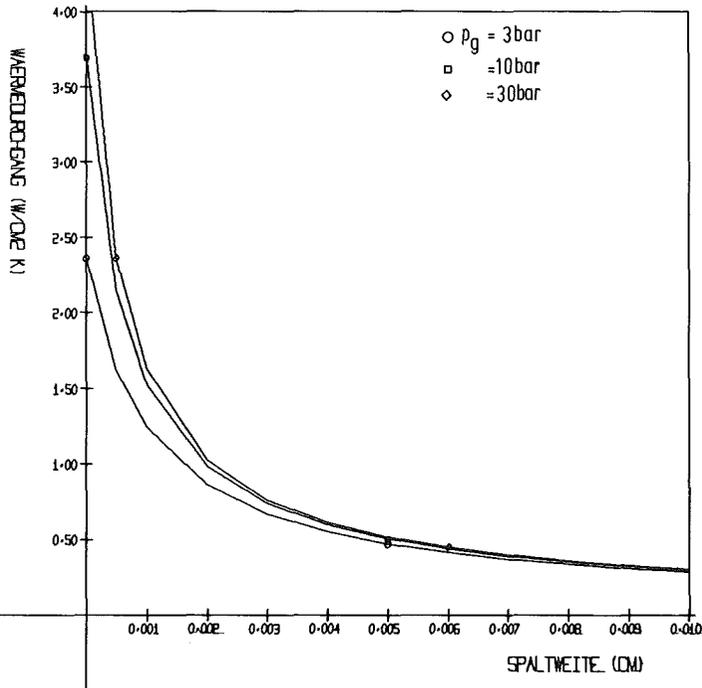


Abb. 16: Wärmedurchgangszahl als Funktion der Spaltweite für verschiedene Füllgasdrucke, Gaszusammensetzung 90 % He, 10 % Ar

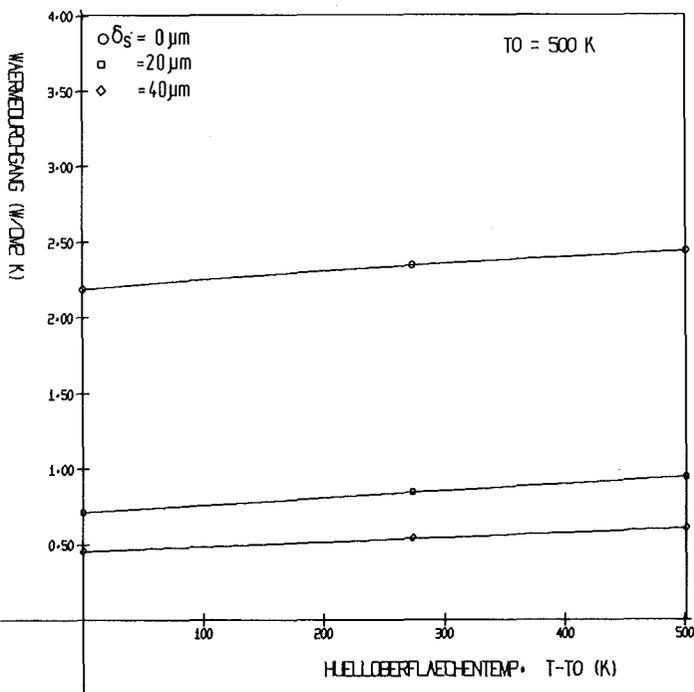


Abb. 17: Wärmedurchgangszahl als Funktion der Temperatur an der inneren Oberfläche des Hüllrohrs für verschiedene Spaltweiten, Gaszusammensetzung 90 % He, 10 % Ar

2. Nachbestrahlungsuntersuchungen an Brennstäben der Versuchsgruppen  
MOL 7 B und DFR 455 (O. Götzmann, IMF)

Mol 7B

Auslegungs- und Bestrahlungsdaten sowie die Ergebnisse der zerstörungsfreien Nachuntersuchung wurden in früheren Berichten gegeben /1,2,3/. Das Bündel bestand aus 18 Stäben, die zum Teil von den Firmen Alkem, Belgonucléaire und der GfK hergestellt wurden. Das Hüllmaterial waren rostfreie Stähle der Typen 1.4988 und 1.4970. Der Plutoniumoxidanteil im Mischoxid betrug 30% und die U-235-Anreicherung im Uran 70%. 16 Stäbe waren gefüllt mit Tablettenbrennstoff und 2 mit Pulverbrennstoff. Die Tablettendichte lag bei 87% TD, die Schmierdichte bei 80% TD.

Die Bestrahlung fand im BR-2-Reaktor in Mol im sogenannten "In-Pile - Natrium-Loop" (IPSL) statt, dessen Hauptmerkmale fließendes Natrium als Kühlmittel und der thermische Neutronenschild sind. Mit diesem Experiment sollte die Wirkung hoher Temperaturen auf SNR-300-spezifische Stäbe untersucht werden. Die maximale Hüllwandmittentemperatur sollte bei etwa 700°C liegen, bei einer maximalen Stableistung von 500 W/cm. Der Zielabbrand lag bei 9,5% Fima /3/.

Bei einem Abbrand von 4,5% Fima machte sich ein Hüllrohrschaden bemerkbar. Die Bestrahlung wurde trotzdem bis zum Zielabbrand fortgesetzt /2/.

Von den 18 Stäben gingen alle bis auf einen zu Bruch /3/. Für die Bewertung des Angriffsverhaltens auf der Innenseite der Hülle ist aus dieser Versuchsgruppe deshalb praktisch nur dieser eine Stab (AU 07) relevant.

Der Angriff war am stärksten mit 150 µm Eindringtiefe unmittelbar am Übergang Brennstoff/Brutstoff am heißen oberen Ende der Brennstoffsäule. Obwohl es sich bei AU 07 um einen sogenannten Eck-Stab handelt, also ein azimuthaler Temperaturgradient vorlag, ist der Angriff gleichmäßig stark über den Umfang. Die maximale Hüllinnentemperatur dürfte bei dieser Stabposition 725°C erreicht haben.

Unmittelbar darunter scheint der Angriff auf 80 bis 100 µm abzunehmen, um dann bei etwas tieferen Positionen (Hüllinnentemperatur ~700°C) auf

110 bis 130  $\mu\text{m}$  anzusteigen. Noch bis auf Position etwa 175 mm unterhalb des oberen Brennstoffsäulenendes (Hüllinnentemperatur  $\sim 665^{\circ}\text{C}$ ) ist der Angriff noch stark und erreicht Tiefen bis zu 100  $\mu\text{m}$ . Merkwürdig gering ist der Angriff erst bei Positionen mit Hüllinnentemperaturen um  $590 - 600^{\circ}\text{C}$  mit Tiefen bis zu 40  $\mu\text{m}$ . Doch auch am unteren Brennstoffsäulenende, wo die Hüllinnentemperatur etwa  $490^{\circ}\text{C}$  betrug, wurde noch schwacher Angriff (5 bis 10  $\mu\text{m}$ ) beobachtet.

Hüllangriff bis zu 30  $\mu\text{m}$  wurde ebenfalls im oberen Brutstoffgebiet noch im Bereich der zweiten Brutstofftablette gefunden.

Der Angriff ist grundsätzlich ein Korngrenzenangriff. Charakteristisch bei diesem Stab ist das Auftreten von metallisch glänzenden Reaktionsproduktzonen unmittelbar am Brennstoff, die den Anschein erwecken, als ob ein Teil der Hülle abgelöst wurde. Es wird sich dabei wahrscheinlich um chromverarmte metallische Reaktionsprodukte handeln. Ebenfalls bemerkenswert ist das Auftreten von Poren an den Korngrenzen der angegriffenen Hülle im Bereich des heißen Endes der Brennstoffsäule. Es sieht so aus, als ob sich hier flüssige Reaktionsprodukte an den Korngrenzen gebildet hätten.

Kondensatzonen, die relativ frei von Plutonium waren, wurden im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle an beiden Stabenden gefunden.

#### DFR 455

Die Auslegungs- und Bestrahlungsdaten sowie Ergebnisse der zerstörungsfreien Nachuntersuchung werden in früheren Berichten gegeben /4,5,6/.

Das DFR 455-Experiment bestand aus einem 60-Stab-Bündel. Drei verschiedene Hüllmaterialien kamen zum Einsatz: 1.4988 lösungsgeglüht, 1.470 kaltverformt, 1.4981 lösungsgeglüht oder kaltverformt. Der Plutoniumoxidanteil im Brennstoff war 30%; die U-235-Anreicherung im Uran betrug 93%. Tablettendichten zwischen 84 und 90% TD kamen zum Einsatz. Die Stäbe wurden von den Firmen Alkem und Belgonucléaire hergestellt.

Vier von den 60 Stäben wurden während der Bestrahlung **schadhaft**, so dass die Bestrahlung nach einem Abbrand von 5,2% Fima abgebrochen wurde. Zwei weitere Stäbe brachen während der Handhabung nach der Bestrahlung.

Die maximale Stableistung erreichte 500 W/cm, die maximale Hüllinnentemperatur etwa 665°C.

Die defekten Stäbe hatten Hüllen aus 1.4988 oder 1.4981 Stahl und waren von der Firma Alkem gefertigt worden.

Bis jetzt wurden zwei Stäbe (8A 14 und 1A 88) keramographisch untersucht. Starke Angriffe wurden auch hier beobachtet. Beim Stab 1A 88 ist er allgemein stärker als bei 8A 14. Beides sind Eck-Stäbe. Der 8A 14 sass jedoch an einem "spitzen Eck". Bei beiden zeigt es sich, dass der stärkste Angriff nicht am Übergang Brennstoff/Brutstoff auftritt, sondern etwas mehr hin zur Stabmitte.

Beim 1A 88 erreicht der Angriff am Übergang 160 bis 170 µm. Etwa 10 mm darüber werden Anrisse, die über die Angriffszone hinausgehen, bis zu Tiefen von 200 µm gefunden. Dieser Stab stand demnach kurz vor dem Bruch. In Positionen weiter darüber, wo eine maximale Hüllinnentemperatur von etwa 575°C geherrscht hatte, konnten an einer Stelle Korngrenzenausscheidungen, deren Dichte deutlich von innen nach aussen abnahmen, bis 180 µm Tiefe gefunden werden.

Der maximale Angriff im Stab 8A 14 betrug 170 µm und wurde bei einer Position mit maximaler Hüllinnentemperatur von 640°C gefunden. Auch hier waren andeutungsweise Anrisse zu sehen, weit weniger deutlich jedoch als beim 1A 88. Bei Temperaturen von 575°C war hier nur noch geringer Angriff zu sehen.

Im Brutstoffgebiet wurde nur beim Stab 8A 14 Angriff, der bis zu etwa 40 µm reichte, beobachtet.

Ausgedehnte Kondensatzonen haben sich auch hier im Spalt zwischen Brennstoff und der Hülle gebildet.

### Literatur

- /1/ I.van Miegroet: unveröff. Bericht
- /2/ D. Haas: unveröff. Bericht
- /3/ D. Geithoff, L. Deffa, W. Ernst, P. Weimar: unveröff. Bericht
- /4/ W. Ernst: Nachuntersuchung des Brennstabbündels DFR-455, unveröff. Bericht
- /5/ J. Willascheck: BN, unveröff. Bericht
- /6/ TRG Memorandum, unveröff. Bericht von Dounreay.

1.12.4 Karbidischer Brennstoff1.12.44 Nachuntersuchung und Auswertung bestrahlter Karbidbrennstäbe1. Analyse der Hülldehnungen der FR-2-Kapselversuchsgruppen 6a und 6c mit dem Rechencode PSTAT (H. Steiner, IMF)

Als Vorläufer verschiedener Bündelexperimente mit Karbid-Brennstoff im DFR, PFR und in der KNK-II ist die Kapselversuchsgruppe Vg 6 im FR 2 ein breit angelegter Parametertest, bei dem erste Antworten zum Schwellverhalten, zur Spaltgasfreisetzung, zur Verträglichkeit und mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle in Abhängigkeit verschiedener Parameter gewonnen werden sollen.

Bisher sind nur bei den Untergruppen a und c sowohl die Bestrahlung als auch die Nachuntersuchung abgeschlossen. Die Auslegungsparameter dieser beiden Gruppen sind in Tabelle 4 zusammengestellt.

Eine der wichtigsten Fragen im Zusammenhang mit der Auslegung von Karbid-Brennstäben betrifft die mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle infolge des Brennstoffschwellens und infolge zyklischen Leistungsbetriebes.

Aufgrund der geringen Fertigungsspaltbreiten (25 bzw. 40  $\mu\text{m}$ ) bei den Prüflingen von 6a und 6c bleibt die Temperatur im Brennstoff beim Anfahren begrenzt (unter ca. 1400 °C); über das "freie" Brennstoffschwellen und das Einsetzen der mechanischen Wechselwirkung besteht nur geringe Unsicherheit. Die Bestrahlungen Vg 6a und 6c sind also geeignet, den zur Auslegung von Karbid-Brennstäben verwendeten Wechselwirkungscode PSTAT /1/ am Experiment zu testen. Dies gilt umso mehr, als die Prüflinge sehr gut instrumentiert waren.

Zudem waren die Prüflinge aufgrund der Charakteristik des FR 2 einem relativ harten Zyklischerbetrieb unterworfen (Abb. 18). Man sollte also Aufschluß darüber gewinnen können, ob die Hülldehnungen in erster Linie eine Folge des zyklischen Betriebes oder des Brennstoffschwellens sind.

Der lineare Zusammenhang zwischen Abbrand und Hülldehnung läßt das letztere vermuten (Abb. 19 ), obwohl auch die zyklische Belastung näherungsweise linear mit dem Abbrand wächst.

In Abb. 20 sind die mit PSTAT gerechneten Werte für die Hülldehnung gegen die gemessenen aufgetragen. Die Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment muß als befriedigend angesehen werden. Die Bildung von kurzzeitig irreversiblen Rißvolumen beim Ab- und Hochfahren der Leistung wird in PSTAT durch 2 Parameter erfaßt und zwar durch die bleibende Rißrauigkeit und die Zahl der Radialrisse.

Relativ unsicher sind gegenwärtig noch die Daten für das Kriechen und speziell das Schwellen des Brennstoffs. Für das Kriechen wurden die in /2/ publizierten Werte verwendet mit einer Porositätskorrektur von  $1 + P^{2/8}$ . Die Brennstoffschwellraten wurden angepaßt. Den berechneten Hülldehnungen in Abb. 20 liegt eine lineare Schwellrate von 0,8 % pro 10 MWd/kg Mezugrunde. Ein solcher Wert ist im Rahmen dessen, was in der Literatur für Brennstofftemperaturen von 1150 °C und kleiner an Schwellraten publiziert ist /3,4/.

Nach den Rechnungen mit PSTAT wird der weitaus überwiegende Teil (ca. 90 %) der Hüllverformungen durch Kriechen des Hüllrohrs infolge Brennstoffschwellens verursacht. Die Wirkung des zyklischen Betriebes ist dagegen zu vernachlässigen.

Dieses Ergebnis wird durch die Analyse der Schlifffbilder von defekten Prüflingen erhärtet. Die Art der Risse deutet auf eine Entstehung infolge Langzeitbelastung des versprödeten Hüllmaterials hin /5/.

---

/1/ H. Steiner  
unveröff. Notiz (1977)

/2/ D.J. Clough:  
Observations of the Low Temperature Creep Properties of Uranium Carbide under irradiation, AERE-R 7772 (1974)

/3/ Alain Groff:  
Contribution à l'étude du dégagement des gaz de fission et du gonflement des combustibles nucléaires de type carbure UC et  $(U_{0,8}, Pu_{0,2})C$ ,  
unveröff. Bericht (1976)

/4/ H. Mikailoff:  
L'élément combustible carbure à joint hélium pour la filière à neutrons rapides: Problèmes posés par le gonflement du combustible,  
Bull. d'Inf. Scient. et Techn. 196, 1974, 49

/5/ C. Wassilew: persönliche Mitteilung (1976)

Tabelle 4 : Auslegungsparameter der Karbidbestrahlungsversuche  
FR 2-Vg 6a und 6c

Brennstabtyp	a	c
<b>Brennstoff:</b>		
Material	(U,Pu)C unter N <sub>2</sub> hergest.	(U,Pu)C unter Ar-Atm. hergest.
<b>Anreicherung:</b>	U <sub>nat</sub>	U <sub>nat</sub>
Pu (Gew.-%)	15	15
theoretische Dichte (g/cm <sup>3</sup> )	13,6	13,6
Tablettendichte (% th.D.)	82 - 86	85 - 88
Tablettendurchmesser (mm)	8,85	8,82
Tablettenhöhe (mm)	10,0	10,0
<b>Hülle:</b>		
Material	1.4988	1.4988
Außendurchmesser (mm)	10,0	10,0
Wandstärke (mm)	0,55	0,55
<b>Brennstab:</b>		
Bindung	He	Ar
Fülldruck (at)	1	1
Schmierdichte (% th.D.)	81 - 85	83 - 85
Radialspalt (µm)	25	40
<b>Stabteilung:</b>		
Oberer Endstopfen (mm)	23	23
Spaltgasraum (mm)	124	124
Spaltstoff (mm)	300	300
Rh-Plättchen (mm)	1	1
Unterer Endstopfen (mm)	27	27
Gesamtlänge (mm)	475	475
<b>Betriebsbedingungen:</b>		
(1) Nominelle Stableistung (W/cm)	1000	1000
(2) Maximale Stableistung (W/cm)	1150	1150
Max. Hüllrohrtemperatur (°C)	725	725
Abbrand (MWd/kg Me)	25 - 50	25 - 75

- (1) Örtliches Maximum der über den Zyklus gemittelten Stableistung  
(2) Maximal zulässige Stableistung zu Beginn eines Zyklus

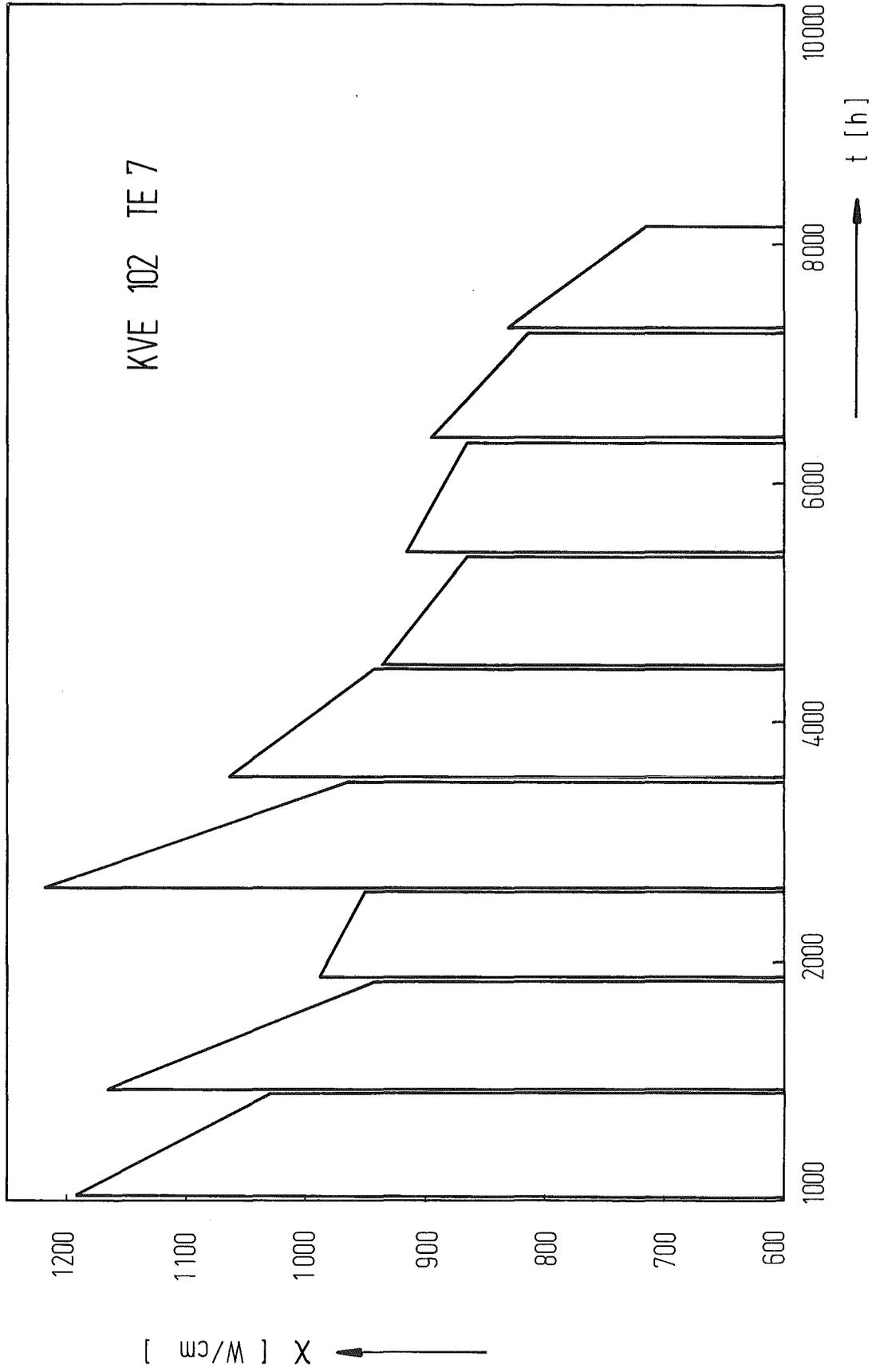


Abb. 18: Schematisierter Verlauf der linearen Stableistung beim KVE 102 auf Höhe des TE 7

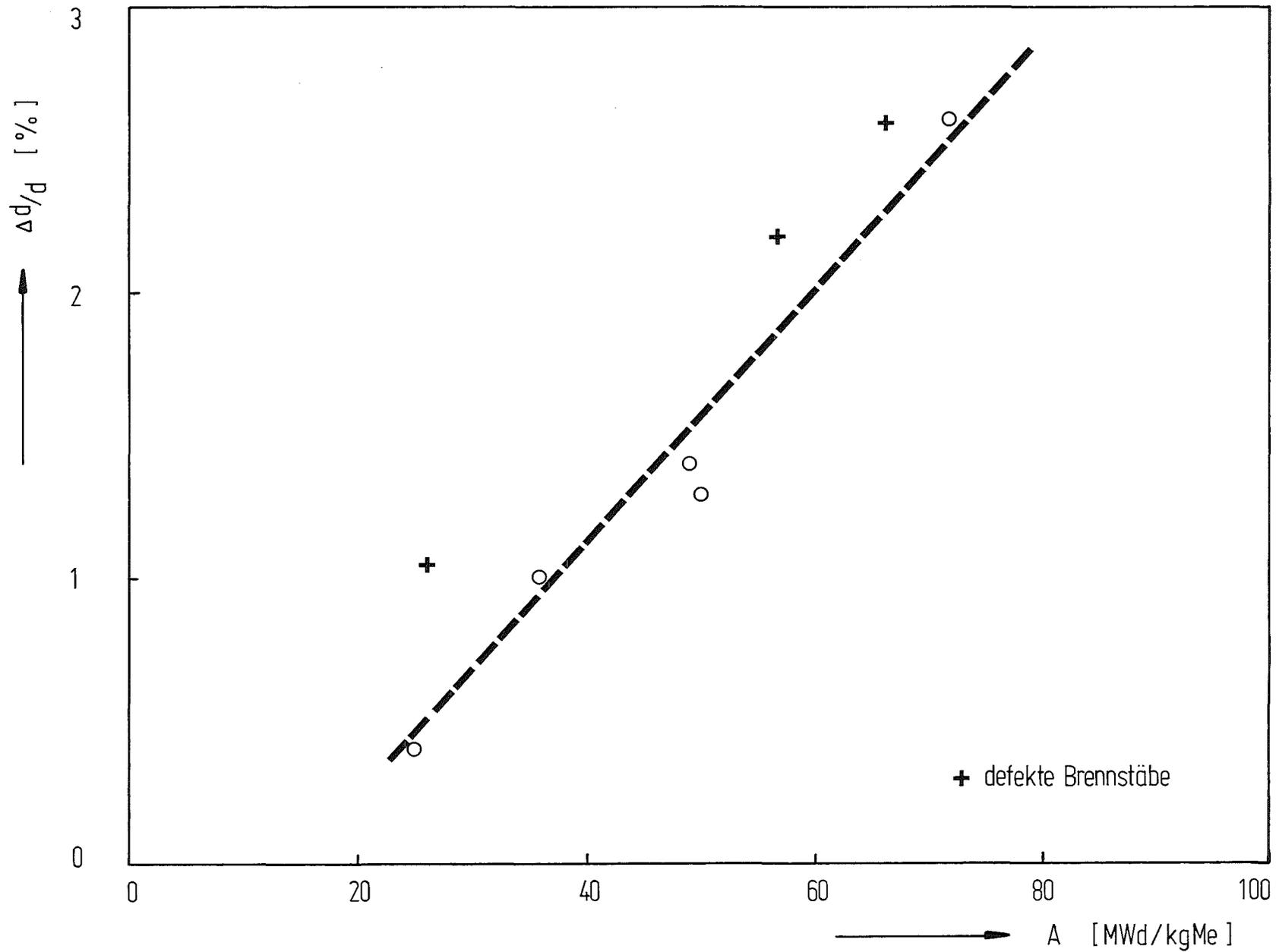


Abb.19: Mittlere Hüldehnungen  $\Delta d/d$  der Vg. 6a und 6c gegen den Abbrand  $A$  aufgetragen

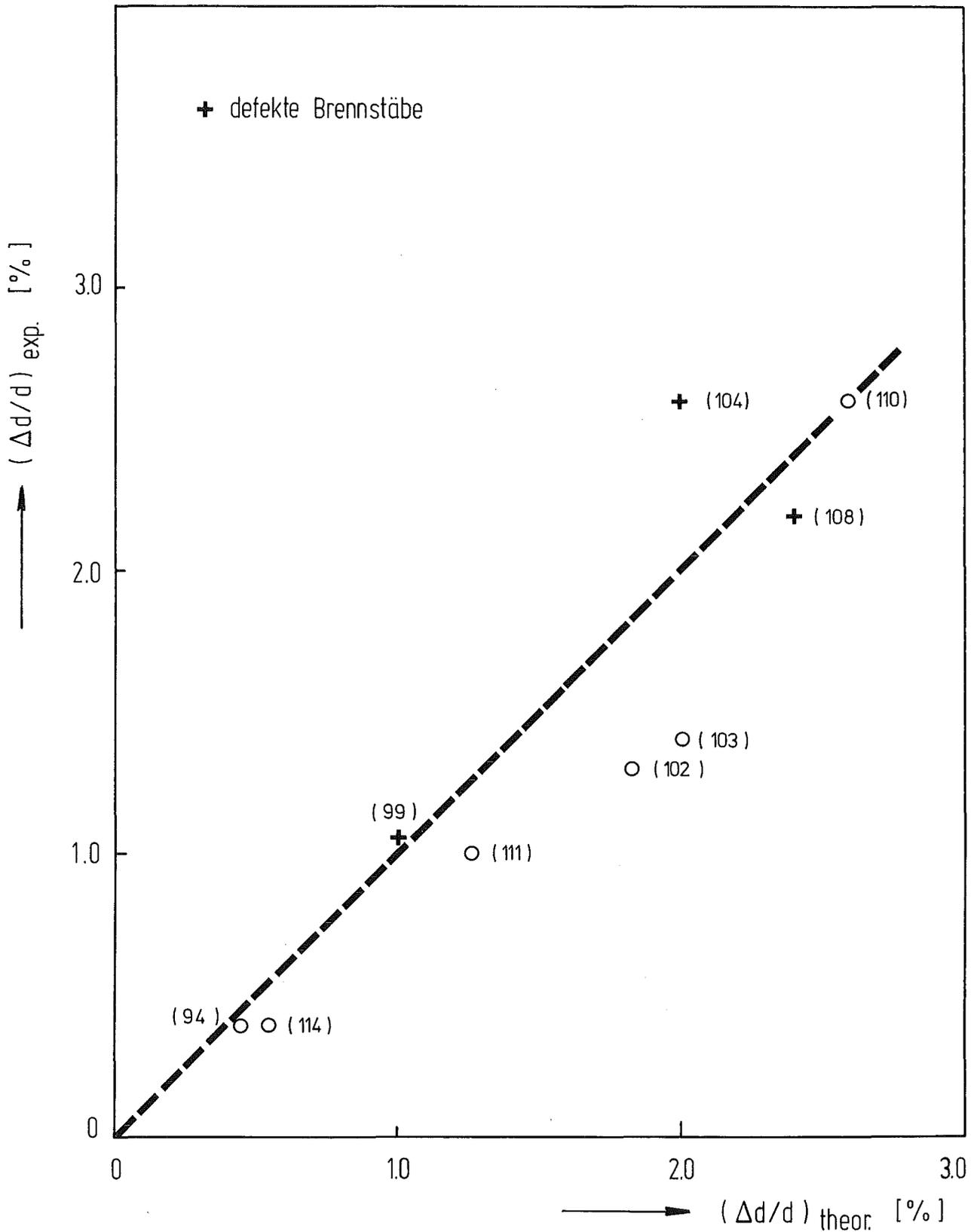


Abb.20: Hülldehnungen der Vg. 6a und 6c, gemessene Werte gegen gerechnete Werte aufgetragen  
( KVE- Nummern sind in Klammern aufgeführt )

## 2. Lokale Hüldehnungen an Karbid-Brennstäben mit Natrium-Bindung<sup>\*</sup>

---

(D. Geithoff, IMF III)

Im Experiment DFR-330/1 wurde ein 7-Stab-Bündel mit U-Pu-Mischkarbid-brennstoff und Na-Bindung bis zu einem Abbrand von 5,26 % Fima im Dounreay Fast Reactor (DFR) bestrahlt. Die anschließende Vermessung der Stab-Außendurchmesser in Dounreay ergab 0,3 % bis 0,4 % als mittlere maximale Durchmesser-Vergrößerung. Darüber hinaus wurden an bestimmten Stäben einige lokale Dehnspitzen innerhalb der Brennstoffsäulenlänge vermessen, die im Einzelfall bis zu 1,2 % ausmachten. Spätere Messungen mit verbessertem Verfahren ergaben sogar lokale Dehnungen, die über 1,6 % hinausgingen.

Die Technik der Stabvermessungen in Dounreay sieht jedoch kein kontinuierliches Abtasten entlang der Stablänge vor, sondern es wird in diskreten Abständen (meist ein inch) der Rohrdurchmesser bestimmt. Es war daher klar, daß in den unvermessenen Zwischenräumen weitere, vielleicht noch größere Dehnspitzen zu finden waren. Die Messungen wurden deshalb in den Heißen Zellen der GfK wiederholt, allerdings nur an vier Stäben, da die restlichen drei bereits in Dounreay zerschnitten worden waren.

Hier zeigte sich nun, daß mit dem bei der GfK praktizierten kontinuierlichen Meßverfahren weitere und noch größere Dehnspitzen bekannt wurden, deren Abstände auf den Rohr-Mantellinien konstant waren. Eine genaue Bestimmung der Positionen ergab, daß die Dehnspitzen jeweils an den Stoßstellen der Brennstofftabletten auftraten (siehe auch Abb. 21), was als Folge einer mechanischen Wechselwirkung von Karbidtabletten und Hülle erklärt werden muß. Derartige Wechselwirkungen sind vom oxidischen Leichtwasserbrennstoff her bekannt, wo sie als "Bambuseffekt" bezeichnet werden. Im hochbelasteten oxidischen Schnellbrüter-Brennstab treten sie jedoch nicht auf. Bisher wurde auch nicht vermutet, daß der "Bambuseffekt" Karbidstäbe befallen könnte. Insbesondere die Tatsache, daß die Stäbe des Experiments DFR-330/1 einen mit Natrium gefüllten Anfangsspalt von 800 µm (diametral) besaßen, ließ eine

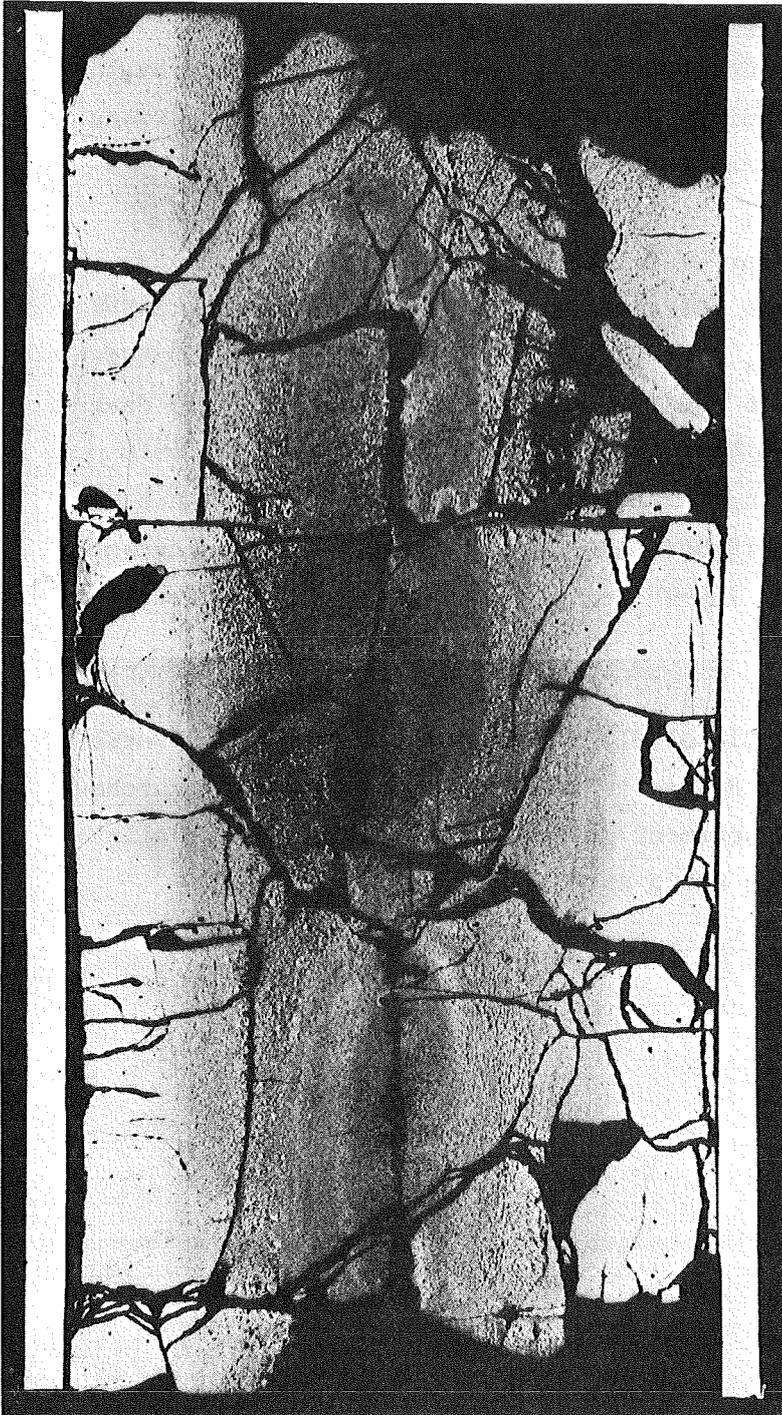
---

<sup>\*</sup>Erster Bericht

mechanische Wechselwirkung dieser Art nicht vermuten. Um den "Bambuseffekt" nachträglich zu erklären, müßte man annehmen, daß die Karbid-tabletten lange Zeit unzerstückelt im Brennstab existierten. Die bisherigen Nachuntersuchungsergebnisse deuteten dagegen eher auf eine frühe Zerstückelung der Brennstofftabletten hin.

Eine wichtige Abhängigkeit der Größe der lokalen Hülldehnung von der Natur des Hüllmaterials wurde festgestellt. Im Experiment wurden Stäbe mit den Edelstählen AISI 316, 1.4988 und 1.4970 eingesetzt. Dehnspitzen zeigten sich nur bei AISI 316 und 1.4988, wobei die beim AISI 316 deutlich höher waren (siehe Abb. 22). In Stäben mit dem Edelstahl 1.4970 fehlen sie ganz. Diese Abhängigkeit ist eindeutig aus den mechanischen Eigenschaften der Stähle erklärbar. Im gleichen Maße wie die Zeitstandsfestigkeit vom AISI 316 über 1.4988 zum 1.4970 zunimmt, vermindert sich die Höhe der Dehnspitzen.

Da die lokalen Dehnungen im Einzelfall bis über 1,6 % des Durchmessers hinausgingen, ist der Karbid-Brennstab durch den "Bambuseffekt" durchaus gefährdet. Der einzige im Experiment aufgetretene Stabdefekt war allerdings auf eine Aufkohlung der Hülle zurückzuführen.



lokale  
Hülldehnung  
am  
Tablettenstoß

Abb. 21

Experiment DFR 330/1  
Längsschliff aus StabF1

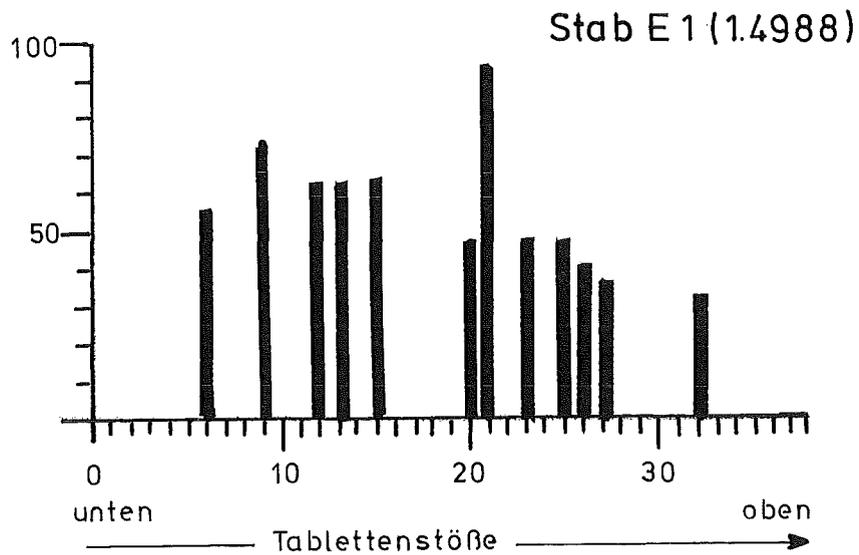
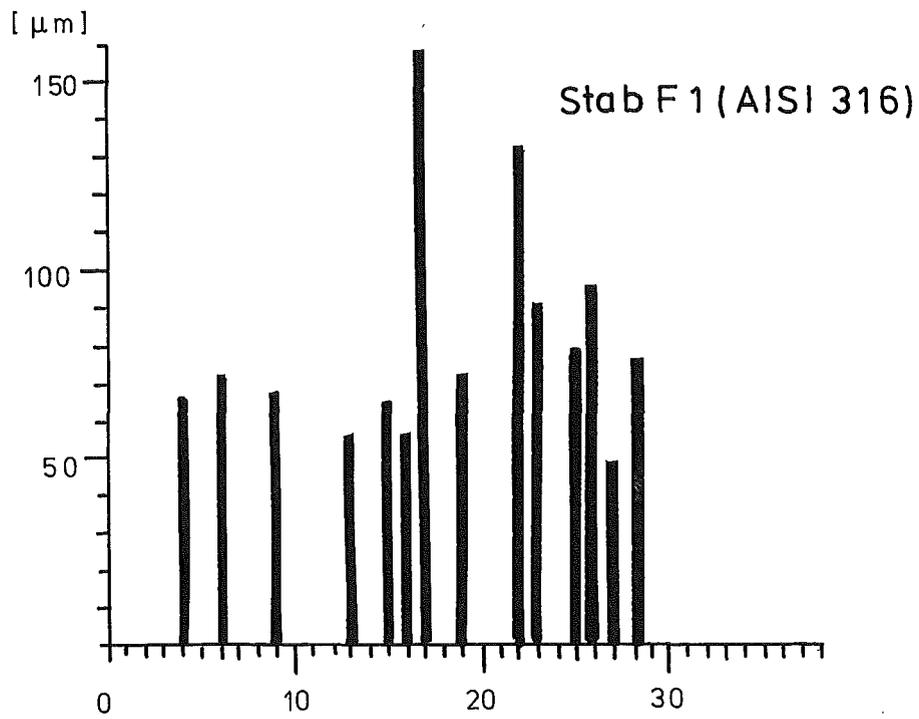


Abb. 22

Experiment DFR 330/1  
Lokale Hüllaufweitungen an den  
Tabletten - Stößen

1.13 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG1.13.1 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1.13.11 Mechanische und physikalische Eigenschaften  
unbestrahlter technischer LegierungenMechanische Eigenschaften

(M. Schirra, B. Seith, IMF)

Ein wesentlicher Teil der Arbeiten in den letzten Jahren zum mechanischen Verhalten der Hüllwerkstoffe bestand darin, durch unterschiedliche Vorbehandlungszustände optimale Langzeiteigenschaften für die Beanspruchung unter Reaktorbedingungen zu erreichen. Aus der breiten Palette der untersuchten Zustände kristallisierte sich für jedes potentielle Hüllmaterial eine mechanisch/thermische Vorbehandlung heraus, die als "Industriezustand" für die weiteren Arbeiten bezeichnet wurde. In jedem Falle enthielt die Vorbehandlung als Zwischenschritt eine 10-15%ige Kaltverformung, die zur Matrixverfestigung notwendig war.

Für den Stahl X10 CrNiMoTiB 1515 (1.4970), der als Hüllwerkstoff für die Brennelemente des ersten SNR-300-Kerns ausgewählt wurde, besteht die Vorbehandlung aus: Lösungsglühen 1060-1120° 5 min + 15 % k.v. + 800° 2h geglüht. Über die Kurzzeit- und Langzeitergebnisse an unbestrahlten Proben (Rundmaterial) wurde in KFK-1276/4 berichtet.

Die Matrixverfestigung durch Kaltverformung kann nun je nach Versuchsmaterial durch Walzen, Rundhämmern oder Recken aufgebracht werden. Um den Einfluß der Verformungsart aufzuzeigen, wurden Rundproben des austenitischen Stahles 1.4970 auf verschiedene Art verfestigt:

- a) 12% k.v. durch Rundhämmern
- b) 12% k.v. durch Recken der fertigen Proben auf einer Zerreißmaschine
- c) 12% w.v. durch Recken vor Versuchsbeginn bei Prüftemperatur (700°C).

Die letztgenannte Verformungsart ist als w.v. (warmverformt) deklariert, aber noch als kaltverformt bei höherer Temperatur anzusehen, weil die Verformung

unterhalb der Rekristallisationstemperatur erfolgt.

Der nur kaltverformte Zustand dieses Stahles ist auch repräsentativ für das Hüllmaterial der Absorberstäbe.

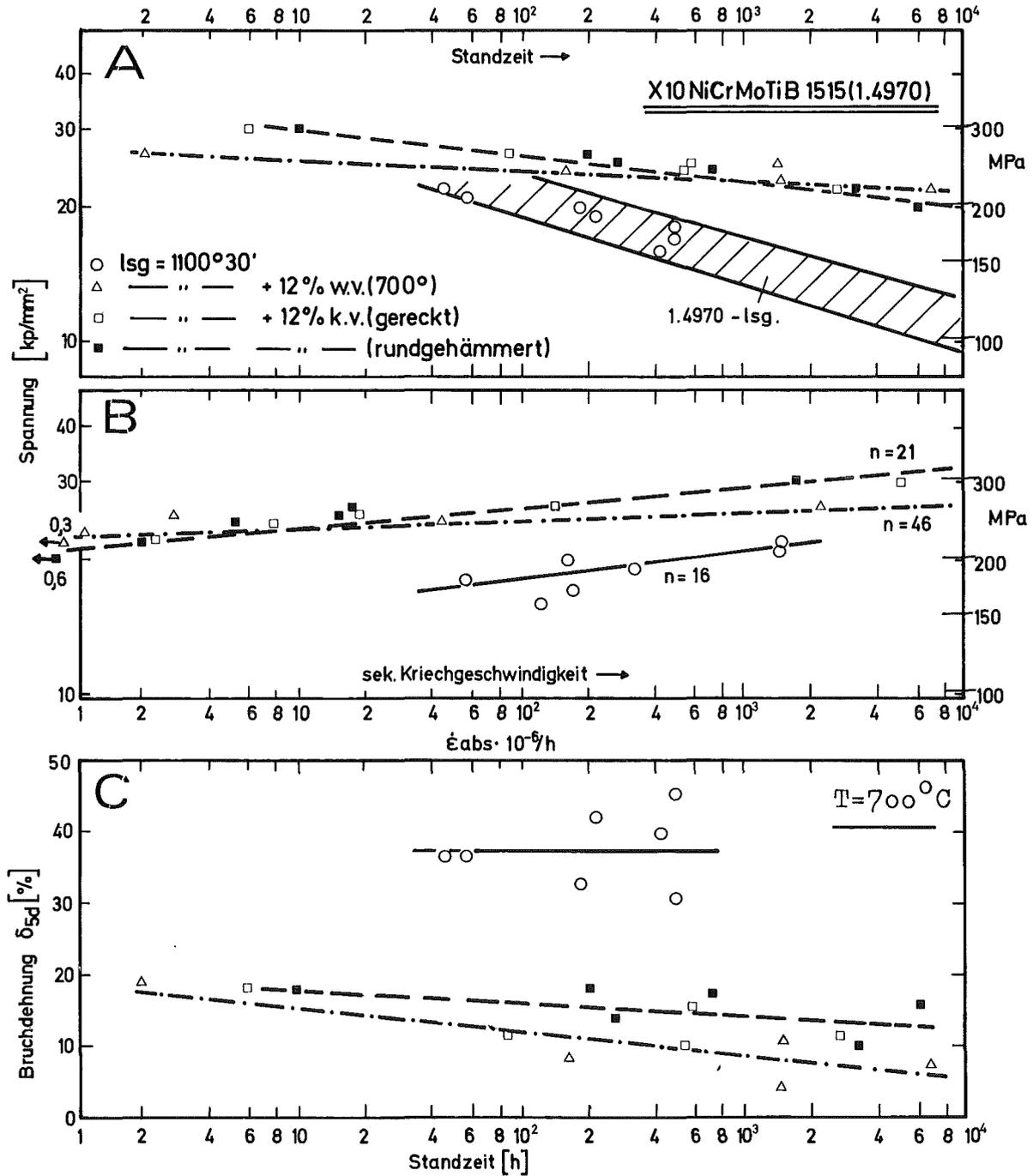
Als Vergleich sind noch einige Proben im lösungsgeglühten Zustand untersucht worden. Die bei diesen Proben angelegten Versuchsspannungen von 160-220 MPa führen allerdings ebenfalls schon bei Versuchsbeginn zu plastischen Verformungen zwischen 1-5%. Die ermittelten Versuchsergebnisse bei 700°C Prüftemperatur sind in der Abb. 1 in drei Teilbildern dargestellt. Die Standzeiten (Teilbild A) der durch Rundhämmern und Recken verformten Proben lassen sich durch eine Zeitstandfestigkeitskurve verbinden, obwohl die rundgehämmerten Proben durchweg geringfügig höhere Standzeiten aufweisen. Deutlich unterschiedlich sind die Standzeiten der bei 700°C verformten Proben. Diese liegen auf einer sehr flach verlaufenden Zeitstandfestigkeitskurve, die bei  $\approx 10^3$  Std. die Kurve der bei RT verformten Probe schneidet; zu längeren Standzeiten ( $> 10^3$  Std) hin werden also etwas höhere Zeitstandfestigkeitswerte erreicht. Die Standzeiten der nur lösungsgeglühten Proben liegen erwartungsgemäß wesentlich niedriger und innerhalb des bekannten Streubandes für diesen Zustand.

