

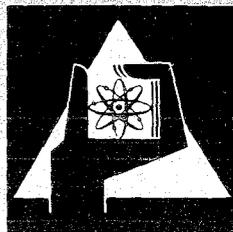
**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

Dezember 1974

KFK 1274/3
EUR 5199

Projekt Schneller Brüter

3. Vierteljahresbericht 1974



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

KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1274/3

EUR 5199

Projekt Schneller Brüter

3. Vierteljahresbericht 1974

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H. Karlsruhe

Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 3. Vierteljahres 1974, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung m.b.H. Karlsruhe oder in deren Auftrag durchgeführt worden sind.

Als einige der wesentlichsten Ergebnisse aus den Teilprojekten seien genannt:

Brennstabentwicklung:

Weitere DFR-350 Bestrahlungsnachuntersuchungen von Oxidstäben zeigten ein bisher nicht beachtetes Phänomen: Bei hoher Ausgangsstöchiometrie entsteht zwischen den Bereichen maximaler Stableistung und maximaler Hülltemperatur am Zentralkanal eine PuO_2 -Abreicherung, in der Säulenkristall- und der verdichteten Porositätszone bilden sich zwei PuO_2 -Maxima aus, und an der Brennstoffoberfläche entsteht eine bis zu 100 μm dicke PuO_2 -freie Schicht.

Für die bei Bestrahlungsversuchen gemessenen beträchtlichen plastischen Hülldehnungen werden mögliche Erklärungen diskutiert. Als wahrscheinlichster Mechanismus erscheint Brennstoffschwellen während Teillastbetrieb mit anschließender thermischer Ausdehnung des Brennstoffes beim Wiederanheben der Stableistung.

Untersuchungen der Innenwandkorrosion nach Bestrahlung oxidischer Stäbe im schnellen Neutronenfluß lassen bei Steigerung des max. Abbrandes von 6 auf 9.7 Atom-% keine vergrößerten Angriffstiefen erkennen. Allerdings werden Stellen mit Angriffstiefen $\geq 100 \mu\text{m}$ mit wachsendem Abbrand zahlreicher. Die vorherrschende Angriffsart ist interkristalline Korrosion.

Als mögliche Alternative zur Herstellung karbidischer Kernbrennstoffe aus den jeweiligen Oxiden ist von der Industrie ein Verfahren auf seine technische Verwendbarkeit hin untersucht worden, das 1972 vom IMF entwickelt worden war. In dem vorliegenden Bericht werden Vor- und Nachteile dieses von Uranyloxalat-Kohlenstoffgemischen ausgehenden Verfahrens diskutiert.

Zur Prüfung der Bindungsqualität von Karbidbrennstäben mit Na-Bindung wurde ein Verfahren erprobt.

Materialuntersuchung und -entwicklung:

Aufgrund von Bestrahlungsversuchen der Reihe Mol 5B werden Ergebnisse zur Abhängigkeit des Hüllmaterialkriechens von der Neutronendosis und der Temperatur diskutiert.

Zum Schwellverhalten austenitischer Stähle nach verschiedener Vorbehandlung liegen Ergebnisse aus dem Bestrahlungsversuch DFR 397 vor. Sie deuten auf eine erhebliche Verringerung des Schwellens im kaltverformten Zustande und auf besonders günstiges Verhalten des Stahls 1.4970 hin.

Korrosionsversuche:

Nach 5000 h Versuchsdauer aus dem Na-Hochtemperatur-Korrosionskreislauf entnommene Strukturmaterialproben zeigten außer der bereits früher gefundenen Aufkohlung auch strukturelle Veränderungen. Hiervon sind weit stärkere Zonen als die eigentlichen Ferritschichten betroffen.

Physik:

Neuauswertungen von Wirkungsquerschnitten von U-238 und Pu-239 für die Kern-
datenbibliothek KEDAK-3 haben zu einer Anzahl von Änderungen gegenüber den
bisher verwendeten Werten geführt.

Zur Optimierung der Genauigkeit zweidimensionaler Diffusionsrechnungen bei
gegebenem Rechenaufwand wurde der Einfluß der Gitterwahl untersucht. Er er-
wies sich als klein bzgl. k_{eff} , als groß bzgl. Fluß und Leistungsdichte ins-
besondere an Stellen starker Krümmung des Flusses.

Sicherheit und Instrumentierung:

Die theoretischen Untersuchungen schwerer Störfälle haben Teilergebnisse bei
der Berechnung der ortsabhängigen Reaktordynamik, der Materialbewegung in der
Slumpingphase und des Überganges zwischen Einleitungs- und Disassemblyphase
erbracht.

Die mechanischen Auswirkungen einer Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung werden
durch theoretische Berechnungen sowie durch Sprengversuche an Reaktorkernmo-
dellen untersucht. Aufgrund der Sprengversuche werden Spitzendrücke bis zu
100 atü ohne wesentliche plastische Verformung von Brennelementkästen ertragen.

