

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM**

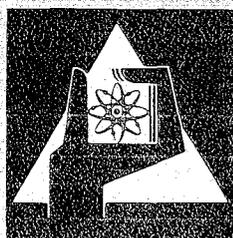
**KARLSRUHE**

Juli 1976

KFK 1276/1

Projekt Schneller Brüter

**1. Vierteljahresbericht 1976**



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

**KARLSRUHE**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1276/1

Projekt Schneller Brüter

1. Vierteljahresbericht 1976

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe



### Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 1. Vierteljahres 1976, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe oder in deren Auftrag durchgeführt worden sind.

Einige der wesentlichen Ergebnisse aus den Teilprojekten:

#### Brennstabentwicklung (1.12):

Durch Dotierung von Oxidbrennstoff mit Spaltprodukten wurde die Innenkorrosion von Brennstabhüllrohren simuliert. Dabei ergaben sich für verschiedene Hüllmaterialien und Vorbehandlungszustände Aussagen über den Beitrag der Reaktionszonen zur Festigkeit der Stähle. Bei simuliertem Abbrand von 10 At.% variieren die effektiven Korrosionstiefen der Werkstoffe 1.4970 und 1.4988 zwischen 60 und 75  $\mu\text{m}$ . Die Duktilität nimmt mit zunehmendem Abbrand rapide ab.

Weitere Ergebnisse von Bestrahlungsnachuntersuchungen defekter Brennstäbe der Experimente DFR-435 und Mol-7 B liegen vor. Besonders auffallend ist die Bildung von oxidischen Reaktionsschichten zwischen Brennstoff und Hüllmaterial nach Eindringen von Kühlmittel. Ferner wird über einen ersten Versuch im Reaktor Siloe zum Verhalten absichtlich beschädigter Brennelemente berichtet und das weitere Versuchsprogramm zu diesem Thema vorgestellt.

Auf den Verlauf der karbo-thermischen Reduktion bei der Mischkarbidherstellung hat die Pulvervorbereitung einen wesentlichen Einfluß. Bei kurzzeitig gemahlener Pulvern setzte die Reaktion infolge Keimbildungsarbeit abrupt ein.

### Materialuntersuchungen (1.13):

Zum Vergleich mit vorliegenden Ergebnissen des Bestrahlungsversuches Mol 3 B/5 wurden unbestrahlte Blechproben der Stähle 1.4981 und 1.4988 auf ihr Zeitstand- und Kriechverhalten hin untersucht. Bei 700 °C Prüftemperatur zeigt 1.4988 im kaltverformten Zustand im Falle hoher Beanspruchungszeiten schließlich ähnliche Festigkeitseigenschaften wie im nur lösungsgeglühten Zustand.

Im Versuch Mol 1 A/ 1 sind auch ferritische Stähle im Hinblick auf spätere Einsatzmöglichkeit im Kern schneller Reaktoren bestrahlt worden. Im Vergleich zu austenitischen Stählen zeigte sich weniger Hochtemperaturversprödung und eine im wesentlichen gleiche Abnahme der Zeitstandfestigkeit nach Bestrahlung.

Die Mol 2 Untersuchung der in-pile Zeitstandfestigkeit des Stahls 1.4981 ist abgeschlossen. In dem Beitrag hierzu werden Folgerungen für die Auslegung der Brennelementkästen des SNR 300 aufgelistet.

Die Dimensionsänderungen von Hüllmaterialien nach Bestrahlung im Rapsodie-Reaktor wurden bzgl. des Einflusses von Schwell- und Kriechvorgängen untersucht. Vor allem bei 1.4981 änderte sich die Kriechrate in Abhängigkeit von der Bestrahlungsdosis abrupt, wobei die Lage der Sprungstelle sich empfindlich mit der jeweiligen Charge änderte.

Ein merklicher Chargeneinfluß zeigte sich auch bei ersten Ermüdungsversuchen mit SNR-Strukturmaterial (1.4948). Die zyklische Beanspruchung führt zu einer Verfestigung dieses Werkstoffes.

### Korrosionsuntersuchungen (1.14):

Wie Gefügeuntersuchungen mit dem Rasterelektronenmikroskop gezeigt haben, wurde bei dem 10000 h Korrosionsversuch im Na-Hochtemperatur-

prüfstand in der Matrix der Hüllrohre aus dem Werkstoff 1.4970 keine Sigmaphase ausgeschieden, wohl aber in den Proben aus 1.4981 und 1.4988.

Physik (1.21 und 1.22):

In den Anordnungen SNEAK 9 C wurden u.a. Reaktivitätswerte verschiedener Absorberwerkstoffe gemessen, wobei ein oxidischer und ein karbidischer Reaktorkern jeweils durch eine Anordnung simuliert wurden. Aus dem Vergleich mit theoretischen Berechnungen ergibt sich eine Rechengenauigkeit von etwa 0,4 %; der Meßfehler liegt unter 0,2 %. Unterschiede zwischen Rechnung und Experiment sind am größten für angereichertes Bor und Europiumoxid, während natürliches Borkarbid, Tantal und Aluminium gut berechnet werden.

An der Auswertung der SNEAK-7 A/ 7 B-Versuche sind Korrekturen vorgenommen worden, nachdem die Eichung einer  $^{239}\text{Pu}$ -Spaltkammer relativ zur  $^{235}\text{U}$ -Spaltkammer verbessert worden war. Ferner sind aufgrund neuer experimenteller Daten die Wirkungsquerschnitte von  $^{240}\text{Pu}$  neu ausgewertet worden.

Sicherheit (1.23 bis 1.25):

Mit dem Programmsystem CAPRI-2/ KADIS wurde der Einfluß der Parameter einer Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR) auf die Einleitungs- und Abschaltphase eines milden Leistungsstörfalls im Mark Ia Kern des SNR 300 untersucht. Bei Verwendung eines konsistenten Modells zur Beschreibung der BNR hängen die berechneten Energiefreisetzung sehr wenig von den BNR-Parametern ab.

Aus Versuchen an der Electrical Pin Burst Facility ergab sich als Versagensenergie für frische Brennstäbe für den Fall eines Leistungstransienten ein Wert von 225 Joule/gUO<sub>2</sub>.

In elektrisch hervorgerufenen Niederschmelzversuchen an Einzelbrennstäben mit Natriumkühlung wurden Energieinhalte der BNR-Druckpulse bestimmt. Die von diskreten Druckpulsen der Größenordnung 50 bar geleistete mechanische Arbeit liegt bei etwa 0,1 Joule. Der aus einem derartigen Versuch berechnete mechanische Energiekonversionsfaktor liegt im Bereich von 0,02 - 0,04 % (je nach Definition der eingebrachten Energie).

Die Energiefreisetzung bei zweiten Exkursionen im Core-Catcher des SNR 300 wurde transporttheoretisch berechnet; sie ist geringer als der auf Diffusionstheorie basierende Wert. Geringer sind jedoch auch die aus Transporttheorie resultierenden kritischen Brennstoffmassen.

In ersten Versuchen über die Freisetzung von Spaltprodukten aus kontaminierten Natriumlachen wurde der Cs-Gehalt der entstehenden Aerosole gemessen. Caesium verdampft demnach unabhängig vom Natrium entsprechend seinem Dampfdruck und reichert sich im Aerosol an, während der Cs-Gehalt in der Lache mit der Zeit wesentlich abnimmt.

Über die voraussichtlichen Freisetzungsraten von Aktiniden im Brennstoffzyklus von LWR- und Brüter-Kernkraftwerken liegen detaillierte Angaben vor.

#### Technologie (1.26 und 1.27):

Die für Natriumsiedeversuche entwickelten elektrischen Heizstäbe der Stufe II lassen sich aufgrund von Versuchsergebnissen bei Kühlmitteltemperaturen von 950 °C mit einer Leistungsdichte bis zu 500 W/ cm<sup>2</sup> betreiben und sind der notwendigen zyklischen Belastung gewachsen. Fluiddynamische Untersuchungen an einem Stabbündel mit 12 Stäben haben u.a. Druckverlustwerte für die in Mol geplante Gasbrüter-Brennelementbestrahlung erbracht.

## S u m m a r y

This report describes work performed in the 1st quarter of 1976 at or on behalf of Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe within the framework of the Fast Breeder Project.

Here are some of the most important results generated in various project areas:

### Fuel Rod Development (1.12):

The internal corrosion of fuel rod cladding tubes was simulated by doping oxide fuel with fission products. Information was produced for different cladding materials and preliminary treatment conditions about the contribution of the reaction zones to the strengths of the different types of steel. At a simulated burnup of 10 at.%, materials No. 1.4970 and 1.4988 showed comparable strength characteristics. Ductility rapidly decreases as the burnup increases.

Additional results of post-irradiation examinations of defective fuel rods are available from the DFR-435 and Mol-7 B experiments. One particularly striking fact is the formation of oxide reaction layers between the fuel and the cladding material, following the penetration of coolant. Moreover, a first experiment in the Siloe Reactor on the behavior of intentionally damaged fuel elements is covered in the report, and the experimental program on this subject is introduced.

The development of carbo-thermal reduction in the preparation of mixed carbides is greatly influenced by the preparation of the powder. In powders ground for short periods of time, the reaction was initiated abruptly because of nucleation work.

Material Studies (1.13):

For comparison with the results available from the Mol 3 B/5 in-pile experiment, unirradiated sheet metal samples of the 1.4981 and 1.4988 steel grades were investigated for their creep rupture and creep behavior. At a test temperature of 700°C, 1.4988 in the cold worked condition finally showed similar strength characteristics under long-time stresses as in the solution-annealed condition only.

In the Mol 1 A/1 experiment also ferritic steels have been irradiated with respect to subsequent application in the cores of fast reactors. Compared with austenitic steels there was less high temperature embrittlement and an about equal decrease of creep rupture strength after irradiation.

The Mol 2 study of the in-pile creep rupture strength of 1.4981 grade steel has been completed. In the contribution on the subject, conclusions are listed with respect to the design of the fuel element wrappers of the SNR 300.

The dimensional changes in cladding materials following irradiation in the Rapsodie reactor were studied with respect to the influence of swelling and creep events. Above all in the No. 1.4981 material the creep rate abruptly changed as a function of the irradiation dose, the position of the point of transition changing sensitively with the batch involved.

A marked influence of the batches was found also in the first fatigue experiments with SNR structural material (1.4948). Due to cyclic stresses this material solidified.

Corrosion Studies (1.14):

Structural examinations under the scanning electron microscope have shown that in the 10,000 h corrosion test in the sodium high temperature test rig no sigma phase was precipitated in the matrix of the cladding tubes made of 1.4970 material, but was precipitated in the samples made of 1.4981 and 1.4988 materials.

Physics (1.21 and 1.22):

In the SNEAK 9 C assemblies, among other factors, reactivity data of different absorber materials were measured, one oxide and one carbide reactor core being simulated by one assembly each. Comparison with theoretical calculations shows an accuracy of the calculations of about 0.4  $\%$ ; the measuring error is below 0.2  $\%$ . Differences between the calculation and the experiment are most pronounced for enriched boron and europium oxide, whereas natural boron carbide, tantalum and aluminium were calculated sufficiently well. Corrections were made in the evaluation of the SNEAK 7 A/7 B experiments, after the calibration of a  $^{239}\text{Pu}$  fission chamber relative to the  $^{235}\text{U}$  fission chamber had been improved. Moreover, the cross sections of  $^{240}\text{Pu}$  were re-evaluated in the light of recent experimental data.

Safety (1.23 to 1.25)

The CAPRI-2/ KADIS program system was used to study the influence of the parameters of a fuel-sodium interaction upon the initiation and shutdown phases of a mild power excursion in the Mark Ia core of the SNR 300. When using a consistent model to describe the fuel-sodium interaction, the energy releases calculated depend only slightly on the parameters of the fuel-sodium interaction.

From experiments carried out in the Electrical Pin Burst Facility the failure energy for fresh fuel rods in case of a power transient was found to be 225 joule/g of  $UO_2$ .

The energy contents of the pressure pulses occurring in the fuel-sodium interaction were determined in meltdown experiments produced electrically on single fuel rods with sodium cooling. The mechanical work performed by discrete pressure impulses on the order of 50 bar is around 0.1 joule. The mechanical energy conversion factor calculated from such an experiment is on the order of 0.02 - 0.04% (depending on the definition of the energy introduced).

The energy release by second excursions in the core catcher of the SNR 300 was calculated by means of the transport theory; it is less than the level based on diffusion theory. However, also the critical fuel masses resulting from the transport theory are smaller.

The Cs content of the aerosols generated was measured in preliminary experiments on the release of fission products from contaminated sodium pools. Accordingly, cesium evaporates independent of the sodium, in accordance with its vapor pressure, and is enriched in the aerosol, while the Cs content in the pool greatly decreases as a function of time.

Detailed information is available about the potential release rates of actinides in the fuel cycle of LWR and breeder power stations.

#### Technology (1.26 and 1.27):

The stage II electrical heater rods developed for sodium boiling tests can be operated with a power density of up to  $500 \text{ W/cm}^2$ , as was found out in experiments at coolant temperatures of  $950^\circ\text{C}$ , and will withstand the necessary cyclic stresses. Fluid dynamics studies carried out on a rod bundle with 12 rods, among other

factors, produced pressure drop data for the irradiation of gas breeder fuel elements planned for Mol.

---

This report has been 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:

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

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

Inhaltsübersicht<sup>+)</sup>

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

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



1.12 BRENNSTABENTWICKLUNG1.12.1 Oxidischer Brennstoff - Laboruntersuchungen1.12.12 Verträglichkeitsverhalten  
Einfluß der Reaktion Brennstoff/ Hülle auf die  
mechanischen Eigenschaften der Hülle \*

(P. Hofmann, H. Eckstein; IMF)

Wie vorangegangene Untersuchungen bereits gezeigt haben, kann zur Beurteilung des Verträglichkeitsverhaltens von austenitischen Stählen gegenüber Oxidbrennstoff nicht allein das Ausmass der chemischen Wechselwirkungen herangezogen werden, sondern es muss auch der Einfluss der Reaktionen auf die mechanischen Eigenschaften berücksichtigt werden ( / 1 / , ( 1 ) ). Der korrosive Angriff bedeutet eine Schwächung der Hülle, die nicht in allen Fällen einer Wandstärkeminderung, entsprechend der Angriffstiefe, gleichgesetzt werden kann. Unter Umständen trägt die Reaktionszone noch zur Festigkeit bei, z.T. besitzt sie aber eine schädliche "Fernwirkung" auf das unkorrodierte Hüllmaterial.

Um Aussagen machen zu können, welchen Beitrag die Reaktionszone noch zur Festigkeit der Stähle liefern, wurden die beiden Stähle 1.4970 und 1.4988 in Kontakt mit spaltprodukt-dotiertem überstöchiometrischem  $UO_2$  geglüht und die Änderung der mechanischen Eigenschaften ( $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$ ,  $\delta_B$ ) gegenüber den unkorrodierten Vergleichsproben mit den gemessenen Reaktionszonen korreliert. Die Stähle kamen in Form von Flachzerreissproben in zwei Vorbehandlungszuständen zum Einsatz: (a) lösungsgeglüht + 15 % kv, (b) lösungsgeglüht + 30 % kv. Beim Stahl 1.4988 wurden ausserdem die Proben einmal parallel und einmal senkrecht zur Walzrichtung ausgestanzt. Die Spaltprodukte Cs, J und Te wurden dem Brennstoff ( $UO_2 \cdot 12$ ) in Konzentrationen entsprechend einem simulierten Abbrand von 10 und 20 At.% zugegeben. Die Korrosionsglühungen fanden bei 650 °C/ 1000 h statt. Nach den Glühungen wurden zunächst die Angriffstiefen an den Kopfen der Flachzerreissproben ausgemessen. Danach erfolgten Zerreißversuche mit den korrodierten Proben bei 20 °C und 700 °C in Luft.

In Abb. 1 sind die an den beiden Stählen 1.4970 und 1.4988 gemessenen

\* Bz FE-Nr. 313.1

Angriffstiefen angegeben. Es sind die minimalen, die maximalen und die mittleren Angriffstiefen von je 6 Proben aufgetragen. Die Angriffstiefen sind

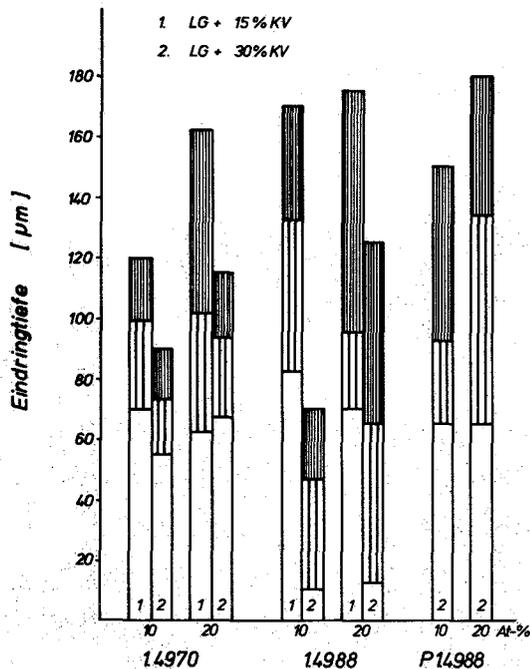


Abb. 1

Angriffstiefen an Stahlproben nach der Korrosionsglühung bei  $650^{\circ}\text{C}/1000\text{ h}$ . Simulierter Abbrand: 10 und 20 At.-% ( $\text{UO}_{2.12} + \text{Cs} + \text{J} + \text{Te}$ ). P 1.4988: Die Flachzerreissproben wurden parallel zur Walzrichtung ausgestanzt.

bei den 30% kv-Proben kleiner als bei den 15% kv-Proben. Die mittlere Angriffstiefe ist beim Stahl 1.4988 meistens kleiner als beim Stahl 1.4970; lediglich der 15% kv-1.4988 zeigt bei einem simulierten Abbrand von 10 At.-% ein schlechteres Verträglichkeitsverhalten als der 1.4970. Abb. 1 zeigt ausserdem, dass der simulierte Abbrand auf den Reaktionsumfang einen geringeren Einfluss hat als die mechanische Vorbehandlung der Stähle. Die Verformungstextur bzw. Walzrichtung zeigt einen deutlichen Einfluss auf die chemischen Wechselwirkungen. Die 1.4988-Proben, die parallel zur WR ausgestanzt wurden (P 1.4988), zeigen nahezu doppelt so tiefe Reaktionszonen wie die senkrecht zur WR ausgestanzten. Das beste Verträglichkeitsverhalten zeigt der Stahl 1.4988 im 30% kv-Zustand.

In Abb. 2 sind die mechanischen Eigenschaften der Vergleichsproben (VP), die unter Argon bei der gleichen Temperatur und Zeit ( $650^{\circ}\text{C}/1000\text{ h}$ ) ge-  
glüht wurden, sowie der korrodierten Proben für Raumtemperatur (RT) und  $700^{\circ}\text{C}$  (HT) angegeben. Es standen pro Messwert drei Proben zur Verfügung. Bei einer Kaltverformung von 30% zeigen die Stähle die grössten Festigkeitswerte. Mit steigendem Abbrand, d.h. zunehmendem Korrosionsangriff, gehen sowohl bei RT als auch bei  $700^{\circ}\text{C}$  die Werte für  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$  und auch  $\delta_B$  zurück; die Bruchdehnung beträgt schliesslich selbst bei  $700^{\circ}\text{C}$  nur noch

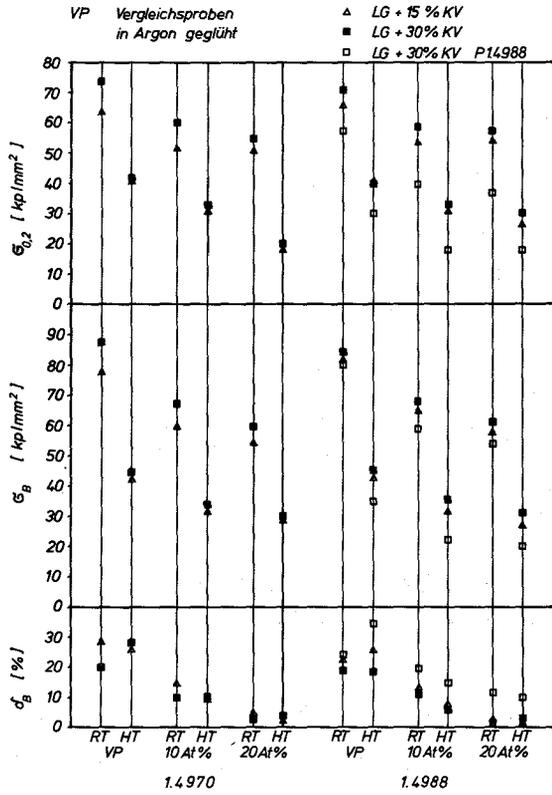


Abb. 2 :  
 Mechanische Kurzzeiteigenschaften von korrodierten und unkorrodierten, geglühten Vergleichsproben bei Raumtemperatur (RT) und 700°C (HT) in Luft

einige Prozent. Eine Ausnahme davon macht der Stahl P 1.4988 ( || zur WR ausgestanzt), der stets noch eine Bruchdehnung  $\geq 10\%$  behält.

In Abb. 3 und 4 ist das Verhältnis der gemessenen zur effektiven Korrosionstiefe aufgetragen. Die effektive Korrosionstiefe ist dabei die Dicke der äusseren Schicht, um die die Querschnittsfläche der unkorrodierten Vergleichsprobe vermindert werden müsste, um die gleiche (verminderte)

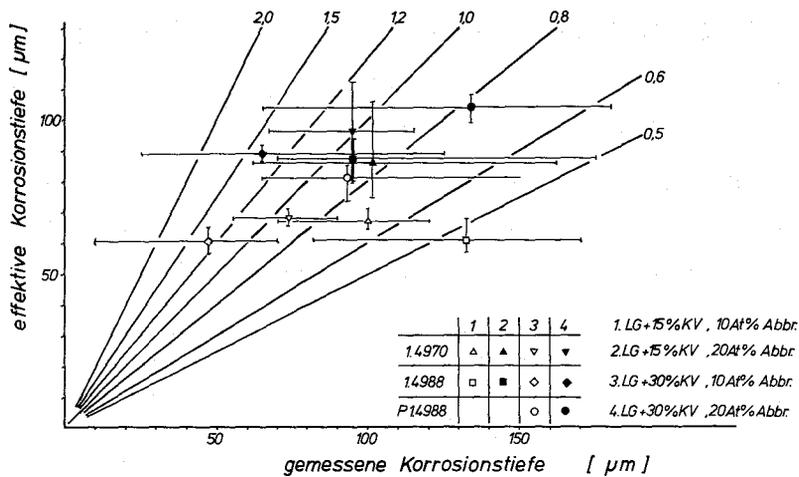
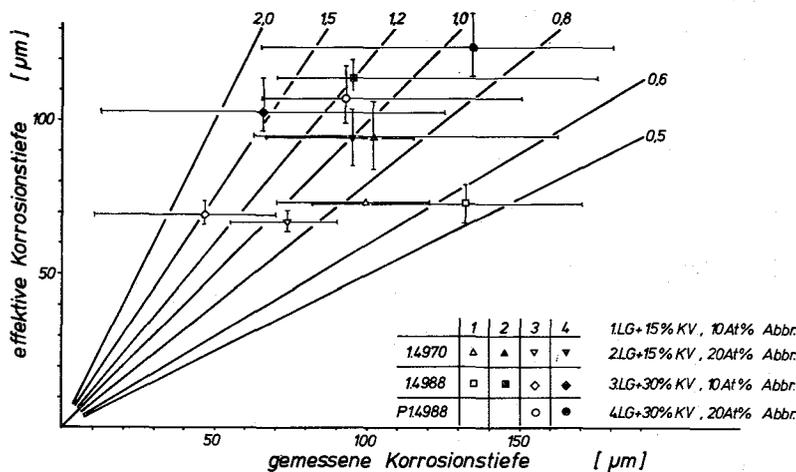


Abb. 3 : Vergleich der gemessenen und effektiven Korrosionstiefen von korrodierten Stahlproben nach dem Zugversuch bei Raumtemperatur



**Abb. 4** : Vergleich der gemessenen und effektiven Korrosionstiefen von korrodierten Stahlproben nach dem Zugversuch bei 700°C in Luft

Belastbarkeit wie bei den korrodierten Proben zu erhalten. Das Verhältnis der rechnerisch ermittelten effektiven Korrosionstiefe zur gemessenen ergibt einen Faktor  $F$  ("Schwächungs-Koeffizient" als Parameter in Abb. 4), der angibt, ob die gemessene Korrosionszone das tatsächliche Ausmass der Materialzerstörung wiedergibt. Bei  $F$ -Werten  $< 1$  besitzt die Reaktionszone noch eine gewisse Festigkeit, bei  $F > 1$  hat sie eine Fernwirkung auf das unkorrodierte Restmaterial. Die effektive Korrosionstiefe ist in Verbindung mit den mechanischen Eigenschaften des Hüllmaterials eine geeignete Grösse, das Verträglichkeitsverhalten verschiedener Stahltypen und/oder Vorbehandlungszustände zu beurteilen. Die sichtbare Reaktionszone allein reicht für die Beurteilung nicht aus.

Betrachtet man die Versuchsergebnisse unter diesem Gesichtspunkt, so verhalten sich die austenitischen Stähle 1.4970 und 1.4988 bei dem simulierten Abbrand von 10 At.% nahezu gleich. Die effektiven Korrosionstiefen variieren für beide Stahltypen zwischen 60 und 75 µm (Abb. 3 und 4), praktisch unabhängig von der Temperatur, bei der die Zerreißversuche durchgeführt wurden, und von der Kaltverformung der Stahlproben. Auch bezüglich der Streckgrenze und der Zugfestigkeit sind beide Stahltypen als nahezu gleichwertig zu beurteilen (Abb. 2).

Bei sehr hohem simulierten Abbrand von 20 At.% ist das Verhalten der beiden Stähle bezüglich der effektiven Korrosionstiefen nicht mehr so einheitlich, und die Streuung in den Ergebnissen wird deutlich grösser. Ganz allgemein

liegen die effektiven Korrosionstiefen deutlich oberhalb derjenigen Stahlproben, die bei dem niedrigeren simulierten Abbrand korrodiert wurden (Abb. 3 , 4 ).

Betrachtet man die Schwächungskoeffizienten, so ist festzustellen, dass diese mit dem simulierten Abbrand zunehmen. Darüber hinaus sind die F-Werte bei den HT-Zerreissversuchen geringfügig grösser als den HT-Experimenten (Abb. 3 , 4 ). Im allgemeinen vergrössert sich die beobachtete Korrosionstiefe mit grösserem Abbrand, d.h. grösserer Spaltproduktkonzentration nicht erheblich, dafür ist aber die Zerstörung des Hüllmaterialgefüges deutlich stärker. Die Korngrenzenangriffe sind intensiver, und es findet eine stärkere Reaktionsproduktbildung in den Korngrenzen statt. Das ist wahrscheinlich auch die Ursache für die Zunahme der F-Werte mit dem Abbrand. Die stärkste Zunahme des F-Wertes mit dem Abbrand (unabhängig von der Zugversuchstemperatur) ist beim 15% kv-1.4988 und die geringste beim 30% kv-1.4988 festzustellen.

Die Duktilität der Stahlproben nimmt mit steigendem Reaktionsumfang, d.h. zunehmendem simulierten Abbrand rapide ab, besonders beim Stahl 1.4988. Die Bruchdehnung des 1.4988 beträgt, auch bei 700<sup>o</sup>, maximal 2,6%.

Mit Abstand am schlechtesten verhält sich bei sehr hohem simulierten Abbrand der Stahl P 1.4988, der parallel zur Walzrichtung ausgestanzt wurde, sowohl bezüglich der effektiven Korrosionstiefe als auch Streckgrenze und Bruchfestigkeit. Nur im Hinblick auf die Duktilität zeigt der P 1.4988 gegenüber dem 1.4988 Vorteile. Die Bruchdehnungen variieren zwischen 10 und 12%.

---

Veröffentl.

( 1 ) O. Götzmann, P. Hofmann; J. Nucl.Mat. 59 (1976) 192

1.12.14 Mikrobereichsanalyse bestrahlter Oxid-Brennstäbe  
Nachuntersuchungen am Bestrahlungsexperiment DFR-435\*  
 (H. Kleykamp, H.D. Gottschalg, H. Späte, IMF)

Nach dem erfolgreichen Abschluß des Bündelbestrahlungsexperiments DFR-350 mit einem maximalen Abbrand von 5,6 % / 1 / wurden einige Brennstäbe aus diesem Bündel als Trefoilbestrahlungsexperiment DFR-435 zu höheren Abbränden bis 9,7 % weiterbestrahlt. Von den insgesamt acht GfK-Stäben wurden fünf im Laufe dieser Bestrahlung defekt. Der Brennstoff  $U_{0,8}Pu_{0,2}O_{2,00}$  mit 86 % U-235 im U-Anteil, einer Dichte von 89 % th.D. und einem Durchmesser der Tabletten von 5,04 mm war vom rostfreien Stahl 1.4988 mit einer Wandstärke von 380  $\mu$ m umhüllt. Das Kühlmittel bestand aus 70 % Na-30 % K. Die maximale Hüllinnentemperatur am unteren Übergang Brennstoff-Brutstoff betrug 650 °C, die maximale Stableistung im mittleren Brennstabbereich 390 W/cm.

Die Mikrobereichsanalyse erfolgte an den defekten Stäben G8, G12 und G16. Es wurden die Brennstoff-Hüllmaterial-Kühlmittel-Reaktionen, die U-, Pu- und O-Verteilung im Brennstoff, das Reaktionsverhalten des Brutstoffs und die Aufkohlung der Hülle untersucht.

In den defekten Stäben werden zwei Arten oxidischer Reaktionsschichten zwischen Brennstoff und Hüllmaterial beobachtet, deren Lage im Brennstab von der Hülltemperatur und der Stableistung abhängt:

(1) Die oxidischen und metallischen Phasen der Hüllmaterialkomponenten mit geringen Mengen Na-K-Ba-U-Oxid oder -Chromat an der Hüllinnenseite treten nur am unteren heißen Brennstabende auf (Abb. 5). Der vor der Defektbildung dominierende Korngrenzenangriff, wie er in den unbeschädigten Stäben beobachtet wird, tritt hinsichtlich der Tiefe des Angriffs zurück, da dieser Bereich der Hülle vom fortschreitenden schichtförmigen, flächenhaften Angriff nach der Defektbildung aufgezehrt wird (abgelöste Schicht etwa 50  $\mu$ m); im Restbereich des Korngrenzenangriffs (max. 90  $\mu$ m) werden nur oxidierte Hüllmaterialkomponenten beobachtet (Abb. 8, 9, 10).

(2) Die oxidischen Na-K-Cs-Ba-Mo-U-Phasen, die nur sehr wenig Pu enthalten, treten im Bereich maximaler Stableistung als mehrphasige Schichten zwischen Brennstoff und Hülle auf. Die Reaktion des K mit dem Brennstoff ist gegenüber des Na bevorzugt. Ein Hüllangriff findet in diesem Bereich mit einer

\* BzFE-Nr. 462.9. Vgl. KFK 1275/ 4, S. 112-25  
 / 1 / K.Ehrlich, O. Götzmann, H.Kleykamp, L. Schäfer, B.Schulz, H. Zimmermann,  
 W. Dienst, KFK 1960 (1974)

Der Kühlmiteleinbruch hat eine Änderung der Konzentration und Verteilung des Sauerstoffs im Brennstoff zur Folge. Durch die Reaktion des Na-K mit dem Mischoxid unter Bildung mehrphasiger Alkali-Erdalkali-U-Mo-Oxide wird die Stöchiometrie von  $O/M = 2,00$  bis auf  $O/M \approx 1,96$  erniedrigt. Experimentelle Hinweise für diese Stöchiometrieerniedrigung liefert die gemessene  $Mo/MoO_2$ -Verteilung im Brennstoff. Im Bereich maximaler Stabileistung liegt der  $O/M$ -Wert unterhalb 1,98, im unteren, heißen Brennstabbereich bei 1,99. Im ersten Fall liegt thermodynamisches Gleichgewicht zwischen Brennstoff, Kühlmittel und den Alkali-U-Oxid-Phasen, im zweiten Fall thermodynamisches Gleichgewicht zwischen Brennstoff, Kühlmittel und Hüllmaterialoxiden vor.

Die in unbeschädigten Stäben beobachtete radiale U-Pu-Umverteilung wird in defekten Stäben durch das eindringende Kühlmittel zum Teil wieder abgebaut, weil die Stöchiometrieerniedrigung zu einem höheren PuO-Druck, also einer höheren Pu-Verdampfung am Zentralkanal, führt. Zusätzlich setzt ein stärkerer axialer Brennstoffkomponententransport durch U-Oxide aus dem Bereich maximaler Stabileistung des Brennstabs in Richtung der Stäben ein. Im Bereich maximaler Stabileistung wird eine Pu-Konzentration bis zu 40%  $PuO_2$  beobachtet, die nahezu radiusunabhängig ist, aber im Brennstoffaußenbereich stark abfällt (hier treten nur mehrkomponentige U-Oxide auf).

Zwischen der unteren Brutstofftablette und der Hülle treten zwei schichtförmige Reaktionszonen auf, deren innere aus Cs-U-(Pu)-Oxid und deren äußere aus vorwiegend oxidierten Hüllmaterialkomponenten besteht. Im Inneren der Brutstofftablette konnte in und zwischen den Körnern auch in ausgebrochenen Stellen des Kornverbands im Gegensatz zu früheren Beobachtungen /1/ kein Cäsium festgestellt werden.

Die Kohlenstoff-Konzentration im Hüllmaterial wurde durch Punktanalysen bestimmt. Es wird ein leichter Anstieg im äußeren Bereich der Hülle bis auf 0,15% C beobachtet. Die Aufkohlung der Hülle erfolgt wahrscheinlich durch den Kohlenstoff im Na-K-Kühlmittel, der bei der Zersetzung von Kohlenwasserstoff-Resten im Gasplenum des Kühlmittelkreislaufs in Lösung gegangen ist (Abb. 7 ).

DFR - 435

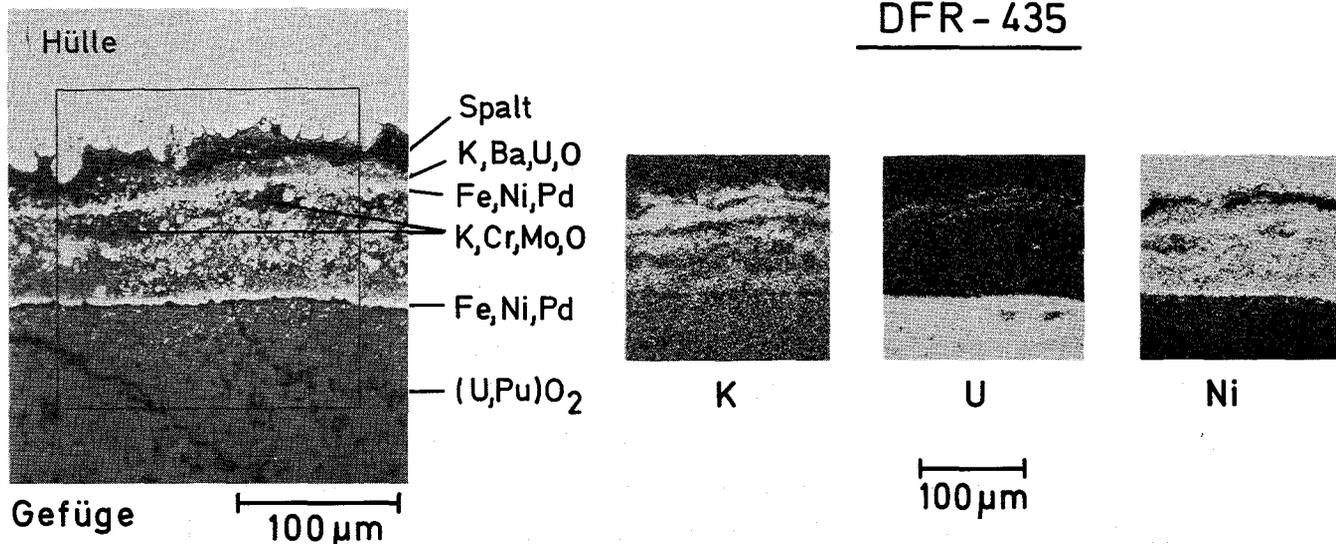


Abb. 5 : Gefügeausschnitt und Verteilungsbilder der Elemente K, U und Ni in der Reaktionszone am unteren heißen Ende des defekten Stabs G 16: oxidierte HM-Komponenten, K-Ba-Oxide, Fe-Ni-Pd-Ausscheidungen

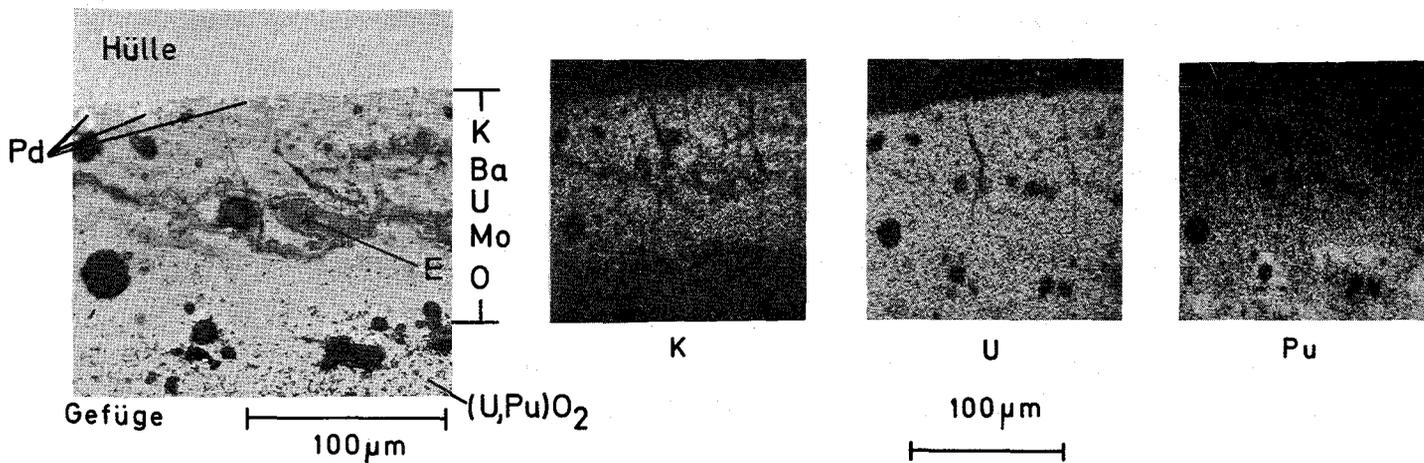


Abb. 6 Gefügeausschnitt und Verteilungsbilder der Elemente K, U und Pu in der Reaktionszone im Bereich maximaler Stableistung des defekten Stabs G 8: K-Ba-U-Mo-Oxid (mehrphasig), E = Einbettmasse

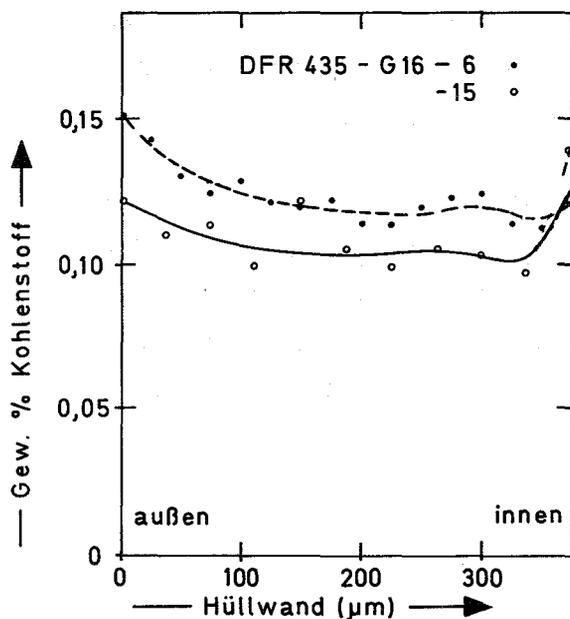


Abb. 7 Aufkohlung der Hülle von der Aussenseite im Bereich maximaler Stableistung (6) und maximaler Hülltemperatur (15)

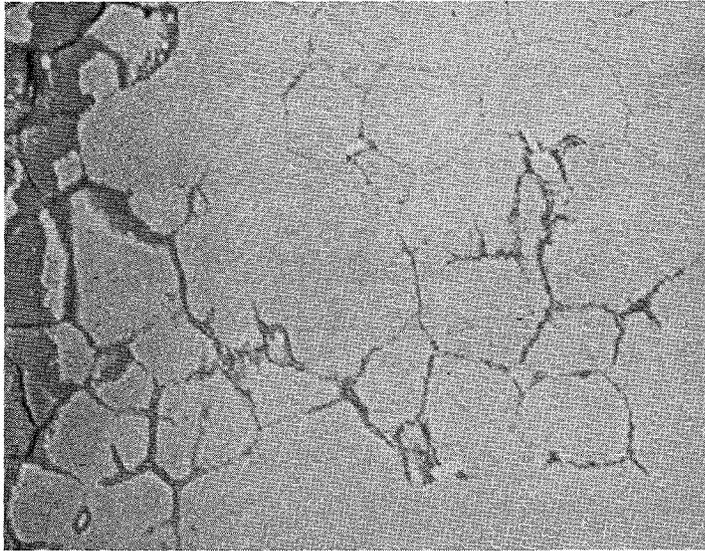


Abb. 8 Etwa 90  $\mu\text{m}$  tiefer Korngrenzenangriff der Hülle am unteren Übergang Brennstoff-Brutstoff des defekten Stabs G 12 (Vergr.1000fach)

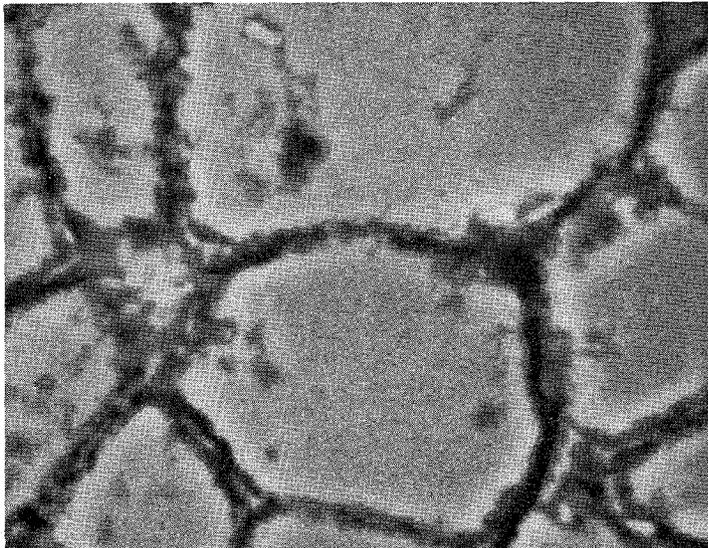


Abb. 9 Ausschnitt aus einem Bereich des Korngrenzenangriffs am unteren Übergang Brennstoff-Brutstoff des defekten Stabes G 12 (Vergr.3000fach)

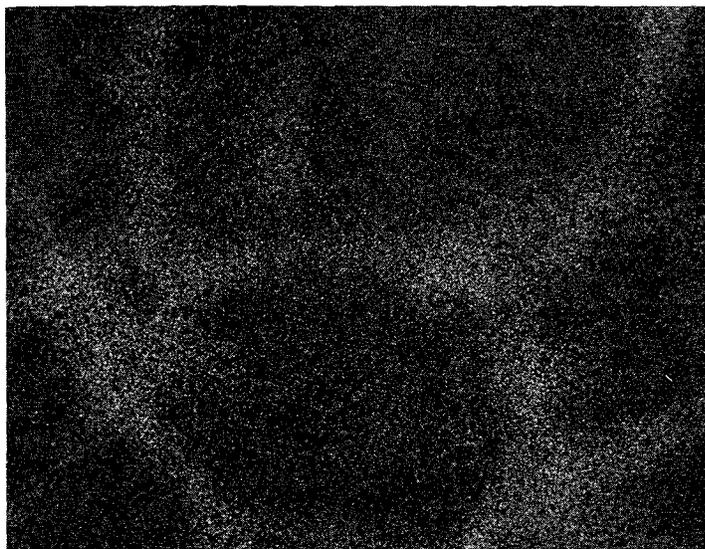


Abb. 10 Sauerstoff-Verteilung in demselben Bereich. In den Korngrenzen liegen nur oxidierte Hüllmaterialkomponenten, aber keine Spaltprodukte vor (Vergr.3000fach)

1.122 Bestrahlungsexperimente - Oxidbrennstäbe1.12.211 Untersuchungen zur mechanischen Wechselwirkung  
zwischen Brennstoff und HülleVADIA, eine Bestrahlungskapsel zur Messung von  
Hüllrohraufweitungen in BR 2\*

(H.E. Häfner, I. Müller, IMF)

In den Jahren 1970 bis 1974 wurde vom CEN Grenoble für den französischen Reaktor SILOE der Bestrahlungseinsatz VADIA entwickelt, der mittels eines Tastersystems die radiale Aufweitung eines Brennstabprüflings während des Betriebs zu messen gestattet. Mit VADIA I und II sind im Auftrag des PSB zunächst zwei Einsätze mit je einer Probe von 7 mm Hüllrohrdurchmesser und Hüllrohrtemperaturen zwischen 600 und 700 °C bestrahlt worden / 1 /. Danach wurde das Kapselkonzept für den belgischen Reaktor BR 2 modifiziert (Projekt Mol 10). Ein erster Einsatz ist jetzt in Mol in Betrieb gegangen, wobei Experimente zur mechanischen Wechselwirkung bei zyklischem Betrieb durchgeführt werden.

Kurze Beschreibung der Bestrahlungseinrichtung

Die Brennstabprobe sitzt, von NaK umgeben, in einer inneren Kapsel, die im Prinzip durch Gaseinspeisung mit Außendruck beaufschlagt werden kann. Über ein besonderes Abtastsystem werden radiale Aufweitungen der Brennstabhülle in eine axiale Verschiebung des Kolbens innerhalb eines Resonanzhohlraums umgesetzt und können so mit dem Hohlraumresonator kontinuierlich erfaßt werden. Die Hüllrohrtemperatur wird durch direkt angelegte Thermoelemente gemessen und kann durch Änderung der Gaszusammensetzung im Gasspalt zwischen innerer und äußerer Kapsel geregelt werden. Zur Variation der Prüflingsleistung kann dessen axiale Position hydraulisch verändert werden.

Bei dem Hohlraum-Resonanz-Verfahren (Abb. 11) wird aus einer Klystron-Röhre eine hochfrequente elektromagnetische Welle durch einen Hohlleiter von 10 x 20 mm in einen Zylinder innerhalb des Bestrahlungseinsatzes eingeleitet und das Resonanz-Signal außerhalb des Reaktors auf einem

---

\* BzFE-Nr. 315. Letzter Beitrag in KFK 1275/ 2, S. 112-24

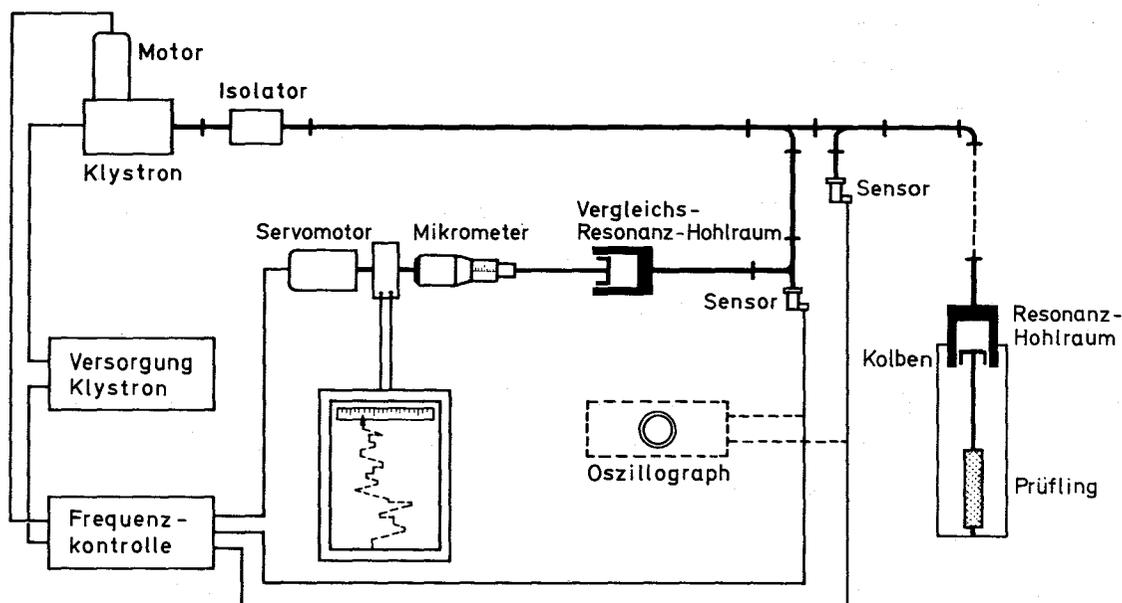


Abb. 11 Hohlraum - Resonanz - Meßverfahren

GFK  
IMF

Oszillographen abgelesen. In dem Zylinder ist ein Kolben geführt, der über ein Gestänge mit dem Prüfling verbunden ist. Durchmesseränderungen der Probe ändern die Kolbenstellung bzw. das Zylindervolumen und damit die für ein bestimmtes Zylindervolumen charakteristische Resonanzfrequenz. Jede Längenänderung an der Probe löst eine Verschiebung der Resonanzkurve aus. Außerhalb des Reaktors wird dann an einem Vergleichshohlraum solange das Volumen verändert, bis beide Resonanzkurven wieder zur Deckung kommen. An einer Mikrometerschraube ist dann die Durchmesseränderung des Prüflings abzulesen bzw. über ein Stellglied von einem entsprechenden Meßschrank registrierbar.

#### Erste Betriebsergebnisse

Der Einsatz wurde so ausgelegt, daß bei einer Veränderung der Stableistung innerhalb des Intervalls  $350 \text{ W/cm} < \chi < 500 \text{ W/cm}$  die Hüllaußentemperatur auf einem Wert von etwa  $600^\circ \text{C}$  konstant gehalten werden kann. Die Stableistung kann aus dem im Bestrahlungseinsatz

herrschenden Temperaturgradienten, der von Thermoelementen mit verschiedener radialer Position angezeigt wird, näherungsweise berechnet werden.

Im ersten Bestrahlungszyklus konnten die geforderten Werte zum Teil noch nicht erreicht werden; auch treten bei hohen Stableistungen noch Schwierigkeiten an dem Meßsystem auf.

- a ) Stableistung: Der Bereich zwischen 350 und 500 W/cm kann eingeleitet werden, die Hydraulik und die Positionsanzeige arbeiten zuverlässig.
- b ) Temperaturen: Bei  $\chi = 500$  W/cm beträgt die niedrigste erreichbare Hülltemperatur  $580^{\circ}\text{C}$  (d.h. mit 100 % He im Gasspalt). Diese Temperatur kann bei 350 W/cm durch He-N<sub>2</sub>-Austausch nicht gehalten werden, sondern erst ab 400 W/cm. Das hat zur Folge, daß Teillast/Volllast-Zyklen bei konstanter Temperatur nur mit 20 % Leistungsänderung durchgeführt werden können.
- c ) Gasregelung: Die automatische He-N<sub>2</sub>-Mischeinrichtung zur Temperaturkonstanthaltung gewährleistet über lange Zeiten, daß die Hülltemperatur auf  $\pm 5^{\circ}\text{C}$  eingehalten wird. Bei Stableistungsänderungen muß jedoch die Temperatur von Hand nachgeregelt werden.
- d ) Abtasteinrichtung : Diese funktioniert bei niedrigen Stableistungen ( $< 400$  W/cm) einwandfrei. Bei 500 W/cm klemmt der Taster an einer Stelle. Über diesen Punkt kann der Taster nur bei niedrigen Stableistungen bewegt werden. Bei hohen Stableistungen werden Tastmessungen daher schwierig, sind aber mit Einschränkungen noch möglich.

Im folgenden Bestrahlungszyklus soll versucht werden, die aufgetretenen Schwierigkeiten wenigstens teilweise zu beheben. Ein Teil des vorgesehenen Meßprogramms kann mit dem Einsatz im jetzigen Zustand durchgeführt werden.

1.12.214

Brennstabbestrahlung im BR 2-Loops-Mol-7D<sup>F</sup>

(E. Baumgärtner, H. Hoffmann, IRB; O. Jacobi, IMF)

Das Experiment Mol-7D beinhaltet die Bestrahlung eines 19-Stabbündels mit Wendelrippen-Abstandshaltern (Abb. 12). Das Bündel ist seit Juni 1975 im Reaktor. Mitte März 1976 betrug der Abbrand max. rund 53 000 MWd/t<sub>M</sub> (= 5,8 %).

Am oberen Ende des Bündels werden Kühlmitteltemperaturen in Teilkanälen einer Bündel-Ecktraverse gemessen. Diese Daten werden benutzt, um die vorausberechneten Temperaturen zu überprüfen.

Die in / 1 / angedeuteten Experimente zur Überprüfung von zunächst vorhandenen Abweichungen zwischen vorausberechneten und gemessenen Kühlmitteltemperaturen über den Bündel-Austrittsquerschnitt konnten inzwischen durchgeführt werden. Bei unterschiedlichen Na-Durchsätzen, Reaktorleistungen und Kühlmitteltemperatur-Niveaus wurden die Bilanzrechnungen überprüft. Es wurden nachgewiesen, daß der Bestrahlungseinsatz bei höherer als zunächst spezifizierter Leistung betrieben wird. Berücksichtigt man dies, so ergibt sich eine weitgehende Übereinstimmung zwischen vorausberechneten und in-pile gemessenen Kühlmitteltemperaturen im Austrittsquerschnitt des Bündels. Beispielhaft ist dies für einen Versuchslauf in Abb. 13 wiedergegeben.

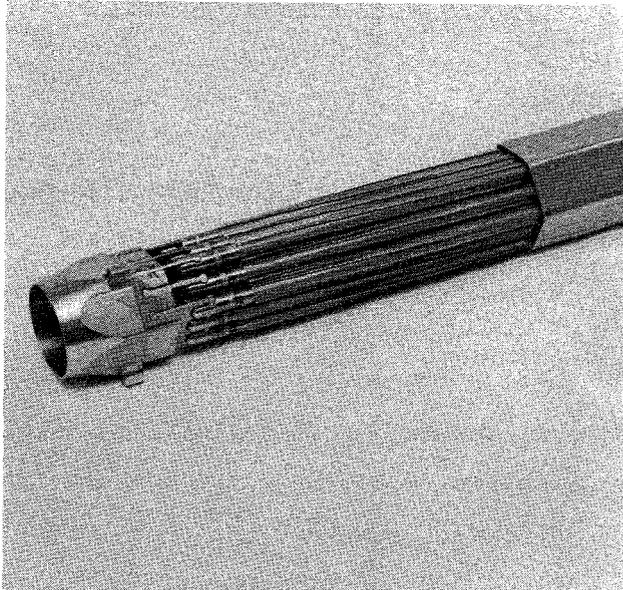


Abb. 1: Bestrahlungseinsatz MOL 7D

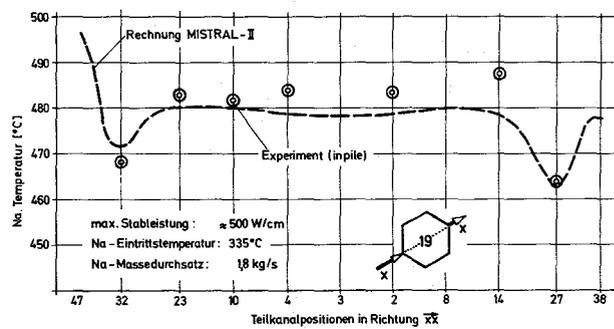


Abb. 2: Vergleich rechnerisch und experimentell ermittelter Kühlmitteltemperaturen im Austrittsquerschnitt MOL-7D

1.12.225

Bestrahlung defekter Brennstäbe

(H. Plitz, PSB-PL)

Beim Betrieb von Leistungsreaktoren können Defekte an Brennstäben weitgehend, jedoch nicht völlig vermieden werden. Insbesondere traten im Bestrahlungsprogramm zur Entwicklung von Brennstäben bzw. Brennstabbündeln für den schnellen Brüter unbeabsichtigt Brennstabdefekte auf, die einige Informationen zum Betriebsverhalten defekter Brennstäbe erbrachten.

Die Ursachen für Brennstabdefekte sind einigermaßen gut bekannt und lassen sich in verschiedene Klassen einteilen:

- a ) bereits zu Einsatzbeginn vorliegende Defekte (Fertigungs- bzw. Handhabungsdefekte),
- b ) bei geringem Abbrand auftretende Stabdefekte (ungünstige Herstellungstoleranzpaarungen führen zu mechanischer Überanspruchung, schlechten Hüllrohrqualitäten, hohen Verunreinigungen),
- c ) bei höherem Abbrand auftretende Stabdefekte (z.B. chemische Wechselwirkung Spaltprodukte/ Hülle, mechanische Wechselwirkungen etc.),
- d ) Defekte infolge Überlastbetrieb,
- e ) Defekte infolge überhöhter Hülltemperaturen bzw. Kühlungsstörungen.

Die Stabversagensarten und die Auswirkungen von Stabschäden beim Weiterbetrieb sind noch nicht hinreichend experimentell geklärt. Für den Weiterbetrieb eines SNR mit defekten Brennstäben sind die folgenden Fragen zu beantworten:

- a ) Weiteres Verhalten SNR-typischer defekter Brennstäbe in Abhängigkeit von Abbrand, Schadensart, Schadensort und Betriebsbedingungen,
- b ) Zuverlässigkeit des Schadenserkennungs- und Überwachungssystems,
- c ) Ablagerung von Spaltprodukten im Primärkreislauf,
- d ) Kreislaufkontamination, Handhabung und Reinigung.

Nach Erstellung einer Durchführbarkeitsstudie im Jahre 1974 wurde ein spezielles Defektstabprogramm geplant, wobei insbesondere Erfahrungen des CEA-Programmes berücksichtigt wurden. Nachdem ein umfassendes gemeinsames Programm mit dem französischen CEA nicht zustande

kam, wurde ein kleineres Programm im Reaktor SILOE in Grenoble spezifiziert. Die in Tab. 1 kurz beschriebenen Experimente werden im Na-Kreislauf "Thermopumpe" im Swimmingpool-Reaktor SILOE im epithermischen Neutronenfluß durchgeführt.

