

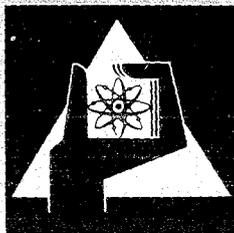
**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

Oktober 1974

KFK 1274/2
EUR 4979 d

Projekt Schneller Brüter

2. Vierteljahresbericht 1974



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

KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1274/2

EUR 4979 d

Projekt Schneller Brüter

2. Vierteljahresbericht 1974

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H. Karlsruhe

Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 2. Vierteljahres 1974, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung m.b.H. Karlsruhe durchgeführt worden sind.

Als einige der wesentlichsten Ergebnisse aus den Teilprojekten seien genannt:

Brennstabentwicklung:

In modelltheoretischen Berechnungen wurde der Einfluß der infolge des radialen Temperaturgradienten auftretenden Plutonium- und Sauerstoff-Umverteilung auf das radiale Temperaturprofil einer Mischoxidbrennstofftablette untersucht. Bei einem Verhältnis Sauerstoff/Metall $\approx 1,97$ führt demnach die Sauerstoffumverteilung zu einer Erniedrigung des Temperaturprofils, die dem Einfluß der im Tablettenzentrum entstehenden Pu-Anreicherung entgegenwirkt. Beide Effekte können sich zu Beginn der Bestrahlung eines frischen Brennstabes annähernd kompensieren. Überlagert ist ihnen die starke Abnahme der Zentraltemperatur infolge der Ausbildung des Zentralkanals.

Die Entmischung der Brennstoffkomponenten und Spaltprodukte im U-Pu-Mischoxid wurde experimentell in Thermodiffusionsversuchen (Simulationsversuchen an unbestrahlten Proben) sowie im Rahmen der Auswertung des Bestrahlungsexperimentes DFR 350 untersucht. Für DFR 350 zeigt die Mikrosonde u. a., daß die Pu-Anreicherung am Zentralkanal am heißen Ende der Brennstoffzone Werte bis zu 26 % PuO₂ (gegenüber ursprünglich 20 % PuO₂) erreicht. - Die chemische Reaktion mit der Brennstabhülle (W.Nr. 1.4961) ist am heißen Ende der Brennstoffzone mit einer bis zu 150 μ m dicken Angriffszone am deutlichsten ausgeprägt.

Materialuntersuchung und -entwicklung:

Bei der Nachuntersuchung von Brennstababschnitten aus dem Bestrahlungsexperiment Rapsodie wurde festgestellt, daß die Zeitstandfestigkeit an den schwächsten Stellen der Stäbe auf etwa die Hälfte des Wertes vom unbestrahlten Hüllmaterial abgesunken war. Dabei blieb die Überlegenheit des Stahles 1.4970 gegenüber dem Stahl 1.4988 erhalten.

Korrosionsversuche und Kühlmittelanalysen:

Die Nachuntersuchungen an den nach 5000 h aus dem Na-Hochtemperaturkreislauf entnommenen Proben ergaben weitere Hinweise auf die Kinetik der selektiven Korrosion. Die Auslagerung der 10 000 h-Proben hat inzwischen 6500 h erreicht, ohne daß eine der (mit Innendruck beaufschlagten) Proben zu Bruch gegangen ist.

Alle nach 5000 h untersuchten Hüllwerkstoffe hatten eine starke Aufkohlung, vor allem in der Anfangsphase der Versuche, erfahren. Analytische Untersuchungen hatten gezeigt, daß an der Grenze zwischen Matrix und Korrosionszone ein Maximum der C-Konzentration auftritt.

Aussagen über das Wachstum der Ferritzonen an der Oberfläche der Korrosionsproben erfordern noch weitere Untersuchungen.

Arbeiten zum Brennstoffzyklus:

Zur Abbrandbestimmung von bestrahlten UO_2 - PuO_2 -Proben wurden nach deren Auflösung die Konzentrationen der schweren Kerne sowie verschiedener Spaltprodukte gemessen.

Im Rahmen des naßchemischen Extraktionsverfahrens zur Wiederaufarbeitung von Brüterbrennstoffen wird über Versuchsergebnisse des 3. Extraktionszyklus in der Anlage MILLI berichtet.

Physikalische Experimente:

Die Messungen an den schnellen kritischen Anordnungen SNEAK 9C-1/2 sind nachgerechnet worden. Beide Anordnungen werden durch die k_{eff} -Berechnungen überschätzt. Dabei liegen die Ergebnisse für das Pu-Core 9C-2 nur um 0.15 % höher als für das U-Core 9C-1, so daß relativ zueinander eine gute Übereinstimmung besteht.

Wirkungsquerschnittsmessungen am Van-de-Graaff-Beschleuniger ergaben Resonanzparameter verschiedener Fe-, Ni- und Co-Isotope; mit einem 800 l Szintillatortank wurden Einfangquerschnitte von ^{238}U und ^{197}Au relativ zum Spaltquerschnitt von ^{235}U gemessen.

Sicherheit und Instrumentierung:

Für den SNR 300 Kern Mark Ia wurden drei verschiedene hypothetische Rampenstörfälle und zwei Kühlmittelverluststörfälle für eine vorgegebene Pumpenauslaufcharakteristik untersucht. In allen Fällen wurde versagendes Primär- und Sekundärabschaltsystem vorausgesetzt. Neuerdings anzunehmende geringere Natriumüberhitzung im Stabbündel führt zu einer im Vergleich zu früheren Er-

gebnissen reduzierten Energiefreisetzung.

Zur Strömungs- und Temperaturverteilung hinter Blockaden im Brennelement haben Rechnungen und Experimente frühere Ergebnisse bestätigt, daß nur hinter relativ großen Blockaden lokales Sieden auftreten kann. Da aber auch solche Blockaden bisher nicht sicher nachgewiesen werden können, sind weitere Untersuchungen erforderlich.

Die theoretische Untersuchung von Kernschmelzen wurde zu einem vorläufigen Abschluß gebracht. Die aus vereinfachenden Annahmen hergeleiteten Ergebnisse lassen es als unwahrscheinlich erscheinen, daß Brennstoff-Stahl-Massen nach einem schweren hypothetischen Unfall in den extremen Corecatcher gelangen, schließen dies aber nicht zweifelsfrei aus.

Technologie:

Fertigungsversuche an Heizstäben für 1050° C Kühlmitteltemperatur und 250 W/cm² Heizflächenbelastung sind positiv verlaufen, so daß diese Stäbe demnächst erprobt werden können.

Die abschließenden hydraulischen Untersuchungen an Absorberbündeln erbrachten u. a. den Vorschlag, die Strömungsgeschwindigkeiten an den Engstellen im Kopf der Führungsrohre durch Konstruktionsänderungen zu reduzieren, um dadurch Gesamtdruckverlust, Bündeldurchsatzanteil und radiale Stabilität des Bündels günstig zu beeinflussen.

Der Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

Summary

This report covers work performed in the second quarter of 1974 within the framework of the fast breeder project with Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe.

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

Fuel Pin Development:

Calculations on the basis of model theory were performed to investigate the influence of the plutonium and oxygen redistribution occurring as a consequence of the radial temperature gradient upon the radial temperature profile of a mixed oxide fuel pellet. At an oxygen/metal ratio ≥ 1.97 , accordingly, the oxygen redistribution decreases the temperature profile, which counteracts the influence of the plutonium enrichment produced in the center of the pellet. In the early stages of irradiation of a fresh fuel pin the two effects can almost compensate each other. They are superimposed the marked decrease of the central temperature as a consequence of the formation of a central channel.

Demixing of the fuel components and fission products in U-Pu mixed oxide was investigated experimentally within the evaluation of the DFR 350 in-pile experiment, and in thermo-diffusion experiments (simulation experiments on unirradiated specimens). For DFR 350 the microprobe inter alia shows that the plutonium enrichment in the central channel at the hot end of the fuel zone will reach values up to 26 % PuO₂ (as against an original 20 % PuO₂). The chemical reaction with the fuel cladding (material No. 1.4961) at the hot end of the fuel zone is most pronounced with an area of attack up to 150 μm thick.

Material Studies and Development

In the post-irradiation examination of fuel pin sections from the Rapsodie in-pile experiment it was found out that the stress rupture strength had been reduced to about half the value of unirradiated cladding material at the weakest spots of the pins. Still the supremacy of 1.4970 steel as against 1.4988 steel was retained.

Corrosion Experiments and Coolant Analyses

The examinations of the samples removed from the sodium high temperature loop after 5000 hours furnished more details of the kinetics of selective corrosion. Exposure of the 10,000-hour-samples has meanwhile reached 6500 hours without any of the samples subjected to internal pressures having ruptured.

All the cladding material investigated after 5000 hours showed pronounced carburization, especially in the initial phase of the experiments. Analytical examinations had shown that a maximum of C-concentration occurs at the boundary between the matrix and the corrosion zone.

Pertinent information about the growth of the ferritic zones at the surface of the corrosion samples still requires additional experiments to be performed.

Work on the Fuel Cycle

For determination of the burnup of irradiated $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ samples the concentrations of heavy nuclei and of various fission products were measured after dissolution of the samples.

Within the framework of wet chemical extraction processes for the reprocessing of breeder fuel, experimental results of the third extraction cycle of the MILLI facility are reported.

Physics

Measurements performed at the fast critical assemblies SNEAK 9C-1 and -2 have been followed up by calculation. Both assemblies are overestimated by the k_{eff} calculations. The results for the 9C-2 Pu core are only 0.15 % higher than for the 9C-1 U core, which indicates a good relative agreement.

Cross section measurements performed at the Van-de-Graaff accelerator showed resonance parameters of various iron, nickel, and cobalt isotopes. Capture cross sections of ^{238}U and ^{197}Au were measured relative to the fission cross section of ^{235}U in an 800 l scintillator tank.

Safety and Instrumentation

Three different hypothetical ramp incidents and two loss-of-coolant incidents were investigated for the Mark Ia SNR 300 core for given pump coastdown

characteristics. In all these cases failures of the primary and secondary shutdown systems were assumed. The slighter sodium overheating in the rod bundle more recently assumed results in an energy release which is lower than had been supposed in earlier studies.

As far as the flow and temperature distributions downstream of blockages in the fuel element are concerned, calculations and experiments have confirmed earlier results showing that local boiling can occur only downstream of relatively large blockages. However, since even for such blockages detection methods so far have not been sufficiently reliable, further studies will be required.

The theoretical investigation of core meltdowns was brought to a temporary conclusion. The results derived from simplifying assumptions make it appear unlikely that fuel-steel masses will get into the external core catcher following a major hypothetical accident, but they do not exclude this possibility beyond any doubt.

Technology

Fabrication tests on heating rods for 1050°C coolant temperature and 250 W/cm^2 heating surface rating have had positive results; these rods will be tested in the near future.

Final hydraulic studies conducted on absorber bundles among other findings resulted in the suggestion that the flow rates at the bottlenecks in the heads of the guide tubes should be reduced by design modifications in order to influence the overall loss of pressure, the bundle flow fraction and the radial stability of the bundle in a favorable way.

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-Fol-geprogramm (für einen Demonstrations-SNR) oder dem Grundlagenprogramm (Hochleistungsbrüter, Gaskühlung, reaktorphysikalische Grundlagen) zuzuordnen sind.

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

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

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

Inhaltsübersicht⁺⁾

- 112 BRENNSTABENTWICKLUNG
- 113 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG
- 114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN
- 115 ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS
- 121 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE
- 123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN
- 124 INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG
- 125 AUSWIRKUNG VON REAKTORSTÖRFÄLLEN AUF DIE UMWELT; AKTIVITÄTSFREISETZUNG
- 126 NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE
- 129 ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN

⁺⁾ Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Kennzahlen.

Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnummeriert.

Zum Druck eingereicht im September 1974

112 BRENNSTABENTWICKLUNG

1120 Brennstab-Modelltheorie*

Parameterstudien über die Auswirkung von Umverteilungsvorgängen auf das
Temperaturprofil in $(U,Pu)O_{2-x}$ -Brennstofftabletten
(H. Elbel, J. López Jiménez, IMF)

1. Einleitung

Der Brennstoff Schneller Reaktoren, $(U,Pu)O_2$, wird in wesentlichen Eigenschaften von seiner Dichte, d.h. dem Porositätsanteil, vom O/Me-Verhältnis und von dem Anteil an PuO_2 bestimmt. Wärmeleitfähigkeit, thermische Ausdehnung, mechanische und chemische Eigenschaften hängen von diesen Größen ab. Durch den betriebsbedingten Temperaturgradienten in einer Brennstofftablette erfahren die ursprünglich mehr oder minder homogenen Verteilungen von Porosität, O/Me-Verhältnis und Pu-Anteil eine Veränderung. Diese wirkt auf das Temperaturprofil der Brennstofftablette zurück.

2. Einfluß der Porenwanderung

Der Einfluß der Porenwanderung auf das radiale Temperaturprofil einer Brennstofftablette ist hinlänglich bekannt, so daß an dieser Stelle nicht weiter darauf eingegangen werden muß. Die Zentraltemperatur erreicht, bezogen auf eine bestimmte Stableistung, während der Startphase ihren höchsten Wert. Durch die im Temperaturgradienten erfolgende Wanderung der Herstellungsporen, im wesentlichen durch einen Verdampfungs- und Kondensationsmechanismus, kommt es zur Ausbildung des Zentralkanals und als Folge

* BzFE-Nr. 431.0; Zuletzt berichtet in KFK 1273/4

davon zu einer beträchtlichen Absenkung der Zentraltemperatur, wie z.B. das Ergebnis einer Modellrechnung, das in Abb. 1 dargestellt ist, zeigt.

3. Einfluß der U/Pu-Umverteilung

Die Umverteilung der Uran- und Plutonium-haltigen Komponenten des Brennstoffes bedeutet eine Verlagerung von spaltbarem Material, mit der folglich eine Änderung der Wärmequell-dichteverteilung verbunden ist. Diese beeinflusst ihrerseits das Temperaturprofil.

Die Vorgänge, die zur Umverteilung führen, sind in erster Linie Thermodiffusion in der Brennstoffmatrix und Verdampfungs- und Kondensationsprozesse in den Hohlräumen des Brennstoffs (siehe z.B. /1/). Eine Umverteilung mittels des zuletzt erwähnten Prozesses tritt in Zusammenhang mit der Wanderung der Herstellungsporen auf. Zu Beginn der Bestrahlung eines frischen Brennstabes ist deshalb parallel zur Verdichtung der inneren Brennstoffzone bereits mit einer raschen Veränderung der ursprünglichen Plutoniumverteilung zu rechnen.

Die Umverteilung während des sich über den Verdampfungs- und Kondensationsmechanismus abwickelnden Materialtransportes wird durch den unterschiedlichen Dampfdruck der einzelnen Komponenten ermöglicht. Dieser ist vom O/Me-Verhältnis des Brennstoffes abhängig. In wenig unterstöchiometrischem Brennstoff ($2,00 - \sim 1,97$) verdampft bevorzugt die uranhaltige Komponente /2/, was zu einer Anreicherung von Plutonium in der Umgebung des Zentralkanals führt.

In einer Parameterstudie wurde versucht, den Einfluß dieser Umverteilung auf das radiale Temperaturprofil einer Brennstofftablette abzuschätzen. Dazu wurde das in /3/ vorgeschlagene Modell herangezogen, das unter der Annahme abgeleitet wurde, daß die wandernde Pore im thermodynamischen Gleichgewicht mit dem sie umgebenden Brennstoffmaterial steht. Die Parameterstudie wurde für $(U_{0,8}, Pu_{0,2})O_2$ -Brennstoff durchgeführt, wie er bei bisherigen Bestrahlungsversuchen Verwendung gefunden hat. Es wurde jedoch stöchiometrischer Brennstoff angenommen, um die Einflüsse der bei unterstöchiometrischem Brennstoff auftretenden Umverteilung des Sauerstoffs zu eliminieren.

Die für die Parameterstudie verwendeten Material- und Betriebsdaten sind in Tabelle 1 zusammengestellt. Typische Ergebnisse zeigen die Abb. 1 und 2.

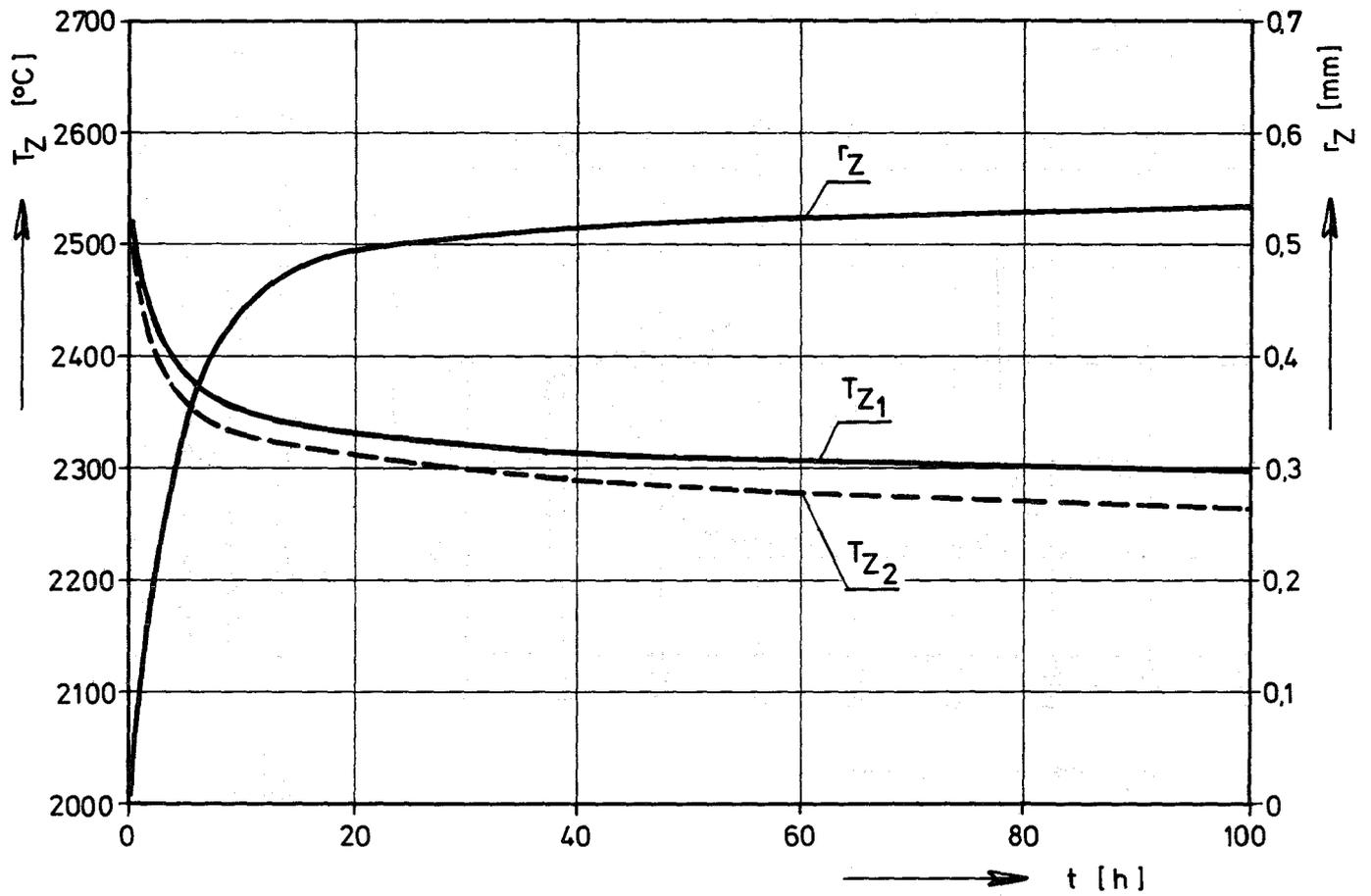


Abb. 1 Zentraltemperatur T_Z und Zentralkanalradius r_Z als Funktion der Zeit t ,

T_{Z1} : 20 % Pu, 80 % U-238

T_{Z2} : 20 % Pu, 80 % U (davon 86,4 % U-235)

Brennstoffrandtemperatur $T_{Ba} = 800$ °C

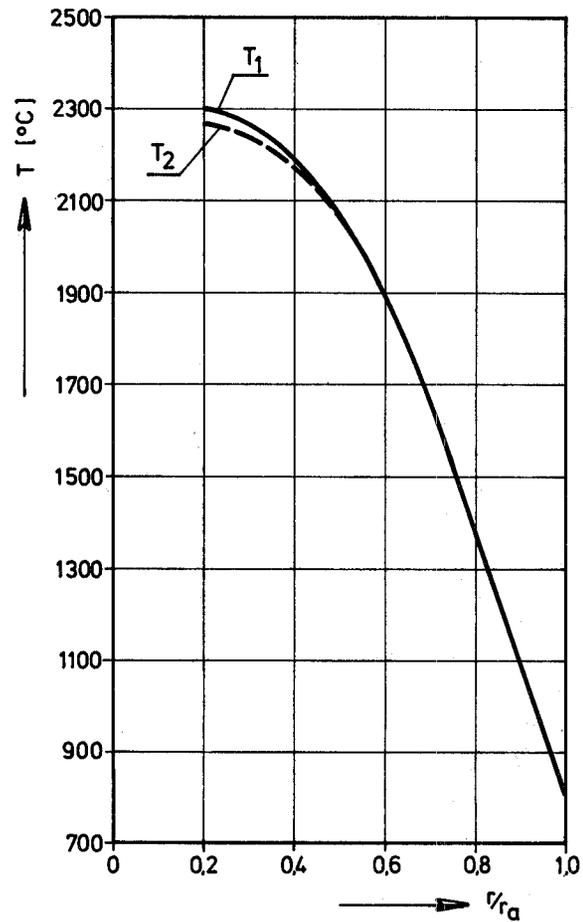


Abb. 2 Temperaturverteilung als Funktion des Brennstoffradius nach $t = 100$ h,
 T_1 : 20 % Pu, 80 % U-238
 T_2 : 20 % Pu, 80 % U (davon 86,4 % U-235)
 Brennstoffrandtemperatur $T_{Ba} = 800$ °C

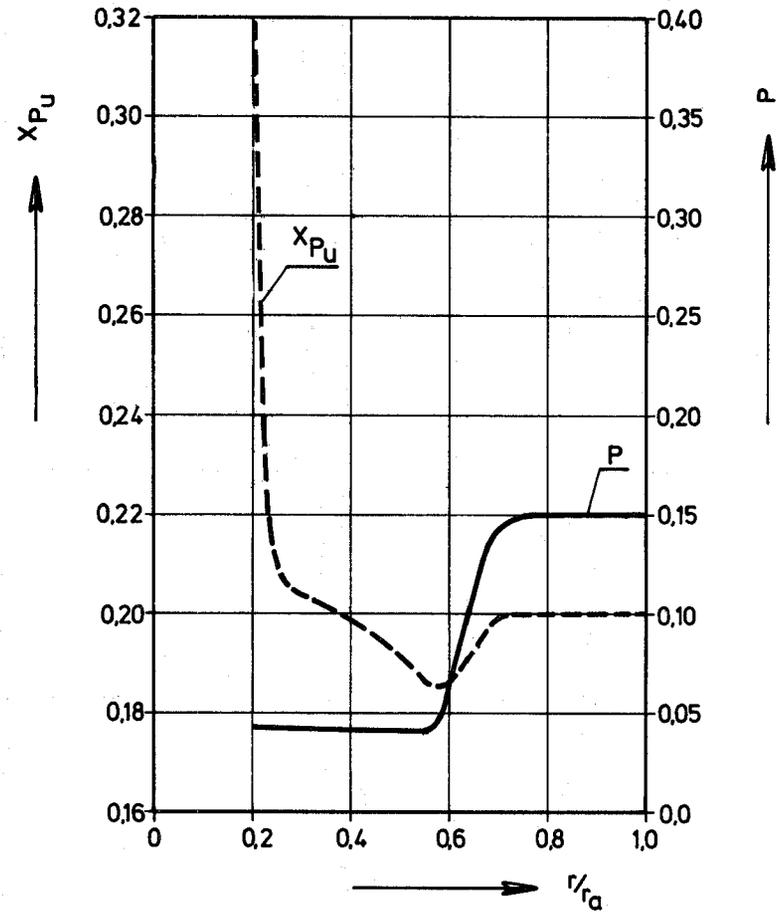


Abb. 3 Porositätsverteilung P und Plutoniumverteilung X_{Pu} in Abhängigkeit vom Brennstoffradius nach $t = 100$ h,
 Brennstoffrandtemperatur $T_{Ba} = 800$ °C

Die gestrichelten Kurven geben den ohne Berücksichtigung der Plutonium-Umverteilung berechneten Verlauf der Temperaturen in Abhängigkeit von der Zeit bzw. vom Brennstoffradius wieder. Diese Kurven entsprechen innerhalb der Rechenungenauigkeiten auch den Ergebnissen, die unter Berücksichtigung der Plutonium-Umverteilung für einen Brennstoff errechnet wurden, der mit U-235 hoch angereichert ist.

Wird die Wärme allein durch die Spaltung des Plutoniums erzeugt, so entsteht ein Temperaturverlauf, wie ihn die ausgezogenen Kurven zeigen. Die Zentraltemperatur liegt nach einer Betriebszeit von 100 h in dem vorliegenden Beispiel um rund 35 °C über dem Wert, der ohne Berücksichtigung der Plutonium-Umverteilung berechnet wurde. Die Größe des Zentralkanals bleibt nahezu ungeändert, da die Änderung des Temperaturprofils nicht über die Verdichtungszone des Brennstoffes hinausreicht.

Die Berechnung der Porositäts- und der Plutonium-Umverteilung wurde mit Hilfe eines für diese Zwecke neu formulierten Rechenprogramms durchgeführt. Es trägt den Namen POUMEC. Die mit diesem Programm bestimmten Verteilungen der Porosität und des Plutoniumanteils sind in der Abb. 3 dargestellt.

4. Einfluß der O/Me-Umverteilung

In dem unterstöchiometrischen Brennstoff, der für Schnelle Reaktoren vorgesehen ist, findet durch den Temperaturgradienten hervorgerufen eine Änderung der radialen Sauerstoffverteilung in der Weise statt, daß im Innern der Brennstofftablette die Sauerstoffdefektkonzentration ansteigt, während sie entsprechend im äußeren Bereich bis auf Werte absinkt, die am Rand nahezu dem stöchiometrischen Zustand entsprechen (vgl. Abb. 4). Diese Umverteilung wirkt sich aufgrund der O/Me-Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit auf das radiale Temperaturprofil der Brennstofftablette aus.

Nach /4/ stellt die Festkörper-Thermodiffusion den wesentlichen Transportmechanismus dar. Ein auf dieser Vorstellung basierendes Rechenmodell (STEQ) wurde mit dem Rechenprogramm SATURN gekoppelt, um den geschilderten Einfluß quantitativ untersuchen zu können. Mit diesem Programmsystem wurde das Verhalten eines Brennstabes beim ersten Anfahren analysiert.

Stabspezifikation und Betriebsbedingungen sind in den Tabellen 2 und 3 zusammengestellt. Als Anfahrzeit wurde ein Zeitraum von fünf Stunden angenommen, in dem Stableistung und Hüllrohräußentemperatur linear auf den jewei-

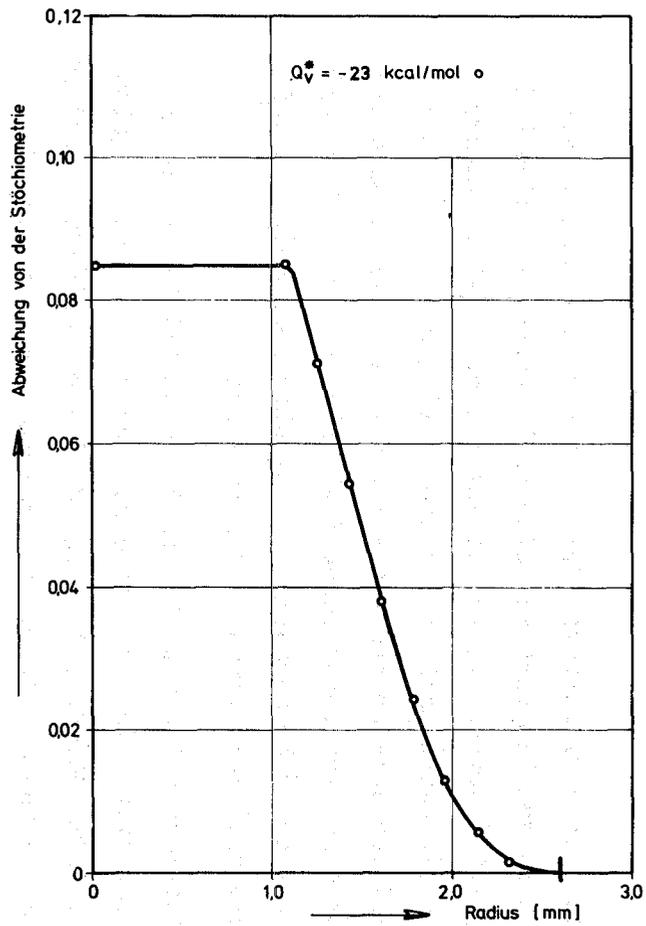


Abb. 4 Sauerstoffdefektverteilung bei einem mittleren O/Me-Verhältnis von 1,96 (berechnet mit STEQ)

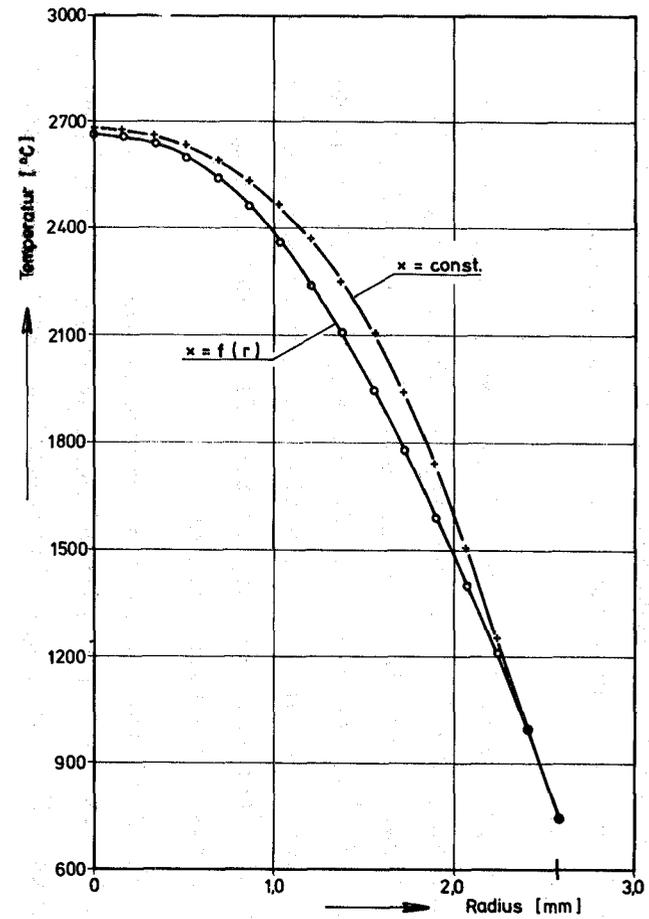


Abb. 5 Temperaturverteilung als Funktion des Brennstoffradius,
 $x = \text{const.}$: konstante Sauerstoffdefektverteilung
 $x = f(r)$: Sauerstoffdefektverteilung nach Abb. 4

ligen Endwert gebracht wurden. Eine Änderung der Brennstoffstruktur durch Porenwanderung wurde bei dieser Parameterstudie außer acht gelassen.

Das Ergebnis zweier Rechnungen zeigt die Abb. 5. Es ist folgendermaßen zu interpretieren: Eine Erhöhung der Sauerstoffdefektkonzentration führt zu einer Verschlechterung der Wärmeleitfähigkeit, eine Erniedrigung zu einer Verbesserung. Die in der äußeren Zone der Brennstofftablette auftretende Erniedrigung hat einen stärkeren Einfluß auf das Temperaturprofil als die in der inneren Zone auftretende Erhöhung, da der Wärmestrom durch die äußere Zone größer ist als in der inneren. Das Temperaturprofil, das unter Berücksichtigung der Sauerstoffumverteilung berechnet wurde, ist deshalb gegenüber dem unter Vernachlässigung der Umverteilung berechneten abgesenkt. Der Unterschied in der Zentraltemperatur ist allerdings nicht sehr groß.

5. Zusammenfassung

Die in $(U,Pu)O_{2-x}$ -Brennstoff unter dem Einfluß des radialen Temperaturgradienten auftretende Umverteilung des Plutoniums auf der einen Seite und des Sauerstoffs auf der anderen Seite wirkt bei einem O/Me-Verhältnis, das größer als etwa 1,97 ist, in gegensätzlicher Weise auf den Verlauf des radialen Temperaturprofils einer Brennstofftablette ein. Die Anreicherung des Plutoniums im Zentrum der Tablette führt zu einer Anhebung des Temperaturprofils im inneren Bereich, während die Umverteilung des Sauerstoffs eine Erniedrigung bewirkt. Die Überlagerung beider Effekte kann zu Beginn der Bestrahlung eines frischen Brennstabes angenähert zu deren Kompensierung führen.

Beiden Effekten ist die starke Abnahme der Zentraltemperatur infolge der Ausbildung des Zentralkanals überlagert.

Literatur:

- /1/ M. Bober, C. Sari, G. Schumacher;
J. Nucl. Mat. 39 (1971) 265
- /2/ M.H. Rand, T.L. Markin;
Proc. IAEA Symp. Thermodynamic of Nucl. Mat., Vienna (1967), p.637
- /3/ W.J. Lackey, F.J. Homan, A.R. Olsen;
Nucl. Techn. 16 (1972) 120
- /4/ M. Bober, G. Schumacher; KFK 1887, Dezember 1973

Tabelle 1: Material- und Betriebsdaten

Brennstoffaußenradius	2,55 mm
theoretische Dichte des Brennstoffes	10 g/cm ³
Porositätsanteil	15 %
O/Me-Verhältnis	2,00
Pu-Anteil	20 %
U-235-Anreicherung	0 bzw. 0,864 ⁺⁾
integraler linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient	1 · 10 ⁻⁵ /°C
Brennstoffrandtemperatur	800 bzw. 900 °C
lineare Stableistung	500 W/cm

⁺⁾ nach dem Bestrahlungsversuch DFR-350 (KFK 1377)

Tabelle 2: Stabspezifikation

Hüllrohr:	
Material	1.4988
Außendurchmesser	6,00 mm
Innendurchmesser	5,24 mm
Brennstofftablette:	
Material	UO ₂ + 20 % PuO ₂
Stöchiometrie	1,96
Dichte	84 % th.D.
Theoretische Dichte	10,98 g/cm ³
Durchmesser	5,04 mm
Brennstab:	
Füllgas	Helium
Innendruck	1 atm
Außendruck	5 atm

Tabelle 3: Betriebszustand bei Erreichen der vollen Leistung
(Anfahrzeit 5 h)

Lineare Stableistung	435 W/cm	Hüllaußenradius	3,018 mm
Hüllaußentemperatur	348 °C	Hüllinnenradius	2,636 mm
Hüllinnentemperatur	398 °C	Brennstoffinnenradius	0,0 mm

1121 Oxidischer Brennstoff - Laboruntersuchungen1121.2 Versuche zur mechanischen Wechselwirkung des Brutstoffs mit der Hülle (O.Götzmann, P.Hofmann, IMF) *

Überstöchiometrisches UO_2 reagiert mit Cäsium zu Cäsiumuranat. Da Cäsium eines der am häufigsten auftretenden Spaltprodukte ist und im allgemeinen durch den Brennstoff nicht abgebunden wird, besteht die Möglichkeit der Reaktion mit dem leicht überstöchiometrischen Brutstoff. Die Cäsiumurane nehmen pro g-Atom Uran ein grösseres Volumen ein als UO_2 . D.h. durch die Reaktion mit dem Cäsium schwillt der Brutstoff, und die Gefahr der mechanischen Wechselwirkung mit der Hülle ist gegeben.

Die Schwellung des Brutstoffs hängt von der Art und Menge der gebildeten Uranate ab. Die Menge der Reaktionsprodukte wird durch den überstöchiometrischen Sauerstoffanteil im Brutstoff bestimmt, die Art von der Menge des vorhandenen Cäsiums. Da im Verhältnis zum Brutstoff das Cäsium immer in kleinen Mengen vorhanden sein wird, ist die Bildung polynärer Uranate wahrscheinlich. Das Cäsiummonouranat mit fast 50 Gew. % Cäsium dürfte nicht das in erster Linie auftretende Reaktionsprodukt sein, wie es anderswo vorgeschlagen wurde /1/. Aus neueren Untersuchungen in Petten /2/ geht auch hervor, dass bei kleinem Cs/U-Verhältnis ein hoch polynäres Uranat der Form $Cs_2U_{16}O_{49}$ entsteht. In diesem Produkt ist Cäsium nur zu etwa 5 Gew. % enthalten. Erst bei einem Cs/U-Verhältnis von 1 bildet sich das Monouranat.

Bei Temperaturen über $600^{\circ}C$ und einem Sauerstoffpotential, wie es durch die Zusammensetzung des Brutstoffs gegeben ist, zerfallen die Uranate in ein sauerstoffarmes quaternäres Uranat der Form $Cs_2U_4O_{12}$ und in UO_2 . Dieses Uranat nimmt pro g-Atom Uran etwa den doppelten Raum ein wie UO_2 , d.h. bei vollständiger Reaktion schwillt der Brutstoff um 100%. Dafür wäre aber eine Sauerstoffmenge erforderlich, die einem O/U-Verhältnis von 3 entspricht. Im allgemeinen hat der Brutstoff ein O/U-Verhältnis von kleiner bis höchstens 2,01. Bei diesem Sauerstoffangebot erreicht die Volumenzunahme etwa 1%. Ist eine axiale Ausdehnung nicht möglich, wird der Durchmesser der Brutstofftabletten etwa 0,5% zunehmen. Bezogen auf den Brutstoff wäre dazu etwa 0,2 Gew. % Cäsium erforderlich. Berücksichtigt man das Spaltvolumen, das bei einem diametralen Spalt

/1/ C.E. Johnson in ANL-RDP-18 (1973), 5.1

/2/ E.H.P. Cordfunke in RCN-212 (1974), 39

* BzFE-Nr. 313.1

von 50 bis 100 μm mehr als 1% des Brutstoffvolumens ausmacht, ist eine grosse Durchmesserzunahme im Bereich der Brutstofftabletten aufgrund der Reaktion mit Cäsium im Normalfall nicht zu befürchten.

Bei unseren Versuchen werden als Brutstoff neben stöchiometrischem UO_2 noch ein Uranoxid mit einem O/M-Verhältnis von 2,1 verwendet, um messbare Effekte zu erzielen. Als Hüllrohre dienen 50 mm lange Röhrchen aus 1.4988-Stahl mit den Abmessungen $6 \times 0,38$ mm. Die Brutstofftabletten haben einen Durchmesser von 5,1 mm und Dichten von 85 und 95% TD. Die Cäsiumzugabe liegt im Bereich von 1 bis 10 Gew. %. Die Glühungen werden bei 500, 800 und 900°C durchgeführt.

Die Versuchsreihe ist noch nicht abgeschlossen; die bisherigen Ergebnisse sind daher auch nur als vorläufig zu betrachten. Sie sind in der Tab. 4 zusammen mit den Versuchsdaten aufgeführt. Die meisten Proben wurden nach dem ersten Durchgang ein zweites Mal geglüht, um festzustellen, ob die Reaktion vollständig abgelaufen ist. Vielfach wurde eine weitere Durchmesserzunahme festgestellt.

In den meisten Fällen zeigten die Proben mit stöchiometrischem Brutstoff keine Schwellung oder nur eine kleine Durchmesserzunahme im Bereich des unteren Endstopfens, die auf die unterschiedliche thermische Ausdehnung der Schweissnaht zurückgeführt wurde. Eine Ausnahme machen die Proben 16, 17 und 18, bei denen über die ganze Länge eine Schwellung festgestellt wurde. Die Proben mit überstöchiometrischem UO_2 zeigten mit einer Ausnahme deutliche Durchmesserzunahmen. Sie erreichten maximale Werte von 1-2%. Aufgrund der Brutstoffzusammensetzung war eine Volumenzunahme von etwas mehr als 10% möglich. Der diametrale Spalt betrug $140 \mu\text{m}$, so dass schon die Hälfte der möglichen Zunahme zur Überwindung des Spaltes nötig war. Da sicher ein Teil der Schwellung auch zur Verringerung der Porosität führte, entspricht eine Durchmesserzunahme von rund 2% dem zu erwartenden Ergebnis.

Veröffentlichung zu 1121.2

H.Schneider, E.Nold

Die Beschichtung von UO_2 -Pellets mit Niob-Metall

KFK 2008, Juni 1974

Probe	O/M	Cs-Gehalt Gew.-%	Dichte % TD	Glühbedingungen Temp. °C	Zeit h	Ergebnis Δ D/D
3	2,00	10	85	500° +900°	24 +90	neg. neg.
4	2,00	1	95	500°	50 +100	neg. < 0,1%
5	2,00	5	95	500°	50 +100	neg. neg.
6	2,00	10	95	500°	96	neg.
7	2,1	1	85	500°	50 +100	neg. neg.
8	2,1	5	85	500°	50 +100	2% 2,5%
9	2,1	10	85	500° +900°	24 + 96	0,5% "
15	2,00	10	85	900°	96	neg.
16	2,00	1	95	800°	50 +100	neg. 0,8%
17	2,00	5	95	800°	50 +100	0,6% 1,25%
18	2,00	10	95	900°	96	0,5%
19	2,1	1	85	800°	50 +100	0,5% 1%
20	2,1	5	85	800°	50 +100	0,8% 0,9%
21	2,1	10	85	900°	24	0,75%

Tabelle 4: Gemessene Schwellwerte an Hüllrohrproben nach Reaktion der eingefüllten UO₂-Tabletten mit Cäsium

1121.4 MikrosondenuntersuchungenSimulationsuntersuchungen zum Verhalten von Spaltprodukten im Mischoxid*

(H. Kleykamp, H. Späte, IMF)

Die Entmischung der Brennstoffkomponenten und Spaltprodukte im Uran-Plutonium-Mischoxid unter einem Temperaturgradienten ist für das Brennstabverhalten von großer Bedeutung. Die Fragen zur Löslichkeit und zur Ausscheidung von Spaltprodukten lassen sich aber durch Simulationsversuche eindeutiger als durch Untersuchungen an bestrahlten Proben beantworten, weil die abbrandbedingte Änderung des zeitlichen Temperaturverlaufs, der Stöchiometrie und der Spaltproduktkonzentration sowie Übersättigungserscheinungen nicht auftreten. Es wurden daher Thermodiffusionsversuche an kopräzipitiertem Mischoxid der Zusammensetzung $U_{0,85}Pu_{0,15}O_{1,96}$ durchgeführt, dem die pulverförmigen Spaltprodukte Mo und Ru als Metalle sowie Ba, Zr, Ce und Nd als Oxide in einer Konzentration, die einem Abbrand von 5% entspricht, durch mechanische Mischung beigelegt wurden. Der etwa 6,3 mm lange, zylinderförmige Preßkörper mit 92 bis 95% th.D. wurde einem axialen Temperaturgradienten mit der heißen Stirnfläche von $2470^{\circ}C$ und der kalten Stirnfläche von $1500^{\circ}C$ etwa 72 h ausgesetzt [1].

Nach dem Versuch wurde senkrecht zum Temperaturgradienten im mittleren Temperaturbereich ein ausgeheiltes Riß beobachtet, der den Preßkörper in eine hochdichte Säulenkristallzone und eine porenreiche Zone unterteilt (Abb.6). Mit der Mikrosonde wurden als mittlere Konzentrationen im gesamten Bereich 15% PuO_2 , 83% UO_2 und <2% gelöste Spaltprodukttoxide gemessen (Pos.3 und Abb.7). Im Bereich des ausgeheilten Risses steigt die Pu-Konzentration auf 17% PuO_2 infolge eines PuO-Transports über die Gasphase an -die Pu-Zunahme am kalten Ende ist geringer-, während der Anstieg der U-Konzentration im Riß nur unbedeutend ist. Die Konzentration des in der Matrix vollständig gelösten Ce und Nd beträgt im Mittel jeweils 0,4%, sie nimmt auf Grund von Verdampfungseffekten zum kalten Ende zu;

* BzFE Nr. 314.2. Zuletzt berichtet in KFK 1273/2, S. 112-41

[1] M. Bober, C. Sari, G. Schumacher, KFK-1271/3 (1971) 112-11

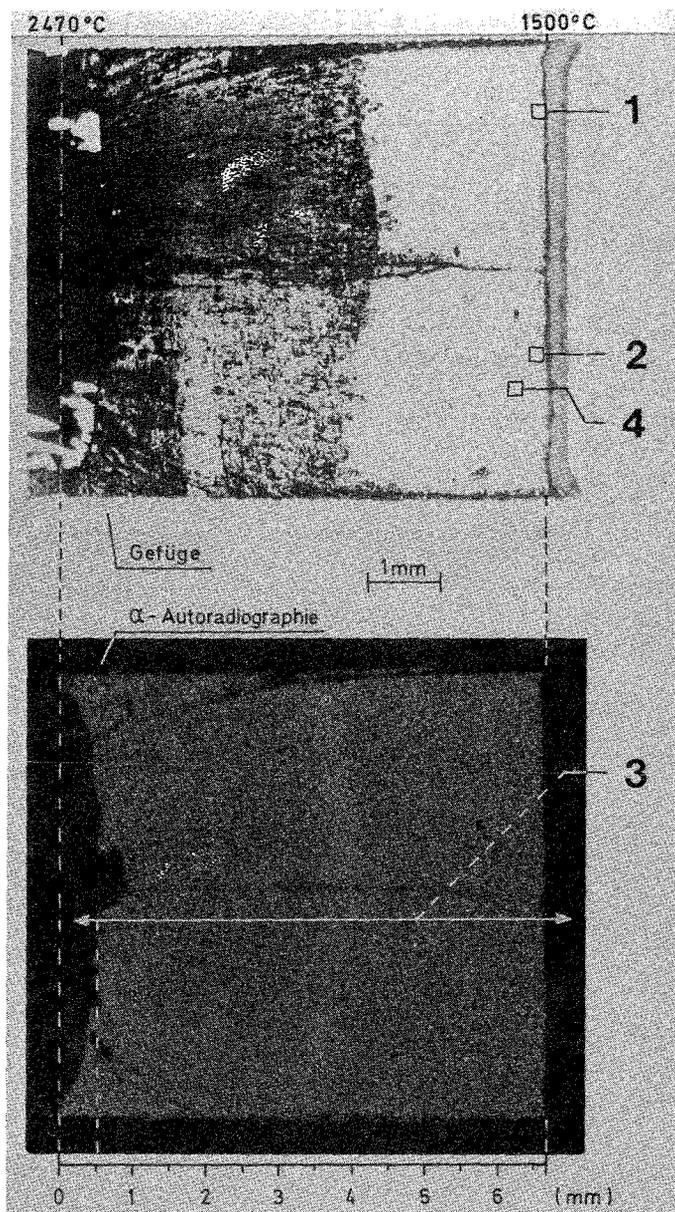


Abb.6: Gefüge und α -Autoradiographie der im Temperaturgradienten wärmebehandelten, 5% abbrandsimulierten Probe $U_{0,85}Pu_{0,15}O_{1,96}$

im RiB wurde keine Anomalie festgestellt. Die Konzentration des in der Matrix gelösten Zr liegt bei 0,1%; der überwiegende Teil befindet sich in Ausscheidungen als Ba-Zirkonat-Uranat (z.B. Pos.4). Bei sehr niedrigen Temperaturen scheint sich $BaZrO_3$ nicht bilden zu können, Ba und Zr werden hier nur als getrennte Phasen beobachtet (Pos.1 und 2). Als metallische Ausscheidungen wurden im gesamten Bereich die Mischphase Mo-Ru mit einem höheren Mo-Ru-Verhältnis in der heißen Zone identifiziert, ferner in unmittelbarer Nachbarschaft zu diesen die intermetallische Verbindung $(U,Pu)Ru_n$, deren Bildung in unterstöchiometrischem Mischoxid bei hohen Temperaturen möglich ist. Mo konnte mit Werten $<0,1\%$ im Mischoxid gelöst nachgewiesen werden. Da dieses Element metallisch eingesetzt worden war und im Mischoxid

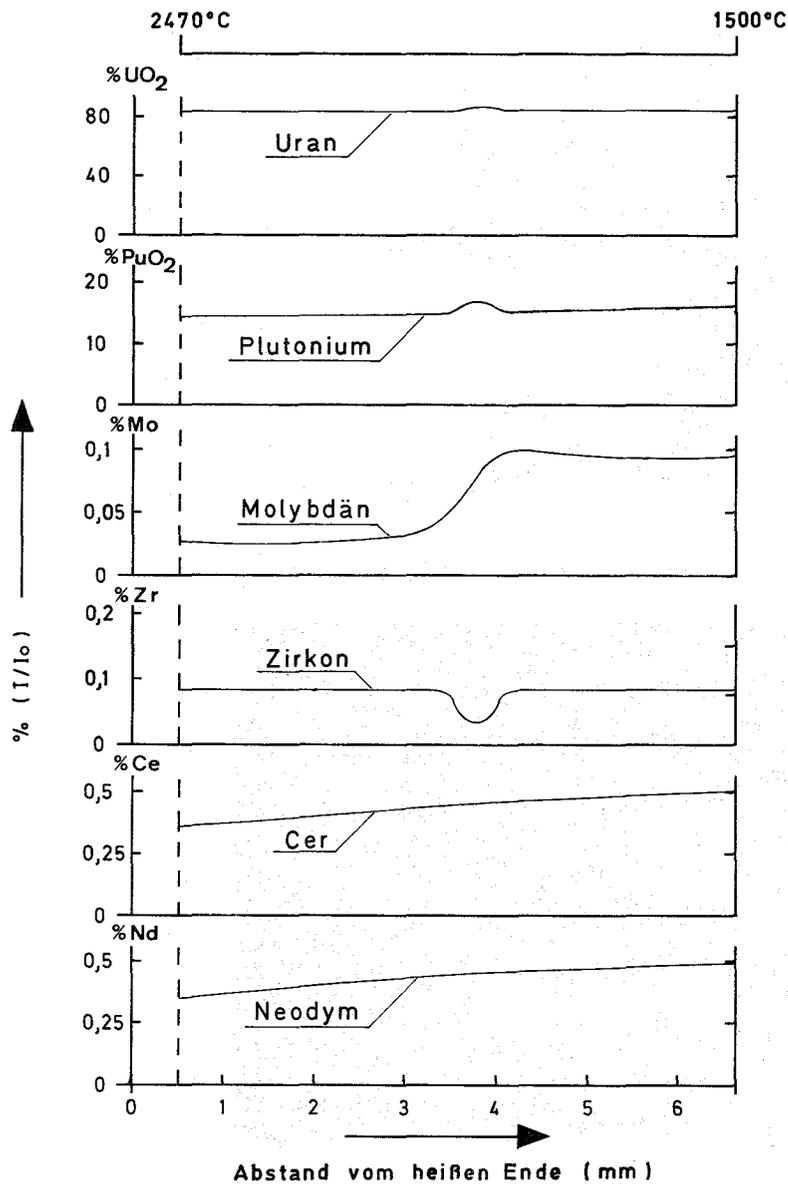


Abb.7: Konzentrationsprofile der Brennstoffkomponenten und der löslichen Spaltprodukte parallel zum Temperaturgradienten

gleichmäßig verteilt vorliegt, so ist damit gezeigt, daß Mo im Brennstoff löslich ist. Denn aus Untersuchungen an bestrahlten Proben ist nicht eindeutig zu klären, ob das während des Abbrands in der Brennstoffmatrix entstandene Mo Mikroausscheidungen infolge einer Übersättigung bildet oder in Lösung geht. Der im Bereich des Risses beobachtete Sprung zu höheren Mo-Konzentrationen im Mischoxid bei niedrigeren Temperaturen beruht auf Verdampfungseffekten und auf dessen höherem O/M-Verhältnis am kalten Ende. Die Mo-Grenzlöslichkeit wurde im gesamten Bereich noch nicht erreicht. Die gesicherte Mo-Löslichkeit im Brennstoff und die Gegenwart in metallischen Ausscheidungen gemäß dem Verteilungsgleichgewicht $[Mo]_{Met.} + (O_2) = [MoO_2]_{Matrix}$ ist die Basis für die Berechnung von Sauerstoff-Partialdrücken bzw. -Potentialen im Temperaturgradienten von Schnellbrüter-Brennstäben.

