

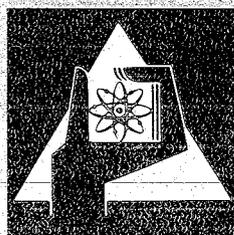
**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

Juli 1975

KFK 1275/1  
EUR 5202 d

Projekt Schneller Brüter

1. Vierteljahresbericht 1975



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

**KARLSRUHE**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1275/1

EUR 5202 d

Projekt Schneller Brüter

1. Vierteljahresbericht 1975

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe

---



## Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 1. Vierteljahres 1975, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe durchgeführt worden sind.

Einige der wesentlichsten Ergebnisse aus den Teilprojekten:

### Brennstabentwicklung:

Für Mischoxid-Brennstäbe des SNR 2 wurden die Stöchiometrieverschiebung und die radiale Sauerstoffverteilung in Abhängigkeit vom Abbrand berechnet. Es zeigte sich, daß der Brennstoff nach etwa 6% Abbrand stöchiometrisch wird. Die Ergebnisse unterscheiden sich wesentlich von denjenigen der Bestrahlungsexperimente, die an Mischoxiden mit angereichertem Uran durchgeführt worden sind.

Bei der Nachuntersuchung der Rapsodie-Bestrahlungsexperimente wurde im Rahmen einer Gefügeanalyse die Porositätsverteilung in Abhängigkeit von der Ausgangsstöchiometrie bestimmt.

Die im FR 2 seit 1965 für PSB durchgeführten Kapselversuche sind in einer Übersicht zusammengefaßt. - Laufende und geplante Kapsel- und Loopbestrahlungsversuche im BR 2 werden beschrieben.

Eine modelltheoretische Analyse des Bestrahlungsverhaltens eines heliumgebundenen Mischkarbidbrennstabes mit hochdichten Tabletten und großer Spaltbreite ergibt eine wesentliche Begrenzung der zulässigen Stableistung für diesen Brennstabtyp.

### Materialuntersuchung:

An verschiedenartig vorbehandelten Hüllmaterialproben wurden Zugfestigkeit und Langzeitverhalten bestimmt. - Ferner wird über mechanische Untersuchungen an mit Spaltprodukten korrodierten Proben berichtet. Danach wirkt sich die Innenkorrosion auf die Zeitstandfestigkeit bedeutend stärker als auf die Zugfestigkeit aus. Legierungen mit großer Korngrenzenfestigkeit werden relativ stark beeinflusst, da der Korrosionsangriff bevorzugt an den Korngrenzen stattfindet. Die Duktilität wird durch die Innenkorrosion häufig auf weniger als die Hälfte des Ausgangsbetrages reduziert.

Bestrahlungsnachuntersuchungen an Rohrproben, die in dem Vorhaben Mol 2 mit Innendruck beaufschlagt waren, zeigten keinen eindeutigen Einfluß der Bestrahlungstemperatur auf die beobachtete Abnahme der Zeitstandfestigkeit. An Proben aus dem Bestrahlungsversuch DFR 397 wurde eine Zunahme der Festigkeit durch Bestrahlung bei hohen Temperaturen festgestellt, was sich auf Porenbildung zurückführen läßt. Das Schwellverhalten von Hüllrohrstählen wurde anhand von Bestrahlungsergebnissen im DFR und von Simulationsbestrahlungen im VEC weiter untersucht.

#### Korrosionsuntersuchungen:

Über die Abtragung an den Hüllrohrproben durch Natrium im 10000 h Korrosionsversuch liegen Ergebnisse vor. Sie lassen erwarten, daß man Korrosions- und Massetransporterscheinungen im SNR 300 durch strengere Sauerstoffspezifikation vermindern kann.

#### Physik:

Zur Überprüfung von Abschirmungsberechnungsverfahren wurde das  $\gamma$ -Spektrum in SNEAK 9C-1 und 9C-2 mit Si(Li)-Halbleiterdetektoren gemessen. Die Brutmantelspektren erwiesen sich als geringfügig härter als die Spektren in der Spaltzone; die Pu-Spektren sind etwas härter als die entsprechenden Uranspektren. Eine Erklärung dieses Ergebnisses wird von Untersuchungen mittels eines  $\gamma$ -Transport-Programmes erwartet.

Für reaktortheorietische Berechnungen wurden zwei 2-dimensionale Diffusionsprogramme miteinander verglichen, sowie ein 3-dimensionales Diffusionsprogramm mit einem Flußsyntheseprogramm. Für den Karlsruher Monte-Carlo-Code wurde ein verbessertes Quelliterationsschema erstellt.

#### Sicherheit und Instrumentierung:

Für die Berechnung schwerer hypothetischer Störfälle hat sich neben der Energiefreisetzung die Menge des verdampften Brennstoffes als wichtiger weiterer Indikator für das Gefahrenpotential eines Unfalls gezeigt. Für einen Rampenstörfall wurde der Einfluß unterschiedlicher Versagenskriterien untersucht, insbes. bzgl. ihrer Auswirkungen auf die im allgemeinen nachfolgende Brennstoff-Natrium-Reaktion.

Theoretisch und experimentell wird die Verformung von Brennelementen durch äußere Querlasten untersucht. Nach den Berechnungen im Zusammenhang mit Sprengversuchen in

Foulness reduziert die Kühlmittelbewegung die Stoßkräfte bei Kollision benachbarter Brennelemente. Bisher sind 5 Sprengversuche an Reaktorkernmodellen durchgeführt worden, wobei keine untolerierbaren Schäden aufgetreten sind. - Eine relativ gute Übereinstimmung wurde zwischen Versuchsergebnissen und numerischen Resultaten zum quasistatischen und transienten Abplattverhalten eines Einzel-Brennelementes festgestellt.

Die ersten Natriumsiederversuche in einem 7-Stab-Bündel sind ausgewertet, Vorbereitungen für entsprechende Versuche in einem (28-Stab-)Bündelausschnitt bei RCN und in einem Groß-Bündel im IRE weit fortgeschritten.

Untersuchungen an der KNK I haben gezeigt, daß die Messung von Na-Temperaturfluktuationen am Brennelement wesentliche Informationen über den Reaktorzustand liefert und die eingesetzten Stahl-Natrium-Thermoelemente hierfür geeignete Meßfühler sind.

#### Technologie:

Von Verschweiß- und von Verschleißversuchen unter Natrium liegen neuere Ergebnisse vor, die für die Auswahl geeigneter SNR-Distanzpflasterwerkstoffe von Bedeutung sind.

Der Einfluß von Gasblasen auf die Temperaturverteilung einer thermisch hochbelasteten Oberfläche (Brennstäbe und Brutstäbe) in Na-Strömung wurde in einer ersten Serie von Wasserversuchen studiert.

Es liegen Berichte über den Fortgang von Entwurfsstudien für große Na-Brüter und He-Brüter vor. Für den Kern des SNR 2 wurde der Einfluß der wichtigsten Kernparameter auf verschiedene Wirtschaftlichkeitskriterien untersucht und daraufhin ein vorläufiger Referenzkern vorgeschlagen. Für den Entwurf eines 1000 MWe Gasbrüters werden Sicherheitsfragen diskutiert.

Der Bericht wurde zusammengestellt von R.Hüper

Summary

This report describes work performed in the first quarter of 1975 at Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe, within the framework of the Fast Breeder Project (PSB).

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

Fuel Pin Development:

For mixed oxide fuel pins of the SNR 2 the shift in stoichiometry and the radial oxygen distribution were calculated as a function of burnup. It turned out that fuel becomes stoichiometric after approximately 6 % burnup. The results differ greatly from those achieved by in-pile experiments carried out on mixed oxides with enriched uranium.

In the post-irradiation examination of the Rapsodie in-pile experiments the porosity distribution was determined as a function of the initial stoichiometry within the framework of a structural analysis.

The capsule tests performed on behalf of PSB in the FR 2 since 1965 have been summarized in a survey. In addition the current and the planned BR-2 capsule and loop in-pile experiments are described. - A model theory analysis of the in-pile behavior of a helium-bonded mixed carbide fuel pin with high density pellets and large gap width indicates a major limitation of the permissible linear rod power for this type of fuel pin.

Materials Studies:

The tensile strength and the creep rupture behavior were determined on cladding material samples which had undergone various pre-treatments.

Moreover, the report covers mechanical studies of samples corroded by fission products. According to these studies, internal corrosion has a much stronger effect on the creep rupture strength than on the tensile strength. Alloys with high grain boundary stability are influenced relatively strongly because the corrosion attack will occur preferably along the grain boundaries. The ductility is frequently reduced to less than half the initial amount as a result of internal corrosion.

Post-irradiation examinations of tube samples subjected to internal pressures in the Mol 2 project did not reveal any clearcut influence of the irradiation temperature on the observed decrease of creep rupture strength. Samples taken from the DFR 397 in-pile test showed an increase in strength as a result of irradiation at high temperatures, which can be attributed to void formation. The swelling behavior of cladding tube steels was further investigated in the light of in-pile results in DFR and of simulation irradiations in VEC.

#### Corrosion Studies:

Results have been elaborated on the wear of cladding tube samples as a consequence of sodium exposure in the 10,000 h corrosion experiment. They seem to indicate that corrosion and mass transfer phenomena in SNR 300 can be prevented by more rigid oxygen specifications.

#### Physics:

The  $\gamma$ -spectrum in SNEAK 9C-1 and 9C-2 was measured by means of Si (Li) solid state detectors for verification of methods of shielding calculation. The blanket spectra turned out to be slightly harder than the spectra in the fissile zone; the plutonium spectra are slightly harder than the respective uranium spectra. This result is expected to be explained by studies to be carried out on the basis of a  $\gamma$ -transport program.

For reactor theoretical calculations two 2-dimensional diffusion programs were compared with each other, and a 3-dimensional diffusion program was compared with a flux synthesis program. An improved source iteration scheme was drafted for the Karlsruhe Monte Carlo code.

Safety and Instrumentation:

In calculating severe hypothetical accidents, the amount of fuel evaporated has turned out to be another important indicator of the hazard potential of an accident.

The influences of various failure criteria were studied for a ramp incident, especially with regard to their effects upon the fuel-sodium interaction generally following this phase.

Theoretically and experimentally the deformation of fuel elements by external transverse loads is investigated. After calculations carried out in connection with explosion experiments at Foulness the coolant movement reduces the impact forces generated in the collision of adjacent fuel elements. So far, five explosion experiments have been carried out on reactor core models with no intolerable damage resulting. Relatively good agreement was found between the experimental results and the numerical results on the quasi-steady state and transient flattening behaviors of a single fuel element.

The first few sodium boiling experiments on a 7-pin bundle have been evaluated; preparations for the respective experiments in a (28-pin) bundle section at RCN and a large bundle at IRE have made good progress. Studies on KNK I have shown that the measurement of sodium temperature fluctuations on the fuel supplies important information on the condition of the reactor and that the steel-sodium thermocouples used are measuring sensors lending themselves well to this application.

Technology:

More recent results have been made available of seizing (self-welding) and wear experiments under sodium which are important for the choice of suitable SNR distance pad materials.

The influence of gas bubbles on the temperature distribution of a surface under high thermal load (fuel pins and blanket pins) in a sodium flow was studied in a first series of water experiments.

Reports are available on the continuation of design studies of large sodium breeders and helium breeders. For the SNR 2 core the influence of the most important core parameters on various economical criteria was investigated and a provisional reference core was suggested on the basis of these studies. Safety problems are being discussed for the design draft of a 1000 MWe gas cooled breeder.

This report was compiled by R. Hüper.

### Erläuterungen

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

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

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

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

Ferner liegen Beiträge der Firmen INTERATOM (1231.1, zus. mit INR) und KWU (1281, zus. mit INR) vor.

Inhaltsübersicht <sup>+</sup>)

112	BRENNSTABENTWICKLUNG
113	MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG
114	KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN
121	PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE
122	REAKTORTHEORIE
123	SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN
124	INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG
126	NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE
127	THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS
128	ENTWURFSSTUDIEN ZU GASGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN
129	ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN

+ )

Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Kennzahlen.

Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnummeriert.

---

Zum Druck eingereicht im Juni 1975



- 112 BRENNSTABENTWICKLUNG
- 1121 Oxidischer Brennstoff - Laboruntersuchungen
- 1121.2 Untersuchung thermodynamischer und chemischer  
Eigenschaften
- 1121.21 Stöchiometrieverschiebung und radiale Sauerstoffverteilung  
in SNR-2-Brennstäben<sup>F</sup>  
(M. Bober, G. Schumacher, INR)

Das chemische Potential des Sauerstoffs im Mischoxidbrennstab beeinflusst entscheidend die Reaktion des Sauerstoffs mit der Hülle und die Entmischungsvorgänge im Temperaturgradienten. Mit einem verstärkten Hüllangriff durch Cäsium muß z.B. gerechnet werden, wenn das O/(U+Pu)-Verhältnis  $O/M > 2$  ist /1/. Neuere Untersuchungen zeigten, daß der Korngrenzenangriff des Cäsiumoxids in einem Brennstoff mit 25 Mol% Plutoniumoxid bei  $O/M=2,0004$  einsetzt, während der Korngrenzenangriff des Tellurs schon bei  $O/M=1,998$  beginnt, wenn das atomare Mengenverhältnis  $Cs/Te < 2$  ist /2/. Die Entmischung von Uran und Plutonium wird in der Nähe des stöchiometrischen Zustandes bedeutend und führt zu Zentraltemperaturerhöhungen von bis zu  $150^{\circ}\text{C}$ , während in unterstöchiometrischem Mischoxid nur geringe Effekte mit Temperaturerhöhungen von  $50^{\circ}\text{C}$  auftreten, wenn die mittlere Stableistung nicht höher als  $450^{\circ}\text{C}$  ist /3/. Die radiale Sauerstoffverteilung beeinflusst auch direkt das Temperaturprofil, weil die Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs mit  $O/M$  abnimmt.

Zwei Prozesse bestimmen den Stöchiometriezustand und damit das Sauerstoffpotential des Mischoxids im Brennstab während der Bestrahlung:

---

<sup>F</sup> Zuletzt berichtet im KFK 1273/3, S. 112-8

/1/ O.Götzmann, P.Hofmann KFK 1619 (1972)

/2/ E.A. Aitken, M.G.Adamson, D.Dutina, S.K.Evans  
Fission product reactions and thermomigration in breeder  
reactor oxid fuel systems.  
Proc. IAEA Symp. on Thermodynamics on Nuclear Materials  
(Paper IAEA-SM-190/52) Vienna (1974)

/3/ M. Bober, G. Schumacher, KFK 1904 (1974)

- die Zunahme des an Uran und Plutonium gebundenen Sauerstoffs des O/M mit dem Abbrand, hervorgerufen durch die bei Spaltung und Konversion freigesetzten Sauerstoffatome, die nicht vollständig von den entstehenden Spaltprodukten gebunden werden;
- der Transport des Sauerstoffs im Temperaturgradienten, der eine Verschiebung des Sauerstoffs zu niedrigeren Temperaturen, d.h. in die Nähe der Brennstabhülle, bewirkt.

Zunächst soll die O/M-Zunahme mit dem Abbrand berechnet werden. Wie an anderer Stelle /4/ abgeleitet, erhält man:

$$\frac{O}{M} = \left[ \left( \frac{O}{M} \right)^0 - 0,01b \sum_i f_i \sum_k S_k Y_k^i \right] / (1-b) \quad (1)$$

Darin sind:

$\left( \frac{O}{M} \right)^0$  = Anfangswert des O/(U+Pu)-Verhältnisses  
(Abbrand 0)

b = Abbrand als Atombruch

$f_i$  = Anzahl der Spaltungen der Spaltstoffisotope  
i (U-235, U-238, Pu 239, Pu-240, Pu-241)  
dividiert durch die Gesamtzahl der Spaltungen  
nach /4/

$S_k$  = das Verhältnis der Sauerstoffatome zu den  
Spaltproduktatomen k in den stabilen Spaltprodukt-  
oxiden

$Y_k^i$  = Zahl der Atome des k-ten Spaltproduktes (stabile  
Oxidbildner), bezogen auf 100 Spaltungen des  
Spaltstoffisotops i.

Die Summenterme in Gleichung (1) lassen sich für das Neutronenflußspektrum und den Brennstoff des SNR-2 in guter Näherung wie folgt darstellen:

$$\sum_i f_i \sum_k S_k Y_k^i = 157 - 54 x_{Pu} + 94 x_{Pu}^2, \quad (2)$$

wobei  $x_{\text{Pu}}$  der Molenbruch des Plutoniumoxids im Mischoxid ist, für den in guter Näherung die Ausgangskonzentration des Plutoniums eingesetzt werden kann /4/. Die Isotopenzusammensetzung des Plutoniums im SNR-2-Brennstoff wurde wie in Tabelle 1 gezeigt angenommen /5/.

Tabelle 1: Angenommene Isotopenzusammensetzung des SNR-2-Brennstoffs /5/

Pu-239	75 %
Pu-240	22 %
Pu-241	3 %

Mit Gl. (1) und (2) ergibt sich für  $0,1 < x_{\text{Pu}} < 0,3$  in guter Näherung für O/M als Funktion des Abbrands:

$$\frac{O}{M} = \left[ \left( \frac{O}{M} \right)^0 - b(1,57 - 0,54 x_{\text{Pu}} + 0,94 x_{\text{Pu}}^2) \right] / (1+b) \quad (3)$$

Diese einfache Beziehung gilt nur, solange nicht der stöchiometrische Zustand erreicht wird und damit die Oxidation des Cäsiums und Molybdäns ins Spiel kommt. Im Gleichgewicht mit  $\text{Cs}_2\text{O}$  beträgt  $O/M=2$  und im Gleichgewicht mit  $\text{MoO}_2$  2,0001. Darüber hinaus vergrößert sich O/M nicht, da genügend Molybdän zum Gettern des überschüssigen Sauerstoffs vorhanden ist.

Abb. 1 zeigt, wie O/M in einem SNR-2-Brennstab mit dem Abbrand ansteigt. Den Einfluß unterschiedlicher Plutoniumkonzentration stellen die gestrichelten und die durchgezogenen Kurven, die einen Brennstoff mit 12 bzw. 30 Mol % Plutoniumoxid repräsentieren. Wie man sieht, sind die Unterschiede unbedeutend. Vernachlässigbar sind auch die Unterschiede zu den Ergebnissen, die für den SNR-300 erhalten wurden /4/. Die Diagramme sind unmittelbar vergleichbar.

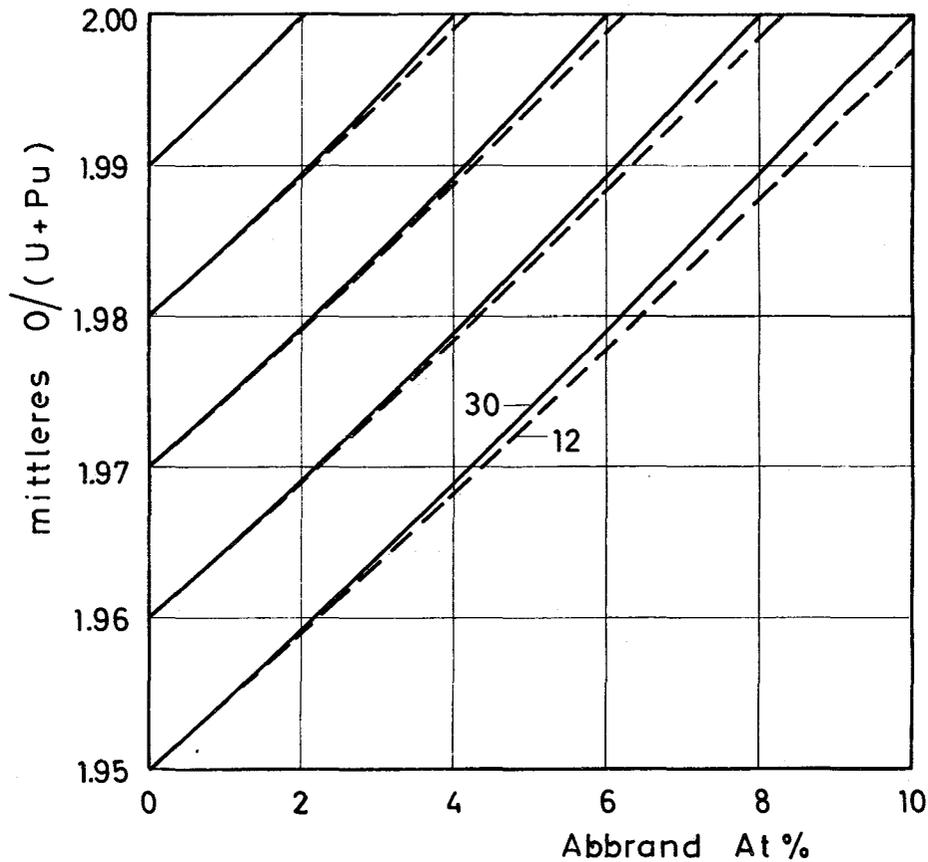


Abb. 1 Anstieg des O/(U+Pu)-Verhältnisses (O/M) mit dem Abbrand im Mischoxid-Brennstab des Reaktors SNR-2, wenn die Plutoniumoxidkonzentration 12 (gestrichelt) bis 30 (durchgezogen) Mol% beträgt.

Die Kurven in Abb. 1 zeigen, daß man einen Mischoxidbrennstoff mit  $O/M=1,95$  einsetzen muß, wenn der Brennstoff erst nach einem Abbrand von 10% stöchiometrisch werden soll. Mit einem anfänglichen  $O/M=1,97$  wird das Mischoxid bereits nach 6% Abbrand stöchiometrisch. Ganz andere Verhältnisse liegen bei Mischoxiden

mit angereicherterem Uran vor, wo der O/M-Anstieg mit dem Abbrand wesentlich geringer ist /4/. Der stöchiometrische Zustand wird in diesem Fall erst sehr spät oder gar nicht erreicht, so daß die Ergebnisse von Bestrahlungsexperimenten mit solchen Mischoxiden auf den SNR-300 oder SNR-2 nicht anwendbar sind.

Die radiale Verteilung des Sauerstoffs wird unter der Annahme, daß sich ein stationärer Zustand einstellt, bei dem die Festkörperdiffusion des Sauerstoffs dominiert, errechnet. Da diese Annahme gerechtfertigt ist, erhält man aus der Soret-Beziehung /4/:

$$Q_v^*(y) = -27000 + 76000 y/x_{Pu}, \quad (\text{cal/mol}). \quad (5)$$

wobei  $y=2\text{-O/M}$ ,  $Y_0$  bzw.  $T_0$  Werte an der Brennstoffperipherie,  $R$  die allgemeine Gaskonstante, und  $Q_v^*(y)$  die von  $y$  abhängige Überführungswärme der Sauerstoffleiterstellen sind. Es ist /6/:

$$y = Y_0 \exp \left[ \frac{1}{R} Q_v^*(y) \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]. \quad (4)$$

Gleichung (4) ist wegen der komplizierten Abhängigkeit von  $y$  nur numerisch zu lösen.

Die nach (4) im Mischoxidbrennstab zu erwartende Sauerstoffverteilung ist in den Abb. 2 bzw. 3 für Ausgangs-O/M von 1,96 bzw. 1,97 und Plutoniumoxidkonzentrationen von 12, 15 und 20 Mol% dargestellt. Die Diagramme zeigen Verteilungen für 0 und 5% Abbrand. Abb. 2 enthält nicht die Kurven für 12 Mol% Plutoniumoxid, da in diesem Fall ein Ausgangszustand von O/M = 1,96 von den Herstellern nicht realisiert werden kann. Es wurde schon früher gezeigt /4/, daß Veränderungen der Temperaturverteilung, z.B. hervorgerufen durch Strukturumwandlungen oder Leistungsänderungen, keine wesentliche Rolle für die Sauerstoffverteilung spielen. Es genügt daher, wie in Abb. 2 und 3 die radiale Verteilung des Sauerstoffs für ein typisches Temperaturprofil zu betrachten.

---

/6/ C. Sari, G. Schumacher

Radial transport of oxygen in mixed oxide fuel pins

IAEA Symp. on Thermodynamics of Nuclear Materials  
Vienna (1974), (Paper SM-190/33)

Die Abb. 2 und 3 zeigen im Vergleich mit früheren Rechnungen /4/ deutlich, daß eine Darstellung der Sauerstoffverteilung über der Wertigkeit des Plutoniums günstiger ist, weil in diesem Fall eine von der Plutoniumoxidkonzentration unabhängige Darstellung möglich ist. Hier wurde der Einheitlichkeit wegen O/M als Funktion des Brennstabradius aufgetragen. Es ist zu erkennen, daß O/M im unterstöchiometrischen Mischoxid am Rande zwischen 1,996 und 2 liegt, also unter dem Wert, der mit  $\text{Cs}_2\text{O}$  bzw.  $\text{MoO}_2$  im Gleichgewicht ist, aber teilweise über dem für den Angriff des Tellurs interessanten Wert von 1,998. Das bedeutet, daß nur Tellur als Reaktionspartner in Frage kommt, wenn man den Brennstoff unterstöchiometrisch halten kann. Will man auch den Tellurangriff unterbinden, müßten Sauerstoffgetter eingesetzt werden. Die Stärke des Tellurangriffs hängt jedoch neben dem Sauerstoffpotential entscheidend von der Konzentration der anderen Spaltprodukte an der Hülle, z.B. von Cäsium und Molybdän ab /7/. Bei der Beurteilung seiner Bedeutung für den gesamten Hüllangriff spielen also Transportprozesse der Spaltprodukte im Temperaturgradienten eine wichtige Rolle.

Vorausgesetzt, daß die Lagerungs- und Weiterverarbeitungsprobleme gelöst werden können, geben die Hersteller heute an, in einem Brennstoff mit 30 Mol% Plutoniumoxid  $\text{O/M} = 1,94$  einstellen zu können. Für den SNR-2 bedeutet das bei 12 Mol% Plutoniumoxid in der inneren Spaltzone  $\text{O/M} = 1,976$  und bei 15 Mol% Plutoniumoxid in der äußeren Spaltzone  $\text{O/M} = 1,97$ . Die Rechnungen ergeben in diesem Fall, daß der Brennstoff nach etwa 6% Abbrand stöchiometrisch wird, d.h. ein verstärkter Hüllangriff würde erst einsetzen, nachdem 6% Abbrand überschritten sind.

---

/7/ P. Hofmann

Untersuchungen zum Reaktionsverhalten von Stählen mit simulierten Spaltprodukten in Gegenwart von  $\text{UO}_2$ ,  $(\text{U,Pu})\text{O}_2$  und UC und Möglichkeiten zur Verbesserung des Verträglichkeitsverhaltens von oxidischen Brennstäben

KFK 1831 (1974)

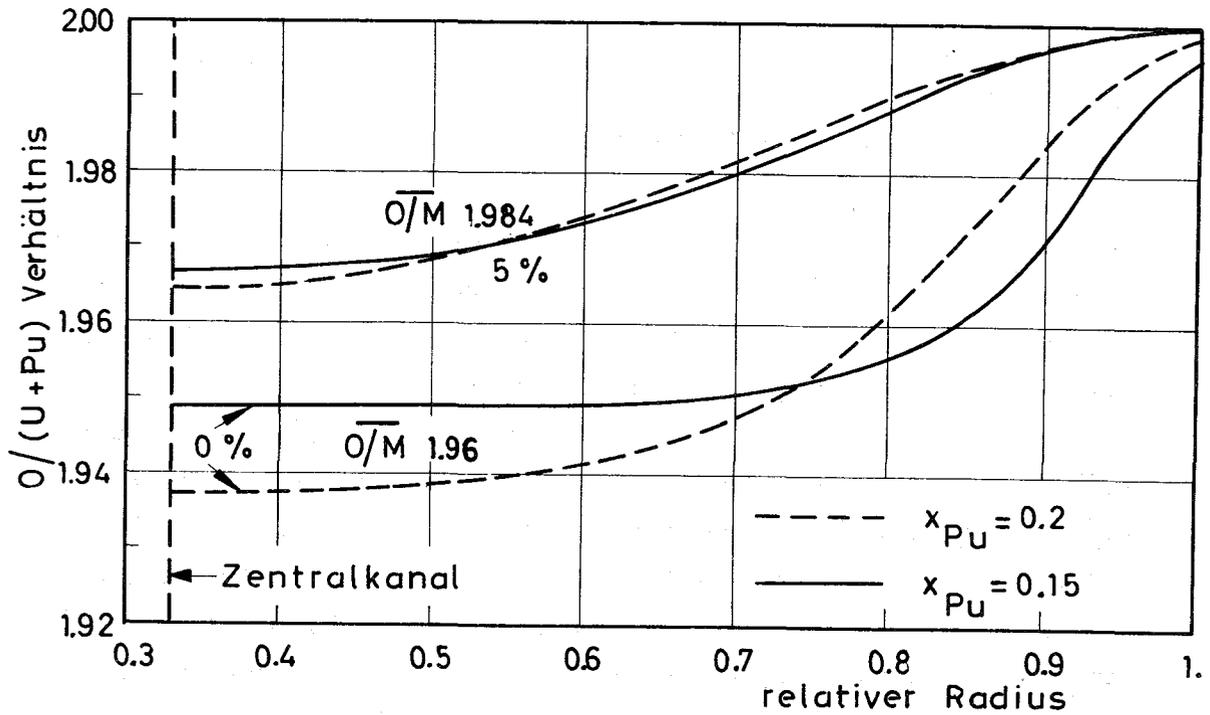


Abb. 2 Radiale Sauerstoffverteilung im SNR-2-Brennstab

Mit  $(U_{(1-x)}Pu_x)O_{1,96}$  für 0 und 5% Abbrand.

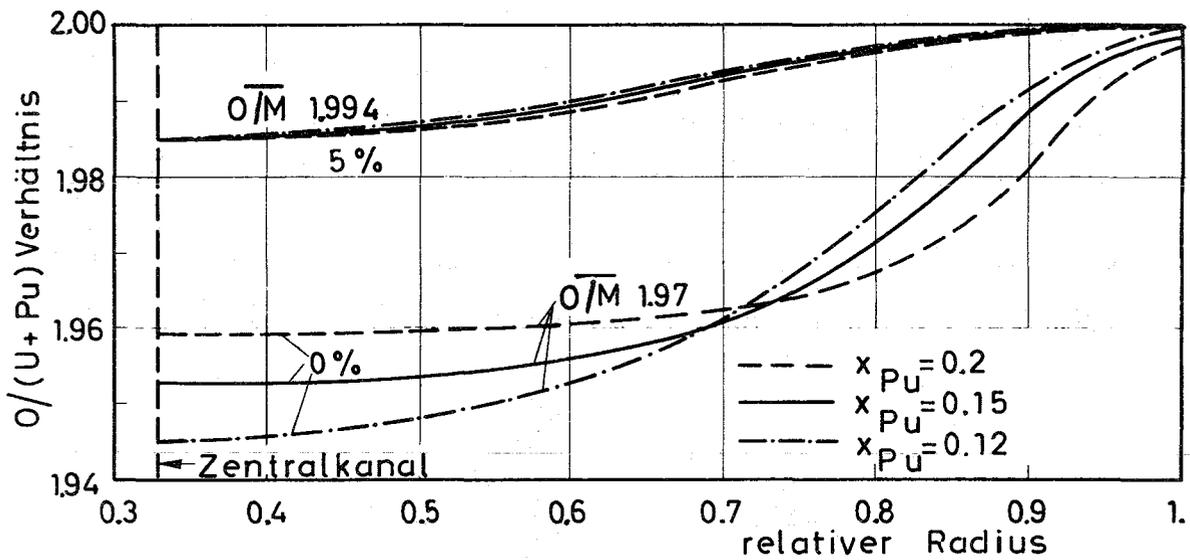


Abb. 3 Radiale Sauerstoffverteilung im SNR-2-Brennstab

mit  $(U_{(1-x)}Pu_x)O_{1,97}$  für 0 und 5% Abbrand.

Veröffentl.:

(1) M. Bober, G. Schumacher

Thermodiffusion in oxidischen Kernbrennstoffen

KFK 2200 (1975)

## 1121.22 Versuche zur Verträglichkeit oxidischer Brennstoff/Hülle\*

(O.Götzmann, P. Hofmann, IMF)

Bei den bisherigen Untersuchungen zum Verträglichkeitsverhalten mit oxidischem Brennstoff hat sich herausgestellt, daß an allen austenitischen Stählen zwar die gleichen Angrifferscheinungen auftreten, daß es aber Unterschiede im Angriffsumfang geben kann, die z.T. auf die Zusammensetzung, z.T. auf den Vorbehandlungszustand des Materials zurückgeführt werden müssen. Um diese Unterschiede im Angriffsumfang festzustellen, wurden Korrosionsuntersuchungen an den Stählen vom Typ 1.4981, 1.4988, 1.4970 und 1.4919 (entspricht dem AISI 316) durchgeführt, d.h. Flachzerreissproben dieser Stähle wurden in Kontakt mit überstöchiometrischem  $UO_2$ , dem die Spaltproduktelemente Cäsium, Jod und Tellur zugemischt wurden, geglüht. Die Menge der zugemischten Spaltproduktelemente sollte die Brennstoffzusammensetzung nach einem Abbrand von 10% simulieren. Die Stahlproben kamen im lösungsgeglühten, kaltverformten und ausgelagerten Vorbehandlungszustand zum Einsatz. Die Korrosionsglühungen fanden bei  $650^\circ C$  über eine Dauer von 1000 h statt. Nach den Glühungen wurden zunächst die Angriffstiefen an den Kopfenden der Flachzerreissproben ausgemessen. Danach wurden in einem Kurzzeit-Zerreissversuch bei Raumtemperatur die mechanischen Eigenschaften der korrodierten Proben bestimmt.

In der Abb. 4 sind die an den verschiedenen Stahltypen in den angegebenen Vorbehandlungszuständen gemessenen Angriffstiefen aufgetragen,

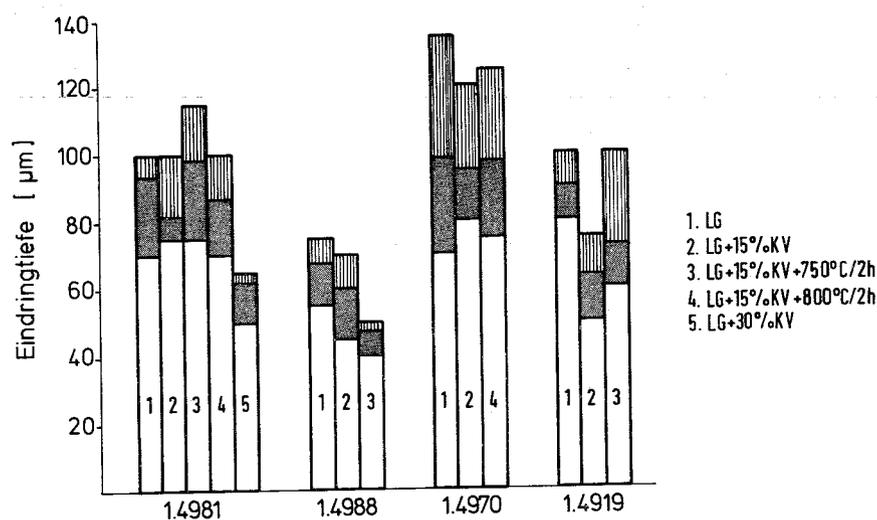


Abb. 4: Angriffstiefen an Stahlproben durch  $UO_{208}+Sp.$  (10At% sim. Abbr.) bei  $650^\circ C/1000h$

\* BzFE Nr. 313.1

und zwar jeweils als maximale, mittlere und minimale Angriffstiefen. Ausser beim 4981-Stahl standen pro Messwert drei Proben zur Verfügung. Die Abbildung zeigt, dass die Tiefe der Korrosion im wesentlichen vom Stahltyp abhängt. Der Einfluss des Vorbehandlungszustandes ist dagegen von zweitrangiger Bedeutung. Beim 4981-Stahl ist erst bei einer Kaltverformung von 30% eine Abweichung zu deutlich geringeren Korrosionstiefen erkennbar. Ein gleichgerichteter Einfluss des Vorbehandlungszustandes auf die Korrosionstiefe ist bei allen Stahltypen im Rahmen der untersuchten Vorbehandlungszustände nicht zu erkennen. Während beim 4988-Stahl die Auslagerung nach der Kaltverformung eine Reduzierung der Angriffstiefen gebracht hat, war die Auslagerung beim 4919 nicht von Vorteil. Von den vier untersuchten Stählen erfuhr der 4988 den geringsten Angriff.

In der Abb. 5 sind die mechanischen Eigenschaften nach der Korrosionsglühung aufgetragen. Die Belastbarkeit des 4988-Stahls nach der Korro-

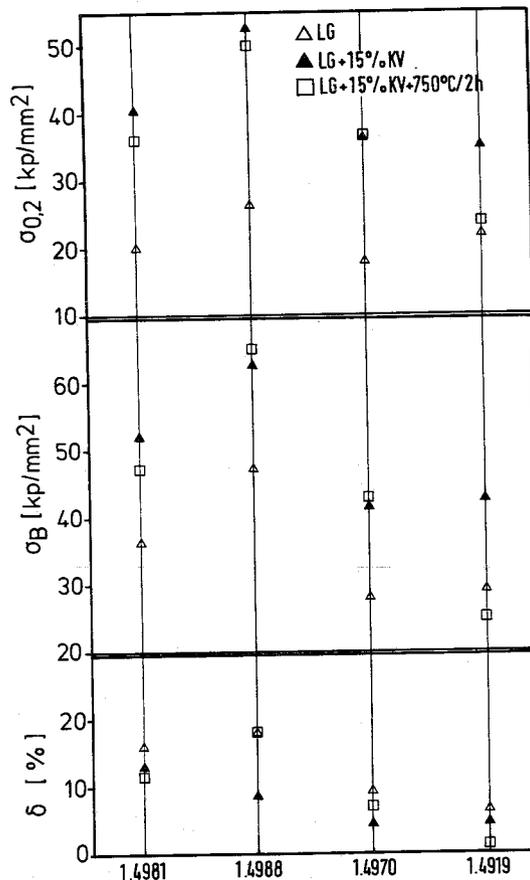


Abb. 5 : Mech. Kurzzeit-Eigenschaften von St.-Proben nach Korrosion bei RT. ( $UO_{2,08}$  + Sp, sim. Abbr. 10At%, 650°C/1000h)

sion ist, wenn gleiche Vorbehandlungszustände verglichen werden, noch am grössten. Im allgemeinen wird die geringste Bruchfestigkeit und die grösste Bruchdehnung an Proben, die im lösungsgeglühten Zustand eingesetzt wurden, gemessen. Dies traf jedoch auch für die nichtkorrodierten Vergleichsproben zu. Eine bessere Abschätzung des Einflusses der chemischen Wechselwirkungen erhält man durch einen Vergleich der mechanischen Eigenschaften der korrodierten Proben mit denen der nichtkorrodierten Vergleichsproben. In der Abb. 6 sind daher die Änderungen der mechanischen Eigenschaften aufgetragen. Die geringste Abweichung der Bruchfestigkeit ist für den 4988-Stahl zu erkennen, während die geringsten Abweichungen in der Bruchdehnung im allgemeinen beim 4981-Stahl auftreten. Lediglich für den ausgelagerten Zustand des 4988-Stahls wurde eine geringere Duktilitätsänderung gemessen. Die grösste Abweichung in der Belastbarkeit wie auch

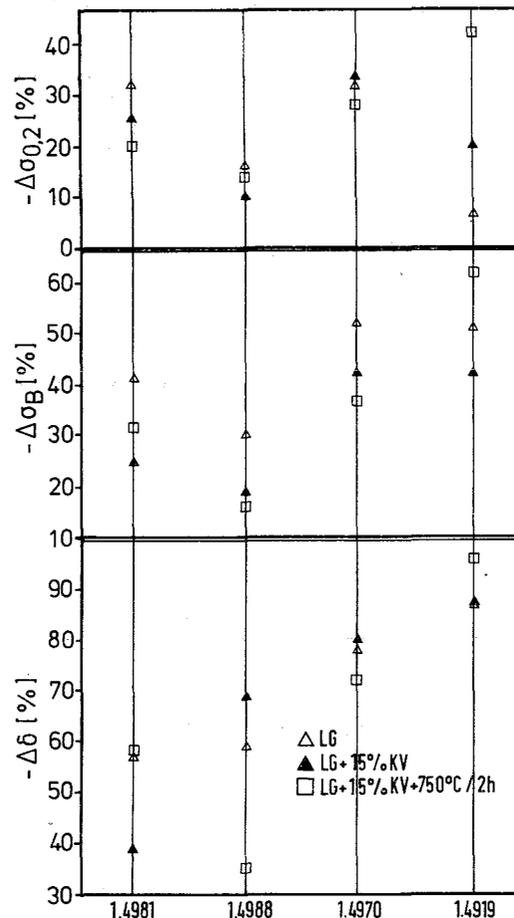


Abb. 6: Änderung der mech. Kurzzeit-Eigenschaften von St.-Proben bei RT. durch Korrosion ( $UO_{2,08} + Sp. sim. Abbr. 10At\%, 650^{\circ}C/1000h$ )

in der Bruchdehnung finden wir beim 4919-Stahl. Der Stahl vom Typ 4970 steht dazwischen. Er wird durch die Korrosion stärker in Mitleiden-schaft gezogen als die Stähle vom Typ 4981 und 4988, aber immer noch weniger als der Stahl vom Typ 4919.

In der Abb. 7 ist das Verhältnis der theoretischen zur gemessenen Korrosionstiefe aufgetragen. Die theoretische Korrosionstiefe ergibt sich aufgrund der Änderung der Bruchlast der Proben. Dieses Verhältnis gibt an, ob die Belastbarkeit des korrodierten Stahls in gleicher oder in stärkerem Masse abnimmt, als es der gemessenen Korrosionstiefe entspricht. Obwohl in der Abb. 7 nicht nach Vorbehandlungszuständen differenziert wird, erkennt man doch, dass sich 4970- und 4919-Stahl schlechter **verhalten** als die Stähle vom Typ 4981 und 4988. Beim 4988-Stahl entsprechen die beobachteten Angriffstiefen in etwa der effektiven Belastbarkeitsreduktion, während der 4981 sogar noch etwas stärker be-

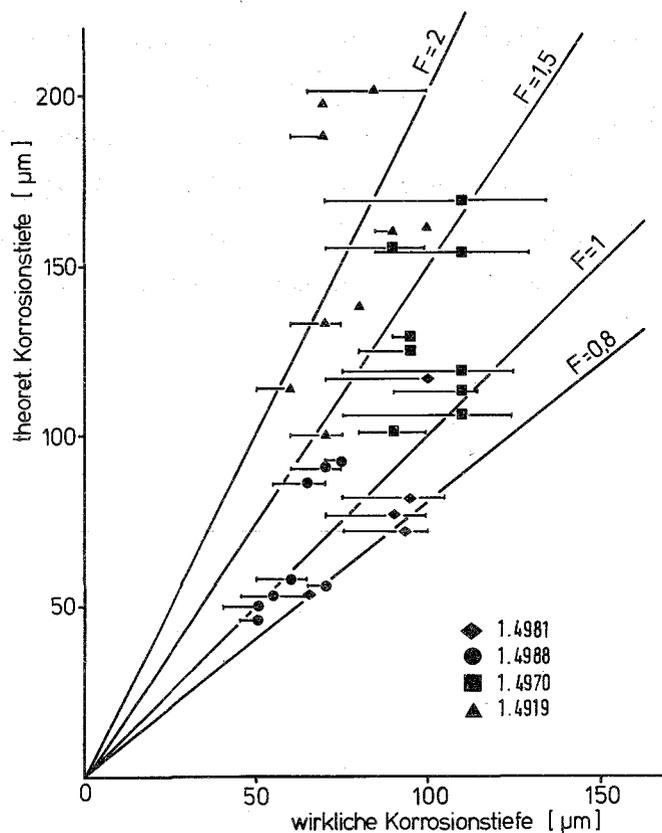


Abb. 7: Effektive Korrosionstiefe im Zugversuch an Stahlproben bei RT.  
(  $UO_{2,08} + Sp$ , sim. Abbr. 10At%, 650°C / 1000h )

lastbar ist, als es der gemessenen Korrosionstiefe entspricht. Beim 4970-Stahl dagegen müsste man eine etwas grössere als die gemessene Korrosionstiefe annehmen, um auf die effektive Belastbarkeitsverminderung zu kommen, beim 4919 sogar fast die doppelte gemessene Angriffstiefe. Im allgemeinen wurden für den lösungsgeglühten Ausgangszustand grössere Verhältniszahlen ermittelt als für die kaltverformten oder ausgelagerten Zustände.

Die Tatsache, dass auch bei Proben, für die ein Verhältnisfaktor von kleiner als eins ermittelt wurde, eine Abnahme der Bruchdehnung beobachtet werden kann, deutet darauf hin, dass die Reaktionszone eine "Fernwirkung" auf das Verhalten des unkorrodierten Teils des Probenquerschnitts hat. Wahrscheinlich handelt es sich dabei um die Kerbwirkung. Dies wird plausibel, wenn man die Angriffszonen betrachtet. Die Angriffszonen sind im allgemeinen nicht homogene Zonen mit Reaktionsprodukten, sondern Gebiete mit angegriffenen Korngrenzen, in denen der Kornverband zum grossen Teil erhalten geblieben ist. Die angegriffenen Korngrenzen könnten jedoch wie Kerben wirken und zu einem verformungsarmen Bruch führen. Bei den Proben mit einem Verhältnisfaktor von kleiner eins dominierte, was die Bruchfestigkeit betrifft, die Tragfähigkeit der Angriffszone gegenüber der Kerbwirkung der angegriffenen Korngrenzen. Bei Verhältnisfaktoren größer eins dagegen überwog die Kerbwirkung, d.h. die Tragfähigkeit der Angriffszone ist geringer geworden aufgrund einer stärkeren Durchkorrosion der sichtbaren Angriffszone.

1121.4 Mikrosondenuntersuchungen an Oxid-BrennstoffenNachuntersuchungen am Bestrahlungsexperiment Rapsodie-Monitor<sup>\*</sup>

(H. Kleykamp, IMF)

Mit dem Rapsodie-Monitor-Bestrahlungsexperiment des PSB gelangte zum ersten Mal ein Mischoxid-Brennstoff mit verschiedenen Ausgangsstöchiometrien in einem schnellen Neutronenfluss zur Bestrahlung. Die fünf 6 mm-Brennstäbe waren bei einer maximalen Stabileistung von 460 W/cm bis zu einem maximalen Abbrand von etwa 7% im Rapsodie-Reaktor bestrahlt worden. Der Brennstoff mit 30% PuO<sub>2</sub> und 83% U-235 im Uran-Anteil sowie einer Brennstoffdichte von 85% th.D. hatte verschiedene Ausgangsstöchiometrien (O/M)<sub>0</sub> von 1,96, 1,98 und 1,99. Durch diesen Parameterversuch war es möglich geworden, die Entmischungserscheinungen im Brennstoff unter Bestrahlung, wie Uran/Plutonium- und Sauerstoff/Metall-Umverteilung, in Abhängigkeit von der Ausgangsstöchiometrie zu untersuchen. Die Mikrosondenanalysen mit der abgeschirmten Cameca-Mikrosonde MS 46 wurden an drei aus dem Bereich maximaler Stabileistung ausgewählten Querschliffen der Stäbe mit verschiedenen Ausgangsstöchiometrien durchgeführt.

In allen drei Proben wurde eine Plutonium-Entmischung beobachtet, die auf Verdampfungs-Kondensations-Prozessen bevorzugt verdampfender Uran- oder Plutonium-Oxide in wandernden Poren und in Rissen und auf der Thermo-diffusion des Plutoniums im Gitter als Folge des radialen Temperaturgradienten im Brennstoff beruht (1). Oberhalb einer mittleren anfänglichen Plutonium-Valenz von 3,78 - für den Rapsodie-Brennstoff also oberhalb einer Ausgangsstöchiometrie von 1,967 - tritt bereits in der Restrukturierungsphase eine starke Plutonium-Anreicherung am Zentralkanal durch einen bevorzugten UO<sub>3</sub>-Verdampfungsprozess auf, die in diesem Stöchiometriebereich aufgrund der Mikrosondenuntersuchungen vom (O/M)<sub>0</sub>-Verhältnis des Brennstoffs unabhängig ist. Diesem Prozess ist die Thermo-diffusion des Plutoniums in Richtung zum Zentralkanal überlagert; sie trägt bei genügend hohen Stabileistungen unabhängig von der Ausgangsstöchiometrie des Brennstoffs als quasistationärer Langzeiteffekt wesentlich zur Entmischung des Brennstoffs bei, bleibt in ihrem Betrag aber hinter der Entmischung in schwach unterstöchiometrischem Oxid mit (O/M)<sub>0</sub> >1,967 zurück. Am Ende der Bestrahlung wurden am Zentralkanal

\* BzFE Nr. 463.1a

44%  $\text{PuO}_2$  für die beiden Ausgangsstöchiometrien 1,98 und 1,99 und 32%  $\text{PuO}_2$  für die Ausgangsstöchiometrie 1,96 beobachtet (Abb.3). Nach Ende der Restrukturierungsphase ist jedoch bei schwach unterstöchiometrischem Brennstoff mit einer Anreicherung bis 50%  $\text{PuO}_2$  am Zentralkanal zu rechnen, die durch Spaltung während des Abbrandes abgebaut wird.

Die radiale Sauerstoff-Verteilung in den drei Proben unterschiedlicher Ausgangsstöchiometrie konnte aus apparativen Gründen nicht unmittelbar bestimmt werden; es ist überhaupt fraglich, ob der während der Bestrahlung sich einstellende Sauerstoff-Gradient nach Bestrahlungsende während der Abkühlphase erhalten bleibt oder durch Diffusion oder Aufoxidation abgebaut wird. Die Verteilung wurde mit Hilfe des  $\text{Mo}/\text{MoO}_2$ -Gleichgewichts berechnet. Das Spaltprodukt Molybdän scheidet sich zum Teil als intermetallische Phase mit anderen Spaltprodukten aus, zum Teil löst es sich im Mischoxid. Dabei ist das  $\text{Mo}/\text{MoO}_2$ -Verhältnis umso höher, je niedriger der Sauerstoff-Partialdruck  $p_{\text{O}_2}$  an der jeweiligen Stelle des Brennstoffs ist. Quantitativ besteht folgender Zusammenhang:

$$\Delta \bar{G}_{\text{O}_2} = RT \ln p_{\text{O}_2} = {}^f \Delta G^{\circ} <\text{MoO}_2> + RT \ln x_{\text{MoO}_2} - RT \ln x_{\text{Mo}} + RT \ln \gamma_{\text{MoO}_2} / \gamma_{\text{Mo}}$$

Dabei sind  ${}^f \Delta G^{\circ}$  die freie Bildungsenthalpie des  $\text{MoO}_2$ ,  $x_{\text{MoO}_2}$  und  $x_{\text{Mo}}$  der Molenbruch des  $\text{MoO}_2$  und Mo im Mischoxid und in der intermetallischen Phase und  $\gamma_{\text{MoO}_2}$  und  $\gamma_{\text{Mo}}$  der entsprechende Aktivitätskoeffizient. Die radiale Konzentrationsabhängigkeit des Molybdäns in den metallischen Ausscheidungen ist in Abb. 9, die des im Mischoxid gelösten Molybdäns in Abb. 10 für verschiedene Stöchiometrien und Abbrandzustände dargestellt. Die radiale Abhängigkeit des Sauerstoff-Partialdrucks lässt sich ziemlich genau angeben. Die Umrechnung auf Stöchiometriewerte O/M erfolgt mit Hilfe bekannter thermodynamischer Daten für das Mischoxid, wobei der Einfluss der radiusabhängigen Plutonium-Konzentration und der der im Brennstoff gelösten Spaltprodukte auf die Änderung des Sauerstoff-Partialdrucks bei gegebener Stöchiometrie berücksichtigt werden muss. Die radiale Sauerstoff-Verteilung im Brennstoff am Ende der Bestrahlung ist für die drei Ausgangsstöchiometrien 1,96, 1,98 und 1,99 in Abb. 11 angegeben. Das O/M-Verhältnis nimmt mit dem Radius zu und nähert sich am Brennstoffrand dem Wert zwei, der bei dem stark unterstöchiometrischen Brennstoff jedoch nicht erreicht wird; er beträgt

hier 1,995. Ferner haben die Kurven keinen Wendepunkt, wie er sich aus Modellrechnungen ergibt/<sup>1/</sup> Die abbrandbedingte Verschiebung der mittleren Stöchiometrie zu höheren Werten steht mit den Ergebnissen der Modellvorstellungen qualitativ in Übereinstimmung. Die experimentell bestimmten Kurven schliessen dabei jedoch den zusätzlichen und nicht vernachlässigbaren Prozess der chemischen Wechselwirkung Brennstoff-Hüllmaterial, bei der Sauerstoff verbraucht wird, und die axiale Sauerstoff-Entmischung ein.