Zunächst sind Einzelstabexperimente vorgesehen, wobei identische Teststäbe einheitlich an der Hüllenheistelle künstlich beschädigt werden (Schlitz 30 x 1 mm). Es sind zwei Experimente mit frischen Teststäben und zwei Experimente mit abgebrannten Teststäben (in RAPSODIE bis 91.000 MWd/tM vorbestrahlt) fest geplant.

Tabelle 1 : SILOE-Programm

Experiment	Abbrand	Betriebsweise
S 1	0	konstant
S 2	0	zyklisch
S 3	91 MWd/kgM	konstant
S 4	91 MWd/kgM	zyklisch
S 5 <sup>1)</sup>	0/91 MWd/kgM	konst./zykl.

1) Reserve-Experiment, 3-Stab-Experiment

Diese Experimente wurden mittels der nachstehenden Instrumentierungen laufend überwacht (Vgl. Tabelle 2).

Im Februar 1976 begann nach umfangreichen Kalibrations- und Prüfarbeiten das erste Experiment ( S 2 ), wobei das Verhalten des defekten frischen Teststabes während "normaler" aus dem Kraftwerkverbundbetrieb resultierender Leistungsänderungen (max. 10 %/Minute) im Mittelpunkt der Untersuchungen steht.

Nach einem Einbrenn- bzw. Anfahrprogramm wurde der Teststab 17 Tage im Vollastbetrieb (  $\cong$  400 W/cm, Hülltemperatur 615 °C) betrieben.

Tabelle 2

<p>I. <u>Standardinstrumentierung</u> (Leistungsbilanz)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- 14 Thermoelemente im Kreislauf</li> <li>- Durchflußmesser</li> <li>- Self Powered Neutron Detectors</li> </ul> <p>II. <u>Sonderinstrumentierung</u></p> <p>a) Dimensionskontrolle des Teststabes</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- on-line Durchmessermessung</li> <li>- Neutrographien</li> <li>- Röntgendurchleuchtungen</li> <li>- Monitor für verzögerte Neutronen (DND)</li> </ul> <p>b) Schutzgasanalysen (Spaltgase)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Spülungen</li> <li>- Ionisationskammern</li> <li>- Gammaskpektrometrie</li> <li>- Chromatographie</li> <li>- Kühlfallen</li> </ul> <p>c) Überwachung von Spaltprodukt/Brennstofftransporten</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Monitor für verzögerte Neutronen</li> <li>- on-line Gammaskpektrometrie (Teleskop)</li> <li>- off-line Gammaskpektrometrie</li> </ul>
<p>Instrumentierung des Na-Kreislaufes Thermopumpe</p>

Die laufende Messung der Gamma-Aktivitäten des Schutzgas-systems ergab zunächst ein kontinuierliches Ansteigen, wobei am Ende der Betriebsperiode die Aktivität um den Faktor 10 wuchs. Im anschließenden Leistungszyklrierbetrieb erfolgten Spaltgasausbrüche. Die Auswertung nach einzelnen

Nukliden ergab das erwartete Bild, wobei mit der Betriebszeit die langlebigen Nuklide die kurzlebigen in der Aktivität übertrafen.

Die longitudinalen und die transversalen Gammaskpektren des Brennstabes ergaben die Verteilungen der Spaltprodukte

Sr<sup>91</sup> - Zr<sup>97</sup> - Nb<sup>97</sup> - J<sup>133</sup> - J<sup>135</sup> - Ce<sup>143</sup>  
 Zr<sup>95</sup> (Nb<sup>95</sup>) - Mo<sup>99</sup> - Ru<sup>103</sup> - Te<sup>132</sup> - J<sup>131</sup> - Ba<sup>140</sup> - La<sup>140</sup>.

Insbesondere wurden Aktivitätspeaks aufgezeichnet für Jod<sup>135</sup>, Jod<sup>133</sup>, Jod<sup>132</sup>, Jod<sup>131</sup> und Te<sup>132</sup>.

Die Neutrografien zeigen ein Aufweiten des Stabes im Defektbereich. Der Versuch lief bis 17. Mai 1976. Der nächste Versuch wird Ende 1976 beginnen, wobei der bestehende Na-Kreislauf verlängert wird.

Das Defektprogramm wurde von GfK initiiert, wobei im SILOE-Programm zwei Experimente (S 3, S 4) gemeinsam mit dem CEA durchgeführt werden. Als Gegenleistung wurden von CEA alle Informationen von 2 PEGASE-Experimenten an GfK übergeben.

Die Betreuung und Auswertung der Experimente erfolgt für die Gebiete Instrumentierung, Chemie und Brennstabverhalten.

Die SILOE-Versuche stehen thematisch in enger Beziehung zu Hüllschaden-Versuchen in KNK II, über die unter 1.24.22 berichtet wird.

1.123 Nachuntersuchung und Auswertung bestrahlter Oxid-Brennstäbe  
und Absorberwerkstoffe

Experiment Mol-7B Nachuntersuchung\* - Kühlmittel Natrium  
in den Spaltgasräumen  
(D. Geithoff, IMF)

Im Bestrahlungsexperiment Mol-7B wurde ein Brennstab-Bündel mit 18  $UO_2/PuO_2$ -Mischoxidstäben im BR 2-Reaktor in Mol bis zu einem Abbrand von etwa 8 % Fima bestrahlt. Lange vor Erreichen des Abbrandziels wurde durch Spaltgasmessung ein Hüllrohrschaden unbekannter Größe detektiert, das Bündel aber dennoch weiterbestrahlt. In der anschließenden Bestrahlungsnachuntersuchung wurden an fast allen Stäben (17 von 18) Hüllrohrrisse festgestellt /1/, durch die ein Eindringen des Kühlmittels in das Stabinnere möglich war.

Bei der  $\gamma$ -spektrometrischen Untersuchung der Stäbe zeigten sich erstmals Hinweise auf eine Natrium-Füllung der Spaltgasräume. In den integralen  $\gamma$ -Profilen war eine verstärkte Aktivität im Bereich der Spaltgasräume erkennbar. Noch stärker ausgeprägt war diese Erscheinung im Cs-137-Profil (s. Abb. 14), weshalb auf eine Spaltcäsium-Anreicherung geschlossen werden konnte. Besonders die scharfe Begrenzung der aktiven Zonen legte die Vermutung nahe, daß hier eine Na-Cs-Mischung mit einem definierbaren Pegelstand den Spaltgasraum teilweise füllte. Da die Alkalimetalle Natrium und Cäsium miteinander mischbar sind, könnte das in den Stab eindringende Kühlmittel auf seinem Weg durch die Brennstoffsäule zum Spaltgasraum einen Teil des Spaltcäsiums gelöst und mitgenommen haben. Der hier beschriebene Effekt war bei den verschiedenen Stäben unterschiedlich stark ausgeprägt. Mitunter zeigt sich die Spaltcäsiumzonen nur im selektiven Cs-137-Profil (s. Abb. 15).

Auf Grund dieser Befunde wurden in der zerstörenden Nachuntersuchung von 2 Stäben (AU 05 und AM 11) die je zwei Spaltgasräume (oberhalb und unterhalb der Brennstoffsäule) abgetrennt und auf ihre Na-Füllung untersucht.

---

/1/ D. Geithoff:  
Beitrag in KFK 1275/3, S. 112-27

\* BzFe-Nr. 464.1a

Dabei wurde zunächst mit einer Sonde die Höhe des Na-Pegels ermittelt und anschließend durch Wägen und Auslösen des Natriums mit Wasser die gesamte Na/Cs-Menge bestimmt. Es zeigte sich, daß Sondenmessung, Wägung und  $\gamma$ -spektrometrische Füllhöhenbestimmung zu dem gleichen Ergebnis führten. Der untere Spaltgasraum des Stabes AM 11 erwies sich danach als zu etwa 74 % seines Volumens mit Natrium/Cäsium gefüllt. Bei Stab AU 05 lag die entsprechende Füllung sogar bei 92 %. Überraschend war, daß auch die oberen Spaltgasräume weitgehend mit Natrium/Cäsium gefüllt waren, zumal die Hüllrohr-risse unterhalb dieser Hohlräume lagen. Nimmt man an, daß sich das Gasvolumen im oberen Spaltgasraum beim Abschalten des Reaktors verkleinert und so Natrium in den Stab hineingesaugt wird, dürfte maximal etwa die Hälfte des Volumens mit Natrium füllbar sein. Tatsächlich aber waren auch diese Räume zu 82 % (beim Stab AM 11) bzw. 92 % (beim Stab AU 05) gefüllt. Nach der Ursache für diesen unerwarteten Befund wird zur Zeit noch gesucht.

Das Eindringen großer Mengen von Natrium in die Spaltgasräume eines Brennstabes konnte bei den bisherigen Experimenten nicht beobachtet werden, weil das Kühlmittel entweder bis zur Nachuntersuchung flüssig blieb und dadurch ausfließen konnte (Na/K aus dem DFR), oder keine gezielte Untersuchung angesetzt wurde. Der Effekt dürfte aber für das Austragen von Brennstoff und Spaltprodukten aus Hüllrohr-rissen bedeutsam sein.

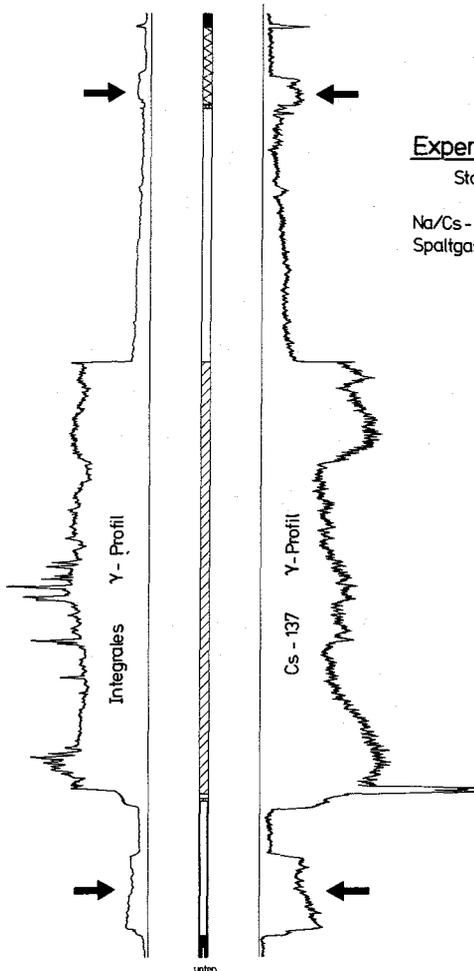


Abb. 14

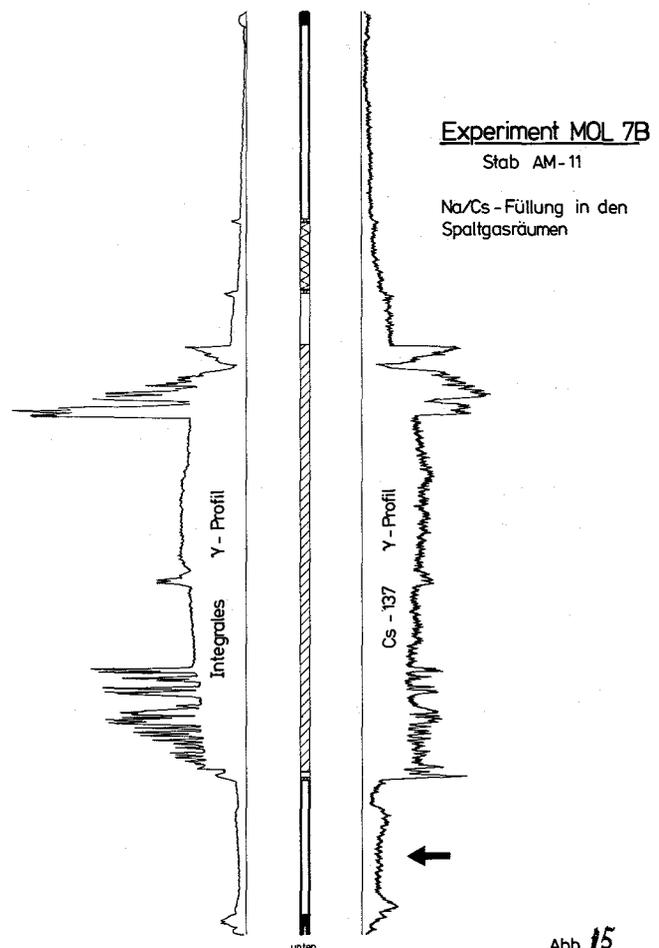


Abb. 15

1.124 Karbidische Brennstäbe<sup>6</sup>1.12.40 BrennstabmodelltheorieWärmebrücken in karbidischen Brennstäben mit großen  
Fertigungsspalten

(H. Steiner, IMF)

Für eine sichere thermische Auslegung He-gebundener Karbid-Stäbe mit großen Fertigungsspalten ist eine genaue Kenntnis des Wärmedurchgangs durch den Spalt unbedingt erforderlich. Dazu ist eine modellmäßige Behandlung verschiedener Effekte, wie exzentrische Lage der Brennstoff-Tabletten, Existenz von Wärmebrücken usw. vonnöten. Insbesondere der letztere Effekt dürfte beim ersten Anfahren der Leistung eine gewisse Rolle spielen. Er wurde deshalb näher untersucht.

Für die in den Abb. 16 und 17 dargestellte Geometrie ist die dreidimensionale Wärmeleitungsgleichung im Brennstoff zu lösen. Unter der Annahme konstanter Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_f$  und konstanter Wärmequellendichte  $u$  ist für die folgenden Randbedingungen:

$$(i) \quad T = C_0 - \frac{u}{4\lambda_f} r^2 \quad \text{für } z = 0, \ell \quad (1)$$

$$(ii) \quad T = T_{Hi} = \text{const} \quad \text{für } r = b$$

eine vollständige Lösung der Wärmeleitungsgleichung gegeben durch:

$$T(r, \theta, z) = C_0 - \frac{u}{4\lambda_f} r^2 + \sum_{\substack{n, m, \epsilon Z \\ n, m \geq 0}} N_n^m I_n \left( \frac{m\pi}{\ell} r \right) \cos n \theta \cdot \sin \frac{m\pi}{\ell} z \quad (2)$$

Dabei sind die  $I_n$  Lösungen der modifizierten Bessel'schen Differentialgleichung:

$$\frac{d^2 y}{dx^2} + \frac{1}{x} \frac{dy}{dx} - \left( 1 + \frac{n^2}{x^2} \right) y = 0 \quad (3)$$

Wie in /1/ ausführlich beschrieben, lassen sich Näherungslösungen dadurch gewinnen, daß man die Reihe in (2) nach einem bestimmten Glied abbricht und die unbekanntenen Koeffizienten  $N_n^m$  durch Anwendung der Bedingung:

---

/1/ H. Steiner (unveröffentlicht)

$$-\lambda_f \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=a} = h_{\text{gap}}(\theta) \cdot (T|_{r=a} - T_{\text{Hi}}) \quad (4)$$

an verschiedenen axialen und azimuthalen Schnitten bestimmt. Dabei ist  $h_{\text{gap}}$  die Wärmedurchgangszahl. Man erhält so ein lineares Gleichungssystem für die  $N_n^m$ .

In Abb. 18 sind für eine solche Näherung die radialen Temperaturverteilungen im Brennstoff an verschiedenen axialen Schnitten über der Linie  $\theta = 0 - \Pi$  aufgetragen. Eine Liste der zur Rechnung verwendeten Materialparameter ist in /1/ zu finden. Bei  $z = \ell/2$  ist die Temperatur gegenüber  $z = 0, \ell$  um ca.  $300^\circ\text{C}$  abgesenkt ( $\chi = 800 \text{ W/cm}$ ,  $T_{\text{Ha}} = 360^\circ\text{C}$ ). In Abb. 19 ist noch die azimuthale Verteilung der Brennstoffrandtemperatur am Schnitt  $z = \ell/2$  aufgetragen. Die Randtemperatur hat Minima bei  $\theta = 0$  und  $\theta = \Pi$  und Maxima bei  $\theta = \Pi/2$  und  $\theta = 3/2 \Pi$ .

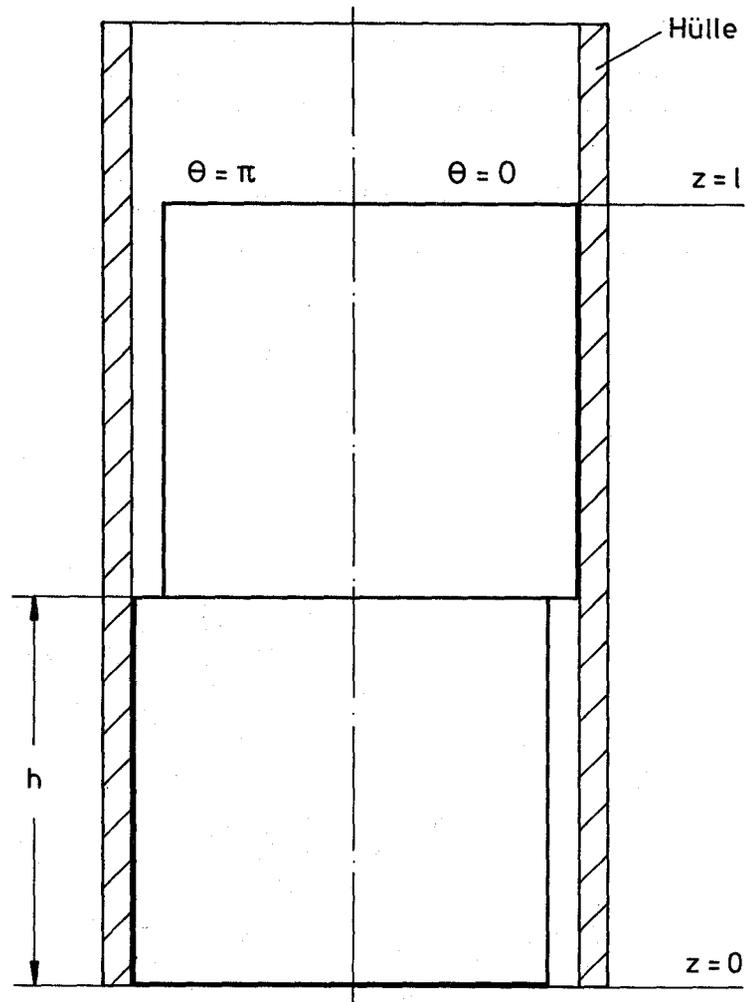


Abb. 16 Schematische Darstellung der Brennstabgeometrie im Längsschnitt

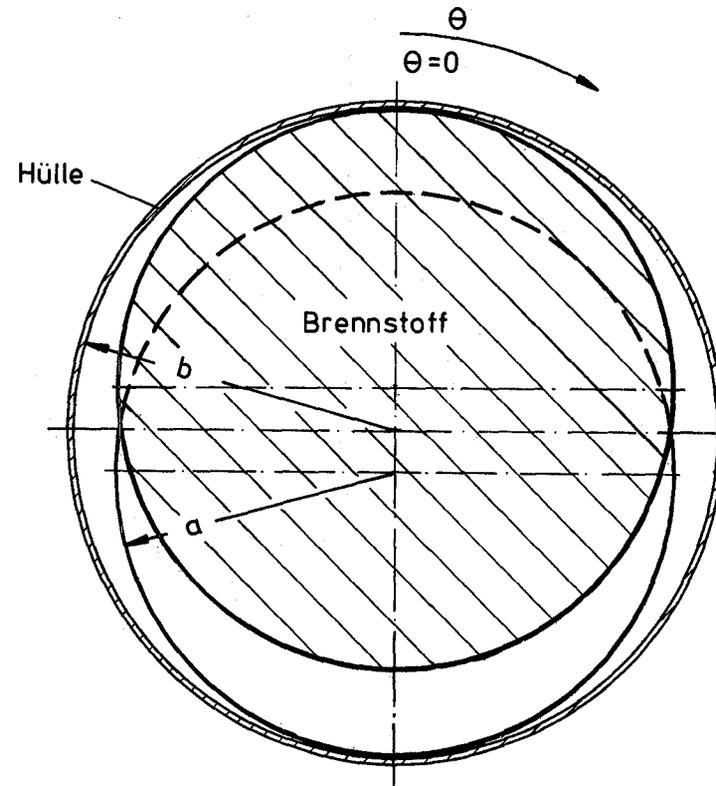
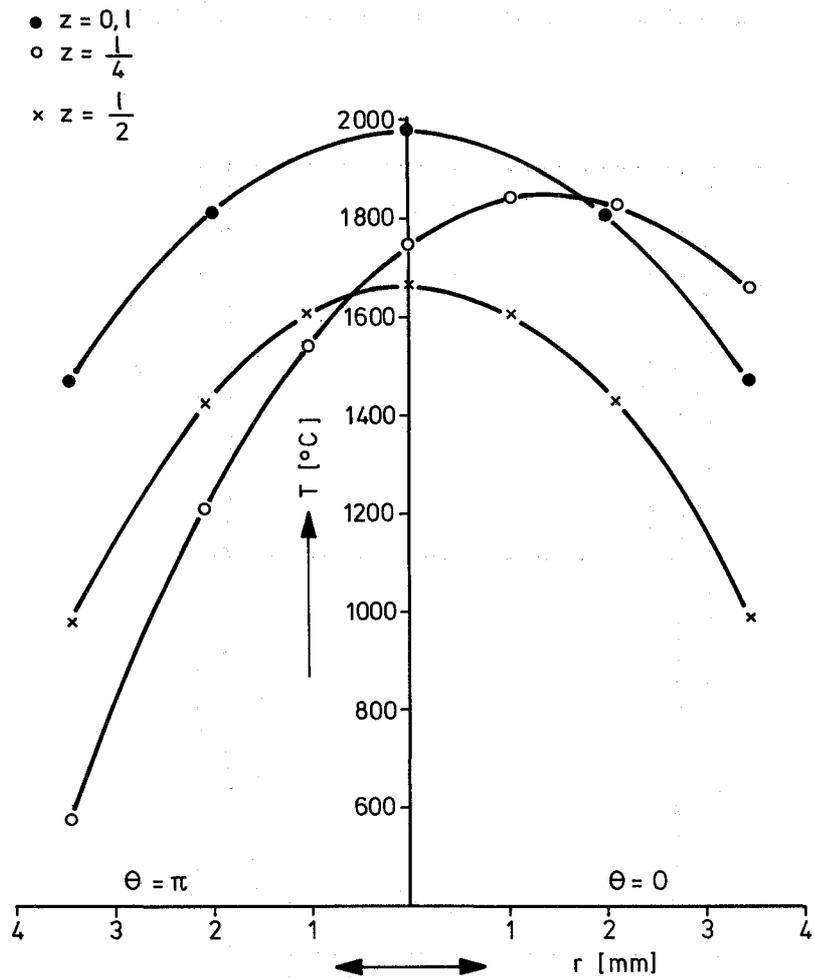
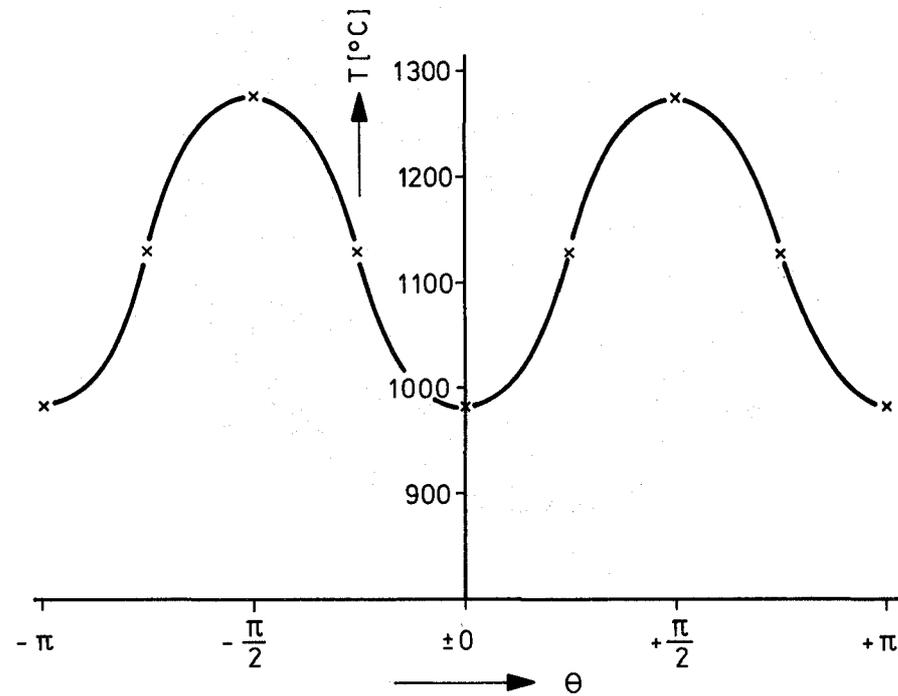


Abb.17: Schematische Darstellung der Brennstabgeometrie im Querschnitt



**Abb. 18:** Radiale Temperaturverteilung an verschiedenen axialen Querschnitten über der Linie  $\theta = 0 \rightarrow \pi$



**Abb. 19:** Azimutale Verteilung der Brennstoffrandtemperatur am Schnitt  $z = 1/2$

- 1.12.42                    Laborexperimente zur Karbidbrennstabauslegung
- 1.12.421                   Charakterisierende Untersuchungen und Qualitätskontrolle  
an Mischkarbid  
Einfluß der Pulvervorbereitung auf den Verlauf der  
karbothermischen Reduktion<sup>G</sup>  
(D. Vollath, W. Lauf, IMF)

Die Abb. 20 zeigt einen deutlichen Einfluß der Pulvervorbereitung auf den Verlauf der karbothermischen Synthese von Uran-Plutonium-Karbid. Besonders fällt auf, daß bei Pulvergemischen, welche nur zwei Stunden gemahlen wurden, die Reaktion sehr abrupt einsetzt. Um dieses Phänomen, welches nur bei kurzzeitig gemahlenden Pulvern zu beobachten ist, zu deuten, wurde eine Reihe von Experimenten durchgeführt. Dabei wurde von der Annahme ausgegangen, daß bei diesem Material thermische Keimbildungsarbeit geleistet werden muß.

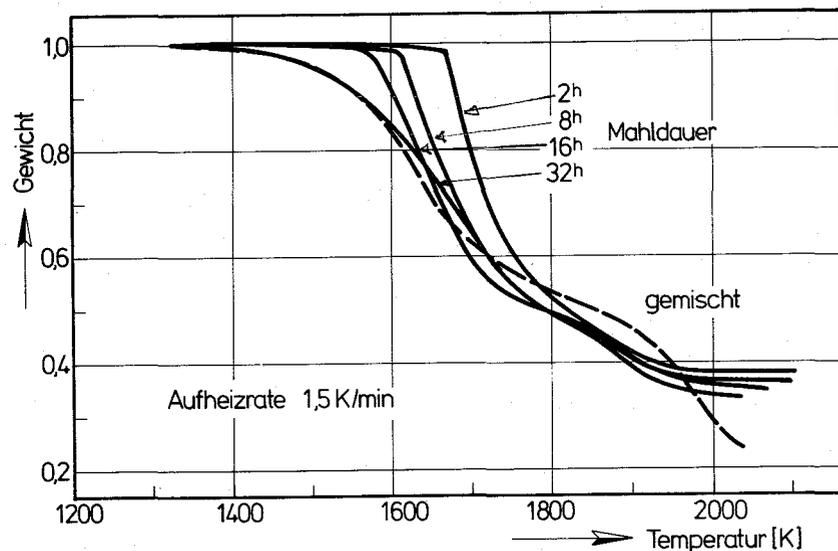
Die Hypothese der Keimbildung läßt sich durch das folgende Experiment erhärten:

Wenn man ein 2 Stunden lang gemahlene Gemisch von Urandioxid, Plutoniumdioxid und Graphit solange erhitzt, bis der karbothermische Reduktionsprozeß einsetzt, und dann plötzlich abkühlt, muß bei Vorliegen von Keimbildung beim Wiedererwärmen die Reaktion bei einer wesentlich niedrigeren Temperatur einsetzen. Wie wir der Abb. 21 entnehmen, setzt die Reaktion beim ersten Aufheizen bei etwa 1655 K ein. Nach dem Abkühlen auf ca. 1300 K und Wiedererwärmen setzt die Reaktion aber bereits bei 1390 K, also 265 K früher ein. Diese Temperatur liegt sogar noch etwa 30 K unter der Temperatur, bei der das 32 Stunden lang gemahlene Pulvergemisch zu reagieren beginnt. Das ist ein klarer Beweis für das Vorliegen von Keimbildung. Berechnen wir weiter die Aktivierungsenergie der Reaktion während des zweiten Aufheizens, so erhalten wir - innerhalb des Fehlerstreubandes - praktisch den gleichen Verlauf der Aktivierungsenergie (Abb. 22) wie im Fall des 36 Stunden lang gemahlenden Gemisches. Zusätzlich ist in Abb. 22 noch der Verlauf der Aktivierungsenergie eingezeichnet, wie man ihn bei 2 Stunden vermahlenden Pulvern findet, wenn man die Probe mit konstanter Geschwindigkeit aufheizt.

<sup>G</sup> Letzter Beitrag in KFK 1275/2, S. 112-39

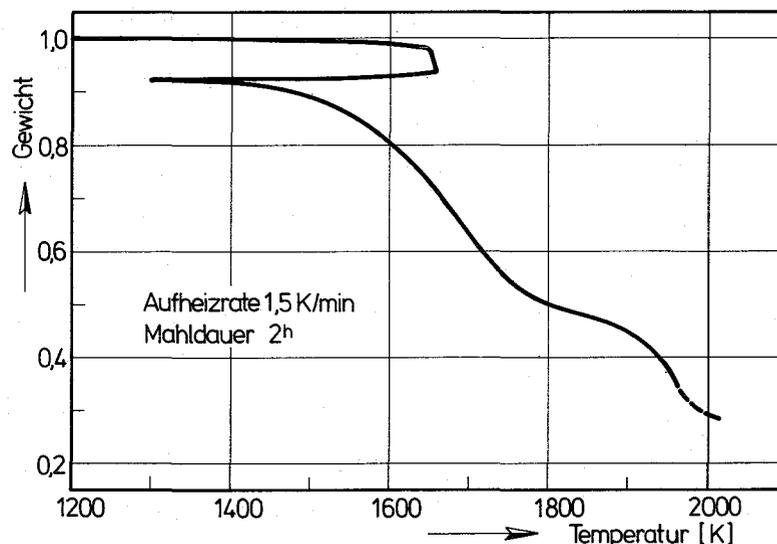
Diese Erscheinung der Keimbildung ist charakteristisch für ein plutoniumhaltiges Ausgangsoxid, wobei der Einfluß der Mahldauer auf die Keimbildungsvorgänge mit zunehmendem Plutoniumgehalt offenbar abnimmt. Wenn sich in dem Ausgangsmaterial nur reines  $\text{PuO}_2$  und Graphit befinden, so reichen selbst 36 Stunden Mahldauer nicht aus, um auf mechanischem Wege eine der Keimbildung analoge Reaktionserleichterung bzw. Reaktionsbeginn zu erzwingen. Wie in Abb. 23 zu sehen ist, haben wir in diesem Fall, bei Durchführung derselben Temperaturzyklen wie in Abb. 21, das gleiche Reaktionsverhalten wie bei einer Probe aus einem Gemisch von  $\text{UO}_2$  mit 20 %  $\text{PuO}_2$  und Graphit nach 2 Stunden Mahldauer. Dieser Effekt läßt sich jedoch selbst bei einem Gemisch aus  $\text{UO}_2$  und Graphit, welches nur 2 Stunden lang gemahlen wurde, nicht nachweisen (Abb. 24). Das beschriebene Keimbildungsphänomen tritt offenbar dann auf, wenn ein Sesquikarbid als Zwischenprodukt bei der Reaktion auftritt.

Abb. 20



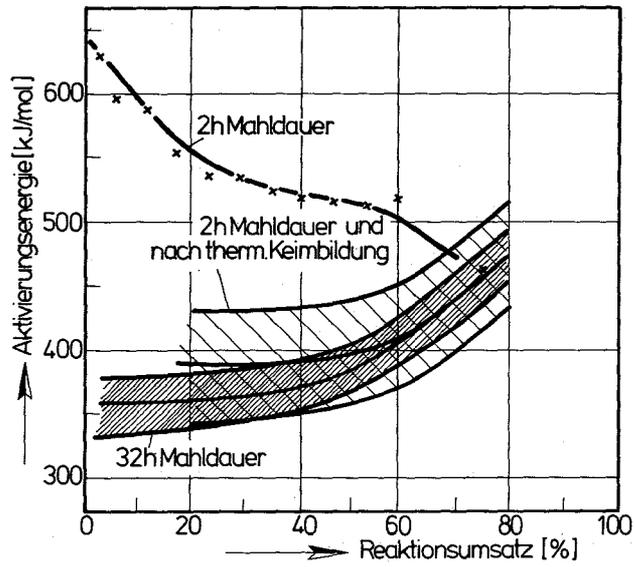
Verlauf der Reaktion von  $\text{UO}_2 + \text{PuO}_2 + \text{C}$  in Abhängigkeit von der Pulververarbeitung

Abb. 21



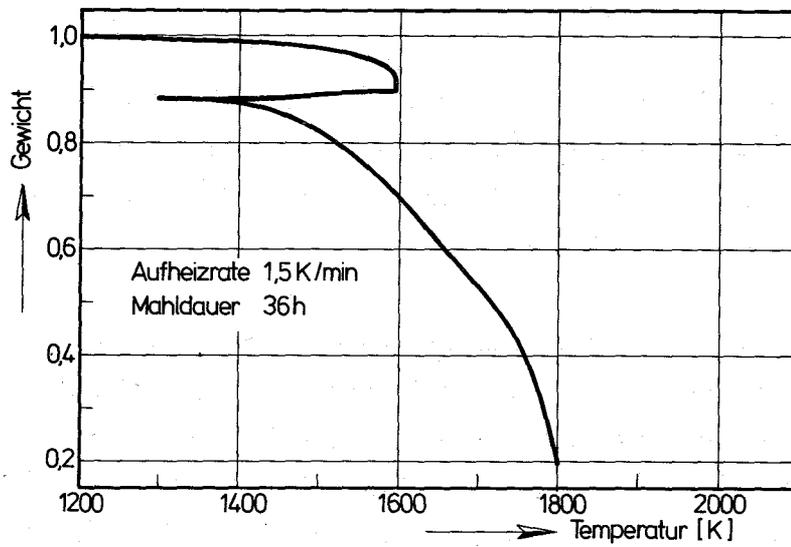
Verlauf der karbothermischen Reaktion  $\text{UO}_2 + \text{PuO}_2 + \text{C}$  nach Keimbildung

Abb. 22



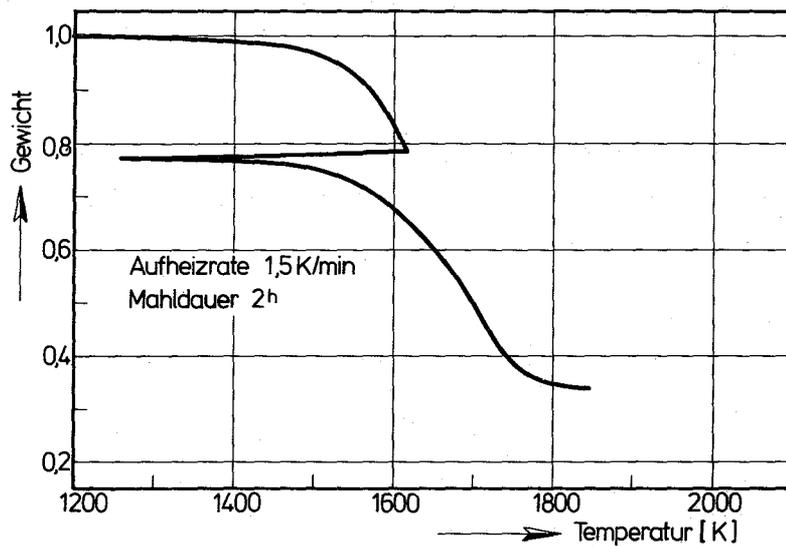
Abhängigkeit der Aktivierungsenergie von der Pulververarbeitung und dem Reaktionsverlauf

Abb. 23



Verlauf der karbothermischen Reaktion  $\text{PuO}_2 + \text{C}$  nach Keimbildung

Abb. 24



Verlauf der karbothermischen Reaktion  $\text{UO}_2 + \text{C}$  nach Abkühlen

1.12.424 Untersuchungen zum Kriechen und Schwellen von Karbid-  
brennstoff

Erste FR 2 Brennstoff-Hochdruck-Schwellkapsel bei  
420 bar in Betrieb <sup>G</sup>

(H.E. Häfner, IMF)

In früheren Jahren wurden im FR 2 eine Reihe von kapseln bestrahlt, mit denen es möglich war, Kriech- bzw. Schwellbeträge an Kernbrennstoffen unter verschiedenen Betriebsbedingungen direkt und kontinuierlich zu messen. Dabei wurden die Brennstoffproben aber stets nur axial belastet, was die Umrechnung der entsprechenden Meßwerte auf realistischere Brennstabbedingungen mit allseitiger Druckbelastung erschwerte.

Seit 1973 ist deshalb mit der sogenannten Hochdruck-Schwellkapsel eine Einrichtung entwickelt worden, in der die Belastung auf die Brennstoffproben allseitig durch einen äußeren Gasdruck aufgebracht wird (1).

Bei einer allseitigen Probenbelastung von maximal  $50 \text{ N/mm}^2$  sind Gasdrücke von 500 bar erforderlich, was bei den gewünschten Brennstofftemperaturen von bis zu  $1.800^\circ \text{C}$  zu enormen Konstruktions- und Materialproblemen führt. Deshalb ist bei dieser Kapsel auch keine kontinuierliche Kontrolle der Brennstoffabmessungen möglich. Lediglich die Temperaturen und die Probenbelastungen werden kontinuierlich gemessen und registriert. Der Schwellbetrag des Brennstoffs wird erst bei der Nachuntersuchung in den heißen Zellen durch empfindliche Dichtebestimmung an den einzelnen Tabletten ermittelt.

Ein erster Prototyp ( KVE 146 ) dieser Art ist mit 2  $\text{UO}_2$ -Proben nach Vorarbeiten und Versuchen Ende März 1976 im FR 2 in Betrieb gegangen.

---

<sup>G</sup> Letzter Bericht in KFK 1273/2, S. 112-89

### Kurze Beschreibung der Bestrahlungskapsel

Zwei Probeneinsätze, wie sie in der Abbildung stark schematisiert gezeigt sind, liegen im Bereich des axialen Neutronenflußmaximums übereinander und sind über Distanznocken im äußeren Kapselrohr zentriert. Durch vier Bohrungen im Boden der sogenannten Druckkapsel sind Tauchrohre aus Wolfram oder Molybdän zur Aufnahme von Thermoelementen lose hindurchgeführt. Auf dem zentralen Thermoelementenschutzrohr zur Messung der Brennstoff-Zentraltemperatur ist der Probenstapel aufgefädelt. Die im Probenstapel erzeugte Wärmemenge wird hauptsächlich durch Wärmeleitung und Abstrahlung an das Mo-Zwischenrohr und von dort über das innere Druck-Kapselrohr an das äußere Kapselrohr abgegeben. Die Probentemperatur wird von Fall zu Fall durch Verändern des Durchmessers der Zwischenringe ( 6 bis 9 mm ) zwischen den Brennstofftabletten bzw. der verschiedenen Gasspaltbreiten eingestellt. Die Hochtemperatur-Thermoelemente tragen eine sogenannte Kupplungshülse aus Edelstahl, die die Übergangsstelle auf eine edelstahlummantelte Ausgleichsleitung umgibt. Diese Edelhülsen sind ihrerseits mit der sogenannten Druckhülse dicht verlötet, die nach Verschweißung eine Einheit mit der Probenkapsel darstellt. Im oberen Endstopfen der Probenkapsel ist eine Druckkapillare dicht angeschweißt, die zum Druckgeber bzw. zum Einfüllstutzen führt. Über diesen Einfüllstutzen wird bei der Montage je nach der gewünschten Probenbelastung der Gasdruck, entsprechend maximal 500 bar bei Betriebstemperatur, aufgebracht. In der Anschlußbohrung des oberen Endstopfens ist ein Sintermetallfilter eingebracht, mit dem während der Montage Brennstoffstaub zurückgehalten wird.

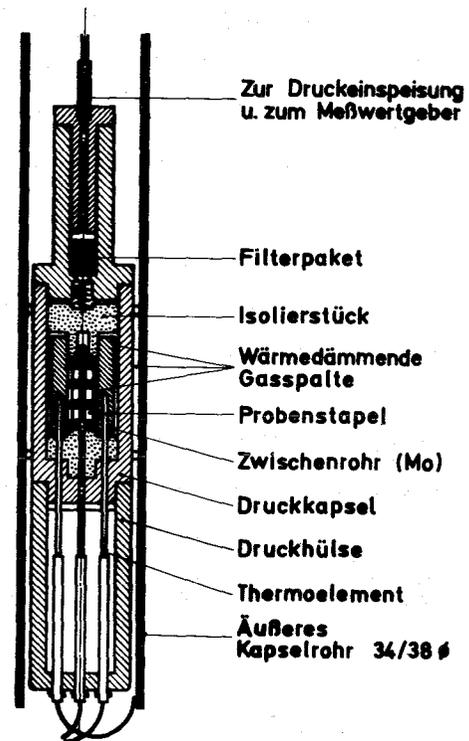


Abb. 25	FR2-Hochdruck-Schwellkapsel	GFK IMF
---------	-----------------------------	------------

Abb. 25

### Erste Betriebsergebnisse

Wie aus der nachfolgenden Tabelle ersichtlich ist, konnten die gewünschten Probentemperaturen und damit die erwarteten Betriebsdrücke im ersten Versuch nicht ganz erreicht werden. Doch ist zu erwarten, daß diese gewünschten Werte in einem weiteren Versuch durch geringfügige Modifikationen ohne weiteres zu erreichen sind.

Es ist vorgesehen, mit einem zweiten Einsatz mit nochmals 2 UO<sub>2</sub>-Proben die insbesondere im Hinblick auf die schwierige Montage von Probeneinsätzen mit ( U, Pu ) C noch notwendige weitere Erfahrung zu sammeln.

Im Anschluß daran sind in den Jahren 1977 und 1978 4 Bestrahlungseinsätze mit jeweils 2 Mischkarbidproben zur Bestrahlung im FR2 vorgesehen.

Tabelle 3: Datenblatt des KVE 146

	Probe 1	Probe 2
Brennstoff	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>
Anreicherung	15 % U-235	15 % U-235
Erwartete Leistung $Q_{\text{fission}}$	ca. 100 W	ca. 100 W
$Q_{\gamma}$	ca. 400 W	ca. 400 W
Gaseinfüllung bei Raumtemperatur	16 bar Argon	180 bar Argon
Erwartete Probentemperatur	1400 - 1500°C	1000 - 1100°C
Erwartete Temperatur im Mo-Zwischenrohr	850°C	870°C
Erwartete Probenbelastung	0,4 Kp/mm <sup>2</sup>	5 Kp/mm <sup>2</sup>
Erwarteter Betriebsdruck	40 bar	500 bar
Erreichte Probentemperatur	1300°C	1000°C
Erreichte Temperatur im Mo-Zwischenrohr	830°C	640°C
Erreichter Betriebsdruck	37 bar	422 bar

### Veröffentlichungen

- (1) H.E. Häfner: Hochdruckkapsel zur Bestrahlung von Brennstoffschwellproben im FR2. KFK-Bericht 2068 ( Oktober 1974 )

1.13 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG1.13.1 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1.13.1.1 Mechanische und physikalische Eigenschaften technischer Legierungen1. Mechanische Eigenschaften

(L. Schäfer, M. Schirra, IMF)

Für das Bestrahlungsprogramm Mol 3B/5 wurden unbestrahlte Blechproben der beiden austenitischen Stähle 1.4981 und 1.4988 zum Vergleich bei 650\* und 700°C untersucht.

Von beiden Stählen lagen Proben verschiedener Vorbehandlungszustände vor:

## 1. DA 1613 Chg. 03588 (1.4988)

I = 1sg. 1080°C/30 min

II = 1sg. 1080°C/30 min + 10 % k.v.

## 2. ATS 15 Chg. 19590 (1.4981)

I = 1sg. 1080°C/30 min

II = 1sg. 1080°C/30 min + 10 % k.v.

III = 1sg. 1080°C/30 min + 20 % k.v.

IV = 1sg. 1080°C/30 min + 10 % k.v. + 850°C/1 h

V = 1sg. 1080°C/ 5 min + 10 % k.v.

Entsprechend den Bestrahlungsbedingungen sind die unbestrahlten Proben einer Vergleichsglühung von 4856 Stunden bei 640°C unterworfen worden. Diese Glühung führte bei allen Zuständen zu einer Erhöhung der Matrixhärte um 5 - 20 %.

---

\*. Letzter Beitrag in KFK 1274/3

Der vorliegende Beitrag umfaßt die Ergebnisse der Zeitstand- und Kriechversuche bei einer Prüftemperatur von  $700^{\circ}\text{C}$ . In der Abb. 1 sind in den Teilbildern a + b für 1.4981 jeweils die 1 % Zeit-Dehngrenze, Standzeit und die sekundäre Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  in Abhängigkeit von der Versuchsspannung eingetragen.

Für 1.4988 ersieht man aus Teilbild a, daß bei  $700^{\circ}\text{C}$  Prüftemperatur der kaltverformte Zustand bei Beanspruchungszeiten  $> 10^2$  Stunden deutlich entfestigt, so daß bei Standzeiten  $> 10^3$  Stunden die Standzeiten denen des nur lösungsgeglühten Zustandes entsprechen. Zwar ist das Zeit-Dehngrenzenverhältnis ( $t\ 1\ \%/t_B$ ) im untersuchten Spannungsbereich für den k.v.-Zustand noch deutlich günstiger, jedoch zeigt die Spannungsabhängigkeit der 1 % Kriechgrenzen, daß zu längeren Zeiten hin sich die Kurven immer mehr annähern. In Übereinstimmung mit diesen Werten stehen auch die gemessenen Werte für die sekundäre Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  (Teilbild b).

Für den Stahl 1.4981 ergibt sich bei  $700^{\circ}\text{C}$  das gleiche Bild wie bei  $650^{\circ}\text{C}$ . In bezug auf Standzeit und 1 %-Zeit-Dehngrenze besteht zwischen den geglähten und den kaltverformten Zuständen kein gravierender Unterschied. Die ungünstigsten Werte weist der mechanisch/thermisch vorbehandelte Zustand IV auf. Die ermittelten Werte für  $\dot{\epsilon}$  (Teilbild b) lassen keine klare Aussage in bezug auf die Spannungsabhängigkeit für die einzelnen Zustände zu.

Die Bruchdehnungswerte bei  $700^{\circ}\text{C}$  für 1.4988 liegen zwischen 40 - 55 % für den Zustand I und 13 - 18 % für den Zustand II. Für 1.4981 liegen die Bruchdehnungswerte ziemlich unabhängig vom Vorbehandlungszustand zwischen 10 - 20 %. Die metallographischen Befunde zeigen für beide Stähle in allen Vorbehandlungszuständen interkristallines Bruchverhalten mit zum Teil sehr starken Anrissen in der Meßlänge.

Im Rahmen der Paralleluntersuchungen an unbestrahltem Vergleichsmaterial für das Bündelbestrahlungsexperiment Rapsodie wurde in Zugversu-

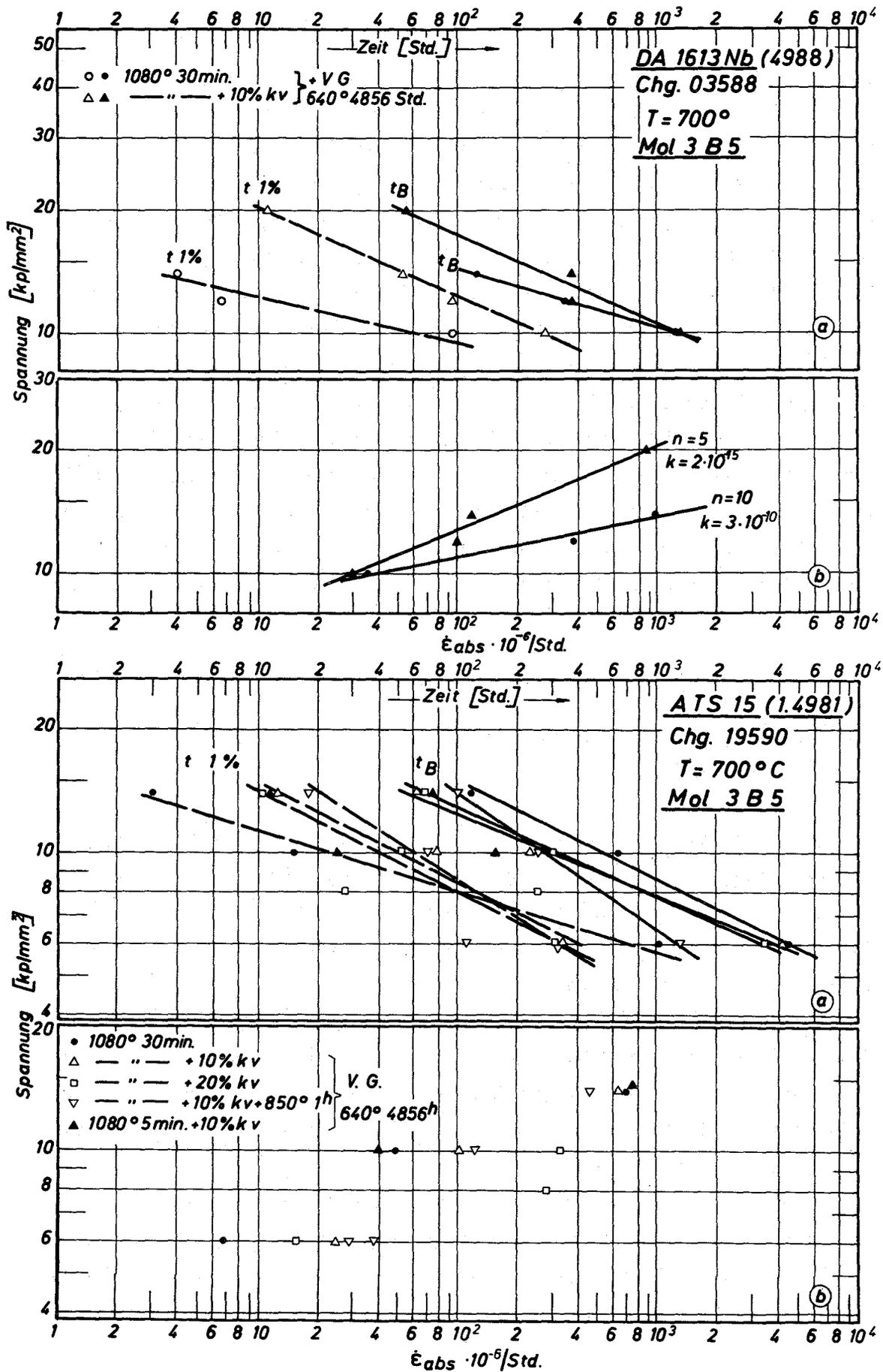


Abb. 1: 1 %-Zeit-Dehngrenze, Standzeit und sekundäre Kriechgeschwindigkeit der Legierungen 1.4988 und 1.4981 von unbestrahlten Blechproben (Mol 3B5)

chen die Abhängigkeit der Zerreißeigenschaften (Zugfestigkeit, 0,2-Dehngrenze, Bruchdehnung und Gleichmaßdehnung) der austenitischen Stähle 1.4970 (Chg. Nr. 8-29052, Sandvik) und 1.4988 (Chg.-Nr. 25116, MRW) von der Prüftemperatur und der Verformungsgeschwindigkeit untersucht. Mit zunehmender Prüftemperatur nehmen Festigkeit und Duktilität ab. Lediglich die Bruchdehnung des kaltverformten Stahles 1.4970 steigt ab 600°C mit zunehmender Prüftemperatur wahrscheinlich infolge Erholung der Kaltverformung an. Bei einer Prüftemperatur von 400°C sind die Zerreißeigenschaften weitgehend unabhängig von der Verformungsgeschwindigkeit. Dagegen sind bei 600°C die Abhängigkeiten wegen der konkurrierenden Verfestigung und Entfestigung und der ablaufenden Ausscheidungsvorgänge kompliziert und nicht ohne Kenntnis der Mikrostruktur vollständig erklärbar. Oberhalb einer Verformungsgeschwindigkeit von etwa 0,5 [min<sup>-1</sup>] steigt die 0,2-Dehngrenze bei beiden Prüftemperaturen stark an. Gleichzeitig tritt eine ausgeprägte Streckgrenze auf.

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

(E. Schnitzer, IMF)

Im Rahmen der Untersuchungen alternativer Hüll- und Kernstrukturwerkstoffe wurden Laborversuche zur elektrolytischen Rückstandsisolierung von Ausscheidungen im ferritischen Stahl X22CrMoV121 (1.4923) durchgeführt. Mit Hilfe der aktiven Auflösung im sauren Elektrolyten konnten unabhängig von der Versuchsanordnung (mit und ohne Diaphragma) ausschließlich Ausscheidungen vom Typ  $M_{23}C_6$  von der Matrix getrennt werden. Es folgte die Erprobung verschiedener neutraler Elektrolyte und eine Auflösung stromlos in verdünnten Säuren. Die röntgenographischen Aufnahmen der Rückstände ergaben im Falle der Isolation mit neutralen Elektrolyten neben dem Karbid  $M_{23}C_6$  eine Lavesphase, vermutlich der Zusammensetzung  $Fe_2Mo$ . Die bisherigen Ergebnisse lassen erkennen, daß eine systematische Untersuchung der verschiedenen Phasen mittels der Rückstandsisolierung nur anhand von Stromdichte-Potentialkurven ermöglicht wird.

1.13.14 Bestrahlungsversuche1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung \*G

(L. Schäfer, C. Wassilew, IMF)

Im Rahmen der zerstörenden Nachbestrahlungsuntersuchungen der Rapsodie-Bündel wurden Brennstababschnitte in Form von druckbeaufschlagten Rohren im Zeitstandversuch bei 600 und 700°C geprüft. Eines der eingesetzten Hüllmaterialien ist der niobstabilisierte austenitische Stahl 1.4988 (Chg. Nr. 25116, MRW), über den hier berichtet werden soll. Die schwächste Stelle der Brennstäbe liegt in der heißeren Hälfte des Brennstabereiches. Dort ist die Zeitstandfestigkeit nur noch halb so hoch wie bei einem unbestrahlten Rohr. Der starke Zeitstandfestigkeitsverlust ist im wesentlichen auf die Wandschwächung des Rohres durch Innenkorrosion mit Spaltprodukten zurückzuführen. Berechnet man mit Hilfe der verminderten Wandstärke die wahren Spannungen und daraus wiederum einen fiktiven Rohrinwendruck, so ergibt sich das in Abb. 2 dargestellte Bild. Diese Zeitstandwerte passen gut in das Streufeld der bisher von dieser Rohrsorte veröffentlichten Meßwerte aus Materialbestrahlungen.

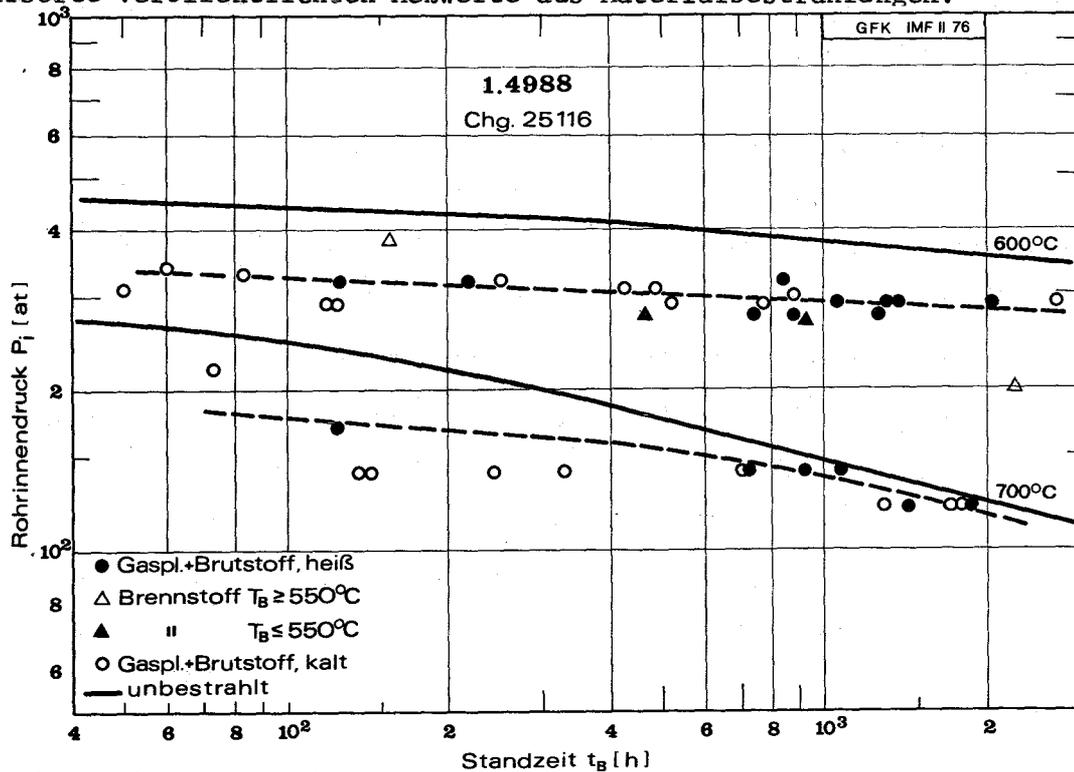


Abb. 2: Zeitstandfestigkeit von Hüllrohrabschnitten aus Brennstäben des Bündelbestrahlungsexperimentes Rapsodie

G

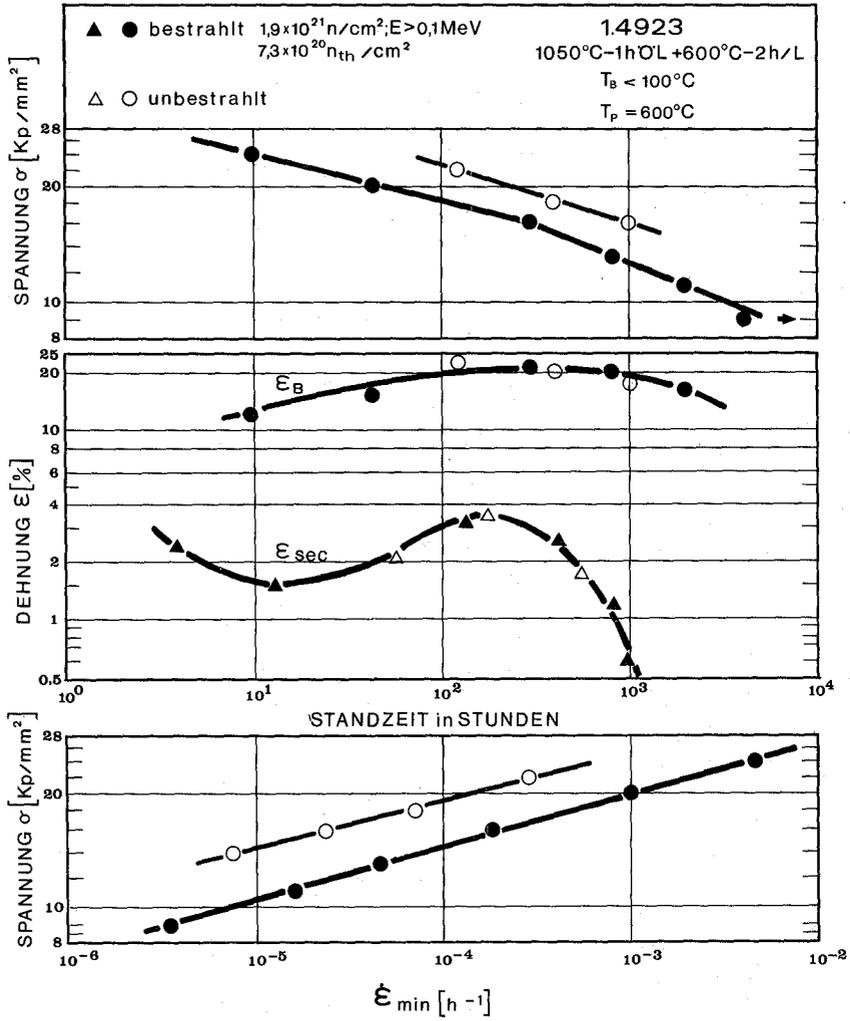
BzFE-Nr. 223.2

Neben austenitischen Stählen werden in letzter Zeit auch ferritische Stähle auf ihre Einsatzmöglichkeit im Corebereich schneller Reaktoren überprüft. Bereits früher (KFK 1275/2, S. 113-8) war das mechanische Kurzzeitverhalten der beiden 12 % Cr-Stähle 1.4914 und 1.4923 aus dem Bestrahlungsprojekt Mol 1A/1 mitgeteilt worden. In der Zwischenzeit wurden Zeitstand- und Kriechuntersuchungen bei 600°C an Prüflingen aus diesem Bestrahlungsprojekt durchgeführt.