1122 Bestrahlungsexperimente - Oxidbrennstäbe und Absorbermaterialien1122.23 Bestrahlungsexperiment KNK-II-Oxidelement^F

(H.H. Frey, H. Miller, IRB; D. Freund, H. Reiser, IMF)

Zur Untersuchung des Verhaltens fortschrittlicher Schnellbrüter-Brennstab- bzw. Bündelkonzepte ist für die erste Nachladung des KNK-II der Einsatz eines Brennelementbündels mit 6-Rippenrohren geplant. (Eine erste Erprobung dieses Bündelkonzeptes findet im BR 2 unter der Bezeichnung Mol-7D /1/ statt). In nachfolgender Tabelle sind die wesentlichen Stab- und Bündelauslegungsdaten zusammengefaßt:

Tabelle 5

	Rippenrohrbündel	Oxid
B r e n n s t o f f		
Material	0,7	UO ₂ -PuO ₂ (60% U-235)
Schmierdichte (% th.D.)		80
Tablettendichte (% th.D.)		86,5
Tablettendurchmesser (mm)		6,37
Radialspalt (µm)		95
B r u t s t o f f		
Material		UO ₂
Tablettendichte (% th.D.)		96,5
Tablettendurchmesser (mm)		6,37
H ü l l e		
Material		1.4970, 15 % kv.
Außendurchmesser (Glattrohr) (mm)		7,6
Wandstärke (mm)		0,52
Kopfkreisdurchmesser (mm)		9,0
Rippenbreite (mm)		0,6
Rippensteigung (mm)		600
B r e n n s t a b		
Gesamtlänge (mm)		1555
Brennstoffsäule (mm)		600
Brutstoffsäule oben/unten (mm)		200/200
Plenum oben/unten (mm)		40/467
B ü n d e l		
Stabzahl ⁺		127(169)
Stabmittenabstand (mm)		10,3
P/D		1,18
Schlüsselweite, innen (mm)		118,9
Gesamtlänge (mm)		2253

⁺ endgültige Entscheidung fällt zu einem späteren Zeitpunkt

^F Erster Bericht

B e t r i e b s b e d i n g u n g e n		
Stableistung max., nom.	(W/cm)	460
Hülltemperatur max., nom.	(°C)	625
Kühlmitteleintritt	(°C)	360
Abbrand max.	(MWd/kg M)	90

Im Berichtszeitraum wurden Stab- und Bündelaufbau bearbeitet sowie thermo- und fluiddynamische Berechnungen mit dem Code MISTRAL-II /2/ durchgeführt.

Für die Bündelauslegung ergeben sich folgende Möglichkeiten:

- Als Brennelementkasten stehen die Original-KNK-II-Kasten mit abgerundeten Ecken (siehe Abb. 8 a) und der SNR-300-BE-Kasten zur Wahl.
- Der BE-Kasten wird mit einer federnden Auskleidung (Liner) versehen, um einerseits die Brennstäbe immer in definierter Position zu halten, andererseits aber Materialschwellen während der Bestrahlung und Fertigungstoleranzen zulassen zu können.

Mit einer nach dem gegenwärtigen Kenntnisstand vorliegenden realistischen Bündelleistungsverteilung wurde der Druckverlust über das Bündel als Funktion des P/D-Verhältnisses berechnet, wobei jeweils 2 Werte der Stabzahl, höchste im Bündel auftretende Unterkanaltemperatur und radiale Leistungsverteilung (konstant oder schief) berücksichtigt wurden.

Die Rechnungen zeigen, daß bei den vorgesehenen Bündel- und Linerkonstruktionen (siehe Abb. 8 b) die zulässigen Durchsatz-, Druckverlust- und Temperaturgrenzwerte nicht überschritten werden. Damit sind die wichtigsten für die Festlegung der Bündelgeometrie notwendigen Unterlagen, soweit sie von der Thermohydraulik abhängen, geschaffen.

Literatur:

- /1/ D. Freund, E. Baumgärtner, H. Hoffmann: Bündelexperiment Mol-7D, KFK-1273/4, März 1974
- /2/ W. Baumann, KFK 1605, Juni 1972

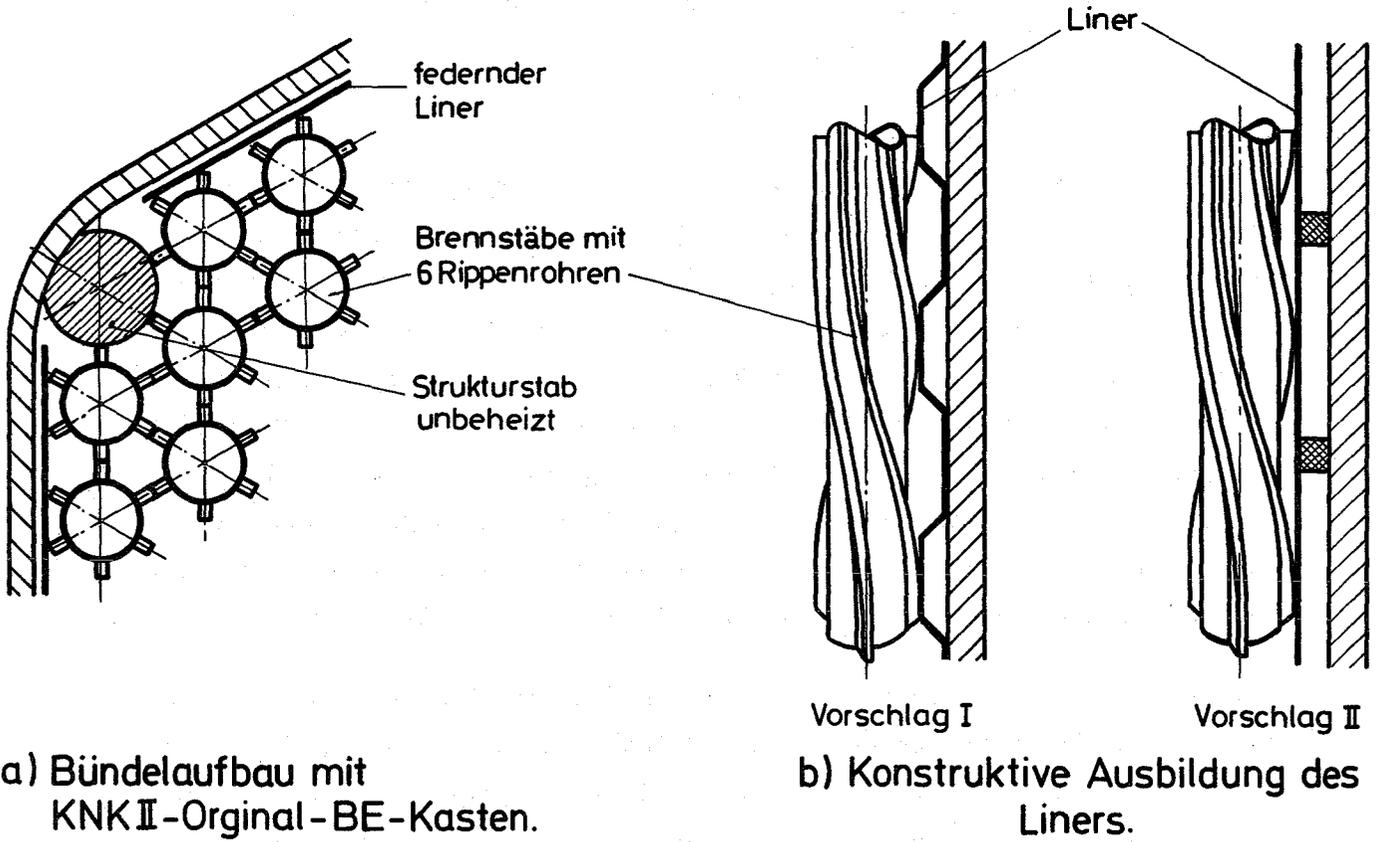


Abb. 8

1123 Nachuntersuchung bestrahlter Oxid- und Absorberstäbe1123.2 UO₂-PuO₂-Brennstabündel-Bestrahlung DFR-350. Auswertung der Untersuchungsergebnisse an den bestrahlten Brennstäben *

(K.Ehrlich, O.Götzmann, H.Kleykamp, L.Schäfer, B.Schulz, H.Zimmermann, W.Dienst, IMF)

Im Bestrahlungsversuch DFR-350 wurden UO₂-PuO₂-Brennstäbe (Brennstofflänge 290 mm) in einem Stabündel bestrahlt, in dem sie durch strömendes NaK gekühlt wurden. Die Bestrahlung erfolgte im schnellen Neutronenfluss des Versuchsreaktors DFR (Dounreay) bei mittleren Stableistungen zwischen etwa 320 W/cm (am unteren Stabende) und 440 W/cm (im Neutronenflussmaximum) bis zu einem maximalen Abbrand von 5,7 At.-% (U+Pu). Die maximale schnelle Neutronenfluenz betrug $3,8 \cdot 10^{22} \text{ n/cm}^2$ (E > 0,1 MeV). Die mittleren Hüllinnenwandtemperaturen lagen etwa zwischen 300 und 650°C (am "kalten" bzw. heissen Brennstabende). Der vorliegende Bericht bezieht sich auf die Untersuchung von 15 bestrahlten Brennstäben.

Die erzeugten Spaltgase wurden in drei Stufen als freies Spaltgas, als in grossen Blasen zurückgehaltenes Spaltgas sowie als in kleinen Blasen und im Kristallgitter zurückgehaltenes Spaltgas gemessen. Das geschah durch Anbohren der Brennstabhülle, durch Mahlen des Brennstoffes sowie durch chemisches Auflösen des gemahlten Brennstoffes. Der Mittelwert der gemessenen Spaltgasfreisetzung lag bei 73,4%. Er stimmt befriedigend mit dem nach einer früher angegebenen Formel berechneten Ergebnis überein, die die Spaltgasrückhaltung in drei Brennstofftemperaturzonen berücksichtigt. Die mittlere Konzentration der im Brennstoff zurückgehaltenen Spaltgase betrug $3,1 \cdot 10^{-3}$ Gasatome pro Metallatome, davon etwa $2,2 \cdot 10^{-3}$ in grossen Blasen und $0,9 \cdot 10^{-3}$ in kleinen Blasen und im Kristallgitter.

Zur Auswertung der Brennstoffgefügeuntersuchung wurde an je zwei Querschnitten von sieben Brennstäben eine Analyse der radialen Porositätsverteilung durchgeführt. Die erforderlichen Porositätsmessungen erfolgten mit einem elektronischen Bildanalysator. Zur Erweiterung des erfassten Probenbereiches wurden zur Messung nachvergrösserte Gefügebilder herangezogen. Der Vergleich mit mikroskopischen Originalaufnahmen gleicher Vergrösserung zeigte keinen Unterschied ausserhalb der Messfehlergrenzen, die für die Zentral- und Randzone etwa $\Delta P = \pm 4,5\%$, für die

* BzFE-Nr. 462.9

mittlere Zone $\Delta P = \pm 1,5\%$ betragen. Dasselbe galt für den Vergleich der Porositätsverteilungen in verschiedenen Querschnitten des jeweils gleichen Brennstabes. Daher erschien es angezeigt, alle Ergebnisse zu einem einzigen repräsentativen radialen Porositätsprofil zusammenzufassen, das eine Porositätserhöhung in der Zentral- und Randzone sowie eine beträchtliche Restporosität von 6 - 7% in der mittleren Zone zeigt. Aus diesem Profil wurde dasjenige für die Porositätskorrektur der Wärmeleitfähigkeit abgeleitet / 1 / und zur Berechnung einer radialen Temperaturverteilung verwendet.

Mit der Elektronenstrahl-Mikrosonde wurden die Uran-Plutonium-Entmischung im Brennstoff, das Verhalten der Spaltprodukte und die Hüllinnen- und -aussekorrosion untersucht. Die Uran-Plutonium-Entmischung im radialen Temperaturgradienten führt zu einer Plutonium-Anreicherung am Zentralkanal, die am heißen unteren Ende der Brennstoffzone Werte bis zu 26% PuO_2 gegenüber ursprünglich 20% PuO_2 erreicht. Am heißen Ende werden in radialen Rissen oxydische Ba-Mo-Nb-V-Ausscheidungen beobachtet. Die radiale Verteilung der im Brennstoff gelösten Spaltprodukte Mo und Cs wurde bestimmt. Die Mo-Konzentration liegt unter 0,4% Molybdän. In der Cäsium-Uran-Oxid-Phase an der Brennstoffoberfläche sind etwa 5% Cäsium gelöst. Am unteren Übergang Brennstoff-Isoliertablette werden UO_2 -reiche erstarrte Schmelzen mit den flüchtigen Spaltprodukten Cs, Mo und Te beobachtet. Telluride, Jodide sowie palladiumhaltige Phasen mit flüchtigen Spaltprodukten (Sn, Sb, Te) treten vorzugsweise in der Porositätszone und im Spalt auf. Cs- und Ba-Molybdat werden im gesamten Bereich des Spaltes beobachtet. Die chemische Reaktion mit der Brennstabhülle ist am unteren Ende der Brennstoffzone mit einer bis zu 150 μm dicken Angriffszone am deutlichsten ausgeprägt. Die Elemente Cs, Mo, Pd und Te sowie eine Chrom-Anreicherung konnten in den Korngrenzen der Hülle nachgewiesen werden. Eine Korrosion an der Aussenseite der Hülle konnte zwar festgestellt werden, es ist jedoch fraglich, ob der Angriff während der Bestrahlung erfolgte.

Die mikroskopische Schliffbilduntersuchung der chemischen Reaktion zwischen Brennstoff und Hülle zeigte, dass der Hüllangriff bei einer Hüllinnentemperatur von etwa 500°C beginnt, aber erst oberhalb 550°C zu

nennenswerten Eindringtiefen (entlang der Hüllkorn Grenzen) führt. Der stärkste Hüllangriff am heissen Brennstabende schwächte die unversehrte Hüllstärke um 130 μm (Abb. 9). Das war der grösste bisher bei GfK gemessene Wert. Die Abhängigkeit von der Hülltemperatur wurde durch Zusammenstellung der Ergebnisse von mehreren Brennstabbündelbestrahlungen demonstriert und durch eine parabolische Beziehung approximiert (Abb. 10). Die grösste Hülleschwächung wurde bei DFR-350 für Hüllen aus dem Stahl 1.4961 gefunden. Für 1.4988 lagen die maximalen Werte nur bei 75 μm .

Die Änderung der mechanischen Hüllrohreigenschaften unter Bestrahlung wurde durch Rohrrinnendruck-Zeitstandversuche und Zugversuche an Hüllrohrabschnitten geprüft. Die Zeitstandfestigkeit sank über der Brennstofflänge mit steigender Hülltemperatur und erreichte am heissen Brennstoffende für den Stahl 1.4961 nur noch 40%, für den Stahl 1.4988 nur noch 50% des Wertes im unbestrahlten Zustand. Als wesentliche Ursache wird die temperaturabhängige Innenkorrosion der Hülle angesehen. Die gemessenen Zeitstandbruchdehnungen erreichten Mindestwerte von etwa 0,5%. Die Zugversuche ergaben im Sättigungsbereich der Tieftemperaturversprödung (am kälteren Brennstoffende) hohe Streckgrenzwerte oberhalb 90 kp/mm^2 mit Bruchdehnungen von noch etwa 1%. Der Stahl 1.4988 erwies sich dem Stahl 1.4961 überlegen.

Das Schwellverhalten der Hüllmaterialien wurde mit Hilfe der Durchstrahlungselektronenmikroskopie sowie von Durchmesser- und Dichtemessungen untersucht. Beide Stähle 1.4988 und 1.4961 zeigten eine stark ausgeprägte Temperaturabhängigkeit der Schwellung (Abb. 11). Der hier eingesetzte Werkstoffzustand, praktisch lösungsgeglüht, ist deshalb ungünstig im Hinblick auf das differentielle Schwellen in Hülltemperaturgradienten. Der Stahl 1.4988 wies eine viel geringere Schwellung auf als 1.4961 (Abb. 11), möglicherweise aufgrund seines Mo-Gehaltes. Im Temperaturbereich höchster Volumenzunahme wurde die Bildung intragranularer M_{23}C_6 -Ausscheidungen beobachtet, die oft mit Poren assoziiert waren. Die bei hohen Hülltemperaturen $\geq 580^\circ\text{C}$ auftretende Durchmesserzunahme konnte nur teilweise auf Porenbildung zurückgeführt werden (Abb. 12). Als mögliche Ursache wurde eine Reaktionsschwellung durch Cs-Uranat-Bildung in Erwägung gezogen.

Veröffentl.: K.Ehrlich et.al.: UO_2 - PuO_2 -Brennstabbündel-Bestrahlung DFR-350. Auswertung der Untersuchungsergebnisse an den bestrahlten Brennstäben.

KFK 1960, Juni 1974

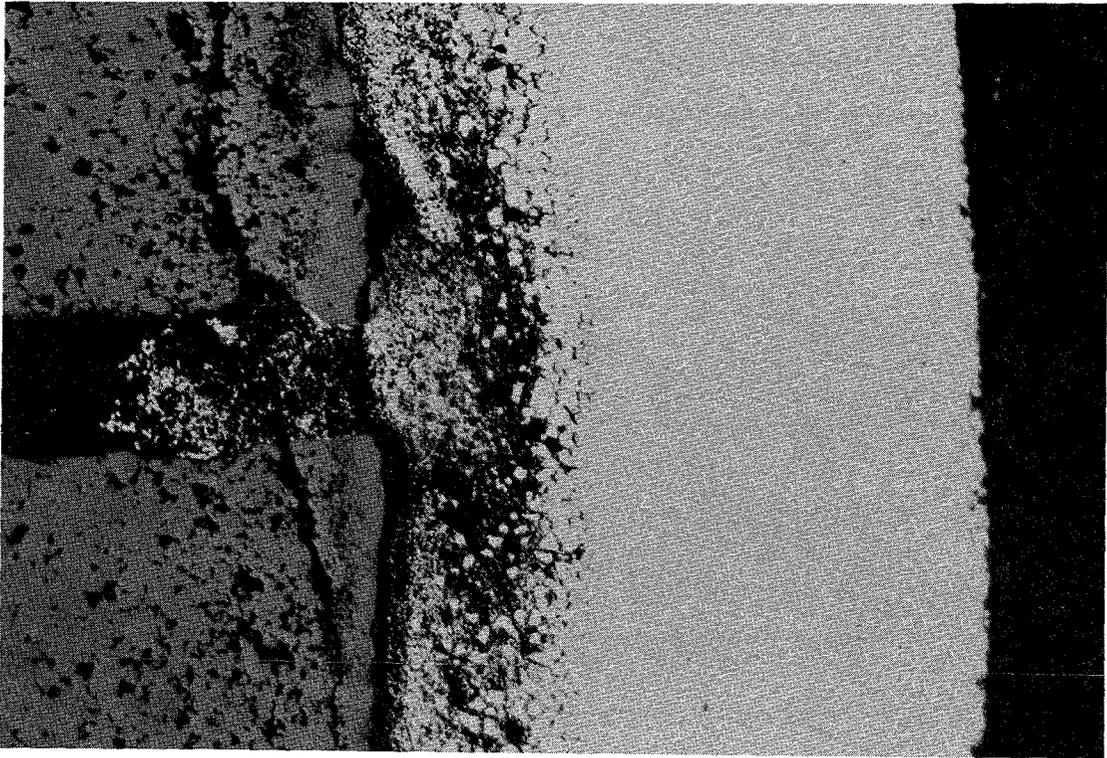


Abb. 9 Grösster Hüllangriff bei DFR-350. Hüllmaterial 1.4961, Innenwandtemperatur ca. 680°C

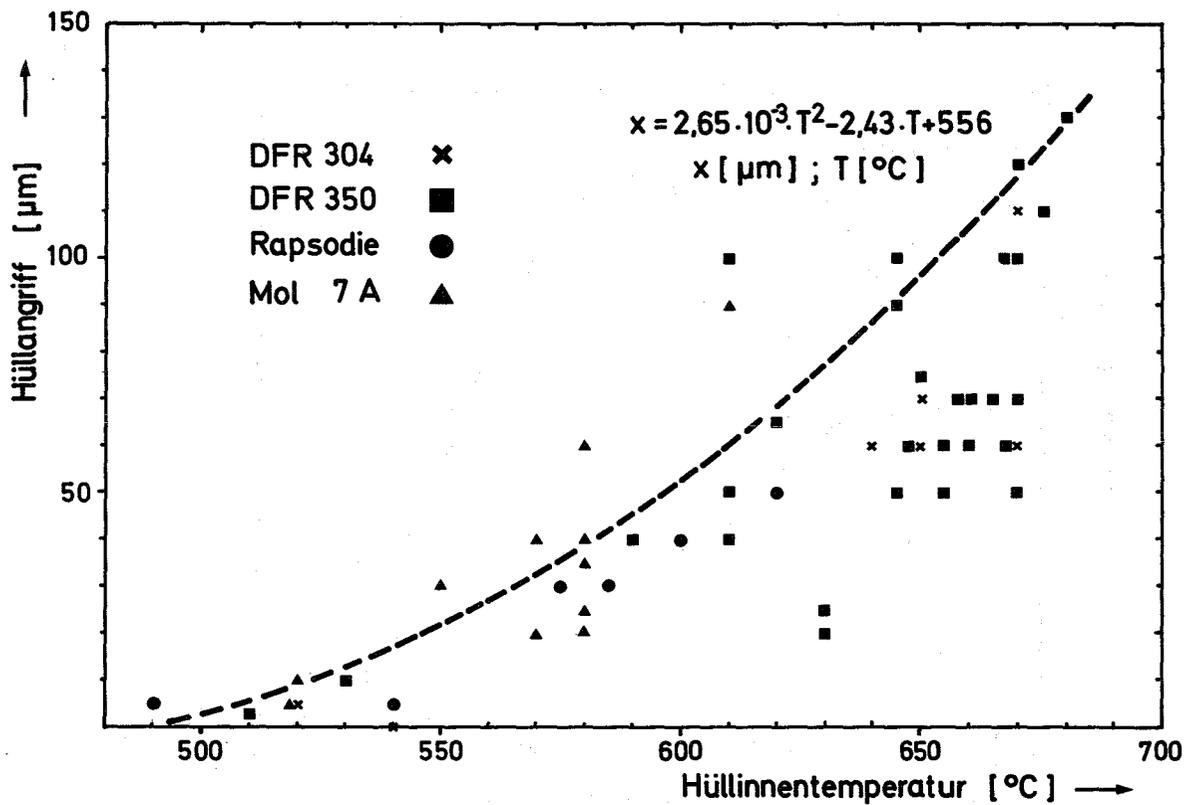


Abb. 10 Hüllangriffstiefen bei den bisher untersuchten Oxidbrennstabbündeln in Abhängigkeit von der Hüllinnenwandtemperatur

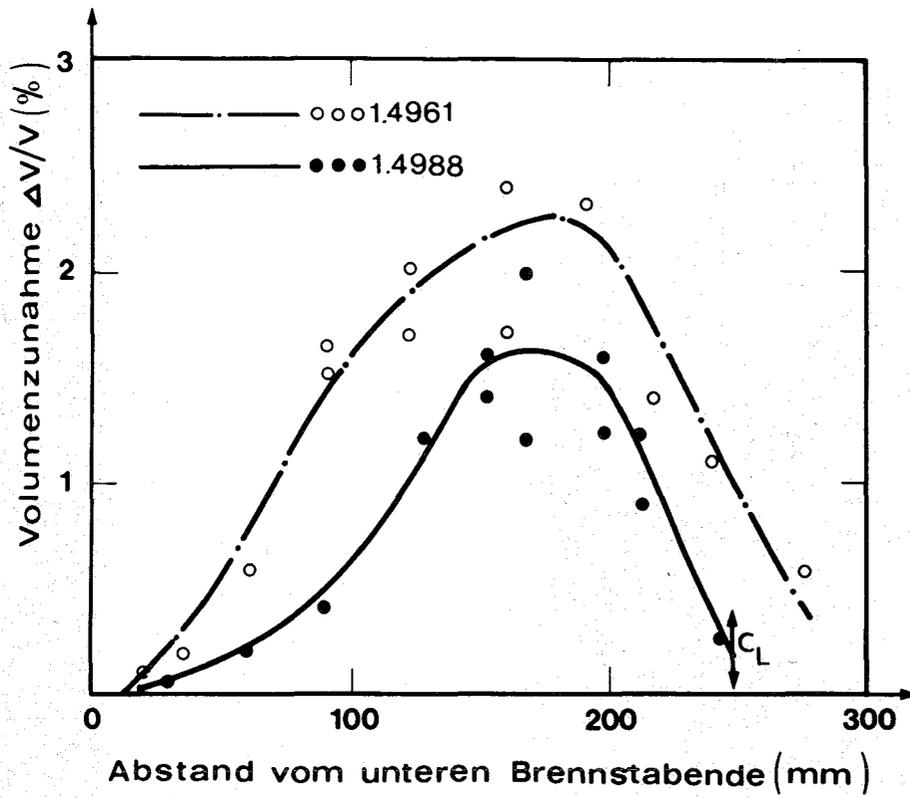


Abb. 11 Volumenzunahmen in den Stählen 1.4988 und 1.4961, bestimmt aus TEM-Untersuchungen

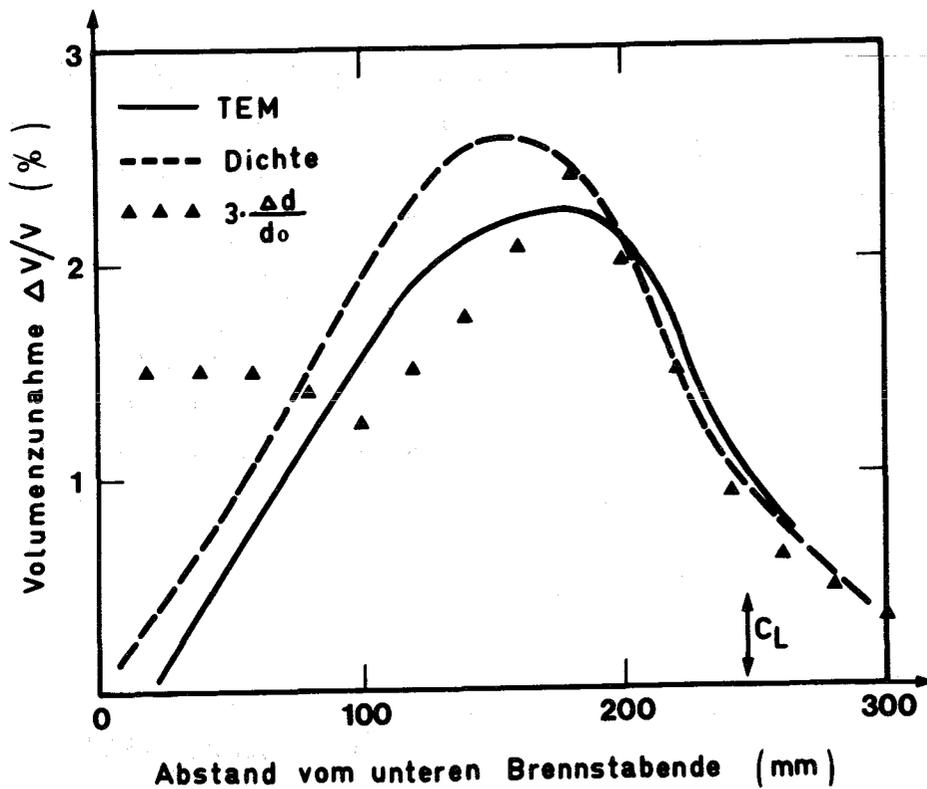


Abb. 12 Vergleich der Schwelldaten von Stab G 57 (1.4961) aus verschiedenen Untersuchungsmethoden

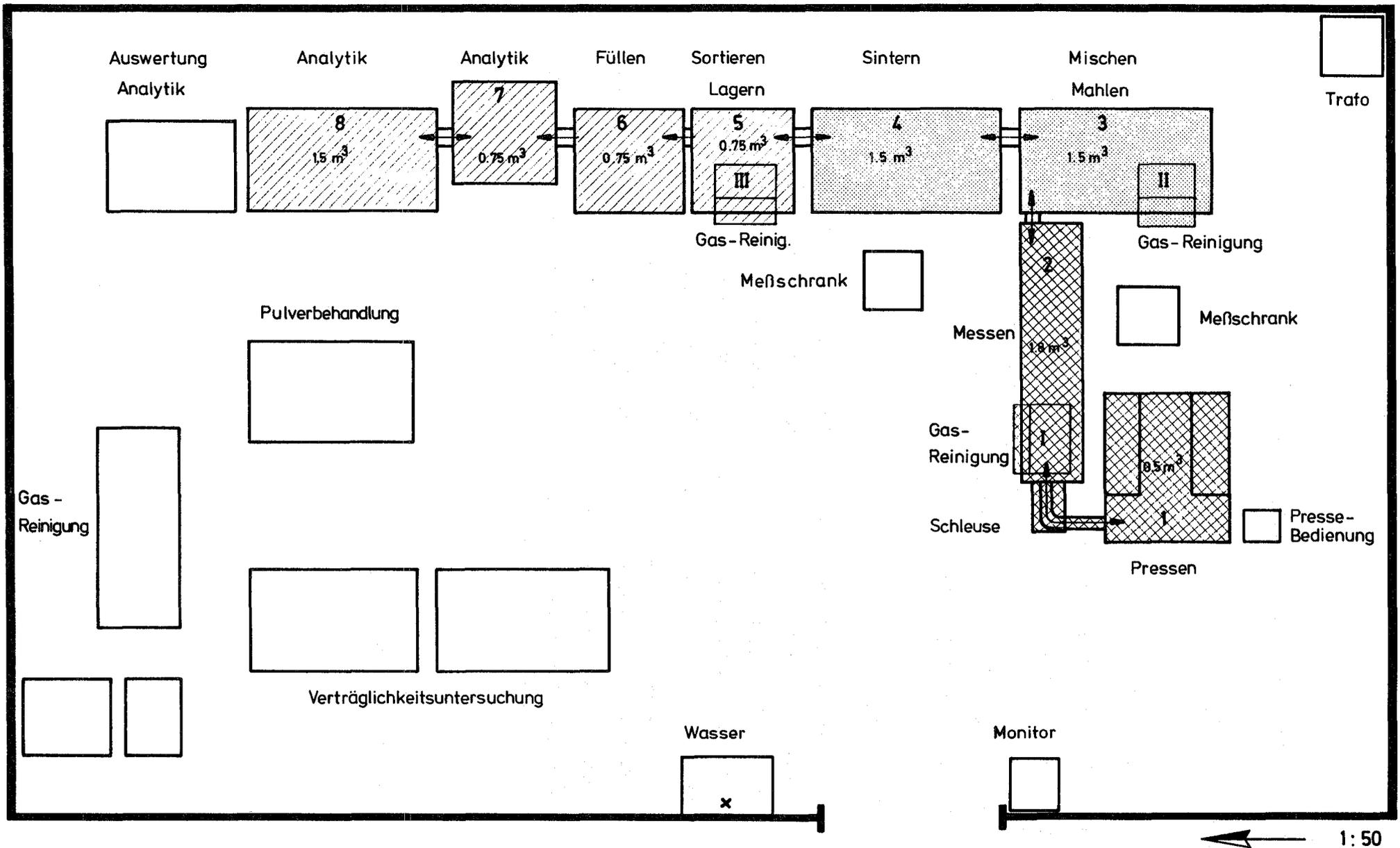
1124 Brennstäbe mit karbidischem Brennstoff1124.11 Herstellung im Labormaßstab1. Karbid-Arbeitslinie (E. Günther, J. Heger, IMF)

Nachdem im ersten Bericht die Funktion der gesamten Arbeitslinie und die der Einzelkomponenten beschrieben wurde /1/, sollen hier anhand von Fließbildern verfahrens- und sicherheitstechnische Merkmale des Aufbaus, der Funktion, des Betriebs und der Überwachungseinrichtungen der Anlage behandelt werden.

Fließbilder

Das Fließschema in Abb. 13 zeigt die Aufstellung der Boxen zu einer Arbeitslinie, ihre jeweiligen Funktionen innerhalb dieser und die Einteilung in Reinigungseinheiten. Weiter wird schematisch die Verrohrung einer Boxengruppe mit der Gasreinigungsanlage und die Druckregelung in den Boxen über die Anlage dargestellt (Abb. 14). In zwei weiteren Fließbildern (Abb. 15 und 16) werden die Sicherheitssysteme für die Betriebsarten "Umwälzung" und "Spülen" und die Überwachung der Edelgasatmosphäre auf Verunreinigungen in den Boxen, die gleichzeitig der Erkennung von Leckagen im Boxensystem dient, gezeigt.

/1/ KFK 1273/4, S. 112-48



112-24

Abb. 13

Aufstellungsplan der Karbid-Herstellungslinie

Gebäude 574 Raum 110

1:50

Erläuterungen zum Aufstellungsplan der Karbid-Linie (Abb. 13):



Reinigungseinheit I: bestehend aus 1 Gasreinigungsanlage
und 2 Boxen (Preß-(1) und Meßbox (2))
Gesamtvolumen: $\sim 2,3 \text{ m}^3$

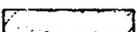


Reinigungseinheit II: bestehend aus 1 Gasreinigungsanlage
und 2 Boxen (Pulver-(3) und Ofenbox (4))
Gesamtvolumen: $\sim 3,0 \text{ m}^3$



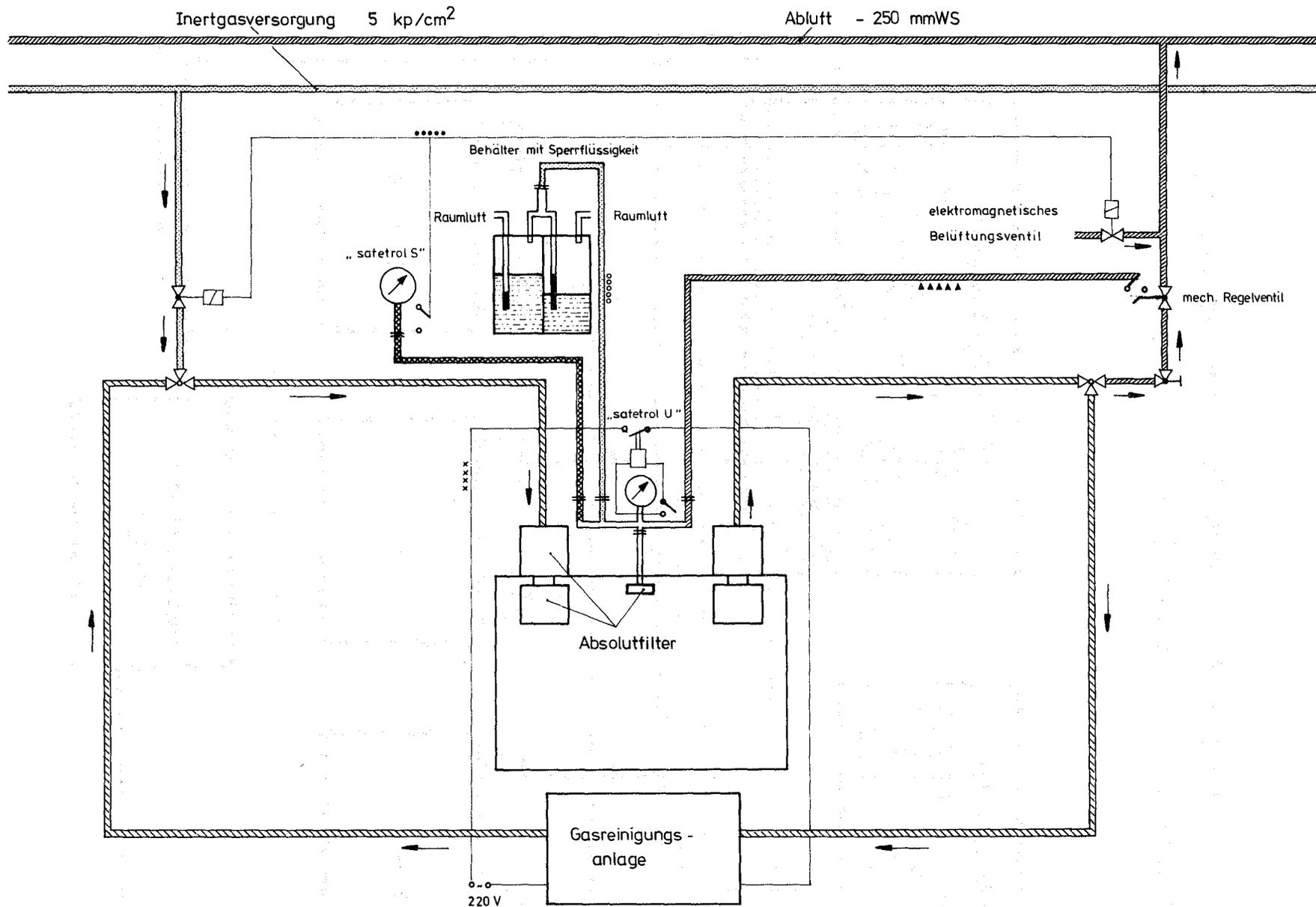
Reinigungseinheit III: bestehend aus 1 Gasreinigungsanlage
und 4 Boxen (Lager- und Sortierbox (5),
Füllbox (6), Wägebox (7) und Analytik-
box (8))
Gesamtvolumen: $\sim 3,75 \text{ m}^3$

Reinigungseinheit III kann aufgeteilt
werden in



Reinigungseinheit IV: bestehend aus 1 Gasreinigungsanlage
und 2 Boxen (Wäge- und Analytikbox)
Gesamtvolumen: $\sim 2,25 \text{ m}^3$

(Die im KFK 1273/4 erwähnte Boxengruppe für Na-Bindung wurde aus organisatorischen Gründen in einem separaten Labor aufgebaut und ist deshalb nicht im Aufstellungsplan der Karbid-Linie eingezeichnet.)



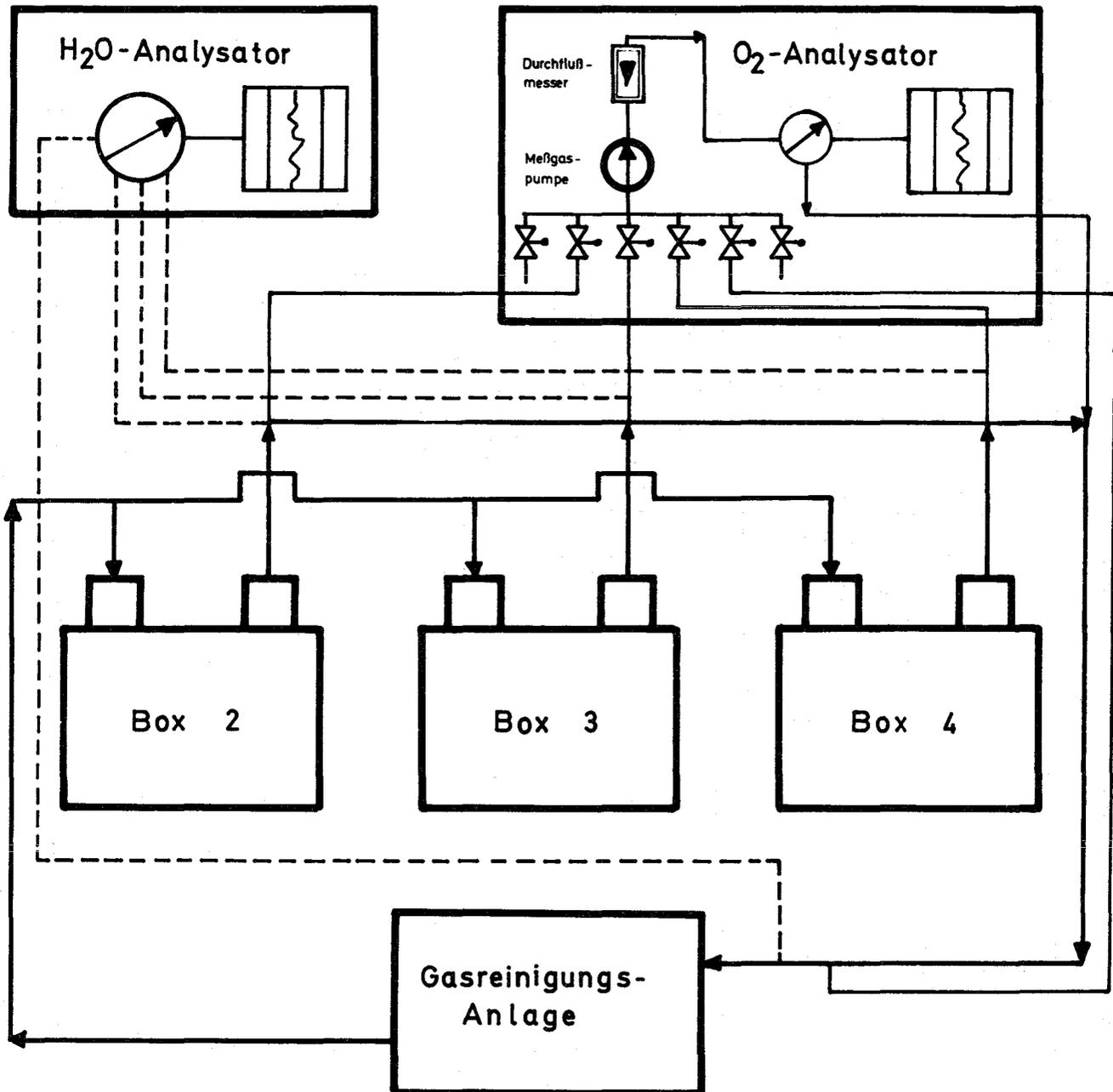
112-27

Abb. 15

Fließbild der Karbid-Herstellungslinie: Sicherheitsvorrichtungen einer Reinigungseinheit (2 Boxen u. 1 Gasreinigungsanlage) beim Umwälz- u. beim Spülbetrieb

Fließbild der Karbidherstellungslinie: Überwachung der Inertgasatmosphäre in den Boxen

Abb. 16



Sicherheitseinrichtungen für die Handschuhkästen

Die Gasreinigungsanlagen werden bei Netzausfall automatisch nach 1 - 2 Sekunden auf ein Notstromaggregat umgeschaltet. Der Umwälzbetrieb kann dann wieder aufgenommen werden (jedoch nicht automatisch, sondern nur durch Einschalten von Hand). Im stromlosen Zustand sind alle elektromagnetischen Ventile geschlossen, d.h. bei Stromausfall oder bei Überschreitung der eingestellten Minimal- bzw. Maximalwerte und einer dadurch hervorgerufenen Abschaltung der Gasreinigungsanlage schließen alle Magnetventile, so daß kein Gas in die Boxen geführt oder abgepumpt werden kann.

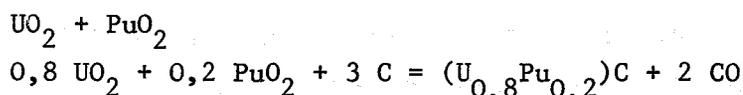
Letzmalig durchgeführte Dichtheitsprüfungen sämtlicher Boxengruppen mit Leitungssystemen ergaben Leckraten von 0,02 Vol.-%/h bei -100 mm WS. Als Neuausrüstung sind 0,030 " dicke Butylgummi-Handschuhe vorgesehen, die eine hohe Undurchlässigkeit von Wasserdampf und Gasen auszeichnet.

Zum Brandschutz sind die Handschuhboxen aus 2,2 mm starkem Edelstahlblech gefertigt und haben in der brandgefährdeten Pulverbox (Nr. 3) Scheiben aus 8 mm 2-Schichtenverbundglas. Sie sind über dichtschießende Stahltüren miteinander verbunden. In den Boxen befinden sich hochdichte Edelstahlbehälter zum Lagern der brennbaren Substanzen, außerdem sind flache Edelstahlschalen zum Abdecken von glimmendem Material vorhanden. Um die Boxenreihe sind Handfeuerlöschgeräte postiert (CO₂- und Trockenlöscher), die z. T. mit lanzenförmigen Löschrohren zum Durchstoßen der Boxenhandschuhe ausgerüstet sind.

2. Einfluß der Mahldauer auf den Einsatz der karbothermischen Reduktion von

UO₂/PuO₂ (D. Vollath, W. Laub, IMF)

Es wurde eine Reihe von Versuchen zur Bestimmung des Einflusses der Mahldauer auf den Verlauf der Reaktion



durchgeführt. Dazu wurden die Ausgangspulver in einer Kugelmühle unterschiedlich lange vermahlen. Aus dem Mahlprodukt wurden Tabletten mit einem Gewicht von etwa 270 mg gepreßt. Die karbothermische Reaktion wurde mit Hilfe einer Thermowaage /1,2/ quantitativ verfolgt. Aus den so erhaltenen Umsatzdiagrammen wurde der Einsatzpunkt der Reaktion ermittelt. Die Versuche wurden mit einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 1,5°/min und 3°/min durchgeführt. Die Ergebnisse sind in nachfolgender Tabelle aufgeführt. Der Tabelle kann man deutlich entnehmen, daß der Einsatzpunkt der Reaktion mit zunehmender Mahldauer gegen niedrigere Temperaturen geht.

Man kann diese Erscheinung bei der technischen Prozeßführung dazu benützen, einen großen Teil der Reaktion bei relativ niederen Temperaturen ablaufen zu lassen und erst am Schluß der Reaktion für vergleichsweise kürzere Zeiten die Temperatur zu erhöhen. Eine solche Prozeßführung kann dazu beitragen, die Plutoniumverluste während dieses Herstellungsschrittes zu vermindern.

Tabelle 6: Einsatztemperaturen der karbothermischen Reaktion in Abhängigkeit von der Mahldauer in einer Kugelmühle und der Aufheizgeschwindigkeit

Mahldauer (h)	Aufheizgeschwindigkeit	
	1,5 °/min	3 °/min
	Reaktionsbeginn	
	K	K
2	1540	1550
8	1500	1530
16	1435	1525
32	1240	1270

/1/ KFK 1273/2, S. 112-84

/2/ KFK 1273/3, S. 112-39

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

(H. Böhm, L. Schäfer, M. Schirra, IMF/II, P. Hofmann, IMF/I)

Im Na 2-Loop des CEN/SCK werden in Mol einachsige Kriechversuche bei 700°C in strömendem Natrium an Rohrproben der Legierungen X10 NiCrMoTiB 1515 (1.4970) und X8 CrNiMoVNB 1613 (1.4988) durchgeführt. Entsprechende Vergleichsversuche an Rohrproben gleicher Charge wurden im IMF in der Vakuumzeitstandanlage gefahren. Die Rohrabschnitte (\varnothing 6 x 0,38 mm, $l_0 = 40$ mm) sind mit Gewindeköpfen (Stopfen) versehen, die noch Meßkragen zur Befestigung der induktiven Wegaufnehmer aufweisen, um die Dehnung kontinuierlich zu registrieren.

Über die Versuchsergebnisse der Vergleichsversuche an dem 15/15 CrNi-Stahl (1.4970) ist in einem früheren Beitrag / 1 / ausführlich berichtet worden. In dem vorliegenden Beitrag wird der derzeitige Stand der Untersuchungen an den Rohrproben des Stahles X8 CrNiMoVNB 1613 (1.4988) wiedergegeben. Die Rohrabschnitte der Charge 70 095 lagen in dem Zustand 1100°C + $\hat{=}$ 7% kv + 800°C 1h Vac. vor. In den Abb. 1a+b sind die bisher erreichten Zeit-Dehngrenzen für Dehnbeträge von 0,1-2% und die Standzeiten für 650°C und 700°C in Abhängigkeit von der jeweiligen Spannung eingezeichnet. Die Bruchdehnungswerte für 650°C und 700°C umfaßt Abb. 1c.

Eine klare Aussage über die Spannungsabhängigkeit der sekundären Kriechgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ abs. ist erst möglich, wenn die Ergebnisse der noch laufenden Versuche vorliegen. Die metallographischen Untersuchungen sind z.Zt. im Gange.