Veröffentlichung zu 1121.4

- (1) M.Bober, H.Kleykamp, G.Schumacher,  
Investigations of Radial Plutonium Redistribution in Mixed  
Oxide Fuels Irradiated in a Fast Flux,  
Nucl.Technology 25 (1975), im Druck
- 

/1/ M.H. Rand, T.L. Markin, in Thermod.Nucl.Mater.,  
Proc. Symp., Wien, 1967, S. 637.  
M.Bober, G.Schumacher, KFK 1965 (1975)

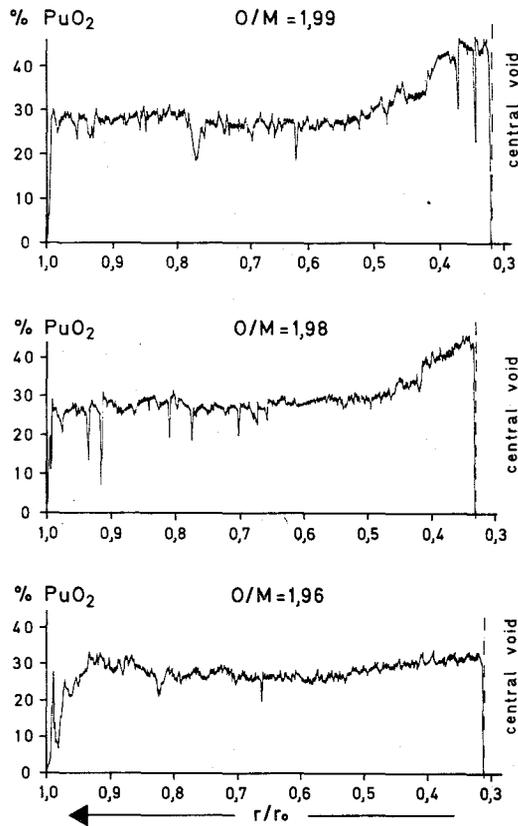


Abb. 8: Radiale Pu-Verteilung bei verschiedenen Ausgangsstöchiometrien (O/M)<sub>0</sub> nach 7% Abbrand (Zentralkanal rechts)

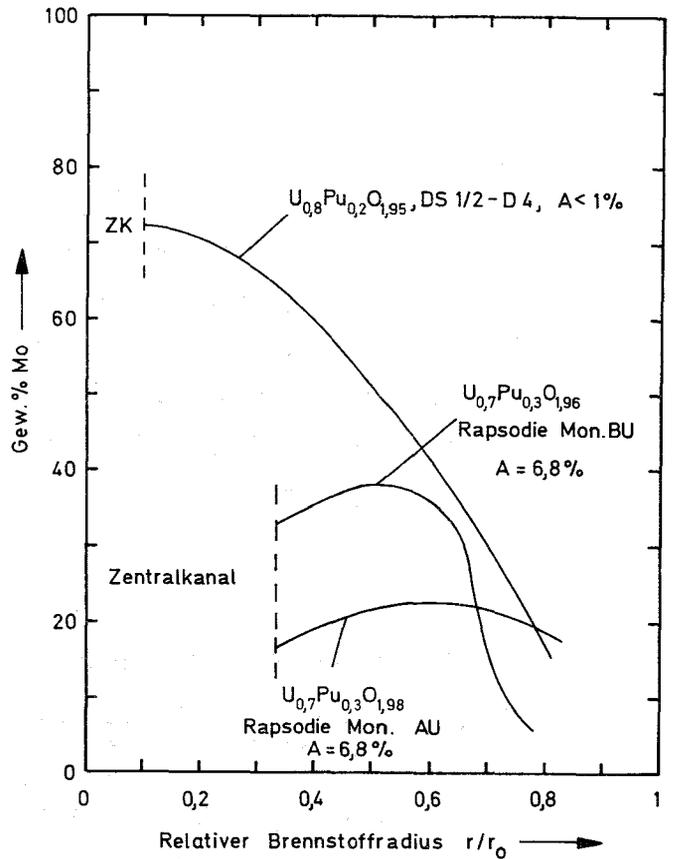


Abb. 9: Radiale Konzentrationsabhängigkeit des Mo in den metallischen Ausscheidungen bei verschiedenen Ausgangsstöchiometrien (O/M)<sub>0</sub>

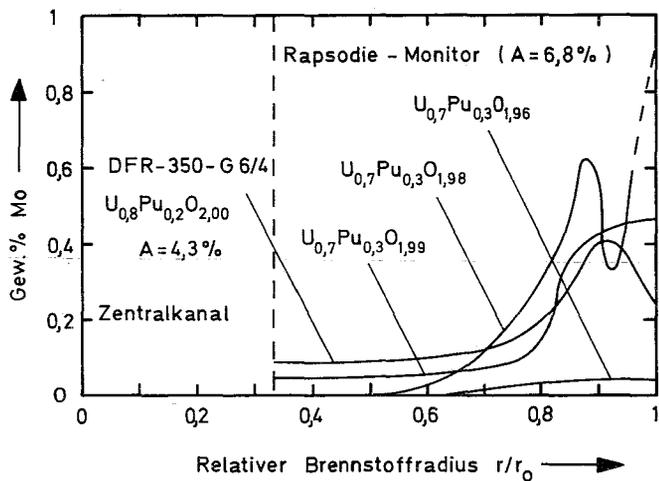


Abb. 10: Radiale Konzentrationsabhängigkeit des im (U,Pu)-Oxid gelösten Mo bei verschiedenen Ausgangsstöchiometrien (O/M)<sub>0</sub>

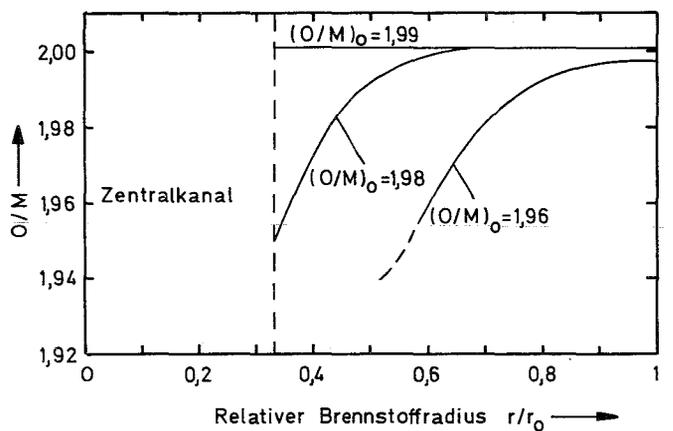


Abb. 11: Radiale Sauerstoff-Verteilung bei verschiedenen Ausgangsstöchiometrien (O/M)<sub>0</sub> nach 7% Abbrand

1121.6 Gefügeuntersuchungen und thermische Analyse von Brennstäben \*

(J.Biel, B.Schulz, IMF)

Neben dem Herstellungsparameter Dichte sowie den Betriebsbedingungen Stableistung und Abbrand /1/ könnte die Porositätsverteilung im bestrahlten Brennstoff auch durch die Ausgangsstöchiometrie beeinflusst sein. Aus diesem Grunde wurde an der Rapsodie-Monitor- und Bündelbestrahlung das Porositätsprofil unter Beachtung folgender Bedingungen ermittelt:

1. konstante Ausgangsdichte
2. konstante Stableistung
3. konstanter Abbrand
4. konstante Hüllinnentemperatur

Daraus ergab sich die Gefügeanalyse für folgende Stäbe und Positionen:

Tab. 2:

## Rapsodie-Monitor

Stab Nr.	Schliff Nr.	Dichte (% TD)	Stableistung (W/cm)	$T_i$ (°C)	%Abbrand	O/M
BU 18	352/485	84.8	361/443	490/575	5.66 / 6.88	1.95
Au 34	345/505	85.0	364/439	485/585	5.57 / 6.82	1.98
Au 31	352/485	85.1	361/443	490/575	5.66 / 6.88	2.00

## Rapsodie-Bündel

Stab Nr.	Schliff Nr.	Dichte (% TD)	Stableistung (W/cm)	$T_i$ (°C)	%Abbrand	O/M
BM 10	11	84.8	334	458	8.1	1.95
Au 24	10	85.0	372	457	8.5	1.98
AM 07	10	83.6	357	458	8.1 <sub>5</sub>	2.00

Hüllinnentemperatur  $T_i$  und Stableistung sind mittlere /2/, die Abbrände lokale Werte. Das angegebene O/M-Verhältnis berücksichtigt die nach-

/1/ G.Ondracek, B.Schulz, Reaktortagung des DAtF, Berlin 2.-5.4.1974, S. 265

/2/ G.Gausmann, pers. Mitteilung

\* BzFE Nr. 462.9. Zuletzt berichtet in KFK 1274/1, S. 112-8

träglichen Korrekturen durch /3/.

Die vorausgesetzte Konstanz ist bei der Monitor-Bestrahlung sehr gut erfüllt; die Abweichungen bei der Bündelbestrahlung sind tolerierbar.

Die Ergebnisse sind in Abb. 12 - 14 wiedergegeben. Sie zeigen die gemessene Porosität als Funktion des nomierten Radius

$$\gamma' = \frac{r_B - r}{r_B - r_z}$$

mit  $r_B$ ,  $r_z$  Brennstoff- bzw. Zentralkanalradius und  $r$  laufende Ortskoordinate. Die Abbildungen zeigen hierfür, wie auch für alle anderen genannten Parameter, keine systematische Abhängigkeit.

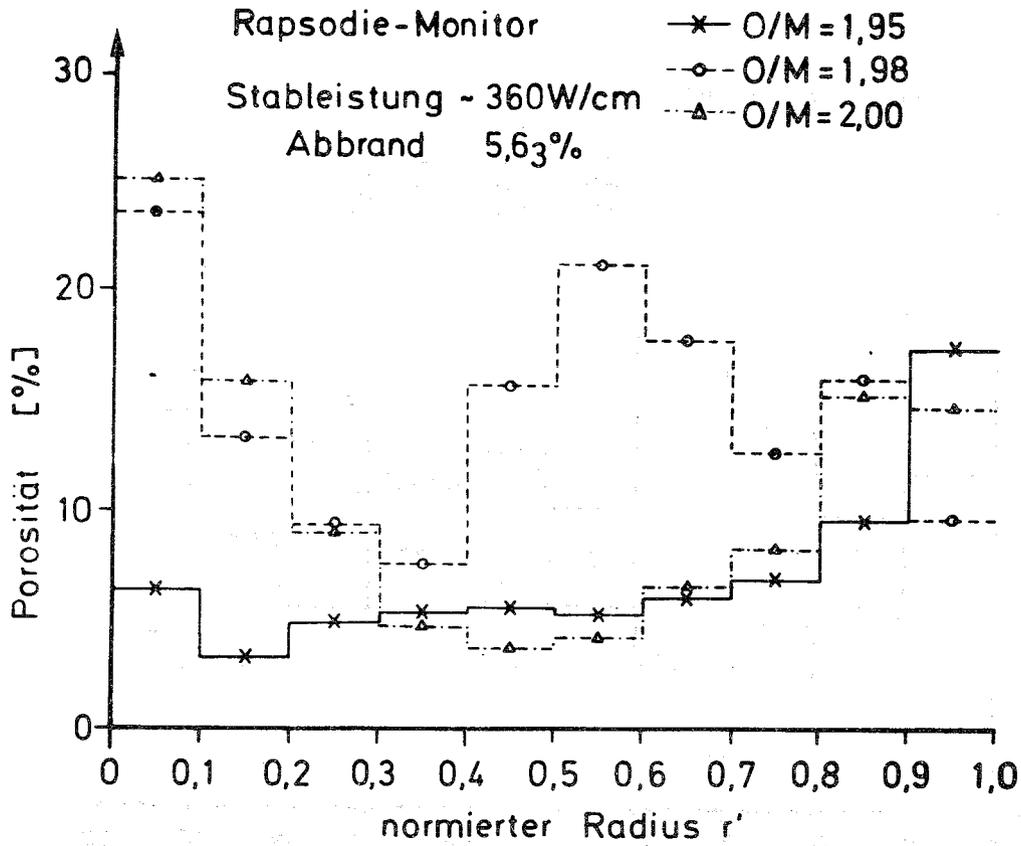
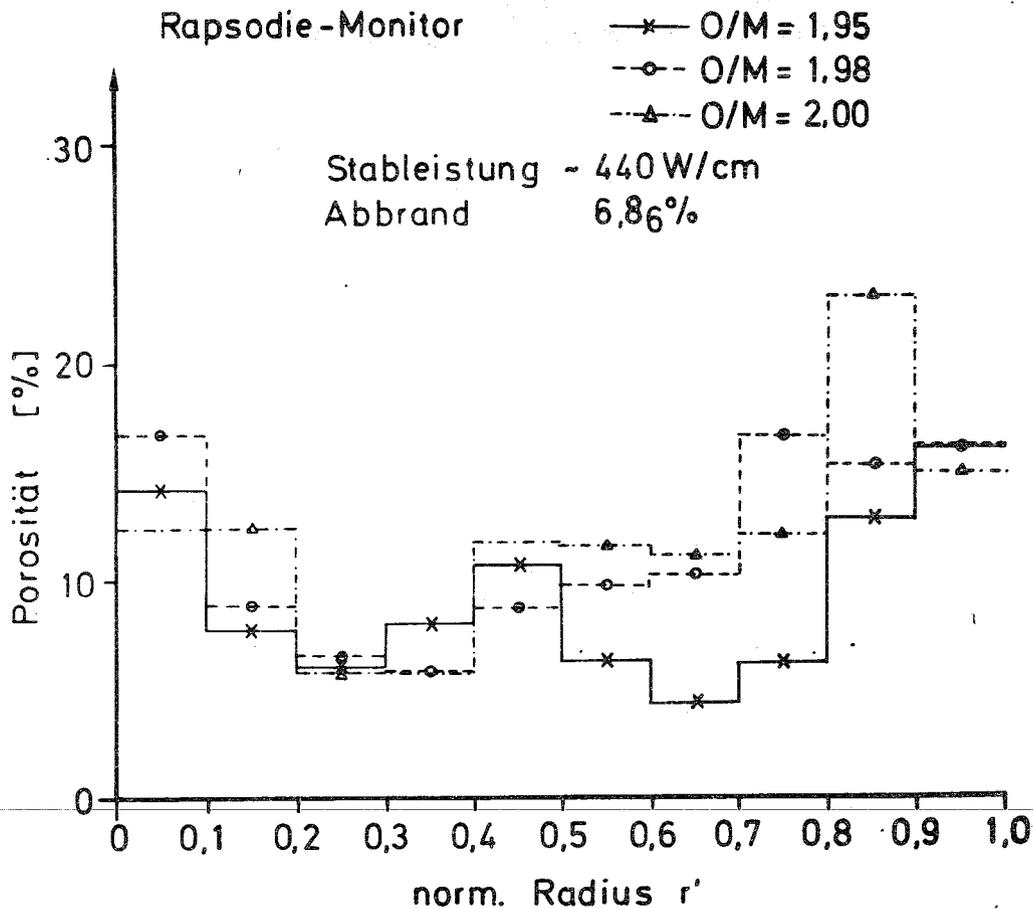
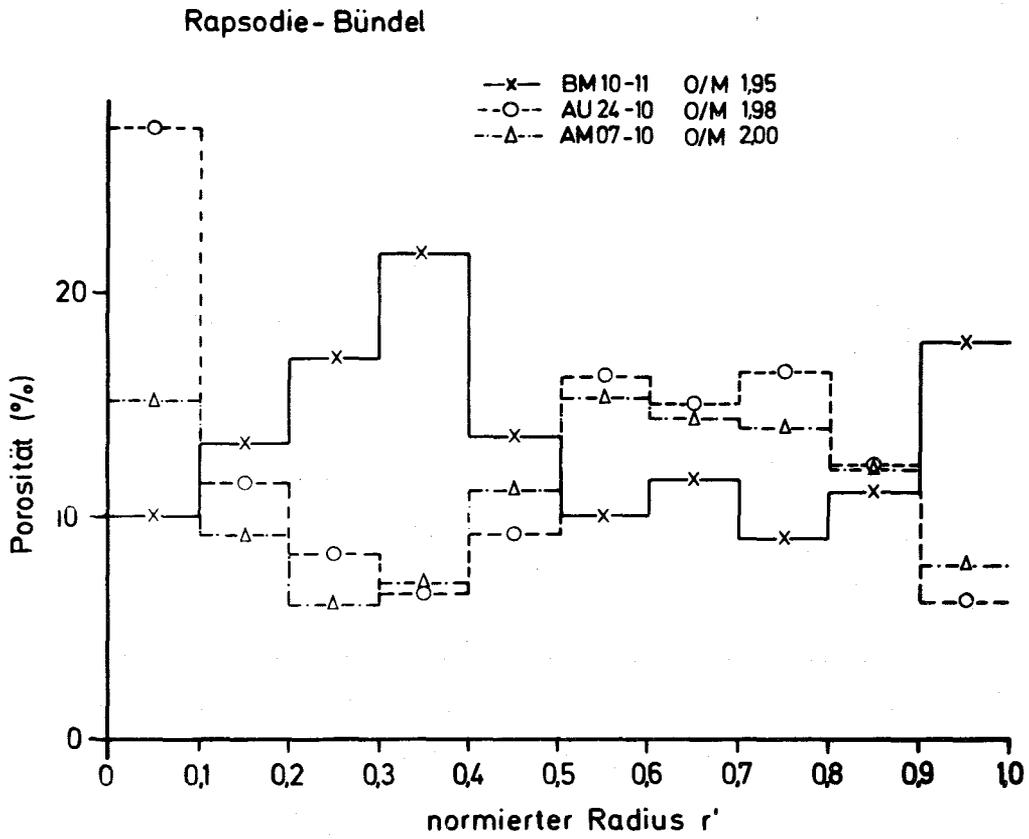


Abb. 12: Rapsodie-Monitor; Porositätsverteilung für verschiedene O/M-Verhältnisse  
Abbrand 5.63%; Stableistung ~360 W/cm



Rapsodie-Monitor; Porositätsverteilung für verschiedene O/M-Verhältnisse  
Abbrand 6.86%; Stableistung ~440 W/cm

Abb. 13:



**Abb. 14:** Rapsodie-Bündel; Porositätsverteilung für verschiedene O/M-Verhältnisse  
8.25% Abbrand; Stableistung  $\sim 350$  W/cm

Einfluß der Plutonium- und Sauerstoff-Umverteilung auf die Zentralkanaltemperatur eines SNR-300-Brennstabes. Richtigstellung zum Beitrag in KFK 1274/3 (1974), 112-9. (H. Elbel, H. Kleykamp, J. Lopez Jiménez, IMF) \*

Das vereinfachte Modell, das zur Beschreibung des Einflusses von Umverteilungsphänomenen auf die Zentraltemperatur SNR-300-typischer Brennstäbe vorgeschlagen wurde, gilt für eine vom Radius abhängige Plutoniumverteilung, d.h. variable Wärmequellendichte und eine zeitliche Abbrandabhängigkeit, nicht aber für eine vom Radius abhängige Sauerstoffverteilung. Denn die auf dem vereinfachten Modell beruhende Lösung der Wärmeleitungsgleichung wurde unter der Annahme abgeleitet, daß die Stöchiometrieabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit bei der Integration als konstant angesehen werden kann. Die Anwendung dieses Modells auf unterstöchiometrischen Brennstoff mit einer vom Radius abhängigen Sauerstoffverteilung ergibt deshalb ein falsches Ergebnis, nämlich eine Erhöhung der Zentraltemperatur als Folge der Umverteilung. Die richtige Lösung der Wärmeleitungsgleichung zeigt demgegenüber, daß mit einer Erniedrigung gerechnet werden muß (vgl. /2/ und /3/). Die Schlußfolgerung in dem genannten Beitrag ist dementsprechend zu korrigieren. In dem Diagramm in Abb. 4 /1/ liegt die Kurve a bzw. b nicht oberhalb, sondern unterhalb der Kurve b bzw. e.

- 
- /1/ M. Branecki, H. Kleykamp, Plutonium und Oxygen Redistribution Effects on the SNR-300 Fuel Central Temperatures, Beitrag in KFK 1274/3 (1974) 112-9
- /2/ H. Elbel, J. Lopez Jiménez, Parameterstudie über die Auswirkung von Umverteilungsvorgängen auf das Temperaturprofil in  $(U,Pu)O_{2-x}$ -Brennstofftabletten, Beitrag in KFK 1274/2 (1974) 112-1
- /3/ H. Elbel, J. Lopez Jiménez, Parameterstudie über den Einfluß des Sauerstoffgehaltes auf das thermische Verhalten von  $UO_2$ - $PuO_2$ -Brennstofftabletten SNR-300-typischer Brennstäbe, Beitrag in KFK 1274/4 (1975) 112-1

\* BzFE Nr. 314.2

1121.7

Kernbrennstoff- und SpaltproduktanalyseAbbrandbestimmung an den Prüflingen der  
FR2-Kapselversuchsgruppe 5b \*(H. Wertenbach, H. Bernhard, E. Bolz, H. Deutsch,  
E. Gantner, K. Matern, M. Mostafa, IRCh)Einführung:

Bei der Versuchsgruppe 5 b sollten Oxidbrennstäbe mit 500 Watt/cm Stabileistung bis zu 30 MWd/kg und mit 400 Watt/cm auf Abbrände von etwa 120 MWd/kg bestrahlt werden /1/. Zur Abbrandbestimmung gelangten jedoch nur die Proben mit hohem Abbrand. Das Ausgangsmaterial der Prüflinge bestand aus  $UO_2$  nat. - 35 %  $PuO_2$  in Form von Tabletten mit rund 4 mm Durchmesser. Der genaue Pu-Gehalt betrug 34.89 % /1/ mit 90.88 % Pu-239 und 0.84 % Pu-241 /2/. Das O/M-Verhältnis war  $1.98 \pm 0.02$ . Die Bestrahlung erfolgte im FR2.

Die Proben wurden in den Heißen Zellen RBT/HZ gelöst. Zur Ermittlung des Abbrandes wurden in den Lösungen die Konzentrationen der schweren Kerne sowie die der Spaltprodukte Ce-144 und Nd-148 gemessen. Die schweren Kerne wurden durch Röntgenfluoreszenzspektrometrie, Ce-144 durch  $\gamma$ -Spektrometrie und Nd-148 durch massenspektrometrische Isotopenverdünnungsanalyse bestimmt. Die angewandten Verfahren sind im KFK 1704 beschrieben /3/.

- 
- /1/ D. Freund  
Auslegung, Bestrahlung und Nachuntersuchung der Oxidbrennstabproben am FR2  
KFK 1376, (Mai 1972)
- /2/ D. Vollath, F. Depisch, Th. Dippel  
Spezifikation und Herstellung von  $UO_2$ - $PuO_2$ -Stabprüflingen mit 4mm Brennstoffdurchmesser, FR2-Kapselversuchsgruppe 5b  
Ext. Bericht 6/71-2, (Nov. 1971)
- /3/ H. Hoffmann, H. Wertenbach  
Abbrandbestimmung an Kernbrennstoffprüflingen aus dem FR2  
KFK 1704, (April 1973)

\* BzFE Nr. 927.0. Zuletzt berichtet in KFK 1274/2, S. 115-3

Berechnung des Abbrandes:

Mit den erwähnten Messungen konnte der Abbrand sowohl über die Abreicherung des Plutoniums als auch über die beiden Spaltprodukte Ce-144 und Nd-148 berechnet werden. Im Falle des Ce-144 war die genaue Kenntnis der Bestrahlungsgeschichte erforderlich. Unter Berücksichtigung der einzelnen Bestrahlungszyklen und der dabei freigesetzten - mit Thermoelementen gemessenen - Energie /4/ wurde der Korrekturfaktor für den Zerfall des Ce-144 während der Bestrahlungszeit berechnet.

Zur Berechnung der gemittelten Spaltausbeuten war die Kenntnis der Spaltquellen erforderlich. Infolge der hohen Anreicherung des Brennstoffs mit Plutonium kamen praktisch alle Spaltungen vom Pu-239. Die Anteile der Nuklide Pu-239 und U-235 wurden aufgrund der Anfangszusammensetzung des Brennstoffs und der Spaltquerschnitte dieser Nuklide berechnet. Die Anteile von Pu-241 und U-238 an der Spaltung wurden geschätzt. Unter Vernachlässigung des U-238 (Anteil  $\approx 0,5\%$ ) ergeben sich die Spaltquellen zu:

$$U-235 = 1.2\%$$

$$Pu-239 = 97.6\%$$

$$Pu-241 = 1.2\%$$

Daraus wurden durch Verwendung der Werte von Lisman /5/ die folgenden gemittelten Spaltausbeuten gefunden:

$$\bar{y} (\text{Nd-148}) = 1.702\%, \quad \bar{y} (\text{Ce-144}) = 3.80\%$$

Wegen der starken Plutoniummischung wurde der Abbrand über die Spaltprodukte zunächst nur unter Berücksichtigung der Pu-Atome ermittelt. Anschließend wurden die Abbrandwerte mit Hilfe des ursprünglichen Pu/U-Verhältnisses auf die Summe der schweren Atome umgerechnet. Zur Berechnung des Abbrandes über die Plutoniumabreicherung wurde das Pu/U-Verhältnis vor der Bestrahlung und das gemessene Pu/U-Verhältnis nach der Bestrahlung (korrigiert auf Abnahme des

---

/4/ D. Freund, unveröffentlicher Bericht

/5/ F.L. Lisman et.al.  
Fission Yields of over 40 Stable and Long-lived Fission Products for Thermal Neutron Fissioned  $^{233}\text{U}$ ,  $^{235}\text{U}$ ,  $^{239}\text{Pu}$  and  $^{241}\text{Pu}$  and Fast Reactor Fissioned  $^{235}\text{U}$  and  $^{239}\text{Pu}$   
Nucl. Sci. Eng. 42, 191-214, (1970)

U sowie Zunahme und Zerfall des Pu) verwendet. Der Beitrag des U zum Abbrand wurde berücksichtigt.

Ergebnisse:

Tabelle 3 Abbrandwerte der Prüflinge aus Versuchsgruppe 5b

KVE	Prüfling	Abbrand Atom%			Mittelwert
		Ce-144	Nd-148	Pu-Abr.	
77	5B2	14.37	14.05	16.1	14.2
	5B3	12.64	12.75	14.1	12.7
	5B4	12.86	-	13.3	12.9
	5B5 <sup>-3</sup>	13.30	12.99	13.8	13.1
80	5B5 <sup>-4</sup>	13.21	13.12	13.0	13.2
	5B6 <sup>-3</sup>	13.46	13.19	13.9	13.3
	5B6 <sup>-4</sup>	13.44	13.47	13.7	13.5
	5B7 <sup>-3</sup>	13.15	13.02	13.0	13.1
	5B7 <sup>-4</sup>	13.15	13.17	13.8	13.2
	5B8	10.75	10.79	8.9	10.8
81	5B8	10.57	-	11.6	10.6
	5B9	9.91	9.55	1.6	9.73
	5B10	11.10	11.21	14.7	11.2
82	5B11	9.60	9.61	2.7	9.61
	5B12 <sup>-3</sup>	10.37	10.47	10.6	10.4
	5B12 <sup>-4</sup>	10.69	10.65	10.8	10.7

Wie man sieht, stimmen die über Ce-144 und Nd-148 gefundenen Abbrandwerte gut überein. Die über Ce-144 errechneten Werte sind im Mittel um 0.65 % höher als die über Nd-148 gefundenen. Wie bei der Versuchsgruppe 4b /6/ kann man keine signifikante Änderung des Ce-144/Nd-148-Verhältnisses feststellen - trotz starker Umlagerungen des Brennstoffs während der Bestrahlung.

Diese Umlagerung drückt sich in der z.T. starken Abweichung der über die Plutoniumanreicherung ermittelten Abbrandwerte von den über Ce-144 und Nd-148 im Verhältnis 1 : 1 gebildeten Mittelwerten aus. Zur Überprüfung der Mittelwerte wurde wieder die Korrelation zwischen dem Abbrand und dem Verhältnis Nd-146/ Nd-145 herangezogen /6/.

/6/ H. Wertenbach et.al.

Abbrandanalyse an Oxidbrennstabproben aus Bestrahlungen mit thermischen und schnellen Neutronen

KFK 1273/4, EUR 4974 d, S. 115-3 (März 1974)

Es kann daraus geschlossen werden, daß die Mittelwerte der Tabelle 3 richtig sind und innerhalb der Fehlergrenzen von  $\pm 5\%$  liegen.

Tabelle 4 Isotopenzusammensetzung des Spaltneodyms (Versuchsgruppe 5b)

Masse	Probe						
	5B2-3	5B3-4	5B5-3	5B6-3	5B5-4	5B7-4	5B7-3
143	2.266	2.329	2.300	2.295	2.268	2.283	2.327
144	2.629	2.569	2.571	2.609	2.578	2.554	2.582
145	1.753	1.760	1.754	1.765	1.761	1.746	1.761
146	1.517	1.517	1.514	1.527	1.516	1.504	1.515
148	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
150	0.576	0.576	0.577	0.581	0.583	0.579	0.575
-----							
Masse	Probe						
	5B6-4	5B1-4	5B9-3	5B10-4	5B11-4	5B12-3	5B12-4
143	2.279	2.379	2.433	2.382	2.433	2.443	2.375
144	2.549	2.496	2.457	2.488	2.465	2.508	2.470
145	1.735	1.777	1.780	1.763	1.776	1.782	1.762
146	1.499	1.513	1.509	1.506	1.504	1.517	1.502
148	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
150	0.571	0.573	0.579	0.569	0.572	0.578	0.576

1122

Bestrahlungsexperimente10 Jahre Brennstabbestrahlungen im FR 2 für das PSB  
(H.E. Häfner, IMF)

Mit dem Einsatz der ersten Bestrahlungskapsel in den FR 2 begannen 1965 die Testbestrahlungen für das PSB. Bereits ab Anfang 1962 war nach grundlegenden Studien zur Bestrahlungstechnik eine Infrastruktur für die Fertigung und Montage von Bestrahlungseinrichtungen geschaffen worden. Es folgte eine Lernphase, in der durch Analyse der zunächst auftretenden Störungen und Probleme ständig Verbesserungen erreicht werden konnten.

Inzwischen sind 135 Kapselversuchseinsätze von neun verschiedenen Typen entwickelt, gebaut und mit fast 400 Prüflingen bestrahlt worden bzw. befinden sich noch im Reaktor; angefangen von einer einfachen Pb/Bi-Kapsel bis hin zu relativ komplizierten vollinstrumentierten Kapseln zur kontinuierlichen Erfassung des Brennstoffkriechens. Ein zehnter Kapseltyp, eine Schwellkapsel, in der der Brennstoff einer allseitigen Druckbelastung von bis zu 500 bar ausgesetzt ist, steht kurz vor der Erprobung. Mit der Kapselentwicklung verbundene sicherheitstechnische Fragen wurden geklärt. So ist es in all den Jahren nie zu einer Gefährdung des Reaktorpersonals oder Reaktors gekommen.

Tab. 5 gibt einen Überblick über die im FR 2 durchgeführten Bestrahlungen von Februar 1965 bis Februar 1975. Die verschiedenen Kapseltypen sind in einer Reihe von Veröffentlichungen vorgestellt worden.

Tab. 5

Übersicht über die bisher in FRZ-Kapseln bestrahlten Test-Brennstäbe und Brennstoffproben ( KVE 1 - 135 )

Stand Februar 1975

KVE Nr.	Kapseltyp	Zahl der Brennstäbe bzw. Proben	Versuchsgruppe	Brennstoff	Stababmessungen Hüllrohr $\phi$ x Länge mm	Stableistung W/cm	Hüllrohrerflächen- temperatur °C	Bestrahlungs- zeit, maximal Tage	Abbrand IHM / tH max
1 - 19	PbBi einwandig (Typ 1 bis 3)	55	1 2 2a	UO <sub>2</sub> , vibriert UO <sub>2</sub> -Tabletten UO <sub>2</sub> -C <sub>2</sub> O <sub>2</sub> UO <sub>2</sub> -Mo UO <sub>2</sub> -Ho	12 $\phi$ x 240 10 $\phi$ x 240	300 - 500	350 - 510	235	17000
20 - 38 40 41	Na/PbBi bzw. NaK/PbBi doppelwandig (Typ 4 und 5)	54	3 4a	UO <sub>2</sub> und UO <sub>2</sub> -C <sub>2</sub> O <sub>2</sub> , Tabl. + vibr. UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabl.	7,4 $\phi$ x 172	max. 680	max. 535	617	92000
77, 80 - 83, 86		18	5b	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabl.	4,7 $\phi$ x 172	max. 520	max. 485	349	128000
39, 46, 51, 65, 71, 79, 84		40	IMF	Cermets UO <sub>2</sub> -Mo UO <sub>2</sub> -Cr UO <sub>2</sub> -V	7 $\phi$ x 65 8 $\phi$ x 110	max. 715	max. 815	395	82000
42 - 45, 47 - 49 52, 55 - 59, 61, 62, 64, 67, 116 - 118		65	4b 4c DK-Projekt MILLI-Projekt	UO <sub>2</sub> -Tabletten UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> vibriert UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabletten	6 $\phi$ x 172 7 $\phi$ x 172	max. 600	max. 740	649	92000
72 - 74		9	5a	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Tabletten integrierte Dichte	7 $\phi$ x 172	max. 560	max. 655	282	53000
50, 63, 90		26	IMF	Kriechproben UO <sub>2</sub> , UH, UC, UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> , Tabletten	7 $\phi$ x 35..60 7,8 $\phi$ x 60	max. 650	max. 500	190	40000
53, 75, 88	Mo/Gasspalt mit Zentraltemp. Messung (Typ 6)	3	IMF	UH-Tabletten	10 $\phi$ x 100	max. 1200	max. 1800 Brennstoffzentral- temperatur	292	31000
54, 60, 66, 68, 70, 78, 85, 89, 95, 96, 98, 100, 101, 105, 107, 112, 113, 119, 124, 129, 134	Kriechkapsel mit Dehnungs- messung (Typ 8)	42	IMF E	Ringtabletten - Stapel UO <sub>2</sub> , UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> , UH, UC	5,1 $\phi$ x 1 5,1 $\phi$ x 4 ca. 20 hoch	max. 600 bzw. 1200 ( UC )	max. 950 Brennstofftemperatur	243	ca. 50000
69, 76, 87, 97	NaK/Mo/Gasspalt doppelwandig (Typ 6a)	9	IMF D	Kriechproben UO <sub>2</sub> , UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> , UC, UH, Tabletten	7 $\phi$ x 35..60 7,8 $\phi$ x 50	max. 600	max. 700	326	53000
91 - 94, 99, 102 - 104, 108, 110, 111, 114, 115, 127, 128, 130	NaK einwandig (Typ 7) z.T. mit Zentral- temperaturmessung	16	6A/D 6C 6E	UC-PuC-Tabletten He-Bonding Ar-Bonding Na-Bonding	10 $\phi$ x 475	max. 1150	max. 635	540	z. Zt. 72000
106, 109, 120, 126, 131	Schwellkapsel mit axialer Belastung (Typ 9)	15	IMF	UH, UO <sub>2</sub> , Tabletten	3 $\phi$ x 40 6 $\phi$ x 40	500 (UH) 150 (UO <sub>2</sub> )	800 - 1800 Brennstofftemp.	570	100000
121, 122, 125, 132	Schwellkapsel drucklos (Typ 6)	16	IMF	Ringtabletten - Stapel UO <sub>2</sub>	5,1 $\phi$ x 1 ca. 20 hoch	150	1000 - 1800 Brennstofftemp.	351	ca. 40000
123, 133, 135	Schwellkapsel mit axialer Be- lastung und Deh- nungsmessung (Typ 9a)	6	IMF	UO <sub>2</sub> -Tabletten	3 $\phi$ x 40	150	800 - 1300 Brennstofftemp.	136	z.Zt. 30000

1122.1 Parameter-tests mit Oxydbrennstäben1122.12 Bestrahlungseinrichtung mit Unterdruckregelung für in-pile  
Verträglichkeitstests Brennstoff/ Hülle im BR2 (H. Häfner, IMF)

Die Technologie-Abteilung im CEN Mol hat im Auftrag des PSB eine Bestrahlungseinrichtung, eine sogenannte Kupferkreuzkapsel mit Unterdruckregelung, entwickelt, die sich besonders für Brennstoffbestrahlungstests mit möglichst gut definierter Probertemperatur eignet. Ziel ist es, mit diesen Kapselversuchseinsätzen die Verträglichkeit zwischen Brennstoff und Hülle bei bestimmten Temperaturen zu untersuchen (Mol 16). Bestrahlungskapseln des gleichen Aufbaus, jedoch ohne Temperaturregelung, wurden auch schon mit neuartigen Brennstabkonzepten (Mol 13) und Karbidstäben (Mol 15) eingesetzt. Bei diesem Kapseltyp ist ein Hüllschadensnachweis möglich.

Aufgabenstellung:

Stableistung	400 W/cm $\pm$ 50 W/cm
Hüllrohrinnentemperatur	530, 590, 650 und 720 $\pm$ 10° C konstant geregelt
Kurzproben	6 mm Hüllrohr- $\emptyset$ x 90 bzw. 180 mm lang
Brennstoff	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub>
Zielabbrand	maximal 120 000 MWd/tM

Beschreibung des Kapselkonzeptes (siehe Abb. 15)

Jeweils zwei bzw. vier Brennstabproben sind in einer mit NaK gefüllten Kupferkapsel von kreuzförmigem Querschnitt übereinander angeordnet. Bei den Versionen mit den hohen Hüllrohrtemperaturen von 650 bzw. 720° C ist auf der Innenseite des Kupferkreuzes aus Korrosionsgründen ein dünnwandiges Edelstahlschutzrohr eingezogen. Zwischen den vier Flügeln des Kupferkreuzes und dem äußeren Kapselrohr befindet sich ein dünner Gasspalt (He), dessen Wärmeübergangswiderstand durch Druckabsenkung (10 bis 100 Torr) erhöht werden kann (Abb. 16). Dadurch ist

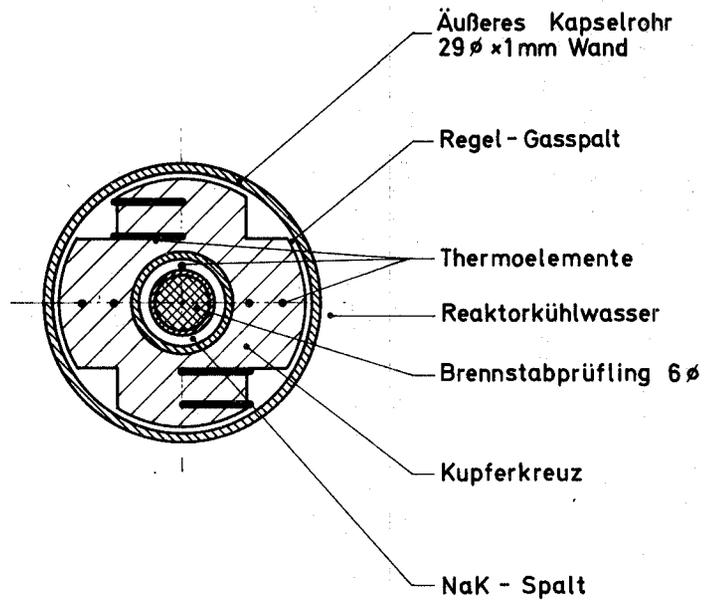
eine Temperaturregelung bzw. Temperaturkonstanthaltung auch bei abfallender Stableistung möglich. Um eine möglichst gleichmäßige axiale Temperaturverteilung entlang der Brennstäbe zu erreichen, ist der Gasspalt zwischen den Brennstoffzonen wesentlich dicker ausgeführt als im Brennstoffbereich. Mittels Thermoelementpaaren auf verschiedenen Radien der Kupferkreuzflügel können Temperaturdifferenzen gemessen werden, die ein Maß für die Stableistung sind. Außerdem sind Thermoelemente zur Erfassung der Hüllrohrtemperatur direkt auf der Hüllrohroberfläche befestigt. Die 4 längs-laufenden Aussparungen im Kupferkreuz dienen zur Durchführung der Thermoelemente und ermöglichen eine schnelle und gleichmäßige Druckregelung.

#### Bisherige Erfahrungen

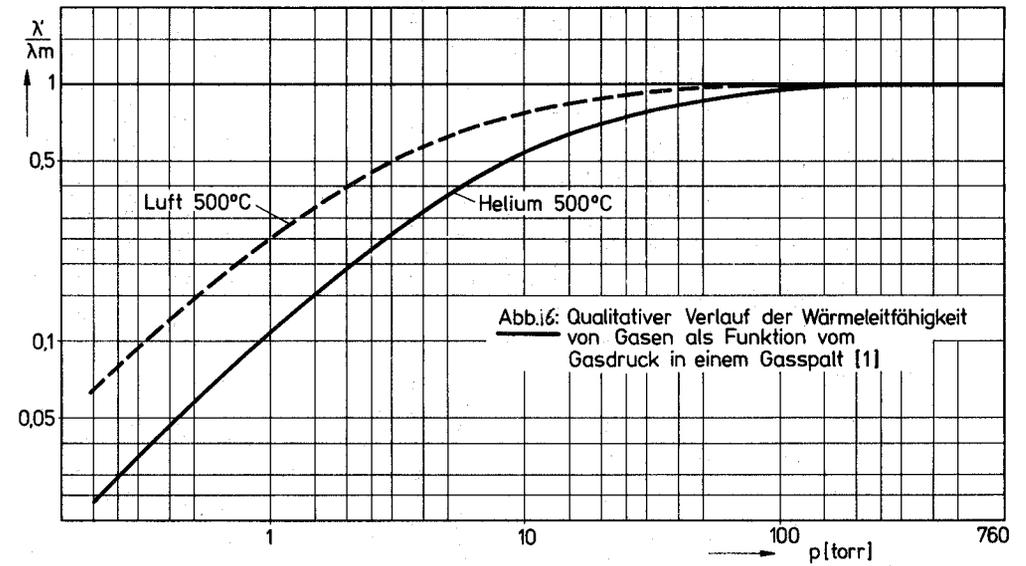
Bei der Prototypkapsel (Mol 16/1) konnten die vorgesehenen Temperaturen nicht erreicht werden; der Regelgasspalt war im Betriebszustand so klein (ca. 40  $\mu$ ), daß trotz angehobener Leistung 530 °C nicht überschritten wurden. Der Fehlbetrag zwischen erreichter und erwarteter Temperatur konnte auch durch die Unterdruckregelung nicht ausgeglichen werden. Es stellte sich heraus, daß die thermische Ausdehnung des Kupferkreuzes im Betriebszustand größer war als erwartet, weshalb sich ein kleiner Gasspalt zwischen Kupferkreuz und Kapselrohr und somit ein verbesserter Wärmeübergang ergeben hat. Darüber hinaus war auch der Wärmeübergang zwischen dem inneren Edeltstahlschutzrohr und dem Kupferkreuz besser, als bei der Berechnung angenommen.

Mit diesen Erfahrungen wurden an dem Bestrahlungseinsatz Mol 16/2 einige Änderungen vorgenommen, insbesondere der Regelgasspalt vergrößert, und damit die gewünschten Temperaturen annähernd erreicht.

Langzeiterfahrungen liegen zur Zeit noch nicht vor. Zum Beispiel wäre es denkbar, daß sich durch Kriechen oder Schwellen im Langzeitbetrieb das Kupferkreuz mehr und mehr am Außenrohr anlegt. Ein solches allmähliches Zuwachsen des Gasspalttes kann jedoch die Unterdruckregelung bis zu einem gewissen Grad ausgleichen.



**Abb.15:** CFC Kupferkreuzkapsel  
 mit Unterdruckregelung ( Mol 16 )



- 1122.14 Brennstabbestrahlung im BR-2-Loop Mol 7 D<sup>F</sup>  
(D. Freund, IMF, E. Baumgärtner, H. Hoffmann, K. Rust,  
E. Wiens, IRB)

Im Na-Loop des BR-2 soll ein 19-Stabbündel mit Wendelrippen-Abstandshaltern bestrahlt werden. Für dieses Vorhaben wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- Der Anfahrvorgang bei Bestrahlungsbeginn und die Folgezyklen wurden fixiert. Die Bedingungen wurden so festgelegt, daß sie mit Referenzdaten des SNR-300 / Mk-II-Kernes weitgehend übereinstimmen.
- Die thermo- und fluiddynamischen Auslegungen wurden vorläufig abgeschlossen. Komplizierte Störungsvorgänge, Wärmefreisetzungs- und Transportmechanismen erforderten umfangreiche Parameteruntersuchungen, deren Ergebnisse für die Überprüfung der festgelegten Betriebsbedingungen beim Bestrahlungsbeginn zu beachten sind.
- Am oberen Ende des Bündels werden Kühlmitteltemperaturen der Testkanäle gemessen. Es wurde rechnerisch nachgewiesen, daß Wärmeverluste zwischen Bündel und umgebendem Ringraum über die gesamte Bündellänge die Temperaturmessungen der zentralen Testkanäle nur unwesentlich beeinflussen. (Abb. 17)
- Die fluiddynamische Auslegung wurde durch Druckverlust-Untersuchungen an einem Modell des Bestrahlungseinsatzes experimentell gestützt.
- Sämtliche von GfK übernommenen Lieferungen wurden abgewickelt.

Der Loop- und Bündelzusammenbau wurde seitens CEN/SCK Mol mittlerweile abgeschlossen und für den Einsatz in den Reaktor vorbereitet.

---

F

Erster Bericht

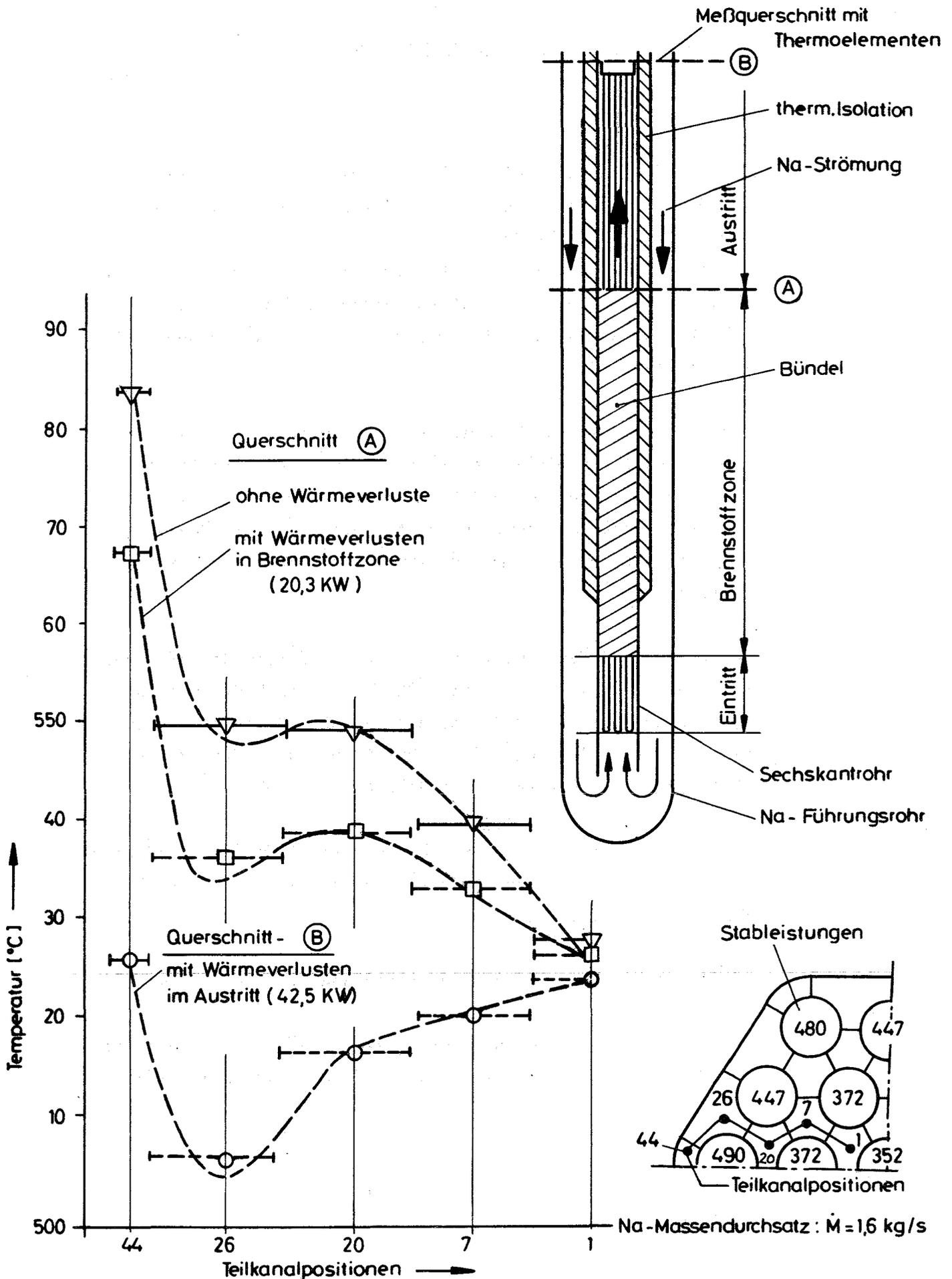


Abb.17: Kühlmitteltemperaturen im Bündelquerschnitt (MOL 7D)

1124 KARBIDISCHE BRENNSTÄBE1124.0 Brennstabmodelltheorie, Brennstabauslegung und-spezifikationModelltheoretische Analyse des Bestrahlungsverhaltens eines Helium-gebundenen Mischkarbid-Brennstabes mit hochdichten Tabletten und großer Spaltbreite<sup>G</sup> (H. Elbel, H. Steiner, IMF)

Das Bestrahlungsverhalten Helium-gebundener Mischkarbid-Brennstäbe mit großer Spaltbreite wird sehr stark von den Schwellraten bei hohen Temperaturen beeinflusst. Zum gegenwärtigen Zeitpunkt sind eindeutige Aussagen über die Temperaturabhängigkeit noch nicht möglich, wie die Angaben mehrerer Autoren zeigen /1,2,3,4/. In dem betreffenden Bereich von 1300°C bis 2000°C sind im wesentlichen drei Annahmen denkbar. Sie werden in der Abb. 18 verglichen. Eine exponentielle Abhängigkeit, wie sie die Kurve 1 wiedergibt, folgt aus den Ergebnissen von /1/. Eine lineare Abhängigkeit entsprechend Kurve 2 kann durch einfache theoretische Modelle /4/ begründet werden. Ein Verlauf, wie er durch die Kurve 3 gezeigt wird, wird durch die Analyse der Bestrahlungsexperimente Mol-11/K1 und Mol-11/K2 nahegelegt.

Das unterschiedliche Brennstabverhalten, das als Folge der drei verschiedenen Annahmen erwartet werden muß, ist in den Abb. 19 und 20 anhand der Variation der Spaltbreite und der Brennstoff-zentraltemperatur dargestellt. Die Angaben sind Ergebnisse einer Parameterstudie, die im Rahmen der Auslegungsrechnungen für das Bestrahlungsexperiment Mol-11/K4/5/ mit Hilfe des Rechenprogramms SATURN-1k durchgeführt wurden.

Falls die Schwellraten exponentiell mit der Temperatur ansteigen, kommt der Brennstoff sehr schnell in Kontakt mit der Hülle (Kurve 1 in Abb. 19). Wenn angenommen wird, daß die Spaltgasfreisetzung ab einem Abbrand von ca. 2,5 % Fima einsetzt (mit einer Rate von

- 
- /1/ M. Mikailoff, Bull. d'Informations Scient. et Techn. 196 (1974) 49
  - /2/ A. Strasser, M. Montgomery, Trans. AMS 15 (1972) 754
  - /3/ H. Zimmermann, Interner Bericht
  - /4/ A.J. Markworth, Technical Notes (1972) 506
  - /5/ D. Freund, H. Steiner, Interner Bericht

<sup>G</sup> Erster Bericht

40 % des erzeugten Spaltgases), ist in diesem Fall infolge des kaum noch vorhandenen Spaltes nur ein geringer Einfluß der Verschlechterung des Wärmedurchgangs durch den Spalt auf die Brennstoffzentraltemperatur zu erwarten (Kurve 1 in Abb. 20). Nach den Annahmen 2 und 3 (vgl. Abb. 18) erreicht der Brennstoff sehr viel später die Hülle (Kurve 2 und 3 in Abb. 19). Die Spaltgasfreisetzung setzt entsprechend bei beträchtlich größeren Spaltbreiten ein. Folglich führt die Verschlechterung des Wärmedurchgangs zu einem sehr viel stärkeren Anstieg der Brennstoffzentraltemperatur (Kurven 2 und 3 in Abb. 20). Die Schmelztemperatur des Mischkarbids (UC + 15 % PuC), die bei etwa 2370°C liegt, wird überschritten.

Es ist dabei zu beachten, daß für die Kurven 1 und 2 die Stableistung zu 1000 W/cm gewählt wurde, für die Kurve 3 dagegen nur zu 800 W/cm. Weiter wurde bei der Berechnung der Kurve 3 nach /6/ angenommen, daß ab einem Abbrand von ca. 2,2 % Fima 10 % des erzeugten Spaltgases freigesetzt werden und ab einem Abbrand von ca. 3,8 % Fima 40%.

Aus den Ergebnissen der modelltheoretischen Analyse muß folgender Schluß gezogen werden (vergl. /7/):

Das Brennstab-Konzept mit hochdichten Mischkarbid-Brennstofftabletten, großer Spaltbreite und Helium-Bindung läßt keine hohen Stableistung zu.

Ist mit einer hohen Schwellrate bei hohen Temperaturen zu rechnen, kommt der Brennstoff lange vor dem angestrebten Abbrandziel in Kontakt und damit in mechanische Wechselwirkung mit der Hülle.

Sind die Schwellraten niedrig, steigt infolge der durch die Spaltgasfreisetzung verschlechterten Wärmeableitung durch den Spalt das Temperaturniveau in der Brennstofftablette sehr stark bis zum Überschreiten des Schmelzpunktes.

---

/6/ H. Zimmermann, Interner Bericht

/7/ H. Fiedler, H. Elbel, D. Vollath, Reaktortagung Karlsruhe 1973

Inwieweit ein Betrieb des Brennstabes nach Erreichen des Kontaktes zwischen Brennstoff und Hülle möglich ist, muß noch gesondert untersucht werden.

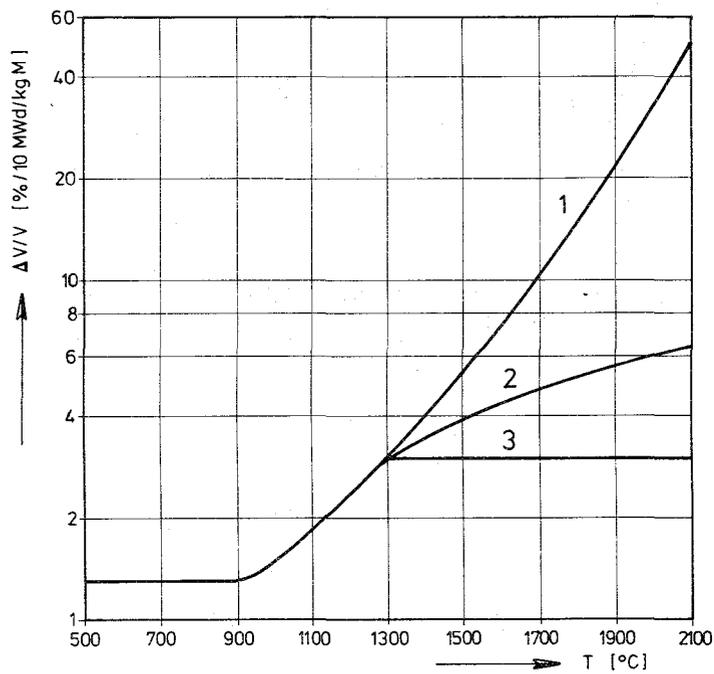


Abb. 18

Schwellraten als Funktion der Temperatur,  
 1 nach /1,8/ ; 2 nach /4/ ; 3 nach /2,6/

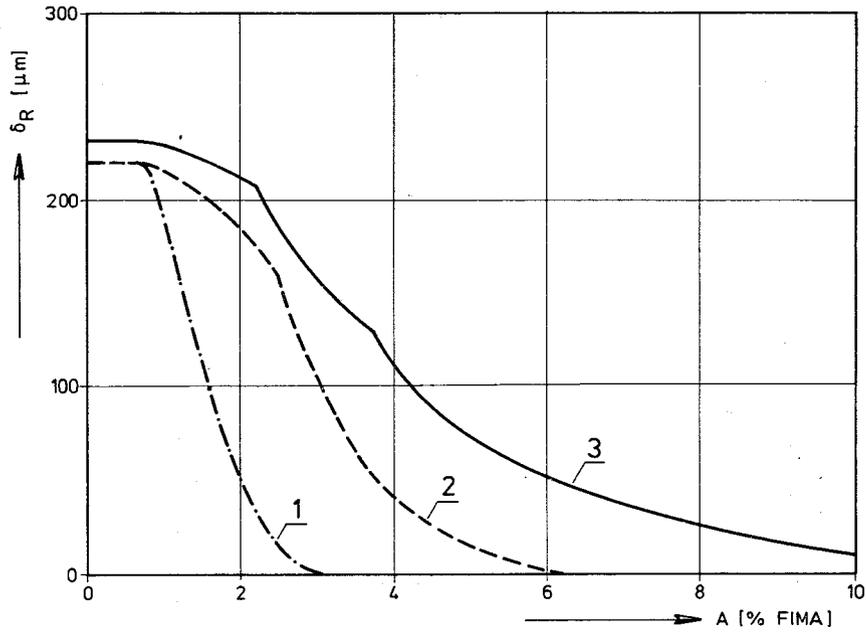


Abb. 19

Radiale Spaltbreite in Abhängigkeit vom Abbrand für die Annahmen 1 bis 3 in Abb. 18; Kurven 1 und 2:  $\chi = 1000 \text{ W/cm}$ ,  $T_{\text{Ha}} = 420^\circ\text{C}$   
 Kurve 3  $\chi = 800 \text{ W/cm}$ ,  $T_{\text{Ha}} = 350^\circ\text{C}$

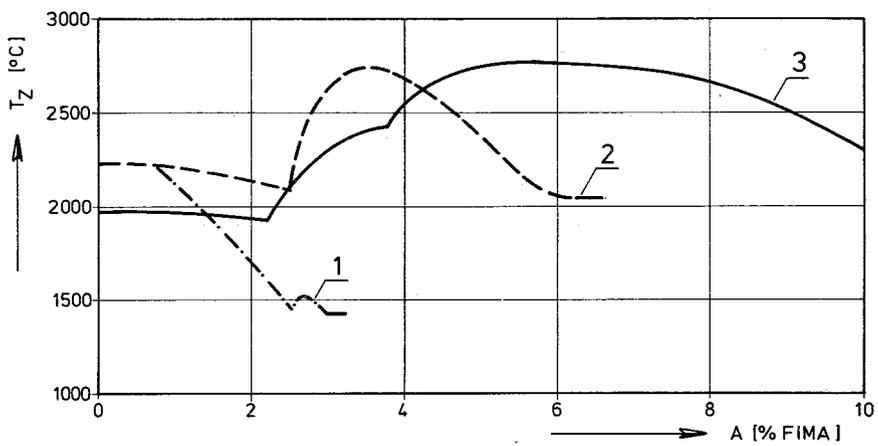


Abb. 20

Brennstoffzentraltemperatur in Abhängigkeit vom Abbrand für die Annahmen 1 bis 3 in Abb. 18; Symbole wie Abb. 19.

113 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG1131 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1131.1 Mechanische Eigenschaften von Hüllmaterial \*

(L. Schäfer, M. Schirra, IMF)

Für den Einsatz der austenitischen Stähle als Hüllrohre ist aus verschiedenen Gründen eine Kaltverformung zur Matrixverfestigung erforderlich. Hierzu durchgeführte Langzeituntersuchungen lassen auch Aussagen zur thermischen Stabilität der verfestigten Matrix zu. Von den Stählen 1.4988 und 1.4981 wurden Proben mit etwas erhöhtem Kaltverformungsgrad (20%) bei 700°C bis knapp 10<sup>4</sup> Std. untersucht, um festzustellen, ob zwischen den beiden Stählen bezüglich Entfestigung erhebliche Unterschiede bestehen. Die Proben wurden aus Rundmaterial gefertigt, das zuvor bei 950°C-16<sup>h</sup>/Luft homogenisiert und bei 1080°C-30'/W lösungsgeglüht worden war. Die Korngröße lag bei 30-80 µm, wobei das Material des Stahles 1.4988 noch stellenweise Körner der Größe < 20 µm aufwies. Durch Recken bei Raumtemperatur ("RT", 20°C) wurden die Proben um 20% kaltverformt. Sowohl im lösungsgeglühten Zustand als auch im k.v. Zustand weist der 1.4988 eine etwas höhere Matrixhärte auf:

1.4988 lsg.:	HV <sub>30</sub> = 150 - 154	20% k.v.:	HV <sub>30</sub> = 297 - 301 kp/mm <sup>2</sup>
1.4981 lsg.:	HV <sub>30</sub> = 135 - 138	20% k.v.:	HV <sub>30</sub> = 281 - 287 kp/mm <sup>2</sup>

Die Legierungselemente liegen innerhalb der Richtanalyse. Im Vergleich mit der wesentlich engeren Reaktor-Spezifikation entspricht bei beiden Stählen der C-Gehalt dem Minimalwert, bei 1.4988 ist der Cr-Gehalt und bei 1.4981 der Ni-Gehalt um 0,6% höher.