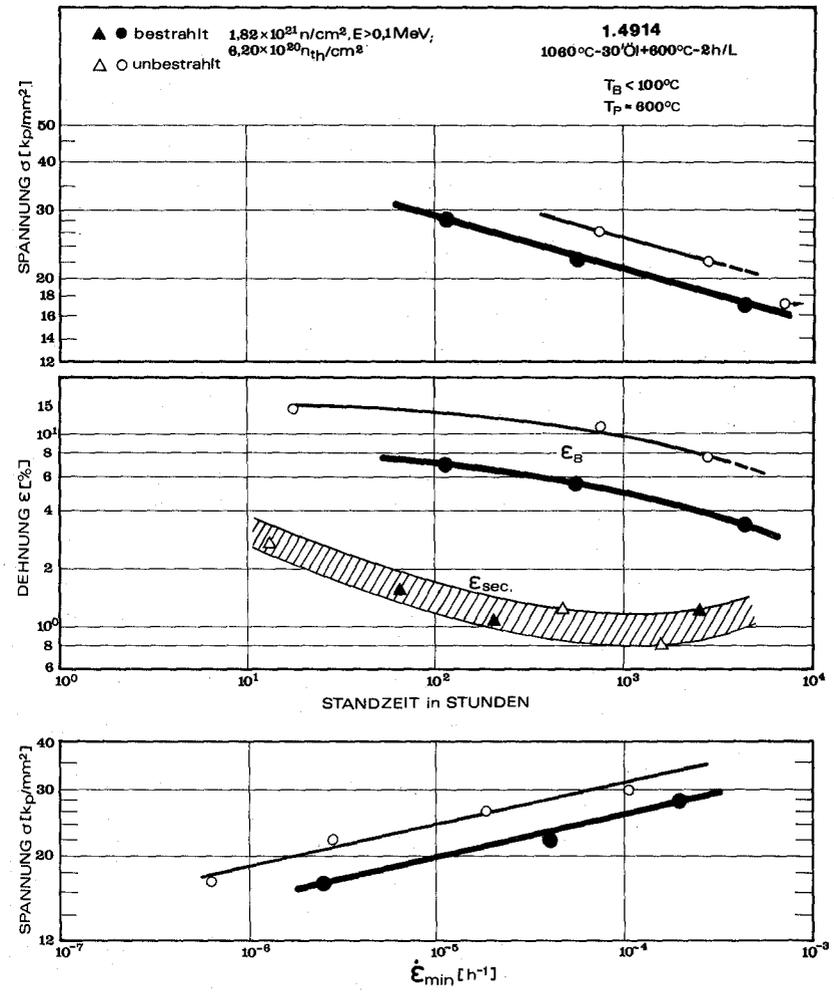
In ihrer chemischen Zusammensetzung unterscheiden sich die beiden Stähle im wesentlichen durch den B- und C-Gehalt. Der Borgehalt des Stahles 1.4923 liegt bei nur 0,5 ppm, der des Stahles 1.4914 dagegen bei 70 ppm. Daraus geht hervor, daß die erzeugte He-Menge allein über die  $B^{10}(n,\alpha)Li^7$  Reaktion mit thermischen Neutronen für den Stahl 1.4914 um 140 mal höher ist als die des Stahles 1.4923. Eine Abschätzung ergab, daß beim Stahl 1.4914 etwa 55 appm He erzeugt wurden, beim Stahl 1.4923 dagegen weniger als 0,5 appm. Um neben dem Einfluß der chemischen Zusammensetzung noch die Struktur als weiteren Parameter auf die Strahlenresistenz ferritischer Stähle erfassen zu können, wurden die beiden Stähle nach der Austenitisierungsglühung jeweils bei 600°C 2/h bzw. bei 750°C/2 h angelassen.

Zeitstandfestigkeit, Kriechduktilität und Kriechfestigkeit des Stahles 1.4923 für den bei 600°C/2 h angelassenen Zustand sind in Abb. 3a wiedergegeben. Aus der Abbildung läßt sich erkennen, daß nach Neutronenbestrahlung

1. die Zeitstandfestigkeit abnimmt (oberes Diagramm)
2. die Kriechduktilität, sowohl bezüglich der Bruchdehnung, als auch der Kriechdehnung am Ende des sekundären Kriechbereiches unverändert bleibt (mittleres Diagramm)
3. die minimale Kriechgeschwindigkeit deutlich erhöht wird (unteres Diagramm).



a)



b)

**Abb. 3:** Zeitstand- und Kriechverhalten bestrahlter ferritischer Stähle bei 600°C  
 a) 1.4923      b) 1.4914

Die Abnahme der Standzeit dieses Stahls tritt ohne jeglichen Duktilitätsverlust auf. Das Phänomen der Hochtemperaturversprödung wird somit nicht als Ursache der verringerten Standzeit angesehen. Offensichtlich führt die erhöhte Kriechgeschwindigkeit zu der starken Einbuße an Zeitstandfestigkeit. Der genaue Mechanismus für die Erhöhung der Kriechgeschwindigkeit ist noch nicht bekannt, jedoch wird nicht ausgeschlossen, daß geringe Mengen des über  $n-\alpha$ -Reaktionen gebildeten Heliums zu einer negativen Beeinflussung des Kriechverhaltens unter Neutronenbestrahlung führen. Man erkennt ferner, daß nach einem Maximum bei etwa 200 Stunden die Kriechdehnung am Ende des sekundären Kriechbereiches auffallend stark abnimmt. Ein im Prinzip ähnliches Bild lassen die Versuchsergebnisse für den bei  $750^{\circ}\text{C}$  angelassenen Zustand des gleichen Stahles erkennen.

In Abb.3b sind Zeitstandfestigkeit, Kriechduktilität sowie Kriechfestigkeit des Stahles 1.4914 für den bei  $600^{\circ}\text{C}$  angelassenen Zustand vor und nach Neutronenbestrahlung wiedergegeben. Aus der Abbildung geht hervor, daß sich neben einer deutlichen Abnahme der Zeitstandfestigkeit sowie einer ebenso deutlichen Erhöhung der minimalen Kriechgeschwindigkeit hierbei auch noch ein Duktilitätsverlust feststellen läßt. Die Bruchdehnung nimmt nach der Bestrahlung erkennbar ab. Die Kriechdehnung am Ende des sekundären Kriechbereiches bleibt allerdings nach wie vor unverändert. Trotz der reduzierten Bruchdehnung wird die Standzeit auch bei diesem Stahl vorwiegend durch die erhöhte Kriechgeschwindigkeit negativ beeinflusst. Die Versuchsergebnisse für den bei  $750^{\circ}\text{C}$  angelassenen Zustand des gleichen Stahles lassen ein im Prinzip ähnliches Bild erkennen.

Generell kann festgestellt werden, daß bei beiden ferritischen Stählen die Kriechfestigkeit nach Neutronenbestrahlung herabgesetzt wird. Falls die Erhöhung der minimalen Kriechgeschwindigkeit auf das gebildete Helium zurückzuführen sein sollte, dann ist diese Zunahme offensichtlich nur sehr schwach von der gebildeten He-Menge abhängig, da bei beiden Stählen unterschiedliche He-Konzentrationen nach Bestrahlung vorliegen. Die Hochtemperaturversprödung ist möglicherweise etwas stärker von der He-Menge abhängig.

Vergleicht man die bisherigen Versuchsergebnisse an den Stählen 1.4923 und 1.4914 mit denen von austenitischen Stählen, so fällt folgendes auf:

1. Der Grad der Hochtemperaturversprödung im Zeitstandversuch ist bei den ferritischen Stählen geringer. Die teilweise beobachtete Versprödung ist ausschließlich auf Duktilitätsverluste im tertiären Kriechbereich zurückzuführen.
2. Die Abnahme der Zeitstandfestigkeit nach Bestrahlung ist mit der der austenitischen Stähle im großen und ganzen vergleichbar.

## 2. Mechanische Eigenschaften bei Bestrahlung \*

(K.D. Cloß, IMF)

Die Untersuchungen zur in-pile Zeitstandfestigkeit (Mol 2) des Stahls 1.4981 der Charge 51857 sind abgeschlossen. Dabei wurde der Einfluß der Kaltverformung (10, 15 und 20 %) auf das mechanische Verhalten unter Neutronenbestrahlung untersucht. Zwischenergebnisse wurden bereits in KFK 1275/1, S. 113-8, und KFK 1275/3, S. 113-10, veröffentlicht. Die in dieser Versuchsserie angefallenen Ergebnisse wurden mit bereits früher veröffentlichten Werten des Stahls 1.4981 aus den Chargen HV 139 (Zustand lösungsgeglüht, KFK 1271/3, S. 113-6) und 70015 (Zustand lösungsgeglüht bzw. 12 % kaltverformt, KFK 1273/4, S. 113-6) verglichen. Dabei ergibt sich das folgende Bild:

Im Temperaturbereich von etwa 600 bis 700°C führt die Neutronenbestrahlung bei den kaltverformten Rohren zu einer stärkeren Abnahme der Standzeit als bei den lösungsgeglühten Proben. Als Ursache für die Reduktion der Zeitstandfestigkeit ist bei den lösungsgeglühten Rohren vor allem die Hochtemperaturversprödung anzusehen. Bei den kaltverformten Proben hingegen ist der Einfluß der Neutronenbestrahlung auf die Duktilität weniger stark ausgeprägt. Teilweise wird sogar von den bestrahlten Proben die Duktilität des unbestrahlten Materials erreicht. Als Ursache

---

\* BzFE-Nr. 222.1

für die starke Abnahme der Zeitstandfestigkeit bei den kaltverformten Proben wird vor allem eine Zunahme der Kriechgeschwindigkeit nachgewiesen. Bei niedrigen Spannungen ist das kaltverformte Material sogar weniger kriechresistent als der lösungsgeglühte Zustand.

Drei Mechanismen sind denkbar, die zu einer Erhöhung der Kriechgeschwindigkeit unter Neutronenbestrahlung führen können:

- a) eine Zunahme des Anteils Korngrenzengleiten an der Gesamtverformung aufgrund von He-Blasen in den Korngrenzen
- b) eine verstärkte Erholung oder Rekristallisation unter Bestrahlung
- c) eine Beeinflussung des Ausscheidungsverhaltens unter Neutronenbestrahlung.

He-Blasen wurden bei unseren Untersuchungen an den Korngrenzen nicht festgestellt. Auch eine Rekristallisation konnte in metallografischen Aufnahmen nicht beobachtet werden. Zur Klärung der Frage, ob eine verstärkte Erholung unter Bestrahlung aufgetreten ist, wurden Härtemessungen an bestrahlten und unbestrahlten Proben durchgeführt. Einige Ergebnisse sind in Abb. 4 dargestellt.

Wie man aus dieser Abbildung entnehmen kann, sinkt die Härte der kaltverformten Proben in den ersten 200 h um etwa 40 bis 50  $\text{kp/mm}^2$  und bleibt dann weitgehend konstant, bzw. sie steigt leicht an. Auffallend ist jedoch vor allem, daß bestrahlte und unbestrahlte Proben keinen Unterschied im zeitlichen Verlauf der Härte zeigen. Ferner zeigen die in dieses Diagramm eingetragenen Werte für den lösungsgeglühten Zustand (Messungen von INTERATOM) noch einmal sehr deutlich, daß selbst bei 750°C Bestrahlungstemperatur die Werte für die kaltverformten Rohre generell um etwa 70  $\text{kp/mm}^2$  höher liegen. Auch aus den Härtemessungen sind also keine Anzeichen einer Rekristallisation zu erkennen.

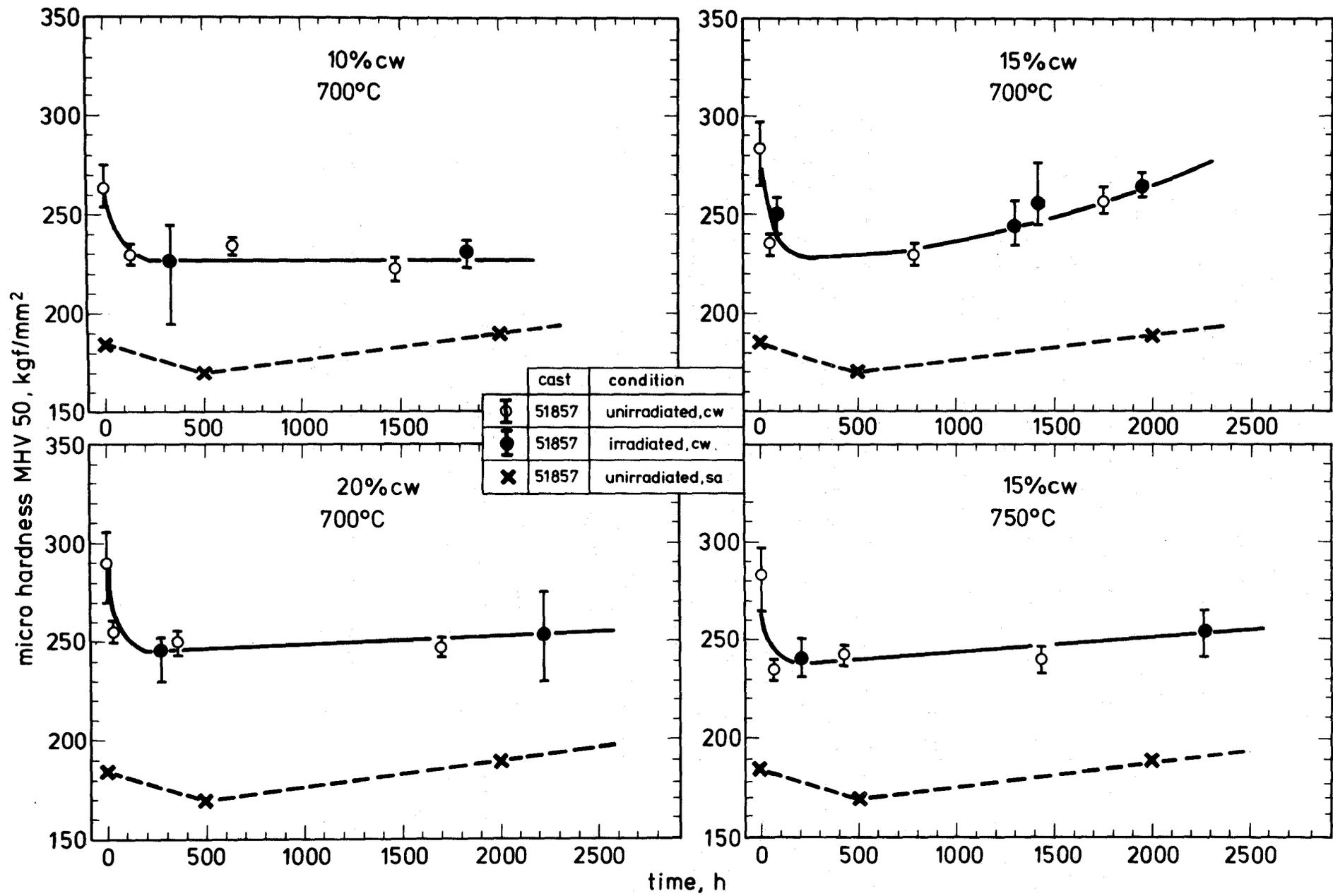


Abb. 4: Zeitlicher Verlauf der Härte an bestrahlten und unbestrahlten Proben des Stahls 1.4981

Die im Quartalsbericht 1275/4, S. 113-3, mitgeteilten Ergebnisse zum Ausscheidungsverhalten des Stahls 1.4981 lassen den Schluß zu, daß Änderungen in der Versetzungsstruktur bei diesem Werkstoff eine um den Faktor 6 bis 7 stärkere Auswirkung auf die Härte haben als Änderungen in der Morphologie der Ausscheidungen. Die Härtemessungen in Abb. 4 sind daher so zu interpretieren, daß offensichtlich in der Versetzungssubstruktur keine Unterschiede zwischen bestrahlten und unbestrahlten Proben auftreten. Qualitativ konnte das inzwischen durch elektronenmikroskopische Untersuchungen (TEM) bestätigt werden. Es ist daher der Schluß zu ziehen, daß die Versetzungssubstruktur dieses Stahls sehr stabil ist und durch die Neutronenbestrahlung keine verstärkte Erholung auftritt.

Die TEM-Untersuchungen haben jedoch gezeigt, daß das Ausscheidungsverhalten dieser Legierung durch die Neutronenbestrahlung beeinflusst wird. Es wurde eine starke Vergrößerung der Ausscheidungen bei den bestrahlten Proben gefunden, wodurch die Zahl der Hindernisse für den Verformungsprozess verringert wurde. Der Mechanismus, der zur Teilchenkoagulation führt, konnte bisher noch nicht identifiziert werden.

Für die Auslegung der Brennelementkästen des SNR 300 sollten die nachstehenden Folgerungen gezogen werden:

1. Eine Zunahme der Kriechgeschwindigkeit um den Faktor 6 bei kaltverformtem 1.4981 muß berücksichtigt werden, wenn die Kriechfestigkeit auf den Versuchsergebnissen des unbestrahlten Materials basiert.
2. Eine Auslegungsgrenze von 0,2 % Kriechverformung durch thermisches Kriechen erscheint für den Langzeiteinsatz bei Temperaturen oberhalb 650°C zu konservativ.

### 3. Schwellverhalten \*

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

Die Programmierung der Schwelldatenbank wurde abgeschlossen; der Einbau der bisher gewonnenen Daten hat begonnen. Gespeichert sind für jede Probe Kennzeichnung, Dosis, schnelle Dosis, Temperatur, Material und Materialzustand, Durchmesser aufweitung, Dichteänderung, Schwellrate, mittlerer, größter und kleinster Porendurchmesser, Porenkonzentration und, soweit bestimmt, Loopgrößen und Konzentrationen. Aus der Menge der eingegebenen Proben kann man nach beliebigen Merkmalen z. B. Experiment, Dosis oder Temperaturbereich, eine Teilmenge entnehmen; interessierende Werte für diese Auswahl werden tabellarisch und in Schaubildform ausgegeben. In den Schaubildern können mehrere in ihren Größenordnungen harmonisierende Meßwertreihen der vorgewählten Datenteilmenge gegen eine beliebig wählbare Abszisse gezeichnet werden. Eingabe- und Ausgabeprogramme sind selbsterklärend und gegen viele Fehlermöglichkeiten abgesichert.

Es wurden die Dimensionsänderungen und das Schwellverhalten des Hüllwerkstoffes 1.4970 im Referenzzustand nach Bestrahlung im Experiment Rapsodie-Monitor untersucht. Anlaß hierzu waren die bereits früher von Belgonucléaire berichteten, sehr unterschiedlichen Aufweitungen im Durchmesser für die Stäbe AU 34 und B14 bei Bestrahlungstemperaturen  $T > 500^{\circ}\text{C}$  (Abb. 5).

Die Hüllmaterialproben sind in Form von Rohrabschnitten beiden Stäben entnommen worden. Die Bestrahlungstemperaturen lagen zwischen  $450$  und  $575^{\circ}\text{C}$ , die akkumulierten Neutronendosen erreichten Werte zwischen  $3,3$  und  $4,4 \times 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup> ( $E > 0.1$  MeV). Dichtemessungen und Transmissionselektronenmikroskopie wurden durchgeführt. Die Technik der angewendeten Meßmethode und der Auswertung ist bekannt. In Abb. 6 sind die Ergebnisse der drei Meßmethoden (3-fache Durchmesser aufweitung  $3 \cdot \frac{\Delta d}{d}$ , Dichteänderung  $\frac{\Delta \delta}{\delta}$  und Schwellvolumen  $\frac{\Delta v}{v}$ ) für Stab AU 34 wiedergegeben. Dichtemessungen und TEM-Daten stimmen in etwa überein, systematisch etwas

---

\* BzFE-Nr. 225.1a

Abb. 5: Durchmesser -  
aufweitung bei den Stäben  
BU 18 und AU 34

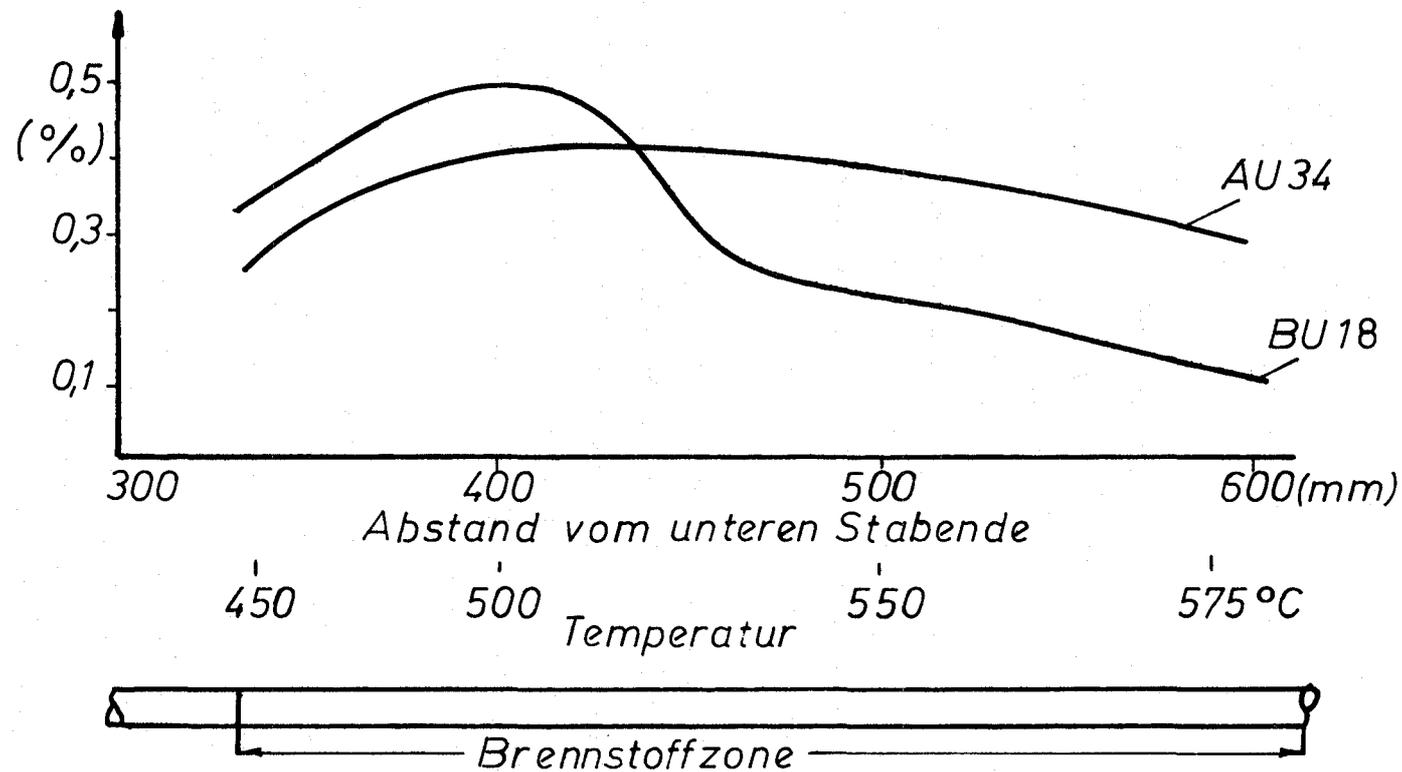
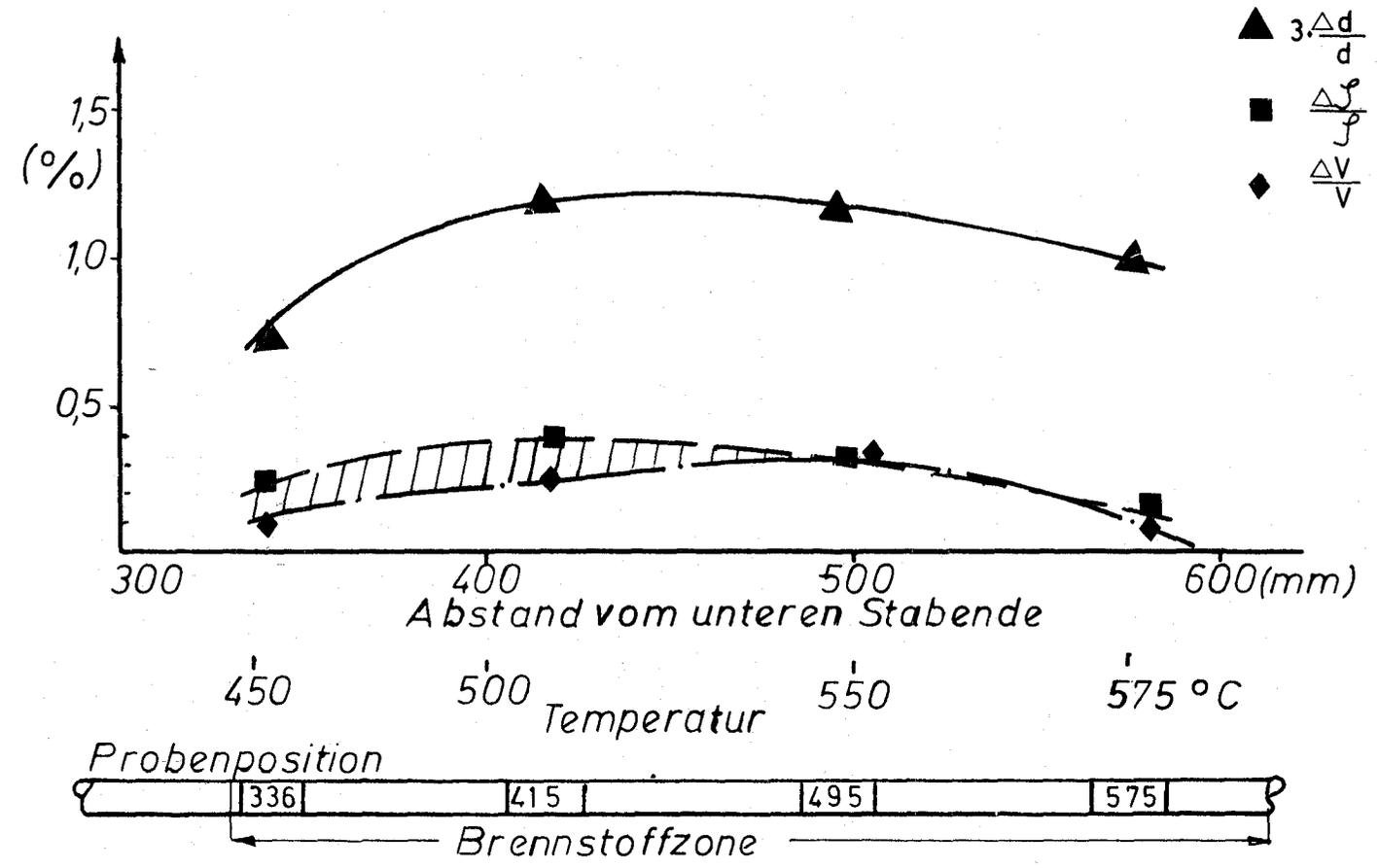


Abb. 6: *Rapsodie Monitorbestr. Stab AU 34*  
 Werkstoff 1,4970



höhere Werte für die Dichteänderungen bei tieferen Temperaturen könnten auf überlagerte Ausscheidungsprozesse, aber auch auf noch restliche verbliebene innere Korrosionszonen zurückzuführen sein. Bei der Betrachtung der Mikrostruktur der Poren ergeben sich für die höheren Bestrahlungstemperaturen ( $T \geq 550^{\circ}\text{C}$ ) erhebliche Schwankungen in der Porenkonzentration, die örtlich bis zu Schwellbeträgen von 2,5 % führten, während die Durchschnittswerte bei 0,2 % liegen. Die Ursachen für diese Schwankungen der Porenkonzentration sind nicht bekannt, jedoch lassen das häufige Zusammentreffen von (110)-Ebenen mit Bereichen hoher Porenkonzentrationen auf einen Textureffekt auf das Schwellverhalten in Rohren schließen. Unabhängig davon ist die Hüllaufweitung nur zu einem geringen Anteil durch Porenbildung zu erklären. Gegen die Annahme, daß die zusätzliche Hüllaufweitung durch n-pile-Kriechen verursacht worden sei, spricht aber die sehr unterschiedliche Aufweitung der Stäbe AU 34 und BU 18 bei höheren Temperaturen ( $T > 450^{\circ}\text{C}$ ), wie in Abb. 5 demonstriert wird, zumal hier von der Theorie her nur ein geringer Temperatureffekt zu erwarten wäre.

Die Auswertung der dritten Zwischenvermessung des Druckröhrchenexperimentes Ripcex I, bei dem maximal eine Dosis von 39 dpa erreicht wurde, führt zu den folgenden in Abb. 7 dargestellten Ergebnissen:

Die Kriechrate ändert sich in allen Fällen mehr oder weniger abrupt, wobei die zu einer bestimmten Kriechdeformation führende Dosis für nominell gleiche Legierungen (z.B. die beiden Chargen des 1.4981) um den Faktor zwei verschieden sein kann. Die Kriechrateänderung ist ebenfalls material- bzw. zustandspezifisch. Die Änderung der Kriechrate tritt im Bereich des einsetzenden Schwellens auf. Allerdings kann aufgrund der Konzeption des Experimentes keine genaue Bestimmung des threshold, d. h. der Neutronendosis erfolgen, bei der exakt das Schwellen einsetzt. Aus der Untersuchung der drucklosen Proben (Dimensionsänderung) folgt etwa gleiches Schwellen beider Chargen, so daß offenbar eine direkte Proportionalität von Kriechrate und Schwellrate - wie sie aus simplen Theorien folgt - nicht bestehen muß. Die Ergebnisse zeigen deutlich, daß die Extrapolation von Kriechdaten kaum möglich ist.

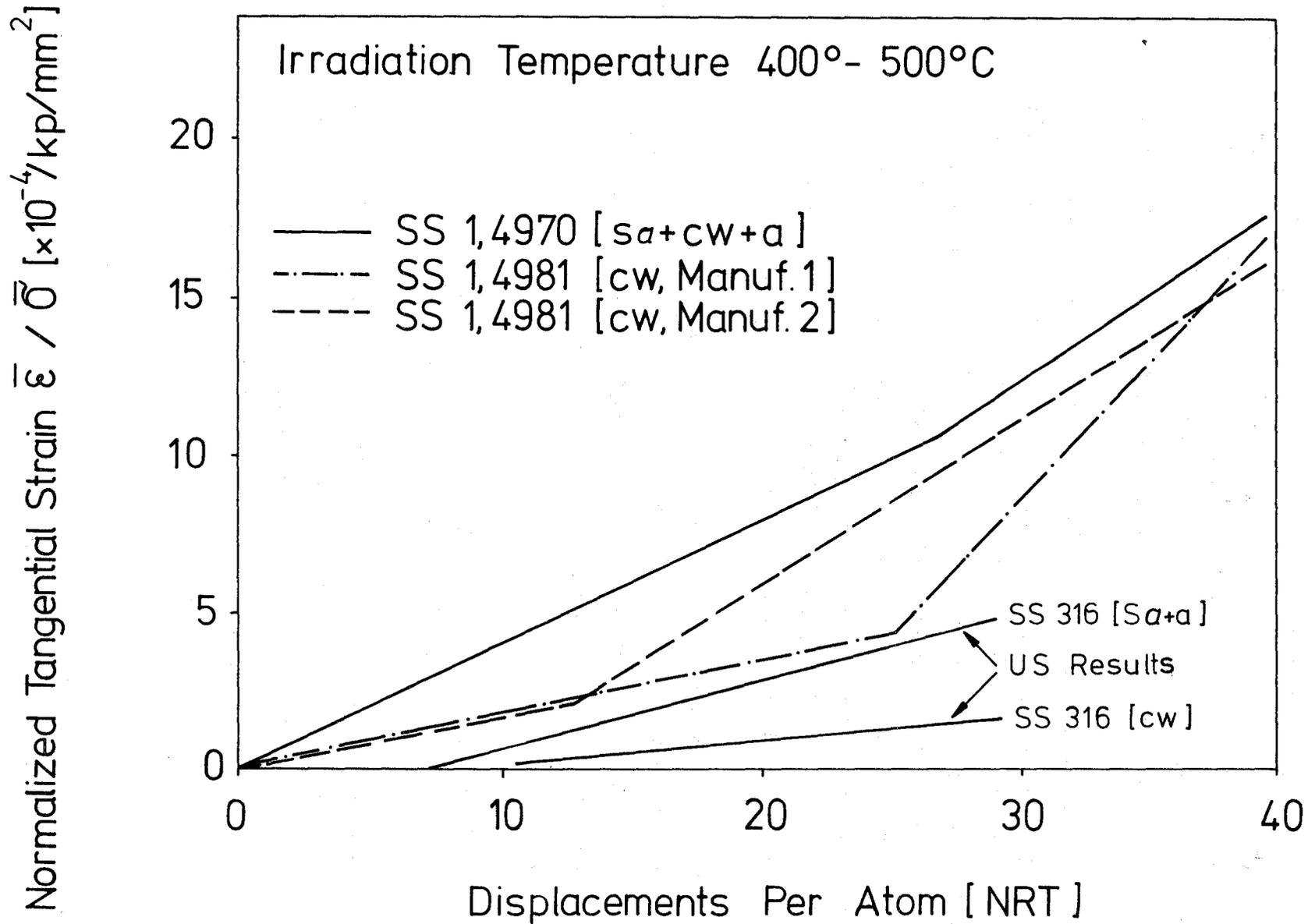


Abb. 7: Kriechdeformation verschiedener Stähle im Ripex I Experiment nach dritter Zwischenvermessung

Die Vorbereitungen zur Untersuchung über den Einfluß einer Spannung auf die Porenbildung und die Ausbildung von Versetzungsringen im Modellmaterial Mg sind soweit abgeschlossen, daß die Probenträger in Auftrag gegeben werden konnten. Die Prüflinge aus einkristallinem Mg wurden von der Firma Carl Zeiß mit der notwendigen, hohen Präzision aus beigestellten Rohlingen angefertigt, so daß Ende April die Endmontage begonnen werden kann. Die vollständigen Einsätze könnten dann gegen Ende des 2. Quartals für den Einsatz im BR-2 bereit sein.

Hüllrohrabschnitte aus Stahl 1.4970 wurden zur Karburierung in Methangasatmosphäre geglüht, um den möglichen Einfluß des Kohlenstoffs auf die mechanischen Eigenschaften der Hülle in Karbidelementen zu testen. Dabei konnte über das vorgegebene  $\text{CH}_4$ -Volumen die aufgenommene Kohlenstoffmenge ungefähr festgelegt werden, während das Kohlenstoffkonzentrationsprofil über die Glühzeit und die Glühzeit beeinflusst werden konnte. Untersuchungen der mechanischen Eigenschaften von auf diese Weise aufgekohlten Proben werden von einer anderen Arbeitsgruppe im Institut durchgeführt.

Die Kohlenstoffaufnahme konnte unter sonst gleichen Bedingungen wesentlich dadurch reduziert werden, daß das Hüllrohr 5 Stunden bei  $700^\circ\text{C}$  in Luft geglüht wurde. Offenbar ist eine dünne Oxidschicht als Diffusionsbarriere für Kohlenstoff wirksam.

#### 1.13.18 Untersuchungen am SNR-Anlagen-Strukturwerkstoff \*

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

Nach Abschluß der Reproduzierbarkeitsversuche bei  $550^\circ\text{C}$  wurde mit der Überprüfung eines möglichen Chargeneinflusses bei  $550^\circ\text{C}$  begonnen. Die ersten Ergebnisse sind nachstehend tabellarisch aufgeführt:

---

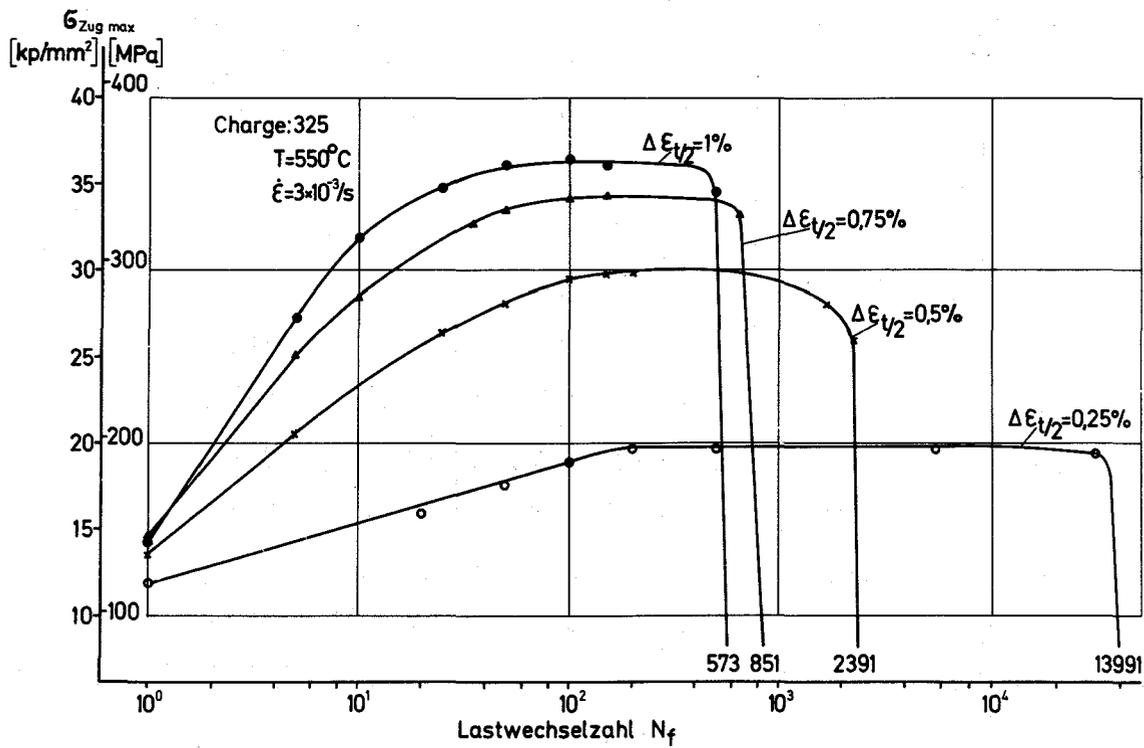
\*

Bisher unter Nr. 1131.2

Charge-Nr.	Probe-Nr.	$\Delta \epsilon_t$ [%]	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_{10}$ [MPa]	$\sigma_{max}$ [MPa]	$N_f$	Bemerkungen
206	2HH	0,5	88,4	117,1	180,8	12874	
325	A04	0,5	117,1	-	193,2	13991	
206	-	1,0	-	-	-	2332	Mittelwert von 10 Proben
325	-	1,0	-	-	-	2473	Mittelwert von 5 Proben
206	2HN	1,5	117,2	265,1	322,7	793	
325	A05	1,5	143,9	279,5	334,9	851	
206	2KH	2,0	127,4	310,3	376,1	423	
325	A06	2,0	139,8	291,8	359,6	573	
206	2KD	2,5	129,5	347,3	398,7	(116)	
325	A07	2,5	145,9	345,3	376,1	325	

Alle Versuche wurden mit der gleichen Dehnungsgeschwindigkeit von  $3 \cdot 10^{-3}$ /s durchgeführt. Es zeigt sich, daß die Werte der im GRIM-Programm verwendeten Charge 206 etwas niedriger liegen im Vergleich zur Charge 325, die als neue Referenzcharge für das Versuchsvorhaben "Inelastische Analyse" verwendet wird, wobei der in Klammern gesetzte Wert nur bedingt vergleichbar ist, da sich während des Versuchs die Einspannung gelockert hatte. Insgesamt werden acht verschiedene Chargen untersucht.

Der SNR-Strukturwerkstoff X6CrNi 1811 (Werkstoff-Nr. 1.4948) gehört zu der Gruppe von Werkstoffen, die sich durch eine zyklische Beanspruchung verfestigen, d. h. die zum Aufbringen der gewünschten Dehnung erforderliche Spannung wird während des Versuchs größer. Abb. 8 zeigt die Änderung der maximalen Zugspannung in Abhängigkeit von der Zahl der aufgetragenen Zyklen. Der größte Teil des Verfestigungsvorganges ist im allgemeinen nach ca. 10 % der Lastwechselzahl bis zum Bruch abgeschlossen und dann über einen größeren Bereich nahezu konstant. Weiterhin ist festzustellen, daß der Grad der Verfestigung von der Größe der aufgetragenen Dehnung abhängig ist.



**Abb. 8:** Zyklisches Verfestigungsverhalten des Werkstoffes X6CrNi 1811 (1.4948) bei  $550^{\circ}\text{C}$  als Funktion der Lastwechselzahl  $N_f$  bei verschiedenen Dehnungsamplituden

114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN114.1 Natriumkühlung1.14.11 Korrosion und Massetransport in Natrium \*

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

Die Nachuntersuchungen an den Innendruckhüllrohrproben aus dem 10.000-Stunden-Versuch im HTP stehen vor dem Abschluß. An einigen geborstenen Proben konnte das Bruchverhalten untersucht werden. Die Probe 8A6 (1.4988, 5000 h Na bei 600°C, Tangentialspannung 220 N/mm<sup>2</sup>) ist nach 5000 h Standzeit bei 2,8 % Dehnung geborsten. Die Probe hat in der Nachbarschaft des Bruchs eine Einschnürung von rund 5 %. Im Bereich dieser Einschnürung treten in großer Zahl und bis 30 µm tief Hohlräume auf. Der Bruch ist unverzweigt. Die Bruchfläche gliedert sich in drei unterschiedliche Bereiche: nahe der Oberfläche existiert eine Zone, die offensichtlich durch Na korrodiert ist, darauf folgt eine interkristalline Bruchzone und schließlich der stark deformierte Rest. Abb. 1 zeigt im Querschliff die obere Kante des Bruchs mit deutlichen Hinweisen auf eine Natriumkorrosion dieses Teils der Bruchfläche.

Im Prinzip ähnlich ist der Bruch der Probe OA4 (1.4970, 5000 h in Na, 700°C, Tangentialspannung 120 N/mm<sup>2</sup>), die bei einer Dehnung von 1,15 % geborsten ist. Dagegen unterscheidet sich das Bruchverhalten der Probe 1E1 (1.4981, 2500 h in Na, 700°C, Tangentialspannung 135 N/mm<sup>2</sup>) von den beiden Proben, die innerhalb von weniger als 2500 Stunden rund 3 % aufgeweitet worden ist. Dabei ist die mittlere Verformungsgeschwindigkeit mit  $\dot{\epsilon} \sim 10^{-3}$  (% h<sup>-1</sup>) vergleichsweise hoch gewesen. Die Probe weist eine große Zahl von Mikrorissen auf, die alle spätestens an der Ferritschicht enden. Nur der Durchriß hat diese Schicht ebenfalls aufgerissen. Diese Art des Bruchverlaufs scheint für hohe Kriechgeschwindigkeit typisch zu sein.

\*  

---

BzFE-Nr. 232.2

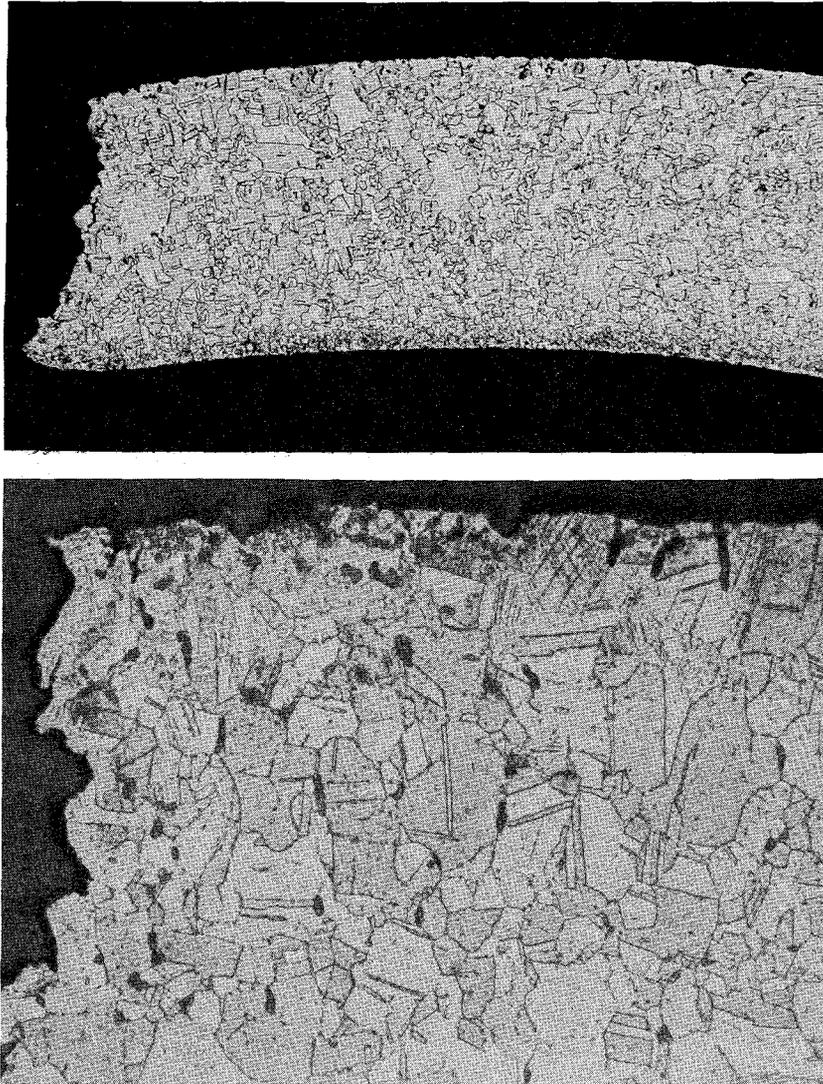


Abb. 1: Bruchzone der Probe 8A6 (1.4988, siehe Text) im Querschliff  
100 ; 1 und 500 : 1

Gefügeuntersuchungen unter Zuhilfenahme des Rasterelektronenmikroskops haben gezeigt, daß in der Matrix der Hüllrohre aus 1.4970 keine Sigma-Phase ausgeschieden wird. Dagegen tritt die Sigma-Phase in den Proben aus 1.4981 und 1.4988 außerhalb der Aufkohlungszone in der mittleren Zone der Hüllrohre auf. Die Ausscheidungen sind schon nach 5000 h zu finden; sie wachsen zu langen, schmalen Partikeln von der Länge eines Matrixkorns. Abb. 2 zeigt eine Sigma-Phasenausscheidung, die nach metallografischer Präparation mit dem Rasterelektronenmikroskop sichtbar gemacht und analysiert worden ist.

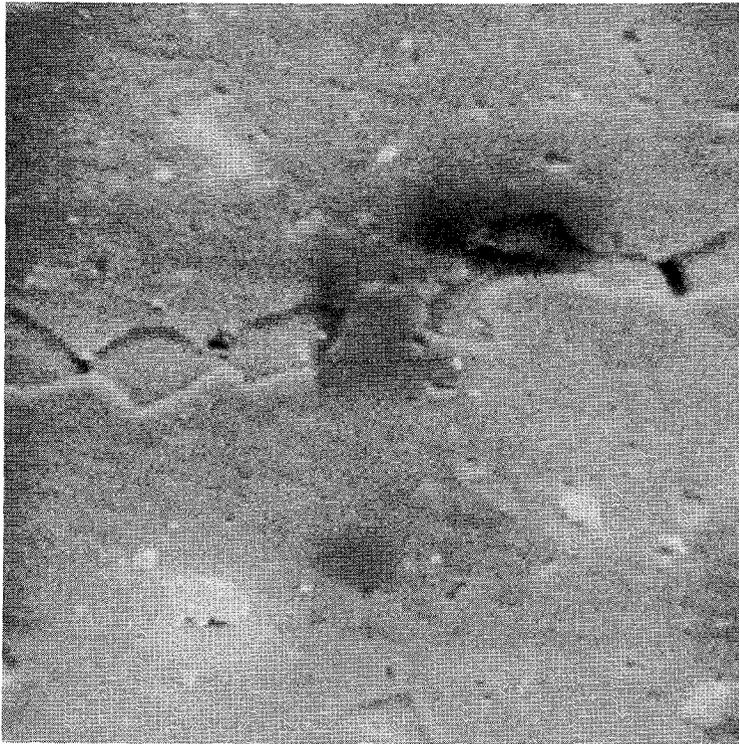


Abb. 2: Ausscheidung der Sigma-Phase in der Probe 1C1 (1.4981) nach 10.000 Stunden Einsatz im Natrium bei 700°C, angeätzt, im Rasterelektronenmikroskop (5000 : 1)

#### 1.14.13 Chemische Analytik\*

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

##### 1. Versuche im chemisch-analytischem Prüfstand (CAP)

Mit der Diffusionswasserstoffsonde von VARIAN konnte erstmals der Wasserstoffgehalt im Natrium kontrolliert werden. Der Ionenstrom in der Ionengerätterpumpe des Instruments und der mit Hilfe einer Millitorr-Röhre gemessene Wasserstoffpartialdruck ist im Temperaturbereich 140-170°C gemäß der Gleichung

$$\log p = A_1 - B_1/T$$

bzw.  $\log i = A_2 - B_2/T$

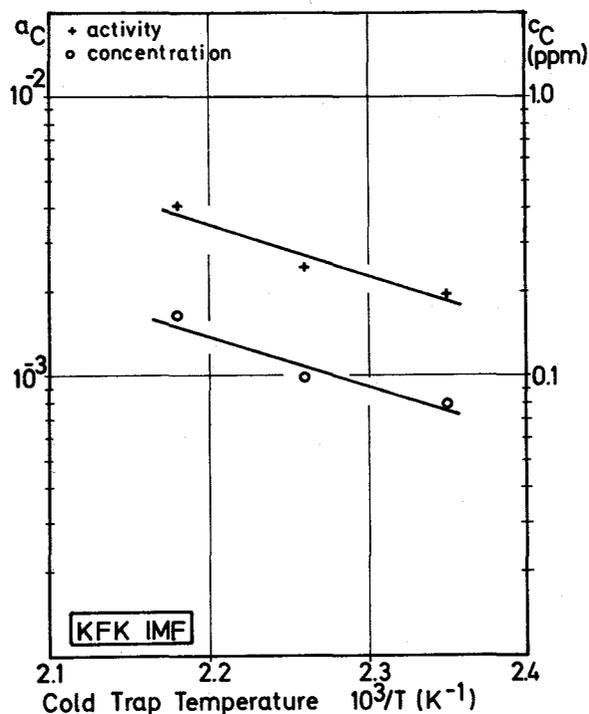
---

\* BzFE-Nr. 622.3

von der Kaltfallentemperatur abhängig. Die Wasserstoffkonzentrationen liegen dabei um 0,2 - 0,6 ppm.

Die Diffusionskohlenstoffsonde von GUNFC wurde in Betrieb genommen. Das Anzeigeeinstrument, ein Flammenionisationsdetektor, wurde mit Modellgasen kalibriert. Damit sind die Voraussetzungen für den Betrieb der Kohlenstoffsonde geschaffen. Der Kreislauf wurde 1150 h betrieben. Dabei wurden Proben aus dem 18/9-Cr-Ni-Stahl Werkstoff Nr. 1.4301 bei 600°C exponiert, um über den Kohlenstoffaustausch zwischen diesem Stahl und dem Natrium die Kohlenstoffaktivität im Flüssigmetall zu definieren.

Diese Methode ist inzwischen ertüchtigt worden. Ergebnisse aus drei Versuchen, die in Tabelle 1 zusammengestellt sind, lassen einen Einfluß der Kaltfallentemperatur auf die Kohlenstoffaktivität und Konzentration erkennen, wie aus Abb. 3 zu ersehen ist.



**Abb. 3:** Abhängigkeit der Konzentration und chemischen Aktivität des Kohlenstoffs im HTP von der Kaltfallentemperatur. Gemessen über Austauschgleichgewichte in Stahl 1.4300.

**Tabelle 1:** Gleichgewichtswerte der Kohlenstoffverteilung zwischen Natrium und Stahl 1.4300 bei 973 K

Kaltfallen- temperatur (°K)	C-Konzentration im Stahl (ppm)	$a_c$	$c_c$ (ppm)
426	220	$2,0 \cdot 10^{-3}$	0,080
442	260	$2,5 \cdot 10^{-3}$	0,100
459	460	$4,1 \cdot 10^{-3}$	0,165

Bei 873 K wurde keine Gleichgewichtseinstellung erreicht. Kaltverformung des Stahls stört die Einstellung des Gleichgewichts bei 873 K, nicht jedoch bei 973 K. Bei niedrigeren Temperaturen kann man in akzeptablen Versuchszeiten nur über Kohlenstoffprofilmessungen zu Gleichgewichtswerten kommen. Dafür sind die eingesetzten Proben nicht brauchbar, jedoch die Flachproben aus dem CAP.

2. Chemische Analysen von Hüll-, Struktur- und Pflastermaterialien  
(H. Schneider, E. Nold, H. Schumann, IMF)

Borgehalte in Proben des Hüllmaterials 1.4970 nach 5000 h Einsatz in Natrium

Im Rahmen der Nachuntersuchung von Hüllmaterialproben 1.4970 nach 5000 h Einsatz in Natrium von 873 K bzw. 973 K wurden folgende Borgehalte über den Gesamtquerschnitt gefunden:

Proben-Nr.	Charge	T (K)	B-Gehalt (ppm)	B-Gehalt der Ausgangsm. (ppm)
O B 1	78 419	973	18/17	32
O B 21	78 419	873	24/24	32
O A 1	8-29052	973	26/28/31	80/85
O A 161	8-29052	873	63/64	80/85
O C 6	8-21577	973	27/30	50/46

Die spektralanalytisch bestimmten Borprofile zeigten folgende Verläufe:

- O B 1 : Bis in ca. 15  $\mu\text{m}$  Tiefe ca. 5 ppm B, dann langsamer Anstieg: in 30  $\mu\text{m}$  Tiefe 13 ppm und in 40  $\mu\text{m}$  15 ppm B.
- O B 21 : In 1  $\mu\text{m}$  Tiefe <5 ppm B, dann allmählicher Anstieg: in 10  $\mu\text{m}$  Tiefe ca. 10 ppm, in 40  $\mu\text{m}$  Tiefe ca. 18 ppm B.
- O A 1 : In 1  $\mu\text{m}$  Tiefe ca. 8 ppm B, dann Abfall auf 5 ppm B. Ab ca. 18  $\mu\text{m}$  Tiefe Anstieg: in 30  $\mu\text{m}$  Tiefe ca. 17 ppm B und in 40  $\mu\text{m}$  Tiefe ca. 23 ppm B.
- O-A 161 : Bis ca. 5  $\mu\text{m}$  Tiefe 8 ppm B, dann kontinuierlicher Anstieg: in 20  $\mu\text{m}$  Tiefe 20 ppm B und in 40  $\mu\text{m}$  Tiefe 34 ppm B.
- O C 6 : Bis 25  $\mu\text{m}$  Tiefe liegt der B-Gehalt unter 10 ppm. In 40  $\mu\text{m}$  Tiefe 17 ppm B.

Untersuchung einer Strukturmaterialprobe nach 10 120 h Einsatz im Na-Kreislauf bei 625 K

Es wurde eine Probe des Werkstoffs 1.4919 nach Einsatz im Natrium-Hochtemperaturkreislauf in downstream-Position, im kälteren Teil des Kreislaufs, auf die Zusammensetzung ihrer Oberflächenschichten analysiert. Die Zusammensetzung der Diffusionszonen wurde mit Hilfe unseres spektralanalytischen Verfahrens unter Verwendung einer Glimmentladungslampe

(glow discharge optical spectroscopy = GDOS) analysiert, die Zusammensetzung der obersten  $\mu\text{m}$ -Schichten mit Hilfe der Auger-Elektronenspektroskopie (AES) - Profilanalyse. Das Ergebnis ist in Abb. 4 dargestellt. Die Untersuchung der Diffusionszonen ergab nur geringe Verarmungseffekte verschiedener Legierungselemente in den Randzonen und eine geringe Aufkohlung. Die AES-Profilanalyse jedoch zeigt das Vorhandensein einer Oxidschicht innerhalb des ersten  $\mu\text{m}$  mit einer beträchtlichen Anreicherung von Mangan. Der Chromgehalt hat zur Oberfläche hin in den äussersten Zehntel- $\mu\text{m}$  ansteigende Tendenz. Die sehr deutliche Anreicherung von Mangan in den Oberflächenschichten ist in Hinblick auf Massetransport aktivierter Korrosionsprodukte im Reaktorkühlkreislauf zu beachten. Es handelt sich dabei offensichtlich um eine Ablagerungsschicht, da etliche Fremdelemente, wie z.B. Niob bis in 1 - 1,5  $\mu\text{m}$  Tiefe nachgewiesen werden konnten (vgl. Beitrag 1.14.11).