/ 1 / KFK-1273/3

* BzFE-Nr. 221.1

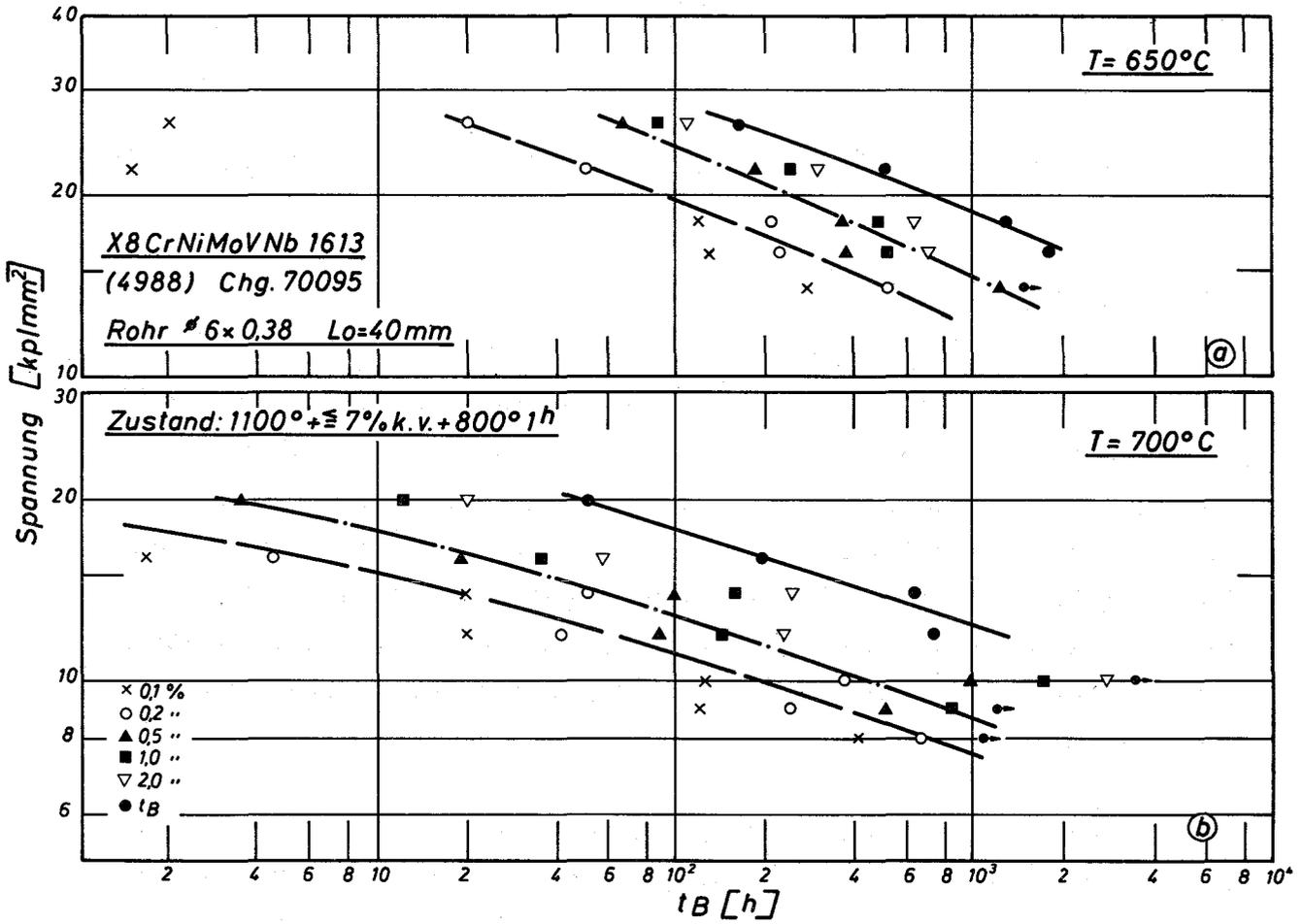


Abb. 1a+b: Standzeit u. Zeit-Dehngrenze in Abhängigkeit von der Spannung

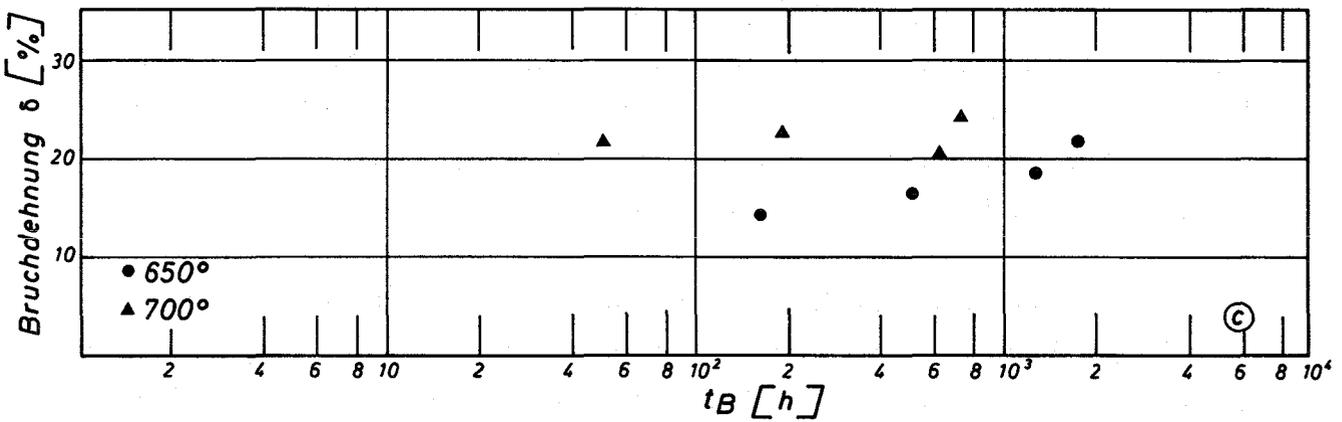


Abb. 1c: Bruchdehnung in Abhängigkeit von der Standzeit

Es wurden Zeitstand- und Kriechversuche an Hüllrohren aus dem austenitischen Stahl X8 CrNiMoNb 1616 (Werkst.Nr. 1.4981, Chg. Nr. 51 857) bei Innendruckbelastung durchgeführt. Die Zeitbruchlinien sind in Abb. 2 dargestellt. Die mittlere Zeitstand-Bruchdehnung δ , die Nortonschen Kriechparameter n und k sowie die Mikrohärtigkeit sind aus der Tabelle zu entnehmen.

Prüftemperatur	700°C				650°C	
	Zustand	HV	δ / % /	n	k	δ / % /
10% kv	228	8,9	9,8	$1,1 \cdot 10^{-16}$	6,1	
15% kv	238	4,0	6,4	$5,2 \cdot 10^{-13}$	2,8	
20% kv	240	6,0	5,4	$1,2 \cdot 10^{-11}$	3,6	

Die Zeitstandfestigkeitskurven der drei Behandlungszustände unterscheiden sich kaum voneinander. Lediglich die im Werkszeugnis mitgeteilten Streckgrenzen sowie die in der Tabelle angegebenen Kriechparameter lassen erkennen, daß es sich um drei verschiedene Kaltverformungsgrade handelt.

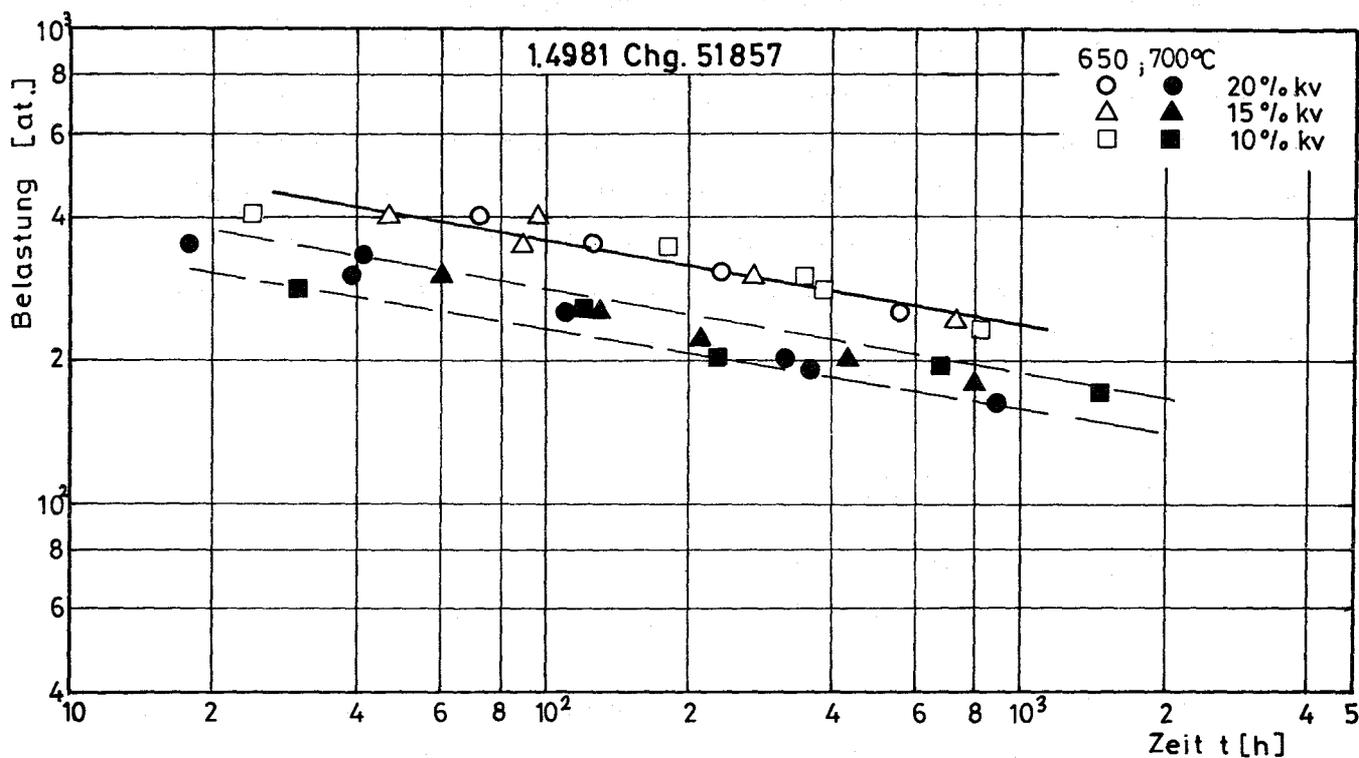


Abb. 2 Zeitbruchlinien des Stahles X8CrNiMoNb 1616 (W.Nr. 1.4981, Chg. Nr. 51 857) bei 650°C und 700°C. Hüllrohre unter Innendruckbelastung.

Von korrodierten Flachproben aus dem Stahl X8 CrNiMoNb 1616 (W.Nr. 1.4981), die in verschiedenen Vorbehandlungszuständen vorlagen, wurden die mechanischen Kurzzeiteigenschaften ermittelt. Die Korrosion der Proben erfolgte durch spaltprodukt-dotierten Oxidbrennstoff (simuliertes Abbrandsystem: $\text{UO}_{2,08} + \text{Cs} + \text{J} + \text{Te} + \text{Se}$) bei $650^{\circ}\text{C}/1000\text{h}$. Der simulierte Abbrand betrug 10 At.%. Nach den Verträglichkeitsglühungen waren etwa 20% des Probenquerschnittes korrodiert. Die Korrosion fand bevorzugt an den Korngrenzen statt. Als Ergebnisse konnte festgestellt werden, daß das kaltverformte Material weniger korrosionsanfällig ist als das zusätzlich ausgelagerte bzw. nur lö- sungsgeglühte. Die Auswirkungen einer gleich starken Korrosion auf die me- chanischen Kurzzeiteigenschaften war bei allen Vorbehandlungszuständen et- wa gleich. Die bei Raumtemperatur gemessenen Werte der Zugfestigkeit und Streckgrenze lassen darauf schließen, daß die Korrosionsschicht keine meß- bare mechanische Festigkeit mehr besitzt. Die Bruchdehnung wird infolge Korrosion etwa halbiert.

In einem weiteren Experiment wurde der gleiche Stahl im Zustand lg + 15% kv mit einem simuliert abgebrannten Oxidbrennstoff (Sim.-Abbr. 20 At.%) bei 650°C verschieden lang geglüht, um unterschiedliche Korrosionstiefen zu erzeugen. Die bei Raumtemperatur und 700°C gemessenen Werte der Zug- festigkeit und Streckgrenze lassen darauf schließen, daß die Korrosions- schicht 1.) keine meßbare Festigkeit mehr besitzt und 2.) mit wachsender Korrosionsschichtdicke eine zunehmende schwächende Fernwirkung auf das im Mikroskop optisch unbeeinflußt erscheinende Material ausübt. Die Bruchdeh- nung nimmt mit zunehmender Korrosionstiefe ab.

1131.4 Bestrahlungsversuche

1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung*

(H. Böhm, K.D. Cloß, L. Schäfer, C. Wassilew, IMF/II)

Im Rahmen der Nachbestrahlungsuntersuchungen von Stabbestrahlungsexperimen- ten wurde die Zeitstandfestigkeit von Brennstababschnitten aus dem Bestrah- lungsexperiment Rapsodie untersucht. Die Zeitstandfestigkeit ist an den schwächsten Stellen der Stäbe auf etwa die Hälfte des Wertes vom unbestrahl- ten Material abgesunken. Dabei bleibt die Überlegenheit des Stahles vom Typ

* BzFE-Nr. 223.2, 225.1

1.4970 gegenüber dem Stahl 1.4988 erhalten. Vergleichbare Proben aus den Bestrahlungsexperimenten DFR 350 und Rapsodie unterscheiden sich nicht wesentlich.

Zerreißversuche an Vollmaterial aus dem Bestrahlungsexperiment Rapsodie-Material erbrachten folgende Ergebnisse:

Kapsel- Nr.	Probe Nr.	$n/cm^2 \cdot 10^{22}$ $E > 0,1 \text{ MeV}$	Bestrahlungs- (bzw. Prüf-)Temp.	$\sigma_{0,2}$ / kp/mm^2 /	σ_B / kp/mm^2 /	δ / % /
3011	A2	2,8	415°C	78,3	83,0	7,5
3011	B2	3,4	415°C	71,5	86,3	5,8
3012	A2	3,8	471°C	65,8	71,0	7,0
3013	A2	4,9	505°C	70,2	72,8	5,8
3013	B2	4,5	505°C	63,5	67,5	4,5
3014	B2	3,7	532°C	46,4	50,4	5,0
3015	A2	2,3	582°C	38,2	48,8	17,8

A = 1.4988

B = 1.4970

Die Ergebnisse der Streckgrenze und der Bruchdehnung sind konventionell und decken sich mit den Messungen bei CEA.

Die Zeitstand- und Kriechuntersuchungen an Proben der Stähle 1.4981, 1.4988 und eines niedrig gekohlten 1616 CrNi-Stahles aus dem Experiment DFR 397 wurden während des Berichtszeitraumes weitergeführt. Die bereits ^{*}abgeschlossenen und ausgewerteten Versuche an bestrahlten sowie unbestrahlten Proben der genannten Stähle lassen ein, in Abhängigkeit vom Werkstoff bzw. Werkstoffzustand sowie den Bestrahlungsbedingungen, unterschiedliches Nachbestrahlungs-Zeitstandverhalten erkennen.

Beim Stahl 1.4988 tritt im Werkstoffzustand lösungsgeglüht + ausgelagert eine leichte Erhöhung der Zeitstandfestigkeit nach Bestrahlung bei 620°C auf. Keine Änderung der Zeitstandfestigkeit bei dieser Bestrahlungstemperatur wird dagegen im Zustand lösungsgeglüht + kaltverformt + ausgelagert beobachtet. (Abb. 3).

^{*} bei 600°C Prüftemperatur zum überwiegenden Teil experimentell

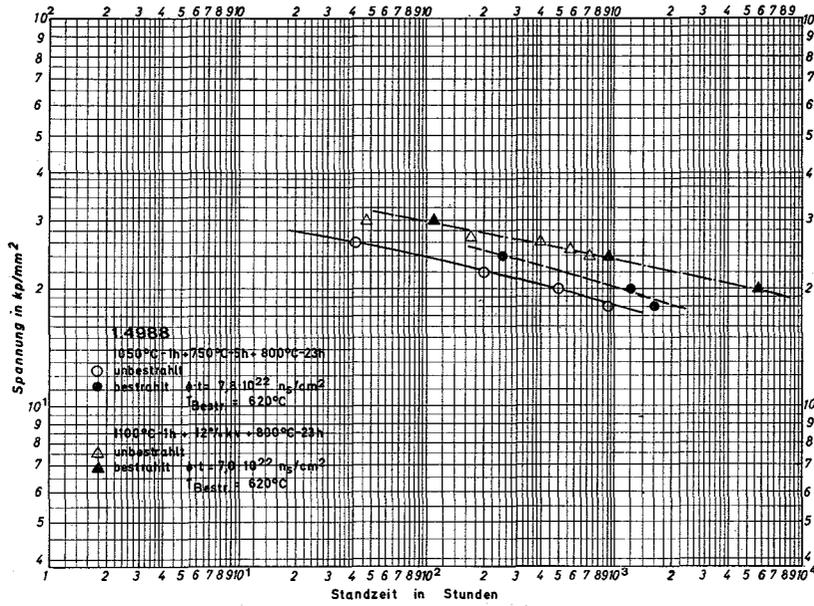


Abb. 3 Zeitstandfestigkeit des Stahls 1.4988 vor und nach Bestrahlung (DFR 397)

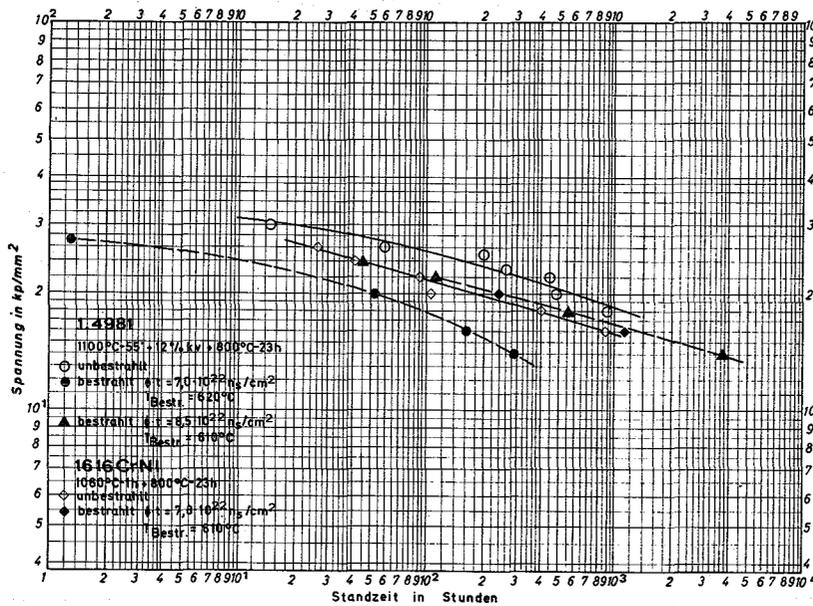


Abb. 4 Zeitstandfestigkeit des 1.4981 und eines 1616 CrNi-Stahls vor und nach Bestrahlung (DFR 397)

Beim Stahl 1.4981 im Zustand lösungsgeglüht + kaltverformt + ausgelagert läßt sich eine überaus deutliche Abnahme der Zeitstandfestigkeit nach Bestrahlung bei 610°C bzw. 620°C erkennen. Die Reduktion der Standzeit ist außerdem von den Bestrahlungsbedingungen abhängig (Abb. 4).

Unverändert bleibt die Zeitstandfestigkeit bei dem niedrig gekohlten 1616 CrNi-Stahl im Zustand lösungsgeglüht + ausgelagert nach Bestrahlung bei 620°C, ebenfalls in Abb. 4 dargestellt.

Alle drei Stähle zeigen eine überaus deutliche Änderung der Kriecheigenschaften nach der Bestrahlung im schnellen Neutronenfluß des DFR. Die minimale Kriechgeschwindigkeit wird hierbei unabhängig vom Werkstoff oder Werkstoffzustand um eine bis zwei Zehnerpotenzen reduziert.

Als Hüllmaterial für den SNR 300 wird der Werkstoff Nr. 1.4970 im Zustand kaltverformt + ausgelagert eingesetzt. Neben dem besseren Schwellverhalten treten bei diesem Werkstoff auch im mechanischen Verhalten deutliche Vorteile gegenüber den Stählen 1.4988 und 1.4981 auf. Ein Vergleich der bisher untersuchten Rohrlieferungen dieser drei Stähle zeigt sowohl in der Zeitstandfestigkeit als auch im Kriechverhalten während bzw. nach Bestrahlung ein günstigeres Verhalten des 1.4970 gegenüber den Stählen 1.4988 und 1.4981.

Eine Werkstoffauswahl nach Zeitstandfestigkeit und Kriechfestigkeit allein ist jedoch nicht ausreichend, da auch die Duktilität berücksichtigt werden sollte. Hier schafft die Kenngröße $\sigma_{\delta/2}$ Abhilfe, die allerdings keine physikalische Bedeutung hat und auch für Auslegungsrechnungen direkt nicht zu verwenden ist. (Siehe auch 2. Vierteljahresbericht 1973, KFK 1273/2, S.113-5). Diese Kenngröße geht davon aus, daß man einen Werkstoff von der Beanspruchung her bis zur halben Bruchdehnung ausnutzen kann. Sie stellt diejenige Spannung dar, bei der nach einer bestimmten Zeit eine Kriechverformung erreicht ist, die der halben Bruchdehnung entspricht.

Für die Zeit $t = 1000h$ ist diese Kenngröße bei Temperaturen von 650 und 700°C für Rohre aus den untersuchten Stählen in Abb. 5 dargestellt. Auch hier kommt das günstige Verhalten des Werkstoffs Nr. 1.4970 gegenüber den anderen Stählen deutlich zum Ausdruck. So liegt z.B. diese Kenngröße bei 700°C für den Werkstoff Nr. 1.4970 um 50% höher als für den Werkstoff Nr. 1.4981. Um für

den Werkstoff Nr. 1.4981 die gleiche Kenngröße zu erhalten wie für den Stahl 1.4970 bei 700°C, müßte man die Temperatur etwa um 40°C absenken. Die beiden rechten Balken dieser Abbildung geben das Potential des 1.4970 wieder und gelten für die Proben aus dem Experiment 3 B/2 im Zustand ausgelagert + kaltverformt. Aufgrund der hohen Kriechfestigkeit und guten Duktilität dieser Proben wird ein derart günstiges Verhalten erreicht. Eine Optimierung des Stahls 1.4970 muß zeigen, ob diese hohen Werte auch bei Rohren zu verwirklichen sind.

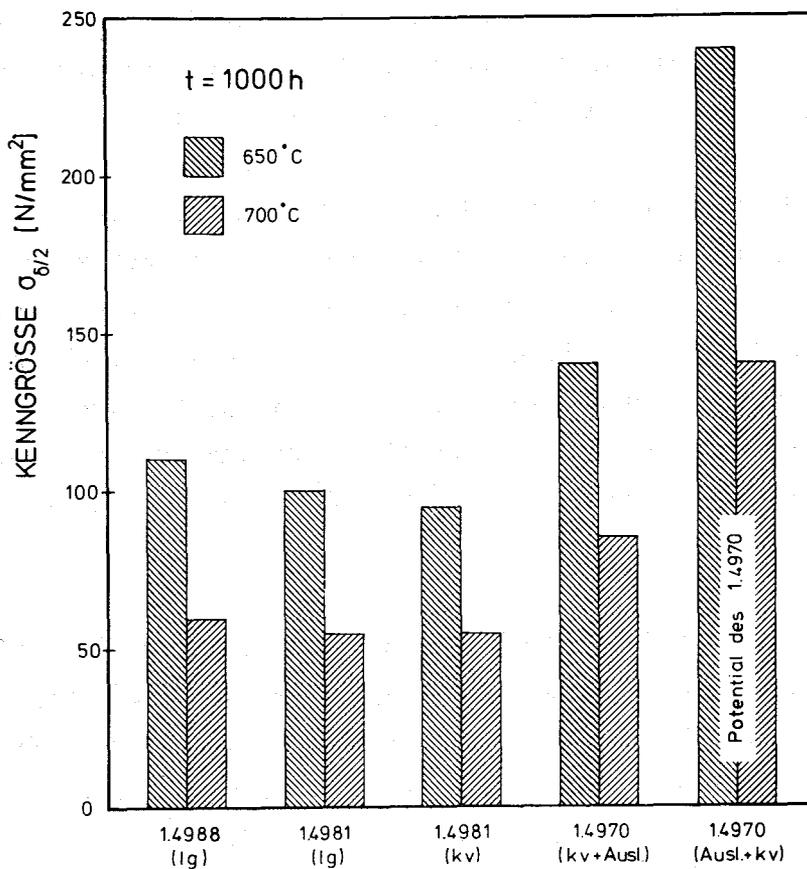


Abb. 5 Kenngröße $\sigma_{\delta/2}$ für die Stähle 1.4988, 1.4981 und 1.4970

2. Schwellverhalten*

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

In dem Berichtszeitraum wurde ein wertender Vergleich der bisher für technologisch relevante Werkstoffzustände vorliegenden Schwelldaten der stabilisierten Stähle 1.4988 und 1.4970 gegeben. Die Ergebnisse werden in Kürze veröffentlicht. Ein Vergleich beider Werkstoffe in dem jeweiligen "Rohrzustand" fällt in allen angeführten Experimenten deutlich zugunsten des titanstabilisierten Stahles 1.4970 aus. Die Abb. 6 und 7 geben die Abhängigkeit des Schwellens beider Werkstoffe von der Neutronendosis bei einer Temperatur wieder.

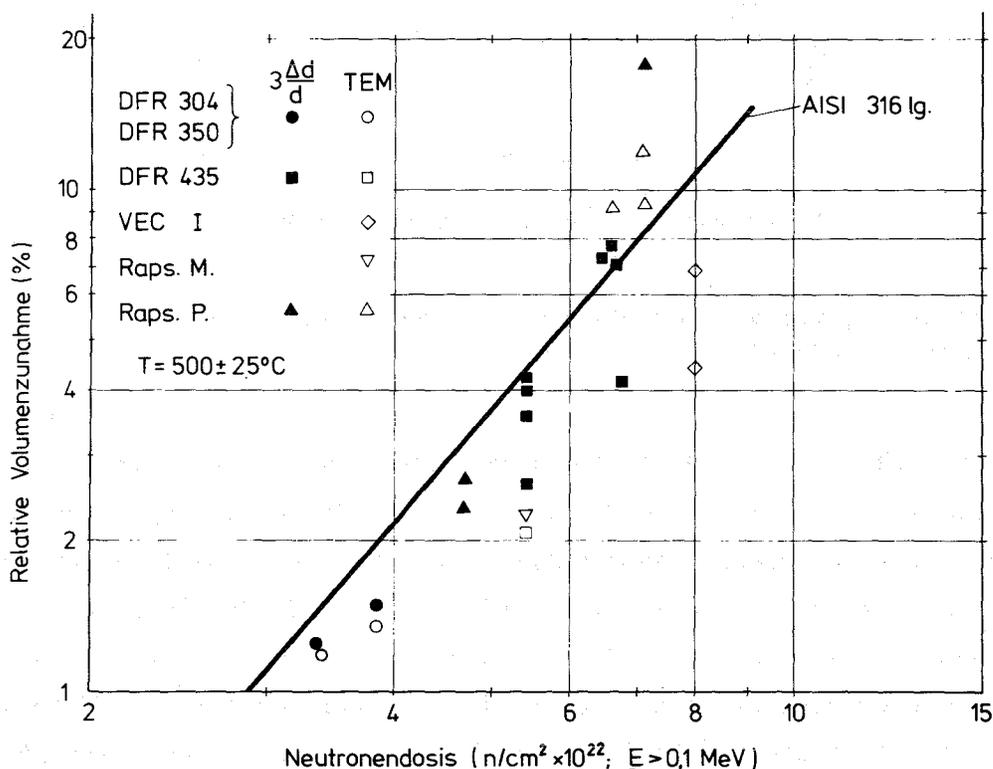


Abb. 6 Dosisabhängigkeit der Porenbildung im Temperaturbereich maximalen Schwellens für den Stahl 1.4988 im lösungsgeglühten Zustand.

*

BzFE-Nr. 225.1

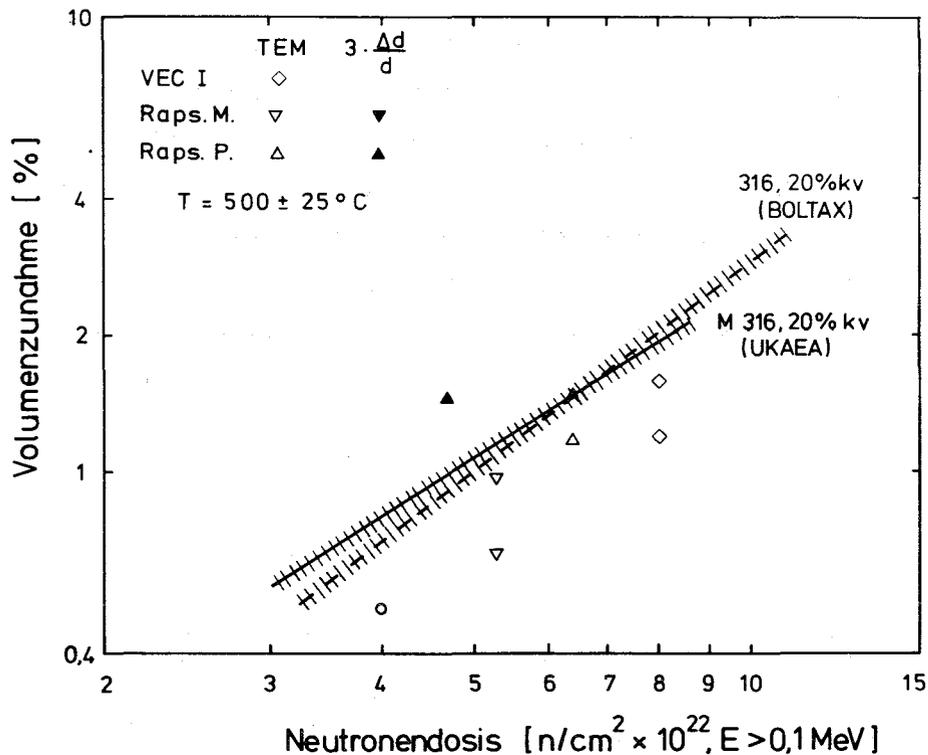


Abb. 7 Dosisabhängigkeit der Porenbildung für den Stahl 1.4970 im sogen. Rohrzustand

In diesem Bericht wurde eine kritische Durchsicht der z.Zt. diskutierten Theorien zum in-pile Kriechen durchgeführt. Auf Grund der experimentell gefundenen, linearen Spannungsabhängigkeit und weiterer Überlegungen kommt man zu dem Schluß, daß grundsätzlich zwei Prozesse für das in-pile Kriechen in Frage kommen; nämlich die erhöhte Keimbildung und das bevorzugte Wachsen von Frankischen Versetzungsringen auf gewisse günstig orientierte Kristallebenen und das Klettern und Gleiten von Versetzungen unter dem Einfluß der Punktfehlerübersättigung, wobei die angelegte Spannung eine gewisse Steuerungsfunktion ausübt.

Zu der Frage der verstärkten Wechselwirkung von Spaltprodukten mit Uranoxypellets und der möglicherweise daraus resultierenden zusätzlichen Hüllrohraufweitung wurden weitere Simulationsexperimente gestartet. Hier wurde versucht nachzuweisen, daß neben Caesium auch Barium eine Hüllrohraufweitung bewirken kann. Mit einer bereits früher beschriebenen Versuchsanord-

nung wurde nachgewiesen, daß 150 mg Ba bei einer Zugabe von 12 mg O₂ im Bereich einer Brutstofftablette zu einer Hüllrohraufweitung von etwa 1% führt. Sie ist auf eine durch Bildung von Bariumuranat bedingte Vergrößerung des Festkörpervolumens zurückzuführen. Wenn kein Leervolumen zur Verfügung steht oder die Entfernung zum Zentralkanal so groß ist, daß die strahlungsinduzierte Plastizitätserhöhung des Brut- und Brennstoffes nicht ausreicht, das Exzesvolumen abzuleiten, so ist unter Reaktorbedingungen bei höherem Abbrand und steigendem Sauerstoffpotential mit einer lokalen Hüllrohraufweitung auf Grund der untersuchten Reaktionen zu rechnen.

Zur Zeit wird eine Versuchsvorrichtung aufgebaut, die es erlaubt, bei betriebsnaher, sehr langsamer Zugabe von Spaltprodukt und Sauerstoff festzustellen, ob O₂-Getter, die zur Verhinderung der Hüllrohrinnenkorrosion bereits untersucht werden, auch geeignet sind, die mechanische Wechselwirkung zwischen Brutstoff und Hülle zu verhindern.

Porengrößenverteilungen reaktorbestrahlter Stähle lassen sich sehr gut durch $\frac{dN}{dr} = A \cdot (r-r_0) \cdot \exp[-B \cdot (r-r_0)^2]$ darstellen. Bei Annahme konstanter Keimbildungsrate k und des üblichen Wachstumsgesetzes $\frac{dr}{dt} \sim \frac{1}{r}$ ergeben sich die Parameter A und B als Funktion der Porenkonzentration N , der Keimbildungsrate k und einer Wachstumskonstante O_0 , welche die Zunahme der Summe der Porenoberflächen in der Zeiteinheit darstellt:

$$\left(A = \frac{N \cdot k}{O_0} ; B = \frac{k}{2O_0} \rightarrow \frac{A}{B} = 2N \right).$$

A und B sind also dem Modell nach über N gekoppelt. Die aus den experimentellen Kurven ermittelten A - und B -Werte zeigen mit überraschend kleinen Abweichungen dieses $2N$ -Verhältnis, was als Hinweis auf die Signifikanz des Modelles gedeutet werden kann. Aus A und B lassen sich für den Stahl 1.4961 des Bestrahlungsexperimentes DFR 350 folgende Kennwerte ableiten. Die Keimbildungsrate k fällt zwischen 365°C und 590°C von $9 \cdot 10^8 \text{ cm}^{-3} \text{ sec}^{-1}$ auf $4,6 \cdot 10^5 \text{ cm}^{-3} \text{ sec}^{-1}$, während die Oberflächenwachstumsgeschwindigkeit einer einzelnen Pore zum Zeitpunkt des Bestrahlungsendes im gleichen Temperaturbereich von $1,3 \cdot 10^{-3} \text{ \AA}^2 \text{ sec}^{-1}$ auf $0,54 \text{ \AA}^2 \text{ sec}^{-1}$ ansteigt. Die Bedeutung des Abschneideradius r_0 der o.a. Funktion bleibt weiter umstritten.

Es wurde ein Beitrag zur Theorie des in-pile Kriechens veröffentlicht (1), dessen Ergebnisse bereits früher /1/ mitgeteilt wurde.

Die Erprobung der Kapsel für Simulationsversuche am Zyklotron wurde weitergeführt. Dabei stellte sich heraus, daß aus noch unbekanntem Gründen heftige Oszillationen im Na-Fluß auftraten, welche entsprechend schnelle Temperaturschwankungen an der Probe zur Folge hatten. Durch Umbau des Reglers (sehr schnelle Ansprechzeit, Phasenanschnitt an Stelle von Impulssteuerung) konnten die Oszillationen zwar nicht beseitigt, aber ihre Amplitude auf ein erträgliches Maß reduziert werden. Nach Fertigstellung der thermischen Abschirmung des Zuggestänges, welches die Einflüsse der Raumtemperatur ausschalten soll, wird erwartet, daß trotz der nicht gelösten Probleme mit dem Na-Fluß die Genauigkeit der Längenmessung an der Probe über einen längeren Zeitraum hin $\pm 1 \mu\text{m}$ oder besser ist. Ursprünglich war davon ausgegangen worden, daß die Meßgenauigkeit um mindestens den Faktor 5 besser sein könnte.

3. Physikalische Untersuchungen und Strahlenschäden ⁶

(K. Ehrlich, D. Kaletta, IMF)

Die bereits früher beschriebenen Arbeiten zur Berechnung der Defekterzeugungsrate bei Beschuß mit geladenen Teilchen sind veröffentlicht worden (2). Eine Erweiterung dieser Arbeit unter Einschluß der Defekterzeugung durch Beschuß mit Neutronen wurde auf dem 8th-SOFT-Symposium vorgestellt. Es wurden das DFR-Neutronenspektrum und ein Fusionsreaktormodellspektrum diskutiert. Der durch elastische Neutronenstöße erzeugte Schadensanteil beträgt für ein Nickeltarget 74 Verlagerungen pro Gitteratom und Jahr bzw. 117 Verlagerungen pro Gitteratom und Jahr, bezogen auf die beiden Neutronenspektren.

Die elektronen- und rastermikroskopischen Untersuchungen zur He-Implantation bei 240 keV in Reinstvanadium und in die Vanadinlegierung V-20%Ti werden abgeschlossen. Oberhalb einer Schwellwerttemperatur von 516°C wird transmissionsmikroskopisch in Vanadium eine Blasenbildung beobachtet, die

bei höheren Temperaturen zu einem Volumenschwellen von 7% führt. Die dagegen mit zunehmender Dosis beobachtete Abnahme des Volumenschwellens ist eindeutig auf ein He-release zurückzuführen. Oberhalb der Schwellwertdosis von ca. $2 \cdot 10^{17}$ He⁺/cm² tritt eine Blasenbildung an der Oberfläche (blistering) auf (s. Abb. 8). Die Korrelation zwischen Oberflächen- und Bulkblasenbildung wird näher untersucht. Dazu wurden bereits Experimente am GfK-Van-de-Graaff mit 2-MeV-He⁺ in Vanadium durchgeführt.

In den V-20%Ti-Proben wird unter denselben Bestrahlungsbedingungen eine generelle Abnahme der Blasenkonzentration beobachtet. Die Blasenbildung erfolgt bevorzugt an Korngrenzen und Präzipitaten, und das Blasenwachstum ist orientiert.

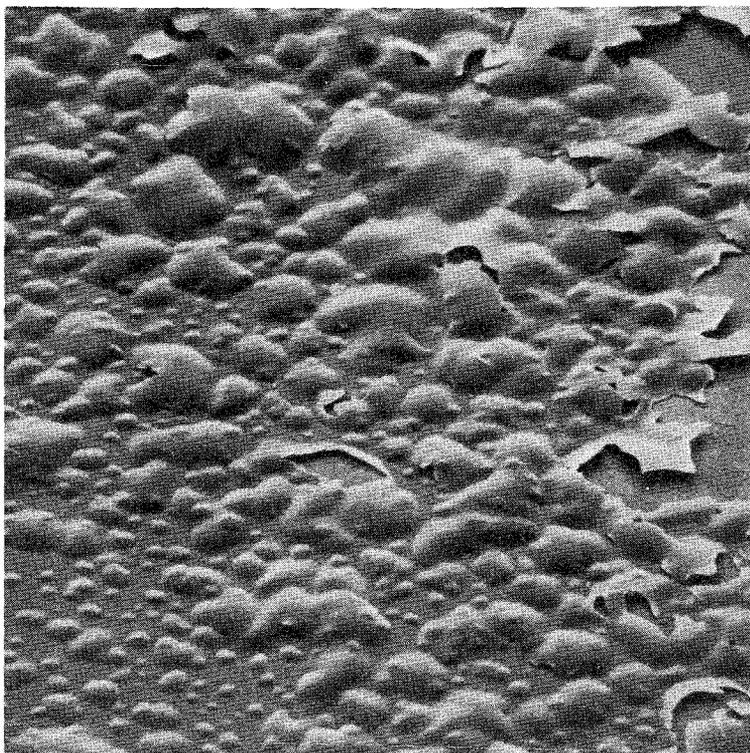


Abb. 8 REM 7637 Rasterelektronenmikroskopische Aufnahme von rekr. Vanadium bei folgenden Bestrahlungsbedingungen:
240 keV He⁺; Dosis 3×10^{17} cm⁻²; T = 573°C. Vergr. 220x.

Veröffentlichungen

- (1) K. Herschbach, W. Schneider, J. Nucl. Mat. 51 (1974) S. 215
- (2) D. Kaletta, K. Ehrlich, J. Nucl. Mat. 51 (1974) S. 227

114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1141 Natriumkühlung1141.1 Korrosion austenitischer Stähle*

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

Die Versuchsserie im Hochtemperaturkreislauf des IRB an Hüllrohrinnendruckproben hat das Ziel, auf der Basis von 10.000 Stunden-Ergebnissen für die Hüllrohre des SNR-300 Auslegungskennwerte hinsichtlich der Natriumkorrosion und der Beeinflussung der mechanischen Festigkeit durch Natrium zu gewinnen.

Die Auslagerung der 10.000-Stunden-Proben hat inzwischen einen Stand von 6500 Stunden erreicht, ohne daß eine der Proben zu Bruch gegangen ist. An den nach 5000 Stunden entnommenen Proben sind eine Reihe von Nachuntersuchungen vorgenommen worden, Zwischenergebnisse liegen vor. Neueingesetzte, für 5000 Stunden ausgelegte Proben haben 1500 Stunden Versuchszeit erreicht. Parallele Auslagerungen im Vakuum bei 700°C sind nach 5000 Stunden Auslagerungszeit beendet worden und werden ausgewertet.

Die Nachuntersuchungen an den nach 5000 Stunden entnommenen Proben (siehe KFK 1274/1, 1141.3) ergaben interessante Hinweise auf die Kinetik der selektiven Korrosion.

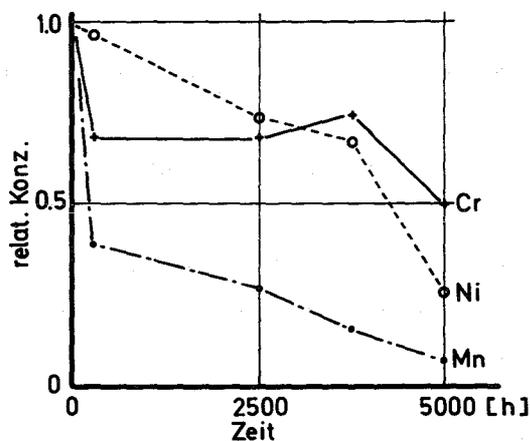


Abb. 1 Zeitlicher Verlauf der Oberflächenkonzentrationen von Cr, Ni und Mn (1.4981) in Na (700°C) korrodiert

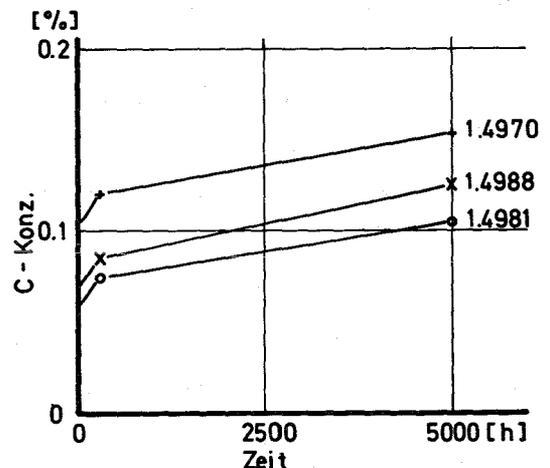


Abb. 2 Verlauf der Durchschnitts-C-Konzentration im Na-Korrosionsversuch

* BzFE-Nr. 232.2

Abb. 1 zeigt die Veränderungen der Oberflächenkonzentrationen, gemessen in 1 μm Tiefe, von Cr, Ni und Mn als Funktion der Zeit. Die Konzentrationen von Cr und Mn veränderten sich schon in den ersten 300 Stunden der Auslagerung sehr stark, die Nickelkonzentrationen in der Oberflächenschicht nahmen erst nach längeren Versuchszeiten stärker ab als die der beiden anderen Elemente.

Alle Hüllrohrwerkstoffe wurden in der Versuchsserie aufgekohlt; die Abb. 2 zeigt, daß die Aufkohlung ebenfalls in der Anfangsphase der Korrosionsversuche besonders stark ist. Sie ist nach 300 Stunden schon nahezu halb so groß wie nach 5000 Stunden. Das dürfte durch die relativen Veränderungen der Kohlenstoffaktivitäten bedingt sein. Analytische Untersuchungen hatten gezeigt (siehe KFK-1274/1, 1141.3), daß an der Grenze zwischen Matrix und Korrosionszone ein Maximum der Kohlenstoffkonzentration auftritt; diesem Maximum entspricht auch eine vergleichsweise hohe Härte der gleichen Zone.

Die kinetischen Analysen der Vermessung der ferritischen Zonen an der Oberfläche der Korrosionsproben führten noch zu keiner klaren Aussage hinsichtlich des Wachstums der Ferrit-Zonen. Die nach 2500 bzw. 3750 Stunden zur Nachuntersuchung entnommenen Proben aus dem Stahl W.-Nr. 1.4981 waren nicht aus gleichwertigen Probenpositionen. Es hatte den Anschein (s. Abb. 3), daß die Ferritschicht unter der Oberfläche nach 2500 Stunden in ihrer Stärke konstant blieb, während die Zone mit ferritisierten Korngrenzen noch zunahm. Dieser Sachverhalt wird an weiteren Proben überprüft.

In einer Position hinter den Innendruckproben in Richtung der Natriumströmung wurden einige Flachproben aus den Stählen W.-Nr. 1.4301 und Incoloy 800 exponiert und zur Nachuntersuchung nach 5000 Stunden entnommen.

Die Abtragung durch Natrium in den Teststrecken des Hochtemperaturkreislaufs entsprach sehr gut den Werten, die an Hüllwerkstoffen in Form der Hüllrohrproben gemessen worden sind (s. KFK-1274/1):

Werkstoff	Abtragung (in $\mu\text{m}/\text{a}$)	
	bei 600°C	700°C
1.4301	0,7	14,3
Incoloy 800	2,6	12,8

Die Nachuntersuchungen schlossen morphologische, metallographische und chemisch-analytische Beobachtung ein.

Die bei 600°C exponierten Proben des Stahls 1.4301 waren mit einer Schicht und mit Partikeln bedeckt; nach Aussage der Röntgenspektren war die Schicht reich an Cr und enthielt auch Na. Dagegen waren die Oberflächen der bei 700°C exponierten Proben frei von jeder Bedeckung. Der Abtrag war äußerst mäßig, Cr und Ni waren aus der Oberflächenschicht herausgelöst. Bei 600°C war eine dünne, von nichtmetallischen Bereichen durchgezogene Ferritschicht entstanden; bei 700°C war diese Schicht stärker und erreichte eine Dicke von reichlich 40 µm. Die Ferritschicht war also erheblich schneller gewachsen als bei den Hüllwerkstoffen.

Die Randschichten waren an Cr, Ni, Mn und C verarmt, während in der Matrix C gegenüber dem Ausgangsgehalt zugenommen hatte (s. 1141.3).

Vom Incoloy 800 stand zur Nachuntersuchung nur bei 600°C exponiertes Material zur Verfügung. Die Beobachtung mit dem Rasterelektronenmikroskop zeigte Veränderungen der Oberflächen an, wie sie früher an Nickellegierungen beobachtet worden sind (s. KFK-1273/2).

Die Röntgenspektren wiesen auf deutliche Materialverschiebungen mit Verlusten an Cr und Ni hin. Die metallographischen Untersuchungen ergaben, daß die Oberflächenzone an Korngrenzen angegriffen ist. Ferner treten in der Oberflächenzone nichtmetallische Phasen auf, die nicht identifiziert worden sind. Die durch Korrosion veränderte Zone ist bis zu 15 µm dick.

Analytische Untersuchungen (vgl. 1141.3) bestätigten die Verluste an Cr und Ni in der Oberflächenzone, machten aber verständlich, daß kein Ferrit entstanden war. Der Ni-Gehalt sank nämlich nicht unter 20 Gew.-% ab, so daß die austenitische Struktur stabil blieb. Daneben wurden Verluste an Mn und Ti sowie Zunahmen an C gemessen.

Insgesamt gesehen hat Incoloy bei 600°C in Natrium eine ebenso gute Beständigkeit gezeigt wie an Ni ärmere Stähle.

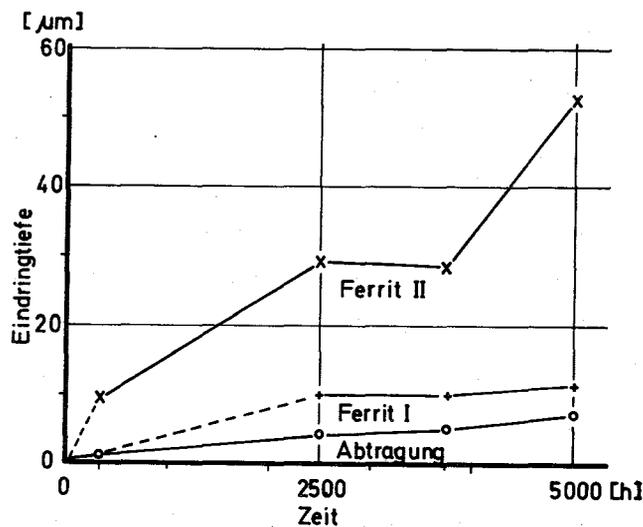


Abb. 3 Zeitlicher Verlauf der Na-Korrosion
(700 °C; W.Nr. 1.4981)

Die Umrüstung des "Cerberus-Prüfstandes" für analytische Untersuchungen, die wegen anderer Arbeiten zurückgestellt werden mußten, ist nunmehr rohrseitig nahezu abgeschlossen.

Es wurden die verschiedenen Einrichtungen zur Messung des Sauerstoffgehaltes und des Kohlenstoffgehaltes in den Kreislauf eingebaut. Die Sonde zur Messung des Wasserstoffgehaltes konnte wegen Lieferschwierigkeiten nicht eingesetzt werden. Im Anschluß an die zur Zeit laufenden Röntgenuntersuchungen der Schweißnähte wird mit der elektrischen Installation der Begleitheizung begonnen.

1141.3 Reinheit und Reinheitskontrolle des Natriums *

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

1. Chemisch-analytische Betreuung des HT-Versuchskreislaufes

Im Rahmen der chemisch-analytischen Betreuung des HT-Versuchskreislaufes wurden auch während des Versuches HT3 die Verunreinigungen im Schutzgas und im Natrium bestimmt. Im Schutzgas wurden die Verunreinigungen Wasserstoff, Sauerstoff, Stickstoff und Methan mit Hilfe eines Gaschromatographen und Helium massenspektrometrisch gemessen. Während des Versuches HT 3 wurde noch kein Helium im Schutzgas festgestellt, woraus man schliessen kann, dass bis zum gegenwärtigen Zeitpunkt noch keine Innendruckprobe defekt geworden ist.