Als Probenform wurden Gewindekopfproben der Abmessung Ø 5x50 mm verwendet. Bei RT und 700°C wurde je ein Zugversuch durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen auch hier klar die etwas stärkere Matrixverfestigung des Stahles 1.4988 ( $\delta_{6d}$  bezeichnet das Meßlängenverhältnis,  $\psi$  die Brucheinschnürung):

\* BzFE Nr. 221.1

			$\sigma_s$ [kp/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_B$ [kp/mm <sup>2</sup> ]	$\delta_{6d}$ [%]	$\psi$ [%]
1.4988	20% k.v.	RT	69,7	73,5	22,3	62,5
1.4988	20% k.v.	700°C	44,6	47,0	14,4	33,7
1.4981	20% k.v.	RT	65,5	68,2	22,9	65,3
1.4981	20% k.v.	700°C	40,6	40,8	9,5	51,9

Die Ergebnisse der Zeitstandversuche bei 700°C sind in Abb. 1a zusammengestellt. Der Verlauf der Zeitstandfestigkeitskurven und der 0,5% Zeit-Dehngrenzenkurven zeigen in bezug auf das relative Zeitstandfestigkeitsverhalten zwischen den beiden Stählen praktisch keinen Unterschied. Andeutungsweise weist der Stahl 1.4988 einen geringfügig stärkeren Abfall der Kurven auf.

Absolut sind die Zeitstandfestigkeitswerte des Stahles 1.4988 für diesen Zustand normal, die Werte des Stahles 1.4981 dagegen niedrig bzw. entsprechen dem unteren Bereich des Streubandes. Weder die chemische Zusammensetzung noch die Gefügebildung geben einen Hinweis auf die Ursache für das ungünstige Verhalten dieser Charge. Es ist also lediglich ein relativer Vergleich der beiden Stähle möglich.

Die Zeit- bzw. Spannungsabhängigkeit der einzelnen Meßgrößen könnte jedoch Aufschluß darüber geben, ob eine der beiden Legierungen in Abhängigkeit von der Versuchszeit eine stärkere Änderung der kaltverfestigten Matrix aufweist. Die gemessenen Werte für die sekundäre Kriechgeschwindigkeit (Abb. 1b) zeigen die gleiche Spannungsabhängigkeit, was sich im gleichen Wert für  $n = 2,8$  ausdrückt. Dieser verhältnismäßig niedrige  $n$ -Wert ist ein Hinweis darauf, daß bei 700°C und 20% k.v. zu längeren Standzeiten eine erhebliche Entfestigung bei beiden Stählen auftritt. Dies ist auch aus Abb. 1d an den nach dem Versuch gemessenen Härtewerten der Proben erkennbar. Im Vergleich zur Ausgangshärte nach 20% k.v. wird ein erheblicher Abfall der Matrixhärte beobachtet, der bei 1.4988 nach langen Standzeiten (>5000 h) etwas ausgeprägter zu sein scheint. Die Bruchdehnungswerte liegen für beide Stähle bei Langzeitbeanspruchung zwischen 1-3% (Abb. 1c).

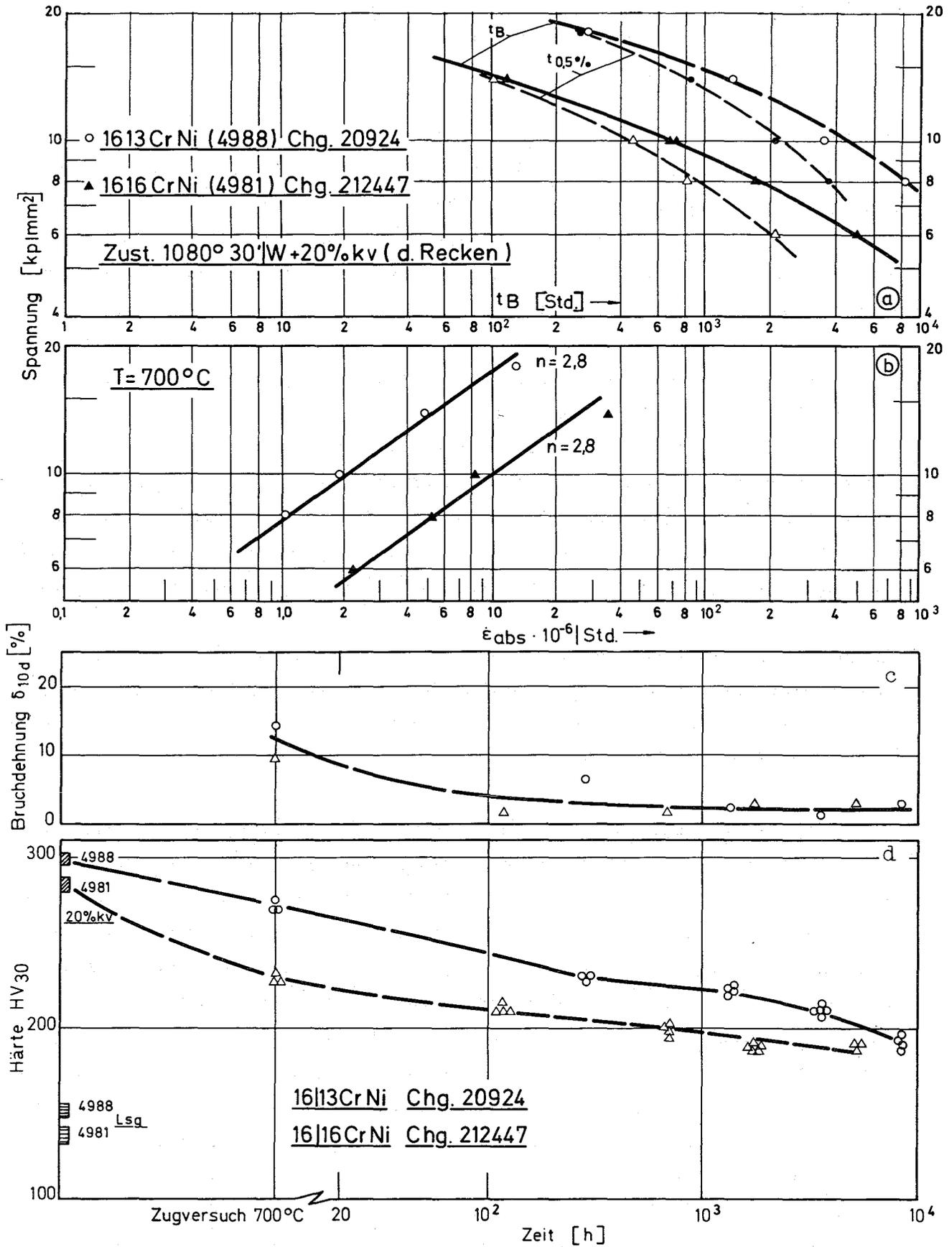


Abb. 1a-d: Ergebnisse von kaltverformten Proben der Stähle 1.4988 u. 1.4981

Die metallographischen Untersuchungen zeigen, daß die im Zeitstandversuch gefahrenen Proben interkristallin brechen mit zahlreichen Anrissen in der Bruchzone und der Meßlänge.

Im Rahmen der Mol 2-Vergleichsversuche wurde das Zeitstandverhalten des Stahles 1.4981 aus der Schmelze 70015 weiter untersucht. Der Werkstoff lag in folgenden drei Zuständen vor: lösungsgeglüht (lg), lg + 12% kv, lg + 14% kv. Über die ersten beiden Zustände ist bereits im KFK 1882 berichtet worden. In der Zwischenzeit wurde auch der Zustand lg + 14% kv untersucht. Die Ergebnisse sind in Abb. 2 wiedergegeben.

Im oberen Teil des Diagrammes ist die Zeitstandfestigkeit bei Prüftemperaturen von 600, 650 und 700°C dargestellt. Ein Vergleich mit dem Zustand lg + 12% kv zeigt, daß bei einer Prüftemperatur von 600°C kaum Unterschiede zwischen den zwei Kaltverformungsgraden auftreten. Bei 700°C hingegen weist der Zustand lg + 14% kv eine etwas höhere Zeitstandfestigkeit auf. Bei kurzen Versuchszeiten unterscheiden sich die Standzeiten der beiden Zustände um den Faktor 3, bei Versuchszeiten über 1000h hingegen nur noch um den Faktor 1,5.

Im unteren Teil der Abbildung ist die Bruchdehnung wiedergegeben. Mit steigender Prüftemperatur ist eine Zunahme der Duktilität zu beobachten. Gegenüber dem früher untersuchten Zustand mit 12% Kaltverformung liegen die Bruchdehnungen hier generell höher.

Ferner wurden mechanische Untersuchungen an mit Spaltprodukten korrodierten Hüllrohrproben durchgeführt. Bei der Brennstabauslegungsrechnung ist es notwendig, die Innenkorrosion der Hüllrohre durch Spaltprodukte zu berücksichtigen. Dies kann in erster Näherung so geschehen, daß die aus Verträglichkeitsuntersuchungen bekannte Korrosionsschicht als mechanisch nicht mehr tragend von der Rohrwandstärke abgezogen wird. Erste Untersuchungen haben aber gezeigt, daß dies nur in Ausnahmefällen zutreffend ist. Die Zusammensetzung des Korrosionsmittels (simuliertes Abbrandsystem), die Art der mechanischen Prüfung, die Legierungszusammensetzung des austenitischen Stahles und sein Behandlungszustand beeinflussen mehr oder weniger stark die Auswirkungen der Korrosion auf die mechanischen Eigenschaften. Qualitativ wurde bisher folgendes Verhalten beobachtet: 1. Je reaktiver das Korrosionsmittel ist, desto stärker ist die Wirkung einer gleich starken Korrosionsschicht auf die me-

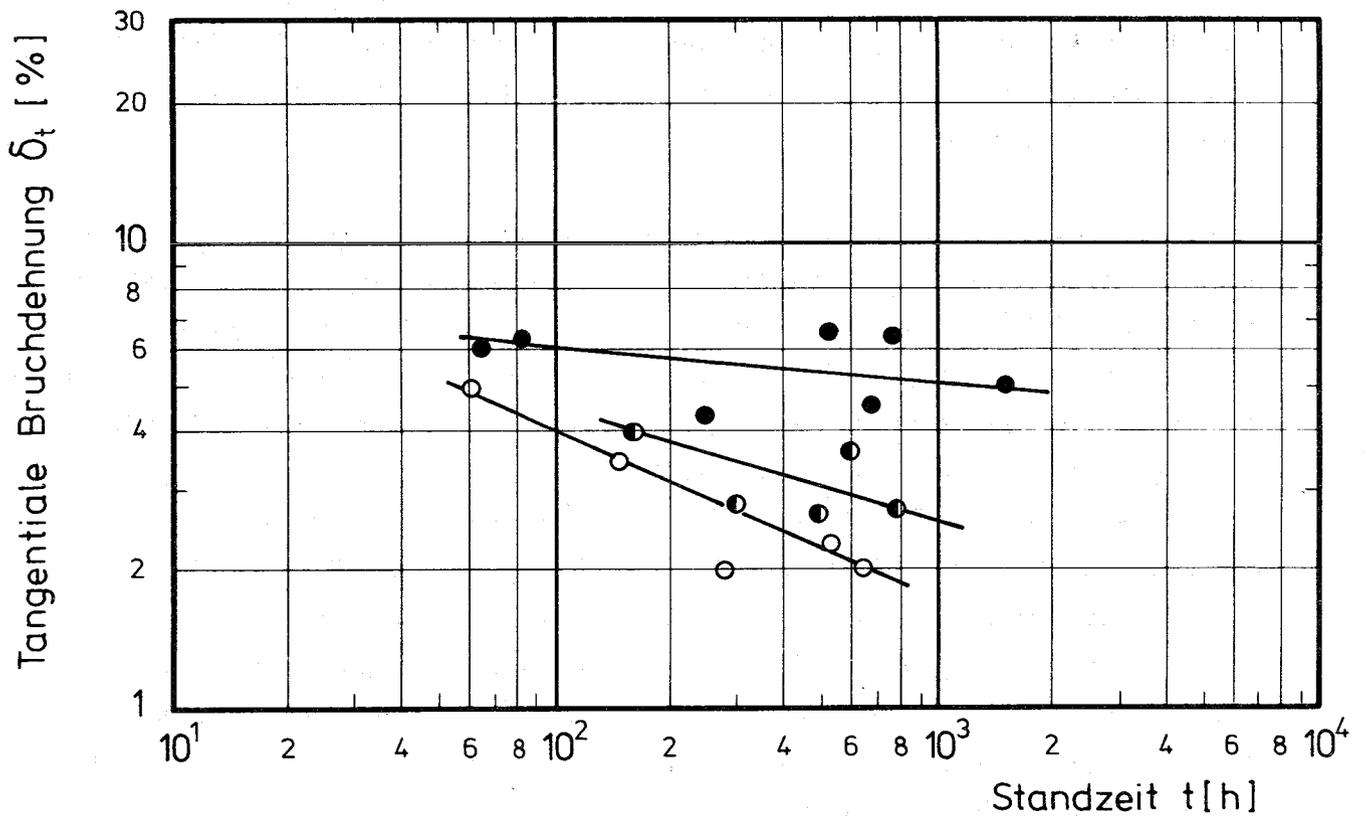
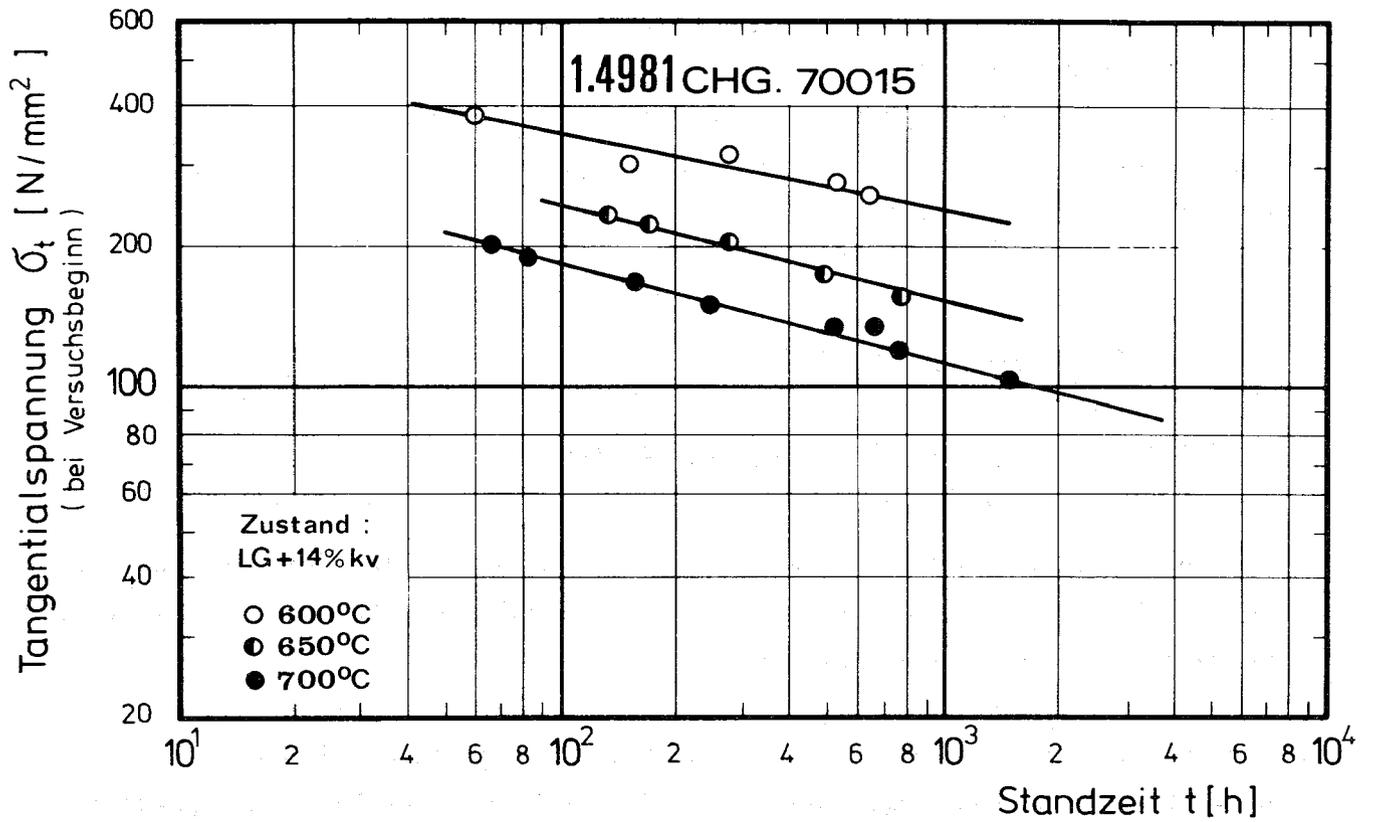


Abb. 2: Zeitstandverhalten des Stahles 1.4981 im Zustand lösungsgeglüht + 14% kv

chanische Festigkeit. 2. Die Auswirkungen der Korrosion auf die Zeitstandfestigkeit sind bedeutend stärker als auf die Zugfestigkeit. 3. Legierungen mit hoher Korngrenzenfestigkeit werden relativ stark beeinflusst, da der Korrosionsangriff bevorzugt an den Korngrenzen stattfindet. Die Duktilität des Hüllmaterials wird durch die Korrosion häufig auf weniger als die Hälfte des Ausgangsbetrages reduziert.

#### 1131.4 Bestrahlungsversuche

##### 1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung \*

(C. Wassilew, IMF)

Im Rahmen der Bestrahlungsversuche für das Kastenmaterial des SNR 300 werden Untersuchungen am Werkstoff Nr. 1.4981 zum Einfluß der Kaltverformung auf das mechanische Verhalten durchgeführt.

Die Untersuchungen zum Zeitstand- und Kriechverhalten an diesem Stahl in verschiedenen Vorbehandlungszuständen wurden im Rahmen der Bestrahlungsprojekte Mol 3 B/5 weitergeführt. (KFK 1274/4, S. 113-6). Entsprechend der Bestrahlungsdosis der im BR2 in Mol/ Belgien bestrahlten Proben wurden über die verschiedenen ( $n$ ,  $\alpha$ )-Reaktionen mit schnellen bzw. thermischen Neutronen etwa 50 appm He erzeugt.

Die im Zeitstand- und Kriechversuch an Flachproben ermittelten Bruchdehnungen von bestrahlten und unbestrahlten Prüflingen sind für Prüftemperaturen von 650 und 700°C in Abb. 3 in Abhängigkeit von der Standzeit dargestellt. Aus dieser Abbildung geht hervor, daß die Zeitstandbruchdehnung nach Bestrahlung bei allen Werkstoffzuständen dieses Stahles mit zunehmender Standzeit ansteigt. Diese Ergebnisse stehen im Widerspruch zu früheren Befunden, wonach im allgemeinen eine Abnahme der Bruchdehnung mit steigender Versuchsdauer beobachtet wurde (z.B. KFK 1273/3, S. 113-7 bzw. KFK 1950, S. 114). Es wird angenommen, daß durch die Hochtemperaturbestrahlung ( $T = 640^{\circ}\text{C}$ ,  $t = 4850 \text{ h}$ ) Erholungs- bzw. Rekristallisationsvorgänge eingeleitet werden, die sich dem Effekt der Hochtemperatur-Versprödung überlagern und bei langen Versuchszeiten dominieren. Metallographische Untersuchungen und Härtemessungen sollen darüber Aufschluß geben.

---

\* BzFE Nr. 223.2

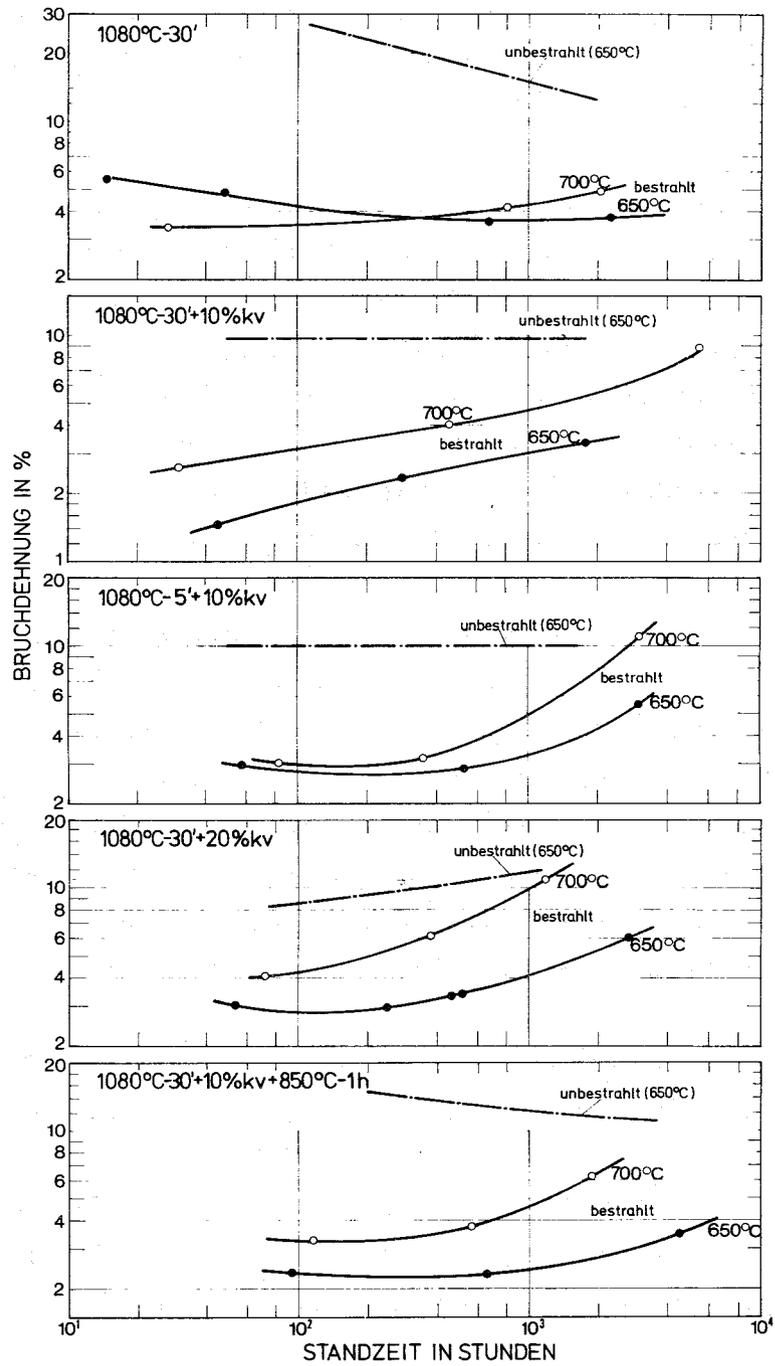


Abb. 3. Bruchdehnung des Stahles 1.4981 vor und nach Bestrahlung bei 650°C und 700°C

## 2. Mechanische Eigenschaften bei Bestrahlung \*G

(K.D. Cloß, IMF)

Neben Nachbestrahlungsuntersuchungen am Werkstoff 1.4981 aus dem Bestrahlungsprojekt Mol 3 B/5 werden auch Rohrproben unter Innendruck im Rahmen des Projektes Mol 2 eingesetzt, bei denen die in-pile Zeitstandfestigkeit sowie die Duktilität bestimmt werden können.

Bei den in-pile Untersuchungen (Mol 2) am Werkstoff Nr. 1.4981 werden z.Zt. Rohre in den Abmessungen 6 x 0,38 mm mit 10, 15 und 20% Kaltverformung im BR 2 bei Temperaturen von 650 und 700°C bestrahlt. Für die 15% kaltverformten Rohre wurde die Bestrahlungstemperatur auf 750°C ausgedehnt, da diese Ergebnisse von gewissem Interesse für die Entwicklung von gasgekühlten Brutreaktoren sind. Die bisher vorliegenden Ergebnisse zum Zeitstandverhalten des 15% kaltverformten Zustandes sind in Abb. 4 zusammen mit den Ergebnissen der unbestrahlten Proben wiedergegeben.

Bisher war bei Verwendung von kaltverformten Rohren in Mol 2-Einsätzen weitgehend ungeklärt, ob durch das Aufpunkten von Thermoelementen über wärmebeeinflusste Zonen Auswirkungen auf die Zeitstandfestigkeit zu erwarten sind. Daher wurden bei den out-of-pile Untersuchungen bei 700°C auch Prüflinge mit aufgepunkteten Thermoelementen eingesetzt. Wie man aus den Versuchsergebnissen entnehmen kann, nimmt die Standzeit durch das Aufpunkten der Thermolemente vor allem bei längeren Versuchszeiten leicht ab. Die Ergebnisse liegen jedoch immer noch im Bereich des Streubandes der übrigen Untersuchungen.

Ein eindeutiger Einfluß der Bestrahlungstemperatur auf die Abnahme der Standzeit konnte nicht festgestellt werden. Bei 650 und 700°C wird die Standzeit etwa um den Faktor 3 reduziert. Bei einer Bestrahlungstemperatur von 750°C scheint dieser Faktor etwas geringer zu sein. Es ist jedoch möglich, daß die Bestrahlungstemperatur einen Einfluß auf die Duktilität hat. Zur Klärung dieser Frage müssen allerdings noch die Nachuntersuchungen abgewartet werden.

Ein Vergleich der Mol 2-Ergebnisse mit Flachproben aus dem Projekt Mol 3 B/5 (KFK 1274/4, S. 113-6) zeigt, daß bei kurzen Standzeiten die in-pile Ergebnisse günstiger liegen. Bei längeren Versuchszeiten gleichen sich die Ergebnisse an. Dieses Verhalten dürfte darauf zurückzuführen sein, daß durch die Bestrahlung der Flachproben bei 640°C über 4850 h bereits eine Erholung der Kaltver-

\* BzFE Nr. 222.1

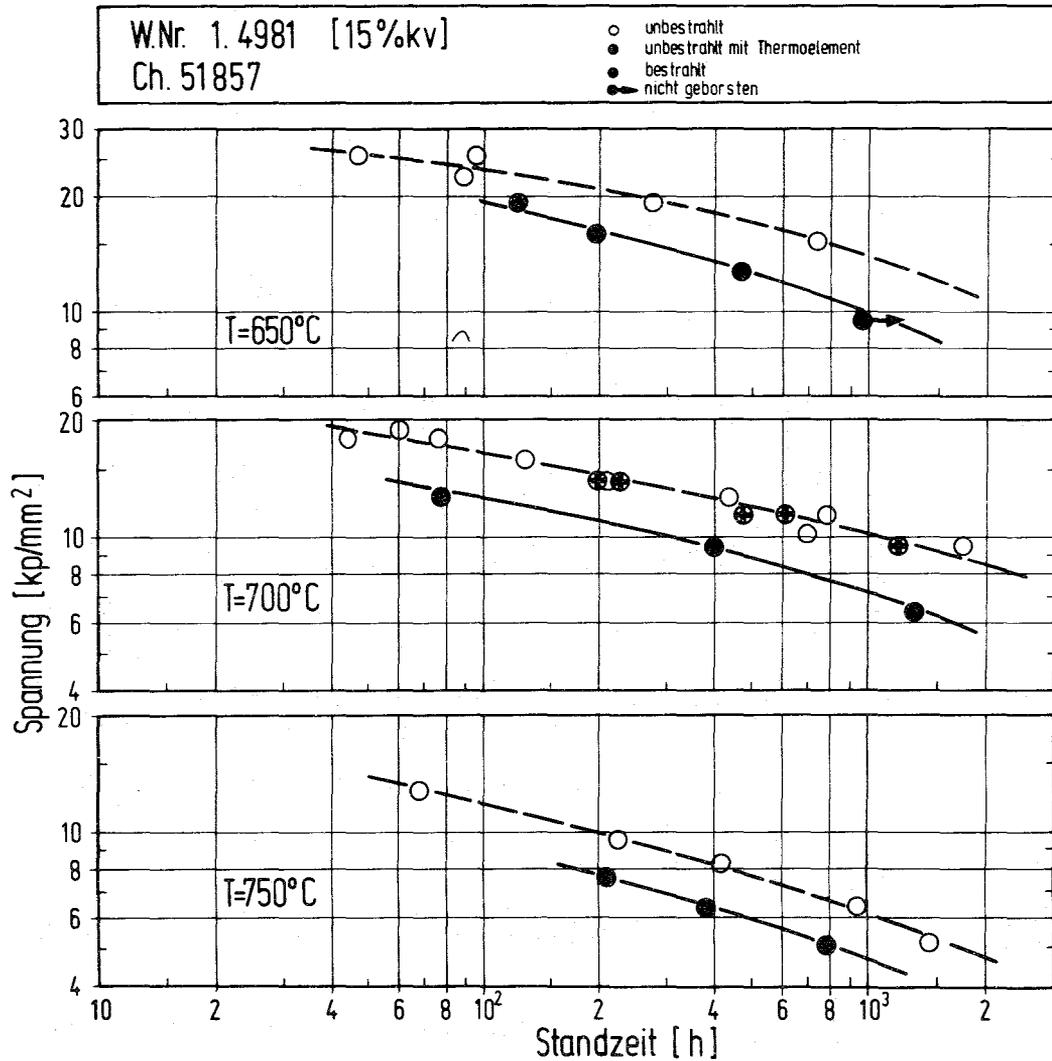


Abb. 4 In-pile Zeitstandfestigkeit des Werkstoffes Nr. 1.4981

formung eingesetzt hat und zu Beginn der mechanischen Nachuntersuchungen vorhanden ist. Bei den Mol 2-Proben hingegen tritt eine Erholung erst nach längerer Beanspruchungsdauer auf.

### 3. Schwellverhalten \*

(K.Ehrlich, M.Boček, R.Groß, H.Venker, IMF; U.Bober, G.Schumacher, INR)

Die Korrelation von Porenbildung und der experimentell beobachteten Festigkeitserhöhung hochbestrahlter Werkstoffe wurde an mehreren Werkstoffen mit Proben aus dem Experiment DFR 397 getestet. Hierzu war es notwendig, die Mikrostruktur (d.h. insbesondere die Porenkonzentration und Porengröße) durch

\* BzFE Nr. 225.1a

Ausheilvorgänge zu ändern und parallel dazu mit entsprechenden Methoden die Streckgrenze relativ zum unbestrahlten Werkstoff zu bestimmen.

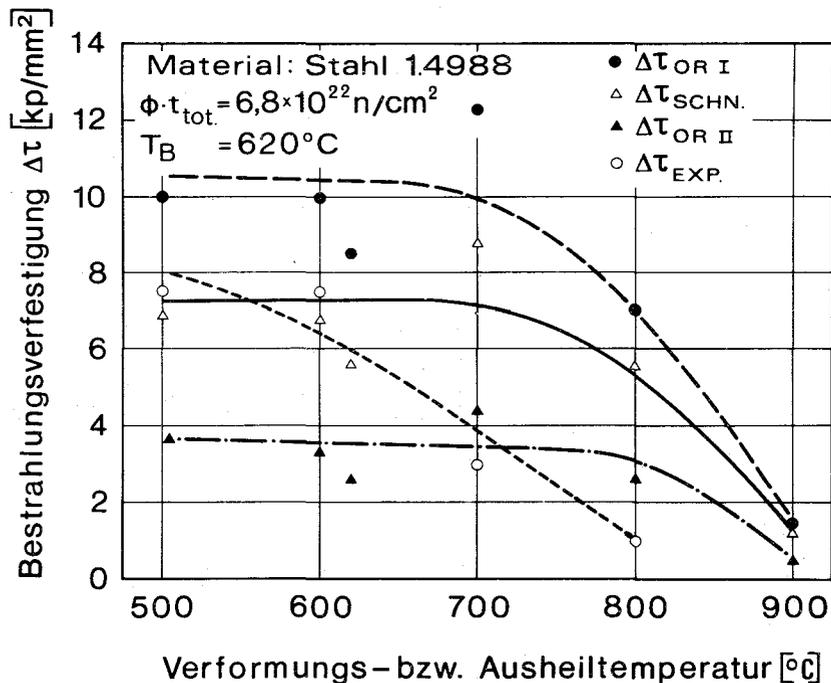


Abb. 5 Die Temperaturabhängigkeit der Bestrahlungsverfestigung

In Abb. 5 ist das Ergebnis einer solchen Untersuchung am Werkstoff 1.4988 dargestellt. Die mit  $\Delta\tau_{\text{OR I,II}}$  bzw.  $\Delta\tau_{\text{SCHN}}$  bezeichneten Größen sind die aus elektronenmikroskopischen Untersuchungen errechneten Schubspannungsänderungen, wie sie sich aufgrund verschiedener Wechselwirkungsmodelle von Versetzungen mit Poren ergeben. Die experimentell ermittelten Werte sind an einer einzigen Probe durch aufeinandererfolgende Glühversuche bei den geführten Temperaturen gefunden worden. Als Ergebnisse lassen sich folgende Schlüsse formulieren: Prinzipiell kann die Festigkeitszunahme durch Bestrahlung bei hohen Temperaturen auf die Porenbildung zurückgeführt werden, d.h. in diesem Temperaturbereich sind Poren wirksame Hindernisse. Eine Entscheidung darüber, welcher Mechanismus dabei vorherrschend ist, z.B. ein Schneidvorgang oder ein spezieller Orowan-Prozeß, kann an diesen komplexen Werkstoffen nicht getroffen werden, da deren Strukturstabilität durch die Bestrahlung nicht garantiert werden kann. Die stärkere Temperaturabhängigkeit von  $\Delta\tau_{\text{Exp}}$  ist mit größter Wahrscheinlichkeit auf die spezielle Versuchsführung zurückzuführen, bei der Ausheilversuche aufeinanderfolgend an der Probe durchgeführt wurden.

Die Untersuchungen zum Einfluß von Spaltprodukten wie Caesium auf beobachtete Hüllrohraufweitungen bei Stabbestrahlungen wurden veröffentlicht (1).

Rechnungen zur Untersuchung der nicht schwellbedingten Hüllrohraufweitung erlauben es abzuschätzen, wie weit der Temperaturgradient in der Hülle (ca.  $1000^{\circ}\text{C/cm}$ ) eine Leerstellenwanderung zur heißen Seite und einen entsprechenden Materialtransport nach außen mit einer daraus resultierenden Hüllrohraufweitung bewirken kann. Dabei wird der Thermodiffusionsprozeß durch den ersten Term der Gleichung

$$J_i = -N D_i \left\{ \frac{Q_i^* x_i}{RT^2} \frac{dT}{dl} \frac{1}{1 + \partial \ln \gamma_i / \partial \ln x_i} + \frac{\partial a_i}{\partial l} \right\}$$

mit  $J_i =$  Teilchenfluß der Komponente  $i$   $\left( \frac{1}{\text{cm}^2/\text{sec}} \right)$

$D_i =$  Diffusionskoeffizient der Komponente  $i$   $\left( \frac{\text{cm}^2}{\text{sec}} \right)$

$Q_i^* =$  Überführungswärme der Komponente  $i$   $\left( \frac{\text{cal}}{\text{Mol}} \right)$

$x_i =$  Molenbruch der Komponente  $i$

$\gamma_i =$  Aktivitätskoeffizient der Komponente  $i$

$a_i =$  Aktivität der Komponente  $i$

$N =$  Summe aller Atome und Leerstellen  $\left( \frac{1}{\text{cm}^3} \right)$

$l =$  Weg in Richtung des Temperaturgradienten

beschrieben.

Berücksichtigt man den Einfluß der Bestrahlung auf den Diffusionskoeffizienten dadurch, daß man mit dem Grad der Leerstellenübersättigung multipliziert, so errechnen sich aus dem ersten Term der Gleichung Hüllrohraufweitungen von  $< 0,1 \mu\text{m}/\text{Jahr}$ . Geht man hingegen von experimentell bestimmten Erhöhungen der Diffusionskoeffizienten unter Bestrahlung aus, so ergeben sich Aufweitungen von einigen  $\mu\text{m}$  pro Jahr. Dem überlagert sich ein Beitrag, der aus dem zweiten Term obiger Gleichung resultiert. Bei gleicher Defekterzeugungsrate ist die Annihilationswahrscheinlichkeit wegen des Temperaturunterschiedes von ca.  $40^{\circ}\text{C}$  auf der Innen- und Außenseite der Hülle verschieden. Daraus resultiert im quasistationären Gleichgewicht eine wesentlich stärkere Leerstel-

lenübersättigung (Faktor 3 bis 10) auf der Außenseite, die eine bevorzugte Leerstellenwanderung nach innen bewirkt. Die daraus resultierende Hüllrohr-aufweitung ist schwer abschätzbar, da die Leerstellenaktivitäten im über-sättigten Zustand nicht bekannt sind.

Die Arbeiten im VEC-II-Programm am Stahl 1.4981 zum dosisabhängigen Schwell-verhalten sind weiter vorangeschritten. Für zwei Materialzustände, lösungs-geglüht (15 min/1060°C) und 20% kaltverformt, sind die Untersuchungen der Pro-ben mit Schädigungsraten von 40 und 80 dpa abgeschlossen worden, wobei die Tiefenprofile der Schädigung gegenüber den theoretischen Vorhersagen einige Abweichungen erbrachten. Weiter liegen Werte für beide Materialzustände mit einer Schädigung von 10 dpa vor. Diese Daten sind noch mit einiger Unsicher-heit behaftet, da, offenbar verursacht durch die Bildung von faulted loops, eine starke Anätzung der elektronenmikroskopischen Proben beobachtet wurde. Damit wird das Erkennen von kleinen Poren stark reduziert.

Eine Gegenüberstellung der Dosisabhängigkeit des Schwellens in logarithmi-scher und linearer Darstellung zeigt, daß die experimentellen Daten besser durch eine hyperbolische als durch eine parabolische Gleichungsform beschrie-ben werden können. Dies würde der Annahme besser entsprechen, daß eine Min-destdosis (threshold) existiert, bei der Porenbildung einsetzt. Die abschlie-ßende Dokumentation erfolgt nach der Untersuchung von Proben mit einer Schä-digung von 20 dpa.

---

#### Veröffentlichung

- (1) H. Venker, K. Ehrlich  
Simulationsversuche zur Untersuchung der Aufweitung von Brüter-  
brennstäben durch Uranatbildung  
Tagungsberichte der Reaktortagung 1975 Nürnberg, p. 459-62

114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1141 Natriumkühlung1141.1 Korrosion austenitischer Stähle\*

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

Ziel eines 10.000 Stunden-Korrosionsversuches im Natrium-Hochtemperaturprüfstand des IRB war die Bestimmung von Auslegungsdaten für die SNR 300-Hüllrohre. Dabei galt es, den Korrosionsabtrag, die korrosiven Veränderungen am Werkstoff und die Beeinflussung der Festigkeit durch Natrium zu bestimmen.

Die Versuchsserie, die im April 1973 begonnen wurde, ist ohne kreislaufbedingte Schwierigkeiten und Unterbrechungen im Februar 1975 nach 10.000 Std. beendet worden. Dabei konnten alle Versuchsparameter in den spezifizierten Grenzwerten eingehalten werden. Über die Reinheit von Natrium und Schutzgas liegen über die Versuchsdauer lückenlose Meßwertketten vor.

Zur Charakterisierung des Kohlenstoffpotentials des Natriums wurde im März 1975 der 120 Stunden-Versuch HT5 ausgeführt. In den Hochtemperaturstrecken wurden Monitorproben, 0,1 mm-Folien aus 18/9 CrNi-Stahl, exponiert, deren Kohlenstoffaustausch mit dem Natrium gemessen wird und zur Überprüfung der Kohlenstoffaktivität im Natrium dient.

Über die Abtragung an den Hüllrohrproben durch Natrium im 10.000 Stunden-Versuch liegen Ergebnisse vor. Die Abb. 1a und 1b zeigen den zeitlichen Verlauf der Gewichtsänderungen in dieser Zeit. Die erhöhte Geschwindigkeit der Korrosion im letzten Teilversuch erklärt sich aus dem erhöhten Sauerstoffgehalt des Natriums in dieser Periode.

Die Konstanten der Gewichtsänderung stehen nach den Befunden dieser Versuchsserie in Zusammenhang mit dem Sauerstoffgehalt des Natriums.

---

\* BzFE Nr. 232.2

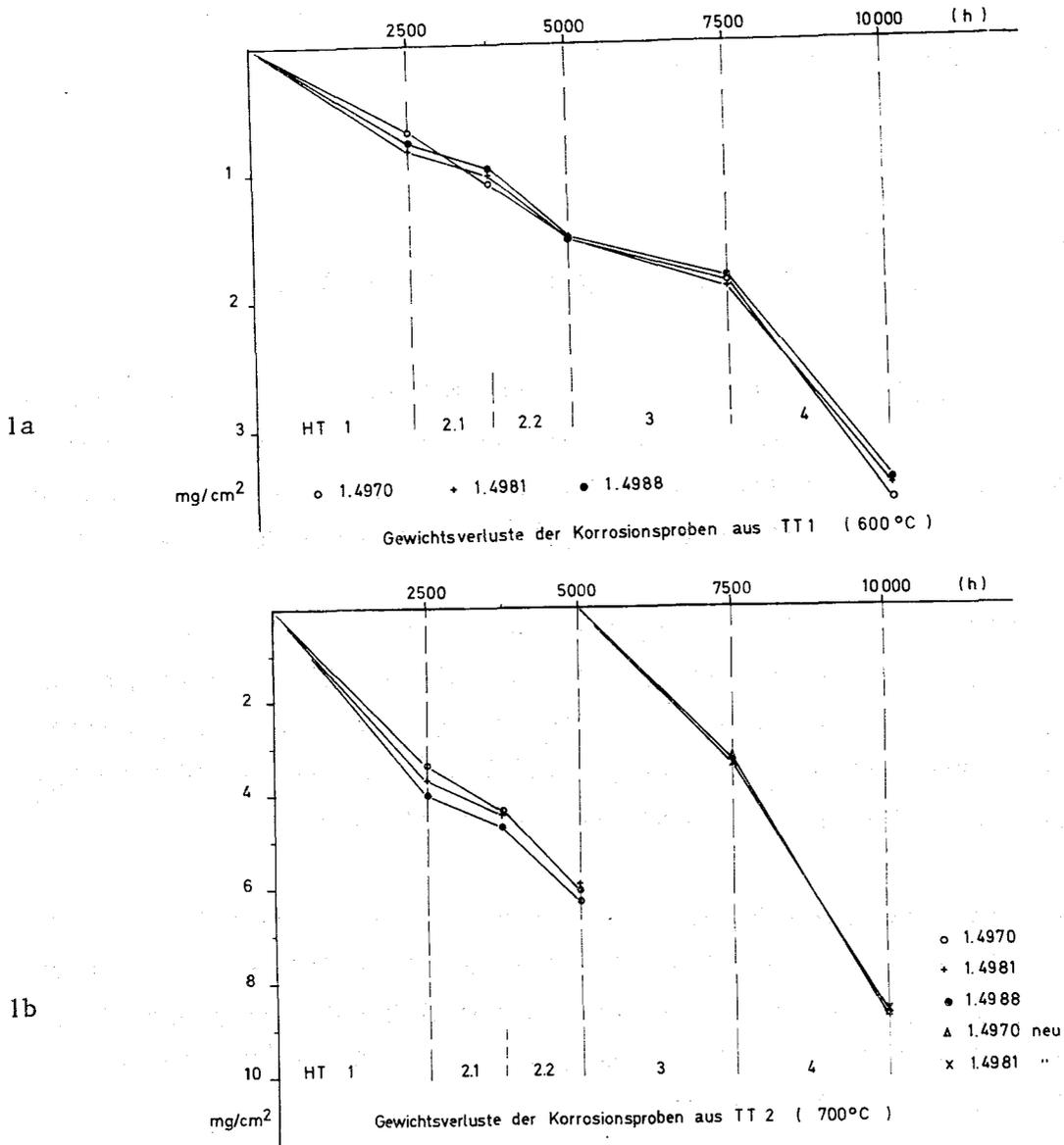


Abb. 1: Zeitlicher Verlauf der Gewichtsverluste an Hüllrohr -  
proben bei 600 und 700°C

Für den Konzentrationsbereich 3,5 bis 10 ppm Sauerstoff im Natrium wurde der Sauerstoffexponent der Natriumkorrosion dieser Stähle zu 0,925 bestimmt. Der Wert liegt etwas niedriger als in der Literatur angegeben (A.W. Thorley und C. Tyzack, Liquid Alkali Metals, BNES 1973, 257-275). Abb. 2 gibt einen Eindruck von diesem Zusammenhang und läßt die Erwartung zu, daß man die für SNR-300 zu erwartenden Korrosions- und Massetransporterscheinungen, auch von aktivierten Legierungsbestandteilen, durch strengere Sauerstoffspezifikation vermindern kann.

Die Temperaturabhängigkeit der Korrosionskonstanten, definiert als Gewichtsverlust pro Flächeneinheit und Stunde, läßt sich durch die Gleichung

$$\log k = 4,438 - 3,376 \cdot 10^3 \frac{1}{T} \quad (1)$$

(k in mg/cm<sup>2</sup>h, T in K) ausdrücken. Die Aktivierungsenergie der Korrosionsreaktionen beträgt demnach 15,4 kcal/Mol, das ist ebenfalls niedriger als die Angaben der angeführten Literatur.

Die metallkundlichen Nachuntersuchungen an den Proben aus dem Versuch sind im Gang. Die Dehnungsmessungen sind abgeschlossen und werden ausgewertet. Die Auslagerung von Vergleichsproben im Vakuum ist noch nicht abgeschlossen.

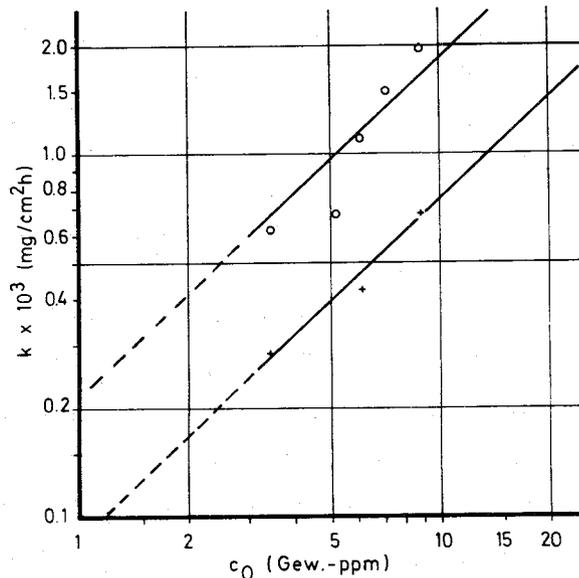


Abb. 2: Abhängigkeit der Korrosionskonstanten der Natriumkorrosion von der Sauerstoffkonzentration im Natrium

#### 1141.2 Korrosion von Sonderwerkstoffen\*

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

Diese Versuche sollen Aufschluß über die Natriumverträglichkeit von Werkstoffen geben, die wegen ihrer tribologischen Eigenschaften im Kern von SNR 300 Einsatz finden sollen.

Die Natriumexposition von Proben aus Blechen oder Aufschweißlagen aus STELLIT verschiedener Qualitäten ist planmäßig zum Abschluß geführt worden. Die Tabelle 1 zeigt, welche Ergebnisse in den verschiedenen Tests hinsichtlich der Gewichtsänderungen erhalten worden sind. Die Gewichtsänderungen waren klein und nicht einheitlich in ihrer Richtung. Insofern ist das Korrosionsverhalten un-

\* BzFE 233.3

terschiedlich von dem der austenitischen Stähle. Abscheidungsverfahren scheinen stärker am Geschehen beteiligt zu sein.

Tabelle 1: Gewichtsänderungen von STELLIT in Natrium

Werkstoff	Einsatztemperatur °C	V <sub>Na</sub> m/s	Effekt nach in mg/cm <sup>2</sup>		
			4000	5000	6500 h
STELLIT 6B	600	1.0	-2.1	-	-1.8
	600	5.0	-	+0.32	-
	700	5.0	-	-0.46	-
STELLIT 6H	600	1.0	-0.35	-	-0.05

Von den Nachuntersuchungen an den 7500 Stunden in Natrium exponierten Proben aus INCONEL 718 und NIMONIC 90 (siehe KFK 1274/4) liegen Ergebnisse vor. Nimonic wird in erheblich stärkerem Maße an den Korngrenzen angegriffen als Inconel. Diese Erscheinungen haben aber im Laufe der langzeitigen Untersuchungen mit wachsender Expositionszeit nicht wesentlich zugenommen. Die Morphologie der Korrosionswirkungen gleicht weitgehend den schon früher beschriebenen (KFK 1273/4) Erscheinungen. Randschichtanalysen (vergl. 1141.3) bestätigen, daß die Effekte auf Schichten von weniger als  $5 \cdot 10^{-4}$  cm Dicke beschränkt bleiben. Die Zusammensetzung der Oberflächenschichten verändert sich in einer Weise, daß nachteilige Folgen für die Bildung der die Gleitung verbessernden (Komplex-)Oxidschichten zu erwarten sind. Während Nimonic Kohlenstoff an das Natrium abgegeben hat, ist Inconel aufgekohlt worden.

1141.3 Reinheit und Reinheitskontrolle des Natriums\*

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

Schutzgasanalysen

Die Schutzgasatmosphäre des HT-Versuchskreislaufes wurde bis zum Ende des 10 000 h-Versuches auf Verunreinigungen ( $H_2$ ,  $N_2$ ,  $CH_4$  und He) analysiert. Es zeigten sich keine extremen Werte. Helium wurde wiederholt nachgewiesen.

Anschliessend an den 10 000 h-Versuch wurde noch ein 120 h-Versuch (HT 5) durchgeführt. Da dieser Versuch zur Charakterisierung des Kohlenstoffpotentials dient, war es erforderlich, die Methankonzentration im Schutzgas laufend zu bestimmen und auch das Verhalten der Verunreinigungen während der Anfahrphase zu kontrollieren. Es wurden folgende Werte während des Versuches HT 5 gemessen:

Datum	vpm $H_2$	vpm $N_2$	vpm $CH_4$	Bemerkungen
18. 3.75	50	3000	25	Na 250°C; Störung im Kreislauf, Na wieder abgelassen
20. 3.75	60	40	0.3	Na 250°C; Na wieder hochgedrückt
"	50	40	0.3	Na 300°C
"	43	41	0.3	Na 350°C
"	70	47	4	Na 400°C
"	100	43	9	Na 450°C
"	140	40	16	Na 500°C
"	160	40	27	Na 550°C
"	150	40	31	Na 600°C
"	160	40	28	Na 650°C
"	160	40	26	Na 700°C
"	168	40	29	Na 700°C
21. 3.75	75	28	<0.1	Na 700°C, 12 h später
	90	20	0.5	
22. 3.75	50	11	<0.1	Na 700°C
	53	12	0.1	Na 700°C

\* BzFE Nr. 622.3

Datum	vpm H <sub>2</sub>	vpm N <sub>2</sub>	vpm CH <sub>4</sub>	Bemerkungen
23.3.75	40	9	<0.1	Na 700°C
	42	10	0.1	Na 700°C
24.3.75	26	9	<0.1	Na 700°C
	31	11	0.1	Na 700°C
25.3.75	20	8	<0.1	Na 700°C
	40	11	0.1	Kreislauf abgesch.
26.3.75	14	17	2.0	Na auf 250°C abgekühlt, ~12 h später
	37	15	1.5	

Bei den ab 21.3.75 gemessenen Werten erfolgte die erste Messung stets nach Ausspülen von 20 l Argon, die zweite Messung nach Ausspülen weiterer 30 l. Die bei der zweiten Messung aufgetretenen geringfügig höheren Methangehalte können möglicherweise durch nachgeliefertes Flaschen-Argon verursacht worden sein. Der Methangehalt des Flaschen-Argons liegt bei 0.9 vpm.

Nach Stilllegung des Kreislaufs ist beabsichtigt, einen Gasanschluss nach der NaK-Reinigung zu installieren, um den Methangehalt des Argons nach Durchströmen der NaK-Reinigung bestimmen zu können.

#### Nachuntersuchung Na-korrodiertes Proben

Es wurden eine Probe Nimonic 90 und eine Probe Inconel 718 aus dem MTP-Loop nach 7 500 h Einsatz in Natrium von 600°C spektralanalytisch auf den Verlauf der Elementkonzentration mit dem Abstand von der Oberfläche analysiert. In Abb. 3 und 4 sind die Diagramme der Konzentrationsverläufe der Legierungselemente der Nullprobe und der korrodierten Probe eingetragen, wobei der in den 7 500 h erfolgte Dickenverlust durch Abtrag im Natrium ( $\Delta D$ ) berücksichtigt ist.

Bei der Nimonic 90 Probe zeigt sich bei Nickel eine deutliche Abreicherung in den ersten  $\mu\text{m}$ -Schichten, Chrom und Titan sind ebenfalls etwas abgereichert. Kobalt und Eisen sind angereichert. Bei der Inconel-718-Probe ist der Verlauf komplizierter, doch kann auch hier von einer Nickelabreicherung im Vergleich zur Nullprobe gesprochen werden. Chrom, Eisen, Nickel, Mangan und auch Molybdän sind etwas angereichert. Der Niobgehalt liegt wohl bei der korrodierten Probe und bei der Nullprobe auf ähnlichem Niveau.