Analog dazu ist auch die Spannungsabhängigkeit der sekundären Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  (Teilbild B) abhängig von der Verformungsart. Für die 12% k.v.-Zustände ergibt sich ein Spannungsexponent von  $n = 21$  (nach Norton) und für den w.v.-Zustand ein extrem hoher Wert von  $n = 46$ . Werte aus anderen Versuchsprogrammen an diesem Stahl und Zustände liegen ebenfalls in diesem Bereich.

Die Duktilität der verformten Proben nimmt mit zunehmender Standzeit ab (Teilbild C). Die Bruchdehnung der kaltverformten Proben liegt zwischen 18-10% und der bei 700°C verformten Proben zwischen 19-4%.

Das Bruchverhalten aller untersuchten Proben ist unabhängig von der Verformungsart transkristallin, wie die metallographischen Nachuntersuchungen ergaben.

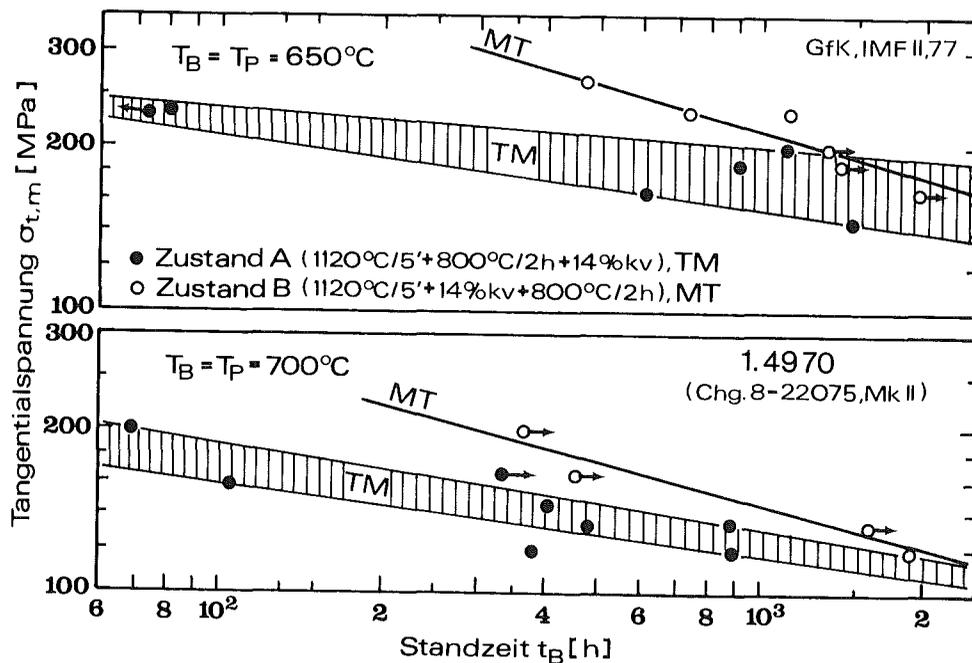
Abb.: 1      A+B = Standzeit u. sekundäre Kriechgeschwindigkeit in  
 Abhängigkeit von der Versuchsspannung  
 C = Bruchdehnung in Abhängigkeit von der Versuchszeit



1.13.14 Bestrahlungsversuche1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung (L. Schäfer, IMF)

Für das Mark II-Core des SNR-300 sind -anders als für Mark Ia- für die Brennstabhüllrohre 7,6 x 0,5 mm Außendurchmesser und Wandstärke vorgesehen. Das erfordert eine Bündelbestrahlung mit Hüllrohren der neuen Abmessung im Referenzzustand (LG + 5% KV + 800°/2h) und als Vorversuch dazu eine Mol 2-Bestrahlung (in-pile Zeitstandversuch), über die hier berichtet wird. Andere Materialbestrahlungsexperimente (Mol 3B2) hatten zudem gezeigt, daß durch eine geeignete mechanisch-thermische Vorbehandlung die Duktilität des Stahles 1.4970 nach Bestrahlung erhöht werden kann. Daher wurden in dem Mol 2-Experiment auch Rohre in dem Zustand lösungsgeglüht, bei 800°C zwei Stunden ausgelagert und 14 % kaltverformt (LG + 800°/2h + 14% KV) mitbestrahlt, um die Nachbestrahlungsuntersuchungen durch einen in-pile Versuch zu bestätigen. Die Bruchdehnung der Mol 2-Proben ist noch nicht vollständig vermessen. Die Zeitstandfestigkeit zeigt aber in den in-pile Versuchen die gleiche Tendenz wie in den Bestrahlungsnachuntersuchungen. Bei hohen Spannungen und kurzen Standzeiten ist entsprechend Abb. 2 die Festigkeit des Referenzzustandes (B) höher als die des Alternativzustandes (A). Bei tiefen Spannungen und langen Standzeiten scheint es auch hier wie bei den Mol 3 B 2-Versuchen umgekehrt zu sein. Das ist allerdings in Abb. 2 nur erkennbar, wenn die vorhandenen Meßwerte zu höheren Standzeiten extrapoliert werden. Bei früheren Mol 2-Bestrahlungen waren Rohre des Stahles 1.4970 mit höherer Zeitstandfestigkeit eingesetzt worden. Bei der Bestrahlung sind diese Festigkeitsunterschiede verschwunden.

Abb. 2 Zeitstandfestigkeit des Stahles 1.4970 bei Neutronenbestrahlung (BR 2)



## 2. Transientenversuche

(D. Preininger, W. Meyer; IMF)

Im Hinblick auf Kühlungsstörfallexperiment wurde die erste orientierende Versuchsreihe zum Kriechverhalten von Rohrprüflingen unter temperaturtransienten Belastungen bei konstantem Innendruck abgeschlossen. Sie ergab neben einem Überblick über die relevanten Belastungsparameterbereiche auch Grunddaten zum allgemeinen Transientenauswertprogramm (Temperaturabhängigkeit der elastischen Konstanten sowie linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten usw.). Daraufhin wurden dann unter Berücksichtigung der praktisch relevanten Störfallsituationen Einzelheiten des weiteren Programms der betrieblichen Störfallexperimente festgelegt. Dieses Programm sieht u.a. folgende Untersuchungsparameter vor:

- Bestrahlung (Dosis, Temperatur)
- Innen- und Außenkorrosion
- thermomechanische Vorbehandlung
- zyklisches Vorglühen im elastischen Spannungsbereich
- Spannungszustand.

Im Berichtszeitraum wurden ferner die Transientanlagen zur Durchführung von Kriechversuchen an Rohrabschnitten unter Innendruckzyklisierung, deren Zweck die Simulation von betrieblichen LMBFR-Reaktivitätsstörungen ist, weiterausgebaut. Insbesondere wurde hierfür ein geeignetes technisches Konzept erarbeitet, so daß ab Februar 1978 mit diesem Experimenttyp begonnen werden kann.

## 3. Physikalische Untersuchungen und Strahlenschäden

(G. Bürkle, K. Ehrlich, K. Herschbach, E. Mittwoch, W. Schneider; IMF)

### Rapsodie-Bündel:

Im Rahmen des Bestrahlungsexperimentes Rapsodie-Bündel wurde der in Bündel 103 als Eckstab positionierte Brennstab AU 15 elektronenmikroskopisch auf das Schwellverhalten untersucht. Aufgrund der Randposition sind die Wandmittentemperaturen des Hüllrohres bei gleicher axialer Reaktorcoordinate längs des Umfangs unterschiedlich. Deshalb wurde der Einfluß der Temperaturvariation auf das Schwellverhalten studiert. Nach Haas /1/ beträgt der

---

/1/ Unveröff. Bericht von Belgo Nucléaire

Temperaturunterschied zwischen innenliegender und außenseitiger Halbschale in bezug auf die Bündelmitte maximal 48 K an der Stelle maximaler Temperatur, also am oberen Ende der Brennstoffzone. Zum unteren Ende der Brennstoffzone hin geht dieser Temperaturunterschied linear gegen Null.

Die elektronenmikroskopischen Auswertungen für Schwellen ( $\frac{\Delta V}{V}$ ), Porenkonzentration und mittleren Porendurchmesser werden in Abb. 3 zusammen mit interpolierten Werten für die Hüllwandmitten-Temperatur angegeben. Nach bisheriger Kenntnis des Schwellverhaltens des Stahles 1.4970 wäre zu erwarten gewesen, daß im gegebenen Temperaturintervall bei gleichbleibender Dosis längs des Umfanges des Hüllrohres die Schwellbeträge mit zunehmender Temperatur abnehmen, insbesondere wegen der starken Abhängigkeit der Porenkonzentration von der Temperatur. Der mittlere Porendurchmesser sollte mit der Temperatur ansteigen.

Der bei Vergleich der jeweils vier Proben gleicher axialer Reaktorkoordinate ermittelte mittlere Porendurchmesser entspricht im allgemeinen den Erwartungen. Die Porenkonzentration an den heißeren Stellen des Rohrumfanges ist jedoch keineswegs rückläufig, es wurden dort erhöhte Schwellraten gefunden. Die Proben bei tieferen Temperaturen zeigen wegen der geringen Temperaturvarianz entlang des Umfanges keine signifikanten Unterschiede.

Die Interpretation der Ergebnisse ist schwierig, weil die Temperaturverteilungen berechnet und nicht experimentell bestimmt wurden. Die Ursache für das stark abweichende Ergebnis bei ca. 500 °C ist nicht erkennbar. Möglicherweise liegt es in der bereits mehrfach beobachteten Variation des Schwellens im Material begründet; dieses Verhalten konnte bisher nicht erklärt werden.

#### RIPCEX I:

Im Rahmen des gemeinsam mit Interatom und Belgo-Nucléaire durchgeführten Experimentes RIPCEX I mit bestrahlten Druckröhrchen wurden vier Zwischenvermessungen durchgeführt. Die bisher erreichte maximale Dosis beträgt etwa 50 dpa (nach NRT-Modell). Die vorliegenden Daten wurden eingehend analysiert. Die Ergebnisse wurden, soweit sie den Werkstoff 1.4981 betreffen, auf der Konferenz in Scottsdale dargelegt. Die wichtigsten sind (1):

- 1.) In-pile Kriechen ist proportional zur angelegten Spannung, doch wurden bei einer Bestrahlungstemperatur von 480 °C Abweichungen von dieser

Gesetzmäßigkeit beobachtet (Abb. 4), von denen jedoch bislang noch nicht gesagt werden kann, ob experimentelle Schwierigkeiten vorliegen oder ob tatsächlich der lineare Zusammenhang bei höheren Spannungen (und Dosen) nicht mehr besteht.

- 2.) Oberhalb einer Dosis von etwa 20 dpa steigt die Kriechrate stark an (Abb. 5). Dies ist auch der Dosisbereich für den Einsatz des Volumenschwellens. Daraus ist zu folgen, daß eine Wechselwirkung zwischen Schwellen und in-pile Kriechen darin besteht, daß letzterer Prozeß beschleunigt wird.
- 3.) Im Rahmen der vorliegenden Daten besteht zwischen 420 und 480 °C kein meßbarer Einfluß der Temperatur auf das strahlungsinduzierte Kriechen, wie aus Abb. 5 ersichtlich ist.
- 4.) Ein Vergleich der Daten mit Ergebnissen an dem Stahl AISI 316 zeigt (Abb. 6), daß dieser, je nach Art der thermo-mechanischen Vorbehandlung, wesentlich schneller oder langsamer als der Werkstoff 1.4981 im Referenzzustand kriechen kann. Auch beim AISI 316 bedeutet starkes in-pile Kriechen, daß der Einsatzbereich des Volumenschwellens erreicht wurde; wiederum ein Hinweis darauf, daß zwischen beiden Phänomenen eine Wechselwirkung besteht.

In weiteren Beiträgen zur International Conference on Radiation Effects in Breeder Reactor Structural Materials, Scottsdale, wurde auf allgemeine Tendenzen der Materialentwicklung (2) sowie auf das Schwellverhalten (3,4) eingegangen.

#### Veröffentlichungen:

- (1) H.J. Bergmann, D. Haas, K. Herschbach: Irradiation induced creep and swelling of cold-worked W.-Nr. 1.4981 irradiated in the Rapsodie reactor. Int. Conf. Rad. Effects in Breeder Reactor Structural Materials, Scottsdale, Arizona; June 19-23, 1977.
- (2) Research and Development Programme in the DEBENE-AERA For Fast Breeder Material Development.  
W. Dietz, K. Ehrlich, J.J. Huet, *ibid.*
- (3) The Influence of Fast Diffusing Substitutional Elements on the Swelling Behaviour of Ni- and Cu-alloys.  
H. Venker, P. Gieseke, K. Ehrlich, *ibid.*
- (4) Void Formation in Stabilized Austenitic Steels.  
K. Ehrlich, R. Groß, W. Schneider, *ibid.*

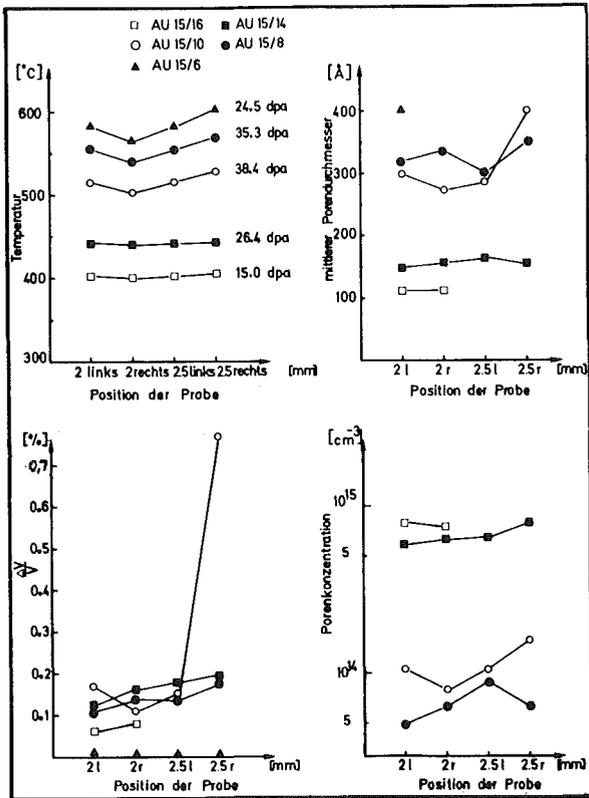
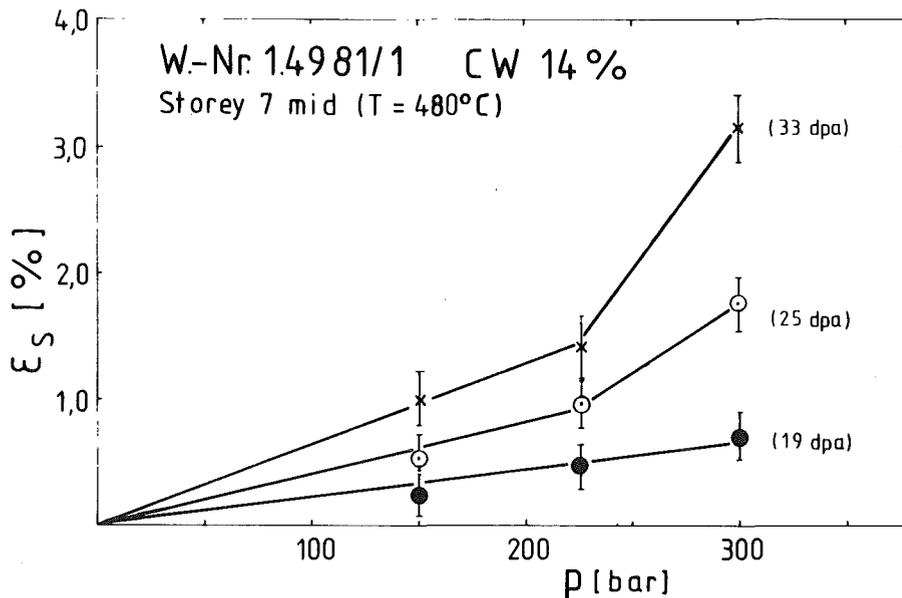


Abb. 3: Einfluß von Temperaturgradienten über den Rohrumfang auf das Schwellverhalten des 1.4970, Referenzzustand



Stress-dependence of the in-pile creep strain of W-Nr. 14981/1 CW at 480°C

Fig. 9

2377209 4

Abb.: 4: Spannungsabhängigkeit des in-pile Kriechens für W.Nr. 1.4981 bei 480 °C

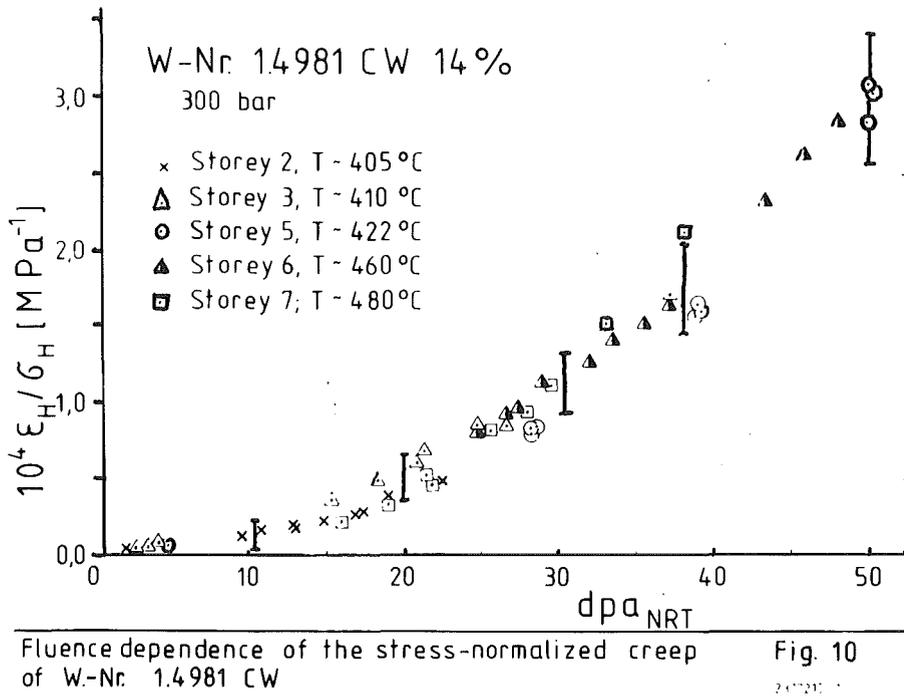


Abb. 5: Dosierabhängigkeit des in-pile Kriechens für  $\sigma_H = 200$  MPa

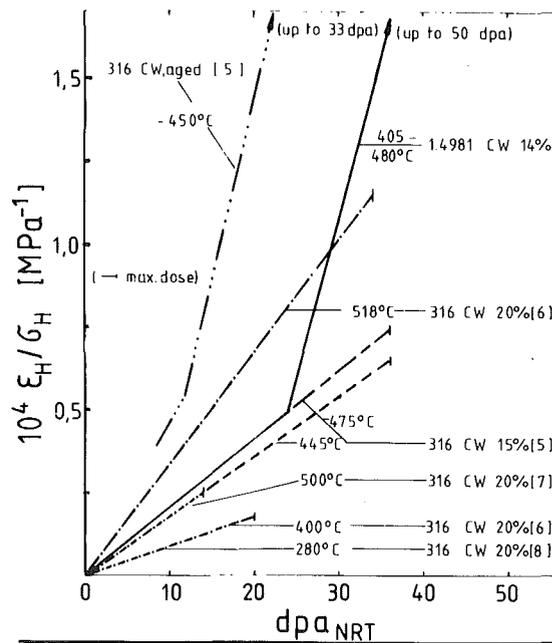


Abb. 6: Vergleich des in-pile Kriechens des W.Nr. 1.4981 mit dem des AISI 316 in verschiedenen Vorbehandlungszuständen

1.13.18 Untersuchungen am SNR-Strukturwerkstoff1. Versuche an unbestrahltem Material (Inelastische Analyse)

(W.Scheibe, R.Schmitt, D.Rodrian; IMF)

a) Zyklisches Verfestigungsverhalten

Nach Abschluß der Überprüfung an der hydraulischen Prüfmaschine und Beseitigung einiger Mängel wurde mit dem Basisprogramm begonnen, bei dem LCF-Versuche<sup>1)</sup> mit verschiedenen Dehnungsamplituden und bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt werden. Die ersten Ergebnisse, die in Tabelle 1 dargestellt sind, zeigen den erwarteten Effekt: Mit abnehmender Temperatur und abnehmender Dehnungsamplitude nehmen die Lastwechselzahlen zu, wobei sich die Änderung der Dehnungsamplitude auf die Lastwechselzahl stärker auswirkt.

Temperatur [°C]	Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon_t$ [%]					
	1,5	1,2	1,0	0,8	0,6	0,3
550	1030	1960	2650	4543	9110	>151580*
500	1497	2540	3783	5510	10920	
450		3045				
RT		3733				

\* Versuch gestoppt, da Probe nach 151 580 Zyklen noch nicht gebrochen war.

Tabelle 1: Lastwechselzahlen des Stahles 1.4948 (Chg. 325) in Abhängigkeit von Temperatur und Dehnungsamplitude  
(Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon} = 3 \cdot 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$ )

1) LCF = Low Cycle Fatigue

**b) Kombinierte Kriech- und Ermüdungsbeanspruchung**

Die vom Hersteller mitgelieferten Materialprüfprogramme, welche für die computergesteuerte Durchführung notwendig sind, wurden für die Versuche mit Haltezeiten modifiziert. Mit den geänderten Programmen besteht die Möglichkeit, für jeden Zyklus jeweils die maximale und minimale Kraft sowie die Maximalwerte für die Dehnung ausdrucken zu lassen. Da diese Versuche zum Teil über mehrere Wochen laufen, ist außerdem gewährleistet, daß der Computer bei Bruch der Probe sowohl die entsprechende Zyklenzahl ausdrückt, als auch den Ofen und das Hydraulikaggregat abschaltet.

**c) Monotones Verfestigungsverhalten**

Die Versuche und die Auswertung an der Charge 325 sind abgeschlossen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 2 dargestellt. Auch bei dieser Charge ist kein eindeutiger Einfluß der Verformungsgeschwindigkeit auf die Spannungswerte festzustellen. Die bisherigen Ergebnisse haben gezeigt, daß es - im Hinblick auf die Aussage eines möglichen Chargeneinflusses - zweckmäßig wäre, die einzelnen Parameter jeweils doppelt zu belegen, um dadurch die Streuungen besser eingrenzen zu können.

N/mm <sup>2</sup>	RT				450° C				500° C				550° C				600° C			
	0,02	0,2	2,0	20	0,02	0,2	2,0	20	0,02	0,2	2,0	20	0,02	0,2	2,0	20	0,02	0,2	2,0	20
	V <sub>M</sub> [mm/min]				V <sub>M</sub> [mm/min]				V <sub>M</sub> [mm/min]				V <sub>M</sub> [mm/min]				V <sub>M</sub> [mm/min]			
σ 0,04	139	200	179	215	105	124	117	107	99	99	122	109	99	95	92	97	93	108	87	90
σ 0,05	155	204	192	220	110	127	122	113	102	104	126	113	102	98	94	101	96	112	91	94
σ 0,06	167	207	202	226	113	130	125	117	105	107	130	116	105	101	95	104	100	115	94	97
σ 0,1	202	217	229	241	123	136	138	129	113	118	142	125	114	108	101	113	108	125	103	108
σ 0,2	236	234	268	259	140	147	154	147	125	134	158	139	128	120	111	128	122	137	117	127
σ 0,3	255	243	288	269	149	154	163	158	131	144	168	149	136	127	117	139	131	145	126	139
σ 0,4	267	250	301	276	155	-	170	166	137	151	-	157	143	133	122	146	137	151	132	147
σ 0,5	274	256	310	280	161	171	176	172	141	156	-	164	148	137	126	153	141	156	137	154
σ 0,6	281	-	-	-	183	174	-	177	144	160	-	170	152	141	130	158	145	161	142	-
σ 0,8	281	280	-	-	190	179	190	-	156	-	-	-	167	157	142	-	150	169	157	-
σ 1,0	288	285	319	-	196	185	193	-	162	163	-	-	174	163	147	-	156	174	163	-
σ 1,6	304	299	336	-	209	196	204	202	176	175	202	-	192	174	159	-	168	183	178	-
σ 2,0	312	306	344	327	216	203	212	211	186	182	208	-	200	182	167	181	178	191	186	181
σ 3,2	335	324	364	353	237	224	230	235	208	200	229	198	223	201	189	208	197	209	208	207
σ 4,0	347	335	376	369	250	236	242	250	220	210	242	211	235	211	202	223	210	219	221	222
σ 5,0	357	348	389	386	266	250	256	264	236	224	255	228	252	226	217	240	222	233	234	238
σ 6,4	375	365	405	408	284	268	276	287	254	242	273	250	269	245	237	266	233	248	252	262
σ 12,8	436	422	465	481	356	335	342	364	325	304	341	323	325	311	309	339	263	302	315	329
σ B	600	586	599	570	484	451	438	436	431	416	427	414	351	401	403	401	268	352	374	380

Tabelle 2: Spannungswerte des Stahles X6 CrNi 1811 (1.4948), Charge 325, bei verschiedenen Temperaturen und Verformungsgeschwindigkeiten

## 2. Zeitstandversuche

(M. Schirra, IMF)

Die Zeitstandversuche am SNR-Strukturwerkstoff 1.4948 im Rahmen des GRIM-Programmes konzentrieren sich auf den Einfluß der Bestrahlung am Grundwerkstoff und Schweißverbindungen bei 550°C und z. T. bei 600°C bis zu Versuchszeiten von ca. 10<sup>4</sup> Stunden. Darüberhinaus werden vom IMF am Grundwerkstoff mit GRIM-Proben bei 550°C Versuche mit niedrigen Spannungen (100-180 MPa) durchgeführt, um Ergebnisse zum Kriechverhalten und die technisch wichtigen Zeit-Dehngrenzen in diesem Spannungsbereich zu erhalten /1/.

In einem weiteren Programm werden bei 550-600-650°C Zeitstandversuche an Grundwerkstoff (GW) und Schweißverbindungen (SV) durchgeführt. Diese als "Extrapolationsprogramm" bezeichnete Arbeit wird im Rahmen der deutsch-spanischen Zusammenarbeit in den Anlagen der Junta de Energie Nuclear, Madrid, abgewickelt. Es werden bei den genannten Temperaturen Standzeiten bis zu 30.000 h ( $\hat{=}$  3,5 Jahre) angestrebt, um mit diesen Ergebnissen auf das Langzeitverhalten des Anlagenstrukturwerkstoffes ( $\geq 10^5$  Std) bei SNR-Betriebstemperaturen extrapolieren zu können. Eine ausführliche Darstellung dieses Versuchsprogrammes mit der Wiedergabe der Zeitstandfestigkeits- und Kriechdaten bis Juni 1976 erfolgte als Zwischenbericht /2/.

Ergänzt werden diese Versuche durch weitere Kriechversuche im IMF bei 550-600-650-700-750°C am Grundwerkstoff mit dem Ziel, das Kriechverhalten in Abhängigkeit von der Versuchsspannung zu erfassen, insbesondere zu niedrigen Spannungen hin. Zu diesem Fragenkomplex wurde auf der Reaktortagung 1977 ein erster Bericht erstattet /3/.

Der vorliegende Beitrag soll eine Übersicht vermitteln über den Stand der bisher erreichten Zeitstandfestigkeitswerte in den drei genannten Programmteilen. In der Abb. 7 sind in zwei Teildiagrammen für den Grundwerkstoff und die Schweißverbindung die Standzeiten bzw. Versuchszeiten in Abhängigkeit von der jeweiligen Versuchsspannung wiedergegeben. Die längsten Versuchszeiten betragen z.Zt. rund 25000 Std. für die GRIM-Proben bei 550°C. Im "Extrapolationsprogramm" sind z.Zt. bei 600 und 650°C rund 11000 Std. erreicht worden.

/1/ KFK-2275, S. 128

/2/ KFK-Ext. 6/76-5, Okt. 1976

/3/ Reaktortagung 1977, Mannheim, Vortrag E 422, S. 550  
(Veröffentl. im Berichtszeitraum)

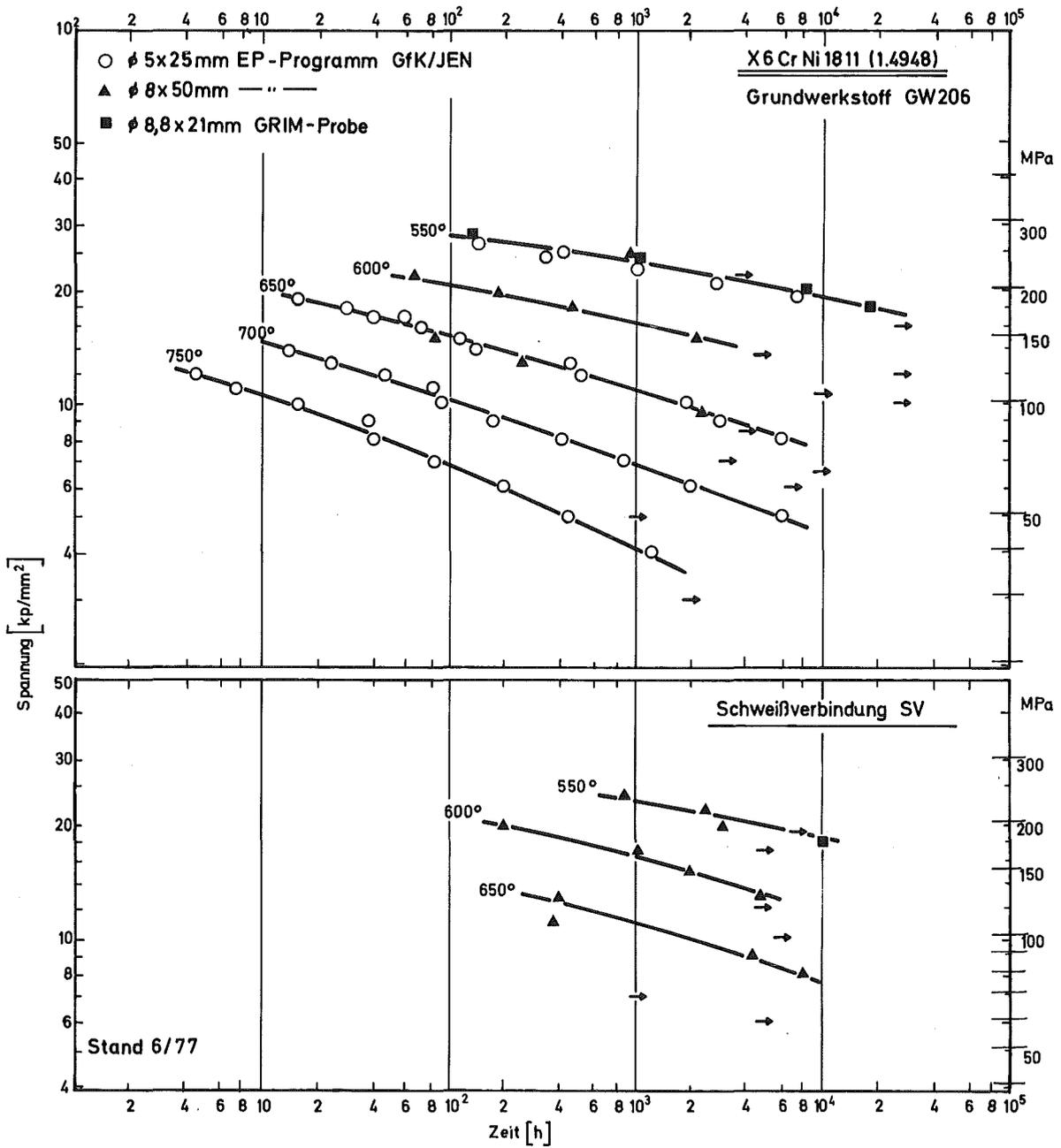


Abb. 7: Standzeit  $t_B$  bzw. Versuchszeit der Zeitstandversuche im Rahmen des Extrapolationsprogrammes

3. Bestrahlungsverhalten der Stähle 304/316

(D. Preininger, IMF)

a) Allgemeines

Für die Arbeitsgruppe "Auswahl von Strukturwerkstoffen für SNR-2" wurde eine Literaturstudie über die austenitischen Stähle AISI 304/316 bzw. 1.4948/1.4919 angefertigt. Diese Stähle wurden verglichen hinsichtlich ihrer mechanischen und physikalischen Eigenschaften unter Berücksichtigung der für den Reaktortank spezifischen Belastungsbedingungen und -bereiche wie  $\phi t \leq 10^{22} \text{ n/cm}^2$ , Bestrahlungs- ( $T_I$ ) und Betriebstemperatur ( $T_B$ ) zwischen RT und 850 °C. Bezüglich  $T_{B,I}$  sind dabei drei Bereiche, nämlich

- I. Betriebsband  $T_B \approx T_I$  mit  $T_B = 400-500 \text{ °C}$
- II. Reaktorstartbereich  $T_B < T_I$ ,  $T_B = \text{RT} \div 400 \text{ °C}$
- III. Störfallbereich  $T_B > T_I$ ,  $T_B = 570-850 \text{ °C}$

zu unterscheiden. Zur Absicherung der Resultate wurden zunächst Chargen- und Meßstreueneffekte, soweit bisher untersucht, analysiert. Es ergab sich für den unbestrahlten Materialzustand in der Rangfolge

- Kurzzeitzugeigenschaften
- Kriecheigenschaften
- LCF-Ermüdung
- Ermüdungsrißfortschritt
- physikalische Eigenschaften

eine Abnahme der Stärke von Chargenstreueneffekten. Insbesondere in den Kurzzeitzug- und Kriecheigenschaften liegen Chargenstreuungen von überwiegend athermischer Art (Variation in der Korngröße, Interstitiellengehalte (C,N...7)) vor, die bei einer quantitativen Gegenüberstellung zwischen 304 und 316 eine eingehende statistische Absicherung erfordern. Bislang nur vereinzelt durchgeführte Messungen am bestrahlten Material deuten ferner daraufhin, daß direkt bestrahlungsinduzierte Chargeneffekte in den Zugeigenschaften gerade im Bereich geringer Dosen  $< 10^{21} \text{ n/cm}^2$  vernachlässigbar gering sind.

b) Physikalische Eigenschaften

Von besonderer Bedeutung sind hier im Zusammenhang mit der resultierenden thermomechanischen Reaktortankwerkstoffbelastung die thermische Ausdehnung  $\alpha$ , die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  sowie die elastischen Eigenschaften. Bezüglich  $\alpha, \lambda$  liegen noch keine Messungen zum Bestrahlungseinfluß vor.

Hier sind jedoch gerade im Bereich geringer Dosen keine merkbaren Effekte zu erwarten. Die elastischen Eigenschaften wie die Moduli  $\mu_{s,E}$  sowie das Poisson'sche Verhältnis  $\nu$  zeigen sich nur bei höheren Dosen  $> 2 \cdot 10^{22} \text{ n/cm}^2$  und höheren Bestrahlungstemperaturen infolge der bestrahlungsinduzierten Defektbildung größerer Ausdehnung (Voids, He-Blasen, Ausscheidungen) bestrahlungsabhängig. Hier fallen im einzelnen die Moduli  $\mu_{s,E}$  sowie auch  $\nu$  - bei hohen  $T_I$  ausgeprägter - etwa linear mit der Dosis und der Schwellrate  $\Delta V/V$  ab. Im unbestrahlten Materialzustand sind in den genannten Eigenschaften  $\lambda, \alpha, \mu_{s,E}, \nu$  zwischen den Stählen 304, 1.4948/316, 1.4919 keine erheblichen Unterschiede (geringer als  $\pm 6\%$ ) zu verzeichnen. Somit entfallen die physikalischen Eigenschaften als ein Kriterium für die Materialwahl 304/316.

c) Kurzzeitzugeigenschaften

Unter allen Bestrahlungs- und Auslagerungsbedingungen zeigt Stahl 316 gegenüber 304, 1.4948 die höhere Streckgrenze. Daneben ist gleichfalls dessen Duktilität, gemessen als Gleichmaßdehnung  $\epsilon_g$ , in den wichtigsten Belastungsbereichen I, III bei  $\phi t < 8 \cdot 10^{21} \text{ n/cm}^2$  im Vergleich zu 304, 1.4948 bedeutend größer. Nur im Bereich tiefer Temperaturen  $T < 280^\circ\text{C}$  des Reaktor-anlaufbereiches II sind am 304, 1.4948 gegenüber 316 größere Gleichmaßdehnungen zu verzeichnen. Unter Berücksichtigung aller Belastungsbereiche ist bezüglich der Kurzzeitzugeigenschaften Stahl 316 als Tankwerkstoff vorteilhaft.

d) Kriecheigenschaften

Im Betriebsband I,  $T_B \approx T_I$  bewirkt die Bestrahlung zu geringen Dosen  $< 5 \cdot 10^{21} \text{ n/cm}^2$  an beiden Stählen 304/316 überwiegend nur eine Duktilitätsverminderung. Eine zusätzlich bestrahlungsbedingte Verringerung der Kriechdynamik tritt dagegen erst bei größeren Abweichungen in  $T_I < T_B$  sowie sonst allgemein bei höheren Dosen infolge Wirksamwerdens der Bestrahlungshärtung auf. Gleichfalls im Bereich I zeigt Stahl 1.4948 gegenüber 304 schon bei geringsten Dosen  $< 10^{20} \text{ n/cm}^2$  bis um den Faktor 10 geringere Zeitstands- und Duktilitätswerte, wahrscheinlich infolge einer beschleunigten He-Anreicherung der Korngrenzen, verbunden mit ei-

nem Korngrenzenfestigkeitsabfall. In beiden Bereichen I, III verzeichnet man darüberhinaus am 316 gegenüber 304, 1.4948 größenordnungsmäßig günstigere Zeitstands- und Kriecheigenschaften sowohl im unbestrahlten als auch bestrahlten Zustand. Gleichfalls zeichnet sich am 316 gegenüber 304 und besonders 1.4948 in den Bereichen I, III (II) auch hinsichtlich der Duktilität, gemessen am Dehnungswert, zum Beginn des Tertiärkriechens, ein merkbar günstigeres Verhalten ab. Somit ist sowohl aus Gründen der Festigkeit als auch der Duktilität Stahl 316 gegenüber 304 in den meisten Belastungsbereichen als Reaktortankwerkstoff zu empfehlen.

#### e) LCF-Ermüdung

Im bisher untersuchten Bereich  $\phi t < 3 \cdot 10^{22} \text{ n/cm}^2$ ,  $T_I = 450 - 1750 \text{ }^\circ\text{C}$  ist aufgrund konstanter plastischer Dehnungsamplituden  $\Delta \epsilon_\rho$  die Bestrahlungswirkung auf das LCF-Verhalten an beiden Stählen 304, 1.4948/316 quantitativ vergleichbar. Näherungsweise ergibt sich hierfür bei  $T_I \approx T_B$  und  $T_I < T_B$  gleichermaßen eine bestrahlungsinduzierte Verringerung der Zahl der ertragbaren Lastwechsel  $N_f$  (maximal Faktor 3). In den Bereichen I, III sind somit keine Abweichungen im Bestrahlungseffekt auf  $N_f (\Delta \epsilon_\rho)$  gegeben. An den Stählen 304, 1.4948/316 verzeichnet man im Bereich hoher Temperaturen (Bereiche I, III) einen ausgeprägten Einfluß einer in der Zugphase der LCF-Belastung eingefügten Haltezeit  $\Delta t_R$  auf die  $N_f (\Delta \epsilon_\rho)$ . Durch Bestrahlung wird dieses Verhalten weiter verschlechtert. Es läßt sich der Wechselwirkung zwischen LCF-Verformung/Relaxation, die zu einer Werkstoffschädigung führt, zuordnen. Diesbezüglich liegen nur im bestrahlten Zustand Unterschiede zwischen 304, 1.4948/316 vor. Bei hohen Relaxationszeiten  $\Delta t_R \geq 0,25 \text{ h}$ , die besonders praktisch relevant sind, zeichnen sich am 316 gegenüber 304, 1.4948 höhere  $N_f$ -Werte ab. Umgekehrt zeigt dann Stahl 304, 1.4948 unterhalb von  $\Delta t_R \approx 0,25 \text{ h}$  ein günstigeres  $N_f (\Delta t_R)$ -Verhalten. Bemerkenswert ist darüberhinaus, daß bis zu den bisher untersuchten  $\Delta t_R$ -Werten  $< 10 \text{ h}$  an beiden Stählen 304/316 keine Sättigungserscheinung im  $N_f (\Delta t_R)$ -Effekt auftritt. Zusammenfassend ist gerade bezüglich des günstigeren LCF-Relaxations-Wechselwirkungsverhaltens Stahl 316 gegenüber 304, 1.4948 als Tankwerkstoff zu empfehlen.

#### f) Ermüdungsrißfortschritt

Ein ausgeprägter Bestrahlungseinfluß auf die Ermüdungsrißausbreitung  $v$  liegt nur im Bereich hoher  $T_{B,I}$ , also im oberen Teil des Betriebsbandes I und dem

Störfallbereich III vor. Dessen Einfluß wird vom Materialzustand und der Haltezeit  $\Delta t_h$  in der Zone der maximalen Spannungsintensität bestimmt. Dabei erfolgt mit zunehmendem  $\Delta t_h$  und Kaltverformungsgrad, KV, sowie fallender Spannungsintensitätsamplitude  $\Delta K$  eine Verstärkung des bestrahlungsinduzierten Rißwachstumsanstiegs. Der Haltezeiteffekt, bezeichnend für die überlagernde statische und zyklische Rißausbreitung, ist gegenüber den übrigen Einflußparametern allerdings abhängig vom Materialzustand, im allgemeinen der weitaus dominierende. Die in diesem Zusammenhang kritischsten Materialzustände sind: KV-BE, KV-UB, L-BE. Hierfür steigt  $v$  stark in linearer Form mit zunehmenden  $\Delta t_h$  an. Diese  $v$ -Erhöhung beträgt z.B. am Stahl 316/20% KV,  $\Delta t_R = 10$  min gegenüber dem lösungsgeglühten Referenzzustand L bei  $\Delta t_h = 0$  bis zu einem Faktor "5.000"! Infolge dieser außerordentlich starken Effekte muß die Werkstoffwahl unter besonderer Berücksichtigung der Wechselwirkung zyklischer/statischer Rißausbreitung im Störfallbereich III erfolgen. Ein diesbezüglich abschließender Vergleich zwischen 304/316 kann z.Z. nicht durchgeführt werden, da vor allem Messungen am 304 noch ausstehen.

Die Materialselektion im Bereich tiefer Temperaturen - Anlaufbereich II sowie unterer Teil des Betriebsbandes I - kann infolge Abwesenheit von Bestrahlungseffekten gänzlich vom Ermüdungsrißverhalten des unbestrahlten Materialzustandes ausgehen. Grundlage dafür ist der Zusammenhang  $v(\Delta K, T)$  des Zustandes L, da thermomechanische Behandlung und  $\Delta t_h$  darauf einen nur unwesentlichen Einfluß nehmen. Diesbezüglich zeigt Stahl 316 bei geringen  $\Delta K$  und  $T_B < 400$  °C gegenüber 304 klar die bis um den Faktor 8 niedrigeren Rißgeschwindigkeiten. Nur bei sehr hohen K-Werten verzeichnet man dann unabhängig von  $T_B$  am Stahl 304 die geringeren  $v$ -Werte. Aufgrund der praktischen Bedeutung, vor allem der geringen  $\Delta K$ , fällt die Werkstoffwahl in den Bereich II sowie dem unteren Band von I zugunsten des Stahles 316 aus.

#### g) Zusammenfassung

Die Untersuchung ergab, daß Stahl 316 als Reaktortankwerkstoff unter Berücksichtigung der dafür relevanten Belastungsbedingungen gegenüber 304, 1.4948 erheblich günstigere mechanische Eigenschaften aufweist. Insbesondere im Zugverformungs- und Kriechverhalten, sowohl hinsichtlich der Festigkeit als auch der Duktilität, verzeichnet man am Stahl 316 überwiegend in allen Belastungsbereichen I-III bei geringen Dosen  $< 5 \cdot 10^{21}$  n/cm<sup>2</sup> gegenüber 304, 1.4948 bedeutende Vorteile. Gleichermaßen günstiger ist am 316 auch das Ermüdungsrißverhalten und z.T. auch das Wechselwirkungsverhalten der zy-

klischen/statischen Rißausbreitung sowie auch der LCF-Verformung/Kriechen. Vor allem die letztgenannten Eigenschaften in Verbindung mit den Duktilittsanforderungen scheinen für die Werkstoffauswahl des Reaktortanks von besonderer Bedeutung zu sein. Aber gerade hier liegt, obwohl schon Ansätze erkennbar sind, noch kein vollständiges Bild an beiden Stählen 304/316 vor.

In den meisten der erörterten mechanischen und physikalischen Eigenschaften sind die Stähle des gleichen Typs 304, 1.4948 identisch. Davon ausgeschlossen sind nur die Kriechduktilitten bei niedrigsten Dosen  $< 10^{20}$  n/cm<sup>2</sup> . Hierfür zeigt Stahl 1.4948 gegenüber 304, wahrscheinlich infolge Korngrenzen-segregationserscheinungen von bestrahlungsinduzierten He-Bildnern, bedeutend ungünstigere Werte.

1.14 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1.14.13 Chemische Analytik1. Versuche im Chemisch-Analytischen Prüfstand (CAP)

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

Im Prüfstand CAP wurden die Aufkohlungsversuche an Strukturwerkstoffproben [1] fortgesetzt. Während dieser Probenexposition wurden die Monitore für Wasserstoff und Kohlenstoff in Betrieb genommen.

Der Wasserstoffmonitor von VARIAN [2] war nach einem Schaden mit einer neuen Ionengetterpumpe versehen worden und mußte neu kalibriert werden\*. Abb. 1 zeigt den Zusammenhang zwischen dem Wasserstoffpartialdruck und der reziproken Kaltfallentemperatur, in Abb. 2 sind die Ionenströme als Funktion des Wasserstoffgehalts (Partialdruck) aufgezeichnet. Gegenüber der alten Ionengetterpumpe hat es eine Verschiebung gegeben.

Der Meßkopf der Diffusionskohlenstoffsonde von GUNFC wurde in das Seitenloop eingebaut und in Betrieb genommen. Bei niedriger Temperatur wurde die Sonde mit Null-Gas geprüft, bis der Blindwert den ursprünglichen Wert unter 1 vpm erreichte. Beim Aufheizen auf 823 K stieg der Blindwert stark an, reduzierte sich aber nach einigen Tagen wieder auf das niedrige Anfangsniveau. Das Natrium- und Gassystem sind somit beide betriebsbereit, die Sonde kann nun in Relation zur Kaltfalle in Dauerbetrieb genommen werden.