Die gaschromatographisch bestimmten Gehalte an Verunreinigungen sind für einige charakteristische Zeitpunkte in folgender Tabelle zusammengefasst:

Datum	vpm H ₂	vpm N ₂	vpm CH ₄	Bemerkungen
29.4.	46	53	31	Kaltfalle 2 Tage in Betrieb
	37	60	31	Na 350°C
	50	53	38	420 "
	37	47	105	450 "
	39	53	137	520 "
	250	50	180	620 "
	250	50	195	650 "
	225	50	205	700 "
30.4.	60	65	11	Covergas 15 h über Na
2.5.	33	15	0,4	
7.5.	12	6	1	
14.5.	14	130	1	13.5. Probe gezogen
17.5.	6	45	0,1	
27.5.	16	27	0,1	
28.5.	41	26	0,7	Na hochgedrückt
16.6.	8	100	0,7	Probe gezogen
19.6.	4	12	0,6	
27.6.	4	6	0,5	

* BzFE-Nr. 622.3

Bei ungestörtem Betrieb sinken die Wasserstoff- und Stickstoffgehalte auf Werte <10 vpm und der Methangehalt auf ca. 0,5 vpm ab. Jedwede Manipulation am Kreislauf (Probenahme, Hochdrücken von Natrium) hat eine Erhöhung des Verunreinigungs-niveaus im Schutzgas zur Folge. Verglichen mit den während des Versuches HT 1 und HT 2 gemessenen Gehalten liegen die während des Versuches HT 3 gemessenen Werte auf ähnlichem Niveau.

Im Natrium wurden neben den Sauerstoff- und Kohlenstoffbestimmungen auch die metallischen Verunreinigungen während des Versuches HT 3 bestimmt und folgende Werte gefunden:

Cr = 0,8 ppm	Pb = 6,5 ppm
Mn = 0,4 "	Bi = 4,4 "
Fe = 3,9 "	Ag = 0,35 "
Co = 0,02 "	Cd = 0,75 "
Cu = 0,08 "	Sn = 4,6 "
Zn = 0,6 "	

Die Probenahme für die Metallbestimmung war in Nickeltiegeln durchgeführt worden.

2. Einfluss des bei der Probenahme verwendeten Tiegelmaterials auf die Höhe der gefundenen Verunreinigungen in Natriumproben aus dem Sekundär-Natrium der KNK

Von der KNK wurden uns verschiedentlich Natriummetallproben für Metallanalysen übergeben, wobei im Verlauf der gleichen Probenziehung Nickel- und Keramik-Tiegel mit Natrium gefüllt wurden. Das in den Tiegeln befindliche Natrium wurde mit Methanol/H₂O aus den Tiegeln herausgelöst, mit Schwefelsäure zu Sulfat umgesetzt und anschliessend auf verschiedene Elemente analysiert. Es zeigte sich, dass man im Natrium-Metall der gleichen Probenahme verschiedene Gehalte an Verunreinigungen findet, je nachdem, ob das Natrium aus einem Nickel- oder einem Keramiktiegel herausgelöst worden war. Am deutlichsten zeigte sich dieser Effekt bei Eisen und Zink, und zwar lagen die Eisengehalte im Natrium aus den Keramiktiegeln wesentlich höher als im Natrium aus den Nickeltiegeln. Beim Zink zeigte sich die entgegengesetzte Tendenz:

Keramik-Tiegel				Nickel-Tiegel			
Probenahme S 18, Gehalte in ppm							
Fe	15,4	18,5	18,2	4,1	9,6	5,8	5,1
Cr	1,9	2,0	2,8	0,5	1,0	0,6	0,5
Mn	0,4	0,5	0,6	0,2	0,3	0,2	0,2
Probenahme S 25, Gehalte in ppm							
Zn	6,3	4,4	6,0	38	43	35	39
Pb	0,35	0,35	0,35	0,39	0,35	0,45	0,35
Sn	0,88	0,88	0,88	0,88	0,93	0,88	0,88

Probenahmebedingungen:	S 18	S 25
Na-Temperatur	330°C	310°C
Kaltfalltemperatur	120 "	140 "
Spülzeit	2 h	4 h
Na-Durchfluss	1,8 m ³ /h (1 h) u. 1,0 m ³ /h (1 h)	ca. 3 m ³ /h (3 h) u. 1 m ³ /h (1 h)

3. Nachuntersuchung von Korrosionsproben

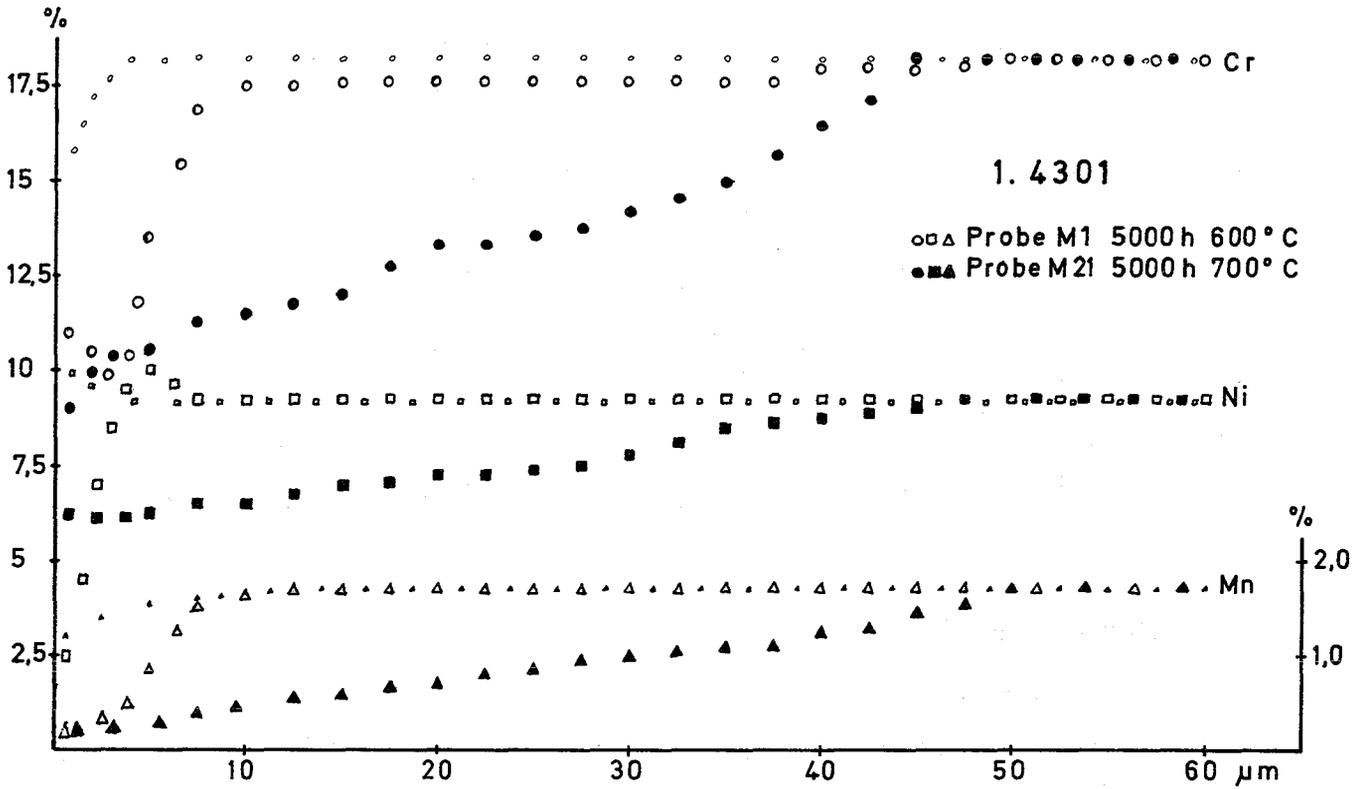
Es wurden verschiedene Blechproben nach 5 000 h Einsatz in Natrium von 600 bzw. 700°C spektralanalytisch auf den Verlauf der Legierungselementkonzentrationen mit dem Abstand von der Probenoberfläche untersucht. Der Abtrag und die Anregung erfolgte mit Hilfe der Glimmentladungslampe von RSV.

Es wurden folgende Proben untersucht:

Probe Y	12 Incoloy 800	nach 5000 h	in Natrium	von 600°C
Probe M	1 1.4301	" 5000 h	" "	" 600°C
Probe M	21 1.4301	" 5000 h	" "	" 700°C.

Die erhaltenen Werte sind in den Abb. 4 und 5 zusammengefaßt.

Es wurden jeweils auch die Ausgangsmaterialien untersucht. In den Diagrammen ist der Verlauf der Konzentration der jeweiligen Elemente in der korrodierten Probe und im Ausgangsmaterial stets mit dem gleichen



Incoloy 800 Probe Y12
5000 h 600° C

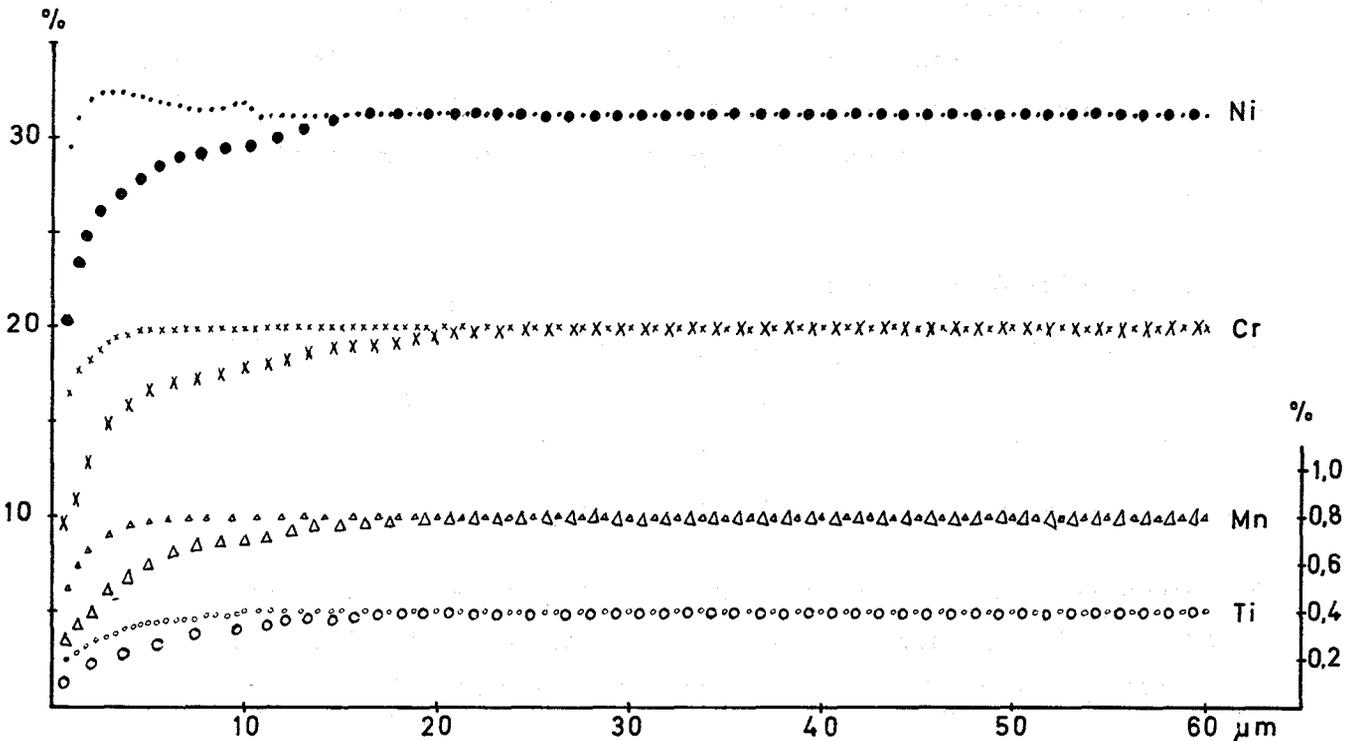


Abb. 4 Ni-, Cr-, Mn- und Ti-Konzentration als Funktion des Abstandes von der Probefläche, vor und nach Einsatz in Natrium (kleine bzw. große Markierungszeichen).

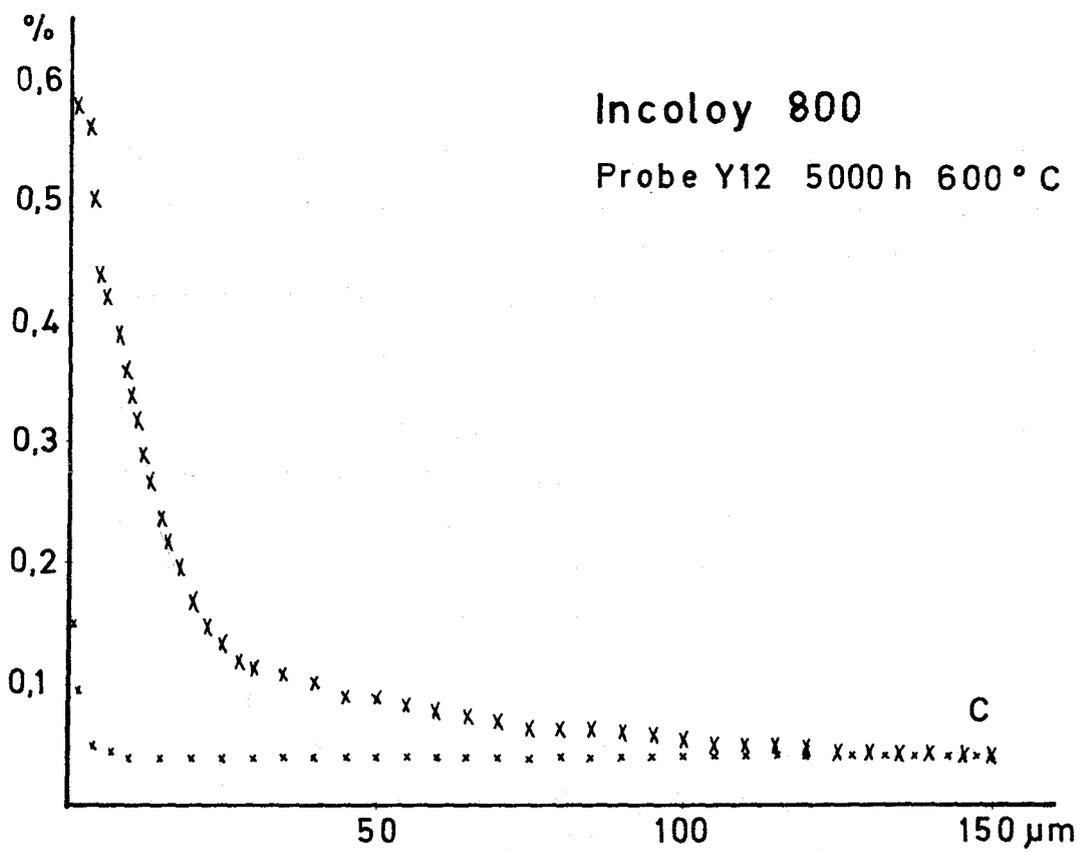
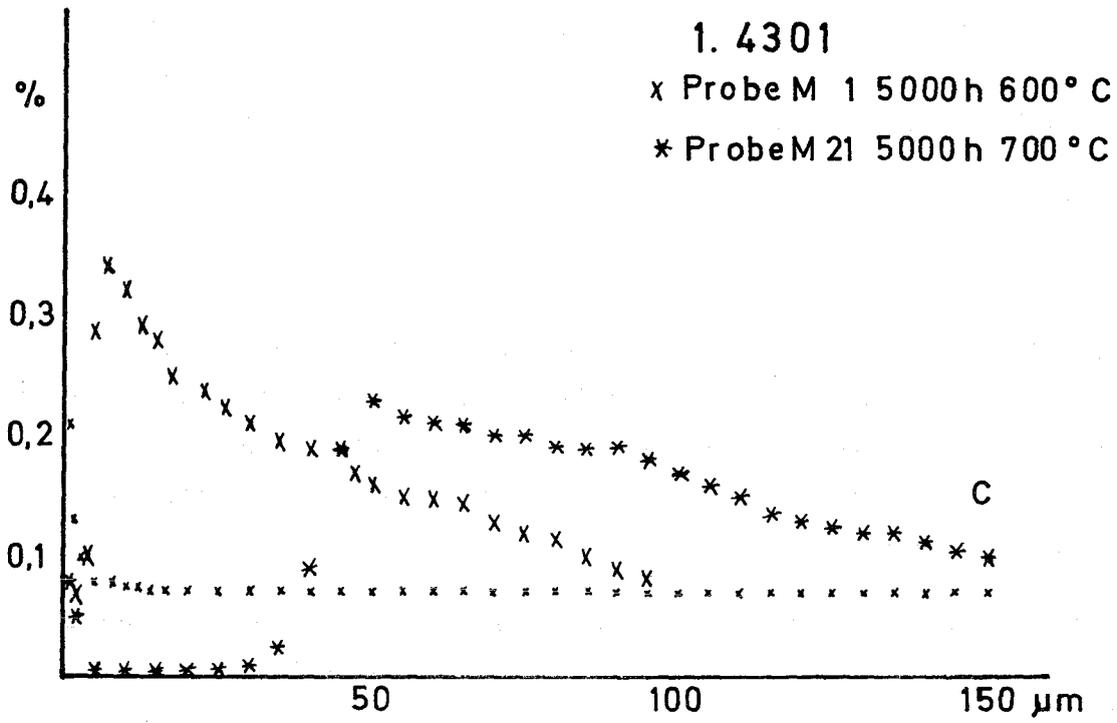


Abb. 5 C-Konzentration vor und nach Einsatz in Na

Symbol, jedoch im Ausgangsmaterial kleiner und mit geringerer Strichstärke gekennzeichnet. Es wurden in den Diagrammen auch Elemente in verschiedenen Konzentrationsbereichen zusammengefasst, was verschiedene Masstäbe beim Auftragen der Konzentrationen erforderlich machte.

Im einzelnen zeigen die Diagramme folgendes Bild:

Incoloy 800

Bei der Incoloy-Probe Y 12 sind die Gehalte an Chrom und Nickel in ca. 1 μm Tiefe um ca. 5 bzw. 10% im Vergleich zum Ausgangsmaterial erniedrigt. Mangan und Titan sind in 1 μm Tiefe etwa auf die Hälfte ihres ursprünglichen Gehaltes abgesunken. In 15 - 20 μm Tiefe werden die ursprünglichen Matrixwerte erreicht.

Der Kohlenstoff zeigt zur Oberfläche hin eine sehr starke Anreicherung. Er liegt bei einem Matrixwert von 0,04% in 1 μm Tiefe über 0,5%. Nach steilem Abfall wird in 25 μm Tiefe ein Wert von 0,1% C und in ca. 135 μm Tiefe der Matrixwert erreicht.

1.4301

Beim Werkstoff 1.4301 zeigt sich ein deutlicher Unterschied im Verlauf der Elementkonzentrationen in Abhängigkeit von der Versuchstemperatur. Während die Matrixwerte bei den 600°C-Proben bereits in 8 - 10 μm Tiefe nach steilem Anstieg fast wieder erreicht sind, ist dies bei den 700°C-Proben erst in einer Tiefe von 45 - 50 μm der Fall.

Der Chromgehalt liegt bei beiden Proben in 2,5 μm Tiefe bei ca. 10%. Der Chromgehalt im Ausgangsmaterial liegt im Vergleich dazu in dieser Tiefe bei 17,5%. Die 600°C-Probe zeigt zur Oberfläche hin einen geringen Wiederanstieg um ca. 1%, während die 700°C-Probe zur Oberfläche hin noch weiter bis auf 8,5% abgereichert ist.

Nickel ist in der 600°C-Probe oberflächlich bis auf 2,5% abgereichert und erreicht in ca. 5 μm Tiefe ein Maximum um 10%. Die 700°C-Probe ist bis auf 6% abgereichert. Das Ausgangsmaterial ist oberflächlich geringfügig von 9,2% (in der Matrix) auf 10% angereichert.

Der Mangengehalt ist in beiden Fällen in 1 μm Tiefe im Vergleich zum Ausgangsmaterial um 1% erniedrigt. Bei der 600°C-Probe erfolgt dann ab 3 μm Tiefe ein steiler Anstieg zum Matrixwert.

Auch die Kohlenstoffkonzentration zeigt bei den beiden Versuchstemperaturen einen sehr unterschiedlichen Verlauf. Im Ausgangsmaterial liegt an der Oberfläche eine leichte Anreicherung bis auf 0,2% vor, in 5 μm Tiefe ist der Matrixwert von 0,07% erreicht.

Die 600°C-Probe erreicht in 7,5 μm Tiefe ihren höchsten Wert von 0,34% C. In 100 μm Tiefe liegt der C-Gehalt bei 0,09%. Die coulometrische C-Bestimmung über den Gesamtquerschnitt ergab einen Durchschnittswert von 0,10% C.

Die 700°C-Probe hat in 1 μm Tiefe 0,07% C, und in einem Bereich von 5 - 25 μm ist sie auf 0,01% abgereichert. Ab 30 μm Tiefe zeigt sich ein deutlicher Anstieg und erreicht in 50 μm Tiefe 0,23% C. Dann erfolgt ein allmähliches Absinken der C-Konzentration. In 150 μm Tiefe liegt der Gehalt bei 0,1%. Die coulometrische C-Bestimmung über den Gesamtquerschnitt ergab einen Durchschnittswert von 0,11% C.

Veröffentlichungen zu 1141:

(1) H. Schneider, H. Schumann

Über die spektralanalytische Untersuchung von Korrosions- bzw. Diffusionszonen korrodierter Hüllmaterialwerkstoffe unter Verwendung einer Glimmentladungslampe
KFK-Bericht 2009

(2) H.U. Borgstedt, G. Drechsler, G. Frees, G. Wittig

Erfahrungen mit dem Sauerstoffmeßgerät für Flüssigmetalle von GULF UNITED NUCLEAR CORPORATION in Natriumkreisläufen.
KFK-Ext. 6/74-3

1142 Gas-Korrosion
(S. Leistikow, IMF)

Die im letzten Berichtszeitraum beschriebenen Korrosionsversuche im hochreinen Helium, das bestmöglich gereinigt und anschließend mit Wasser und Wasserstoff im Verhältnis von ca. 5:50-70 vpm dotiert ist, wurden bei Temperaturen von 700°C und 800°C fortgesetzt.

Anfängliche Schwierigkeiten bei der Wasserstoff-Dosierung, die zu relativ starken Schwankungen führten, sind weitgehend behoben. Allerdings scheinen sich Schwankungen des Wasserstoffgehaltes auch nur unwesentlich bemerkbar zu machen.

Gewichtszunahme / mg/dm² / der untersuchten Stähle während 500 Std. bei 700°C und 800°C in Helium verschiedener Reinheit bei 1,5 at:

Werkst.Nr.	800°C	800°C	700°C
	gereinigtes He	H ₂ O:H ₂ 5±1:67±32 vpm	H ₂ O:H ₂ = 5±1:48±25 vpm
1.4970	43,0	40,2	7,75
1.4981	12,5	13,5	3,86
1.4988	14,4	10,1	3,29

Zusammensetzung des jeweils eingesetzten Heliums:

Verunreinigung	gereinigtes He	gereinigtes He	gereinigtes He
	[vpm]	H ₂ O:H ₂ = 5:67 vpm	H ₂ O:H ₂ = 5:48 vpm
H ₂	-	67 ± 32	48 ± 25
H ₂ O	4-5	5 ± 1	5 ± 1
O ₂	< 2,7	< 0,5	< 0,5
N ₂	2-4	< 1,6	< 1,6

Die Versuche zeigten, daß die Korrosion der 3 eingesetzten Stähle bei 700°C gegenüber der bei 800°C stark vermindert ist. Semidynamische Versuche bei Atmosphärendruck über längere Versuchszeiten bei 800°C in hochreinem Helium und einem Wasser- zu Wasserstoff-Verhältnis von 5:50 vpm sind begonnen worden.

SEMIDYNAMISCHE HOCHTEMPERATUR-OXIDATION AUSTENITISCHER CrNi-STÄHLE IN HOCHREINEM HELIUM BZW. IN HELIUM MIT GEZIELTEN VERUNREINIGUNGEN (500 Std, 700 und 800°C, 1,5 at)

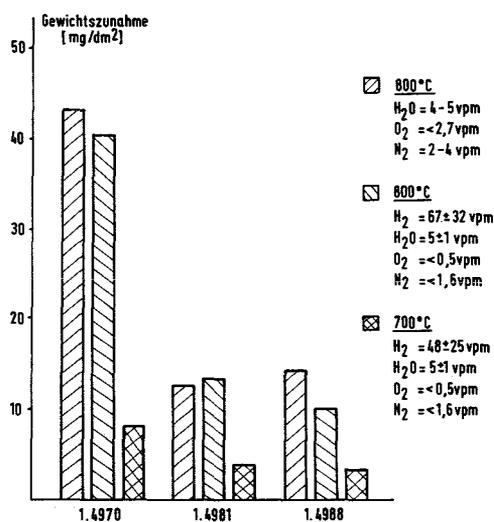


Abb. 6 Semidynamische Hochtemperatur-Oxidation austenitischer CrNi-Stähle in hochreinem Helium bzw. in Helium mit gezielten Verunreinigungen (500 Std. 700 u. 800°C, 1,5 at.)

115 ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS1151 Naßchemische Extraktionsverfahren*1151.2 Purex Flußschemata

(W. Ochsenfeld, H.-J. Bleyl, E. Hamburger, G. Höffle, W. Riffel,
P. Schwab, E. Warnecke, IHCh)

Das vorher in zwei aufeinanderfolgenden Kodekontaminationszyklen extraktiv gereinigte Uran und Plutonium eines in Dounreay bestrahlten Brennstoffs, mit 15 % PuO₂ und einem mittleren Abbrand von 5 - 6.1 %, wurde im 3. Extraktionszyklus der MILLI weiter gereinigt.

Das Produkt des 2. Extraktionszyklus wurde zuerst auf 0.6 M U + Pu eingedampft, wobei ein Teil des Pu zu Pu(VI) oxidiert wurde. Der Feed (2AF) wurde auf 2.96 M HNO₃ eingestellt. Bei der Extraktion mit 30 % TBP/Alkan wurde in dem Waschteil des Extraktors eine etwa 65 %-ige Sättigung des TBP an Uran und Plutonium erreicht. In Tab. 1 und 2 sind die Konzentrationen und Dekontaminationsfaktoren in den organischen Phasen nach der Extraktion am Feedeinlauf (2A-0-9) und nach der Wäsche (2AP) zusammengefaßt. In den organischen Produkten waren außer Cs und Ru Spaltprodukte mit den üblichen analytischen Methoden nicht mehr nachweisbar. Der Plutonium- und Uranverlust im Raffinat lag bei 0.05 % in der 7. Extraktionskammer.

Tab. 1 Konzentration bei der 3. Zyklus-Extraktion

	Feed 2AF	Extrakt. 2A-09	2AP ¹⁾ 2A-016
U [g/l]	124	64.3	65.7
Pu [g/l]	20.4	15.6	12.0
Cs-137 [mCi/l]	0.132	0.01	0.0013
Ru-106 [mCi/l]	0.93	0.006	<0.001
γ [dpm/l]	1.83 · 10 ⁹	0.66 · 10 ⁹	0.51 · 10 ⁹

2AF: 290 ml/h

2AS: 125 ml/h, 4 M HNO₃

2AX: 547 ml/h, 30 % TBP/Alkan

¹⁾2AP = org. Produkt des 1. Extraktors nach Wäsche mit 2AS

* BzFE Nr. 351.3 u. 351.4

Tab. 2 Dekontaminationsfaktoren

	Extraktion	Extraktion + Scrub
Cs ¹³⁷	6.8	54
Ru ¹⁰⁶	80	> 480
γ	1.43	1.90

In einem an den 3. Zyklus angeschlossenen Mischabsetzer wurde das Pu elektrolytisch reduziert und von dem zu 60 % angereicherten Uran getrennt. Der beladenen organischen Phase wurde eine 0.3 M HNO₃ und 0.2 M N₂H₅NO₃ enthaltende wäßrige Lösung entgegengeführt. Zur Reinigung des Pu-Produktes wurde das neben dem Plutonium in die wäßrige Phase gelangte Uran im Volumenverhältnis 1:1 mit 30 % TBP extrahiert. Die Trennung Pu/U in diesem Versuch war infolge von Störungen schlechter als üblich. Im Durchschnitt enthielt das Pu-Produkt in der wäßrigen Lösung 0.83 % Uran, was einem Dekontaminationsfaktor von 680 für Uran entspricht. Gleichzeitig enthielt das Uran-Produkt 0.025 % Pu, entsprechend einem Dekontaminationsfaktor von 700.

Die Rückextraktion des Urans aus dem organischen Uran-Produkt des Trennextraktors verlief im nächsten Extraktor wie geplant.

1152 Abbrandbestimmung an UO₂-PuO₂-Brennstoffproben nach der Bestrahlung mit schnellen Neutronen.*

(H. Wertenbach, H. Bernhard, E. Bolz, H. Deutsch, E. Gantner, K. Matern, M. Mostafa, IRCh)

Einführung

In den vergangenen Jahren wurde der Abbrand an einer Reihe von UO₂-PuO₂-Proben nach der Bestrahlung im schnellen Fluß bestimmt /1/. Diese Arbeiten wurden an Proben aus den Bestrahlungsexperimenten Mol 8B, Mol 8C und DFR-350 fortgesetzt. Die Proben Mol 8B und Mol 8C wurden im BR 2 bestrahlt /2/. Der schnelle Fluß wurde durch Absorption der thermischen Neutronen mit einer Kadmiumabschirmung gewonnen. Dagegen wurden die Proben des DFR-350-Versuchs in einem schnellen Reaktor, dem Dounreay Fast Reactor, bestrahlt /3/. Die Abbrandwerte der DFR-Proben wurden bereits mitgeteilt /4/.

Zur Bestimmung des Abbrandes wurden nach der Auflösung der Proben die Konzentrationen der schweren Kerne sowie der Spaltprodukte Ce-144 und Nd-148 bzw. Nd-Gesamt gemessen. Die schweren Kerne wurden durch Röntgenfluoreszenzspektrometrie, Ce-144 durch γ -Spektrometrie und Nd-148 bzw. Nd-Gesamt durch Massenspektrometrie bzw. massenspektrometrische Isotopenverdünnungsanalyse bestimmt. Die angewandten Verfahren sind im KFK 1704 beschrieben /5/.

Spaltquellen

Das Ausgangsmaterial bestand bei allen Einsätzen aus UO₂-PuO₂-Brennstoff. Der Anteil des Pu sollte bei Mol 8B, Mol 8C und DFR-350 20 Gew.% betragen. Das an fertigen Pellets gemessene Pu/U-Verhältnis sowie die Isotopenzusammensetzung der schweren Kerne sind aus Tabelle 3 zu ersehen.

Die Isotopenanalyse des Brennstoffs nach der Bestrahlung war aus Kapazitätsgründen nicht möglich. Zum Vergleich wurde die an einigen Proben des Bestrahlungsexperiments Mol 7A (ebenfalls mit Cd-Abschirmung) /6/ gemessene Isotopenzusammensetzung herangezogen.

* BzFE-Nr. 927.0. Zuletzt berichtet in KFK 1273/4, S. 115-3

Tabelle 3

Pu/U-Verhältnis und Isotopenzusammensetzung der schweren Kerne.

	Mol 8B /2/	Mol 8C /7/	DFR-350 /3/
Atome Pu/Atome U	0.2348 \pm 1%	0.2401 \pm 1%	0.2515 \pm 1%
U-235 (Gew.%)	93.2	89.9	86.4
U-238 (Gew.%)	6.8	10.1	13.6
Pu-239 (Gew.%)	90.9	90.9	90.9
Pu-240 (Gew.%)	8.3	8.3	8.2
Pu-241 (Gew.%)	0.8	0.8	0.9

Bei rund 4 Atom% Abbrand reduzierte sich der Anteil des U-235 von 79 auf 77.2 % und der des Pu-239 von 91 auf 88.0 %. Der Anteil des Pu-241 stieg von 0.8 auf 2.9 %. Das Pu/U-Verhältnis änderte sich während der Bestrahlung von 0.2460 \pm 1% auf 0.2400 \pm 2%, d.h. die Spaltquellen blieben praktisch unverändert.

Nach der Bestrahlung von Mol 8B betrug das Pu/U-Verhältnis 0.2377 \pm 3.4% (Mittelwert von 6 Proben). Bei dem Experiment DFR-350 änderte sich das Pu/U-Verhältnis (Mittelwert aus 10 Proben) während der Bestrahlung auf 0.2328 \pm 4.9%. Hier hat eine relative Abnahme des Pu stattgefunden, während man bei Mol 8B annehmen kann, daß keine signifikante Änderung der Spaltquellen aufgetreten ist. Die verhältnismäßig große relative Standardabweichung von 3.4% bzw. 4.9% beruht nicht auf Meßfehlern (der Meßfehler ist bei diesen Proben $<$ 1%), sondern auf der axialen Differenzierung der schweren Kerne. Die axiale Entmischung von U und Pu wurde beim Experiment Mol 7A festgestellt /6/.

Die Spaltquellen für die DFR-Proben wurden auf Grund der Materialzusammensetzung und der für den DFR gültigen ζ_f -Wert berechnet /3/. Für Mol 8B und Mol 8C wurde der Betrag des Pu-241 abgeschätzt (Vergleich mit Mol 7A). Wegen des im Vergleich zum DFR sehr weichen Neutronenspektrums wurden die Beiträge des U-238 und Pu-240 vernachlässigt. Die Anteile des U-235 und Pu-239 wurden als proportional zur Ausgangszusammensetzung des Brennstoffs angenommen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4 zusammengefaßt.

Tabelle 4

Spaltquellen der Proben Mol 8B, Mol 8C und DFR-350.

Spaltquellen	Mol 8B	Mol 8C	DFR-350
U-235 (%)	80.0	78.9	73.7
U-238 (%)	-	-	0.7
Pu-239 (%)	19.2	20.3	24.3
Pu-240 (%)	-	-	0.8
Pu-241 (%)	0.8	0.8	0.3

Neutronenspektrum

Die Bestrahlung des DFR-350-Bündels wurde im zentralen Hexagon des DFR durchgeführt /3/. Die Spaltungen erfolgten in einem relativ harten Spektrum. Dagegen wurde die Bestrahlung von Mol 8B und Mol 8C - nach Absorption der thermischen Neutronen - in einem vorwiegend epithermischem Spektrum vorgenommen. Der Anteil der Spaltungen durch epithermische Neutronen verhält sich zur Schnellspaltung wie 3 : 1 /2/.

Spaltausbeuten

Zur Berechnung des Abbrandes wurden folgende gemittelte Spaltausbeuten verwendet:

Tabelle 5

Gemittelte Spaltausbeuten

	Mol 8B	Mol 8C	DFR-350
Ce-144 (%)	5.05	5.04	4.80
Nd-148 (%)	1.69	1.69	1.73
Σ Nd (%)	19.76	19.70	19.55

Die gemittelten Spaltausbeuten wurden im Falle DFR-350 unter Verwendung der Werte von W. Davies /8/ und der in Tabelle 4 angegebenen Spaltquellen errechnet. Da die Beiträge von U-238, Pu-240 und Pu-241 zum Abbrand klein, die Spaltausbeuten für U-238 von geringer Genauigkeit und die von Pu-240 und Pu-241 nicht bekannt sind, wurden sie den Beiträgen des U-235 bzw. Pu-239 zugeschlagen.

Im Falle Mol 8B und Mol 8C wurden die Spaltausbeuten von Meek und Rider /9/ herangezogen. Die Spaltung mit epithermischen Neutronen wurde als thermische Spaltung betrachtet und unter Verwendung der Spaltquellen (Tabelle 4) gemittelte Spaltausbeuten berechnet. Zur Berechnung der gemittelten Spaltausbeuten für die schnelle Spaltung wurde der Beitrag des Pu-241 als von Pu-239 kommend angesehen. Die Ausbeuten für die epithermische und für die schnelle Spaltung wurden anschließend im Verhältnis 3 : 1 gemittelt.

Zur Kontrolle wurden für Mol 8B, Mol 8C und DFR-350 die Neodymmassen relativ zu Nd-148 mit Hilfe der gemittelten Spaltausbeuten berechnet und mit dem Mittelwert der gemessenen Isotopenzusammensetzung des Spaltneodyms verglichen.

Tabelle 6

Vergleiche der berechneten und gemessenen relativen Neodymmassen.

Masse	Mol 8B		Mol 8C		DFR-350	
	berechnet	gemessen ^{+))}	berechnet	gemessen	berechnet	gemessen
143	3.327	3.272	3.315	3.244	3.220	3.228
144	2.988	3.147	2.978	3.071	2.759	2.900
145	2.209	2.109	2.204	2.094	2.138	2.144
146	1.711	1.847	1.708	1.838	1.687	1.690
148	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
150	0.436	0.435	0.439	0.443	0.461	0.461
Σ	11.67	11.81	11.64	11.69	11.26	11.42

Die gemessenen Werte sind nicht auf n, γ -Reaktionen korrigiert, jedoch die Masse 144 auf Ce-144.

Die Übereinstimmung zwischen den gemessenen und den berechneten Werten ist befriedigend, wenn man jeweils 143 + 144 und 145 + 146 zum Vergleich heranzieht.

Ergebnisse

In der Tabelle 7 sind die über Ce-144, Nd-148 und Nd-Gesamt berechneten Abbrandwerte eingetragen. Die Wichtung erfolgte im Verhältnis
 Ce-144 : Nd-148 : Nd-Gesamt = 1 : 1 : 1.

^{+))} Wir danken Herrn Dr. Koch, Europäisches Institut für Transurane, für einen Teil der massenspektrometrischen Messungen.

Tabelle 7

Ergebnisse der Abbrandbestimmung an den Experimenten Mol 8B und Mol 8C.

	Mol 8B1		Mol 8B2				Mol 8C1
	-12-	-15-	-16-	-27-	-28-	-29-	-19-
Ce-144 (Atom%)	11.58	12.08	8.54	9.58	6.67	7.62	10.01
Nd-148 (Atom%)	11.52	12.07	8.77	9.25	6.49	7.46	9.71
Nd-Gesamt (Atom%)	11.74	12.22	8.81	9.38	6.52	7.49	9.74
Mittelwert (Atom%)	<u>11.6</u>	<u>12.1</u>	<u>8.71</u>	<u>9.40</u>	<u>6.56</u>	<u>7.52</u>	<u>9.82</u>

Die einzelnen Abbrandwerte stimmen gut überein. Die größten Fehler werden durch die Unsicherheiten bei den Spaltausbeuten und durch die axiale Diffusion der schweren Kerne verursacht. Nimmt man die Streuung des Pu/U-Verhältnisses als Maß für die Wanderung der schweren Atome, so läßt sich der Gesamtfehler der Abbrandbestimmung bei Mol 8B und Mol 8C auf rund $\pm 5\%$ schätzen.

Literatur

- /1/ H. Wertenbach, E. Gantner "Abbrandanalyse"
KFK 127/1, 115-1 (1972)
- /2/ H. Herrmann, H. Hoffmann, D. Geithoff
"Auslegung, Bestrahlung und Nachuntersuchung des Bestrahlungs-
experimentes Mol 8A"
KFK 1520 (1972)
- /3/ D. Geithoff, K. Kummerer
"Auslegung, Bestrahlung und zerstörungsfreie Nachuntersuchung
des UO₂-PuO₂-Brennstab-Bündels DFR-350"
KFK 1377 (1972)
- /4/ H. Wertenbach, H. Bernhard, E. Bolz, H. Deutsch, E. Gantner,
K. Matern, M. Mostafa
"Abbrandanalyse an Oxidbrennstabproben aus Bestrahlungen
mit thermischen und schnellen Neutronen"
KFK 1273/4, EUR 4974d, 115 (1974)
- /5/ H. Hoffmann, H. Wertenbach
"Abbrandbestimmung an Kernbrennstoffprüflingen aus dem FR2"
KFK 1704 (1973)
- /6/ W. Dienst, K. Ehrlich, O. Götzmann, H. Hoffmann, H. Kleykamp,
L. Schäfer, B. Schulz, H. Zimmermann
"UO₂-PuO₂-Brennstabbündelbestrahlung Mol 7A"
KFK 1736 (1973)
- /7/ Herstellungsbericht (unveröffentlicht)
- /8/ W. Davies
"Absolut Measurements of Fission Yields for ²³⁵-Uranium and
²³⁹-Plutonium in the Dounreay Fast Reactor"
Radiochimica Acta 12, 173-76 (1969)
- /9/ M.E. Meek and B.F. Rider
"Compilation of Fission Product Yields"
Vallecillos Nuclear Center - 1972
NEDO-12154 (1972)

121 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1213 SNEAKNachrechnung der kritischen Experimente SNEAK 9C-1 und 9C-2*

(W. Scholtyssek, IASR)

1. Geometrie und Teilchenzahlen

Aufgaben und Aufbau der Anordnung SNEAK 9C-1 und 9C-2 wurden bereits früher beschrieben /1, 2/.

Zur Nachrechnung der Anordnungen wurde jeweils eine zentrale kontrollstabfreie Zone von 40 Elementen angenommen. Die Kontrollstäbe - in beiden Cores mit Uran beladen - wurden über die Außenzone verschmiert. In Tab. 1 sind die geometrischen Daten der Anordnung zusammengestellt. Tab. 2 zeigt die Teilchenzahlen.

		SNEAK 9C-1	SNEAK 9C-2
Radius	Innenzone	19.41 cm	19.41 cm
	Außenzone	37.59 cm	36.19 cm
	Blanket	68.63 cm	68.63 cm
Höhe	Core	59.96 cm	60.04 cm
	Gesamt	119.96 cm	120.04 cm

Tab. 1: Geometrische Daten zu 9C-1 und 9C-2

* BzFE-Nr. 412.1

/1/ KFK-1273/4, S. 121-8

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

	Teilchenzahlen / 10^{24} cm^{-3}				
	SNEAK 9C-1		SNEAK 9C-2		Blanket
	innen	außen	innen	außen	
Al	-	.3836-3	.603-5	.4387-3	-
C	.3089-2	.3152-2	.497-4	.4916-3	.136-4
Ca	-	-	.568-5	.499-5	-
Cr	.2850-2	.2885-2	.3031-2	.3048-2	.1200-2
Fe	.1124-1	.1119-1	.1030-1	.1036-1	.3955-2
H	.2377-4	.2408-4	-	.325-5	-
K	.250-5	.254-5	-	.353-6	-
Mg	-	.393-5	.268-5	.679-5	-
Mo	.123-4	.110-4	.219-4	.192-4	.997-5
Na	.8865-2	.8686-2	.8328-2	.8192-2	-
Nb	.854-5	.762-5	.879-5	.772-5	.854-5
Ni	.2327-2	.2255-2	.1665-2	.1665-2	.9845-3
O	.1231-1	.1216-1	.1636-1	.1570-1	-
^{239}Pu	-	-	.1975-2	.1735-2	-
^{240}Pu	-	-	.1775-3	.1559-3	-
^{241}Pu	-	-	.1321-4	.1160-4	-
^{242}Pu	-	-	.813-6	.714-6	-
Si	.1215-3	.1249-3	.1388-3	.1405-3	.453-4
Ta	-	-	.135-6	.118-6	-
Ti	.119-4	.148-4	-	.472-5	-
^{235}U	.3078-2	.3071-2	.4390-4	.4052-3	.1625-3
^{236}U	-	-	.271-6	.238-6	-
^{238}U	.7108-2	.7085-2	.5963-2	.6076-2	.3994-1
$^{10}\text{B}^*)$	-	-	.828-5	.727-5	-

Tab. 2: Teilchenzahlen für 9C-1 und 9C-2

*) Ersatzweise für Gold ($N_{\text{B}} = 1/3 \cdot N_{\text{Au}}$)

2. Rechenmethoden und Ergebnisse

Als Basisrechnung wurde eine 2-dim. DIXY-r-z Rechnung durchgeführt. Mit dem Programm DTK wurden axiale und radiale Transportkorrekturen gerechnet. Die Heterogenitätskorrektur wurde mit dem Zellprogramm KAPER durchgeführt. Die Zylinderisierungseffekte wurden mit DIXY-x-y-Rechnungen ermittelt. Außerdem wurde eine REMO-Korrektur durchgeführt und der Einfluß des Spaltspektrums gerechnet. Bei allen Rechnungen wurde der KFK INR-Satz verwendet.

In Tab. 3 sind die Ergebnisse zusammengestellt. Beide Anordnungen werden durch die Rechnung überschätzt. Dabei liegen die Ergebnisse für das Plutoniumcore 9C-2 nur um 0,15 % höher als für das Urancore 9C-1, so daß relativ zueinander eine gute Übereinstimmung festgestellt werden kann.

	SNEAK 9C-1	SNEAK 9C-2
2-dim Diff. Rechnung	1.0048	1.0028
Transportkorrektur axial	+0.0035	+0.0046
radial	+0.0058	+0.0078
Heterogenitätskorrektor	-0.0036	-0.0024
REMO	-0.0016	+0.0002
Zylindrisierung	-0.0019	-0.0036
Spaltspektrum	+0.0002	-0.0010
k_{eff} Korrektur	1.0072	1.0084
Experiment	1.0007	1.0004
C/E	1.0065	1.0080

Tab. 3: Ergebnisse der Kritikalitätsrechnungen

Veröffentlichungen zu 1213:

- (1) M. Pinter, H. Giese, S. Pilate

Messung und Berechnung des Reaktivitätswertes von simulierten
Kontrollstäben in einem Mock-up des SNR-300

Tagungsbericht der Reaktortagung Berlin 1974

- (2) E.A. Fischer, P.E. Mc Grath

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

KFK-1939

- (3) E. Korthaus

Ein Protonenrückstoß-Spektrometer für in-pile-Messungen im
Energiebereich zwischen 500 keV und 3 MeV

KFK-1994

- (4) G. Jourdan

Physics Investigations of Sodium Cooled Fast Reactors
SNEAK-Assembly 9B - Part 1

KFK-2012

1215	<u>WIRKUNGSQUERSCHNITTMESSUNGEN</u> ⁶
1215.1	<u>Van-de-Graaff-Beschleuniger</u> ¹⁾

(H. Beer, F. Käppeler, D. Roller, R. Spencer, IAK)

1. Betrieb und Ausbau des Beschleunigers

Im ersten Halbjahr 74 stand der Beschleuniger insgesamt 2800 Stunden für Experimente zur Verfügung. Für Arbeiten im Rahmen des PSB wurden davon 85% genutzt, 26% davon vom INR.

2. Resonanzen mittelschwerer Kerne

Als Ergänzung der hochaufgelösten Messungen von totalen und Einfangquerschnitten an separierten Isotopen der Reaktorstrukturmaterialien Ti, Fe, Cr, Ni und Co wurden entsprechende Messungen an ⁵⁸Fe vorbereitet, da für dieses Isotop bis jetzt noch keine Daten verfügbar sind. Aus dem übrigen, jetzt fertig ausgewerteten Datenmaterial sind in Tabelle 4 und 5 die Ergebnisse für ⁶²Ni und ⁶⁴Ni wiedergegeben, für die bis jetzt noch keine Resonanzparameter bekannt waren. Die inzwischen publizierten Ergebnisse für ⁵⁹Co (1) sind in Tabelle 6 zusammengefaßt.

3. Standardquerschnitte

Die mit dem 800 l Szintillatortank durchgeführten Messungen der Einfangquerschnitte von ²³⁸U und ¹⁹⁷Au relativ zum Spaltquerschnitt von ²³⁵U sind abgeschlossen. Erste Zwischenergebnisse im Bereich von 20-140 keV liegen vor (2), die weitere Auswertung ist im Gange. Abb. 1 zeigt einen Vergleich der Karlsruher Daten mit den Ergebnissen anderer Autoren in diesem Energiebereich. Man findet eine sehr gute Übereinstimmung mit den Werten von de Sausseure et al. während vor allem im unteren Energiebereich deutliche Diskrepanzen zu den anderen Autoren auftreten.