Inconel 718 7500 h Na 600 ° C

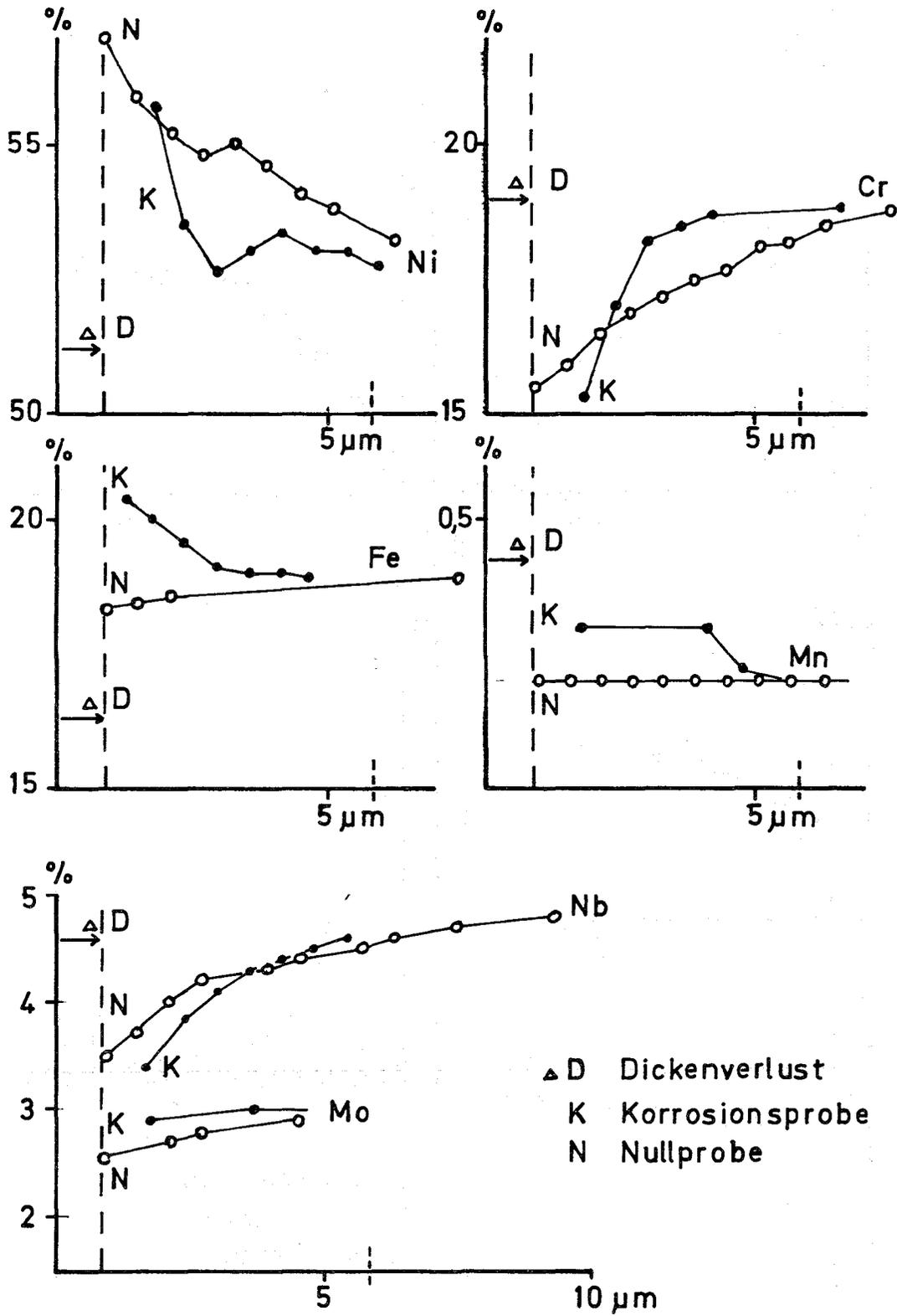


Abb. 3

Nimonic 90 7500 h Na 600°C

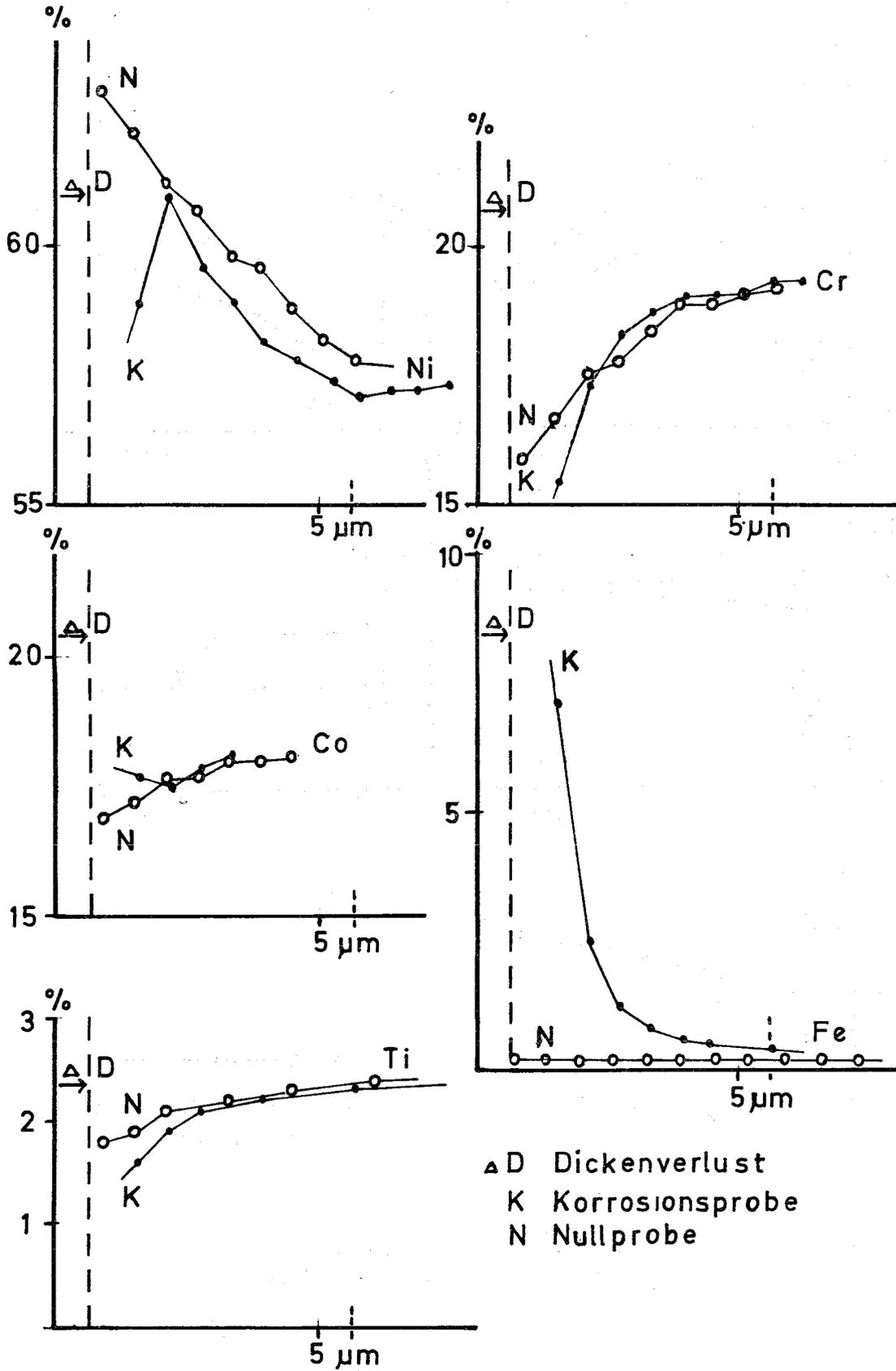


Abb. 4

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

(S. Leistikow, IMF)

Die Untersuchung des Korrosionsverhaltens der Gasbrüter-Hüllwerkstoffe 1.4970, 1.4981 und 1.4988 bei 800°C in hochreinem Helium mit einem zudosierten Wasser: Wasserstoff-Verhältnis von bisher 5,4 ( $\pm 1,2$ ) vpm H<sub>2</sub>O : 53 ( $\pm 13$ ) vpm H<sub>2</sub>, d.h. etwa einem Verhältnis von 1:10, wurde auf ein Verhältnis von 2,65 ( $\pm 1,7$ ) vpm H<sub>2</sub>O : 126 ( $\pm 35$ ) vpm H<sub>2</sub>, d.h. etwa 1:50, ausgedehnt. Im Streubereich der Dosierung sind auch kurzfristige Ausreißer erfaßt. Außerdem wurde die Untersuchung der bereits genannten Werkstoffe auf die der Hochtemperatur-Legierung Incoloy 800 ausgedehnt.

Gewichtszunahme [mg/dm<sup>2</sup>] der untersuchten Stähle in Helium mit einem Wasser zu Wasserstoff-Verhältnis von 2,65 vpm : 126 vpm (2 Parallelproben)

(500 bzw. 1000 Std., 800°C, 1.5 bar)

Reaktionszeit (h)	Gewichtszunahme [mg/dm <sup>2</sup> ]							
	Incoloy 800		1.4970		1.4981		1.4988	
500	27,8	33,3	24,9	31,2	5,6	8,2	4,9	6,3
1000	44,†	51,1	41,9	46,6	10,9	12,9	9,3	11,0

In Abb. 5 wurde ein Vergleich der Untersuchungen bei verschiedenem Oxydationspotential vorgenommen. Es zeigte sich dabei, daß die mittlere Gewichtszunahme während 1000 Std. mit sinkendem Oxydationspotential deutlich abnimmt. Die Gewichtszunahme verringert sich bei einem H<sub>2</sub>O : H<sub>2</sub>-Verhältnis von 2,65 vpm H<sub>2</sub>O : 126 vpm H<sub>2</sub> gegenüber dem Verhältnis von 5,4 vpm H<sub>2</sub>O : 53 vpm H<sub>2</sub> bei den einzelnen Werkstoffen wie folgt: 1.4970 um 7,5%; 1.4981 um 25,2%; 1.4988 um 19,7%.

Die Untersuchungen werden über längere Zeiten und unter Variation des Oxydationspotentials im Helium fortgesetzt.

HOCHTEMPERATUR-KORROSION AUSTENITISCHER Cr-Ni-STÄHLE  
IN HOCHREINEM HELIUM

UNTER ZUDOSIERUNG VON  $5,4 \pm 1,2$  vpm  $H_2O$  UND  $53 \pm 13$  vpm  $H_2$  (1:9,81)  
BZW.  $2,65 \pm 1,7$  vpm  $H_2O$  UND  $126 \pm 39$  vpm  $H_2$  (1:47,7) (800°C, 1,5 bar)

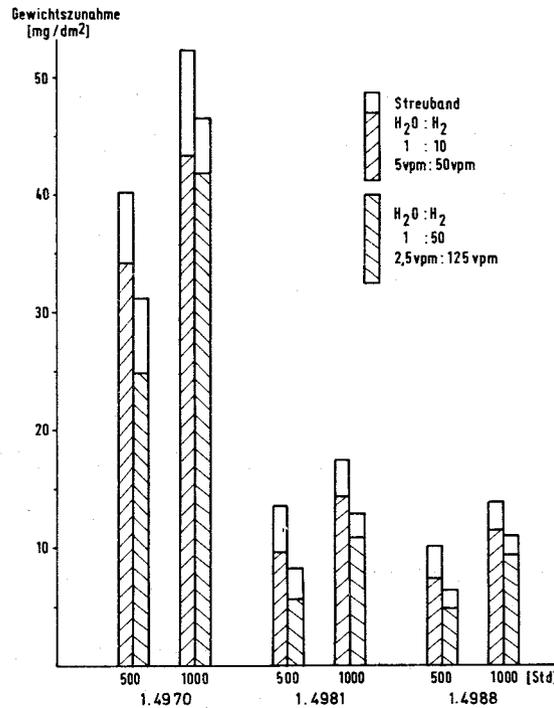


Abb. 5

Veröffentlichungen

- (1) Hans Ulrich Borgstedt  
 Untersuchungen von Natriumkorrosionseffekten an austenitischen  
 Stählen mit dem Rasterelektronenmikroskop  
 J. Nucl. Mat. 54 (1974) 233-240
- (2) H.U. Borgstedt  
 The Corrosion Problems in Fast Sodium Cooled Reactors  
 KFK-Ext. 6/75-1
- (3) H.U. Borgstedt  
 Korrosion in Alkalimetallkreisläufen  
 I. Mechanismen und Phänomene  
 Werkstoffe und Korrosion 26 (1975) 103-114

121 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1211 Neutronenphysikalische Meßmethoden1211.1 Messung des  $\gamma$ -Spektrums in SNEAK 9C-1 und 9C-2 \*

(H. Korn, H. Werle, INR)

Die Energieverteilung der  $\gamma$ -Strahlung in einem Reaktor ist u.a. für Abschirmungsfragen von Interesse und hat einen Einfluß auf das Ausmaß von Strahlenschäden. Darüber hinaus ist die Kenntnis des  $\gamma$ -Spektrums notwendig, wenn aus der mit speziellen Detektoren gemessenen integralen  $\gamma$ -Intensität die  $\gamma$ -Heizung in bestimmten Reaktormaterialien berechnet werden soll /1/. Eine Berechnung des  $\gamma$ -Spektrums ist schwierig, weil eine Vielzahl verschiedener Prozesse zur  $\gamma$ -Produktion beiträgt und die Wechselwirkung der primär entstehenden  $\gamma$ 's mit den Reaktormaterialien sowie der räumliche Transport der  $\gamma$ -Strahlung berücksichtigt werden müssen. Man ist daher, zumindest zur Verifizierung berechneter  $\gamma$ -Spektren, auf Messungen angewiesen.

Als Detektor wurde ein Si(Li)-Halbleiterdetektor verwendet, der bei Raumtemperatur benutzt werden kann. Der  $\gamma$ -Nachweis erfolgt praktisch ausschließlich über den Compton-Effekt /2/. Der Meßbereich erstreckt sich von einigen hundert keV bis zu 3 MeV. Die untere Grenze ist bedingt durch Neutronenuntergrund-Reaktionen, die obere durch das Fehlen geeigneter monoenergetischer Eich- $\gamma$ -Quellen und die zunehmende Deformation des Compton-Spektrums durch Wandeffekte.

Gemessen wurde das  $\gamma$ -Spektrum in SNEAK 9C-1 und 9C-2, und zwar sowohl in der Spaltzone als auch im Brutmantel. 9C-1 ist eine Uran-, 9C-2 eine Pu-Anordnung. Es wurden Messungen bei abgeschal-

---

\* BzFE Nr. 412.1. Erster Bericht. Vgl. KFK 1274/2, S. 121-1  
und KFK 1274/4, S. 121-7.

/1/ Doerfel, H., Werle, H., DATF-Reaktortagung 1972, Hamburg, Compacts S. 121 (1972)

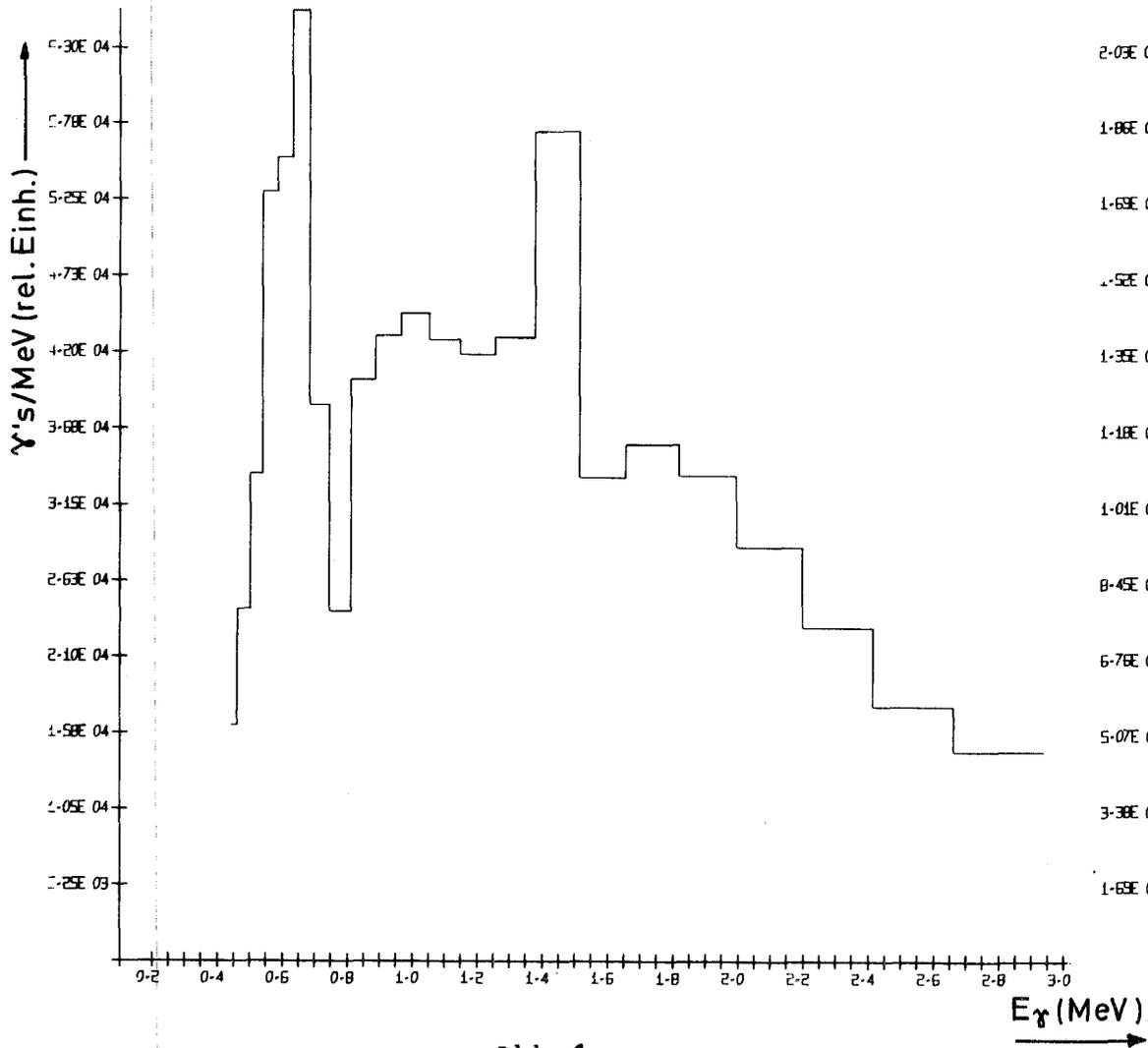
/2/ Gold, R., Nucl. Instr. Meth. 84 (1970) 173

tetem Reaktor und bei verschiedenen Leistungsniveaus im Bereich von 100 mW durchgeführt. Die im folgenden gezeigten Messungen stellen die Differenzspektren (Leistungsbetrieb-Untergrund) dar und entsprechen näherungsweise dem Gleichgewichtsspektrum eines Leistungsreaktors.

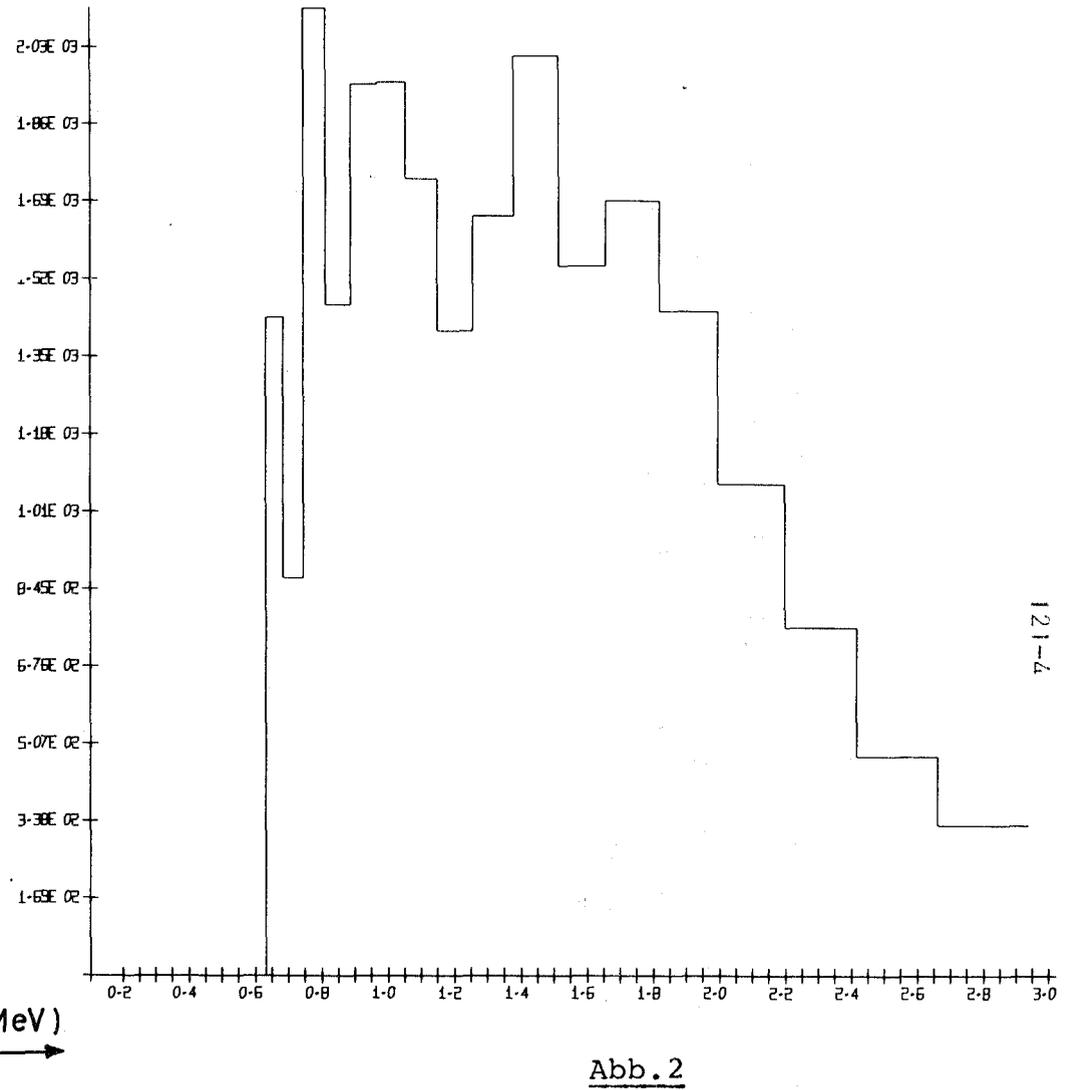
Abb. 1 zeigt das  $\gamma$ -Spektrum im Zentrum (Pos. 17/19) der Uran-Anordnung 9C-1 bei 50 mW Reaktorleistung. Das Maximum des Spektrums liegt, wenn man von zwei schmalen Spitzen absieht, bei etwa 1 MeV. An den Meßbereichsgrenzen ist die Intensität bereits um einen Faktor fünf abgefallen. Abb. 2 zeigt das  $\gamma$ -Spektrum von 9C-2 im zentralen Element (Pos. 17/19) für den axialen Brutmantel (Reaktorleistung 50 mW). Verglichen mit der Spaltzone ist das Spektrum etwas härter und fällt vom Maximum bei etwa 1,4 MeV zu den Meßbereichsgrenzen hin schneller ab. Das  $\gamma$ -Spektrum für die Core-Position der Pu-Anordnung 9C-2 zeigt Abb. 3 (Reaktorleistung 150 mW). Die Anordnung 9C-2 ging durch sektorweise Substitution aus 9C-1 hervor. Zum Zeitpunkt der Messung war die Substitution zur Hälfte durchgeführt ( $180^\circ$ -Sektor). Der Detektor war im zentralen Bereich der Pu-Zone eingebaut (Pos. 17/23), um ein für die Pu-Zone repräsentatives Spektrum zu erhalten. Das Pu-Core-Spektrum unterscheidet sich überraschenderweise quantitativ merklich von dem des Urancores. Das Maximum bei etwa 1,2 MeV ist wesentlich stärker ausgeprägt, und die Intensität fällt mit zunehmender Energie wesentlich schneller ab als im Urancore. Eine ähnliche Tendenz stellt man fest, wenn man das in Abb. 4 dargestellte Blanket-Spektrum des Pu-Cores (Pos. 17/23, Reaktorleistung 150 mW) mit dem des Urancores vergleicht.

Die Ergebnisse zeigen, daß Si (Li)-Halbleiterdetektoren zur Messung von  $\gamma$ -Spektren in schnellen Nullenergie-Anordnungen geeignet sind. Etwa 90 % aller  $\gamma$ 's liegen im auswertbaren Meßbereich zwischen etwa 0,5 und 3 MeV. Die mittlere Energie der gemessenen  $\gamma$ -Spektren liegt bei etwas über 1 MeV, an den Meßbereichsgrenzen ist die Intensität - verglichen mit dem Maximum - bereits um etwa einen

Faktor fünf abgefallen. Bei beiden untersuchten Anordnungen sind die Brutmantelspektren geringfügig härter als die Spektren in der Spaltzone. Die Pu-Spektren ihrerseits sind etwas härter als die entsprechenden Uran-Spektren. Eine Erklärung dieses etwas unerwarteten Ergebnisses ist nur von quantitativen theoretischen Untersuchungen mittels eines geeigneten  $\gamma$ -Transport-Programms zu erwarten.



γ-Spektrum im Corezentrum (Pos.17/19) der Urananordnung SNEAK 9C-1. Reaktorleistung 50 mW.



γ-Spektrum im axialen Blanket (Pos.17/19) der Urananordnung SNEAK 9C-1. Reaktorleistung 50 mW.

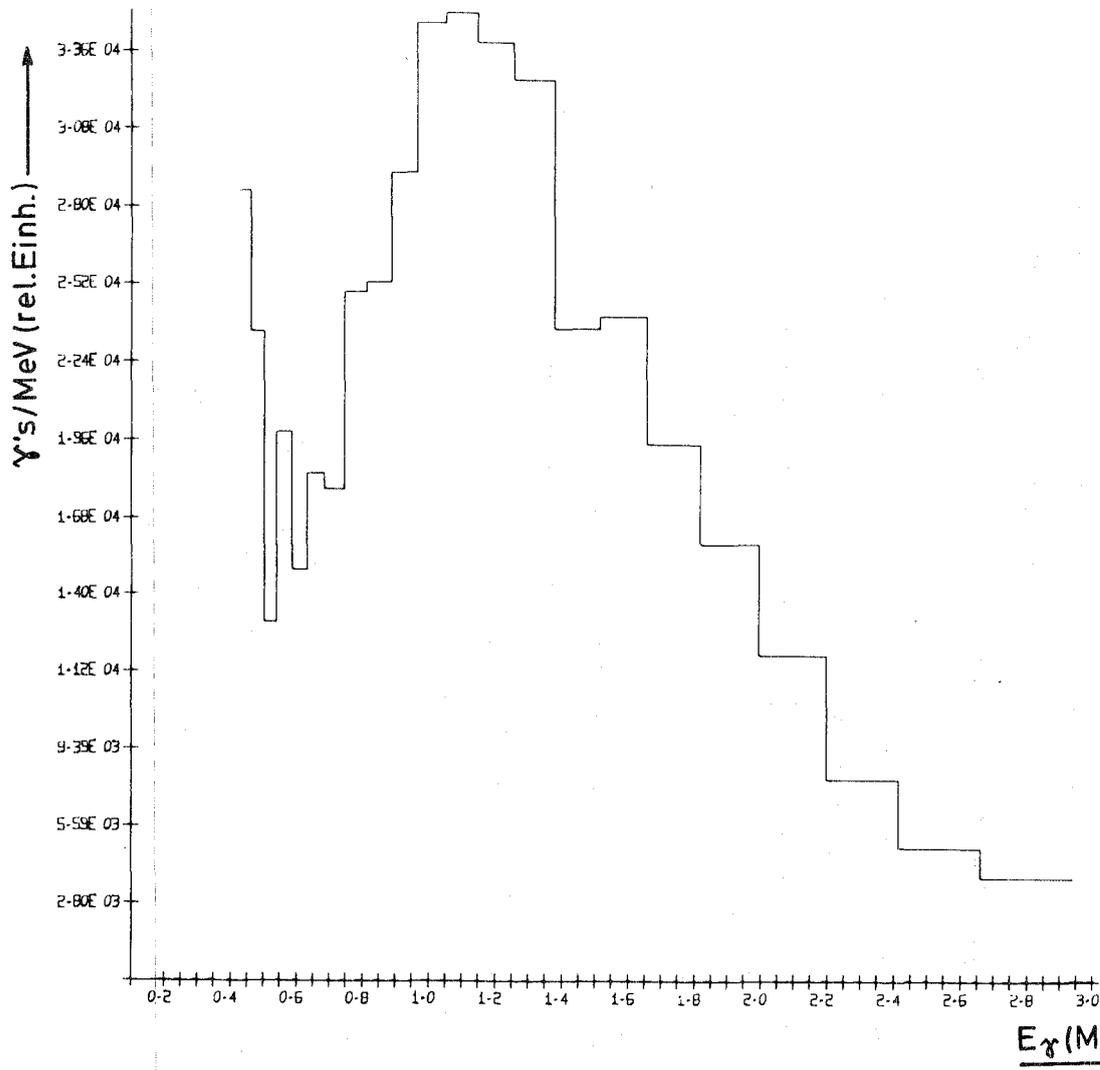


Abb. 3

γ-Spektrum im zentralen Bereich (Pos. 17/23) des 180°-Pu-Sektors von SNEAK 9C-2. Reaktorleistung 150 mW.

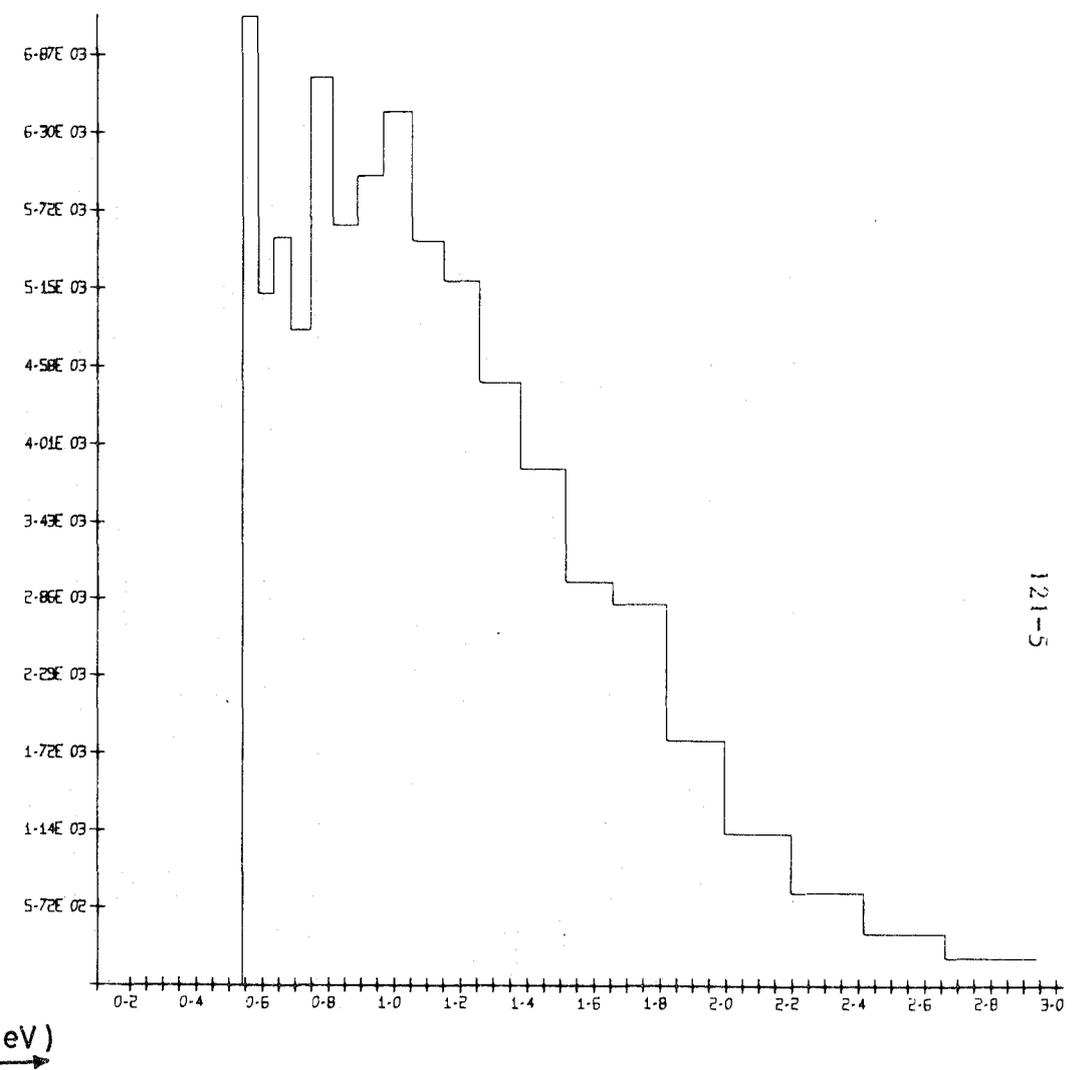


Abb. 4

γ-Spektrum im axialen Blanket (Pos. 17/23) über dem Pu-Sektor von SNEAK 9C-2. Reaktorleistung 150 mW.

1211.2 Überprüfung der Wirkungsquerschnitte von Eisen durch Vergleich gerechneter und gemessener Neutronenleckage-Spektren von Eisenkugeln <sup>G</sup> (H. Bluhm, G. Fieg, F. Kappeler, D. Kuhn, M. Lalovic, H. Werle, IAK)

Obwohl Eisen das wichtigste Struktur- und Abschirmmaterial in schnellen Reaktoren ist, bestehen noch gewisse Unsicherheiten bei einigen Querschnitten. So unterscheiden sich z.B. die auf KEDAK und ENDF/B-IV verwendeten totalen inelastischen Streuquerschnitte in einigen Energiebereichen um mehr als 10 %.

In einem integralen Experiment wurden die Wirkungsquerschnitte von Eisen durch Vergleich gemessener und gerechneter Neutronenspektren überprüft. Die Anordnung bestand aus einer 30 µg  $^{252}\text{Cf}$ -Spaltneutronenquelle ( $7 \cdot 10^7$  n/s), die sich im Zentrum einer Eisenkugel befand. Gemessen wurde das aus der Eisenkugel austretende Neutronenspektrum für insgesamt sechs Kugeln (Durchmesser 15, 20, 25, 30, 35, 40 cm) mit Rückstoßprotonenzählrohren im Energiebereich 0,1-5 MeV und mit einem  $^3\text{He}$ -Halbleiterspektrometer im Bereich 0,1-8 MeV. Mit den Rückstoßprotonenzählrohren wurde das Leckage-Spektrum, und zwar mit Hilfe einer zusätzlichen Messung des Quellspektrums, bezogen auf ein Quellneutron gemessen. Diese Größe kann in den Absolutwerten mit den Rechnungen verglichen werden. Das  $^3\text{He}$ -Halbleiterspektrometer mißt den skalaren Fluß an der Kugeloberfläche, allerdings nur in relativen Einheiten. In diesem Fall kann nur der relative Verlauf von Messung und Rechnung verglichen werden.

Für die Rechnungen wurde der eindimensionale  $S_n$ -Code DTK /1/ mit  $n=12$  und der auf KEDAK /2/ beruhende 275-Gruppensatz verwendet. Die starke Anisotropie der elastischen Streuung wurde durch eine Transport-Näherung 3. Ordnung berücksichtigt /3/.

---

/1/ Günther, C., Kinnebrock, W., KFK 1381 (1971)

/2/ Hinkelmann, B. et al., KFK 1340 (1971)

/3/ Bell, G.I. et al., Nucl. Sci. Engng. 28 (1967) 376

Eine genauere Analyse zeigt, daß im Bereich oberhalb 1 MeV die Spektren praktisch ausschließlich vom totalen inelastischen Streuquerschnitt  $\sigma_{in}$  bestimmt werden. Eine lokale Verkleinerung des in den Rechnungen benutzten  $\sigma_{in}$  von 10 % führt zu einer Erhöhung des Flusses bei etwa derselben Energie von 30-40 % für die 40 cm Durchmesser-Kugel. Das Verhältnis der 40 cm- zu der 15 cm-Eisenkugel erhöht sich bei einer solchen Querschnittvariation um 20-30 %. Da die Genauigkeit der gemessenen Spektren in diesem Energiebereich mit etwa  $\pm 8\%$ , die des Spektrenverhältnisses mit etwa  $\pm 4\%$  angenommen wird, kann man erwarten, daß aus dem Vergleich der gemessenen und gerechneten Spektren Fehler in  $\sigma_{in}$  in der Größenordnung von 2-3 % noch festgestellt werden können.

Die Abb. 5-7 zeigen einen Vergleich der mit den Rückstoßprotonenzählern gemessenen und gerechneten Spektren für die Kugeln mit 15, 30 und 40 cm Durchmesser. Generell ist die Übereinstimmung, insbesondere auch in den Absolutwerten, sehr gut. Die Diskrepanzen im niederenergetischen Bereich ( $< 1$  MeV) können durch Fortpflanzungseffekte aus Fehlern in den Querschnitten bei höheren Energien resultieren. Es soll daher nur auf Diskrepanzen im Bereich oberhalb 1 MeV eingegangen werden. Durchgehend bei allen Kugeln finden sich kleine Diskrepanzen bei etwa 1, 1,6, 3 und oberhalb 4,5 MeV. Auch im Spektrenverhältnis 40 cm Kugel zu 15 cm Kugel (Abb. 8) zeigen sich diese Diskrepanzen.

Aus diesen Diskrepanzen lassen sich - zusammen mit den Ergebnissen der Empfindlichkeitsuntersuchungen - folgende Schlüsse ziehen: Der in KEDAK benutzte Verlauf von  $\sigma_{in}$  ist im wesentlichen konsistent mit den gemessenen Spektren, ausgenommen

bei etwa	1	MeV,	wo er etwa 3 % zu hoch ist,
" "	1,6	MeV,	" " " 3 % zu klein ist,
" "	3	MeV,	" " " 5 % " " " ,
oberhalb	4,5	MeV,	" " " 10 % " " " .

Die Diskrepanzen sind kaum größer als der experimentelle Fehler. Trotzdem kann man diese Schlußfolgerungen als gut gesichert betrachten, da sich der experimentelle Fehler vermutlich stetig mit der Energie ändert, während die beobachteten Diskrepanzen sich jeweils nur über sehr beschränkte Energiebereiche erstrecken. Die mit den Rückstoßprotonenzählern erhaltenen Ergebnisse werden von den  $^3\text{He}$ -Spektrometer-Resultaten bestätigt. Es ist interessant festzustellen, daß die Diskrepanzen zwischen Messung und Rechnung dort auftreten, wo sich der inelastische Streuquerschnitt auf KEDAK und auf ENDF/B IV stark unterscheidet. Nach den hier diskutierten experimentellen Ergebnissen würde man einen inelastischen Streuquerschnitt vorschlagen, der etwa in der Mitte zwischen den KEDAK- und den ENDF/B IV-Daten liegt.

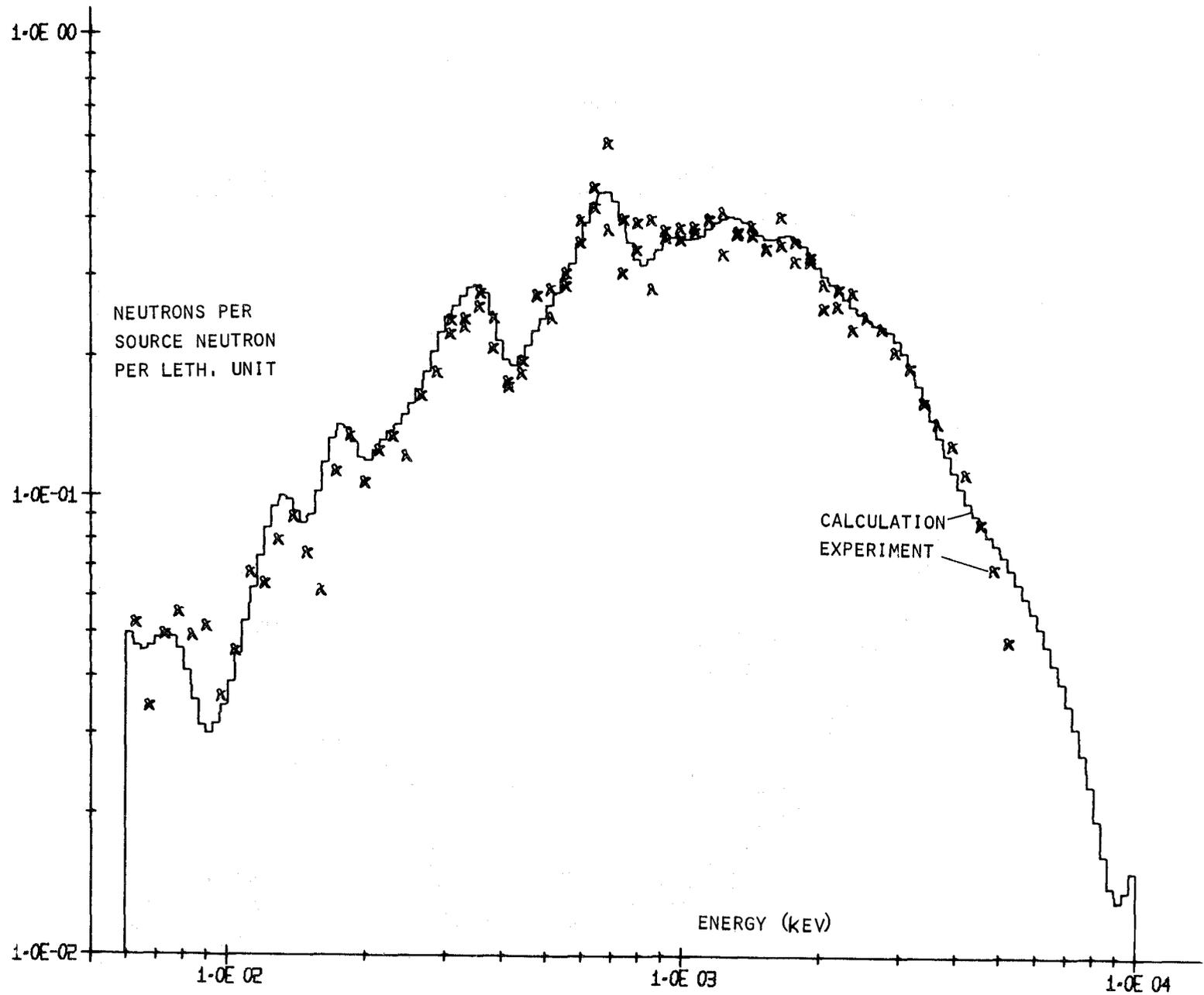


Abb. 5 Leckage-Spektrum der Eisenkugel mit 15 cm Durchmesser.  
Vergleich Messung - Rechnung

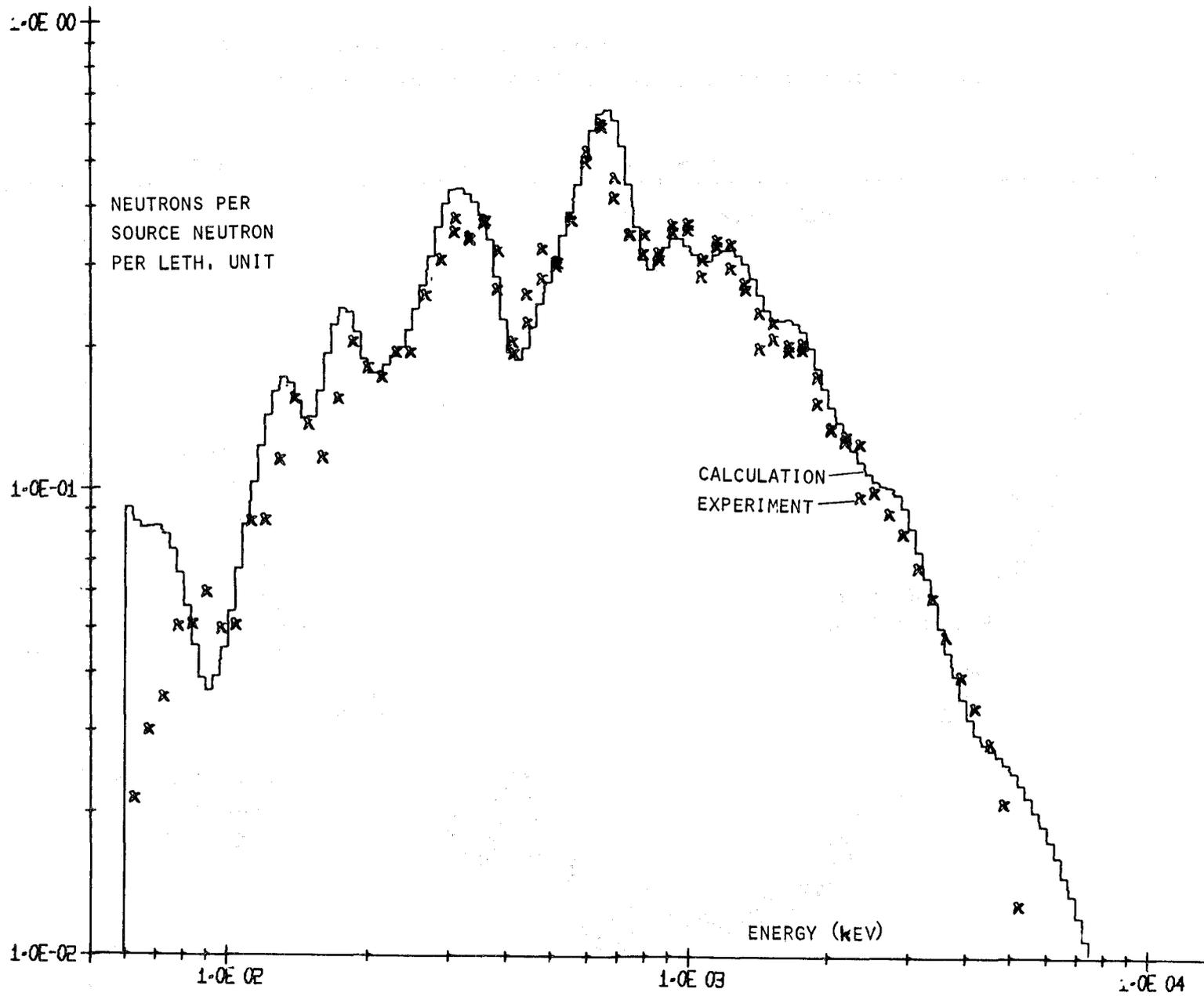


Abb.6 Leckage-Spektrum der Eisenkugel mit 30 cm Durchmesser.  
Vergleich Messung - Rechnung

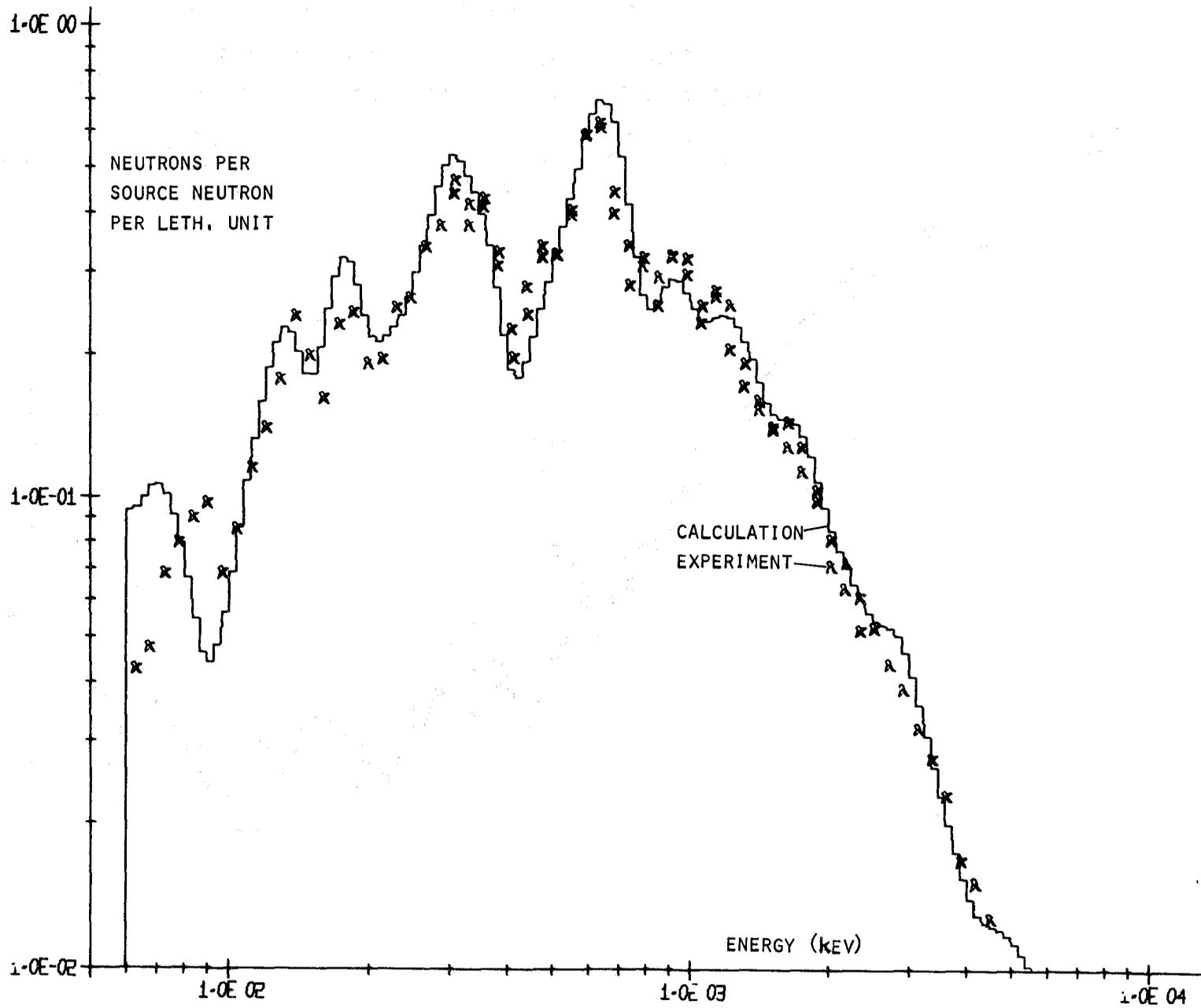


Abb.7 Leckage-Spektrum der Eisenkugel mit 40 cm Durchmesser  
Vergleich Messung - Rechnung

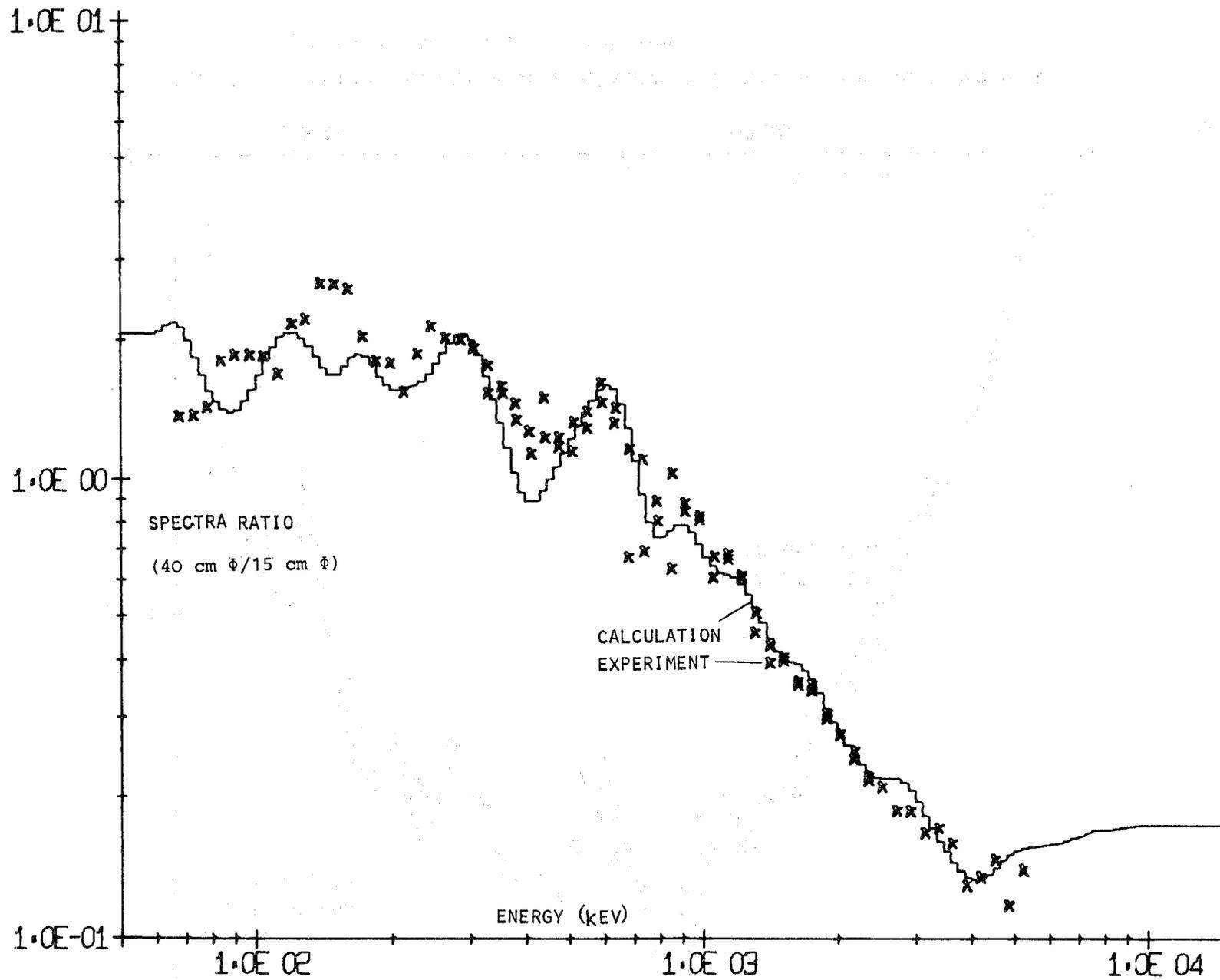


Abb.8 Leckage-Spektren-Verhältnis: Eisenkugel 40 cm Durchmesser / Eisenkugel 15 cm Durchmesser  
Vergleich Messung - Rechnung

122     REAKTORTHEORIE1221     Kerndaten und GruppenkonstantenFertigstellung des Programms GRUCAL zur Berechnung  
makroskopischer Gruppenkonstanten<sup>F</sup> (D. Woll, INR)

Das Programm GRUCAL dient zur Berechnung makroskopischer Gruppenkonstanten für Materialmischungen unter Benutzung der in der Datei GRUBA /1/ enthaltenen mikroskopischen Gruppenkonstanten, die als Mittelwerte über Energiebereiche die Wechselwirkung von Neutronen mit Elementen oder Isotopen beschreiben.

Das Programm erlaubt die Berechnung material-, mischungs- und von Materialsummen abhängiger makroskopischer Wirkungsquerschnitte sowie materialabhängiger mikroskopischer abgeschirmter Querschnitte für eine Reihe vom Benutzer vorgegebener Querschnittstypen.

Mikroskopische Ausgangsdaten können gruppenabhängige Daten sein oder, bei einer feineren Einteilung der Gruppen in Intervalle, intervallabhängige Daten.

Sekundäreingabe ermöglicht das Ersetzen der mikroskopischen Wirkungsquerschnitte der GRUBA-Datei durch benutzereigene Daten.

Die Resonanzselbstabschirmung wird durch den Abschirmfaktor berücksichtigt oder, bei intervallabhängigen Daten, durch Wichtung der Intervalldaten mit dem totalen Querschnitt der jeweiligen Mischung.

Die elastischen Ausstreuquerschnitte können nach dem REMO-Verfahren unter Benutzung von intervallabhängigen Daten und einem geeigneten Wichtungsspektrum korrigiert werden.

---

/1/     D. Woll

Aufbau und Verwaltung der Gruppenkonstantenbibliothek GRUBA

KFK 1815 (Mai 1973)

Das materialabhängige Spaltspektrum kann mit den zugehörigen Spaltraten gewichtet werden, die z.B. als Ergebnis nulldimensionaler Berechnungen für den Neutronenfluß ermittelt wurden.

Die Ausgabe der Querschnitte erfolgt in SIGMN-Struktur /2/, die Druckausgabe ist über Eingabe weitgehend zu steuern.

Die Art der Berechnung der einzelnen Querschnittstypen ist im Programm nicht starr festgelegt, sondern in einem Steuerfile ist angegeben, welche Querschnittstypen berechnet werden sollen und welche der in GRUCAL enthaltenen Formeln dafür verwendet werden sollen. Für Standardrechnungen stehen entsprechende Steuerfiles zur Verfügung.

Für die Verwendung einer bestimmten Formel können im Steuerfile Bedingungen gestellt werden, z.B. für die Anzahl der zur Berechnung benutzten Daten. Dadurch ist es möglich, denselben Querschnittstyp material- und gruppenabhängig auf verschiedene Arten zu berechnen, z.B. abhängig davon, ob ein Gruppenmittelwert oder ob intervallabhängige Daten auf GRUBA enthalten sind. Dies ermöglicht sowohl die Benutzung von GRUBA-Dateien, bei denen sich die Darstellungsart der Daten material- und gruppenabhängig ändert, als auch die Benutzung von Dateien mit verschiedenem Inhalt. Ferner erleichtert der Steuerfile die Einführung neuer Querschnittstypen.

Für GRUCAL stehen GRUBA-Files und dazugehörige Steuerfiles für 26-, 208- und 275-Gruppen zur Verfügung.

Die programminterne Dokumentation von GRUCAL, bestehend aus Eingabebeschreibung, Dateispezifikation, Inhaltsangaben von GRUBA-Files und Ausdruck der auf einem Steuerfile enthaltenen Berechnungsvorschriften erleichtert durch umfassende Information die Anwendung von GRUCAL.

---

/2/ H. Bachmann, D. Sanitz

Definition, Speicherung und Verarbeitung makroskopischer Gruppenkonstanten in "SIGMN"-Struktur - Persönliche Mitteilung

1222 Rechenverfahren und Berechnung der Eigenschaften von Reaktoren

1222.1 Comparison of the 2d Diffusion Codes TRIBU and HEXAGA II <sup>G</sup>  
(K. Küfner, Z. Woźnicki, INR)

TRIBU is a code developed by Belgonucleaire, Brussels /1/, HEXAGA II was developed in Poland by Z. Woźnicki and adapted by him in a modified flexible form at GfK. Both codes solve the steady state neutron diffusion equation in two space dimensions by discretizing the equations on a regular triangular mesh (equilateral triangles). The result of this discretization process is a system of linear equations which can be solved in many different ways.

TRIBU solves the problem by the source-iteration-scheme /2/. For each energy group a linear system of equations is solved by the successive line overrelaxation method (SLOR), one of the so-called block iterative methods /3/. For the matrices considered one can determine in principle an optimum value for the overrelaxation parameters  $\omega$  (varying for the energy groups); however this is not yet done automatically by TRIBU, these numbers must presently be given in the input. This leads to a dependence of computing time on personal skill and experience, since the speed of convergence and even convergence itself strongly depend on the choice of the  $\omega$  /3/.