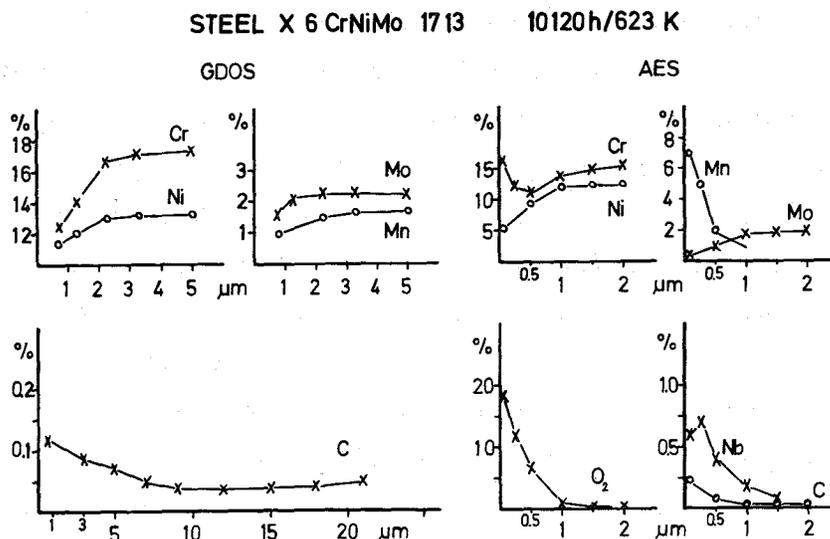


Abb. 4

#### Untersuchung der Oberflächenzusammensetzung verschiedener Stelliteproben nach Einsatz in Natrium

Im Rahmen der Untersuchungen der tribologischen Eigenschaften verschiedener für den SNR als Pflasterwerkstoffe vorgesehenen Materialien wird auch der Einfluss der Na-Korrosion auf die Veränderung der Oberflächenzusammensetzung und der tribologischen Eigenschaften untersucht (vgl. KFK 1275/2, S. 114-6). Die Veränderung der Zusammensetzung der oberen  $\mu\text{m}$ -Schichten wurde mit Hilfe der Auger-Elektronenspektroskopie-Profilanalyse untersucht.

Bei einer Probe wurde auch die Art der in der Oberflächenschichten vorliegenden Verbindungen mit Hilfe der Sekundärionenmassenspektrometrie bestimmt.

Es wurden folgende Proben untersucht:

Stellit 6 nach 100 h Einsatz in semidynamischem Natrium bei 873 K im Vergleich zur Matrix,

Stellit 6 nach 6500 h Einsatz in dynamischem Natrium bei 873 K,

Stellit 6 H, aufgeschweisst auf 1.4541, nach 4000 h bei 873 K in dynamischem Natrium, im Vergleich zum Ausgangsmaterial.

Die Ergebnisse sind in den Abb. 5 und 6 wiedergegeben. Die 100 h in semidynamischem Natrium eingesetzte Stellitprobe zeigt relativ geringe Veränderungen in den Oberflächenzonen und ab ca. 0,1  $\mu\text{m}$  Tiefe keine wesentlich andere Zusammensetzung als die Matrix. Bis in die Tiefe von 0,1  $\mu\text{m}$  ist Sauerstoff deutlich vorhanden.

Eine grundlegende Veränderung des Legierungscharakters der Oberflächenzonen weisen jedoch die in dynamischem Natrium über längere Zeiträume eingesetzten Stellitproben auf. Bei beiden Proben hat sich eine mehrere  $\mu\text{m}$  dicke oxidhaltige Zone aufgebaut, Eisen ist deutlich angereichert und bildet mit dem in dieser Zone auf ähnliche Gehalte abgereichertem Kobalt die metallischen Hauptbestandteile. Chrom ist zur Oberfläche hin angereichert, sein Gehalt liegt in den Randzonen um ca. 10%. Wie SIMS-Spektren der Stellitprobe 6 H zeigten, ist die Hauptmenge des Sauerstoffs an Chrom gebunden. Abb. 7 gibt die Massenspektren der korrodierten Probe im Vergleich zum Ausgangsmaterial wieder. Nach den vorliegenden Ergebnissen ist die nach Langzeiteinsatz in Natrium gebildete Oberflächenschicht nicht vergleichbar mit der nach 100 h vorliegenden Oberflächenzusammensetzung. Wegen der Beeinflussung des tribologischen Verhaltens durch die Oberflächenzusammensetzung kann daher auch angenommen werden, dass nach unterschiedlicher Vorkorrosion für das gleiche Material unterschiedliche Werte tribologischer Eigenschaften gemessen werden.

Abb. 5

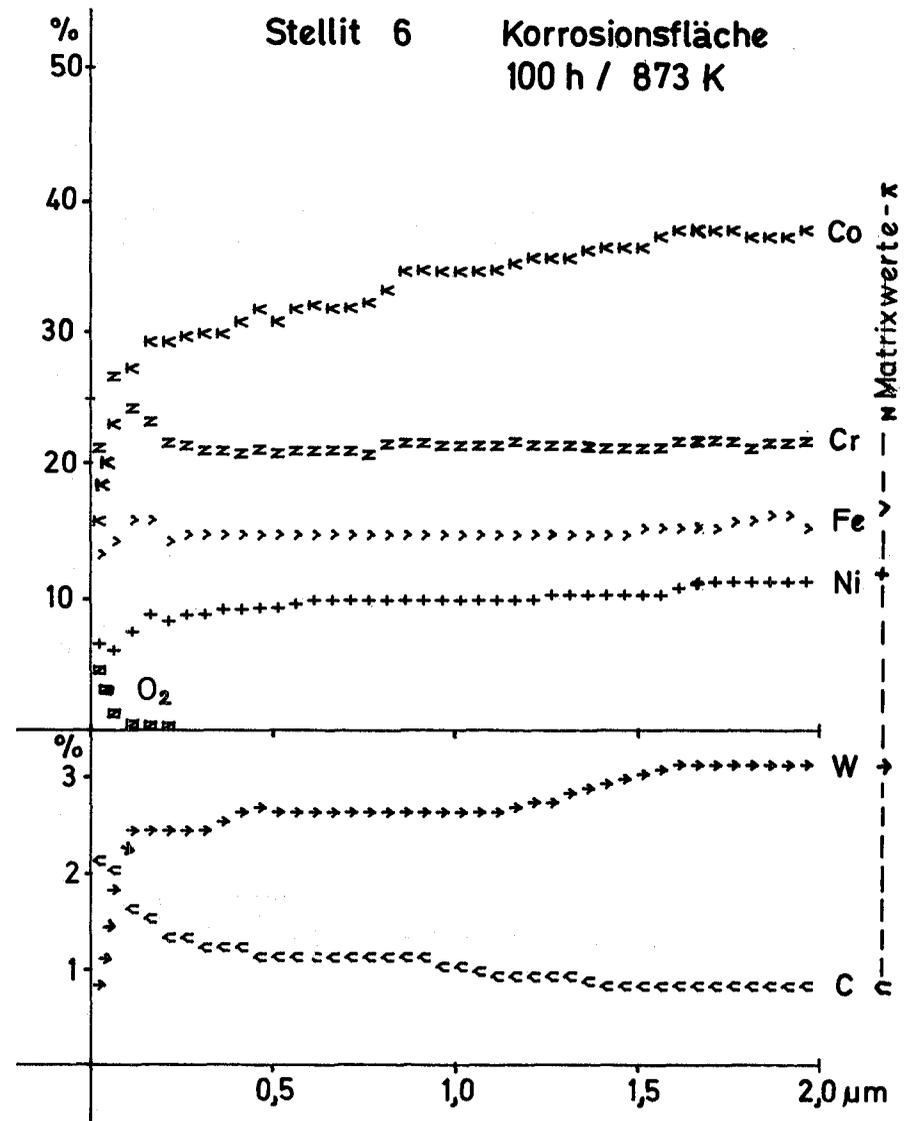
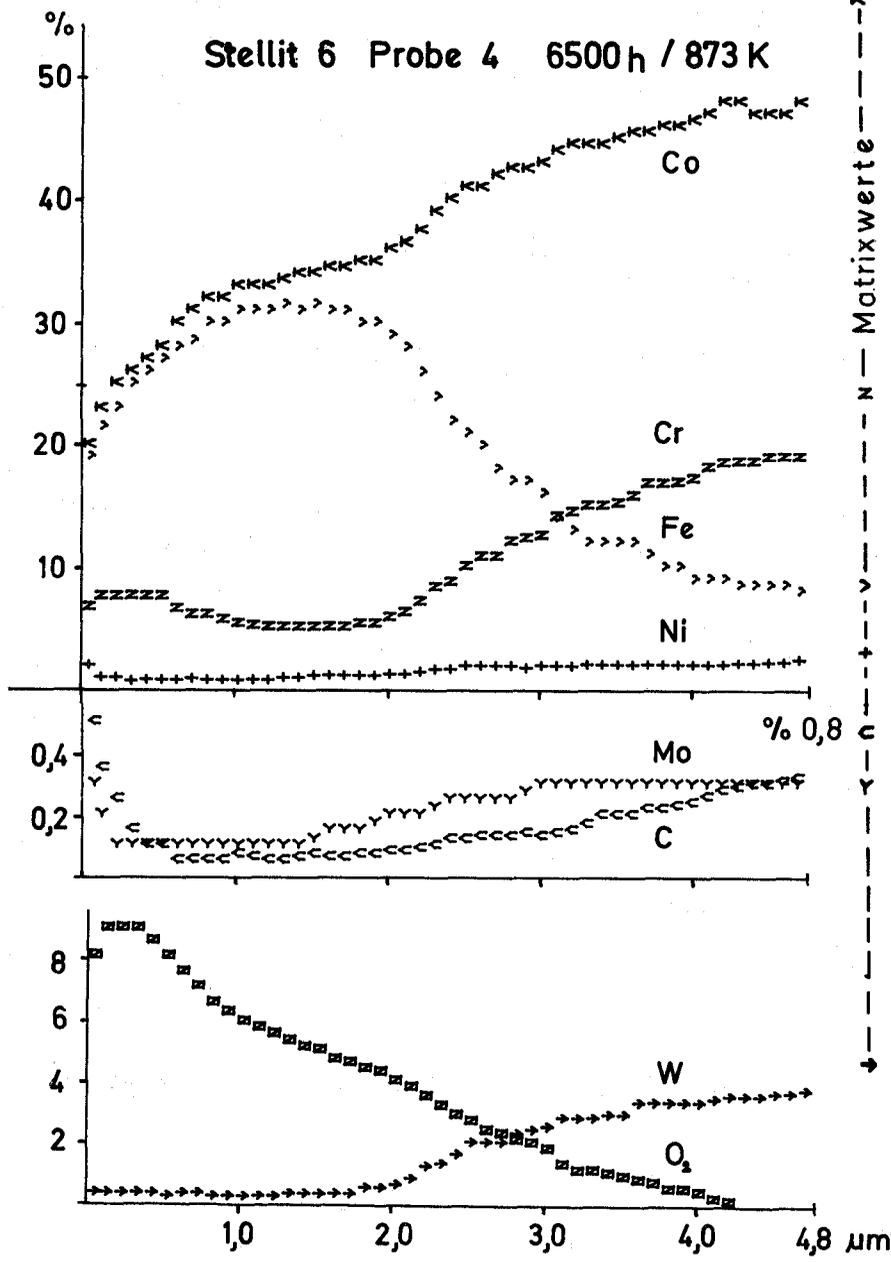


Abb.6

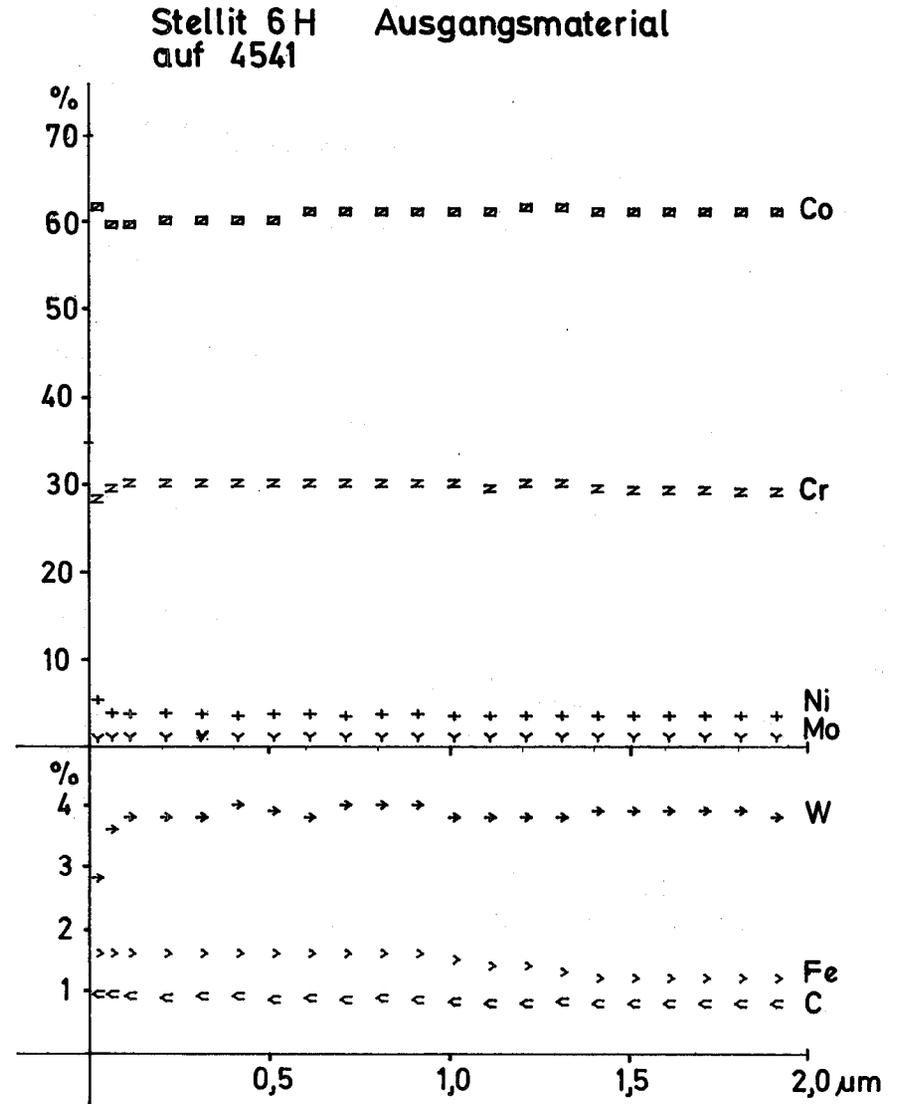
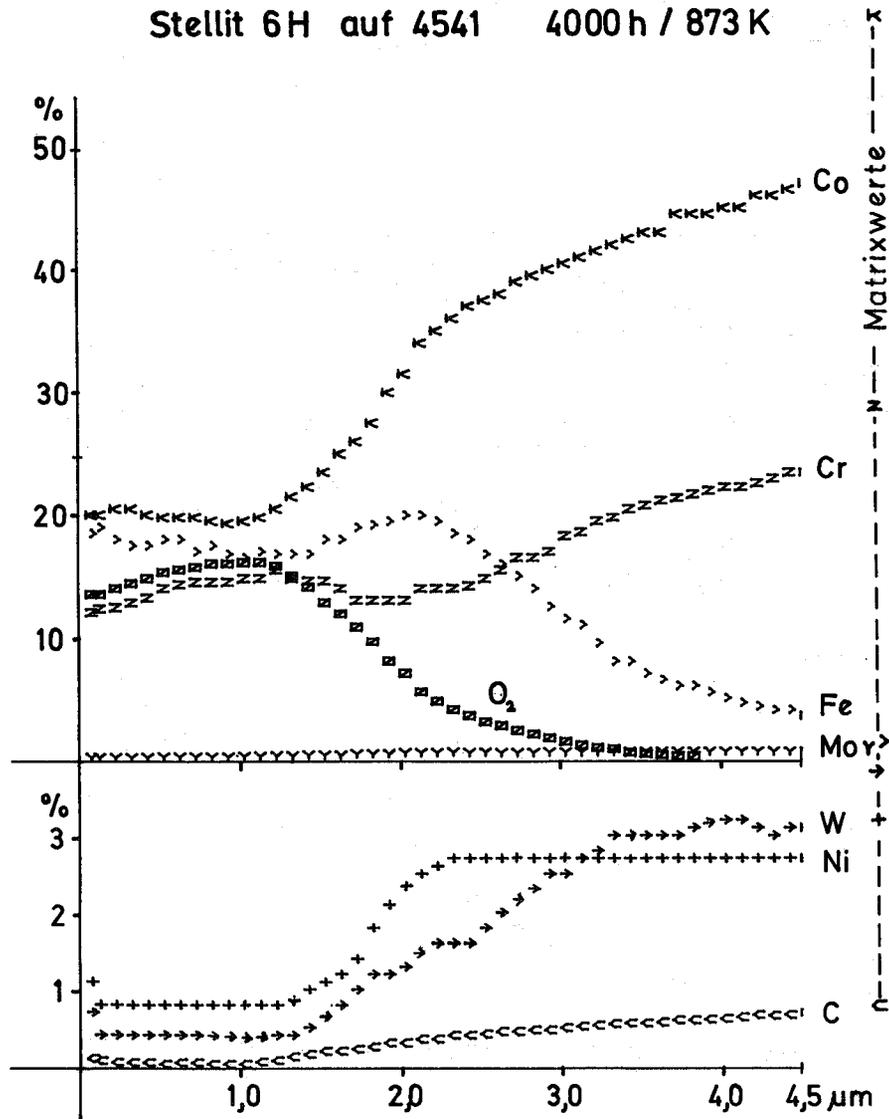
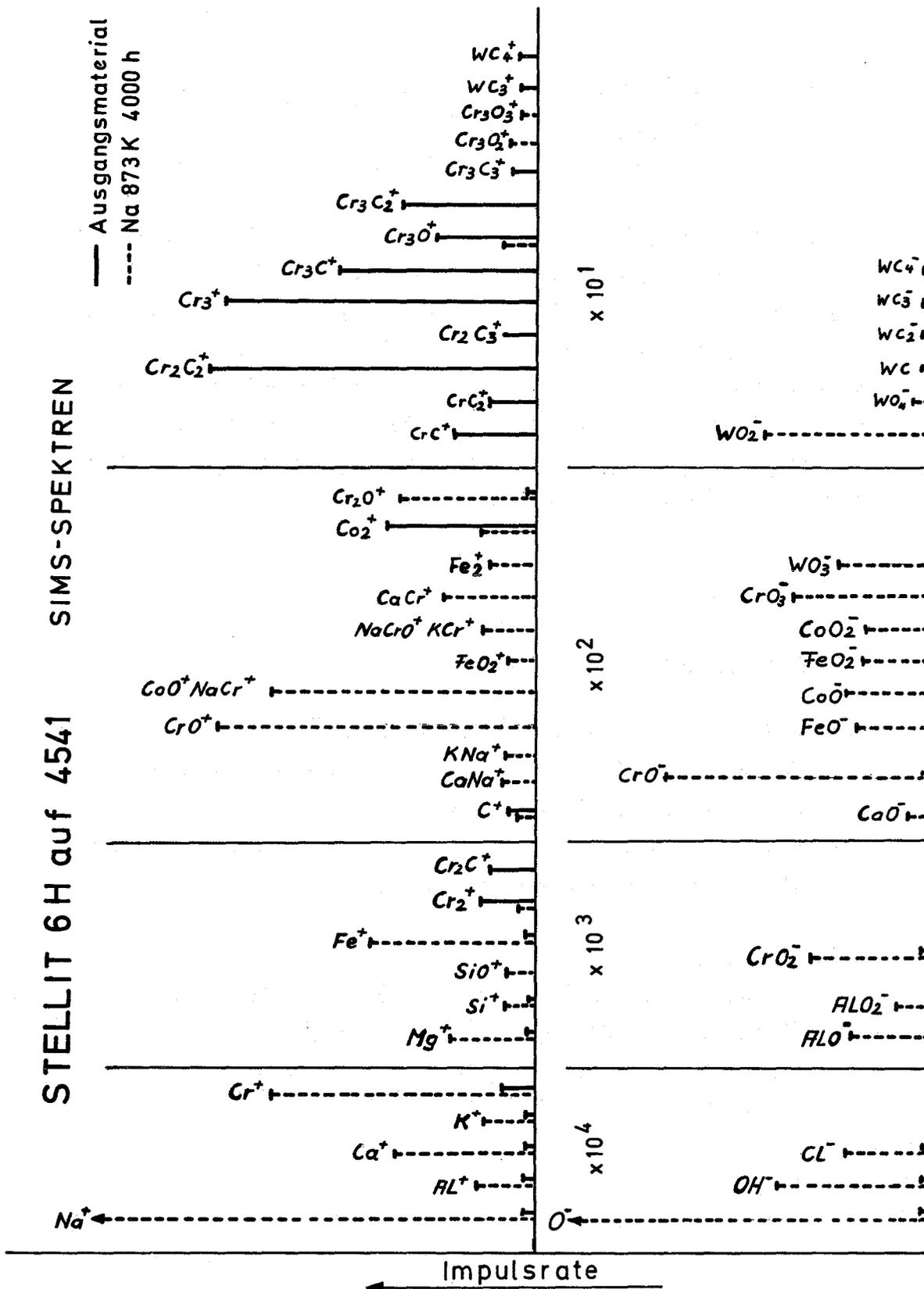


Abb.7



1.14.14 Natriumeinfluß auf das Kriechverhalten von  
Strukturwerkstoffen\*

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

Die Rohrmontage des Prüfstandes für die Kriechuntersuchungen wurde im wesentlichen abgeschlossen. Das zum Kreislauf gehörende Argon-Gassystem wird montiert. Die 4 Teststrecken, in denen die Kriechproben untergebracht werden, befinden sich in der Fertigung (Hauptwerkstatt). Die 4 bestellten Zugvorrichtungen wurden ausgeliefert. Eine Vorrichtung für die durchzuführenden Vorversuche am Kreislauf ist montiert. Parallel zur Rohrmontage begann die Aufbringung der Begleitheizung.

---

Veröffentlichungen

- ( 1 ) H.U. Borgstedt, G. Frees, H. Schneider  
"Characterization of chemical activities of non-metals  
dissolved in liquid alkali metals"  
Discussion Meeting on "Physical Chemistry of Fluid Metals",  
10 - 12.3.1976, Königstein, Taunus.
- ( 2 ) H.U. Borgstedt, A. Marin  
"Veränderungen am Strukturwerkstoff eines Natriumkühlkreislaufs  
durch Natriumkorrosion und Massetransport"  
Reaktortagung 1976, Düsseldorf, 30.3. - 2.4.1976  
Tagungsbericht, S. 766-769

---

\*

BzFE-Nr. 218.6

Beiträge zu

115 ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS

erscheinen wieder in einem späteren PSB-Vierteljahresbericht.



1.21 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1.21.3 SNEAKAbsorbermaterialwertmessungen in SNEAK 9C-2 und  
9C-2/C und ihre Nachrechnung\*

(G. Henneges, INR)

1. Einleitung

In SNEAK 9C-2 / 1 / und 9C-2/C (der Karbidversion von 9C-2) wurden u.a. die Reaktivitätswerte von 4 Absorbermaterialien gemessen: Ta,  $B_4C$ ,  $B_4C$  (90 % ang.) und  $Eu_2O_3$ . Diese Experimente dienten der Erprobung der Absorber als Kontrollstabmaterial und der Messung der Selbstabschirmung von Europium. Hier waren große Diskrepanzen zwischen experimentellen und gerechneten Daten in der Anordnung SNEAK 9B / 2 / aufgetreten. Es schien nötig, die Eu-Werte mit kompakterem Material zu überprüfen. Erstmals wurde der Absorberwert von angereichertem Bor in einer SNEAK-Anordnung gemessen.

2. Beschreibung der experimentellen Anordnungen

Die 4 Absorbermaterialien waren metallisches Ta, natürliches  $B_4C$ -Pulver, gesintertes  $Eu_2O_3$  und angereichertes  $B_4C$  (90 % B-10), das von Cadarache entliehen worden war. Die Stäbe hatten unterschiedliche Durchmesser und Höhe. Sie wurden in Aluminiumblöcke eingesetzt. Das Absorbermaterial ergab mit den Aluminiumblöcken die Absorberzone mit einem Volumen von  $1349,47 \text{ cm}^3$ . Sie hatte eine Höhe von 11,4 cm, lag symmetrisch zur Core-Mittelebene und erstreckte sich über die 4 zentralen Elemente 17/19, 17/20, 18/19, 18/20.

Der Reaktivitätswert eines Absorbers wurde aus den kritischen Positionen geeichter Trimmstäbe relativ zu denen mit Al in der ganzen Absorberzone bestimmt. Zudem wurde der Wert des Aluminiums gegen Corematerial gemessen.

\* BzFE-Nr. 412.1 / Erster Beitrag

/ 1 / Vgl. KFK 1275/2, S. 121-1; KFK 1274/1, S. 121-1 und KFK 1273/4, S. 121-8

/ 2 / A.M. Raberain, unveröffentl. IASR-Notiz

## a ) Experimente in 9C-2:

In dieser Anordnung wurden in der Absorberzone 4 dünne (13 mm Durchmesser) und 8 dicke (22 mm Durchmesser) Stäbe jeweils aus Ta,  $B_4C$  oder  $Eu_2O_3$  eingesetzt. Diese hatten eine Höhe von 100 mm, Abb. 1.

In einem weiteren Experiment wurden in die 4 zentralen Coreelemente 20 angereicherte Borstäbe mit einer Kantenlänge von 12,7 mm und einer Höhe von 101,2 mm eingebracht. 44 Aluminiumstäbchen füllten gemäß Abb. 2 die Absorberzone.

Mit den Experimenten der dritten Anordnung sollte die Selbstabschirmung von Europium gemessen werden. Es wurde der Reaktivitätswert in verschieden dicken Stäben bestimmt: 6,6 mm, 12,6 mm, 21,8 mm und 30,5 mm. Sie wurden in einen Aluminiumblock mit zentraler Bohrung eingesetzt, Elementposition 17/20. Die Bohrung war so gewählt, daß der Stab mit größtem Durchmesser gerade paßte. Die Bohrung wurde bei der Messung der übrigen Stäbe mit Aluminiumrohren passender Wandstärke aufgefüllt. Referenz war der volle mit Al gefüllte Block. Die Positionen 17/19, 18/19, 18/20 waren mit Normalelementen besetzt.

## b) Experimente in 9C-2/C:

Die Anordnung 9C-2/C stellt die Karbidversion von 9C-2 dar. Mit 9C-2/C wurden die 9C-2 analogen Experimente mit Ausnahme der Europiummessungen ausgeführt. In einer 4. Anordnung war jeweils für  $B_4C$ , Ta und  $Eu_2O_3$  nur ein dünner Absorberstab in der der Coremitte nächsten Position (s. Abb. 1) des Elements 17/19. Die restlichen zentralen Elemente enthielten in der Absorberzone nur mit Al gefüllte Blöcke.

Das entsprechende Experiment für 1  $B_4C$  (ang.)-Stab wurde ebenso durchgeführt.

3. Rechenmethoden

Alle Rechnungen sind zweidimensional in rz-Geometrie, entsprechend den verschiedenen Experimenten mit dem 26-Gruppen KFKINR-Satz und dem Diffusionsprogramm DIXY, durchgeführt worden.

Eindimensionale  $S_8$ -Korrekturen sowie zweidimensionale xy-Korrekturen wurden errechnet und zu den rz-Resultaten addiert.

Für Tantal wurde noch eine Korrektur zur Berücksichtigung der heterogenen Resonanzabschirmung / 2 / angebracht.

Entsprechend Abb. 1 wurden in Zone 1 die 4 Absorberstäbe mit dem umgebenden Al und dem Stahl der Elementrohre homogenisiert.

In der 4. Anordnung mit exzentrisch sitzendem Stab wurde dieser mit dem im Core-Zentrum befindlichen Elementrohrmaterial verschmiert. Der Radius der Zone 1 war für  $B_4C$ , Ta und  $Eu_2O_3$  0,94 cm und für  $B_4C$  (ang.) 0,87 cm. Der Spektralindex  $\sigma_{f8}/\sigma_{c8}$  war in der Coremitte der Referenzanordnung gegenüber dem wahren Ort des Stabes im Zentrum der Matrix nur ungefähr 0,2 % kleiner.

Der Durchmesser des Absorberbereichs des zu den Eu-Messungen gehörenden Modells wurde für alle Stabdurchmesser konstant auf 18,5 mm gesetzt und das Eu mit dem Aluminium sowie dem Elementrohrmaterial verschmiert.

Die Radien der dritten Zone ergeben sich aus der Forderung nach Volumengleichheit dieser Absorberzone auch in Zylindergeometrie. Außerdem sollte der Ring in einem Gebiet gleicher Importance wie die Stäbchen liegen. Diese dritte Zone war ganz in Zone 2 eingebettet, Abb. 1.

#### 4. Ergebnisse

Die Tabellen 1 - 3 geben das Verhältnis C/E der berechneten zu den experimentellen Ergebnissen wieder. Für die 9C-2-Anordnung liegen die C/E-Werte um 2 - 5 Prozent höher als in den vergleichbaren Experimenten des 9C-2-Karbidcores. Es zeigt sich, daß Tantal etwa 5 Punkte besser berechnet wird als  $B_4C$ . Angereichertes Bor und Europium werden deutlich schlechter berechnet, wobei ein möglicher Fehler aus der hohen Transportkorrektur (9 %) für Bor denkbar wäre. Die beste Übereinstimmung findet sich für die Substitution Aluminium gegen Corematerial.

Wie sich Tab. 3 entnehmen läßt, wird die Diskrepanz von Rechnung und Experiment für zunehmende Europiummasse größer und erreicht Werte von fast 30 %, obwohl die Transport und Zylindrisierungskorrekturen jeweils nur 3 % betragen.

Für die Reaktivität pro Gramm  $\text{Eu}_2\text{O}_3$  lagen die berechneten  $\rho/m$ -Werte etwa 20 % unter den gemessenen.

Die Selbstabschirmung  $S = \frac{\frac{\rho}{m}_0 - \frac{\rho}{m}}{\frac{\rho}{m}}$

ergab sich direkt aus den zuvor ermittelten Daten. Fehler wurden aus der ungenauen Extrapolation auf  $\rho_0/m_0$  und der Genauigkeit der erhaltenen Reaktivitätswerte bestimmt.

Die Rechengenauigkeit beträgt für alle Reaktivitätswerte etwa 0,4 ‰. Der Meßfehler liegt unter 0,2 ‰.

Mit zunehmender Masse wird der C/E-Wert für die Selbstabschirmung größer. Diese Diskrepanzen von Rechnung und Experiment scheinen nur durch Änderungen in den Europiumquerschnitten und Selbstabschirmfaktoren behebbar.

#### 5. Zusammenfassung

In beiden SNEAK-Anordnungen sind die Unterschiede von Rechnung und Experiment am größten für angereichertes Bor und Europiumoxid, während natürliches Borkarbid, Tantal und Aluminium gut berechnet werden.

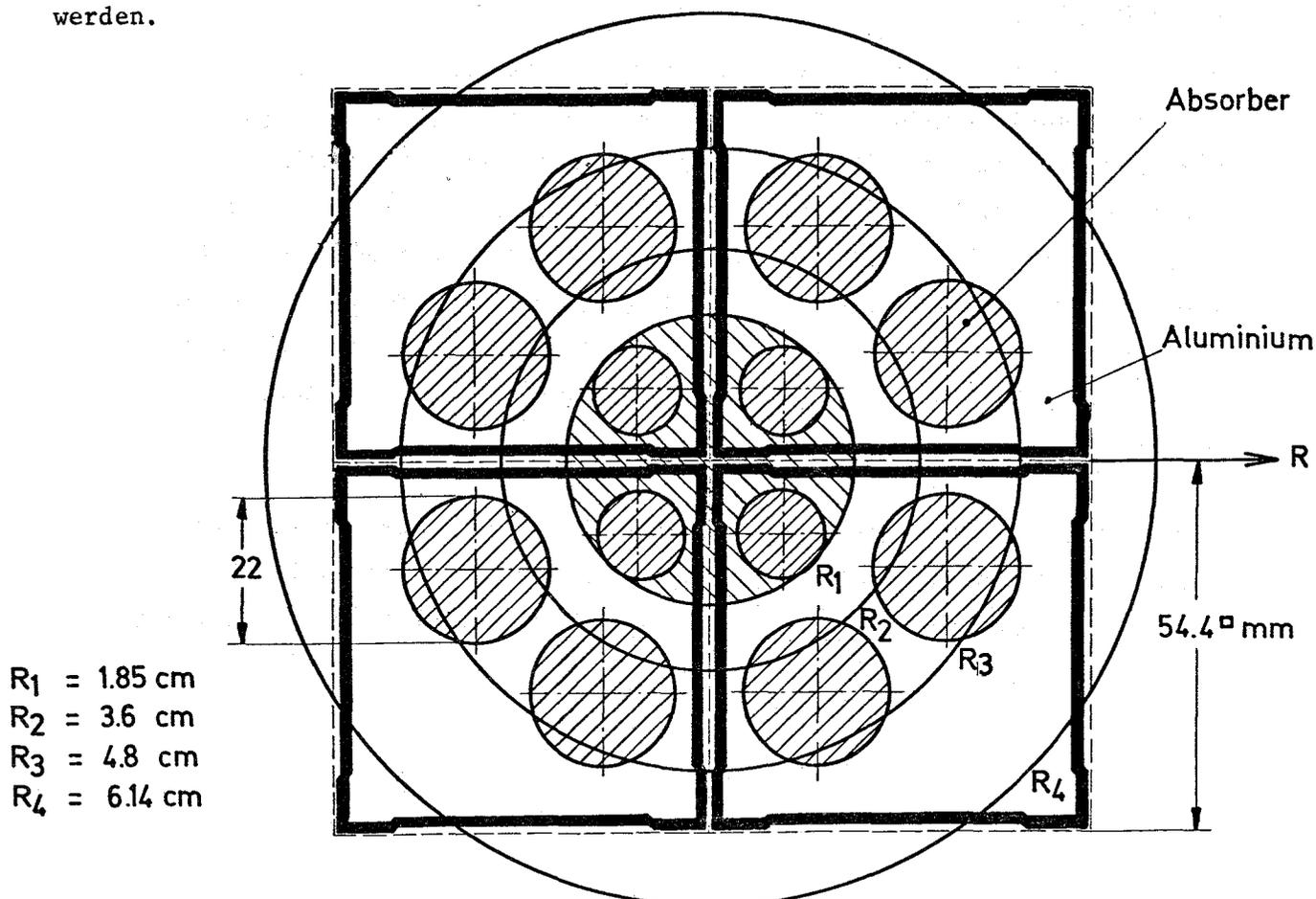


Abb.1: Skizze und Zylindermodell für die Anordnung 1

Tabelle 1

Resultate der Absorberwertbestimmungen in 9C2

Absorber $\beta_{\text{eff}} = .3724-2$	B <sub>4</sub> C 4 kleine + 8 große Stäbe	Ta 4 kleine + 8 große Stäbe	Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 4 kleine + 8 große Stäbe	B <sub>4</sub> C(ang.) 20 Stäbe	Al 1/4 der Absorberzone
Masse	554,8 g	5963,6 g	2035,2 g	512,0 g	743,75 g
C/E f.d. Reaktivitätswert	0,92	0,97	0,75	0,75	1,00
C/E f.d. Selbst. absch.	-	-	2,0	-	-

Tabelle 2

Resultate der Absorberwertbestimmungen in 9C2/C

Absorber $\beta_{\text{eff}} = .365-2$	B <sub>4</sub> C		Ta		Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub>		B <sub>4</sub> C(ang.)		Al
	4 kleine + 8 große Stäbe	1 kleiner Stab	4 + 8	1	4 + 8	1	4 + 16	1	ges. Matrix
Masse	554,8 g	20,69 g	5963,6 g	218,7 g	2035,2 g	71,99 g	512,0 g	25,6 g	2975 g
C/E f.d. Reaktivitätswert	0,90	0,96	0,95	0,97	0,72	0,82	0,71	0,74	0,95
Selbstabsch. C/E	2,0		1,1		1,8		1,2		

Tabelle 3

Resultate der Absorberwertbestimmungen in 9C2

Absorber $\beta_{\text{eff}} = .3724-2$	1 Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - Stab			
Masse	461,62 g	210,41 g	71,99 g	18,17 g
C/E f.d. Reaktivitätswert	0,73	0,76	0,83	0,83
c/E f.d. Selbstabsch.	1,6	1,6	1,1	1,0

# Experiment mit angereicherten Borstäben

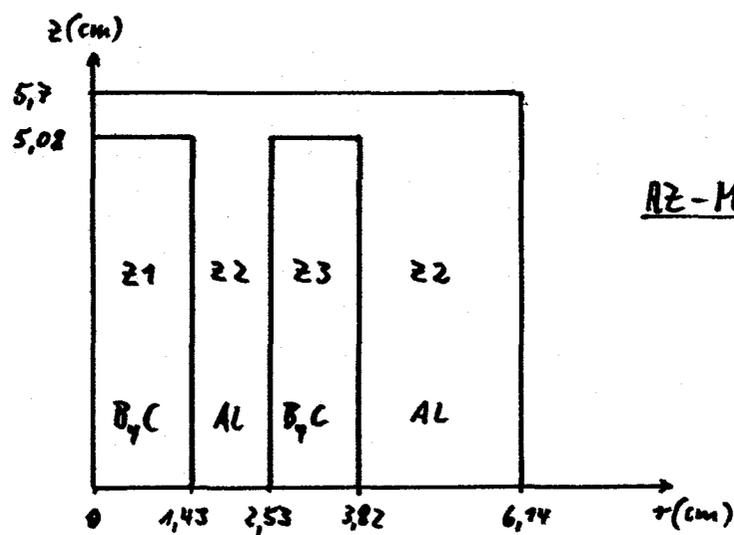
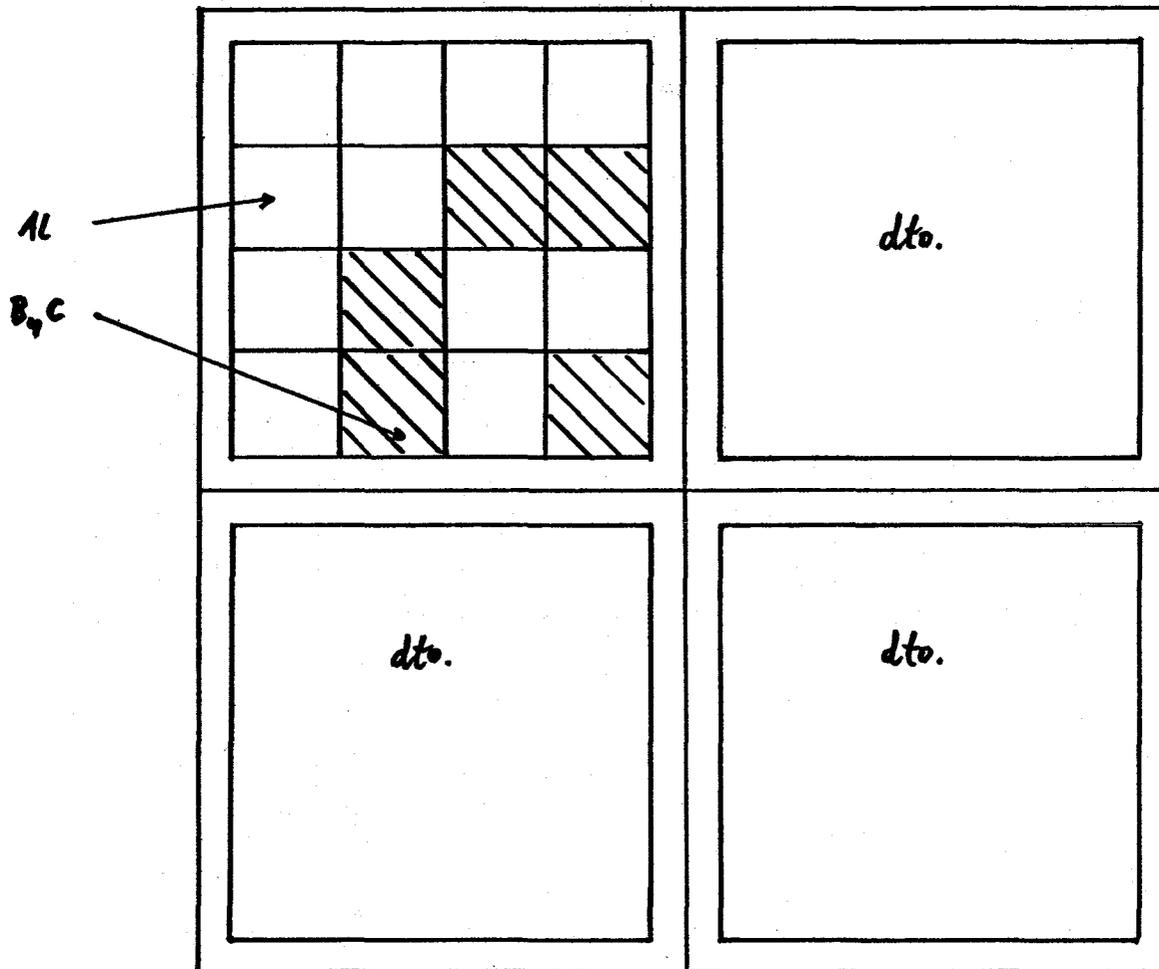


Abb. 2

2. SNEAK-7\*Corrections to Reaction Rates in the Fast Critical Assemblies  
SNEAK-7A and 7B due to Recalibration

(E.A. Fischer, INR)

Soon after the report on assemblies SNEAK-7A and 7B /1/ was completed, the results of a new calibration of the  $^{239}\text{Pu}$ -fission chamber relative to the  $^{235}\text{U}$ -chamber by Korthaus /2/ became available. This recalibration, which is in good agreement with a careful determination of the  $^{239}\text{Pu}$  mass by low geometry  $\alpha$ -counting leads to the conclusion that the  $^{239}\text{Pu}$  fission rates quoted in /1/ should be increased by 4 %. The reaction rates in  $^{235}\text{U}$  and  $^{238}\text{U}$  are not affected by this new fission standard.

In this contribution, those experimental results in assemblies SNEAK-7A and 7B which have to be corrected relative to Ref./1/ are compiled. The correction affects Spectral Indices, the Reaction Rate Balance, and the  $\beta_{\text{eff}}$  Measurements with a  $^{252}\text{Cf}$  source. Some of the experimental errors are smaller than those quoted in /1/, because the uncertainty in the calibration has been reduced.

1. Spectral Indices and Leakage (Compare Table III in Ref. /1/)

	SNEAK-7A		SNEAK-7B	
	Experiment	Calculation/ Experiment	Experiment	Calculation/ Experiment
		KFKINR		KFKINR
$\sigma_{f8}/\sigma_{f5}$	0.0449 ± 3 %	0.900	0.0328 ± 2 %	0.955
$\sigma_{f9}/\sigma_{f5}$	1.023 ± 3 % <sup>1)</sup>	0.945	1.014 ± 2 % <sup>1)</sup>	0.975
$\sigma_{c8}/\sigma_{f5}$	0.138 ± 3 %	0.985	0.132 ± 3 %	1.025
Leakage / Fission rate $^{239}\text{Pu}$	1.646 ± 3 % <sup>1)</sup>	0.98	1.332 ± 3 % <sup>1)</sup>	0.935

<sup>1)</sup> corrected value

## 2. Reaction Rate Balance (Table IV in Ref. /1/)

The Reaction Rate Balance is established in order to check the consistency of the different terms, which were taken from experimental data, if possible. The major reaction rates were obtained by foil measurements, and the leakage rate (which is very important in these small cores) was inferred from reactivity measurements. However, among the major contributions to the balance, both  $\bar{v}_g$  and  $\alpha_g$  cannot be measured directly, and had to be calculated from basic data. The uncertainties assumed are 1.5 % and 15 %, respectively. The table shows that the results are well consistent. Thus, the balance in the central cell is now well understood, even in highleakage cores.

Reaction Rate Balance in SNEAK-7

		SNEAK-7A	SNEAK-7B
<u>Production</u>			
$v_g$	(b)	$2.974 \pm 0.045$	$2.962 \pm 0.045$
$v_8 R_{f8}/R_{f9}$	(a)	$0.375 \pm 0.012$	$0.680 \pm 0.014$
$v_5 R_{f5}/R_{f9}$	(a)	$0.052 \pm 0.001$	$0.131 \pm 0.003$
$(v_{40} R_{f40} + v_{41} R_{f41})/R_{f9}$	(b)	<u>0.112</u>	<u>0.101</u>
		$3.513 \pm 0.046$	$3.875 \pm 0.047$
<u>Losses</u>			
$1 + \alpha_g$	(b)	$1.235 \pm 0.030$	$1.204 \pm 0.030$
$R_{f8}/R_{f9}$	(a)	$0.132 \pm 0.004$	$0.239 \pm 0.005$
$R_{c8}/R_{f9}$	(a)	$0.406 \pm 0.013$	$0.960 \pm 0.030$
$R_{a5}/R_{f9}$	(a+b)	0.027	0.067
$(R_{a40} + R_{a41})/R_{f9}$	(b)	0.056	0.051
$R_{cSt}/R_{f9}$	(b)	0.042	0.064
$-R_{n,2n}/R_{f9}$	(b)	-0.007	-0.008
$(DB2_\phi)/R_{f9}$	(a)	<u><math>1.646 \pm 0.050</math></u>	<u><math>1.332 \pm 0.040</math></u>
		$3.537 \pm 0.060$	$3.909 \pm 0.058$
<u>Production min. Losses</u>		$-0.024 \pm 0.075$	$-0.034 \pm 0.075$

(a) Experimental value

(b) Calculated value with the KFKINR cross section set

### 3. Apparent Worth of a $^{252}\text{Cf}$ -Source (Table VI and VIII in Ref. /1/)

The worth of fission neutrons, as obtained with a  $^{252}\text{Cf}$ -Source, is nearly 4 % lower than in /1/, because the  $^{252}\text{Cf}$  worth is normalized to the fission rate in the central cell. The new results, to be compared to Table VI in /1/, are then shown in the following table.

Central Reactivity Worths of Fissile Materials, and of  $^{252}\text{Cf}$  Neutrons  
 $10^{-3}$   $\$/g$

	SNEAK-7A		SNEAK-7B	
	Experiment	C/E (KFKINR)	Experiment	C/E (KFKINR)
$^{235}\text{U}$	$2.25 \pm 3 \%$	1.082	$1.265 \pm 2 \%$	1.082
$^{239}\text{Pu}$	$3.03 \pm 3 \%$	1.085	$1.695 \pm 2 \%$	1.062
Cf-source ( $1/\beta v F$ )	$2.11 \pm 3 \%$ a)	1.115	$0.862 \pm 3 \%$ a)	1.105

a) in  $10^{-3}$   $\$/\text{cm}^3$

Note that the discrepancy of about 7 % in C/E between the central fissile material worths and the  $^{252}\text{Cf}$  worth, which is present in Table VI of /1/, reduces to an average of 3 % with the new calibration. Thus, it almost disappears within the experimental error.

In addition, the  $^{252}\text{Cf}$  worth was used, in combination with the measured normalization integral, to obtain experimental values for  $\beta_{\text{eff}}$ . The results are given in the following table; the  $\beta_{\text{eff}}$  values obtained by noise analysis are also included.

$\beta_{\text{eff}}$  with a  $^{252}\text{Cf}$ -Source, and by Noise Analysis

	$\beta v F, \text{cm}^3$	$\bar{F}$	$\bar{\nu}$	$\beta_{\text{eff}}$
<u>SNEAK-7A</u>				
$^{252}\text{Cf}$ -Experiment	$473 \pm 2.5 \%$	$40560 \pm 1.5 \%$		$0.00395 \pm 3 \%$
Noise analysis				$0.00413 \pm 6 \%$
Standard Calc. KFKINR	424	40000	2.95	0.00359
<u>SNEAK-7B</u>				
$^{252}\text{Cf}$ -Experiment	$1160 \pm 2.5 \%$	$92700 \pm 1.5 \%$		$0.00429 \pm 3 \%$
Noise analysis				$0.00450 \pm 6 \%$
Standard Calc. KFKINR	1048	90000	2.92	0.00400

References

/1/ E.A. Fischer, P.E. Mc Grath

Physics Investigations of Two Pu-Fueled Fast  
Critical Assemblies: SNEAK-7A and 7B

KFK-1939 (1974)

/2/ E. Korthaus, private communication (1974);

see also: M. Pinter et al.: "Interlaboratory  
Comparison of Absolute Fission Rate and  $^{238}\text{U}$   
Capture Rate Measurements in the Mol- $\sum$  Secondary  
Intermediate-Energy Standard Neutron Field"

Conf. on Nuclear Cross Sections and Technology,  
Washington, March 1975

122

REAKTORTHEORIE

122.1

KerndatenNeuauswertung der Wirkungsquerschnitte von  $^{240}\text{Pu}$   
für KEDAK-3<sup>F</sup>

(F.H. Fröhner, G. Goel, F. Weller, INR)

Den Daten für  $^{240}\text{Pu}$  liegt mit Ausnahme des Resonanzbereichs von 1 eV bis etwa 4 keV hauptsächlich die Auswertung von Caner und Yiftah /1/ zugrunde. Seit dieser Auswertung und der von L'Hériteau und Ribon /2/ haben sich jedoch wichtige Änderungen in den experimentellen Daten ergeben, besonders was die Resonanzparameter im aufgelösten Resonanzbereich bis etwa 1 keV betrifft, so daß eine Neuauswertung der Daten in diesem Bereich notwendig wurde. Für die Auswertung dieser Resonanzparameter stehen Meßreihen von Harwell /3/, /4/, Geel /5/, /6/ und RPI /7/ zur Verfügung. Während die Harwell-Daten auf einer Messung des totalen Wirkungsquerschnittes  $\sigma_T$ , des Einfangquerschnittes  $\sigma_\gamma$  und des elastischen Streuquerschnittes  $\sigma_n$  im Energiebereich bis 1 keV beruhen, enthalten die Geel-Daten eine Messung von  $\sigma_T$  bis 5,7 keV und Messungen von  $\sigma_\gamma$  und, für einige Resonanzen, von  $\sigma_n$  bis 820 eV. In beiden Fällen wurden die Einfangdaten auf die Einfangrate der 20-eV-Resonanz normiert. Die Meßreihen für  $\sigma_\gamma$  beider Labors zeigten zunächst erhebliche Diskrepanzen, die schließlich damit erklärt wurden, daß für die Normierung der 20-eV-Resonanz falsche Parameter verwendet worden waren. Neue Messungen dieser Resonanz in Harwell, bei denen auf die Einfangrate der 1.056-eV-Resonanz normiert wurde, ergaben Werte für Neutronen- und Strahlungsbreiten der 20-eV-Resonanz, die um 29 % bzw. 58 % größer waren als vorher. Nach einer Renormierung mit diesen neuen Parametern konnten die großen Diskrepanzen zwischen beiden Meßreihen beseitigt werden. Bei den RPI-Messungen wurden die Resonanzparameter im Energiebereich bis 500 eV aus  $\sigma_T$  und  $\sigma_\gamma$  gewonnen. Hierbei wurden die Einfangdaten normiert durch Vergleich der gemessenen Querschnittsfläche der 92,5-eV-Resonanz mit der Fläche, die mit Hilfe der bei dem gleichzeitigen Transmissionsexperiment gewonnenen Resonanzparameter berechnet wurde.

Alle drei Meßreihen zeigen für die Neutronenbreiten im gemeinsamen Energiebereich bis 500 eV eine sehr gute Übereinstimmung, während bei

den Strahlungsbreiten die Geel-Daten im Mittel etwa 8 % größer sind als die von RPI, und die Harwell-Daten dazwischen liegen.

Für die Auswertung wurde im Energiebereich bis 665 eV für die Neutronen- und Strahlungsbreiten der Mittelwert aus diesen drei Meßreihen genommen. Oberhalb 665 eV wurden für die Neutronenbreiten die evaluierten Daten von Caner und Yiftah beibehalten, bei den Strahlungsbreiten jedoch der von diesen Autoren empfohlene Wert von 23.5 meV durch den neuen und als Folge der Renormierung der Harwell- und Geel-Daten größeren Mittelwert 30.5 meV ersetzt. Ebenfalls als Folge dieser Renormierung mußten die von Ribon /4/ und Pitterle /8/ empfohlenen Spaltungsbreiten der Resonanzen bei 20.46 eV und 38.32 eV vergrößert werden, da sie auf den gemessenen Verhältnissen  $\Gamma_\gamma/\Gamma_f$  beruhen mit einem als zu niedrig angenommenen Wert für  $\Gamma_\gamma$  (23.5 meV statt 30.5 meV). Für die nächsten 3 Resonanzen wurden die Werte von Ribon übernommen. Für die Resonanzparameter in den intermediären Strukturen der Spaltung ( $E > 740$  eV) wurden die Werte von Caner und Yiftah beibehalten, die praktisch auch mit den von Ribon zitierten Werten übereinstimmen. In allen übrigen Resonanzen wurde als Spaltungsbreite der neue Mittelwert 0.2 meV (statt 0 wie bei Caner und Yiftah) genommen. Mit den so gewonnenen Resonanzparametern wurden mit Hilfe der Ein-Niveau-Breit-Wigner-Formel punktweise Querschnitte für  $\sigma_T$ ,  $\sigma_n$ ,  $\sigma_\gamma$  und  $\sigma_f$  konstruiert.

Entsprechend der Umnormierung der Strahlungsbreite wurde auch der Einfangsquerschnitt im statistischen Resonanzbereich neu ausgewertet. Die neue Auswertung in diesem Bereich basiert auf den experimentellen Daten von RPI /7/, Weston und Todd /4/ und den Rechnungen von Thomet /10/ mit dem statistischen Modell. Abb. 1 zeigt den neu ausgewerteten Einfangsquerschnitt für  $^{240}\text{Pu}$  im Energiebereich 5 keV bis 1 MeV im Vergleich zu früheren Auswertungen.

Für  $^{241}\text{Pu}$  und  $^{242}\text{Pu}$  wurden ebenfalls punktweise Wirkungsquerschnitte im Resonanzbereich mit Hilfe der Ein-Niveau-Breit-Wigner-Formel berechnet und in KEDAK gespeichert. Darüber hinaus wurden für  $^{241}\text{Pu}$   $\sigma_\gamma$  und  $\sigma_f$  von 162 eV bis 1 MeV neu ausgewertet und die statistischen Resonanzparameter neu bestimmt.

Literatur zu <sup>240</sup>Pu

- /1/ M. Caner and S. Yiftah  
INS-R/428, IA-1243 (1972), Israel AEC Rep. IA-1275 und IA-1276 (1973)
- /2/ I. L'Hériteau, I. Ribon  
CEA-N-1273, EANDC(E) 126 AL (1970)
- /3/ M. Asghar, M.C. Moxon, N.I. Pattenden  
EANDC (UK) 103, AL (1968)
- /4/ M.C. Moxon  
Private Mitteilung an Geel (1972)
- /5/ H. Weigmann and I.P. Theobald  
J. Nucl. Energy 26, 643 (1972)
- /6/ H. Weigmann, G. Rohr, F. Poortmans  
Contribution to the Specialists Meeting... Paris
- /7/ R.W. Hockenbury, W.R. Moyer and R.C. Block  
Nucl. Sci. Eng. 49, 153 (1972)
- /8/ T.A. Pitterle and M. Yamamoto  
APDA-218 (1968)
- /9/ L.W. Weston and I.H. Todd  
Private Mitteilung
- /10/ P. Thomet  
in Proceedings of the NEANC topical discussion on "Critique of Nuclear Models and their validity in the evaluation of nuclear data", IAERI-M-5984 (1975) p. 71

Veröffentlichungen:

- (1) B. Goel, KFK-Bericht 2233  
(2) B. Goel, B. Krieg, KFK-Bericht 2234

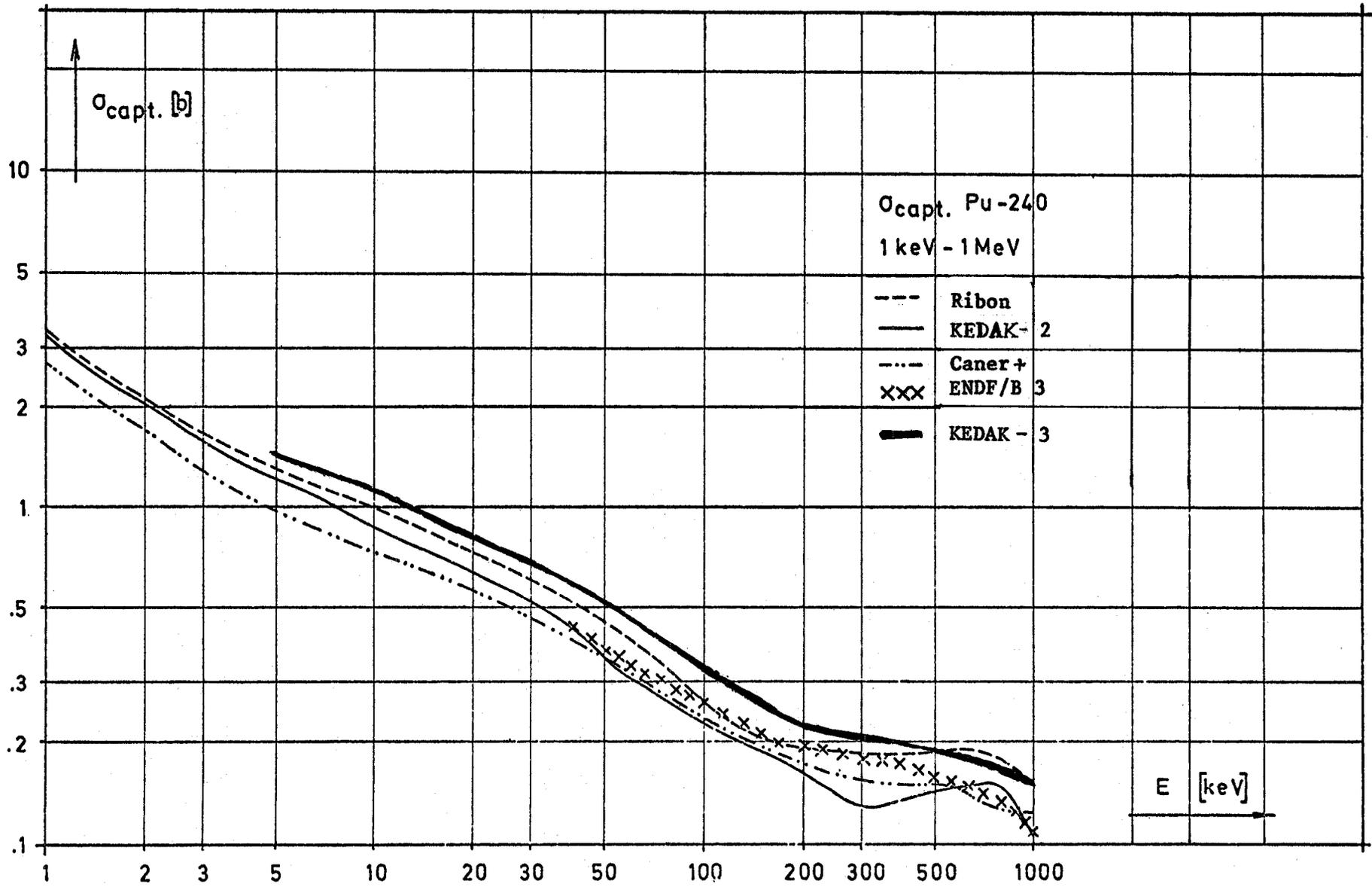


Abb. 1 - Neu ausgewerte Einfangquerschnitte von Pu-240 im Vgl. zu früheren Auswertungen

1.23 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1.23.1 Untersuchungen zur Reaktordynamik\*1. Theoretische Beschreibung der Hüllmaterialbewegung  
nach dem Schmelzen  
(G. Angerer, INR)

Das Rechenprogramm CMØT / 1,2 / wurde in einigen wesentlichen Punkten weiterentwickelt. Über diese Weiterentwicklungen und einige daraus gewonnene vorläufige Ergebnisse von Parameterstudien soll im folgenden berichtet werden.