¹⁾ Letzter Bericht in KFK 1273/4

The s-wave resonances of ^{62}Ni

121-6

E_0 (keV)	Γ_n (keV)	Γ_γ (eV)	% Multiple Scattering
42.87 ± 0.14	0.340 ± 0.015	0.36 ± 0.07	4
77.2 ± 0.3	0.07 ± 0.03		
94.7 ± 0.4	2.5 ± 0.1	0.56 ± 0.13	6
105.6 ± 0.4	4.6 ± 0.2	1.40 ± 0.31	12
149.3 ± 0.7	0.14 ± 0.07		
188.2 ± 0.9	≈ 0.09		
214.7 ± 1.1	0.19 ± 0.13		
229.5 ± 1.2	6.18 ± 0.16		
243.2 ± 1.3	0.78 ± 0.15		
281.1 ± 1.6	4.8 ± 0.4		
≈ 288.0	≈ 1.0		

$E_n < 90$ keV

$E_n > 90$ keV

$a_J = 6.0$ fm

$a_J = 6.5$ fm

$S_J' = 7.8 \times 10^{-4}$

$S_J' = 4.1 \times 10^{-4}$

The $\ell > 0$ resonances of ^{62}Ni

E_0 (keV)	$g\Gamma_n$ (keV)	$g\Gamma_n \Gamma_\gamma / \Gamma$ (eV)	$g\Gamma_\gamma$ (eV)
8.91 ± 0.10		0.082 ± 0.016	
9.42 ± 0.10		0.24 ± 0.04	
17.69 ± 0.07		0.13 ± 0.03	
24.46 ± 0.11		0.17 ± 0.03	
28.22 ± 0.14		0.26 ± 0.04	
29.29 ± 0.14		0.50 ± 0.07	
34.28 ± 0.18		0.36 ± 0.06	
38.04 ± 0.20		0.77 ± 0.11	
40.3 ± 0.3		0.12 ± 0.03	
41.0 ± 0.3		0.19 ± 0.04	
44.8 ± 0.3		0.34 ± 0.07	
53.1 ± 0.3		0.15 ± 0.05	
56.91 ± 0.19	0.056 ± 0.017	0.28 ± 0.07	0.28 ± 0.11
63.1 ± 0.4		0.27 ± 0.07	
74.0 ± 0.5		0.47 ± 0.09	
78.4 ± 0.3		0.14 ± 0.04	
93.4 ± 0.8		0.55 ± 0.12	
103.3 ± 0.8		1.30 ± 0.22	
112.0 ± 0.9		0.81 ± 0.20	
118.5 ± 1.1		1.52 ± 0.33	
137.4 ± 1.4		1.77 ± 0.44	
145.0 ± 1.5		3.09 ± 0.62	
160.5 ± 1.8		2.72 ± 0.60	

Tab. 4 Resonanzparameter von ^{62}Ni

The s-wave resonances of ^{64}Ni

E_0 (keV)	Γ_n (keV)	Γ_γ (eV)	% Multiple Scattering
14.3 ± 0.2	2.9 ± 0.5	1.9 ± 0.4	96
33.82 ± 0.10	8.90 ± 0.05	2.9 ± 0.6	52
129.3 ± 0.5	1.34 ± 0.07		
148.8 ± 0.7	0.08 ± 0.07		
155.0 ± 0.7	3.9 ± 0.1		
163.2 ± 0.8	0.14 ± 0.08		
177.7 ± 0.8	0.47 ± 0.09		
205.3 ± 1.1	≈ 0.06		
219.8 ± 1.1	≈ 0.03		
226.9 ± 1.2	≈ 0.12		
231.9 ± 1.2	3.77 ± 0.16		
269.7 ± 1.5	2.2 ± 0.2		
283.5 ± 1.6	0.35 ± 0.19		

$E_n < 98$ keV

$a_J = 6.4$ fm

$S'_J = 3.4 \times 10^{-4}$

$E_n > 98$ keV

$a_J = 6.4$ fm

$S'_J = 1.6 \times 10^{-4}$

The $l > 0$ resonances of ^{64}Ni

E_0 (keV)	$g\Gamma_n$ (keV)	$g\Gamma_n \Gamma_\gamma / \Gamma$ (eV)
14.8 ± 0.1		0.24 ± 0.05
31.85 ± 0.15		0.75 ± 0.11
62.8 ± 0.4		0.85 ± 0.18
106.5 ± 0.4	0.11 ± 0.05	
142.0 ± 0.6	0.17 ± 0.07	
191.5 ± 0.9	0.16 ± 0.11	
214.7 ± 1.1	≈ 0.08	
237.9 ± 1.3	0.32 ± 0.13	
255.7 ± 1.4	0.17 ± 0.15	

Tab. 5 Resonanzparameter von ^{64}Ni

E_0 (keV)	J Ref. (2)	2 g Γ_n (eV) Ref. n (2)	Γ_n (eV) Ref. (2)	2 g Γ_γ (eV)	Γ_γ (eV)	% Multiple Scattering
6.38		1.9		0.27 ± 0.04		0.5
8.05	3		38		0.22 ± 0.05	6.8
8.76		0.72		0.25 ± 0.04		-
9.70		2.1		0.42 ± 0.05		-
10.70	4		65		0.30 ± 0.04	8.1
11.87		2.2		0.22 ± 0.03		0.5
13.28	4		20		0.39 ± 0.04	1.8
15.64	3		70		0.64 ± 0.06	3.4
16.98	4		168		0.40 ± 0.04	8.1
19.78		2.3		0.23 ± 0.03		-
22.01	3		700		0.57 ± 0.07	21.0
22.53	4		270		0.35 ± 0.04	12.0
24.44	3		330		0.64 ± 0.07	10.0
25.17	4		180		0.40 ± 0.05	4.0
25.96	4		20		0.65 ± 0.05	1.4
27.28	4		170		0.62 ± 0.04	4.0
29.42		10		0.40 ± 0.04		0.4
30.02	4		320		0.59 ± 0.05	7.7
31.38	3		150		0.47 ± 0.04	2.1
31.84		8.5		0.42 ± 0.04		0.1
32.8	3		130		≈ 0.59	1.6
33.1	4		40		≈ 0.56	0.8
34.69		5		≈ 0.30		
35.0	4		250		≈ 0.60	3.1
35.53		4.4		0.40 ± 0.04		
36.9		19		0.53 ± 0.10		
40.3		20		0.39 ± 0.04		
40.8		3		0.31 ± 0.03		
41.55		34		0.29 ± 0.03		
43.8		2.4		0.41 ± 0.04		
45.25		≈ 300				
46.0		270				
56.35	3		210		0.82 ± 0.08	

Tab. 6 Resonanzparameter von ^{59}Co

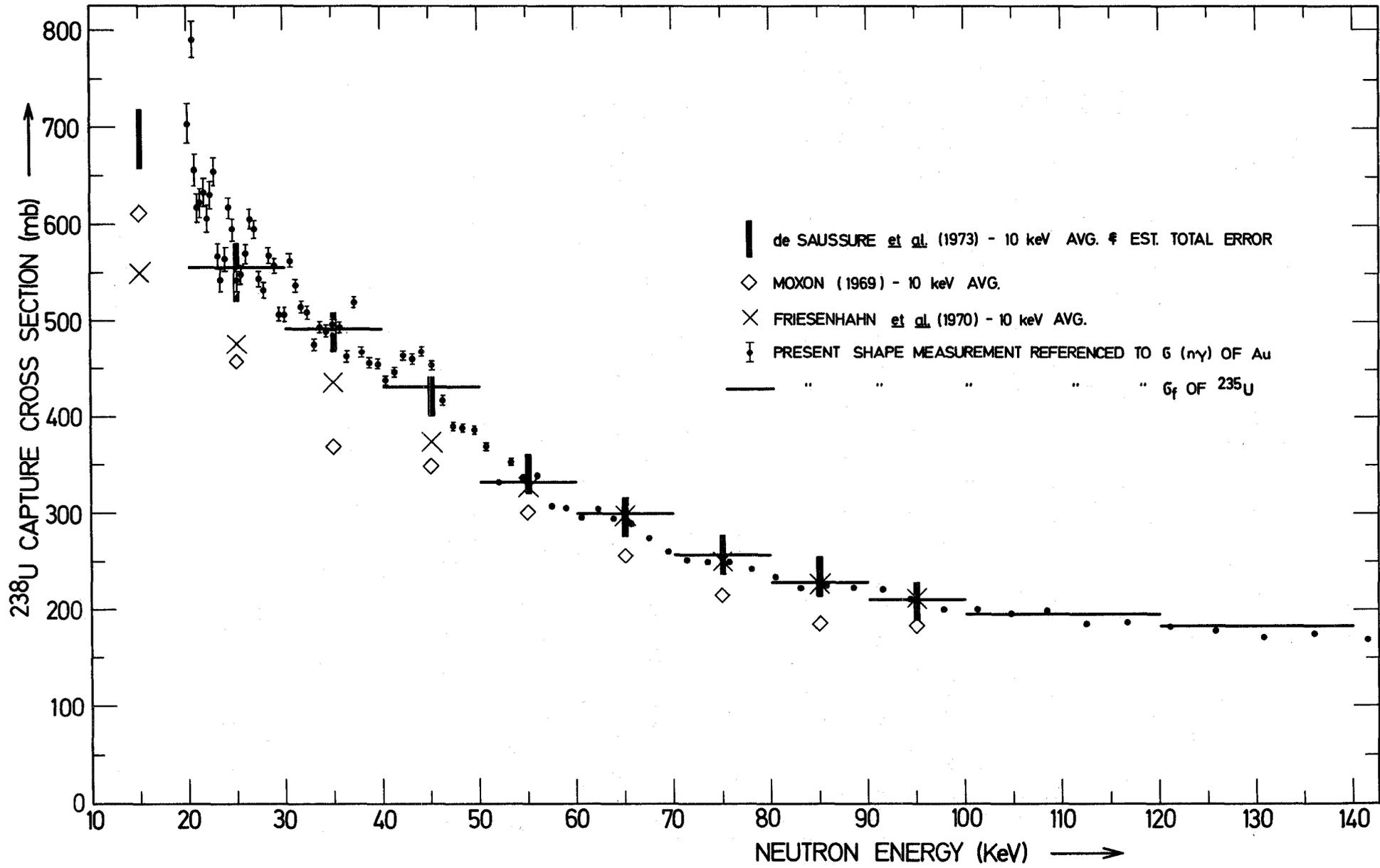


Abb. 1 Einfangquerschnitt von ^{238}U zwischen 20 und 140 keV

4. γ - Produktionsquerschnitte

Im Berichtszeitraum wurde das Experiment zur Messung von γ -Produktionsquerschnitten vollständig aufgebaut. Erste quantitative Untersuchungen von hochenergetischen γ -Übergängen nach Neutroneneinfang im keV-Bereich wurden an natürlichen Fe- und Ni-Proben durchgeführt. Bei einer Pulsbreite des Beschleunigers von 1 ns und 2.5 MHz Wiederholfrequenz war aufgrund der guten Zeitauflösung des Ge(Li)-Detektors (4ns) ein Flugweg von nur 45 cm ausreichend. Bei dieser Art von Messungen war die Probenmenge erstmals klein genug für eine direkte Bestimmung von partiellen Strahlungsbreiten. Ausgewertete Ergebnisse liegen für ^{58}Ni und ^{60}Ni bereits vor (3), wobei die Isotopenzuordnung aufgrund der verschiedenen Neutronenbindungsenergien vorgenommen wurde. Insgesamt wurden Partialbreiten für 10 Übergänge bestimmt, 7 im ^{58}Ni und 3 im ^{60}Ni . Wegen der noch ausstehenden Messung der Ansprechwahrscheinlichkeit des Ge(Li)-Detektors sind die Ergebnisse auf 2 bekannte Grundzustandsübergänge /1/ normiert. Tabelle 7 gibt einen Überblick über die Ergebnisse.

5. Einfangquerschnitte von Aktiniden

Neben den unter Punkt 2 erwähnten Messungen am ^{238}U wurde für Isotope mit hoher Eigenaktivität (^{240}Pu , ^{242}Pu , ^{241}Am) ein Experiment konzipiert, bei dem zum Nachweis der auf den Einfang folgenden γ -Kaskade Moxon-Rae Detektoren verwendet werden. Nach entsprechenden Vorversuchen kann mit einem ersten Meßeinsatz gegen Ende dieses Jahres gerechnet werden.

Veröffentlichungen zu 1215:

- (1) R. R. Spencer und H. Beer, KFK 1951 (1974); auch: Beitrag zu 2nd Int. Symposium on "Neutron Capture γ -ray Spectroscopy", Petten (September 1974)
- (2) R. R. Spencer und F. Käppeler, Proc. of the Specialist's meeting on "Resonance Parameters of Fertile Nuclei ^{232}Th , ^{238}U , ^{240}Pu and ^{239}Pu ", Saclay (Mai 1974) im Druck
- (3) H. Beer, R. R. Spencer und F. Käppeler, Beitrag zu 2nd Int. Symposium on "Neutron Capture γ -ray Spectroscopy", Petten (September 1974)

/1/ H.E. Jackson und E.N. Strait, Phys. Rev. C 4 (1971) 1314.

Target Nucleus	Resonance Energy (keV)	J_i	Γ_γ (eV)	$g\Gamma_\gamma\Gamma_n/\Gamma$ (eV)	E_f (MeV)	J_f	$g\Gamma_\gamma p \Gamma_n / \Gamma$ (eV)	$\Gamma_\gamma p / \Gamma_\gamma$ (%)
^{60}Ni	12.5	$1/2^+$	3.4		\circ $\circ.283$	$3/2^-$ $1/2^-$	$\circ.367^+$ $\circ.31$	11 9
	47.6	$1/2^-$		$\circ.78$	\circ	$3/2^-$	$\circ.166^+$	21
^{58}Ni	15.4	$1/2^+$	2.1		\circ $\circ.471$	$3/2^-$ $1/2^-$	$\circ.094$ $\circ.071$	4.5 3.5
	32.4	?		1.26	\circ $\circ.878$	$3/2^-$ $3/2^-$	$\circ.18$ $\circ.04$	14 3
	47.8	$3/2^{(-)}$		$\circ.98$	\circ $\circ.34\circ$ $\circ.471$	$3/2^-$ $5/2^-$ $1/2^-$	$\circ.06$ $\circ.06$ $\circ.05$	6 6 5

TAB. 7 Numerical results for the observed high energy γ -transitions (+) normalized according to ref. /1/

Beiträge zum Teilprojekt

122 REAKTORTHEORIE

erscheinen im nächsten PSB-Vierteljahresbericht.

123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1231 Theoretische Untersuchungen zur ReaktordynamikUntersuchungen schwerer hypothetischer Störfälle für den Kern MARK IA des SNR 300*

(R. Düsing, M. Sengelaub, Interatom; R. Fröhlich, P. Schmuck, INR; P. Royl, IRE)

Zusammen mit der Fa. Interatom wurde ein Basis-Eingabedatensatz des "frischen" MARK IA-Cores für das CAPRI-2/KADIS-Programmsystem erstellt. Das Core wird darin durch insgesamt 13 Kanäle dargestellt, 9 für die innere, 2 für die äußere Core-Zone, und 2 für das radiale Blanket. In axialer Richtung werden 20 Core-Nodes verwendet. Eine übersichtliche graphische Darstellung der eingegebenen stationären Betriebsgrößen und der Reaktivitätswertkurven dieses Cores wurde erstellt. Mit diesem Datensatz wurden 3 hypothetische Rampenstörfälle mit verschiedenen starken Einleitungsrampen und 2 Kühlmittelverluststörfällen (LOF) für eine vorgegebene Pumpenauslaufcharakteristik untersucht. In allen Fällen wurde Versagen des primären und sekundären Abschaltsystems vorausgesetzt.

1. Ergebnisse der Pre-Disassemblyrechnungen

Bei den Reaktivitätsstörfällen wurden Einleitungsrampen von 5 \$/sec, 50 ¢/sec und 15 ¢/sec untersucht. Je nach Einleitungsrampe versagen die ersten Stäbe 0,32; 2,7 bzw. 7,6 sec nach Unfallbeginn, Kühlmittelsieden trat in keinem der untersuchten Fälle vor dem Hüllrohrversagen ein. Mit flacher werdenden Einleitungsrampen ergeben sich immer mildere Unfallabläufe. Grund dafür sind größere Versagensinkohärenzen der Brennstäbe. Bei flacheren Rampen versagen sie auf einem niedrigeren Reaktivitäts- und Leistungsniveau, d.h. die Schmelzraten, die die Versagensfolge stark beeinflussen, sind beim Versagen der ersten Elemente noch klein. Wegen des niedrigen Reaktivitätsniveaus steigen sie trotz der starken Voidreaktivitätsrückwirkungen der BNR ¹⁾ nach dem

1) Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung

Versagen erst langsam an. Zum andern ist die zur Einleitung des Core-Disassemblyvorgangs erforderliche Energie bei flacheren Einleitungsrampen zu einem großen Teil schon vor dem ersten Brennstabversagen zugeführt worden, wodurch sich keine starken Leistungssteigerungen mehr innerhalb einer intakten Coregeometrie ergeben können. Die Folge sind mildere Disassemblyvorgänge und kleinere Energiefreisetzungen bei den flachen Rampen. Die Ergebnisse für die 5 \$/sec Einleitungsrampe zeigen von der Energiefreisetzung her recht gute Übereinstimmung mit den früheren CARMEN/KADIS-Rechnungen für das MARK IA-Core. Sie bestätigen damit die schon früher im Vergleich mit dem MARK I -Core festgestellten energetischeren Unfallabläufe im MARK IA-Core aufgrund des größeren positiven Kühlmittelvoids.

Bei den Kühlmittelverluststörfällen ergeben sich zwei qualitativ verschiedene Unfallabläufe je nachdem, ob die axiale Expansion in ihren Reaktivitätsrückwirkungseffekten berücksichtigt wird, oder nicht. Nach den bisherigen Rechnungen (30% Expansionsrückwirkung wurde maximal berücksichtigt) führen beide Unfälle aber zu nur geringfügig unterschiedlichen Energiefreisetzungen. Ohne Expansionsrückwirkung tritt Kühlmittelsieden erstmals 5,6 sec nach Unfallbeginn auf.

Bei Berücksichtigung der Expansion verzögert sich der Siedebeginn um 0,4 sec, und auch die weiteren Kanäle sieden später und in größeren Abständen voneinander auf. Die größere Siedeinkohärenz bewirkt flachere Voidrampen. Überlagert mit den starken negativen Expansionsrückwirkungen ergibt sich eine langsamere Zunahme der Nettoaktivität und damit ein langsamerer Anstieg der Reaktorleistung. Bei Beginn von Hüllrohrschmelzen ist der gesamte Brennstoff noch fest. Hüllrohr- und Brennstoffbewegung treten mit einer Zeitverschiebung von 60 msec auf. - Nennenswerte Reaktivitätsrückwirkungen durch Hüllrohrbewegungen treten in diesem Zeitraum nicht auf. Zur Beschreibung des Unfallablaufs ist daher ein separates "Clad-Motion"-Modell nicht erforderlich -. Das im Core enthaltene Natrium siedet in der Pre-Disassemblyphase weiter auf, und es wird mehr Voidreaktivität frei. Diese reicht wegen der starken Dichterückwirkungen, die von der Größenordnung des Dopplereffekts sind, nicht aus, um zum prompt-kritischen Zustand zu führen. Dieser wird erst durch die Slumping-Rückwirkungen erreicht, die 50 msec vor Disassemblybeginn bei einer Nettoaktivität von 93 \$ einsetzen.

Ohne Expansionsrückwirkung ergibt sich ein rascherer Leistungsanstieg. Er verursacht, daß große Teile des Brennstoffs bei noch intaktem Hüllrohrmaterial schmelzen können. Axiale Brennstoff- und Hüllrohrbewegungen treten gleichzeitig auf. Ihr Auftreten fällt aber mit dem Beginn des Core-Disassembly zusammen und hat auf den Verlauf der ersten Exkursion keinen Einfluß mehr. In diesem Fall ist es allein die positive Voidrückwirkung beim Aufsieden der inneren Corebereiche, die zum prompt-kritischen Zustand und zum Core-Disassembly führt.

Die LOF-Rechnungen basieren alle auf einer 10°C -Überhitzung bei Siedebeginn. Diese Größe hat für den Unfallablauf eine zentrale Bedeutung. Die zeitliche Blasenausbildung im innersten Corekanal ist in Abb. 1 mit der für eine höhere Überhitzung von 50°C berechneten verglichen. Man erkennt ein stark unterschiedliches Siedeverhalten. Neuere Experimente zeigen, daß die für frühere Analysen verwendete 50°C -Überhitzung, die auf Einkanalversuchen mit chemisch recht sauberem Natrium basiert [1], bei Bündelversuchen nicht mehr auftritt [2]. Als Kompromiß zwischen den in [2] vorgeschlagenen Überhitzungen von 5°C für Bündelexperimente und den vom Modell her sinnvollen Siedeüberhitzungen wurde ein Wert von 10°C gewählt. Charakteristisch für die kleineren Siedeüberhitzungen sind flachere Voidreaktivitätsrampen, längere Siedezeiten bis zum Beginn des Core-Disassembly und ein stärker gevoidetes Core mit höheren Voidreaktivitäten bei Disassemblybeginn. Das führt zu kleineren Energiefreisetzungen. Core-Disassembly setzt aber früher ein, da der erste Kanal bei der kleineren Überhitzung etwa 0,9 sec eher aufsieht.

2. Ergebnisse der Disassemblyrechnungen

Der Disassemblyvorgang bei den Kühlmittelverlustunfällen und beim 15 ϵ -Rampenunfall wird im wesentlichen durch den Dampfdruck des Brennstoffs verursacht. Am Beginn der Disassemblyphase ist bei diesen Fällen schon ein erheblicher Teil des Cores vom Natrium entleert. Bei den Kühlmittelverlustunfällen ist zu Beginn des Disassembly erheblich mehr Energie im Brennstoff angesammelt als bei den milden Rampen-Unfällen, bei denen große Corebereiche bis zum Beginn des Core-Disassemblys kühlbar sind. Einige wesentliche Ergebnisse der KADIS-Disassembly-Rechnungen sind für die verschiedenen Fälle in Tabelle 1 zusammengestellt. Die

Übergabereaktivitäten und Rampen sind bei den LOF-Unfällen wesentlich kleiner. Daraus ergibt sich trotz längerer Disassemblyzeiten der LOF-Unfälle eine kleinere Energiefreisetzung während des Disassembly-Vorgangs. Die Endenergien beim LOF-Unfall unterscheiden sich daher nicht stark von denen des 15 ϵ Rampen-Unfalls. Die 5 $\$$ und 50 ϵ /sec Rampen-Unfälle haben höhere Übergangsrampen und Reaktivitäten zu Beginn der Disassemblyphase. Diese führen zusammen mit höheren Einphasendrücken zu einem schnelleren Disassemblyvorgang, bei dem mehr Energie im geschmolzenen Brennstoff erzeugt wird als bei den Kühlmittelverlustunfällen und beim 15 ϵ /sec Rampen-Unfall. Die Energiefreisetzungen bei den verschiedenen Rampen-Unfällen nehmen mit jeder Rampenabstufung um ca. 1000 MWsec zu. Trotz der erheblich höheren Einleitungsrampe ergibt sich daher zwischen der 5 $\$$ und 15 c/sec Einleitungsrampe nur eine etwa 1,7 mal höhere Freisetzung.

Während der Disassemblyphase wurde die Brennstoff-Natrium-Reaktion bisher nicht berücksichtigt. Eine adäquate Berücksichtigung dieses Effektes wird bei den Rampen-Unfällen aller Voraussicht nach eine beträchtliche Reduktion der in Tabelle 1 angegebenen Energiefreisetzungen bewirken.

3. Ausblick auf die unmittelbar bevorstehenden weiteren Untersuchungen

Die bereits vorliegenden Untersuchungen und Ergebnisse für das frische MARK IA-Core des SNR 300 sollen durch Parameteruntersuchungen abgesichert und besser verstanden werden. Insbesondere soll die Abhängigkeit des Unfallablaufes und der Energiefreisetzung von einigen wesentlichen Parametern, die nur ungenau bekannt sind, näher untersucht werden. Ebenso sollen entsprechende Unfälle für ein typisches abgebranntes MARK IA-Core analysiert werden. Bei letzteren Analysen werden Verbesserungen der Rechenmodelle von großer Wichtigkeit sein.

Tab. 1: Ergebnisse der KADIS-Disassemblyrechnungen

	Rampenunfälle				Kühlmittelverlustunfälle	
	CARMEN/KADIS ++	CAPRI-2/KADIS			CAPRI-2/KADIS	
	5 \$/sec	5 \$/sec	50 ¢/sec	15 ¢/sec	ohne Expansion	30% Expansion
Energie + [MWsec]	5327	5038	4012	3014	2457	2445
Brennstoffmasse + [kg]	5876	5567	5204	4696	4435	4731
Temperatur + [°C]	4472	4407	4100	3800	3604	3519

+ Alle Größen beziehen sich nur auf den geschmolzenen Brennstoff

++ Altes MARK 1A-Core

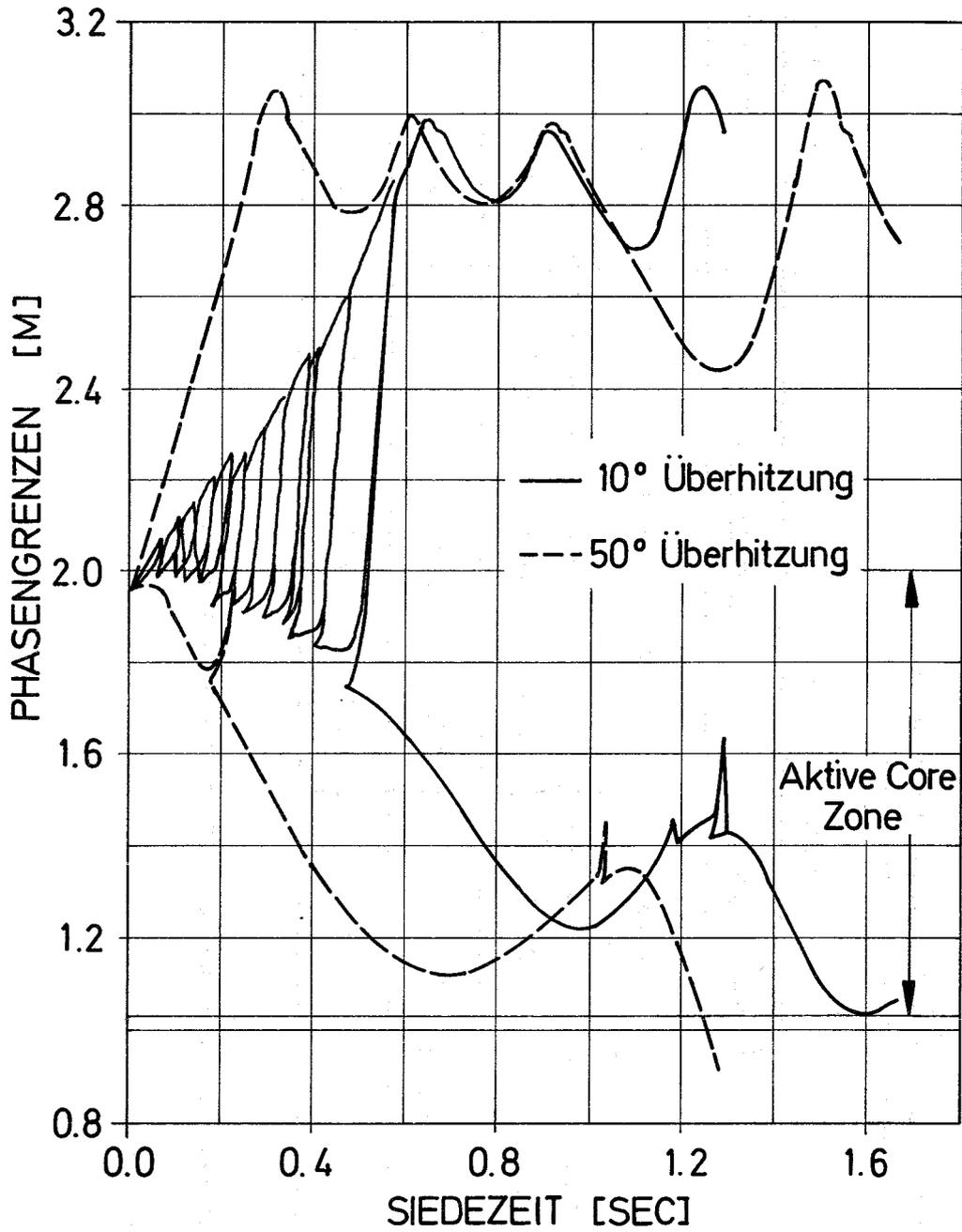


Abb. 1: Einfluß der Siedeüberhitzung auf die Blasenausbreitung im zentralen Kanal des SNR 300 MARK IA-Cores beim Kühlmittelverlustunfall

Literatur:

[1] Wirtz, P.:
Ein Beitrag zur theoretischen Beschreibung des Siedens
unter Störfallbedingungen in natriumgekühlten schnel-
len Reaktoren. KFK 1858, 1973

[2] Grolmes, M.A., et al.:
R-Series Loss of Flow Safety Experiment in TREAT
Procs. Conf. on Fast Reactor Safety April 2-4, 1974,
Beverly Hills, Cal.

1232 Spannungs- und Verformungsanalysen von Reaktorbauteilen1232.4 Verhalten von Reaktorbauteilen unter dynamischer BelastungVerformung eines Brennelementes durch äußere statische/dynamische
Querlasten - Experimente und einfache Theorie*1. Modelltheorie

Die in (1) beschriebenen diskreten Modelle dienen der numerischen Simulation der in Abb. 2 angedeuteten physikalischen Vorgänge. Die auf Systemen aus Punktmassen, nichtlinearen Federn und Dämpfern basierenden Modelle (Abb. 4) wurden auf beliebige vorgebbare Federkennlinien und Lastpulse erweitert. Unter Verwendung statisch gemessener Abplattungskennlinien /1/ sind dann transiente Verformungsberechnungen an verschiedenen Brennelementanordnungen durchgeführt worden. Zur Beschreibung der in Abb. 4 skizzierten Wechselwirkungsmechanismen zwischen Struktur und Kühlflüssigkeit wurde die Entwicklung und Implementierung spezieller Hydrodynamik-Moduln fortgesetzt (instationäre, inkompressible Strömung mit Reibung).

Die für die Analyse der Wechselwirkung zwischen Brennelement-Kasten und Brennstab-Bündel (zur Erläuterung des logischen Zusammenhangs siehe Abb. 2) erforderlichen programmtechnischen Erweiterungen wurden fortgeführt. Ziel dieser laufenden Arbeiten ist die bessere rechnerische Erfassung der experimentell als wichtig erwiesenen Kompaktierung des Stabbündels und seiner Stützwirkung auf die Abplattung des Kastenquerschnitts (vgl. Abb. 3 und 4 in KFK 1274/1, S. 123-6).

* BzFE-Nr. 537.0

/1/ KFK 1273/4, S. 123-1

Die Programmierarbeiten zur Simulation der dynamischen Biegedeformation eines Brennelementes wurden wieder aufgenommen. Sie konzentrierten sich auf die Beschreibung der elastoplastischen Membran, Entwicklung und Einbau eines einfachen Programms zur direkten Darstellung einer elastoplastischen Materialkennlinie sowie auf die Fertigstellung einiger Unterprogramme zur numerischen Integration der Bewegungsgleichungen für das diskrete Punktmassen-Ersatzsystem des Balkenmodells (Abb. 3). Benutzt wurden bisher der Newmark- β -Prädiktor sowie Taylor-Extrapolation zweiter und vierter Ordnung. Weitere bereits erstellte Integratoren sollen später eingebaut werden; schon jetzt wird der Einfluß zeitlich variabler Massen, Trägheitsmomente und Belastungen mit Hilfe früher entwickelter Unterprogramme (vgl. KFK 1273/3, S. 123-1) studiert.

2. Experimente

Die in Abb. 5 gezeigte Belastungsvorrichtung wurde installiert, geprüft und für die ersten statischen Verformungsversuche vorbereitet. Parallel hierzu erfolgte die Lieferung der insgesamt 67 SNR-typischen 1:1 Brennelementmodelle, die sich in der Länge, Wandstärke, konstruktiven Ausführung (Belastung und Randbedingung) und Werkstoffart unterscheiden. Die für den speziellen Versuchszweck entwickelte Wegmeßeinrichtung auf der Basis trägheitsarmer Fototransistoren wird z. Z. überprüft und statisch sowie dynamisch geeicht.

Veröffentlichung

(1) R. Liebe, H. Zehlein: Nonlinear Transient Response of Fast Reactor Subassemblies; Proceedings of the International Symposium on "Discrete Methods in Engineering", Milano/Italy, Sept. 1974

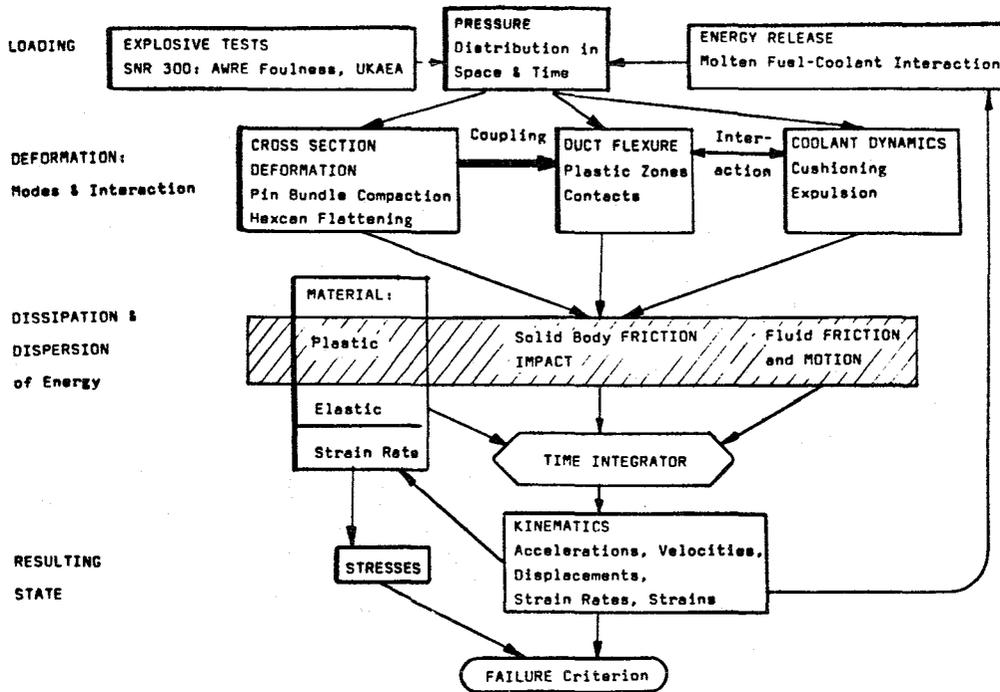


Abb. 1 Wirkungsgefüge zur Modelltheorie

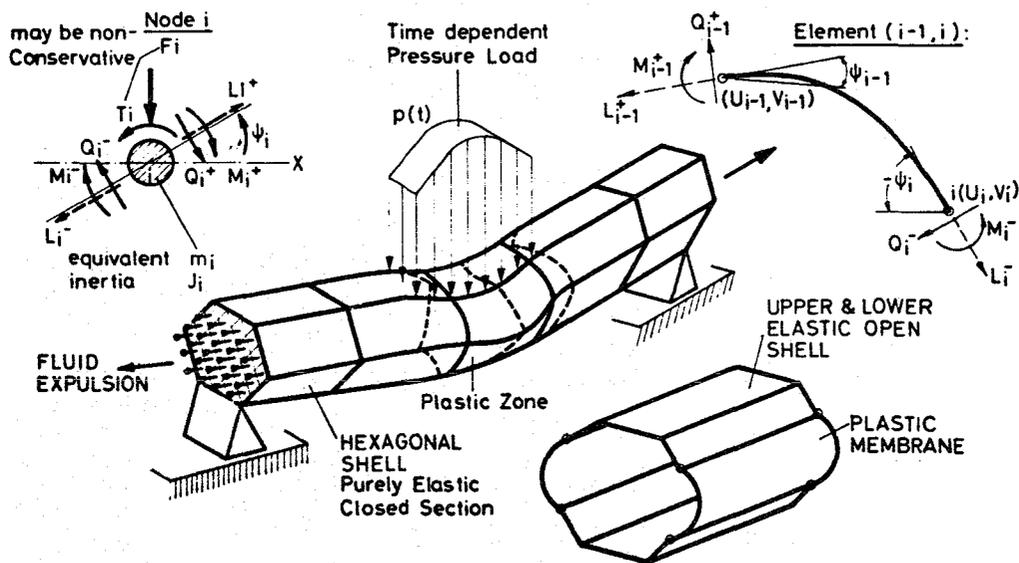


Abb. 3 Balkenmodell zur dynamisch-elastoplastischen Brennelement-Verformung

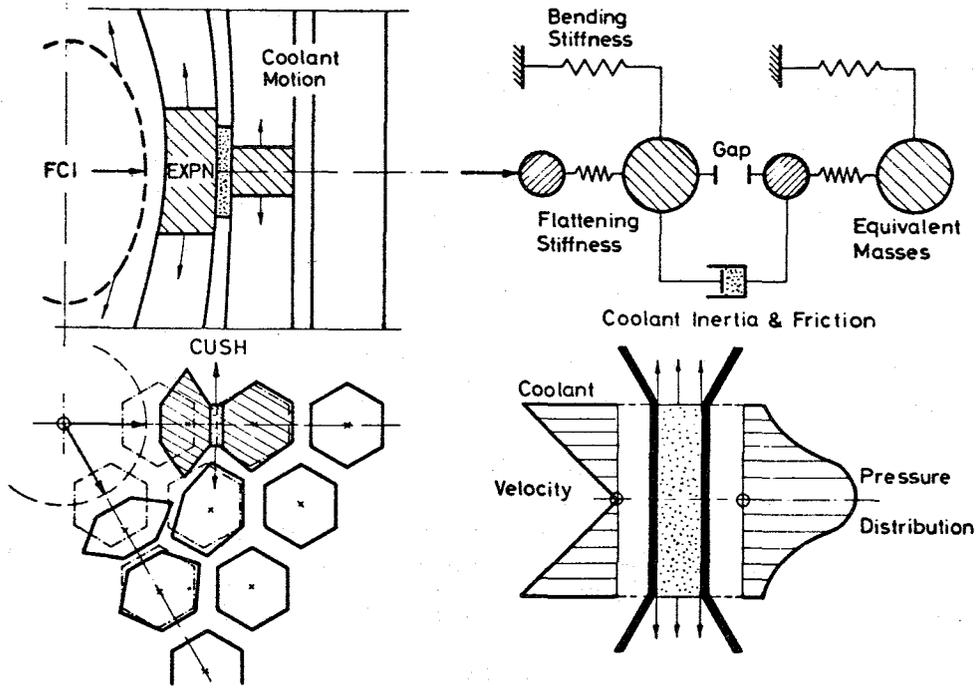


Abb. 4 Wechselwirkung zwischen Struktur und Kühlmittel

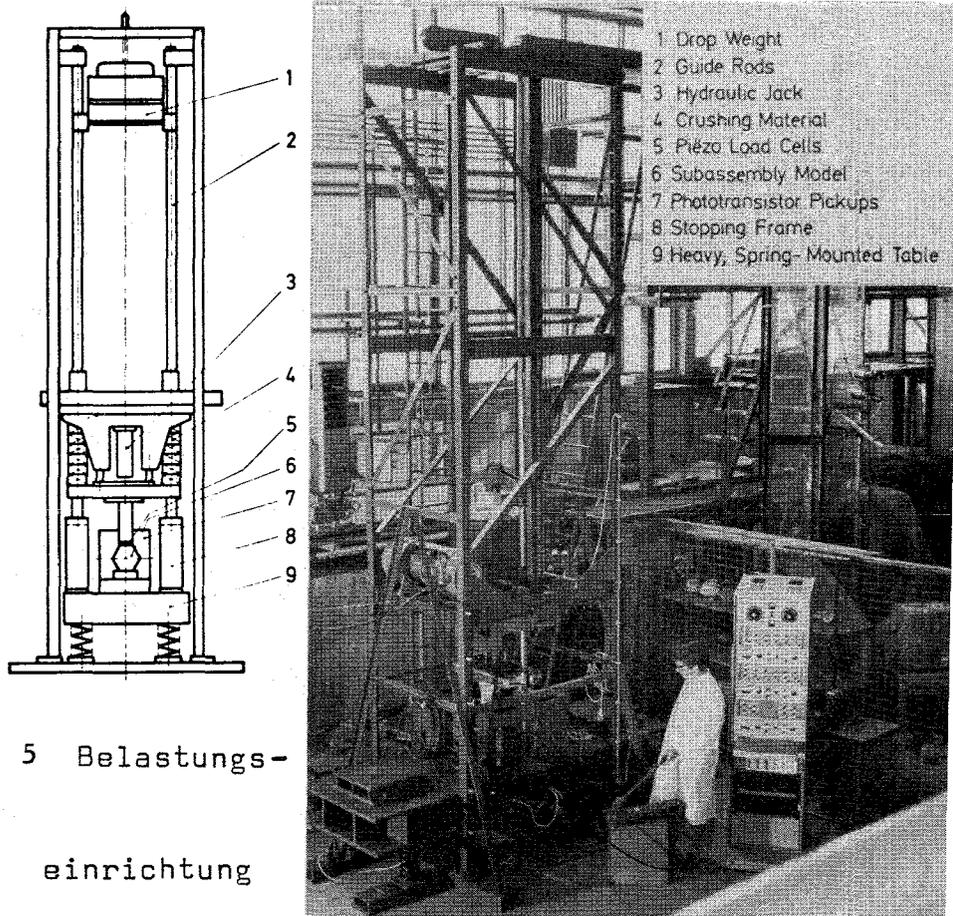


Abb. 5 Belastungs-
einrichtung

1233 Untersuchung von Kühlungsstörungen1233.1 Untersuchungen zur Strömungs- und Temperaturverteilung hinter lokalen Störungen*

(D. Kirsch, P. Basmer, IRE)

Letzter Bericht in KFK 1273/4

Theoretische Untersuchungen

Der von der UKAEA, Winfrith, in Zusammenarbeit mit dem Imperial College, London, entwickelte Code SABRE /1/ (subchannel analysis of blockage in reactor elements) wurde im Rahmen des Kenntnisaustausches PSB-UKAEA vom IRE übernommen und an der Karlsruher IBM/370-168 verfügbar gemacht. Eine veränderte Version des Codes, die eine Änderung der Dimensionen für die in SABRE benötigten Datenfelder wesentlich erleichtert, wurde neu erstellt und auch der UKAEA übergeben.

Ein erster Vergleich der im IRE gemessenen Temperaturverteilungen hinter lokalen Blockaden /2,3,4/ mit den für die entsprechenden Bedingungen mit dem SABRE-Code errechneten Temperaturen zeigt folgendes Ergebnis:

- Die berechnete Temperaturverteilung stimmt mit den Meßwerten am besten überein, wenn die axiale Maschenlänge in der Größe der Unterkanalabmessung (z.B. ungefähr gleich dem hydraulischen Durchmesser) gewählt wird. Die Absolutwerte der berechneten Temperaturen sind dann etwas (bis ca.10% des Meßwertes: Temperaturdifferenz zwischen Meßstelle und Eintritt) niedriger als die gemessenen; wählt man kleinere oder größere axiale Maschenlängen, dann sind die berechneten Temperaturen deutlich

* BzFE-Nr. 531.2

/1/ A.D. Gosman et al.: The SABRE Code.... Intern. Meeting on Reactor Heat Transfer, Karlsruhe, 9.-11.10.73

/2/ KFK 1272/3, S. 123-5

/3/ KFK 1273/2, S.123-12

/4/ KFK 1273/4, S.123-4

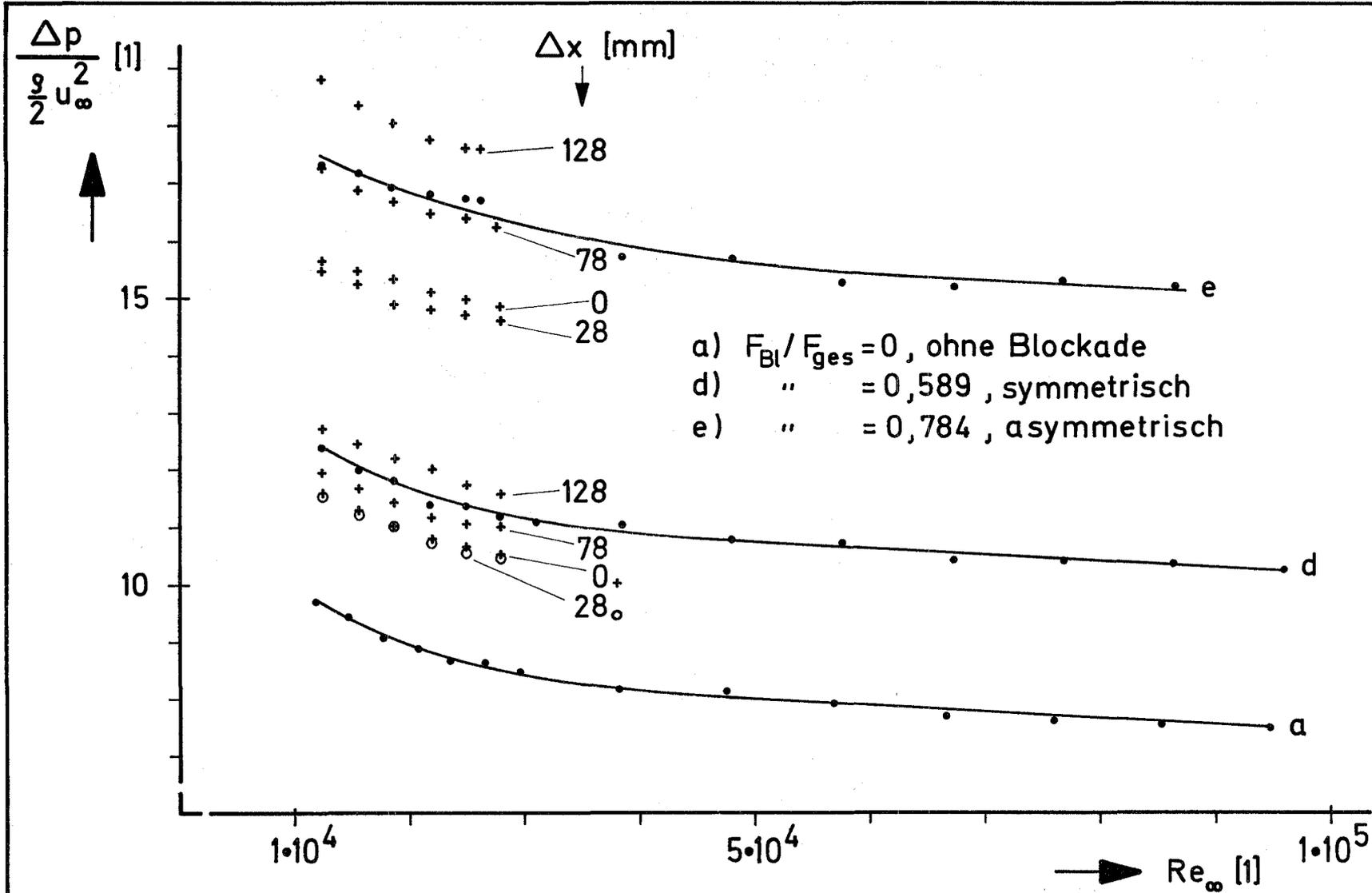
niedriger. Die Form der Temperaturverteilung wird stets gut getroffen.

- Zu dieser im großen und ganzen guten Übereinstimmung der berechneten mit der gemessenen Temperaturverteilung muß auf einen wesentlichen Punkt hingewiesen werden: Anscheinend wird die numerische Simulation des Wärmetransports aus dem Totwasser in die Hauptströmung heute noch nicht richtig verstanden. Durch die Diskretisierung des Problems kommt ein Wärmetransport aus dem Totwasser heraus auch dann zustande, wenn die Wärmeleitfähigkeit und die turbulente Austauschgröße für Wärme Null gesetzt sind ("false diffusion"). Ergebnisse des SABRE-Codes sind also noch als vorläufig zu verstehen.

Da andererseits der SABRE-Code bisher der einzige ist, der die Strömungs- und Temperaturverteilung des einphasigen Kühlmittels im Bereich lokaler Blockaden echt dreidimensional und als Randwertproblem durch iterative Lösung der (diskretisierten) elliptischen Differentialgleichungen berechnet, erscheint eine Weiterentwicklung dieses Codes in jedem Fall sinnvoll.

Experimentelle Untersuchungen

In /4/ sind erste Ergebnisse von Druckverlustmessungen an teilweise blockierten Stabbündel-Teststrecken angegeben worden, aus denen die Durchsatzreduktion in einem Brennelement mit lokaler Kühlkanalblockade berechnet werden kann. Die in /4/ wiedergegebenen Ergebnisse wurden für Blockaden gemessen, die in einem von Abstandshaltern freien Bereich des Stabbündels angebracht waren. Da die Blockaden aber nach Annahme gerade an den Abstandshaltergittern entstehen, war zu untersuchen, ob der zusätzliche Druckverlust an den Blockaden dadurch beeinflusst wird, daß ein Abstandshalter in der Nähe der Blockade angebracht wird. Es wurde deshalb das Modellbündel so mit Abstandshaltern versehen, daß diese den axialen Abstand der Abstandshalter der SNR-Brennelemente voneinander halten, also 150mm. Die Blockaden wurden dann zwischen zwei Abstandshaltern verschiebbar angebracht, so daß die Blockade sowohl unmittelbar vor als auch unmittelbar hinter einem Abstandshalter liegen konnte, ebenso waren beliebige Zwischenlagen möglich. Abb. 6 zeigt Ergebnisse von Druckverlustmessungen bei einer solchen Anordnung für 2 verschiedene Blockaden. Die ausgezogenen Kurven sind die gleichen wie die bereits in /4/ angegebenen, also für Blockaden in einem von Abstandshaltern freien Bereich des Stabbündels. Die eingezeichneten Punkte geben die Ergebnisse für verschiedene Lagen der Blockade zwischen Abstandshaltergittern wieder. $\Delta x = 0$ bedeutet dabei, daß die Blockade unmittelbar hinter einem Abstandshalter liegt, $\Delta x = 128$ mm zeigt die Lage unmittelbar vor dem nächsten Abstandshalter an. In dieser Lage

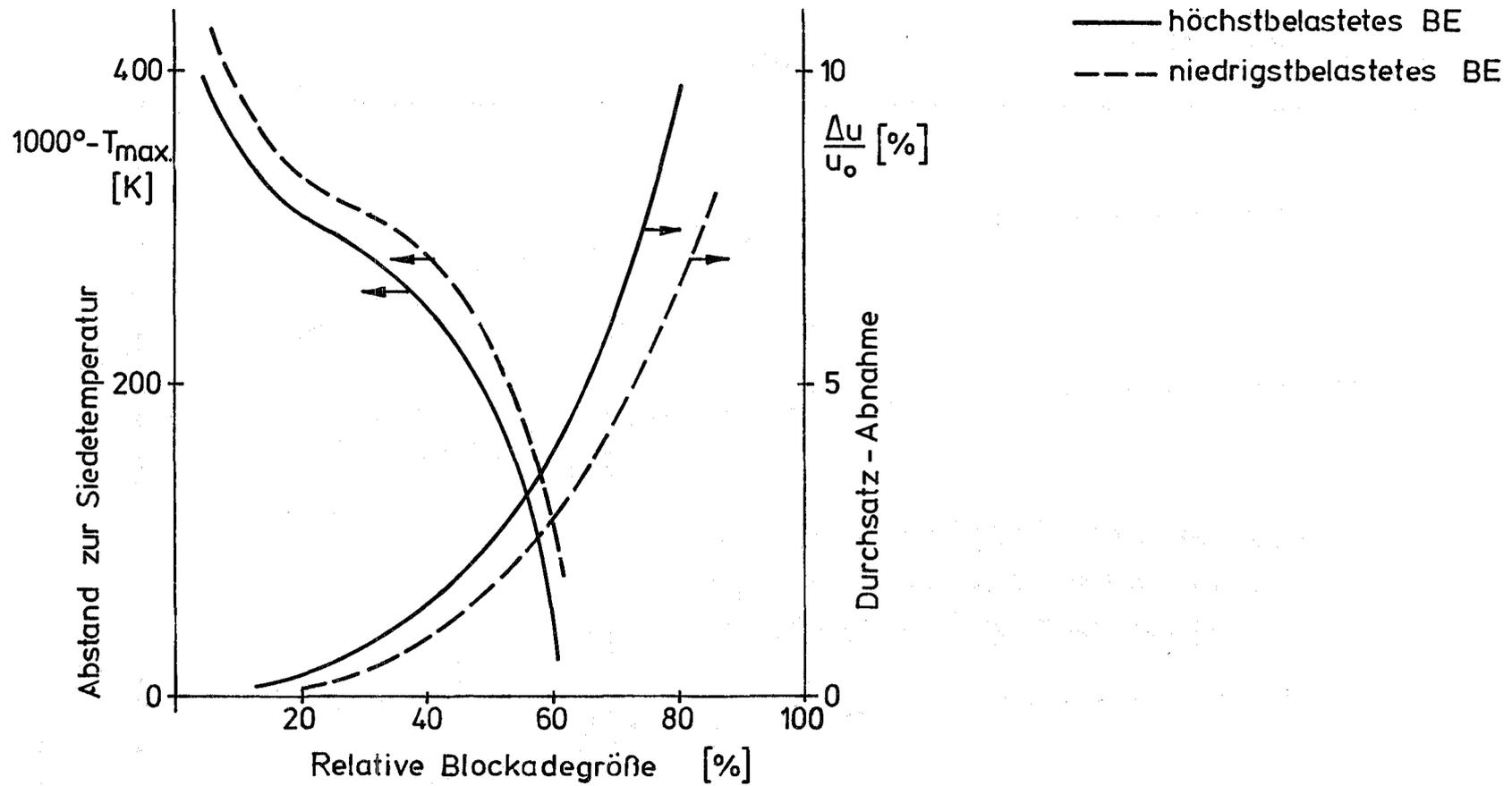


Δx = Abstand Gitter-Blockade in Strömungsrichtung

GfK / IRE

Druckverlust für verschiedene Blockaden

Abb. 6



GFK
IRE

Durchsatzabnahme und Abstand zur Siedetemperatur in einem teilweise blockiertem BE (ebene zentrale Blockade)

Abb.7

(Blockade unmittelbar vor dem Abstandshalter) ergibt sich also der größte zusätzliche Druckverlust durch die Blockade, doch ist festzustellen, daß ein Abstandshalter in der Nähe der Blockade keinen bedeutenden Einfluß auf die Ergebnisse der Druckverlustmessungen hat.