HEXAGA II solves the problem also by the fission-source iteration method. To solve the difference equations for each group, the "AGA two sweep iterative" method /3/ is applied. In order to accelerate convergence, the double successive overrelaxation technique "double SOR" /4/ is used. This technique provides for improved convergence especially in fine-mesh problems.

The main features of HEXAGA II are:

- /1/ TRIBU, documentation under preparation at BN
- /2/ Grennspar, Kelber, Okrent (1968), Computing Methods in Reactor Physics, Gordon and Breach, N.Y.
- /3/ R.S. Varga (1963), Matrix Iterative Analysis, Prentice Hall Inc.
- /4/ Z. Woźnicki (1973), Two-sweep iterative methods for solving large linear systems and their application to the numerical solution of multi-group multi-dimensional neutron diffusion equation, Doctoral Dissertation, Report No. 1447 / CYFRONET/PM/A, Institute of Nuclear Research, Swierk

<sup>G</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 122-4

- up to 40.000 space mesh points
- up to 40 energy groups (independent of space mesh points)
- down- and upscattering
- group-dependent logarithmic outer boundary conditions
- dynamic storage allocation.

The comparison was accomplished by considering a four energy group model of a fresh LMFBR, the layout and materials used are very similar to those of the SNR 300. The computational model consists of a rhombus, i.e. one third of the full reactor.

This basic model - now called B1 - served as a starting point for two further problems B2 and B3 obtained by dividing each triangle in B1 into four resp. nine triangles (corresponding to dividing the basic mesh step of about 6.5 cm in B1 into two resp. three). This resulted in

B1: 324, B2 : 1225, B3 : 2704 space mesh points.

The deviations between the results of TRIBU and HEXAGA II were calculated with a new program called COMPAR, which can compare and norm two 2d or 3d flux distributions in various ways.

Flux and source convergence criteria were  $0.5E-5$ .

There was an excellent agreement between the results of HEXAGA II and TRIBU in spite of the different solution methods. Defining the relative space dependent deviation in fluxes as

$$\epsilon(i,g) = \left| \frac{\phi_T(i,g) - \phi_H(i,g)}{\phi_T(i,g)} \right|$$

and the deviation in  $k_{eff}$  as  $\Delta k_{eff} = k_{eff,T} - k_{eff,H}$ ,

( T referring to the results of TRIBU,

H to those of HEXAGA,  $\phi(i,g)$  is the flux in space point i and energy group g )

we get:

$$\max_{i,g} \epsilon(i,g) < 0.04 \% \text{ in B1}$$

$$\max_{i,g} \epsilon(i,g) < 0.02 \% \text{ in B2}$$

$\max_{i,g} \epsilon(i,g) < 0.18 \% \text{ in B3}$   
 $\Delta k_{eff} < 0.01 \% \text{ in all cases}$

In contrast the effects of mesh-refinements are far greater. The increasing accuracy in geometrical approximation by going from B1 to B2 and to B3 is reflected in the results of both codes in the same manner. The deviations are here (between TRIBU results):

- up to 0.3 % for  $k_{eff}$
- up to 16 % for fluxes.

The same range of deviations occurs for HEXAGA II.

The running times of both codes given in the table below are only indicative; HEXAGA II works up to now only in a version compiled by the FORTRAN G1 compiler whereas TRIBU was translated with the FORTRAN H Extended compiler (according to our experience a saving of CPU-time of about 10 to 20 % is normal in going from G1 to H Extended compiler). Therefore times of HEXAGA II looked worse than they really are; as is seen in Table 1 below, the times of TRIBU and HEXAGA are nearly the same for B3, whereas for B1 they differ by a factor 3.6.

Table 1

model	B 1	B 2	B 3
TRIBU	7	39	109
CPU /s/			
HEXAGA II	25	68	116

These comparative studies will be pursued further.

1222.2 Ergebnis- und Kostenvergleich für eine Reaktorberechnung mit D3D und KASY<sup>G</sup>

(G. Buckel, K. Kufner, B. Stehle, INR)

Die beiden Rechenprogramme D3D und KASY berechnen den Neutronenfluß in einem Reaktor in Diffusionsnäherung in 3 Raumdimensionen in einer Mehrgruppendarstellung für die Energie.

D3D verwendet dazu eine Differenzenapproximation, wobei die inneren Iterationen mit der Block-Überrelaxation und die äußere Iteration als klassische Potenzmethode durchgeführt werden /1/.

KASY benutzt ein Variationsverfahren zur Neutronen-Flußsynthese, wobei im voraus berechnete zweidimensionale Versuchsfunktionen verwendet werden /2/.

Zum Vergleich der beiden Rechenprogramme wurde der 90°-Ausschnitt eines Modells eines schnellen, natriumgekühlten Brutreaktors mit SNR-ähnlichem Aufbau gewählt. Die makroskopischen Wirkungsquerschnitte für 4 Energiegruppen wurden im voraus berechnet und standen beiden Rechenprogrammen auf einem externen Datenfile zur Verfügung.

Gewählt wurde die Darstellung des Reaktors in XYZ-Geometrie mit jeweils 40 Ortspunkten in der X- und Y-Richtung und 37 Ebenen in der Z-Richtung. Der Neutronenfluß wurde also von beiden Rechenprogrammen an 236800 Punkten des Phasenraums ermittelt.

Für das gewählte Reaktormodell ergab sich die folgende Gegenüberstellung globaler Größen:

- 
- /1/ Stehle, B.: D3D - Ein FORTRAN-Programm zur Lösung der stationären dreidimensionalen Mehrgruppendiffusionsgleichungen, KFK 2118, März 1975
  - /2/ Buckel, G.: Approximation der stationären, dreidimensionalen Mehrgruppen-Neutronen-Diffusionsgleichung durch ein Syntheseverfahren mit dem Karlsruher Synthese-Programm KASY, KFK 1349, Juni 1971.

Tab. 2

	D3D	KASY
effektiver Multiplikationsfaktor $k_{\text{eff}}$	1.012239	1.012065
Konvergenzkriterien: a) für $k_{\text{eff}}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-3}$
b) für $\phi$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-3}$
benötigte Kernspeicher	800 K	280 K
Gesamtrechenzeit	25' 43"	3' 38"
ausgewiesene Rechenkosten	DM 946.38	DM 105,-

(In der für KASY angegebenen Gesamtrechenzeit sind 3' 8" und in den Rechenkosten DM 83.61 für die Erstellung der zweidimensionalen Versuchsfunktionen mit dem Rechenprogramm DIXY enthalten)

Die von D3D und KASY berechneten und jeweils auf

$$\frac{\int v \Sigma_f \phi \, dV}{k_{\text{eff}} \bar{v}} = 1$$

normierten Neutronenflußverteilungen wurden für sämtliche 236800 Punkte des Phasenraumes mit dem neu erstellten Rechenprogramm COMPAR verglichen, wobei zwei verschiedene Vergleichskriterien verwendet wurden

$$1) \quad F = \frac{\phi_{\text{D3D}}^g - \phi_{\text{KASY}}^g}{G^g}$$

mit  $F$  = Abweichung

$\phi_{\text{D3D}}^g$  = normierter Flußwert der Gruppe  $g$ , berechnet D3D

$\phi_{\text{KASY}}^g$  = normierter Flußwert der Gruppe  $g$ , berechnet mit KASY

$G^g$  = arithmetisches Mittel des Flusses in Gruppe  $g$

Mit dieser Rechenvorschrift ergab sich die folgende Tabelle 3:  
(die letzte Zeile gibt das arithmetische Mittel über alle Energiegruppen an.)

Gruppe	Mittelwert für F	Streuung	maximaler Wert für F
1	$- 0.845 \cdot 10^{-3}$	$0.385 \cdot 10^{-3}$	0.207
2	$- 0.882 \cdot 10^{-2}$	$0.392 \cdot 10^{-3}$	$0.986 \cdot 10^{-1}$
3	$- 0.110 \cdot 10^{-1}$	$0.483 \cdot 10^{-2}$	0.702
4	$- 0.688 \cdot 10^{-3}$	$0.728 \cdot 10^{-1}$	1.576
	$- 0.535 \cdot 10^{-2}$	$0.196 \cdot 10^{-1}$	1.576

Werden die Fehler nur dem Betrag nach berücksichtigt, ergibt sich die folgende Tabelle 4:

Gruppe	Mittelwert für F	Streuung	maximaler Wert für F
1	$0.116 \cdot 10^{-1}$	$0.251 \cdot 10^{-3}$	0.207
2	$0.152 \cdot 10^{-1}$	$0.240 \cdot 10^{-3}$	$0.986 \cdot 10^{-1}$
3	$0.443 \cdot 10^{-1}$	$0.298 \cdot 10^{-2}$	0.702
4	0.151	$0.501 \cdot 10^{-1}$	1.576
	$0.554 \cdot 10^{-1}$	$0.166 \cdot 10^{-1}$	1.576

$$2) F = \frac{\Phi_{D3D} - \Phi_{KASY}}{\Phi_{D3D}}$$

Tal. 5:

Gruppe	Mittelwert für F	Streuung	maximaler Wert für F
1	- 0.168	0.318	7.360
2	$- 0.643 \cdot 10^{-1}$	$0.824 \cdot 10^{-1}$	4.913
3	- 0.122	0.320	8.044
4	- 0.287	0.743	9.326
	- 0.160	0.373	9.326

Werden hier die Fehler nur dem Betrag nach berücksichtigt, ergibt sich die folgende Tabelle 6:

Gruppe	Mittelwert für F	Streuung	maximaler Wert für F
1	0.215	0.300	7.360
2	0.121	$0.718 \cdot 10^{-1}$	4.913
3	0.257	0.269	8.044
4	0.420	0.649	9.326
	0.253	0.334	9.326

Eine weitergehende Untersuchung für die 37 Koordinatenebenen des Reaktors in Z-Richtung hat ergeben, daß maximale Abweichungen für die Energiegruppen 1-3 ausschließlich auf dem Reaktorrand auftreten. Für die 4. Energiegruppe ergeben sich für einzelne Ebenen maximale Abweichungen auch im Innern von Absorberstäben. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß die Flußwerte sowohl am Reaktorrand als auch im Innern von Absorbern um mindestens 2 Zehnerpotenzen niedriger sind als an Punkten, die in einer der beiden Corezonen oder im Brutmantel liegen. Außerdem unterscheiden sich die Flußwerte der 2. Energiegruppe von denen der 4. Energiegruppe ebenfalls um einen Faktor  $10^{-2}$ . Das heißt aber: die größten Abweichungen ergeben sich jeweils für solche Ortspunkte im Reaktor, an denen die berechneten Flußwerte sehr klein sind und an denen die Diffusionsnäherung ohnehin nur noch bedingt zulässig ist.

Die Untersuchungen haben gezeigt, daß die mit dem Einkanal-Flußsynthese-Verfahren erzielten Näherungs-Lösungen bezüglich der integralen Größe  $k_{\text{eff}}$  bei einem geforderten Abbruchkriterium von  $1 \cdot 10^{-3}$  eine Abweichung von  $1.7 \cdot 10^{-4}$  gegenüber der Differenzen-Approximation aufweisen. Bezüglich der Flußwerte ergeben sich in Gebieten, in denen die Diffusionsnäherung zulässig ist, im Mittel Abweichungen  $< 5.4 \cdot 10^{-3}$ .

Diesen Abweichungen steht für die Näherungslösungen ein verminderter Rechenaufwand um folgende Faktoren gegenüber:

Rechenzeit	≈	8
ausgewiesene Rechenkosten	≈	9
benötigter Kernspeicher	≈	2.9

1222.3 Verbessertes Quelliterationsschema für den Monte-Carlo  
Code KAMCCO<sup>G</sup>  
 (H. Borgwaldt, INR)

Seit den Untersuchungen von Lieberoth / 1 / ist bekannt, daß Quelliterationsschemata für Monte-Carlo-Codes nicht nur Konvergenzprobleme, sondern auch prinzipielle Schwierigkeiten aufwerfen. Sie entstehen dadurch, daß man für die Anzahl  $N$  von Quellpunkten (= Spaltneutronen), welche man im Iterationsschema verfolgt, einen Wert vorgeben muß, der durch spezielle Maßnahmen im Code von Generation zu Generation, streng oder im Mittel, konstant gehalten wird. Eine derartige Maßnahme, die rein numerische Nebenbedingungen erzwingt, bewirkt im allgemeinen, daß das Verfahren nicht mehr streng erwartungstreu ist.

Die im letzten Bericht dargestellten Untersuchungen über verbesserte Monte-Carlo-Quelliterationsschemata wurden fortgesetzt; sie führten zu der im folgenden skizzierten Implementierung in KAMCCO.

Bezeichnet man mit  $Z_i = (x_i, y_i, z_i)$   $i = 1, \dots, N$  Sätze von Quellpunktskoordinaten, so besteht das konventionelle Iterationsschema, bei dem  $N$  Spaltneutronen zur Erzeugung von  $N$  Tochterneutronen führen, in einem Markow-Prozeß mit Übergängen

$$(Z_1, Z_2, \dots, Z_N) \rightarrow (Z'_1, Z'_2, \dots, Z'_N) \quad (1)$$

mit Übergangswahrscheinlichkeiten, die sich aus dem Transportkern ergeben.

Nur für sehr großes  $N$  kann man erwarten, daß nach dem Abklingen von Initialisierungs-Transienten der Prozeß erwartungstreu wird in dem Sinn, daß jede endliche Folge von  $N$ -tupeln  $(Z_1, \dots, Z_N)$  als erwartungstreue Stichprobe aus der exakten Verteilungsdichte der Quellpunktskoordinaten, d.i. die gesuchte Eigenlösung, betrachtet werden kann.

<sup>G</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 122-6

/1/ J. LIEBEROTH, Nukleonik 11, 213 (1968)

Demgegenüber verwendet das nunmehr in KAMCCO implementierte Quelliterationsschema einen modifizierten Markow-Prozeß in einem erweiterten Zustandsraum mit Übergängen

$$(Z_1, Z_2, \dots, Z_N; W) \rightarrow (Z'_1, Z'_2, \dots, Z'_N; W') \quad (2)$$

Dabei ist  $W$  ein dem  $N$ -tupel  $(Z_1, \dots, Z_N)$  zugeordnetes Gewicht, d.i. das Startgewicht jedes der  $N$  Spaltneutronen,  $(Z'_1, \dots, Z'_N)$  eine Stichprobe von  $N$  Quellpunkten für Spaltneutronen der Folgegeneration und

$$N \cdot W' = N \cdot W \cdot f(Z_1, Z_2, \dots, Z_N) \quad (3)$$

das Gewicht aller Spaltneutronen, die vom  $N$ -tupel  $(Z_1, \dots, Z_N)$  mit dem Startgewicht  $N \cdot W$  erzeugt werden können. Dabei stellen in diesem Prozeß die mit  $W$  gewichteten  $N$ -tupel  $(Z_1, \dots, Z_N)$  erwartungstreue Stichproben aus der gesuchten Eigenlösung dar. Überdies bleibt die Erwartungstreue gewahrt, wenn für (2) statt (3)

$$W' = W \cdot F(Z_1, Z_2, \dots, Z_N) \quad (4)$$

gewählt wird, wobei  $F(Z_1, \dots, Z_N)$  eine erwartungstreue Schätzung der nicht exakt bekannten Funktion  $f(Z_1, \dots, Z_N)$  ist. Da  $W'$  definitionsgemäß ein Maß für das Multiplikationspotential des  $N$ -Tupels  $(Z_1, \dots, Z_N)$  ist, benutzen wir eine Schätzung von  $W'$  aus den  $\nu\Sigma_f$ -gewichteten Flugwegen dieser  $N$  Neutronen.

Durch Mitführung des variablen Gewichts  $W$  wird ein Markow-Prozeß realisiert, der für feste, auch kleine, Werte  $N$  erwartungstreu ist, solange keine zusätzlichen Bedingungen gestellt werden. Zusatzbedingungen ergeben sich jedoch aus der zu fordernden Ergodizität des Prozesses. Damit sich das Gewicht  $W$  im Laufe von vielen Iterationen nicht unbeschränkt verschiebt, wird statt (4) zur Schätzung von  $W'$

$$W' = \underline{C} W \cdot F(Z_1, Z_2, \dots, Z_N) \quad (5)$$

verwandt. Dabei ist  $\underline{C}$  ein Operator, der im Sinne einer Regelung das Gewicht  $W$  in der Nähe eines Sollwerts  $W_0$  hält. Der Einfluß dieser Regelung

auf dem Prozeß muß klein gehalten werden. Der in KAMCCO implementierte Algorithmus entspricht einem PI-Regler mit kleinem Proportionalanteil.

Eindimensionale, monoenergetische Modellrechnungen für unreflektierte, homogene Platten mit einem fiktiven Transportkern

$$T(x' \rightarrow x) = 0,5 \cdot e^{-|x' - x|} \quad , \quad (6)$$

für die man auch die analytischen Lösungen angeben kann, bestätigen die Erwartungstreue. Sie zeigten aber auch, daß sich hinreichend kleine statistische Fehler nur dann erreichen lassen, wenn man die auf einen Iterationsschritt bezogenen statistischen Fehler der Monte-Carlo-Schätzung, die nach Gl. (4,5) auf dem Prozeß rückwirken, stark reduzieren kann. Hierfür wurden in KAMCCO folgende, teilweise im letzten Bericht erläuterten, Techniken implementiert:

- a ) Gestaffelte Iteration
- b ) Systematische Quellpunkts-Auswahl
- c ) Systematische Auswahl der Energie und Winkel von Spaltneutronen

als Ergebnisse von Testrechnungen, bzgl. der Anordnungen JEZEBEL, POPSY, SUAK UIB und SNEAK 3A1 zeigen sich gegenüber der früheren Version von KAMCCO keine signifikanten Abweichungen in den  $k_{\text{eff}}$ -Schätzungen. Der statistische Fehler ist bei SUAK vergrößert, bei POPSY unverändert, bei JEZEBEL und SNEAK um 10-20% verkleinert. Weitere Tests zeigten, daß die varianzvermindernden Maßnahmen (a-c) sich stark auswirken.

123      SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1231.1      Theoretische Arbeiten zur Reaktordynamik\*Abschätzung der Menge des verdampften Brennstoffes nach schweren hypothetischen Unfällen für den MARK IA Kern des SNR 300

(R. Fröhlich, P. Schmuck, INR; M. Senglaub, Interatom)

Für einen schweren hypothetischen Unfall eines schnellen Reaktors, bei dem größere Teile des Reaktorkerns schmelzen und die nukleare Exkursion durch einen Disassembly-Vorgang beendet wird, ist es von großem Interesse, die Menge des verdampften Brennstoffes am Ende der Expansionsphase abzuschätzen.

In der hier beschriebenen Studie wurde die Methode von Reynolds et al. /1/ verwendet, um die Erzeugung von Brennstoffdampf bei einem schweren hypothetischen Unfall des SNR 300 MARK IA Kerns zu berechnen. Das entsprechende Rechenprogramm wurde als Auswerterroutine an das Disassembly-Programm KADIS /2/ angeschlossen. Für die eigentliche Disassembly-Phase werden die 2-dimensionalen Navier-Stokes'schen hydrodynamischen Gleichungen im Detail gelöst. Für die anschließende Phase nimmt man eine isentrope Expansion des Brennstoffs jeder KADIS-Masche auf 1 bar an, was einer Abkühlung des Brennstoffs auf eine Temperatur von 3760 K entspricht. Die Daten für die Zustandsgleichungen sind dabei die ANL-Daten /3/, ausgenommen die spezifische Wärme des geschmolzenen Brennstoffes, für die zur Konsistenz mit den Disassembly-Rechnungen der Wert von 0,548 J/gK genommen wurde.

- 
- /1/ Reynolds, A.B., Erdman, C.A. et al.,  
Fuel Vapor Generation in LMFBR Core Disruptive Accidents  
Trans.Am.Nucl.Soc. 19, 254 (1974)
- /2/ Schmuck, P., Arnecke, G. et al.,  
"Untersuchungen und Programmentwicklungen zu Disassembly-  
Vorgängen in natriumgekühlten schnellen Reaktoren",  
KFK 1272/4 (1972)
- /3/ J.F. Jackson, R.B. Nicholson: VENUS 2 LMFBR Disassembly  
Program, ANL-Report 7951 (1972)

\* BzFE Nr. 523.3

Die Resultate in Tab. 1 beziehen sich auf zwei Unfalltypen:

- einen Leistungsstörfall mit einer Einleitungsrampe von 15 d/sec:
- einen Kühlmitteldurchsatzstörfall, bei dem der Kühlmitteldurchsatz entsprechend der Pumpencharakteristik vermindert wird.

Bei beiden Störfällen wird das Versagen beider Abschaltssysteme vorausgesetzt. Diese Störfälle wurden mit dem Codesystem CAPRI-2/KADIS /2, 4/ bis zum nuklearen Abschalten durch Brennstoffbewegung verfolgt. Am Ende der Disassembly-Phase ist ein großer Teil des Reaktorkerns bereits geschmolzen. Nur ein gewisser Teil des Brennstoffs ist noch heißer als 3760 K und wird an dem Expansionsprozeß auf 1 bar teilnehmen.

Tab. 1 Ergebnisse am Ende der Disassemblyphase und am Ende der Expansionsphase auf 1 bar.

	Kühlmittel- durchsatz- störfall	15 d/sec Rampenstörfall
1. <u>Ende der Disassemblyphase</u>		
Max.Temp. des Brennstoffs /K/	4659	3870
Masse des geschmolzenen Brennstoffs /kg/	4799	3284
Expandierende Brennstoffmassen /kg/	1405	36
2. <u>Ende der Expansionsphase (1 bar)</u>		
Masse des verdampften Brennstoffs /kg/	67,2	0,26

/4/ Struwe, D., Royl, P et al.,  
"CAPRI-A Computer Code for the Analysis of Hypothetical Core Disruptive Accidents in the Predisassembly Phase"  
Conference on "Fast Reactor Safety", Beverly Hills,  
2-4. April 1974, Conf. 740401-P3, p. 1525

Die rechnerische Gesamtbrennstoffmasse des MARK IA-Kerns ist dabei etwa 5800 kg (sie entspricht damit nicht genau dem Nennwert, da die Massenerhaltung in CAPRI-2/KADIS nicht exakt gewährleistet ist). Der 15  $\text{d/sec}$ -Rampenstörfall erweist sich somit als viel milder als der Kühlmitteldurchsatzstörfall. Dies ist im wesentlichen darin begründet, daß die nukleare Exkursion beim Rampenstörfall durch den bei der Brennstoff-Natrium-Reaktion entstehenden hohen Natrium-Druck sehr rasch abgeschaltet wird.

Durch Variation von Parametern wurde bei den zwei erwähnten Unfalltypen versucht, den Unsicherheitsbereich, der durch ungenaue Kenntnis von Phänomenen und Parametern entsteht, etwas abzutasten. Die vollständigen Ergebnisse dieser Parameterstudie sollen in einem ausführlichen Bericht veröffentlicht werden. Die Menge des verdampften Brennstoffs hat sich neben der Energiefreisetzung als ein wichtiger weiterer Indikator für das Gefahrenpotential eines Unfalls gezeigt.

1231.2 Einfluß unterschiedlicher Versagenskriterien auf den Verlauf des Rampenstörfalls im abgebrannten Reaktorkern MARK IA des SNR - 300

(B. Kuczera, P. Royl, IRE)

Die bekannten Kriterien zur Bestimmung des Hüllrohrversagens unter Störfallbedingungen sind teilweise stark unterschiedlich und abhängig von den erwarteten Versagensmechanismen und der Versagensart der Hülle. Aus den durchgeführten in- und out-of-pile Experimenten läßt sich insbesondere bei bestrahltem Brennstoff bisher noch keine klare Aussage für oder wider das eine oder andere Kriterium herleiten. Bei der Simulation hypothetischer Reaktivitätsstörfälle in schnellen natriumgekühlten Reaktoren muß daher ein Band von Versagenskriterien in seinen unterschiedlichen Auswirkungen auf die im allgemeinen nachfolgende Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR) und den weiteren Unfallverlauf hin untersucht werden.

Eine derartige Untersuchung von Versagenskriterien für verschiedene wichtige Versagensmechanismen und -arten wurde jetzt für den abgebrannten Kern MARK IA des SNR 300 bei einem milden Reaktivitätsstörfall mit einer Einleitungsrampe von 15  $\text{d}/\text{sec}$  durchgeführt (1). Wichtige Ergebnisse daraus sollen im folgenden dargestellt werden.

Verwendete Rechenprogramme

Die Unfallsimulationen bis zum Brennstabversagen wurden mit dem integrierten CAPRI-2/BREDA-2 System (1/, (2)) durchgeführt. Die Vorgänge nach dem Versagen, also das zeitabhängige Ausspritzen des Brennstoff - Spaltgas-Gemisches, die BNR und das Ausschwenmen des Brennstoffs ("fuel sweepout") wurden mit dem Programm HOPE /2/ beschrieben, wobei die Brennstoffzustände am Versagenspunkt,

- 
- /1/ Struwe D., Royl P. et al.:  
CAPRI, A computer code for the analysis of hypothetical core disruptive accidents in the predisassembly phase  
Conference on Fast Reactor Safety, Beverly Hills, 2.-4. Apr. 1974,  
CONF - 740401 - P3 , p. 1525
- /2/ Rumble E.T., et al.:  
Fuel Movement investigations during LMFBR overpower excursions using a new model  
Conference on Fast Reactor Safety, Beverly Hills, 2.-4. April 1974,  
CONF - 740401 - P 3

die mit BREDA-2 bestimmt wurden, als Eingabe verwendet wurden. Die anderen in HOPE benötigten Eingabedaten, insbesondere die Leistungs- und Wertverteilungen, erstellt das CAPRI-System, wobei beide Programme die gleiche Kern-Aufteilung verwenden. Der Kern wurde bei diesen Simulationen durch 13 charakteristische Kanäle dargestellt (Abb. 1), sein stationärer Ausgangszustand mit dem Modul BREDA-2 bestimmt. Brennstoffumstrukturierung, Brennstoff- und Hüllrohrschwelen sowie Spaltgasfreisetzung und Spaltgaskonzentration im Brennstoff wurden dabei berechnet. Der abgebrannte Kern soll eine Standzeit von 441 Vollasttagen haben.

### Falldefinition

Insgesamt wurden fünf Unfallsimulationen mit jeweils verschiedenen Versagenskriterien durchgeführt und verglichen. Tabelle 2 zeigt die verschiedenen Fälle, die zugeordneten Kurzbezeichnungen und die verwendeten Versagenskriterien. Versagensmechanismus der ersten beiden Fälle C1 und C2 ist die differentielle Expansion zwischen Brennstoff und Hülle, die zur Festkörperbelastung des Hüllrohres führt. Im Fall C1, dem sogenannten Basisfall, wurde ein zäher Bruch als Versagensart angenommen. Der Fall C2 setzt ein sprödes Versagen voraus. Die Bruchdehnung dafür wurde aus Literaturangaben abgeschätzt /3/ und berücksichtigt den Effekt der fluenzabhängigen Hochtemperaturversprödung. Je nach der örtlichen Fluenz sinkt die Bruchdehnung dabei oberhalb von 670°C von 0,7 auf 0,1 % ab.

Versagensmechanismus für die Fälle C3 bis C5 ist die Belastung des Hüllrohres durch den Aufbau von Spaltgasdruck. Im Fall C3 wird dieser Druck entsprechend dem Verhältnis von Schmelzradius und Hüllrohrinnenradius reduziert, und er führt zu einer axial abhängigen, sich zeitlich sehr rasch aufbauenden Belastung des Hüllrohres. Versagensart ist ein Bersten des Hüllrohres durch

- 
- /3/ Fahr D. et al.:  
Post irradiation tensile properties of annealed and cold worked type 316 stainless steel  
Proc. BNES Conf., London, Nov. 1972
- /4/ Stevenson M.G. et al.:  
Effect of reactivity insertion rate on fuel pin failure threshold  
Trans. Am. Nuclear Society, 17 p. 284 (1973)

Innendruckaufbau. Als Versagensschwelle wird die temperaturabhängige Bruchspannung des Hüllrohres für hohe Dehnraten verwendet /4/. Die Fälle C4 und C5 verwenden bekannte thermische Versagenskriterien aus der Literatur /5, 6/. Mögliche Versagensarten dafür sind sowohl ein Bersten der Hüllrohres als auch lokaler Hüllrohrkontakt mit geschmolzenem Brennstoff. Im Fall C4 tritt Brennstabversagen beim Anschmelzen des nicht umstrukturierten Gefüges ein, das einen höheren Gasgehalt als die umstrukturierten Zonen hat. Im Fall C5 soll der Brennstab nach Erreichen einer maximalen Schmelzfraktion von 30 % versagen. In beiden Fällen wurde die Versagensposition per Eingabe an der Stelle höchster Leistungsdichte festgelegt.

### Ergebnisse

Die berechneten Leistungsverläufe für die verschiedenen Versagenskriterien sind in Abb. 2 in Vielfachen der Nennleistung als Funktion der Unfallzeit aufgetragen. Tabelle 3 vergleicht die Unfallverläufe anhand einiger charakteristischer Ergebnisse. Für einige Fälle ist in Abb. 3 der Leistungsverlauf nach dem ersten Brennstabversagen aufgetragen, wobei die Versagenspunkte der verschiedenen Kanäle eingezeichnet sind. Die Unfallverläufe werden stark durch die Wahl des Versagenskriteriums beeinflusst.

Zwei Versagenskriterien, das 1 % Bruchdehnungskriterium (Fall C1) und das Berstdruckkriterium (Fall C3), führen zu einem frühen Abschalten nach dem Versagen, ohne daß größere Teile des Kernes von Natrium entleert sind und ohne daß sich ein stärkerer Leistungsanstieg ergibt. In beiden Fällen kann man erwarten, daß der Reaktor

- 
- /5/ O'Dell L.D. et a.:  
Failure criteria and failure incoherence  
HEDL 7309-70,4
- /6/ Cox, C.M.:  
The irradiation performance of uranium plutonium  
oxide fuel pins  
Nucl. Safety, Vol. 10, No. 5, Sept. 1969, 380-391

Case	Failure Criterion	Threshold value	Failure reason	Failure mode
C1	Ductile rupture strain	plastic strain = 0,01	differential expansion between fuel and clad	ductile mode fracture
C2	High temperature brittle rupture strain	clad temperature = 670 °C plastic strain = f (fluence) [7]		brittle mode fracture
C3	Burst pressure	rupture stress = f (clad temperature) [8]	transient increase of fission gas pressure	burst of the cladding tube
C4	melting of unrestructured fuel	onset of melting of unrestructured fuel [9]		
C5	fuel melt fraction	melt fraction = 0.30 [10]		

Failure rip length: 5 cm  
 Fuel particle radius: 117 μ (instantaneous fragmentation)  
 Inertial length for ejection process: 10 cm

Tab. 2: Untersuchte Versagenkriterien

		Dim.	Base Case C1	Case C2	Case C3	Case C4	Case C5
First Failure	Time	sec	7.54	5.67	9.55	8.34	8.56
	Channel	-	10	6	11	4	1
	Cavity Pressure	atm	58	37	950	80	100
	Peak Melt Fraction	%	10	0	30	21	30
Failure Sequence	Channels	-	10	/6/5/1/4/7/8/ /3/10/2/9/11/	11	/4/5/6/3/10/ /11/1/2/7/8/9/	/1/2/10/3/4/ /5/6/7/8/9/11/
Core Voiding	Mechanism	-	Fission Gas Rel + FCI	Fission Gas Rel. + Clad-Coolant Heat Transfer	Fission Gas Release + FCI		
Fuel Motion	Dominant Feedback from:	-	Fuel Sweepout	No Fuel in Coolant Channel	Fuel Sweepout	Fuel Injection by Pressure Rise in Cavity	
Accident Termination	Mechanism	-	Early Shutdown	Disassembly	Early Shutdown	Disassembly	

Tab. 3: Gegenüberstellung der Unfallverläufe anhand wichtiger Ergebnisse

nach dem Abschalten unterkritisch bleibt, da die Reaktivitätsreserve im abgebrannten Kern auf wenige Dollar beschränkt ist, so daß die Reaktivitätsrampe nicht unbeschränkt lange einlaufen kann. Die Abschaltwirkung kommt im Fall C1 und C3 vom sogenannten Brennstoff "sweep-out"-Effekt. Die Ausspritzung des Brennstoffs und die nachfolgende BNR ist dabei ein gewünschter Effekt, der den "sweep-out"-Prozess ermöglicht.

Im Fall C1 versagt zuerst der Kanal 10. Hier führt das lokale Minimum des Verhältnisses Fluenz / Abbrand durch den simulierten differentiellen Schwellvorgang schon vor Unfallbeginn zu einer Schließung des Spalts zwischen Brennstoff und Hülle. Der berechnete Riß der Hülle liegt bei ca. 60 % der aktiven Länge, so daß bereits die Brennstoffausspritzung in dem Kanal zu negativen Rückwirkungen führt, die sich etwa 20 msec nach dem Versagen, wenn der Brennstoff aus dem Kernbereich geschwemmt wird, noch verstärken. Abb. 4 zeigt die zeitliche Vergrößerung der BNR-Zone und die resultierenden Na-Void- und Brennstofftransportrückwirkungen. Der Anstieg der Voidreaktivität ist nur von kurzer Dauer, da die BNR-Zone sich rasch in Regionen mit negativen Voidrückwirkungen ausbreitet und da die Ausbreitung in das Kern-Innere wegen des raschen Druckabfalls in der BNR-Zone nur für eine begrenzte Zeit möglich ist. Der kurzzeitige Voidreaktivitätsanstieg führt zu dem in Abb. 3 gezeigten leichten Leistungsanstieg. Danach sinkt die Leistung im Laufe von ca. 160 msec nach dem Versagen wieder auf die Nennleistung ab, ohne daß weitere Stäbe aufreißen. Es stellen sich wieder quasi-stationäre Kühlverhältnisse mit einphasigem Natrium ein, und der Brennstoff im Brennstabinneren erstarrt größtenteils.

In Fall C3 tritt Brennstabversagen später im äußersten Brennelementring (Kanal 11) ein. Wegen der niedrigen stationären Leistungsdichte ist nur ein geringer Teil des Brennstoffs dieses Kanals in seinem Gefüge verändert, und der Spaltgasgehalt des nicht umstrukturierten Gefüges ist hoch. Dadurch ergibt sich dort der stärkste Druckaufbau beim Schmelzen, der schließlich bei 900 atm Innendruck zum Versagen führt. Der folgende rasche Einspritzvorgang führt zu einer heftigen BNR, und die Überlagerung der resultierenden negativen Void- und

Sweepout-Rückwirkungen verursacht das gezeigte rasche Abschalten des Kernes.

Im Fall C2 (niedrige Versagensschwelle) reißt das Hüllrohr in den verschiedenen Kanälen bereits vor dem Schmelzen des Brennstoffs auf. Ein Ausspritzvorgang mit nachfolgender energetischer BNR in diesem Fall ausgeschlossen, da ein stärkerer Druckaufbau in der Schmelzzone nach dem Versagen unwahrscheinlich ist. Auch ein Durchschmelzen des Hüllrohres tritt nicht vor dem Aufsieden und vor der Kernzerstörung ein, die in diesem Fall durch einen ähnlichen Siedevorgang wie beim Kühlmitteldurchsatzstörfall und die daraus resultierenden Rückwirkungen eingeleitet wird. (Abb. 2).

Da es noch immer keine klare experimentelle Aussage über die Heftigkeit einer BNR und das tatsächliche Ausmaß möglicher Brennstoffausschwemmungen gibt, könnte der Unfallablauf, wie er sich im Fall C2 ergibt, auch von allgemeinerer Bedeutung sein. Ohne heftige BNR und Brennstoffausschwemmung kommt es durch den Wärmeübergang vom Hüllrohr an das Natrium letztlich immer zum Natriumsieden.

In den Fällen C4 und C5 (thermische Versagenskriterien) ergeben sich ebenfalls stark energetische Unfallabläufe mit anschließender Kernzerstörung. Die angenommene Rißlage an der Stelle höchster Leistungsdichte führt bei der nachfolgenden BNR zu einer stärkeren Entleerung der inneren Kernbereiche, wobei der prompt-kritische Zustand eintritt, ehe der sweepout-Effekt wirksam wird. Der einsetzende rasche Leistungsanstieg verursacht dabei weitere Brennstoffinjektionen, die in der Schlußphase weit stärker positive Rückwirkungsrampen hervorrufen als der Voidvorgang bei der BNR. Die Versagenssequenzen in den Fällen C4 und C5 sind recht unterschiedlich. Sie sind in Abb. 3 eingetragen. Das Anschmelzen des nicht umstrukturierten Gefüges tritt in geringeren Zeitabständen in den verschiedenen Kanälen auf als das Erreichen des Schmelzfraktionsgrenzwertes von 30 %. Die Stäbe mit mittlerer Leistung versagen vor denen mit hoher und niedriger Leistung, während die Versagenssequenz sich beim Schmelzfraktionskriterium entsprechend

der radialen Verteilung der Leistungsdichte einstellt.

### Schlußbemerkungen

Die Gegenüberstellung dieser fünf verschiedenen Unfallsimulationen zeigt, welchen großen Einfluß das Versagenskriterium auf den Ablauf des Rampenstörfalls im Kern MARK IA haben kann. Um den Unsicherheitsbereich für diese Störfallabläufe stärker eingrenzen zu können, sind sowohl out-of-pile wie in-pile Experimente mit bestrahltem Brennstoff erforderlich. Weiterführende Rechnungen der energetischen Exkursionen in die Disassembly-Phase hinein konnten bisher noch nicht durchgeführt werden. Hierzu muß das Programm HOPE mit dem Karlsruher Disassembly-Code KADIS /7/ gekoppelt werden.

---

/7/ Schmuck P. et al.:  
 Untersuchungen und Programmentwicklungen zu  
 Disassemblyvorgängen in natriumgekühlten Reaktoren  
 KfK 1272/4, S. 123-1

### Veröffentlichungen

- (1) Kuczera B., Royl P.:  
 Application of Different Failure Criteria in Fuel  
 Pin Modeling and Consequences for Overpower Transients  
 in LMFBR's, 3rd SMIRT Conf., London, Sept. 1965
  
- (2) Kuczera B.:  
 Simulation of the transient behaviour of LMFBR fuel pins  
 under consideration of special burnup phenomena using  
 the BREDA-2 model  
 Nucl. Eng. Design, Vol. 31, No 2, Jan. 1975, 294-307

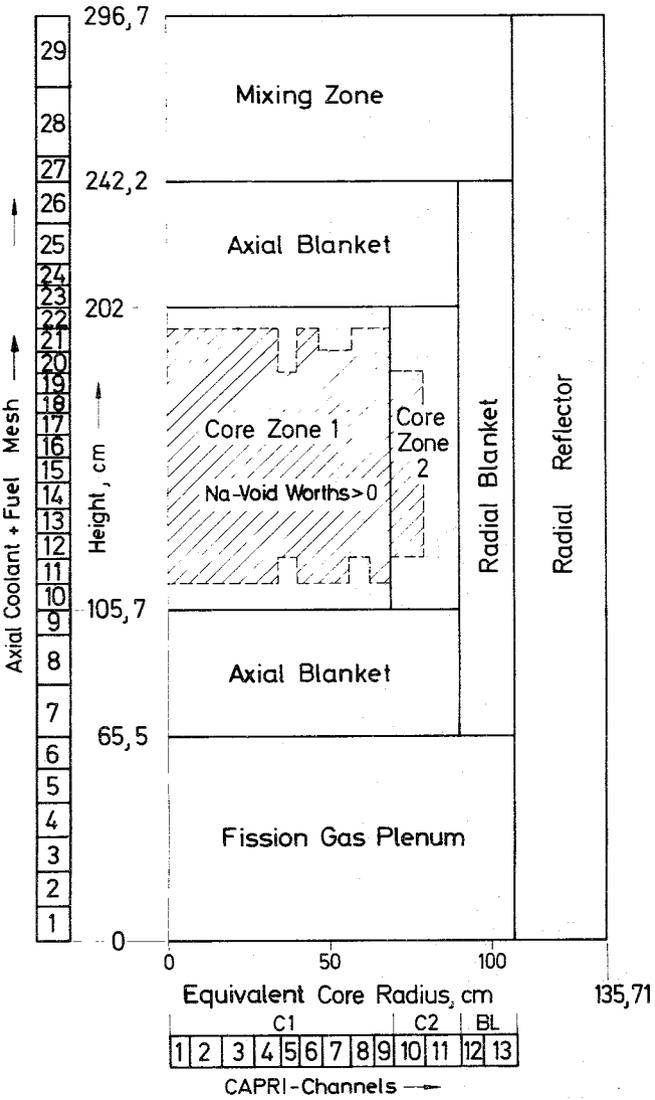


Abb. 1: Modellmäßige Darstellung des MARK 1A Cores für die Störfallsimulationen

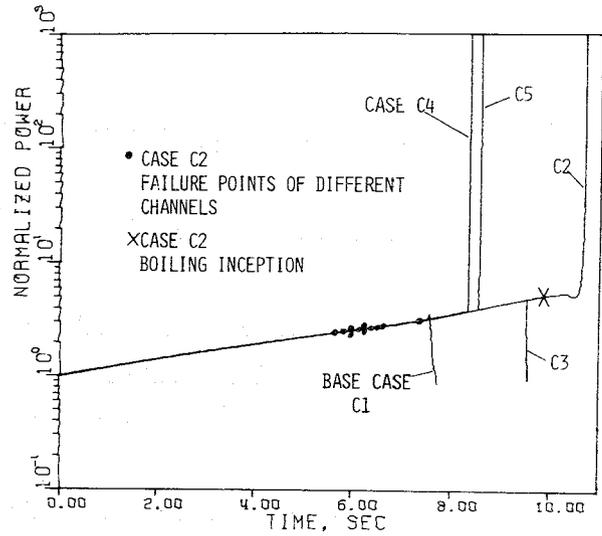
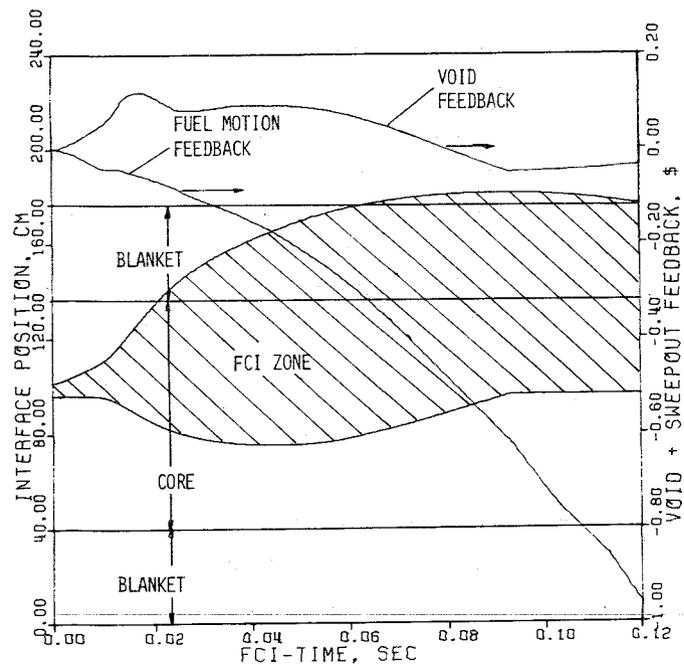


Abb. 2: Zeitliche Leistungsverläufe in Vielfachen der Nennleistung für verschiedene Versagenskriterien

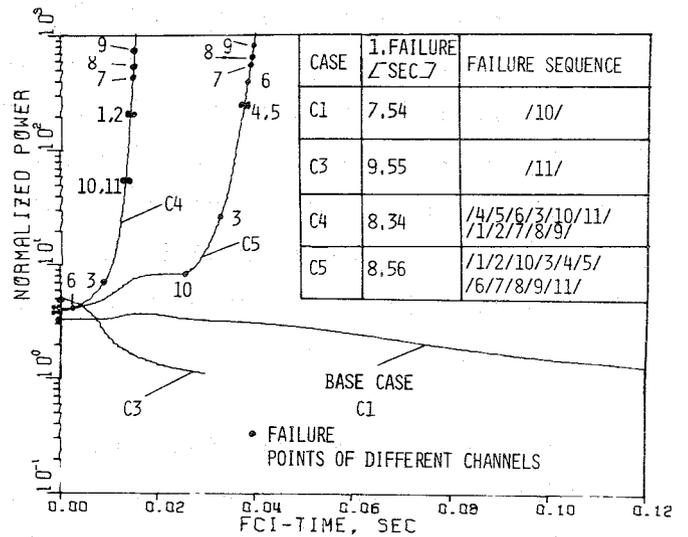


Abb. 3: Zeitliche Leistungsverläufe nach dem ersten Brennstabversagen für verschiedene Versagenskriterien

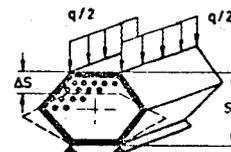
Abb. 4: Vergrößerung der BNR Zone im Kanal 10 und resultierende Rückwirkungen (Fall C1)

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

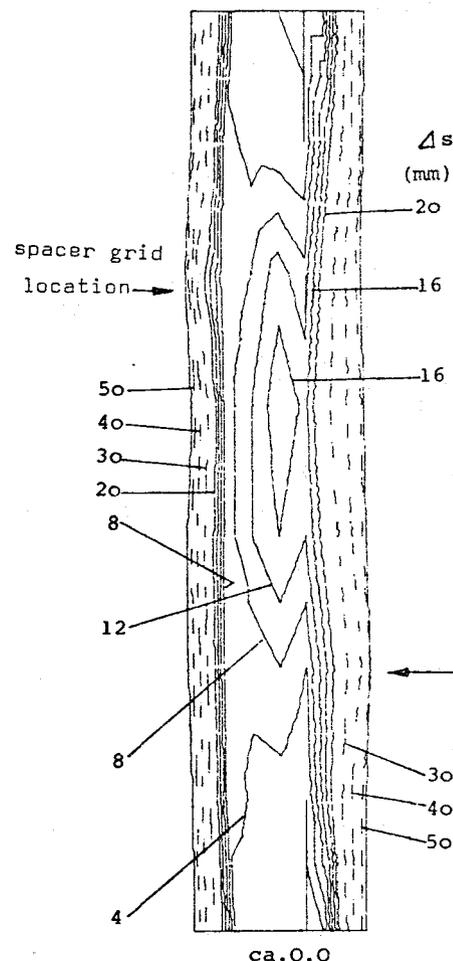
(H. Zehlein, G. Negele, IRE)

Die Programmierarbeiten zur Modelltheorie des quergestossenen Brennelements wurden fortgesetzt. Für die graphische Wiedergabe der bleibenden Verformung eines Brennelementkastens mit Hilfe von Höhenlinien (Abb. 5) erwies sich ein Programmpaket zur Darstellung von Finit-Elementnetzen und zugehörigen Lösungsflächen skalarer Feldgrößen als zweckmäßig. Zur Darstellung einer Fläche  $z(x, y)$  wird ihre Projektion auf die Ebene  $/x, y/$  triangularisiert; sodann werden alle Höhenlinien  $z=\text{const.}$  in den dadurch entstandenen Dreiecken bestimmt.

Das Balkenmodell für die transiente Brennelementverbiegung erfordert die Optimierung eines Unterprogrammes zur Festlegung der Lage der Brennstäbe bei der Abplattung des Brennelementkastens.



ca.0.0



\* BzFE Nr. 537.0

/1/ Liebe R., Will H., Zehlein H.,:  
"Mechanical Response of LMFBR Cores  
under Transient Pressure Loading",  
1st European Nucl. Conf. Paris, April 1975

Abb. 5 Bleibende Verformung  
des Brennelement-  
kastens nach einem  
Sprengversuch

Abb. 6, 7 zeigen, wie durch Iteration die Position eines jeden Stabes aus der zuvor ermittelten Lage zweier Nachbarstäbe bestimmt wird. Bei einem zweireihigen Bündel sind etwa ein Dutzend solcher Festlegungen nötig. Die wesentlichen Ergebnisse der Optimierungstudie sind:

- Die Anzahl der für eine vorgegebene Genauigkeit (z.B.  $10^{-4}$ ) erforderlichen Schritte ist am kleinsten, wenn  $a_1/\ell = a_2/\ell \approx 1.0$ . Im hier vorliegenden Fall ( $0.5 \leq a_i/\ell \leq 1.0$ ;  $i = 1, 2$ ) arbeitet der Algorithmus (z.B. 7 Iterationen im Durchschnitt) unter günstigen Bedingungen.
- Es gibt eine optimale Lage ( $\beta$ ) des Anfangspunkts  $S^0$  auf m(A1A2), bei der die Anzahl der Iterationen am kleinsten wird. Die Abhängigkeit des optimalen Wertes für  $\beta$  von der Geometrie des Problems ( $a_1/\ell$  und  $a_2/\ell$ ) läßt sich in einer einzigen Kurve zusammenfassen (d), die praktisch nicht von der geforderten Genauigkeit beeinflusst wird.

Gegenüber dem bisher verwendeten Wert  $\beta = 1.0$  ergibt sich bei optimaler Anfangslage von  $S^0$  nach Abb. 7 eine Rechenzeitersparnis von ca. 15 % bis 30 %. Ein Vergleich mit der direkten Bestimmung des Schnittpunkts S wird diese Untersuchung in Kürze abschließen.

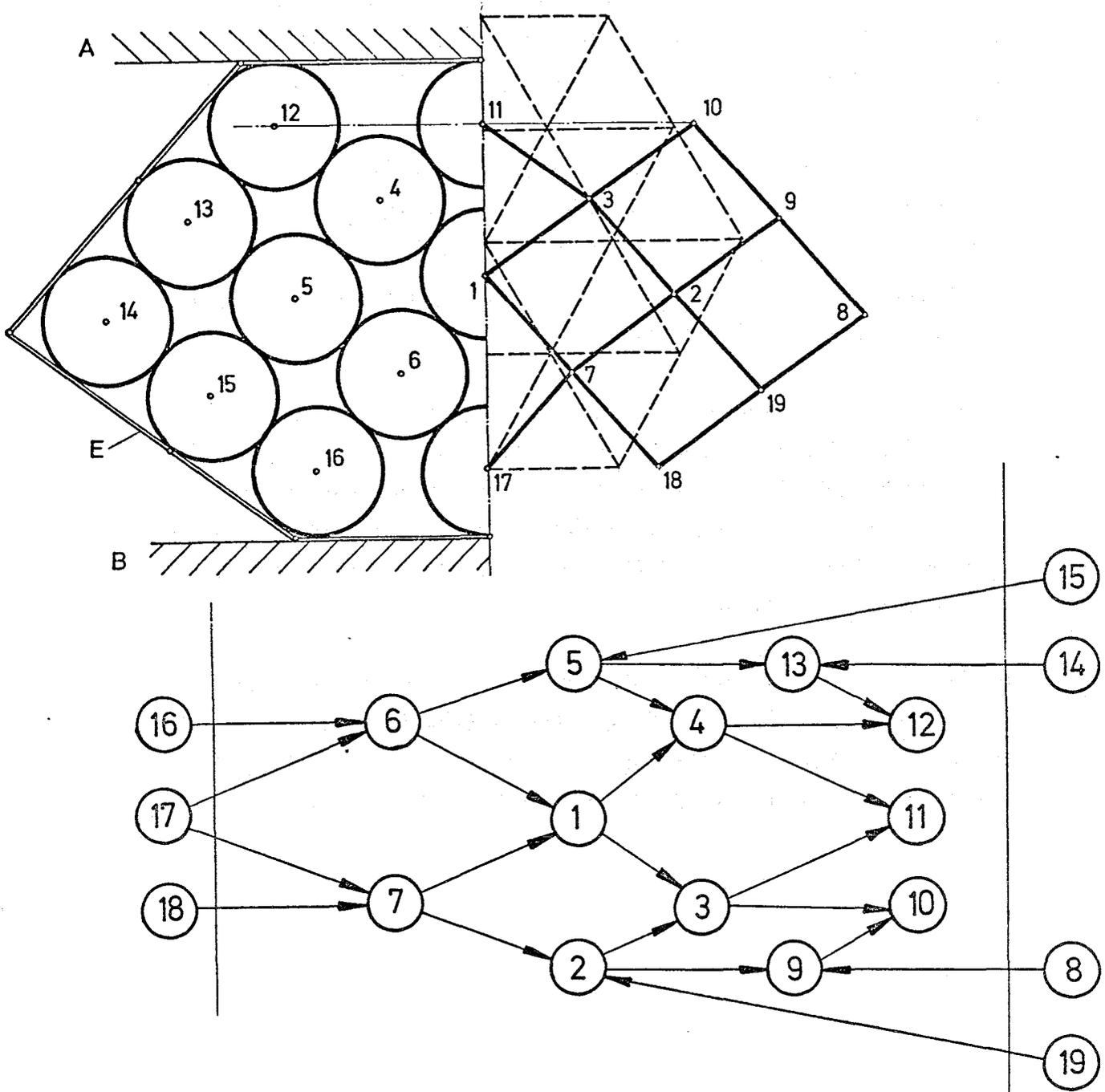
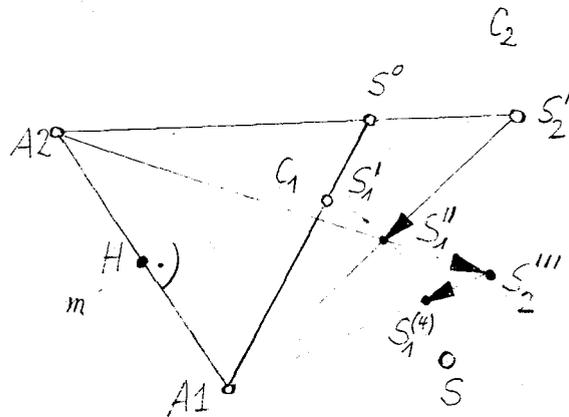


Abb. 6 Stabbündelmodell:  
Der Graph legt die Reihenfolge der Stabpositions-  
berechnungen fest



Definitionen:

1)  $A_1H = HA_2 = l/2$

2)  $A_i S_i' = a_i; i=1,2; C_i;$

3)  $HS^0 = \beta(a_1 + a_2)$

Algorithmus ( $n$ =Iterationszähler)

4)  $A_j S_i^{(n)} \rightarrow S_j^{(n+1)}$  auf  $C_j$

$i \bmod 2; i+j = 3$

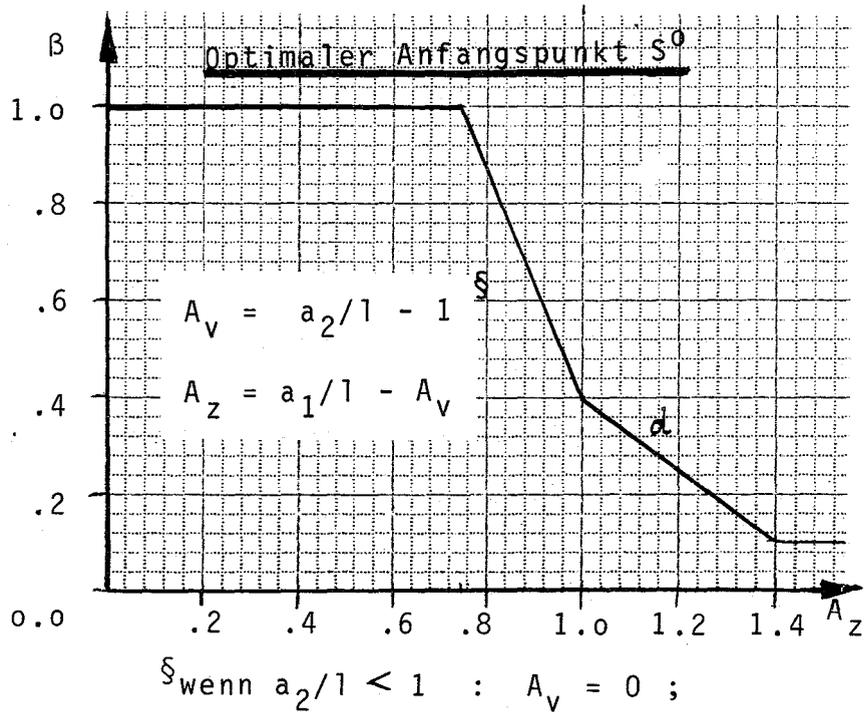


Abb. 7 Iterative Ermittlung des Punktes S

2. Verformung eines Brennelements durch äußere statische/dynamische Querlasten (Experimente und einfache Theorie) \*  
(R. Liebe, H. Will, IRE)

### Modelltheorie

Die theoretischen Arbeiten zur Berechnung des Verformungsverhaltens eines kompletten Einzel-Brennelements (BE) unter statischer oder stoßartiger Störfallbelastung wurden in drei Richtungen fortgeführt (vgl. /1/, (2), (3)):

- Erweiterung der Simulation "Kühlmitteldynamik zwischen den BEs" auf mehrere gekoppelte Spaltströmungen. Die im wesentlichen 2-dimensionale Fluidbewegung infolge aufgeprägter BE-Verformung wird mit Hilfe einer Netzwerkmethod beschrieben. Trägheit und Wandreibung sind in den entsprechenden Bewegungsgleichungen der Zweig- oder Spaltströmungen berücksichtigt (1). Die Kopplung der Zweigströme erfolgt durch Erfüllung der Massen- und Energieerhaltung an den Fluidknoten.
- Weiterentwicklung eines diskreten Modells zur "Strukturdynamik des Einzel-BEs" aufgrund von Punktmassen und Balken mit elastoplastischen Gelenken /2/. Verallgemeinerung für vorgegebene quasi-statische oder transiente BE-Außenbelastung (BNR-Druckpuls) oder veränderliche Randbedingungen (Kontakt mehrerer BEs (1)). Dazu wurde das Prinzip der virtuellen Arbeit in allgemeiner Form für nichtkonservative Systeme (plastische BE-Verformung, große Geometrieänderungen) verwendet.
- Aufgrund einfacherer Feder-Dämpfer-Masse-Modelle /3/ wurde das Rechenprogramm CORE-1 zur Berechnung der transienten Reaktorenverformung erstellt und erprobt. Damit sind erstmals Schadenspropagationsrechnungen längs einer typischen "Speiche" einschließlich

/1/ Liebe R., Will H., Zehlein H.: "Mechanical Response of LMFBR under Transient Pressure Loading", 1st European Nucl. Conf., Paris, April 1975

/2/ KFK-Ber. 1274/1, S. 123-4

/3/ KFK-Ber. 1274/2, S. 123-7

\* BzFE Nr. 537.0, Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 123-14

Kühlmitteldynamik möglich. Abb. 8 zeigt das zugrundeliegende Modell und gemessene Druckverläufe als Lasteingabe (Foulness Test 3, vgl. Beitrag 1235). Abb. 9 gibt Auszüge zugehöriger numerischer Resultate.