Modellweiterentwicklung:

- Die Bewegung des geschmolzenen Hüllmaterials wird in CMØT als Filmbewegung entlang der Brennstaboberfläche beschrieben (Annular Flow Regime). Bei der Ausbildung einer Hüllmaterialblockade im Staboberteil nimmt die Kühlmitteldampfgeschwindigkeit infolge der Zunahme der Reibungsverluste ab. Unterschreitet sie einen bestimmten Grenzwert, kehrt sich die nach oben gerichtete Filmbewegung um, und das noch nicht erstarrte Hüllmaterial beginnt nach unten zu fließen (Draining). Dadurch können sich im unteren Stabteil größere Hüllmaterialslugs bilden, die den gesamten Kühlkanalquerschnitt ausfüllen. Die hydrodynamische Beschreibung der Bewegung dieser Slugs erfordert ein gegenüber dem Annular Flow Regime (Filmbewegung) abgeändertes Lösungsverfahren. Ein solches wurde in CMØT implementiert, so daß nunmehr sowohl ein Annular Flow Regime als auch ein Slug Flow Regime beschrieben werden können.

- Bei ausreichend hohen Dampfgeschwindigkeiten bilden sich auf der Oberfläche des Hüllmaterialfilms Wellen (Flooding), die zu einer erheblichen Vergrößerung der von der Dampfströmung auf den Film ausgeübten Scherkräfte führen und eine Aufwärtsbewegung des Hüllmaterials entgegen der Schwerkraft verursachen. Nimmt die Dampfgeschwindigkeit, z.B. durch die Bildung einer teilweisen Blockade, unter eine bestimmte Grenzggeschwindigkeit ab, verschwinden die Oberflächenwellen des Films (Deflooding), und das Hüllmaterial bewegt sich unter dem Einfluß der Schwerkraft nach unten.

---

\* BzFE-Nr. 523.3

Eine Beschreibung des Überganges vom Zustand des Flooding zum Deflooding und umgekehrt wurde in CMØT eingebracht.

- Es wurden Optionen für verschiedene Reibbeiwertkorrelationen / 3,4 / eingebaut, die über die Eingabe angesprochen werden können.
- Die wichtigste Weiterentwicklung betrifft die nunmehr vorhandene Möglichkeit, die Kühlmitteldampfgeschwindigkeit und deren zeitliche Änderung in Abhängigkeit von den durch die Hüllmaterialbewegung sich ändernden Reibungsverlusten im Kühlkanal zu berechnen. Dadurch ist es möglich, die Wechselwirkung zwischen der Hüllmaterialbewegung und der Kühlmitteldampfströmung zu beschreiben. Die früher erforderliche Annahme zeitlich und räumlich konstanter Dampfgeschwindigkeiten wurde damit überflüssig.

#### Ergebnisse von Parameterstudien

Mit der weiterentwickelten CMØT-Version wurden Parameterstudien durchgeführt. Als Randbedingungen wurden die Brennstabaußen- Kühlmitteltemperaturen eines gerechneten SNR-300 Kühlmittelverlustunfalls zum Zeitpunkt des Hüllrohrschmelzens zugrunde gelegt / 5 / und während der CMØT-Rechnung konstant gehalten. Der Einfluß von Brennelementinkohärenzeffekten auf die Kühlmitteldampfströmung blieb unberücksichtigt. Der Druckverlust in der Blase wurde während jeder Rechnung konstant gehalten (kein Chugging). Unter diesen Annahmen ergaben sich folgende Ergebnisse:

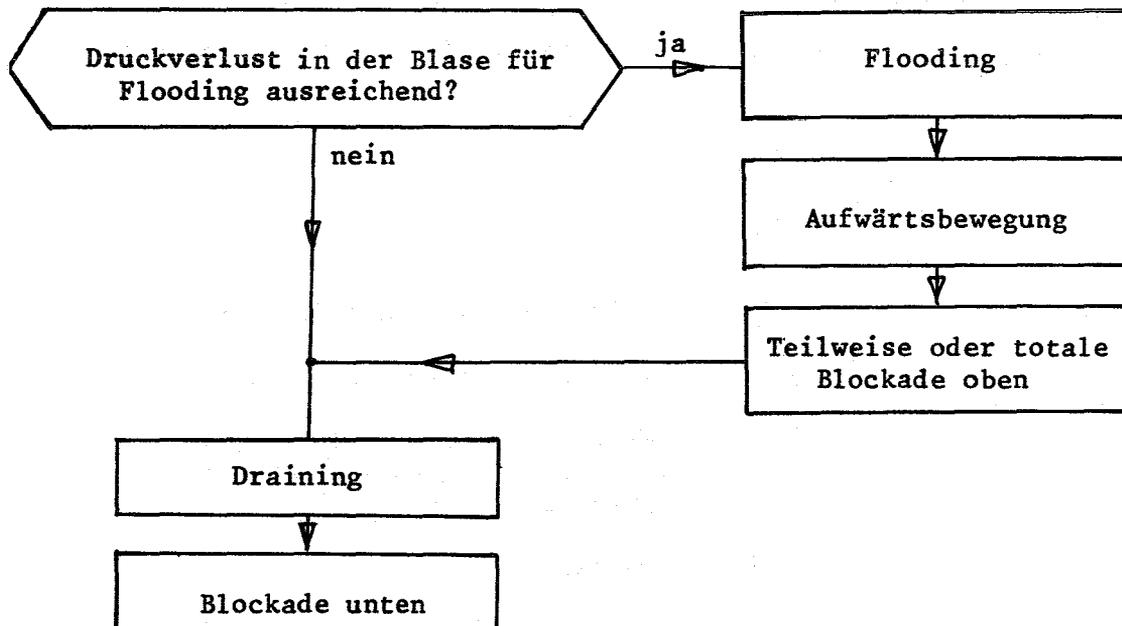
- Die Filmbewegung, die Lage und das Ausmaß (von Hüllmaterial verschlossener Teil des Kühlkanalquerschnitts) der Blockaden hängen stark von der verwendeten Reibbeiwertkorrelation ab, die die Impulsübertragung zwischen der Dampfströmung und dem Hüllmaterialfilm beschreibt.
- Die Wärmeübertragungsverhältnisse an der Kontaktfläche zwischen dem flüssigen Hüllmaterialfilm und dem Brennstab beeinflussen die axiale Lage und den Zeitpunkt der Blockaden stark.
- Für den Übergang zum Deflooding und damit zum Abfließen des Hüllmaterialfilms nach unten unter dem Einfluß der Schwerkraft (Draining) nach der Bildung einer Blockade im Staboberteil ist nicht notwendig, daß diese Blockade total ist (siehe Tab. 1). Bereits eine teilweise

Blockade kann die Geschwindigkeit der Dampfströmung in einem Maße reduzieren, die zum Draining führt.

- Das Ausmaß der oberen Blockade hängt vom Druckverlust in der Kühlmitteldampfblase ab (siehe Tab. 1). Die axiale Ausdehnung der oberen Blockade ist jedoch stets klein.

- Nennenswertes Sloshing des Hüllmaterialfilms und damit Wiedereintritt von Material in den Kern, oder wesentliche oszillierende Hüllmaterialbewegungen (clad renewal) wurden in den Rechnungen nicht beobachtet.

- Die Hüllmaterialbewegung läuft in den Rechnungen nach folgendem Schema ab:



### Schlußfolgerungen

Die Rechenergebnisse werden besonders stark von der zugrunde gelegten Reibwertkorrelation, den Wärmeübergangsverhältnissen zwischen Hüllmaterialfilm und Brennstab sowie der für das Auftreten von Flooding angenommenen Grenzgeschwindigkeit beeinflusst.

Zur zuverlässigen Abklärung dieser Parameter wird die Nachrechnung von experimentell beobachteten Hüllmaterialbewegungen angestrebt.

Druckgradient in der Kühlmittelblase	Abstand d. oberen Blockade von d. Unterkante d. oberen Blankets	Ausmaß der oberen Blockade
$\frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta p_H}{L}$	-	0 %
$\frac{\Delta p_H}{L}$	6 cm	49 %
$2 \cdot \frac{\Delta p_H}{L}$	8 cm	95 %
$3 \cdot \frac{\Delta p_H}{L}$	12 cm	100 %

**Tab. 1:** Lage und Ausmaß der oberen Hüllmaterialblockade

$$\frac{\Delta p_H}{L} = \rho_{Na}^1 \cdot g$$

$\rho_{Na}^1$  ... Dichte des flüssigen Natriums

$g$  ... Gravitationsbeschleunigung

$L$  ... Länge der Kühlmitteldampfblase, innerhalb der die Hüllmaterialbewegung auftritt

$\Delta p_H$  ... Hydrostatischer Druck

**Literaturhinweise:**

- /1/ G. Angerer  
"Computational Simulation of Cladding Motion after Melting Including Resolidification Processes",  
Trans. 3rd SMIRT Conf., London (1975), Paper C3/6
- /2/ G. Angerer  
"Theoretical Description of Cladding Relocation after Melting",  
KFK 1275/2, Okt. 1975, p. 123-1
- /3/ G.B. Wallis  
"One-dimensional Two-phase Flow",  
McGraw-Hill Book Comp. (1969)
- /4/ M.A. Grolmes et al.  
"Flooding Correlation for Sodium and Cladding Motion in Subassembly Voiding",  
Trans. Am. Nuc. Soc., 18, 209 (1974)
- /5/ G. Heusener et al.  
"Analysis of Hypothetical Accidents for SNR-300",  
KFK 1834, Sept. 1973

2. Einfluß von Brennstoff-Natrium-Reaktionsparametern auf den hypothetischen Leistungsstörfall im Mark IA Kern des SNR 300

(P. Roysl, IRE; R. Fröhlich, P. Schmuck, INR;  
R. Düsing, C. Essig, Interatom)

Einleitung

Die in den parametrischen Brennstoff/Natrium Reaktions (BNR)-Modellen verwendeten Werte für den Brennstoffpartikelradius nach der Fragmentation ( $R_p$ ) und für die Fragmentations- und Mischungszeitkonstante ( $t_m$ ) weisen in der Literatur eine große Streubreite auf. Die Auswirkungen dieser Parameter auf die BNR selbst (z. B. auf den Druckaufbau und die Kühlmitteldynamik) sind aus anderen Arbeiten her bekannt /1/. Der Einfluß dieser Parameter auf den Verlauf und die Ergebnisse von hypothetischen Leistungsstörfällen läßt sich jedoch von der Tendenz her nicht ohne weiteres angeben, da die BNR den Störfallverlauf in der Einleitungs- und Abschaltphase unterschiedlich beeinflusst. (Beispielsweise führen höhere Drücke, die sich bei einer heftigeren BNR ergeben, in der Einleitungsphase zu einer rascheren Austreibung des Kühlmittels und dadurch u. U. zu stärkeren Leistungsexkursionen, während sie das Core in der Abschaltphase schneller auseinandertreiben und dadurch in weit kürzeren Zeiträumen mit geringerer Energiefreisetzung neutronisch abschalten können.) Für eine konservative Beschreibungsweise ist daher bei einer konsistenten Beschreibung der BNR in der Einleitungs- und Abschaltphase hypothetischer Leistungsstörfälle der Einfluß dieser BNR-Parameter auf den Gesamtstörfallverlauf zu untersuchen. Eine derartige Untersuchung wurde mit dem CAPRI-2/KADIS System /2,3/ für die Einleitungs- und Abschaltphase eines milden 15  $\mu$ /sec Leistungsstörfalls im MARK IA Kern des SNR-300 durchgeführt. Die wichtigen Ergebnisse daraus sollen in diesem Beitrag zusammengefaßt werden.

In dem hier verwendeten Störfallsimulationssystem CAPRI-2/KADIS wird die BNR durch ein von Fischer vereinfachtes Caldarola-Modell /1/ dargestellt. Der Brennstoff-Natrium-Wärmeübertragungskoeffizient ist durch

$$h_A = \frac{3k_f w}{R_p^2 \rho_f} \left( 1 + \sqrt{\frac{3\tau_f}{\pi t}} \right) (1 - e^{-t/t_m}) \frac{1}{1 + \frac{\tau_B}{\tau_f} \frac{y}{1+y}}$$

gegeben. Dabei ist

$k_f$	$[W/cm K]$	Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs
$w$		Brennstoff/Natrium Massenverhältnis
$\rho_f$	$[g/cm^3]$	Brennstoffdichte
$\alpha_f$	$[cm^2/s]$	thermische Diffusivität des Brennstoffs
$t_m$	$[s]$	Mischungszeitkonstante
$R_p$	$[cm]$	Brennstoffpartikelradius nach der Fragmentation
$\tau_f$	$[s] = \frac{R_p^2}{3\alpha_f}$	Zeitkonstante des Wärmeübergangs im Brennstoffteilchen
$\tau_B$	$[s] = \frac{\rho_f C_f R_p^2}{3\lambda_B}$	Zeitkonstante des Wärmeübergangs in der Dampfblase
$C_f$	$[J/gK]$	spezifische Wärme des Brennstoffs
$\lambda_B$	$[W/cm K]$	Wärmeleitfähigkeit des Dampfes

$y$  ist die relative Dicke des Dampffilms, der sich nach Erreichen der Sättigungsbedingungen in der Phase B des Caldarola-Modells aufbaut. Der Wärmeübergang wird durch den raschen Aufbau des Dampffilms stark behindert. In den Disassemblyrechnungen mit KADIS wird aus Vereinfachungsgründen der Wärmeübertrag in der Phase B vernachlässigt /4/, was eine recht gute Näherung ist. In der Einleitungsphase wird für die Bestimmung der Natriumbewegung in den einzelnen Kanälen die akustische und inertiale Näherung angewandt. Da am Ende der akustischen Phase eine Verdünnungswelle in die BNR-Mischungszone einläuft, sinkt der Druck nach diesem Zeitpunkt sehr stark ab. Die akustische Zeitkonstante  $t_{ac} = \frac{2L}{c}$  hängt nur von der Geometrie ab. Sie hat für SNR Geometrie den Wert 3.9 ms und ist für alle betrachteten BNR-Parameter gleich groß. Wegen der Steilheit des Druckabfalls werden bald danach (etwa 4.2 ms nach BNR-Beginn) Sättigungsbedingungen im sich rasch aufheizenden Natrium erreicht.

### Parameterwahl

Im folgenden werden Leistungsstörfälle mit einer Einleitungsrampe von 15  $\mu/s$  für den SNR 300 Mark IA Kern dargestellt. Beim Referenzfall nehmen wir für den Partikelradius nach der Fragmentation 117  $\mu$  und für die Mischungszeitkonstante 10 msec. Dieser Fall wurde an anderer Stelle (1) ausführlicher diskutiert.

In den Parametervariationen wird der Wert des Partikelradius auf 150  $\mu$  und 300  $\mu$  vergrößert und für die Fragmentations- und Mischungszeitkonstante  $t_m$  der Wert von 10 ms festgehalten. Ferner wurden Variationen durchgeführt, bei denen der Wert von  $t_m$  auf 5 ms und 50 ms gesetzt und der Partikelradius

von 117  $\mu$  beibehalten wurde. Werte der Wärmeübertragungskoeffizienten in der Phase A und der Druckmaxima (die Drücke beziehen sich hier auf die Einleitungsphase) sind in Tabelle 2 angegeben.

Fragmentations- und Mischungszeitkonstante $t_m$ [ms]	Brennstoffpartikelradius nach der Fragmentation $R_p$ [ $\mu$ ]	Wärmeübertragungskoeffizienten in Phase A 4 msec nach BNR-Beginn (rel. Einheiten bezogen auf den Referenzfall)	Druckmaxima $P_{max}$ [bar]
5	117	1.67	306
<u>10</u>	<u>117</u>	<u>1</u>	<u>213</u>
10	150	0.70	170
10	300	0.29	85
50	117	0.23	70

Tab. 2: Wärmeübertragungskoeffizienten nach 4 Millisekunden und Druckmaxima in Phase A (Werte für Referenzfall sind unterstrichen; die Drücke beziehen sich auf die Einleitungsphase)

Liegt der Wert der Fragmentations- und Mischungszeitkonstanten in der Größenordnung der Dauer von Phase A (etwa 4 ms), und hat man kleine Partikelradien, so kann ein größerer Teil der Wärme schon in dieser Phase an das Natrium übertragen werden. Bei Vergrößerung der Partikelradien bzw. Mischungszeitkonstanten wird zunehmend mehr Wärme an das Natrium in der Phase B übertragen.

#### Diskussion der Ergebnisse

Ausgehend von den Werten für den Referenzfall ( $t_m = 10$  ms,  $R_p = 117$   $\mu$ ) wurden der Partikelradius und die Fragmentations- und Mischungszeitkonstante unabhängig voneinander variiert.

Die Ergebnisse der Variation der Mischungszeitkonstante ( $t_m = 5, 10, 50$  ms) sind in Tabelle 3 dargestellt. Bei gleicher Versagenssequenz der Kanäle stellen sich die Effekte der verschiedenen Parameterwerte erst mit wachsender BNR-Zeit ein. Mit wachsendem  $t_m$  tritt Brennstabversagen in den Kanälen 2, 3 und 10 später ein. Eine Überlagerung der Voidreaktivitäten von Kanal 3 und 10, die zum Disassembly führen, kommt damit nur verzögert zustande. Das Voidmuster am Beginn der Disassemblyphase ist für alle drei Fälle etwa gleich. Die innersten zwei Kanäle sind völlig entleert in Kanal 3 hat sich die BNR-Zone schon fast über die ganze aktive Corelänge ausgebreitet. In Kanal 10 konnte die BNR-Zone kaum expandieren, da die BNR-Zeit dafür zu kurz ist (siehe Tabelle 3). Die Leistungen, die Nettoaktivitäten und Natrium-Voidrampen am Umschaltpunkt nehmen ab. Der geringe Unterschied in den Netto-

Fragmentations- und Mischungszeitkonstante in der Einleitungsphase $t_m$ [ms]	5	10			50
Ergebnisse am Beginn der Disassemblyphase					
Leistung [10 <sup>6</sup> MW]	0,360	0,304			0,129
Nettoreaktivität [%]	1.099	1.081			1.036
Voidrampe [%/s]	48.6	43.6			27.6
BNR-Zeit [ms]					
Kanal 1	80	83			100
Kanal 10	0.8	0.9			2.8
Natriumtemperatur [K] der BNR-Mischungszone in Kanal 10	1210	1140			1180
Fragmentations- und Mischungszeitkonstante in der Disassemblyphase $t_m$ [ms]	5	5	10	50	50
Ergebnisse am Beginn der Disassemblyphase					
Disassemblyzeit [msec]	1.91	1.96	2.69	4.16	4.66
Energie des geschmolzenen Brennstoffs [MWs]	987	906	1187	2821	1032
Masse des geschmolzenen Brennstoffs [kg]	2873	2681	3285	3663	2971
Beitrag der zweiten Corezone zur Materialbewegungs-Reaktivitätsrück- wirkung [%]	90	93	92	75	90
maximale Natriumtemperatur [K]: Kanal 10	1970	2060	1970	1590	1800
Leistungsmaxima während der Disassemblyphase [10 <sup>6</sup> MW]	0.535	0.427	0.534	1.249	0.240

123-8

Tab.3 : CAPRI-2/KADIS Ergebnisse für die Variation der Fragmentations- und Mischungszeitkonstanten beim  
15 d/sec-Rampenstörfall im SNR 300 Mark IA Kern

reaktivitäten geht im wesentlichen auf kleine Unterschiede im Voidzustand des Kanals 3 zurück, während die deutlich geringeren Voidrampen auf die geringere Beschleunigung der Natriumsäule bei größeren Werten von  $t_m$  zurückzuführen sind. Wegen der gleichen thermischen Umschaltbedingungen (maximaler Wert für die Brennstofftemperatur 3370 K) liegt in allen Fällen die Energie des geschmolzenen Brennstoffs am Umschaltpunkt bei 550 MWs.

Die Disassemblyresultate von Tabelle 3 zeigen, daß die Energie im geschmolzenen Brennstoff am Ende der nuklearen Exkursion sehr wenig von  $t_m$  abhängt. Der Referenzfall mit 10 msec hat nur ein flaches Maximum aufzuweisen. Bei einem  $t_m$ -Wert von 5 msec wird das Natrium im Kanal 10 in Phase A schneller aufgeheizt und führt durch die raschere Initialisierung von Kernmaterialbewegung früher zum Abschalten. Obwohl die Leistung am Beginn der Disassemblyphase höher ist als im Referenzfall, wird ihr Anstieg früher durch Materialbewegungsrückwirkung begrenzt, so daß sich für die zwei Fälle ein etwa gleiches Leistungsmaximum ergibt. Mit einer ähnlichen Interpretation sind auch die Ergebnisse für 50 msec zu verstehen. Hier ist die BNR in Kanal 10 am Umschaltpunkt schon weiter fortgeschritten. Wegen des hohen Wertes für  $t_m$  sind die während der Disassemblydauer von etwa 5 msec übertragenen Wärmemengen geringer. Trotz wesentlich niedrigerer Leistung am Umschaltpunkt ist die Energiefreisetzung nur wenig kleiner als im Referenzfall.

Aufbauend auf den Daten des Referenzfalles am Umschaltpunkt wurde auch die Mischungszeitkonstante  $t_m$  unabhängig nur in der Disassemblyphase variiert. Dahinter steht die Absicht, die eben besprochenen "konsistenten" Parametervariationen besser zu verstehen. Andererseits ist auch nicht von der Hand zu weisen, daß der Durchmischungs- und Fragmentierungsprozess in der Disassemblyphase anders verlaufen könnte als in der Einleitungsphase. Dies kann man mit einer solch "inkonsistenten" Parametervariation modellieren, zumindest in den Bereichen, in denen BNR in der Disassemblyphase neu initiiert wird. Die Disassemblyresultate für den "inkonsistenten" Fall mit  $t_m = 5$  ms zeigen eine Verminderung der Energiefreisetzung gegenüber dem "konsistenten" 5 ms-Fall, die sich durch die niedrigeren Werte für Anfangsleistung und Voidrampe verstehen läßt. Umgekehrt ist die Energiefreisetzung für den "inkonsistenten" 50 ms-Fall höher als beim "konsistenten", bei dem die Umschaltleistungen und Reaktivitäten niedriger sind. Wegen der stärkeren Aufheizung des Cores hat die Corezone 1 stärkeren Anteil an der Disassembly-Rückwirkung.

Die Resultate für die Variation der Brennstoffpartikelradien  $R_p$  (117  $\mu$ , 150  $\mu$  und 300  $\mu$ ) sind in Tabelle 4 dargestellt. Wie Tabelle 2 zeigt, nehmen mit wachsendem Partikelradius die in Phase A übertragenen Wärmemengen stark ab. Die Auswirkungen auf die Einleitungsphase sind tendenziell ähnlich wie bei einer Vergrößerung der Fragmentations- und Mischungszeitkonstanten. Die Voidzustände am Disassemblypunkt zeigen ebenfalls nur im Kanal 3 geringfügige Unterschiede. Der Disassemblymechanismus ist primär durch die einphasige Expansion des Kanals 10 charakterisiert.

Die "konsistenten" Rechnungen für 117  $\mu$ , 150  $\mu$  und 300  $\mu$  zeigen eine sehr schwache Abhängigkeit der freigesetzten Energien von den Partikelradien. Die gegenläufigen Effekte bei der "konsistenten" Berücksichtigung einer mildereren BNR - einerseits niedrige Rampen, Leistungen usw., am Umschalt- punkt, andererseits auch niedrigere Drücke als Antriebskraft für Kernmaterialbewegung in der Disassemblyphase machen diese Ergebnisse plausibel. Das Maximum der Energiefreisetzung wird beim Wert von 150  $\mu$  erreicht. Hier bewirkt der gegenüber dem Basisfall in Phase A um etwa 30 % herabgesetzte Wärmeübergangskoeffizient, daß die Disassemblyreaktivität erst verzögert ins Spiel kommt und das Leistungsmaximum des Referenzfalles fast erreicht wird. Die hohe Leistung führt zusammen mit einer größeren Disassemblydauer zu einer höheren Energiefreisetzung als im Basisfall.

Bei den "inkonsistenten" Fällen, bei denen von den Werten des Referenzfalles am Umschalt- punkt ausgehend nur in der Disassemblyphase die Partikelradien auf 150  $\mu$  und 300  $\mu$  angehoben werden, zeigten sich mit wachsendem  $R_p$  stark ansteigende Leistungsmaxima und Energiefreisetzungen. Gleichzeitig nehmen die maximalen Natriumtemperaturen im Kanal 10 ab. Dies hängt mit den - verglichen mit den "konsistenten" Fällen - kürzeren Disassemblyzeiten zusammen.

Zusammenfassend läßt sich feststellen:

Bei Verwendung eines konsistenten Modells zur Beschreibung der Brennstoff-Natrium-Reaktion hängen die berechneten Energiefreisetzungen sehr wenig von den BNR-Parametern (Fragmentations- und Mischungszeitkonstante und Partikelradius nach der Fragmentation) ab. Die untersuchten Werte für die Mischungszeitkonstante (5 bis 50 ms) und den Partikelradius (117 bis 300  $\mu$ ) decken dabei den Streubereich dieser Parameter gut ab.

Brennstoffpartikelradius $R_p$ [ $\mu$ ] in der Einleitungsphase	117			150	300
Ergebnisse am Beginn der Disassemblyphase					
Leistung [ $10^6$ MW]	0.304			0.258	0.146
Nettoreaktivität [ $\beta$ ]	1.081			1.070	1.042
Voidrampe [ $\beta/S$ ]	43.6			38.0	26.1
BNR-Zeit [ms]					
Kanal 1	83			84	96
Kanal 10	0.9			1.0	2.2
Natriumtemperatur [K] der BNR-Mischungszone in Kanal 10	1140			1120	1180
Brennstoffpartikelradius $R_p$ [ $\mu$ ] in der Disassemblyphase	117	150	300	150	300
Ergebnisse am Ende der Disassemblyphase					
Disassemblyzeit [ms]	2.69	3.09	3.94	3.23	4.29
Energie des geschmolzenen Brennstoffs [Mws]	1187	1416	2349	1271	1009
Masse des geschmolzenen Brennstoffs [kg]	3285	3663	4619	3439	2923
Beitrag der zweiten Corezone zur Materialbewegungsreaktivitätsrückwirkung [%]	92	91	81	91	91
maximale Natriumtemperatur [K]: Kanal 10	1970	1900	1660	1930	1790
Leistungsmaximum während der Disassemblyphase [ $10^6$ MW]	.534	.622	1.018	0.500	0.255

Tab. 4 CAPRI-2/KADIS-Ergebnisse bei der Variation der Brennstoffpartikelradien nach der Fragmentation für den 15  $\beta$ /sec Rampenstörfall im SNR 300 Mark IA Kern

Literatur:

- /1/ L. Caldarola:  
"A Theoretical Model for Molten Fuel Sodium Interaction in a Nuclear Fast Reactor"  
Nucl. Eng. Design, vol. 22, p. 175 (1972)
- /2/ D. Struwe, P. Royl, P. Wirtz, et al.:  
"CAPRI - A Computer Code for the Analysis of Hypothetical Core Disruptive Accidents in the Predisassembly Phase"  
CONF-740401, p. 1525 (1974)
- /3/ P. Schmuck, G. Arnecke, R. Fröhlich, et al.:  
"Untersuchungen und Programmentwicklungen zu Disassembly-Vorgängen in natriumgekühlten Reaktoren"  
KFK 1272/4
- /4/ P. Schmuck:  
"Die modellmäßige Darstellung der Brennstoff-Natrium-Reaktion in der Abschaltphase"  
KFK 1275/3

Veröffentlichungen:

- ( 1 ) R. Fröhlich, P. Royl, P. Schmuck, et al.:  
Der Einfluß der Einleitungsrampe auf den Verlauf des Leistungsstörfalls im Mark 1A Kern des SNR 300, Reaktortagung 1976, Düsseldorf, S. 284

3. Untersuchung des Brennstoff-Natrium-Wärmetransports in der Disassemblyphase hypothetischer Leistungsstörfälle  
(P. Schmuck, INR)

Ein in das Disassembly-Programm KADIS eingebrachtes Modell beschreibt lokal stattfindende Brennstoff-Natrium-Reaktionen (BNR). Dieses Modell wurde in einem früheren Bericht /1/ ausführlicher dargestellt. Während der BNR wird Wärme vom flüssigen Brennstoff an das im aktiven Kernbereich verbliebene Restnatrium übertragen. Die Standardauswertungen von KADIS enthalten bisher keine Aussagen über die insgesamt an das Natrium übertragenen Wärmemengen. Da aber die Natriumtemperaturen am Beginn und am Ende der Disassemblyphase zur Verfügung stehen, können die während der Disassemblyphase an das Natrium übertragenen Wärmemengen leicht bestimmt werden.

Die Abhängigkeit der spezifischen Wärme  $C_P^{na}$  (in J/gK) des flüssigen Natriums von der Temperatur ist nach Golden und Tokar /2/:

$$C_P^{na} = 1.6298 - 8.334 \cdot 10^{-4} T + 4.62729 \cdot 10^{-7} T^2$$

Die Temperatur  $T$  des Natriums ist dabei in K anzugeben. Die Energiezunahme  $\Delta E^{na}$  (in J) des Natriums wird dann durch

$$\Delta E^{na} = \sum_{i,j} m_{ij}^{na} \int_{T_{ij}^a}^{T_{ij}^e} C_P^{na} dT$$

ausgedrückt, wobei über das gesamte zweidimensionale KADIS-Netz zu summieren ist.  $T_{ij}^a$  ist dabei die Natriumtemperatur (in K) am Beginn,  $T_{ij}^e$  die Natriumtemperatur am Ende der Disassemblyphase in der Masche (i,j).  $m_{ij}^{na}$  ist die Masse des flüssigen Natriums (in g), die für jede Masche (ij) während des Disassemblyvorgangs als konstant angenommen wird. In Abb. 1 sind  $C_P^{na}$  und  $\int_0^T C_P^{na} dT$  grafisch dargestellt. Der für unsere Untersuchungen relevante Temperaturbereich liegt zwischen 800 K und 2200 K.

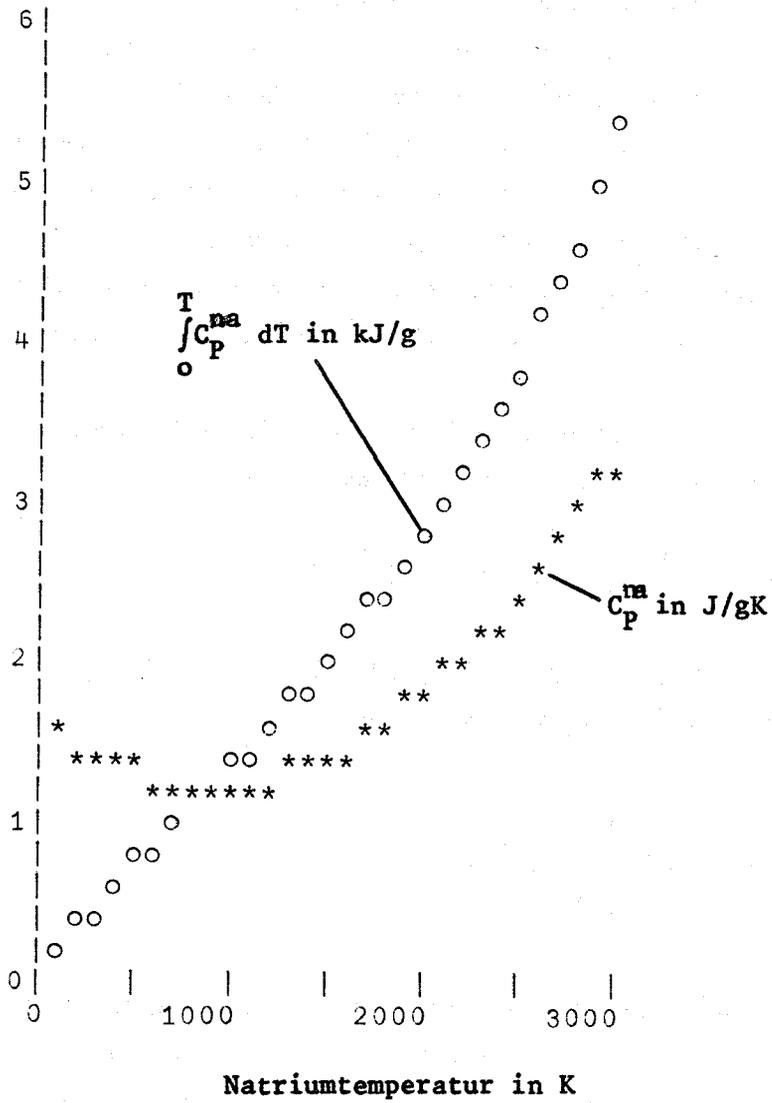


Abb. 1: Darstellung der spezifischen Wärme und des Temperaturintegrals der spezifischen Wärme von Natrium als Funktion der Temperatur

Im folgenden werden die Ergebnisse für drei Leistungsstörfälle im SNR 300 Mark IA Kern mit der gleichen Einleitungsrampe von 15%/s dargestellt. Im Fall 1 handelt es sich um den sogenannten Basisleistungsstörfall, bei dem die nach dem heutigen Wissen "besten" (d. h. physikalisch vernünftigen oder konservativen) Werte für die Parameter gewählt wurden. Dieser Fall ist in /3/ ausführlicher beschrieben. Im Fall 2 wurde durch die Wahl der Parameterwerte ein energetisch günstigerer, im Fall 3 ein energetisch ungünstigerer Verlauf erzwungen. In Tabelle 5 sind die unterschiedlichen Parameterwerte für die drei Fälle gegenübergestellt:

Parameter		Fall 1	Fall 2	Fall 3
Versagensschmelzfraction	[%]	60	70	60
Rißlänge	[cm]	14	14	7
BNR-Parameter:				
Partikelradius	[ $\mu$ ]	117	150	117
Mischungszeitkonstante	[msec]	10	50	10
Radiale Coreexpansion möglich		ja	nein	ja
Voidreaktivitätskoeffizienten		nominal	nominal x 0.7	nominal x 1.3
Dopplerreaktivitätskoeffizienten		nominal	nominal x 1.2	nominal x 0.8

Tabelle 5: Gegenüberstellung wichtiger Parameter für die drei dargestellten Leistungsstörfälle

Die wichtigsten Ergebnisse für die drei Fälle sind in Tabelle 6 zusammengestellt:

Größe	Fall	1	2	3
Disassemblydauer	[msec]	2,67	19,25	1,79
gesamte im geschmolzenen Brennstoff freigesetzte Energie am Ende der Disassemblyphase	[MJ]	1182	665	1274
vom flüssigen Brennstoff an das Natrium während der Disassemblyphase übertragene Energie	[MJ]	131	161	183
mittlere Natriumtemperatur	[K]	1070	1090	1230
maximale am Ende der Disassemblyphase		1960	2190	2130

Tabelle 6.: Wichtige Ergebnisse der Disassemblyrechnungen für die drei Leistungsstörfälle

Der Fall 2 ist - wenn man nur die im geschmolzenen Brennstoff gespeicherte Energie betrachtet - sehr mild, die Energiefreisetzung sinkt um 44 % gegenüber dem Basisfall 1. Die Disassemblyphase dauert aber wegen der geringen Drücke etwa 20 msec, d. h. etwa 10 mal länger als in den Fällen 1 und 3. Wegen dieser langen Dauer steigt aber die an das Natrium übertragene Wärmemenge um 23 % gegenüber dem Basisfall 1 an.

Im Fall 3 erreicht wegen der Verkürzung der Rißlänge auf 7 cm (siehe Tab. 5) das Brennstoff/Natrium-Massenverhältnis (bei gleich groß angenommener reagierender Brennstoffmenge) etwa den Wert 12, es ist damit doppelt so groß wie in den Fällen 1 und 2. Daher (und auch wegen der anderen pessimistischen Annahmen) wird die Disassemblyphase sehr kurz. Die im flüssigen Brennstoff freigesetzte Energie ist aber nur um 8 % höher als im Basisfall 1. Die in der Disassemblyphase an das Natrium übertragene Energie steigt um 40 % gegenüber dem Basisfall an. Die mittlere Temperatur im Natrium am Ende der Disassemblyphase ist auch deutlich höher als in den Fällen 1 und 2. Dies ist im wesentlichen aber auf höhere Natriumtemperaturen am Beginn der Disassemblyphase zurückzuführen.

Zusammenfassend läßt sich feststellen:

Bei den drei untersuchten Fällen, die in den BNR-Parametern stark voneinander abweichen, sind die in der Disassemblyphase an das Natrium übertragenen Wärmemengen recht ähnlich. Nach dem nuklearen Abschalten kann aufgrund dieser Wärmemengen das Natrium als Arbeitsmedium wirksam bleiben. Für diese Phase bleibt freilich die Frage einer Übertragung eines weiteren Teils der im geschmolzenen Brennstoff verbliebenen Energie quantitativ zu klären, bevor weitergehende Aussagen möglich sind.

#### Literatur:

/1/ P. Schmuck:

"Die modellmäßige Darstellung der Brennstoff-Natrium-Reaktion  
in der Abschaltphase"  
KFK 1275/3 (1975)

/2/ G.H. Golden und J.V. Tokar:

"Thermophysical Properties of Sodium"  
ANL-7323 (1967)

/3/ R. Fröhlich, P. Royl, P. Schmuck, R. Düsing, M. Senglaub:

"Der Einfluß der Einleitungsrampe auf den Verlauf des  
Leistungsstörfalls im Mark 1A Kern des SNR 300"  
Reaktortagung 1976, Düsseldorf, P. 284

#### 4. Thermophysikalische Eigenschaften von Edelstählen

(K. Thurnay, INR)

Bei der Beschreibung von Prozessen, die bei eventuellen Brüter-Unfällen denkbar sind, ist es häufig notwendig, verschiedene thermische Eigenschaften von Edelstählen auch bei hohen Temperaturen zur Verfügung zu haben. Zu diesem Zweck wurde eine Routine, KASTEN, zusammengestellt, die bei einer vorgegebenen Temperatur Dampfdruck, Festkörper- oder Flüssigkeitsdichte, spezifische Wärme, Enthalpie und Wärmeleitfähigkeit des Stahls berechnet. Dabei kann der Stahl neben Eisen verschiedene Massenanteile von Chrom, Nickel, Niob und Molybdän enthalten.

Bei der Berechnung des Dampfdruckes, der spezifischen Wärme und der Enthalpie wird angenommen, daß diese sich additiv aus den entsprechenden Eigenschaften der Komponenten zusammensetzen. Bei der Berechnung der Dichte wird nach F.C. Hull /1/ die Additivität der spezifischen Volumina vorausgesetzt.

Die thermischen Eigenschaften der Komponenten wurden entweder aus der Literatur /2,3,4/ entnommen oder - sofern keine gemessenen Daten vorlagen - durch die Extrapolation der gemessenen Eigenschaften.

Als Stahl-Wärmeleitfähigkeit wird einheitlich eine von C.S.Kim /5/ vorgeschlagene Funktion benutzt, da diese Größe nur schwach von der Zusammensetzung des Stahls abhängt.

Die Abbildungen 2 bis 6 zeigen als Beispiel thermische Eigenschaften eines Stahls, der neben Fe 16,7 % Cr, ebensoviel Ni, 0,7 % Nb und 2,8 % Mo enthält. Zum Vergleich sind zusätzlich die entsprechenden Eigenschaften des reinen Eisens eingetragen.

#### Literatur:

- /1/ F.C.Hull, Estimating Alloy Densities, Metall Progress 96 No. 5., 139-140, 1969
- /2/ I.Barin, O.Knacke, Thermophysical Properties of Inorganic Substances, Springer, Berlin-Heidelberg, 1973
- /3/ Y.S.Touloukian, Recommended Values of the Thermophysical Properties of Eight Alloys, NASA CR-71699
- /4/ Y.S.Touloukian, Thermophysical Properties of High Temperature Solid Materials, Vol. 1. 1967
- /5/ C.S.Kim, Thermophysical Properties of Stainless Steels, ANL-75-55

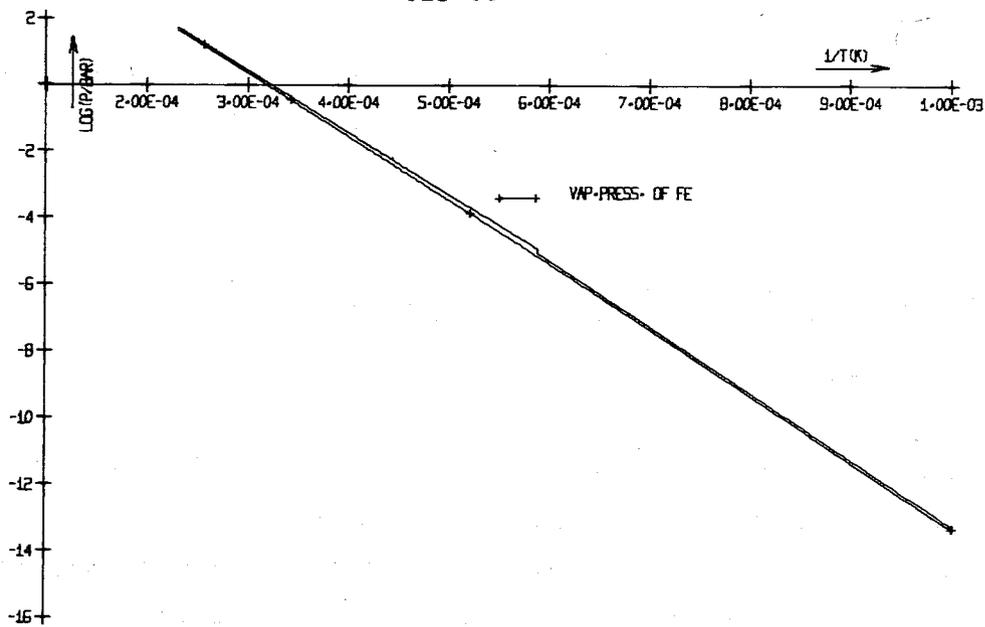


Abb. 2 STEEL ( CR16-7 NI16-7 NB0-7 MD2-B ) VAPOR PRESSURE

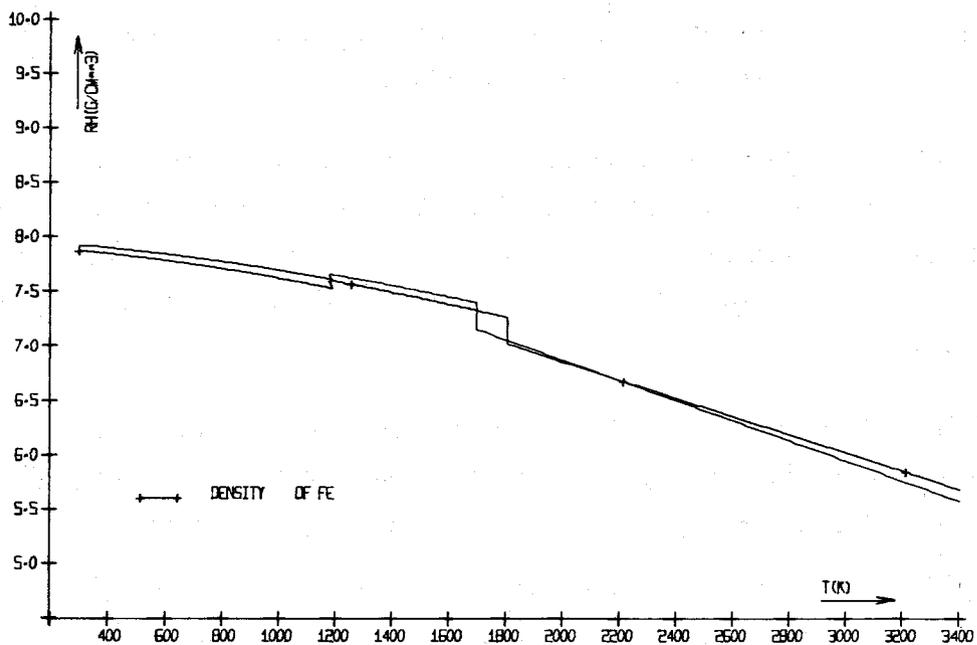


Abb. 3 STEEL ( CR16-7 NI16-7 NB0-7 MD2-B ) DENSITY

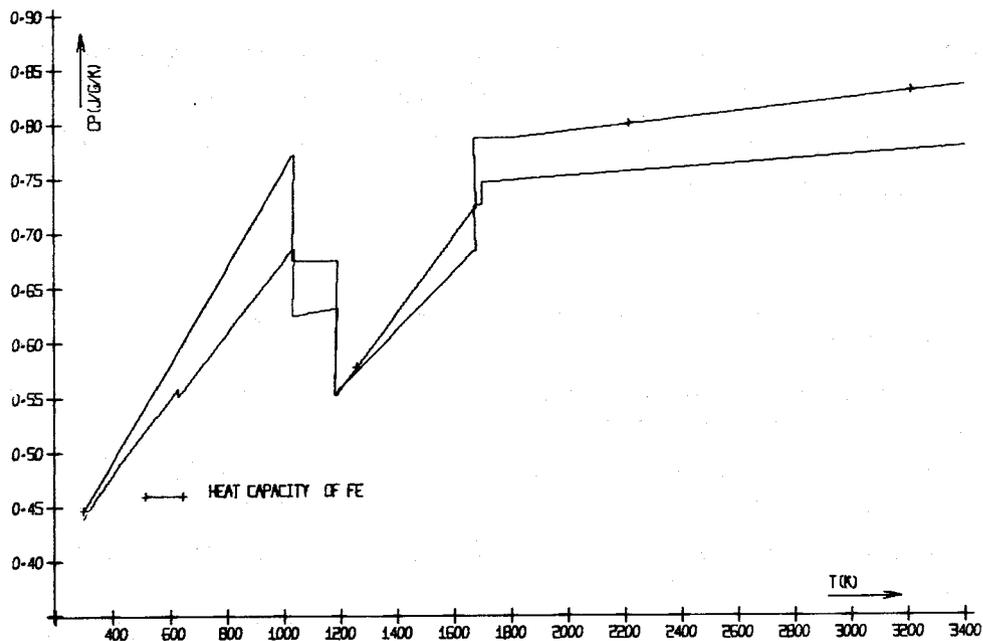


Abb. 4 STEEL ( CR16-7 NI16-7 NB0-7 MD2-B ) HEAT CAPACITY

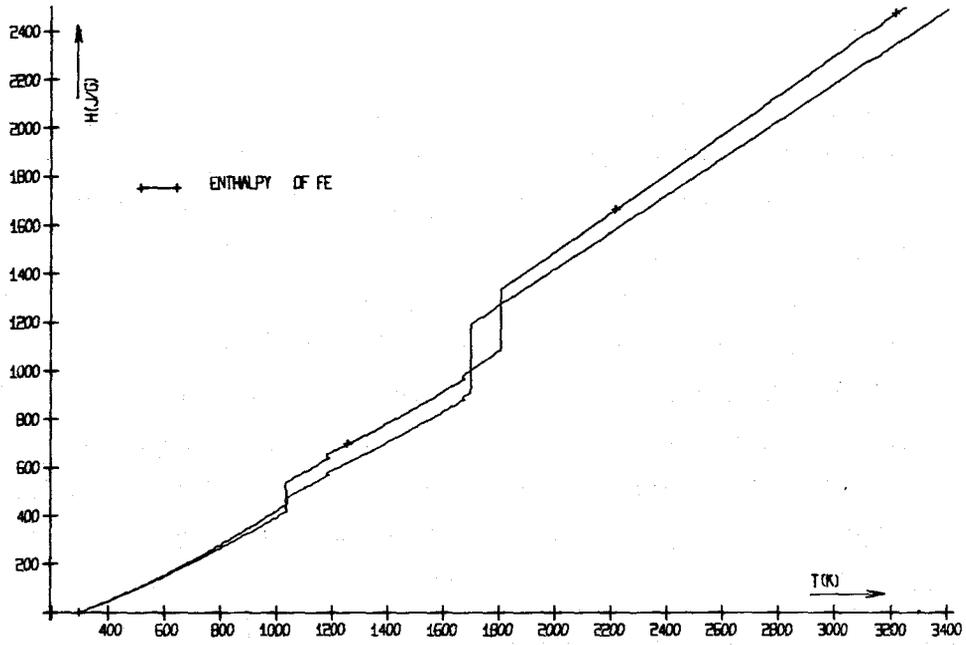


Abb. 5 STEEL ( CR16-7 NI16-7 NB0-7 MO2-8 ) ENTHALPY

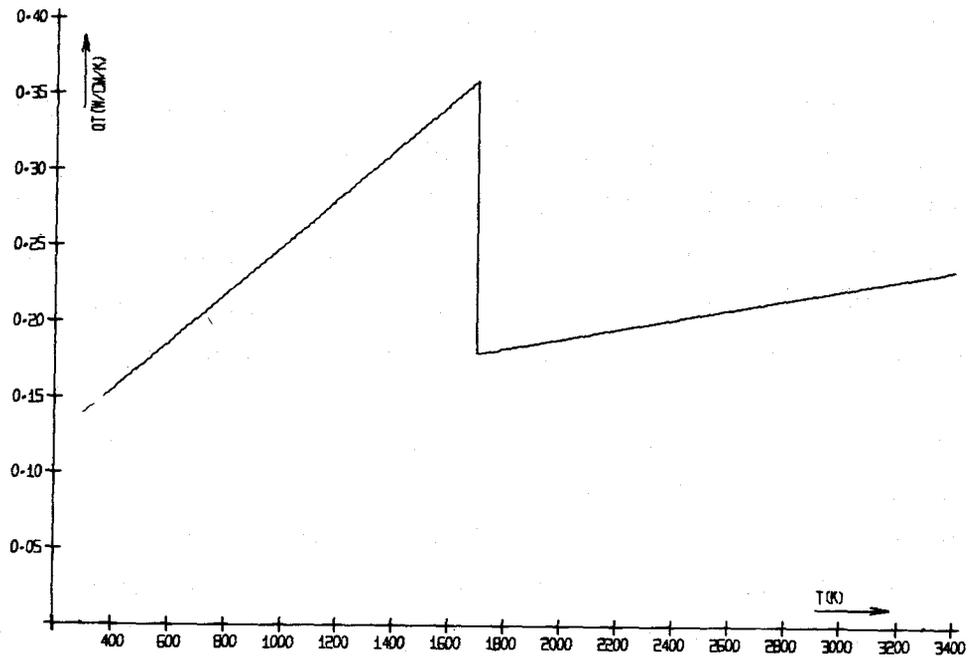


Abb. 6 STEEL ( CR16-7 NI16-7 NB0-7 MO2-8 ) THERMAL CONDUCTIVITY

1233 Untersuchung von Kühlungsstörungen1.23.32 Untersuchungen zum integralen Sieden im Natrium-Siedekreislauf (NSK)\*

(A.Kaiser, W.Peppler, H.Will)

Die Untersuchungen des kritischen Wärmeflusses und der Strömungsformen einer Natrium-Zweiphasenströmung wurden mit einer zweiten rohrförmigen Teststrecke mit induktiver Beheizung fortgesetzt. Bei unverändertem Innendurchmesser (9 mm) gegenüber der ersten (vgl. (1) ) wies die zweite Teststrecke die doppelte beheizte Länge (ca. 400 mm) auf. Durch diese Variation sollte der Einfluß der beheizten Länge auf die Strömungsform im anschließenden adiabaten Abschnitt der Teststrecke untersucht werden. Wie in der ersten Versuchsreihe wurde bei jeweils konstantem Wärmefluß und Systemdruck der Durchsatz in Stufen reduziert, bis die kritischen Durchsatzbedingungen erreicht waren, die zu einem bleibenden Dryout des Kühlkanals am Ende der beheizten Strecke führten.

Die wichtigsten Versuchsparameter waren:

Wärmefluß	ca. 90 ... 450 W/cm <sup>2</sup>
Eintrittsgeschwindigkeit des Natriums in die Teststrecke	ca. 3 ... 0,02 m/s
Systemdruck	0,4, 0,8 und 1,2 bar .

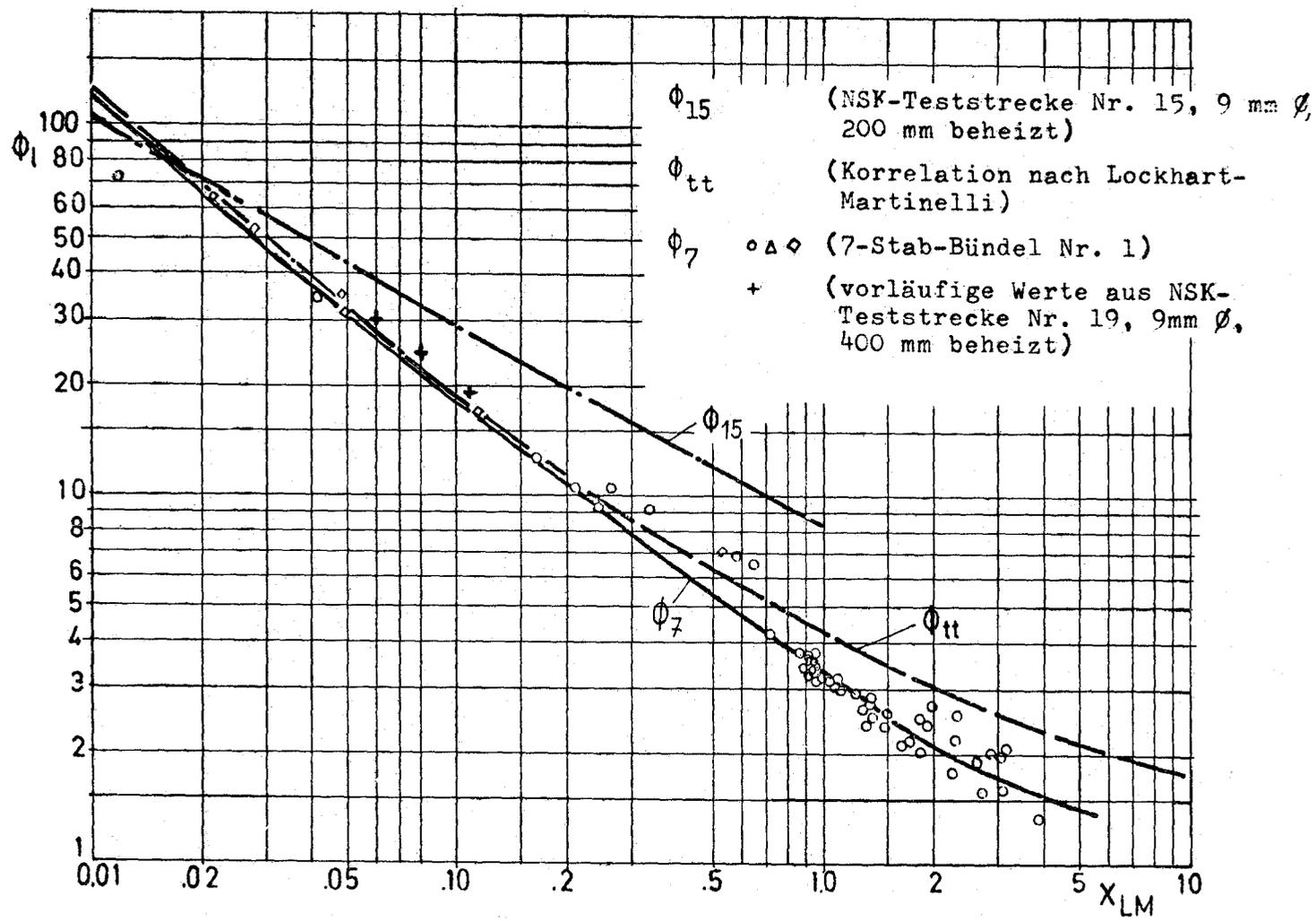
Auch in dieser Versuchsreihe wurden der 2-Phasen-Druckverlust und die Filmstärke gemessen. Die Meßwerte werden über eine Modellrechnung als sog. Druckverlustmultiplikatoren als Funktion des Lockhart-Martinelli-Parameter dargestellt ( vgl. (1) ). In Abb. 7 neben den zum Vergleich eingetragenen Kurven, die frühere Ergebnisse repräsentieren, drei Punkte aus der jüngsten Versuchsreihe eingetragen, die jedoch noch nicht genügend aussagekräftig sind.

Ersichtlich ergaben die Druckverlustmessungen im ersten Siebenstabbündel des IRE (2) für kleinere Dampfgehalte (größere  $X_{LM}$ -Werte) zunehmend kleinere Druckverluste als in der rohrförmigen ersten Teststrecke. Es wird daher von Interesse sein, wie sich die neueren Versuchsergebnisse, deren detaillierte Auswertung derzeit im Gange ist, in dieses Bild einfügen.