Die Ergebnisse der bisherigen Untersuchungen sind für zentrale, symmetrische, undurchlässige Blockaden in Abb. 7 zusammengefaßt. Aufgetragen ist über der relativen Blockadegröße, die angibt, wieviel % des freien Strömungsquerschnitts blockiert sind, auf der linken Ordinate der Abstand der maximalen Temperatur im Totwasser hinter der Blockade von der Sättigungstemperatur, auf der rechten Ordinate die Durchsatzreduktion. Die durchgezogenen Kurven gelten für das höchstbelastete, die gestrichelten für das niedrigstbelastete Brennelement des SNR 300. Für die Temperaturkurven sind die zwei vorhandenen Meßpunkte so inter- bzw. extrapoliert, wie es nach Ergebnissen des SABRE-Codes plausibel erscheint.

Aus diesen Kurven wird deutlich, daß man eine wesentliche Durchsatzreduktion erst bei sehr großen Blockaden erhält, bei Blockaden also, bei denen man bereits mit lokalem Sieden rechnen muß. Nimmt man etwa an, daß eine Austrittstemperaturerhöhung von 10 K als deutliches Signal interpretiert werden kann, dann gehört (bei einer Aufheizspanne von ca. 200 K) die entsprechende Durchsatzreduktion von 5 % zu einer Blockade von mehr als 60 %, es wird also lokales Sieden möglich. Für Blockaden, die nicht zentral im Brennelement, sondern in einer Ecke des Brennelementkastens liegen, wird zwar bei gleicher Größe die Durchsatzreduktion größer, andererseits aber auch der Abstand zur Sättigungstemperatur geringer; d.h. das Bild ändert sich nicht wesentlich.

Mit diesen Ergebnissen wird die früher gemachte Aussage, daß nur hinter relativ großen Blockaden lokales Sieden auftreten kann, bestätigt. Da aber auch solche Blockaden von der Instrumentierung am Brennelementaustritt nicht sicher detektiert werden können, bleibt die Untersuchung der bei lokalen Sieden auftretenden Phänomene und einer möglichen Propagation eine wichtige Aufgabe.

Veröffentlichung zu 1233.1

(1) D. Kirsch, P. Basmer, G. Grötzbach:

Neue Ergebnisse experimenteller Untersuchungen zur Strömungs- und Temperaturverteilung im Bereich lokaler Kühlkanalblockaden in natriumgekühlten Reaktoren.

Reaktortagung 1974 des Deutschen Atomforums/KTG, Vortrag 119, Berlin 2. - 5.4.1974

1233.2 Experimentelle Untersuchungen zum Natrium-Sieden im Siebenstabbündel*

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

Die Siederversuche mit dem ersten Siebenstabbündel im Natriumsiedekreislauf (NSK) des IRE wurden wie geplant mit einer Leistungsdichte von 170 W/cm^2 fortgesetzt, ohne daß es zu einem Versagen der Heizstäbe kam.

In der sich nun anschließenden dritten Versuchsreihe werden Siedeexperimente bei reduzierter Stabileistung durchgeführt, deren Ziel die Untersuchung von Siedevorgängen in den wenig instrumentierten Blanket-Elementen des SNR 300 ist.

Die Assemblierung des zweiten Siebenstabbündels, das für Siedeuntersuchungen bei schneller Kühlmitteldurchsatz-Transienten (Pumpenausfall) vorgesehen ist, wurde termingerecht abgeschlossen.

* BzFE-Nr. 531.3

1233.3 Lokales Sieden in einem 60°-Bündelausschnitt im RCN, Petten *
(B. Dorr, K. Schleisiek, IRE)

Letzter Bericht im KFK 1272/1

Die in der Durchführbarkeitsstudie definierten Ziele für diese Natrium-Experimente wurden zwischenzeitlich gemeinsam von RCN und GfK erweitert und in einem Zwischenbericht erläutert. Es soll insbesondere nachgewiesen werden, daß lokales Sieden hinter einer Blockade, die groß genug ist, um am Brennelementaustritt entweder vom Durchflußwächter oder durch Messung der mittleren Temperaturen detektiert zu werden, keinen Dryout oder hydrodynamische Instabilität hervorruft. Dies führte zu einer Festlegung der Blockadengröße auf 68%.

Die Arbeiten im IRE betrafen im wesentlichen die konstruktive Auslegung der dreieckigen Teststrecke, die abgeschlossen ist; der Auftrag zur Herstellung und Beschaffung der Teststreckenteile wird zur Zeit bearbeitet.

Für die festigkeitsmäßige Erprobung der Teststrecke wurden zwei Prüflinge hergestellt. Diese Thermoschocktests - zyklische lokale Temperaturwechsel zwischen 600 und 950°C bis zum Versagen der Wand - werden zur Zeit bei der Deutschen Forschungs- und Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt in Porz-Wahn durchgeführt.

Im Wasserkreislauf des IRE wurden Versuche am 60°- Bündel durchgeführt, mit denen der Einfluß der Teststreckenwand auf die Temperaturverteilung im Bereich der Blockade untersucht werden sollte. Diese Versuche erfolgten noch mit der zuerst vorgesehenen Blockade von 43,8% und ergaben, daß sich das Temperaturprofil an den Wandungen nicht merklich ändert, daß aber das Totwassergebiet kleiner ist als das im Vollbündel bei gleicher Blockadengröße. Ein Wasserversuch mit einer 68%- Blockade wird zur Zeit vorbereitet.

* BzFE Nr. 532.1

1234 Störfallverhalten von BrennstäbenTheoretische Überlegungen zum dynamischen Verhalten des elektrisch
beheizten UO₂-Brennstabes (EPBF)*

(A. Alexas, IASR/RPU)

Die ersten Überlegungen, die die Phänomologie im stationären Betriebszustand des UO₂-Brennstabes beschreiben, sind bereits in /1/ dargestellt.

Der zylindrische UO₂-Brennstab wird in N Koaxialzylinder gleicher Querschnitte eingeteilt, die bei konstanter Temperatur alle den gleichen elektrischen Widerstand R haben.

Heizt man den Brennstab nun auf, so wird sich bei einer konstanten elektrischen Leistung ein stationärer Zustand einstellen, der durch eine bestimmte Brennstoffoberflächentemperatur T_A und eine Temperaturverteilung T(r) charakterisiert wird. Durch Aufstellen der Leistungsbilanz für jeden der Brennstoff-Koaxialzylinder kann dann iterativ die Wärmequellendichte-, Strom-, Widerstands- und Temperaturverteilung bestimmt werden. Dies wird mit Hilfe des digitalen Rechenprogramms MASTER-1 durchgeführt. Tab. 2 zeigt die Ergebnisse einer solchen Berechnung.

Zur Beschreibung des dynamischen Verhaltens wurde das Rechenprogramm durch die neu entwickelte SUBROUTINE DYNAM erweitert.

Sie basiert auf der Beziehung

$$\Delta T = \frac{U^2}{R \cdot c_p \cdot m} \Delta t, \quad (1)$$

wo ΔT = Temperaturzuwachs, Δt = Zeitzuwachs, U = el.Spannung und m = Masse eines Koaxialzylinders.

Da sowohl der elektrische Widerstand R als auch die spezifische Wärme c_p mehr oder weniger stark temperaturabhängige Größen sind, kann die weitere Behandlung des Problems nur unter bestimmten Annahmen und Vereinfachungen erfolgen. Zunächst wird entsprechend den in MASTER-1 verwendeten Formalismen das stationäre radiale Temperaturprofil errechnet. Sodann wird jeder der N Koaxialzylinder getrennt behandelt. Die Gleichung (1) läßt sich umschreiben in

$$\Delta T = \frac{U^2 \cdot \Delta t}{l^2 \cdot \rho(T,n) \cdot c_p(T,n) \cdot \gamma}, \quad n=1, \dots, N \quad (2)$$

wo l = Zylinderlänge, ρ = spez. Widerstand und γ = Dichte.

*BzFE-Nr. 535.3

DER EPBF-UO2-BRENNSTAB IM STATIONAEREN BETRIEB

SCHRITZAHL	I = 100	PROBENSPIANNUNG	U = 107.3 VOLT
PROBENLAENGE	PL = 10.00 CM	GFSAMTSTROM	J = 7.9 AMPERE
PROBENRADIUS	RP = 2.55 MM	GESAMTWIDERSTAND	R = 13.5 OHM
ZONENQUERSCHNITT	Q = 0.20 MM*MM	EL. LEISTUNG	PS = 850.0 WATT
PORDSITAET	P = 0.05	STABLEISTUNG	CHI = 85.0 W/CM
AUSSENTEMPERATUR	TA = 1471.5 GRAD C	MITTL. TEMPERATUR	TM = 1652.7 GRAD C

EL. WIDERSTAND, EL. STROM, EL. LEISTUNG, WAERMESTROM, WAERMEQUELLDICHTHE SOWIE BRENNSTOFFTEMPERATUR ALS FUNKTIONEN DES PROBENRADIUS RESP. DER ZONENAUFTEILUNG.

I	I	RP /CM/	R /OHM/	J /A/	PS /W/	BT /C/	Q /W/CM**3/	PJ /W/	I
I	1	.0255	714.3	.1502	16.1	1868.4	789.2	0.0	I
I	4	.0510	740.1	.1450	15.6	1856.5	761.7	47.8	I
I	9	.0765	796.7	.1347	14.5	1832.2	707.6	123.4	I
I	16	.1020	887.8	.1209	13.0	1797.3	635.0	220.1	I
I	25	.1275	1021.0	.1051	11.3	1753.8	552.1	329.9	I
I	36	.1530	1208.5	.0888	9.5	1703.5	466.5	444.9	I
I	49	.1785	1467.1	.0731	7.8	1648.4	384.3	558.3	I
I	64	.2040	1820.3	.0590	6.3	1590.3	309.7	664.9	I
I	81	.2295	2299.9	.0467	5.0	1530.9	245.1	761.4	I
I	100	.2550	2948.5	.0364	3.9	1471.5	191.2	846.1	I

Tabelle 1

Die Leistungsexkursion wird nun eingeleitet, indem die stationäre Spannung U auf einen bestimmten Wert erhöht wird. Wählt man nun $\Delta t = t_1 - t_0$ beliebig klein, so kann man annehmen, daß gilt

$$\rho_o(n) = \rho_1(n)$$

und

$$c_{p,o}(n) = c_{p,1}(n) ,$$

wobei $\rho_o(n)$ und $c_{p,o}(n)$ die stationären Werte der jeweiligen radialen Profile sind.

Somit ist die Temperaturerhöhung nach dem ersten Zeitschritt und im ersten Zylinder

$$\Delta T_{1,1} = \frac{U^2}{l^2 \cdot \rho_{1,1} \cdot c_{p,1} \cdot \gamma} \Delta t , \quad (3)$$

im zweiten Zylinder

$$\Delta T_{1,2} = \frac{U^2}{l \cdot \rho_{1,2} \cdot c_{p,2} \cdot \gamma} \Delta t \quad (4)$$

und im N -ten Zylinder

$$\Delta T_{1,N} = \frac{U^2}{l \cdot \rho_{1,N} \cdot c_{p,N} \cdot \gamma} \Delta t \quad (5)$$

Somit wird über

$$T_{1,1} = \Delta T_{1,1} + T_{o,1}$$

$$T_{1,2} = \Delta T_{1,2} + T_{o,2}$$

... ..

$$T_{1,N} = \Delta T_{1,N} + T_{o,N}$$

das radiale Temperaturprofil $T_{1,n}$ mit $n=1, \dots, N$ nach dem Zeitabschnitt $\Delta t_1 = t_1 - t_0$ errechnet.

Dieses neue Profil dient in ähnlicher Weise für die Errechnung des zweiten Profils $T_{2,n}$ im Zeitabschnitt $t_2 - t_1 = t_1$. Δt wurde in der Rechnung mit 1 ms angenommen.

Wird der Schmelzpunkt erreicht, so erfolgt keine Temperaturerhöhung mehr, bis die zugeführte Energie die zum Schmelzvorgang benötigte latente Wärme ausgleicht. Danach verläuft die Berechnung entsprechend weiter, bis ein bestimmtes Versagenskriterium erreicht wird.

Abb. 8 gibt den Verlauf des Temperaturprofils im UO_2 -Stab ohne Canning nach .139 s, .198 s und .239 s wieder, entsprechend dem in Tab. 2,3 und 4 dargestellten Rechenbeispiel. Abb. 9 zeigt den jeweiligen Leistungsverlauf für dieses und zwei weitere Rechenbeispiele.

Dieses einfache Modell soll als erste Näherung auf dem Wege zu einer genauen Beschreibung des dynamischen Verhaltens eines elektrisch beheizten UO_2 -Brennstabes angesehen werden. Im weiteren Verlauf der Überlegungen wird man sich zunächst mit den Strahlungsverlusten und anschließend mit dem radialen Wärmefluß befassen, um dem wirklichen Verhalten noch näher zu kommen.

DER EPBF-UO2-BRENNSTAB IM STATIONAEREN BETRIEB

SCHRITZAHL I = 100 PROBENSPIANNUNG U = 107.3 VOLT
 PROBENLAENGE PL = 10.00 CM GESAMTSTROM J = 7.9 AMPERE
 PROBENRADIUS RP = 2.55 MM GESAMTWIDERSTAND R = 13.5 OHM
 ZONENQUERSCHNITT Q = 0.20 MM*MM EL. LEISTUNG PS = 850.0 WATT
 POROSITAET P = 0.05 STABLEISTUNG CHI = 85.0 W/CM
 AUSSENTEMPERATUR TA = 1471.5 GRAD C MITTL. TEMPERATUR TM = 1652.7 GRAD C

EL. WIDERSTAND, EL. STROM, EL. LEISTUNG, WAERMESTROM, WAERMEQUELLEDICHTE SOWIE
 BRENNSTOFFTEMPERATUR ALS FUNKTIONEN DES PROBENRADIUS RESP. DER ZONENAUFTEILUNG.

I	I	RP /CM/	R /OHM/	J /A/	PS /W/	BT /C/	Q /W/CM**3/	PJ /W/	I
I	1	.0255	714.3	.1502	16.1	1868.4	789.2	0.0	I
I	4	.0510	740.1	.1450	15.6	1856.5	761.7	47.8	I
I	9	.0765	796.7	.1347	14.5	1832.2	707.6	123.4	I
I	16	.1020	887.8	.1209	13.0	1797.3	635.0	220.1	I
I	25	.1275	1021.0	.1051	11.3	1753.8	552.1	329.9	I
I	36	.1530	1208.5	.0888	9.5	1703.5	466.5	444.9	I
I	49	.1785	1467.1	.0731	7.8	1648.4	384.3	558.2	I
I	64	.2040	1820.3	.0590	6.3	1590.3	309.7	664.9	I
I	81	.2295	2299.9	.0467	5.0	1530.9	245.1	761.4	I
I	100	.2550	2948.5	.0364	3.9	1471.5	191.2	846.1	I

Tabelle 3

VERHALTEN DES UO₂-STABES UNTER TRANSIENTER BELASTUNG

ANFANGSBEDINGUNGEN

SPANNUNG AN DER PROBE U = 107.3 VOLT
 GESAMTSTROM I = 7.9 AMPERE
 GESAMTWIDERSTAND R = 13.5 OHM
 STATIONAERE LEISTUNG Q = 85.0 W/CM

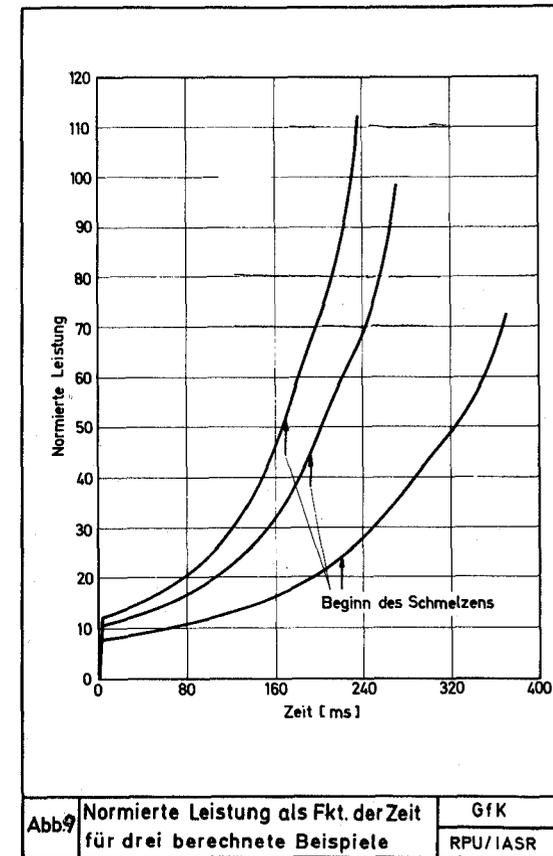
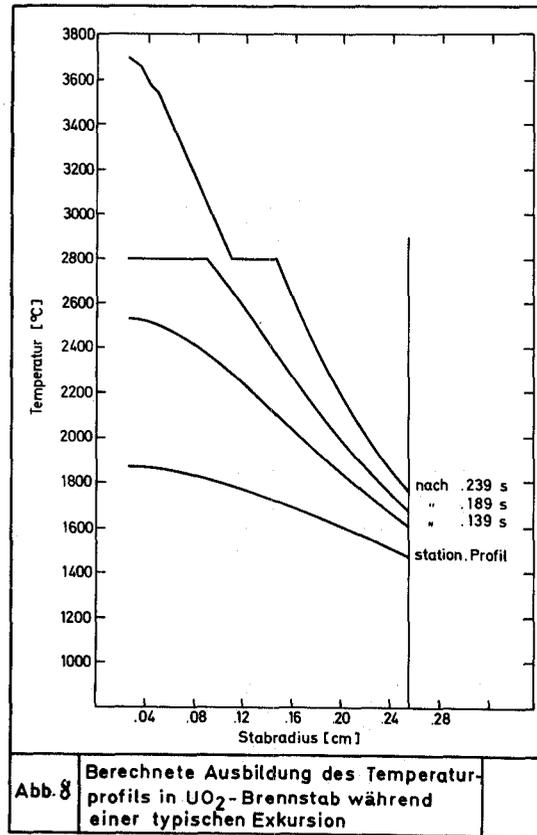
DYNAMISCHES VERHALTEN

NEUE SPANNUNG U = 375.0 VOLT

GESAMTLEISTUNG, -STROM UND -WIDERSTAND DES PROBESTABES IN ABHAENGIGKEIT VON DER ZEIT. DAZU DIE JEWEILS GESCHMOLZENE MATERIALMENGE IN PROZENT.

I	I	ZEIT /MS/	LEISTUNG /W/	STROM /A/	WIDERSTAND /OHM/	GESCHMOLZEN	I
I	I	167	44302.32	118.1	3.2	0.0 %	I
I	I	171	46678.98	124.5	3.0	3.0 %	I
I	I	175	48980.65	130.6	2.9	5.0 %	I
I	I	179	51232.11	136.6	2.7	7.0 %	I
I	I	183	53443.34	142.5	2.6	9.0 %	I
I	I	187	55619.87	148.3	2.5	11.0 %	I
I	I	191	57765.62	154.0	2.4	13.0 %	I
I	I	195	59883.82	159.7	2.3	15.0 %	I
I	I	199	61976.98	165.3	2.3	16.0 %	I
I	I	203	64033.15	170.8	2.2	18.0 %	I
I	I	207	66239.31	176.6	2.1	20.0 %	I
I	I	211	68851.31	183.6	2.0	22.0 %	I
I	I	215	71833.00	191.6	2.0	23.0 %	I
I	I	219	75253.56	200.7	1.9	25.0 %	I
I	I	223	79228.81	211.3	1.8	26.0 %	I
I	I	227	83797.88	223.5	1.7	28.0 %	I
I	I	231	89184.63	237.8	1.6	30.0 %	I
I	I	235	95627.75	255.0	1.5	31.0 %	I

Tabelle 4



1239 Untersuchungen zur Kühlung von Coreschmelzen*

(G. Grötzbach, R. Meyder, D. Struwe, IRE)

Die Untersuchung von Coreschmelzen wurde mit einem zusammenfassenden Bericht (1) vorläufig abgeschlossen. Wesentliche Ergebnisse und Schlußfolgerungen:

Ausgehend vom Ablauf schwerer hypothetischer Unfälle für schnelle natriumgekühlte Brutreaktoren /1/ wurde das Verhalten der Brennstoff-Stahlmasse im Reaktor nach derartigen Störfällen untersucht. Sowohl für den Reaktivitätsstörfall als auch für den Störfall "totaler Pumpenausfall" wurden denkbare Ausgangssituationen definiert (Abb. 10, 11). Eine konservative Abschätzung der nach einem Störfall voraussichtlich in den Kern zurückkehrenden Brennstoffmassen führt zu Werten von 70 - 90 % des ursprünglichen Brennstoffinventars. Eine Abschätzung der Auswirkungen voll aufrechterhaltenden Kühlmitteldurchsatzes bringt keine entscheidende Änderung des prozentualen Anteils der zurückkehrenden Brennstoffmassen.

Das thermohydraulische Verhalten von Brennstoff-Stahl-Anordnungen innerhalb der deformierten Kernstruktur /2/ wurde in vier Stufen untersucht. In der ersten Stufe konnte gezeigt werden, daß die zwischen den - zunächst nicht niedergeschmolzenen - Brennelementen sich aufbauende Naturkonvektion in der Lage wäre, den größten Teil der Nachzerfallswärme aus dem deformierten Kern abzuführen. Die 2. und 3. Stufe galten dem Wärmetransport innerhalb der Brennelemente. Zunächst wurden die nach dem Reaktivitätsstörfall zu erwartenden Brennstoff-Stahl-Granulatschüttungen mit Restdurchsatz betrachtet /3/. Schließt man das Einsetzen von Natriumsiedevorgängen in der Schüttung aus, zeigt sich, daß selbst bei Annahme eines weiten Parameterspektrums insbesondere für die Porosität der Schüttung und den effektiven Partikeldurchmesser nur geringe Schütthöhen innerhalb der Brennelemente langfristig kühlbar sind (Abb. 12, 13). Als Folge von Natrium-Sieden innerhalb der Schüttung muß wegen des sofort abfallenden Massendurchsatzes davon ausgegangen

* BzFE Nr. 549.5. Letzter Bericht in KFK 1272/4, S. 123-27

werden, daß die Brennstoff-Stahl-Schüttung zusammenschmelzen wird. Für die sich dann ausbildenden kompakten Brennstoff-Stahl-Anordnungen wurde (4. Stufe) mit Hilfe zweidimensionaler Wärmeleitrechnungen überprüft, ob sich innerhalb des Brennelements eine feste Stahlschicht unterhalb der geschmolzenen Brennstoff- und Stahlmassen ausbildet (Abb.14), die langfristig kühlbar und tragfähig ist und damit das Brennelement nach unten verschließt. Die aus diesen Rechnungen folgende feste Stahlschicht hat eine Dicke von 1 - 2 cm, die als ideal angenommene Platte tragfähig wäre. Da aber diese feste Stahlschicht von den deformierten Resten des Spaltgasplenums durchsetzt ist, muß davon ausgegangen werden, daß die Kühlung der zerklüfteten Oberfläche durch flüssiges Natrium langfristig nicht aufrechtzuerhalten ist. Damit würde sich dort ein Dampfpolster aufbauen, das zu einem weiteren Durchschmelzen durch die Stahlschicht und Reststruktur führt. Der hier aufgezeigte Mechanismus ist wegen der schlechten Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs weitgehend unabhängig von der axialen Ausdehnung der kompakten Brennstoff-Stahl-Anordnung. Der nachfolgend einsetzende instationäre Durchschmelzprozess durch die noch verbleibende Reststruktur könnte nur mit außerordentlich großem Aufwand bei weitgehend unbekanntem Rand- und Anfangsbedingungen beschrieben werden. Wegen der Unsicherheit der daraus folgenden Ergebnisse wurde hier auf eine detaillierte Untersuchung verzichtet, so daß es zur Zeit nicht möglich ist nachzuweisen, daß die sich aufbauenden Brennstoff-Stahl-Anordnungen das Brennelement nicht nach unten verlassen.

Die Überprüfung voll ausgebildeter Brennstoff-Stahl-Anordnungen unterschiedlichster Konfiguration bezüglich ihrer Kritikalität zeigte, daß unter der Annahme, daß 70 - 100 % des Brennstoffs nach einem hypothetischen Unfall wieder in den deformierten Kern gelangen, derartige Konfigurationen wegen ihrer kompakten Anordnungen ausnahmslos stark überkritisch sind. Unter der Voraussetzung reiner Sedimentation des Brennstoff-Stahl-Granulats nach einem hypothetischen Unfall laufen in eine derartige Schüttung Reaktivitätsrampen von 6 - 15 β /sec ein, die aber wegen des thermohydraulisch andersartigen Verhaltens von Schüttungen gegenüber der intakten Brennstabanordnung voraussichtlich nur milde Leistungstransienten mit nachfolgenden Expulsionsmechanismen zur Folge haben. Die untersuchten Brennstoff-Stahl-Anordnungen bleiben unterkritisch, wenn mehr als 50 % des Brennstoffinventars während und nach dem hypothetischen Unfall aus dem Kern ausgetragen werden.

Die sich zwischen den Gitterplatteneinsätzen absetzenden Brennstoffmengen werden zu 10 % des gesamten Brennstoffinventars abgeschätzt. Sie können unter der Annahme eines Naturkonvektionskreislaufs innerhalb des Gitterplatteneinsatzes (Abb. 15) über den größten Teil der Gitterplatte langfristig gekühlt werden. Voraussetzung ist die Aufrechterhaltung der Naturkonvektion zwischen den Brennelementen im deformierten Kernbereich.

Bei der Untersuchung der Brennstoff-Stahl-Massen auf dem Boden des unteren Sammelbehälters liegt die Problematik einmal in dem thermohydraulischen Verhalten der Anordnung und zum anderen im mechanischen Verhalten des Bodens des unteren Sammelbehälters unter extremen Temperaturbedingungen. Mit den hier verwendeten sehr vereinfachenden Annahmen über die Kühlung der Coreschmelze /4, 5/ bei der Ablagerung großer Brennstoff-Stahlmassen auf dem Boden kann noch nicht auf die langfristige Integrität geschlossen werden. Da der untere Sammelbehälter beim SNR die letzte wesentliche Barriere ist, bevor die Brennstoff-Stahl-Massen sich auf dem ungekühlten Kalottenboden des Reaktortanks ablagern (Abb. 16), ist aufgrund der durchgeführten Untersuchungen nicht zweifelsfrei auszuschließen, daß die Brennstoff-Stahl-Massen nach einem schweren hypothetischen Unfall in den externen Corecatcher gelangen.

Veröffentlichung:

- (1) G. Grötzbach, G. Kußmaul, R. Meyder, D. Struwe:
Verhalten des Kerns eines schnellen natriumgekühlten Reaktors nach schweren hypothetischen Unfällen.

Literaturhinweise:

- /1/ G. Heusener, G. Kessler, H. Lauber: KFK 1834, September 1973
- /2/ N.J.M. Rees: Mechanical Effects of Core Accidents
Intern. Conf. on Engineering of Fast Reactors for Safe and Reliable Operation, Karlsruhe, 9.-13. Oct. 1972
- /3/ J.C. Hesson, R.H. Sevy, T.J. Marciniak:
Postaccident Heat Removal in LMFBR:
In-Vessel Considerations
ANL-7859, Sept. 1971

/4/ I. Catton, A.J. Suo-Antilla:
 Boiling Heat Transfer from Molten Fuel Layers
 Paper presented at the Nuclear Reactor Safety Meeting,
 Los Angeles, April 1974

/5/ I. Catton, R.C. Erdmann:
 Post-Accident Core Retention for LMFBR's.
 University of California, Los Angeles, UCLA-ENG-7343, July 1973

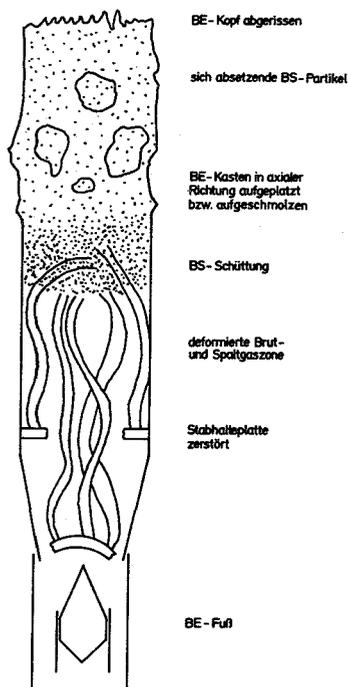


Abb. 10: Schematische Darstellung des angenommenen Brennelementzustands nach dem Reaktivitätsstörfall

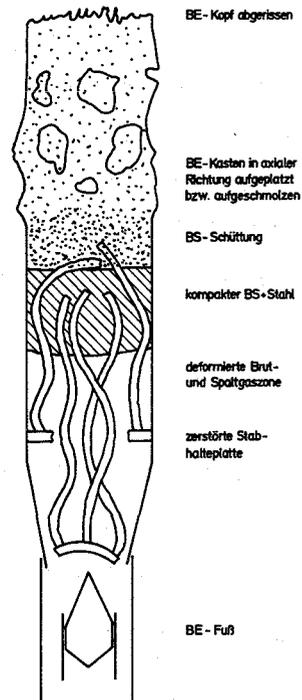


Abb. 11: Schematische Darstellung des angenommenen Brennelementzustands nach dem Störfall totaler Pumpenausfall

"BE" = Brennelement

"BS" = Brutstoff

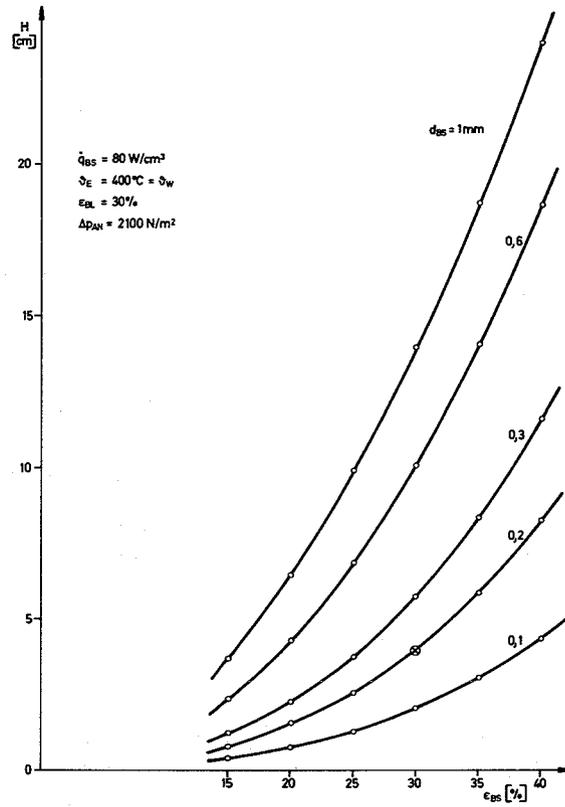


Abb. 12: Kühlbare Schütthöhen im Brennelement in Abhängigkeit vom effektiven Partikeldurchmesser und der Porosität

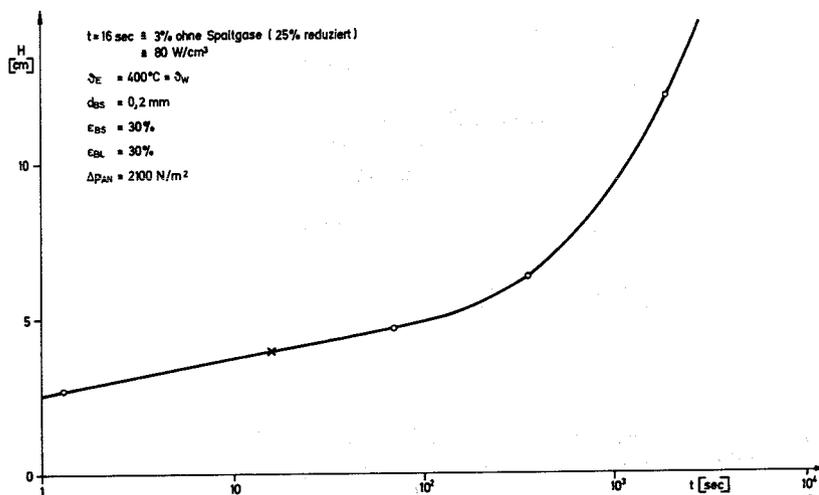


Abb. 13: Kühlbare Schütthöhen im Brennelement in Abhängigkeit vom Zeitpunkt, zu dem sich die Schüttung ausgebildet hat

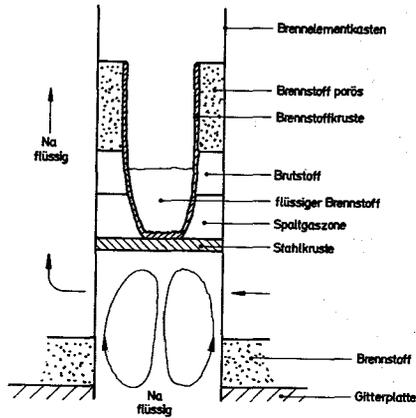


Abb. 14: Schematische Darstellung der angenommenen Brennstoffanordnung innerhalb und außerhalb eines Brennelementes

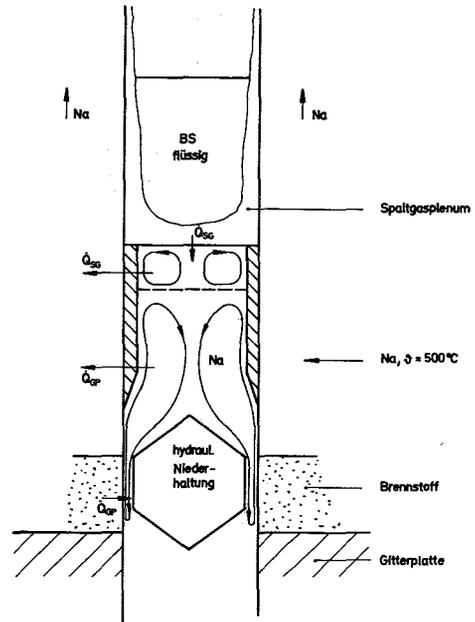


Abb. 15: Modell zum Energie-transport im Gitterplatteneinsatz

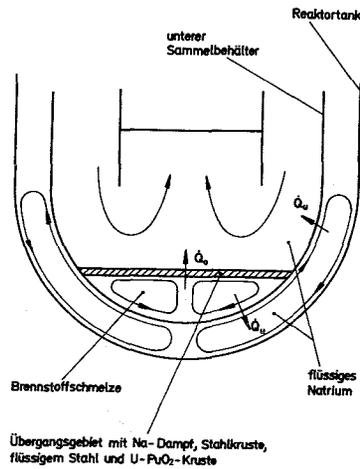


Abb. 16: Modell zur Anordnung von Brennstoffschmelze im unteren Sammelbehälter

124 ENTWICKLUNG DER INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERN-
ÜBERWACHUNG

1241 Nachweis von Durchflußstörungen am Brennelement

1241.1 Entwicklung von In-Core-Dauermagnet-Durchflußmessern ^{F 1)}

(St. Müller, G. Thun, IRB)

Für die Durchflußmessung am einzelnen Brennelement eines natriumgekühlten Brutreaktors sollen zuverlässige und einfach aufgebaute Durchflußmesser entwickelt werden. Hierzu werden in Zusammenarbeit mit der Industrie (DEW) vom IMF und dem IRB Untersuchungen zum Verhalten von Dauermagnetmaterial bei höherer Temperatur (bis 600°C) durchgeführt. Von besonderem Interesse sind vor allem die Langzeitkonstanz sowie der Einfluß von Bestrahlung auf die magnetische Feldstärke. Gleichzeitig soll eine einsatzfähige in-core Durchflußmesser-Patrone entwickelt und erprobt werden. Während inzwischen bei DEW mit dem Bau einer Versuchseinrichtung für Langzeittemperaturtests begonnen wurde, sind im Natriumkreislauf WÜP II des IRB die ersten Versuche mit einer Sonde in Originalgeometrie durchgeführt worden. Der Magnet und die Elektrodenführung befinden sich innerhalb eines Tauchrohres von 18 mm \emptyset , das Natrium strömt außen entlang.

In Abb. 1 ist als Ergebnis dieser Versuche die Abhängigkeit der an den Elektroden abgegriffenen EMK vom Durchfluß aufgetragen. Es zeigt sich bei der gewählten Anordnung ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der abgegebenen Spannung und dem Durchfluß. Man erkennt weiter, daß die Spannungsamplitude mit höherer Natriumtemperatur abnimmt.

In Abb. 2 wurde bei einem Durchfluß von ca. 12 m³/h der Spannungsverlauf an den feststehenden Elektroden bei 20 mm Hub des Magneten nach oben und unten aus der Mittellage dargestellt.

Aus dem Potentialverlauf in Abb. 2 ist ersichtlich, daß man das Maximum der EMK nicht bei geometrischer Mittellage des Magneten zu der Position der Elektroden erhält.

Die Verschiebung dieses Maximums bei verschiedenen Durchflüssen, aber auch Zeit- und Temperatureinflüsse auf das Meß-Potential sind das Ziel weiterer Untersuchungen.

1) Erster Bericht

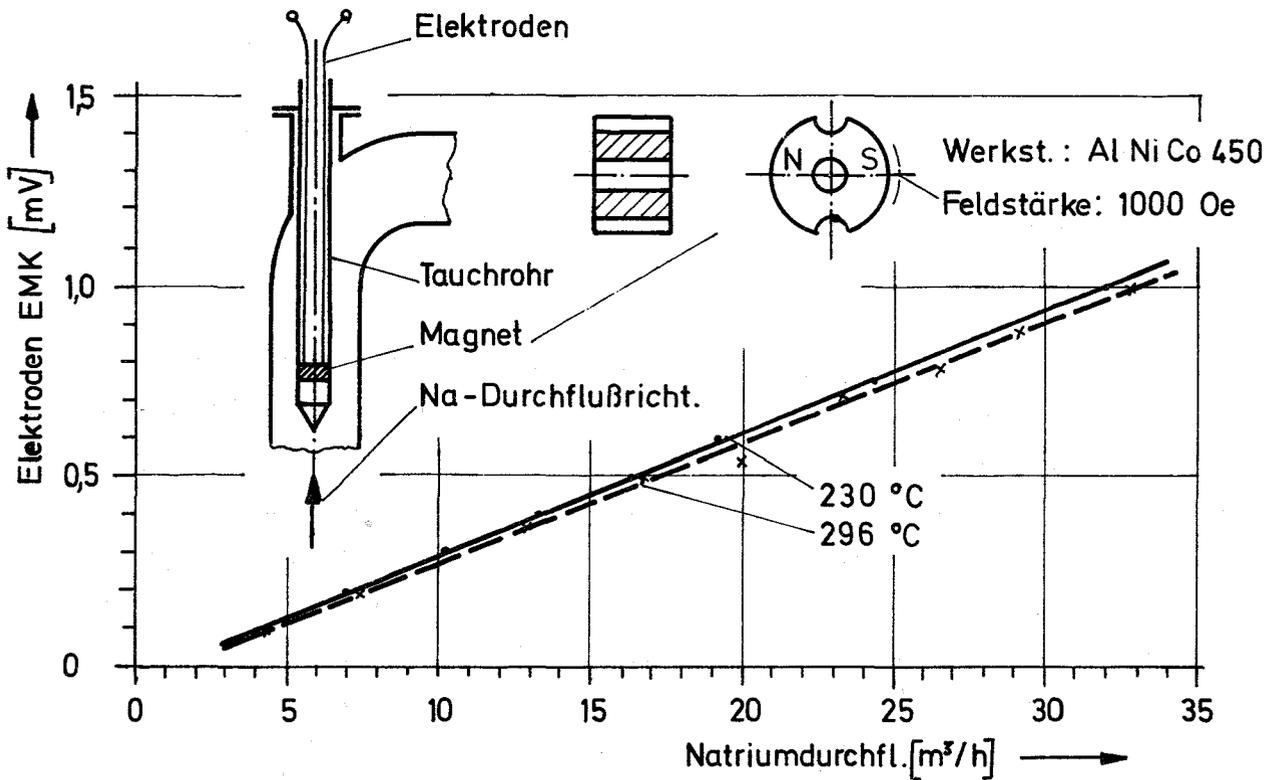


Abb.1 EMK als Funktion vom Durchfluß bei zwei verschiedenen Temperaturen

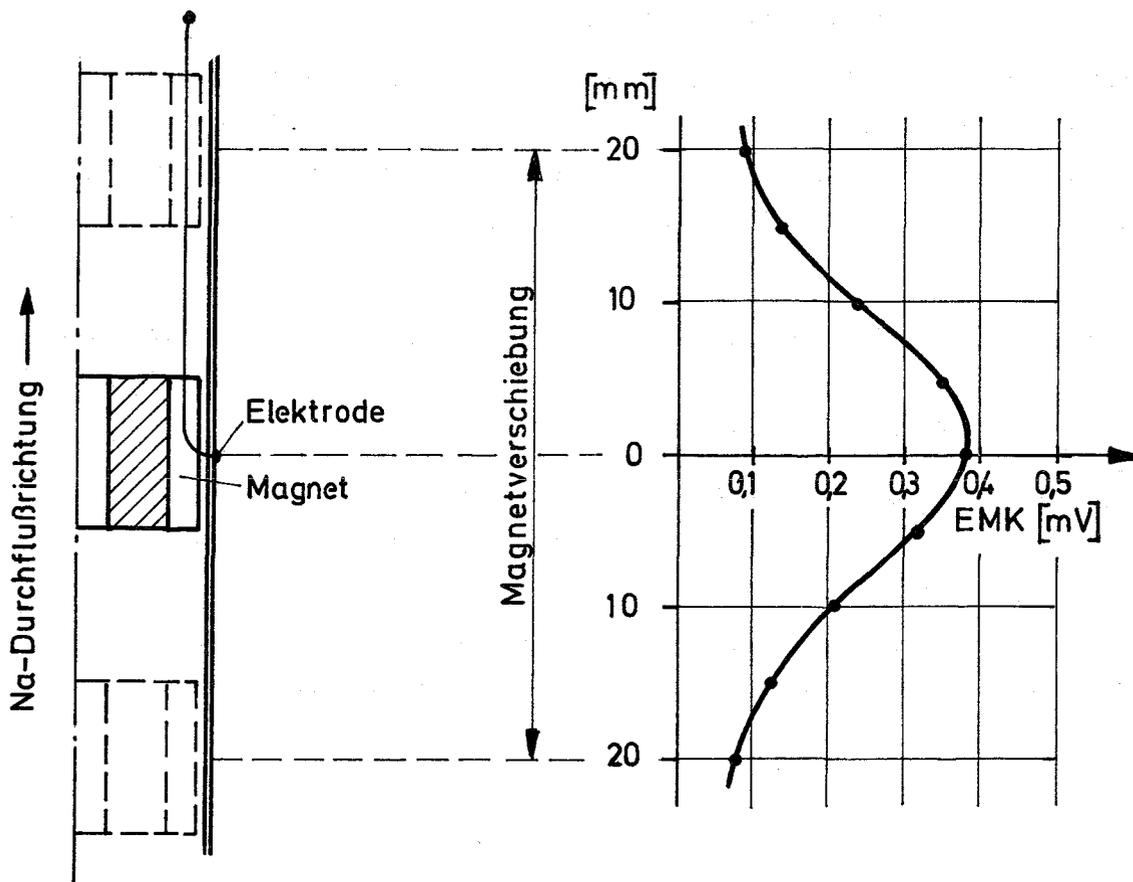


Abb.2 Lage des EMK-Maximums bei der Relativverschiebung Magnet - Elektrode

124.3 Messung der Temperatur- und Durchsatzfluktuation am elektrisch beheizten Brennelement*

(L. Krebs, G. Weinkötz, IRB)

In /1/ wurde über die Entwicklung eines Signalaufbereitungssystems berichtet, mit dem Frequenzen von Temperatursignalen oberhalb der Grenzfrequenz der Thermolemente angehoben werden können. Mit dieser Anordnung wurden Messungen an der KNK und am NW 80 - Natriumkreislauf des IRB durchgeführt.

Der Einfluß der Frequenzanhebung auf das Leistungsspektrum eines Temperaturrauschsignals ist in Abb. 3 dargestellt. Die an der KNK eingesetzten Betriebsthermolemente besitzen eine Grenzfrequenz von weniger als 0,5 Hz. Unter der Voraussetzung eines konstanten Temperatursignalspektrums führt die Übertragungsfunktion eines Thermolementes zu einem Leistungsspektrum mit unterschiedlichen Gradienten des zu höheren Frequenzen hin abfallenden Kurvenverlaufes. Näherungsweise läßt sich dieser Abfall durch einen Tiefpaß 1. Ordnung im Bereich der Grenzfrequenz und als Tiefpaß 2. Ordnung oberhalb der 2-3-fachen Grenzfrequenz darstellen (Abb. 3, Kurve ohne Anhebung). Mit dem im Experiment eingesetzten Signalaufbereitungssystem wurden die Temperatursignale in einem Fall oberhalb 0,5 Hz und in einem zweiten Fall oberhalb 1,0 Hz angehoben. Dabei entsprach die Übertragungsfunktion des Anhebungsnetzwerkes näherungsweise einem Hochpaß 2. Ordnung.

Aus Stabilitätsgründen wurde der Anhebungsbereich auf das 4-fache der jeweils gewählten Grenzfrequenz beschränkt. Aus Abb. 3 ist der Einfluß der Anhebung auf den Verlauf der spektralen Leistungsdichte (F-Anhebung = 0,5 Hz und F-Anhebung = 1,0 Hz) ersichtlich.

Das Ziel der weiteren Arbeiten wird es sein, das Anhebungsnetzwerk so auszuliegen, daß das Übertragungsverhalten des Thermolementes im dann erfaßbaren Frequenzbereich kompensiert wird.