### Experimente

Die statischen Versuche an verschiedenen SNR-typischen Einzel-BE-Modellen wurden abgeschlossen. Die Auswertung und geeignete Darstellung der Resultate aus ca. 30 Versuchen erfolgt z.Z. mit Hilfe spezieller Rechen- und Plotprogramme (1, 3). Das experimentell erhaltene Last-Verformungs-Verhalten wurde u.a. direkt für die Simulationsrechnungen in Abb. 9 verwendet. Nach dem Umbau der Belastungsanlage /3/ ist mit den stoßartigen Verformungsversuchen begonnen worden. Bisher sind etwa 10 Experimente an leeren Hexagonkästen und kompletten BE-Modellen (mit und ohne Wasserfüllung) durchgeführt worden.

### Ergebnisse und zukünftige Arbeiten

Reaktorkern-Verformungsrechnungen mit Hilfe von CORE-1 (u.a. Nachrechnungen des Foulness-Tests 3) zeigten relativ geringe plastische Deformationen in der ersten Reihe (Abb. 9). Die Brennelement-Biegeverformung blieb im wesentlichen elastisch. Die Kühlmittelbewegung reduziert die Stoßkräfte bei Kollision mehrerer BEs.

Eine relativ gute Übereinstimmung wurde zwischen Versuchsergebnissen und numerischen Resultaten zum quasi-statischen und transienten Abplattverhalten des Einzel-BE festgestellt. Der erhebliche Versteifungseinfluß des Systems Stabbündel-Abstandshalter wird hauptsächlich von dissipativen Effekten mit entsprechendem Energieverzehr bestimmt. Das Deformationsverhalten des Hexagonkastens ist u.a. stark wandstärken- und werkstoff- (Streckgrenze, Duktilität) abhängig (1).

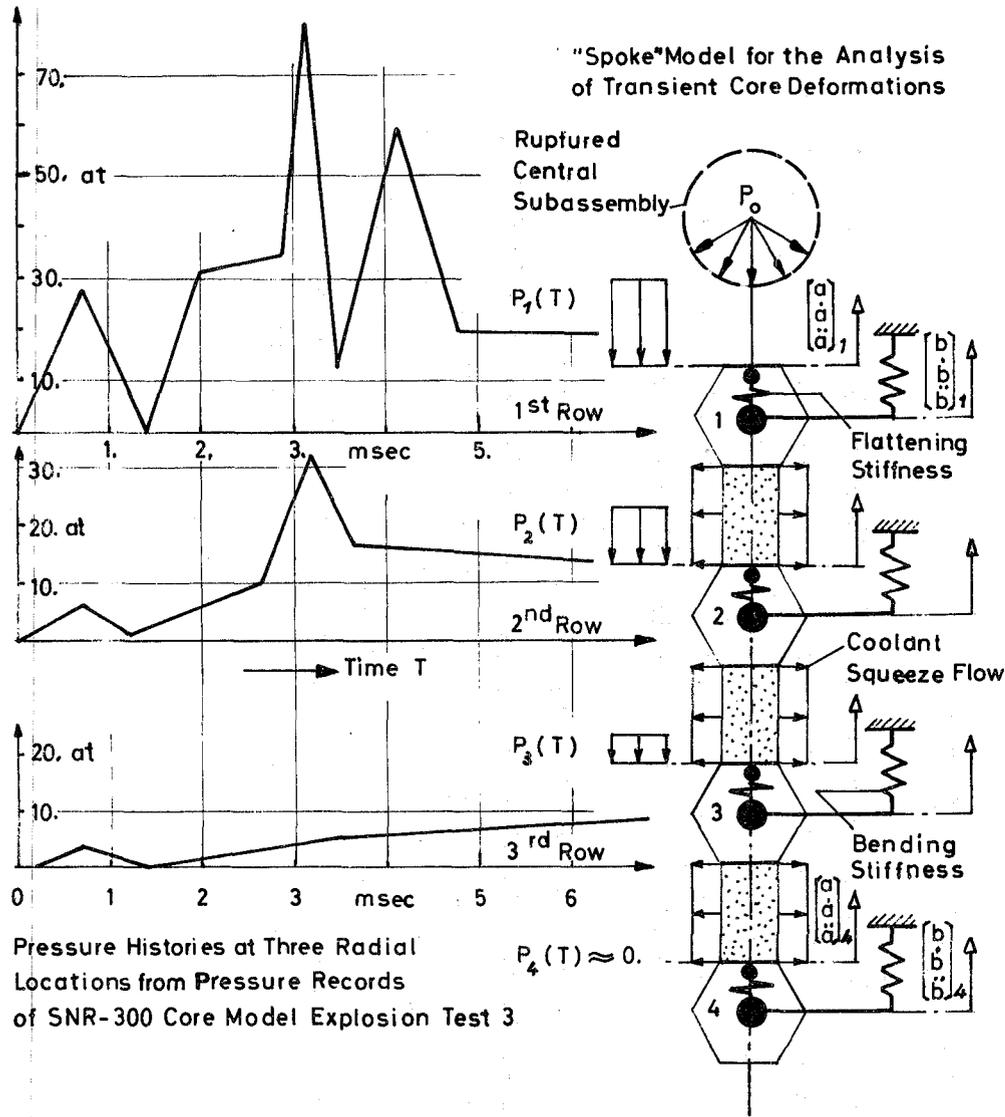


Abb. 8: Mechanisches Modell in CORE-1 sowie typische Belastungseingaben für eine Verformungsanalyse des SNR-300

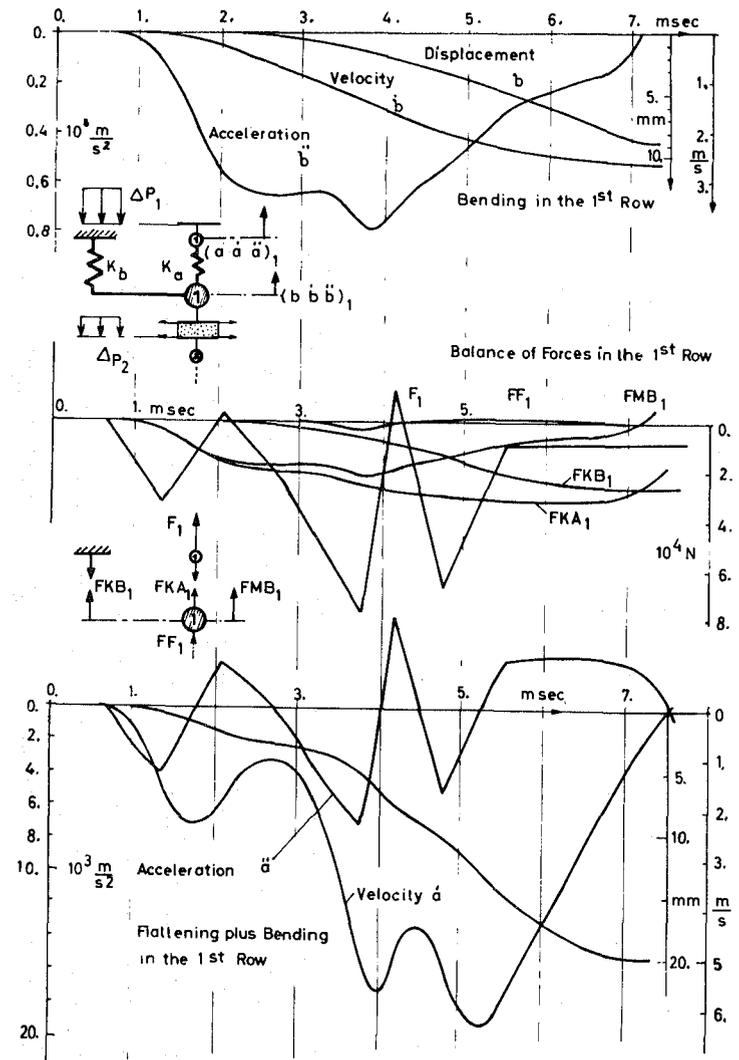


Abb. 9: Numerische CORE-1 Ergebnisse infolge der transienten Druckbelastung aus Abb. 1

Weitere Arbeiten betreffen die Auswertung und Nachrechnung der statischen und dynamischen Einzel-BE-Versuche, die Weiterentwicklung der Struktur- und Fluidodynamik-Rechenprogramme sowie den Abschluß der Materialuntersuchungen (EURATOM Ispra).

### Veröffentlichungen

- (1) Liebe R.: "Nonlinear Transient Deformation of Fast Reactor Fuel Elements under Impulsive Loading",  
Paper E 2/3, 3rd Int. Conf. SMIRT, London, Sept. 1975
- (2) Krieg R., Liebe R., Will H., Zehlein H.:  
"Mechanical Behavior of the LMFBR Core Structure under Transient Pressure due to Local Failure", Inv. paper E/ 2/1,  
3rd Int. Conf. SMIRT, London, Sept. 1975
- (3) Beutel H., Liebe R., Will H., Zehlein H.:  
"Mechanische Auswirkungen einer Brennstoff-Natrium-Reaktion auf die Corestruktur eines Schnellen Brutreaktors",  
Reaktortagung des Dt. Atomforums, Sektion D, Nürnberg,  
April 1975
- (4) Zehlein H.: Discretization and Time Integration Techniques  
for Transient Nonlinear Dynamics of Fast Reactor Subassemblies.  
3rd Int. Conf, on Struct. Mechs. in Reactor Technology,  
London, Sept. 1975

1233 Experimentelle Untersuchungen zum Natrium-Sieden \*1233.2 Siedeveruche im Siebenstabbündel

(A. Kaiser, W. Peppler, K. Schleisiek, IRE)

Die in der ersten Teststrecke (1) durchgeführten stationären Siedeveruche sind zum großen Teil ausgewertet. Weitere detaillierte Untersuchungen zu den Fragen des Siedeverzugs bei Siedebeginn und während des pulsierenden Siedens sowie der räumlichen Ausbreitung des Zweiphasengebiets sind derzeit im Gange. Weiterhin muß noch die Übereinstimmung des gemessenen Zweiphasen-Druckverlustes mit aus der Literatur bekannten, empirischen Beziehungen überprüft und ein Vergleich mit den Messungen aus den Versuchen zum kritischem Wärme flu ß (2) angestellt werden. Da die Dampfgehalte in den Versuchen mit dem Siebenstabbündel vergleichsweise gering waren (ca. 1 - 4 %), muß der Anteil der Verlustwärme bei der Berechnung des Dampfgehaltes besonders beachtet werden.

Eine weitere Me ßreihe mit dem ersten Siebenstabbündel umfa ßte drei transiente Siedeveruche mit relativ geringen Leistungen (10, 15 und 20 W/ cm<sup>2</sup>) und stagnierendem Natrium. Sie dienen als Vergleich mit früheren Versuchen in Einkanalgeometrie /1/, die zur Untersuchung der abführbaren Wärme in einem Brennelement nach Abschalten des Reaktors bei unterbrochener Kühlmittelzufuhr angestellt wurden. Ausgehend vom stationären Zustand mit anstehender Leistung bei geringem Durchsatz wurde die Kühlmittelzufuhr durch Schließen des Ventils am Teststreckeneintritt unterbrochen.

Bei dem Versuch mit der kleinsten Leistung begann das Sieden zuerst in den zentralen Kanälen im mittleren Bereich der beheizten Strecke. Mit zunehmender Leistung wanderte der Ort des Siedebeginns bis ins obere Fünftel der beheizten Strecke. Diese Erscheinung ist wohl mit dem konvektiven axialen Austausch von flüssigem Natrium am Übergang zum unbeheizten Bereich des Bündels zu erklären, der bei kürzerer Aufheizzeit sich weniger stark ausbilden kann. Zugleich ist auch keine nennenswerte Überhitzung des Natriums bei Siedebeginn mehr

\* BzFE-Nr. 531.3

/1/ W. Peppler: "Experimentelle Untersuchungen der Siedevorgänge mit Natrium in engen Kanälen und deren Anwendung auf schnelle Reaktoren, KFK-Ext. Ber. 8/72-1(1972)

festzustellen, die beim Versuch mit der geringsten Leistung noch ca. 11 °C betrug.

Innerhalb weniger Sekunden stellte sich im gesamten beheizten Bereich ein pulsierendes, quasi-stationäres Sieden bei einer Satt-dampf-temperatur von etwa 940 °C ein, wobei die überschüssige Energie in Form von Dampf in den oberen, unbeheizten Teil der Teststrecke transportiert wurde. Nach ca. 8 - 12 s traten am Ende der beheizten Strecke länger anhaltende Perioden (1 - 4 s) von Dryout an den Heizstäben auf, die bei Erreichen der Grenztemperatur von 1020 °C zum Abschalten der Leistung führten.

Die weitere Untersuchung dieser Meßreihe wird sich mit den Zusammenhängen zwischen Leistung, Blasengröße, Druck und Dryoutzeit sowie mit der Analyse der Druckspektren befassen.

Abb. 10 zeigt die zweite Siebenstabbündel-Teststrecke für transiente Siedeexperimente unter Kühlmittelverlust-Bedingungen. Die sieben Heizstäbe mit einer beheizten Länge von 0,6 m sind mit einem Stabmittenabstand von 7,9 mm in einem Sechskantrohr von 22 mm Innenschlüsselweite angeordnet. Sie werden durch Röhren-Abstandshalter in ihren Positionen fixiert. Die Instrumentierung besteht aus etwa 40 Thermoelementen in den Heizer-Hüllrohren und im Natrium, aus drei Permanentmagnet-Durchflußmessern, einer Reihe von Blasendetektoren zur Verfolgung der Ausbildung der Siedefront und 13 Druck- und Schallaufnehmern. Der Teststreckeaustritt ist weitgehend maßstabsgetreu dem SNR 300 - Brennelement nachgebildet. Die unbeheizten Heizerenden von 0,4 m Länge simulieren den oberen axialen Brutmantel, ein kleiner Pool an der Vereinigung zwischen Teststrecke und Bypass das Austrittsplenum des Reaktors. Bis jetzt wurden 11 Experimente unter folgenden Bedingungen durchgeführt.

Wärmestromdichte	100 - 175 W/cm <sup>2</sup>
Druck im Na-Pool	1,05 - 1,52 bar

Kühlmittelgeschwindigkeit	
bei Siedebeginn	0,3 - 1,7 m/s
Druckverlust in der Teststrecke einschl. Drosselventil bei Siedebeginn	0,21 - 0,77 bar

Der Siedevorgang wurde durch Abfahren der elektromagnetischen Pumpe eingeleitet. Abb. 11 zeigt die Ausbildung der axialen Temperaturverteilung zu verschiedenen Zeitpunkten der Rampe, unten zu Beginn, oben bei Siedebeginn. Die obere Grenzkurve der schraffierten Bereiche kennzeichnet die Temperaturen des Zentralkanals, die untere die der Wandkanäle. Ein Vergleich der bei Siedebeginn gemessenen Temperaturverteilung mit der für das zentrale Brennelement des SNR 300 berechneten zeigt eine zufriedenstellende Übereinstimmung.

In Abb. 11 ist der zeitliche Verlauf einiger Meßwerte während des Siedevorgangs für einen typischen Versuch aufgetragen. Maßgebend für den Ablauf ist nicht nur die Temperaturverteilung, sondern auch der thermohydraulische Zustand. Die Tabelle in Abb. 11 zeigt einen Vergleich der Versuchsdaten mit denen des zentralen Brennelements des SNR 300. Sowohl der Druckverlust als auch die Kühlmittelgeschwindigkeit sind im Experiment etwas höher als im Reaktor. Bei Siedebeginn liegt kein Siedeverzug vor. Die Wandkanäle sind, wie Abb. 11 zeigt, noch unterkühlt. Der Siedevorgang setzt deshalb zunächst in den Zentralkanälen ein und wirkt sich nur wenig auf die Geschwindigkeit am Eintritt aus. Etwa 0,8 s nach Siedebeginn tritt Sieden im gesamten Querschnitt des Siebenstabbündels auf, erst dann fällt die Geschwindigkeit am Eintritt stärker ab. Zur Strömungsumkehr kommt es 2,1 s nach Siedebeginn. 0,25 s später zeigt der Anstieg der Heizertemperaturen an, daß Dryout aufgetreten ist. Etwa 2,7 s nach Siedebeginn wurde bei einer Heizerhüllrohrtemperatur von  $1020^{\circ}\text{C}$  die Heizleistung abgeschaltet. Stärkere Oszillationen der Natriumsäule am Teststreckeaustritt werden erst nach Strömungsumkehr beobachtet. Bis zum Zeitpunkt der Strömungsumkehr wird dauernd flüssiges Natrium in den Siedebereich nachgespeist, so daß die Kühlung aufrechterhalten bleibt. Einzelne Flüssigkeitspfropfen werden jedoch nicht beobachtet; es

liegt eine mehr homogene Zweiphasenströmung im Siedebereich vor. Entsprechend den zunächst nur sehr geringen Auswirkungen des Siedevorgangs auf die Geschwindigkeiten dehnt sich die Siedezone nur sehr langsam aus. Sie ist zum Zeitpunkt der Strömungsumkehr etwa 0,2 m in den beheizten Bereich eingedrungen.

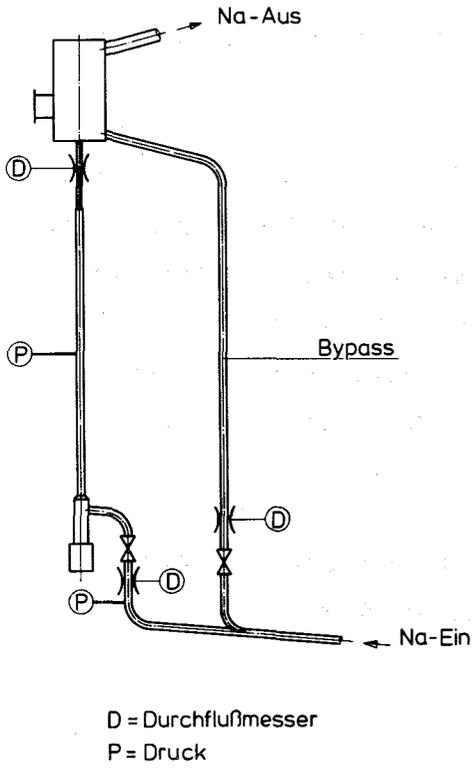
Beim Vergleich mit Einkanal-Experimenten fällt besonders die lange Siedezeit bis zur Strömungsumkehr auf. Ursache dafür ist neben der stabilisierenden Wirkung der Drossel am Teststreckeneintritt die Unterkühlung der Wandkanäle bei Siedebeginn. Dieses wiederum ist eine Folge der unterschiedlichen thermischen Belastung der Unterkanäle. In einem Brennelement mit radialem Leistungsgradienten würden vergleichbare Voraussetzungen vorliegen.

Die weiteren Auswertearbeiten konzentrieren sich auf den Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Rechenprogramm BLOW-3.

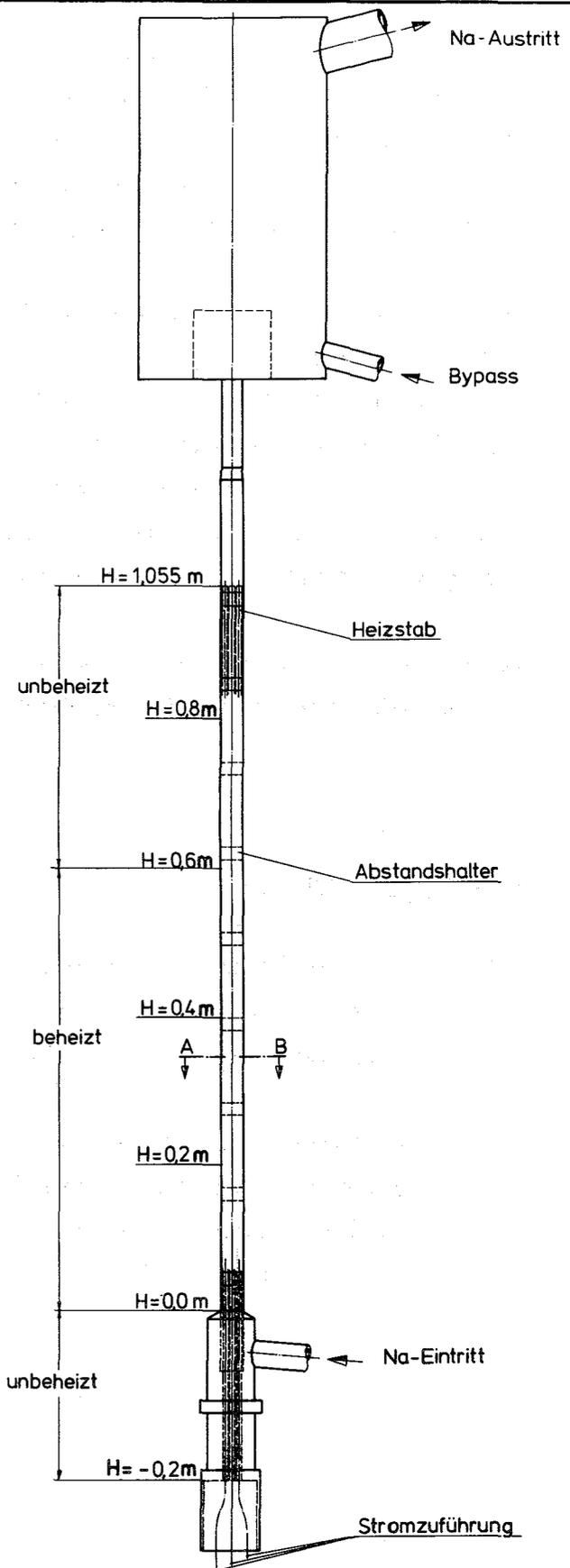
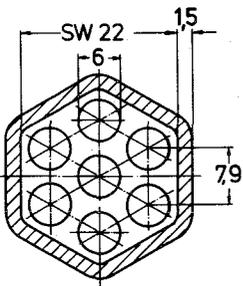
#### Veröffentlichungen

- (1) K. Schleisiek: "Experimentelle Untersuchungen zum Natriumsieden in einem elektrisch beheizten Siebenstabbündel." DATF-Reaktortagung (1975) S. 157-160
- (2) A. Kaiser, W. Pepler, L. Vöröss: "Untersuchungen der Strömungsform, des Druckabfalls und des kritischen Wärme- flusses einer Zweiphasenströmung mit Natrium", KFK 2085 (April 1975)

Gesamt Anordnung  
M 1:10



Schnitt A-B  
M 3:1



GfK  
IRE

7-Stab-Bündel Nr. 2

Abb: 10

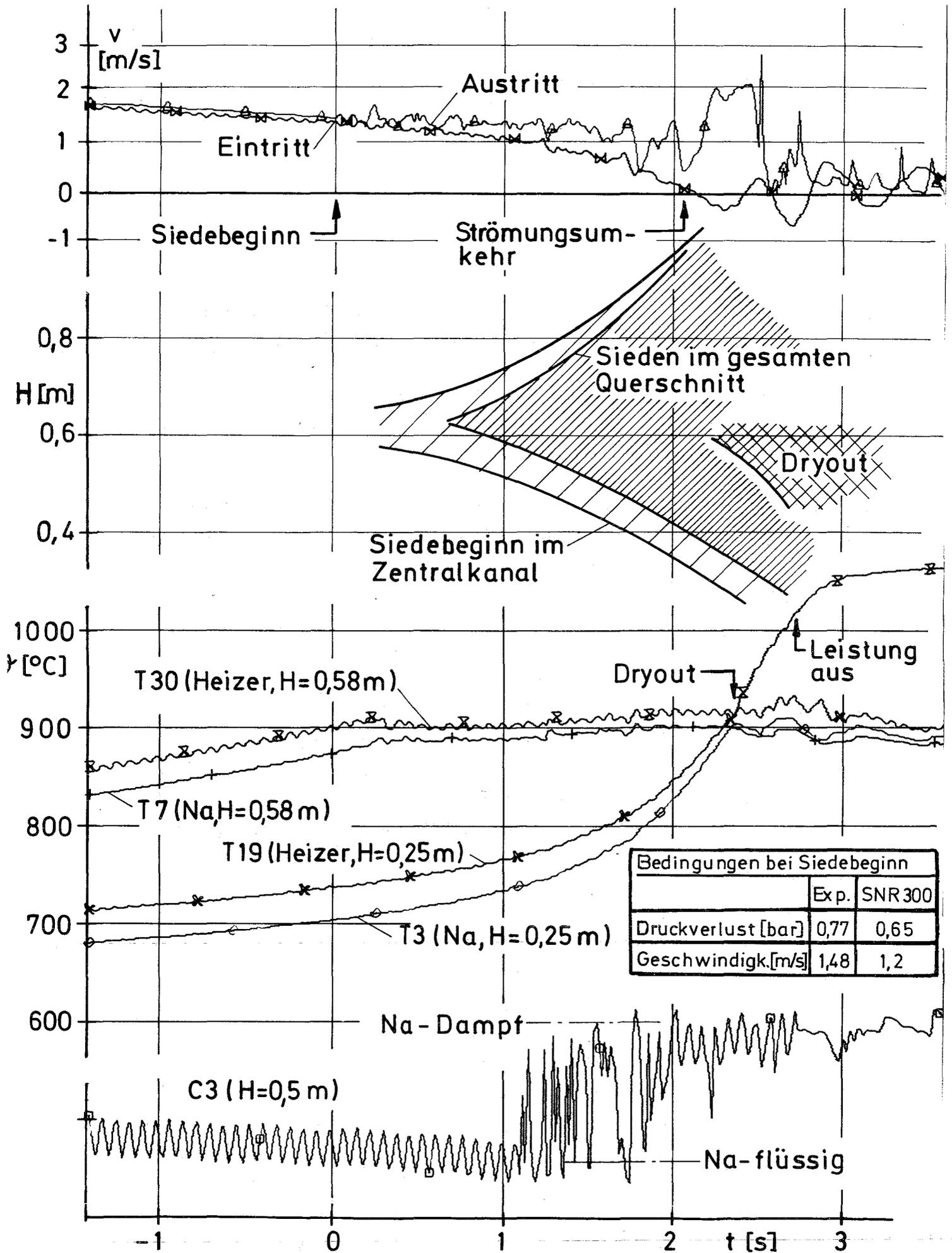


Abb.11 : Sieden im Siebenstabbündel (Versuch 7-2/25)

1233.3 Lokales Sieden in einem  $60^{\circ}$ -Bündelausschnitt im RCN, Petten \*

(B.Dorr, K.Schleisiek, IRE)

Bei diesem von GfK und RCN gemeinsam bearbeiteten Vorhaben werden Natrium-Siede-Experimente in einem voll beheizten, maßstabgerechten Ausschnitt aus einem SNR 300-Brennelement mit lokalen Blockaden durchgeführt.

Die Arbeiten im IRE betrafen die Vergabe und Betreuung der Fertigung der Teststreckenteile und die Durchführung von Versuchen am  $60^{\circ}$ -Bündel im Wasserkreislauf.

Die Fertigung der Teststreckenteile steht unmittelbar vor dem Abschluß, einige Teile konnten bereits in den vorhandenen Natriumkreislauf in Petten eingebaut werden. Das Assemblieren des instrumentierten Heizstabbündels hat begonnen.

Versuche am  $60^{\circ}$ -Bündel mit 68%-Blockade im Wasserkreislauf des IRE dienten zur Ermittlung der Temperaturverteilung hinter der Blockade. Hieraus können die für die Natrium-Experimente erforderlichen Parameter abgeschätzt werden. Die Ergebnisse der Wasserversuche zeigten, daß die maximale Temperaturerhöhung hinter der 68 %-Blockade um 5 % niedriger liegt als die hinter einer 43,8 %-Blockade. Dieser Trend wurde durch Wasserversuche am Vollstabbündel bestätigt. Ein Einfluß der Wandungen als Folge des  $60^{\circ}$ -Ausschnitts auf das Temperaturprofil wurde nicht festgestellt.

Für die festigkeitsmäßige Erprobung der Teststrecke wurden an einem außenberippten Dreikantrohr-Prüfling Thermoschock-Tests bei der Deutschen Forschungs- und Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt in Porz-Wahn durchgeführt. Die zyklischen lokalen Temperaturwechsel zwischen  $600$  und  $950^{\circ}\text{C}$  führten nach 40 Zyklen zu Rißbildungen der Schweißnaht zwischen Dreikantrohr und Flansch im thermisch belasteten Bereich. Die maximale Verformung des Dreikant-Querschnittes betrug  $0,3$  mm. Da die Schweißnähte an der eigentlichen Teststrecke besser ausgeführt werden, erwartet man, daß das Dreikantrohr die erforderliche Zahl von Temperaturzyklen ohne Versagen aushalten wird. An einem 2. Prüfling mit verstärkt ausgeführter Schweißnaht werden die Thermoschock-Tests fortgesetzt.

---

\* BzFE Nr. 532.1. Letzter Bericht in KFK 1273/74, S. 123-17

1233.4 Untersuchungen zum Sieden in großen Bündeln \*  
(F. Huber, H. Brüggemann, I. Kornelson, IRE)

Zweck dieses Vorhabens ist die Durchführung bestätigender Experimente in großen Bündeln zum Problemkreis des lokalen und integralen Siedens. Wichtigstes Ziel ist zunächst der Nachweis, daß lokales Sieden detektierbar ist.

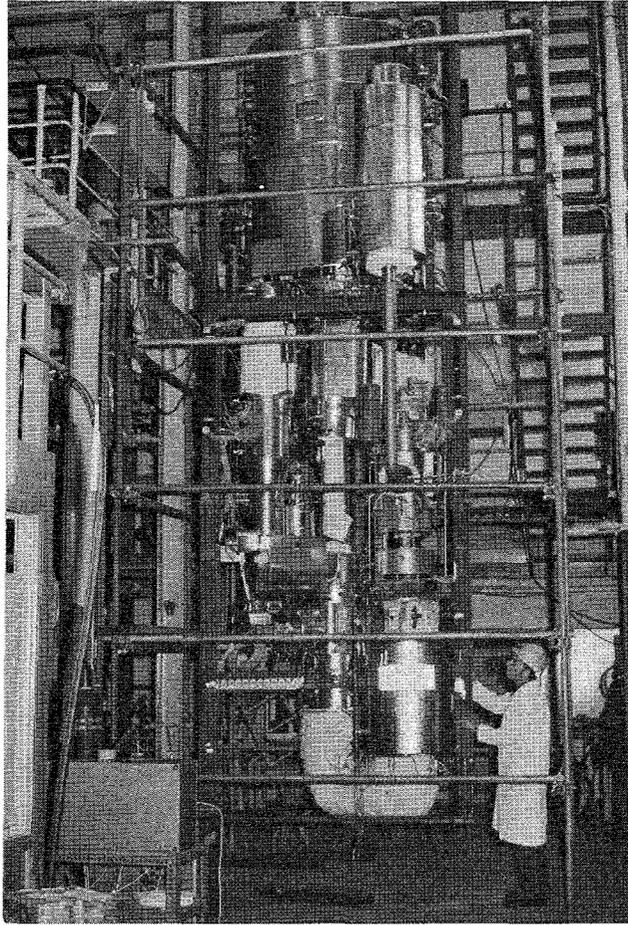
Die Arbeiten konzentrieren sich überwiegend auf die Errichtung des für die Experimente erforderlichen Natrium-Siedekreislaufs (KNS). Der Apparatebau ist im wesentlichen abgeschlossen. Die Stromversorgung und Instrumentierung ist zu etwa 80 % fertiggestellt. Abb. 12 zeigt den Kreislauf unmittelbar vor dem Einbau in den Schutzbehälter. Zur Überwachung der Hochleistungsheiz- der Teststrecke wurde die bereits beim Siebenstabbündel (s.1233.2) eingesetzte Schnellabschaltung installiert. Mit der Erprobung dieser Einrichtung im Zusammenwirken mit der Energieversorgung wurde begonnen. Damit diese Erprobung unter möglichst echten Betriebsbedingungen vorgenommen werden kann, wurde zur Simulation der Teststrecke ein Wasserbehälter mit 91 Widerständen aufgebaut. Hiermit ist es möglich, kurzzeitig die volle Leistung von 1,2 MW zu fahren.

Das Heizerbündel für die Inbetriebnahme des Kreislaufes mit Natrium ist fertiggestellt. Es handelt sich hierbei um ein Bündel aus 91 normalen Rohrheizkörpern von 8,5 mm Durchmesser ( $20 \text{ W/cm}^2$ ).

Die erste zum Einsatz kommende Teststrecke, bestehend aus 169 Stäben, davon 91 beheizt, und einer Blockade von etwa 55 %, befindet sich in der Fertigung. Die hierzu erforderlichen Hochleistungsheiz- (170  $\text{W/cm}^2$ ) wurden in IRB entwickelt und in der Hauptwerkstatt hergestellt.

---

\* BzFE Nr. 532.3a. Letzter Bericht in KFK 1273/4, S. 123-15



KNS

Abb. 12 : Natrium-Siedekreislauf bei der Montage

1235 Sprengversuche an Reaktorkern-Modellen \*

(H. Will, IRE)

Zur Untersuchung der Auswirkungen einer Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR) in einem Brennelement auf die Abschaltbarkeit eines Reaktors werden Sprengversuche an Reaktoren-Modellen des SNR 300 in teilweiser Zusammenarbeit mit der UKAEA in Foulness durchgeführt. Die BNR wird dabei durch ein chemisches Treibmittel simuliert. Die Charge wird in einem dickwandigen, mit radialen Bohrungen versehenen Rohr, dem sog. Gasgenerator, zur Zündung gebracht, der anstelle des Brennstabündels in dem zentralen Brennelementmodell sitzt. Durch geeignete Dimensionierung der Charge und der Bohrungen kann der zeitliche Druckverlauf außerhalb des Gasgenerators variiert werden. Die Reproduzierbarkeit des Druck-Zeit-Verlaufes wird in Vorversuchen erprobt, bei denen der Gasgenerator in einem radial starren, ebenso wie das Kernmodell mit Wasser gefüllten Rohr angeordnet ist. Für diese Geometrie wird der gewünschte Druck-Zeit-Verlauf durch Angabe der Anstiegszeit (1 - 3 msec), des Spitzendrucks (bis zu einigen 100 bar) und der Dauer des halben Spitzendrucks (> 10 msec) spezifiziert. Diese Gasgenerator-Technik wurde in England entwickelt.

In einer Reihe von Sprengversuchen mit zunehmender Chargengröße wird derjenige Druck-Zeit-Verlauf ermittelt, bei dem gerade noch zulässige Verformungen am Kernmodell auftreten.

Bisher sind 5 Sprengversuche an Kernmodellen des SNR 300 durchgeführt worden. Tab. 4 gibt die wichtigsten kennzeichnenden Versuchsdaten.

Das 4. und 5. Experiment sind nunmehr ausgewertet. Als Beispiel zeigt Abb. 13 das nach dem 4. Sprengversuch gefundene Verformungsmuster, das in der Mittelebene des Kernmodells aufgenommen wurde. Außer den gezeigten Deformationen in der dem "Unfall"-Element benachbarten Reihe wurden keine Beschädigungen festgestellt. In Abb. 13 sind außerdem die örtliche Druckverteilung und der Druckverlauf, gemessen im "Unfall"-Element, aufgetragen.

\* 

---

BzFE Nr. 537.0, Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 123-17

Vorläufige Ergebnisse nach Abschluß der ersten Versuchsreihe (Exp. 1 bis 5):

- Ein Druck von 100 atü im Unfall-Element scheint bei den vorliegenden Versuchsparametern ein Schwellwert zu sein, der trotz Steigerung der Treibmittelcharge nicht wesentlich überschritten werden kann, solange die Deformationen auf die erste Reihe beschränkt bleiben. Erst unter Verwendung von unrealistisch großen Sprengstoffmengen, die zu Schäden in der 2. Reihe führen, ist mit einem höheren Spitzendruck zu rechnen.
- Das Verhalten des Kernmodells scheint vornehmlich auf seine hydraulischen Eigenschaften zurückzuführen zu sein. Indizien hierfür sind:
  - a ) Trotz starker Änderung der Materialeigenschaften der Brennelementkästen im 5. Versuch wurden etwa die gleichen Deformationen und gleichen Druckverläufe erreicht.
  - b ) Die Druckverteilung über den Radius des den Kernverband umhüllenden Stützzylinders folgt recht gut einer  $1/r$ -Funktion, wie sie für einen zylindrischen flüssigkeitsgefüllten Behälter ohne Einbauten erwartet werden kann.
  - c ) Die Treibmittelchargen haben in overstrong wrapper-Geometrie erhebliche höhere Druckverläufe erreicht, als nach gegenwärtigem Kenntnisstand bei einer BNR erwartet werden kann. Dennoch sind im Kernmodell (simuliertes nicht bzw. mäßig bestrahltes Strukturmaterial) keine untolerierbaren Schäden aufgetreten.

Die Versuche werden fortgeführt mit einer Sprengladung, die einen wesentlich höheren Druckpuls erzeugt, als man bei einer BNR zu erwarten hat. Dieser Druck-Zeit-Verlauf dient der Bestimmung der oberen Grenze der tolerierbaren Schäden und der Überprüfung der theoretischen Vorhersagen.

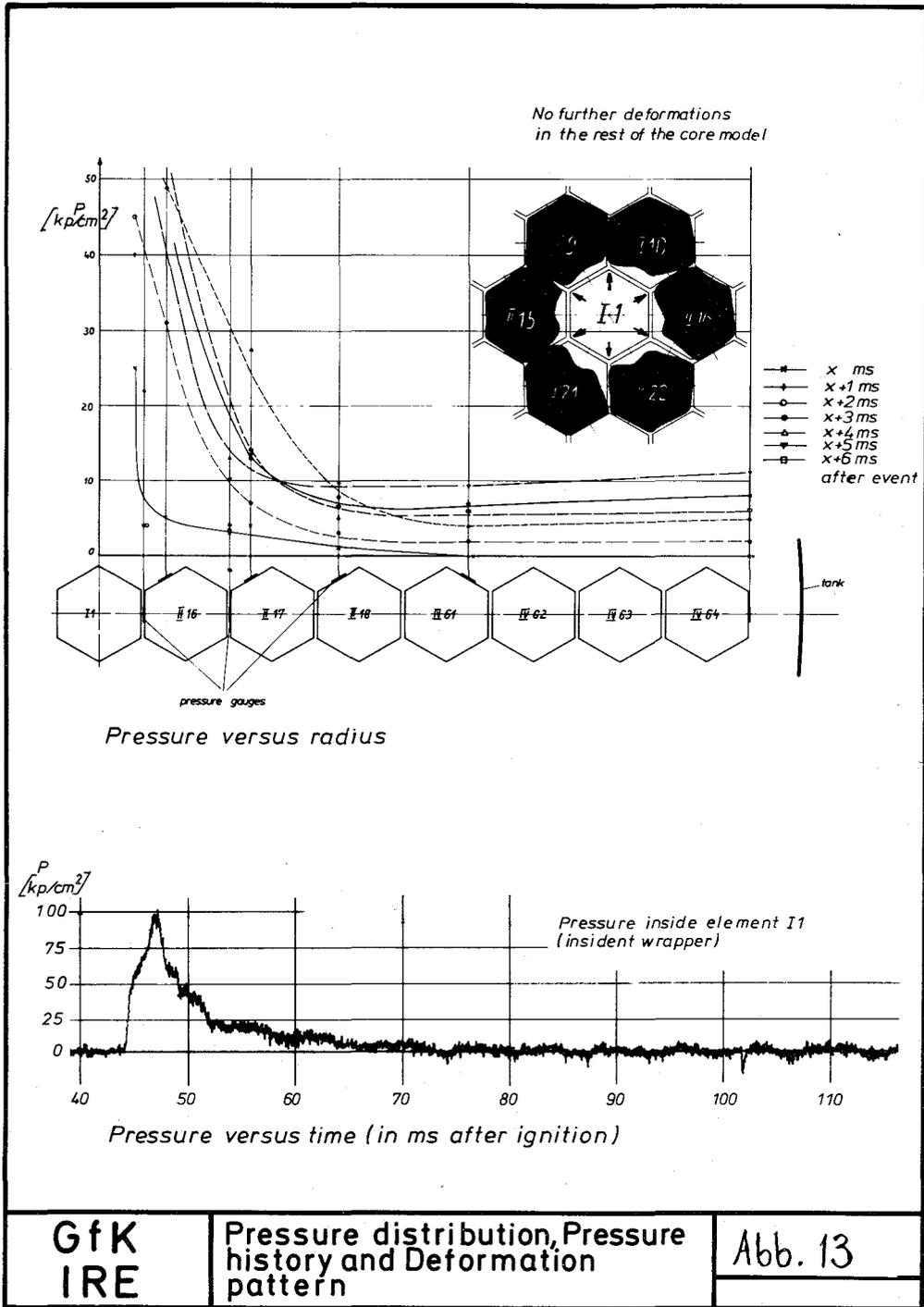
#### Veröffentlichungen

- (1) Beutel H., Liebe R., Will H., Zehlein H.: Mechanische Auswirkungen einer Brennstoff-Natrium-Reaktion auf die Core-Struktur eines Schnellen Brutreaktors. Reaktortagung 1975, Nürnberg, Sektion D 156
- (2) Liebe R., Will H., Zehlein H.: Mechanical Response of LMFBR Cores under Transient Pressure Loading. Eur. Nucl. Conf., April 21 - 25, 1975, Paris.

Table 4 : Test Data

Test No.	simulated material	Charge	Overstrong wrapper test			Core model test			
			pressure inside gas generator [bar]	peak pressure $\hat{p}_o$ [bar]	duration of $>0.5 \hat{p}_o$ [ms]	rise time [ms]	peak pressure $\hat{p}_M$ [bar]	duration of $>0.5 \hat{p}_M$ [ms]	rise time [ms]
1	1.4981	170g Cordite 0.42 $\emptyset$	250 *	125 **	15 **	4 **	35	3	3
	( $10^{22}$ nvt)	120g gun powder G 12							
2	1.4981	225g Cordite 0.42 $\emptyset$	520 *	250 **	22 **	3,5 **	95	10	8
	( $10^{22}$ nvt)	170g Cordite 2.39 $\emptyset$ tubular 120g gunpowder G 12							
3	1.4981	455g Cordite 0.42 $\emptyset$	830 *	380 **	13 **	3 **	104	5,5	4,5
	( $10^{22}$ nvt)	120g gunpowder G 12							
4	1.4981	660g Cordite 0.42 $\emptyset$	1510 *	720 **	13 **	3 **	102	4	2,5
	( $10^{22}$ nvt)	120g gunpowder G 12							
5	1.4981	455g Cordite 0.42 $\emptyset$	830 *	380 **	13 **	3 **	104	4,5	4,5
	(non irradiated)	120g gunpowder G 12							

\* average value of 4 tests at least  
 \*\* " " of 2 " " "



1236 Untersuchungen zur Brennstoff-Natrium-Reaktion1236.1 Theoretische Modelle zur "Brennstoff-Natrium-Reaktion" (BNR) \*  
(L. Caldarola, G. Koutsouvelis, IASR)

Die theoretischen Modelle zur Beschreibung einer BNR wurden in folgenden Richtungen weiterentwickelt:

- Ein theoretisches Modell mit variablen Massen für die thermische Wechselwirkung zwischen geschmolzenem Brennstoff und Natrium in einem Schnellen Kernreaktor. Hierbei wird die Temperaturgeschichte von jedem Brennstoffpartikel der Rechnung zugrundegelegt unter Benutzung mancher Effektivwerte (mittl. Brennstofftemperatur, mittlere Oberflächentemperatur der Partikel, mittlere effektive Relativfilmdicke).
- Ein theoretisches Modell zur thermischen Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung im SNR mit variablen Massen und mehrere Gruppen von Brennstoffpartikeln. Das Hauptcharakteristikum dieses Modelles ist die Berücksichtigung der Inhomogenität bei der Vermischung der aktiven Brennstoffpartikel untereinander. Diese Inhomogenität wird durch eine Unterteilung der Partikel in mehrere Gruppen erfaßt.

Beide Modelle gehen von einer Reaktion aus, die in zwei aufeinander folgenden Phasen A und B abläuft.

Phase A

Eine vorgegebene Anzahl von Brennstoffteilchen (Funktion der Zeit) tritt in engen Kontakt mit einer vorgegebenen Masse von flüssigem Natrium (Funktion der Zeit). Der Wärmeübergangsprozeß ist gekennzeichnet durch einen sehr guten, direkten Wärmekontakt zwischen Brennstoff und flüssigem Kühlmittel sowie durch eine große Berührungsfläche infolge der geringen Teilchengröße. Der Wärmeübergangskoeffizient nimmt durch Ausbildung eines Temperaturprofils im Inneren der

---

\* BzFE Nr. 534.2. Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 123-21

Brennstoffteilchen mit der Zeit ab. Das erhitzte Natriumvolumen wird vom umgebenden, nicht erhitzten Kühlmittel und von den anderen im Reaktorkern befindlichen Stoffen zusammengedrückt. Der mechanische Zwang wird durch eine Natriumsäule endlicher Länge dargestellt, die sich in einem Kanal über dem Reaktionsvolumen befindet. Durch die plötzliche Ausdehnung des erhitzten Volumens entstehen zunächst Schallwellen, die sich entlang der Natriumsäule fortpflanzen. Später verhält sich die Natriumsäule wie ein Kolben, der unter Überwindung der Trägheit nach oben gedrückt wird. Der Druck steigt, erreicht einen Höchstwert und fällt dann ab, sobald die Ausdehnung des flüssigen Natriums einen größeren Umfang erreicht hat. Erreicht der Druck den Sättigungspunkt, setzt Natriumsieden ein.

### Phase B

Der Wärmeübergangsprozeß ist nun gekennzeichnet durch eine sehr große Berührungsfläche und durch einen Wärmekontakt zwischen Brennstoff und Kühlmittel, der mit der Zeit immer schlechter wird, da sich an der Außenfläche der Brennstofffragmente eine Natriumdampfschicht bildet. Das Natrium siedet in großen Mengen und verursacht damit erhebliche Volumenveränderungen. Der Natriumkolben wird weiter beschleunigt, und seine Bewegung führt dazu, daß der Druck im Reaktionsvolumen abnimmt.

Die zeitliche Entwicklung der Temperatur der Brennstoffteilchen wird mit Hilfe eigens dafür gemittelter Temperaturwerte berücksichtigt. Der Wärmeübergangskoeffizient während der Phase B wird aufgrund experimenteller Ergebnisse berechnet. Auch das Vorhandensein von Spaltgasen kann berücksichtigt werden. Eine Größenverteilung der Brennstoffteilchen wurde ebenso in die Modelle aufgenommen, wie die Wirkung der Reibung aufgrund der Kanalwände und der Druckverluste am Kanalausgang. Ferner untersucht die Auswirkung der Natriumsäulenlänge sowie die der Inhomogenität bei der Vermischung der aktiven Brennstoffteilchen untereinander (Diese Inhomogenität wird durch Unterteilung der Brennstoffteilchen in mehrere Gruppen berücksichtigt).

Die insgesamt hervorgebrachte Arbeit nimmt stark ab, wenn

- die Zeitkonstante des die Teilchen als Schicht umgebenden Dampffilms zunimmt und
- die Geschwindigkeit, mit der der Brennstoff in Teilchen zerfällt und sich mit dem flüssigen Natrium vermischt, abnimmt.

#### Veröffentlichungen

- (1) L. Caldarola, G. Koutsouvelis

"The Karlsruhe variable mass model for the description of the fuel-coolant interaction".

O.E.C.D. Second Specialist Meeting on "Sodium fuel interaction in fast reactors", Ispra, November 1973

- (2) L. Caldarola

"A theoretical model with variable masses for the molten fuel-sodium thermal interaction in a nuclear fast reactor".

KFK 2078, October 1974

1236.3 Niederschmelzversuche an Brennstäben mit Natrium-Kühlung  
durch direkte elektrische Beheizung \*

(H. Deckers, H. Drexler, H. Lehning, D. Piel, H. Raiser, IMF)

Zur Untersuchung der Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung (BNR) nach einer Leistungsexkursion wurde eine Natrium-Versuchsanlage erstellt, die es ermöglicht, bis zu 7 Brennstäbe in Bündelgeometrie unter strömendem Natrium abzuschmelzen.

Im Berichtszeitraum wurde die Natrium-Anlage erstmals in Betrieb genommen. Gleichzeitig wurde die Reihe der Test-Abschmelzversuche in einer Natriumkapsel zur Ermittlung der optimalen Versuchstechnik / 1 / zu Ende geführt, und schließlich erfolgte ein erster bestätigender Test im Loop unter strömendem Natrium.

Im Rahmen dieser Arbeiten konnten die Meßsysteme zur Erfassung der Druck- und Durchflußverläufe im Kreislauf während der Leistungstransiente eingehend erprobt werden. Es wurde eine Meßmethode entwickelt, die es erlaubt, den Zeitpunkt und Ort der Berührung zwischen dem Brennstoff und der Hülle zu ermitteln. Damit konnte nachgewiesen werden, daß die Vorgänge bei der BNR nicht durch etwa auftretende örtliche Kurzschlußströme überlagert und verfälscht werden. Die Vorauswertung der Meßwerte des ersten Abschmelzversuches im Natriumkreislauf zeigte, daß Druckspitzen in der Teststrecke aufgetreten sind, die deutliche Durchflußänderungen in der Ein- und Austrittsleitung der Teststrecke zur Folge hatten. Dieser Versuch gehört zu einer ersten Serie von 10 Parametertests an Einzelstäben bzw. Stabbündeln, die 1975 durchgeführt werden sollen. Ziel dieser Versuchsserie wird es hauptsächlich sein, den Einfluß der Natriumgeschwindigkeit, der Natriumtemperatur, des Druckes im Kühlmittel und Brennstab sowie der Kühlkanalgeometrie auf den Ablauf und die Auswirkungen der Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung experimentell zu untersuchen.

---

/ 1 / KFK Ber. 1274/3, S. 123-25

\* BzFE-Nr. 535.4

1239 Untersuchung zur Kühlung von Kernschmelzen \*

(W. Hame, IRB)

Im Rahmen des Problemkreises "Kühlung von Kernschmelzen" wird freie Konvektion in Medien mit inneren Wärmequellen bei Phasenwechsel fest-flüssig untersucht.

Ausgehend von einer stationären Lösung für eine Fest-Flüssig-Fest-Schichtung eines homogenen Mediums mit inneren Wärmequellen wird das Einsetzen der Konvektion und die instationäre Wechselwirkung zwischen Konvektion und Phasenwechsel zunächst im ebenen, später im dreidimensionalen Fall untersucht. Für die stationäre Lösung mit reiner Wärmeleitung werden die Schichtdicken so gewählt, daß in der Flüssigkeitsschicht gerade Konvektion einsetzt. Für die Bestimmung der kritischen Rayleigh-Zahl, die diese Verhältnisse definiert, kann im linearisierten Fall auf bereits existierende Arbeiten zurückgegriffen werden. Ein numerisches Auswerteprogramm hierfür wird gegenwärtig bearbeitet. Die einsetzende Konvektion kann zu einer Störung der thermischen Kopplungsbedingung an der Phasengrenze (Stefan-Bedingung) führen und damit zum Abschmelzen oder Erstarren. In einem ersten Schritt wird die Stabilität der Phasengrenze bzgl. der Konvektionsströmung mit infinitesimal kleinen Geschwindigkeitsamplituden untersucht, in einem zweiten Schritt der Einfluß nichtlinearer Effekte und endlicher Amplituden. Parallel hierzu wird ein Programm zur Berechnung des gesamten instationären Ablaufes, ausgehend von einer beliebigen Anfangstemperaturverteilung, entwickelt. Für unterkritische Verhältnisse, d.h. ohne Konvektionsströmung, haben hiermit bereits erste Testläufe mit zufriedenstellendem Ergebnis am Beispiel Wasser-Eis stattgefunden.

---

\* BzFE-Nr. 549.5. Letzter Bericht in KFK 1274/2, S. 123-25

1. The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions and activities. It emphasizes that this is crucial for ensuring transparency and accountability in the organization's operations. The records should be kept up-to-date and accessible to all relevant stakeholders.

2. The second part of the document outlines the various methods and tools used for data collection and analysis. It highlights the need for a systematic approach to gathering information and the importance of using reliable sources. The document also discusses the challenges associated with data collection and the strategies used to overcome them.

3. The third part of the document focuses on the analysis and interpretation of the collected data. It describes the various statistical and analytical techniques used to identify trends, patterns, and correlations. The document also discusses the importance of contextualizing the data and the need for a clear understanding of the underlying factors.

4. The fourth part of the document discusses the implications of the findings and the recommendations for future action. It highlights the need for a proactive approach to addressing the identified issues and the importance of regular monitoring and evaluation. The document also discusses the role of leadership and the need for a strong organizational culture.

5. The fifth part of the document provides a summary of the key findings and conclusions. It emphasizes the need for a holistic approach to data analysis and the importance of collaboration and communication. The document also discusses the need for a strong foundation of data and the importance of maintaining high standards of accuracy and reliability.

124            INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG

1241           Nachweis von Durchflußstörungen am Brennelement

1241.3        Messung der Temperatur- und Durchsatzfluktuation in der KNK \*  
                  (L. Krebs, G. Weinkötz, IRB)

Die Auswertung der im Rahmen des KNK I-Versuchsprogramms durchgeführten Messungen ist nahezu abgeschlossen (1). Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

- Stahl-Natrium-Thermoelemente haben sich bei der Messung von Temperaturfluktuationen in der KNK über den vorgesehenen Versuchszeitraum von 6 Wochen gut bewährt.
- Der mit diesem Elementen erfaßbare große Frequenzbereich (bis etwa 250 Hz) nimmt mit zunehmendem Thermoelementdurchmesser ab.
- Bei höheren Reaktorleistungen steigt die spektrale Leistungsdichte sowie die Streuung im untersuchten Frequenzbereich (bis etwa 75 Hz) nicht mehr proportional zur Reaktorleistung an.
- Eine Durchflußänderung um  $\pm \Delta Q$  von etwa 5% im Brennelement läßt sich sowohl am Leistungsdichtespektrum als auch bei der Streuung der Temperatursignale feststellen, nicht aber bei den entsprechenden Kennzeichen des permanentmagnetischen Geschwindigkeitsmessers.
- Die eingesetzten permanentmagnetischen Geschwindigkeitsmesser haben bei Temperatur bis 520° C reprozierbare, der mittleren Kühlmittelgeschwindigkeit proportionale Signale geliefert.
- Da das Fluktuationssignal des permanentmagnetischen Geschwindigkeitsmessers sich aus Temperatur- und Geschwindigkeitsanteilen zusammensetzt, war über den Temperaturanteil eine Korrelation mit dem Signal

---

\* BzFE Nr. 634.3. Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 124-1

eines Thermoelementes vorhanden. Wie weit auch eine Korrelation Temperatur-Geschwindigkeit besteht, konnte bisher noch nicht geklärt werden.