Veröffentlichungen:

- ( 1 ) A.Kaiser, W.Peppler, L.Vöröss: KFK 2085, April 1975  
 ( 2 ) A.Kaiser, W.Peppler: Steady State Boiling Experiments in a 7-pin Bundle, Symposium der Liquid Metal Boiling Working Group, Risley, 1.-3. Oktober 1975

\* BzFE-Nr. 532.3a, Letzter Bericht in KFK 1272/2, S. 123-11



GfK  
IRE

Druckverlustmultiplikator  $\phi$ ,  
Vergleich verschiedener Experimente

Abb. 7

1.23.33 Lokales Sieden in einem 60°-Bündelausschnitt im RCN, Petten\*\*

(B. Dorr, K. Schleisiek, IRE)

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

Der 500 kW-Natriumkreislauf bei RCN wurde nach dem Umbau mit einem Anfahrbündel in Betrieb genommen. Das von GfK bereitgestellte Anfahrbündel bestand aus 7 Hochleistungsheizstäben der IRB-Entwicklung. Dieses Bündel diente den Funktionsprüfungen des Kreislaufes und seiner Komponenten sowie dem Auswerten der Instrumentierung mit Datenerfassung und -verarbeitung. Nach einigen Einphasenversuchen wurde in 30 Siedeversuchen das Einregeln auf Siedebedingungen untersucht. Am zweckmäßigsten bei bester Kontrolle und ohne Störungen erwiesen sich die Druckabsenkung durch Änderung des Schutzgasdruckes sowie die Erhöhung des Temperaturniveaus durch Einregeln einer höheren Eintrittstemperatur, um das Sieden zu erreichen. Nahezu alle Siedeversuche endeten mit einer Leistungsabschaltung, verursacht durch überhöhte Heizer-Wand-Temperaturen als Folge von dryouts.

Nach Fertigstellung der von GfK in Auftrag gegebenen Teile des 1. Dreikantrohres konnten diese mit dem assemblierten Heizstabbündel bei RCN zusammengesetzt und nach Beendigung der Anfahrversuche als 1. Teststrecke in den Kreislauf eingebaut werden.

In Einphasenversuchen wurde die Temperaturverteilung im Natrium hinter der Blockade gemessen, wobei in 66 durchgeführten Versuchen auch der Einfluß von Heizstab-Verbiegungen und die Abhängigkeit von der Reynoldszahl untersucht wurden. Die begonnene Auswertung zeigt bisher, daß die maximale Natriumtemperatur hinter der Blockade um 15 % höher liegt, als nach den Vorversuchen mit Wasser angenommen wurde.

Die Siedeversuche wurden begonnen.

\* BzFE Nr. 532.1

Letzter Bericht in KFK 1275/2, S. 123-17

- 1234      Störfallverhalten von Brennstäben
- 1.23.41    Versagensenergie und Stabverhalten bei Leistungstransienten-  
und Kühlmittelverlust-Experimenten (EPBF-Programm)\*  
(A. Alexas, LAF I)

### 1. Einleitung

Bei der Beschreibung des Verhaltens von Reaktor-brennstäben unter transienter Leistungsbelastung ist die zeitliche Bestimmung des "Versagens" eines Stabes wesentlich. Hierfür wird ein geeignetes Versagenskriterium benötigt. Nach / 1 / gilt ein Brennstab als endgültig defekt, wenn 45 % des Brennstabes eines Stabes auf eine Länge von 10 cm um den heißesten Punkt des Reaktorkernes geschmolzen vorliegt. Dieses Kriterium ist jedoch nicht bei der experimentellen Bestimmung des Versagenszeitpunktes brauchbar. Deshalb bemühte man sich um andere experimentell verifizierte Versagenskriterien.

### 2. Stand der Kenntnis, neue Experimente

Aus früheren Versuchen an der Electrical Pin Burst Facility (EPBF) war bekannt, daß die Leistungsrampe bei den Leistungstransienten- (TOPA-) Experimenten die Heftigkeit der Brennstoffejektionen beeinflusst ( 1 ). Diese Beeinflussung wurde in einer Reihe von neuen Experimenten, sowohl vom Typ TOPA als auch vom Typ LOCA (Kühlmittelverlustunfall), etwas spezifischer untersucht. Es zeigte sich dabei, daß die dem Stab zugeführte elektrische Energie  $E_V$  von der Einleitung des Unfalles bis zur ersten Ejektion geschmolzenen Brennstoffes unabhängig von der Art und der Steilheit der Leistungsrampe und - bezieht man diese Energie nur auf den Brennstoff - auch unabhängig vom Unfalltyp ist.

### 3. Ergebnisse

In Abb. 8 sind die Ergebnisse zweier TOPA-Experimente (ohne Hüllrohr und Zwangskühlung) dargestellt. Sie geben den zeitlichen Verlauf der Leistung bis zur ersten Ejektion wieder. Mit  $E_V$  ist die Versagensenergie,

\* BzFE-Nr.: 535.3, Letzter Beitrag in KFK 1274/2, S. 123-18

/ 1 / R. Frölich, P. Schmuck  
Analysis of Transient Overpower Accidents for the SNR-300  
Mark I and Mark IA Cores  
KFK 2115, Sep. 1975

wie oben definiert, angegeben.  $U_{B,A}$  ist die eingestellte Beschleunigungsspannung,  $U_{B,E}$  die Endspannung.

In Abb. 9 ist das Ergebnis eines LOCA-Experiments dargestellt. Daraus läßt sich die gesamte dem Stab zugeführte elektrische Energie  $E_{V,G}$  von der Einleitung der Rampe bis zum Beginn der Ejektionen auf ca. 10.5 kJ abschätzen. Berücksichtigt man die Aufheizung des Hüllrohres in dieser Zeit ( $\Delta T \approx 700^\circ\text{C}$ , notwendige Energie ca. 5 kJ) und die vom Restkühlmittel abgeführte Wärme ( $\approx 1$  kJ), so beträgt die Restenergie  $E_{V,B}$  ca 4.5 kJ.

Als Ergebnis dieser Experimente, Abb. 8 und 9, läßt sich feststellen, daß das Einbringen einer Energie von  $E_V \approx 4$  kJ in einen EPBF- $\text{UO}_2$ -Stab, der bis dahin stationär unter SNR-Temperaturbedingungen betrieben wurde, stets radiale Ejektionen geschmolzenen Brennstoffs hervorruft.

Die Brennstoffmasse der Versuchsstäbe betrug bei den erwähnten Experimenten 17.2 g, so daß man die Versagensenergie pro Gramm  $\text{UO}_2$  ausrechnen kann. Sie beträgt für frische Brennstäbe

$$E_V = 225 \text{ Joule/g.}$$

Metallographische Nachuntersuchungen der ersten Proben ergaben, daß ca. 2.1 g  $\hat{=}$  12.7 % des Brennstoffes ejiziert waren. Die gesamte Menge des geschmolzenen Brennstoffes wird auf ca. 20 - 25 % abgeschätzt.

Abb. 10 zeigt einen Tablettenschliff nach dem Versuch E5 ( $U_{B,A} = 340$  V, Abb. 8). Obengenannte Zahlen wurden an Hand dieser Aufnahme errechnet.

#### 4. Zusammenfassung der Daten

1.  $\text{UO}_2$ -Stab-Masse: 17.2 g
2. Zugeführte Energie bis zu Beginn der Ejektionen
  - a ) 3.8 kJ
  - b ) 3.9 kJ
  - c ) 4.5 kJ
3. Versagensenergie pro g  $\text{UO}_2$ :  $E_V = 225$  Joule
4. Ejizierte Brennstoffmasse: 2.1 g  $\hat{=}$  12.7% der Gesamtmasse
5. Insgesamt geschmolzene Brennstoffmasse: 4 g  $\hat{=}$  23.25 % der Gesamtmasse

Veröffentlichungen

- ( 1 ) A. Alexas, W. Lindner  
Untersuchungen zum Verhalten direkt elektrisch beheizter  
UO<sub>2</sub>-Brennstäbe unter simulierten Reaktortransienten  
KFK 2152, Dez. 1975
  
- ( 2 ) A. Alexas, W. Lindner, W. Schikarski  
Out-of-pile Simulation of Fuel Pin Behaviour in Sodium Cooled  
Fast Breeder Reactors by UO<sub>2</sub> Rods Heated by Electrical Current  
Beverly Hills, 1974
  
- ( 3 ) A. Alexas, W. Lindner, W. Schikarski  
Beitrag zur Reaktortagung 1975, Nürnberg, S. 113

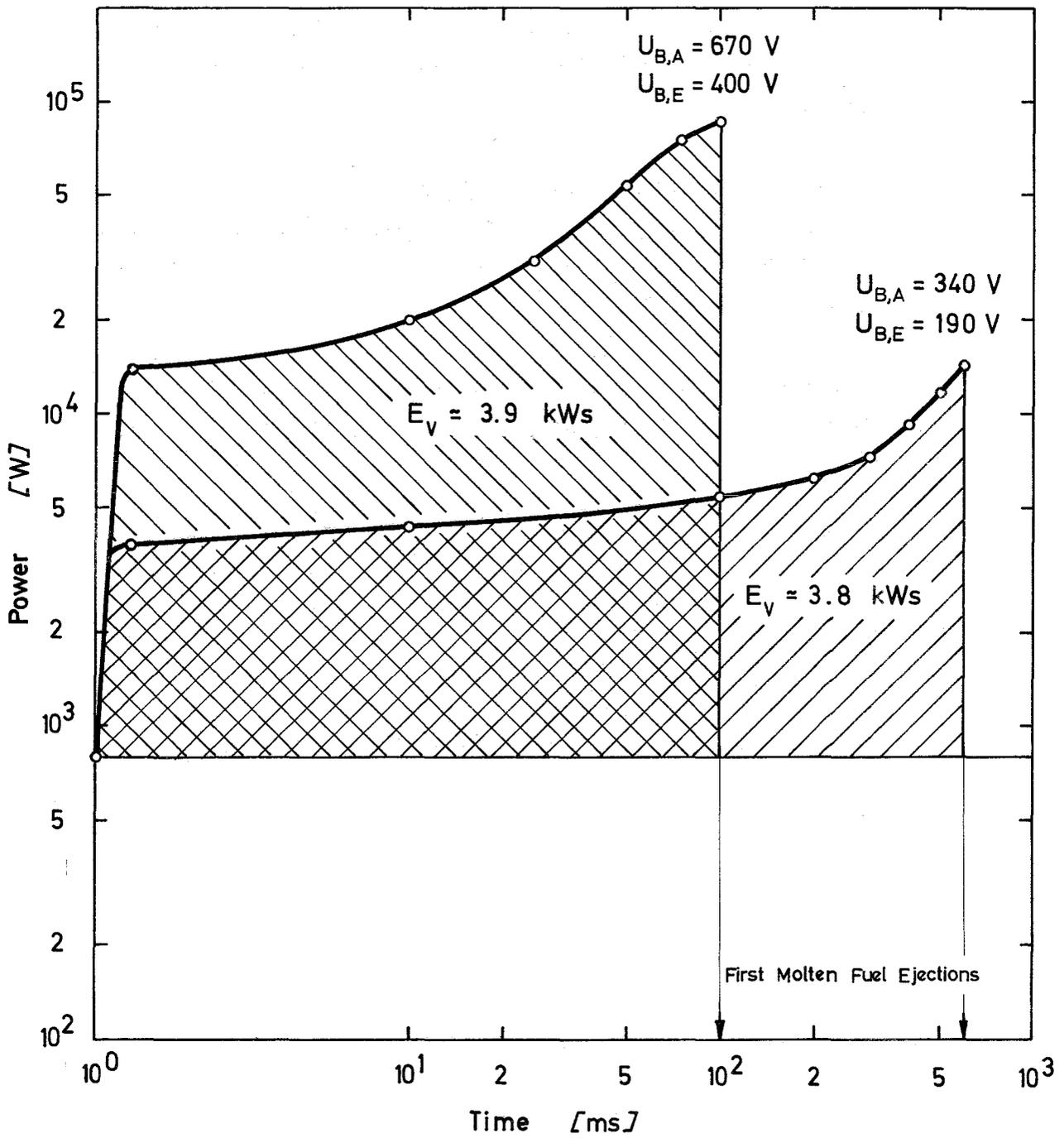


Fig. 8 Failure energy for TOP accidents under different power ramps. No can.

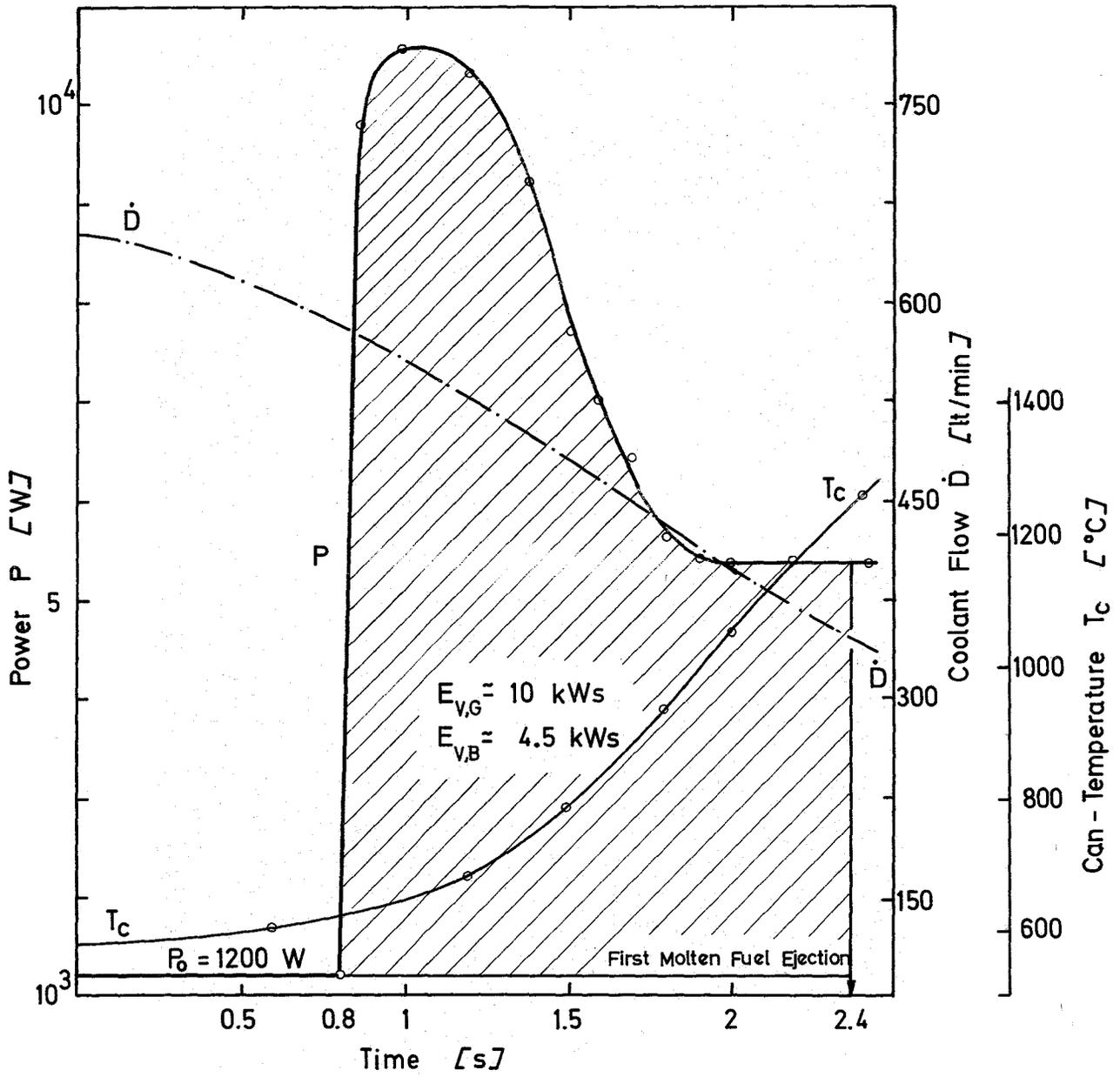


Fig. 9 Pin-history and failure energy for a LOF-TOP-accident



Fig. 10 Pellet cut after the TOP-experiment E5  
used for the metallographical analysis

1.23.43 Durchführung von Untersuchungen zur Erprobung von  
Instrumentierungen der CABRI-Teststrecke

(J. Benkert, K.-H. Raes, D. Stegemann, M. Zeller,  
TU Hannover)

Untersuchung des dynamischen Verhaltens von Thermoelementen

Mit Hilfe eines theoretischen Berechnungsmodells sind für sämtliche Thermoelementtypen die Übertragungsfunktionen für einen weiten Bereich der Strömungsbedingungen berechnet. Es wurden Thermoelemente der Bauarten TM, TI, Intrinsic mit unterschiedlichen Mantel- und Isoliermaterialien untersucht. Die Durchmesser der Elemente lagen zwischen 0,35 und 1,0 mm.

Die Natriumgeschwindigkeit lag zwischen 4 und 20 m/s.

Weiterhin sollen Übertragungsfunktionen im niedrigen Geschwindigkeitsbereich des Natriums ( $4 \pm 10$  m/s) in Experimenten gemessen werden.

Bei Übereinstimmung mit den äquivalenten theoretischen Werten kann für die späteren CABRI-Tests das Übertragungsverhalten aus den theoretischen Berechnungen zugrunde gelegt werden, die in der ML-1 Anlage (liquid metal) in Madrid durchgeführt wurde.

Bei Übereinstimmung mit den äquivalenten theoretischen Werten kann für die späteren CABRI-Tests das Übertragungsverhalten aus den theoretischen Berechnungen zugrunde gelegt werden.

Für die experimentellen Untersuchungen ist eine Teststrecke gebaut worden. Sie besteht aus einem von außen elektrisch beheizbaren Hauptrohr und einem ebenfalls elektrisch beheizbaren Bypass. Dadurch hat man die Möglichkeit, Temperaturfluktuationen in der Größenordnung bis ca.  $0,5$  °C (inherent noise) sowie Temperaturgradienten ( $\Delta\theta \approx 200$  °C) zu erzeugen.

Jeweils fünf Thermoelemente gleichen Typs sind auf auswechselbaren Trägern derart montiert, daß sie den ganzen Durchmesserbereich erfassen. Damit wird der Einfluß des Geschwindigkeitsprofils berücksichtigt.

Außerdem ist ein Vergleich eines speziellen el. mag. Durchflußmessers

- von CEA-Cadarache geliefert - mit der Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit aus der Kreuzkorrelation von Temperaturfluktuationen vorgesehen.

Die Signale werden auf Analogband aufgezeichnet und mit einem Digitalrechner ausgewertet. Die Messungen finden im Sommer 1976 statt.

#### Untersuchungen von Natrium-Instrumentierungen zweiphasiger Strömung

Zur Detektion von Gas- und Dampfblasen in flüssigem Natrium werden vorab Jodel- und Chendetektoren, Thermoelemente und el. mag. Durchflußmesser experimentell untersucht.

In einer vorhandenen Na-Teststrecke des IRE (7-Stabbündel) konnten im Juni 1975 erste Siederversuche durchgeführt werden / 1 /. Außerdem war es möglich, Gas in die Strecke einzuspeisen, womit ein Vergleich der Signale von Chendetektoren und el. mag. Durchflußmessern auf Gas bzw. Natriumdampfblasen möglich ist. Erste qualitative Ergebnisse wurden vorgestellt; die Auswertung dauert an. Weitergehende Versuche werden im Na-Loop des IRB durchgeführt, wozu eine rohrförmige Teststrecke gebaut wird, die mit obigen Detektoren bestückt ist. Außerdem beinhaltet sie einen auswechselbaren Brennstabsimulator, um den kreisring- und kreisförmigen Strömungsquerschnitt der CABRI - Teststrecke nachzubilden. An verschiedenen Orten vor und in der Strecke kann in das Natrium Gas eingespritzt werden.

Die unterschiedlichen Meßmethoden sollen einander gegenübergestellt und auf ihre Eignung für Messungen beim Exkursionstest hin untersucht werden.

Neben direkten Auswertungen werden die Signale ebenfalls auf Band gespeichert und auf einem Digitalrechner ausgewertet. Die Messungen haben Mitte April 1976 begonnen.

1235

Auswirkungen der Brennstoff-Natrium-Reaktion auf den  
Kernverband\*

(H. Zehlein, G. Negele, IRE)

Die Programmierarbeiten zum Modell HEXTRAN, das die Darstellung der elastoplastischen Brennelement-Abplattung mit Hilfe des bereits vorhandenen Timoshenko-Balken-Modells ermöglicht, wurden abgeschlossen. Zur Zeit werden Testrechnungen durchgeführt.

Abgeschlossen wurde ebenfalls die Programmierung des Moduls FLOWAX, das die hydrodynamische Bettung eines einzelnen Brennelements auf einer darunterliegenden Flüssigkeitsschicht, die in axialer Richtung beschleunigt und ausgepreßt wird, unter der Annahme eindimensionaler, uniformer Einphasen-Potentialströmung beschreibt. Interessante Ergebnisse lieferte die Untersuchung zweier alternativer "Lagrange-Partikel". Bei beiden Idealisierungen werden die Inhalte der Zellen eines raumfesten Euler'schen Netzes, welches die zu beschreibende Flüssigkeitsschicht in endliche Intervalle unterteilt, als Fluidpartikel interpretiert, die sich mit konstantem Volumen durch einen zeitlich veränderlichen Kanal bewegen und dabei ihre Gestalt ändern. Verfolgt man z.B. die Vorderfront dieser Partikel während des Vorgangs, so erhält man die Strömungsgeschwindigkeit in Lagrange'scher Form. Erfasst man jeweils gleichzeitig die von diesen Fronten gerade durchlaufenden Zellen, so kennt man zusätzlich auch die Strömungsgeschwindigkeit in Euler'scher Form. Durch eine geeignete Diskretisierung des nun bekannten Geschwindigkeits- und des noch gesuchten Druckfeldes kann man dieses durch Integration der bekannten Euler'schen Impulsgleichung ermitteln. Dabei können hydrostatische und Wandreibungsterme mitgenommen werden. Die Kopplung mit der Struktur ergibt sich aus dem Kräftegleichgewicht in der zur Strömung normalen Richtung unter Berücksichtigung geeigneter Konsistenzbedingungen (z.B. Energiebilanz).

In FLOWAX sind zwei Partikeltypen zulässig: das "mitgeschleppte Partikel" (CLP="Convected Lagrangian Particle") und das "verschobene Partikel" (DLP="Displaced Front Lagrangian Particle"). Beim CLP-Konzept sind die Partikel identisch mit den anfangs in den Zellen befindlichen materiellen Volumina. Die Rechnung verfolgt die Bewegung eines so

---

\*

BzFE-Nr. 537.0, letzter Bericht in KFK 1275/4, S. 123-17

definierten Teilchens während des gesamten Vorgangs. Beim DLP-Konzept hingegen wird vor jedem neuen Zeitschritt ein neuer Satz von Lagrange-Partikeln für die jeweils aktuelle Kanalgeometrie gebildet. Es kann jetzt nur noch die Verschiebung der Fronten dieser "momentanen" Partikel während dieses Zeitschrittes verfolgt werden.

Einen Vergleich der Rechenergebnisse für eine vorgegebene instationäre Kanalgeometrie (Abb. 11) geben die Abb. 12 und 13, wo Geschwindigkeits- und Druckverläufe für beide Partikeltypen dargestellt sind. (Die eingegebenen Zahlenwerte dienen hier nur Demonstrationszwecken und haben keine physikalische Bedeutung). Man erkennt deutlich den drucksteigernden Einfluß der Wandreibung bei gleicher Kanalgeschichte.

Bei der Kopplung der Flüssigkeitsschicht mit einer sich unter Querstoß elastoplastisch verformenden Kanalwand braucht man keine "Langzeitverfolgung" von Flüssigkeitsbereichen durchzuführen. Deshalb wird nach dieser Untersuchung die Verwendung des DLP-Konzepts empfohlen, weil sich bei nicht zu großen Zeitschritten wegen des Wegfalls von Interpolationen über leere Zellen mit weniger Rechenaufwand glattere raumfeste Verläufe ergeben. Auch wurden geringere Schwankungen der relativen Genauigkeit der Ausströmgeschwindigkeit festgestellt. Ein ausführlicher Arbeitsbericht ist z.Z. in Vorbereitung.

Zahlenwerte (Testbeispiel)

$\varphi = 1$                       Dichte  
 $H_0(x) = 1$                     Höhe  
 $f = 0.03$  ;  $D_{eq} = 0.5$     Wandreibung  
 $t = 10^{-3} e_q$                 Zeitschritt

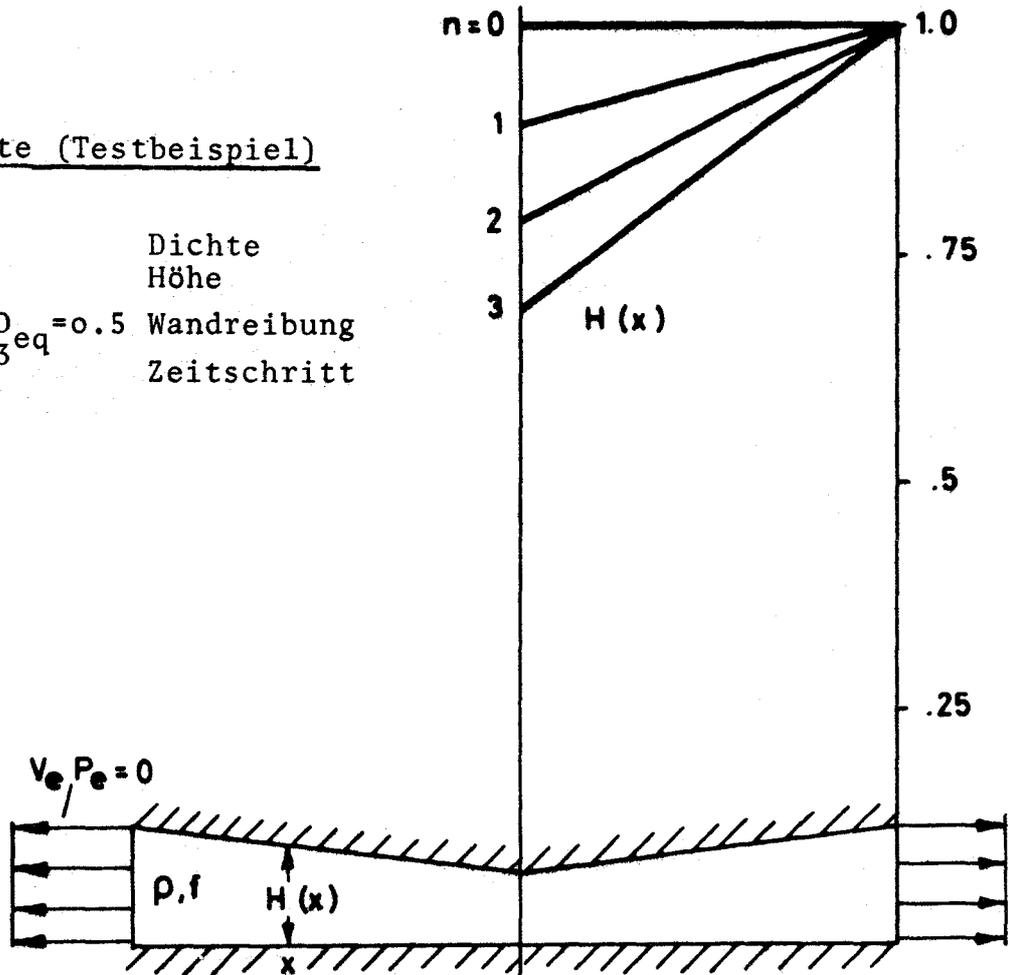


Abb.11 Vorgegebene zeitlich veränderliche Kanalgeometrie

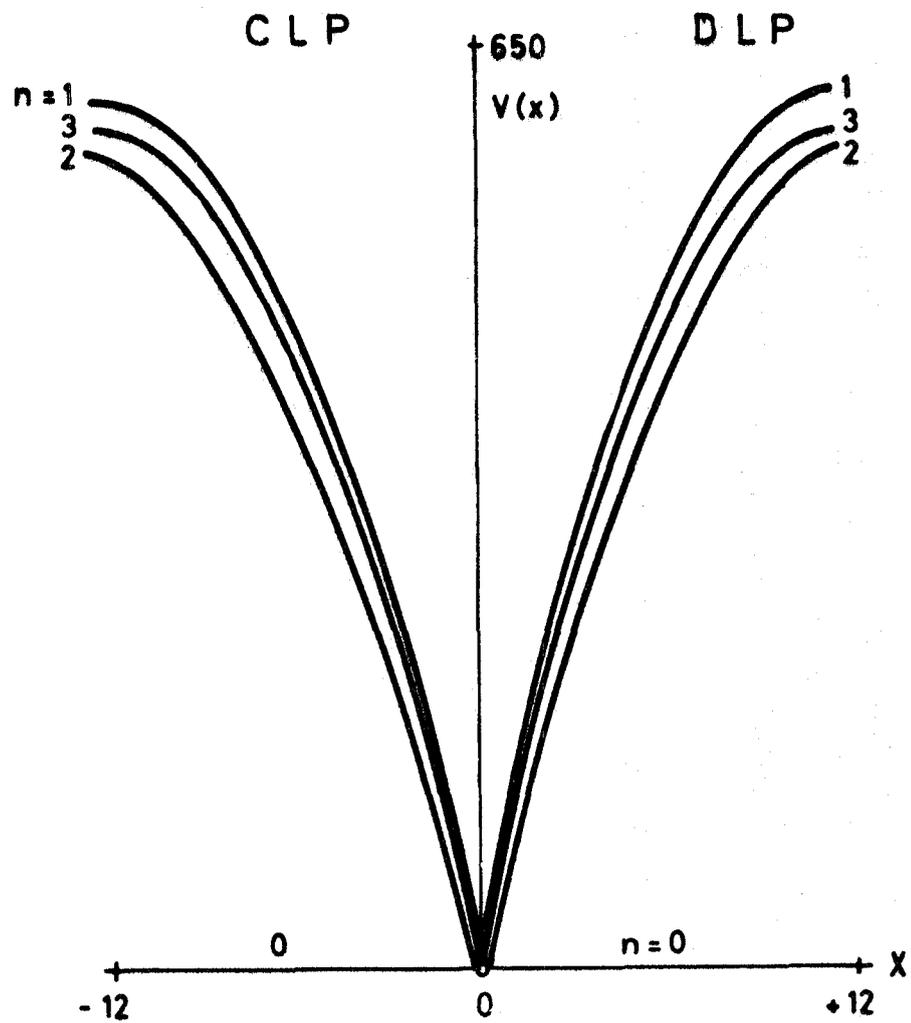


Abb.12 Geschwindigkeitsverteilung

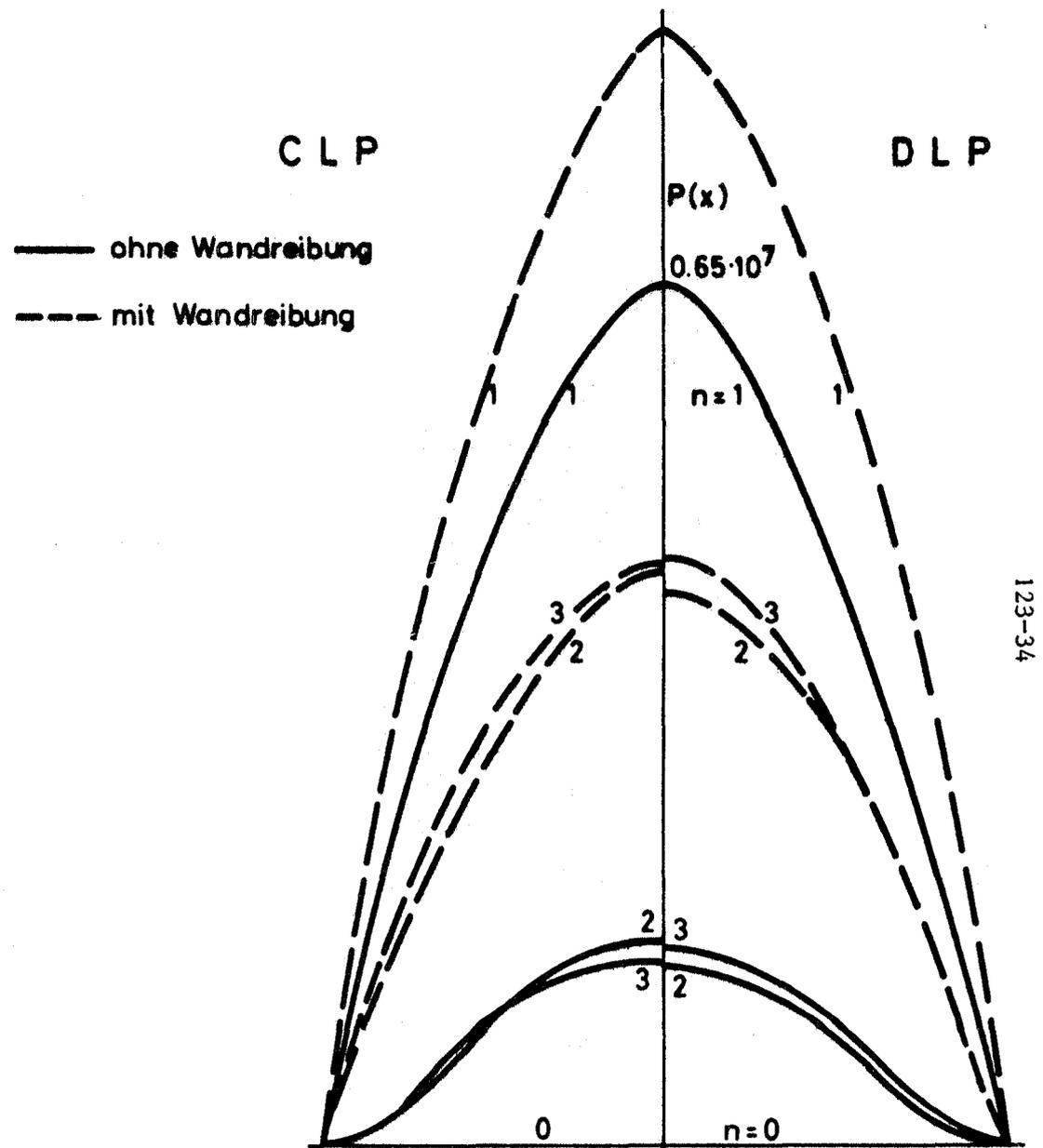


Abb.13 Druckverteilung

- 1.236 Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung (BNR)
- 1.23.63 Niederschmelzversuche an Brennstäben mit Natrium-  
kühlung durch direkte elektrische Beheizung\*  
 (H. Deckers, H. Drexler, S. Gross, H. Lehning,  
 D. Piel, H. Reiser, IMF)

Es wurden drei weitere Abschmelzexperimente an Siebenstabbündeln ( Nr. 10 bis 12 ) durchgeführt. Untersucht wurde bei dieser Versuchsserie bei im übrigen gleichen Betriebsdaten der Einfluß des Brennstab-Füllgasdruckes auf den Ablauf der Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung. Die Versuchsbedingungen waren:

Tab. 7

Versuch Nr.	10	11	12
Stabzahl	7	7	7
Natrium-Temperatur	520°C	520°C	520°C
Natrium-Geschwindigkeit	4,5 m/s	4,5 m/s	4,5 m/s
Druck im Natriumsystem	2 bar	2 bar	2 bar
Brennstab-Innendruck	5 bar	2,1 bar	2,5 bar

Es gelang bei diesen Versuchen, jeweils alle Stäbe im Bündel nahezu gleichzeitig niederzuschmelzen: die Zeitdifferenz zwischen dem Defekt des ersten und letzten Stabes betrug zwischen 25 und 60 msec. Bei allen Versuchen trat eine große Zahl von Druckpulsen mit Amplituden bis über 50 bar auf, deren Breite - wie bei allen früheren Versuchen - etwa 0,1 ms betrug. Der Brennstabinnendruck beeinflusste erheblich die Austrittsgeschwindigkeit des Brennstoffes in den Kühlkanal und damit auch die Dauer der BNR. Diese betrug zwischen ca. 110 ms bei Experiment 10 und ca. 700 ms beim Versuch 11.

Diese Ergebnisse unterscheiden sich von denen des Bündelexperimentes 06, bei dem - unter vergleichbaren Bedingungen - nur wenige und niedrigere Druckpulse aufgetreten waren / 1 /. Bei diesem Experiment waren zwei Stäbe um etwa 200 ms früher als die restlichen fünf defekt geworden. Die Auswertung

wird zeigen, ob die Unterschiede mit der damit verbundenen früheren Freisetzung von Brennstab-Füllgas in den Kühlkanal erklärt werden können.

Im Zuge der Auswertung der ersten Einstabexperimente wurde der Energieinhalt der diskreten Druckpulse bestimmt. Anhand des Versuches VS05.SNO3 soll das Vorgehen erläutert werden ( Abb. 14 ). Ein Vergleich des Druckverlaufs  $P_2 ( t )$  mit den Durchflußverläufen am Teststreckeneintritt  $Q_1 ( t )$  und am Teststreckenausritt  $Q_4 ( t )$  ( nicht abgebildet ) zeigt, daß den Druckpulsen größere Durchflußänderungen zugeordnet werden können. Weiterhin ist eine leichte zeitliche Verschiebung der abfallenden Flanke des Durchflusses  $Q_1$  gegenüber der entsprechenden ansteigenden Flanke des Druckes  $P_2$  erkennbar. Dieser zeitliche Versatz wird auf die Wegstrecke zurückgeführt, die eine Druckwelle vom Entstehungsort, der nahe des Druckaufnehmers  $P_2$  ist, bis zu den Durchflußmessern zurückzulegen hat. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Druckwelle entspricht der Schallgeschwindigkeit in Natrium, was sich bei der Kreuzkorrelation der Druck- und Durchsatzverläufe bestätigte.

Die von einem expandierenden Gasvolumen geleistete mechanische Arbeit ergibt sich zu

$$a ( t ) = \int P_2 ( t ) \left[ Q_4 ( t - \Delta t_4 ) - Q_1 ( t - \Delta t_1 ) \right] dt$$

mit	$a ( t )$	- geleistete mechanische Arbeit [ Joule ]
	$P_2 ( t )$	- Druckverlauf innerhalb des Gasvolumens [ bar ]
	$Q_4 ( t - \Delta t_4 )$	- Durchflußverlauf am Teststreckenausritt [ m <sup>3</sup> /h ]
	$Q_1 ( t - \Delta t_1 )$	- Durchflußverlauf am Teststreckeneintritt [ m <sup>3</sup> /h ]

Die Ausdrücke  $\Delta t_1$  und  $\Delta t_4$  berücksichtigen die Laufzeit der Druckwelle und synchronisieren so Druck- und Durchsatzverläufe. Es gilt

$$\Delta t_4 = \frac{\Delta S_4}{c} \quad , \quad \Delta t_1 = \frac{\Delta S_1}{c}$$

- mit  $\Delta S_4$  - Abstand der Druckquelle vom Durchflußmesser Q4 am Teststreckenaustritt
- $\Delta S_1$  - Abstand der Druckquelle vom Durchflußmesser Q1 am Teststreckeneintritt
- C - Schallgeschwindigkeit in Natrium.

Der Abbildung 14 ist zu entnehmen, daß die von den diskreten Druckpulsen der Größenordnung 50 bar geleistete mechanische Arbeit bei etwa 0,1 Joule liegt.

Zur Bestimmung des Energiekonversionsfaktors, der das Verhältnis aus der während der gesamten Brennstoff-Natrium-Reaktion geleisteten mechanischen Arbeit und der dem Brennstoff zugeführten Energie darstellt, wurde die eingebrachte Energie auf drei verschiedene Arten definiert:

- 1.) die eingebrachte Energie ist gleich der elektrischen Energie, die dem Brennstoff vom Beginn der Transienten bis zum elektrischen Kurzschluß zugeführt wurde,
- 2.) die eingebrachte Energie entspricht der elektrischen Energie, die der ins Natrium ausgetretenen Brennstoffmasse zugeführt wurde,
- 3.) die eingebrachte Energie ist gleich derjenigen Wärmemenge, die nötig war, um die in das Kühlmittel ausgetretene Brennstoffmasse von der Siedetemperatur des Natriums bis zur  $UO_2$ -Schmelztemperatur zu erwärmen.

Der für Versuch VS05.SN03 berechnete mechanische Energiekonversionsfaktor beträgt entsprechend der zugrunde gelegten Definition für die eingebrachte Energie 0,018 %, 0,038 % und 0,025 %.

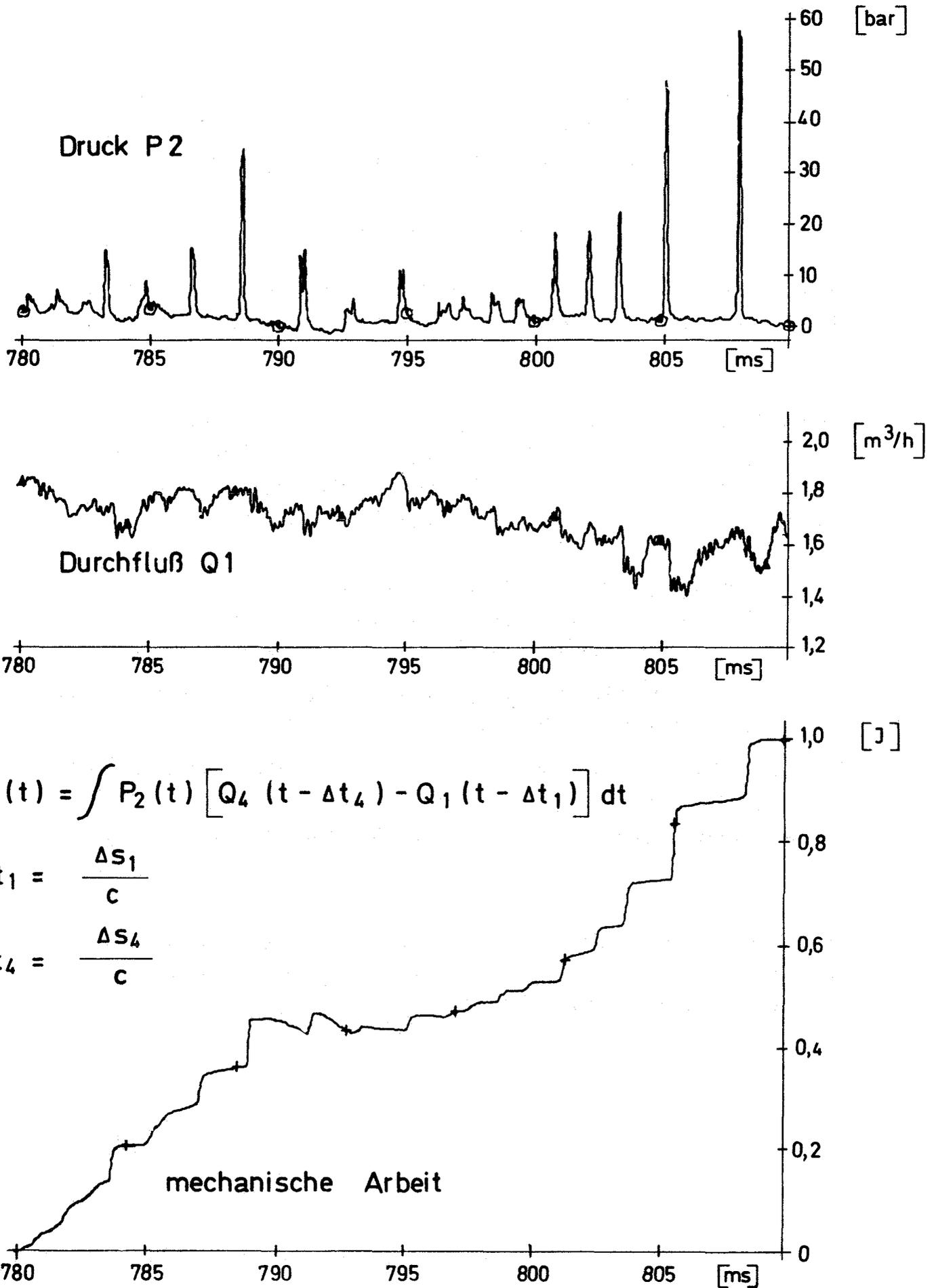


Abb. 14 : Versuch VSo5.SNO3 zum zeitlichen Verlauf eines Brennstabversagens

1239

Untersuchungen zur Kühlung von KernschmelzenEinfluß von Neutronentransporteffekten auf die Energiefrei-

1.23.91

setzung von hypothetischen Exkursionen im Core-Catcher des SNR-300\*

(J. Pena, INR)

Einleitung

In früheren Studien über den Verlauf und die Energiefreisetzung bei zweiten Exkursionen im Core-Catcher des SNR-300 wurde ein Zwei-Partner-Modell verwendet. Die Reaktivitätsrampen wurden mit Diffusionstheorie berechnet und die Energiefreisetzung mit Hilfe hydrodynamisch -neutronenkinetischer Methoden ermittelt.

In der vorliegenden Arbeit sind die Reaktivitätsrampen und einige weitere Größen mit Transporttheorie berechnet worden. Die Resultate werden mit den auf der Diffusionstheorie basierenden verglichen.

Modell, Materialeigenschaften und Methoden

Nach dem Zwei-Partner-Modell liegt eine zylindrische unterkritische Brennstoffmasse auf einer 50 cm dicken Schicht aus abgereichertem  $UO_2$ . Eine zweite zylindrische Brennstoffmasse mit derselben Symmetrieachse fällt frei aus einer Höhe von 250 cm auf den ruhenden Partner. Die beiden zylindrischen Brennstoffmassen befinden sich in einem Na-Pool. Abb. 15 und Tab. 8 zeigen die Geometrie dieses Zwei-Partner-Modells für drei untersuchte Fälle ("A", "B", "C").

Als Brennstoff wird eine Mischung aus  $PuO_2/UO_2$  mit den folgenden Eigenschaften verwendet:

U-Vektor: U-235 : 238 = 0,25 : 99,75

Pu-Vektor: Pu-239 : 240 : 241 : 242 = 75 : 22 : 2,5 : 0,5

Die Natriumdichte beträgt  $0,736 \text{ g/cm}^3$ , die entsprechende Temperatur 900 K. Als Kriterium für die Auswahl der Dimensionen der jeweiligen kritischen Brennstoffmassen wurde, wie bei den früheren Studien, angenommen, daß die prompte Kritikalität nur einige cm vor der Vereinigung der Partner eintritt, was verglichen mit anderen Fällen zu einer energetischen Exkursion führt. Daher wurden für die Transportrechnung Brennstoffmassen verwendet, die etwa 63-68 % der Massen entsprechen, die für die Diffusionstheorie benutzt wurden. Bei allen Fällen wurde der 26-Gruppensatz KFKINR / 4 / benutzt. Die statischen Rechnungen zur Bestimmung der Reaktivität als eine Funktion des Abstandes der beiden Partner sowie der Leistungsverteilung, der Lebensdauer der prompten Neutronen usw., wurden mit DIXY / 2 / und SNOW / 3 / durchgeführt. Für die kinetisch-hydrodynamischen Rechnungen wurde das Rechenprogramm KADIS / 5 / verwendet, das aus dem VENUS-Programm / 6 / des Argonne National Laboratory

\* BzFE-Nr. 549.5. Erster Bericht

entwickelt wurde. Bei den letztgenannten Rechnungen wird angenommen, daß die beiden Brennstoffmassen zu Beginn der Erkursionen bereits vereinigt sind. Dem System wird nun die aus den oben-erwähnten statischen Rechnungen gewonnene Reaktivitätsrampe von außen auf-geprägt. KADIS ist ein zweidimensionales Programm in  $(r,z)$ -Geometrie, das das gekoppelte hydrodynamische und neutronenkinetische Gleichungssystem löst. Die hydrodynamische Beschreibung der Materialbewegung erfolgt in Lagrange-Koordinaten. Die Neutronik wird mit Punktkinetik dargestellt. Es wurde eine einzige Gruppe verzögerter Neutronen verwendet. Die Rückwirkungen auf die Reaktivität durch die Doppler-Verbreiterung sowie durch die Materialbewegung werden berücksichtigt. Zur Beschreibung des Druckaufbaus wird die sogenannte ANL-Zustandsgleichung verwendet.

#### Ergebnisse der Reaktivitätsrampenrechnungen

Die Reaktivitäten wurden für verschiedene Abstände zwischen den Brennstoffmassen bestimmt. Die Reaktivitäts-Zeit-Verläufe werden für die kinetischen Rechnungen mit Polynomen 2. Ordnung dargestellt.

In Tab. 9 werden, außer anderen Ergebnissen, die Reaktivitätsrampen bei Eintritt der prompten Kritikalität aufgeführt. Diese Werte wurden aus den oben-erwähnten Polynom Anpassungen gewonnen. Daraus kann ersehen werden, daß bei den Fällen B und C die mit Transporttheorie gewonnenen Rampen etwas steiler sind; aber der Unterschied ist klein. Im Fall A ist der Unterschied groß. Für die gewonnenen Rampen ergaben sich 3794  $\$/s$  mit Transporttheorie und 5851  $\$/s$  mit Diffusionstheorie. Der Grund dieses Unterschieds liegt in der Kopplung zwischen den Brennstoffmassen, die ungefähr dieselbe Masse und Form haben. Diese Kopplung ist stärker, wenn man Transporttheorie verwendet. Aus diesem Grund hängt das  $k_{\text{eff}}$  des Systems bei der Transporttheorie vom Abstand zwischen den Brennstoffmassen nicht so stark ab.

#### Ergebnisse der kinetisch-hydrodynamischen Rechnungen

Die Ergebnisse der kinetisch-hydrodynamischen Rechnungen werden in Tab. 9 aufgeführt. Man erkennt, daß im Fall A trotz der sehr steilen Reaktivitätsrampe (3794  $\$/s$ ) die Energiefreisetzung nicht größer als 227 MWs ist. Trotzdem ist der Druck mit 10366 bar noch groß. Das heißt, daß die Stoßwellen die Core-Catcher Struktur u. U. beschädigen können. Im selben Fall betrug der mit Diffusionstheorie gewonnene Energieaufbau 716 MWs.

Bei Verwendung der Transporttheorie im Fall B ist die freigesetzte Energie mit 51 MWs ziemlich klein. Man erkennt aus der Tab. 9 daß der Druck am Ende der Exkursion mit 9 bar erheblich kleiner ist als die mit Diffusionsmethoden gewonnenen 397 bar.

Der Fall C ist dem Fall B ähnlich. Die Brennstoffdichte ist 10 % kleiner als die der vorhergehenden Fälle  $8,7 \text{ g/cm}^3$ . Die Anfangstemperatur des Brennstoffs ist in diesem Fall mit  $3100 \text{ }^\circ\text{K}$  etwas größer als die Schmelztemperatur ( $3040 \text{ K}$ ). Die gesamte freigesetzte Energie beträgt bei der Transportmethode 269 MWs gegenüber 422 MWs bei der Diffusionsmethode. Die Temperaturen am Ende der Exkursion sind bei beiden Theorien ziemlich ähnlich. Der Druck am Exkursionsende ist bei Verwendung der Transporttheorie deutlich kleiner, 3910 bar. Die Annahme, daß die Brennstoffmassen am Beginn der Exkursion vereinigt sind, wurde überprüft. Beide Massen wurden in einer Entfernung festgehalten, die sie beim Eintritt der verzögerten Kritikalität eingenommen haben und die Disassemblyrechnung wurde für dieses Modell mit denselben Reaktivitätsrampen gestartet wie für die vereinigten Massen. Die Ergebnisse unterscheiden sich nur um wenige Prozente.

### Schlußfolgerungen

Aus den gewonnenen Ergebnissen können die folgenden Schlußfolgerungen gezogen werden:

- Wenn man für die Berechnung der Reaktivitätsrampen Transporttheorie benützt und damit die kinetisch-hydrodynamischen Rechnungen durchführt, sind die gewonnenen Energiefreisetzung, Temperaturen und Drücke geringer als bei auf Diffusionstheorie basierenden Resultaten.
- Die kritischen Brennstoffmassen, die mit Transportmethoden gewonnen wurden, sind im Vergleich zu den mit Diffusionstheorie berechneten geringer. Das bedeutet, daß die Möglichkeit der Bildung von kritischen Anordnungen im Core-Catcher vermehrt wird.

### Literatur:

- /1/ R.Fröhlich, G.Kußmaul, P.Schmuck, "Analyse hypothetischer nuklearer Exkursionen im tankexternen Kern-Rückhaltesystem", Tagungsberichte der Reaktortagung des Deutschen Atomforums/KTG in Düsseldorf, April 1976
- /2/ W.Höbel, H.Bachmann, "Two dimensional Multigroup Diffusion Programme DIXY" (nicht veröffentlicht)
- /3/ C.Günther, W.Kinnebrock, "SNOW - Ein zweidimensionales  $S_N$ -Programm zur Lösung der Neutronentransportgleichung in Platten- und Zylindergeometrie" KFK 1826, Juli 1973

- /4/ E. Kiefhaber et al.  
"The KFKINR-Set of Group Constants; Nuclear Data Basis and First Results of its Application to the Recalculation of Fast Zero-Power Reactors"  
KFK 1572, März 1972
- /5/ P. Schmuck, G. Arnecke, R. Fröhlich, G. Jacobs  
"Untersuchungen und Programmentwicklungen zu Disassembly-Vorgängen in natriumgekühlten schnellen Reaktoren"  
KFK 1272/4, März 1973
- /6/ W.T. Sha, T.H. Hughes  
"VENUS - A Two-Dimensional Coupled Neutronics-Hydrodynamics Computer Program for Fast Reactor Power Excursions"  
ANL-7701, 1970

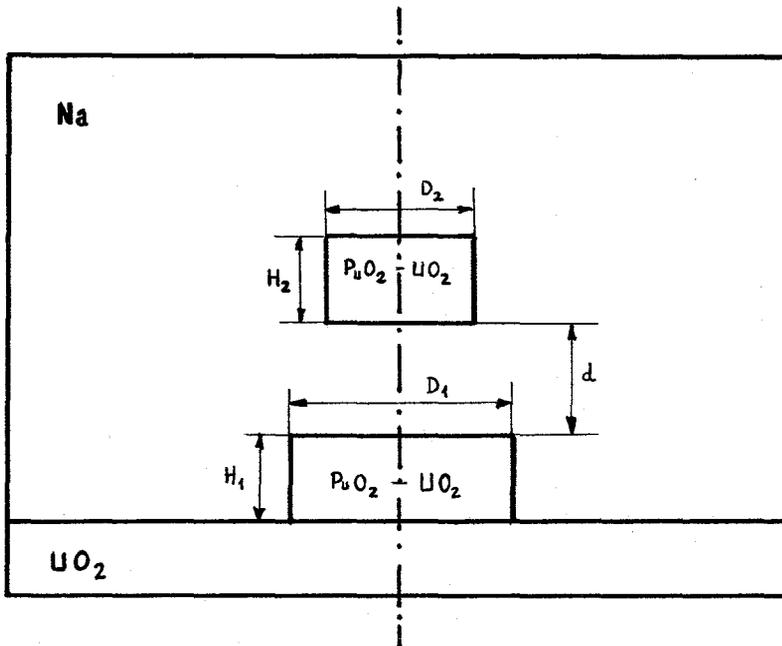


Abb. 15 Zwei-Partner-Modell

Fall	Brennstoffdichte [g / cm <sup>3</sup> ]	Theorie	Modellbeschreibung
A	9.7	D	$D_1 = 44$ cm $H_1 = 19$ cm $M_1 = 280$ kg $D_2 = 44$ cm $H_2 = 25$ cm $M_2 = 369$ kg
		T	$D_1 = 37,70$ cm $H_1 = 16,28$ cm $M_1 = 176$ kg $D_2 = 37,70$ cm $H_2 = 21,43$ cm $M_2 = 232$ kg
B	9.7	D	$D_1 = H_1 = 44$ cm $M_1 = 525$ kg $D_2 = H_2 = 22$ cm $M_2 = 81$ kg
		T	$D_1 = H_1 = 36,14$ cm $M_1 = 359$ kg $D_2 = H_2 = 19,40$ cm $M_2 = 55$ kg
C	8.7	D	$D_1 = H_1 = 45$ cm $M_1 = 623$ kg $D_2 = H_2 = 24$ cm $M_2 = 94$ kg
		T	$D_1 = H_1 = 39,72$ cm $M_1 = 428$ kg $D_2 = H_2 = 21,18$ cm $M_2 = 65$ kg

D = Diffusionstheorie

T = Transporttheorie

Tab. 8 Modellbeschreibung

	Fall B		Fall A		Fall C	
	T	D	T	D	T	D
Rampensteilheit bei prompter Kritikalität ( $\$/s$ )	348	323	3794	5851	392	324
Anfangsleistung (MW)	1	1	1	1	1	1
Anfangstemperatur (K)	3000	3000	3000	3000	3100	3100
Dauer (ms)	8.47	9.46	1.30	0.95	6.95	8.08
Freigesetzte Energie *	51	84	227	716	269	422
Energie des geschmolzenen Brennstoffs * (MJ)	42	66	206	609	409	604
Masse des geschmolzenen Brennstoffs * (kg)	149	237	400	649	493	717
Mittl. Temperatur des geschmolzenen Brennst. * (K)	3040	3040	3581	4547	4298	4325
Max. Temperatur des geschmolzenen Brennst. * (K)	3040	3040	4700	7142	5534	5747
Max. Leistung ( $10^6$ MW)	1.76	0.312	2.76	11.7	1.34	2.14
Max. Druck * (bar)	9	397	10366	32965	3910	6155
Max. Radialgeschwindigkeit * (m/s)	7	9	119	331	64	72
Max. Axialgeschwindigkeit * (m/s)	8	10	114	292	69	84

\* am Ende der Exkursion

T Transporttheorie

D Diffusionstheorie

Tab.9 : KADIS-Ergebnisse

1.23.94 Kühlung von Coreschmelzen\*

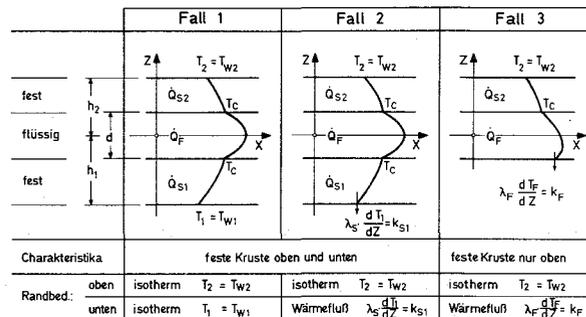
(W. Hame, IRB)

Im Zusammenhang mit Fragen zur Reaktorsicherheit sind von besonderer Bedeutung Untersuchungen der thermo- und fluid-dynamischen Vorgänge in Schmelzen, die durch feste Krusten begrenzt sind. Hierbei interessiert es, wie die durch innere Wärmequellen freigesetzte Energie über die Krustenränder abgeführt werden kann und unter welchen Bedingungen thermische Konvektion in der flüssigen Phase einsetzt.