\* Diese Arbeiten hat N.P. Bhat, Gastwissenschaftler aus Kalpakham, Indien, Stipendiat der IAEA, ausgeführt

[1] KFK-1274/4, S. 114-2

[2] KFK-1276/1, S. 114-3

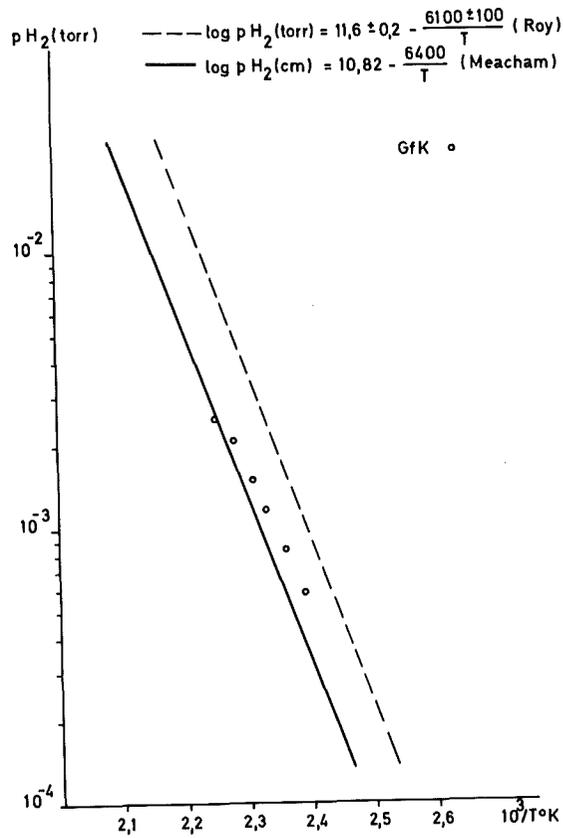


Abb. 1: Wasserstoffpartialdruck über Na von 723 K als Funktion der reziproken Kaltfallentemperatur

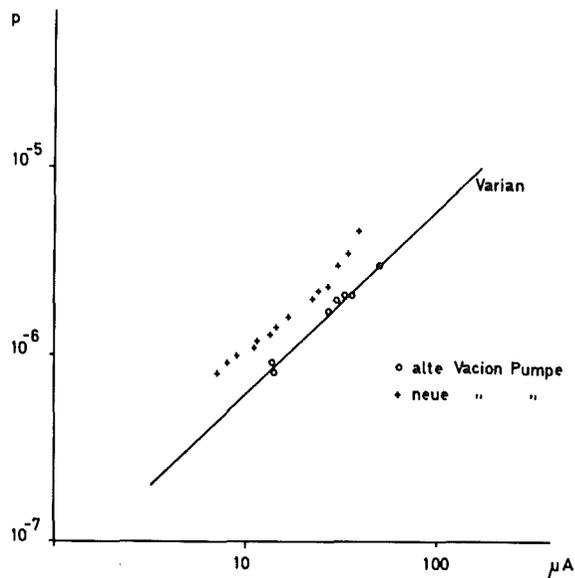


Abb. 2: Ionenstrom der Ionengetterpumpe als Funktion des Wasserstoffpartialdrucks

2. Nachuntersuchung von Werkstoffproben 1.4301 nach Einsatz im CAP-Loop  
(H.Schneider, A.Schäfer, Ch.Gosgnach, IMF)

Es wurden Proben des Materials 1.4301 im Anlieferungszustand (A) und lösungsgeglüht (L) nach 4158 h Einsatz in Natrium von 873 K und nach 3008 h Einsatz in Natrium von 773 K in Hinblick auf den Konzentrationsverlauf der Legierungselemente und des Kohlenstoffs in den Diffusionszonen analysiert. Die Ergebnisse sind in den Abb. 3 bis 6 dargestellt. Im Vergleich zu den nach kürzeren Einsatzzeiten untersuchten Proben /1,2/ zeigen diese Proben einen bis in grössere Tiefen erhöhten Kohlenstoffgehalt. Auch die über den Gesamtquerschnitt der ca. 1 mm starken Bleche bestimmten Kohlenstoffgehalte sind leicht erhöht. In Tab. 1 sind diese Werte zusammengefasst:

Tab. 1

Probe *	C-Gehalt in ca.80 um Tiefe	C-Gehalt über den Gesamtquerschnitt
A 10 4158 h 873 K	0,13 %	0,09 %
L 10 4158 h 873 K	0,08 %	0,077 %
A 48 3008 h 773 K	0,14 %	0,10 %
L 42 3008 h 773 K	0,14 %	0,10 %

\* C-Gehalt des Ausgangsmaterials = 0,07%

3. Untersuchung der Zusammensetzung von Oberflächenschichten von  
Stellit 6 B-Proben nach 6500 h Einsatz in Natrium von 600°C in  
"Dwell-Position" (H.Schneider, E.Nold, IMF)

Nach Einsatz von Stellit 6 B in strömendem Natrium von 600°C hatte sich eine tiefreichende Veränderung der Oberflächenzusammensetzung gezeigt, insbesondere eine sehr starke Eisenanreicherung /3/. Es war nun die Frage, ob die auf den Brennelementkästen angebrachten Stellitpflaster,

/1/ H.Schneider, E.Nold, H.Schumann; KFK 1276/2 (1976) 114-3

/2/ H.Schneider, E.Nold, A.Schäfer; KFK 1276/4 (1976) 114-3

/3/ H.Schneider, E.Lessle, E.Nold; KFK 1276/3 (1976) 114-4

die nicht direkt dem strömenden Natrium ausgesetzt sind, da sie Berührung mit entsprechenden Pflastern an den Abstandshaltern haben, eine vergleichbare Veränderung der Oberflächenzusammensetzung infolge Massetransports und Natriumkorrosion erfahren. Es wurden daher Stellite 6 B-Proben untersucht, die im ML-2 Loop 6500 h bei 600°C aufliegend auf Stellite 6 B bzw. auf Stahl, exponiert worden waren \*. In den Spalt zwischen den Proben war Natrium eingedrungen. Eine ähnliche Anordnung wird auch bei der Prüfung tribologischer Eigenschaften nach Verweilzeit (Dwell) angewandt /4/.

Die Ergebnisse der Untersuchung der Oberflächenzusammensetzung der so eingesetzten Proben und des unbehandelten Ausgangsmaterials sind in den Abb. 7 bis 9 wiedergegeben.

Die Ergebnisse zeigen, dass die aufgetretenen Veränderungen im Falle des Aufliegens von Stellite 6 B auf Stellite 6 B (Abb. 8) vergleichsweise gering sind. Sie reichen kaum über 0,5 µm Tiefe hinaus, und der Eisengehalt ist in dieser Schicht im Vergleich zur Matrix kaum erhöht.

Im Falle des Aufliegens von Stellite 6 B auf Stahl (Abb. 9) sind die erfolgten Veränderungen tiefergehend, auch hat eine relativ starke Eisenanreicherung in der Oberflächenschicht stattgefunden. Die aufgetretenen Veränderungen sind jedoch auch hier wesentlich geringer als nach Einsatz in strömendem Natrium.

Offensichtlich hat über das im Zwischenraum befindliche Natrium ein Massetransport vom benachbarten Stahl her stattgefunden, der jedoch wesentlich geringer war als der durch strömendes Natrium verursachte.

---

\* Eine solche Anordnung war mit Herrn Weber, INTERATOM, abgesprochen worden.

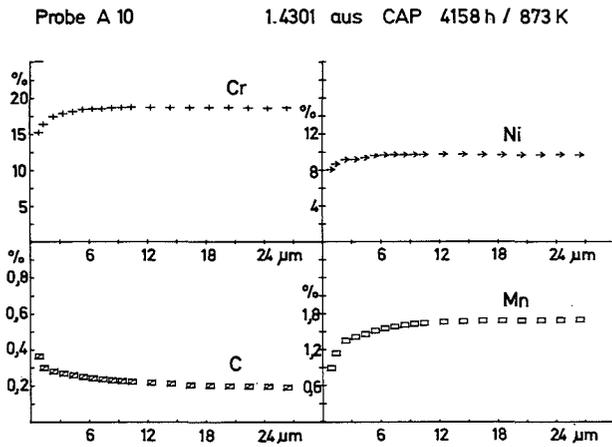


Abb. 3

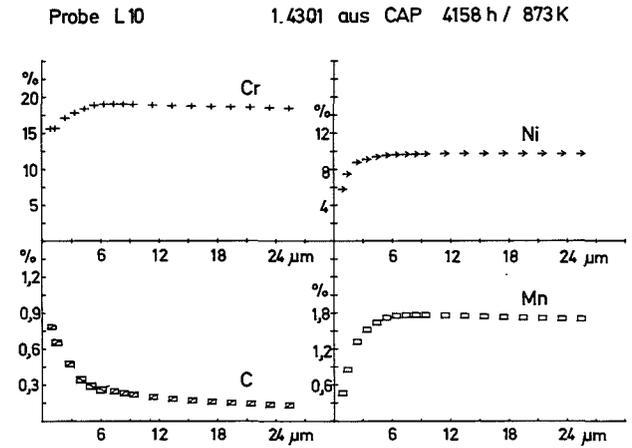


Abb. 4

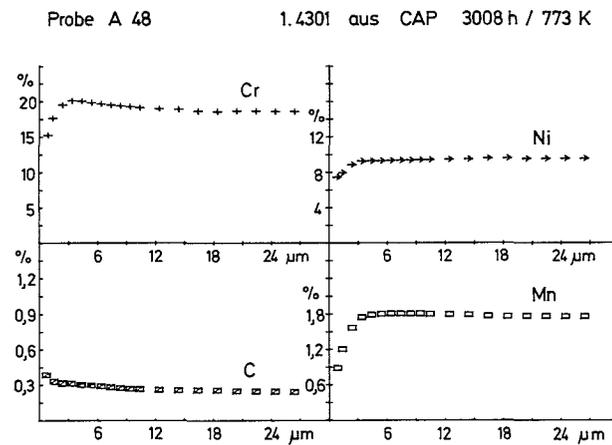


Abb. 5

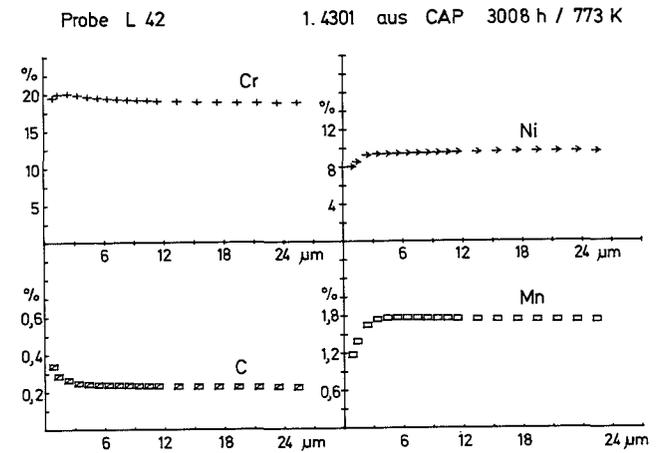


Abb. 6

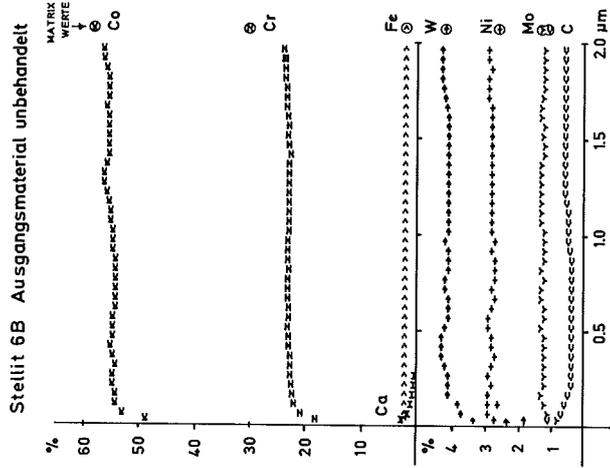


Abb. 7

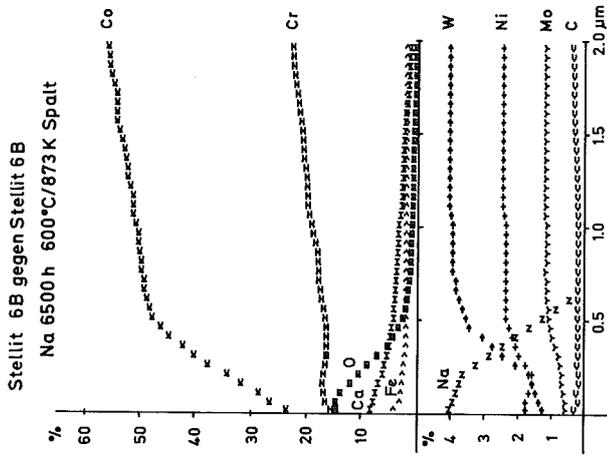


Abb. 8

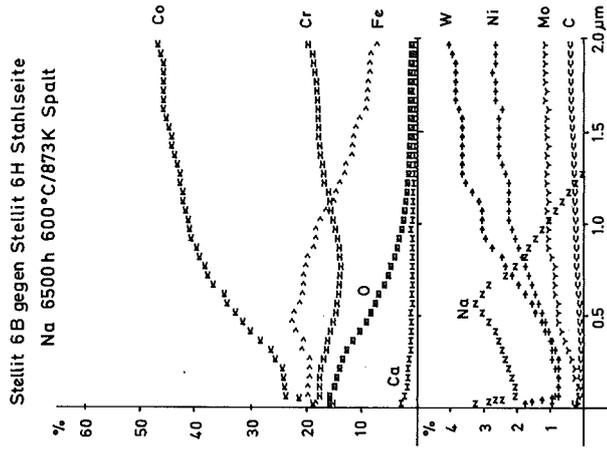


Abb. 9

1.14.14 Natriumeinfluß auf das Kriechverhalten von Strukturwerkstoffen

(G.Drechsler, G.Frees, IMF; D.Sch lindwein, IRB)

Der Prüfstand für Kriechversuche in strömendem Natrium (KP1) wurde in Betrieb genommen. Während des Probelaufs wurden die Meß- und Regelgeräte eingestellt und die Testteile mehrere hundert Stunden auf der Solltemperatur (823 K) gefahren. Dazu mußten die automatischen Regelventile der Teststrecken in optimale Einstellung gebracht werden.

Die eingesetzten Kriechproben wurden belastet, und dabei wurde die Kraftmessung überprüft. Es wurde ein kraftabhängiger Fehler festgestellt, der durch zusätzliche Belastung korrigiert werden muß. Die Meßgeräte wurden überprüft und an die Datenerfassungsanlage angeschlossen.

Beim Probelauf wurde eine Undichtigkeit an einem der Regelventile sowie eine Funktionsstörung am Wärmetauscher festgestellt. Beide Mängel wurden behoben. Der Kreislauf KP 1 ist zur Aufnahme der Kriechversuche bereit, es wird zunächst ein 200 h-Versuch mit vier Proben aus Werkstoff Nr. 1.4948 folgen.

Veröffentlichung:

Hans U. Borgstedt, Günter Frees, Helga Schneider

Nucl. Technol. 34 (1977) 290-298

1.21 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1.21.1 Neutronenphysikalische Meßmethoden \*Measurement and calculation of  $^{252}\text{Cf}$ -fission  
neutron induced gamma fields in iron

(S.H. Jiang, H. Werle, INR)

In interacting with matter, neutrons generate gamma radiation. This neutron induced gamma field is for many applications of equal or even greater importance than the neutron field itself. Iron is of interest because of its wide use as structural and shielding material in fast reactors. But whereas much work has been devoted to the neutron transport in iron, investigations concerning the accompanying gamma radiation are very rare. The goal of the present work therefore was to deliver experimental data suitable to check methods and cross-sections for the calculation of neutron-induced gamma radiation in iron and to analyze the experimental results with the available methods and cross-section data.

Two different types of systems were studied: Iron spheres and a square steel pile. The spheres with diameters of 15, 20, 25, 30 and 35 cm consisted of very pure iron (C 0,07, Mn 0,05, P 0.009, S 0.007 weight %). The pile (Fig. 1) of dimensions 100 x 100 x 87 cm consisted of steel with the following composition: Fe 98.77, Mn 0.07, Si 0.1, C 0.43 weight %. A  $^{228}\text{Th}$ - $\gamma$ -source or  $^{252}\text{Cf}$  neutron sources (both types absolutely calibrated) were inserted in the centre of the systems and neutron spectra,  $^{235}\text{U}$  fission rates and gamma spectra were measured in absolute units at the surface (spheres) or within (pile) the systems. Neutron spectra were determined with a spherical proton recoil proportional counter

---

\* Letzter Beitrag in KFK 1275/3, S. 121-6

(energy region 250 to 800 keV) and a gamma-discriminating  $^3\text{He}$ -semiconductor spectrometer (energy region 250 keV to 4 MeV). Gamma spectra were measured with a Si(Li)-Compton spectrometer /1/. The response functions, i.e. the pulse height distributions of mono-energetic gamma rays, which are required for unfolding, were determined experimentally using a set of seven mono-energetic gamma sources. The absolute efficiency of the detector was determined by various absolutely calibrated  $^{137}\text{Cs}$  sources.

Neutron spectra and fission rates were calculated ( $S_{16}$ , 208 energy groups) with the one-dimensional  $S_N$ -transport code DTK /2/ using KEDAK data /3/. Spherical geometry was assumed also for the steel pile. Calculations with the three-dimensional Monte-Carlo code KAMCCO /4/ showed that for distances from the central source smaller than 40 cm this approximation is sufficient. The spectra of both the direct source gammas and the neutron induced gammas were calculated with an extended version of the gamma transport program BIGGI 4T /5/ in spherical geometry. For the calculation of the neutron-induced gamma spectra a  $n$ - $\gamma$ -production cross-section matrix has been constructed from the same data (6,7/ as are used in ENDF/B IV.

In Fig. 2 measured and calculated gamma leakage spectra of the iron spheres with a  $^{228}\text{Th}$ - $\gamma$ -source in the centre are compared. These investigations of pure gamma transport should primarily serve as a check of the gamma transport code. Although there is generally a good agreement for all spheres, the results of the code are not completely satisfactory because to get this good agreement the source geometry and the angular intervals had to be carefully selected.

Fig. 3 shows a comparison of measured and calculated gamma leakage spectra from the iron spheres with a  $^{252}\text{Cf}$  neutron source in the center. Above 0.6 MeV the agreement is quite good. The discrepancies below 0.6 MeV are mainly attributed to systematic errors in the measurements.

The comparison of measured and calculated neutron spectra in the steel pile (Fig. 4) shows that the high energetic neutron flux is sufficiently well described by the calculations. The calculated  $^{235}\text{U}$  fission rates (which check the low energetic neutron flux), too, agree fairly well with the measurements for distances from the centre smaller than 40 cm. Therefore, the calculated neutron spectra should provide a sufficient good basis for the calculation of the neutron induced gamma sources.

A comparison between measured and calculated gamma spectra at some representative positions within the steel pile is shown in Fig. 5. In view of the large variation in flux intensities and spectral shapes the agreement is satisfactory, at least in the energy region 0.5 to 2 MeV. The discrepancies below 0.5 MeV are mainly attributed to neutron induced background in the measurements. Also the discrepancies above 2 MeV are at least partly caused by systematic errors in the measurements due to high energetic gammas. The region usable for a quantitative analysis is therefore restricted from 0.5 to about 2 MeV.

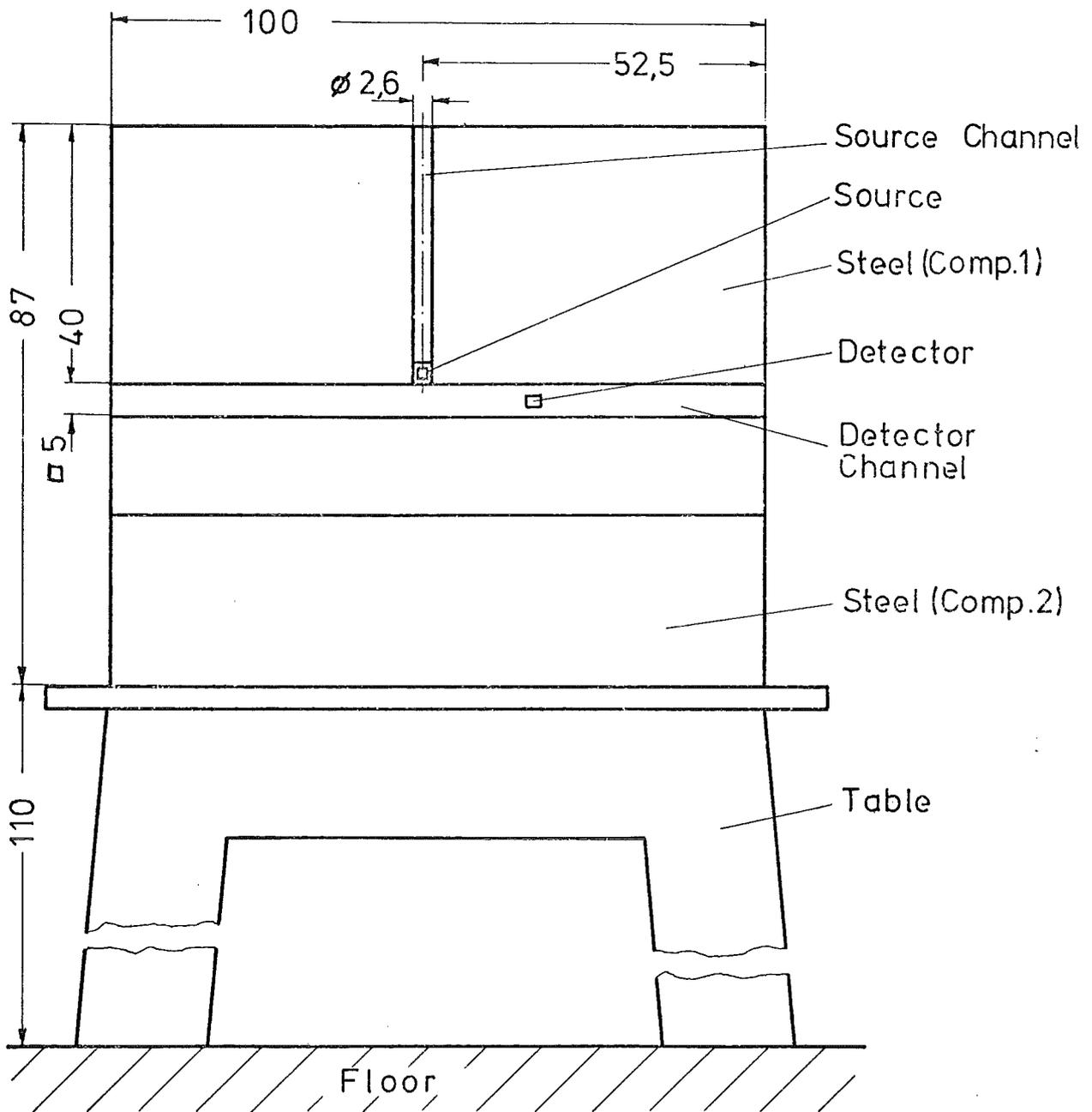
The 0.847 MeV peak which is caused by inelastic neutron scattering is well reproduced by the calculations. In the region above the 0.847 MeV peak the calculated fluxes are, for positions larger than about 20 cm from the source, generally about 20 % lower than the measurements. This might indicate some deficiencies in the capture cross-section and/or the capture gamma energy distributions.

It is generally acknowledged that the integral experiments have provided valuable information to check and improve methods and data used in neutron transport calculations. In the field of neutron-induced gamma transport such integral experiments are even more important because of the complexity of calculations and the large number of cross-section data involved. The investigations performed here show that suitable gamma spectrometers deliver useful experimental results, although the measurable energy range of the spectrometer used is quite limited. An extension of the measurable range is possible, and this would remarkably increase the value of measured gamma spectra.

- /1/ R. Gold, Nucl. Instr. Meth. 84, 173 (1970)
- /2/ G. Günther and W. Kinnebrock, KFK 1381 (1971)
- /3/ B. Goel and B. Krieg, KFK 2234 (1975)
- /4/ G. Arnecke et al., KFK 2190 (1976)
- /5/ H. Penkuhn, EUR 2488.e (1965)
- /6/ J.K. Dickens et al., Nucl. Sci. Eng. 50, 311 (1973)
- /7/ S.K. Penny, W.E. Kinney, ORNL 4617 (ENDF-139)  
UC-34-Physics (1971)

Veröffentlichung:

S.H. Jiang, "Messung und Berechnung der durch  $^{252}\text{Cf}$ -Spalt-neutronen in Eisen induzierten  $\gamma$ -Felder", KFK 2444 (1977)



Dimensions in cm

Fig. 1 Geometry of steel pile

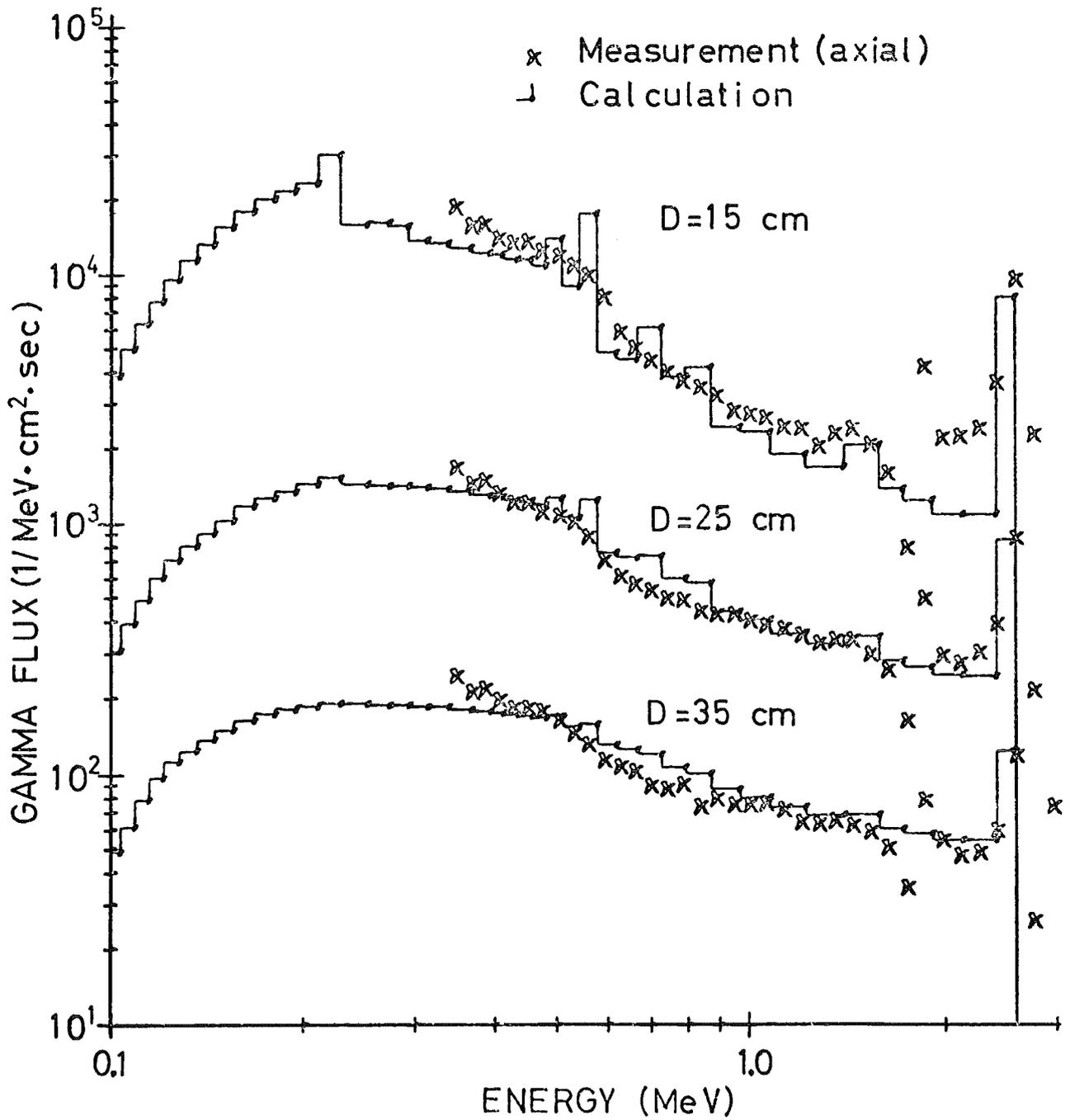


Fig.2 Comparison of calculated and measured gamma leakage spectra from iron spheres with a  $^{228}\text{Th}$ -gamma source in the center (D sphere diameter)

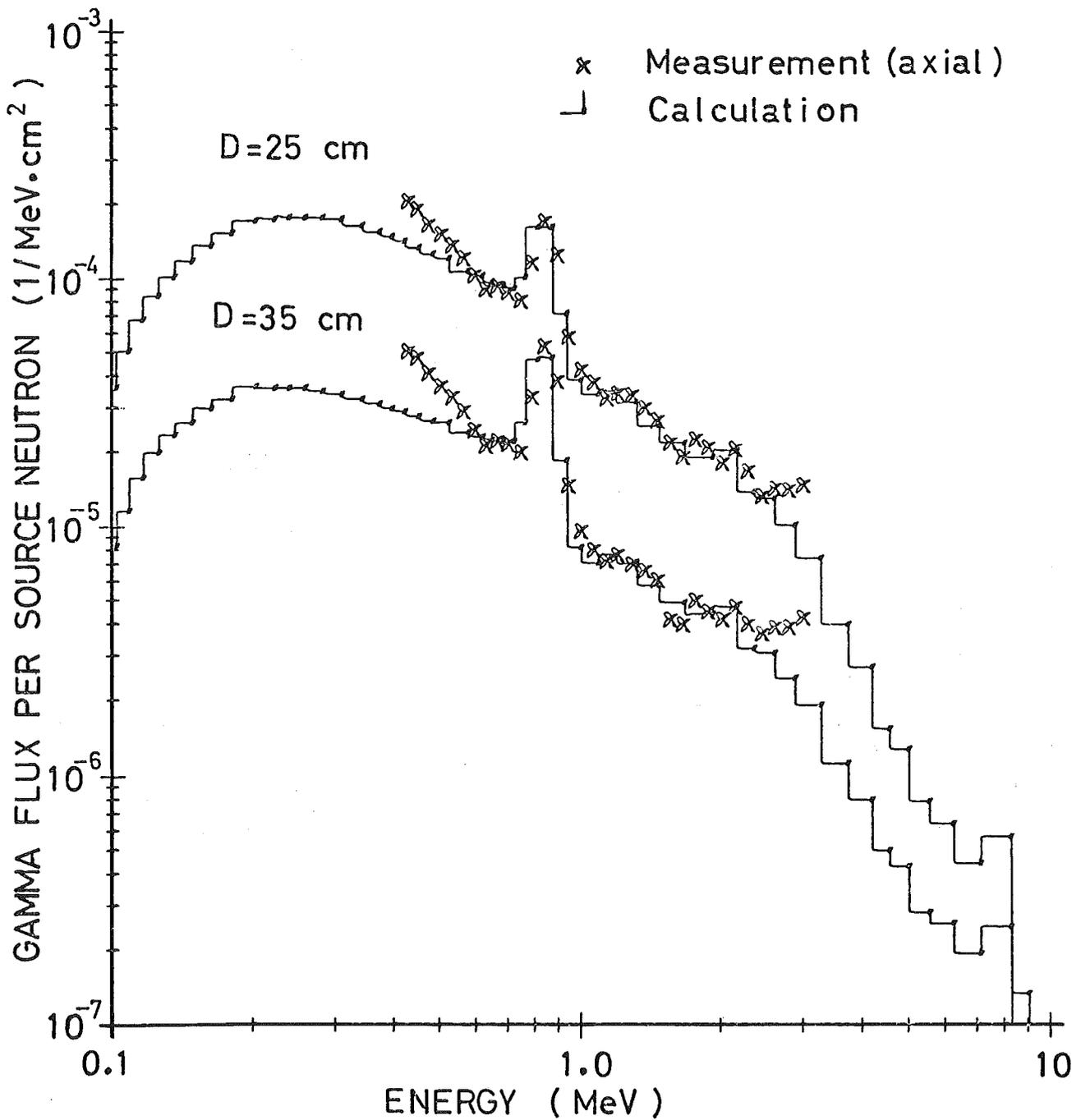


Fig.3 Comparison of calculated and measured gamma leakage spectra from iron spheres with a <sup>252</sup>Cf-neutron source in the center (D sphere diameter)

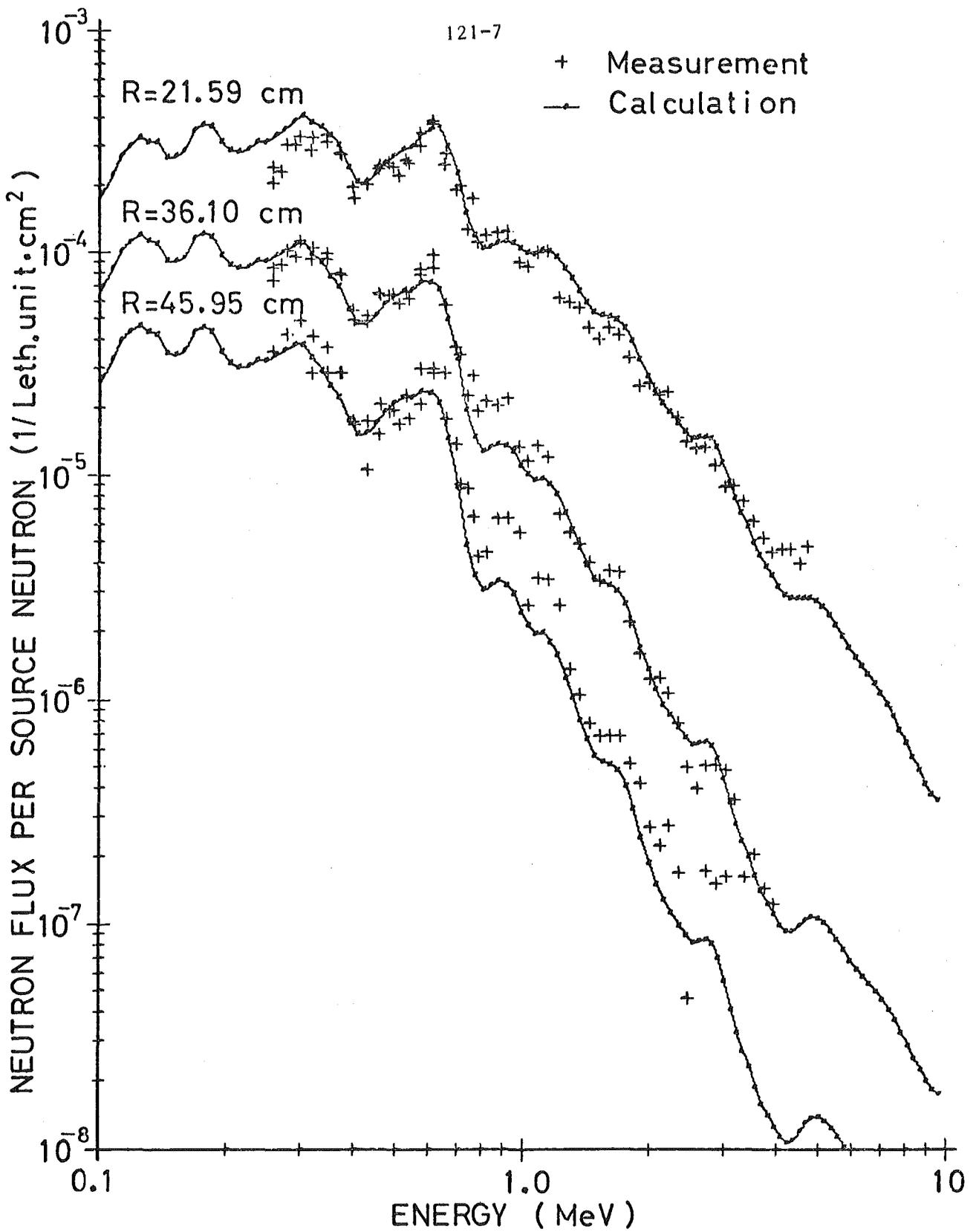


Fig.4 Comparison of calculated and measured neutron spectra within the steel pile,  $^{252}\text{Cf}$ -neutron source in the center (R distance source - detector)

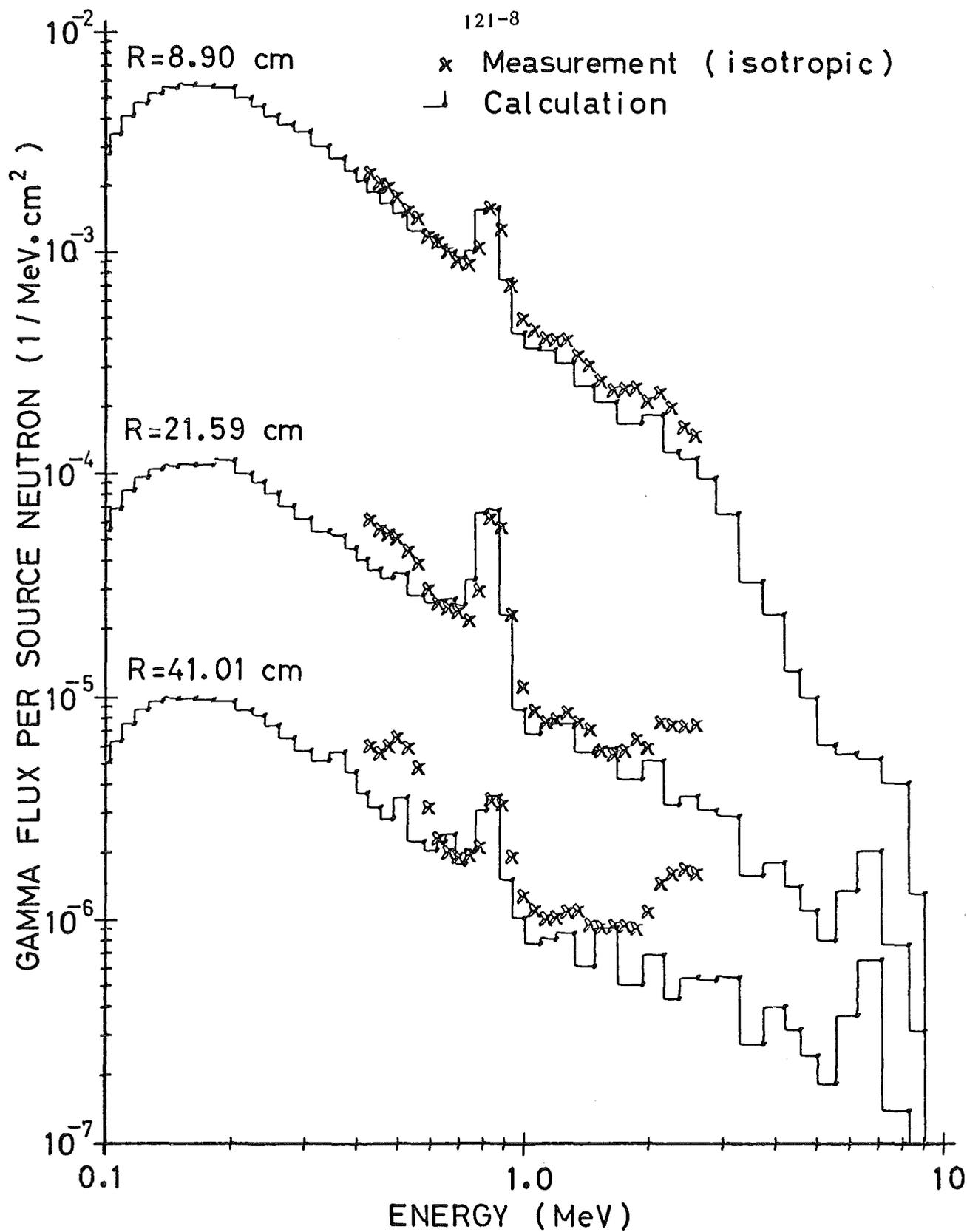


Fig.5 Comparison of calculated and measured gamma spectra within the steel pile,  $^{252}\text{Cf}$ -neutron source in the center (R distance source - detector)

1.22.1 KerndatenNeuauswertung des Resonanzeinfangs von Strukturmaterialien \*

(F.H. Fröhner, E. Stein, B. Krieg, INR)

Die Neuauswertung der Wirkungsquerschnitte für Resonanzeinfang von Neutronen in Eisen, Nickel und Chrom in dem für Schnelle Brüter wichtigen Bereich von 0 bis 300 keV ist weitgehend abgeschlossen. Da eine Auswertung ohne die Gesamt- und Streuquerschnitte nicht sinnvoll ist, wurden diese Querschnittstypen einschließlich der inelastischen Streuung an  $^{57}\text{Fe}$  von Anfang an einbezogen. Die Auswertung umfaßte

- Resonanzparameter-Bestimmung aus den am Van-de-Graaff-Beschleuniger des IAK gemessenen Einfangdaten für  $^{56}\text{Fe}$ ,  $^{58}\text{Ni}$ ,  $^{60}\text{Ni}$ ,  $^{61}\text{Ni}$  (Refs. 1-3) durch Flächen- und Formanalyse;
- Heranziehung der so gewonnenen und aller sonst verfügbaren Resonanzparameter-Information (besonders Refs. 4-7) zur Erstellung formal vollständiger (maschinengerechter) Querschnittsparameter-Sätze für die Isotope  $^{54,56,57}\text{Fe}$ ,  $^{58,60,61,62}\text{Ni}$  und  $^{50,52,53,54}\text{Cr}$ ;
- Neuauswertung der niveaustatistischen Parameter, da oberhalb des Bereichs aufgelöster Resonanzen mittlere Querschnitte mit Hilfe der Niveaustatistik berechnet wurden;
- "Auswürfeln" unbekannter Spins nach der Monte-Carlo-Methode: p-, d-...Wellen-Resonanzen haben zwar meist bekannte Resonanzflächen, aber fast ausnahmslos unbekannte Breiten bzw. Spins. Bei gegebener Fläche bestimmt aber der Spin die Breite und damit die Selbstabschirmung und deren Temperaturabhängigkeit. Eine einigermaßen realistische Darstellung dieser Effekte ist trotzdem möglich, wenn man die Spins nach den Regeln der Niveaustatistik auswürfelt.
- Mit den so ergänzten Parameter-Sätzen wurden punktweise Querschnitte ( $\sigma_{\text{T}}$ ,  $\sigma_{\text{Y}}$ ,  $\sigma_{\text{n}}$ ,  $\sigma_{\text{n}'}$ ) für die natürlichen Elemente Fe, Ni, Cr und die KEDAK-Standardtemperaturen 300, 900, 1500 und 3100 K berechnet. Dazu wurde ein neu entwickelter Vielniveau-Formalismus benutzt (Ref. 8), welcher insbe-

\* Erster Bericht

sondere die für schmale (p-, d-... Wellen-) Resonanzen wichtige Doppler-verbreiterung liefert, die bisher mit KEDAK-Daten und -Programmen für Strukturmaterialien nicht erfaßbar war. Besonders wurde darauf geachtet, daß die thermischen Querschnitte und die für Abschirm- und Transportprobleme wichtigen Interferenzminima ("Fenster") im Gesamtquerschnitt (s. Ref. 9,10) gut wiedergegeben werden.

- Nach Zufügen der nötigen Zusatzinformation wurden die Punktdaten auf KEDAK-Format gebracht. Dieser Schritt ist derzeit für Ni und Cr noch nicht abgeschlossen.

Für die Bewältigung dieses Programms mußte eine Anzahl von Rechenprogrammen neu entwickelt werden:

- FANAC für die Form-Analyse von Capture-Daten mittelschwerer Kerne im Resonanzgebiet unter besonderer Berücksichtigung experimenteller Effekte wie Probenverunreinigungen, instrumentelle Auflösung, Selbstabschirmung und Vielfachstreuung, Doppler-Verbreiterung schmaler Resonanzen, verschiedene Nachweiswahrscheinlichkeit für verschiedene Isotope und Resonanzen (Ref. 11);
- BAYES zur Berechnung von Mutmaßlichkeiten (likelihoods) für Spins und niveau-statistische Parameter und zum Auswürfeln von Resonanzspins. Die Grundlage bilden das Theorem von Bayes und die Porter-Thomas-Verteilung der Partialbreiten für Reaktionskanäle.
- STRUMA berechnet für Struktur-Materialien linear interpolierbare Werte von  $\sigma_T$ ,  $\sigma_\gamma$ ,  $\sigma_n$ ,  $\sigma_n'$  für Isotopengemische und vorgegebene Temperaturen aus Vielniveau-Parametern vom Reich-Moore-Typ. Wo keine Parameter für Einzelresonanzen zur Verfügung stehen, rechnet STRUMA mittlere Querschnitte aus niveaustatistischen Parametern (Stärkefunktionen, mittleren Niveauabständen, mittleren Strahlungsbreiten).

Die Ergebnisse unterscheiden sich von den bisherigen KEDAK-Daten hauptsächlich dadurch, daß die Einfangquerschnitte zwischen den breiten s-Wellen-Resonanzen erheblich niedriger sind, daß andererseits eine Vielzahl von extrem schmalen p-, d-,... Wellen-Resonanzen mit stark temperaturabhängiger Effektivbreite existiert (Abb. 1). Im Gegensatz zu ENDF/B-IV ist bei den neuen KEDAK-Daten

- kein "smooth"-Anteil zur Korrektur von Diskrepanzen zwischen gerechneten und gemessenen Daten verwendet worden, bei vergleichbarer Wiedergabe der "Fenster" und der thermischen Querschnitte.
- Die experimentelle Auflösung ist herauskorrigiert, wodurch die p-,d-...Wellen-Resonanzen schmalere und höher sind als bei ENDF/B-IV, mit entsprechender Auswirkung auf Selbstabschirmung und Temperaturabhängigkeit der Absorption (Abb. 2);
- Die ausgewürfelten Spin-Werte dürften weiter dazu beitragen, den Einfluß der Strukturmaterialien auf den Doppler-Koeffizienten genauer vorhersagen zu können.

Erste Anwendungsrechnungen mit den neuen Eisendaten sind im Gange.