- Eine Verbesserung der Übertragungseigenschaften von Thermoelementen mit großen Ansprechzeiten durch eine elektronische Frequenzanhebung ist entwicklungsfähig, wird jedoch den Frequenzbereich von Stahl-Natrium-Thermoelementen nicht erreichen.

Als Beispiel für die Qualität der Meßsignale der eingesetzten Dreileiterthermoelemente sind in Abb. 1 die Temperatursignale eines NiCr-Ni-Elementes und eines Stahl-Natrium-Elementes einander gegenüber gestellt:

Das Oszillogramm im rechten oberen Bildteil zeigt den zeitlichen Verlauf der beiden Signale. Deutlich läßt sich erkennen, daß mit dem Stahl-Natrium-Thermoelement - obere Oszillogrammkurve - höhere Frequenzanteile erfaßt werden als mit dem NiCr-Ni-Element, wie dies die untere Oszillogrammkurve zeigt. Weiterhin ist festzustellen, daß eine zeitliche Verschiebung der beiden Temperatursignale vorhanden ist. Diese Verschiebung wird auch durch den Verlauf der abgebildeten Kreuzkorrelationsfunktion bestätigt, deren Maximum bei etwa 15 msec liegt. Die Untersuchungen an der KNK I haben gezeigt, daß die Messung von Temperaturfluktuationen wesentliche Informationen über den Zustand bzw. die momentane Fahrweise des Reaktors liefert, und die eingesetzten Stahl-Natrium-Thermoelemente hierfür geeignete Meßfühler sind.

#### Veröffentlichungen

- (1) L. Krebs, G. Weinkötz

Messungen der Temperaturfluktuationen am Brennelementaustritt  
der KNK I

Reaktortagung des Deutschen Atomforums/KTG

Nürnberg, 8.-11. April 1975

Beitrag Nr. 407

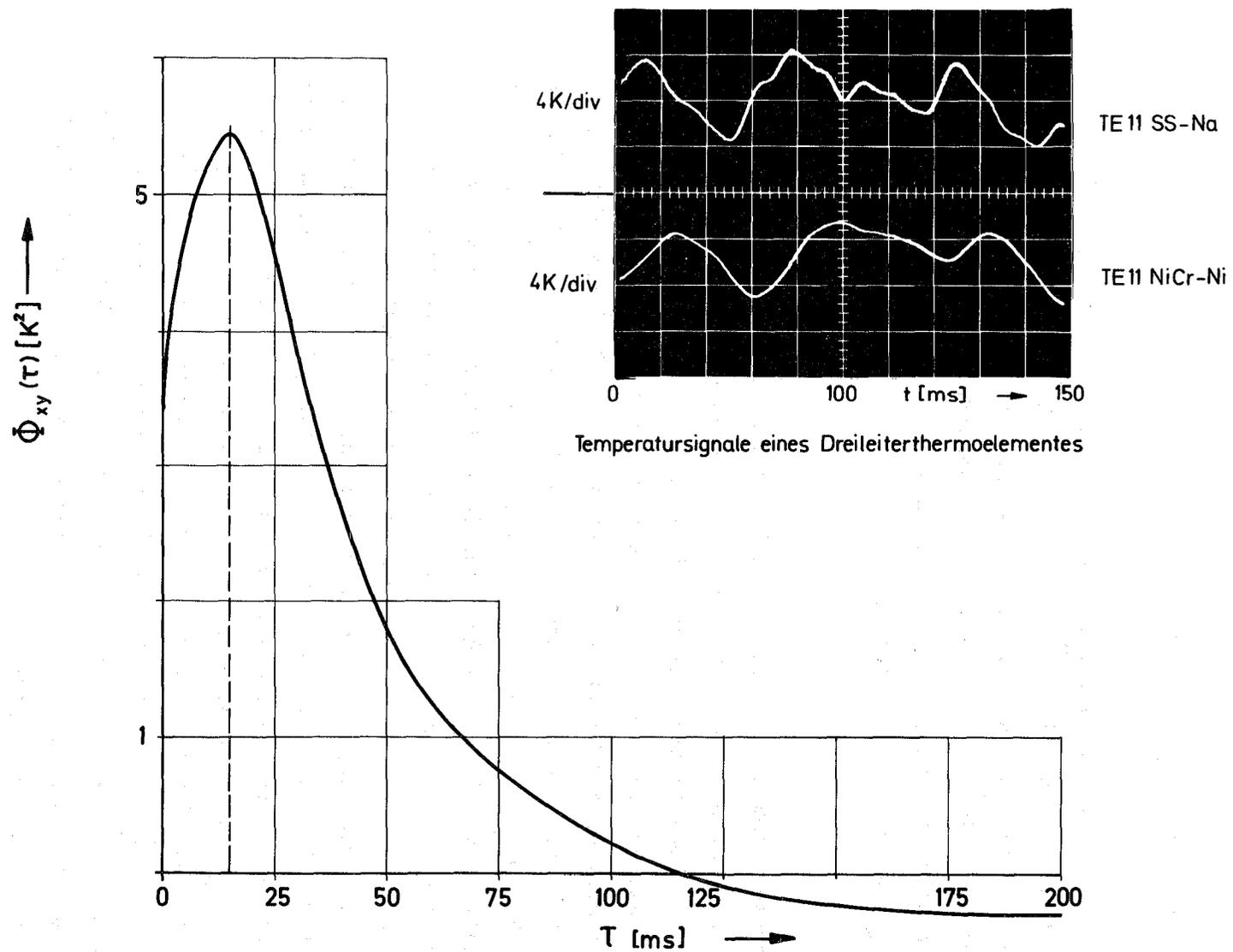


Abb. 1 Kreuzkorrelationsfunktion  $\Phi_{xy}(\tau)$  der Temperatursignale des NiCr-Ni-Thermoelementes mit dem Stahl-Natriumthermoelement

1242 Hüllenüberwachung an Brennelementen \*  
(S. Jacobi, G. Schmitz, IRE)

Experimente an der KNK I

Mit Beginn des Leistungsbetriebes der KNK wurde der in der Primärreinigungszelle installierte Monitor für verzögerte Neutronen in Betrieb genommen. Bei acht Prozent Reaktorleistung wurde eine Impulsrate von  $1,7 \cdot 10^4$  I/min gemessen; dies entspricht, auf 100 % Reaktorleistung umgerechnet, einer Aktivitätskonzentration von  $1,7 \cdot 10^2$  n/sec  $g_{Na}$  in der Probenschleife.

Die gemessene Impulsrate wurde jedoch nicht durch einen Brennelementschaden oder Urankontamination der Brennelemente bzw. des Natriums verursacht, sondern durch einen unerwartet hohen Fluß schneller und mittelschneller Neutronen aus dem Reaktorkern im Aufstellungsraum des Monitors. Daraufhin wurde der Monitor an den drei corezuwandten Seiten mit einer Neutronenabschirmung aus Graphit (Dichte  $1,6 \text{ g/cm}^3$ ; Wandstärke 10 cm) sowie Borblech versehen, um so den Störanteil der Impulsrate zu verringern. Wegen räumlicher Gegebenheiten war es nicht möglich, den Monitor ganz mit dieser Abschirmung zu umgeben bzw. die Graphitwand stärker auszulegen. Die Abschirmung erbrachte eine Absenkung der Impulsrate, die durch Coreneutronen verursacht wurde, um den Faktor 0,5. Diese Impulsraten entsprachen, auf 100 % der Reaktornennleistung umgerechnet, einer Neutronenaktivitätskonzentration von 88 n/sec  $g_{Na}$  bzw. (mit einem Zerklüftungsfaktor von  $k = 10$ ) einer freien Brennstoffoberfläche von  $40 \text{ cm}^2$ . Bei einem Verhältnis Signal : Rauschen = 1 : 10 war damit die Möglichkeit gegeben, ein Leck der Größe von  $4 \text{ cm}^2$  mit Sicherheit zu erkennen und im Schadensverlauf zu beobachten. Es wurde jedoch während der gesamten Betriebszeit der KNK I kein Leck dieser Größe gemessen.

Gegen Ende des Betriebes der KNK I wurde ein Gammaskopiermeß-

---

\* BzFE Nr. 642.4, Letzter Bericht in KFK 1274/2, S. 124-5

platz mit einem Ge(Li)-Detektor an der Schutzgasleitung in Betrieb genommen. Ein mit diesem System gemessenes Spektrum der Aktivitätskonzentrationen der Spalteredelgase in dieser Leitung gibt Tab. 1 wieder. Die Absolutangaben der Aktivitätskonzentrationen sind bezogen auf die Angaben für  $\text{Xe}^{135}$  in / 2 /.

Tab. 1

Nuklid	Halbwertszeit	Kum.Spaltausb. [ % ]	Aktivitätsk. [ nCi/cm <sup>3</sup> ]	Rel.Fehler [ % ]
Xe 138	14,1 m	5,4	8,4	15
Xe 135 <sup>m</sup>	16,5 m	1,8	2,0	25
Kr 87	1,27 h	2,5	24,0	10
Kr 88	2,8 h	3,5	24,9	10
Kr 85 <sup>m</sup>	4,4 h	1,3	12,7	15
Xe 135	9,15	6,3	96,9	5

Aktivitätskonzentration der Spalteredelgase in der Abgasleitung der KNK I am 28.8.1974.

/ 2 / H. Stamm

Kontamination von Reaktorkühlkreisläufen,  
KFK 1274/3, S. 125-8 ff.

Beiträge zum Teilprojekt

125 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT; AKTIVITÄTSFREISETZUNG

erscheinen voraussichtlich wieder im nächsten Vierteljahresbericht

1. The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions and activities. It emphasizes that proper record-keeping is essential for transparency and accountability, particularly in the context of public administration and financial management.

2. The second part of the document outlines the various methods and tools used for data collection and analysis. It highlights the need for standardized procedures to ensure the reliability and validity of the information gathered.

3. The third part of the document focuses on the role of technology in modern data management. It discusses how digital tools and software can streamline processes, reduce errors, and provide real-time insights into organizational performance.

4. The fourth part of the document addresses the challenges associated with data security and privacy. It stresses the importance of implementing robust security measures to protect sensitive information from unauthorized access and breaches.

5. The fifth part of the document explores the ethical implications of data collection and analysis. It discusses the need for transparency in data handling practices and the importance of obtaining informed consent from individuals whose data is being collected.

6. The sixth part of the document provides a detailed overview of the data analysis process. It covers various statistical and analytical techniques used to interpret complex data sets and extract meaningful insights.

7. The seventh part of the document discusses the importance of data visualization in communicating findings. It highlights how charts, graphs, and dashboards can make complex data more accessible and understandable for stakeholders.

8. The eighth part of the document concludes by emphasizing the ongoing nature of data management. It notes that as technology and organizational needs evolve, data management practices must also adapt and improve.

9. The ninth part of the document provides a summary of the key points discussed throughout the document. It reiterates the importance of a systematic and ethical approach to data management for achieving organizational success.

10. The tenth part of the document offers recommendations for further research and implementation. It suggests areas where additional studies could be conducted to refine data management practices and explore new technological solutions.

11. The eleventh part of the document discusses the role of data in decision-making. It explains how data-driven insights can help leaders make more informed and strategic choices that drive organizational growth and innovation.

12. The twelfth part of the document addresses the importance of data literacy. It argues that all employees should have a basic understanding of data to effectively utilize the information available within the organization.

13. The thirteenth part of the document discusses the impact of data on customer experience. It highlights how analyzing customer data can help organizations tailor their services and products to better meet the needs and preferences of their target audience.

14. The fourteenth part of the document concludes with a final thought on the future of data management. It expresses optimism about the potential of emerging technologies like artificial intelligence and machine learning to revolutionize the way we collect, analyze, and use data.

15. The fifteenth part of the document provides a final summary and a call to action. It encourages organizations to embrace a data-driven culture and invest in the necessary resources and training to maximize the value of their data.

126 NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE1262 Untersuchung von Reaktorbauteilen1262.3 Versuche zur Werkstoffpaarung unter Natrium1262.31 Verschweißversuche \*

(K. Mattes, F. Huber, IRE)

Für die SNR 300 - Distanzpflasterwerkstoffe Inconel 718 und Stellite 6 sollte nachgewiesen werden, daß sie unter Natrium bei 600 °C nicht zum Selbstverschweißen neigen. Bei den im IRE durchgeführten Kurzzeitversuchen ( $\leq 168$  h) konnte kein Selbstverschweißen festgestellt werden. Neuere Ergebnisse jedoch bei Westinghouse, Madison, USA / 1 / und am Tribology Centre, Risley, Großbrit. / 2 / zeigten Selbstverschweißen dieser Werkstoffe bei langen Einsatzzeiten ( $> 1000$  h). Aus diesem Anlaß wurde mit den genannten Werkstoffen ein Langzeitversuch über 1008 h bei 600 °C durchgeführt. Darüber hinaus wurden Vergleichsproben aus den Werkstoffen 1.4981 und 1.6770 eingesetzt.

Dieser Langzeitversuch lieferte die in Tab. 1 zusammenfassend aufgeführten Ergebnisse:

Werkstoffpaarung	n	n <sub>v</sub>
Inconel 718/Inconel 718	12	6
Stellite 6/Stellite 6	12	1
1.4981/1.4981	3	3
1.6770/1.6770	3	3

n = Anzahl der eingesetzten Paarungen

n<sub>v</sub> = Anzahl der Paarungen, bei denen Selbstverschweißen festgestellt wurde.

\* BzFE Nr. 212.4. Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 126-4

/ 1 / J.Y. Chang, P.N. Flagella, S.L. Schrock:  
Self-welding Evaluation  
WAR - NA - 3045 - 7

/ 2 / C.G. Campbell:  
UKAEA, Risley  
Persönliche Mitteilung

1262.32 Verschleißuntersuchungen in Natrium \*

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

Bei den zahlreichen bisher durchgeführten Versuchen zur Ermittlung geeigneter Pflasterwerkstoffe für den SNR 300 waren allgemein erhebliche Streuungen der Meßwerte zu verzeichnen. Bei hohen Temperaturen wurden ausgesprochene Ratterbewegungen (stick-slip) in den verschiedenen Teststrecken, bei sonst gleichen Randbedingungen, unterschiedlich stark registriert. Zur Klärung der Ursachen hierfür wurde der Einfluß apparativer Größen, wie der Elastizität des Antriebssystems und der Massenbeschleunigung, untersucht. Hierzu wurde eine der vorhandenen, nach dem "Stift-Scheibe"-System ausgelegten Teststrecken mit zwei Reibkraftaufnehmern ausgestattet:

- Biegestab mit induktivem Wegaufnehmer,
- Drehmoment-Meßzelle in der Antriebswelle.

Diese können bei losem oder arretiertem Axiallager unterschiedlich (Abb. 1) geschaltet werden. Hiervon abhängig verändert sich die Elastizität des Probenhalterungs- und Antriebssystems (elastische Strecke).

Um bei einem Teil der Versuche den Effekt der Massenbeschleunigung so gering wie möglich zu halten, wurde eine Gleitgeschwindigkeit von 2,5 bzw. 0,25 mm/min gewählt. Die Flächenpressung betrug konstant  $0,8 \text{ kp/mm}^2$ , die Na-Temperatur 250, 400 und  $600^\circ\text{C}$ .

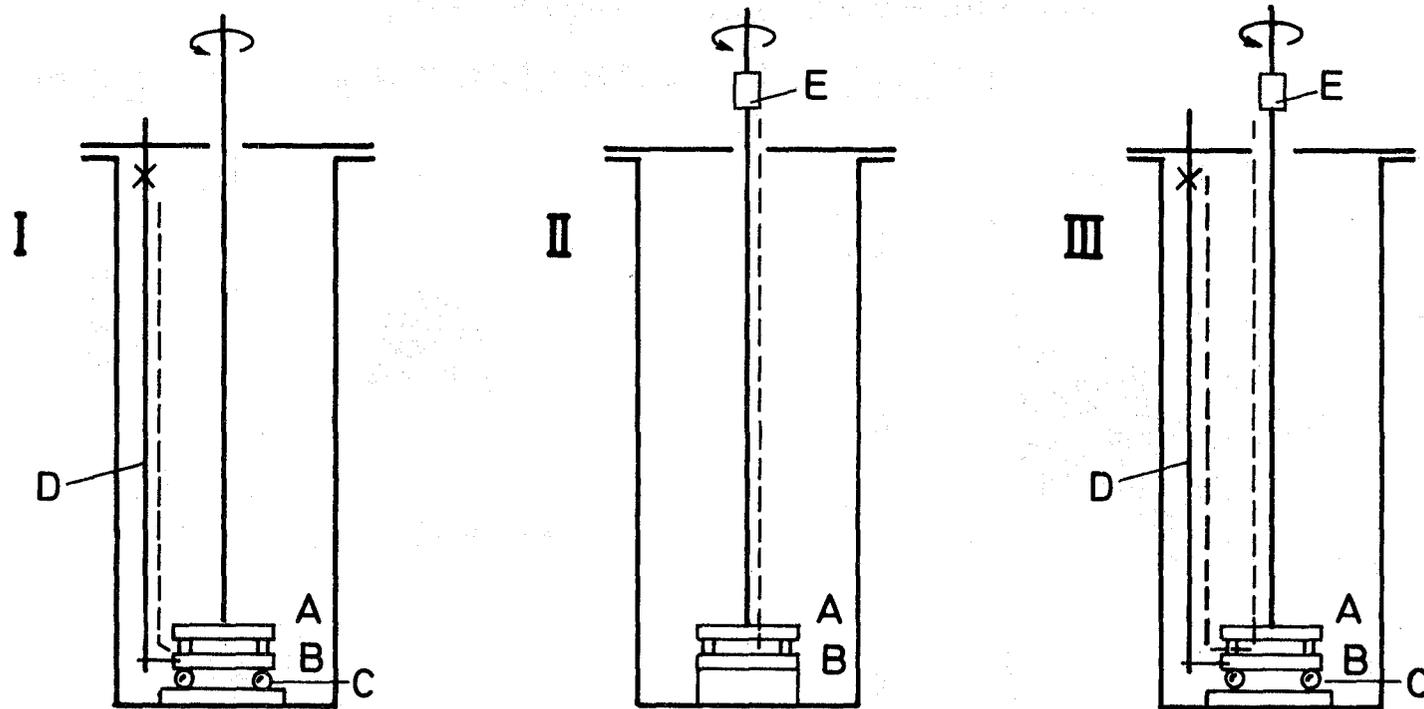
Wesentliche Versuchsergebnisse:

- Die generell bei höheren Temperaturen auftretende Ratterreibung (stick-slip) ist abhängig von der Reibgeschwindigkeit. Abb. 2a zeigt Reibdiagramme von Stellite 6 bei stark unterschiedlichen Gleitgeschwindigkeiten, aber sonst gleichen Bedingungen.

Eine gewisse Rolle spielen hierbei Massenbeschleunigung und Dämpfung des gesamten Antriebsapparates.

---

\* BzFE Nr. 212.7



--- Elastische Strecke

A = obere }  
 B = untere } Probenhalterung

C = Axial - Kugellager

D = Biegestab

E = Torsionszelle

Abb.1 Teststrecke für Reibversuche in Na  
 bei verschiedener Anordnung der Reibkraftaufnehmer

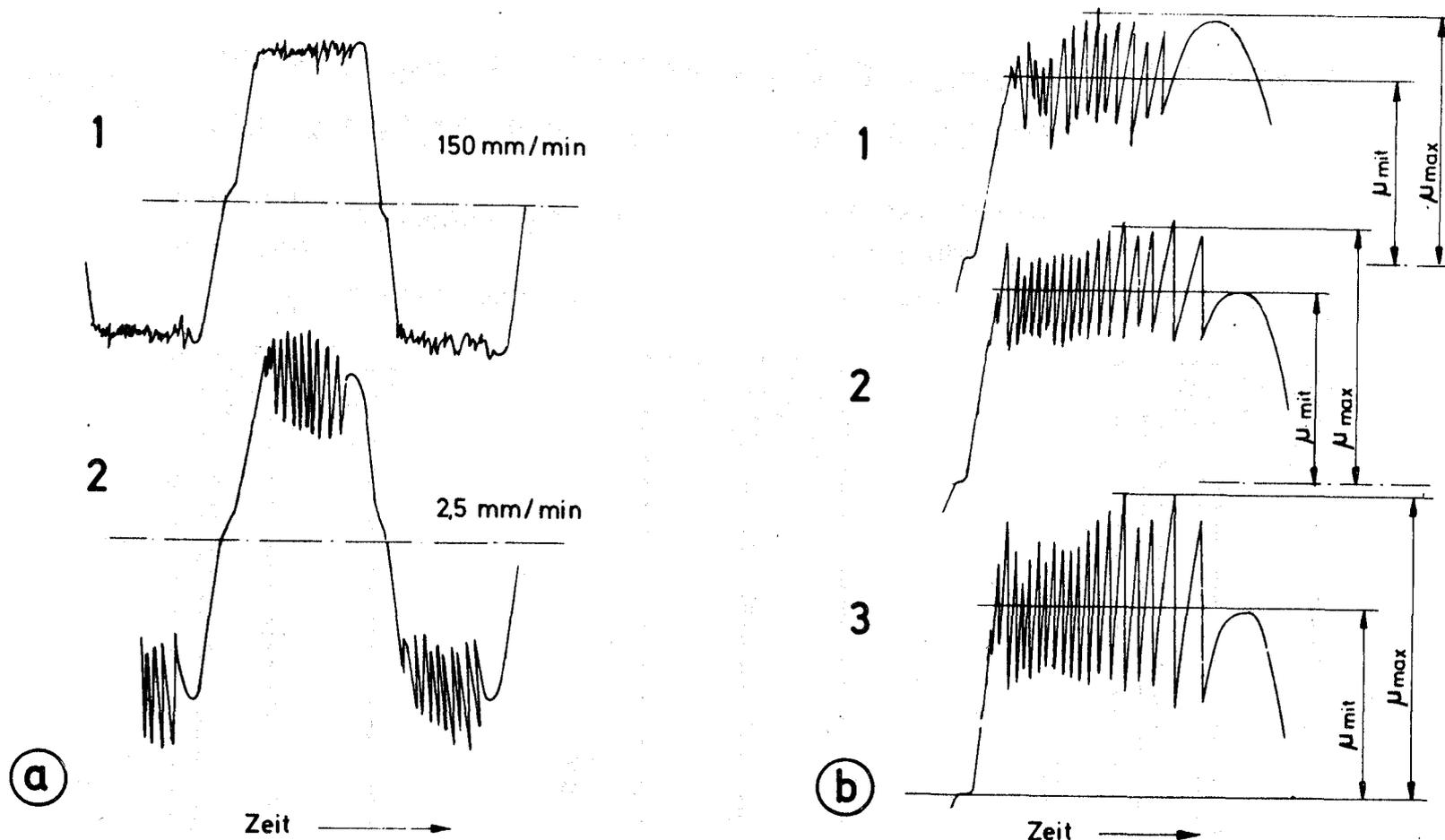


Abb.2

## Reibkraftkurven von Stellite 6

- a bei verschiedenen Gleitgeschwindigkeiten
- b bei unterschiedlicher Elastizität der Antriebssysteme in den Teststrecken

- Ein apparativer Einfluß geht ferner aus Abb. 2b deutlich hervor. Bei Anwendung von jeweils nur einer Meßzelle (Biegestab Abb. 1 I oder Torsionsmeßgerät Abb. 1 II) wurden die Diagramme 1 und 2 in Abb. 2 b geschrieben. Bei gleichzeitiger Schaltung beider Reibkraftaufnehmer (Abb. 1 III) führte eine größere Gesamte-  
elastizität zu stärker ausgeprägter "stick-slip"-Reibung (Abb. 2 b - 3). Mit der Vergrößerung der Bandbreite zwischen  $\mu_{\text{mit}}$  und  $\mu_{\text{max}}$  ergeben sich höhere Maximalwerte. Hier liegt keine kontinuierliche Gleitreibung mehr vor. Die aufgezeichnete Werte stellen den rein statischen Reibkoeffizienten für jeden einzelnen der aufeinanderfolgenden Reibvorgänge dar.

Ein Vergleich der Reibdiagramme zeigt, daß die "stick-slip"-Bandbreite stark von der Elastizität des Systems abhängt und mit dessen zunehmender Steifigkeit verringert werden kann. Diese ist für die allgemeine Bewertung von experimentell ermittelten Reibkoeffizienten von Bedeutung.

Weitere Versuche sind in einer Teststrecke vorgesehen, in der die Reibkraftmessung mit einem (wesentlich trägeren) Quarz-Kraftaufnehmer erfolgt.

Im Prüfstand NVP I begann mit Proben von Stellite 6 ein Langzeitversuch (Korrosionseinfluß). Zur Zeit werden die bis jetzt angefallenen Daten ausgewertet. Danach wird über die Weiterführung des Versuches entschieden.

Von INTERATOM wurden aufgeschweißte Proben von Hastelloy angeliefert. Sie werden z.Zt. in der Hauptwerkstatt bearbeitet. Im Rahmen der Zusammenarbeit mit der ERDA (USA) wurde ein erstes Arbeitsprogramm zur vergleichenden Untersuchung von Chromkarbidbeschichtungen erstellt. Es wird z.Zt. mit Interatom diskutiert.

1263 Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen1263.3 Lokale Wärmeübergangsmessungen an Bündelgeometrie \*

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

Der Probetrieb des Natrium-Prüfstandes WÜP II mit eingebauter Teststrecke konnte im Jan. 1975 termingerecht aufgenommen werden. Das beheizte 19-Stab Bündel, die Instrumentierung und die Sicherheitseinrichtungen für das Bündel und den Prüfstand funktionierten dabei einwandfrei.

Anschließend wurde das geplante Versuchsprogramm durchgeführt und im März 1975 als Versuchs-Serie I abgeschlossen.

Die wichtigsten Bündel Daten sind:

Stabdurchmesser 9 mm, Stabteilung P/D = 1.3, beheizte Länge 700 mm, funkenerodierter Abstandshalter. Heizstab siehe Abb. 3.

Die Versuchsparameter wurden in folgenden Grenzen variiert:

- Re-Bereich	< 2 . 10 <sup>5</sup>	
Pe-Bereich	< 1000	
mittl. Na-Geschwindigkeit im Bündel	< 10 m/s	
- mittleres Na-Temperatur-Niveau	250...500° C	
- Oberflächenbelastung	10...100(130) W/cm <sup>2</sup>	
Stablängenleistung	280	W/cm
Stableistung	20	kW
Bündelleistung	380	kW
- Thermoelement-Positionen der 3 drehbaren Stäbe	0...360 Grad	
- Axiale Verschiebungen der 4 Abstandshalter	0...120 mm	
- Beheizungsarten	1 bis 19 Stäbe	

Da eine derart aufwendige und relativ komplizierte Teststrecke erstmalig zum Einsatz kam, wurde das Schwergewicht zunächst auf das Experimentierprogramm und seinen sicheren Ablauf gelegt.

\*

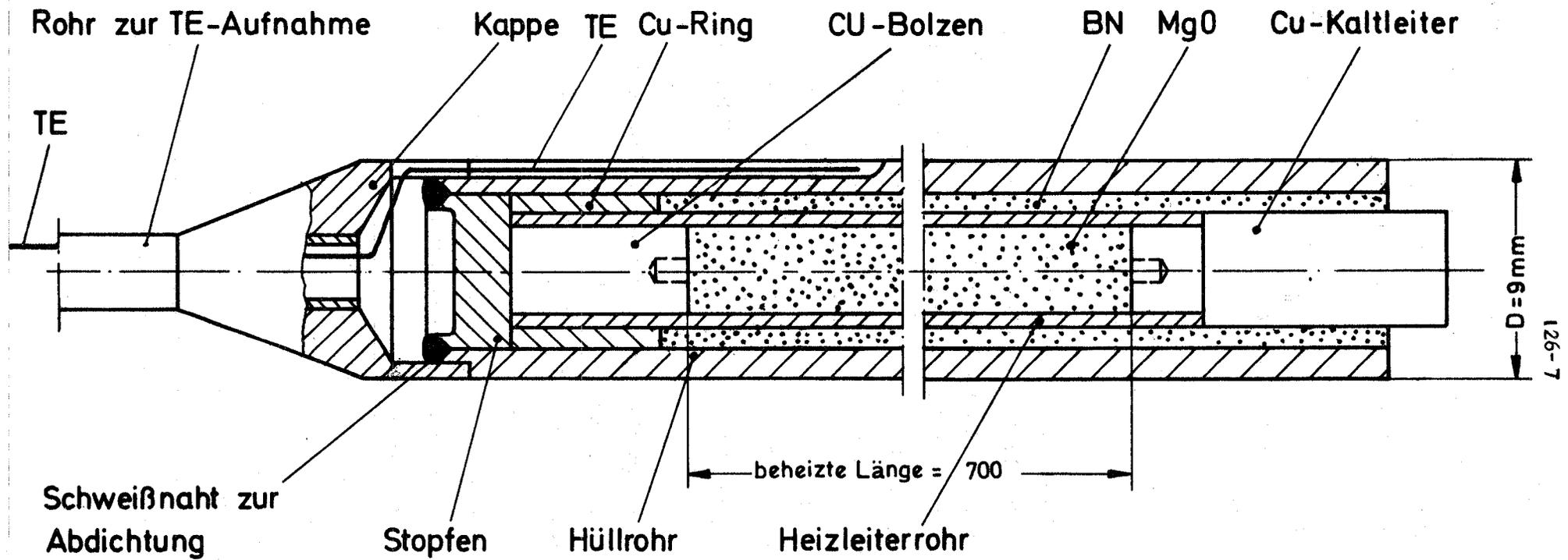


Abb. 3

Instrumentierter Heizstab (schematisch)

Die detaillierte Verarbeitung und Auswertung der Versuchsergebnisse hat inzwischen begonnen. Deshalb werden hier vorerst nur Angaben zum Versuchsablauf und allgemeine Angaben zu den Ergebnissen gemacht:

- Die Ausfallrate der 130 in die Teststrecke eingebauten Thermoelemente liegt nach ca. 1250 Betriebsstunden bei Temperaturen zwischen 200 und 600° C unter 10%.
- Die Drehvorrichtung der 3 drehbaren Stäbe gestattete eine Einstellgenauigkeit von  $\pm 2$  Grad.

- Temperaturvariationen am Umfang der drehbaren Stäbe:

Drei direkt benachbarte Stäbe im Eck/Wand-Bereich (Abb. 4) wurden einzeln und gemeinsam um 360° gedreht. Die speziell hierfür entwickelten Gefrierstopfbuchsen zur Stabdurchführung funktionierten einwandfrei. Die am Umfang der Stäbe gemessenen Temperatur-Variationen betragen nach erster Teilsichtung der Meßwerte

- . bei Beheizung aller Stäbe 4 .... 30° C
- . bei Beheizung einzelner Stäbe .... 56° C

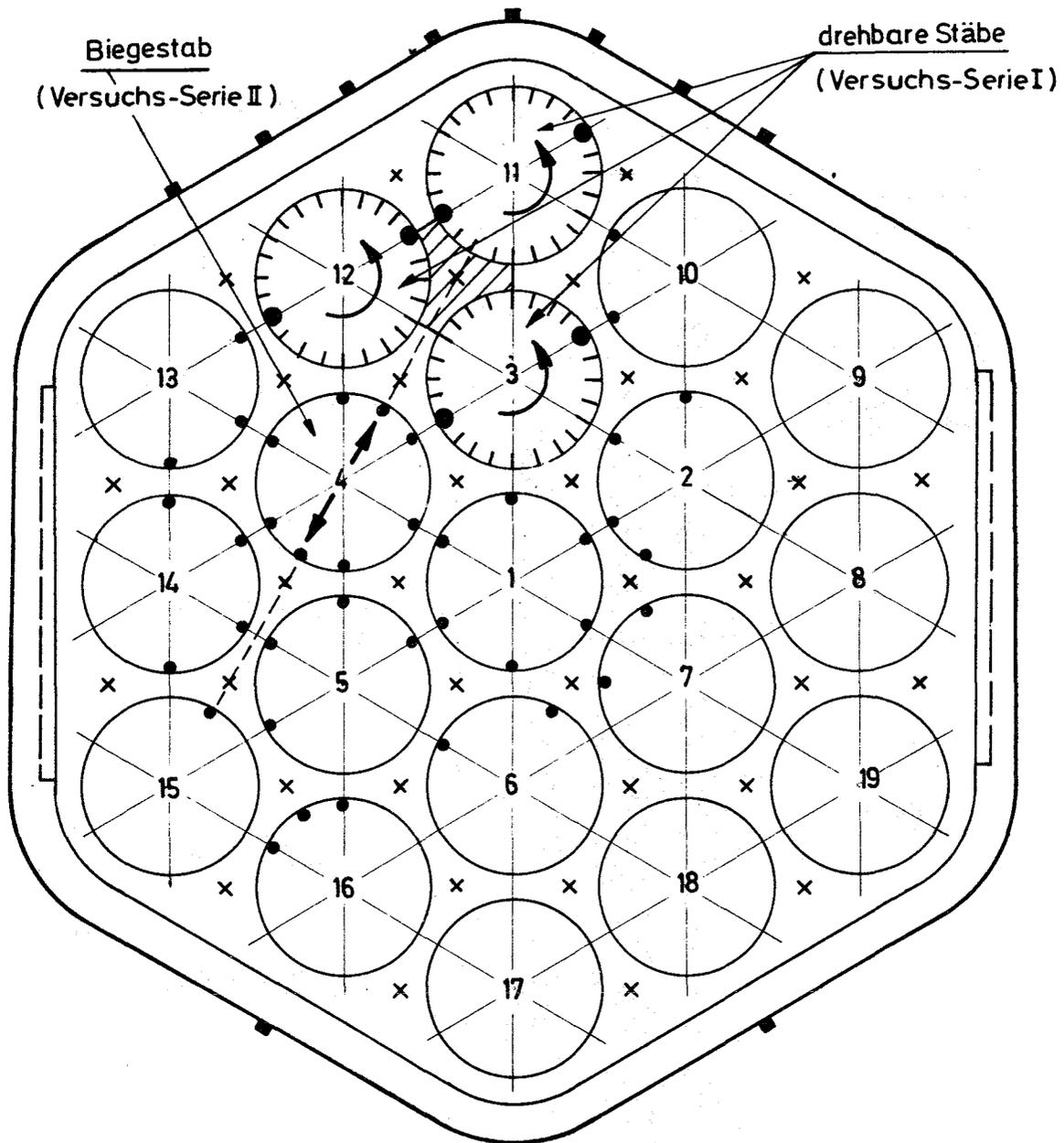
abhängig von der aufgeprägten Wärmestromdichte und dem Kühlmitteldurchsatz.

- Axiale Temperaturvariationen im Bereich der Abstandshalter-Gitter:

Die vier funkenenerodierten Abstandshalter wurden gleichzeitig über die vier Temperatur-Meßebenen hinweg in axialer Richtung verschoben (Abb. 5).

Durch diese Relativbewegung konnten die axialen Temperaturprofile im engeren und weiteren Gitterbereich gemessen werden. Es scheint folgender vorläufiger Schluß möglich:

- . die Beeinflussung der Einlaufströmung erstreckt sich etwa über eine Gitterhöhe (15 mm),
- . In einem Nachlaufgebiet sind die thermischen Verhältnisse nach 2 Gitterhöhen im wesentlichen wieder ausgeglichen. Ähnliche Ergebnisse für die hydraulischen Verhältnisse zeigen Geschwindigkeitsprofil-Messungen im Gitterbereich einer 19-Stabanordnung.



Strömungsrichtung : von unten nach oben (s. Abb. 3)

Meßebeine IV

TE in Stabwand : 46 Stück (●)

TE am Sechskantrohr : 10 Stück (■)

TE in Teilkanal-Mitte : 36 Stück (x)

Abb. 4

19-Stabbündel - Meßpositionen in Meßebeine IV

GfK/IRB

126-10

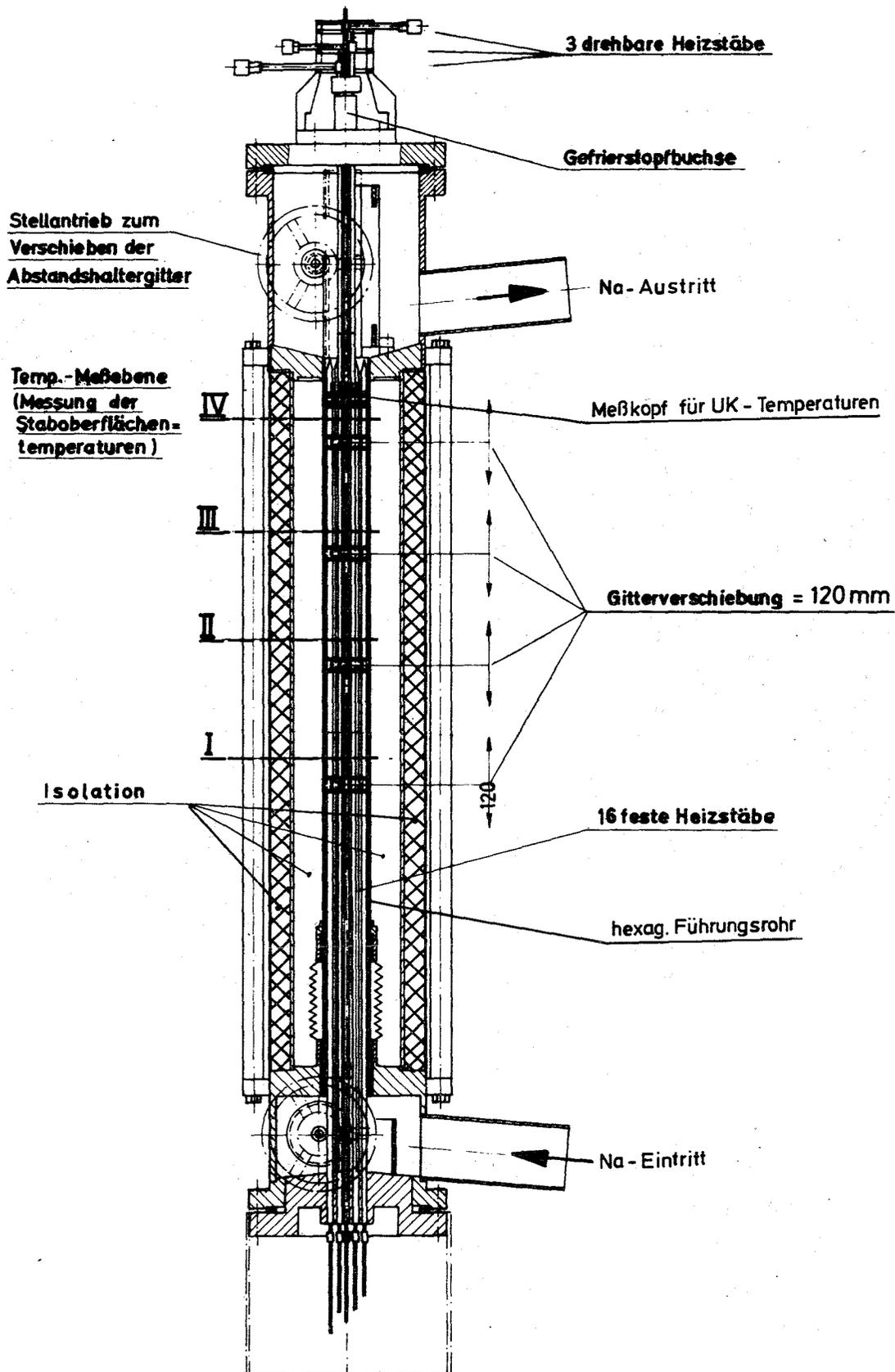


Abb. 5

Lokale Wärmeübergang-Messungen  
Teststrecke für 19-Stabbündel

GfK/IRB

. Es wurden bei einer Oberflächenbelastung von nur  $70 \text{ W/cm}^2$  und  $Pe \approx 300$  Temperaturerhöhungen bis zu ca.  $5^\circ \text{ C}$  innerhalb des Gitters gemessen. Dies steht im Gegensatz zu Messungen in Gasströmungen, wo nach / 1 / im Bereich der Gitter Temperaturabsenkungen auftreten. Diese vorläufigen Aussagen werden z.Zt. durch systematische Auswertung der aufgenommenen Meßwerte ergänzt und zur Stützung der Auslegungsdaten des SNR-300 bereitgestellt.

---

/ 1 / J. Marek, K. Rehme: "Wärmeübergang unter Abstandshaltern in glatten und rauhen Stabbündeln bei Gaskühlung".  
Reaktortagung DATF; Nürnberg, 1975.

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

(A. Islam, K. Rust, IRB)

Die erste Serie der Wasser-Versuche im Ringraum zum Studium eines quer zur Strömungsrichtung aus verschiedenen Lochgeometrien austretenden Gasstrahles wurde abgeschlossen, und zwar für folgende Parameter:

Wasser-Geschwindigkeit: 0,5; 2,5; 5,0; 7,5 m/sec

Gasdrücke: 0,5; 5; 10; 15; 20; 25; 30; 40; 50; 60; 70 bar

Lochdurchmesser: 0,5 mm (z.T. auch 0,25 mm)

Die Ergebnisse zeigen die Ausbreitung und Strukturierung des Gasstrahles auf der Staboberfläche. Typische Ergebnisse sind in Abb. 6 für verschiedene Wasser-Geschwindigkeiten und Gasdrücke wiedergegeben.

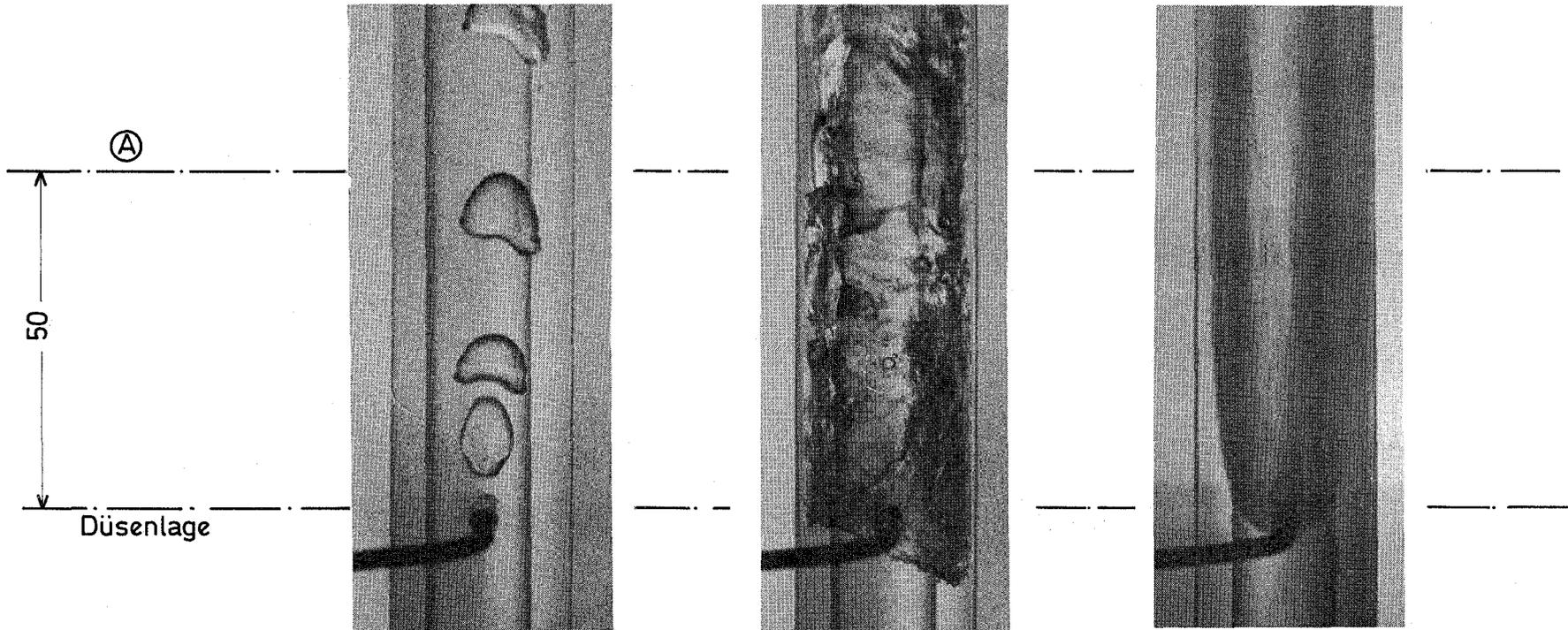
Analog zu den Untersuchungen an Brennstäben /1/ konnte bei der Berechnung des instationären Temperaturfeldes von Brutstäben festgestellt werden, dass

- bei plötzlicher Unterbrechung der Natriumkühlung, völliger Isolation der Stäbe durch Gas und gleichbleibender Leistungsfreisetzung die Hüllrohrtemperaturen weniger schnell kritische Werte erreichen als bei Brennstäben (s. Abb. 7).
- die Berücksichtigung eines Restfilmes von flüssigem Natrium an der Staboberfläche nur einen sehr geringen Einfluss auf die Hüllrohrtemperaturen in Abhängigkeit von der Zeit hat. Ebenfalls unerheblich ist die Schichtstärke der gesättigten Flüssigkeit auf das interessierende Zeit-Temperaturverhalten (Abb. 7).

---

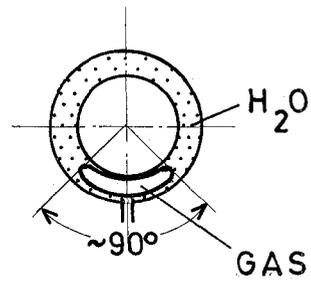
\* BzFE-Nr. 451.1

/1/ KFK-Ber. 1274/4, S. 126-11



Ausbreitung am Umfang  
an der Stelle (A)

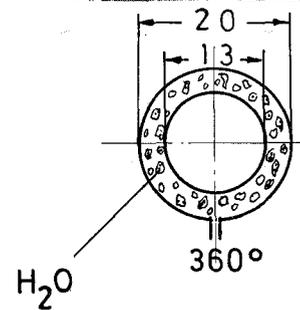
H<sub>2</sub>O. Geschwindigkeit  
im Ringraum [m/s]  
Gasdruck [bar]  
Düsendurchmesser [mm]



0,3

0,5

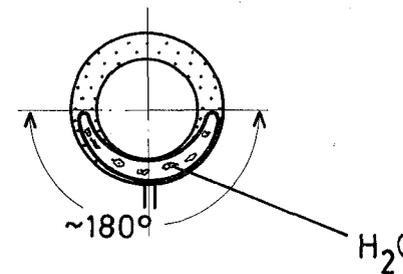
0,5



0,3

70,0

0,5



7,5

70,0

0,5

Abb. 6 Ausbreitung von Gasen in einem H<sub>2</sub>O - durchströmten Ringraum

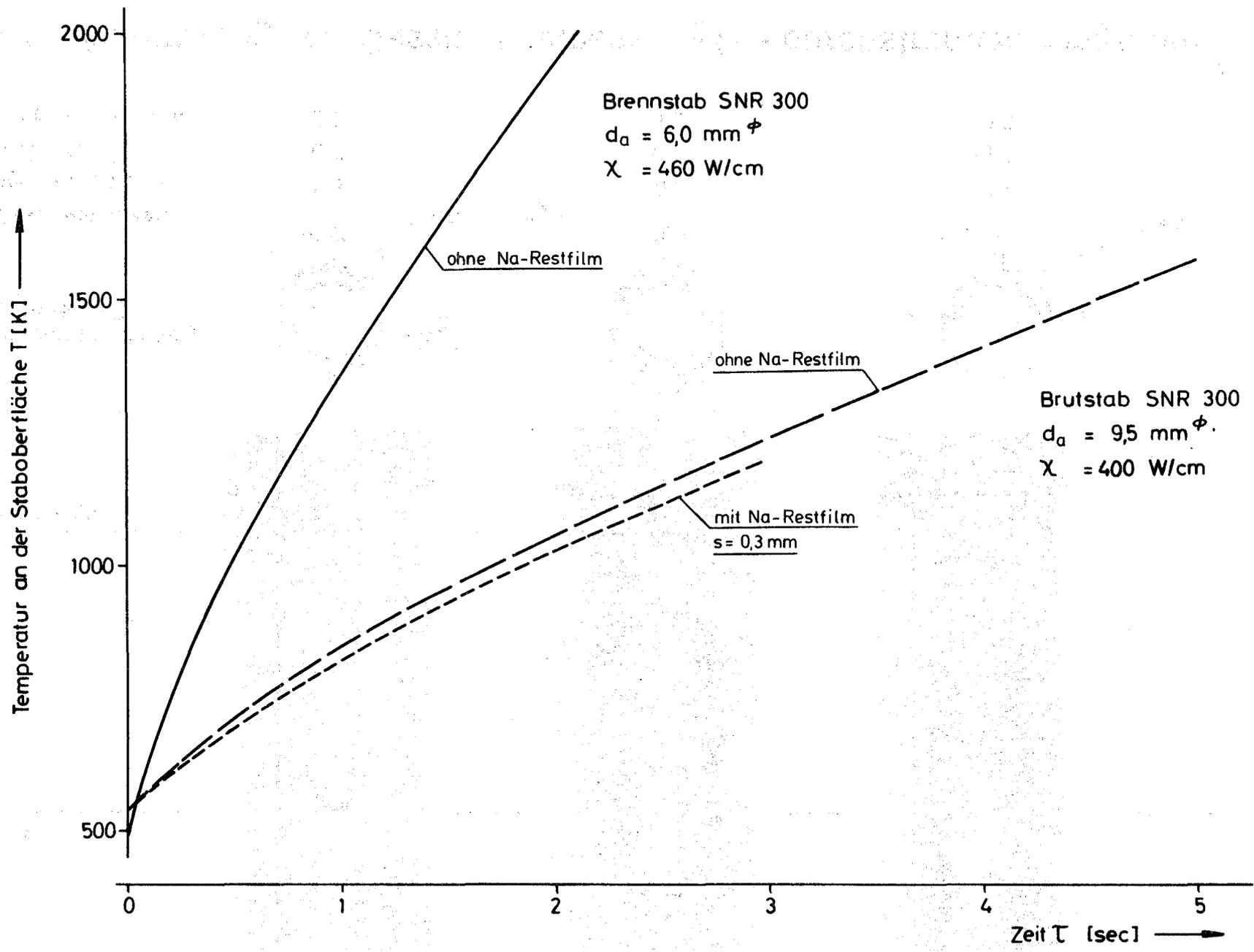


Abb. 7 Vergleich der Hüllrohrtemperaturen von Brenn- und Brutstäben als Funktion der Zeit

In einem dritten Schritt wird nun der Einfluss von Gasblasen auf die Temperaturverteilung an Brutstäben für den Fall untersucht, daß in dem Kühlmittel ein Gasanteil bis 15 Volumenprozenten des Durchsatzes vorhanden ist. Die Verteilung des Gasanteiles in der Na-Strömung wird bei der Berechnung variiert.

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

Im Rahmen der hydraulischen Untersuchungen an den Absorbern der 1. und 2. Abschalt-Einheit (AE) des SNR-300 wird auch das Fallverhalten des Absorberbündels der 1. AE in Wasser untersucht.

Ziel der Experimente ist es, das Fallverhalten des Bündels mit Kupplung und Teilgestänge im Führungsrohr mit Ringraumdrossel ohne zusätzliche Krafteinwirkung zu untersuchen, um dessen Dämpfungsfaktoren zu ermitteln.

Mit dem gleichen Ziel werden Experimente an dem Gesamtgestänge des Absorbers bei der Fa. Interatom durchgeführt. Die Ergebnisse beider Untersuchungen dienen zur Überprüfung eines von Interatom entwickelten Rechenmodells zur Beschreibung des Fallvorgangs für das gekoppelte System des Absorbers (Bündel plus Gestänge). Die Versuche werden für Bündel und Gestänge getrennt durchgeführt, um auch bei späteren konstruktiven Änderungen an einem der Untersysteme die richtige Abschätzung des Fallverhaltens vornehmen zu können.

Das Versuchsprogramm wurde in Zusammenarbeit mit der Fa. Interatom festgelegt:

Es werden während des Fallvorgangs gemessen: die Beschleunigung, die Geschwindigkeit, der Druckabfall und der Eintrittsdruck des Bündels sowie die Menge und Richtung der Strömung an der Vordrossel im Einlauf des Absorbers als Funktionen der Zeit, bei folgenden Bedingungen:

- Mit simulierter Bypaßströmung zum Absorber, der Absorberdurchsatz 0; 75 und 100 %  
(100 % Absorberdurchsatz =  $\hat{=}$  80 % Durchsatzmenge, bei der das Bündel aufschwimmt)

---

\* BzFE Nr. 455.2

- Ohne simulierte Bypassströmung zum Absorber, bei Absorberdurchsatz 0 mit verschlossenen und offenen Kühlkanälen des Bündels.

Die Versuchsanordnung ist mit den Meßstellen in Abb. 8 dargestellt. Das Bündel hängt über Kupplung und Teilgestänge an einem Elektromagneten in einem Führungsrohr mit Ringraumdrossel. Die Teststrecke ist bis oberhalb des Ablaufstutzens mit Wasser gefüllt. Bei Absorberdurchsatz  $> 0$  wird sie von unten nach oben durchströmt. Ein Windkessel von der Teststrecke simuliert die geforderte Bypassströmung zum Absorber von 15 : 1. Dadurch können die Versuche in einem vorhandenen Wasserkreislauf bei wesentlich geringerer Fördermenge der Pumpe durchgeführt werden. Ohne simulierte Bypassströmung zum Absorber ist der Windkessel mit Wasser voll gefüllt. Im Einlaufrohr der Teststrecke ist die Vordrossel eingebaut. Der Elektromagnet ist mit einer Schnellentregungseinrichtung ausgerüstet, um möglichst rasch das Magnetfeld abzubauen und somit im Einlauf des Fallvorgangs verzögernde Kräfte stark zu vermindern.

Die Versuchseinrichtungen sind erstellt, und die Experimente beginnen Anfang Mai.

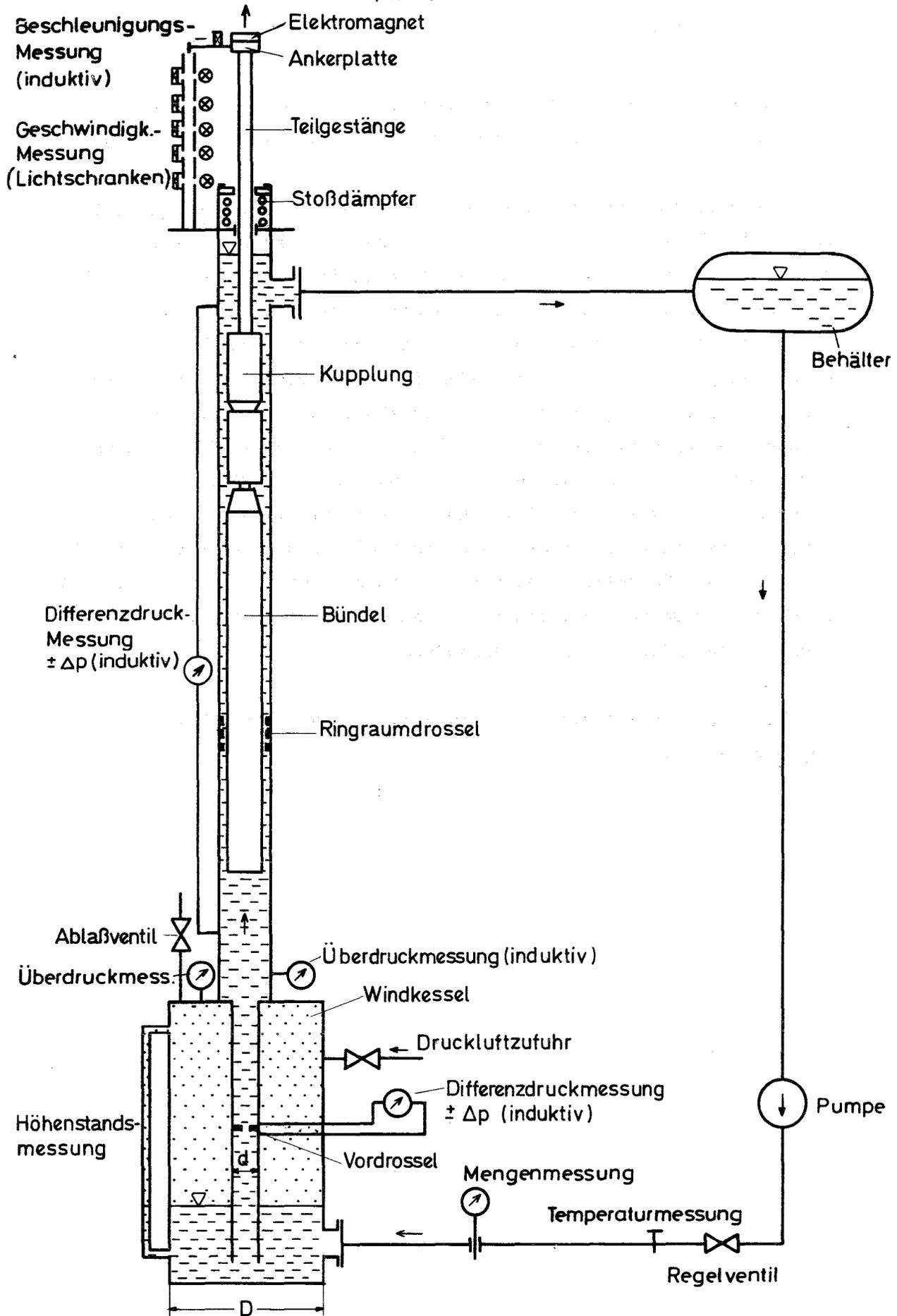


Abb. 8 Versuchsanordnung des Absorber-Modells (1. AE) für die Fallversuche des Bündels mit Teilgestänge.