* BzFE Nr. 634.1

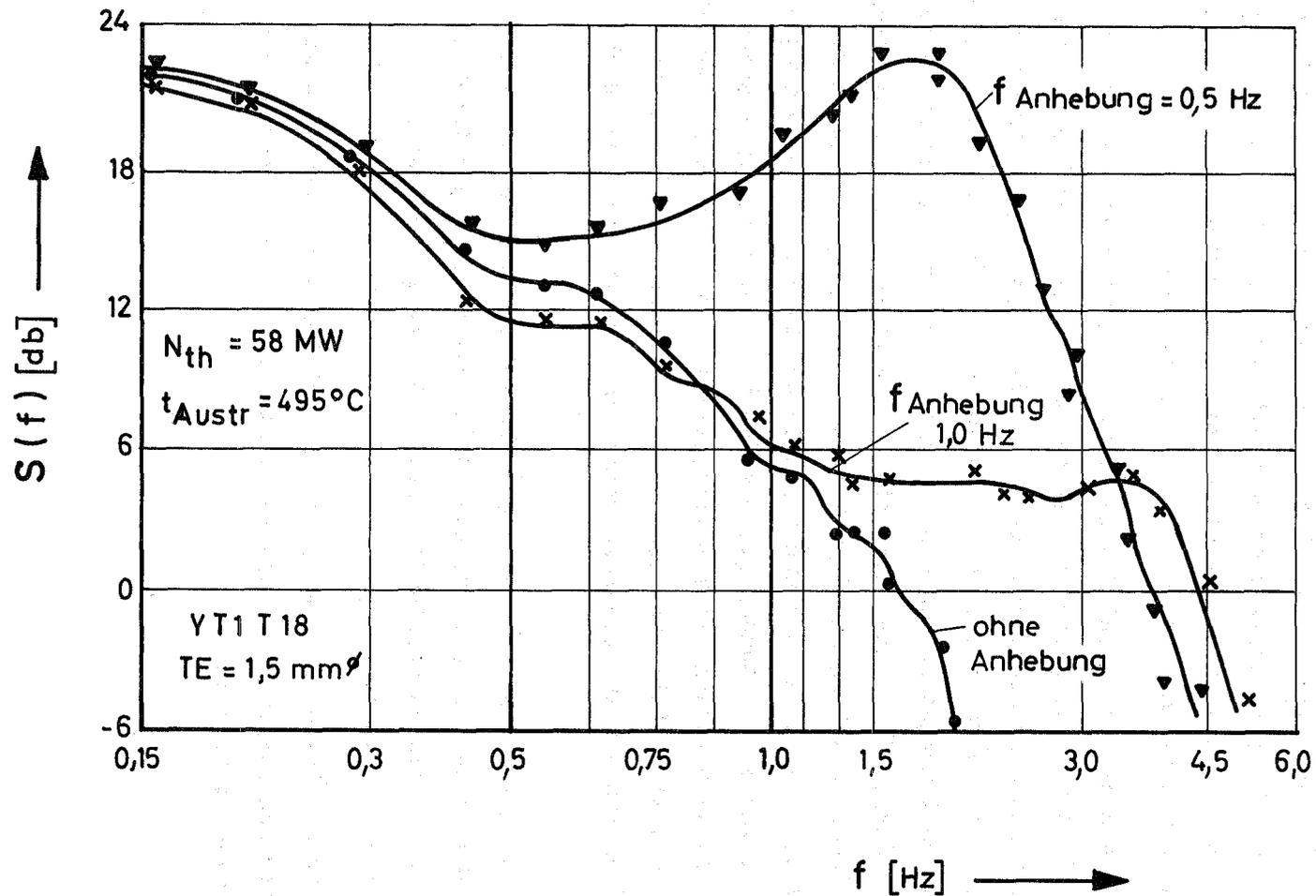


Abb. 3: Einfluß der Frequenzanhebung auf das Leistungsspektrum eines Temperaturrauschsignales gemessen an der KNK

1242 Hüllüberwachung an Brennelementen*

(S. Jacobi, G. Schmitz, IRE)

Die Versuche mit dem Monitor für verzögerte Neutronen am Hüllenschadendampfkreislauf (HSD-Loop) des FR 2 wurden abgeschlossen. In den Reaktorphasen E, F und G 73 wurden im HSD-Loop Prüflinge mit einer U-235-Anreicherung von 35 % eingesetzt. Die vorher angebrachten Brennstabschäden waren wie folgt:

- In der zweiten Hälfte der Phase E 73 ein Plenumschaden mit einer Schadensfläche von 1 mm^2 an einem unbestrahlten Brennstab.
- In der Phase F 73 ein Brennstoffschaden mit einer Schadensfläche von 1 mm^2 an einem Brennstab mit einem Abbrand von 46.000 MWd/t.
- In der Phase G 73 ein Brennstoffschaden mit einer Schadensfläche von 15 mm^2 an einem unbestrahlten Brennstab.

Den zeitlichen Verlauf der Aktivitätsfreisetzungsrates von Br-87 sowie den Verlauf des Zerklüftungsfaktors k , welchem nach /1/ die gemessene Neutronenaktivitätskonzentration zugeordnet werden kann, gibt Tab. 1 wieder.

Da in der Reaktorphase E 73 ein Prüfling mit Plenumschaden eingesetzt war, ließ sich für diese Versuchszeit kein k -Faktor angeben.

Die bei den vorhergegangenen Experimenten gemachten Erfahrungen bestätigen sich auch hier:

- a) Bei unbestrahlten Prüflingen ist die Aktivitätsfreisetzung an Emittlern von verzögerten Neutronen zunächst sehr hoch, fällt dann aber innerhalb von ein bis zwei Wochen bis um eine Größenordnung ab.
- b) Bei Vergrößerung der Schadensfläche im Brennstoff-Bereich erhöht sich die Neutronenaktivitätsfreisetzungsrates nicht proportional dazu, sondern geringer.

* BzFE Nr. 642.4. Letzter Bericht in KFK 1273/4, S. 124-1

/1/ S. Jacobi, G. Schmitz
Hüllenüberwachung an natriumgekühlten Reaktoren durch Nachweis verzögerter Neutronen
GfK-Externer Bericht 22/71-1

Tab. 1: Zeitlicher Verlauf der Aktivitätsfreisetzungsrates AFR von Br-87 sowie des Zerklüftungsfaktors k

<u>Plenumschaden 1 mm²</u>	Datum	AFR [$\mu\text{Ci/sec}$]	k
Beginn 2. Hälfte FR 2-Phase E 73	7. 9. 73	5,8	---
Dann Anstieg bis	9. 9. 73	9,9	---
Danach kontinuierlicher Rückgang	19. 9. 73	0,77	---
Dann nur noch schwacher Abfall bis zum Ende der Phase E 73	1. 10. 73	0,57	---
<u>Brennstoffschaden 1 mm²</u>			
Phase F 73: schwankend zwischen		0,66	1,4
und		0,38	0,8
<u>Brennstoffschaden 15 mm²</u>			
Beginn FR 2-Phase G 73	6. 12. 73	1.584	223
Sofort starker Abfall	7. 12. 73	438	62
sich abschwächend	9. 12. 73	223	31
	19. 12. 73	49	6,7
bis	30. 12. 73	30	4,2
danach wieder Anstieg bis	11. 1. 74	276	39
und leichter Abfall bis zum Ende der Phase G 73	21. 1. 74	224	32

Zusätzlich ergab sich:

Bei sonst gleicher Schadensart und -größe ist beim vorbestrahlten Prüfling (46.000 MWd/t Abbrand) die Neutronenaktivitätsfreisetzungsrates etwa 30-mal geringer als bei einem unbestrahlten Prüfling.

1244 Akustische Meßverfahren in Natrium1244.1. Ultraschallmeßtechnik in Natrium*

(A. Rohrbacher, R. Bartholomay, IRE)

Die Lithium-Niobat-Ultraschallsensoren für den Direkteinsatz in Natrium wurden weiterentwickelt. Wie schon bei vorausgegangenen Wasser-Simulationsexperimenten wurden verschiedene Direktsensoren unter Zyklrierbedingungen bis 400° C erprobt. Es konnte dabei festgestellt werden, daß die Oberflächenvorbehandlung der Kristalle, insbesondere das Sputtern von Platin, einen wesentlichen Parameter für den Isolationswiderstand der Kristalle darstellt. Es ist vorgesehen, weitere Untersuchungen unter Hochtemperaturbedingungen vorzunehmen.

Mit Hilfe der im IRE entworfenen Testvorrichtung wurde die Tastarm-Simulation unter Verwendung eines Direktsensors in Natrium und im Temperaturbereich von 150° bis 400° C durchgeführt. Als Ortungsziel diente eine ebene Stahlplatte, deren Lage bekannt war. Abstand und Stärke der Platte konnten mit einer Genauigkeit von besser als 1 mm bestimmt werden.

Das Ultraschall-Tastarmverfahren wird im IRE nicht mehr weiterverfolgt. Nachdem die Entwicklung eines Ultraschallortungs-Systems unter Natrium zu einem positiven Ergebnis geführt hat, wird die Industrie die Prototyp-Entwicklung für den Reaktoreinsatz fortführen.

1244.3 Akustische Meßtechnik in Natriumsystemen**

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

Akustische Siededetektionsverfahren erfordern die Erfassung des Reaktor-Störuntergrunds. Im ersten Halbjahr 1974 wurden erneut die Pumpenspektren aller KNK-Pumpen aufgezeichnet und ausgewertet. Im Gegensatz zu den früher durchgeführten Messungen wurden diese Bandaufzeichnungen mit einer Bandbreite von 320 kHz durchgeführt. Die Auswertung zeigt, daß das Schallspektrum der Sekundär-Pumpen diesen Bereich voll einnimmt, wobei die spektrale Leistungsdichte in einem breiten Bereich von 20 bis 80 kHz nahezu konstante Werte und eine absolute Abhängigkeit vom Pumpendurchsatz aufweist. Schall-Messungen am Tankauflager während der 100 %-Leistungs-Phase der KNK zeigen erneut eine Entkopplung der Pumpengeräusche oberhalb 5 kHz von 40 db. Gleiche Ergebnisse lieferten die

* BzFE Nr. 625.4. Letzter Bericht in KFK 1273/4

** BzFE Nr. 633.5. Letzter Bericht in KFK 1273/4

akustischen Scram-Aufzeichnungen vom Frühjahr 1974. Diese Ergebnisse stellen eine günstige Ausgangsbasis für die an der KNK geplanten Siededetektionsexperimente dar, da mit Direktsensoren im Na-Plenum weitere Verbesserungen des Pumpenstörabstands erwartet werden.

Der für den Run 2 in der KNK vorgesehene Stopfen-Versuch mit einer 6 m langen Schallkoppelstange wurde vorbereitet und steht kurz vor seiner Durchführung. Die Endmontage und die Abnahme durch die Genehmigungsbehörden sind erfolgt. Mit dem Beginn der Untergrund-Schallmessungen wird Ende Juli 1974 gerechnet. Hierzu wurde die Elektronik vorbereitet und auf ein Breitbandsystem mit wahlweisen Hoch- und Tiefpaß-Parallelfiltern erweitert.

Die Entwicklung eines Verfahrens zum akustischen Siedenachweis sieht einen Siedegenerator im Kern der KNK II vor. Für die out-of-pile-Experimente ist eine Testphase mit einem gleichartig aufgebauten, elektrisch beheizten 19-Stab-Siedegenerator vorgesehen. Das Heizerbündel ist bereits bestellt. Die Vorbereitungen für die Stromversorgung in der NABEA/IRE sowie zur Schnellabschaltung der Heizer-Teilbündel sind im Gange. Mit der Endmontage der Testeinheit wird in der ersten Hälfte 1975 gerechnet, danach sind ausführliche Tests bei verschiedenen Parametervariationen vorgesehen.

1246 Untersuchungen zur Signalverarbeitung für das Reaktorschutzsystem*

1. Multi-Input-Reaktorschutzsystem

(G. Hoffmann, S. Jacobi, E.G. Schlechtendahl, M. Straka, IRE)

Für das gekoppelte Brenn-Element-Schutzrechnersystem BESSY (eine abgewandelte Version des früher konzipierten Systems MISS) reichen die bisherigen Prüfverfahren für konventionelle Schutzsysteme nicht aus. Die wesentlichen Gründe hierfür sind:

- Dem Schutzsystem werden ca. 630 analoge Eingangssignale aufgeschaltet.
- Die festverdrahtete Abschaltlogik der bisherigen Schutzsysteme wird durch Rechnersoftware ersetzt.
- In der Bundesrepublik ist bisher noch kein Schutzsystem mit Rechnern genehmigt worden.

* BzFE Nr. 635.6. Letzter Bericht in KFK 1271/4

Es wurde eine Prüfstrategie mit verschiedenen sich gegenseitig abstützenden Prüfungen entwickelt, dies sind neben den üblichen Prüfungen des Herstellers (Prüffeld, Inbetriebnahme) folgende Maßnahmen:

1) Statistischer Test:

Ein ausgewählter Teil der Signaleingangskombinationen wird mit Hilfe von Zufallsgeneratoren erzeugt und das Systemverhalten geprüft.

2) Deterministischer Test.

In Kenntnis der Programmstruktur werden systematische Signaleingangskombinationen erzeugt und das Systemverhalten geprüft.

3) Programmanalyse.

Einen wesentlichen Teil der Softwareprüfung stellt die Programmanalyse dar. So läßt sich die Zahl der notwendigen Signalkombinationen z. B. durch Analyse der datenspezifischen Programmverzweigungen einschränken - eine wesentliche Voraussetzung für die Prüfungen 1) und 2).

4) Überprüfung der Rechnerselbstüberwachung.

Durch gezieltes Einbringen von Hardwarefehlern soll das fail-safe-Ansprechen der Rechnerselbstüberwachung erprobt werden.

5) Systemausfallverhalten.

Sowohl durch theoretische Berechnungen als auch experimentelle Prüfungen ist das Ausfallverhalten des Systems bei Fehlern in einer oder mehreren Komponenten zu untersuchen.

6) Prozeßsimulationstest.

Prozeßsignifikante Meßdaten, evtl. Daten aus Versuchsständen, werden auf das System aufgeschaltet.

7) Prüfungen unter extremen Umweltbedingungen.

Dies könnten u. a. sein: Temperatur, Feuchtigkeit, Schockwellen, Störungen in der Versorgungsspannung sowie Störungen durch Wartungs- und Reparaturarbeiten.

Von diesen vorzusehenden Prüfungen wurden der statistische Test und der deterministische Test näher untersucht. Um eine Systemzuverlässigkeit von $1 - 10^{-4}$ zu erreichen, wurde mit Hilfe der Methoden der statistischen Qualitätskontrolle errechnet, daß $4,5 \times 10^5$ statistisch ausgewählte Signalkombinationen vom System fehlerfrei verarbeitet werden müssen. Ausgehend von der z. Z. bekannten Programmstruktur von BESSY wurden die notwendigen deterministisch zu erzeugenden Signalkombinationen ermittelt und der Prüfzeitaufwand mit ca. 400 h abgeschätzt.

Zur Durchführung der Prüfungen ist eine Prüfmaschine, die wegen der großen Anzahl der zu generierenden Signalkombinationen zweckmäßigerweise mit einem Prozeßrechner als Signalgenerator realisiert wird, notwendig. Ein erster Hardware-Entwurf für eine solche Prüfmaschine, der einen Kompromiß bezüglich des Kosten-Nutzen-Verhältnisses darstellt, wurde erarbeitet. Die Arbeiten sowohl zur Prüfstrategie wie auch zur Realisierung der Prüfmaschine werden weitergeführt.

2. Zuverlässigkeitsuntersuchungen

(G. Weber, IASR)

Arbeiten über Möglichkeiten der Zuverlässigkeitssicherung und Zuverlässigkeitsanalyse bei einem Modell des Multi-Input-Reaktorschutzsystem des SNR wurden abgeschlossen. Die Sicherheit des Schutzsystems wurde durch seine Verfügbarkeit angegeben. Eine Abschätzung der die Wirtschaftlichkeit beeinflussenden Zuverlässigkeit wurde durch die erwartete Anzahl der Ausfälle ausgeführt. Über die dabei erhaltenen Ergebnisse wurde in (1) berichtet. Die benutzten Analysemethoden sind auch auf anderen Gebieten zu verwenden. Sie setzen nur die Möglichkeit voraus, einen Fehlerbaum als adäquate Darstellung der Systemausfälle verwenden zu können.

Die Entwicklung der Fehlerbaumanalyse durch Rechnerprogramme wurde fortgesetzt. Diese Entwicklung hat folgende Teilziele:

- a) Aufbau eines Fehlerbaums aus Inputdaten
(Funktionsbeschreibung, Lebensdauer, Reparaturzeiten),
- b) Testen eines Fehlerbaums auf mögliche Formatfehler (wie z. B. versehentliches Nichtindizieren von Komponenten, unzureichender Input, usw.),
- c) Aussuchen von für die Auswertung des Fehlerbaums geeigneten "cut-sets",
- d) Verwendung von Ein- und Mehrphasensystemen (zur Beschreibung verschiedener Betriebszustände eines Systems).

Die Teilziele a), b), c) sind erreicht, während d) noch in Entwicklung ist. Eine Erweiterung von a) durch einen rechnergestützten Aufbau des Fehlerbaums ist vorgesehen.

Untersuchungen zur Anwendung moderner statistischer Methoden auf eine Brennstabausfallmodelltheorie wurden begonnen. Ausgehend von

- verteilungsfreien Statistiken über Materialdaten und
 - theoretischen Modellen der Brennstabmodelltheorie, welche auf Betriebs-
erfahrung bzw. grundlegenden Experimenten aufbauen,
- soll durch eine Synthese ein verbessertes theoretisches Modell aufgestellt werden.

Veröffentlichung:

- (1) S. Jacobi, R. Schneider, G. Weber
Reliability and Availability of a Safety Shutdown System,
Proc. 1974 Ann. Reliability and Maintainability Symposium, Los Angeles,
Jan. 1974, p. 186-196

125 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT1251 Theorie der Aktivitätsfreisetzung^{G 1)}

(H. Jordan, IASR/RPU)

Der Abschlußbericht des Aerosolversuchs-Programms (1) enthält eine detaillierte Zusammenfassung sämtlicher Ergebnisse des Programms. Diese sind für den Bericht mit dem neu formulierten und erweiterten Code, PARDISEKO III, /2/, systematisch nachgerechnet worden. Hierbei mußte man der Struktur der Aerosolpartikeln Rechnung tragen. Unter Verwendung eines entsprechenden Modells zeigen die Rechenergebnisse sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen (2). Insbesondere erweist sich die Thermophorese als wesentlichster Abbaumechanismus auch bei geringen Temperaturgradienten.

Die Struktur einer Aerosolpartikel geht an zwei Stellen in das mathematische Modell des Rechenprogramms PARDISEKO III ein. Einmal beeinflusst sie die Beweglichkeit und damit sämtliche stationären Geschwindigkeiten der Partikel relativ zum Trägergas. Zum anderen hängt von ihr der Wirkungsquerschnitt für Stöße zwischen Partikeln des Systems ab.

Während man für kugelförmige Partikel die Beweglichkeit als

$$B(r) = \frac{1}{6\pi \eta r} C(r)$$

wo

- r = Radius der Partikel
- η = Dynamische Zähigkeit des Trägergases
- C(r) = Knudsen-Weber-Korrektur

schreiben kann, bedient man sich für nicht kugelförmige Partikel des "Dynamischen Form-Faktors" κ , welcher den Einfluß der Struktur der Partikel beschreibt. Für nicht kugelförmige Partikel lautet die Beweglichkeit dann /1/

1) Letzter Bericht in KFK 1273/2, S. 125-1

/1/ N.A. Fuchs
 "The Mechanics of Aerosols"
 Pergamon Press, Oxford (1964)

$$B(r_e) = \frac{1}{\kappa 6\pi \eta r_e} C(r_e) .$$

Hier ist r_e der massenäquivalente Radius der Partikel.

Bei einem System von kugelförmigen Aerosolpartikeln in Brown'scher Bewegung kommt es zu einer Zusammenstoßfrequenz zwischen Partikeln mit Radius r in dr und r' in dr' , welche proportional dem Produkt der Anzahl der Partikeln mit Radius r und der mit Radius r' ist. Der Proportionalitätsfaktor, K , ist nach Smoluchowski [2]:

$$K(r, r') = 4\pi kT [B(r) + B(r')] (r+r') .$$

Für nicht kugelförmige Partikeln wird für das PARADISEKO-Modell die Annahme getroffen, daß der letzte Faktor dieses Ausdruckes als durchschnittlicher Stoßabstand zwischen Partikeln der Klassen r und r' angesehen werden kann. Hier soll der Durchschnitt über das gesamte Aerosol-System genommen werden. Man kann dann für nicht kugelförmige Partikeln

$$K(r, r') = 4\pi kT (B(r_e) + B(r_e')) (r_s + r_s') .$$

schreiben. $r_s + r_s'$ sei der durchschnittliche Stoßabstand, zusammensetzbar aus den individuellen Stoßradien r_s und r_s' .

Verlangt man nun eine Proportionalitätsbeziehung

$$r_s = f r_e ,$$

wo wir f als "Kollisions-Form-Faktor" bezeichnen, dann wird

$$K(r_e, r_e') = 4\pi kT f (B(r_e) + B(r_e')) (r_e + r_e') .$$

/2/ M. von Smoluchowski

Phys. Z. 17, 557, (1916)

Veröffentlichungen:

- (1) H. Jordan, W. Schikarski, H. Wild
"Nukleare Aerosole im geschlossenen System"
KFK-Bericht 1989 (1974)

- (2) H. Jordan, W. Schikarski, H. Wild
"The Behavior of Nuclear Aerosols in the Post Accident Atmosphere
of Fast Breeder Reactor Containments - Experimental and Theoretical
Results"
Paper, VII Congrès International de la Société Française de Radio-
protection, Versailles, 28-31 Mai 1974

1254 Kontamination von Reaktorkühlkreisläufen

(H. Stamm, IRCh)

Kontamination von primären Natriumkreisläufen *

Im ersten Halbjahr 1974 wurden in der Probenahmestation der KNK neun verschiedene Einsätze mit kontaminiertem Primärnatrium beaufschlagt. Davon dienten sechs Einsätze zur Na-Probenahme in Tiegeln, drei Einsätze enthielten Materialproben zur Untersuchung der Deposition von radioaktiven Spalt- und Korrosionsprodukten aus strömendem Natrium.

Das erste Depositionsexperiment diente der Erprobung einer "Strömungsprofilstrecke" mit lichten Rohrweiten von 16 mm, 12 mm, 8 mm, 12 mm und wieder 16 mm. In den beiden anderen Depositionsversuchen waren Zylinder (20 mm hoch, 20 mm \emptyset , Wandstärke 1 mm) und Blechproben aus verschiedenen Edelmetallen (AISI 316, 1.6770, 1.4961, 1.4981, 1.4988, 1.4541), Nickel, Tantal, Titan und Molybdän eingesetzt. Die Versuche dienten der Auswahl eines optimalen Materials für die Na-Probenahmetiegel. Von allen bisher untersuchten Materialien erwies sich Nickel als das ungünstigste, da an Ni offenbar selektiv Zn und Mn (hier also Zn-65 und Mn-54) sorbiert werden. An allen anderen Materialien zeigten sich zwar auch geringe Unterschiede, doch waren die sorbierten Aktivitäten von Zn-65 und Mn-54 zwei Zehnerpotenzen niedriger.

* BzFE Nr. 614.3. Letzter Bericht in KFK 1273/4, S. 125-4

Bei den Natriumproben ergaben sich denn auch entsprechend unterschiedliche Werte, wenn die Proben einmal in Ni-Tiegeln, ein anderes Mal in Tiegeln aus anderem Material gezogen wurden. In Abb.1 sind zwei Spektren dargestellt, die an gleichzeitig entnommenen Na-Proben gemessen wurden. Das obere Spektrum "A" stammt von der Probe im Ni-Tiegel, die untere Kurve zeigt das Spektrum eines Na-gefüllten Al_2O_3 -Tiegels. Schon ein optischer Vergleich der Spektren zeigt, daß Na-22 und Ag-110m in beiden Proben gleich stark vertreten waren, während die Spitzen für Zn-65 und Mn-54 im Spektrum "A" deutlich größer waren.

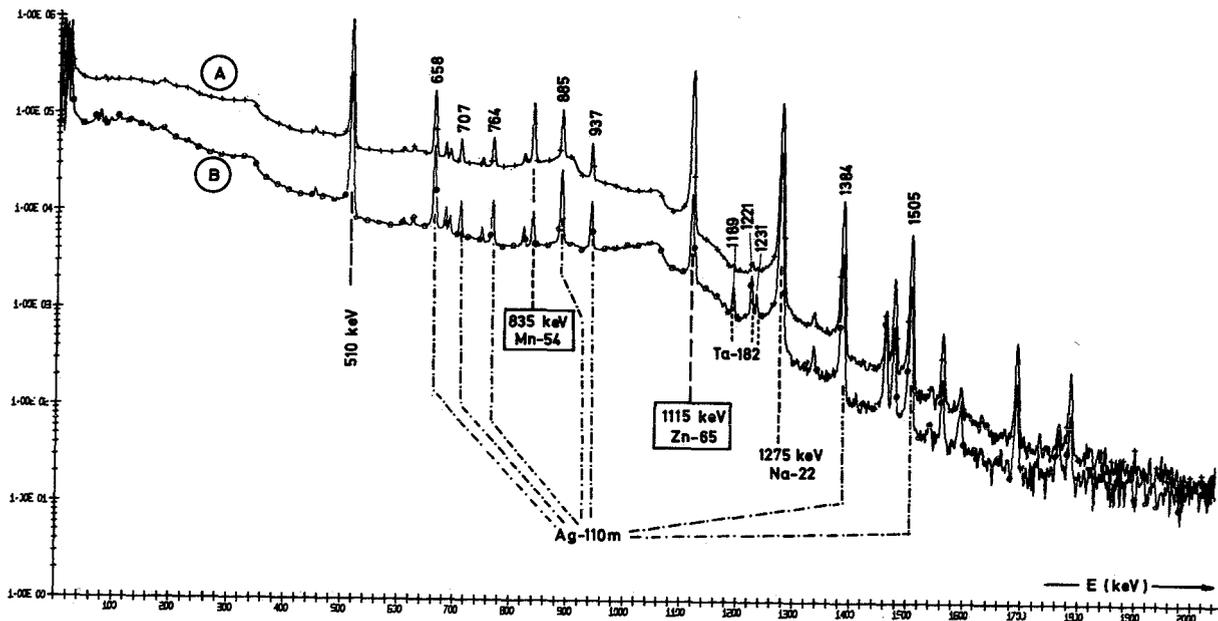


Abb. 1

Nimmt man jedoch an, daß sich innerhalb der üblichen Spülzeit (4 Stunden) ein Gleichgewicht für Zn und Mn zwischen Natriumlösung und Nickeloberfläche einstellt, so müssen die in Ni-Tiegeln gemessenen Werte für Zn-65 und Mn-54 immerhin ihrer Konzentration im Na proportional sein. Deshalb scheint es gerechtfertigt, auch während des weiteren KNK-I-Betriebs Na-Proben in Ni-Tiegeln auszumessen. Nur so ist ein Bild von der zeitlichen Änderung der Aktivitätskonzentrationen während der gesamten Betriebszeit zu erhalten. Daneben soll jedoch immer die Aktivität des Natriums in Keramiktiegeln bestimmt werden. Für KNK-II wird die Na-Probenahme in Edelmetalltiegeln vorgeschlagen.

Tab. 1 enthält die Aktivitäten von Radionukliden, die Ende Mai 1974 im KNK-Primärnatrium gefunden wurden.

Tab. 1:

Radionuklide in KNK-Primärnatrium

Aktivitätsangaben in nCi/g Natrium
 Probenahme am 28.Mai 1974, 00¹⁰ - 07⁰⁸ Uhr ("26P")
 in 7 Ni-Tiegeln

Nuklid	1	2	3	4	5	6	7
Na-22	134	130	134	125	134	133	144
Mn-54	301	195	257	183	207	216	237
Zn-65	1600	890	1230	913	1070	1280	1130
Ag-110m	73	67	68	68	66	70	71
Sb-124	2.5	2.4	2.5	2.5	2.1	2.6	2.5
Ba-La-140	2.3	1.6	3.0	1.7	2.7	4.0	3.0
Ta-182	49	20	9.2	14	9.9	20	18
Co-60	1.4	0.4	0.3	0.3	0.3	0.5	0.6

Radionuklide im Schutzgas der KNK

Im ersten Halbjahr 1974 wurden 31 Schutzgasproben an der KNK (Primärsystem) gezogen. Besonderes Interesse galt dabei der Abhängigkeit der Schutzgasaktivität von der Reaktorleistung. Die gemessenen Werte ließen sich durch die allgemeine Form

$$A \text{ (mCi/m}^3\text{)} = b \cdot P^a$$

darstellen, wobei P die Reaktorleistung und a und b Konstanten bedeuten, die für verschiedene Radionuklide auch unterschiedliche Werte haben. In Abb.2 sind als Beispiel die gemessenen Xe-135-Aktivitätskonzentrationen bei verschiedenen Reaktorleistungen aufgetragen. Die Streuung der Werte resultiert aus den Mängeln der Probenahme-Vorrichtung am KNK-Schutzgas-System. Die beim Umbau von KNK-I zu KNK-II vorgeschlagene Änderung der Proben-Entnahmeverrichtung soll ein Spülen von Leitungen und Gefäßen sowie genaue Messungen von Temperatur, Druck und Gasdurchsatz gestatten.

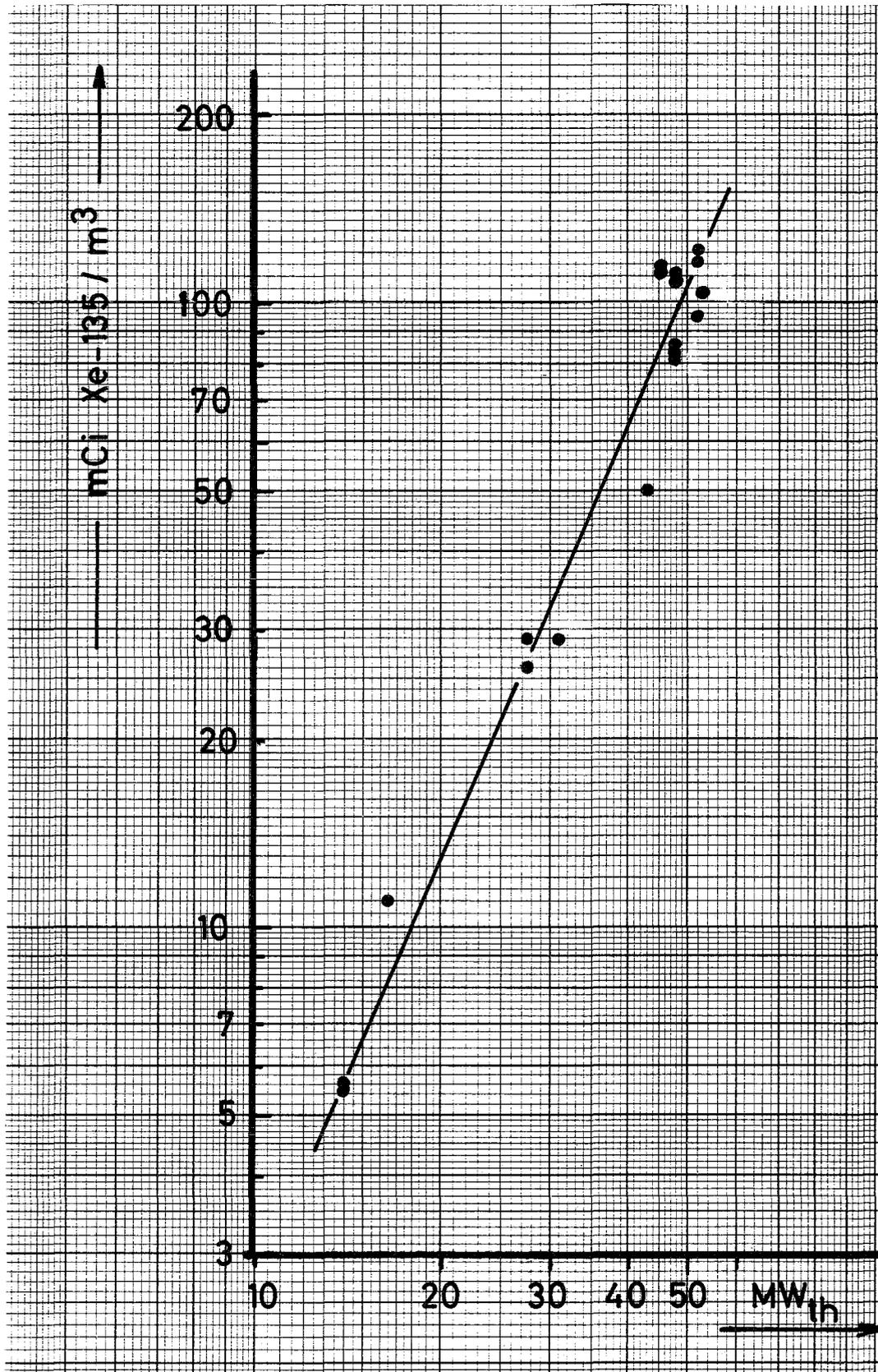


Abb. 2 Aktivitätskonzentration von Xe-135
in Abhängigkeit von der KNK-Reaktorleistung

- 126 NA-TECHNOLOGIE-VERSUCHE
- 1262 Untersuchungen von Reaktorbauteilen
- 1262.2 Betriebsverhalten von Wälzlagern ^F
(K. Kleefeldt, IRE)

Im Berichtszeitraum konzentrierten sich die Arbeiten auf die Auswertung der Versuche der Phase I. Wie im letzten Quartalsbericht beschrieben, wiesen von den fünf untersuchten Werkstoffen die Lager aus Wolframkarbid (WC) und Ferrotitanit (TiC) den geringsten Verschleiß auf. Besonders im Fall des WC war das Verschleißgewicht so gering, daß es nicht als Maß für die Schädigung der Lager gewertet werden konnte. Einen besseren Aufschluß ergab die visuelle Betrachtung mit dem Stereomikroskop. Hier wurde versucht, den Zustand der Lager durch eine Klassifizierung nach dem Grad und der Anordnung von Aufrauungen sowie nach weiteren Schäden an Hand von Schadenskarten zu beschreiben.

An den Lagerringen aus WC wurden ca. 2 bis 3 mm breite Laufspuren beobachtet, die gegenüber dem nichtüberrollten Bereich ein poliertes, "glattgewalztes" Aussehen hatten. Gelegentlich waren innerhalb dieser Laufspuren schmale (< ca. 0,1 mm) linienförmige Ausbruchketten erkennbar, die vermutlich beginnende Ermüdung andeuten. Auch auf den Kugeln zeigten sich unregelmäßig verteilte Vertiefungen von ca. 0,1 mm Durchmesser. Immerhin sind diese Oberflächenveränderungen so gering, daß sie mit den beim Kugellagerhersteller vorhandenen mechanischen Abtastgeräten (Talyrand, Perth-o-Meter) nicht ermittelt werden konnten.

Wesentlich deutlichere Tragbilder als bei den Lagern aus WC wurden bei den Lagerteilen aus TiC beobachtet. Die 2,5 bis 3,2 mm breiten Laufspuren waren stark aufgerauht. Bei den Kugeln war die Aufrauung innerhalb eines Kugelsatzes und z.T. auch innerhalb derselben Kugel sehr unterschiedlich.

Eine weitere deutliche Abstufung im Verschleiß besteht von den Lagern aus TiC zu den Lagern aus Werkzeugstahl, Chromstahl und Stellite. Neben starken Aufrauungen sind die Beschädigungen durch sog. Auflaufspuren auf den Kugeln gekennzeichnet, die durch die Reibung zwischen benachbarten Kugeln entstehen und einen besonders rauhen Lagerlauf verursachen.

Außer diesen visuellen Kontrollen wurden im Berichtszeitraum vier weitere Versuche unter Standardbedingungen durchgeführt. Bei drei der Versuche handelte es sich um Fortsetzungen der Versuche 6, 11 und 12, in denen Lager aus WC und TiC um weitere 200.000 Umdrehungen, also auf eine Gesamtumdrehungszahl von 400.000, gebracht wurden. Diese Tests bestätigten voll die Ergebnisse aus den vorhergehenden Versuchsabschnitten hinsichtlich Verschleißgewicht und Reibmoment. Somit bestätigten sie auch das bessere Verhalten von WC gegenüber TiC.

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß nach Beurteilung der Tragbilder, des Gewichtsverlustes durch Abrieb und der zeitlichen Reibmomententwicklung die Lager aus WC eindeutig die beste Eignung für die Anwendung im Natrium unter den hier vorliegenden Bedingungen versprechen. Der Werkstoff Wolframkarbid wurde daher für die Parameteruntersuchungen der zweiten Versuchsphase ausgewählt. Die Bestellung weiterer Prüflager aus WC wurde in die Wege geleitet. Ein umfassender Bericht der 1. Versuchsphase ist in Vorbereitung.

1262.3 Versuche zur Werkstoffpaarung unter Natrium1262.32 Verschleißuntersuchungen in Natrium ^x

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

Die bisher angefallenen Versuchsergebnisse sprechen für den Einsatz von Stellite 6 als Pflasterwerkstoff.

Schwierigkeiten bestehen jedoch nach wie vor bei der Oberflächenbearbeitung der Stellite 6 B - Proben, die von INTERATOM angeliefert wurden (Stellite-Bleche von 0,9 mm, die nur am Umfang mit dem Grundwerkstoff verschweißt sind). Bei mehreren Versuchen wurden die Bleche durch die aufgebrachte Reibbelastung stark verformt. Die während des jeweiligen Versuchs gemessenen Tangentialkräfte resultieren z. T. aus der geleisteten Verformungsarbeit und können nicht zur Ermittlung des Reibungsbeiwertes herangezogen werden. Zur endgültigen Klärung sind noch weitere Versuche erforderlich.

Alternativ wurden Werkstoffpaarungen aus NiCr-gebundenem Wolframkarbid untersucht (Abb. 1). Der Reibungskoeffizient dieses Hartmetalls zeigt starke Temperaturabhängigkeit. Nach der Einlaufphase liegt er in allen untersuchten Temperaturbereichen deutlich über 0,5.

Durch Analysen und Metallographie wurden die Gefüge von Stellite 6 im aufgeschweißten Zustand sowie als Schweißelektrode verglichen. Die Analysen ergaben geringfügige Veränderungen der Legierungsanteile. Nach den Mikroaufnahmen zeigt sich kein Unterschied in der Verteilung der kobaltreichen Phase in der dendritischen Matrix zwischen dem Elektrodenmaterial und der Panzerung.

Im Berichtszeitraum wurden erstmals Versuche mit aktivierten Werkstoffproben durchgeführt. Nach dem Differenzverfahren wurde dabei die abnehmende Aktivität als Funktion des Materialabtrages an der Probe direkt erfaßt. Die vorbereitenden Aktivierungsversuche wurden im LIT (Labor für Isotopentechnik, GfK Karlsruhe) durchgeführt. Für die ca. 1 Woche laufenden Messungen wurde der Meßwagen vom LIT zur Verfügung gestellt. Zur Zeit werden die angefallenen Ergebnisse ausgewertet. Es läßt sich aber bereits feststellen, daß zwischen den nach verschiedenen Methoden ermittelten Verschleißraten noch keine befriedigende Übereinstimmung besteht. Hierfür scheint in erster Linie die Ablagerung von Verschleißpartikeln und deren ungenügende Abfuhrmöglichkeit aus dem Meßbereich verantwortlich. Verbesserungsmöglichkeiten werden z. Z. diskutiert.

^x BzFE Nr. 212.7

Die Aktivierungsmethode scheint aufgrund dieser Vorversuche außerdem geeignet, den Abtransport sowie die Ablagerung der Verschleißstoffe im Kreislauf nachzuweisen.

Um zu dieser Problematik detailliertere Aussagen machen zu können, sollen zunächst weitere Vorversuche durchgeführt werden mit dem Ziel, aus Messungen an verschiedenen Orten des Kreislaufes die Mengen abgelagerter bzw. transportierter Feststoffe zu ermitteln.

Veröffentlichung:

E. Wild, K.J. Mack

Untersuchungen zur Lösung tribologischer Probleme im Kernbereich des SNR 300
Reaktortagung des DATF, Berlin 1974

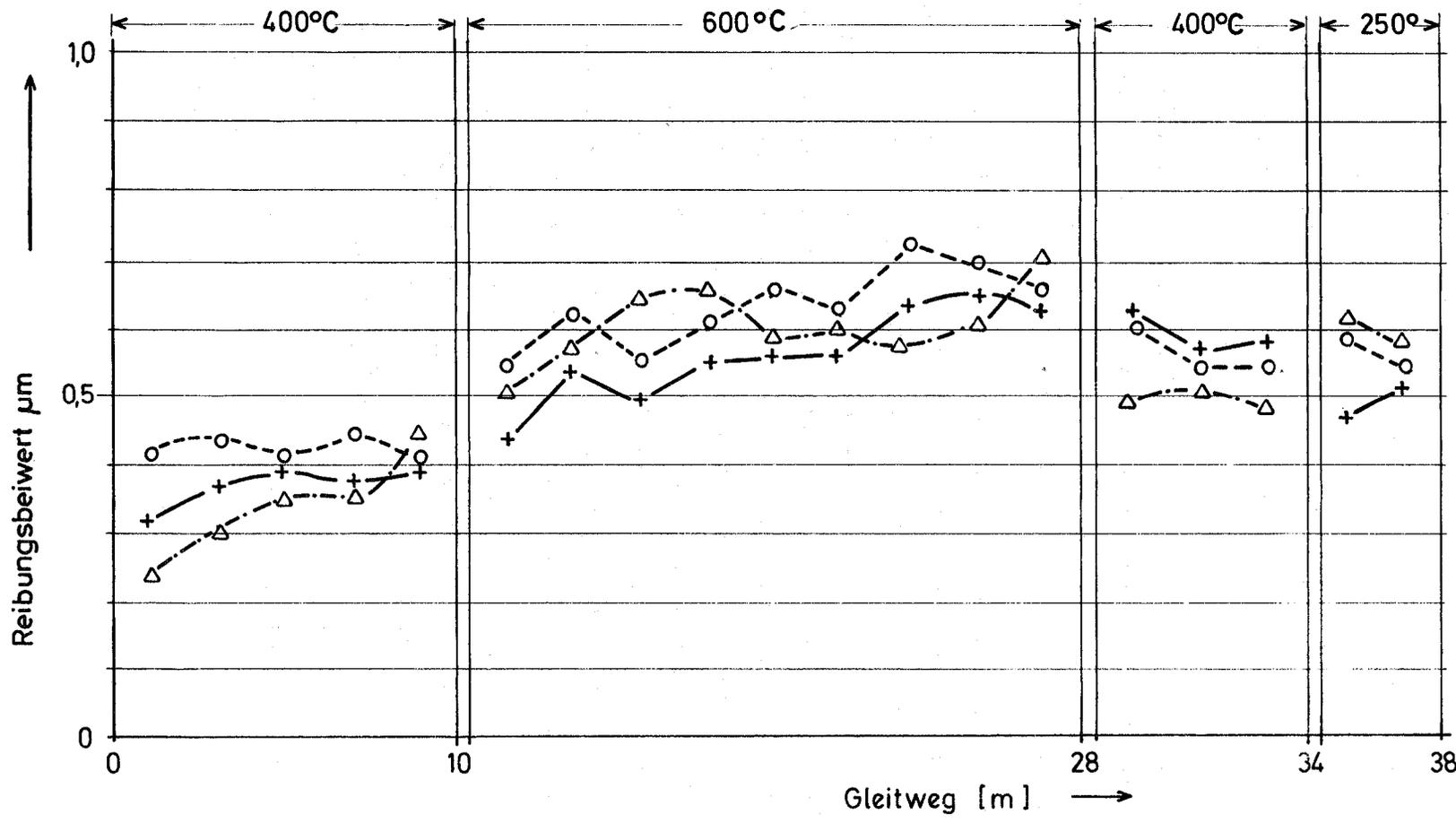


Abb.1 Mittlerer Reibungsbeiwert von Hartmetall (WC - Ni / Cr)

o Versuch Nr. 279
 Δ " 280
 + " 281

1263 Untersuchungen zur thermo- und fluiddynamischen Kernausslegung1263.2 Untersuchungen in exzentrischen Ringraum ^x

(P. Donath, D. Weinberg, IRB)

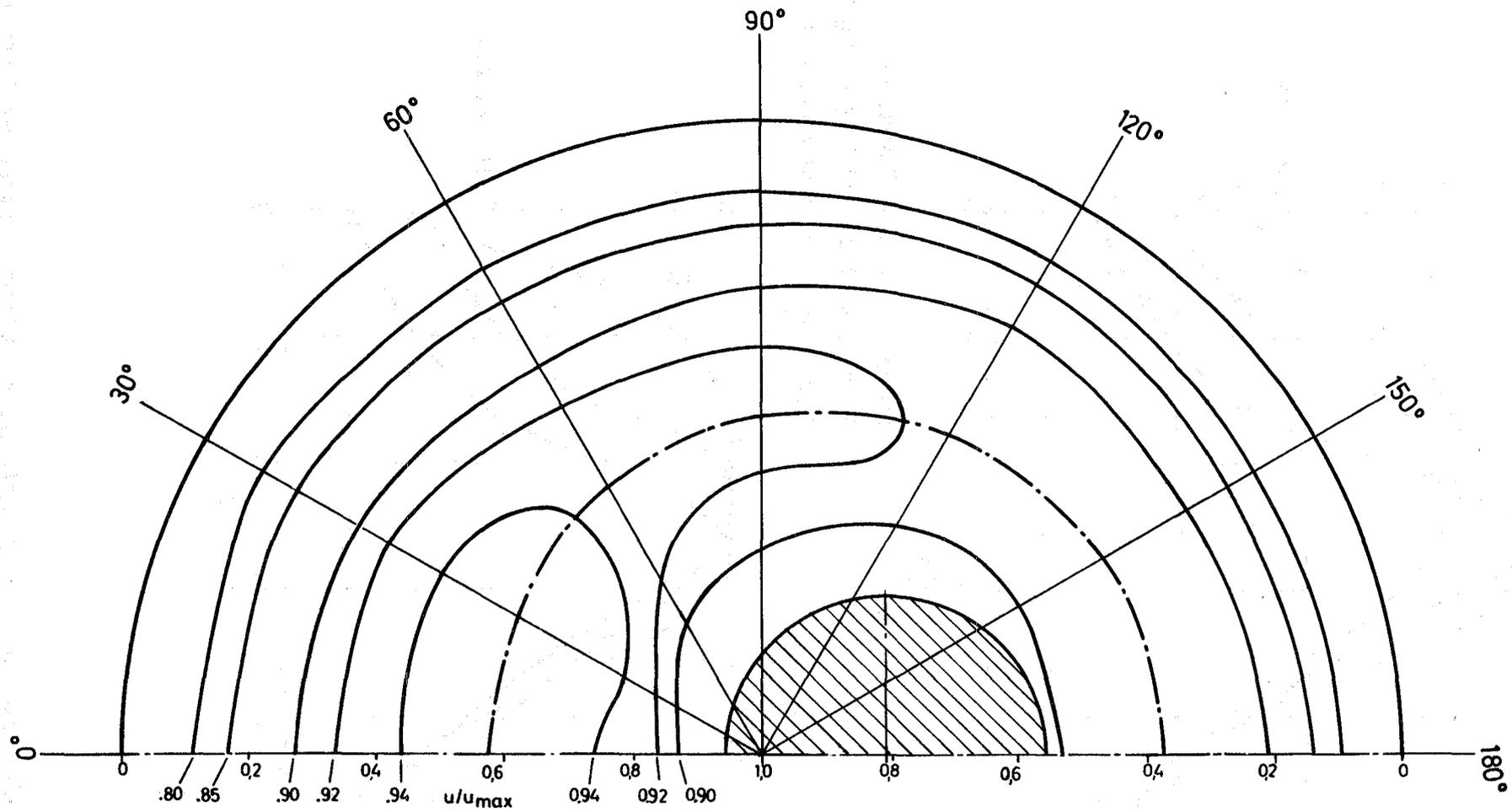
Für einen exzentrischen Ringraum ($r_1/r_2 = 0,25$, $\varepsilon = 0,25$) liegen die ersten in Wasserströmung gemessenen Geschwindigkeitsfelder vor. Für den Fall $Re = 5,85 \cdot 10^4$ und axiale Länge $l/d_h = 37,5$ ist in Abb. 2 das Isotachenfeld dargestellt. Es sind die auf die maximale Geschwindigkeit bezogenen Werte aufgetragen.

Abb. 2 zeigt den zunächst bekannten Verlauf der Geschwindigkeitslinien. Die Lage des Geschwindigkeitsmaximums weicht von den Werten nach N.W. Wilson /1/ nur gering ab, der Verlauf der Linie maximaler Geschwindigkeit stimmt grundsätzlich mit den theoretischen Aussagen nach /2/ überein.

Eine wesentliche Rolle beim Vergleich von Meßwerten untereinander und mit theoretischen Werten spielt der hydraulische Einlauf. In einem exzentrischen Ringraum ist mit einer extrem großen hydraulischen Einlaufphase zu rechnen (ca. $l/d_h = 100$), wie V.P. Tebo /3/ zeigen konnte. Für den Bereich des hydraulischen Einlaufs können unterschiedliche Strukturen des Feldes auftreten. Unter Beachtung dieser Tatsache muß das gezeigte Geschwindigkeitsfeld betrachtet werden. In einem qualitativen Vergleich mit /1/ ergibt sich eine Übereinstimmung für $l/d_h = 54,91$. Allerdings zeigen die Isotachen im Gebiet $\varphi = 0$ bis $\varphi = 60^\circ$ eine Verzerrung, die ihre Ursache in der Teststrecke hat. Weitere Messungen sollen die Entwicklung des Geschwindigkeitsprofils zeigen und den damit verbundenen unterschiedlichen turbulenten Austausch darstellen.