#### Literatur

- /1/ A. Ernst, F.H. Fröhner und D. Kompe, Proc. 2nd Int. Conf. on Nuclear Data for Reactors, Vienna 1970, vol. I, p. 633
- /2/ F.H. Fröhner, in KFK 2046 (1975), p.1
- /3/ F.H. Fröhner, Proc. Conf. on Nucl. Cross Sections and Technology, Washington 1975, vol. 2, p. 929
- /4/ H. Beer and R.R. Spencer, Nucl. Phys. A240 (1975) 29
- /5/ G. Rohr, E. Friedland, J. Nebe, Proc. 1st Conf. on Nucl. Data for Reactors, Vienna 1966, vol. I, p. 137
- /6/ M.S. Pandey, J.B. Garg, J.A. Harvey, W.M. Good, Proc. Conf. on Nucl. Cross Sections and Technology, Washington 1975, vol. 2, p. 748
- /7/ B.J. Allen, A.R. de L. Musgrove, J.W. Boldeman, M.J. Kenny, R.L. Macklin, Nucl. Phys. A269 (1976) 408

- /8 /F.H. Fröhner, Proc. Int.Conf. on Interactions of Neutrons with Nuclei,  
Lowell 1976, vol. II, p. 1265
- /9/ F. Rahn, H. Camarda, G. Hacken, W.W. Havens Jr., H. Liou, J. Rainwater,  
M. Slagowitz, S. Synchank, Nucl. Sci. Eng. 47 (1972) 372
- /10/ J.A. Harvey, Conf. New Devs. in Reactor Physics and Shielding, Kiamesha  
Lake 1972, vol. 2, p. 1075
- /11/ F.H. Fröhner, KFK 2145, in Vorbereitung

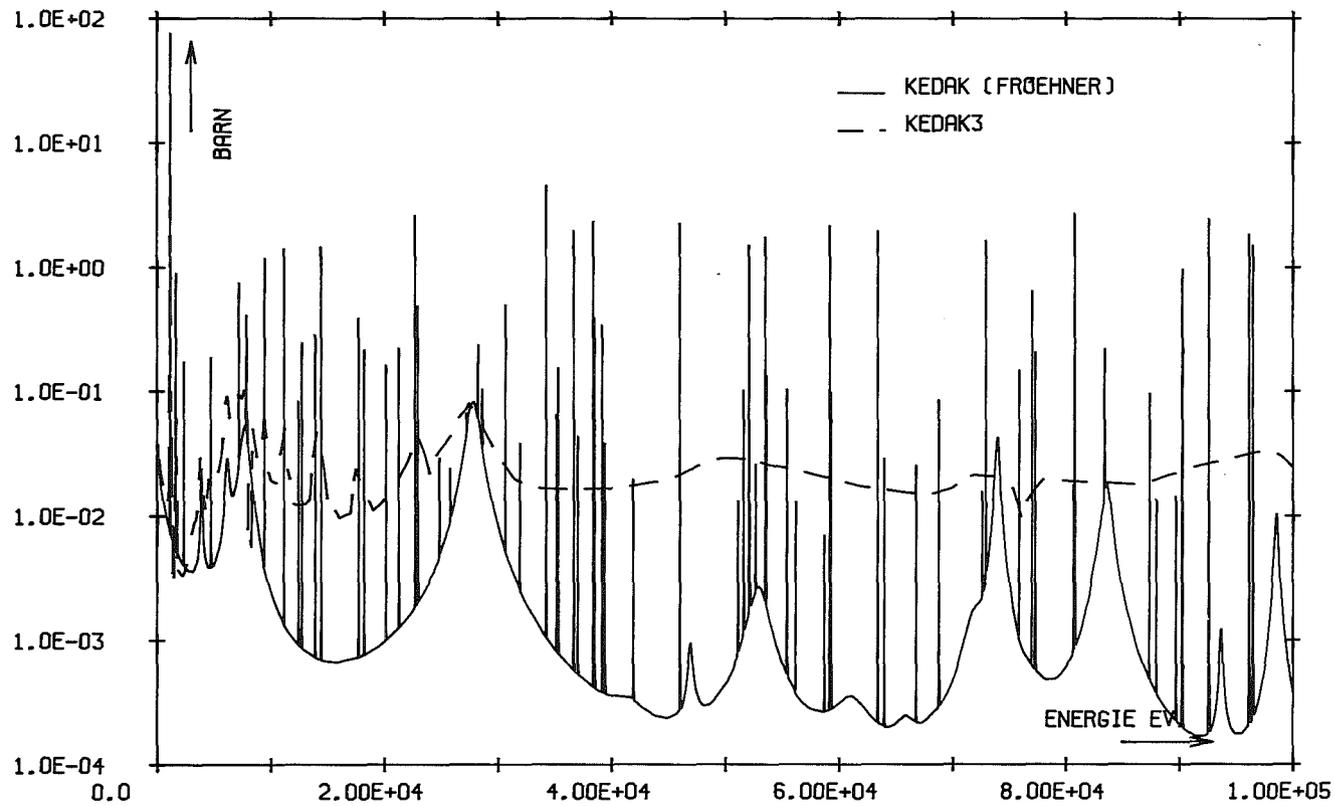


Abb. 1: Einfangquerschnitt von natürlichem Eisen bis 100 keV,  
 - gestrichelt: bisher verfügbare KEDAK-Version (KEDAK-3),  
 - ausgezogen : Neuauswertung

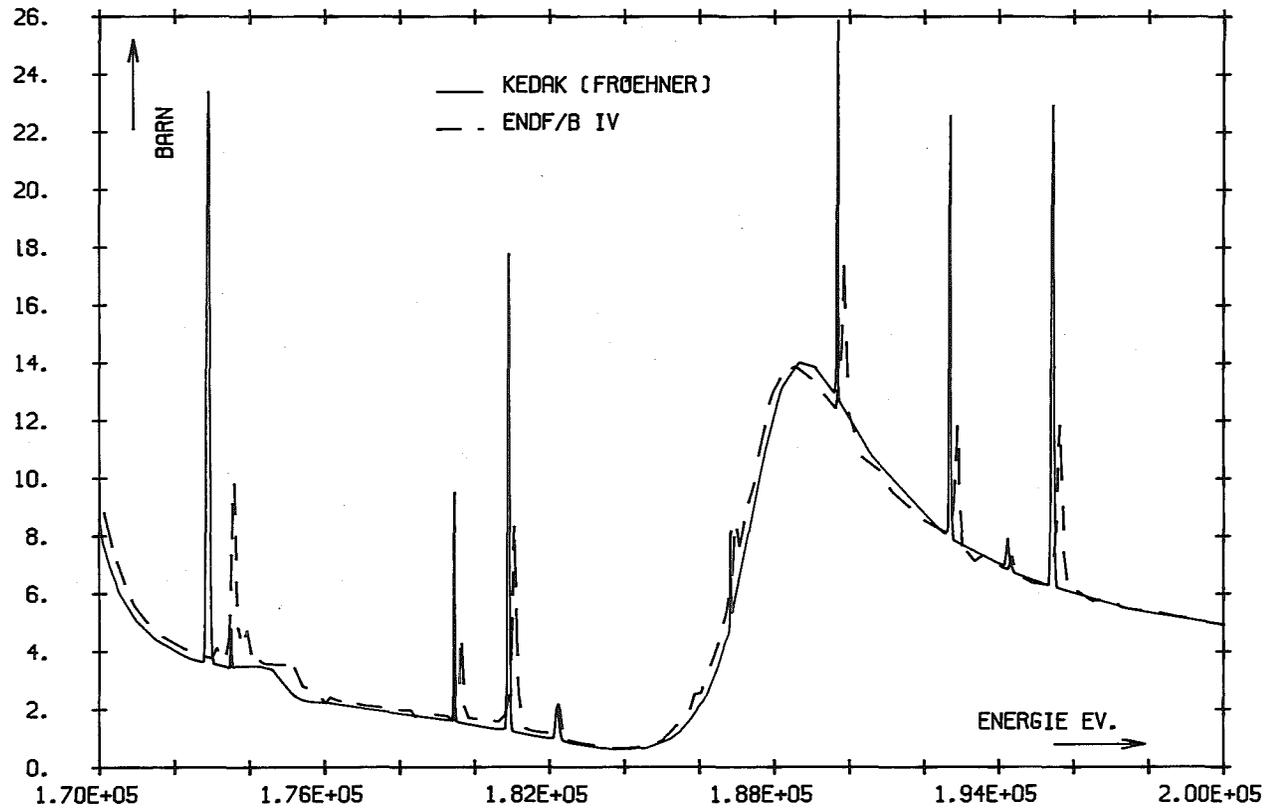


Abb . 2: Gesamtquerschnitt von natürlichem Eisen zwischen 170 und 200 keV,  
 - gestrichelt: ENDF/B-IV  
 - ausgezogen : Neuauswertung

1.22.2 Methoden-und Rechenprogrammentwicklung1.22.21 Modifizierung von KAPER \*

Vergleich verschiedener Methoden zur Berechnung von Erststoßwahrscheinlichkeiten in Zylindergeometrie

(E.A. Fischer, R.Kiesel, INR)

Allgemeine Bemerkungen

Für eine zu erstellende Version des Zellcodes KAPER in Zylindergeometrie \*\* wird eine Routine benötigt, die die Stoßwahrscheinlichkeit berechnet. Im Hinblick darauf wurden verschiedene vorhandene oder leicht zu erstellende Routinen anhand eines Testbeispiels miteinander verglichen.

Ein Programm, das für ein quadratisches oder hexagonales Stabgitter die gewöhnlichen Stoßwahrscheinlichkeiten  $P_{ij}$  berechnen soll, muß folgende Optionen haben

- a)  $P_{ij}$  für einen Zylinder mit schwarzen oder weißen Randbedingungen
- b)  $P_{ij}$  für eine quadratisch oder hexagonal berandete Zelle,

Für die Berechnung richtungsabhängiger Diffusionskoeffizienten werden zusätzlich die "gerichteten radialen" Stoßwahrscheinlichkeiten  $P_{ij,r}$  /1/ benötigt. Die gerichteten axialen  $P_{ij,z}$  folgen dann aus

$$P_{ij,z} = 3 P_{ij} - P_{ij,r}$$

Der Fall, daß in einer Zone der Wirkungsquerschnitt Null ist, ist für KAPER nicht von Interesse.

---

\* Erster Bericht

\*\* KAPER dient der Berechnung von Neutronenflußverteilungen und Reaktionsraten

## Routinen zur Berechnung von $P_{ij}$

PMNZ ist die Routine, die in dem Zellcode ZERA /2/ verwendet wird. Sie benützt eine Näherung von Bonalumi /3/ für die Stoßwahrscheinlichkeit in zylindrischen Ringen. Für quadratische bzw. hexagonale Zellen wird der Dancoff-Faktor (Stoßwahrscheinlichkeit in der äußersten Zone) nach Sauer /4/ berechnet.

Gerichtete Stoßwahrscheinlichkeiten können nicht behandelt werden.

HPEST berechnet  $P_{ij}$  nach einem Verfahren von Royl und Emendörfer /5/ durch numerische Integration der exakten Definitionsgleichung. Das Programm kann den Fall  $\Sigma = 0$  behandeln, liefert aber keine gerichteten Stoßwahrscheinlichkeiten. Die Berechnung der Dancoff-Faktoren kann in jede der hier genannten Routinen leicht eingebracht werden.

PMNBIC ist eine neu erstellte Routine. Sie beruht auf der numerischen Integration der Definitionsgleichungen unter Verwendung der Bickley-Funktionen. Die radialen  $P_{ij,r}$  können einfach durch Erhöhung der Indices der Bickley-Funktionen erhalten werden.

## Vergleich der Ergebnisse

Die Vergleichsrechnungen wurden für eine Standard-Zelle mit 3 Zonen durchgeführt. Die Radien sind 1.0; 1.2; 1.8 cm, die Querschnitte  $\Sigma = 1.0; 0.5; 0.5 \text{ cm}^{-1}$ . Die Zelle wurde groß gewählt, damit Heterogenitätseffekte deutlich in Erscheinung treten. Tabelle 1 zeigt die Ergebnisse für diese Zelle mit schwarzen und mit weißen Randbedingungen. PMNZ weicht um maximal 3.5% (bei  $P_{22}$ ) von den genaueren Methoden ab. Es soll angestrebt werden, diese Abweichungen, die sich unter Umständen auch auf integrale Größen auswirken können, zu vermeiden.

Rechnungen für verschiedene äußere Zellberandung (weißer Zylinder und quadratischer Rand) wurden mit PMNZ und PMNBIC durchgeführt (Tabelle 2). Die Abhängigkeit von der Zellberandung ist nur gering, ergibt sich aber mit den beiden Programmen mit verschiedenem Vorzeichen. Z.B. ist  $P_{33}$  bei quadratischer Berandung nach PMNZ kleiner, nach PMNBIC größer als für den weißen Zylinder. Physikalisch würde man eine Erhöhung erwarten, da im quadratischen Gitter größere Sehnenlängen im Moderator auftreten als im Zylinder. Eine Vergleichsrechnung mit einem Monte Carlo Code ist geplant.

Tabelle 2 zeigt die mit PMNBIC berechneten radialen Stoßwahrscheinlichkeiten  $P_{ij,r}$ . Für diese Rechnung nimmt man nach Benoist /1/ an, daß die in der Startzone i erzeugten Neutronen die Winkelverteilung  $\frac{3}{2} \sin \delta$  haben ( $\delta$  = Polarwinkel), daß also Neutronen bevorzugt in radialer Richtung emittiert werden. Im Fall des weißen Zylinders bedeutet das, daß im Programm die Funktion  $Ki_3$  durch  $Ki_5$  zu ersetzen sind. Die Ergebnisse sind in ihrem qualitativen Verlauf unmittelbar verständlich.

Etwas schwieriger ist die Berechnung des Dancoff-Faktors für quadratische Berandung. Es wurde von der Näherung ausgegangen, daß die in die äußerste Zone eintretenden Neutronen ebenfalls eine Winkelverteilung proportional zur  $\sin^2 \delta$  haben. Dann läßt sich die Methode von Sauer /4/ für diesen Fall modifizieren. Die modifizierte Sauer'sche Methode wurde für die Berechnung der radialen Stoßwahrscheinlichkeiten in Tabelle 2 verwendet. Der Unterschied zwischen  $P_{ij}$  und  $P_{ij,r}$  ist bei quadratischem Rand größer als für den weißen Zylinder. Zu beachten ist jedoch, daß sich der Fall "weißer Zylinder" praktisch exakt rechnen läßt, während man für die "quadratische Zelle" auf Näherungen angewiesen ist.

### Schlußfolgerungen

Aufgrund der vorliegenden Ergebnisse wird vorgeschlagen, die Routine PMNBIC zur Berechnung der Stoßwahrscheinlichkeiten für die zu erstellende Zylinder-Version des Zellprogramms KAPER zu verwenden. Dafür sprechen im einzelnen folgende Punkte:

- a) PMNBIC beruht auf einer numerischen Integration der exakten Definitionsgleichungen, vermeidet also die in ZERA derzeit verwendete Bonalumi-Näherung. Diesem Gewinn an Genauigkeit steht eine Erhöhung der Rechenzeit von nur etwa 20% gegenüber.
- b) Ein wesentliches Ziel des vorliegenden Vorhabens, nämlich die Berechnung gerichteter Stoßwahrscheinlichkeiten, konnte mit PMNBIC sehr einfach erreicht werden.
- c) Für die Berechnung von Dancoff-Faktoren für quadratische und Sechseckgitter wurde die Sauer'sche Methode beibehalten.

#### Literatur

- /1/ P. Benoist, Nucl. Sci. and Eng. 34, 285 (1968)
- /2/ D. Wintzer, KFK 743 (1969)
- /3/ R. Bonalumi, "Neutron first collision probabilities in reactor physics", Energia Nucleare 8, 326 (1961)
- /4/ A. Sauer, Nucl. Sci. and Eng. 16, 329 (1963)
- /5/ P. Royl, D. Emendörfer, Atomkernenergie 18, 151 (1971)

Tabelle 1 Vergleichsrechnungen für die Standard-Zelle  
 (Radien: 1.0 / 1.2 / 1.8 cm;  $\Sigma = 1.0 / 0.5 / 0.5$ )

		$P_{11}$	$P_{12}$	$P_{13}$	$P_{22}$	$P_{23}$	$P_{33}$
schwarzer Zylinder	PMNBIC	0.5931	0.0585	0.1150	0.1568	0.2274	0.3342
	HPEST	0.5910	0.0593	0.1156	0.1570	0.2259	0.3334
	PMNZ	0.5929	0.0604	0.1150	0.1521	0.2355	0.3379
weißer Zylinder	PMNBIC	0.6663	0.0826	0.2511	0.1930	0.4315	0.6155
	HPEST	0.6646	0.0833	0.2521	0.1927	0.4287	0.6151
	PMNZ	0.6659	0.0839	0.2502	0.1862	0.4326	0.6163

Tabelle 2 Verschiedene Zellränder und gerichtete radiale Stoßwahrscheinlichkeiten

		$P_{11}$	$P_{12}$	$P_{13}$	$P_{22}$	$P_{23}$	$P_{33}$
<u>Isotrope <math>P_{ij}</math></u>							
<u>PMNZ</u>	Weißer Zylinder	0.6659	0.0839	0.2502	0.1862	0.4326	0.6163
	Quadr. Rand	0.6474	0.0803	0.2723	0.1849	0.4502	0.5874
<u>PMNBIC</u>	Weißer Zylinder	0.6663	0.0826	0.2511	0.1930	0.4315	0.6155
	Quadr. Rand	0.6674	0.0856	0.2470	0.2017	0.4094	0.6255
<u>Radiale Stoßwahrscheinlichkeiten <math>P_{ij,r}</math></u>							
<u>PMNBIC</u>	Weißer Zylinder	0.6413	0.0858	0.2729	0.1744	0.4355	0.5903
	Quadr. Rand	0.6362	0.0861	0.2777	0.1780	0.4305	0.5862

### 1.22.22 Monte-Carlo-Berechnung von Heterogenitätseffekten \*

(V. Brandl, INR)

Es wurden folgende Untersuchungen durchgeführt:

1. Heterogenitätseffekte in einer ZPR III-55 Zelle. Es sollte die räumliche Verteilung der U-238 Spaltrate in den Uranplättchen berechnet und Diskrepanzen (/1/, /2/) zwischen Messungen und Rechnungen mit Transportmethoden (z.B. mit ZERA) aufgeklärt werden.
2. Heterogenitätseffekte im Core-Blanket-Bereich von SNEAK-9B. Es sollten die räumliche Verteilung folgender Reaktionsraten bzw. Quotienten dieser Reaktionsraten berechnet und Messungen /3/ und andere Berechnungsmethoden verifiziert bzw. bestätigt werden:
  - (i) U-238-f, Pu-239-f, U-238-c, U-235-f,
  - (ii) U-238-f/U-235-f, Pu-239-f/U-235-f, U-238-c/U-235-f,

Über diese Arbeiten wurde bereits einmal berichtet /4/. Dort findet man auch Einzelheiten der Durchführung und vorläufige Ergebnisse. In dem vorliegenden Bericht werden letzte Ergebnisse kurz beschrieben. Eine ausführliche Darstellung der Arbeiten soll demnächst erscheinen.

#### Zu 1. (ZPR III-55 Zelle):

- 1) Es wurde bestätigt, daß eine Variation der Wirkungsquerschnittsbasis entsprechend einer Verwendung von KEDAK3 an Stelle von KEDAK2 (für Uran 238) eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse für den Vergleich mit dem Experiment zur Folge hat.
- 2) Die Monte Carlo Rechnungen mit den beiden Codes MOCA (Multigruppenquerschnitte) und KAMCCO (kontinuierliche Querschnitte) unterscheiden sich signifikant von Transportrechnungen mittels der Programme ZERA, GITAN und DTK. (Der Verlauf der U-238 Spaltrate von der Mitte zum Rand der Zelle ist in den Monte-Carlo-Rechnungen flacher als in den Transportrechnungen

---

\* Letzter Bericht siehe KFK 1276/3, S. 122-6

und beschreibt das Experiment wesentlich besser.) Diese Diskrepanzen lassen sich nicht auf unterschiedliche Wirkungsquerschnittsbasen zurückführen, da MOCA und die Transportprogramme die gleichen Multigruppensätze benutzen. Simulation des in ZERA verwendeten Streumodells (das geschah in /4/ nicht adäquat) lassen vermuten, daß diese Diskrepanzen verursacht werden durch die nichtkonsistente Behandlung der elastischen Streuung in den Programmen. Diese Frage soll abschließend geklärt werden.

Zu 2. (Core-Blanket-Bereich von SNEAK-9B):

Die Rechnungen ergaben i.a. gute Übereinstimmung (Abweichungen im Rahmen der statistischen Fehler) zwischen Transportrechnung (GITAN) und Monte-Carlo-Ergebnissen (KAMCCO). Dies konnte jetzt durch Verfeinerung der Analyse auch für die Quotienten von Reaktionsraten bestätigt werden.

Zur Absicherung der Ergebnisse für SNEAK-9B wurden über die Ergebnisse von /4/ hinausgehend zusätzliche analoge Rechnungen für das System SNEAK-9C2 durchgeführt. Sie weisen folgende Charakteristika auf: Transportrechnung (GITAN) und Monte-Carlo-Rechnung (KAMCCO) stimmen i.a. gut überein. Es treten teilweise signifikante Abweichungen zwischen diesen konsistenten Ergebnissen der beiden Rechenmethoden und dem Experiment auf. Die Rechnungen sind stark sensitiv im Hinblick auf eine Veränderung der Wirkungsquerschnitte.

Aus diesen Ergebnissen für beide SNEAK-Anordnungen läßt sich der Schluß ziehen: Es ist nicht möglich, signifikante Diskrepanzen zwischen Transportmethoden (GITAN) und Monte-Carlo-Methode (KAMCCO) nachzuweisen: Abweichungen der Rechnungen vom Experiment (SNEAK-9C2) können auf nicht adäquate Wirkungsquerschnitte zurückgeführt werden, und kleine Unterschiede zwischen den Ergebnissen der beiden Rechenmethoden gehen vermutlich auf die nicht vollkonsistenten Datenbasen für die beiden Methoden zurück. (Nach Vorlage der geplanten vollkonsistenten Multigruppen- und Monte-Carlo-Wirkungsquerschnittsdatenbasen lassen sich mit den erarbeiteten Werkzeugen die Rechnungen ohne großen Aufwand wiederholen, um den obigen Schlüssen den letzten Rest von Unsicherheit zu nehmen.)

Literatur

/1/ E. Kiefhaber, private Mitteilung

/2/ E. Kiefhaber, Genauigkeit der Berechnung von U-238 Spaltratentraversen  
in Plättchenzellen. KFK-1274/1, S. 122-1

/3/ R. Böhme, private Mitteilung

/4/ V. Brandl, Monte-Carlo-Berechnung von Heterogenitätseffekten.  
KFK-1276/3, S. 122-6

1.22.23 Modulare Datenverarbeitungssysteme zur Berechnung der Eigenschaften von Reaktoren

1. Einsatz und Weiterentwicklung von KAPROS\* (W. Höbel, INR)

Die Anwendung von KAPROS /1/ in den letzten beiden Jahren hat gezeigt, daß der Systemkern ausgereift und stabil ist. In der Zeit von Mitte 1975 (3. PSB-Vierteljahresbericht 1975) bis Mitte 1977 (Einführung des Multiple-Virtual-Storage-Betriebs MVS auf der GfK-Rechenanlage) waren lediglich Eingriffe zur Effektivitätssteigerung des KAPROS-Steuerprogramms erforderlich /3/.

Einsatz von KAPROS bei der GfK

In der KAPROS-Job-Statistik wurden im Zeitraum 1.1.74 - 29.7.77 insgesamt 11436 Jobs erfaßt. Diese Zahl enthält sowohl echte Produktionsläufe und fehlerfreie Programmtests als auch fehlerhafte Jobs, die aufgrund fehlerhafter Programmierung, fehlerhafter Eingabe oder wegen eines Zusammenbruchs des zentralen Betriebssystems abgebrochen wurden. In der Tabelle 3 sind die wichtigsten statistischen Angaben für den o.e. Zeitraum zusammengestellt. Es ist ersichtlich, daß im ersten Halbjahr 1977 der Einsatz von KAPROS für Produktionszwecke sprunghaft gestiegen ist (Sprung in CPU-Zeit und Anzahl der Jobs); ebenso ist die Vertrautheit der Programmierer und Benutzer mit dem Modularsystem aus der relativ geringeren Anzahl fehlerhafter Läufe abzulesen.

Tabelle 3: Statistische Angaben zum Einsatz von KAPROS bei der GfK seit 1.1.74

Zeitraum	Erfaßte Jobs ①	Fehlerfreie Jobs ②	② / ①	CPU-Zeit (h)
1/74 - 6/74	547	184	0,34	0,6
7/74 - 12/74	1316	302	0,23	3,7
1/75 - 6/75	1773	635	0,36	11,4
7/75 - 12/75	1308	442	0,34	14,3
1/76 - 6/76	2010	758	0,38	32,9

\* Letzter Beitrag in KfK 1275/3, S. 122-1

Tabelle 3 (Fortsetzung)

Zeitraum	Erfasste Jobs ①	Fehlerfreie Jobs ②	② / ①	CPU-Zeit (h)
7/76 - 12/76	1517	550	0,36	17,1
1/77 - 6/77	2964	1244	0,42	45,3
aufgelaufene Werte/Mittelwert	11436	4115	0,36	125,3
Jobs/Tag: 15 - 20 (erstes Halbjahr 77)				
Ständige Benutzer: ~ 20 (erstes Halbjahr 77)				

Da KAPROS über den Einsatz der einzelnen Moduln Buch führt, kann die Art der durchgeführten Rechenaufträge festgestellt werden. So weist die KAPROS-Modulstatistik aus, daß mehr als die Hälfte der gesamten CPU-Zeit auf den Modul DXDIFF (2D-Diffusionsmodul, Teil der DIXY-Prozedur) entfällt (vgl. Tabelle 4).

Tabelle 4: Aufgelaufene CPU-Zeiten (> 1 h) einzelner KAPROS-Moduln im Zeitraum 1.1.74 - 26.7.77

Modul	Funktion	Anzahl der Aufrufe	fehlerhafte Aufrufe	Verbrauchte CPU-Zeit (h)
DXDIFF	2D-Diffusion, DIXY-Teilmodul	4330	209	64.1
GRUCAL	Gruppenkonstantenberechnung	1698	62	7.6
DXPERT	2D-Störungsrechnung	158	30	6.2
HEXAGA	2D-Diffusion in $\Delta$ -Geometrie	134	19	5.5
ITC1	KINTIC-Teilmodul	775	0	1.7
NUSYS	OD-, ID-Diffusion mit SIGMA-Struktur	823	69	1.15
CCSOTN	Umwandlung SIGMA $\rightarrow$ SIGMN	192	11	1.0

Weiterentwicklung von KAPROSUmstellung auf MVS:

Am 26.6.1977 wurde für die IBM-Rechenanlage der GfK das IBM-Betriebssystem OS/VS2 + JES3 für den Rechenbetrieb mit virtuellem Speicher (MVS = multiple virtual storage) eingeführt. Erwartungsgemäß erforderte dieser Übergang Eingriffe in das KAPROS-Steuerprogramm. Schwierigkeiten ergaben sich im wesentlichen bei der Anpassung der KAPROS-Speicherorganisation an die neue und zunächst unbekannte Verwaltung des virtuellen Speichers durch das OS/VS2. Eine funktionierende KAPROS-Version konnte in der Vorphase der MVS-Einführung bereitgestellt werden, wobei die Invarianz des KAPROS-Kerns gegenüber Änderungen der OS-Speicherverwaltung erhöht wurde.

Erweiterung des KAPROS-Inhalts:

Durch die Zerlegung von NUSYS in Einzelmoduln und durch Erstellung neuer Moduln im Bereich der Reaktordynamik und zur Auswertung von Neutronenflußberechnungen ist der Umfang der Modulbibliothek auf 134 Einzelmoduln angewachsen. Die wichtigsten werden im Folgenden samt Kurzangabe ihrer Funktion aufgelistet:

Moduln zur Berechnung und Manipulation von Gruppenkonstanten:

GRUCAL	Gruppenkonstantenberechnung in SIGMN-Struktur /2/. Basisdatei: GRUBA.
SIGMUT	Hilfsmodul zum Ändern, Koppeln, Drucken etc. von SIGMN-Gruppenkonstantenblöcken*)
SIGMNC	Modul zur Kondensation von SIGMN-Blöcken
NUSYS	Aufbau von Gruppenkonstantenblöcken in der (veralteten) SIGMA-Struktur /2/ (SIGMA-, SRATE-, SRAMI-Blöcke). Kondensation von SIGMA-Typ-Blöcken. NUSYS enthält Teil- moduln zur OD- und ID-Diffusionsrechnung mit SIGMA-Typ- Blöcken.

---

\*) Dieser Modul wurde in Zusammenarbeit mit Belgonucléaire entwickelt.

CCSNT0           Umwandlung SIGMN-Typ → SIGMA-Typ (vgl. /2/)  
 CCSOTN           Umwandlung SIGMA-Typ → SIGMN-Typ (vgl. /2/)

Moduln zur nulldimensionalen Flußberechnung und Auswertung

DIFFO            OD-Diffusionsmodul (N)  
 XITO            OD-Anreicherungsiteration (N)  
 BUCITO           OD-Bucklingiteration (N)

Moduln zur eindimensionalen Flußberechnung und Auswertung

DIF1D            1D-Diffusionsmodul (N)  
 PERT1            1D-Störungsprogramm (N)  
 LIFET1           1D-Lebensdauerberechnung (N)  
 DOPPL1           1D-Ratenberechnung (N)  
 YIT1            1D-Anreicherungsiteration (N)  
 KADTK            1D-S<sub>n</sub>-Modul  
 KAPER            Heterogenitätscode  
 RATCOM           Kombination von Reaktionsraten (N)  
 POWER            Iteration der Anreicherung in zwei Corezonen (N)

Moduln zur zwei- und dreidimensionalen Flußberechnung und Auswertung

DIXY            2D-Diffusionsprozedur für x-y-, r-z-, r-θ-Geometrie  
                   mit Störungs- und Auswertemoduln  
 HEXAGA           2D-Diffusion für Dreiecksgeometrie  
 KASNOW           2D-S<sub>n</sub>-Modul  
 KASY            3D-Flußsynthesemodul für Dreieck- und Rechteckgeometrie  
 AUDI3            3D-Auswerteprogramm  
 COMPAR           Vergleich 2D- und 3D-Flußfelder  
 LAMBDA           Berechnung von Zerfallskonstanten im Anschluß an  
                   DIXY-Störungsmodul DXPERT

Moduln zur Reaktorsicherheit und 2D-Reaktordynamik

KADIS            Karlsruher Disassembly-Programm  
 KACHYD           } KAPROS-Version von KACHINA  
 KACSET           }  
 KINTIC            2D-Reaktordynamikprozedur

Plot- und Hilfsprogramme

PLOTKS	Prozedur für graphische Ausgabe von Ergebnissen mit Teilmoduln für 1130-, CALCOMP- und STATOS-Plotter (PLOTEASY)
UTKS	Hilfsmodul zur Modifikation und Eingabe bzw. Ausgabe von KAPROS-Datenblöcken
READKO	Hilfsprogramm zum automatischen Umwandeln von Stand-alone-Programmen in KAPROS-Moduln (s. Beitrag von K. Kufner in diesem PSB-Vierteljahresbericht)

Anmerkung 1: Die hier aufgelisteten KAPROS-Moduln stellen nur einen Ausschnitt der KAPROS-Modulbibliothek dar. Insbesondere sind Teilmoduln aus Prozeduren nicht aufgeführt, selbst wenn sie selbständig benutzt werden können (z.B. DXDIFF, Teilmodul von DIXY).

Anmerkung 2: Die meisten Flußberechnungsprogramme (Ausnahme: NUSYS) benutzen Gruppenkonstanten in SIGMN-Struktur (GRUBA-Basis) und sind dynamisch dimensioniert, d.h. weitgehend unabhängig von Gruppenzahl, Maschenpunktzahl etc. Dies gilt insbesondere für die aus NUSYS herausgelösten - in der Liste mit (N) gekennzeichneten - Programme.

Die vollständige Dokumentation des Systemkerns wurde 1976 erstellt. Sie ist gegliedert in Teile für Benutzer und Programmierer /1/, /4/ und in einen Teil für Systemprogrammierer /5/.

Literatur:

/1/ G. Buckel, W. Höbel, KFK 2253 (1976)

/2/ H. Bachmann, W. Höbel, M. Ott, KFK 1275/3 (1975), S.122-1

/3/ L. Väth, S. Kleinheins, KFK 1277/1, S.123-1

/4/ H. Bachmann, S. Kleinheins, KFK 2317 (1976)

/5/ H. Bachmann, S. Kleinheins, KFK 2354 (1976)

## 2. Ein Unterprogramm zur benutzerfreundlichen Handhabung des KAPROS

### Datenmanagements \*

(K. Kufner, INR)

Ein schon früh erkannter kritischer Punkt des modularen Programmsystems KAPROS /1/ ist die Auseinanderentwicklung von stand-alone-Version und KAPROS Version der eingebrachten Programme; in letzter Konsequenz mußten von jedem Programm zwei verschiedene Fassungen gewartet werden. Das Unterprogrammpaket READKO wurde entwickelt, um hier Abhilfe zu schaffen und steht (getestet) allen KAPROS Benutzern zur Verfügung. Zum großen Teil werden die o.a. Schwierigkeiten hervorgerufen durch die (möglichst optimale) Ausnutzung des KAPROS Datenmanagements. Während die stand-alone-Version i.allg. nur Dateien auf Magnetplatten und Bändern kennt (auf Programmebene wird auf die Daten zugegriffen mit FORTRAN READ und WRITE Befehlen), stehen für die KAPROS Moduln mehr Möglichkeiten offen:

- Dateien als Datenblöcke (Zugriff mit KSGET und KSPUT)
- Dateien als Pointer-Datenblöcke (Daten direkt adressierbar)
- Dateien auf externen Einheiten (READ und WRITE).

Ein gut programmierter KAPROS Modul wird für jede Datei eine optimale Realisierung anstreben; wichtige und später wieder verwendete Dateien sollten spätestens am Modulende der Lifeline als Datenblock übergeben werden. Für fast alle Programme hängt die optimale Realisierung aber vom gerechneten Fall ab; d.h. daß man in KAPROS Moduln versuchen muß, die Realisierungsart der Dateien erst zur Laufzeit des Moduls festzulegen.

Das Ziel des Unterprogrammpaketes READKO /2/ ist es, für alle Ein- und Ausgabeoperationen FORTRAN Subroutinen zur Verfügung zu stellen, deren Aufruf im Programm unabhängig vom KAPROS Datei-Typ ist. Gleichzeitig werden per Eingabe erst beim Modulaufruf die einzelnen Datei-Typen fixiert.

Am Beispiel der READ Anweisung soll das in READKO verwendete Prinzip erläutert werden. Der FORTRAN Befehl

```
READ(NFILE,END=100,ERR=200) (A(I),I=IANF,IEND)
```

\* \_\_\_\_\_  
 Letzter Beitrag in KFK 1276/2, S.122-2

wird ersetzt durch den Aufruf

```
CALL READKS(NFILE,&100,&200,A(IANF),IEND-IANF+1)
```

Es ist klar, daß sich bei dieser Substitutionstechnik die stand-alone und die KAPROS Version an den entsprechenden Stellen nicht sehr unterscheiden. In READKS wird dann zu einer Folge von Anweisungen verzweigt, die für die aktuelle Realisierung der Datei mit der Nummer NFILE das Gleiche leistet, wie die obige READ-Anweisung, d.h. die Daten im angegebenen Feldbereich bereitstellt. In einem am Modulanfang erfolgten Initialisierungsaufruf von READKO werden mit Hilfe der Angaben in einem Eingabedatenblock die Kennzeichnungen für jede einzelne Datei in Tabellen gesammelt (siehe auch /2/).

Das Unterprogramm-Paket enthält Simulationen für READ und WRITE (sequentiell und direct access), BACKSPACE, END-FILE, FIND- und REWIND-Anweisungen.

Die Technik, jeden der obigen Befehle durch einen Unterprogrammaufruf zu ersetzen, ermöglicht eine einfache, ja schematische Umwandlung von Programmen in KAPROS-Moduln, jedenfalls, was das Datenmanagement angeht. Da andererseits alle kritischen Ein- und Ausgabeanweisungen in wenigen Unterprogrammen zusammengefaßt sich, läßt sich durch einen lokal begrenzten Eingriff, den Austausch der fraglichen Teile, auch ein KAPROS Modul sehr einfach in ein stand-alone-Programm umwandeln. Voraussetzung dazu ist allerdings, daß alle Dateien in der geschilderten Technik behandelt wurden, d.h. es dürfen keine "wilden" KAPROS-Systembefehle auftauchen.

Ein Plotprogramm für Höhenlinien wurde unter Verwendung von READKO in nur drei Tagen (incl. Testläufe) in einen lauffähigen KAPROS Modul verwandelt (ohne Eingabeprüfmodul). Bei der Einbringung von COMPAR /3/ wurde ebenfalls READKO (in einer früheren, etwas vereinfachten Form) benutzt. Auch hier erforderte die Umstellung nur wenig Zeit, und beide Versionen von COMPAR unterscheiden sich nur wenig.

#### Literatur:

- /1/ G. Buckel, W. Höbel, Das Karlsruher Programmsystem KAPROS, Teil I, KFK 2253, Karlsruhe, 1976
- /2/ K. Kufner, Ein verallgemeinertes Ein-/Ausgabe-Unterprogrammpaket für das Programmsystem KAPROS, in Vorbereitung
- /3/ K. Kufner, COMPAR, KFK 2252, Karlsruhe, 1976

1.23 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1.23.1 Untersuchungen zur Reaktordynamik1. Improvements on the two-dimensional reactor dynamics  
code KINTIC-2 (L. Våth, INR)

The physical models and numerical techniques employed in the code system KINTIC have been documented in /1/ for the original version KINTIC-1. Improvements contained in the refined version KINTIC-2 were published in /2/; these mainly concerned the treatment of group constants and the description of external perturbations. In the last two years, KINTIC-2 was implemented in the code system KAPRØS and coupled to a modern version of modules describing thermohydraulics and material motion /3/. During this time some further improvements on the code were realized, which are listed below:

## 1.) Treatment of axial expansion

The old thermodynamics model supplies data on axial and radial expansion, which are only approximately treated in KINTIC by suitably expanding the neutronics mesh. The new thermodynamics models calculate only the axial expansion of the subassemblies. For an adequate treatment of the expansion in the neutronics part, the mesh of the thermodynamics calculations is treated in KINTIC as a Lagrangian mesh, which is only initially identical with the Eulerian mesh used for the neutronics. During the transient, the Lagrangian mesh gets slightly distorted. For coupling the meshes, KINTIC was equipped with the necessary transformation routines, which are relatively simple since only a one dimensional transformation for the axial direction is needed. The transformation has to be made for the calculation of group constants in the Eulerian mesh from the temperatures and material densities in the Lagrangian mesh, and for the calculation of the power distribution in the Lagrangian mesh from the flux distribution in the Eulerian mesh.

## 2.) Zone collapsing

In KINTIC-1, the zones used for thermodynamics and neutronics, i.e. describing the distribution of temperatures, densities and group constants,

are identical. With up to 600 thermodynamics zones in the core region for the new thermodynamics module, this concept had to be abandoned. A scheme of "zone collapsing" is now used, in which one neutronics zone may be composed of several thermodynamics zones. Axial, radial, and azimuthal zone collapsing is allowed, with azimuthal collapsing included for treating different (e.g. with respect to burn up) subassemblies on the same radial position. With this scheme, the number of neutronics zones could be restricted to 200, which is the maximum acceptable number with respect to an efficient treatment of group constants.

### 3.) Extrapolation of shape function

Shape functions are recalculated infrequently using rather big macro time intervals. In case the change in reactivity due to the recalculation is big, the macro time interval is recalculated in a second sweep using an interpolated shape function. KINTIC-2 has been extended to use an extrapolation of shape functions during the first sweep, instead of simply taking the shape function at the beginning of the interval. This is done only, if no material movement has been newly initiated at the beginning of the macro interval. In this case, macro intervals are lengthened by about a factor of 2 without any loss of accuracy.

### 4.) Changes concerning the reactivity

The initiation of transients has been extended to include an externally defined ramp. The net reactivity at any time during the transient is now divided up into different contributions, i.e. those of fuel, cladding, coolant, structure material, auxiliary material, Doppler, expansion, and external ramp.

### 5.) Refinement of time step automation

The time step automation has been adapted to the new thermodynamics modules, taking care to produce good estimates for the onset of material motions. In addition, the necessary changes arising from the extrapolation of shape functions (see 3.) were incorporated.

## 6.) Evaluation

The code can optionally produce up to 5 evaluation files, which may be evaluated with the program PLOTCP /4/.

## 7.) Organizational changes

Additional checkpoints have been included, and a restart file is now automatically produced at every possible checkpoint. The estimate of the necessary computer core region has been updated and refined to include information on how to achieve the best data management. A module printing the input description is now part of the program and is constantly being updated.

- /1/ L. Mayer, H. Bachmann, KFK - 1627 (1972)
- /2/ L. Mayer, KFK 1275/4, p. 123 - 1
- /3/ L. V ath, S. Kleinheins, KFK 1277/1, p.123-1
- /4/ W. Zimmerer, KFK 2081 (1975)

2. Out-of-pile Untersuchungen zur Materialbewegung \*  
(V. Casal, IRB)

Bei einem angenommenen Kühlmittelverluststörfall schmelzen die Brennstabhüllen nach dem Aussieden des Natriums im Kühlkanal. Auf die erschmolzenen Hüllen wirken Gravitationskräfte und Strömungskräfte der nach oben gerichteten Natriumdampfströmung. Natriumdampf wird durch Sieden im Bereich des Brennelementfußes, der weiterhin mit Natrium umgeben ist, erzeugt.

Im IRB werden Versuche durchgeführt, welche die Bewegung der erschmolzenen Hüllen und ihre physikalischen Gesetzmäßigkeiten ermitteln sollen. Diese Versuche teilen sich in zwei Stufen.

In der ersten Stufe wird die erschmolzene Hülle durch einen stationären Rieselfilm aus Alkohol ersetzt, der einer Luftströmung ausgesetzt ist, um die Hydraulik der Hüllenbewegung zu studieren. In der zweiten Stufe werden von elektrischen Heizstäben Hüllen abgeschmolzen, die einer Gasströmung ausgesetzt sind. Bei diesen Versuchen soll die Gültigkeit der in der ersten Stufe ermittelten hydraulischen Gesetzmäßigkeiten überprüft werden.

Zur ersten Stufe laufen gegenwärtig Untersuchungen in einer Ringraumgeometrie. Der Versuchsaufbau ist schematisch in Abb. 1 dargestellt. Aus einem Umfangsspalt des Kernrohres tritt gefärbter Alkohol, der je nach der Größe der nach oben gerichteten Luftströmung im Ringspalt nach unten und/oder nach oben längs der Oberfläche des Kernrohres bewegt wird. Abb. 3 zeigt photographische Aufnahmen dreier kennzeichnender Strömungszustände:

Bild 1: es dominiert die Gravitationskraft, der Rieselfilm läuft an der Kernrohroberfläche nach unten.

Bild 2: es dominiert die Strömungskraft der nach oben gerichteten Luftströmung, der Rieselfilm wird an der Kernoberfläche nach oben befördert.

Bild 3: Gravitations- und Strömungskraft halten sich die Waage, der Rieselfilm läuft teils aufwärts, teils abwärts.

Bei diesen Versuchen wurde der Durchmesser des Kernrohres mit 16 mm konstant gehalten. Der Innendurchmesser des umgebenden Plexiglasrohres wurde verändert ( $D_i = 21; 30; 50$  mm).

Die ermittelte Staugrenze  $S$  ist in Abb. 2 in dimensionloser Form über der Filmdickenkenngröße  $\frac{R}{\delta_0}$  aufgetragen.

Nach Feind /1/ ist dabei die Staugrenze  $S$  definiert als:

$$S = 58,2 \frac{Re_G}{Re_F^{1/3}} \cdot \left(\frac{SE}{SG}\right)^{2/5} \cdot \left(\frac{\eta_G}{\eta_F}\right)^{3/4} + 1,4 \cdot 10^4$$

Die in der Abbildung angegebenen Schwankungsbreiten der Versuchspunkte markieren jeweils ein Mischgebiet, in dem der Rieselfilm sowohl aufwärts als auch abwärts läuft. Der oberste Wert markiert den oberen Staupunkt, bei dem der Film ausschließlich nach oben wandert, der unterste Wert den unteren Staupunkt, mit ausschließlich abwärts gerichtetem Rieselfilm.

Die Versuchsergebnisse stimmen in ihrer Tendenz recht gut mit den Untersuchungen von Feind /1/ für das innen berieselte Rohr überein, obwohl bei den bisherigen Versuchen mit konstantem Durchmesser des Kernrohres und variablem Durchmesser des äußeren Rohres der Anteil der berieselten Oberfläche sich ändert.

Es ist anzunehmen, daß die physikalischen Gesetze der Rieselfilmtechnik nach entsprechender Anpassung auf die Probleme der Hüllenbewegung übertragen werden können, was den Umfang der notwendigen Untersuchungen beschränken dürfte.

#### Nomenklatur:

$Re_F$	Film-Reynoldszahl
$Re_G$	Reynoldszahl der Luftströmung
$R$	hydraulischer Radius
$S$	Staugrenzenkenngröße
$\delta_0$	Dicke des Rieselfilms bei ruhender Luft
$\zeta_{Fi} \zeta_G$	Dichte des Rieselfilms bzw. der Luft
$\eta_{Fi} \eta_G$	dynamische Zähigkeit des Rieselfilmes bzw. der Luft

#### Literatur:

- /1/ K. Feind: Strömungsuntersuchungen bei Gegenstrom von Rieselfilmen und Gas in lotrechten Rohren.  
VDI-Forschungsheft 481, 1960.

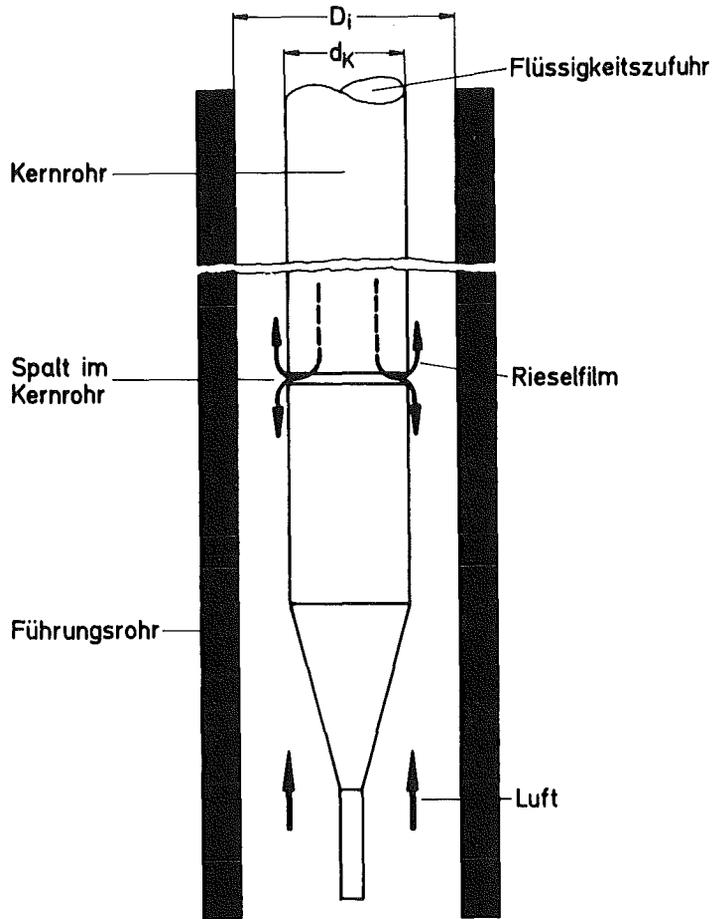


Abb.1 Schematischer Versuchsaufbau

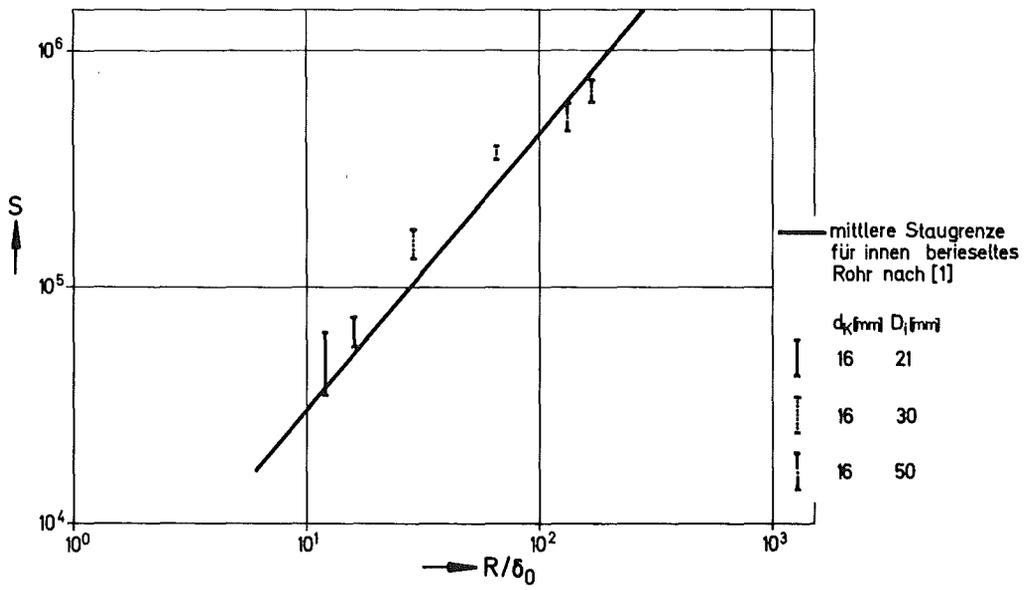


Abb.2 Staukenngroße S als Funktion der Filmdickenkenngröße  $R/\delta_0$

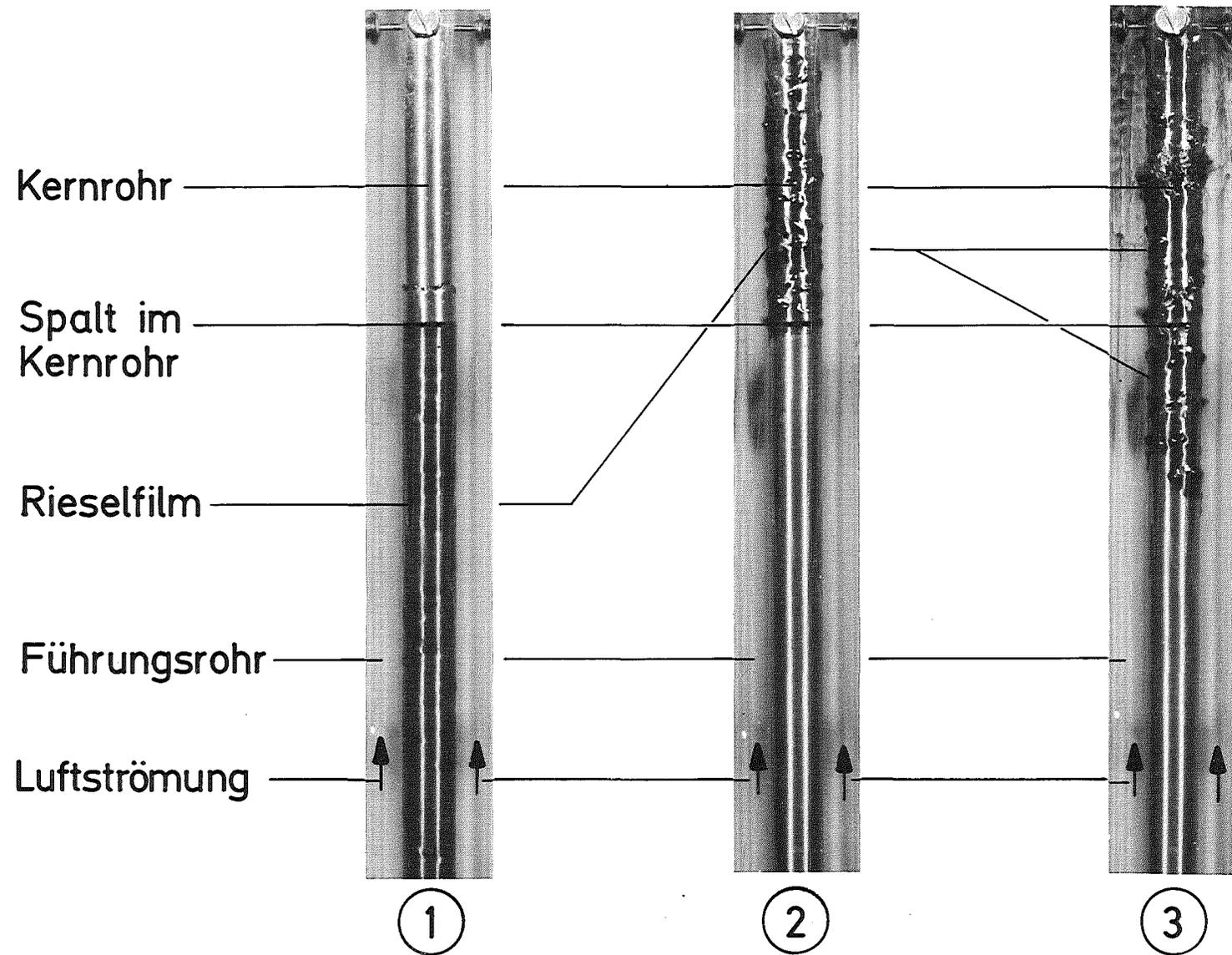


Abb.3 Fotografische Aufnahmen des berieselten Kernrohres  
 im Ringspalt

## 1.23.2 Verhalten von Reaktorbauteilen unter dynamischer Belastung

### 1. Verifikation von ARES \*

(Y.S. Hoang, IRE)

Im Rahmen des Austauschs von F+E-Ergebnissen zwischen der GfK und der UKAEA stehen der GfK Resultate einer umfangreichen Serie von Tankexplosionsversuchen zur Verfügung. In Zusammenarbeit mit der Firma Interatom und der Gesellschaft für Reaktorsicherheit wird ein Großteil dieser Experimente mit dem Rechenprogramm ARES nachgerechnet.