127 THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS1271 Arbeiten an den wärmetechnischen Versuchsständen1271.1 Arbeiten für gasgekühlte schnelle BrüterGeometrieabhängigkeit des Rauigkeitsparameters drahtförmiger Wandrauigkeiten<sup>G</sup>

(W. Baumann, K. Rehme, INR)

Zur Steigerung des Wärmeübergangs bei gasgekühlten Reaktoren werden künstliche Wandrauigkeiten verwendet. Die Rauigkeiten fördern die Turbulenz der Strömung und erhöhen dadurch sowohl den Wärmeübergang als auch den Druckverlust. Die Effizienz der Wandrauigkeit hängt dabei von Form und Höhe der Rauigkeitselemente sowie von deren Anordnung im Strömungskanal ab.

Eine wichtige Größe zur Beurteilung der Wirksamkeit von künstlichen Rauigkeiten ist der Rauigkeitsparameter R des Geschwindigkeitsprofils nach Nikuradse /1/. Unter der Annahme eines Wandgesetzes für das Geschwindigkeitsprofil an rauhen Kanalwänden

$$u^+ = 2.5 \ln y/h + R \quad (1)$$

läßt sich der Reibungsbeiwert  $\lambda$  darstellen als Funktion des Geometrieparameters G, der relativen Dicke der Strömungsschicht L/h und des Rauigkeitsparameters R:

$$\sqrt{8/\lambda} = 2.5 \ln L/h + R - G \quad (2)$$

Der Rauigkeitsparameter R ist eine Funktion der Geometrie der Wandrauigkeit und - wie bereits gezeigt wurde /2/ - der relativen Dicke der Strömungsschicht L/h.

Zur Ermittlung der Geometrieabhängigkeit des Rauigkeitsparameters von drahtförmigen Rauigkeiten wurde das gleiche Auswerteverfahren angewendet wie für Rechteckrauigkeiten /3/. Die Auswertung bezog sich auf

die experimentellen Ergebnisse von 8 Autoren mit 766 Meßwerten für eine Rauigkeits-Reynoldszahl  $h^+ \geq 100$ . Der Datenbereich umfaßte Verhältnisse von Drahtabstand  $p$  zum Drahtdurchmesser  $h$  von  $1 \leq p/h \leq 167$  und Drahtdurchmesser zur Länge des Geschwindigkeitsprofils  $L$  von  $0.047 \leq h/L \leq 0.464$ .

Die ermittelten Ergebnisse sind in den Abb. 1 und 2 dargestellt. Abb. 1 zeigt die Abhängigkeit des auf  $p/h = 10$  normierten Rauigkeitsparameters von der Größe  $h/L$ . Für drahtförmige Rauigkeiten ergibt sich ein sehr starker Einfluß der relativen Rauigkeitshöhe auf den Rauigkeitsparameter, wie bereits Dalle Donne und Meerwald /4/ festgestellt haben. Die von ihnen angegebene  $h/L$ -Funktion weicht jedoch von dem hier gefundenen Ausgleichspolynom ab.

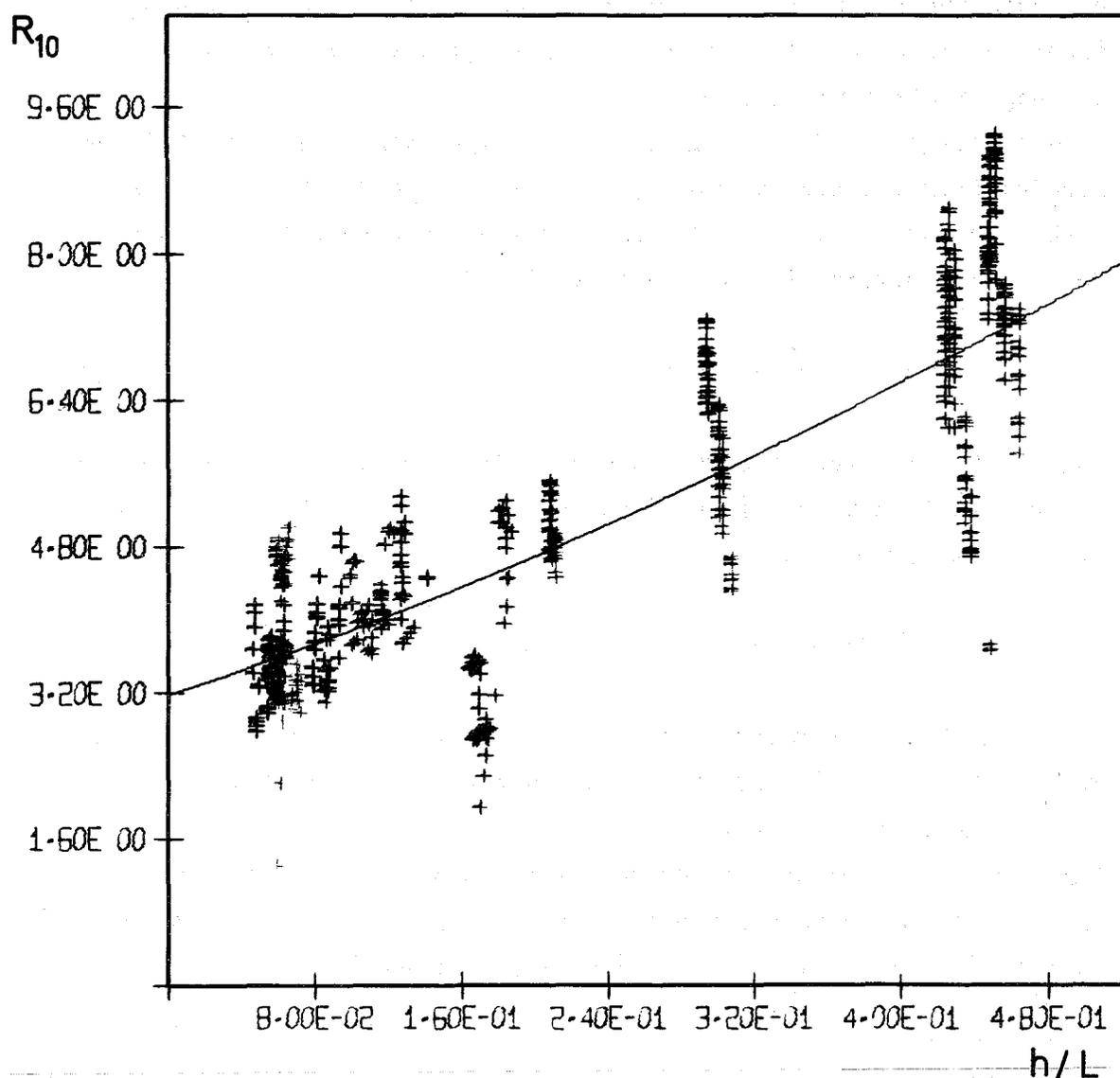


Abb. 1: Der normierte Rauigkeitsparameter drahtförmiger Rauigkeiten als Funktion von  $h/L$

Es lautet:

$$R_{10} = 3.18 + 6.716 h/L + 4.63 (h/L)^2 \quad (3)$$

Diese Abhängigkeit war bei Rechteckrauhigkeiten wesentlich schwächer. Abb. 2 zeigt den Verlauf der h/L-bereinigten Rauigkeitsparameter als Funktion des Abstandsverhältnisses p/h. Die Streuung der Meßergebnisse ist erheblich, wobei insbesondere einige Teststrecken von Klaczak /7/ und Puchkov und Vinogradov /10/ stark von der gefundenen Ausgleichskurve

$$R_0 = 10.25 - 21.13 \lg p/h + 17.65 \lg^2 p/h - 3.61 \lg^3 p/h \quad (4)$$

abweichen.

Im Vergleich mit quadratischen Rauigkeiten /3/ (Höhe = Breite) wirken Drahtrauhigkeiten für p/h < 10 schärfer, d.h. R ist kleiner als bei quadratischen Rauigkeiten. Das Minimum von R ergab sich bei quadratischen Rauigkeiten für p/h = 10, im Falle drahtförmiger Rauigkeiten liegt es bei p/h = 6. Für große relative Abstände p/h > 10 ist der Rauigkeitsparameter bei drahtförmigen Rauigkeiten stets größer als beim quadratischen Rauigkeitsprofil.

- 
- /1/ J. Nikuradse; VDI-Forschungsheft 361 (1933)
  - /2/ W. Baumann; ANS-Meeting on Heat Transfer, Karlsruhe 1973, pp. 68
  - /3/ W. Baumann, K. Rehme; KFK 2131, April 1975 (Veröffentl. im Berichtszeitraum)
  - /4/ M. Dalle Donne, E. Meerwald; NEA-GCFR Specialist Meeting on Core Performance, Studsvik (Schweden) (1973)
  - /5/ A. Draycott, K.R. Lawther; Int. Developm. in Heat Transfer, part III, S. 543-552 (1961/62), ASME (1962)  
Int. Heat Transfer Conf. Univ. of Colorado, Boulder (1961)
  - /6/ R.S. Holcomb, F.E. Lynch; ORNL-3445 (1963), S. 303
  - /7/ A. Klaczak; Thermique et Aéraulique T.2, No. 2 (1972)
  - /8/ J.M. Malherbe; CEA-2283 (1963)
  - /9/ I.F. Novozhilov, V.K. Migai; Thermal Engineering 11 (1964)
  - /10/ P.I. Puchkov, O.S. Vinogradov; Heat and Mass Transfer, vol. 1, S. 65 (1965)
  - /11/ C.K. Rao, J.J.C. Picot; Heat Transfer 1970, vol. II, FC 4.8
  - /12/ E.W. Sams; TID-7529, S. 390 (1957)

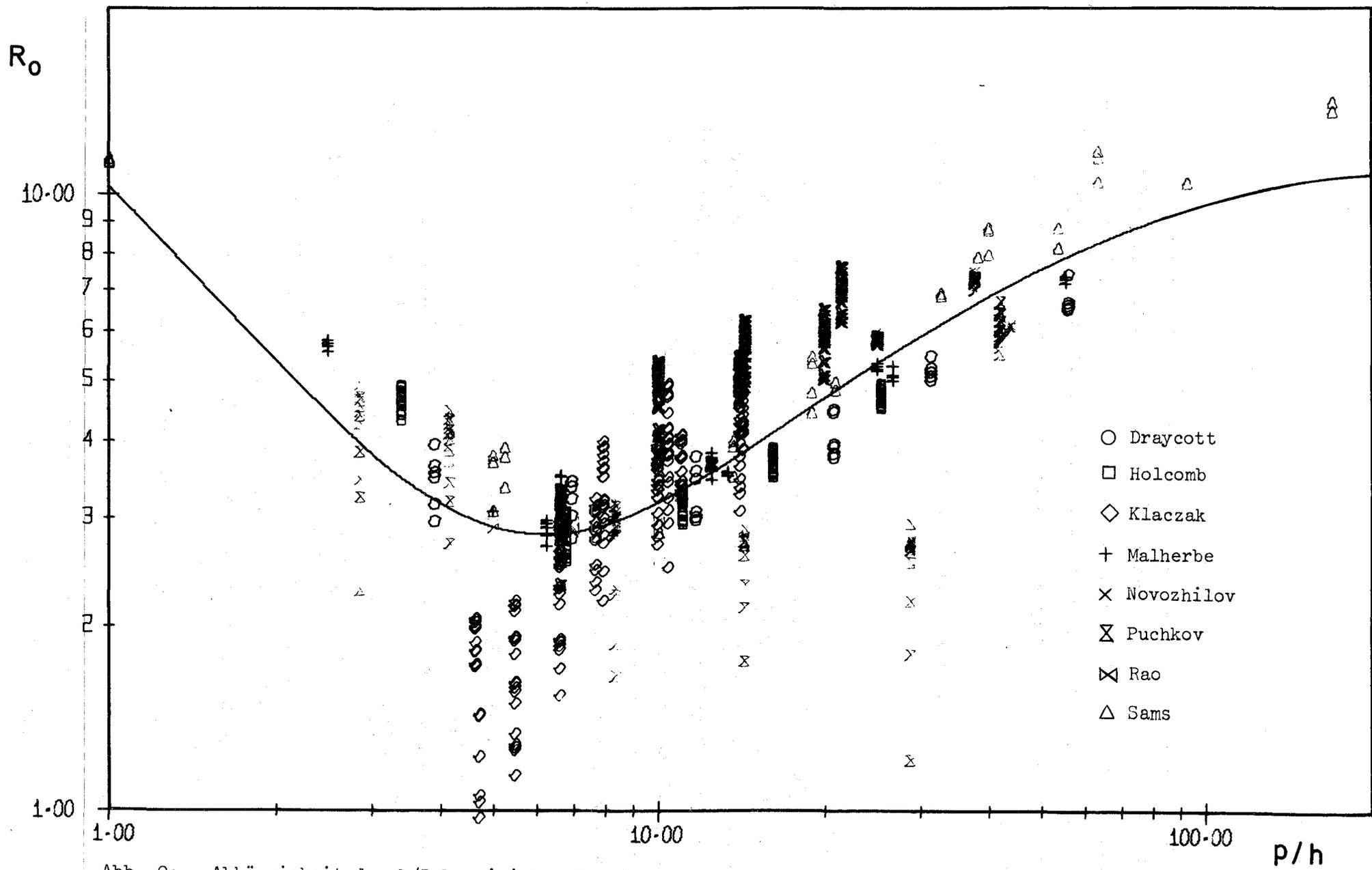


Abb. 2: Abhängigkeit des h/L-bereinigten Rauigkeitsparameters drahtförmiger Rauigkeiten von  $p/h$

---

Design and Safety Considerations for a 1000 MWe Gas Cooled Fast Reactor<sup>G</sup>

(M. Dalle Donne, INR; C.A. Goetzmann, KWU)

This paper gives a brief survey of the work currently being done in the Federal Republic of Germany on the design and safety characteristics of a large Gas Cooled Fast Reactor (GCFR). These studies are being carried out jointly by Kraftwerk Union AG and GfK. Development work for the fuel element is performed in collaboration with Kernforschungsanlage Jülich. In both activities the General Atomic Company (GAC) is participating through cooperative agreements.

Although working towards the design of a 1000 MWe plant, we have taken up many of the design features of the 300 MWe demonstration plant as proposed by GAC. The nuclear steam supply system consists of eight main loops totally housed in a telephone-dial-type prestressed concrete vessel (PCRIV), the central cavity being occupied by the reactor core (Fig. 1). In addition to the eight main loops the PCRIV houses four auxiliary loops as a back-up for emergency conditions. A prestressed concrete vessel as opposed to a steel circuit has been selected primarily in order to eliminate the concern with a rapid and catastrophic failure of the pressure shell. The PCRIV thus represents an important safety feature of the GCFR.

Another safety feature results from the choice of a hanging downflow core which facilitates the drop-out of core debris in the unlikely event of gross overheating of a fuel subassembly. The fuel subassembly has very much in common with the LMFBR element as intended, but it

differs from the latter to the extent that it is vented to a separate fission gas collecting system and that the pins are artificially roughened over part of their length to enhance heat transfer and thus reactor performance.

Table 1 shows the principal reactor performance data of the selected reference design. In Table 2 are listed the safety related nuclear characteristics.

Investigations relating to the safe operation of the GCFR take up much of the work currently being done in Germany on the GCFR. They will therefore be the major topic of this paper.

The transients experienced during depressurization accidents for various depressurization time constants and containment back pressures are depicted in Fig. 2. For these studies it was assumed that the circulation speed of the blowers has remained unchanged, that the scram occurs simultaneously with the initiating event and that all loops are available for decay heat removal.

The shortest depressurization time of 100 sec. of Fig. 2 corresponds to the breach of the largest penetration of pressure vessel, i.e. the failure of the seal of the steam generator plug, and it is thus considered as the Design Basis Accident (DBA). Fig. 3 shows the result of a more accurate calculation for the DBA. The assumed scram delay of 10 sec. leads to a clad excess temperature of  $30^{\circ}\text{C}$ . The blower speed has been reduced after the scram in order to minimize the change in clad and coolant outlet temperatures and relative shock problems.

Since the fuel pins are pressure-equalized, it is assumed that a maximum clad temperature of about  $1200^{\circ}\text{C}$  can be tolerated before limiting conditions would occur. Associated with a hot spot temperature of  $1200^{\circ}\text{C}$  in the core is a mixed mean reactor outlet temperature of about  $1000^{\circ}\text{C}$  which is tentatively assumed as an acceptable upper once-in-a-lifetime-limit for the boiler structure. Further calculations have shown that during the DBA depressurization accident up to four of the eight main loops can be lost without reaching these limit temperatures.

A detailed reliability analysis for the DBA /1/ lead to the conclusion that the probability that the decay heat cooling system formed by the 8 main coolant loops and the 4 auxiliary loops would not be capable of maintaining the fuel can maximum temperature below  $1200^{\circ}\text{C}$ , is less than  $10^{-4}$  per demand. If we assume that the chance of breaking the seal of a steam generator plug of the GCFR is as small as that of a double ended rupture of a coolant pipe in the PWR system, that is  $10^{-4} \text{ a}^{-1}$  or less /2/, then we obtain a chance  $< 10^{-8} \text{ a}^{-1}$ , of not meeting the emergency cooling requirements, which is equivalent to that which has been estimated for the PWR in Germany.

Although up to the present time no realistic chain of events has been detected that would lead to accidents beyond the DBA, some work is being carried out in Germany in the field of hypothetical accidents. This was mainly done because similar analyses have been performed for the German LMFBR SNR 300. Included have been studies on problems associated with handling of gross core melting /3/. The analysis of the temperature distribution in a slab of molten GCFR core and blanket material is summarized in Fig. 4. The most important result obtained is that only a relatively small fraction of the total decay heat generated can be removed across the lower surface of the melt. The remainder of the heat is radiated off its upper surface. As a result of these analyses it is concluded that it would be very desirable to protect the internals in the reactor cavity by employing a thermal radiation shield or providing some other means of cooling. A conceptual

- 
- /1/ H. Wehling et al., Interatom, to be published
- /2/ A. Birkhofer et al., Reactor Safety in the Federal Republic of Germany, A/ Conf. 49/P/364, 1971
- /3/ L. Barleon, M. Dalle Donne, S. Dorner, Some considerations on the Development of a Core Catcher of a Gas Cooled Fast Reactor KFK 2036, EUR 4977e, February 1974

design of a core catcher that shows promise to accomplish this function is based on a flat trough which is pierced from underneath by a large number of pillars which stand about twice as high as the molten material. The decay heat is thus removed by direct contact inside the pool and via thermal radiation above the melt. Nuclear criticality does not pose a problem as has been shown in /4/. Substantial work would still be required to come up with a system that performs reliably under all operational conditions.

---

/4/ C.A. Goetzmann et al., Erste Ergebnisse sicherheitstechnischer Untersuchungen für einen gasgekühlten schnellen Brüter  
Proceedings Reaktortagung, Hamburg, April 1972.

Table 1. Main Data of 1000 MWe Reference Design

Coolant pressure	120 bar
Coolant inlet temperature	273°C
Coolant outlet temperature	555°C
Core height	148 cm
Core H/D	0.5
Pin diameter	8.2 mm
Pin pitch	11 mm
Hot spot temp., mid clad	700°C
Max. linear rating	492 W/cm
Fissile rating core	0.78 MWth/Kg
Breeding ratio	1.40
Linear doubling time	11.8 yrs
Plant net efficiency (wet cooling tower)	37 %

Table 2. Safety Related Nuclear Characteristics.

Av. enrichment $Pu_{fiss}$	12.7 %
Core conversion ratio	0.87
Reactivity loss per cycle	1.6 \$
Doppler effect, $Tdk/dT$	.0061
$\beta_{eff}$	$0.324 \times 10^{-2}$
Helium void reactivity	0.88 \$
Cladding expansion reactivity coefficient	$-0.227 \times 10^{-5}$
Fuel expansion reactivity coefficient	$-0.126 \times 10^{-5}$
Power coefficient (prompt)	$-1.5 \times 10^{-6} MW^{-1}$
Total control requirements	9.0 \$
Number of control rods	12
Worth of 1 rod	0.83 \$
Number of shut down rods	2 x 3
Worth of 1 rod	3.3 \$

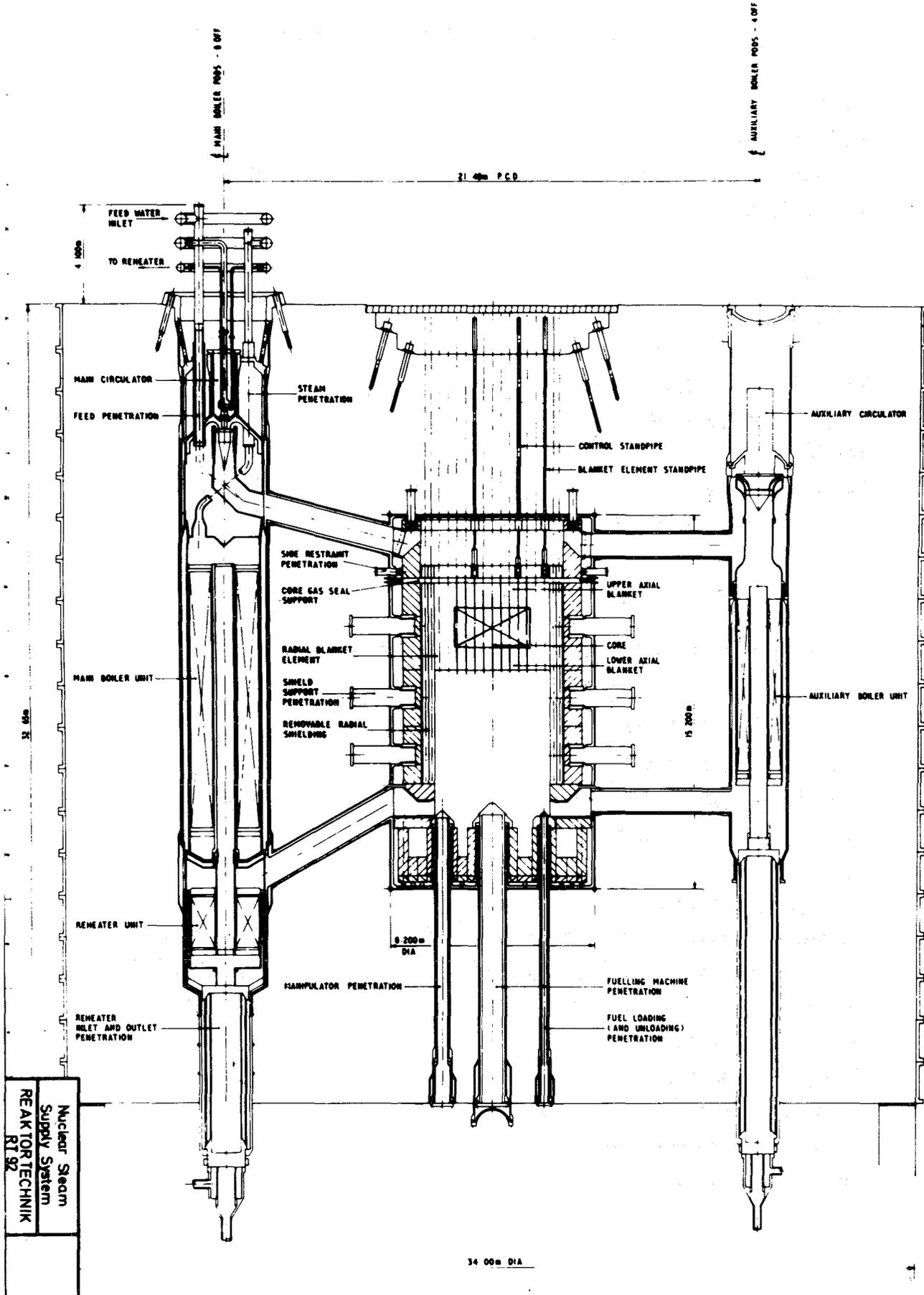


Fig. 1 Vertical section through the Nuclear Steam Supply System of the GfK-KWU 1000 MWe GCFR reference design (GSB1)

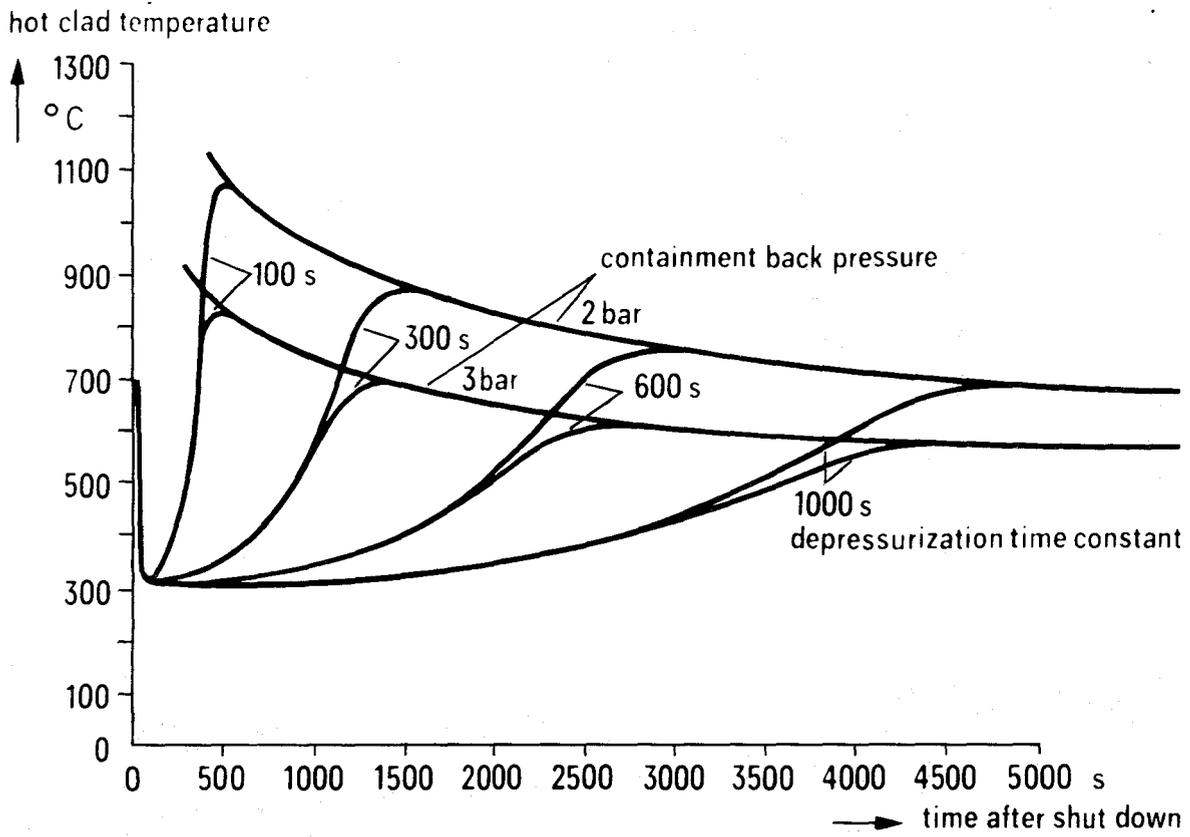


Fig. 2 Peak cladding temperatures after depressurization accident (GSB-1)

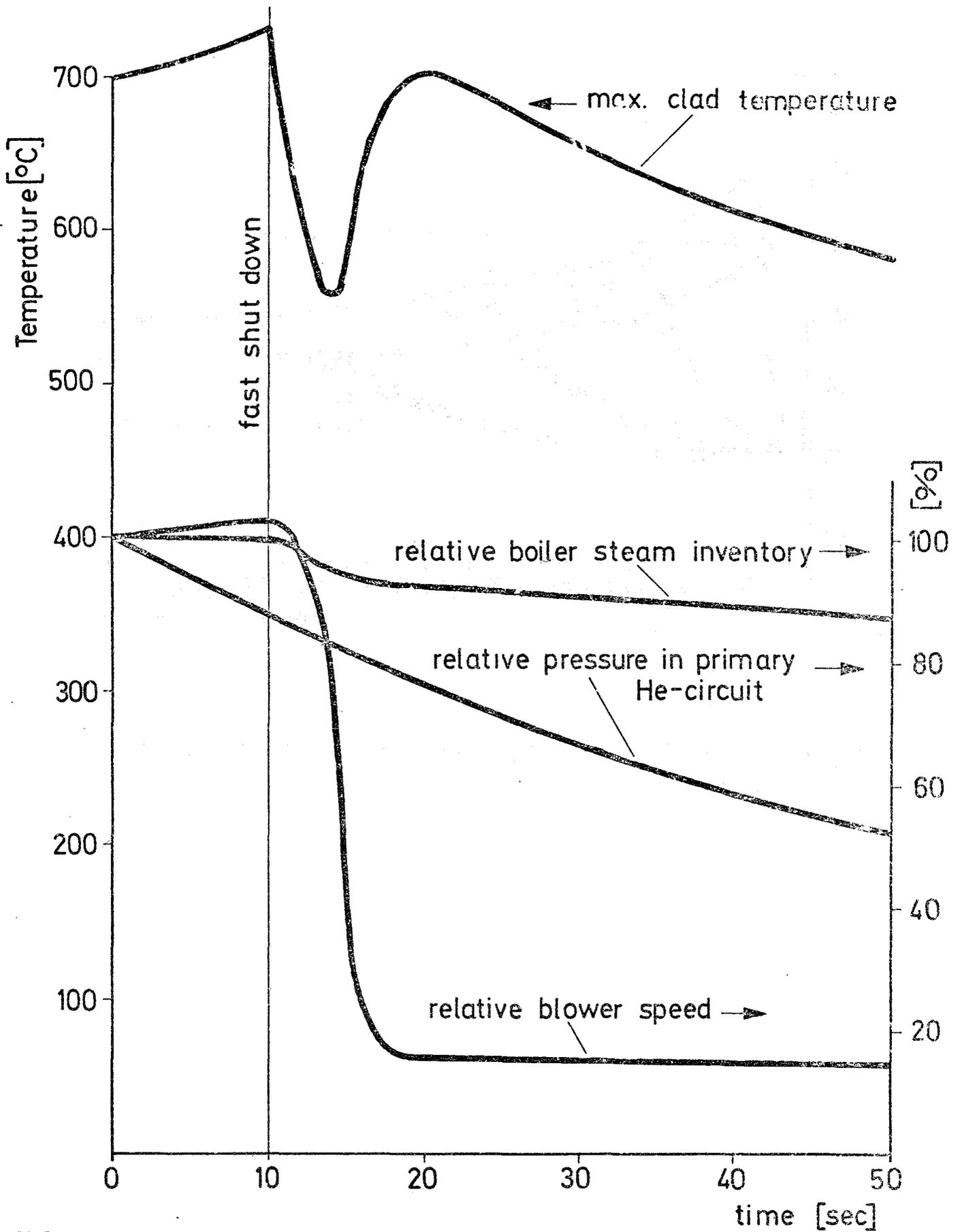


Fig. 3 System behaviour by the design basis accident

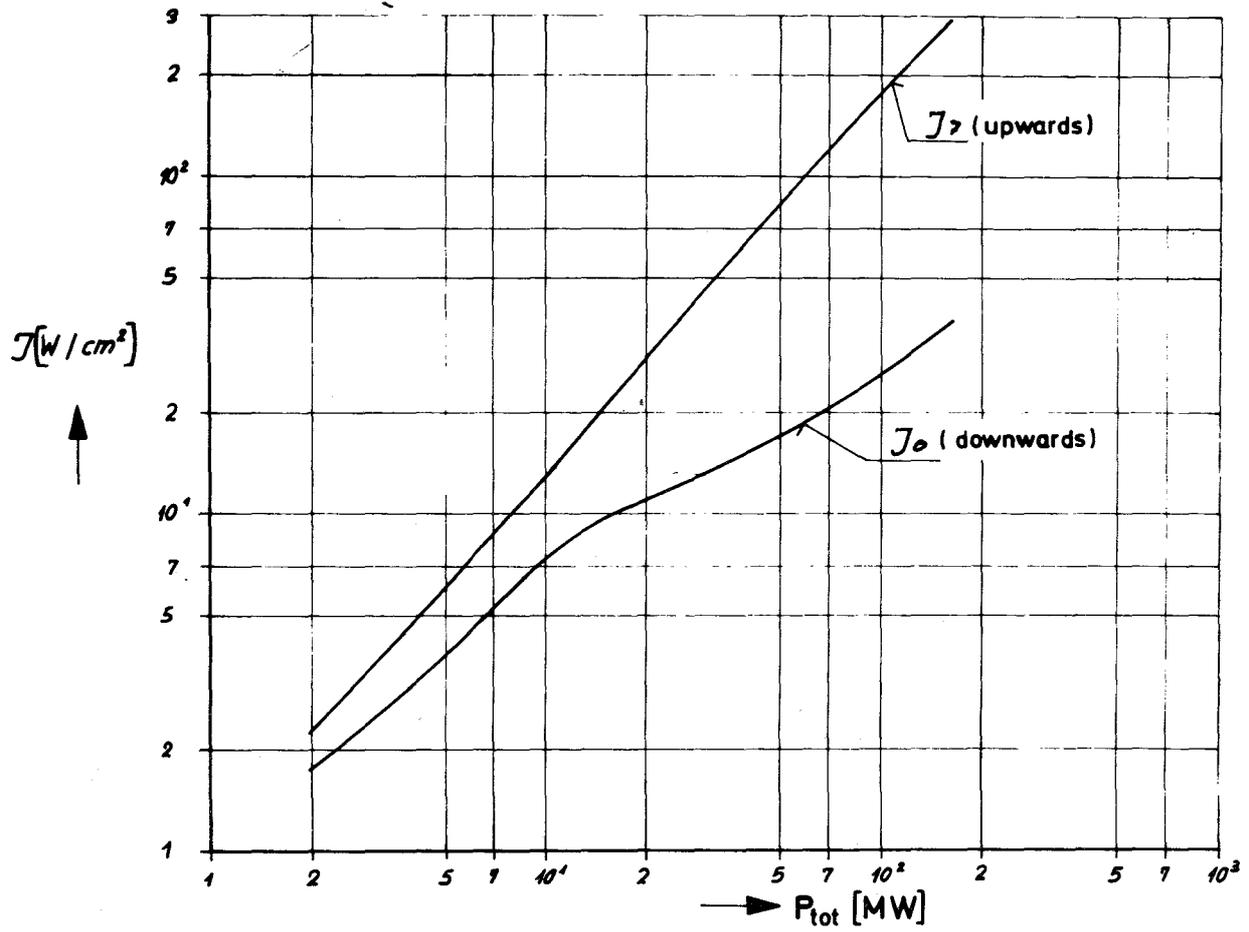


Fig. 4 Relation between heat flux  $J$  and total decay heat  $P_{\text{tot}}$  in a slab of molten GCFR core and blanket material



129 ENTWURFSSTUDIEN ZU NA-GEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN1291 Forschungsarbeiten zur Reaktorkern-Auslegung

Messung charakteristischer Größen des Transportes der kinetischen Energie in turbulenten Strömungen mit der Laser-Doppler-Sonde<sup>G</sup>

(G. Lörcher, IRE)

Nachdem mit Hilfe der ersten Versuche bei  $Re = 80\ 000$  der erwartete Verlauf mit einem Exponenten  $5/3$  im Energiedichtespektrum  $E_1(k_1)$  der turbulenten Geschwindigkeitsschwankungen nachgewiesen werden konnte, wurde zunächst der Bereich bei kleineren Wellenzahlen  $k_1$  oberhalb des "inertial-subrange" betrachtet. Die nur im "inertial-subrange" gültige Gleichung (1) des Spektrums wurde zu Gleichung (2) erweitert / 1 /:

$$E_1 = \alpha_1 \bar{\epsilon}^{2/3} k_1^{-5/3} \quad (1)$$

$$E_1 = \alpha_1 \bar{\epsilon}^{2/3} \left( \frac{1}{L^2} + k_1^2 \right)^{-5/6} \quad (2)$$

( $\bar{\epsilon}$  ist die Energie-Dissipation der Strömung). Die neue eingeführte Größe  $L$  [ m ] verliert im "inertial-subrange" an Bedeutung und führt so wieder auf die Gleichung (1).

Mit Hilfe einer im Programm SEDAP /2/ möglichen Erweiterung durch eine eigene Subroutine wurde  $L$  so bestimmt, daß die Integrale beider Spektren - das gemessene und das mit Gleichung (2) gebildete "theoretische" Spektrum - im Wellenzahlenbereich von Null bis einschließlich

---

/ 1 / Th. von Kármán  
Progress in the statistical theory of turbulence  
J. of Marine Res. 7.1948, S. 252-264

/-2- / M. Audoux, F.W. Katz, W. Olbrich, E.G. Schlechtendahl  
SEDAP, An integrated System for experimental data processing  
KFK 1594, Jan. 1973

"inertial-subrange" gleich sind.

Die "theoretischen" Spektren und die Spektren aus Messungen wurden zum Vergleich für Kanalmitte und Wandnähe übereinander aufgetragen (Abb.1). Der Verlauf bei kleinen Wellenzahlen wird relativ gut approximiert.

Im Wellenzahlenbereich des "inertial-subrange" wurde die Kolmogorov-Konstante  $\alpha$  mit Gleichung (1) aus den gemessenen Spektren berechnet. Hier ergaben sich größere Unterschiede zu den sonst in der Literatur angegebenen Werten / 3 /. Dies wird zurückgeführt auf die ungenaue Berechnung der Dissipation  $\epsilon$ . (In Gleichung (1) und (2) tritt  $\epsilon$  und  $\alpha$  als Produkt auf. Die Berechnung von L aus Gleichung (2) kann daher korrekt durchgeführt werden).

Die Dissipation  $\epsilon$  wurde mit der Gleichung (3) aus / 4 / berechnet.

$$\epsilon = 15 \nu \int_0^{\infty} k^2 E(k) dk, \quad (3)$$

wo  $\nu$  = kinem. Zähigkeit. Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, daß für eine endliche Lösung dieser Integration der Exponent der Wellenzahl für große Wellenzahlen in  $E(k)$  stärker negativ werden muß, als er im "inertial-subrange" ( $-5/3$ ) ist. Dies wurde auch z.B. von Pao / 5 / für hohe Wellenzahlen aus anderen theoretischen Überlegungen heraus gezeigt.

In Wandnähe (Abb. 1, obere Kurve) kann eine stärker negative Steigung tatsächlich nachgewiesen werden, in Kanalmitte jedoch nicht. Die Auswertung der meisten auf Magnetband aufgezeichneten Signale zeigt im Gegenteil sogar ein Abflachen des Kurvenverlaufes. Dieses Abflachen hat es bisher unmöglich gemacht, aus den experimentellen Ergebnissen sinnvolle Werte für die Kolmogorov-Konstante  $\alpha$  zu ermitteln.

---

/ 3 / U. Schumann

Ein Verfahren zur direkten numerischen Simulation turbulenter Strömungen in Platten- und Ringspaltkanälen und über seine Anwendung zur Untersuchung von Turbulenzmodellen - KFK 1854, 1973

/ 4 / J.O. Hinze

Turbulence - Mc Graw-Hill, New York 1959

/ 5 / Y.H. Pao

Structure of turbulent velocity and scalar fields at large wave numbers

The Phys. of Fluids 8. 1965, S. 1063-1075

Die Ursache für diesen flachen Verlauf liegt nicht in einer eventuell zu geringen örtlichen Auflösung des Laser-Doppler-Anemometers, sondern wird vermutlich verursacht durch den Signal-zu-Rauschspannungsabstand der verwendeten Analog-Magnetbandmaschine. Diese Vermutung wurde durch Versuche bestätigt, bei denen neben den Energiespektren auch Rauschspektren ausgewertet werden. Die Signalteile mit sehr kleinen Amplitudenänderungen verschwinden im Rauschen des Magnetbandes. Das hat zur Folge, daß die vom Analogband ausgewerteten Spektren bei hohen Wellenzahlen in einen horizontalen Verlauf übergehen. Die in Abb. 1 aufgetragenen Werte sind die Summe aus dem Spektrum der Geschwindigkeitsschwankungen und der Fremdspannung der gesamten elektronischen Einrichtung.

In Abb. 2 sind zwei Energiespektren für die Kanalmitte über der Frequenz aufgetragen. Die obere Kurve wurde durch direkte Auswertung des Analogbandes gewonnen und stellt die Summe aus Geschwindigkeitsschwankungsspektrum  $E_v(f)$  und Fremdspannungsspektrum  $E_F(f)$  dar. Sie zeigt wieder bei hohen Wellenzahlen einen flacheren Verlauf. Zieht man von diesem Spektrum das Fremdspannungsspektrum der gesamten elektronischen Apparatur ab, so erhält man die untere Kurve, die nun tatsächlich auch eine Tendenz zu stärker negativen Steigungen zeigt.

Die  $\alpha$ -Werte, die mit den Dissipationen aus den korrigierten Spektren berechnet werden, stimmen besser mit den bekannten überein und waren zumindest für die Werte der Wandnähe befriedigend.

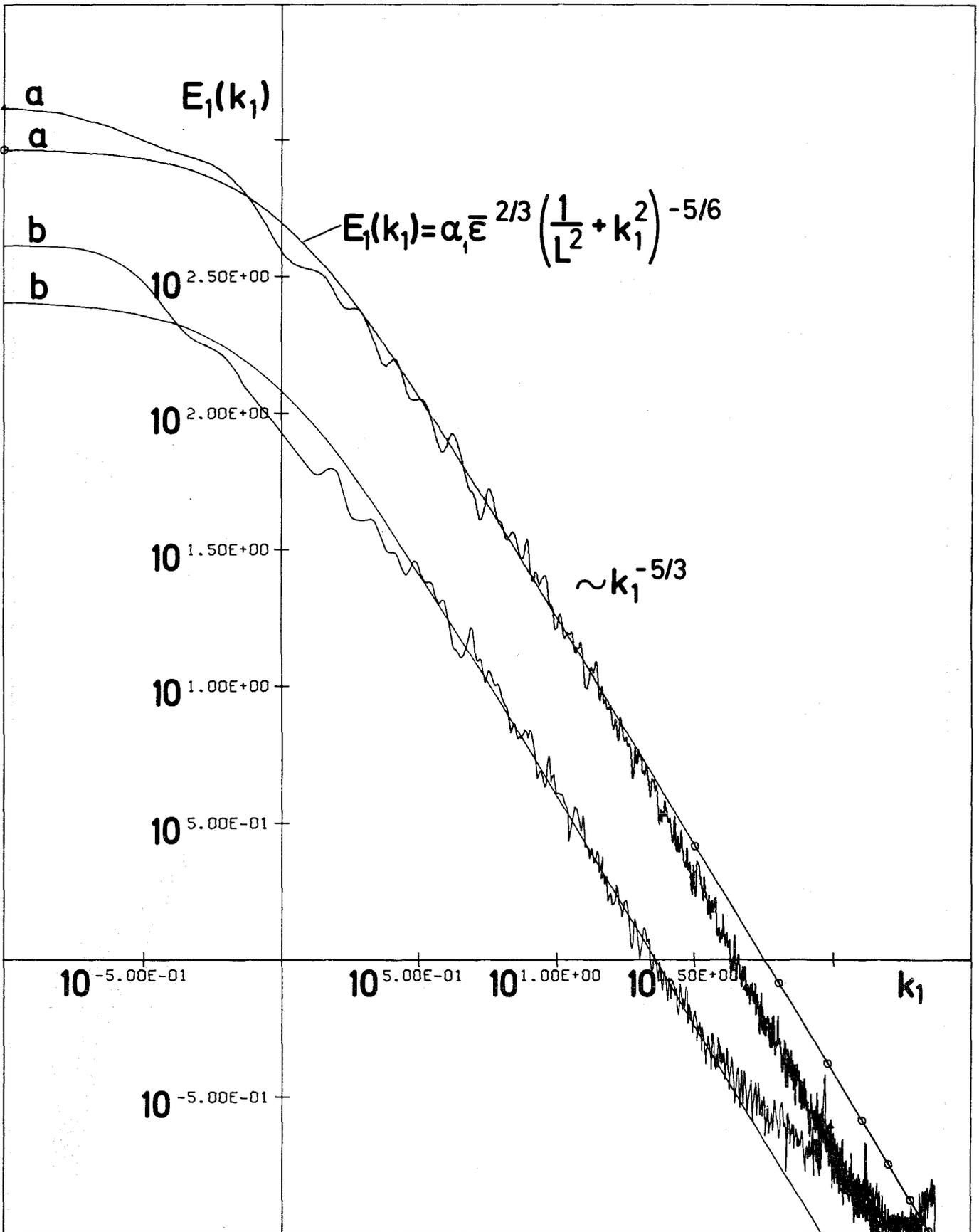
Durch weitere Experimente, die unter der Beachtung der Messung bis zu hohen Wellenzahlen durchgeführt werden (Subtraktion des Gleichspannungsanteils und Verstärkung, sowie Teilbereichsauswertung durch Hochpaßfilter), soll die Berechnung von  $\epsilon$  weiter verbessert werden.

Mit den so korrigierten Spektren sollten dann zuverlässigere Werte für die Kolmogorov-Konstante  $\alpha$  erhalten und quantitative Aussagen über den Verlauf bei hohen Frequenzen gemacht werden. Man wird dann auf einige zusätzliche empirische Korrekturfaktoren in den Feinstruk-

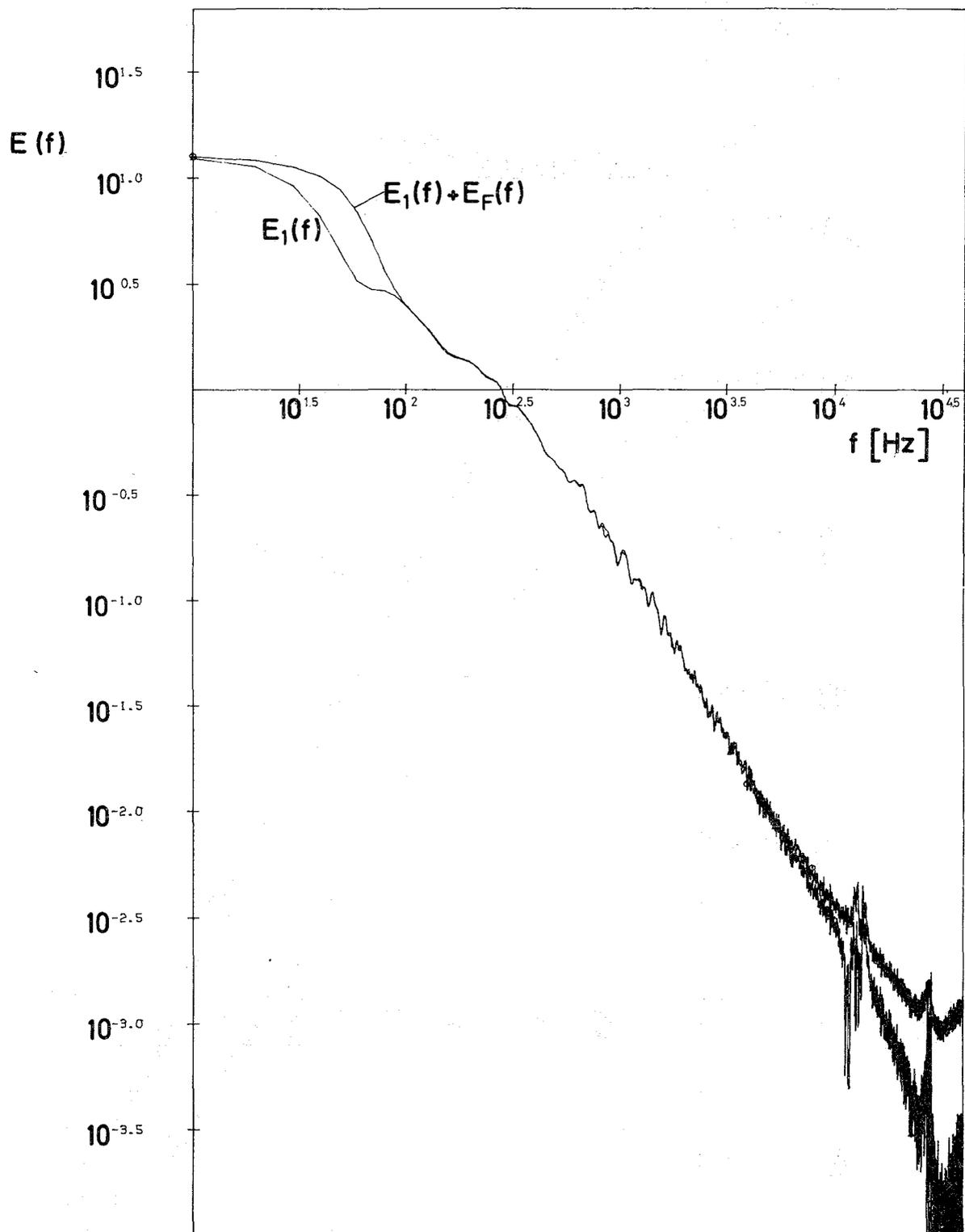
turmodellen verzichten können, die dadurch bedingt waren, daß über den gesamten Wellenzahlenbereich der  $(-5/3)$ -Verlauf angenommen werden mußte. Unabhängig davon zeigen die bisherigen Versuche, daß für die nicht aufgelöste Feinstruktur bei der direkten numerischen Simulation bei den bis heute realisierten Maschennetzen auch in Kanalströmungen Lokalisotropie angenommen werden kann.

#### Veröffentlichung

G. Grötzbach, G. Lörcher, U. Schumann  
Anwendung und experimentelle Absicherung der direkten  
numerischen Simulation turbulenter Strömungen  
DATF-Reaktortagung, Nürnberg 1975



<b>GfK/IRE</b>	<b>Energiespektren von <math>V_z'</math> bei <math>Re=80000</math></b>	Abb. 1
	a) Wandnähe ( $y=500\mu$ ), b) Kanalmitte	



GfK/IRE

Gemessenes und korrigiertes Energie-  
spektrum von  $V_z'$ 

Abb. 2

1296 Entwurfsstudien für große Natriumbrüter

1296.2 SNR 2 - Kernausslegung<sup>F</sup>

(K. Kleefeldt, G. Bönisch, K. Schramm, IRE; D. Steinbock, IMF;  
E. Kiefhaber, INR; R. Fröhlich, Interatom)

Nach den gegenwärtigen Terminvorstellungen für den SNR 2 muß in der ersten Hälfte des Jahres 1976 der Reaktorkern in seinen wesentlichen Merkmalen festgelegt werden. Zur Vorbereitung dieser Festlegung werden seit Ende 1974 gemeinsam von den Industriefirmen Belgonucleaire, Interatom und von der GfK Untersuchungen zur Kernausslegung durchgeführt. Ziel einer ersten Arbeitsphase ist die Festlegung eines vorläufigen Referenzkernes, der den weiteren Untersuchungen zugrunde gelegt wird.

Im Berichtszeitraum wurde der Einfluß der wichtigsten Kernparameter auf verschiedene Wirtschaftlichkeitskriterien untersucht. Dazu wurde der Rechencode BRUST der Fa. Interatom verwendet, der mit vereinfachten Modellen eine schnelle Durchrechnung des Kernes bezüglich seiner nuklearen, thermohydraulischen und kostenmäßigen Eigenschaften ermöglicht.

Ausgehend von einem in Anlehnung an die Brennelementdaten des SNR 300 - Mark II-Kernes ausgewählten Parametersatz wurden 25 der insgesamt ca. 85 in BRUST einzugebenden Variable in einem technisch als sinnvoll erscheinenden Bereich variiert. Von diesen 25 Veränderlichen haben etwa 10 einen wesentlichen Einfluß auf die vier betrachteten Optimierungskriterien:

- Brennstoff-Zykluskosten
- Bruterate
- Spaltstoffinventar im Reaktor
- Verdopplungszeit

Für einen quantitativen Vergleich der Einflüsse auf diese Kriterien wurden sog. Einflußzahlen nach folgender Gleichung definiert:

$$\text{Einflußzahlen } \alpha_{ij} = \left( \frac{x_j}{f_i} \cdot \frac{\partial f_i}{\partial x_j} \right)_A$$

mit  $\alpha_{ij}$  = Einflußzahl des j-ten Parameters auf das i-te Kriterium

$f_i$  =  $f_i(x_j)$  = eines der o.g. Kriterien ( $i = 1, 2, 3, 4$ )

$x_j$  = Kernparameter mit dem Index j

Index A bedeutet, daß die Funktionswerte und die Ableitung

im Ausgangspunkt anzunehmen sind.

---

<sup>F</sup> Bisher noch nicht berichtet.

Die Einflußzahlen  $\alpha_{ij}$  geben also beispielsweise an, um wieviel % sich die Zykluskosten verändern, wenn der Stabdurchmesser um 1 % verändert wird. Tab. 1 enthält die Einflußzahlen der 10 wichtigsten Kernparameter auf die vier ausgewählten Wirtschaftlichkeitskriterien, gültig für den Ausgangsreaktor (vgl. Tab. 2).

Die wichtigsten Ergebnisse aus diesem Vergleich sind die folgenden:

- Mit zunehmendem Stabdurchmesser sinken die Zykluskosten relativ schwach (das Minimum der Kosten als Funktion des Durchmessers liegt bei noch größeren Stabdurchmessern), jedoch steigt etwa 10-fach stärker das Spaltstoffinventar im Reaktor. Zwischen diesen gegenläufigen Beziehungen muß das Optimum gefunden werden unter Beachtung von Brutrate und Verdopplungszeit.
- Bezüglich Kosten, Brutrate und Verdopplungszeit ist ein größeres Stabteilungsverhältnis günstig. Das Spaltstoffinventar steigt dann nur unwesentlich.
- Die Kernhöhe hat neben dem Abbrand den zweithöchsten Einfluß auf die Zykluskosten. Sie sollte daher gegenüber dem Ausgangsreaktor (95 cm) vergrößert werden, was sich nur sehr schwach in ungünstiger Weise auf die drei übrigen Kriterien auswirkt.
- Für die axiale und radiale Brutmanteldicke ist ein Kompromiß zwischen Zykluskosten und Brutrate anzustreben. Der Einfluß der axialen Brutmanteldicke ist etwa doppelt so groß wie der der radialen Dicke.
- Durch Steigerung des Abbrandes ist der größte Gewinn an Zykluskosten möglich. Auch das Spaltstoffinventar wird dadurch günstig beeinflusst. Die Einbuße an Brutrate ist beträchtlich.
- Eine Erhöhung der Schmierdichte wirkt sich auf drei Kriterien (Kosten, Brutrate, Verdopplungszeit) günstig aus, nur das Inventar wird (bei konstant gehaltener Stableistung) vergrößert.
- Die Zahl der Regelstabpositionen wirkt sich auf alle Kriterien, wie erwartet, negativ aus, besonders stark auf die Verdopplungszeit.
- Der Einfluß des Kerndruckverlustes auf die vier Kriterien ist sehr schwach mit der Tendenz zur Verbesserung bei kleinen Druckverlustwerten.

- Zunehmende Hüllrohrwandstärke wirkt sich besonders nachteilig auf die Verdopplungszeit und auf die Brutrate aus.

Die angegebenen Einflußzahlen und die daraus gezogenen Schlußfolgerungen gelten nur für den betrachteten Ausgangsreaktor und nur in dem Maße, wie die im BRUST-Code getroffenen vereinfachten Annahmen zutreffen. Eine Überprüfung mit genaueren Codes wird Gegenstand der weiteren Arbeiten sein.

Aufgrund obiger Resultate wurde in Abstimmung mit den beteiligten Arbeitsgruppen der vorläufige Referenzkern vorgeschlagen (Tab. 2), für den die Einflüsse der wichtigsten Parameter überprüft werden. Die Argumente zugunsten dieses Vorschlages sind in Tab. 2 angegeben.

Die Ergebnisse der ersten Arbeitsphase werden in einem Bericht zusammengestellt.