In Ergänzung zu /1/ wurde das Problem analytisch untersucht und eine Lösungsmethode im Sinne eines Galerkin-Verfahrens angewandt. Es wurden im einzelnen drei Fälle betrachtet, deren Charakteristika in Abb. 16 dargestellt sind:

Abb. 16

Geometrische Zuordnung



$\dot{Q}_{S1}$ ,  $\dot{Q}_{S2}$  und  $\dot{Q}_F$  sind die Wärmequellendichten in den einzelnen Schichten,  $T_{W1}$  und  $T_{W2}$  die vorgegebenen Randtemperaturen und  $k_{S1}$  bzw.  $k_F$  die vorgegebenen Wärmeflüsse.

Es gelten die bekannten Differentialgleichungen (1) und (2) ähnlich wie für das BÉNARD-Problem / 2 /

$$(D^2 - k^2) \hat{w} = k^2 \hat{v}, \quad (1)$$

$$(D^2 - k^2) \hat{v} = (Ra + 2R \cdot z) \hat{w}, \quad (2)$$

$$D = \frac{d}{dz}. \quad (3)$$

\*

Hierin sind  $\hat{\theta}$  die Amplitudenfunktionen der Störtemperatur und  $\hat{w}$  die Amplitude der Vertikalkomponente der Störgeschwindigkeit,  $k$  ist die Wellenzahl, die die Größe der Konvektionszellen bestimmt.

Die "äußere" Rayleighzahl  $Ra$  berücksichtigt unterschiedliche Randtemperaturen. Der Einfluß der inneren Wärmequellen wird durch die "innere" Rayleighzahl  $R$  gekennzeichnet. Abweichend vom klassischen BÉNARD-Problem / 2 / tritt im Zusammenhang mit den inneren Wärmequellen ein nicht konstanter Koeffizient auf. Als weitere Besonderheit ergeben sich aus den Kopplungsbedingungen für die Störtemperaturen Randbedingungen dritter Art:

$$\lambda D\hat{\theta} - \mu_{s1}\hat{\theta} = 0; \quad z = -1, \quad (4)$$

$$\lambda D\hat{\theta} - \mu_{s2}\hat{\theta} = 0; \quad z = +1. \quad (5)$$

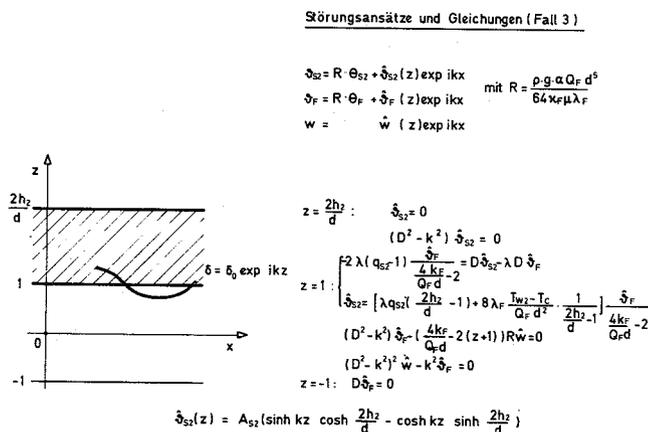
Die Randbedingungen für die Amplitude der Störgeschwindigkeit sind dagegen in bekannter Weise gegeben durch

$$\hat{w} = D\hat{w} = 0; \quad z = -1, \quad (6)$$

$$\hat{w} = D\hat{w} = 0; \quad z = +1, \quad (7)$$

Wie aus Abb. 17 ersichtlich ist, hängen die Randparameter  $\mu_{s1}$  und  $\mu_{s2}$  im allgemeinen von der Wellenzahl  $k$  ab, d.h. sie gehen direkt in die Eigenwertbeziehungen ein. Man kann nun diese Parameter als Konstanten auffassen und damit das Eigenwertproblem in einfacher Weise lösen. In einem zweiten Schritt wird sodann der funktionelle Zusammenhang zwischen den Randparametern und der Wellenzahl  $k$  für die Rücktransformation benutzt.

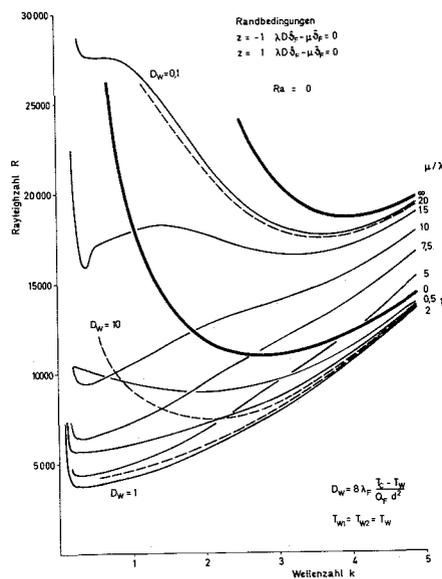
Abb. 17



In Abb. 18 sind die Ergebnisse für symmetrische Beispiele des Falles 1 grafisch dargestellt. Aufgetragen sind für äußere Rayleighzahl  $Ra = 0$  die Kurven: kritische innere Rayleighzahl  $R$  über der Wellenzahl  $k$ ,  $\mu_{s1} = \mu_{s2} = \mu$  als Scharparameter für das Eigenwertproblem (durchgezogene Kurven) und mit der normierten Randtemperatur  $D_w$  als Scharparameter für das physikalische Problem (gestrichelte Kurven).

Damit sind die linearen Betrachtungen abgeschlossen; weitere Untersuchungen in Bezug auf Nu-Zahlen und Gestalt der Phasengrenze werden durchgeführt.

Abb. 18



/1/ KFK - 1275/4 , S. 123-49

/2/ Chandrasekhar, Hydrodynamic and Hydromagnetic Stability, Oxford 1961



1.24	<u>INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG</u>
1.24.1	<u>Nachweis von Durchflußströmungen am Brennelement</u>
1.24.11	<u>Entwicklung von Dauermagnet-Durchflußmessern<sup>F</sup></u> (St. Müller, G. Thun, IRB)

Neben den laufenden Untersuchungen zur Temperaturstabilität von Dauermagneten und den Vorbereitungen des Bestrahlungseinsatzes sind in den Na-Kreisläufen des IRB folgende weitere Eigenschaften des magnetischen Durchflußmessers untersucht worden:

- a ) Beobachtungen von Geschwindigkeitsfluktuationen in Natrium mit und ohne Gasblasen an zwei Dauermagnetsonden,
- b ) von einer Dauermagnetsonde in Natrium mit und ohne Gasblasen erfaßte Frequenzbereiche.

Abb. 1 zeigt die Anordnung der Sonden im Hüllrohr und das Meßprinzip: Die von der Sonde 1 erfaßte Geschwindigkeitsänderung wird nach der Transportzeit  $\tau$  an der Sonde 2 gemessen. Die so aus der Transportzeit ermittelte Geschwindigkeit der Fluktuation zeigte eine gute Übereinstimmung mit den Meßwerten der Betriebsinstrumentierung.

Abb. 2 zeigt die Kreuzkorrelation der Geschwindigkeitsfluktuationen an den beiden integrierten Sonden im Natrium mit und ohne Gasblasen. Deutlich ist die Geschwindigkeits- und Kohärenzzunahme sichtbar, die sich bei gleichbleibendem Volumenanteil des Natriums pro Zeiteinheit durch das zusätzliche Gasvolumen der Blasen einstellt.

Abb. 3 zeigt das Leistungsdichtespektrum an einem Durchflußmesser mit und ohne Gasblasen. Bei der Zweiphasenströmung hängt **der** Frequenzbereich zusätzlich davon ab, in welchem Abstand vor der Sonde die Gasangabe erfolgt (Vereinigung vieler Einzelblasen zu größeren Blasen im weiteren Verlauf der Strömung).

Die Versuche werden weitergeführt und weitere Ergebnisse mit gleichzeitig durchgeführten Messungen der Temperaturfluktuation verglichen.

---

Der entsprechende Beitrag in KFK 1275/4, S. 124-1, stammt von denselben Autoren.

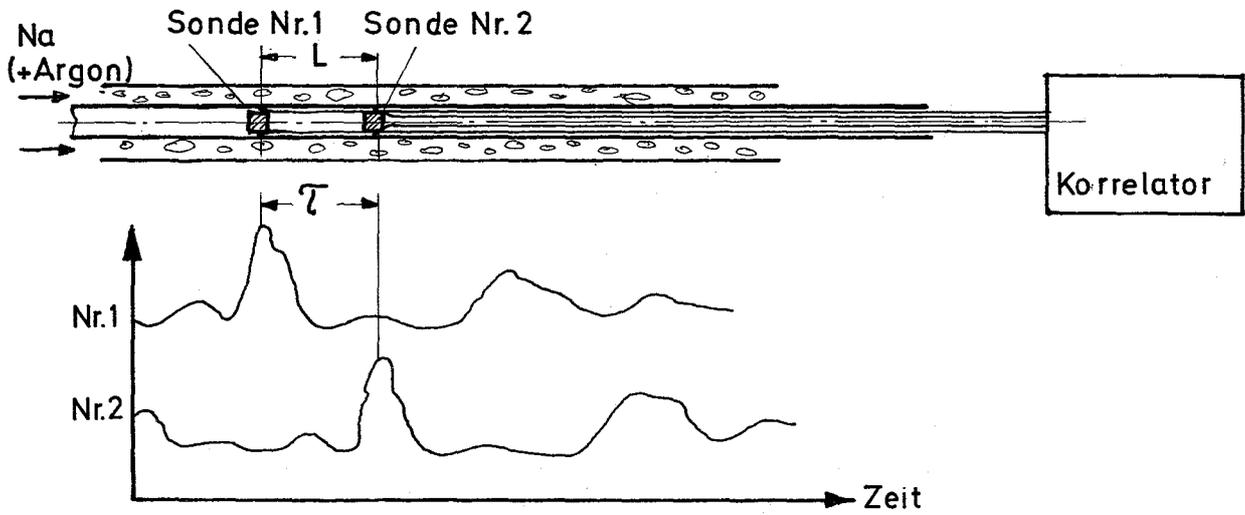


Abb.1 Anordnung der Magnet-Sonden und Meßprinzip

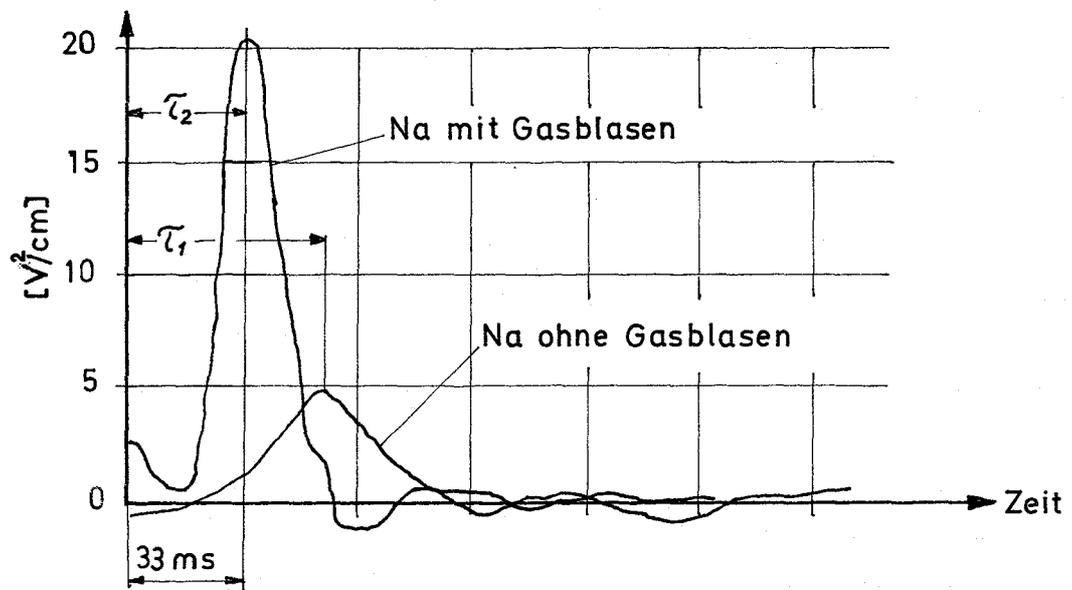


Abb.2 Kreuzkorrelation der Geschwindigkeitsfluktuationen

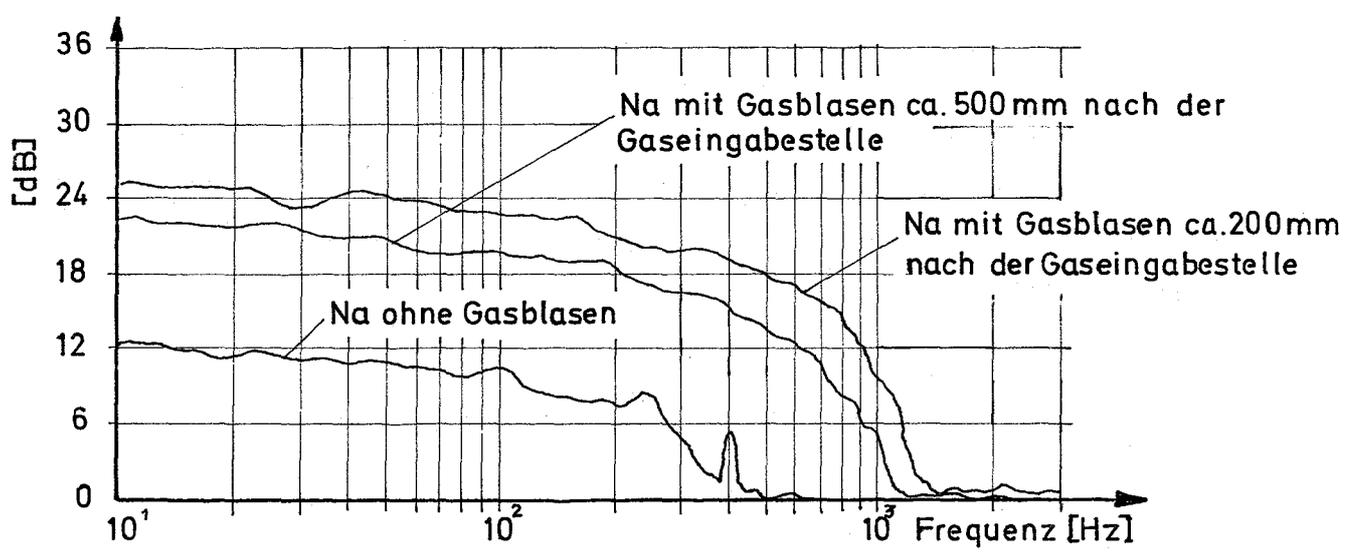


Abb.3 Einfluß der Gasblasen auf das Leistungsdichtespektrum des Durchflußmessersignals

1242

Hüllenüberwachung an Brennelementen\*

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

Einsatz freier Brennstofftestflächen in der KNK II

In der KNK II sollen verschiedene Verfahren zum Nachweis defekter Brennstäbe erprobt werden. Bei der Bestimmung der quantitativen Abhängigkeit der Signale dieser Systeme von der Art und Größe eines Brennstabdefektes treten besonders folgende Probleme auf:

- Zwischen Freisetzung und Erzeugung der Spaltprodukte: Hier besteht insbesondere für die Freisetzung der Vorläufer der verzögerten Neutronen Diskrepanz zwischen berechneten und gemessenen Signalen.
- Spaltstoffaustrag: Bei dem Bestrahlungsexperiment DFR-435 kam es zu erheblichen Spaltstoff-Ausschwemmungen / 1 /. Dieser Befund ändert die bisherigen Vorstellungen vom möglichen Signalverlauf beim Brennelementschadensnachweis im Falle eines größeren Stabdefektes.
- Übergangsverhalten von Spaltedelgasen vom Natrium ins Schutzgas: Die gemessenen Übergangskoeffizienten der Spaltedelgase von Natrium ins Schutzgas liegen zwischen  $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$  und  $3,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$  / 2, 3, 4 /. Genauere Abhängigkeiten vom Anlagentyp und von den Betriebsparametern sind jedoch noch nicht bekannt.

Es ist deshalb vorgesehen, Brennstäbe mit vorher angebrachten Hüllschäden bestimmter Art und Größe in die KNK II einzusetzen. Die Versuche haben zum Ziel:

- Bestimmung von Spaltproduktfreisetzungsraten verschiedener Defektypen und Defektgrößen
- Verbesserung der Meßmethoden für Spaltprodukte und Brennstoff im Natrium und im Schutzgas, Verbesserung der Empfindlichkeit und des S/N-Verhältnisses

\* BzFE-Nr. 642.9  
 Letzter Bericht in KFK 1275/3, S.124-4  
 Vgl. Vorhaben Nr. 1.12.225 (Beitrag im vorliegenden Vierteljahresbericht)

- Kalibrierung, d.h. Bestimmung der Beziehung zwischen Defektgröße bzw. Art und gemessenem Signal
- Korrelation der Signale verschiedener Monitoren
- Studium der Veränderung des Defektes durch Schwellen eines defekten Stabes
- Messung der Übergangskoeffizienten der Spaltedelgase vom Natrium in das Schutzgas
- Anwendung auf den SNR 300.

Die einzusetzenden Brennstäbe richten sich weitgehend nach der Spezifikation der Brennstäbe für die Treiberzone in der KNK II.

Der Spaltstoff ist angereichertes, stöchiometrisches  $UO_2$  in Form von gesinterten Tabletten. Die U-235 Anreicherung beträgt 37 Gew.-%, der Tablettendurchmesser wie auch die Pellethöhe 7,00 mm und die Dichte  $9,82 \text{ g/cm}^3$ .

Jede Säule ist an den Enden von zwei Tabletten aus Oxid natürlichen oder abgereicherten Urans begrenzt, die zur thermischen Isolation dienen. Die Säule hat eine Gesamtlänge von 98 mm.

Die Brennstäbe haben einen Hüllrohr-Außendurchmesser von 8,2 mm und eine Gesamtlänge von 380 mm. Um das Spaltstoffinventar möglichst gering zu halten, ist bei zwei Brennstäben vorgesehen, die 11 oberen Tabletten durch Stahl-Attrappen zu ersetzen.

Die einzusetzenden Stäbe werden im Bereich der Spaltstoffsäule zur Erreichung einer freien Brennstofffläche mit einer Bohrung von 1,1 mm Durchmesser oder mit Schlitzten in dem Hüllrohr versehen. Die Schlitzte haben eine Länge von 5 mm, eine Breite von 1 mm und in axialer Richtung des Stabes einen gegenseitigen Abstand von 5 mm. Bis zu 8 Schlitzten können eine Reihe auf dem Hüllrohr bilden, wobei zwei Reihen jeweils um  $180^\circ$  voneinander versetzt angeordnet werden können. Man erhält

damit eine freie Brennstofffläche von maximal  $80 \text{ mm}^2$ .

Die Brennstäbe werden in einem speziellen Experimentierstopfen in der KNK II-Brennelementposition 511 eingesetzt. In dieser Position beträgt der integrale Neutronenfluß in Höhe der Core-Mitte bei voller Reaktorleistung  $6.10^{14} \text{ n/cm}^2$ . Damit ergibt sich eine max. spezifische Leistung von  $215 \text{ W/cm}$ .

Zunächst sind sechs Einzelversuche in der in Tab. 1 angegebenen Reihenfolge geplant:

Tabelle 1: Vorgesehenes Versuchsprogramm

Versuchs-Nr.	Schadensfläche /mm <sup>2</sup> /	Schadensart	Anzahl d. hoch- anger. Tabletten
1	1	Brennstoffschaden	1
2	10	"	1
3	10	"	12
4	80	"	12
5	1	Plenumschaden unterhalb der Brennstoffsäule	12
6	1	Plenumschaden oberhalb der Brennstoffsäule	12

Durch den Beginn mit kleiner Schadensfläche und geringem Spaltstoffinventar mit anschließendem Übergang zu größeren Schäden und größerem Spaltstoffinventar soll das Betriebsrisiko klein gehalten werden.

Für den Versuch Nr. 3 ist eine Versuchsdauer von 3 Monaten vorgesehen, für alle übrigen Versuche eine Dauer von je 4 Wochen, für die Gesamtheit der Versuche etwa 1 Jahr. Sie sollen am Anfang des KNK II-Leistungsbetriebes beginnen. Sie stehen in Beziehung zu den in SILOE laufenden Defektstabversuchen (Vgl. Beitrag 1.12.225 dieses Berichtes)

Literatur:

/ 1 / D. Geithoff:

Brennstoff-Ausschwemmungen aus defekten  $UO_2/PuO_2$ -  
Mischoxid-Brennstäben  
DATF-Reaktortagung 1975, S. 455 ff.

/ 2 / G.S. Brunson:

Monitoring Fission Gas in EBR-II by High-Resolution  
Gamma Spectrometry  
Nuclear Technology, Vol 25, March 1975, p. 553 ff.

/ 3 / V.M. Gryazev et al.:

Austritt radioaktiver Edelgase aus dem Kühlmittel in  
die Gasräume des Primärkreislaufs des Reaktors BOR-60  
Atomnaya Energiya 33 (1972) No. 6, p. 965-968

Veröffentlichungen:

( 1 ) S. Jacobi, K. Letz, G. Schmitz:

Messungen in der KNK I zur Brennstabhüllenüberwachung  
an natriumgekühlten Kernreaktore-  
Düsseldorf, Reaktortagung 1976, DATF, S. 601-604

(P. Hoppé, F. Mitzel , INR)

Die Nachweismöglichkeit sich langsam entwickelnder oder stationärer Kühlmittelblockaden ist wichtig für die Sicherheit von natriumgekühlten Reaktoren. Da Kühlmitteldurchsatzänderungen  $\Delta m$  auch Kühlmitteltemperaturänderungen  $\Delta \delta_a$  am Brennelementaustritt bewirken, können Kühlungsstörungen auch mit Thermoelementen nachgewiesen werden. Daher stehen für den Nachweis von Kühlmittelblockaden zwei diversitäre Methoden zur Verfügung, nämlich durch Messung von  $\Delta \delta_a$  bzw.  $\Delta m$  mit Hilfe von Thermoelementen bzw. In-Core-Durchflußmessern.

Der Nachweis erfordert eine hohe Meßgenauigkeit beider Größen, doch für den Nachweis sich langsam entwickelnder Blockaden werden keine besonders hohen Anforderungen an die Meßzeit gestellt.

Im Rahmen der Rauschmessungen wurden Signale beider Sensoren analysiert. Aus diesen Messungen ergab sich die Möglichkeit, beide Meßwertaufnehmer auch hinsichtlich der oben genannten Anwendungsmöglichkeit miteinander zu vergleichen /1/.

Die Abb. 4 zeigt ein für beide Meßwertaufnehmer gültiges Blockschaltbild. Die Meßgröße  $m(t)$  kann man sich zusammengesetzt denken aus einem quasistationären Mittelwert  $\bar{m}$  sowie aus Fluktuationen  $m_x(t)$ , welche einen unerwünschten Untergrund darstellen. Dieser wird erzeugt durch Turbulenzen der Strömung, durch stochastische Fluktuationen der Pumpenförderung, durch Regelungsvorgänge sowie durch lokale Temperaturgradienten.

Entsprechend setzt sich das elektrische Meßsignal  $s(t)$  zusammen aus dem quasistationären Mittelwert  $\bar{s}$  und den Schwankungen  $s_x(t)$ , welche außer durch  $m_x$  noch durch das Eigenrauschen  $r$  des Meßwertaufnehmers erzeugt wer-

\* BzFE-Nr. 624.6 .

den. Aus der Varianz  $\sigma_x^2$  des Meßsignals  $s(t)$  läßt sich die Standardabweichung  $\epsilon$  der gewünschten Meßgröße  $\bar{s}$  berechnen, nach der Beziehung  $\epsilon = \frac{\sigma_x}{\sqrt{2BT}}$ , wobei B die effektive Bandbreite des Meßkanals und T die Meßzeit ist. Diese Standardabweichung stellt die obere Grenze für die überhaupt erzielbare Meßgenauigkeit dar.

Bei dem untersuchten Durchflußmesser handelt es sich um einen von der Firma Interatom entwickelten Wirbelstromdurchflußmesser /2/. Dieser wurde für die Versuche in einem Brennelement über der Brennstoffregion im Core installiert. Die Kühlmitteltemperatur am Brennelementaustritt wurde mit Chromel-Alumel-Thermoelementen (1,5 mm  $\phi$ ) gemessen. Sie waren als Betriebsinstrumentierung vorgesehen und befanden sich unmittelbar über den einzelnen Brennelementen.

Für beide Meßwertaufnehmer wurde die Standardabweichung  $\epsilon$  nach der oben angegebenen Beziehung berechnet. Hierfür wurden  $\sigma_x$  und B aus den spektralen Leistungsdichten der Rauschsignale beider Meßwertaufnehmer bestimmt. Unter Anwendung des Fehlerfortpflanzungsgesetzes wurde daraus der relative Fehler berechnet, mit dem eine kleine Änderung dieses Mittelwertes gemessen werden kann. Mit diesem statistischen Fehler ist dann auch die Messung einer Durchsatzänderung mit Hilfe eines Durchflußmessers oder indirekt mit Hilfe eines Thermoelements behaftet. In Abb. 5 ist dieser Fehler in Abhängigkeit von der Durchsatzänderung mit der Meßzeit T als Parameter für beide Sensoren dargestellt. Als Bezugswerte wurden die Daten für den SNR 300 verwendet. Der Vergleich zeigt, daß hinsichtlich der statistischen Schwankungen, welche sowohl durch die Meßwertaufnehmer selbst als auch durch die Anlage bedingt sind, beide Meßmethoden etwa gleichermaßen zum Nachweis quasistationärer Kühlmitteldurchsatzänderungen geeignet sind.

Nur unter Berücksichtigung der verschiedenen Störungsursachen /2/ kann entschieden werden, ob diese Meßgenauigkeit den derzeitigen Anforderungen entspricht. Die in Abb. 5 angegebenen Fehlergrenzen sollen als Grundlage für entsprechende Untersuchungen dienen. Für eine endgültige Entscheidung müßten auch noch andere Fehlerquellen (wie z.B. Drifteffekte) sowie andere Eigenschaften (z.B. Lebensdauer) zusätzlich berücksichtigt werden.

Aus den Rauschmessungen ergaben sich auch die Grenzfrequenzen und damit die Ansprechzeiten für beide Meßwertaufnehmer. Sie betragen 0,08 bzw. 0,5 s für den Durchflußmesser bzw. für die Thermoelemente. Dementsprechend können schnelle Durchflußänderungen besser mit dem Wirbelstromdurchflußmesser als mit den zur Zeit handelsüblichen Thermoelementen nachgewiesen werden.

---

#### Literatur

/1/ F. Mitzel, P. Hoppé

Untersuchungen zum Ansprechvermögen von Brennelementdurchflußmessern und Thermoelementen für den Nachweis von lokalen Kühlungsstörungen in natriumgekühlten Reaktoren  
Tagungsbericht, Reaktortagung Düsseldorf 1976

/2/ P. Barbonus, J. Barzantny, H. Weiss/ Interatom  
Unveröffentlichter Bericht

/3/ K. Gast

Die Ausbreitung örtlicher Störungen im Kern schneller natriumgekühlter Reaktoren und ihre Bedeutung für die Reaktorsicherheit  
KFK 1380 (Mai 1971)

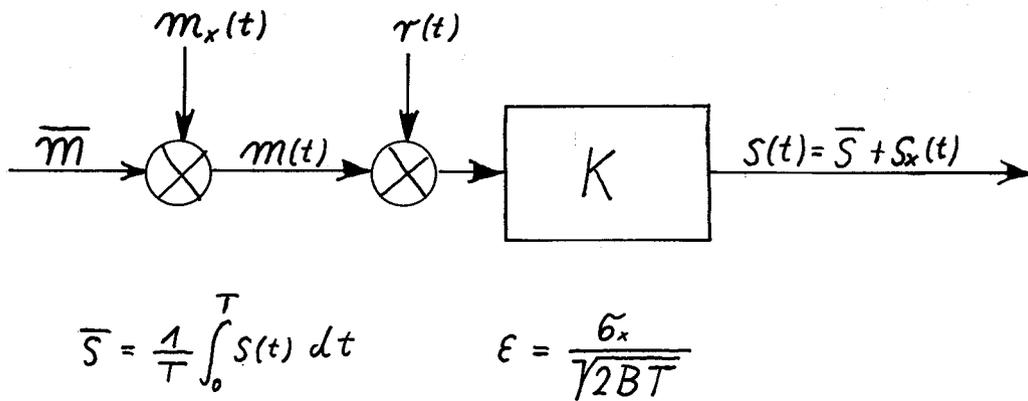


Abb. 4 Blockschaltbild für die Meßwertaufnehmer

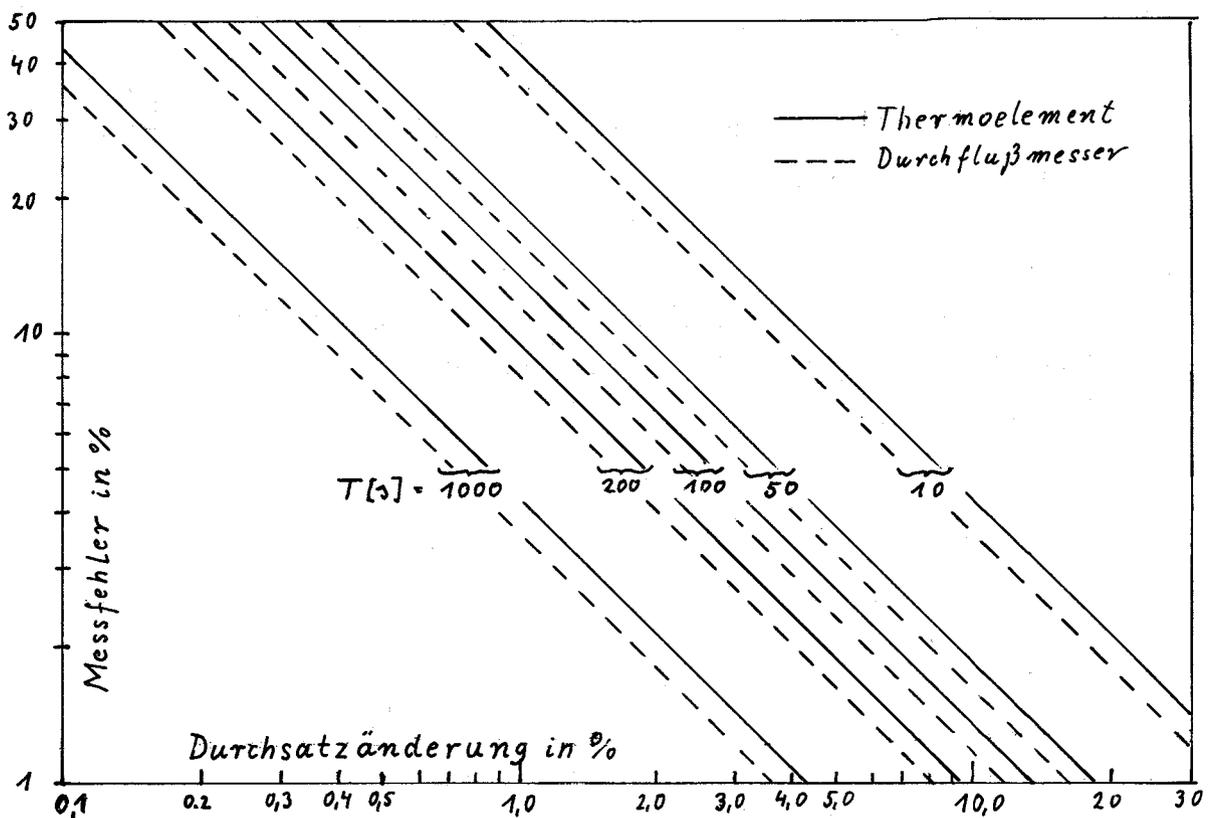


Abb. 5 Meßfehler für die Durchsatzänderung in Abhängigkeit von deren Größe und der Meßzeit T

125 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT1252 Versuche zum NatriumbrandFreisetzung von Spaltprodukten aus kontaminierten Natriumlachen \*

(S. Jordan, LAF I)

Problemstellung

Bei Handhabungsfehlern und Leckagen im primären Kühlkreislauf eines natriumgekühlten Schnellen Brutreaktors kann mit Spaltprodukten kontaminiertes Natrium auslaufen und erhebliche Mengen luftgetragener radioaktiver Aerosole bilden.

Weiterhin kann im Verlauf eines postulierten Durchschmelz-Unfalls, in dem geschmolzener Brennstoff und flüssiges Natrium sich im Core-Catcher außerhalb des Reaktortanks befinden und abkühlen, eine radioaktive Atmosphäre durch Aerosolfreisetzung erzeugt werden. Aus dem Brennstoff in das Natrium freigesetzte Spaltprodukte können aus dem Natrium in das Containment verdampfen.

Es ist daher von großem Interesse, das Rückhaltevermögen des Kühlmittels Natrium für die verschiedenen bedeutenden Spaltprodukte zu untersuchen und deren Freisetzungsraten bei den verschiedenen Bedingungen hinsichtlich Konzentration, Temperatur, Umgebungsatmosphäre zu untersuchen.

Im Rahmen des PSB-Vorhabens 1252 wird die Freisetzung der für die Umgebungsbelastung wichtigen Spaltprodukte Caesium, Jod, Strontium und Mangan aus Natriumlachen untersucht.

In ersten Versuchen wurde die Freisetzung von Caesium untersucht.

Versuchsordnung:

Thermodynamische Überlegungen haben gezeigt, daß das Spaltprodukt Cs sich überwiegend als Metall in flüssigem Natrium befindet [ 1 ].

Metallisches Natrium und metallisches Caesium wurden unter inerten Bedingungen in die Brandpfanne des in vorherigen Berichten bereits beschriebenen Versuchsstandes NABRAUS [ 2 ] gebracht und unter Stickstoffatmosphäre geschmolzen und mechanisch vermischt. Bei den meisten Versuchen wurden 2-3 kg Natrium ca. 100 ppm Cs-Metall beigemischt.

\* BzFE-Nr. 513.5. Letzter Beitrag in KFK 1275/2, S. 125-1

Nach Erstarren der Schmelze wurde über der Brandpfanne die gewünschte Atmosphäre (1-21% O<sub>2</sub>) eingestellt und die Schmelze abermals erhitzt. Bei allen Versuchen kam es ab 300°C zu einer starken Aerosolbildung. Bei Versuchen mit starker exothermer Reaktion (Luft) wurde die Temperatur durch die Natriumoxidation bestimmt und die Versuchsdauer durch die Branddauer. Bei Versuchen in niedriger O<sub>2</sub>-Atmosphäre wurde die Temperatur über den Versuch (ca. 1 Std.) hinweg konstant gehalten.

Während der Versuche wurden an verschiedenen Stellen des 4 m<sup>3</sup> großen Versuchskessels Aerosolproben durch Auswaschen in Wasser in zeitlicher Folge entnommen. Die Aerosolmassenkonzentration wurde durch Titration bestimmt. Der Caesiumgehalt der Proben wurde durch Neutronenaktivierungsanalyse ermittelt. Bei einigen Versuchen wurde die Aerosolgrößenverteilung während der Versuche mit Hilfe eines Scintillationsteilchenszähler gemessen.

#### Versuchsergebnisse

Die Aerosolmassenkonzentration im Versuchskessel entsprach dem bereits früher berichteten zeitlichen Verlauf: schneller Anstieg der Konzentration auf Werte um einige Gramm Na<sub>2</sub>O<sub>2</sub> pro m<sup>3</sup> und dann langsamer Abfall auf Konzentrationen um 1 Gramm. Der Caesiumgehalt der Proben zeigte einen ähnlichen Verlauf, wobei das Maximum der Caesiumkonzentration im Aerosol vor der maximalen luftgetragenen Natriumkonzentration erreicht war. Grundsätzlich enthielt das Aerosol ein Vielfaches der Ausgangskonzentration an Caesium.

Eine Auswahl der Versuchsergebnisse wurde in der Tab.1 zusammengestellt

O <sub>2</sub> %	Max. Aerosol- konzentration m/m <sup>3</sup>	Max. Cs- Gehalt ppm	Cs-Gehalt der Na-Lache ppm	Cs-Gehalt der Lache nach Versuch ppm
1	3940	1300	100	14
11	7600	480	100	
21	21400	200	100	37
22	11700	300	100	
21	11000	310	200	50

Die Meßergebnisse zeigen, daß

- Maximaler Caesiumgehalt der Aerosole bei niedrigen  $O_2$ -Konzentrationen erreicht wird. Das Aerosol kann mehr als das Zehnfache der Ausgangskonzentration enthalten;
- Bei kontaminierten Natriumbränden in Luft das Aerosol das 2-3-fache der Lachenkonzentration an Caesium enthalten kann;
- Bei sämtlichen Versuchen die luftgetragene Caesiumkonzentration über längere Zeit über einer Lachenkonzentration von 100 ppm zwischen 3,5 und 4,5 mg Caesium/m<sup>3</sup> lag.

Aus den Versuchen kann geschlossen werden, daß Caesium unabhängig vom Natrium entsprechend seinem Dampfdruck verdampft und sich aufgrund seines gegenüber Natrium höheren Dampfdruckes im Aerosol anreichert. Es kann daher das gesamte Caesium aus der Lache herausdampfen und den Caesiumgehalt in der Lache mit der Zeit wesentlich herabsetzen (vgl. letzte Spalte der Tabelle).

Versuche bei unterschiedlichen Caesiumkonzentrationen in der Natriumlache sollen noch durchgeführt werden und das Bild abrunden.

---

[1] GEAP-14055 UC 79 P, July 1975

[2] L. Böhm, S. Jordan  
KFK 2202

1,255 Umweltbelastung durch eine Schnellbrüterwirtschaft<sup>F</sup>1. Freisetzungsraten im Brennstoffzyklus von LWR- und SBR-Anlagen

(R. Papp, IAS)

In / 1 / wurde u.a. die Freisetzung von Radionukliden im Brennstoffzyklus von Leichtwasserreaktoren (LWR) der Freisetzung im Falle von Brütern (SBR) gegenübergestellt.

Im Rahmen einer vergleichenden Untersuchung der Umweltbelastung durch eine LWR- bzw. SBR-Wirtschaft wurde nunmehr darüber hinaus

- eine Unterscheidung zwischen Freisetzungen an die Atmosphäre bzw. ins Abwasser getroffen;
- die Freisetzung von Actiniden untersucht.

Für Actiniden konnten aus der Literatur die in Tab. 2 angegebenen Freisetzungsraten (= freigesetzte Aktivität/Aktivitätsdurchsatz in der Anlage) gewonnen werden:

Tabelle 2: Freisetzungsraten für Actiniden

Element	Wiederaufarbeitung		Brennstofffabrikation	
	Luft	Wasser	Luft	Wasser
Uran	$10^{-9}$	-	$10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-5}$
Plutonium	$10^{-9}$	-	$10^{-12}$	$5 \cdot 10^{-11}$
Americium, Curium	$10^{-9}$	-	$10^{-12}$	$5 \cdot 10^{-11}$

<sup>F</sup> Erster Bericht

/ 1 / R. Schröder et al., Überlegungen zur Einführung Schneller Brutreaktoren im DeBeNeLux-Bereich. KFK-Ext. 25/75-1, S. 100 ff.

Damit ergeben sich die in Tab. 3 angeführten Abgaben an Luft und Abwasser für die Anlagen des Brennstoffzyklus von LWR, Pu-rezyklierendem LWR und Schnellem Brüter.

Tab. 3: Actinidenfreisetzungen in  $\mu\text{Ci}$  pro GWe.a:

<u>Atmosphäre</u>	Wiederaufarbeitung			Brennstofffabrikation		
	<u>LWR</u>	<u>LWR<sub>rez</sub></u>	<u>SBR</u>	<u>LWR</u>	<u>LWR<sub>rez</sub></u>	<u>SBR</u>
Uran	-	-	-	32	27	8
Pu( $\alpha$ )	77	170	390	0,08	0,17	0,4
Pu-241 ( $\beta$ )	2700	5700	9700	2,7	5,7	10
Am-(241+243)	4,4	15	41	$4 \cdot 10^{-5}$	$9 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$
Cm-(242+244)	220	2300	310	-	-	-
$\Sigma\alpha$ -Aktivität:	300	2500	740	32	27	8,5

<u>Abwasser</u>	Brennstofffabrikation		
	<u>LWR</u>	<u>LWR<sub>rez</sub></u>	<u>SBR</u>
Uran	1540	1370	450
Pu ( $\alpha$ )	4	9	19
Pu-241	135	285	475
Am-241	$2 \cdot 10^{-3}$	$5 \cdot 10^{-3}$	$6 \cdot 10^{-3}$
$\Sigma\alpha$ :	1544	1380	470

Abschließend sind in Tab. 4 die Summen der Freisetzungen an die Atmosphäre und ins Abwasser für den Brennstoffzyklus der drei Reaktorsysteme einander gegenübergestellt (sowohl für Actiniden als auch einige Spaltprodukte).

Tab. 4: Gesamtfreisetzungen pro GWe.a.

<u>Actiniden:</u> ( $\mu\text{Ci}/\text{GWe}\cdot\text{a}$ )	Nuklid	<u>LWR</u>	<u>LWR</u> <sub>rez</sub>	<u>SBR</u>
	U	1570	1400	460
	Pu ( $\alpha$ )	80	180	410
	Pu-241	2800	6000	10200
	Am	5	16	42
	Cm	220	2300	310

<u>Spaltprodukte:</u> ( $\text{Ci}/\text{GWe}\cdot\text{a}$ )	Nuklid	<u>L W R</u>	<u>S B R</u>
	H-3	14500	5400
	Kr-85	3600	1900
	Xe-133	3000	4200
	J-131	0,4	0,02
	J-129	0,009	0,007

2. Berechnung des Gehaltes an Spaltprodukten und Aktiniden von  
aus dem SNR-2 entladenem Brennstoff

(M. Schikorr, IAS)

Die 1974 erstellten Rechnungen zur Bestimmung des Spaltprodukt- und Aktinideninventars eines Schnellen Brüters wurden überarbeitet, um vorhandene Unklarheiten bei der Beurteilung der radioaktiven Inventare von SBR und HTR zu reduzieren. Dabei wurden

- neuere Auslegungsdaten des SNR-2 zugrunde gelegt,
- verfeinerte Rechenmethoden angewandt.

Diese Rechnungen sollen gleichzeitig als aktualisierte Basis für weitergehende Aktivitätsvergleiche in den Zyklen verschiedener Reaktortypen dienen. Ein Vergleich der neu berechneten Ergebnisse zur internationalen Literatur zeigt gute Übereinstimmung. Das verwendete Rechenprogramm war ORIGEN.

Zur Bestimmung der Inventare sind Abbrandrechnungen erforderlich. Dafür steht mit ORIGEN ein 0-D 1-Gruppen-Rechenprogramm mit einer sehr viele Aktiniden umfassenden Querschnittbibliothek zur Verfügung. Es war ausserdem Gegenstand dieser Untersuchungen, die mit ORIGEN erzielten Abbrandergebnisse einem Vergleich zu exakten 2-D 4-Gruppen Abbrandrechnungen / 1 / zu unterziehen. Tab. 5 zeigt diesen Vergleich der Abbrandrechnungen. Sehr gute Übereinstimmung dieser beiden Rechenmethoden ist in den Corezonen für die wichtigsten Isotope im Brüter zu erkennen. Lediglich Np-237 zeigt eine größere Diskrepanz, welche abweichenden Querschnitten zuzuschreiben ist.

In Corezonen mit spektral und örtlich stark veränderlichen Neutronenflüssen - wie z.B. in den axialen und radialen Blankets - ist zu erwarten, daß die globale Rechenmethode von ORIGEN zu starken Abweichungen im Vergleich zu 2-D Rechnungen führt. Dies ist auch in den erzielten Ergebnissen für die Blanketzone zu erkennen.

---

/ 1 / R. Froehlich, U. Wehmann, (persönl. Mitteilung)

Tab. 6 zeigt die Aktivität in Curie pro Tonne Schwermetall 160 Tage nach Entladung, jeweils für Core- und Blanketzone. Ein über Core- und Blanketbrennstoff gemittelter Wert ist in Spalte 4 angegeben. Die Aktivität ist, wie erwartet, überwiegend dem Corebrennstoff zuzuschreiben. Die Funktion der Blankets kann in Bezug auf die Aktivität des entladenen gemischten Brennstoffes (Core + Blanket) hauptsächlich als Diluent angesehen werden. Eine Ungenauigkeit in den ermittelten Aktivitäten in den Blanketzone hat demzufolge einen vernachlässigbaren Einfluß auf die Aktivität des gemischten Brennstoffes. Die Ergebnisse verdeutlichen, daß ORIGEN für gezielte Abbrandrechnungen in Reaktorzone mit spektral und/ oder örtlich stark veränderlichen Neutronenflüssen in seiner jetzigen Form nicht befriedigend ist. Zur Ermittlung des Aktivitätsinventars des gemischten Core- und Blanketbrennstoffes ist ORIGEN jedoch voll einsetzbar.

Table 5: Comparison of ORIGEN burn-up calculation with exact 2-D calculation /1/ for SNR-2. Data given in gr-atoms/tonne of heavy metal charged.

Specific power $\left[ \frac{\text{MWth}}{\text{tO}_{\text{HM}}} \right]$	Corezone					Axial Blanket					Radial Blanket				
	94.26					4.02					2.85				
	T [days]	0	137		411		0	137		411		0	137		411
	charged	2-D	ORIGEN	2-D	ORIGEN	charged	2-D	ORIGEN	2-D	ORIGEN	charged	2-D	ORIGEN	2-D	ORIGEN
U-235	8.47	7.77	7.49	6.13	5.81	10.50	10.22	10.2	9.57	9.67	10.51	10.23	10.3	9.69	9.90
U-236		.216	.219	.57	.57		.08	.07	.23	.18		.071	.05		.134
U-238	3510.8	3444	3450	3335	3340	4191.7	4190.5	4180	4146	4150	4194	4182.5	4180	4171	4160
Np-237		.004	.232	.033	.71		$4.3 \cdot 10^{-4}$	.068	.0042	.195		$.4 \cdot 10^{-3}$	.05		
Np-239		1.21	1.21	1.117	1.21		.35	.34	.35	.29		.301	.25		
Pu-239	415.5	418.32	417	422.5	419		13.61	13.8	39.88	37.3		11.7	10.0	34.09	27.7
Pu-240	157.7	163.47	162	171.6	170		.068	.044	.607	.306		.057	.023	.508	.167
Pu-241	90.5	79.08	79.9	62.3	63.7		$.2 \cdot 10^{-3}$	$.7 \cdot 10^{-5}$	$.5 \cdot 10^{-3}$	$1.3 \cdot 10^{-3}$		$.178 \cdot 10^{-3}$	$.27 \cdot 10^{-4}$	$.46 \cdot 10^{-2}$	$.5 \cdot 10^{-3}$
Pu-242	27.7	28.90	28.6	30.4	29.9				$.5 \cdot 10^{-4}$	$.5 \cdot 10^{-5}$					
Am-241		1.56	1.46	4.16	3.62										
Am-243		0.75	.45	2.33	1.36										
O	8270					8280					8285				
Na	5075					4870					2097				
Fe	7075					7163					5460				
Cr	1770					1789					1366				
Ni	1567					1586					1209				
Mo	92.6					94					72.7				
No	19					19.4					15.3				
C	45					160									
B10	36		31.2		23.2	128									
B11	145.9					513									

Tab. 6 - Activity of discharged fuel from SNR-2 in curie per tonne of heavy metal charged, at 160 days after discharge

	Core [curie] to <sup>core</sup> <sub>HM</sub>	Axial Blanket [curie] to <sup>ax</sup> <sub>HM</sub>	Radial Blanket [curie] to <sup>rad</sup> <sub>HM</sub>	Averaged fuel discharged [curie] to <sub>HM</sub>
NP-237	.23	.06	.08	.15
Pu-238	2540 <sup>1</sup> (19600) <sup>2</sup> (36700) <sup>3</sup>	31	54	1290 <sup>1</sup> (9900) <sup>2</sup> (18500) <sup>3</sup>
Pu-239	6 100	960	1 240	3 600
Pu-240	9 610	50	86	4 900
Pu-241	1.14·10 <sup>6</sup>	170	375	570 000
Pu-242	29	4·10 <sup>-5</sup>	1.3·10 <sup>-4</sup>	14.6
Am-241	5 350	0.3	1	2 700
Am-243	127	8.0·10 <sup>-6</sup>	3.0·10 <sup>-5</sup>	64
Cm-242	1.02·10 <sup>5</sup>	.39	1.6	51 500
Cm-244	4 020	1.8·10 <sup>-5</sup>	9.0·10 <sup>-5</sup>	2 030
H-3	2 200	80.9	110	1 153
Kr-85	17 600	810	1 060	9 312
Y-91	348 000	20 900	14 100	184 700
J-129	.0083	0.003	0.004	0.006
J-131	2.83	.125	.087	1.48
Xe-133	.004	.0002	.0001	.002
SR-89	189 000	11 800	7 900	100 500
SR-90	97 400	5 630	7 600	52 200

125-10

Plutonium Vector: Pu-238/Pu-239/Pu-240/Pu-241/Pu-242

1) 0/60/23/13/4

2) 1/59.5/22.6/12.9/4.0/

3) 2/58.9/22.4/12.8/4.0/

4) 2/57.5/24.5/11.8/4.2/

126 NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE1262 Verschleißuntersuchungen in Natrium\*  
(E. Wild, K.J. Mack, IRB)

Während einer Abschaltphase wurden wichtige Kreislaufkomponenten des Prüfstandes NVP II überholt bzw. erneuert. Die Anlage wurde (nach ca. 40 000 h Betriebszeit) mit einer neuen Induktionspumpe ausgestattet.

Nach der Wiederinbetriebnahme durchgeführte Versuche befaßten sich

- mit dem Reibverhalten von Hartchrombeschichtungen unter US-ERDA-Versuchsbedingungen
- mit dem Einfluß unterschiedlicher Elastizitäten der Teststreckensysteme auf das Reibverhalten von Stellite 6 und Inconel 718.

Die Reibkoeffizienten der hartchrombeschichteten Proben lagen anfänglich (bis zu einem Gleitweg von ca. 2,5 m bei 485 °C) zwischen 0,4 und 0,5. Diese Werte veränderten sich in allen drei Teststrecken nahezu gleichzeitig bis  $\mu > 1$ . Eine erste qualitative Bewertung der Reibkraftkurven deutete auf die Zerstörung der Hartchromgleitflächen hin. Dies wurde nach dem Ausbau der Proben bestätigt. Offenbar durch unterschiedliche thermische Dehnung ergab sich eine netzartige Rißbildung über die ganze Hartchromoberfläche. An den Gleitflächen war die Beschichtung gänzlich abgetragen, so daß Reibung Stahl-Stahl vorlag. Die extrem hohen Meßwerte kamen dadurch zustande, daß die bewegten (Stab) Proben jeweils am Ende der Gleitbahn gegen aufgeworfenes Material stießen und daß abgelöste Hartchrompartikel zwischen den gleitenden Teilen starke Abrasion bewirkten.

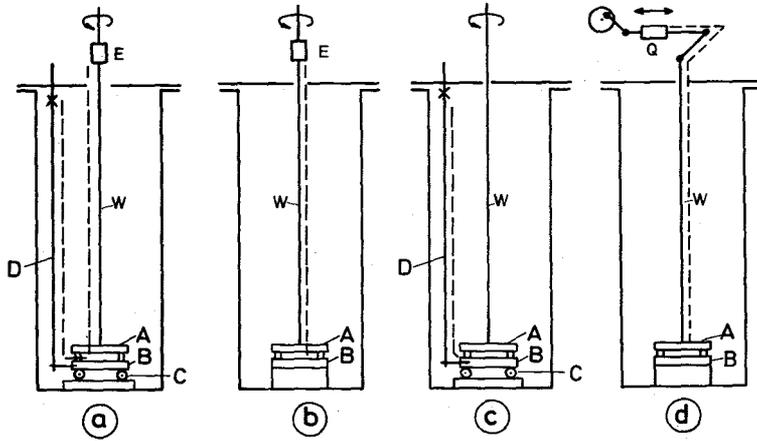
Bei den Versuchen zum Einfluß der Systemelastizität wurden die beiden Teststrecken I (Stift-Scheibe) und II (Platte-Platte) jeweils so verändert, daß sich unterschiedliche Elastizitätswerte ergaben. In Abb. 1 sind die verschiedenen Versionen von Ia bis IIb nach fallender Elastizität (steigender Steifigkeit) dargestellt. Abb. 2

---

\*

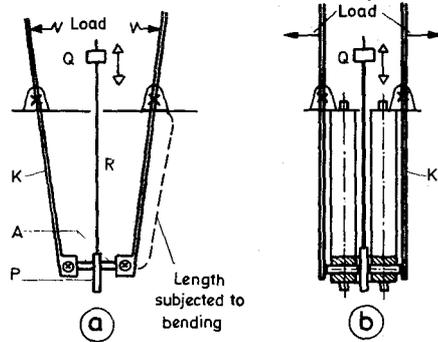
BzFE-Nr. 212.7

zeigt die dabei gewonnenen Ergebnisse. In den Systemen mit höheren Elastizitäten (Ia) resultierten für die Werkstoffe Inconel 718 und Stellite 6 höhere statische und kinetische Reibkoeffizienten als in den Systemen mit geringerer Elastizität. Der Unterschied zwischen den statischen und kinetischen Werten wächst mit steigender Systemelastizität. Er beträgt in Teststrecke Ia (größte Elastizität) bis zu 20%. Reibwerte etwa gleicher Größe ergaben sich in unterschiedlichen Teststrecken, wenn deren Schwingungsverhalten als Funktion von Geometrie, Massenverteilung und Elastizität gleich oder sehr ähnlich war ( $I_b \approx I_c$ ;  $I_d \approx II_a$ ). Diese Ergebnisse sind hier für eine mittlere Antriebsgeschwindigkeit von 25 mm/min aufgezeichnet. Übereinstimmende Werte wurden mit Reibgeschwindigkeiten zwischen 0,25 und 150 mm/min erzielt.



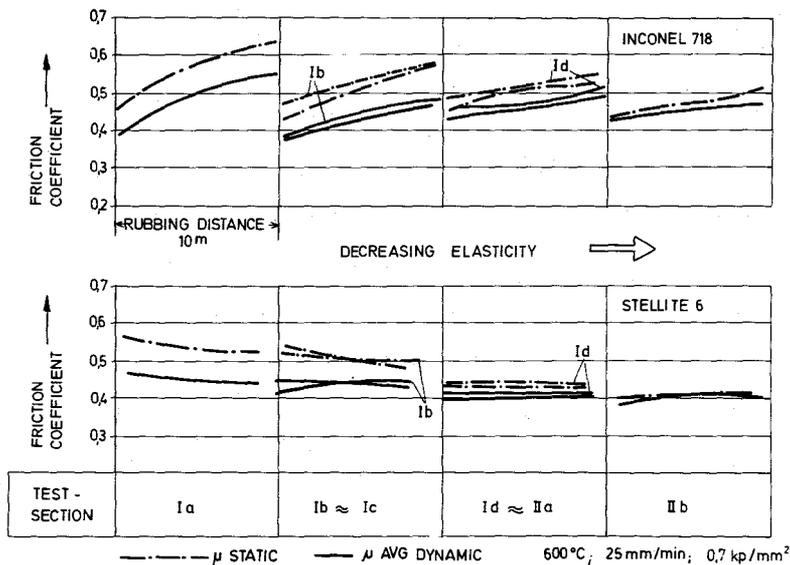
**Testsection I**

- A = Upper Specimen
- B = Lower Specimen
- Elastic Length
- E = Dynamometer
- K = Power Rod
- C = Axial Ball Bearing
- D = Bending Lever
- Q = Quartz Force Link
- W = Drive Shaft
- P = Central Specimen



**Testsection II**

**Abb. 1 RUBBING SYSTEMS OF DIFFERENT RIGIDITY**



**Abb. 2 FRICTION COEFFICIENT OF MATERIALS IN NA, AS A FUNCTION OF TESTSECTION ELASTICITY**

1263 Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen1.26.32 Untersuchungen im exzentrischen Ringraum\*

(D. Weinberg, D. Ulmanu, IRB)

Die grundsätzlichen Untersuchungen zur Bestimmung einer Wärmeübergangscharakteristik in Wasserströmung für zylindrische Heißfilmsonden wurden abgeschlossen und dokumentiert ( 1 ).

Unter Beachtung der nichtlinearen Abhängigkeit der Anemometerspannung von der Wassergeschwindigkeit und der Wassertemperatur konnte für ein kleines  $l/d$ -Verhältnis von 20 (Länge des Heißfilmes  $l = 500 \mu\text{m}$ , Durchmesser der Sonde  $d = 25 \mu\text{m}$ ) die allgemeingültige Beziehung

$$\text{Nu}/\text{Pr}^{0,3} = 5,4 \text{ Re}^{0,216}$$

experimentell bestimmt werden (Abb. 3).

Die Gültigkeitsbereiche betragen:

$$\begin{aligned} 5 &\leq \text{Re} \leq 300 \\ 3,5 &\leq \text{Pr} \leq 4,3. \end{aligned}$$

Die Ergebnisse wurden aus Experimenten mit 3 Meßsonden mit insgesamt ca. 600 Meßpunkten gewonnen. Die Stoffdaten wurden bei der Filmtemperatur ermittelt.

Ein Vergleich mit Daten von McAdams /1/, die an querangeströmten Zylindern mit großem  $l/d$ -Verhältnis ( $\approx 500$ ) gewonnen wurden, zeigt, daß die eigenen experimentellen Daten höher liegen und die angegebene Kurve eine geringere Steigung besitzt. Dies läßt sich aus dem relativ starken Einfluß der Befestigungsenden auf den kurzen Heißfilm erklären. Die Temperaturverteilung längs des Heißfilmes ist stark ortsabhängig, und der Wärmeverlust an den Befestigungsenden liegt relativ hoch. Diese beiden Gründe führen insgesamt zu einem erhöhten integralen Wärmeübergang.

---

\* BzFE-Nr. 451.8

/ 1 / W.H. McAdams, Heat Transmission  
Mc Graw-Hill Book, Comp. N.Y. 1954

Aus diesem Grund ist bei der Verwendung von Miniatur-Heißfilmsonden der Einfluß der endlichen Zylinderlänge auf den Wärmeübergang zu beachten und eine spezielle Nu-Gleichung wie vorgeschlagen anzuwenden.

Veröffentlichung:

( 1 ) D. Ulmanu, D. Weinberg

Bestimmung der Endcharakteristik von zylindrischen Heißfilmsonden in Wasser.