Die Erstellung verschiedener Plotprogramme zur Darstellung von ARES-3-Ergebnissen wurde abgeschlossen. Ferner wurden Programme für das Lesen und Auftragen der auf Magnetband vorhandenen experimentellen Daten erstellt und getestet. Rechnerische und experimentelle Ergebnisse wurden testweise für die Experimente WT 5 (langer starrer Tank ohne Einbauten) und FT4 (kurzer starrer Tank ohne Einbauten) in Diagrammen dargestellt.

Mit der Fertigstellung der verschiedenen Plotprogramme wird es möglich, bei der graphischen Ergebnisdarstellung die Konventionen der UKAEA-Berichte zu übernehmen; damit wird ein direkter Vergleich rechnerischer und experimenteller Ergebnisse in einem Diagramm möglich.

Das Experiment WT5 wurde bis 3.66 ms nachgerechnet und dokumentiert. Vergleiche mit ARES-4A-Rechnungen der Firma Interatom zeigen, daß die Abweichungen beider Rechnungen im allgemeinen unter 5 % liegen; die maximalen Abweichungen in charakteristischen Werten des Druckes und Impulses betragen 10 %.

Für das Experiment FT4 wurden zwei Rechnungen mit Standard-Gitter, aber unterschiedlicher Behandlung des Gasplenums, bis ca. 3.9 ms und eine Rechnung mit halber Maschenweite bis ca. 1.3 ms durchgeführt.

Die Auswertung dieser Ergebnisse und ihr Vergleich mit experimentellen Daten ist Gegenstand weiterer Arbeiten.

---

\*

Letzter Bericht in KFK 1276/3, S. 123-32

## 2. Entwicklung einer nichtlinearen Schalentheorie<sup>x</sup>

(T. Malmberg, IRE)

Zur Überprüfung von Schalenmodellen in den z.Z. angewandten Rechenprogrammen wie ARES oder ASTARTE wurden zweidimensionale, geometrieunabhängige Bewegungsgleichungen für Schalen aus den Invarianzeigenschaften des Energiesatzes hergeleitet. Die ermittelten Bewegungsgleichungen stellen ein System von sechs nichtlinearen partiellen Differentialgleichungen dar, die durch eine Symmetriebedingung für die Momente ergänzt werden.

Durch die weiteren mathematischen Arbeiten konnte für isotherme Prozesse bei nichtlinear-elastischem Materialverhalten gezeigt werden, daß die bisher zugrunde gelegte Symmetrie der Momente sich im Rahmen des zweidimensionalen Schalenmodells nicht als zwingend notwendig ergibt, wohl aber zulässig ist. Dieses Ergebnis wurde aus den Einschränkungen für die Stofffunktionen der Beanspruchungsgrößen (Membrankräfte, Momente 1. und 2. Ordnung etc.) gefunden, wie sie für isotherme Prozesse ohne Wärmequellen aus dem 1. Hauptsatz folgen. Insbesondere zeigte sich, daß die Stofffunktionen für die Momente 2. Ordnung von energetischen Betrachtungen her keinen Einschränkungen unterliegen, daß aber dennoch auch bei beliebiger Wahl dieser Stofffunktionen das Verschiebungsfeld eindeutig bleibt.

Die Aufstellung der Randbedingungen und die Entwicklung elastisch-plastischer Stoffgesetze unter Beachtung thermodynamischer Prinzipien sind Themen der laufenden Arbeiten.

---

<sup>x</sup> Letzter Bericht in KFK 1276/3, S. 123-32

1.23.3 Untersuchung von Kühlungsstörungen1.23.34 Untersuchung zu lokalen Kühlungsstörungen in großen Bündeln \*

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

Einleitung

Im Rahmen des bauzugehörigen F+E-Programms zum SNR 300 werden lokale Kühlungsstörungen in großen Bündelgeometrien experimentell untersucht. Es werden hierzu elektrisch beheizte Stabbündel eingesetzt, die in ihrer Geometrie und in ihrem thermohydraulischen Verhalten im wesentlichen dem SNR 300 MK 1a Brennelement entsprechen [1]. Ziel dieser Untersuchungen ist der Nachweis, daß lokale Kühlungsstörungen ungefährlich sind im Sinne einer schnellen Schadenspropagation.

Durchgeführte Versuche

Von April 1976 bis Mai 1977 wurden mit der ersten Teststrecke (Zentralblockade mit 49 % Versperrung) über 100 Einzelversuche durchgeführt. Diese Versuche dienen im wesentlichen der Ermittlung der Temperaturverteilung und der Siedevorgänge hinter der Blockade auch unter dem Einfluß von eingespeistem Gas sowie der Erprobung von akustischen Siededetektionsmethoden.

Einen Überblick über die gewählten Versuchsparameter geben nachfolgende Tabellen:

Versuche ohne Sieden

	ohne Gas	mit Gas
Eintrittstemp. (°C)	400-580	400-590
Strömungsgeschw. (m/s)	0,5-4	1-4
Stableistung (W/cm <sup>2</sup> )	9-200	0-135
Gasgehalt (%) 1)	-	0-10

Tab. 1

\* Letzter Bericht in KFK 1276/2, S.123-11

Versuche mit lokalem Sieden

	ohne Gas	mit Gas
Eintrittstemp. ( $^{\circ}\text{C}$ )	530-590	530-590
Strömungsgeschw. (m/s)	1-4,5	2-4
Stableistung ( $\text{W}/\text{cm}^2$ )	43-200	75-170
Sättigungstemp. ( $^{\circ}\text{C}$ )	890-930	920-930
Gasgehalt (%) <sup>1)</sup>	-	0-5,5

Tab. 2

1) Der Gasgehalt ist definiert als % des volumetrischen Natriumdurchsatzes, bezogen auf Eintrittstemperatur und Systemdruck (Druck im Pumpenbehälter).

Das Gas wurde dem Natriumstrom vor dem Eintritt in die Teststrecke beige-mischt, d.h., daß mit dieser Versuchsanordnung eine Gasfreisetzung durch Stabdefekt im Bereich der Blockade nicht simuliert wurde. Die Ergebnisse tragen jedoch wesentlich dazu bei, den grundsätzlichen Einfluß von Gas auf das Siede- und Dryout-Verhalten zu verstehen.

Versuchsergebnisse

Nach dem gegenwärtigen Stand der Auswertung ergibt sich für die 49 %-Blockade folgendes Bild:

## a) Temperaturverteilung hinter der Blockade

Die Abb. 4 zeigt die für diese Blockade typische Temperaturverteilung, dargestellt durch Isothermen unter Verwendung der Temperaturkennzahl  $\theta$  [2]. Maßgebend für die Form der Isothermen ist die torusförmige Wirbelströmung hinter der Blockade mit der relativ kalten Rückströmung im Zentrum des gestörten Querschnittes.

Entgegen den ersten Ergebnissen [2] zeigt die Maximaltemperatur eine gewisse Abhängigkeit vom Verhältnis Leistung zu Geschwindigkeit [3]. Als Ursache wird Stabverbiegung angenommen.

Die bei den Versuchen ermittelte maximale Temperaturerhöhung hinter der Blockade liefert einen  $\theta$ -Wert von ca. 1,3 m. Übertragen auf den SNR 300 heißt das, daß bei dieser Blockade unter Nominalbedingungen die Maximaltemperatur noch etwa  $100^{\circ}\text{C}$  unterhalb der Sättigungstemperatur liegen würde.

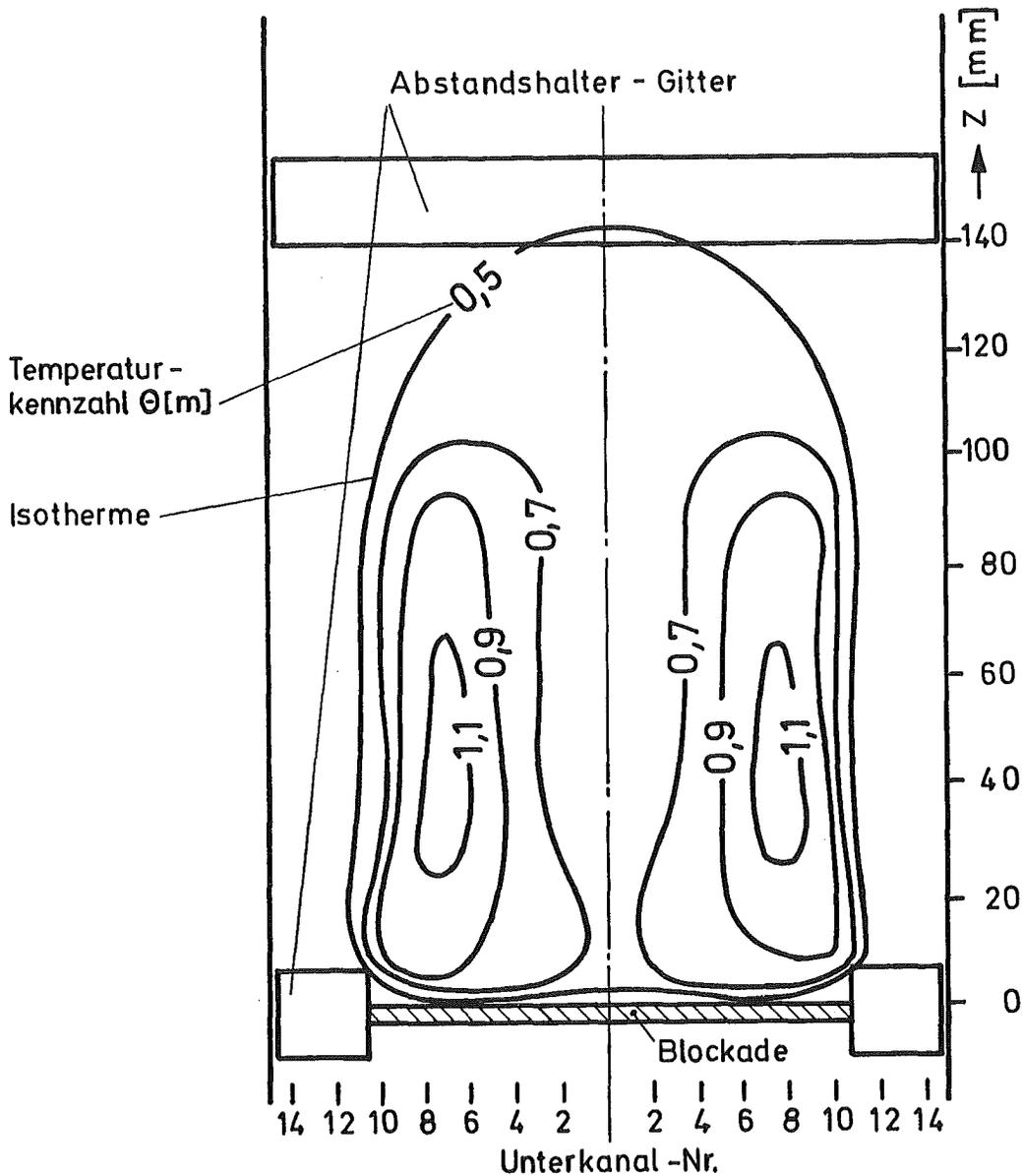


Abb. 4: Temperaturverteilung hinter einer 49 %-Zentralblockade

b) lokales Sieden

Abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit wurden zwei Arten von Sieden beobachtet:

-  $v > 1,5$  m/s

Pulsierendes Sieden mit einer ausgeprägten Oszillation von Druck, Temperatur und Durchsatz mit einer Frequenz von ca. 5 Hz.

Bedingt durch diese Oszillation war die Blockade auch bei intensivem Sieden noch gut kühlbar. Kurzzeitige lokale Dryouts traten erst bei einer fiktiven Übertemperatur (die fiktive Übertemperatur ist die Tem-

peraturdifferenz zwischen der rechnerisch ermittelten Maximaltemperatur hinter der Blockade, die sich ohne Sieden bei den vorliegenden Versuchsbedingungen einstellen würde und der Sättigungstemperatur) [2] von  $\Delta T_{\text{Ü}}$  ca.  $350^{\circ}\text{C}$  auf, also weit entfernt von den nominalen Betriebsbedingungen eines Brennelements.

-  $v \leq 1,5 \text{ m/s}$

Es wurden keine deutlichen Oszillationen beobachtet, d.h., das Sieden verlief quasistationär. Infolge der fehlenden Oszillation verringerte sich auch der Abstand zwischen Siedebeginn und Dryout. Erste Dryouts wurden bereits bei einer fiktiven Übertemperatur von  $\Delta T_{\text{Ü}}$  ca.  $70^{\circ}\text{C}$  registriert. Die Zusammenhänge zwischen der Geschwindigkeit und der Siedeform sind z.Zt. noch nicht bekannt.

#### c) Einfluß von eingespeistem Gas

- Abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit wurden ab einem bestimmten Gasgehalt plötzlich große Gasansammlungen hinter der Blockade registriert, mit einem über die Zeit gemittelten Void bis zu 70 %. Bei einer Geschwindigkeit von 4 m/s betrug der Gasgehalt, der zu solchen Ansammlungen führte, 8 vol.-%.

- Gasgehalte unterhalb des kritischen Wertes hatten nur geringen Einfluß auf die Temperaturverteilung und den Siedeablauf.

- Gasgehalte oberhalb des kritischen Wertes führten bei den Einphasenversuchen lokal zu starken Temperaturanstiegen und bei den Siedeexperimenten zum sofortigen Dryout, unabhängig von der Siedeintensität zum Zeitpunkt der Einspeisung.

#### d) Siededetektion

- Bei Versuchen ohne Gas ließ sich der Siedebeginn durch die Aufnehmer an der Teststrecke eindeutig detektieren.

- Bei Gasgehalten  $> 1 \%$  konnte wegen des hohen Untergrunds der Siedebeginn nicht mehr eindeutig festgestellt werden. Solche Gasgehalte sind nur dann zu erwarten, wenn gleichzeitig eine größere Anzahl von Brennstäben versagt.

- Mit zunehmender Entfernung vom Siedeort wurde, wie erwartet, das Verhältnis Nutz- zu Rauschsignal ungünstiger und erschwerte so eine sichere Detektion.

Fortsetzung der Arbeiten

Die Untersuchungen werden mit dem Einsatz einer zweiten Teststrecke fortgesetzt. Abweichend von der ersten Teststrecke besitzt diese bei sonst gleichen Bedingungen eine Eckblockade von ca. 21 % Versperrung. Die Abb. 5 zeigt die für diese Teststrecke gewählte Anordnung von Blockade, Heiz- und Dummystäben. Die Voruntersuchungen mit Wasser haben ergeben, daß mit dieser Blockadeanordnung auch unter SNR-300-Nominalbedingungen die Sättigungstemperatur erreicht wird [14]. Gegenüber der ersten Teststrecke besteht bei der zweiten Teststrecke außerdem die Möglichkeit, das Gas zur Simulation von freigesetztem Spaltgas direkt in die Rezirkulationsphase hinter der Blockade einzuspeisen. Hierdurch werden Ergebnisse beim Austritt von Spaltgas bei Hüllrohrschaden erwartet. Abb. 6 zeigt ein Foto der Teststrecke während der Montage. Der Einbau der Teststrecke in den KNS ist für September vorgesehen. Mit den Untersuchungen wird voraussichtlich Ende des Jahres begonnen werden können.

Literaturverzeichnis

- [1] F. Huber, K. Mattes, W. Till:  
KNS - der kompakte Natriumsiedekreislauf für sicherheitstechnische Untersuchungen im Rahmen des schnellen Brüter-Programms.  
KFK-Nachrichten 2/3/1976, S.24
- [2] 2. Vierteljahresbericht 1976  
KFK-Bericht 1276/2, S.123-11
- [3] F. Huber, W. Peppler:  
Form and Development of Boiling behind a 49 % Central Blockage in a 169-Pin Bundle.  
LMBWG-Meeting Petten, Juni 1-3, 1977
- [4] 4. Vierteljahresbericht 1976  
KFK-Bericht 1276/4, S.123-11

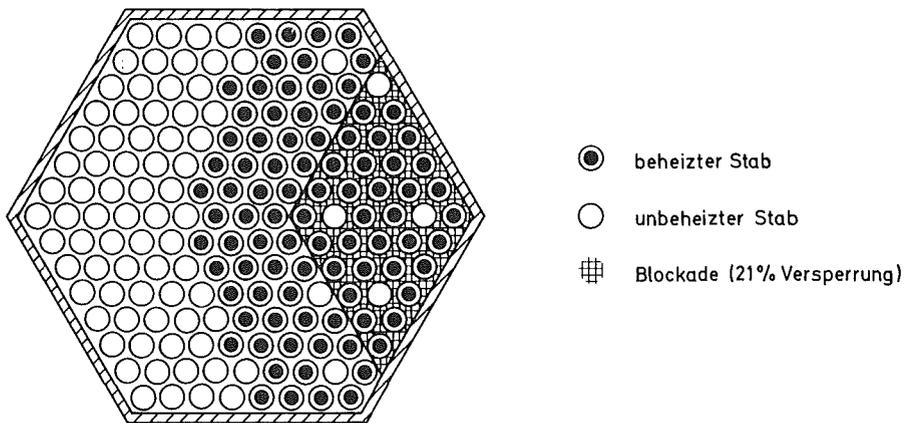


Abb. 5 : Querschnitt der KNS-Teststrecke 2

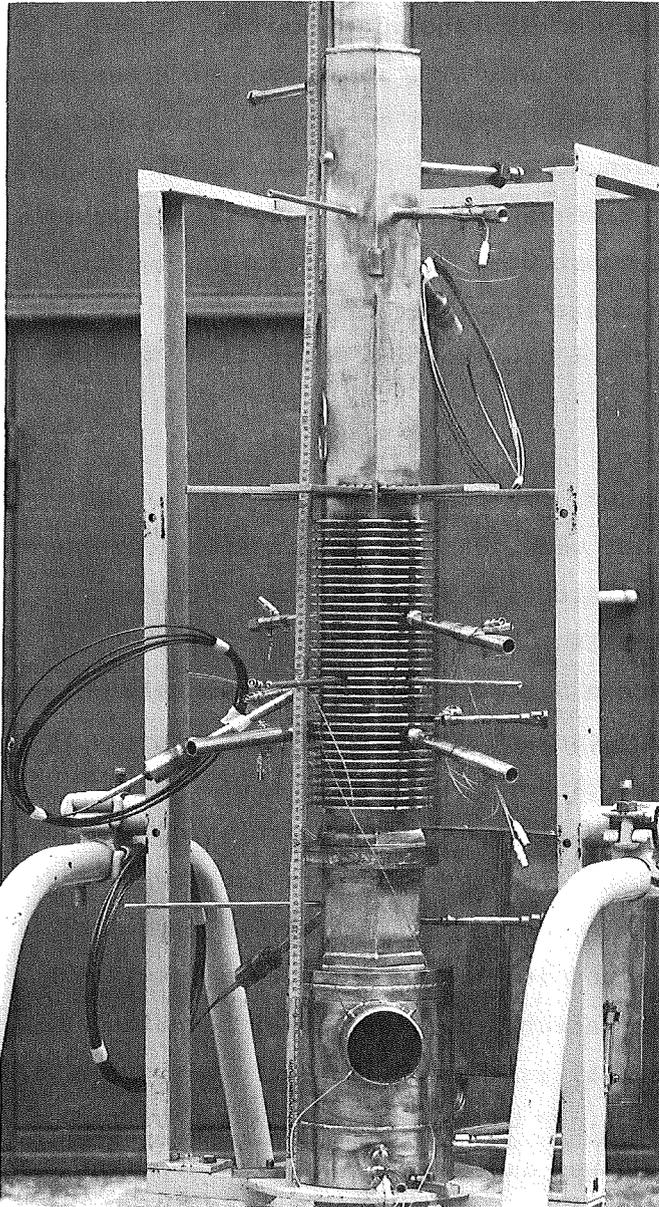


Abb. 6: KNS-Teststrecke 2  
während der Montage

1.23.4 Störfallverhalten von Brennstäben1.23.43 Bestätigende Versuche im Reaktor CABRI

Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von Natrium-Instrumentierungen auf Gas- und Dampfblasen in fließendem Natrium  
(Institut für Kerntechnik, TU Hannover)

Die bisherigen Auswertungen zur Ermittlung des Gasanteils im Fluid aus den Signalverläufen von Chen - Sonden, Jodel - Detektoren und des elektromagnetischen Durchflußmessers haben ergeben, daß durch eine geeignete Verteilung von mehreren Chen-Sonden in einer Meßebene der Gasgehalt am besten bestimmt werden kann.

Die Chen-Sonden haben einen auf die Meßspitze beschränkten Einflußbereich und eignen sich daher sehr gut zur Bestimmung von örtlichen Gasgehalten. Durch eine Integration über den gesamten Strömungsquerschnitt läßt sich aus mehreren lokalen Gasgehalten der Gasgehalt in einer Meßebene ermitteln. Bei einer geeigneten Anordnung von mehreren Chen-Sonden in einer Meßebene konnte die Gasgehaltsverteilung und der mittlere Gasgehalt im Strömungsquerschnitt gut nachgewiesen werden. Im Vergleich mit dem aus den Volumenströmen und der Blasengeschwindigkeit errechneten mittleren Gasgehalt waren die Abweichungen sehr gering und lagen im Bereich der Genauigkeit, mit der die Bestimmung des Gasgehaltes aus den Volumenströmen möglich war.

Als Nachteil der Sonden ist jedoch zu nennen, daß durch ihren Einbau der Strömungskanal verengt und die Strömung gestört wird, was bei Blasengeschwindigkeiten oberhalb 10 m/s zu Änderungen in der Gasgehaltsverteilung über dem Strömungsquerschnitt führt. Im Gegensatz zu den lokalen Chen-Sonden handelt es sich bei den Jodel-Detektoren und dem elektromagnetischen Durchflußmesser um integrale Detektoren, deren Einflußbereich sich über den gesamten Strömungsquerschnitt erstreckt. Diese Detektoren haben den Vorteil, daß durch sie die Strömung nicht gestört wird. Als Nachteil hat sich jedoch herausgestellt, daß diese Detektoren den jeweiligen Einflußbereich im Strömungskanal unterschiedlich stark bewerten und der Signalspannungsverlauf außer vom Gasgehalt auch von der Blasengröße (Art der Blasenströmung), der Gasgehaltsverteilung und der Strömungsgeschwindigkeit abhängig ist. Die Signalspannung beim Jodel-Detektor und dem elektromagnetischen Durchflußmesser ist nicht direkt proportional zum Gasgehalt, sondern von den genannten weiteren Parametern abhängig. Bei einer Gasgehaltsbestimmung aus dem Signalverlauf der integralen Detektoren müssen daher alle weiteren Parameter und ihr Einfluß auf den Signalverlauf bekannt sein.

Im Gegensatz zur einphasigen Natriumströmung ist bei einer Zweiphasen-Natrium-Argon-Strömung die mittlere Signalspannung des elektromagnetischen Durchflußmessers nicht mehr proportional zum Natriumdurchsatz, sondern ebenfalls stark vom Gasgehalt, der Blasengröße, der Gasgehaltsverteilung und der Strömungsgeschwindigkeit abhängig.

Durch weitere Untersuchungen über einen möglichst großen Strömungsbereich mit unterschiedlichen Strömungsgasgehalten, Blasengrößen und Strömungsgeschwindigkeiten soll der Einfluß der Strömungsparameter auf das Signalverhalten der Detektoren weiter untersucht, graphisch dargestellt und tendenziell beschrieben werden.

1.23.44 In-pile Sicherheitsexperimente Mol 7C

(W. Kramer, J. Aberle, S. Jacobi, H.A.Rohrbacher,  
K. Schleisiek, IRE; L. Schmidt, IMF; G. Vanmassenhove,  
A. Verwimp, S.C.K./C.E.N; H. Rahn, AG Mol.)\*

In einer Versuchsserie im Reaktor BR 2 soll das Verhalten eines Brennstabbündels unter örtlich gestörten Kühlungsbedingungen untersucht werden. Der Schwerpunkt der Arbeiten des gemeinsamen Vorhabens zwischen der GfK und dem S.C.K./C.E.N. lag auf der Bereitstellung der Versuchseinrichtung und auf der Durchführung des ersten Experiments, das am 9. Mai 1977 erfolgreich beendet wurde.

Für die Vorbereitung des Experiments waren insbesondere folgende Arbeiten durchzuführen:

- Vollständige Montage und Abnahmeprüfungen des Reaktoreinsatzes.
- Vervollständigung und Erprobung der out-of-pile-Einrichtungen, bestehend aus dem sekundären und tertiären Kühlkreislauf sowie der Kreislaufsteuerung und Meßtechnik.
- Erstellung des Sicherheitsberichtes 3. Phase für das Genehmigungsverfahren.
- Ausarbeitung der Betriebsanweisung für die stationäre Vorbestrahlung und für den transienten Testbetrieb.

Für die Vorbestrahlungsphase zur Strukturierung des Brennstoffs wurde ein Betriebsablauf von drei Kurzzyklen gewählt. Richtwerte für einen Zyklus waren:

- Erhöhung der Reaktorleistung in Stufen mit einem maximalen Anstieg der linearen Stableistung von  $100 \text{ W.cm}^{-1}$  pro Stunde bis zu ca.  $400 \text{ W/cm}$ . Dabei wurde bei verschiedenen Leistungsniveaus ein stabilisierender Halt eingelegt, um das Betriebsverhalten des Loops und des Testbündels zu überprüfen.
- Betrieb bei konstanter Reaktorleistung für ca. 3 Tage. Mit der für das Experiment eigens abgestimmten Corebeladung wurde eine für den BR 2 bisher erstmalige Leistung von 100 MW thermisch gefahren.
- Abfahren des Reaktors von 100 % auf 60 % Leistung mit einer Leistungsminderung von 1 % pro Minute. Von 60 % auf Nulleistung erfolgte ein rasches Abfahren.

---

\* Letzter Bericht in KFK 1276/3, S.123-45

Während der Vorbestrahlungszyklen wurden bei niedriger Reaktorleistung u.a. auch die Funktionen der beiden Ventile für die Zusatzkühlung der lokalen Blockade und für die Drosselung des Bündeldurchsatzes getestet. Aus den dabei durchgeführten Messungen konnte mit guter Genauigkeit auf die Verhältnisse bei voller Reaktorleistung extrapoliert werden. Es zeigte sich dabei, daß im Bereich der porösen Blockade auch bei unterbrochener Zusatzkühlung der Sättigungszustand für das Natrium nicht erreicht wird, so daß der Kühlmitteldurchsatz durch das Bündel insgesamt gedrosselt werden mußte. Dieses Ergebnis ist sicherheitstechnisch insofern relevant, als damit demonstriert wurde, daß eine poröse lokale, inaktive Blockade selbst bei einer als pessimistisch anzusehenden axialen Erstreckung von 40 mm nicht zum örtlichen Kühlmittelsieden führt.

Die transiente Testphase verlief im wesentlichen folgendermaßen:

- Anfahren des Reaktors und Leistungserhöhung wie bei der Vorbestrahlung.
- Konstanter Vollastbetrieb für ca. 10 Stunden.
- Einleitung der örtlichen Störung durch Unterbrechung der Zusatzkühlung.
- Anstieg der Temperaturen im Bereich der lokalen Blockade auf ca. 700 °C.
- Leistungsreduktion des Reaktors auf 60 %.
- Wiederinbetriebnahme der lokalen Zusatzkühlung.
- Erhöhung der Reaktorleistung auf 100 %.
- Drosselung des Bündeldurchsatzes auf 50 %, entsprechend einer Natriumgeschwindigkeit im Stabbündel von ca. 1 m/s.
- Erneutes Unterbrechen der Zusatzkühlung für die lokale Blockade.
- Auftreten von lokalem Sieden, Detektion von Brennstabdefekten mittels Hüllenüberwachung und verzögerter Neutronen (DND).
- Weiterer Betrieb des Reaktors bei voller Leistung, Anzeichen für stabiles örtliches Kühlmittelsieden.
- Abfahren des Reaktors nach ca. 40 Minuten.
- Weiterer Betrieb der Kreisläufe für ca. 2 Tage.
- Entladen des Versuchseinsatzes aus dem Reaktor.

Die Neutronographie des Versuchseinsatzes zur Feststellung evtl. Brennstoff-Umlagerungen ist für Anfang September geplant. Anschließend wird der Einsatz für die Nachuntersuchung zerlegt.

Die Auswertung der auf Magnetbänder aufgenommenen Meßdaten hat begonnen. Vorab kann qualitativ gesagt werden, daß Stabschäden im Bereich der als pessimistisch

konzipierten örtlichen Störung aufgetreten sind, eine rasche Ausbreitung der Schäden auf das ganze Bündel jedoch nicht erfolgte. Somit wurde zumindest bei Brennstäben mit geringem Abbrand und bei lokalen porösen Blockaden, die keine Brennstoffpartikel enthalten, die Vorhersage bestätigt, daß eine rasche Schadenspropagation nicht auftritt und die Kühlung des übrigen Bündels nicht gefährdet ist.

1.23.9 Untersuchungen zur Kühlung von Kernschmelzen1.23.91 Aufbau und Eigenschaften von SNR-Kernschmelzen \*

(B. Schulz, IMF)

Es sind Experimente zur Untersuchung des Aufbaus von SNR-Kernschmelzen in Angriff genommen worden. Die Versuche sind unter folgenden Randbedingungen für die verschiedenen Stadien der Nachwärmeabfuhr nach Unfällen (Post Accident Heat Removal "PAHR") zu sehen:

Stadien	Atmosphäre	Temp.-Bereich
Einleitungsphase	Na-flüssig Na-Dampf p = 3 atm	1600 - 3300 K
Transitionsphase	Na-Dampf p = 15 atm	3000 - 5000 K
Ausblasen + Gefrieren	"	1700 - 3500 K
Granulieren	"	800 - 900 K
Dynamik der Schüttung	"	T > 1200 K T < 1200 K
Durchschmelzen	"	T > 1200 K

Tab.3: Zeitliche Aufeinanderfolge und Randbedingungen für PAHR

Diesen Zustandsbedingungen unterliegen die Komponenten  $UO_2$  (stellvertretend für den eigentlichen Brüterbrennstoff  $(U,Pu)O_2$ ) und rostfreier Stahl. Da für alle in Tab. 3 angegebenen Stadien die Kenntnis der folgenden Eigenschaften :

Dichte ( $\rho$ ), thermische Volumenausdehnung ( $3\alpha$ ), Viskosität ( $\eta$ ), Oberflächenspannung ( $\gamma$ ), isotherme Kompressibilität  $\beta_i$ , Emissionsvermögen  $\epsilon$ , Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$

notwendig ist, ist nicht nur die Kernschmelze selbst, sondern auch ihr erstarrter Zustand zu betrachten.

\* Erster Bericht

Begonnen wurde experimentell mit der Erschmelzung kleiner Probenmengen (ca. 15 g) in der relativen Zusammensetzung 30, 50, 70 Vol.%  $UO_2$  bzw. 70, 50, 30 Vol. % Stahl. Bedingt durch die Tatsache, daß sich die bekannten Na-O-Verbindungen bei  $T = 2300$  K zersetzen, wurde zunächst mit der Hypothese gearbeitet, dass Na-Dampf oberhalb dieser Temperatur als inerte dampfförmige Komponente vorhanden ist und durch Argon ersetzt werden kann. Die Versuche wurden im Lichtbogenofen mit 2, 5 und 15 atm durchgeführt.

Zur Klärung der grundsätzlichen Frage einer wahrscheinlichen Segregation von  $UO_2$ - und Stahlschmelze wurden zunächst gepresste Pulvermischungen aus  $UO_{2,005}$  und AISI-316-Stahl (Zusammensetzung Tab. 4 ) erschmolzen. Danach wurden die Versuche mit Stahlrohrmaterial aus 1.4970-Stahl wiederholt (insgesamt 45 Proben).

Elemente	Stahl		
	316	1.4970	1.4981
C (Gew.%)	0,08	0,085/0,1	0,1
N	-	0,01	0,15/0,25
B	-	ppm	-
Mn	1,5	1,96/1,94	2,0
Si	0,75	0,43/0,3	0,3/0,6
Cr	1,6/1,8	14,8/14,5	15,5/17,5
Ni	14	15,2/15,0	15,5/17,5
Mo	2,5/3,0	1,33/1,30	1,6/2,0
Nb	-	-	1,4
Ti	-	0,52/0,58	-

Tab.4 : Zusammensetzung der verwendeten Stähle (ohne Fe)

Der metallographische Befund dieser Schmelzproben ist einheitlich. Immer ist makroskopisch (Abb. 7/8 ) erkennbar, daß sich Oxid und Stahl entmischen.

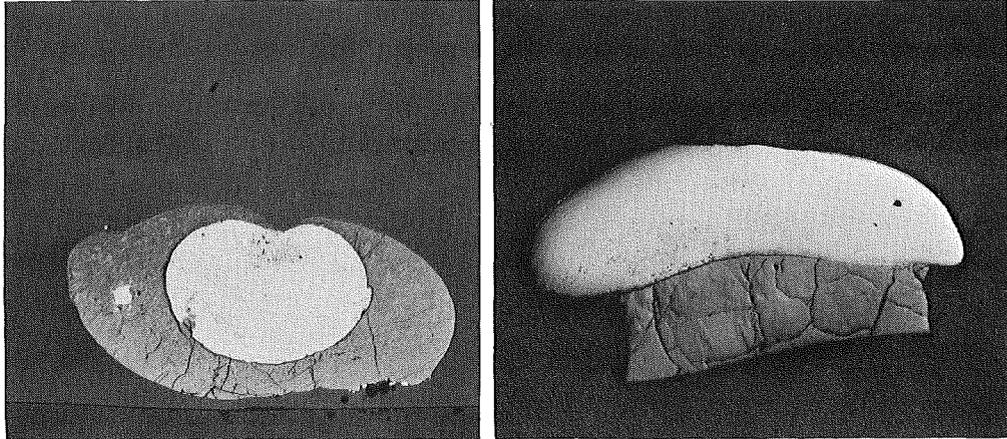


Abb. 7/8 Entmischung von Stahl (70 Vol.%) und  $UO_2$  (30 Vol.%)  
 Pulvermischung  
 (AISI 316- $UO_2$ )  
 weiss-Stahl, grau-Oxid  
 1.4970 Rohrstaahl  
 Ar, 15 atm.  
 Vergr. 10x

Höhere Vergrösserungen (Abb. 9/10) zeigen kugelige  $UO_2$ -Einschlüsse im Stahl, die ihrerseits wieder metallische Einschlüsse enthalten, wobei das Stahlgefüge sich gegenüber dem Ausgangszustand deutlich geändert hat.

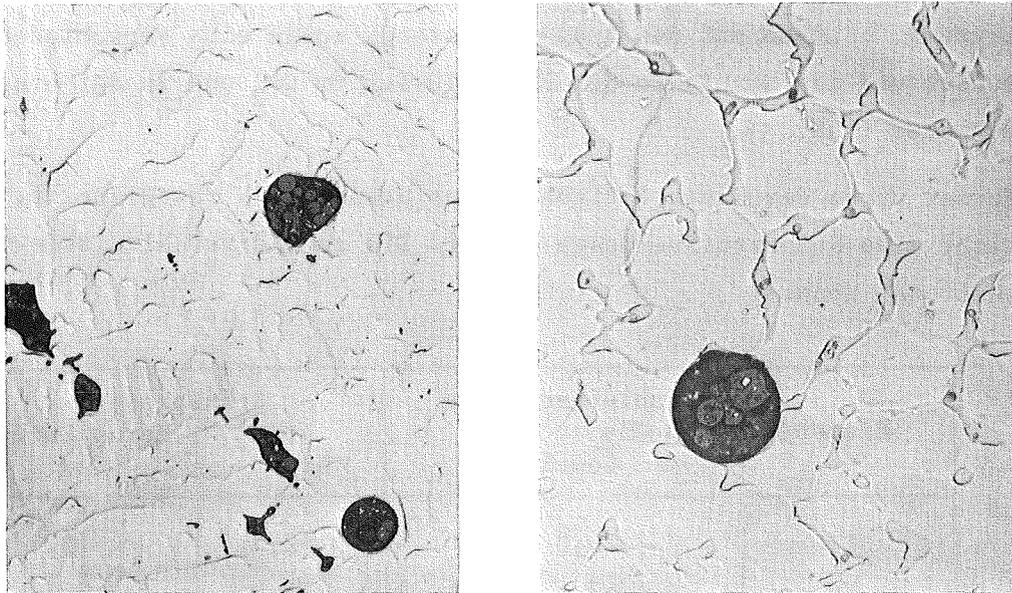


Abb. 9/10 Kugelige  $UO_2$ -Einschlüsse im Stahl  
 AISI 316 (70)- $UO_2$ (30) W.Nr. 1.4970 (70)- $UO_2$ (30)  
 Stahl geätzt, weiss Stahl, grau-Oxid  
 200x 500x.

Mikrosondenuntersuchungen wurden bislang nur an den Schmelzen mit 316-Stahl durchgeführt. Sie ergaben, dass die Grenzflächen  $\text{UO}_2$ -Stahl das Erscheinungsbild der Segregation der Schmelzen bestätigen (Abb.11).

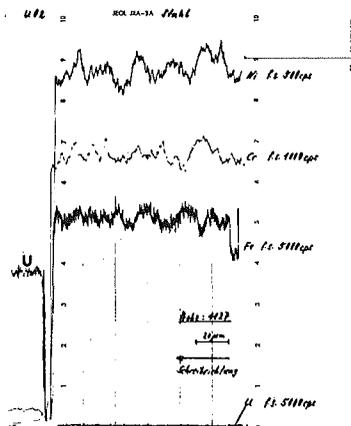


Abb. 11: Linescan der Mikrosonde auf U, Fe, Cr, Ni über die Grenzfläche  $\text{UO}_2$ -Stahl

Punktanalysen im Stahl ergaben eine deutliche Verschiebung der Zusammensetzung, bezogen auf den Ausgangszustand, sowie eine verschiedene Zusammensetzung des Stahls in den Einschlüssen im  $\text{UO}_2$  und in der erstarrten Schmelze (Tab. 5).

Ferner wurde der Sauerstoffgehalt des Urandioids festgestellt. Es zeigte sich, dass Sauerstoffverluste im Oxid bis zu O/U-Verhältnissen von 1.92 auftreten können.

Element	Stahleinschlüsse im $\text{UO}_2$ Gew.%	Stahlphase	
		Korn Gew.%	Korngrenze Gew.%
Cr	26,2	12,3	15,3
Fe	67,4	75,5	66,7
Ni	9,3	13,8	16,8

Tab. 5 : Zusammensetzung der Stahlphase in einer Schmelzprobe 30 Stahl - 70  $\text{UO}_2$ . Punktanalyse (Mittelwerte aus 10 Einzelmessungen) Ar 15 atm.

1.23.9\* Untersuchung zur Kühlung von Kernschmelzen  
in einem Kernfänger\*

1. Programm zur Berechnung der thermischen Konvektion in nahezu  
beliebig berandeten Geometrien

(M. Schrenk, W. Hame, IRB)

Zur Berechnung der thermischen Konvektion in nahezu beliebig berandeten zweidimensionalen Geometrien wurde ein Programm entwickelt, das auf der Basis orthogonaler krummliniger Koordinatensysteme arbeitet. Dieses Programm soll für ein bereits existierendes Wärmeleitprogramm Daten bereitstellen (insbesondere Wärmeleitahlen), die es erlauben, Konvektion mit Phasenwechsel zu simulieren. Es wird dabei davon ausgegangen, daß das Wärmeleitprogramm mit der Isothermen  $T = T_{MP}$  die Berandung des Flüssigkeitsbereiches zu irgendeiner Zeit  $t$  berechnet. Dieser, bei Vorhandensein von Volumenwärmequellen, "innere" Bereich wird mit Hilfe einer orthogonalen Koordinatentransformation auf einen Rechteckbereich abgebildet, über dem dann mit den vorgegebenen Rand- und Anfangsbedingungen die Konvektionsströmung berechnet wird. Für den nächsten Zeitschritt des Wärmeleitprogrammes werden "effektive" Wärmeleitahlen im Sinne von

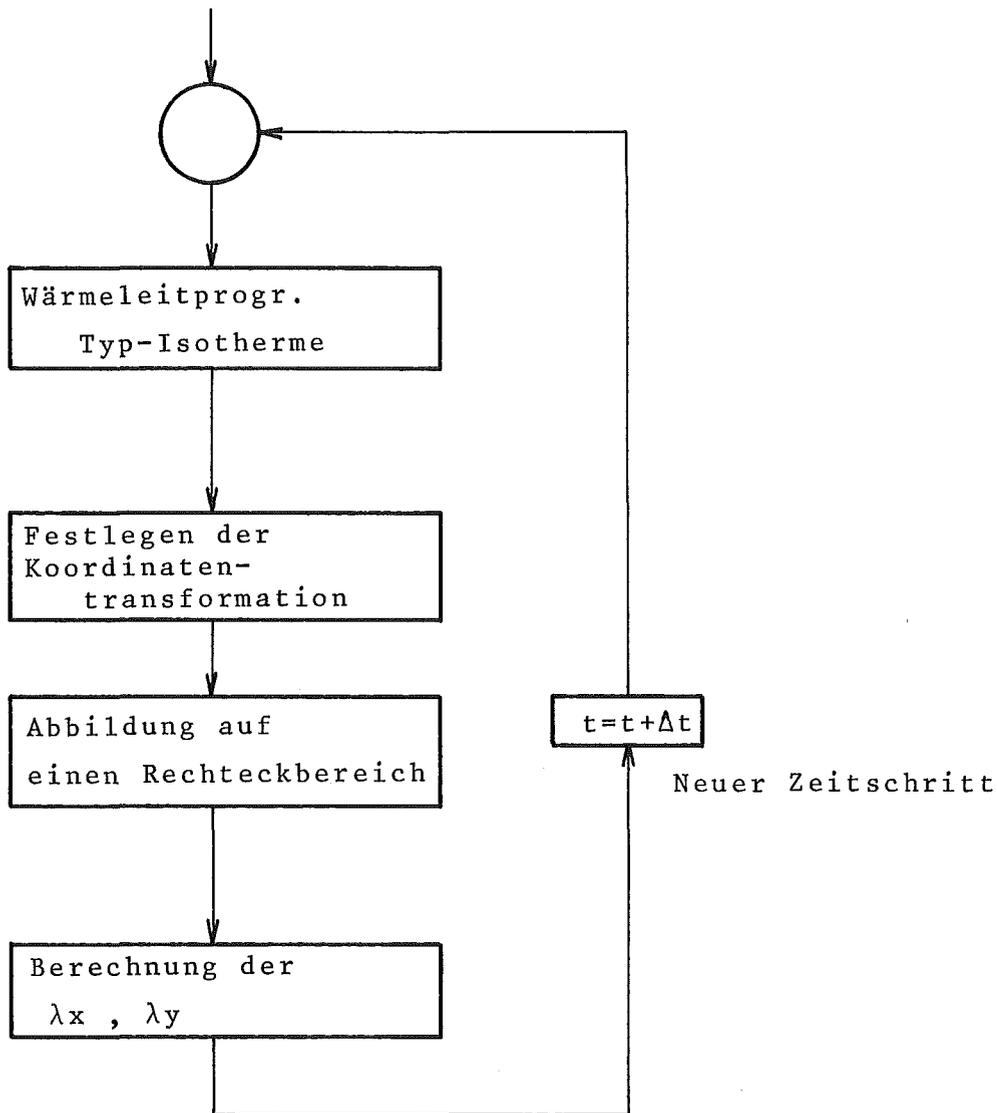
$$\lambda_x = \rho c \lambda \frac{u_1 T}{q_1} + \lambda \quad (1)$$

$$\lambda_y = \rho c \lambda \frac{u_2 T}{q_2} + \lambda \quad (2)$$

bereitgestellt. Hierin sind  $\lambda$  die molekulare Wärmeleitahl,  $u_1$  und  $u_2$  die Geschwindigkeitskomponenten in der jeweiligen Koordinatenrichtung und  $q_1$  und  $q_2$  die entsprechenden Wärmeströme.  $\lambda_x$  und  $\lambda_y$  sind Wärmeleitahlen, die einem "äquivalenten" Wärmeleitproblem entsprechen. Die Abb. 12 zeigt schematisch den Lösungsablauf über einen Zeitschritt:

\*Letzter Beitrag in KFK 1276/4, S. 123-32

Abb. 12:



### Lösungsablauf

Die Ausgangsgleichungen für die Berechnung der Konvektionsströmung sind Massen-, Impuls- und Energiebilanz im Sinne der Boussinesq-Approximation, d.h. die Dichte wird überall konstant gesetzt, lediglich für den Auftriebsterm gilt die lineare Beziehung

$$\rho = \rho_{MP} (1 - \alpha(T - T_{MP})). \quad (3)$$

Hierin ist  $\rho_{MP}$  die Bezugsdichte bei Schmelztemperatur  $T_{MP}$ . Die Berechnung der Lösungsfunktionen  $u_1$ ,  $u_2$ ,  $T$  bzw.  $q_1$  und  $q_2$  wird in krummlinigen Koordinatensystemen durchgeführt, weil sich dadurch vorteilhaft die Randbedingungen auf Koordinaten-

linien formulieren lassen. Die Forderung nach einer orthogonalen Transformation beinhaltet, daß keine gemischten Ableitungen auftreten. Konforme Abbildungen, bei denen der Operator

$$\nabla^T \nabla = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} = \frac{\partial^2}{\partial \zeta^2} + \frac{\partial^2}{\partial \eta^2} \quad (1)$$

unverändert bleibt, sind als Sonderfall enthalten.