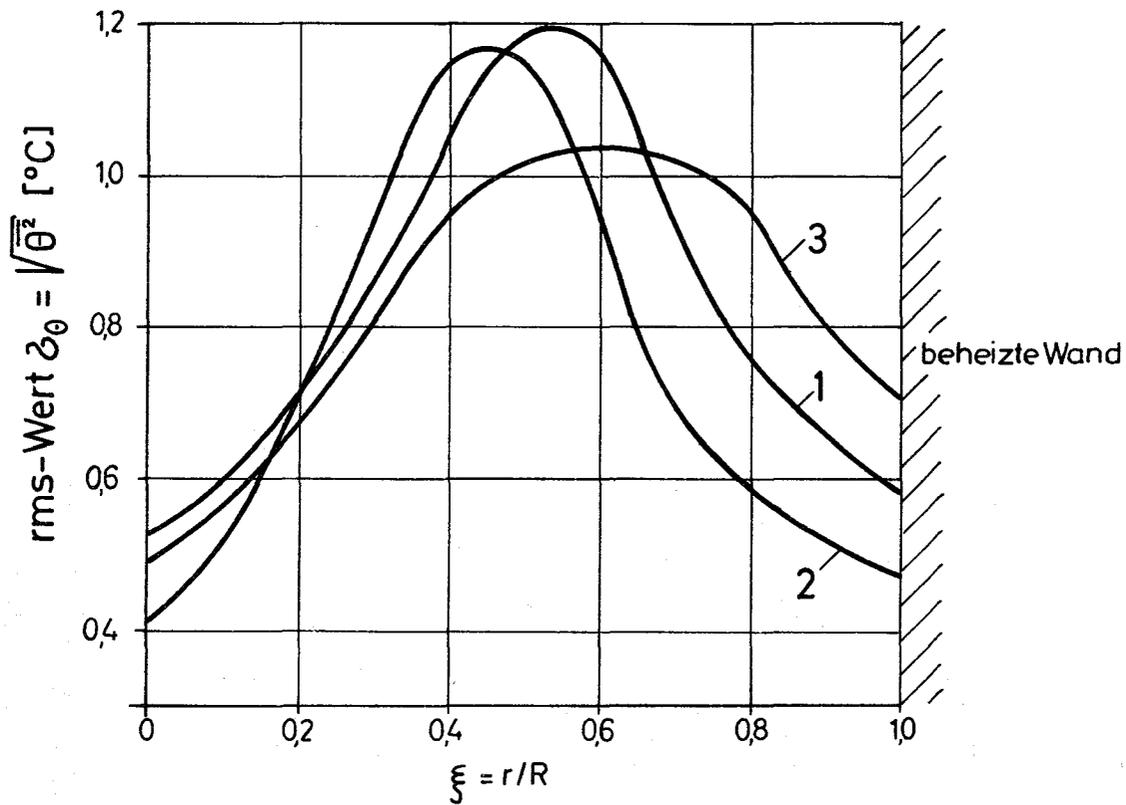
Für den zentrischen Ringraum ($r_1/r_2 = 0,25$) wurden in /9/ Ergebnisse der Temperaturfluktuation mitgeteilt und die Vermutung ausgesprochen, daß in einer Ringraumgeometrie ein anderer Verlauf der rms-Kurve im Bereich der unbeheizten Wand denkbar gewesen wäre. Mit der Abb. 3 liegen Ergebnisse auch für den exzentrischen Ringraum ($\varepsilon = 0,25$) vor und die Bestätigung, daß der Charakter der Kurven untereinander und zu Messungen in der Kreisgeometrie ähnlich ist. Dies erklärt sich aus der Tatsache, daß der Temperaturgradient in der Nähe der unbeheizten Wand gegen Null geht und der Verlauf der rms-Kurve hauptsächlich vom

^x BzFE Nr. 451.8



126-7

Abb. 2 Geschwindigkeitsfeld im exzentrischen Ringraum
 $r_1/r_2 = 0,25$, $\varepsilon = 0,25$ $Re = 58\,500$, $l/d_h = 37,5$



Kurve 1 und 4 zentr. Ringraum

Kurve 2 und 5 exzentr. Ringraum, gr. Spalt

Kurve 3 und 6 exzentr. Ringraum, kl. Spalt

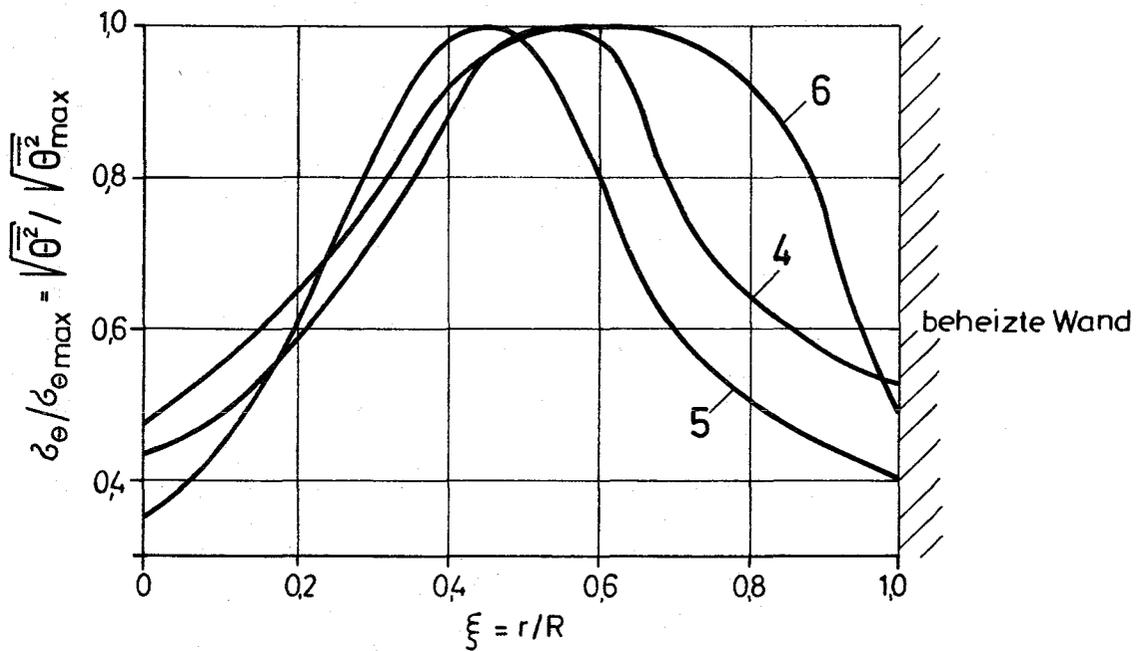


Abb. 3 rms-Werte der Temperaturfluktuation im zentrisch. und exzentrischen Ringraum $r_1/r_2 = 0,25$; $\varepsilon = 0,25$; $Re = 14 \cdot 10^4$ $Pr = 5,7 \cdot 10^{-3}$, $q = 90 \text{ W/cm}^2$ $l/d_h = 28,2$

Temperaturprofil bestimmt wird. Daher wurden in Abb. 4 experimentelle Ergebnisse unterschiedlicher Geometrien miteinander verglichen ($\xi = 0$: beheizte Wand).

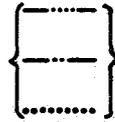
Mit zunehmender Pr-Zahl wandert das Maximum der rms-Kurven zur beheizten Wand, mit abnehmender Pr-Zahl in die Mitte des Kanals. Im Falle von $Pr = 1$ ist eine Übereinstimmung von Geschwindigkeits- und Temperaturfluktuation nur annähernd erreicht. Hier müßten durch die Gleichheit von Geschwindigkeits- und Temperaturgrenzschicht die Maxima aus Ergebnissen nach /4/ und /6/ zusammenfallen. Die Abweichung kann durch die unterschiedliche Re-Zahl bedingt sein. Für die Kurven mit sehr kleinen Pr-Zahlen ergibt sich eine gute Übereinstimmung der Maxima nach /7/ und /8/ für die Kreisrohrgeometrie. Die Maximalwerte der eigenen Messungen im zentrischen und exzentrischen Ringraum liegen im gleichen Bereich. Das Maximum im kleinen Spalt des exzentrischen Ringraums liegt deutlich näher an der beheizten Wand als das im großen Spalt.

Das Maximum des zentrischen Ringraums liegt zwischen diesen beiden Maximalwerten. Es kommt hier deutlich der Einfluß der unterschiedlichen Temperaturgrenzschichtdicke infolge veränderter Geometrie zum Ausdruck.

Die Auswirkungen dieser Ergebnisse auf die Auslegung von Stabbündelgeometrien bei Flüssigmetallströmungen wird zusammen mit den vorliegenden Temperaturprofilmessungen z. Z. diskutiert.

Literaturhinweise:

- /1/ N.W. Wilson, Ph.D. Thesis, University of Wales, März 1970.
- /2/ W. Eifler, ATKE 18 (1971), 133.
- /3/ V.P. Tebo, Ph.D. Thesis, Zehig University, 1968.
- /4/ J. Laufer, NACA-Report 1053 (1951).
- /5/ J.H. Rust and A. Sesonke, HMT 9, 215-227 (1965).
- /6/ A. Rodriguez-Ramirez, M.S. Thesis, Purdue University (1965).
- /7/ L.E. Hochreiter, M.S. Thesis, Purdue University (1967).
- /8/ H. Fuchs, EIR-Bericht Nr. 241 (1973).
- /9/ KFK 1274/1, S. 126-6

eigene
MessungenNa; $Re = 14000$; $Pe = 80$; $Pr = 5,7 \cdot 10^{-3}$

exzent. Ringraum kl. Spalt

exzent. Ringraum gr. Spalt

zentr. Ringraum

[8] — Na $Re = 14700$; $Pe = 103$; $Pr = 7 \cdot 10^{-3}$ [7] — Na-K-56 $Re = 26800$; $Pe = 690$; $Pr = 2,58 \cdot 10^{-2}$ [6] Air $Re = 22500$; $Pe = 15820$; $Pr = 0,7$ [5] - - Glycol $Re = 12600$; $Pe = 450000$; $Pr = 36$ [4] - - - Laufer's velocity: $Re = 30000$
fluctuation data

} Rohr

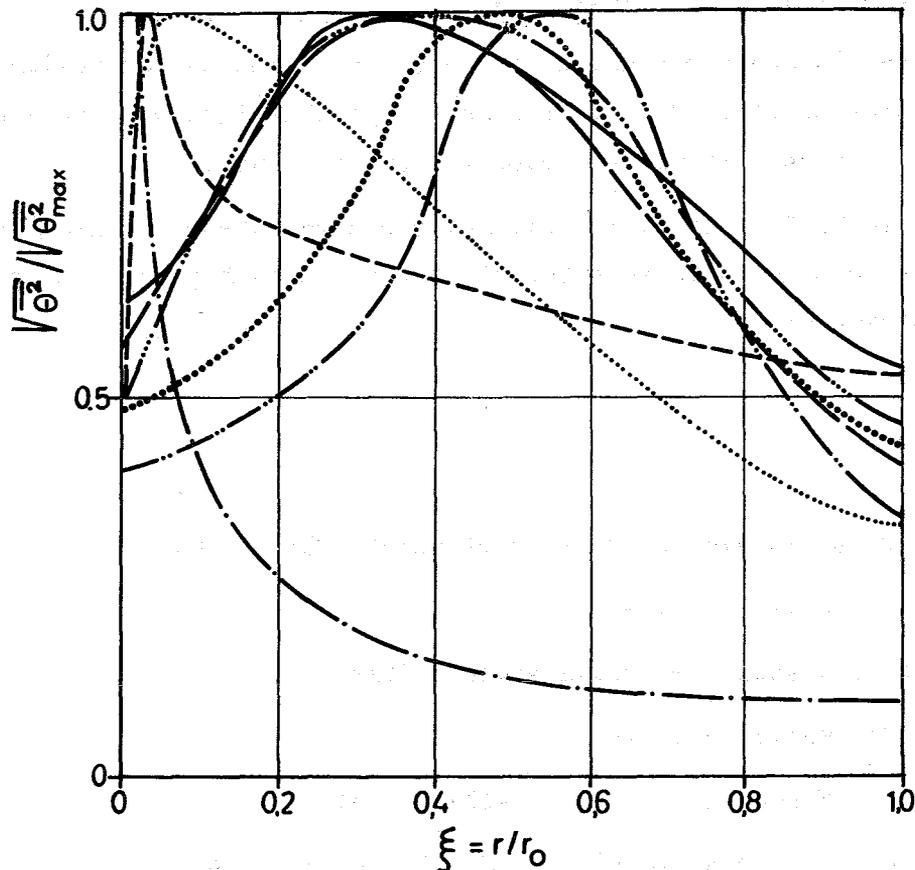


Abb.4 Temperaturfluktuationen (rms) für unterschiedliche Pr-Zahlen und Geometrien. ($r_1/r_2 = 0,25$; $\varepsilon = 0,25$)

1263.3 Lokale Wärmeübergangsmessungen in Bündelgeometrien.*

(G.Drechsler, G.Frees, M.Kolodziej, R.Möller,
D.Schlindwein, H.Tschöke, IRB).

Im Berichtszeitraum wurden folgende Ergebnisse erzielt:

- Für den 30° -Ausschnitt des 19-Stabbündels wurde mit dem Relax-Programm das stationäre Temperaturfeld bei reiner Wärmeleitung berechnet. Die Ergebnisse sind größenordnungsmäßig mit Literaturangaben für ähnliche Geometrien vergleichbar. Dem Randbereich muß danach erhöhte Aufmerksamkeit gewidmet werden. Die durchgeführten Rechnungen lassen jedoch programmtechnische Grenzen sichtbar werden.
- Die Teststrecke wurde einschließlich Schweißnahtprüfungen fertiggestellt.
- Nach Eintreffen des Bornitrids - Ende April 1974 - wurde mit der Serienfertigung der Heizstäbe begonnen. Die bisher erzielten Ergebnisse sind ermutigend. Es konnten gute Querschnittssymmetrien, gleichmäßig beheizte Längen sowie ausgezeichnete Isolations-eigenschaften der Stäbe erzielt werden.
- Der für die Bündelexperimente umgebaute Natriumprüfstand WÜP II wurde fertiggestellt. Die erste Phase des Probetriebes konnte mit einer vorabgelieferten Ersatzpumpe erfolgreich durchgeführt werden. Der Einbau der Hauptpumpe sowie einige Änderungen am Kreislauf werden Anfang September erfolgen, so daß im Oktober nach der 2.Phase des Probetriebes mit dem Abschluß der Kreislaufarbeiten gerechnet werden kann.

* BzFE Nr. 451.1

1263.4 Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischung in natriumgekühlten Brennelementen *

Die Sichtbarmachung des Strömungsverhaltens in der Randzone von Brennelementmodellen

(K. Baetke, IRB)

Zur Stützung der thermo- und fluiddynamischen Rechenprogramme für die Auslegung von Stabbündelgeometrien wurden Schiefplastexperimente in Natriumströmung durchgeführt. Dabei zeigte sich, daß sich die Wendelströmung in der Randzone auf die Temperaturverteilung am Umfang des Sechskantkastens stärker auswirkt, als man ursprünglich angenommen hatte. Zur genaueren Analyse dieser Feststellung wurde das Strömungsverhalten des Kühlmittels in den Randzonen der verschiedenen Bündelgeometrien in Wasserströmung visuell untersucht. Die hierfür angewandte Teststrecke /1/ gestattet den Einsatz der schon bei den Natriumexperimenten benutzten Brennelementmodelle. Um repräsentative Strömungsverhältnisse erzeugen sowie die zur Sichtbarmachung erforderlichen Kontrastmittel (wie Aluminiumstaub oder Luftblasen) beimengen zu können, wurde ein mobiler Kreislauf in Kompaktbauweise erstellt (Abb. 5). Die an ihn angeschlossene Teststrecke diente zur direkten Beobachtung der Strömungsvorgänge und zu deren photographischer Dokumentation.

Erste Untersuchungen (Abb. 6) zeigen am Beispiel eines Brennelementmodells mit Drahtabstandshaltern ein gleiches Strömungsverhalten im Randzonenbereich für stark unterschiedliche Geschwindigkeiten. Die Ablenkung der Strömung in Wendelrichtung ist jedoch wesentlich größer als erwartet. Diese Beobachtung bestätigt damit die in Natriumströmung festgestellten Phänomene. Um ihre Auswirkung auf die Temperaturverteilung im Kühlmittel in der Bündelrandzone klären zu können, werden weitere Untersuchungen durchgeführt.

Die vorhandene Versuchseinrichtung gestattet es darüberhinaus, mit geringem Aufwand den Strömungsverlauf in gestörten Randkanälen zu beobachten. Dies zeigt Abb. 7 für die Störstrukturen Metallspäne und Luftblase.

* BzFE Nr. 451.5

/1/ Vgl. KFK 1273/1, S. 126-10

Durchsatz 0...30 m³/h regelbar
Behälterinhalt max. 280l
ND 10 NW 40 und 50

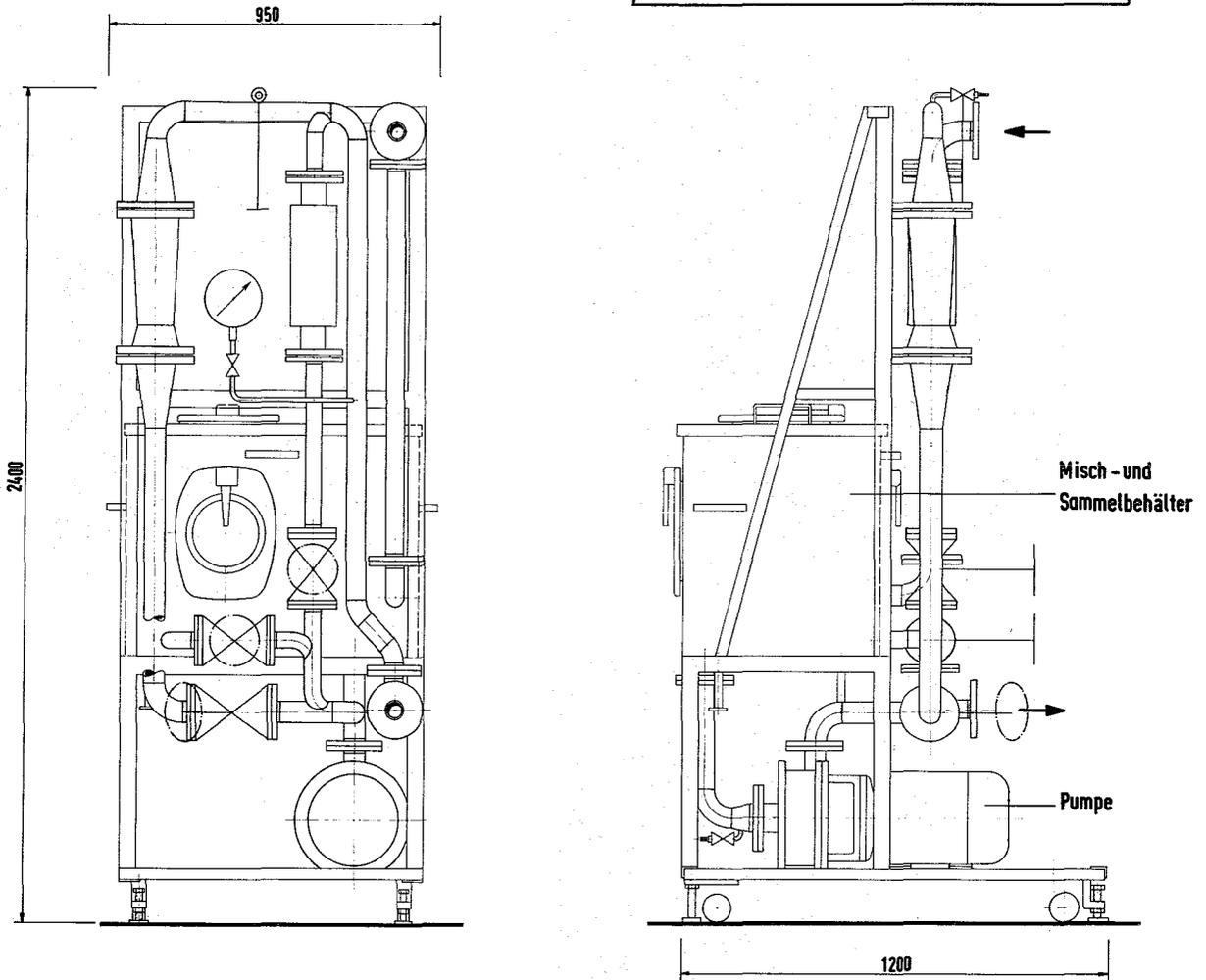
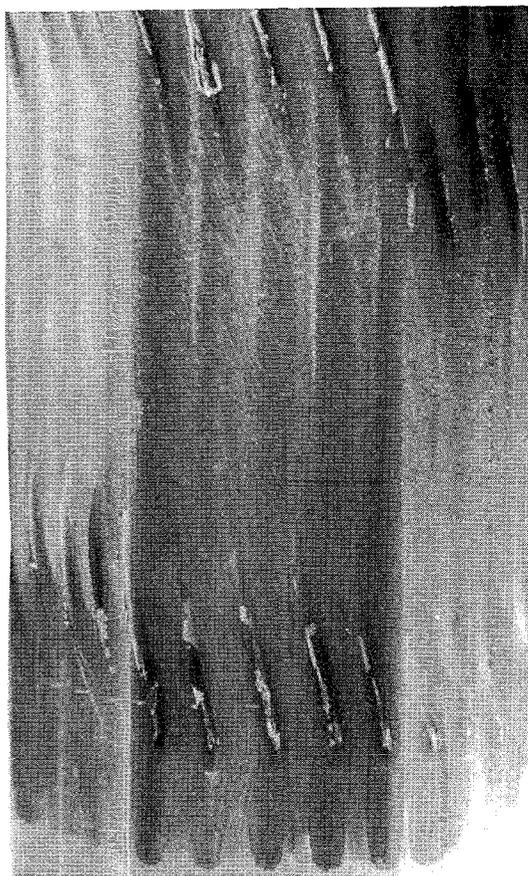


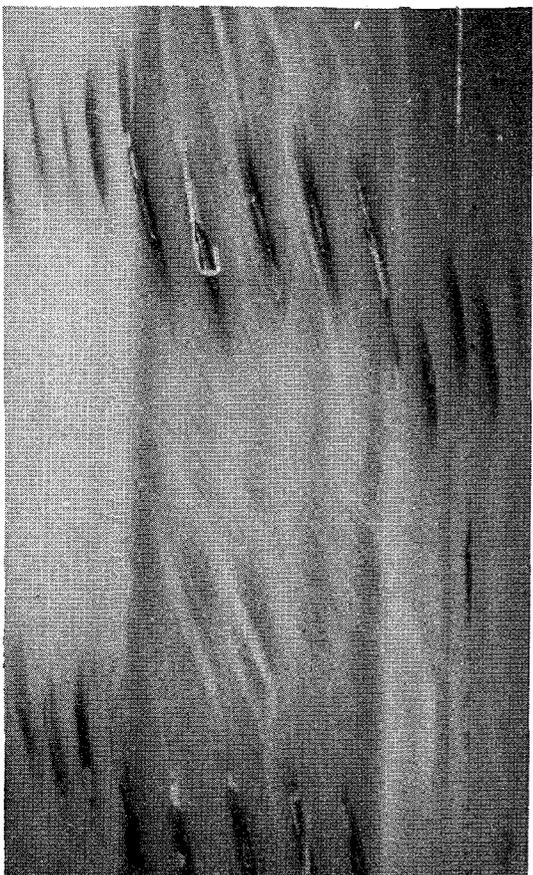
Abb.5 Kompakter Wasserkreislauf



A



B



C

Kontrastmittel Aluminiumstaub

A $w = 0,6 \text{ m/sec}$

B $w = 5,0 \text{ m/sec}$

Kontrastmittel Luftblasen

C $w = 3,0 \text{ m/sec}$

Strömungsrichtung aufwärts

Wendelsteigung
H = 100mm

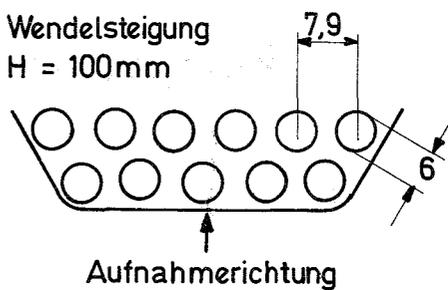
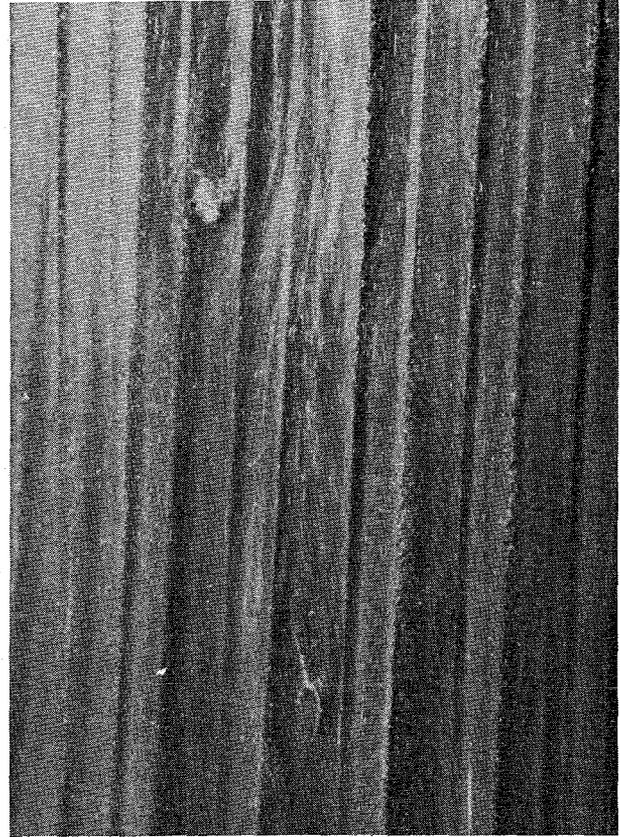


Abb. 6

Strömungsverlauf in der Randzone eines
61-Stabbündels mit Wendeldrahtabstandshaltern



A



B



C

Störstruktur Metallspäne

A $w = 1,3 \text{ m/sec}$
Drahtabstandshalter

B $w = 0,2 \text{ m/sec}$
Rippenabstandshalter

Störstruktur Luftblase

C $w = 1,6 \text{ m/sec}$
Drahtabstandshalter

Strömungsrichtung aufwärts

Kontrastmittel Aluminiumstaub

Abb.7 Strömungsverlauf in gestörten Randkanälen

1263.5 Entwicklung elektrischer Heizelemente *

(V. Casal, A. Demski, E. Graf, W. Hartmann, H.M. Politzky,
E. Rust, IRB)

1. Heizstäbe der Entwicklungsstufe I

(950° C Kühlmitteltemperatur, 170 W/cm² Heizflächenbelastung)

Es wurden Heizstäbe getestet, die anders gefertigt waren, als die bisher erfolgreich erprobten. Das Bornitrid-Pulver im Ringspalt zwischen Hülle und Stromleiter war nicht durch Stampfen vorverdichtet, sondern durch Vibrieren. Diese einfachere Fertigungsmethode hätte u. U. eine andere Orientierung der BN-Kristalle mit anderer effektiver Wärmeleitfähigkeit zur Folge haben können. Die 6 getesteten Stäbe zeigen, daß sie für Leistungstests ebenso geeignet sind wie die bisher gefertigten.

Die gemessenen Wärmedurchgangszahlen vom Stromleiter zur Hülle betragen wie bei früheren Stäben $k \approx 1,2 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ und deuten daraufhin, daß sich diese Stäbe wie die der früheren Fertigung verhalten.

Es wurden weitere Temperaturfeldrechnungen an Heizstäben mit verschiedenen inneren Heizstababmessungen durchgeführt. Die nun vorliegenden detaillierten Rechnungen stimmen mit den gemessenen Temperaturfeldern am Heizstab überein. Damit sind die Voraussetzungen geschaffen, das Verhalten der Heizstäbe rechnerisch für interessierende Fälle vorausszusagen.

2. Heizstäbe der Entwicklungsstufe II

(1050° C Kühlmitteltemperatur, 250 w/cm² Heizflächenbelastung)

Fertigungsversuche an Heizstäben mit Tantalhüllen und Stromleitern aus Platin- bzw. Tantallegierungen sind positiv verlaufen, so daß diese Stäbe im Herbst für die Erprobung bereitstehen.

* BzFE Nr. 933.2. Zuletzt berichtet in KFK 1273/4.

1264 Hydraulische Untersuchungen am SNR-300 Absorber *

(K. Marten, IRB)

Die Untersuchungen am Absorber-Modell mit der hydrodynamisch zentrierten Ringraumdrossel und dem Absorber-Bündel der Ausführung II wurden abgeschlossen. Das Bündel der Ausführung II unterscheidet sich gegenüber jenem der Ausführung I dadurch, daß die Abmessungen der Füllstäbe dem Original entsprechen und an der Hüllrohrwand fixiert sind.

Ergänzend zu /1/ wurden folgende Versuchsgrößen bestimmt:

1. Druckverlust des Absorber-Stabbündels in Abhängigkeit vom Durchsatz.
2. Durchsatzverteilung zwischen Stabbündel und parallel durchströmtem Ringraum in Abhängigkeit vom Absorberdurchsatz.

Hierbei wurden folgende Parameter untersucht:

- Axiale Bündelposition BP (Bündelhub)
- Radiale Bündelposition (konzentrische, exzentrische und schiefe Lage des Bündels im Führungsrohr).

3. Gesamtdruckverlust des Absorbers in Abhängigkeit vom Absorberdurchsatz. Es wurden dabei die gleichen Parameter wie unter Punkt 2 untersucht.
4. Aufschwimmverhalten des entkuppelten Stabbündels im Absorber in Abhängigkeit von der Zähigkeit ν des Durchfluß-Mediums.
5. Das radiale Stabilitätsverhalten des freihängenden Stabbündels im Führungsrohr in Abhängigkeit vom Durchsatz und der axialen Bündelposition.

Die Ergebnisse der Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Der Druckverlust am Bündel der Ausführung II hat sich gegenüber jenem am Bündel der Ausführung I um 10 % erhöht.
- Die Durchsatzverteilung zwischen Absorberbündel und umgebendem Ringraum beträgt 1 : 1 (Abb. 8) und unterscheidet sich gegenüber jener der Ausführung I nur unwesentlich /2/.

* BzFE Nr. 455.2

/1/ KFK 1274/1, S. 126-14

/2/ Vgl. KFK 1273/4, S. 126-14

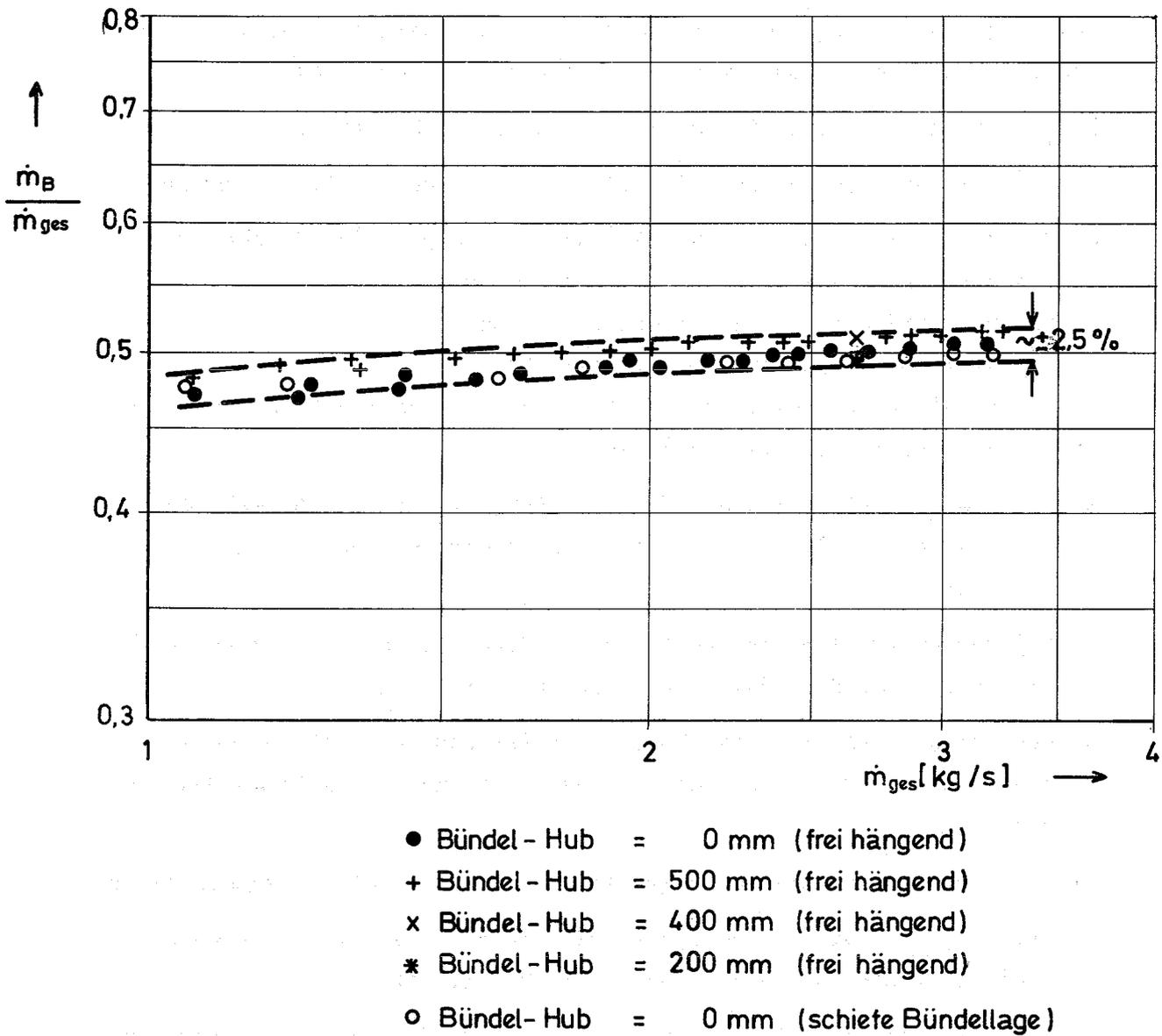


Abb. 8 Absorber-Bündel-Durchsatzanteil als Funktion des Gesamtdurchsatzes für verschiedene axiale und radiale Bündelpositionen bei $80 \pm 1^\circ\text{C}$ Wassertemp.

- Der Gesamtdruckverlust des Absorbers hat sich gegenüber den Ergebnissen mit Bündel der Ausführung I /2/ nicht verändert. Alle Meßpunkte der Parameteruntersuchungen liegen innerhalb einer Bandbreite von ca. $\pm 10\%$ vom Mittelwert (Abb. 9).
- Das Bündel der Ausführung II schwimmt bei der gleichen Durchsatzmenge auf wie das der Ausführung I (1), Abb. 10.
- Beim frei hängenden Bündel im Führungsrohr kommt es im Bereich der axialen Bündelposition BP 5 (Hub = 0) bis BP 4 (Hub = 500 mm) zu leichten Berührungen von Drossel und Bündel beim Durchströmen des Absorbers. Von BP 4 (Hub = 500mm) bis BP 2 (Hub = 900 mm) ist kein Berührungsgeräusch zu vernehmen.

Aufgrund dieser Meßergebnisse kann abschließend zum hydrodynamischen Verhalten des SNR-300 Absorbermodells mit dem Bündel der Ausführung II folgendes festgestellt werden:

- Die geforderte Durchsatzverteilung von 50 % für das Bündel und 50 % für den Ringraum zwischen Bündel und Führungsrohr wurde erreicht.
- Der Einfluß der radialen und axialen Bündelposition auf den Bündeldurchsatzanteil beträgt ca. $\pm 2,5\%$ vom Mittelwert.
- Die Änderungen des Bündeldurchsatzanteils im Bereich von 30 - 100 % Gesamtdurchsatz des Absorbers beträgt ca. 7 %.
- Der Einfluß der radialen und axialen Bündelposition auf den Gesamtdruckverlust beträgt ca. $\pm 10\%$ vom Mittelwert.
- Die Austrittsöffnungen (obere und untere) am Absorber-Modell haben bei den Gesamtdruckverlust- und Durchsatzverteilungs-Messungen durch den Einbau der Ringraumdrossel keinen meßbaren Einfluß auf die Ergebnisse.
- Die Absorber-Durchsatzmenge, bei der das entkuppelte Bündel im Strömungsmedium Wasser aufschwimmt, liegt für $2,5 \leq \nu \cdot 10^7 \leq 5 \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]$ bei $3,5 \geq \dot{m}_s \geq 3,3 \text{ [kg/s]}$.

Den größten Einfluß auf die Änderung des Gesamtdruckverlustes und den Bündeldurchsatzanteil hat die axiale Bündelposition.

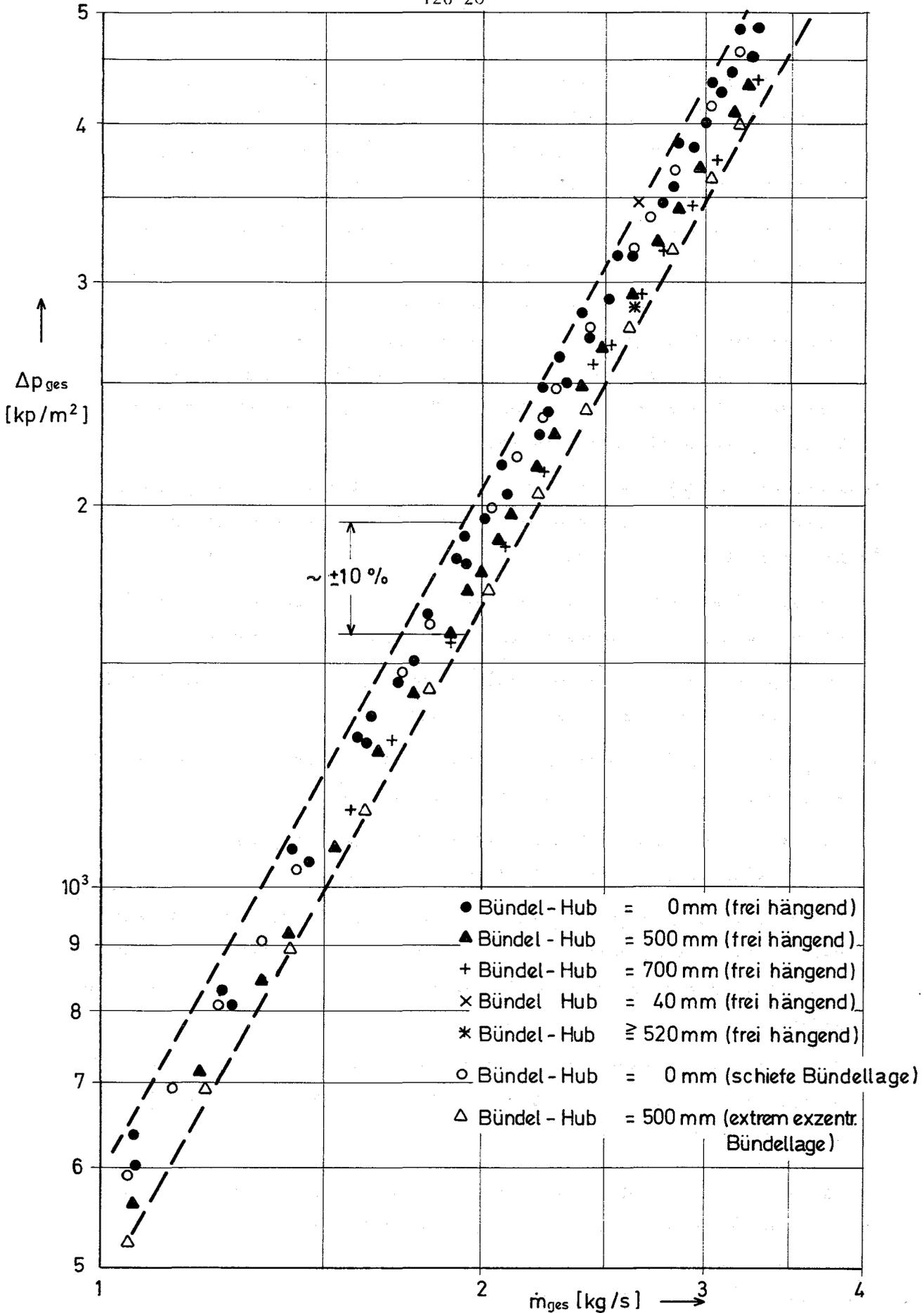


Abb.9 Absorber-Gesamtdruckverlust als Funktion des Gesamtdurchsatzes für verschiedene axiale und radiale Bündelposition bei 80 ± 1 °C Wassertemperatur

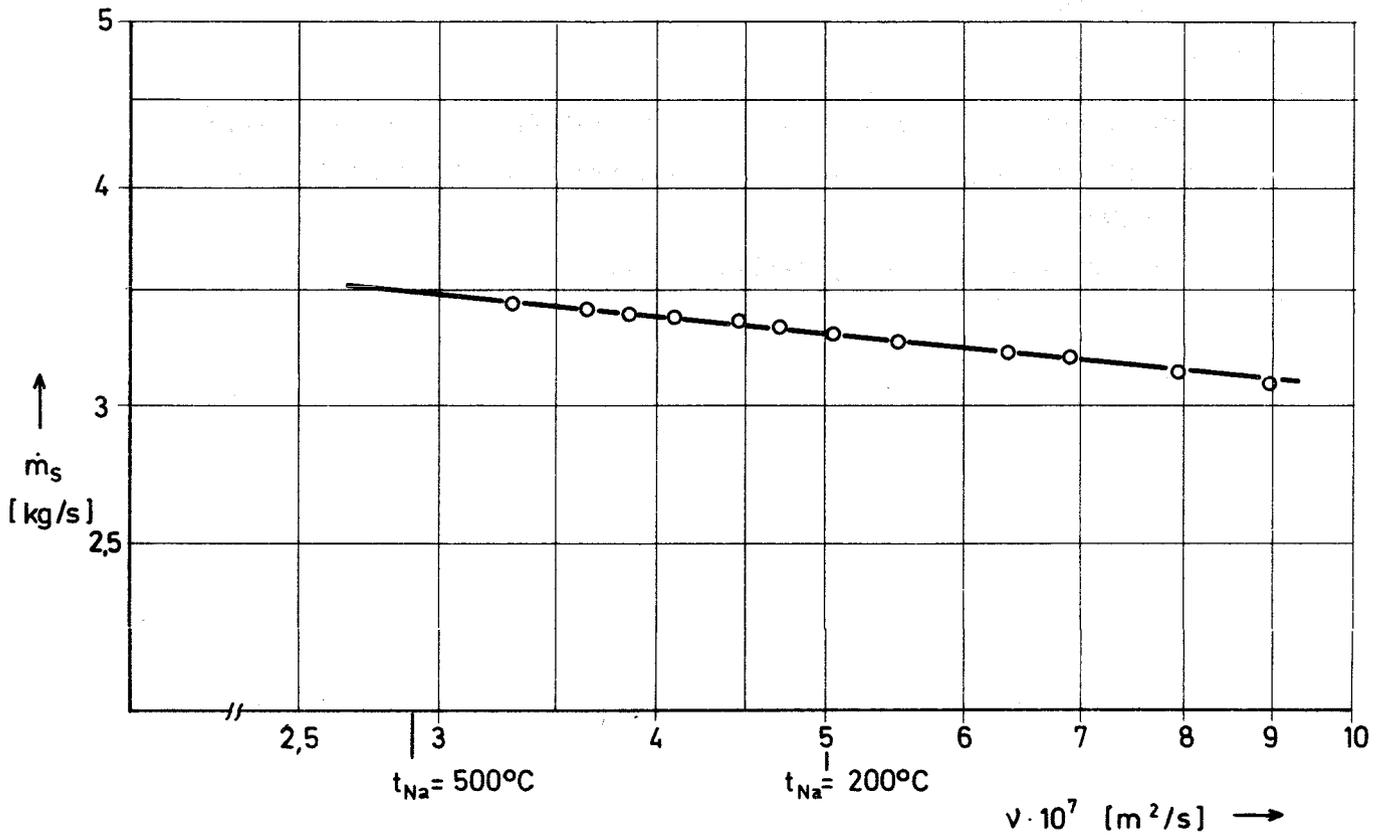


Abb.10 Absorber-Durchsatzmenge als Funktion der kinematischen Zähigkeit bei der das entkuppelte Bündel im Strömungsmedium Wasser aufschwimmt

Die Gründe hierfür sind die Verengung im Kopf des Führungsrohres. Da sich diese gleichzeitig auf die radiale Stabilität des Bündels auswirken, sollte bei möglichen Konstruktionsänderungen versucht werden, die Strömungsgeschwindigkeiten an den Engstellen zu reduzieren.

Veröffentlichung:

(1) K. Marten:

Experimentelle Untersuchungen des Druckabfalles, der Durchsatzverteilung und des Aufschwimmverhaltens am Absorbermodell des SNR-300.

Reaktortagung des DATF, Berlin, 1974.

Beiträge zu den Teilprojekten

127 THERMO- UND HYDRODYNAMISCHE VERSUCHE MIT GASFÖRMIGEN MEDIEN

und

128 ENTWURFSSTUDIEN FÜR GASGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN

erscheinen voraussichtlich im nächsten PSB-Vierteljahresbericht.

129 ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN1291 Forschungsarbeiten zur Reaktorkern-Auslegung1291.3 Untersuchung der Austauschkoefizienten für Impuls und Enthalpie
in turbulenter Kanalströmung^G

(G. Grötzbach, U. Schumann, IRE)

Als Vorstufe für die Entwicklung von TURBIT-2 /1/ wurde ein Programm EDDY-1 zur Simulation dreidimensionaler instationärer Geschwindigkeits- und Temperaturfelder in einem unendlich ausgedehnten Plattenkanal erstellt. Es arbeitet mit einer konstanten Zähigkeit, enthält also noch nicht das in /1/ erläuterte Feinstrukturmodell. Das Programm EDDY-1 beruht auf ähnlichen Methoden wie TURBIT-1 /2/, d.h. bei der Ableitung der Differenzenformeln wurden die Integrationen über Maschenvolumina weitgehend analytisch ausgeführt; es wird ein "staggered grid" verwendet; die Zeitintegration wird mit einem kombinierten Euler-Leap-Frog-Verfahren ausgeführt; es kommen periodische Randbedingungen zur Anwendung; über die Geschwindigkeits- und Temperaturfelder hinaus wird hier auch das Druckfeld /3/ mit einer dynamischen Datenblockverwaltung /4/ dem Kernspeicher zur Verfügung gestellt.

Mit diesem Programm wurde ein Werkzeug geschaffen sowohl zur Untersuchung des Einflusses numerischer Methoden und Effekte auf die berechneten Felder, als auch zur Untersuchung des Einflusses typischer Turbulenzparameter auf die turbulenten Austauschgrößen für Impuls und Temperatur.

Zum Bereich der "numerischen Effekte" konnte gezeigt werden, daß die verwendeten Differenzenformeln bei Annahme zufallsbedingter Anfangsfelder und dem Fehlen von Feldkräften selbst bei niedrigen Maschenzahlen gut energieerhaltend sind.

Zum Bereich des "Einflusses typischer Turbulenzparameter" wurden einige Rechnungen für eine Reynoldszahl von $Re = 100$ und eine molekulare Prandtlzahl von $Pr = 1$ für verschiedene Anfangswirbelfelder durchgeführt. Den Anfangswirbelfeldern wurde in Hauptströmungsrichtung ein dem vorgegebenen Druckgradienten entsprechendes parabolisches Geschwindigkeitsprofil überlagert. Als Anfangswirbelfelder wurden mehrere Wirbelfäden gewählt, deren Achsen in Hauptströmungsrichtung zeigten [5, 6, 7]. Für die Fälle einer von der Hauptströmungsrichtung x_1 unabhängigen Rotationsgeschwindigkeit der Wirbel, d.h. für bezüglich der "Turbulenz" oder ^{der} Geschwindigkeitsschwankungen zweidimensionale Anfangsgeschwindigkeitsfelder ergaben sich erwartungsgemäß [8] identisch gleiche turbulente Austauschgrößen für Impuls ϵ_m und Temperatur ϵ_H , d.h. die turbulenten Prandtl-Zahlen $Pr_t = \epsilon_m / \epsilon_H$ ergaben sich zu eins. Wurde dagegen die Wirbelrotationsgeschwindigkeit in x_1 -Richtung variiert, also ein dreidimensionales Anfangsfeld vorgegeben, dann ergaben sich turbulente Prandtl-Zahlen, die merklich kleiner waren als eins.

Die mit dem Programm EDDY-1 gewonnenen Erfahrungen fließen in die Erweiterung von TURBIT-1 auf TURBIT-2 (zusätzliche Berechnung der turbulenten Temperaturfelder) ein.

Literatur:

- [1] G. Grötzbach, G. Lörcher, U. Schumann:
Untersuchung der Austauschkoefizienten für Impuls- und Enthalpie in turbulenter Kanalströmung.
KFK 1274/1, 1974
- [2] U. Schumann:
Ein Verfahren zur direkten numerischen Simulation turbulenter Strömungen in Platten- und Ringspaltkanälen und über seine Anwendung zur Untersuchung von Turbulenzmodellen.
KFK 1854, Oktober 1973
- [3] U. Schumann:
Comments on "a fast computer method for matrix transposing" and application to the solution of Poisson's equation
IEEE Transactions on Computers, C 22, 1973, S. 542

- [4] U. Schumann:
Dynamische Datenblock-Verwaltung in FORTRAN.
Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe,
Externer Bericht 8/74-2, 1974
- [5] S.J. Kline, W.C. Reynolds, F.A. Schraub, P.W. Runstadler:
The structure of turbulent boundary layers.
Journal of Fluid Mechanics 30, 1967, P. 4, p. 741-773
- [6] S.G. Nychas, H.C. Hershey, R.S. Brodkey:
A visual study of turbulent shear flow.
Journal of Fluid Mechanics 61, 1973, P. 3, p. 513-540
- [7] A.A. Schlanchauskas:
Structure of turbulent transfer at a wall.
Heat Transfer Soviet Research, 5, 1973, p. 170-176
- [8] J.O. Hinze:
Turbulence, Kap. 5.2
Mc Graw-Hill, New York, 1959

1296 Entwurfsstudie für große Natriumbrüter^F

(R.A.Müller, IRE)

(Letzter Bericht in KFK 1273/4)

Im Rahmen der Arbeiten für einen alternativen Reaktorentwurf auf der Basis des Multipoolkonzeptes zu der von der Industrie bearbeiteten Loopbauweise wurden die Neutronenflüsse im Bereich des Reaktortanks und der radial an den Tank anschließenden Kühlmittleitung berechnet. Es sollte vor allem gezeigt werden, welchen "Streaming-Effekt" die einen Durchbruch in der Betonabschirmung darstellende Koaxialleitung bewirkt und ob einer unzulässig hohen Aktivierung des Sekundärnatriums durch zusätzliche Abschirmmaßnahmen am Wärmetauscher begegnet werden muß. Diese Frage ist auch für andere Entwürfe mit geraden Primärleitungen von Bedeutung.

Die Berechnungsergebnisse zeigen, daß unter den für das Multipoolkonzept geltenden Voraussetzungen der für eine Aktivierung des Sekundärnatriums als zulässig erachtete Neutronenfluß von ca. 10^4 Neutronen/cm² sec in der Nähe des Zwischenwärmetauschers in etwa erreicht wird. Der Einfluß des zwischen Rohrleitung und Betonabschirmung für die Wärmeisolierung erforderlichen Spalts muß allerdings durch entsprechende zusätzliche Abschirmungen kompensiert werden.

Es ist ferner eine Datenliste für den SNR 2 aufgestellt worden. Sie enthält alle z.Zt. verfügbaren Anlagendaten und soll durch wiederholte Abstimmung mit der Industrie eine einheitliche Entwurfsbasis darstellen. Die Datenliste ist zum Zwecke der leichteren Wartung im Time-Sharing-System (TSO) der GfK gespeichert.

Als in zunehmendem Maße störend für die sinnvolle Fortsetzung der Arbeiten erwies sich das Fehlen eines konsistenten Datensatzes für ein 2000 MWe-Core; eine Zulieferung, die vereinbarungsgemäß von der Industrie erbracht werden sollte. Es wurde deshalb beschlossen, die ursprüngliche Zielsetzung des Vorhabens zurückzustellen. Mit dem verfügbaren Personal könnten im Rahmen eines geschlossenen Alternativentwurfs ohnehin die z.Zt. noch offenen Schlüsselprobleme bei der Ent-

wicklung großer Na-Brüter, wie Kernausslegung, Tankverhalten, Nachwärmeabfuhr, Beherrschung des geschmolzenen Brennstoffs und Containmentfragen, nicht angemessen berücksichtigt bzw. gelöst werden. Die Arbeiten werden sich deshalb bis auf weiteres auf die thermohydraulische und mechanische Auslegung eines SNR 2-Cores konzentrieren.