KTG-Tagung Experimentiertechnik auf dem Gebiet der Reaktor-Fluidodynamik, Berlin 10.-12.3.76

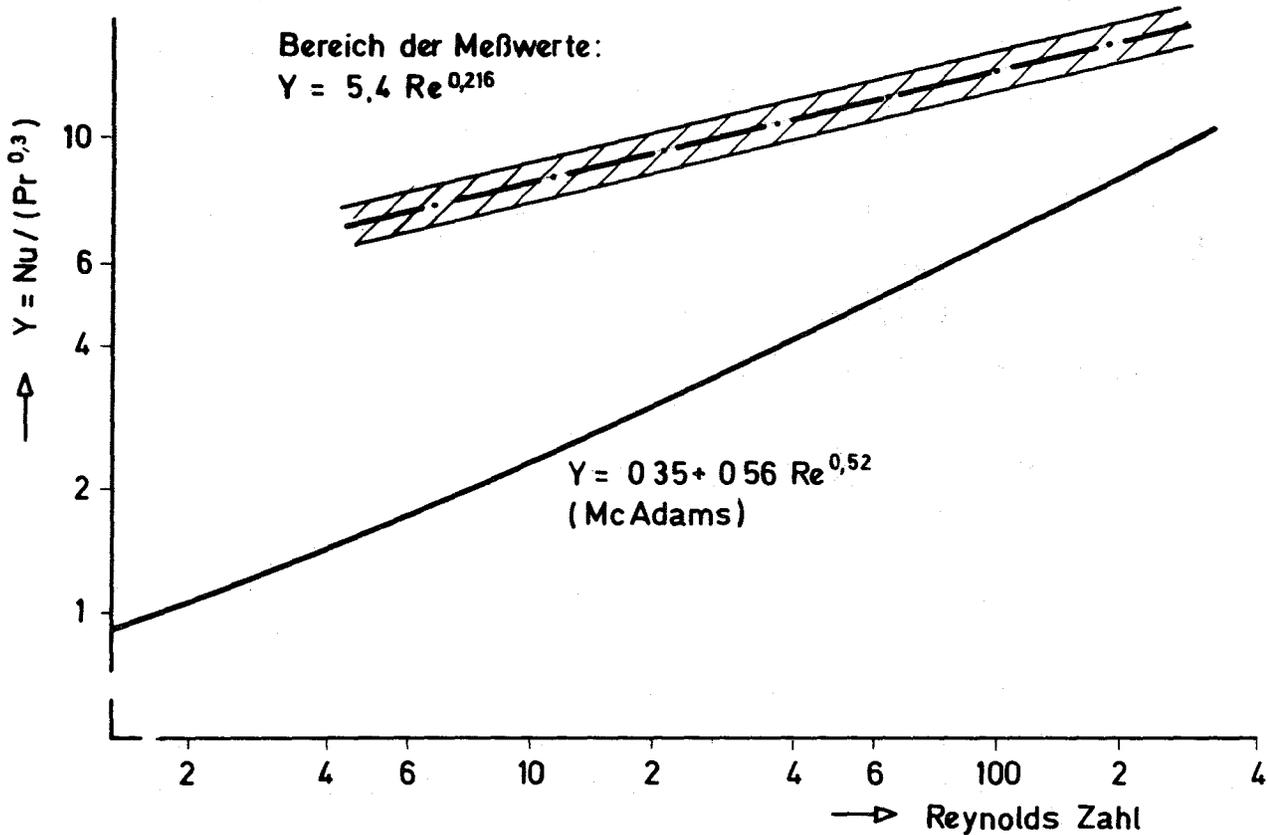


Abb.3 Nu-Beziehung für Heißfilm-Sonden mit kleinem l/d

1.26.33 Lokale thermo- und fluiddynamische Untersuchungen  
an Bündelgeometrien \*

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

In der Versuchsserie II zum 19-Stabbündel-Experiment in Natrium sollte der Einfluß der Stabverbiegung auf die Hüllwandtemperaturen der Nachbarstäbe ermittelt werden. Vorgeschaltet wurde ein Wiederholungsprogramm für die wichtigsten Experimente der Versuchsserie I /1/. Damit solltendie Reproduzierbarkeit der Messungen sowie der Einfluß des in der Serie I unbeheizten Stabes Nr. 7 auf die azimutalen Temperaturprofile der Stäbe 3, 11 und 12 (Abb.4) bestimmt werden. Das vorgesehene Programm konnte nur teilweise durchgeführt werden, da nach ca. 300 Betriebsstunden an den drehbaren Stäben ein Schaden auftrat, dessen genaue Ursache erst nach der laufenden Demontage ermittelt werden kann.

Erste ausgewertete Meßreihen der Versuchsserie II ergeben:

- Die Reproduzierbarkeit der azimutalen Temperaturprofile ist gut. Es zeigte sich, daß kein nennenswerter Einfluß des unbeheizten Stabes Nr. 7 auf die azimutalen Temperaturprofile der drehbaren Stäbe feststellbar ist.
- Die Stabverbiegung beeinflusst die Temperaturverteilungen am Biegestab und an den umgebenden Stäben.

Die detaillierten Ergebnisse werden nach vollständiger Auswertung der Meßreihen dargestellt.

- Untersuchungen in Wasserströmung:

(K. Dres, G. Trippe, IRB)

An einem wasserdurchströmten 19-Stabbündel-Modell /2/ werden die Geschwindigkeitsfelder über die Gesamtfläche charakteristischer Bündelteilkanäle gemessen (Zentral-, Eck-, Wandkanal). Dem Einfluß verschiedener Gitterabstandshalter-Typen auf die Strömungsverteilung im Bündel und im Unterkanal gilt das besondere Augenmerk.

- Das zunächst angewandte Heißfilmanemometer-Meßsystem war mit erheblichen Stabilisierungsschwierigkeiten behaftet. Es wurde zugunsten eines Differenzdruck-Meßverfahrens mit Pitotrohren ausgewechselt. Dieses Meßsystem liefert inzwischen eindeutig reproduzierbare Ergebnisse mit einer Schwankungsbreite von  $\leq \pm 0,5 \%$ .

- Eine symmetrische Strömungsverteilung über das Gesamtbündel in der Meßebeue ist entscheidende Voraussetzung dafür, von den Messungen in den charakteristischen Teilkanälen auf die Gesamt-Strömungsverteilung schließen zu können. Der Vergleich gemessener lokaler Geschwindigkeitsmaxima zeigt **Asymmetrien** von  $< 2,5 \%$ .

Die Frage nach dem Einlaufzustand der Bündelströmung konnte geklärt werden. Dazu wurden alternierend Unterkanäle reihenweise blockiert. Bei Variation der Entfernung dieser Blockaden von der Meßebeue von  $37 \cdot d_h$  bis  $50 \cdot d_h$  zeigte sich, daß sich die durch die Blockaden hervorgerufene Strömungsverteilung nach  $50 \cdot d_h$  jeweils bis auf einige wenige Prozenze wieder ausgeglichen hat.<sup>1)</sup>

- Der Vergleich von gemessenen und mit dem Rechenprogramm VELASCO /3/ errechneten Strömungsverteilungen ergibt bei qualitativer Übereinstimmung quantitative Unterschiede vor allem im Außenwandbereich. Danach liegen die von VELASCO errechneten Geschwindigkeiten im Randkanal zu hoch (ca. 4-8 %).

- Die bisherigen Messungen mit Röhrengitter-Abstandshaltern /4/ wurden ergänzt durch Untersuchungen mit funkenerodierten Abstandshaltern. Dazu wurde die Entfernung der AH von der Meßebeue von 0 bis  $19 \cdot d_h$  variiert. Die Messungen zeigen, daß direkt hinter den AH -Stegen eine Rückströmung stattfindet, die jedoch - auch hinter breiten Stegen - nach spätestens  $2 \cdot d_h$  in eine Nachlaufströmung übergeht. Die starken Einbeulungen des Strömungsprofils im Nachlauf sind nach ca.  $10 \cdot d_h$  wieder geglättet, während das ursprüngliche ungestörte Strömungsprofil auch nach  $19 \cdot d_h$  noch nicht wiederhergestellt ist. Abb. 5 zeigt hierzu Strömungsprofile gemessen auf der Mitteltraverse eines Randkanals und des anschliessenden Zentral-

---

1 )

$d_h$  = hydraulischer Durchmesser

kanals bei verschiedenen Entfernungen eines funkenerodierten AH zur Meßebeane.

Abb. 6 zeigt zwei dazugehörige Isotachenfelder (bei  $0,3 \cdot d_h$  und  $17 \cdot d_h$ ) sowie das weitestgehend ungestörte Isotachenfeld ( $< 1-3 \%$ ).

/1/ R. Möller, H. Tschöke

Experimentelle Bestimmung von Temperaturfeldern in natriumdurchströmten Stabbündeln.

Reaktortagung Düsseldorf, März/April 1976

/2/ KFK - 1274/1, S. 126-9

/3/ W. Eifler, R. Nijsing

VELASCO-Velocity Field in Asymmetric Rod Configurations, EUR 4950e, 1973

/4/ KFK - 1274/4, S. 126-6

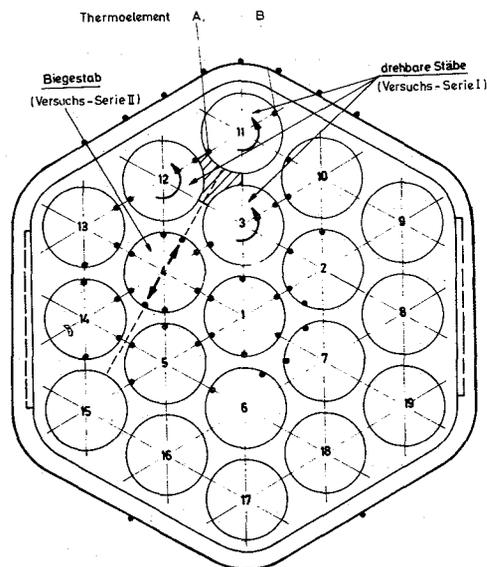


Abb. 4: Querschnitt 19-Stabbündel

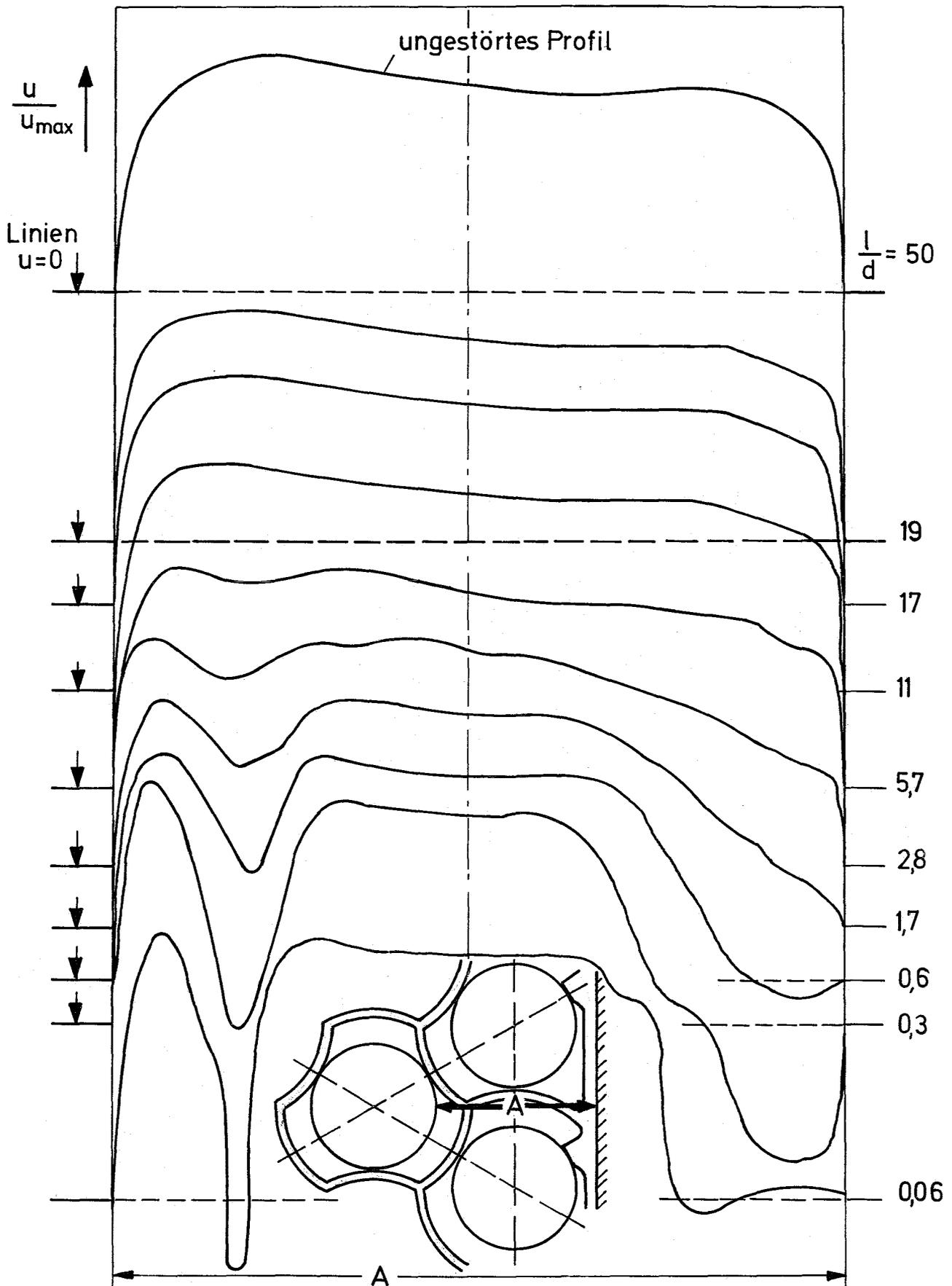
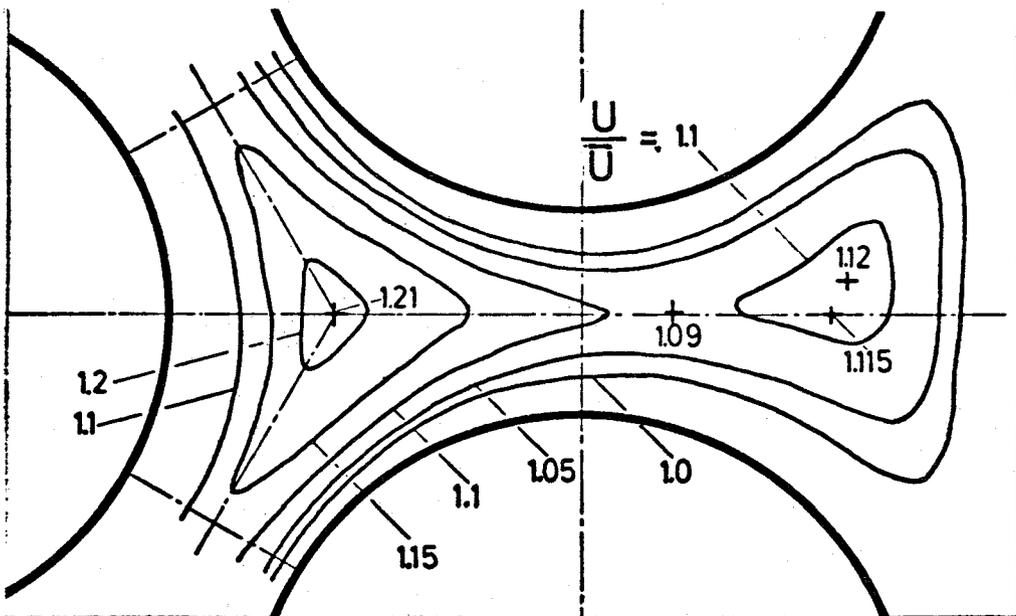
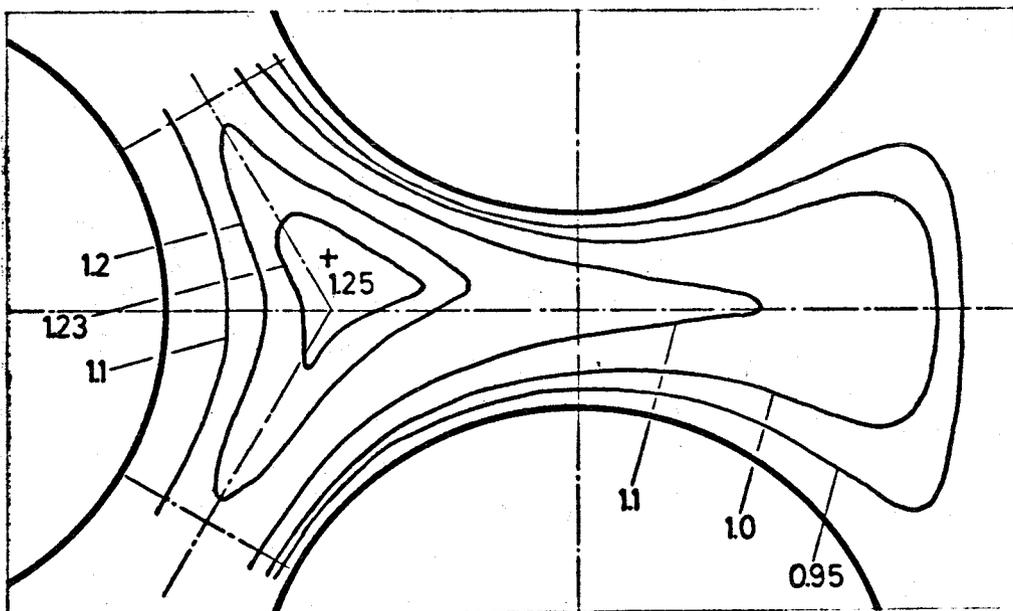


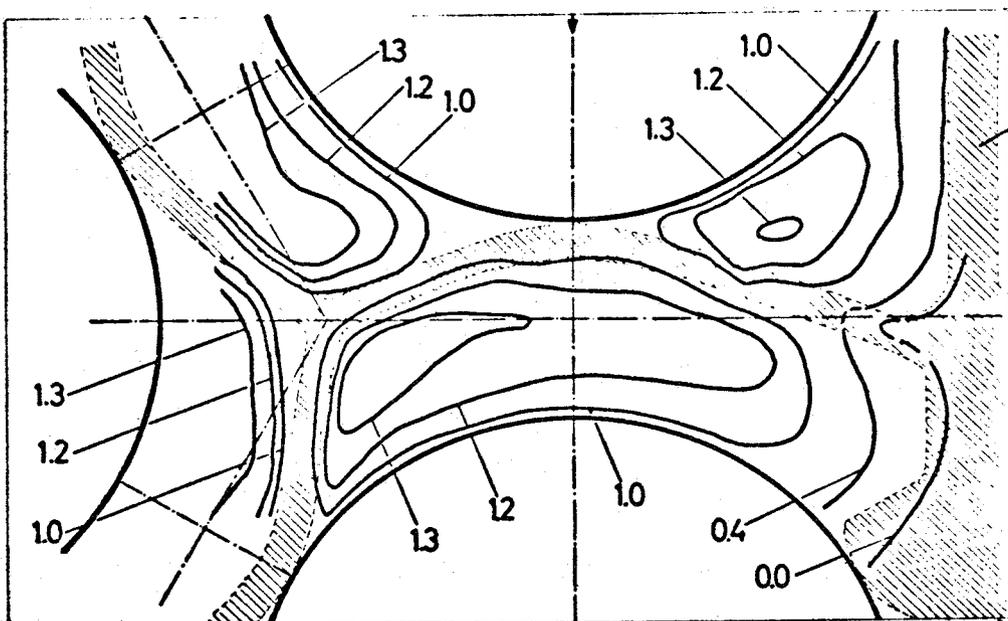
Abb. 5: Strömungsprofile auf der Mitteltraverse A des Wandkanals bei verschiedenen Entfernungen ( $l/d$ ) zum funkenerodierten Abstandshalter ( $Re = 60000$ )



ungestörte  
Strömung



$\frac{L}{d_h} = 17$



funkenerodierter  
Abstandshalter

$\frac{L}{d_h} = 0,3$

Abb.6: Isotachenfelder im Wandkanal des 19-Stab-Bündels,  $Re=60.000$  ( $L$ =Entfernung zum Abstandshalter)

1.26.35

Entwicklung elektrischer Heizstäbe\*

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

Der Aufbau von Heizstäben der Stufe II ist in / 1 / beschrieben. Inzwischen wurden weitere Stäbe erprobt. Als Stromleiterwerkstoffe wurden sowohl Pt 10 % W als auch Ta 10 % W verwendet.

Die Versuchsergebnisse einer ersten Serie von 7 Stäben zeigt Tab. 1. Danach lassen sich diese Stäbe bei Kühlmitteltemperaturen von 950 °C mit einer Leistungsdichte bis zu 500 W/cm<sup>2</sup> betreiben, wenn keine von außen verursachten Störungen auftreten.

Die Ergebnisse zeigen, daß Stäbe mit Pt 10 % W-Stromleitern empfindlich gegen Abschaltungen sind.

Umfangreiche metallurgische Nachuntersuchungen - durchgeführt im IMF - zeigten, daß der Pt-W-Stromleiter entlang der Korngrenzen Platinboride bildet. Da diese Boride einen sehr niedrigen Schmelzpunkt haben, reißt der Stromleiter beim Abschalten des Stromes entlang der Korngrenzen.

Aufbauend auf den Erfahrungen der ersten Serie wurde inzwischen eine zweite Serie mit Stromleitern aus Ta 10 % W gefertigt. Die Ergebnisse des ersten geprüften Stabes zeigt Tab. 2. Der Stab wurde mit einer maximalen Kühlmitteltemperatur von 950 °C erprobt. Er brannte bei einer Heizflächenbelastung von 500 W/cm<sup>2</sup> infolge unkontrollierten Siedens durch. Bis zu diesem Zeitpunkt war er im Dauerbetrieb mehr als 9 Stunden eingesetzt. Zusätzlich überstand er 300 Leistungs-Zu- und Abschaltzyklen. Diese Ergebnisse zeigen, daß Stäbe der neuen Serie bei hohen Belastungen der für Siederversuche notwendigen zyklischen Erprobung gewachsen sind.

---

\* BzFE-Nr. 933.2

Stromleitermaterial	Wärmefluß max. [W/cm <sup>2</sup> ]	Betriebszeiten [h]	Fehlerursachen
Pt/W	345	11,5	Stromleiter gebrochen nach Leistungsabschaltung
Pt/W	450	3	"
Pt/W	253	2	"
Pt/W	294	1,5	"
Pt/W	517	5,5	"
Ta/W	560	10	Stromleiter geschm.
Ta/W	430	6	Nach Versuchsunterbrechung: stark verschlechterte Eigenschaften des Stromleiters
Na-Temperatur: 950 °C			

Tab. 1 Versuchsergebnisse - Heizleitererprobung, Typ II (1. Serie)

Wärmefluß max. [W/cm <sup>2</sup> ]	Betriebszeiten [h]	Leistungszyklen	Bemerkungen
310	0,5		
359	1	100	
408	5,5	100	
552	1,5	100	
500	0,5		HZL-Ausfall durch unkontrolliertes Sieden
	Σ 9,0	Σ 300	

Na-Temperatur: 950 °C

Stromleiter : Ta 10 % W

Tab. 2 Versuchsergebnisse - Heizleitererprobung, Typ II, (2. Serie)

GASGEKÜHLTEN SCHNELLEN BRÜTER1. Auswertung der fluiddynamischen Untersuchungen an einem Stabbündel mit 12 Stäben (Mol-Kalibrierelement)<sup>G</sup>

(K. Rehme, INR)

Die Versuchsergebnisse, die mit dem MOL-Kalibrierelement III am Heliumversuchsstand des INR gewonnen wurden, sind inzwischen weiter ausgewertet worden. Durch die geänderte Lage der Druckerbohrungen bei der Versuchsserie III (Abb. 1) gegenüber den Serien I und II war es möglich, folgende Größen zu bestimmen:

- a) den Druckverlustbeiwert der glatten Zone
- b) den Druckverlustbeiwert der rauhen Zone
- c) den Widerstandsbeiwert des Abstandshaltergitters in der rauhen Zone.

Anhand dieser Ergebnisse können genaue Eingaben für diese Größen bei der Nachrechnung der Versuchsergebnisse mit dem SAGAPO-Code /1/ spezifiziert werden. Alle Druckverlustauswertungen beziehen sich auf den isothermen Zustand; die Expansionsverluste wurden vernachlässigt, da sie nur bei Beheizung des Stabbündels eine Rolle spielen.

Aus den gemessenen Drucken an Meßstelle 1 und 2 kann der Druckverlustbeiwert  $\lambda$  des glatten Stabbündels berechnet werden zu

$$\lambda = \frac{\Delta P / \Delta L}{\frac{1}{2\rho_m} \left(\frac{\dot{m}}{F}\right)^2 \frac{1}{D_h}} \quad (1)$$

Hierbei ist  $\Delta P$  die gemessene Druckdifferenz für den Abstand  $\Delta L$  zwischen den Meßstellen,  $\rho_m$  die mittlere Dichte,  $\dot{m}$  der Massendurchsatz,  $F$  der Strömungsquerschnitt und  $D_h$  der hydraulische Durchmesser. Über der zugehörigen Reynolds-Zahl  $Re$

$$Re = \frac{4\dot{m}}{U\mu} \quad (2)$$

mit  $U$  als dem benetzten Umfang (einschließlich Kanalwand) und  $\mu$  als der dynamischen Viskosität sind die ermittelten Druckverlustbeiwerte in Abb. 3 dargestellt. Da auch bei den Versuchen mit Beheizung der glatte Teil des Stabbündels unbeheizt bleibt, sind diese Daten ebenfalls ausgewertet worden.

<sup>G</sup> Letzter Bericht 1275/4

Die Druckverlustbeiwerte sind etwa 7 % höher als die Kreisrohrwerte. Für das Stabbündel mit dem Stababstandsverhältnis  $P/D = 1.40$  und einem Wandabstandsverhältnis von  $W/D = 1.25$  bei einer komplizierten Kanalform (s. KFK 1275/2) ist ein Druckverlustbeiwert etwa in Höhe des Kreisrohrbeiwertes zu erwarten /2,3/. Der etwas höhere Druckverlustbeiwert ist vermutlich auf eine gewisse Oberflächenrauigkeit des Kanals zurückzuführen.

Die berechneten Druckverlustbeiwerte des rauhen Teils der Teststrecke aus den Druckdifferenzen zwischen Meßstelle 3 und 4 bzw. 5 und 6 sind ebenfalls in Abb. 3 dargestellt. Die Druckverlustbeiwerte zeigen nur eine schwache Abhängigkeit von der Reynoldszahl. Nach einer von Lyall /4/ vorgeschlagenen Methode läßt sich der Druckverlustbeiwert des rauhen Teils aus dem Gesamtdruckverlustbeiwert ermitteln, wenn das Verhältnis von rauher Staboberfläche zu glatter Kanaloberfläche bekannt ist.

Für eine Reynoldszahl  $Re = 10^5$  ist  $\lambda_t = 0.059$ . Mit  $U_R/U_G = 1.99$  ergibt sich aus /4, Abb. 6/  $\lambda_R = 0.0768$  als transformierter Druckverlustbeiwert des rauhen Teils. Behandelt man die Stabbündel-Elementarzelle als äquivalente Ringzone, dann ergibt sich nach Maubach /5/:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda_R}} = 2.5 \ln \frac{L}{h} + R(h^+) - \frac{3.75 + 1.25 \gamma}{1 + \gamma} \quad (3)$$

wobei  $h$  die Rauigkeitshöhe,  $L$  die Länge des Geschwindigkeitsprofils zwischen der Wand ( $r_1$ ) und der Nullschubspannungslinie ( $r_0$ ), und  $\gamma = r_0/r_1$  ist. Da die Kanalwand offensichtlich nicht hydraulisch glatt ist, wie sich aus den Druckverlustbeiwerten des glatten Teils ergibt, wird der transformierte Druckverlustbeiwert korrigiert aufgrund der Anteile der glatten und rauhen Kanalwände. Für eine Erhöhung des glatten Reibungsbeiwertes um 7 % (Abb. 3), müßte die Kanalwand bei einem Anteil von 1/3 am Gesamtumfang einen Reibungsbeiwert von etwa 1.2 des Kreisrohrwertes haben. Mit dieser Annahme ergibt sich für den transformierten Druckverlustbeiwert  $\lambda_R = 0.0744$  und mit Gl. (3) erhält man:

$$R = 5.55.$$

Ein Vergleich mit Literaturdaten ist kaum möglich, da Meßergebnisse an derartigen Rauigkeiten nicht vorliegen. Extrapoliert man die Beziehungen für Rechteckrauigkeiten nach /6/ auf diese trapezförmige Rauigkeit, so erhält man  $R = 4.75$ , einen Wert, der erheblich von dem gefundenen Wert abweicht, was durch die "glattere" trapezförmige Rauigkeitsform erklärt werden kann.

Die ermittelten Widerstandsbeiwerte der Abstandshaltergitter im rauhen Teil zeigt Abb. 2. Es ist

$$\Delta_{PG} = C_v \epsilon^2 \frac{\rho_m}{2} U_m^2 \quad (4)$$

mit  $\epsilon$  als dem Versperrungsfaktor und  $C_v$  dem Widerstandsbeiwert.

Es sind in Abb. 2 sowohl die Werte aus den isothermen Druckverlustmessungen am Heliumversuchsstand als auch die Meßergebnisse am Wasserversuchsstand dargestellt. Die  $C_v$ -Werte sind relativ unabhängig von der Reynolds-Zahl. Beide Meßreihen zeigen eine befriedigende Übereinstimmung, wenn man von den He-Daten bei kleinen Re-Zahlen absieht, bei denen die Meßgenauigkeit von Druck und Durchsatz gering ist. Der  $C_v$ -Wert für ein Abstandshaltergitter in einem rauhen Stabbündel ist mit  $C_v \approx 8.6$  erheblich höher als früher gemessene Werte für glatte Stabbündel, für die  $C_v = 6\frac{2}{7}$  gefunden wurde /7/. Die Erklärung hierfür sind die erhöhten Reibungsverluste am aufgerauhten Stab in der Gitterebene. Die unterschiedliche Versperrung  $\epsilon$  für He und  $H_2O$ -Versuch liegt daran, daß die Wasserversuche mit einer Teststrecke gefahren werden, die aus dem Kanal der Versuchsserien I u. II des Kalibrierelements angefertigt wurden. Für diesen Kanal ist der Wandabstand kleiner als beim Kanal für die Serie III und damit der Strömungsquerschnitt, so daß die Versperrung etwas größer wird.

Weitere Versuche am Wasserversuchsstand sollen genaue Werte für den Widerstand von Gitterabstandshaltern liefern, insbesondere auch für glatte Stabbündel und über den Einfluß der Eintrittskante.

#### Literatur:

- /1/ A. Martelli, 3<sup>rd</sup> NEA-GCFR Specialist Meeting on Heat Transfer, Petten (1975)
- /2/ K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer 15, 2499 (1972)
- /3/ K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer 16, 933 (1973)
- /4/ H.G. Lyall, Report RD/B/N3083 (1974)
- /5/ K. Maubach, Chemie-Ing. Tech. 42, 995 (1970)
- /6/ W. Baumann, K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer 18, 1189 (1975)
- /7/ K. Rehme, Nucl. Techn. 17, 15 (1973)

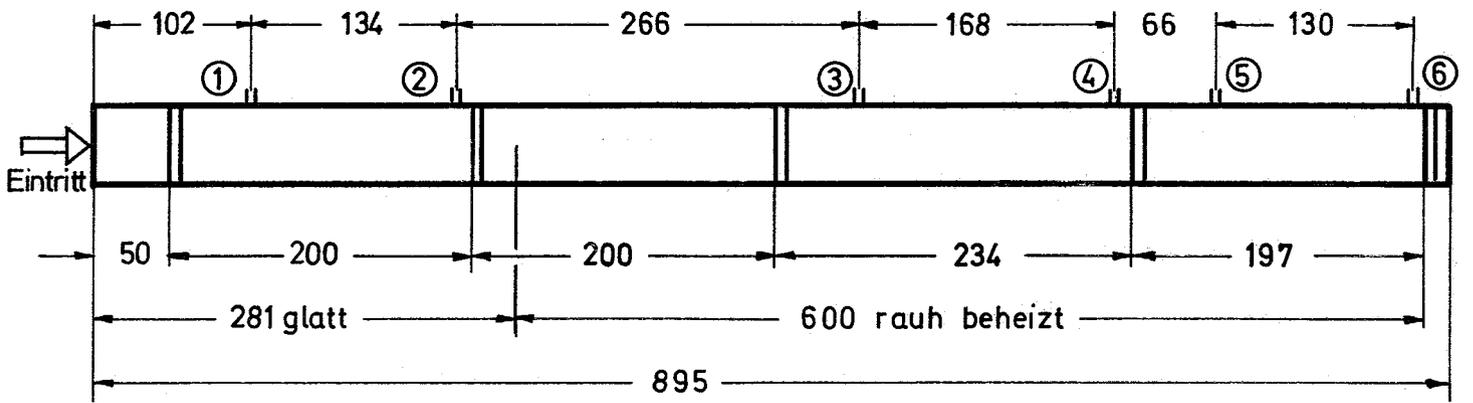


Abb. 1 Anordnung der Abstandshaltergitter und der Druckerbohrungen (schematisch)

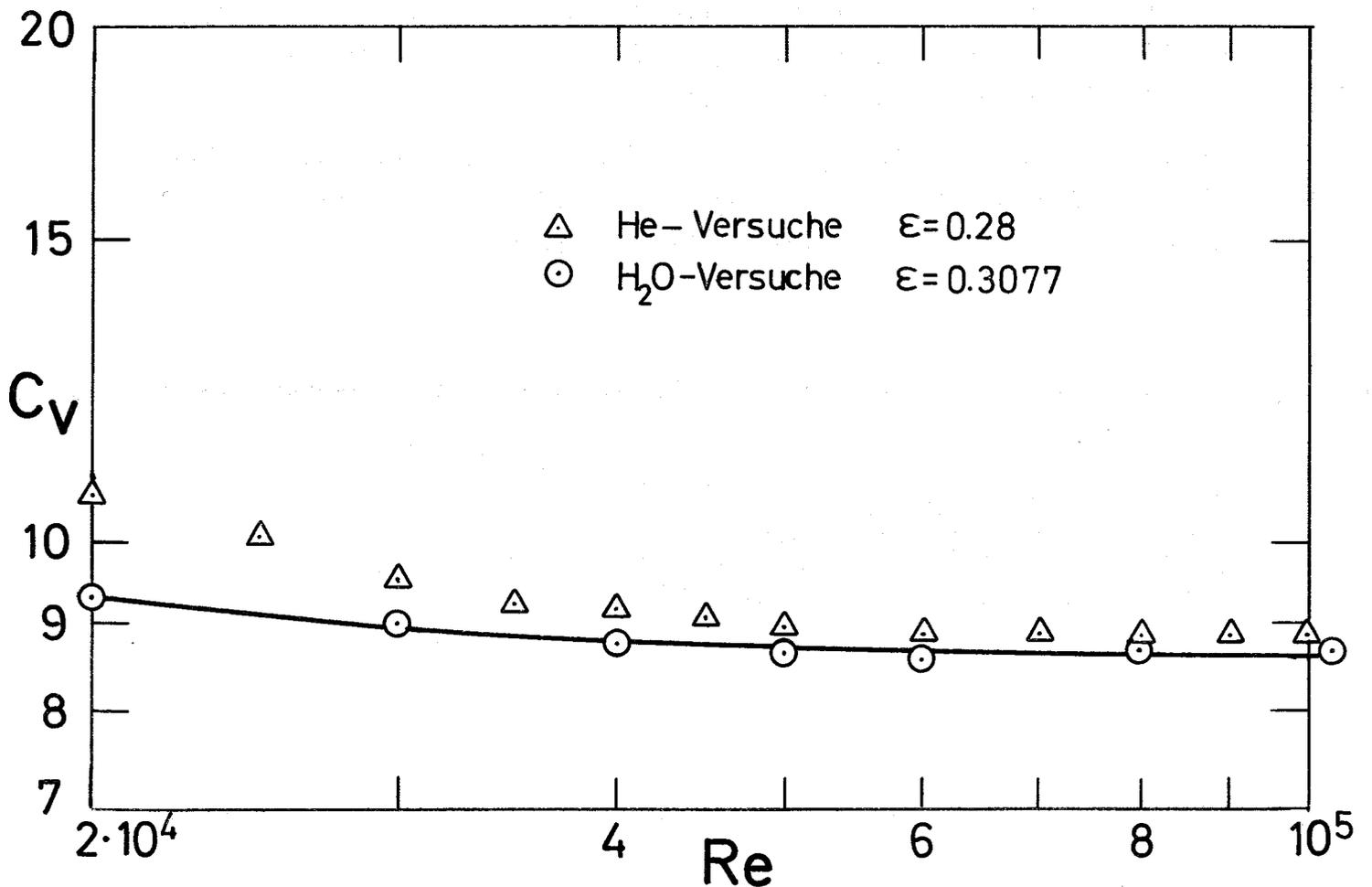


Abb. 2 Widerstandsbeiwert des Abstandshaltergitters als Funktion der Reynolds-Zahl

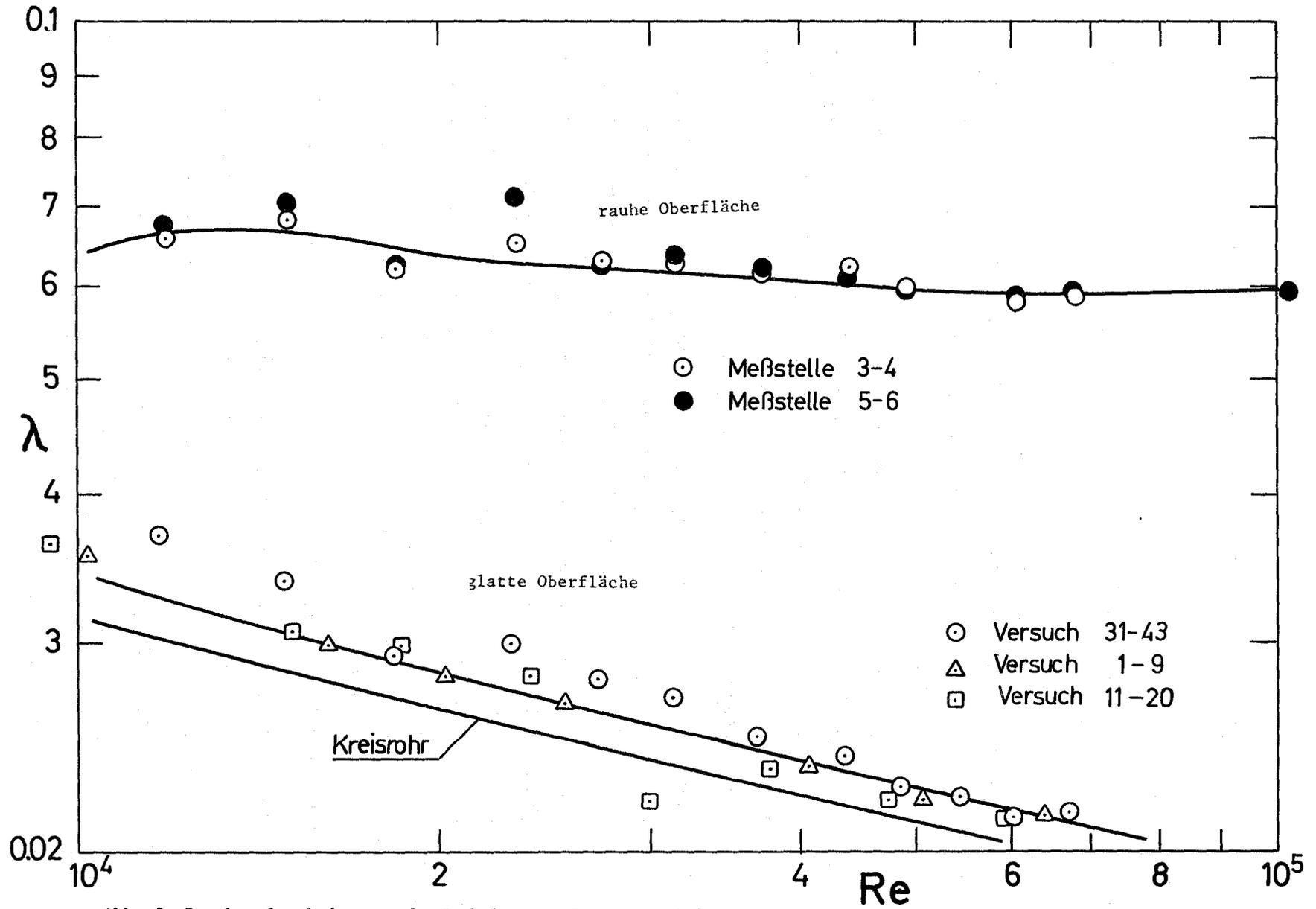


Abb. 3 Druckverlustbeiwerte als Funktion der Reynolds-Zahl

## 2. Experimentelle Untersuchungen an künstlichen Rauigkeiten im Übergangsgebiet glatt-rauh<sup>G</sup>

(W. Baumann, A. Roth, INR)

Für die Strömung an rauhen Wänden unterscheidet man nach Nikuradse /1/ drei Strömungszustände:

- a) **Hydraul. glatter Bereich:** Die Rauigkeiten sind ganz von der an der Wand sich ausbildenden zähen Strömungsschicht bedeckt. Die Strömung "merkt nichts" von der Rauigkeit, der Reibungsbeiwert  $\lambda$  ist ausschließlich eine Funktion der Re-Zahl ( $\lambda = f(Re)$ ).
- b) **Übergangsgebiet:** Mit wachsender Re-Zahl wird die zähe Schicht dünner. Immer mehr Rauigkeiten ragen aus der zähen Schicht hervor, die Zahl der Wirbel wächst, und damit steigt auch der Druckverlust. Der Reibungsbeiwert  $\lambda$  hängt deshalb im Übergangsgebiet ab von der Reynoldszahl und von der Rauigkeitsgeometrie ( $\lambda = f(Re, \text{Rauigkeit})$ ).
- c) **Vollrauhher Bereich:** Alle Rauigkeiten ragen aus der zähen Schicht hervor. Der Reibungsbeiwert  $\lambda$  ist eine ausschließliche Funktion der Rauigkeitsgeometrie; es gilt das Quadrat. Widerstandsgesetz  $\lambda = f(\text{Rauigkeit})$ .

Während der hydraulisch glatte Bereich sowohl theoretisch wie experimentell als erschöpfend behandelt gilt, gibt es für das Übergangsgebiet und den vollrauhher Bereich keine endgültigen Aussagen. Insbesondere ist gerade für künstliche Rauigkeiten nicht bekannt, welche Parameter das Übergangsgebiet gegen den vollrauhher Bereich abgrenzen. Der von Nikuradse /1/ für Sandrauhigkeit angegebene Grenzwert  $h^+ = 70$  hat sich nicht als generell zutreffend erwiesen /2/.

Andererseits ist das Übergangsgebiet aus zweierlei Gründen von Interesse:

1. **allgemein wärmetechnisch:** Da die Rauigkeiten im Übergangsgebiet kaum aus der zähen Schicht hervorragen, herrscht ein besonders günstiges Verhältnis zwischen Wärmeübergangs- und Druckverluststeigerung.
2. **reaktortechnisch:** Die gasgekühlten Reaktoren, die zur Verbesserung des Wärmeübergangs mit künstlichen Rauigkeiten ausgerüstet werden, befinden sich sowohl bei Teillastbetrieb als auch im Notkühlungsfalle im Übergangszustand von glatt nach rau.

In der Literatur existieren keine Veröffentlichungen, die die Strömung im Übergangsgebiet bei künstl. Rauigkeit genügend beschreiben, obwohl ausführliche Messungen durchgeführt wurden.

<sup>G</sup> Erster Bericht

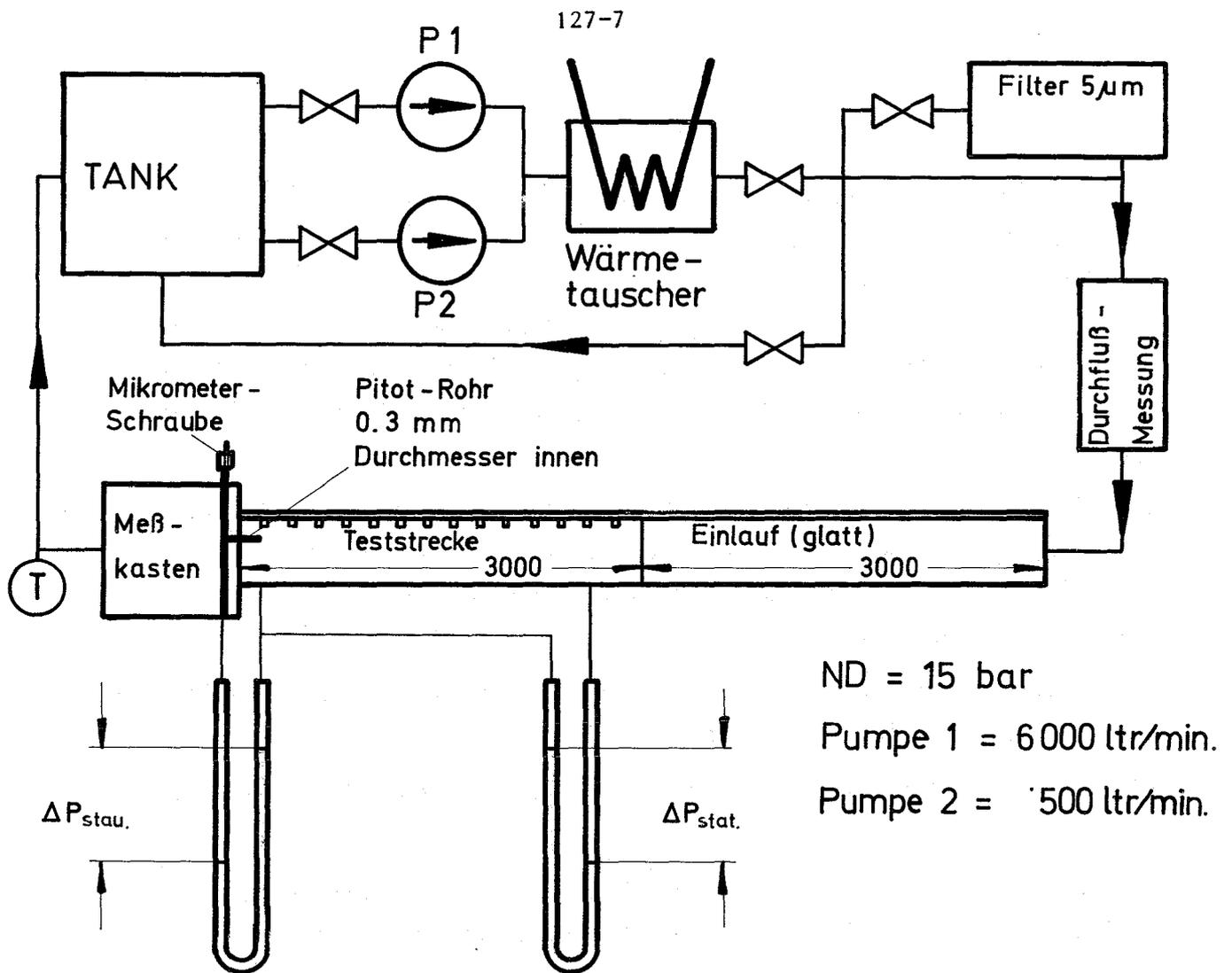


Abb. 4 Schema der Wasserversuchsanlage

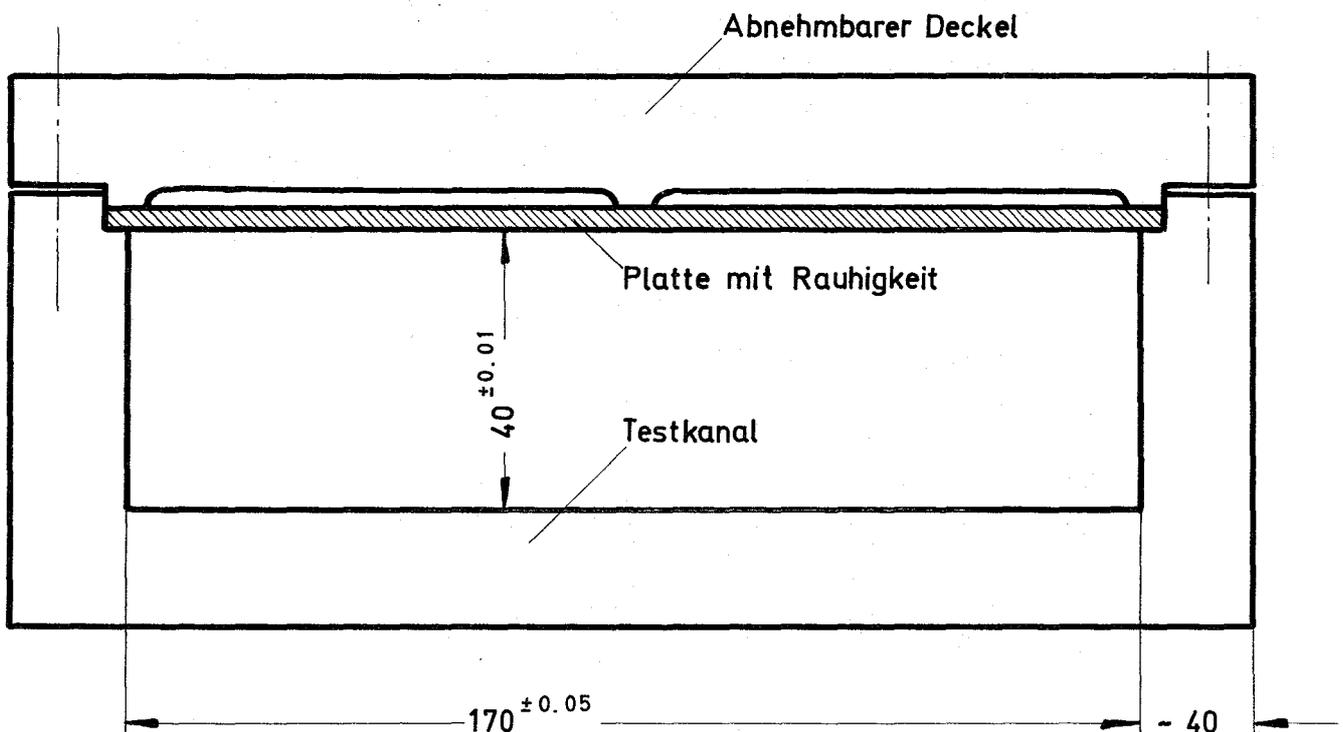


Abb. 5: Querschnitt der Teststrecke

So untersuchte Schlichting /3/ den Druckverlust und Geschwindigkeitsprofile bei künstlichen Rauigkeiten in einem Plattenkanal. Seine Messungen beschränken sich jedoch bei hohen Re-Zahlen auf einen so engen Bereich ( $10^5 \leq Re \leq 2 \cdot 10^5$ ), daß keinerlei Übergangverhalten erkennbar ist. Darüberhinaus tauchen Zweifel an der Richtigkeit der Schlichting'schen Ergebnisse auf, die durch die Inkonsistenz des angegebenen Zahlenmaterials begründet sind.

Da keine vergleichbaren Messungen vorhanden sind, müssen zur thermohydraulischen Auslegung von Strömungskanälen mit künstlicher Rauigkeit grundlegende experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden.

Dabei ist folgendes zu klären:

- a) Verlauf der Reibungsbeiwerte  $\lambda(Re)$  und der Geschwindigkeitsprofile  $u(y)$  über einen möglichst großen Re-Bereich.
- b) Erstreckung des Überganggebietes, in dem  $\lambda = f(Re, \text{Rauigkeit})$  darstellt.
- c) Überprüfung des Wandgesetzes  $u/u^* = A \cdot \ln y/h + R$ , wobei festzustellen ist, ob die bisherige Annahme  $A = 2.5$  allgemein zutrifft.

Zur Durchführung der Arbeiten wurde ein Plattenkanal angefertigt, der im wesentlichen der Schlichting'schen Teststrecke entspricht (Abb. 4,5). Das Strömungsmedium ist Wasser, und die Durchsatzmessung erfolgt mit Turbinenzähler oder induktivem Meßgeber. Für die Differenzdruckmessung stehen U-Rohrmanometer, Schrägrohrmanometer und induktive Meßgeber vom Typ PDI zur Verfügung. Damit können Differenzdrücke ab etwa 10 Pa erfaßt werden. Folgende rechteckförmige Rauigkeiten sind für die Messungen vorgesehen (Bezeichnungen siehe Abb. 6):

Nr.	p (mm)	h (mm)	b (mm)	p/h	h/b
3A	1.2	0.3	0.3	4	1
3B	6	1.5	0.3	4	5
3C	4	0.5	1.5	8	0.33
3D	1	0.5	0.5	2	1
3E	40	3.1	0.3	12.9	10.3
3F	12	3	3	4	1
3G	192	6	6	32	1

Die Rauheitsgeometrie ist so gewählt, daß durch einfache Nachbearbeitung der Platten (z.B. Ausfräsen, bei 3G Aufschauben von Rippen) systematische Untersuchungen der Parameter  $p/h$ ,  $h/b$  und  $h/L$  möglich sind ( $L$  = Länge des Geschwind.Profils). Die Rauigkeit 3E entspricht der von Schlichting untersuchten Platte XXI und dient zu Vergleichszwecken.

In Abb. 6 sind erste Ergebnisse der Rauigkeit 3E mit entsprechenden Schlichting'schen Daten verglichen.

Die Schubspannungsgeschwindigkeit  $u_{*g1} = \sqrt{\tau_w/\rho}$  wurde auf zweierlei Weise gewonnen, nämlich durch

- a) statische Druckverlustmessung und Auswertung nach der Maubach-Methode /4/
- b) Staudruckmessung nach Preston und Auswertung nach Patel /5/.

Wie die Abb. 6 zeigt, stimmen die Ergebnisse nach a) und b) recht gut überein, während zu den Schlichting'schen Werten ein erheblicher Unterschied besteht. Außerdem zeigt Abb. 6 die erhebliche Ausweitung des untersuchten Gebietes.

#### Literatur:

- /1/ J. Nikuradse, VDI-Forschungsheft 361 (1933)
- /2/ W. Baumann, K. Rehme, KFK 2131, April 1975
- /3/ H. Schlichting, Ing.Arch. 7, 1-34 (1936)
- /4/ K. Maubach, Chem.Ing.Tech. 42 (15), 995-1004 (1970)
- /5/ V.C.Patel, J. Fluid Mech. vol. 23, part 1, pp. 185-208 (1965)

#### Veröffentlichungen im Berichtszeitraum:

- (1) K. Rehme, Hitzdraht-Anemometrie in Unterkanälen von Stabbündeln  
KTG-Fachtagung "Experimentiertechnik auf dem Gebiet der Reaktor-  
Fluiddynamik", Berlin, 10.-12. März 1976

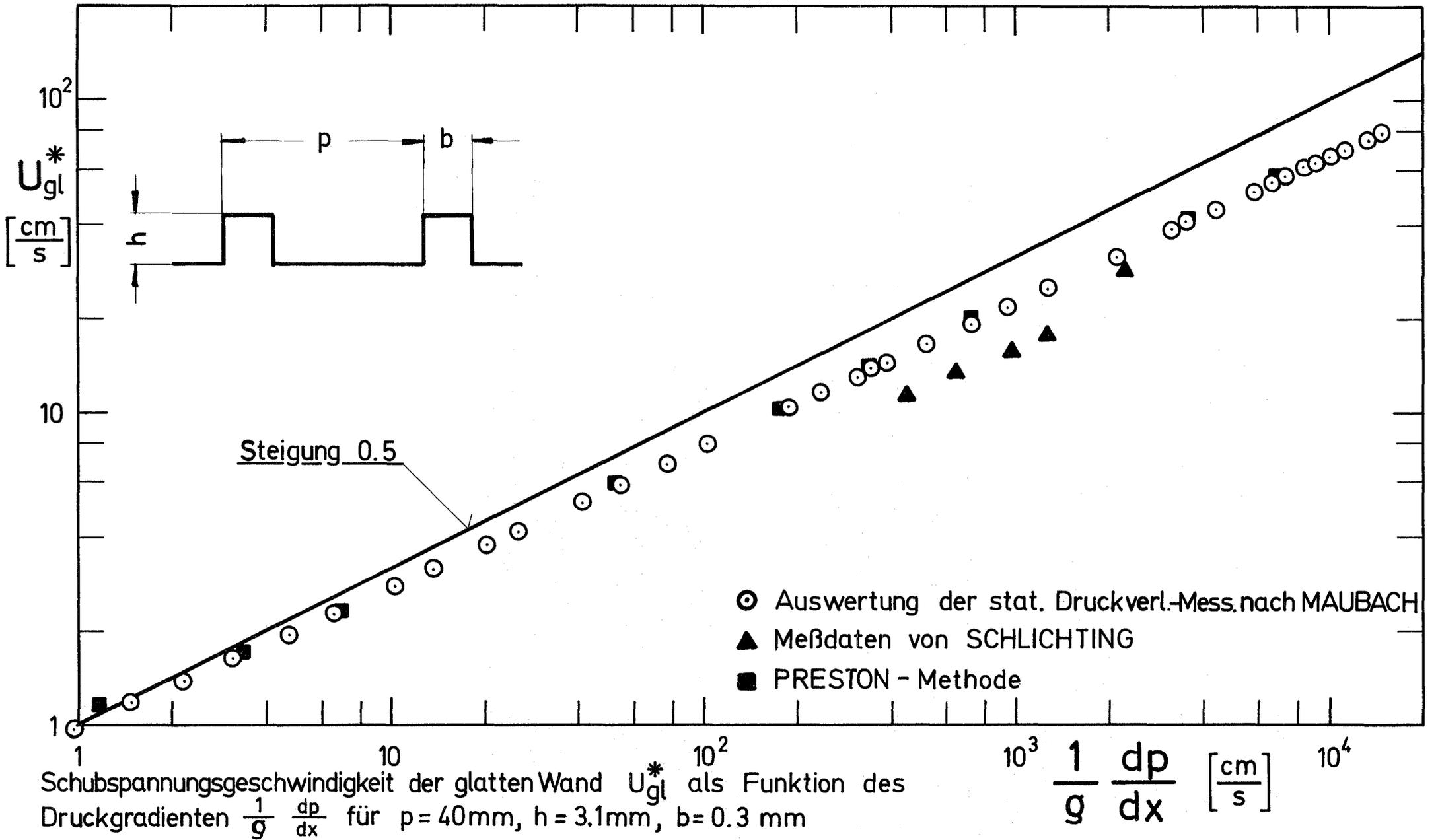


Abb. 6

Beiträge zu

1.28            ENTWURFSSTUDIEN ZU GASGEKÜHLTEN BRÜTERN

und

1.29            ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRÜTERN

erscheinen voraussichtlich wieder im nächsten PSB-Vierteljahresbericht.