Die Lösung der Bilanzgleichungen erfolgt mit Hilfe eines Differenzen-Verfahrens nach Crank-Nicolson /1/, bei dem die konvektiven Terme im Sinne einer Taylor-Entwicklung linearisiert werden.

Der Druck  $p$  wird zu jedem Zeitpunkt  $t$  aus einer elliptischen inhomogenen Differentialgleichung berechnet, so daß die Massenbilanz erfüllt ist.

Die Entwicklung des Programmkernel, der die Bilanzgleichungen in der transformierten Ebene löst, ist abgeschlossen. Die Berechnung relevanter Beispiele, der Vergleich mit vorgegebenen analytischen Lösungen sowie eine Programmbeschreibung sind in Vorbereitung. Der weitere Ausbau des Programms erfolgt in zwei Stufen:

1. Koordinatentransformation auf der Basis konformer Abbildungen.
2. allgemeine orthogonale Koordinatentransformationen

Die Transformationen sollen dabei als funktionale Zusammenhänge angebar sein oder in Form von Tabellen vorliegen.

/1/ W.F. AMES, Numerical Methods for Partial Differential Equations, Nelson, London, 1969

2. Programm zur Berechnung von Konvektionsströmungen auf der Basis  
der vollständigen Bilanzgleichungen

(H. Frick, IRB)

Zur Untersuchung der thermischen Konvektion in kompressiblen Medien mit inneren Wärmequellen ist ein Programm auf der Basis eines Differenzenverfahrens entwickelt worden. Ziel des Programmes ist die Beschreibung der Strömungs- und Temperaturverteilung in Medien mit Phasenübergängen.

Das zugrundeliegende physikalische Modell wird durch die vollständigen Navier-Stokes-Gleichungen, durch die Massenbilanz und durch die Energiebilanz mit den entsprechenden Anfangs- und Randbedingungen beschrieben. Die Strömungs- und Temperaturverteilung werden als zweidimensional vorausgesetzt. Das Gleichungssystem läßt sich in kartesischen Koordinaten in der folgenden Vektorform darstellen:

$$\frac{\partial}{\partial t} \begin{pmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ e \end{pmatrix} + \frac{\partial}{\partial x} \begin{pmatrix} \rho u^2 + \sigma_x \\ \rho v u + \tau_{xy} \\ \rho v u + \tau_{xy} \\ (e + \sigma_x) \cdot u + \tau_{yx} \cdot v + q_x \end{pmatrix} + \frac{\partial}{\partial y} \begin{pmatrix} \rho v \\ \rho u v + \tau_{yx} \\ \rho v^2 + \sigma_y \\ (e + \sigma_y) \cdot v + \tau_{xy} \cdot u + q_y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \rho \cdot g \\ Q_i \end{pmatrix} \quad (1)$$

mit

$$\sigma_x = p + \frac{2}{3}\mu \left( \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) - 2\mu \frac{\partial u}{\partial x}$$

$$\sigma_y = p + \frac{2}{3}\mu \left( \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) - 2\mu \frac{\partial v}{\partial y} \quad (2)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = -\mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)$$

$$q_x = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3)$$

$$q_y = -\lambda \frac{\partial T}{\partial y}$$

$$e = \rho \left( e_i + (u^2 + v^2) \frac{1}{2} + \phi \right) \quad (4)$$

Für den Druck  $p$  und die innere Energie  $e_i$  müssen die funktionellen Zusammenhänge mit der Dichte  $\rho$  und die Temperatur  $T$  bekannt sein. Die Transportgrößen Zähigkeit  $\mu$  und Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  können in allgemeiner Form von der Temperatur abhängen.  $u$  und  $v$  sind die Komponenten der Geschwindigkeit,  $Q_i$  die pro Volumen- und Zeiteinheit freigesetzte Wärmemenge, und  $\phi$  ist das der Gravitationsfeldstärke  $g$  zugeordnete Schwerepotential.

Das System von Differentialgleichungen (1) bis (4) wird mit Hilfe des MacCormack-Differenzenverfahrens /1/ gelöst. Es handelt sich hierbei um eine explizite Methode, bei der zunächst in einem Prädiktor-Schritt ein Schätzwert der Lösungen gewonnen wird, der dann in einem Korrektorschritt eine Verbesserung erfährt. Der wesentliche Vorteil des MacCormack-Verfahrens ist, daß Unstetigkeiten in den Lösungsfunktionen, wie sie die Dichte und Energie bei Phasenwechselfvorgängen aufweisen, bearbeitet werden können.

Die üblicherweise zur Berechnung der thermischen Konvektion benutzte Boussinesq-Approximation wurde hier nicht verwendet, um große Temperaturdifferenzen im Lösungsbereich zuzulassen.

Erste Testergebnisse für Luft in einem rechteckigen Behälter mit einem Längen- zu Höhen-Verhältnis von  $L/H = 4.17$  sind unter folgenden Randbedingungen durchgeführt worden:

Die seitlichen Berandungen sind adiabat abgeschlossen, der untere und der obere Rand sind auf die konstanten Temperaturen  $T_2$  bzw.  $T_1$  gesetzt. Das Medium wird als ideales Gas betrachtet, die Zähigkeit wird nach der Sutherlandbeziehung /2/ durch die Formel

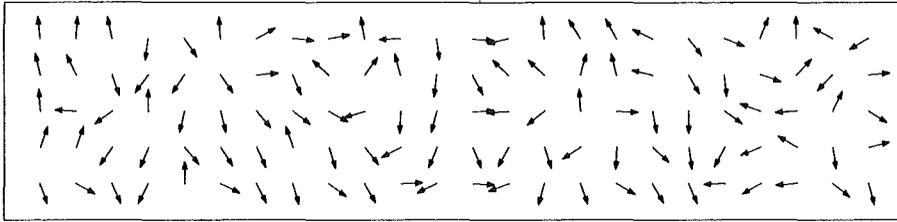
$$\mu = \frac{c_1 T^{3/2}}{c_2 + T}$$

beschrieben. Zur Zeit  $t = 0$  wird dem System die statische Wärmeleitlösung vorgegeben. Mit einer angelegten Temperaturdifferenz  $\Delta T = T_2 - T_1 = 20\text{K}$  und der vorgegebenen Geometrieabmessung ergibt sich für die Rayleighzahl

$$Ra = \frac{g \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot H^3 \cdot C_{pp}^2}{\mu \cdot \lambda}$$

ein Wert  $Ra = 4000$ . Die nachfolgende Abbildung zeigt das entsprechende Geschwindigkeitsfeld zur Zeit  $t = 0.06 \text{ sec}$ .

Abb. 13:



#### Geschwindigkeitsfeld

Recht deutlich ist zu erkennen, wie sich über Länge vier Wirbel auszubilden beginnen. Dies stimmt mit von Graham /3/ angegebenen Lösungen überein. Weitere Rechnungen für längere Zeiten und andere Geometrien sind in Vorbereitung.

/1/ MacCormack, R.W.: The effect of viscosity in hypervelocity impact cratering,  
1969, AIAA Paper 69-354

/2/ Loitsyanskii, L.G.: Mechanics of Liquids and Gases,  
Pergamon Press, Oxford, 1966

/3/ Graham, E.: Numerical simulation of two-dimensional, compressible convection, 1975, J. Fluid Mech. 70, 689

### 3. Berechnung von Abschmelzvorgängen in eindimensionalen endlichen Geometrien mit inneren Wärmequellen

(W. Hame, IRB)

Zur Berechnung der zeitabhängigen Temperaturprofile über eindimensionalen Lösungsbereichen wurde ein Programm entwickelt, das Phasenumwandlungen fest-flüssig zuläßt. Die Energiegleichung, die Sprünge in der Energie- und in den Stofffunktionen enthalten kann,

$$\frac{\partial}{\partial t} e = - \frac{\partial}{\partial x} q + \dot{Q} \quad (1)$$

wird hierbei im Sinne einer parabolischen Linienmethode /2/ diskretisiert. In /1/ ist  $e$  die Energie pro Volumeneinheit als Funktion von  $t$ ,  $x$  und  $T$ ,  $\dot{Q}$  eine beliebige Wärmequellenverteilung pro Volumen- und Zeiteinheit und

$$q = - \lambda(t, x, T) \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2)$$

der Wärmefluß im Sinne eines Fourierschen Wärmeleitungsansatzes. Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  kann im allgemeinsten Falle in beliebiger Weise von der Zeit  $t$ , der Ortskoordinate  $x$  und der Temperatur  $T$  abhängen. Das nach der Diskretisierung (über dem nicht-äquidistanten Gitter  $\{x_i\}$ ) entstehende Differentialgleichungssystem erster Ordnung wird mit Hilfe eines impliziten /1/ oder expliziten /2/ Runge-Kutta-Verfahrens gelöst.

In der Abb. 14 sind für den Fall, daß eine  $UO_2$ -Schmelze sich in Kontakt mit einer Stahlschicht von (a) 10 mm und (b) 40 mm Dicke befindet, die zeitlichen und örtlichen Verläufe der Temperaturen dargestellt. Die Höhe der Flüssigkeitsschicht wird in beiden Fällen mit 300 mm angenommen. Als Randbedingungen sind für die  $UO_2$ -Schicht  $T = 1173$  K (Verdampfungstemperatur von Natrium) und an der Unterseite der Stahlschicht

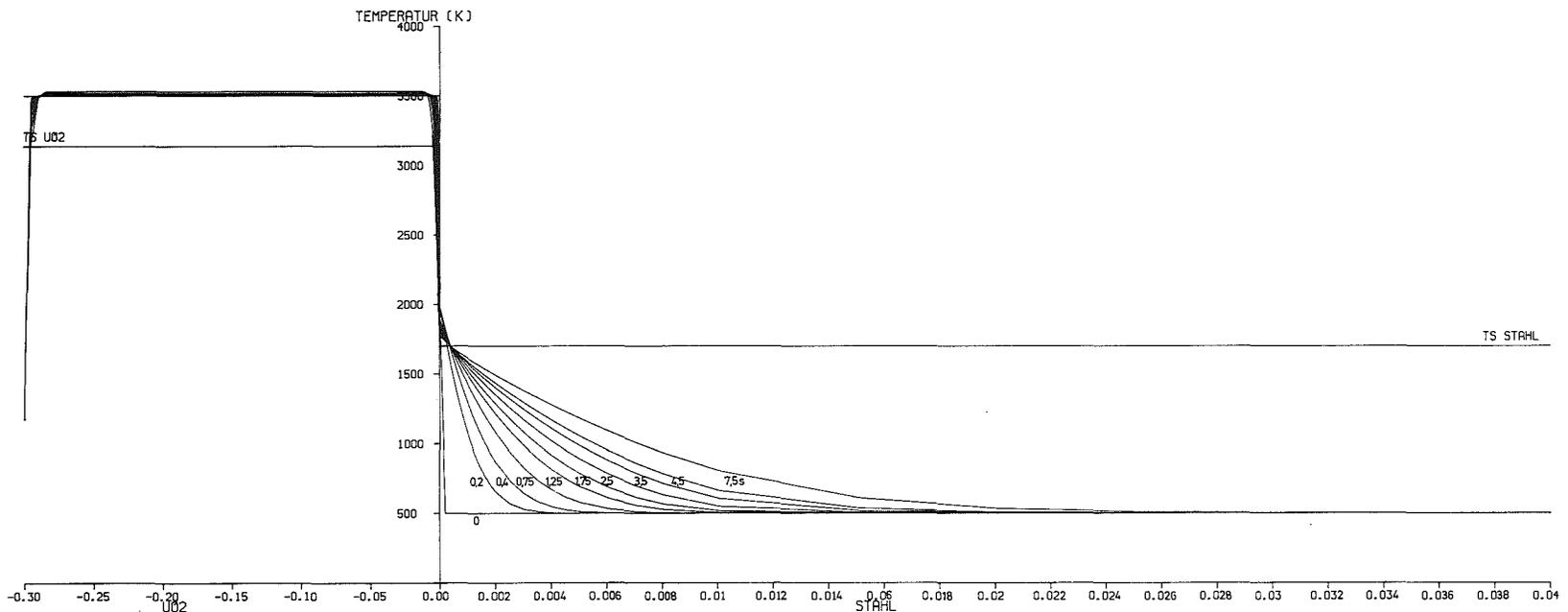
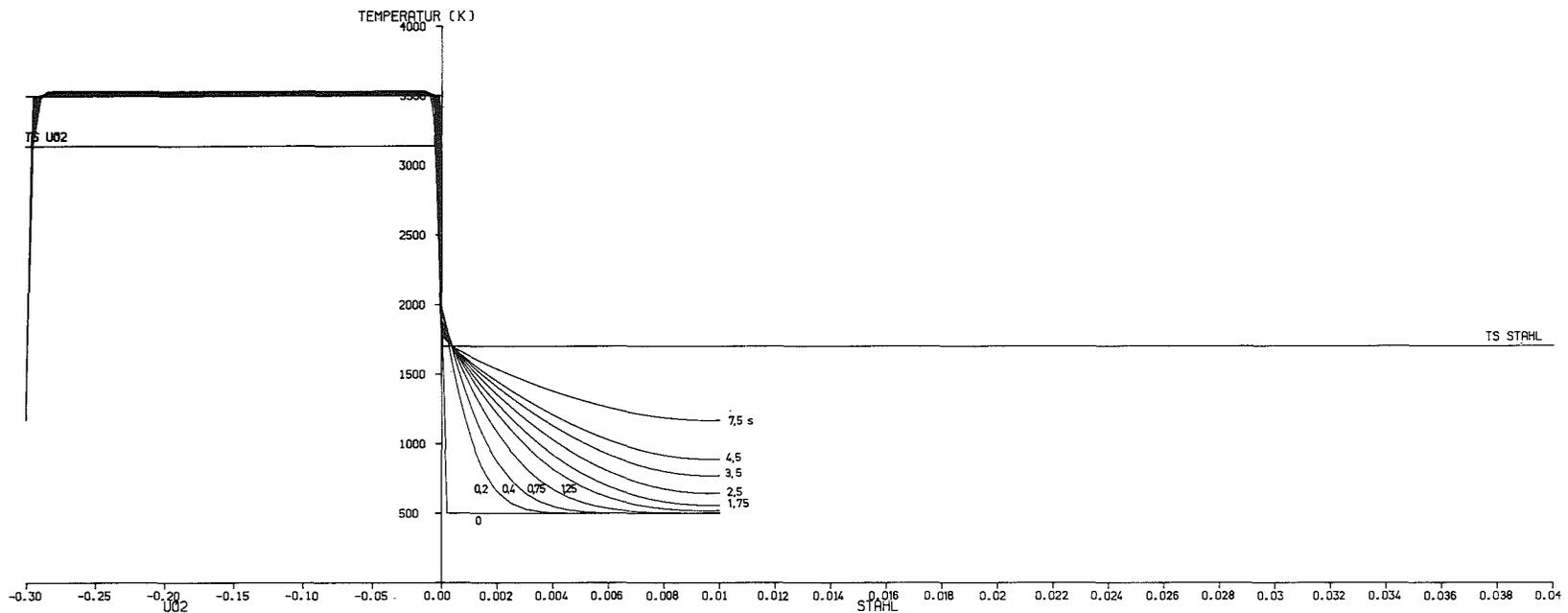


Abb.14a und b Instationäre Temperaturverteilung

$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$  angenommen. Die Mediengrenze befindet sich zu allen Zeiten  $t$  an der Stelle  $x = 0$ . Die Rechnungen wurden mit den folgenden Daten durchgeführt:

Stahl fest	$\rho \cdot c$	$= 4.98 \cdot 10^6$	$\text{Ws m}^{-3} \text{K}^{-1}$
	$\lambda$	$= 29$	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$
Schmelzwärme	$L$	$= 1.95 \cdot 10^9$	$\text{Wsm}^{-3}$
Schmelztemperatur		1700 K	
Stahl flüssig	$\rho \cdot c$	$= 5.38 \cdot 10^6$	$\text{Wsm}^{-3} \text{K}^{-1}$
	$\lambda$	$= 17.8$	$\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1}$
UO <sub>2</sub> fest	$\rho c$	$= 6.58 \cdot 10^6$	$\text{Wsm}^{-3} \text{K}^{-1}$
	$\lambda$	$= 3.66$	$\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1}$
Schmelzwärme	$L$	$= 2.74 \cdot 10^9$	$\text{Wsm}^{-3}$
Schmelztemperatur		3138 K	
UO <sub>2</sub> flüssig	$\rho \cdot c$	$= 4.44 \cdot 10^6$	$\text{Wsm}^{-3} \text{K}^{-1}$
	$\lambda$	$= 3.4$	$\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1}$

Die Energiefreisetzung infolge innerer Wärmequellen beträgt

$$Q = 20 \cdot 10^6 \text{ W/m}^3.$$

Die Anfangstemperatur von UO<sub>2</sub> wird auf 3500 K, die von Stahl auf 500 K gesetzt.

Wie aus den Diagrammen zu ersehen ist, erstarrt das flüssige UO<sub>2</sub> in beiden Fällen recht schnell; die Kruste nimmt ausgehend von der Mediengrenze bei  $x = 0$  stetig zu. Die Stahlschicht wird nur minimal abgeschmolzen, zunächst schnell, dann immer langsamer, bis die Phasengrenze fast stationär ist. Wegen des im Vergleich zu UO<sub>2</sub> extrem großen Wärmeleitvermögens von Stahl nimmt die Temperatur der festen Schicht jedoch rasch zu und ist im Falle der 10 mm dicken Stahlschicht nach etwa 70 s durchgeschmolzen. In den Diagrammen sind der Übersichtlichkeit halber nur die Temperaturverläufe bis etwa 10 s eingezeichnet,

Rechnungen für größere Zeiten liegen als Tabellen vor. Bei der 40 mm dicken Stahlschicht ist nach 95 s am unteren Rand auch schon eine Temperatur von 1120 K erreicht, ein Durchschmelzen tritt nach ca. 190 s auf. Auch hier schreitet die Schmelzfront im Stahl nur sehr langsam voran, die Stahlschicht erreicht praktisch gleichzeitig nach 70 s bzw. 190 s die Schmelztemperatur.

Das Programm ist so angelegt, daß in beliebiger Weise die unterschiedlichsten geometrischen Konfigurationen, Phasenwechselbeziehungen und Randbedingungen untersucht werden können. Die hier vorgelegten Ergebnisse wurden mit einem expliziten Runge-Kutta-Verfahren vierter Ordnung bei konstantem Zeitschritt

$$\Delta t = 0,001 \text{ s}$$

gewonnen. Wie bereits erwähnt, stehen auch implizite Runge-Kutta-Verfahren zur Verfügung, die dann zum Einsatz kommen, wenn infolge numerischer Instabilitäten ein zu kleiner Zeitschritt gewählt werden müßte. Der Einbau einer Zeitschrittwertensteuerung ist vorgesehen.

---

/1/ G. Hall, J.M. Watt, Modern Numerical Methods for Ordinary Differential Equations, Clarendon Press, Oxford, 1976

/2/ A. Ralston, H.S. Wilf, Mathematische Methoden für Digitalrechner I, Oldenbourg, München, 1972

4. Modellgesetze zum Verhalten von Schmelzfronten einer Kernschmelze in einem Opferbett

(Cl. Günther, IRB)

Auf der Grundlage allgemeiner Wärmeübergangsbeziehungen der Form

$$q = Nu \cdot \frac{(\hat{T} - T_m) k}{L}$$

( $q$  = Wärmefluß,  $k$  = Wärmeleitfähigkeit,  $T_m$  = Schmelztemperatur,  $\hat{T}$  = Maximaltemperatur)

mit Rayleighzahl-abhängigen Nusseltzahlen  $Nu$ , die den Wärmeübergang  $q$  durch Naturkonvektion aus einer intern beheizten Flüssigkeitsschicht der Dicke  $L = L(t)$  und der horizontalen Ausdehnung  $2 L_r = 2L_r(t)$  nach unten und nach der Seite beschreiben, werden Gesetze (Differentialgleichungen) hergeleitet, denen die Größen  $L(t)$  und  $L_r(t)$  genügen. Ein solches Gesetz findet man z.B. folgendermaßen:

Es breite sich eine Schmelzfront durch einen Feststoff der Dichte  $\rho$  mit spezifischer Wärme  $C_p$  und Schmelzwärme  $H_f$  aus. Der abschmelzende Stoff habe anfänglich die Temperatur  $T_o$ ,  $T_m$  sei seine Schmelztemperatur. Besteht ein Wärmestrom  $q$  senkrecht zur Ausbreitungsrichtung der Schmelzfront, so ergibt sich als vereinfachte Stefan-Bedingung für die Ausbreitungs-Geschwindigkeit  $u$  der Schmelzfront

$$u = \frac{q}{\rho [H_f + C_p (T_m - T_o)]}$$

Nimmt man jetzt noch an, daß der obere Rand der Flüssigkeitsschicht seinen Ort nicht verändert, so wird die Zunahme der Schichtdicke pro Zeiteinheit  $\frac{dL}{dt}$  durch  $u$  beschrieben, d.h.

$$u = \frac{dL}{dt} = \frac{q}{\rho [H_f + C_p (T_m - T_o)]}$$

Setzt man in diese Gleichung die obige Wärmeübergangsbeziehung ein, wobei für Nu eine empirische Relation der Gestalt

$$Nu = \alpha \cdot Ra_{KG}^{\beta}$$

mit der Rayleighzahl für intern homogen beheizte Schichten  $Ra_{KG} \sim H \cdot L^5$  steht, so hat man eine Beziehung, die L und  $\frac{dL}{dt}$  verknüpft. Im Falle der Mischbarkeit der Flüssigkeit und des Schmelzgutes wird die Heizrate H dem Kehrwert des erschmolzenen Volumens proportional gesetzt, d.h. bei eindimensionaler Betrachtungsweise  $H \sim \frac{1}{L}$ , bzw. zweidimensional  $H \sim \frac{1}{L \cdot L_r}$ .

Die sich ergebenden Differentialgleichungen lassen sich unter bestimmten weiteren Vereinfachungen geschlossen lösen. Aus den gefundenen Lösungen lassen sich einige qualitative, zum Teil aus Experimenten bekannte Aussagen ableiten:

- 1) Es gibt einen Zeitpunkt, an dem die radiale Schmelzfrontausbreitung dominieren wird, falls das  $\beta$  für den radialen Wärmeübergang größer als das  $\beta$  für den Wärmeübergang nach unten ist.
- 2) Der Einfluß physikalischer Parameter auf das Verhältnis von radialer zu axialer Schmelzfrontausbreitung kann abgeschätzt werden.

Die hier dargestellte Vorgehensweise läßt sich anwenden auf viele andere Fälle der Schmelzfrontausbreitung, bei denen der Wärmeübergang in zumindest eine betrachtete Richtung eine globale, d.h. von L abhängige Größe ist.

## 5. Wärmeübertragung einer Schmelze mit inneren Wärmequellen an eine abschmelzende Unterlage

(L. Barleon, IRB)

Zur Berechnung der Wärmeübertragung aus einer Schmelze mit inneren Wärmequellen (z.B. Kernschmelze) wurde ein Modell entwickelt, welches auf einer Störung der Naturkonvektion durch das aufsteigende Schmelzgut eines Opferbettes basiert. Bei der Behandlung dieses Problems beschränken wir uns auf den Fall, bei dem das erschmolzene Gut eine geringere Dichte besitzt als die aufliegende Flüssigkeit. Diese Bedingungen sind im Fall der Wechselwirkungen einer oxidischen Kernschmelze mit einer Stahlunterlage gegeben, wo der erschmolzene Stahl ( $\rho_{1700\text{ K}} = 6.9 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ) leichter als der geschmolzene Brennstoff ( $\rho = 8.66 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ) und mit diesem nicht mischbar ist.

Der Einfluß der Taylor-Helmholtz-Instabilität beim Schmelzen einer horizontalen Platte unter einer oxidischen Kernschmelze wurde in mehreren Modellexperimenten z.B. von R.E. Faw und L. Baker /1/ und Alsmeyer /2/ qualitativ und quantitativ untersucht. Bei den Experimenten von Faw und Baker, wo Wachs durch beheiztes Glycerin abgeschmolzen wurde, ergab sich für die abwärts gerichtete Wärmeübertragung gegenüber ungestörter Naturkonvektion innerhalb der Fehlergrenzen keine Änderung. Aus Experimenten, die mit Wasser und sublimierendem  $\text{CO}_2$ -Eis durchgeführt wurden /2/, ergab sich, daß durch die heftige Rührwirkung des in großem Volumenstrom entstehenden  $\text{CO}_2$ -Dampfes das Wasser nahezu ideal gerührt wurde, was eine erhebliche Erhöhung des nach unten gerichteten Wärmestromes zur Folge hatte. Um die Diskrepanz der beiden Experimente zu verstehen, wurde ein Modell entwickelt, welches den abwärts gerichteten Wärmestrom bei Störung der Naturkonvektion durch aufsteigendes flüssiges Schmelzgut beschreibt.

Abb. 15 zeigt eine schematische Darstellung des Modelles. In der Kernschmelze existiere gemäß /3/ und /4/ eine Konvektionszone 1

und eine geschichtete Unterzone 2, in der die Wärme nur durch Leitung übertragen wird. Das Opferbett (Zone 4) schmelze an seiner Oberfläche infolge des einfließenden Wärmestromes  $j$  ab. Aus dem Flüssigkeitsfilm (3) löst sich das Schmelzgut entsprechend der Theorie von Taylor-Helmholtz in regelmäßigem Muster in Form von Flüssigkeitsblasen ab. Die Blasen durchlaufen die geschichtete Zone 2, wobei sie eine Driftströmung verursachen. Diese bewirken einen Transport von heißer Kernschmelze an die Schmelzfront, wodurch der Wärmeübergang von der Schmelze an das Opferbett erhöht wird.

Voraussetzungen für das Modell:

1. Entsprechend den Modellen von Barleon /3/ und Baker /4/ existiere bei der Konvektionsströmung in der geschmolzenen Brennstoffschicht eine Schicht mit der mittleren Dicke  $L_0$  in der außerhalb des Strömbereiches Wärme nur durch Leitung transportiert wird.
2. Der Wärmetransport in der Störzone erfolge nur über die Driftströmung hinter der sich ablösenden Flüssigkeitsblase.
3. Die Wärmeaufnahme der Flüssigkeitsblase beim Durchlaufen der Schicht  $L_0$  sei vernachlässigbar gering, d.h. es fließt während dieser Zeit keine Wärme durch die Blasenoberfläche.
4. Die Aufheizung der Blasenflüssigkeit von  $T_{\text{schmelz}}$  auf die Temperatur der Kernschmelze erfolgt erst im Konvektionsbereich 1.  
Dies ist bei Aufstellung einer Energiebilanz für die Kernschmelze dann entsprechend zu berücksichtigen.

In Anlehnung an eine Arbeit von Beer /5/ zum Problem des Blasensiedens wurde für die Wärmestromdichte in die abschmelzende Unterlage folgende Beziehung gefunden:

$$j_D = j_0 \cdot \frac{1}{1 - \frac{1}{2} j_0 L \eta C_1 C_2 \cdot \frac{c_F}{\lambda_F [\Delta H_s + c_{p_s} (T_s - T_u)]} \cdot \frac{\rho_F}{\rho_s}}$$

wobei

$j_D$	=	Gesamtwärmestrom abwärts
$j_o$	=	abwärtsgerichteter Wärmestrom bei Naturkonvektion
Index F	=	Fluid mit inneren Wärmequellen
Index S	=	Opferbettmaterial
L	=	$L_o + L_1$ = Gesamthöhe des Fluid
$\eta$	=	Anteil der abwärts gerichteten Wärme
$C_1$	=	Konstante für die Größe des Driftvolumens
$C_2$	=	Konstante für die Abkühlspanne des Driftvolumens
c	=	spezifische Wärme
$T_s$	=	Schmelztemperatur des Opferbettes
$T_u$	=	Ausgangstemperatur des Opferbettes
$\Delta H_s$	=	Schmelzwärme des Opferbettmaterials
$\rho$	=	Dichte .

Als Beispiel wurde die Erhöhung des abwärts gerichteten Wärme-  
flusses und der Schmelzfrontgeschwindigkeit durch das auf-  
steigende Schmelzgut für die Kombinationen volumenbeheiztes  
Glycerin bzw. Äthylenglykol auf Wachs und volumenbeheiztes  
 $UO_2$  auf einer Stahlunterlage unter Vernachlässigung einer  
möglichen Krustenbildung berechnet, sowie ein Vergleich  
mit entsprechenden Modellexperimenten von Faw und Baker /1/  
durchgeführt.

Für die Berechnungen wurden folgende Annahmen gemacht:

$$C_1 = \frac{1}{2} \quad \text{entsprechend dem Vorschlag von Beer /5/}$$

$$C_2 = \frac{1}{2}$$

Die externen und internen Rayleigh-Zahlen für die Fälle Glycerin  
auf Wachs und Äthylenglykol auf Wachs wurden der Arbeit von  
Faw und Baker /1/ entnommen, ebenso die Werte für  $\eta$  den Anteil  
des abwärtsgerichteten Wärmestromes bei reiner Naturkonvektion.

Bei dem Fall flüssiges  $UO_2$  auf Stahl wurde angenommen, daß die

Temperatur der Oxidschmelze oben und unten gleich groß ist, d.h. daß die externe Rayleigh-Zahl null wird. Anhand der internen Rayleigh-Zahl  $Ra_{KG}$  wurde  $\eta$  für diesen Fall aus einem Diagramm von Baker et.al ermittelt. Die zur Berechnung erforderlichen Materialkonstanten für Glycerin, Äthylenglykol, Wachs  $UO_2$  und Stahl Nr. 304 sind in Tabelle 1, die Ergebnisse der Rechnungen in Tabelle 7 zusammengestellt.

Die Ergebnisse zeigen, daß die von Faw und Baker /1/ für Äthylenglykol auf Wachs gemessene Erhöhung des Anteils  $\eta_{Exp}^*$  der abwärts gerichteten Wärme von 0,49 auf 0,57 gut durch das Modell beschrieben werden kann. Für den Fall Glycerin auf Wachs überschätzt das Modell die Anhebung des abwärtsgerichteten Wärmestromes durch das aufsteigende Schmelzgut wie der Vergleich mit dem Experiment /1/ zeigt.

In Tabelle 7 sind auch die Ausbreitungsgeschwindigkeiten der Schmelzfronten der abschmelzenden Unterlagen aufgeführt. Für den Fall  $UO_2$ -Schmelze auf Stahl ergibt sich je nach Anfangstemperatur des Opferbettes (Stahl) eine Geschwindigkeit von  $\zeta = 4.24 \times 10^{-3}$  cm/s bzw.  $9.26 \times 10^{-3}$  cm/s.

Dieses Ergebnis weicht erheblich von dem Wert für die Schmelzfrontgeschwindigkeit von  $\zeta = 1.7$  cm/s, welche in einer Arbeit von Castle, Dhir und Catton /6/ für  $UO_2$  auf Stahl angegeben wurde. In dieser Arbeit wurde jedoch im Gegensatz zur vorliegenden Arbeit angenommen, daß die Kernschmelze durch das aufsteigende Schmelzgut so intensiv gerührt wird, daß diese als isotherm bei einer Temperatur von 3150K betrachtet werden kann und daß in Anlehnung an Modelle zum Blasensieden der gesamte Temperaturabfall von Badtemperatur bis auf die Schmelztemperatur des Stahles in der dünnen geschmolzenen Stahlschicht stattfindet.

Literatur:

- /1/ R.E. Faw and L. Baker, Nucl. Sci. Eng. 61 (1976) 231.
- /2/ H. Alsmeyer, Modellexperimente zum Abschmelzen horizontaler Schichten durch Wärmezufuhr aus einer aufliegenden Flüssigkeitsschicht, 2. KTG-Fachtagung über Experimentiertechnik auf dem Gebiet der Thermo- und Fluidodynamik, Hannover 1977.
- /3/ L. Barleon, M. Dalle Donne und S. Dorner, KFK-1755 (1972)
- /4/ L. Baker, Jr., R.E. Faw and F.A. Kulacki, Nucl. Si. Eng. 61 (1976) 222.
- /5/ H. Beer, Beitrag zur Wärmeübertragung beim Sieden, Progr. in Heat and Mass Transfer, Vol. 2, Pergamon Press 1969.
- /6/ J.Castle, V. Dhir, J.Catton, Trans. ANS 1976, 363.  
Vol. 23
- /7/ Handbook of Chemistry and Physics, 43th Ed.,  
The Chemical Rubber Co., 1961-62.
- /8/ Leibowitz, L. (Herausg.): Properties for LMFBR Safety  
Analysis ANL-CEN-RSD-76-1, Argonne National Laboratory (1976).

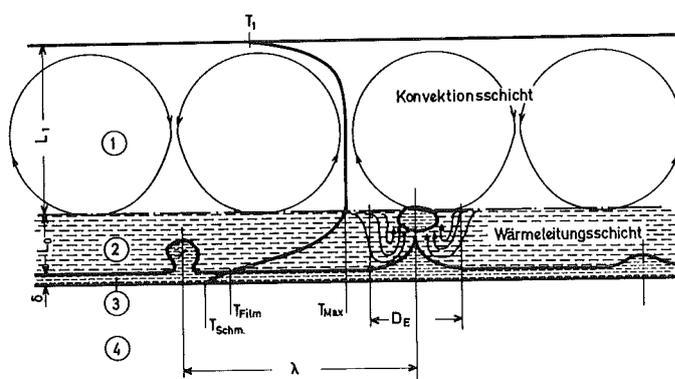


Abb. 15 Bezeichnungen zum Wärmeübergang bei Störung der Naturkonvektion durch aufsteigendes Schmelzgut

Tab. 6 Stoffwerte von Glycerin, Äthylenglycol, Wachs, Oxidische- und Stahlschmelze

Stoff			Glycerin / 7 /	Äthylen- glykol	Wachs / 1 / (ESKAR-R-25)	oxidische Schmelze / 8 / (UO <sub>2</sub> )	Stahl <sup>1)</sup> / 8 /	
Eigenschaft	Symbol	Dimension					1700K (flüss.)	2800K (flüss.)
Dichte	$\rho$	10 <sup>3</sup> kg/m <sup>3</sup>	1.260 <sup>20</sup>	1.1155 <sup>20</sup>	0.87	8.66	6.93	6.06
spez. Wärme	C <sub>p</sub>	10 <sup>3</sup> J/kgK	2.512 <sup>50</sup>	2.391 <sup>14,9</sup>	2.5	0.50	0.78	0.78
Wärmeleitfähigkeit	$\lambda$	W/mK	0.294 <sup>20</sup>	0.261 <sup>20</sup>	-	3.4	17.8	21.4
			1412. <sup>20</sup>	19.9				
			284. <sup>40</sup>	9.13				
Dyn. Zähigkeit	$\mu$	10 <sup>-3</sup> kg/sm	81.3 <sup>60</sup>	4.95	-	4.3	6.42	1,8
			31.9 <sup>80</sup>	3.02				
			14.8 <sup>100</sup>	1.99				
Kinemat. Zähigkeit	$\nu$	10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	64.5 <sup>60</sup>	4.44 <sup>60</sup>	-	0.49	0.93	0,30
Schmelztemperatur	T <sub>s</sub>	K	290.9	260.7	323	3138	1700	
Siedetemperatur	T <sub>BP</sub>	K	563.	470.2	-	3520 <sup>2)</sup>	3080	
Schmelzwärme	$\Delta H_s$	10 <sup>6</sup> Ws/kg	0.199	0.174	0.176	0.282	0.268	
Verdampfungswärme	$\Delta H_v$	10 <sup>6</sup> Ws/kg	-	0.80	-	2.00 <sup>2)</sup>	7.412	
Volumenausdehnungs- koeffizient	$\beta$	10 <sup>-4</sup> K <sup>-1</sup>	5.05 <sup>20</sup>	6.20 <sup>20</sup>	-	1.05	0.903	1.304
Oberflächenspannung	$\sigma$	N/m	0.0634 <sup>20</sup>	0.0477 <sup>20</sup>	-	0,45	1,50	
Temperaturleit- fähigkeit	$\kappa$	10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	0.093	0.098		0.785	3.293	4.527

Zahlenindices bedeuten Temperaturen in °C

1) Für Stahl Nr. 304 mit 72 % Fe, 19% Cr und 9% Nickel,  $\bar{M} \approx 55.37$

2) Für UO<sub>2</sub>-PuO<sub>2</sub>

			Fall		
Bezeichnung	Symbol	Dim.	Glycerin auf Wachs	Äthylenglycol auf Wachs	UO <sub>2</sub> -Schmelze auf Stahl
Schichthöhe	L	m	0,0170	0,0152	0.2
Wärmequelle	q	10 <sup>6</sup> W/m <sup>3</sup>	2,03	0,427	20.0
Anfangstemperatur des Opferbettes	T <sub>u</sub>	K	293	293	400 1200
Externe Rayleigh-Zahl	Ra <sub>E</sub>	-	1,8x10 <sup>7</sup>	6.4x10 <sup>8</sup>	0
Interne Rayleigh-Zahl	Ra <sub>KG</sub>	-	5.2x10 <sup>6</sup>	7.3x10 <sup>5</sup>	7.88x10 <sup>10</sup>
Anteil des abwärtsger. Wärmestromes		-	0.37	0.49	0.0845
Höhe der Unterschicht	L <sub>o</sub>	m	0.00629	0.00745	0.0169
Wärmefluß abwärts bei ungestörter Naturkonvektion	J <sub>o</sub>	10 <sup>4</sup> W/m <sup>2</sup>	1.277	0.318	33.8
Korrekturfaktor		-	1.980	1.161	1.114 1.249
Wärmefluß abwärts bei gestörter Naturkonvektion	J <sub>D</sub>	10 <sup>4</sup> W/m <sup>2</sup>	2.528	0.369	37.65 42.22
Anteil des abwärtsger. Wärmestromes b. gestörter Naturkonvektion	η*	-	0,733	0.569	0.0941 0.1055
	η* / / Exp.	-	0.42	0.57	- -
Schmelzfrontgeschwindigkeit	ζ̇	10 <sup>-5</sup> m/s	11.58	1.69	4.24 9.26

Tabelle 7 : Ergebnisse der Modellrechnungen

1.24 INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG1.24.1 Nachweis von Durchflußstörungen am Brennelement1.24.11 Durchflußmessererprobung im BR2 \*

(K. Heckert, IMF)

Im Rahmen der Entwicklungsarbeiten für die in-core-Instrumentierung des schnellen, natriumgekühlten Reaktors ( SNR ) wurden Wirbelstrom-Durchflußmesser einem Langzeit-Bestrahlungstest - Projektbezeichnung Mol 3G - im Reaktor BR2 in Mol ausgesetzt. Diese Durchflußmesser wurden von INTERATOM entwickelt und sind zur Überwachung des Na-Durchsatzes an Brennelementen des SNR vorgesehen.

Der Durchflußmesser ( Abb. 1 ) besteht aus drei Spulen, von denen die mittlere - Erregerspule - von einer Wechselspannungsquelle mit Konstantstrom erregt wird. Die Frequenz der Wechselspannung ist dahingehend optimiert, daß eine ausreichende Eindringtiefe der Wirbelströme in das Natrium und eine günstige Nutzsignalausbeute erzielt werden. Die beiden Meßspulen oberhalb und unterhalb der Erregerspule sind symmetrisch aufgebaut, damit in ruhendem Medium beide Meßspulen gleich große Signale erhalten. Bei strömendem Natrium treten um den Durchflußmesser herum zusätzliche Wirbelströme auf, die an der einen Meßspule dem ursprünglichen Wirbelfeld entgegenwirken, an der anderen dieses Feld noch verstärken. Dementsprechend vergrößert sich die Spannung an der einen Meßspule, während sie sich an der anderen verringert. Die Spannungsdifferenz wird zu einem dem Durchfluß proportionalen Signal verarbeitet.

Bei dem Experiment Mol 3G kamen 2 Durchflußmesser mit folgenden technischen Daten zur Bestrahlung.

<u>Durchflußmesser:</u>	<u>Mantelmeßleitung:</u>	<u>Thermoelement:</u>
- Länge: 110 mm	- Durchmesser: 1 mm	- Durchmesser: 1,5 mm
- Durchmesser: 18 mm	- Adernmaterial: Cu	- Mantelmaterial:
- Hüllrohrmaterial:	- Mantelmaterial:	AISI 304L
1.4948	AISI 304	- Isolationsmaterial:
- Kern: Reineisen	- Isolationsmaterial:	MgO
	MgO	- Adernmaterial:
		Chromel/Alumel
		- Meßstelle: isoliert

\* Erster Beitrag

Die Bestrahlungseinrichtung für dieses Experiment gliederte sich in den in-pile-Teil, das ist der Bestrahlungseinsatz mit den Bestrahlungsproben, und die out-of-pile-Anlage, bestehend aus dem Gasversorgungs- und Temperaturmeßsystem. Wesentliche Funktion dieser Anlage war die Steuerung der Probertemperaturen im Einsatz. Die Einstellung der gewünschten Temperaturen wurde durch Veränderung der Wärmeleitfähigkeit eines Gasgemisches im Regelgasspalt erreicht. Als Gase wurden Helium und Neon verwendet. Der Transport des Gasgemisches in den Reaktoreinsatz erfolgte im Kreislauf über einen Membrankompressor.

Der Einsatz bestand aus dem Einsatzkopf mit den Gasanschlüssen und den Steckverbindungen für die elektrischen Kabel sowie dem äußeren Einsatzrohr. In diesem war die gasdichte, natriumgefüllte Edelstahlkapsel mit den Bestrahlungsproben angeordnet. Entsprechend den Bestrahlungsbedingungen und den damit verbundenen unterschiedlichen Belastungen wurde die Materialauswahl für den Einsatz getroffen. Dabei kamen vorwiegend die Werkstoffe 1.4541/71 zum Einsatz.

Zur Kontrolle und Überwachung der Betriebstemperaturen im Reaktor wurde der Einsatz mit Chromel/Alumel-Mantelthermoelementen von 1 mm Außendurchmesser und isolierter Meßstelle ausgerüstet. Ihre Auswahl und laufende Überwachung während der Montage erfolgte nach strengen Spezifikationen.

Die Herstellung einer druckdichten Durchführung solcher Mantelmeßleitungen ist oft besonders schwierig, da die Lötverbindung dünnwandiger Meßleitungen mit großen Materialanhäufungen auf einfache Art kaum möglich ist. Aus diesem Grunde kam der konstruktiven Ausführung der NICROBRAZ-Lötstelle am oberen Na-Kapselstopfen besondere Bedeutung zu. Um ein annähernd gleiches Aufheizverhalten der zu verlötenden Teile zu erreichen, wurde eine von RBT/M entwickelte Hülsenkonstruktion angewandt, deren Auslegung aus Vorversuchen ermittelt wurde. Das Prinzip dieser Hülsenkonstruktion basiert auf:

- Verlötung einer Übergangshülse mit der Mantelmeßleitung  
( Nickelbasislot, NB 30 )
- Verlötung der Hülse mit dem Durchführungsstopfen  
( niederschmelzendes Lot, NB 50 ).

Von großer Wichtigkeit bei der durchgeführten Hochtemperatur-Lötung mittels Induktionsheizung in der Vakuum-Kammer erwiesen sich die Lötspalte, die je nach Größe der zu verbindenden Leitungen zwischen 0,01 und 0,03 mm lagen.

Aus Reaktorsicherheitsgründen wurden Einzelteile und Bestrahlungseinsatz, je nach Fertigungsschritt, Prüfungen auf Dichtheit und Güte von Montage und Schweißnähten unterzogen. He-Lecktest nach der Vakuum-Methode und Röntgenprüfungen waren dabei die gebräuchlichsten Verfahren. Die zugelassenen Leckraten waren für Einzelteile maximal  $10^{-7}$  für den gesamten Einsatz integral  $10^{-6}$  Torr·l/sec. Unmittelbar vor dem Einbau des Einsatzes in den Reaktor wurden die Meßleitungen der Durchflußmesser wie auch der Thermoelemente einem letzten Test unterzogen. Schleifen- und Isolationswiderstände gaben den Ausschlag darüber, daß der Einsatz auch von der meßtechnischen Seite zur Bestrahlung im Reaktor freigegeben werden konnte.

Die Aufheizung der Bestrahlungsproben erfolgte durch Absorption von Core- $\gamma$ -Strahlung. Zwischen der Natriumkapsel und dem äußeren Einsatzrohr war ein definierter Gasspalt ( Abb. 2 ), in dem das He/Ne-Gemisch zirkulierte. Durch Veränderung der Gaszusammensetzung und damit seiner Wärmeleitfähigkeit konnten die Temperaturen in gewissen Grenzen geregelt werden. Da das relativ axiale Flußprofil im BR2-Core zu einem analog steilen axialen Temperaturverlauf in den Bestrahlungsproben führen würde - da nur die  $\gamma$ -Heizung ausgenutzt wird - hat man die Gasspaltbreite axial der Energieerzeugung angepaßt.

Der Einbau von Co- und Fe-Detektoren im Bereich der Proben ermöglichte die Ermittlung der thermischen und schnellen Neutronendosis.

Folgende Bestrahlungsbedingungen wurden für das Experiment Mol 3G erreicht:

- schneller Fluß	$2,8 - 4,7 \cdot 10^{14}$ n/cm <sup>2</sup> s
- thermischer Fluß	$1,6 - 2,9 \cdot 10^{14}$ n/cm <sup>2</sup> s
- schnelle Dosis ( E > 0,1 MeV )	$1,0 \cdot 10^{22}$ n/cm <sup>2</sup>
- thermische Dosis	$6,4 \cdot 10^{21}$ n/cm <sup>2</sup>
- $\gamma$ -Heizung	7,0- 11,1 W/gr <sub>Al</sub>
- Bestrahlung unter Solltemperatur	7.083 h
- Betriebstemperatur für:	
Durchflußmesser 1	$555^{\circ}\text{C} \pm 10^{\circ}\text{C}$
Durchflußmesser 2	$528^{\circ}\text{C} \pm 10^{\circ}\text{C}$ .

Während der Bestrahlungszeit wurde für jeden Reaktorzyklus von der Arbeitsgruppe Mol ein ausführlicher Zyklusbericht erstellt, in dem sämtliche Daten und Vorkommnisse festgehalten wurden. Die Erfassung der Meßdaten während der Bestrahlung erfolgte

über eine Datenerfassungsanlage. Dabei wurden Meßwerte von Isolations- und Durchgangswiderständen, Thermospannungen sowie Temperaturen der Durchflußmesser und Thermoelemente auf Magnetband aufgezeichnet. Erste Auswertungen und Nachuntersuchungen in den Heißen Zellen erbrachten den Nachweis der Funktionsfähigkeit der Durchflußmesser unter obigen Betriebsbedingungen. Vermutungen, daß sich die Curie-Temperatur des Spulenkerns ( 1043 K ) mit zunehmender Bestrahlungsdosis erniedrigt, konnten widerlegt werden.

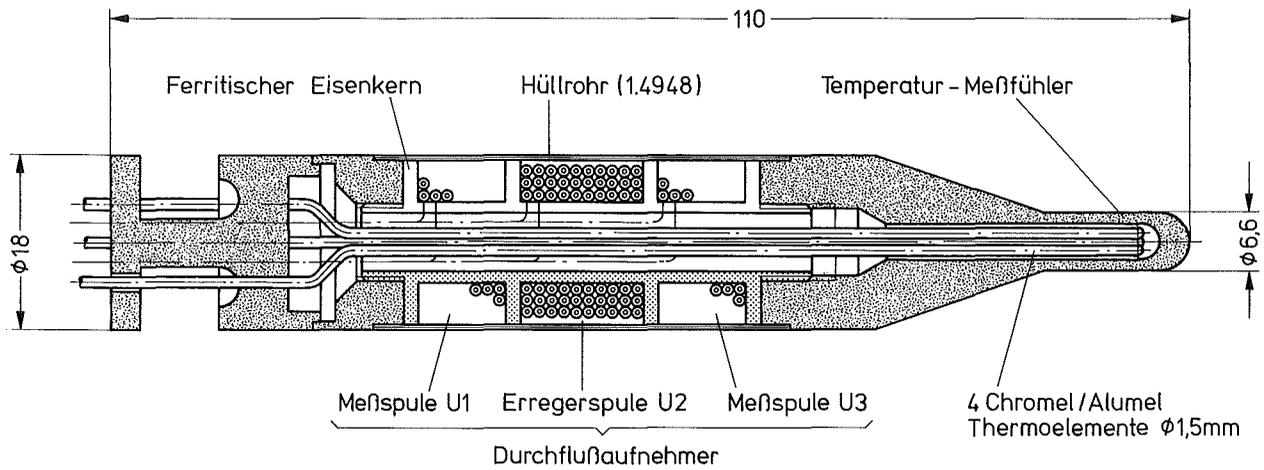


Abb.:1 Wirbelstrom - Durchflußmesser

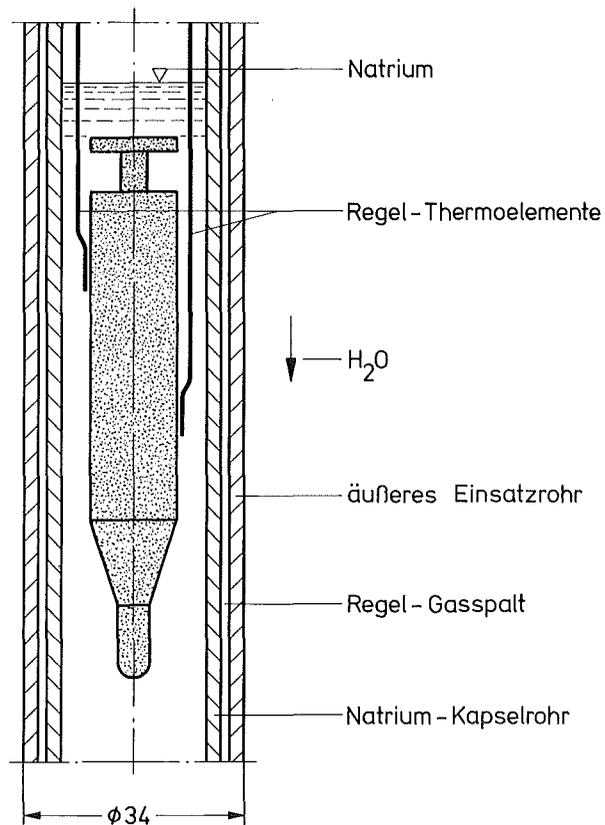


Abb.:2 Durchflußmesser - Bestrahlungseinsatz Mol 3G

1.24.6 Untersuchungen zur Signalverarbeitung für das Reaktorschutzsystem1. Analyse lokaler Störfälle<sup>x</sup>

(K. Schleisiek, IRE)

Ziel dieses Vorhabens ist die Untersuchung der Ursachen und Folgen lokaler Kühlungsstörungen und die Erarbeitung von Vorschlägen für geeignete Detektionsverfahren.

Neuere Ergebnisse aus den Einzelvorhaben 1.23.30 - 1.23.60 machten eine Überarbeitung des Störfallablaufschemas erforderlich. Eine Übersicht über den augenblicklichen Kenntnisstand ist in (1) enthalten. Danach ergibt sich folgendes Bild:

- Lokale Kühlungsstörungen können weiterhin als einleitende Ursache für schwerere Unfälle nicht völlig ausgeschlossen werden.
- Der Ausbreitung lokaler Störungen (Propagation) wirken jedoch drei Barrieren entgegen:
  - a) Die Früherkennung von sich anbahnenden Schäden durch das DND-System und die Überwachung der Brennelementaustrittstemperaturen. Letzteres macht jedoch sehr empfindliche Überwachungsverfahren erforderlich (2).
  - b) Die geringe Wahrscheinlichkeit der schnellen Ausbreitung lokaler Störungen auf das gesamte Brennelement.
  - c) Die Widerstandsfähigkeit des Brennelementkastens gegenüber Belastungen durch Druckstöße infolge energiereicher Brennstoff-Natrium-Reaktionen. Hier sind jedoch ergänzende Untersuchungen für versprödete Cores und zur Frage langsamer Propagationsvorgänge durch Durchschmelzen des Kastens erforderlich.

Weitere Arbeiten im Rahmen des Vorhabens 1.24.63 betrafen die Vorgänge in porösen Blockaden. Simulationsexperimente unter Verwendung repräsentativer Korngrößenverteilungen haben ergeben, daß solche Blockaden eine erhebliche Durchlässigkeit besitzen (3). Eine einfache eindimensionale Abschätzung des Kühlmittel-Restdurchsatzes und der Temperaturerhöhung zeigt, daß die axiale Ausdehnung je nach Par-

---

<sup>x</sup> Letzter Beitrag in KFK 1274/4, S.124-4

tikelgröße, Porosität und Leistungsdichte 1,5 bis 5 cm betragen kann, bevor es in der Blockade zum lokalen Sieden kommt (1).

Experimente zu den Vorgängen in porösen Blockaden wurden in Zusammenhang mit dem Vorhaben Mol 7C (1.23.44) im Natriumsiedekreislauf (NSK) des IRE durchgeführt. Bei der Teststrecke handelt es sich um ein 37-Stabbündel mit 30 elektrisch beheizten Stäben und einer aus Stahlkugeln gebildeten Blockade von 40 mm axialer Länge und etwa 30 % radialer Ausdehnung. Zahlreiche in den Heizern eingebettete Thermolemente gestatteten eine gute Erfassung der Temperaturverteilung in der Blockade. Versuchsparameter waren die Stableistung (max.  $30 \text{ W/cm}^2$ ) und der Kühlmittelmassendurchsatz (max.  $1,1 \text{ kg/s}$ ). Abb. 3 ist ein typisches Beispiel für die gemessenen Temperaturverteilungen. Das radiale Temperaturprofil (im Bild links) ist offensichtlich im wesentlichen durch Wärmeleitung bestimmt, während das axiale Profil auf kompliziertere Strömungsverteilungen schließen läßt. Eine Umrechnung der Temperaturerhöhungen auf SNR-Bedingungen zeigt, daß die Maximaltemperatur trotz des relativ dichten Abschlusses der Blockade durch Böden am oberen und unteren Ende weit unterhalb der Siedetemperatur liegen würde. Dieses Ergebnis bestätigt die aus Rechnungen gewonnene Aussage, daß poröse Blockaden eine erhebliche Ausdehnung haben müssen, bevor es in ihrem Innern zum Natriumsieden kommt. Die Bedeutung dieses Ergebnisses liegt insbesondere darin, daß wegen der Größe der Blockade eine Detektion durch das DND-System wahrscheinlich ist, bevor die Möglichkeit einer schnellen Ausbreitung des Schadens durch Überschreiten der Sättigungstemperatur gegeben ist.

Im Anschluß an die oben beschriebenen Messungen wurden in derselben Testanordnung Siedeexperimente durchgeführt. In Abb.4 sind einige der dabei gemessenen Temperaturen als Funktion der Zeit aufgetragen. Kühlmittelsieden setzt bei dem gezeigten Versuch zum Zeitpunkt  $t = 68$  Sekunden bei einem Siedeverzug von ca. 25 K ein. Die Temperaturen in der Blockade sinken zunächst auf den Sättigungszustand ab; nach 7 Sekunden sind jedoch bei T16, nach weiteren 10 Sekunden bei T31 erste Anzeichen eines Kühlungsversagens festzustellen. Etwa 32 Sekunden nach Siedebeginn wurde der Versuch wegen Überschreitung des eingestellten Temperaturgrenzwertes abgebrochen. Daraus folgt, daß selbst bei den im Experiment vorliegenden niedrigen Wärmestromdichten unter Siedebedingungen keine stationäre Kühlung der Blockade möglich ist. Damit muß auch beim Sieden in porösen Blockaden in einem Brennelement mit einem schnellen lokalen Versagen der Kühlung gerechnet werden.

- (1) D. Smidt, K. Schleisiek: Fast Breeder Safety Against Propagation of Local Failures. Nucl. Eng. Design 40(1977)393.
- (2) S. Jacobi et al.: Kühlungsstörungen in Brennelementen natriumgekühlter Reaktoren und davon abgeleitete Anforderungen an das Brennelement-Schutzsystem. Reaktortagung DATF/KTG, Düsseldorf (1976), S.312.
- (3) W. Grohé: Untersuchungen des Strömungsverhaltens um eine poröse lokale Kühlkanalblockade in einem Brennstabündel. Diplomarbeit Univ. Karlsruhe, Institut für Reaktortechnik (1977).

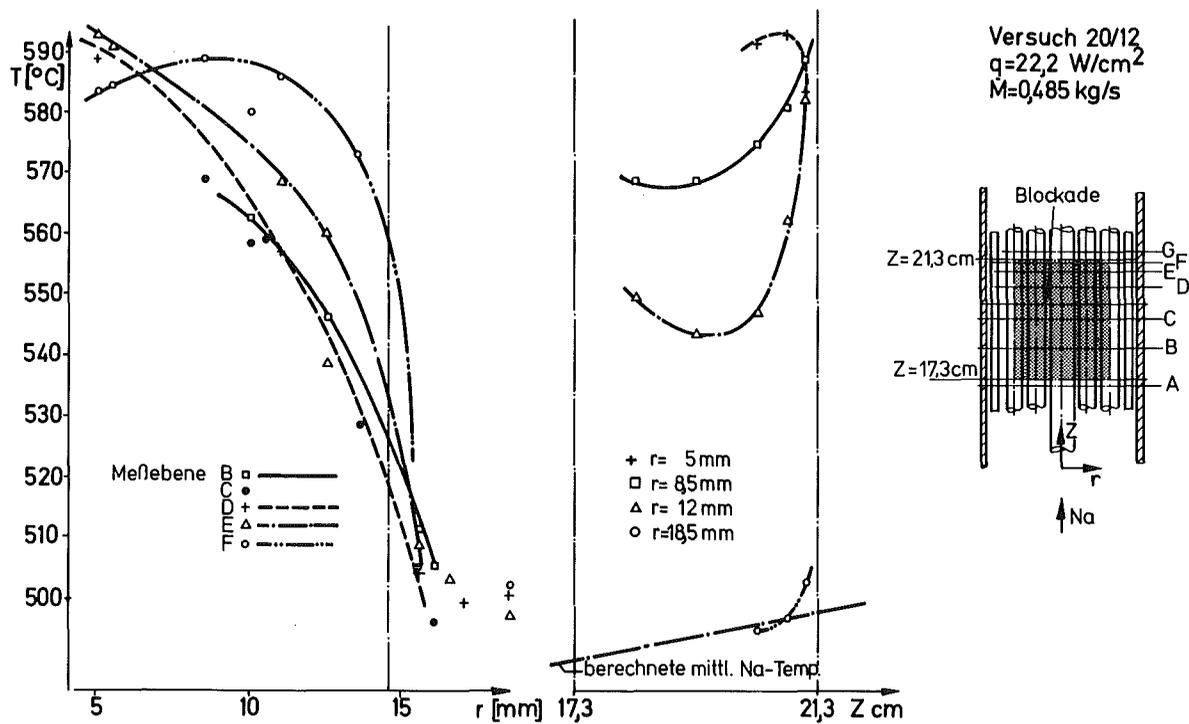


Abb.3 Temperaturverteilung in einer porösen Blockade

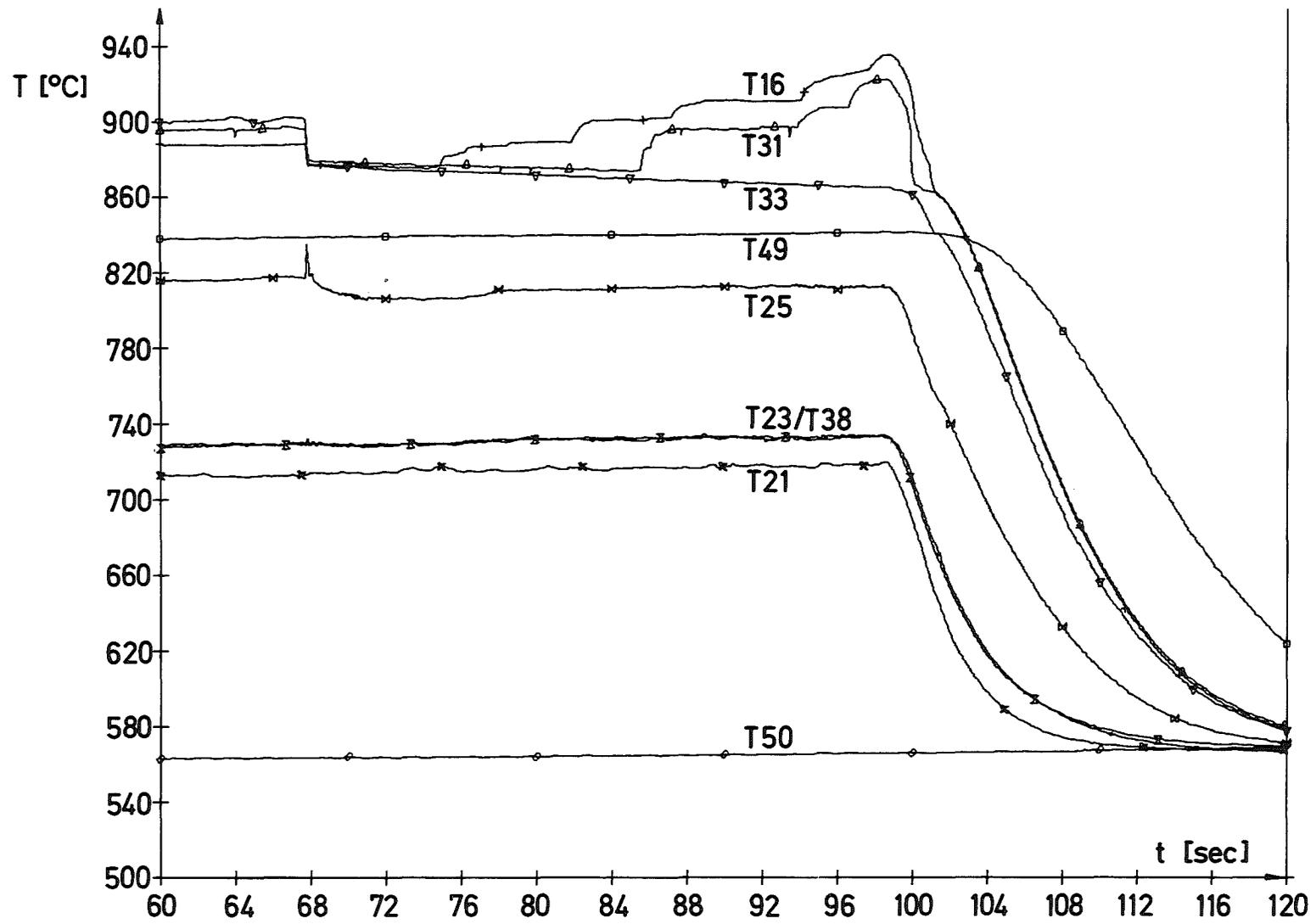


Abb. 4 Temperaturverlauf beim Natriumsieden in einer porösen Blockade

2. Entwicklung einer Methode zur näherungsweise Darstellung und Bestimmung von Systemantwortfunktionen  
(H. Borgwaldt, INR)

Die in /1/ erstmals beschriebenen Arbeiten zur näherungsweise Darstellung und Bestimmung von Systemantwortfunktionen unbekannter Struktur wurden fortgeführt. Die vorgeschlagene Methode konnte verbessert werden durch eine verfeinerte Approximationsdarstellung, näherungsweise Berücksichtigung des asymptotischen Verhaltens und Vorfilterung der Prozeßdaten.

Eine Systemantwortfunktion (SAF)  $b(k)$  beschreibt vollständig die lineare Kopplung eines Eingangsprozesses  $x(i)$  mit einem Ausgangsprozeß  $y(i)$  durch eine Faltungssumme

$$y(i) = \sum_{k=0}^{\infty} b(k)x(i-k) \quad - \infty < i < \infty \quad (1)$$

Diese Darstellung setzt die Prozesse als Meßdaten in diskretisierter Form voraus (Die Beziehung ist zu verallgemeinern, wenn die Meßdaten zusätzliche Störterme enthalten). Ein für Reaktoren typisches Beispiel eines Eingangsprozesses ist das mit fester Taktzeit digitalisierte Signal eines Neutronendetektors zur Erfassung der Reaktorleistung. Bei konstantem Durchsatz und konstanter Eintrittstemperatur des Kühlmittels liefert die am Kühlkanalausgang gemessene, ebenso digitalisierte Austrittstemperatur einen zugehörigen Ausgangsprozeß. Die SAF beschreibt dann die Wärmetransportphänomene im System Brennstab - Kühlkanal - Thermoelement.

Die allgemeine Beziehung (1) hat zwei Anwendungen:

Überwachung des Ausgangsprozesses

Aus dem gemessenen Eingangsprozeß  $x(i)$  und dem Soll-Verlauf  $b(k)$  der SAF wird über die Beziehung (1) in jedem Zeitpunkt  $i$  ein Sollwert  $y_s(i)$  des Ausgangsprozesses ermittelt und mit dem gemessenen Istwert  $y(i)$  verglichen. Insbesondere, wenn im ungestörten Betrieb  $x(i)$  und  $y(i)$  nicht nahezu konstant sind, kann eine solche dynamische Sollwert-Überwachung empfindlicher sein als eine Überwachung von  $y(i)$  allein auf die Einhaltung von Grenzwerten.

Überwachung der SAF

Mit Methoden der Parameteridentifikation kann aus gemessenen Eingangs- und Ausgangsprozessen  $x(i)$ ,  $y(i)$  die SAF  $b(k)$  bestimmt werden, welche in einem hinreichend

großen Zeitintervall (d.h.  $i$ -Intervall) die Beziehung (1) optimal erfüllt. (Dabei braucht der Eingangsprozeß nicht weiß oder periodisch zu sein). Die so ermittelte SAF ist zu vergleichen mit einem theoretischen Modell oder mit einem früher bestimmten Verlauf der SAF. Speziell in der Möglichkeit, Verschiebungen in der optimal angepaßten SAF zu finden, liegt ein Potential zur Fehlerfrüherkennung.

### Reduzierte Darstellung

Im Gegensatz etwa zu einem äquivalenten Autoregressionsmodell der Ordnung  $p$ ,

$$y(i) + a_1 y(i-1) + \dots + a_p y(i-p) = b_0 x(i), \quad (2)$$

ist die Beziehung (1) als unendliche Summe nicht direkt verwendbar. Jedoch ist bei Systemen unbekannter oder komplexer Struktur die Festlegung der Ordnung eines Autoregressionsmodells sehr schwierig. Statt dessen erscheint es aussichtsreich, (1) zu approximieren durch eine endliche Summe

$$y_1(i) = \sum_{k \in I} b(k) u(i,k) \quad (3)$$

Dabei ist  $I$  eine endliche Indexmenge, die so bestimmt werden muß, daß die  $b(k)$ -Werte für alle nicht in  $I$  enthaltenen  $k$  interpoliert werden können. Dies ist für reale SAF durchführbar, die im Bereich kurzer Verzögerungszeiten (=kleine  $k$ -Werte), durch schnelle Ausgleichvorgänge und reine Verzögerungen, stark strukturiert sind, jedoch mit größeren Verzögerungszeiten zunehmend abflachen, da nur noch langsamere Ausgleichvorgänge wirksam bleiben. Für ein Testprogramm RESPON wurde deshalb folgende Verteilung von Stützstellen gewählt:

8 Werte  $b(0), b(1), \dots, b(7)$  mit einfacher Schrittweite,  
 5 Werte  $b(9), b(11), \dots, b(17)$  mit doppelter Schrittweite,  
 je 5 weitere Werte mit den Schrittweiten 4, 8, 16, 32 und 4 weitere Werte mit Schrittweite 64. Durch 37 Stützstellen, zwischen denen mit stufenweise wachsender Intervallbreite linear zu interpolieren ist, wird so die SAF  $b(k)$  bis zu einem Index  $k_{\max} = 640$  dargestellt.

Die  $u(i,k)$  in (3) sind aus dem Eingangsprozeß  $x(i)$  abgeleitete Prozesse. Für ihre Berechnung konnte ein konsistentes, numerisch einfaches, gemischtes Kondensations- und Interpolationsschema entwickelt werden, das hier nicht im Detail beschrieben werden kann /2/.

Gegenüber dem früher gewählten reinen Kondensationsschema /1/ führt der zusätzliche Interpolationsschritt ohne wesentlichen Aufwand zu Prozessen  $u(i,k)$ , die keine durch Approximationen verursachten Unstetigkeiten zeigen. Dies führt auch zu erheblich reduzierten Approximationsfehlern.

### Testbeispiele

Wie in /1/ dargelegt, kann die Bestimmung der Werte  $b(k)$  der SAF an den Stützstellen mit Hilfe der Methode der kleinsten Quadrate erfolgen, d.h. man macht

$$(y_1(i) - y(i))^2 \text{ im Mittel zum Minimum.}$$

Dabei sind  $y_1(i)$  die Näherungsdarstellung nach (3) und  $y(i)$  die wahren Werte des Ausgangsprozesses. Die Testbeispiele entsprechen denen in /1/.

Als 1. Fall wurde ein einfacher Prozeß (1) simuliert. Dabei war  $x(i)$  ein zentriertes rechteck-moduliertes Signal mit im (1,10)-Intervall gleichverteilten Abständen der Polaritätswechsel. Für die SAF wurde als einfachstes, realistisches Modell ein Verzögerung 1. Ordnung gewählt, entsprechend

$$b(k) = 0.96^k \quad k = 0, 1, \dots \quad (4)$$

Mit der angepaßten SAF ergab sich ein vernachlässigbarer mittlerer relativer Approximationsfehler von 0.16 Prozent, gegenüber 3-4 Prozent früher /1/. Für den 2. Testfall waren der Eingangsprozeß  $x(i)$  digitalisierte Neutronendetektorsignale vom KNK-I-Betrieb bei pseudostochastischer Reaktivitätsmodulation /3/. Hieraus wurde mit einem Inverse-Kinetics-Code die Nettoaktivität als modellmäßiger Ausgangsprozeß  $y(i)$  erzeugt. Diesem Code entspricht die SAF.

$$b(0) = 1 - \sum_{i=1}^6 (\beta_i / 2\beta) \lambda_i \tau, \quad (5a)$$

$$b(k) = - \sum_{i=1}^6 (\beta_i / \beta) \lambda_i \tau (1 - \lambda_i \tau / 2) (1 - \lambda_i \tau)^{k-1}; \quad k=1, 2, \dots \quad (5b)$$

Die  $\beta_i$ ,  $\beta$ ,  $\lambda_i$  sind Parameter verzögerter Neutronen,  $\tau = 0,125$  s die Digitalisierungstaktzeit. Bei diesem Fall zeigte sich, daß das asymptotische Verhalten der SAF oberhalb  $k_{\max} \tau = 80$  s berücksichtigt werden mußte, etwa als Verzögerung 1. Ordnung mit vorgegebener Relaxationszeit und zu schätzender Amplitude. Während ohne näherungsweisen Einschluß der Asymptotik der mittlere Approximationsfehler noch 2,5 Prozent betrug, führte bereits ein grob gewählte Relationszeit von 40 s (statt der wahren 80 s) auf den sehr befriedigenden Wert von 0,8 Prozent.

Vorfilterung der Daten

Beim 2. Testfall verblieben die früher /1/ bemerkten starken Streuungen der geschätzten  $b(k)$ -Werte für sehr kleine  $k$ . Sie konnten jedoch zum Verschwinden gebracht werden, indem zur Bestimmung der SAF die Prozesse  $x(i)$ ,  $y(i)$  ersetzt wurden durch vorgefilterte (= abgeleitete) Prozesse

$$\bar{x}(i) = a_0 x(i) + a_1 x(i-1) + \dots + a_p x(i-p) \quad (6a)$$

$$\bar{y}(i) = a_0 y(i) + a_1 y(i-1) + \dots + a_p y(i-p) \quad (6b)$$

mit geeigneten Koeffizienten  $a_0, \dots, a_p$ . Es ist unmittelbar klar, daß auch für diese Prozesse die Beziehung (1) direkt gilt. Wie in /1/ vermutet, ließ sich, ohne merkliche Verschlechterung in anderen Bereichen, die Bestimmung der SAF in dem sehr wichtigen Kurzzeitbereich drastisch verbessern durch Vorfilterung mit Filtern, welche die Beiträge von 1. und 2. Differenzen in den Prozessen herausheben (Als Beispiel:  $a_0 = 4$ ,  $a_1 = -5$ ,  $a_2 = 2$ ). Nach diesen positiven Ergebnissen erscheint es notwendig, objektive Kriterien zur optimalen Bestimmung der Vorfilterparameter einzuführen.

- 
- /1/ H. Borgwaldt, KFK 1276/3 (1976), S. 124-10  
 /2/ H. Borgwaldt, unveröffentlicht (1977)  
 /3/ P. Hoppé, F. Mitzel, unveröffentlicht (1975)

## 1.25 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT

### 1.25.2 Untersuchungen zur Aktivitätsfreisetzung bei Na-Bränden und aus Natriumlachen

#### 1. Auswirkung von Mehrschichtensandbettfiltern für hohe Belastbarkeit

(S. Jordan, LAF I)

Sandbettfilter sind insbesondere für die Abscheidung chemisch aggressiver Aerosole besonders geeignet, da das Filtermaterial weitgehend inert ist, eine hohe Wärmebeständigkeit aufweist und gegenüber Druckstößen relativ unempfindlich ist.

Im LAF I wurden Untersuchungen durchgeführt mit dem Ziel, Sandbettfilter begrenzter Größe zu entwickeln, die besonders für die Abscheidung von Metallbrand-Aerosolen (Natrium) geeignet sind.

Über die Entwicklung von Mehrschichtensandbettfiltern für hohe Abscheidegrade wurde bereits in / 1 / und / 2 / berichtet. Diese Filter zeichnen sich durch einen hohen Abscheidegrad von besser als 99,97% und eine Beladbarkeit von ca. 500 gr/m<sup>2</sup> Filterfläche aus. Der Differenzdruck am unbeladenen Filter war ca. 50 mm WS bei einer Anströmgeschwindigkeit von 0,9 cm/sec.

Mit Hinblick auf den Schutz von Lüftungskomponenten wurden jetzt Mehrschichtensandbettfilter für hohe Beladbarkeiten entwickelt, die der Vorfilterung bzw. Grobabscheidung von Metallbrand-Aerosolen dienen sollen.

Die Filter wurden unter den gleichen Bedingungen wie die Hochleistungsfilter, über die bereits in / 3 / berichtet wurde, in dem an den NABRAUS-Versuchsstand angeschlossenen Filterkreislauf (Abb. 1) getestet. Das Filter wurde innerhalb von ca. 30 Minuten mit Natriumbrand-Aerosolen beladen. Die Aerosolkonzentration schwankte zwischen 100 mg/m<sup>3</sup> und 10 g/m<sup>3</sup>.

Die wesentlichen Ergebnisse dieser Versuche sind in der Abb. 2 zusammengefaßt. Hier sind Wirkungsgrade und Beladungen zweier Sandschüttungen bei Gasdurchsätzen von 500 und 1000 l/min angegeben. Bei Schüttung I wurden Abscheidegrade besser als 90% erzielt, bei Schüttung II lagen die Abscheidegrade bei 99%. Schüttung II unterscheidet sich von Schüttung I durch eine zusätzliche Feinsandschicht (2b) bei einer entsprechenden gewichtsmässigen Verringerung der gröbereren Schicht 2a von Schüttung I. Der Anfangsdifferenzdruck lag bei Filter II nur wenige mm über den ca. 10 mm WS Druckdifferenz

von Filter I. Der Differenzdruck stieg während der angegebenen Beladung der Filter auf ca. 200-300 mm WS an.

Den Anstieg des Filterdifferenzdrucks mit zunehmendem Durchfluß zeigt die Abb. 3 für die Schüttung II im unbeladenen Zustand und nach Beladung mit  $620 \text{ g/m}^2$  Natriumoxid. Die Werte wurden an dem oben beschriebenen Filter mit einer Anströmfläche von  $0,75 \text{ m}^2$  gemessen.

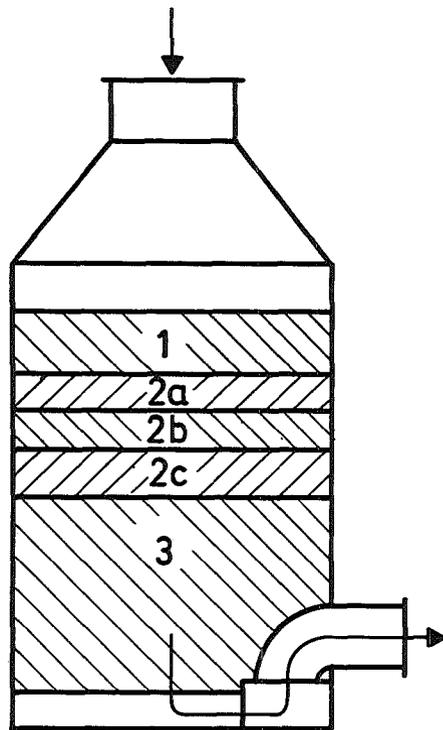
Es hat sich bei diesen Versuchen gezeigt, daß die Vorfilter im nicht voll beladenen Zustand mit Durchsätzen bis zu  $500 \text{ m}^3/\text{h}$  betrieben werden können.

Im Rahmen der oben beschriebenen Versuche wurde somit ein leistungsfähiges Sandbettvorfilter entwickelt, dessen Gewicht und somit auch Platzbedarf mit  $450 \text{ kg}$  etwa halb so groß ist wie der der Sandbettfilter hoher Abscheideleistung. Das beschriebene Sandbettfilter läßt hohe Durchsätze zu, u. U. bis zu  $10 \text{ m}^3/\text{m}^2 \text{ min}$ . Bei mittleren Durchsätzen ist das Filter mit Aerosolen bis zu  $1 \text{ kg/m}^2$  beladbar.

### Literatur

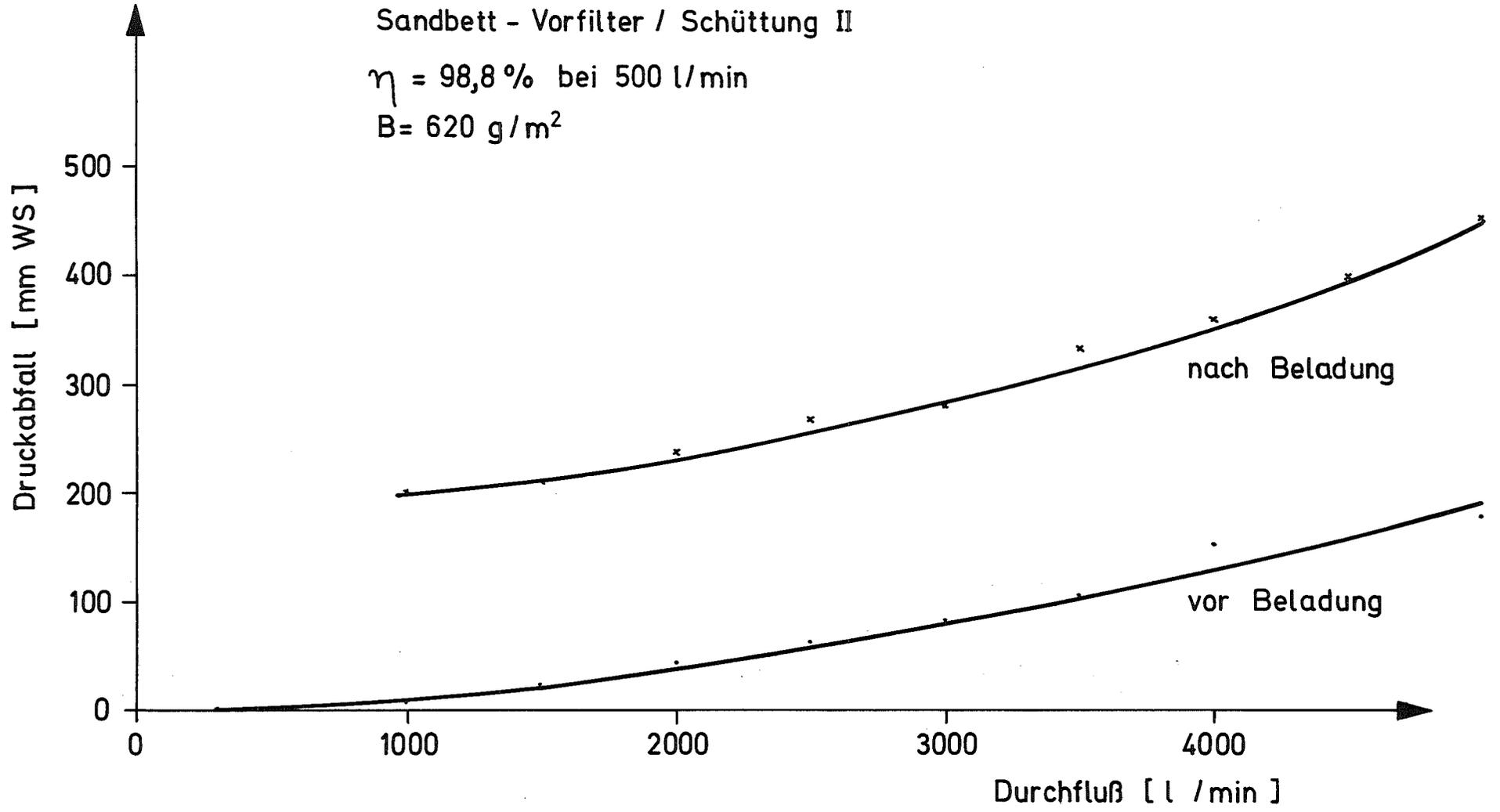
- [1] Böhm, L., S. Jordan, W. Schikarski.  
The Off-gas Filter System of the SNR-300,  
13th AEC Air Cleaning Conference, San Francisco (1974)
- [2] Böhm, L., S. Jordan, W. Schikarski,  
On the Filtration of Sodiumoxide Aerosols by Multilayer  
Sand Bed Filters,  
J. Aerosol Sci., Vol. 7, (1976), pp. 311-318
- [3] Böhm, L., S. Jordan,  
Aerosolerzeugung und Filterverhalten bei Natriumbränden  
KFK 2202





		Schüttung			500 l/min	1000 l/min
I	1	100 kg	2/5 : 5/11 1:3	$\eta$	97,0	91,3
	2a	100 kg	2/5	[%]		
	2b	100 kg	0/0,5 : 0,5/2 1:3	B	1120	1018
	3	150 kg	2/5	[g/m <sup>2</sup> ]		
II	1	100 kg	2/5 : 5/11 1:3	$\eta$	98,8	99,4
	2a	50 kg	2/5	[%]		
	2b	50 kg	0,5/2	B	620	1310
	2c	100 kg	0/0,5 : 0,5/2 1:3			
	3	150 kg	2/5			

Abb. 2: Ergebnisse der Filterversuche



125-5

Abb. 3: Anstieg des Filterdifferenzdrucks mit wachsendem Durchfluß

## 2. Natrium-Freisetzungsraten aus kleinen Natriumlachen bei aufgeprägter Konvektion\*

(W. Schütz, LAF I)

Im Rahmen des NALA-Programms wird die Freisetzung von Brennstoff- und Spaltproduktaerosolen aus heißen und siedenden Natriumlachen untersucht. Bei den Versuchen im Labormaßstab (1) wird dabei auch die insgesamt aus der Lache freigesetzte Natriummenge  $M_F$  nachgewiesen. Hieraus kann die spezifische Freisetzungsrates  $\dot{m}$  nach der Beziehung  $\dot{m} = M_F / F \cdot t$  berechnet werden;  $F = 0,00385 \text{ m}^2$  ist die Lachenfläche und  $t$  die Meßzeit. Somit kann als Nebenprodukt der Experimente die Freisetzungsrates unter verschiedenen Bedingungen untersucht werden.

In einem zylindrischen Versuchsgefäß (siehe Abb. 4) wurden jeweils 100 g Na (bei manchen Versuchen nur 50g) auf die gewünschte Temperatur im Bereich  $350 \text{ }^\circ\text{C} \leq T \leq 900 \text{ }^\circ\text{C}$  erhitzt. Die freigesetzten Na-Mengen wurden mit Hilfe eines regelbaren Argonstromes in zwei Kühlfallen und einen abschließenden Filter geleitet. Im Versuchsgefäß können isotherme Verhältnisse vorausgesetzt werden, da es sich vollständig innerhalb des Ofens befindet und der Gasstrom durch eine Vorheizleitung geschickt wird. Der Gasvolumenstrom  $v$  wurde hinter dem Filter mit einer Gasuhr gemessen. Es kann angenommen werden, daß das Gas dort wieder Umgebungstemperatur ( $T_0 \approx 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ) besitzt. Der Gasdruck liegt immer bei 1 bar.

Wegen der Zylinderform des Versuchsgefäßes und der senkrecht zur Lachenoberfläche gerichteten Ein- und Ausströmung des Gases ist die Gasströmungsgeschwindigkeit  $s$  parallel zur Lachenoberfläche nicht einheitlich. Durch Mittelung über die Kreisfläche kann man jedoch näherungsweise eine mittlere Geschwindigkeit  $\bar{s}$  berechnen (siehe Tab. 1). Bei  $v = 1 \text{ l/min}$  ergeben sich Werte der Größenordnung  $1 \text{ m/min}$ .

\* Letzter Beitrag in KFK 1276/4, S. 125-1

Erste orientierende Werte für  $\dot{m}$  wurden bereits in (2) mitgeteilt. Dort war in allen Fällen  $v = 1$  l/min. Für T wurden nur glatte Näherungswerte angegeben.

Um die Abhängigkeit der Freisetzungsrates von der Konvektionsströmung besser kennenzulernen, wurden inzwischen weitere Messungen bei variiertem Gasstrom durchgeführt ( $1 \leq v \leq 20$  l/min). Außerdem wurde, da  $\dot{m}$  empfindlich von T abhängt, das Thermoelement zum Zweck einer genaueren Temperaturangabe in situ mit den Schmelz- bzw. Siedepunkten verschiedener Substanzen sowie durch Vergleich mit einem Platin-Widerstandsthermometer geeicht. In diesem Bericht werden einige Resultate der Konvektionsuntersuchungen sowie die genaueren Temperaturwerte mitgeteilt.

Abb. 5 zeigt einige Versuchsergebnisse bei  $T = 530$  °C und  $723$  °C. Weitere Messungen wurden bei  $437$  °C und  $625$  °C durchgeführt. Wegen des hohen Filterwiderstandes lag die obere Grenze für  $v$  bei  $20$  l/min. In allen Fällen steigt  $\dot{m}$  näherungsweise linear mit dem Gasdurchsatz an. Die extrapolierten Werte  $\dot{m}_0$  (hier entfällt die aufgeprägte Konvektion) sind im Mittel etwa 30% kleiner als die bereits in (2) mitgeteilten Werte  $\dot{m}_1$  bei  $v = 1$  l/min.

In Tab. 2 sind  $\dot{m}_1$  und  $\dot{m}_0$  aufgeführt. Nach der genauen Thermoelementeichung müssen die Freisetzungsrates etwas höheren Temperaturen als in (2) zugeordnet werden. Der Vergleich mit dem Sättigungsdampfdruck  $p$  des Natriums zeigt relativ gute Proportionalität zu  $\dot{m}$ . Zur Abschätzung der Freisetzungsrates im Grenzfall  $v \rightarrow 0$  kann daher unter den vorliegenden Bedingungen die Näherungsformel

$$\dot{m}_0 (\text{kg/m}^2 \cdot \text{h}) \approx (1/24) \cdot p \quad (\text{mm Hg})$$

herangezogen werden. Bei aufgeprägter Konvektion erhöht sich  $\dot{m}$  entsprechend, typischerweise um einen Faktor 3 beim Gasdurchsatz  $10$  l/min.

Wegen experimenteller Schwierigkeiten (zu hohe Freisetzungsrates) konnten Konvektionsuntersuchungen bei Temperaturen oberhalb  $800$  °C noch nicht durchgeführt werden.

		T ( °C)		
		400	600	800
v	1	1,0	1,4	1,7
(l/min)	20	21	27	33
		$\bar{s}$ (m/min)		

Tab. 1: Näherungsweise Zusammenhang zwischen Gasvolumenstrom  $v$ , gemessen bei Raumtemperatur, und mittlerer Gasströmungsgeschwindigkeit  $\bar{s}$  über die Natriumoberfläche bei verschiedenen Temperaturen im Versuchsgefäß.

T	$\dot{m}_1$	$p/\dot{m}_1$	$\dot{m}_0$	$p/\dot{m}_0$
437	0,025	38,8	0,016	24,8
530	0,238	30,3	0,19	24,2
625	1,32	29,5	1,1	24,6
723	6,28	23,1	5,8	21,3

Tab. 2: Spezifische Natriumfreisetzungsraten.

$\dot{m}_1$  gemessen bei  $v = 1$  l/min

$\dot{m}_0$  extrapoliert nach  $v = 0$

Dimensionen: T (°C),  $\dot{m}$  (kg/m<sup>2</sup> · h), p (mm Hg).

Veröffentlichungen:

- (1) S. Jordan, Y. Ozawa, W. Schütz  
 "UO<sub>2</sub>- und Spaltproduktfreisetzung aus heißen und siedenden Natriumlachen"  
 Reaktortagung Mannheim, 1977, S.323
- (2) W. Schütz  
 "Natrium-Verdunstungsraten zwischen 350 °C und 900 °C aus NALA-Versuchen im Labormaßstab"  
 Beitrag zum KFK 1276/4, S.125-1

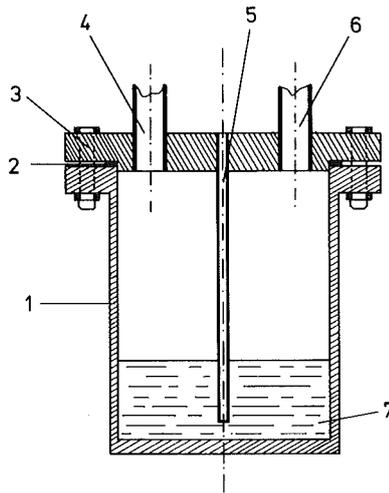


Abb. 4      Versuchsbehälter

- 1 Zylindrischer Edelstahltopf,  $\varnothing$  7 cm, Höhe 9,2 cm
- 2 Cu-Dichtring
- 3 Edelstahl-Deckel
- 4 Argon-Einströmrohr
- 5 Rohr zur Aufnahme eines Thermoelementes
- 6 Argon- und Aerosol-Ausströmrohr
- 7 Natrium (eingezeichnete Menge  $\hat{=} 100$  g)

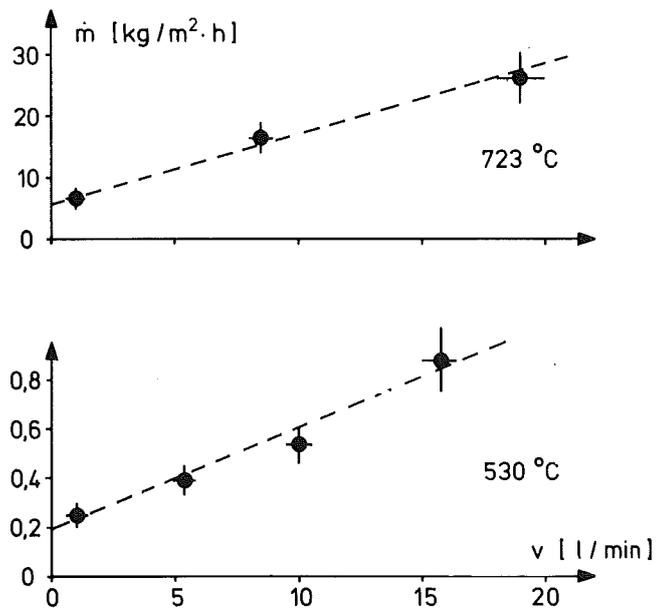


Abb. 5      Natrium-Freisetzungsraten bei  $T = 530$  °C und  $723$  °C als Funktion des Gas-Volumenstromes

1.26 NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE1.26.2 Verschleißuntersuchungen in Natrium

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

Mit der US-ERDA wurden tribologische Untersuchungen bei WARD und GfK vereinbart mit dem Ziel, gleiche Werkstoffproben unter vergleichbaren Arbeitsbedingungen in ähnlichen Teststrecken einzusetzen, die Ergebnisse der Versuche untereinander zu vergleichen und mögliche Abweichungen zu klären.

Der erste Teil des Versuchsprogrammes, die Untersuchungen von Proben mit CrC-Beschichtungen LC-1C, wurde abgeschlossen, die Ergebnisse dokumentiert und für den Vergleich mit WARD-Werten bereitgestellt.

In ergänzenden Versuchen wurde das Reibverhalten von LC-1C mit demjenigen des Referenz-Pflasterwerkstoffes für den SNR 300, Stellite 6, verglichen. Hier wurden die gleichen Teststreckensysteme verwendet, die gleichen Versuchsparameter eingehalten und der gleiche Versuchsablauf (Abb. 1) gewählt wie bei den früher durchgeführten Standardversuchen mit Stellite. Die wesentlichen Ergebnisse der bisherigen Versuche sind in Abb. 2 wiedergegeben, wobei die Streubereiche der ermittelten statischen ( $\mu_s$ ) und kinetischen Reibkoeffizienten ( $\mu_d$ ) beider Werkstoffe über dem zeitlichen Versuchsablauf dargestellt sind.

Die Reibkoeffizienten von Stellite liegen generell etwas günstiger als jene von LC-1C, wofür zunächst die Stoffkriterien der beiden untersuchten Materialien verantwortlich sind. Vor einer endgültigen Beurteilung muß jedoch der Einfluß der Oberflächenqualität (Rauhtiefe) näher untersucht werden, da die Stellite-Proben früher mit geschliffener Oberfläche, die LC-1C-Proben von WARD in "brush finish"-Qualität eingesetzt wurden.

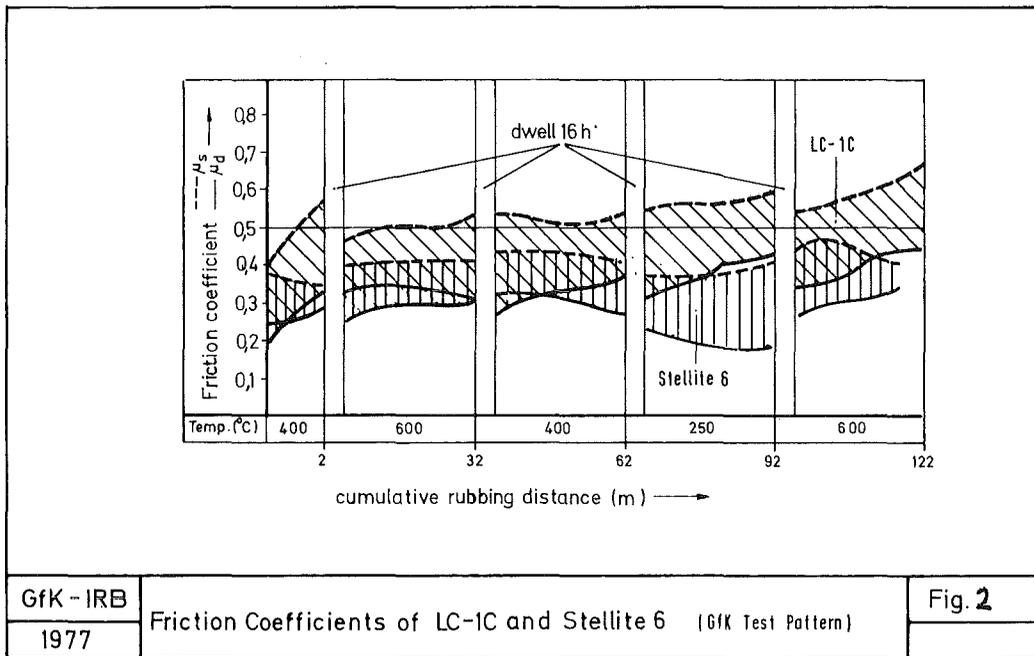
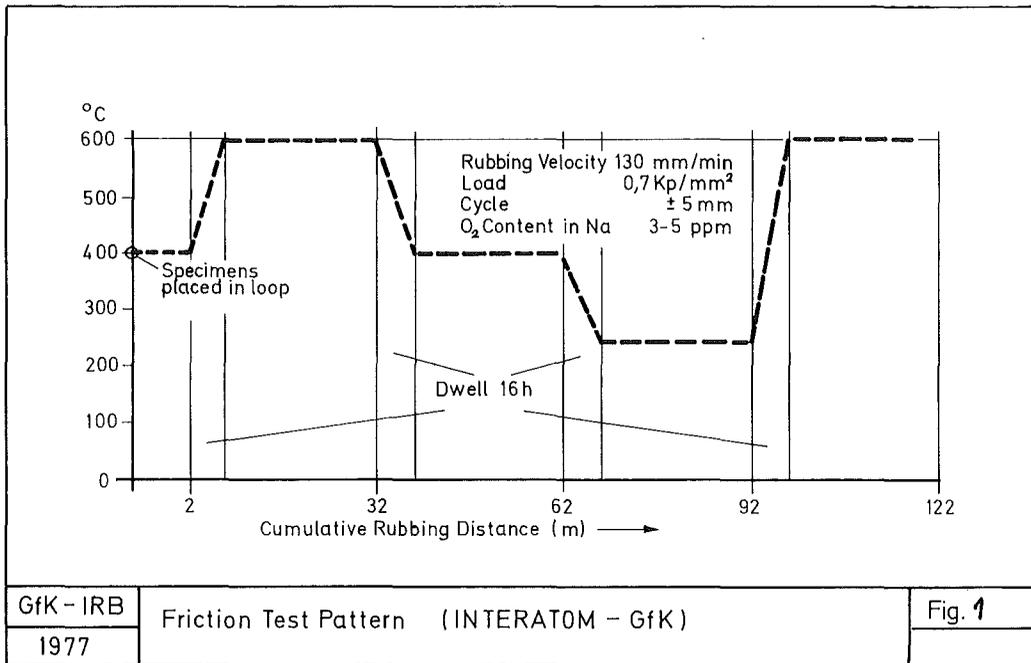
Zur Absicherung der bei der Auslegung des Karbidtestelementes für die KNK-II zunächst angenommenen Reibkoeffizienten zwischen dem Hüllrohr (Werkstoff 1.4970) und dem Abstandshalter

(Werkstoff 1.4981) wurden erste Versuche durchgeführt. Hierbei wurde sowohl eine Probenkonfiguration in Originalgeometrie als auch eine vereinfachte Modellgeometrie (Platte gegen Platte) verwendet. Bei 600°C wurden stark fluktuierende Reibkoeffizienten zwischen 0,32 und 0,95 gemessen. Die Mehrzahl der niedrigeren Werte ergab sich im System "Platte gegen Platte". Soweit es die Prüfstandskapazität gestattet, sollen diese Versuche bei 360 und 480°C und variierten Belastungen wiederholt werden.

Ein erster Verschleißversuch von 1000 h mit LC-1C wurde Anfang Juni abgeschlossen. Sowohl bei der Meßwerterfassung als auch bei der Auswertung ergaben sich Schwierigkeiten. Um diese künftig auszuschalten, soll die bisherige Belastung der Proben durch Tellerfedern auf Gewichte umgestellt werden.

Veröffentlichung:

E. Wild, K.J. Mack : Ferritic steels in reactor tribology;  
Internat. Conference on Ferritic Steels  
for Fast Reactor Steam Generators;  
London, Mai 1977.



1.26.3 Lokale thermo- und fluiddynamische Untersuchungen  
an Bündelgeometrien

Untersuchungen in Wasserströmung

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

Zur Fortführung der experimentellen Bestimmung der Strömungsverteilung im 19-Stab-Bündel /1/ wurde eine neue, gegenüber der bisherigen doppelt so lange und partiell verbesserte, Teststrecke in Betrieb genommen /2/. Hiermit wurden zunächst Messungen mit einem einzelnen funkenrodierten Abstandshalter durchgeführt, entsprechend den letzten Experimenten mit der bisherigen Teststrecke. Die Anschlußversuche ergabeneine exakte Übereinstimmung entsprechender Geschwindigkeitsprofile sowohl bei  $Re = 60.000$  als auch  $30.000$  (lokale Meßwertabweichungen  $<2\%$ ). Damit wird gleichzeitig das bereits in früheren Versuchen Festgestellte bestätigt, daß die ermittelten Umverteilungen hinter dem AH-Paar sich deutlich unterscheiden von den Umverteilungen am Einzelabstandshalter in eingelaufener Bündelströmung. Die Messungen mit dem AH-Paar werden offensichtlich beeinflußt dadurch, daß sich der stromaufwärtsliegende erste AH des Paares auf den Einlauf der Bündelströmung nachhaltig auswirkte, so daß der eingelaufene Zustand am 2. AH noch nicht erreicht ist. Damit sind die Ergebnisse dieser Messungen nur auf diese Bündel/Abstandshalterlagen anwendbar (Einlaufverhältnisse).

Die quantitative Auswertung der derzeit laufenden Meßserien an der neuen Teststrecke wird eine endgültige Aussage liefern über die Umverteilung am funkenrodierten AH-Paar in der eingelaufenen Strömung.

Unabhängig davon wurden erste Vergleichsrechnungen zur Strömungsumverteilung mit dem Rechenprogramm ARTIS durchgeführt. Es zeigte sich, daß die Strömungsumverteilung hinter einem funkenrodierten AH durch die Rechnung grundsätzlich richtig nachvollzogen wird.

Literatur: /1/ KFK 1276/1, S.126-4

/2/ KFK 1277/1, S.126-3

1.26.4 Hydraulische Untersuchungen am SNR 300-Absorber  
(K. Marten, E. Wiens, IRB)

Bei GfK/IRB wurden hydraulische Untersuchungen an Absorbermodellen der 1. und 2. Abschalteneinheit (AE) durchgeführt /1/, /2/. Die Ergebnisse der Untersuchungen und der allgemeine Fortschritt der Absorberentwicklung führten zu einer Reduktion des Stabdurchmessers des Bündels von  $D = 16,1$  auf  $15,5$  mm. Bei gleichbleibender Stabteilung  $P = 17,6$  mm erhöhte sich das  $P/D$ -Verhältnis damit von  $1,04$  auf  $1,08$ .

Da in diesem Bereich für die verwendeten Abstandshalter keine systematischen Untersuchungen über die Druckverlustbeiwerte vorliegen und darüber hinaus das bereits untersuchte Absorbermodell inzwischen geometrisch verändert worden ist, erforderten Sicherheitsgründen erneute Vergleichsmessungen zum Druckabfall, zur Durchsatzverteilung, zum Aufschwimmpunkt und zur Bündelstabilität am Bauserienvorläufer in  $H_2O$ -Strömung.

Diese bestätigten hydraulischen Messungen wurden am Absorberbündel der 1. AE der Bauserie durchgeführt. Hierzu wurde die für die früheren Untersuchungen benutzte Teststrecke verwendet. Dabei sollte zusätzlich der Einfluß der Bypassströmung im Greiferkopf des Bündels untersucht werden.

Absorber und Testeinrichtung sind folgendermaßen aufgebaut:

19 Absorberstäbe, bestehend aus 6 Rippenrohren, sind in einem runden Rohr hexagonal mittels Füller am Rande zu einem Bündel angeordnet (Abb. 3). Am oberen Ende ist über ein Kardangelenk ein Greiferkopf befestigt, in den das Gestänge gekuppelt wird. Wie aus Abb. 4 ersichtlich, hängt das Bündel am Gestänge radial beweglich im bisher /1/ benutzten Führungsrohr des Absorbers und kann in verschiedene axiale Bündelpositionen gebracht werden.

Das von unten ins Führungsrohr einströmende Kühlmittel strömt durch und um das Bündel (Ringraumbypaß). Aus sicherheitstechnischen Gründen ist das radiale Spiel zwischen Bündel und Führungsrohr groß.

---

/1/ KFK 1274/1, S. 126-14      und      KFK 1274/2, S. 126-17  
/2/ KFK 1274/4, S. 126-13

Eine radial beweglich angeordnete Ringraumdrossel vermindert den kalten Bypaß bei Umströmen des Bündels. Am oberen Ende des Bündels vereinigen sich Bündel- und Ringraumbypaß-Strömung und umströmen den Greiferkopf. 6 Bohrungen von 10 mm Durchmesser im Boden des Greiferkopfes ermöglichen ein Bypaßströmung im Greiferkopf zu der Hauptströmung um den Greiferkopf. Die Teststrecke ist an einen Wasserkreislauf angeschlossen, der folgende Betriebsdaten aufweist:

max. Massendurchsatz	28 kg/s
max. Druckdifferenz	14 bar
max. H <sub>2</sub> O-Temperatur	80 °C

Zur Bestimmung des Aufschwimmpunktes des Bündels mit Greiferkopf wurde eine sehr leichte Spezialkupplung mit einer 12 mm dicken Stange benutzt. Hiermit kann das Bündel in die gewünschte axiale Position gebracht werden, ohne dem abströmenden Wasser einen großen Widerstand entgegenzusetzen.

Es wurde folgendes Versuchsprogramm durchgeführt:

Der Gesamtdruckverlust  $\Delta p_{ges}$  sowie der Durchsatzanteil des Bündels vom Gesamtdurchsatz  $\dot{m}_B / \dot{m}_{ges}$  wurden in Abhängigkeit vom Durchsatz  $\dot{m}_{ges}$  und der axialen Bündelhubhöhe H ermittelt.

Die Durchsatzmenge  $\dot{m}_A$ , bei der das Bündel mit Greiferkopf aufschwimmt, wurde in Abhängigkeit von der axialen Bündelhubhöhe H ermittelt.

Das Stabilitätsverhalten der beweglichen Teile im Absorber wurde beim Durchströmen innerhalb der axialen Bündelpositionen überprüft.

Alle Experimente am Absorber-Bauserienvorläufer wurden in Wasserströmung bei einer konstanten Wassertemperatur von 26 °C durchgeführt.

Die wesentlichen Versuchsergebnisse am Absorber-Bauserienvorläufer werden dargestellt und mit jenen am Absorber-Modell verglichen. Bei der Ermittlung des Gesamtwiderstands-Beiwertes und der Reynoldszahl wurden der Gesamtdurchsatz und der Druckverlust auf den freien Strömungsquerschnitt des Führungsrohres bezogen. Die Abmessung des Führungsrohres  $D = 100$  mm ist in beiden Fällen gleich.

In Abb. 5 wurden die Gesamtwiderstandsbeiwerte  $\zeta_{ges}$  der Absorber mit angekuppeltem Bündel in der eingefahrenen Position (Bündelhubhöhe  $H = 0$ ) in Abhängigkeit von der Reynoldszahl  $Re$  aufgetragen. Aufgrund der Verringerung des Stabdurchmessers bei gleichzeitiger Beibehaltung des Stabmittenabstandes im Bündel des Bauserienvorläufers verringert sich der Gesamtwiderstand gegenüber jenem des Modells um ca. 10 %, wenn die Bohrungen im Greiferkopf offen sind. Bei verschlossenen Bohrungen im Greiferkopf erhöht sich der Gesamtwiderstandsbeiwert des Absorber-Bauserienvorläufers um ca. 20 %, da die Verengungen des Führungsrohr-Kopfes in Höhe des Greiferkopfes liegen, siehe Abb. 4. Die Ergebnisse aus den früheren Experimenten am Absorber-Modell liegen im höheren Reynoldsbereich, da sie bei 80 °C Wassertemperatur durchgeführt wurden.

In Abb. 6 wurden die Bündeldurchsatz-Anteile in Abhängigkeit von der Reynoldszahl bei Bündelhubhöhe  $H = 0$  aufgetragen. Aufgrund des größeren freien Strömungsquerschnitts im Absorber-Bündel des Bauserienvorläufers erhöht sich der Bündelanteil um 13 % gegenüber den früheren Messungen am Absorber-Modell mit 16,1 mm Stabdurchmesser. Mit steigender Reynoldszahl nimmt der Bündelanteil mit Greiferkopfbypaß leicht zu, da im Bündel gegenüber dem Ringraum die Wandreibung dominiert. Bei geschlossenen Greiferkopfb Bohrungen wird der gesamte Bündelanteil um den Greiferkopf geleitet. Die zusätzlichen Stoßverluste, auch für den Bündelanteil, unterdrücken den Einfluß der Wandreibung, so daß kaum noch eine Änderung des Bündeldurchsatzanteils in Abhängigkeit von der Reynoldszahl zu verzeichnen ist.

In Abb. 7 wurde der Gesamtwiderstandsbeiwert  $\zeta_A$  des Absorbers beim Aufschwimmen des abgekuppelten Bündels in eingefahrener Position in Abhängigkeit der Reynoldszahl dargestellt. Der Gesamtwiderstandsbeiwert beim Aufschwimmen des Bündels nimmt mit steigender Reynoldszahl ab. Er beträgt beim Absorber-Bauserienvorläufer gegenüber jenem des Absorber-Modells bei Greiferkopfbypaßströmung aufgrund des größeren freien Bündelströmungsquerschnitts nur 78 %, während er im Fall ohne Greiferkopfbypaß mit dem Absorber-Modell ungefähr gleich ist. Die Masse und Geometrie des Bündels bestimmen den Gesamtdruckverlust, der im betrachteten Bereich unabhängig von der Reynoldszahl ist. Beim Absorber-Modell wurden die Widerstandsbeiwerte beim Aufschwimmen durch verschiedene Wassertemperaturen erreicht.

Beim Überprüfen des Stabilitätsverhaltens der beweglichen Teile im Absorber beim Durchströmen konnte in allen axialen Bündelpositionen bei allen Durchsatzmengen kein zyklisches Berühren der Teile akustisch ermittelt werden.

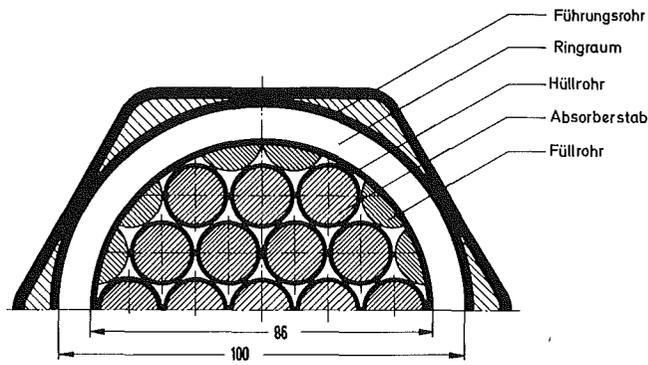


Abb.3 Querschnitt im Bereich des Absorber-Stabbündels

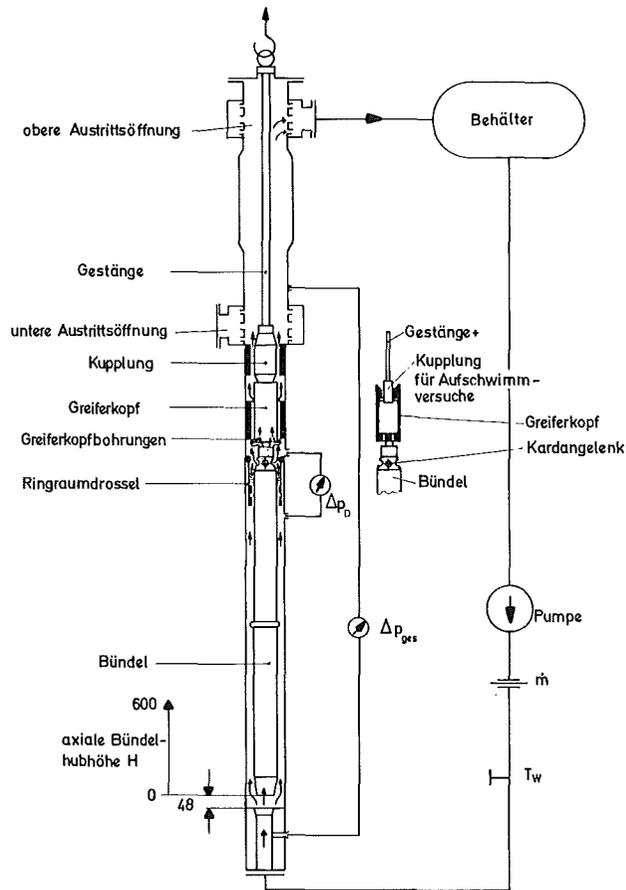
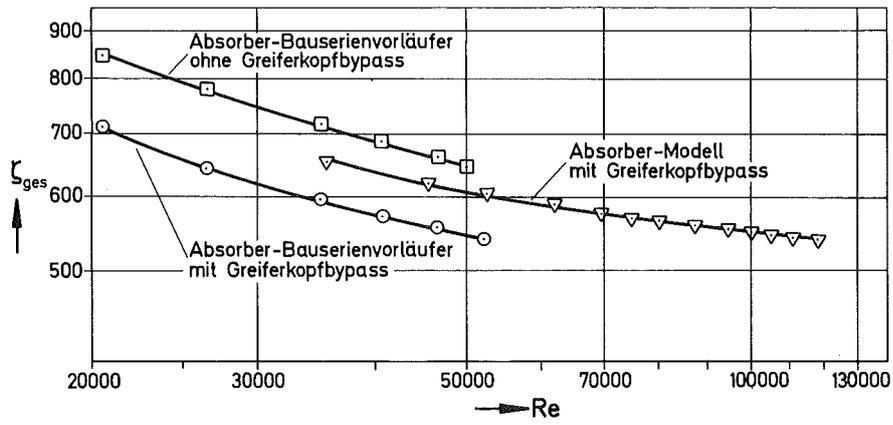
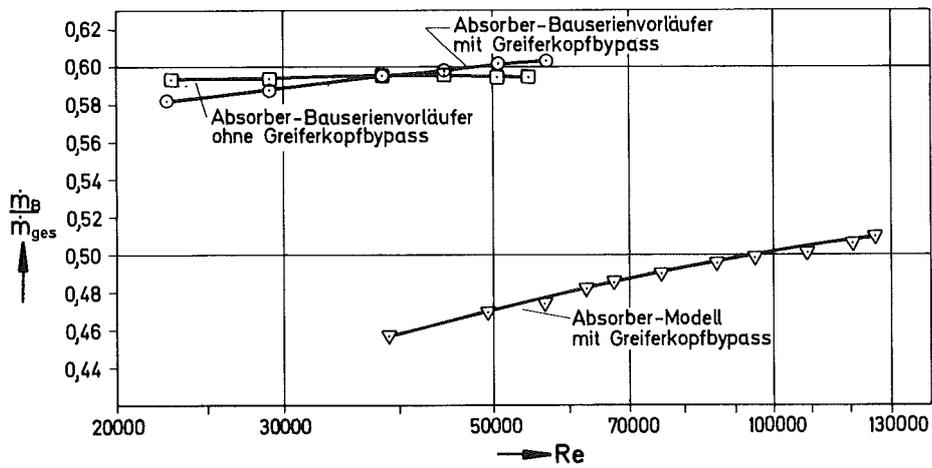


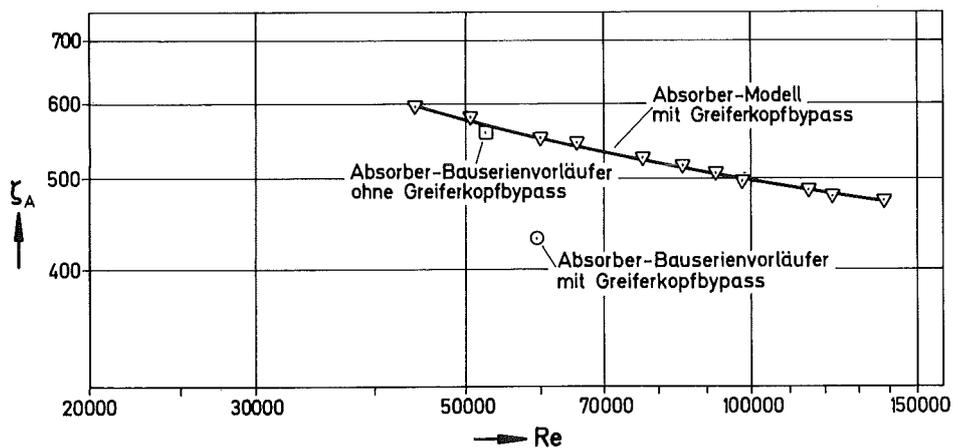
Abb.4 Teststrecke im Wasserkreislauf  
(Bündel im eingefahrenen Zustand)



**Abb.5** Gesamtwiderstandsbeiwert des Absorbers  $\zeta_{ges}$  als Funktion der Reynoldzahl - gekoppeltes Bündel in eingefahrener Position



**Abb.6** Durchsatzanteil des Bündels  $\dot{m}_B$  am Gesamtdurchsatz  $\dot{m}_{ges}$  als Funktion der Reynoldzahl bei eingefahrener Absorberbündelposition



**Abb.7** Gesamtwiderstandsbeiwert des Absorbers beim Aufschwimmen  $\zeta_A$  als Funktion der Reynoldzahl - abgekoppeltes Bündel in eingefahrener Position

## 1.27 THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE ARBEITEN FÜR DEN GASGEKÜHLTEN SCHNELLEN

BRÜTERAnisotrope Wirbelviskositäten im Wandkanal eines Stabbündels (P/D=1.15)

(K. Rehme, INR)\*

An der Versuchsanlage zur Untersuchung der turbulenten Strömung in Unterkämen von Stabbündeln (KFK 1274/3) wurden in einem Wandkanal mit einem Stababstandsverhältnis  $P/D=1.148$  durch Messung der Geschwindigkeits- und Schubspannungsverteilung die anisotropen Wirbelviskositäten bestimmt. Das Wandabstandsverhältnis war gleich dem Stababstandsverhältnis. Der Stabdurchmesser betrug  $D=139.0\text{mm}$ . Die Untersuchungen wurden mit Luft bei einer mittleren Strömungsgeschwindigkeit  $u_m=26.67\text{ms}^{-1}$  durchgeführt. Die Reynoldszahl war  $Re=1.23 \times 10^5$ .

Die gemessenen Wirbelviskositäten in der Strömungszone, die der Kanalwand benachbart ist, sind für die Richtung senkrecht zur Wand dimensionslos in Abb.1 dargestellt:

$$\epsilon_r^+ = \frac{\epsilon_r}{L \cdot u^{*3}} ; \quad \epsilon_r = \frac{\overline{-u'v'}}{\frac{\partial \bar{u}}{\partial r}}$$

mit  $L$  als der Länge des Geschwindigkeitsprofils zwischen der Wand und der Position der Maximalgeschwindigkeit,  $u^*$  als der örtlichen Wandschubspannungsgeschwindigkeit,  $\overline{u'v'}$  als der Korrelation der Schwankungsgeschwindigkeiten in Hauptströmungsrichtung und senkrecht zur Wand und  $\bar{u}$  als dem zeitlichen Mittelwert der Strömungsgeschwindigkeit. Die Ergebnisse über dem dimensionslosen Wandabstand zeigen in Wandnähe einen ähnlichen Verlauf wie für Kreisrohre. In Abb.1 ist der Verlauf für Kreisrohre nach REICHARDT/1/ miteingezeichnet. Im wandfernen Bereich liegen die radialen Wirbelviskositäten im Stabbündel höher als beim Kreisrohr. Das gleiche Ergebnis hatte sich bereits für das kleinere Stababstandsverhältnis  $P/D=1.07$  (KFK 1275/3) ergeben. Eine

---

\* Letzter Bericht: KFK 1276/4, S.127-1

Abhängigkeit der radialen Wirbelviskosität von der Position im Kanal (x) läßt sich nicht feststellen. Die Ergebnisse können dargestellt werden zu:

$$\epsilon_r^+ = \left\{ \begin{array}{l} -0.5167 Y^2 + 0.4267 Y, \quad Y \leq 0.3 \\ \frac{4}{70} (Y-0.3) + 0.08, \quad Y \geq 0.3 \end{array} \right\}$$

mit Y als dem dimensionslosen Wandabstand  $y/L$ . Diese Beziehung gilt auch für den Strömungsbereich, der der Stabwand benachbart ist.

Die Wirbelviskosität parallel zur Kanalwand ist stark ortsabhängig, und zwar sowohl in radialer Richtung wie auch von der Position an der Kanalwand (Abb.2) Maximalwerte von  $\epsilon_\phi^+ = 2.5$ ; d.h. Anisotropiefaktoren bis  $n=30$  wurden festgestellt. Die dimensionslose Wirbelviskosität parallel zur Wand ist definiert zu:

$$\epsilon_\phi^+ = \frac{\epsilon_\phi}{L \cdot u^*} ; \quad \epsilon_\phi = \frac{-\overline{u'w'}}{\frac{1}{r} \frac{\partial \bar{u}}{\partial \phi}}$$

Damit sind für das Stababstandsverhältnis  $P/D=1.15$  die Maximalwerte kleiner als für ein Stababstandsverhältnis  $P/D=1.07$ , wo Wirbelviskositäten parallel zur Wand bis  $\epsilon_\phi^+ = 15$ , d.h. Anisotropiefaktoren bis  $n=200$  gefunden wurden. Allerdings liegen die Meßwerte auch für das größere Stababstandsverhältnis bis zu mehr als eine Größenordnung höher als die Ansätze in den Rechencodes (VELASCO /2/ s. KFK 1276/4).

Die Wirbelviskositäten lassen sich für  $P/D=1.15$  näherungsweise darstellen als:

$$\epsilon_\phi^+ = 10^B \text{ mit } B=G+A \text{ und}$$

$$G = 0.6532 - 0.01803 X$$

$$A = -0.7937 Y^3 + 0.1835 Y^2 + 0.6369 Y - 0.2768$$

mit X als der Position an der Kanalwand in mm ( $x=0$  mm im Spalt zwischen Stab und Kanalwand und  $Y=y/L$ ).

Für die Strömungszone an der Stabwand wird

$$G = \left\{ \begin{array}{l} 0.01347 \phi - 0.09691, \quad \phi \leq 35 \text{ deg} \\ 0.01799 \phi - 1.2767, \quad \phi \geq 35 \text{ deg} \end{array} \right\}$$

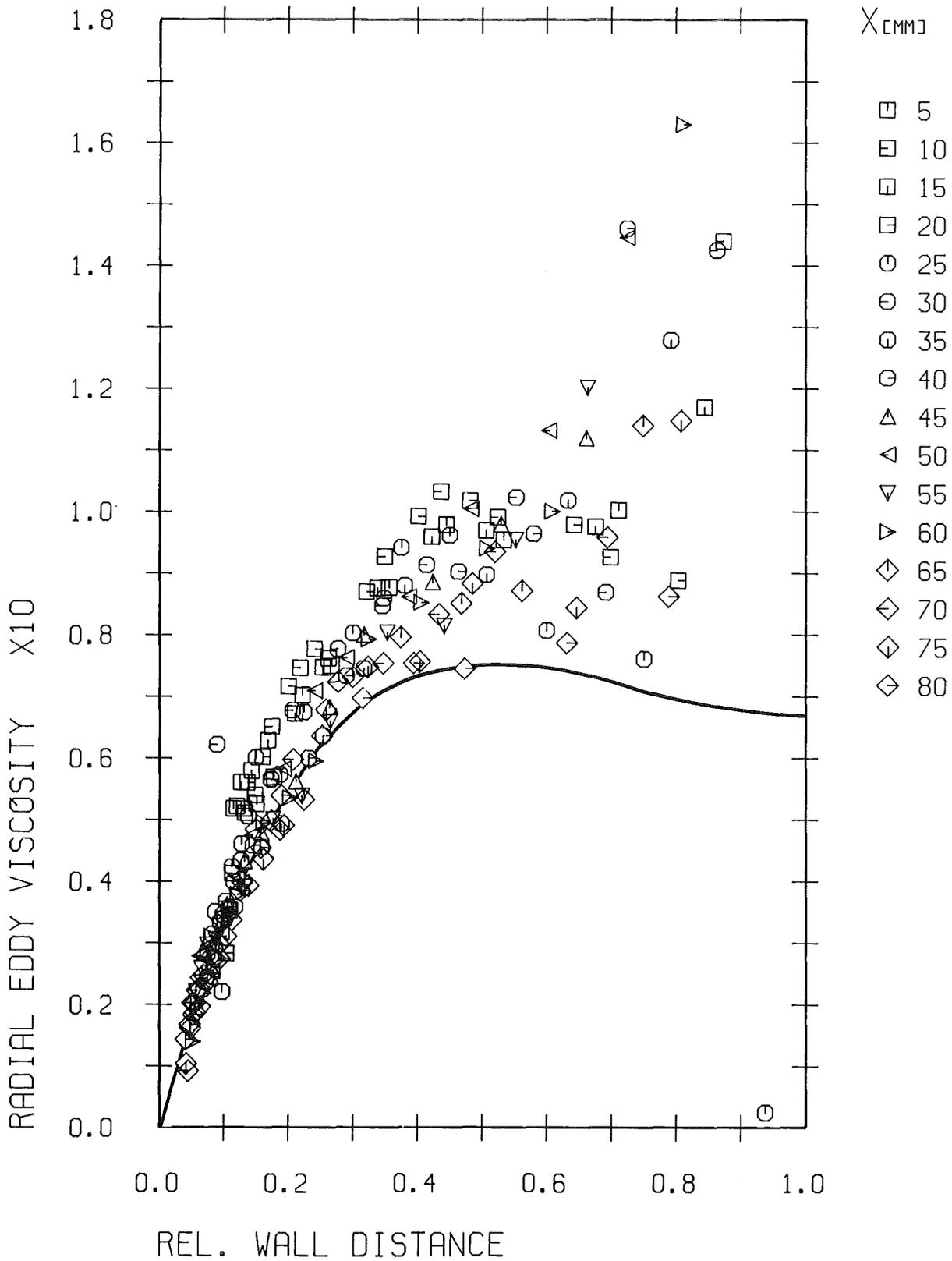
$$A = \left\{ \begin{array}{l} -0.7937 Y^3 + 0.1835 Y^2 + 0.6369 Y - 0.2768, \quad \phi \leq 35 \text{ deg} \\ 0.4762 Y^3 - 2.1101 Y^2 + 2.0179 Y - 0.5539, \quad \phi \geq 35 \text{ deg} \end{array} \right\}$$

wobei  $\phi$  die Umfangsposition am Stab ist ( $\phi=0$  deg im Spalt zwischen den Stäben).

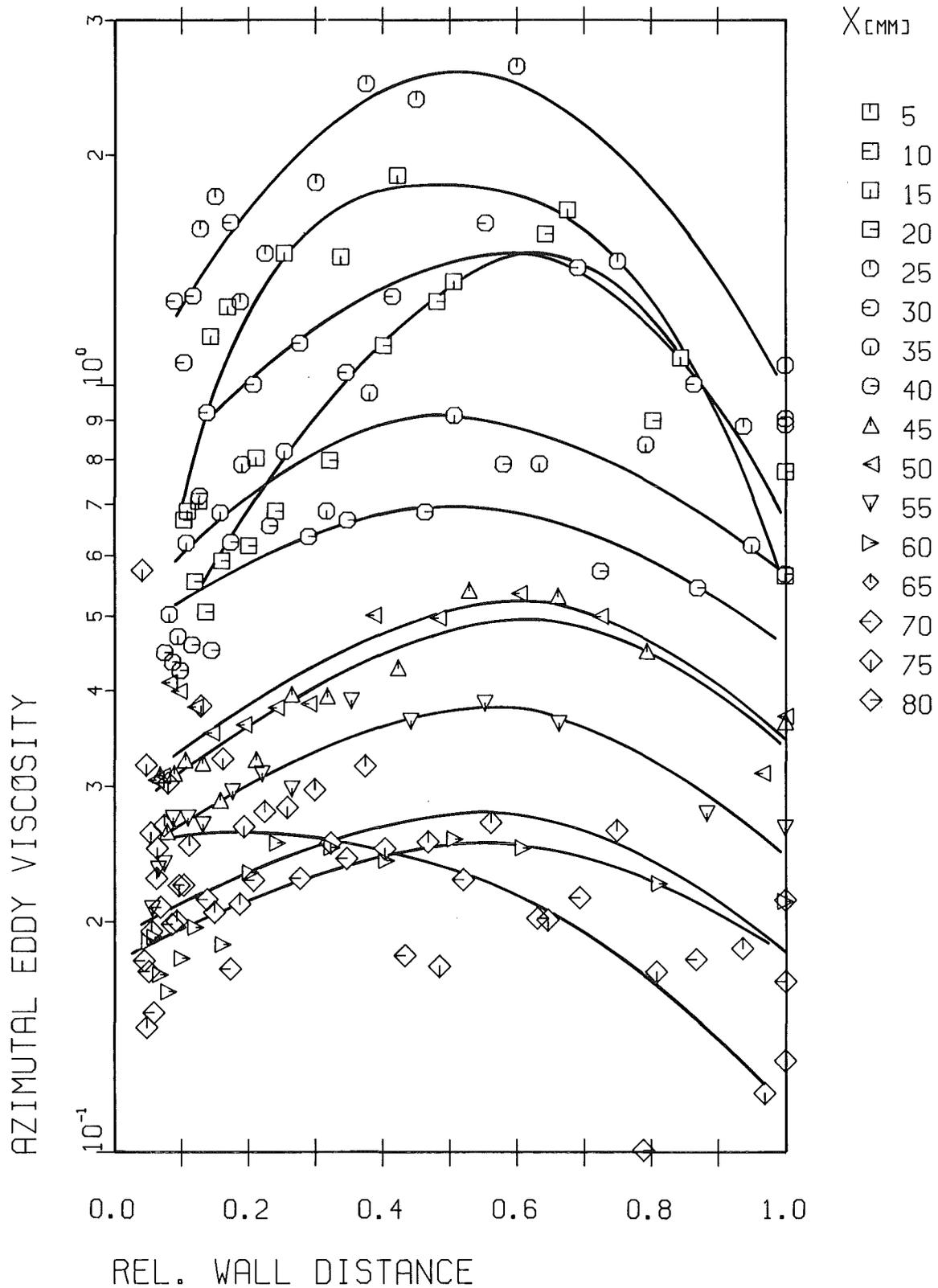
Durch diese neuen Meßergebnisse lassen sich die bislang konservativen Ansätze in den Rechenprogrammen zur Berechnung der Thermo- und Fluid-dynamik in Stabbündeln erheblich verbessern.

#### LITERATUR

- /1/ W. Reichardt, ZAMM 31 (7), 208-219 (1951)
- /2/ W. Eifler und R. Nijssing, EUR-4950e (1973)



**Abb.1** Dimensionslose radiale Wirbelviskosität als Funktion des dimensionslosen Wandabstandes.



**Abb.2** Dimensionslose azimuthale Wirbelviskosität als Funktion des dimensionslosen Wandabstandes.

Veröffentlichungen im Berichtszeitraum:

- (1) L.Meyer, K.Rehme  
Verwendete Meßtechniken bei der Simulation der Thermo- und Fluidodynamik in Stabbündeln für Gasbrüter, KTG-Fachtagung: Experimentiertechnik auf dem Gebiet der Thermo- und Fluidodynamik II, Hannover (März 1977)
- (2) M.Dalle Donne, J.Marek, A.Martelli and K.Rehme  
BR2 bundle mockup heat transfer experiments, Nucl.Engng.Design 40, 143-156 (1977)
- (3) K.Rehme  
Pressure drop of spacer grids in smooth and roughened rod bundles, Nucl.Technology 34 (1) (1977)
- (4) A.Martelli, K.Rehme  
Vergleich von Rechnungen und Messungen der Druck- und Wandtemperaturverteilung in einem gasgekühlten Stabbündel, Reaktortagung Mannheim, Tagungsbericht S.19-22 (1977)
- (5) K.Rehme  
Geschwindigkeits-, Wandschubspannungsverteilung und Transportkoeffizienten der turbulenten Strömung in Unterkanälen von Stabbündeln, Reaktortagung Mannheim, Tagungsbericht S.3-6 (1977)
- (6) K.Rehme  
Anisotropic eddy viscosities in the turbulent flow through a rod bundle, Symposium on Turbulent Shear Flows, University Park, Penns. (April 1977)
- (7) K. Rehme  
Experimentelle Untersuchungen der turbulenten Strömung in einem Wandkanal eines Stabbündels, KFK-Bericht Nr. 2441 (April 1977)

1.29 ENTWURFSSTUDIEN ZU Na-GEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN1.29.6 Thermohydraulische Berechnung von Reaktorkernen\*

(Dr. Weinberg, H. Hoffmann, H.H. Frey, IRB)

Es wurden Parameteruntersuchungen durchgeführt mit dem Ziel, aus thermo- und fluiddynamischer Sicht Beurteilungsmöglichkeiten für Kernelemente (Bündelgeometrie und Abstandshaltertyp) zu erhalten.

Dabei wurden untersucht:

- die Abhängigkeit des Temperaturformfaktors ( $f_T$ ) vom radialen Leistungsformfaktor ( $f_q$ ). Sie gibt an, wie stark die Kühlmitteltemperaturverteilung im Bündelquerschnitt durch den Leistungsgradienten beeinflusst wird.  
Der radiale Leistungsformfaktor stellt das Verhältnis max. Stableistung zu mittlerer Stableistung im Bündel dar. Der Temperaturformfaktor gibt das Verhältnis max. Teilkanaltemperaturerhöhung zu mittlerer Kühlmitteltemperaturerhöhung im Bündel wieder.
- Die Abhängigkeit der mittleren Kühlmitteltemperatur im Reaktor vom Kernelementaufbau für vorgegebenen max. Kühlmitteldruckabfall und max. Temperaturen der miteinander zu vergleichenden Elemente. Dies ist ein Maß für die Größe des thermodynamischen Wirkungsgrades einer Anlage und der baulichen Abmessungen wesentlicher Kreislaufkomponenten.

Die Berechnungen wurden für die in Abb. 1 dargestellten Geometrien und die folgenden charakteristischen Abmessungen und Betriebsdaten durchgeführt:

Abstandshalter (AH): Gitter; Wendeldraht; 1/2-Wendeldraht,  
Wendelrippen

Abstandshalteranordnung: Abstützlänge: 150 mm, Stabzahl : 169

Stab-Anordnungen: hexagonal; Stabdurchmesser: 6 mm

Verhältnis P/D: 1.1; 1.2; 1.3

Exzentrizitäten für Bündel mit gitterförmigen AH (Auslenkung aus der nominalen Lage) E = 0.25; 0.5 mm

\* Letzter Beitrag in KFK 1276/2, S. 129-12

Betriebsdaten:	Bündelleistung:	6.08 MW
	Na-Eintrittstemperatur:	360 <sup>o</sup> C
	Na-Aufheizspanne	200 K
	Stableistung; max. nom:	450 W/cm
	Axialer Leistungsformfaktor:	0,8
	Radialer Leistungsformfaktor:	1.0; 1.078; 1.116; 1.31

Es wurden variiert: AH-Type; Stabanordnung (P/D); Leistungsformfaktor ( $f_q$ ); bei Bündeln mit gitterförmigen AH darüberhinaus die Lage des Bündels im Sechskantrohr, sowie der Wandabstand W. Es wurde sodann jener Abstand für die weiteren Berechnungen bei gitterförmigen AH benutzt (optimaler Wandabstand), bei dem für die unterschiedlichen radialen Leistungsverteilungen die höchsten Kühlmitteltemperaturen im Zentralbereich des Bündels liegen.

Die wesentlichen Ergebnisse:

Die Temperaturformfaktoren als Funktion der Leistungsformfaktoren mit den Parametern Abstandshalter-Typ, P/D-Verhältnis sind in Abb. 2 dargestellt. Es zeigt sich:

- $f_T$  steigt mit zunehmendem  $f_q$ , die Stabteilung P/D ist von untergeordnetem Einfluß,
- die Abstandshaltertypen sind von starkem Einfluß auf Kurvenverlauf und Kurvenlage. Der Kurvenverlauf wird durch die Größe der Kühlmittelquervermischung mitbestimmt (höhere Mischung ergibt flacheren Kurvenverlauf), die Kurvenlage durch die geometrischen Bedingungen in den Wandkanälen des Bündels (kalte Wandkanäle ergeben  $f_T > 1$  für  $f_q = 1,0$ ).
- Bündel mit Gittern in nom. Position und mit 1/2-Wendeldrähten (Abb.1) ergeben die niedrigsten Temperaturformfaktoren, Bündel mit Gittern in exzentrischen Lagen die höchsten Werte im Bereich der hier betrachteten Exzentrizitäten.

Die Kühlmitteltemperaturen im heißesten Elementquerschnitt sind in Abb. 3 für  $T_{\max} = \text{const.}$  und  $\Delta p = \text{const.}$  aufgetragen. Gleichzeitig ist als Wert für die Beurteilung einer Bündelkonfiguration

die auf den Referenzwert (Gitter-AH) bezogene mittlere Kühlmitteltemperatur des betrachteten Elements in der Tabelle dargestellt. Es zeigt sich:

- Der Wendeldraht - AH ergibt die größten Kühlmittel-Temperaturvariationen im Elementquerschnitt (heiße Kanäle im Zentrum, kalte im Wandbereich), alle übrigen betrachteten AH zeigen etwa gleiche Temperaturverläufe.
- Die auf den Referenzwert bezogene mittlere Kühlmitteltemperatur im Bündel ist am ungünstigsten für den Wendeldraht - AH, am günstigsten für den 1/2-Wendeldraht und Rippenabstandshalter. Der Leistungsformfaktor beeinflusst diese Tendenzen geringfügig.

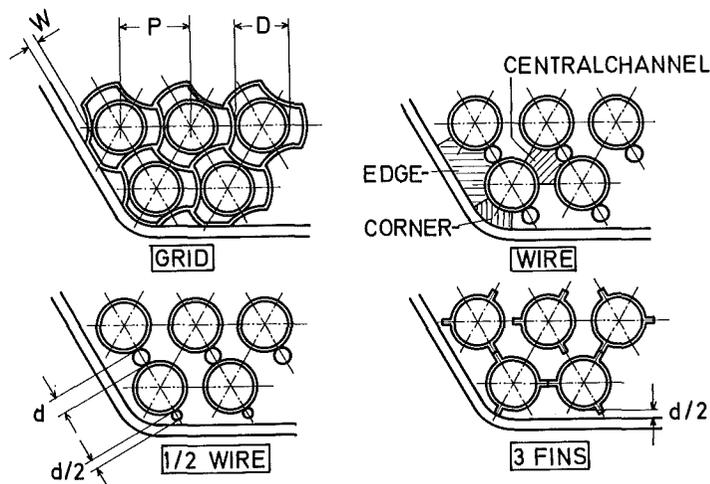


Abb. 1: Abstandshaltertypen

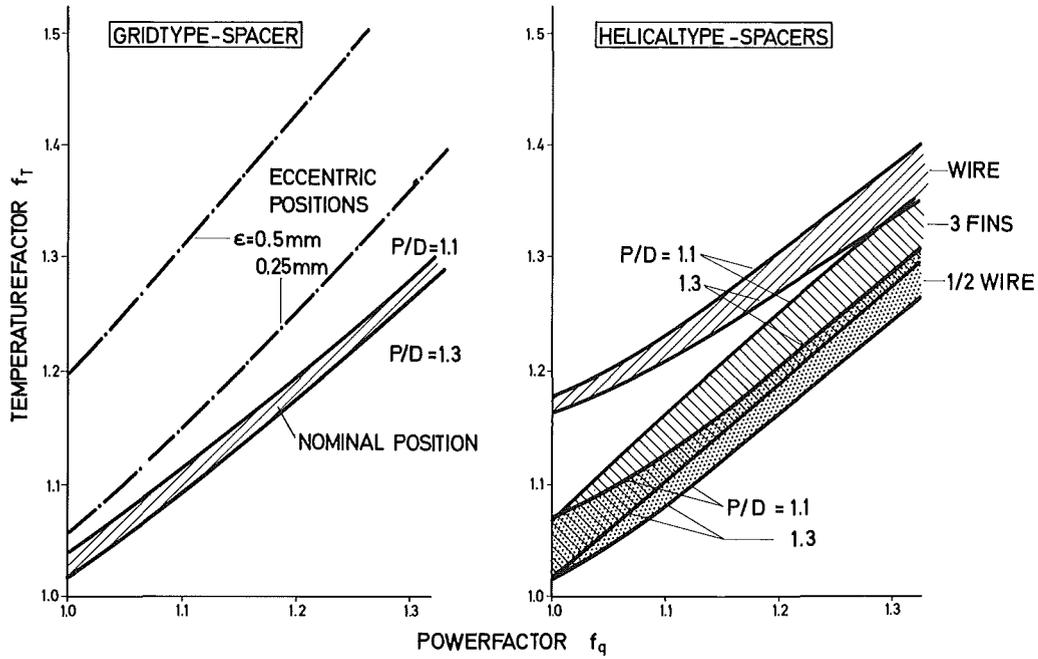


Abb. 2: Temperaturformfaktor als Funktion des Leistungsformfaktors für verschiedene Abstandshaltertypen

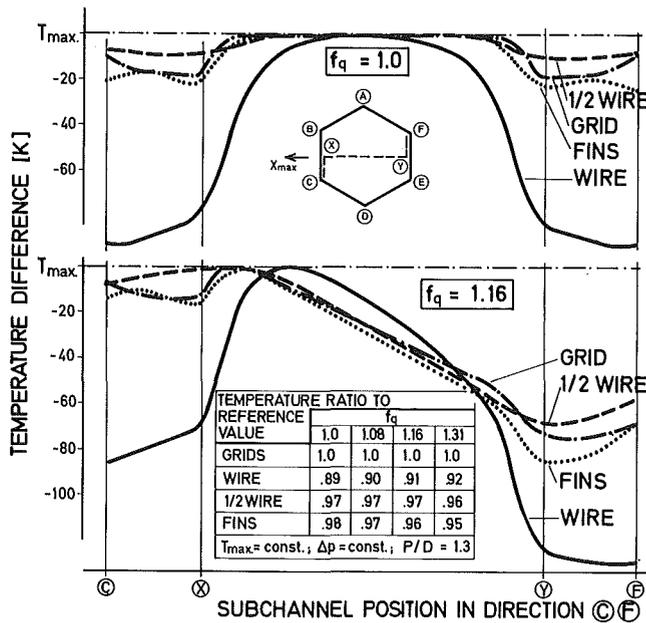


Abb. 3: Kühlmittel-Temperatur-Verteilung im Bündelquerschnitt mit verschiedenen Abstandshaltertypen