Ein abschließender Bericht über die Entwicklung leistungsfähiger Sandbettfilter für Natriumoxid-Aerosole beschreibt u.a. Ergebnisse, die aufgrund eines Kapillarmodells gewonnen wurden. Für den Abscheidemechanismus im Filter haben sich vor allem Diffusion, Sedimentation und Impaktion als entscheidend erwiesen. Von Kontaminationsmessungen in den primären Kühlkreisläufen des Na-Reaktors KNK liegt eine zusammenfassende Darstellung vor. Als Meßsonde wurde u.a. ein mobiles Gammaskpektrometer entwickelt und erprobt. Weitere Messungen erstreckten sich auf das Wasser der Feuchtgas-Waschanlage sowie das primäre Schutzgas der KNK.

Technologie:

In einem Wasserkreislauf wurden hydraulische Untersuchungen am Gliederabsorber für die 2. Abschalteneinheit des SNR 300 abgeschlossen.

Grundlagenuntersuchungen richteten sich auf Wärmeübergang, Druckverlust und Turbulenzgrößen von Natrium- und Gasströmungen in Stabbündeln.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

Summary

This report describes work performed in the third quarter of 1974 within the framework of the Fast Breeder Project with or on behalf of Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe.

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

Fuel Pin Development:

Further DFR-350 post-irradiation examinations of oxide pins exhibited a phenomenon not experienced before. If the initial stoichiometry is high, a PuO_2 depletion is produced between the areas of maximum rod power and maximum cladding temperature at the central channel, whereas two PuO_2 peaks are produced in the columnar crystal and the compacted porosity zones, and a PuO_2 -free layer of up to 100 μm thickness is generated at the surface of the fuel.

Possible explanations are discussed for the high plastic cladding strains measured during in-pile experiments. The most probable mechanism seems to be fuel swelling during part-load operation followed by thermal expansion of the fuel as the rod power is raised again.

Studies of corrosion on the inside of the walls after irradiation of oxide pins in a fast neutron flux do not indicate any increased depths of attack when the maximum burnup was raised from 6 to 9.7 atom-%. However, the number of points with depths of attack $\geq 100 \mu\text{m}$ increases with increasing burnup. Intercrystalline corrosion is the dominating type of attack.

A possible alternative to the fabrication of carbide fuels from the respective oxides, which has been investigated by industry with respect to its technical applicability, is a method developed by the IMF in 1972. The pros and cons of this method, which is based on uranyl oxalate-carbon mixtures, are discussed in this report.

A process of testing the bonding quality of carbide fuel pins with sodium bonding was tested.

Material Studies and Development:

Results regarding the dependence on neutron dose and temperature of the creep of cladding materials are discussed in the light of in-pile experiments of the Mol 5B series.

Results from the DFR 397 in-pile test are available on the swelling behavior of austenitic steels after various kinds of preliminary treatment. They seem to indicate a considerable reduction of swelling in the cold-worked condition and a particularly advantageous behavior of 1.4970 type steel.

Corrosion Tests:

Structural material samples unloaded from the sodium high temperature corrosion loop after 5000 hours of testing showed structural changes besides the carburization detected before. This affects much larger areas than the ferritic layers proper.

Physics:

New evaluations of the cross-sections of U-238 and Pu-239 for the KEDAK-3 nuclear data file have resulted in a number of changes relative to the values used so far.

The influence of the lattice choice was studied to optimize the accuracy of two-dimensional diffusion calculations at a given computation expense. It was found to be small with respect to k_{eff} and large with respect to the flux and power density, especially at points of pronounced buckling.

Safety and Instrumentation:

The theoretical studies of severe accidents have produced some results in the calculation of space-dependent reactor dynamics, material movement during the slumping phase, and the transition between the initial and the disassembly phases.

The mechanical effects of a fuel-sodium interaction are studied by way of theoretical calculations and by explosion tests conducted on reactor core models. From the explosion test it appears as if peak pressures up to 100 atm. were accommodated by fuel wrappers without any major plastic strains.

A concluding report about the development of high capacity sand bed filters for sodium oxide aerosols outlines the results achieved from a capillary model. Diffusion, sedimentation and impaction have been found to be the decisive factors influencing the separation mechanism in the filter.

A comprehensive description is given of contamination measurements carried out in primary cooling circuits of the sodium cooled KNK reactor. The measurement probes included a mobile gamma spectrometer specially developed and tested in this case. Additional measurements extended to the water of the wet gas scrubbing system and the primary cover gas of the KNK.

Technology:

Hydraulic studies on the absorber for the secondary shutdown unit of the SNR 300 were concluded in a water loop.

Basic studies were concerned with the heat transfer, loss of pressure and turbulence parameters of sodium and gas flows in rod bundles.

This report has been compiled by R. Hüper.

Erläuterungen

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

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

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

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

Ferner liegen Beiträge der Firmen NUKEM (1124.11) und INTERATOM (1231.1, zus. mit IRE und INR) vor.

Inhaltsübersicht⁺⁾

- 112 BRENNSTABENTWICKLUNG
- 113 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG
- 114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN
- 122 REAKTORTHEORIE
- 123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN
- 124 INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG
- 125 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT
- 126 NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE
- 127 THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS
- 129 ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN

⁺⁾ Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Kennzahlen.

Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnummeriert.

Zum Druck eingereicht im November 1974

112	<u>BRENNSTABENTWICKLUNG</u>
1121	<u>Oxidischer Brennstoff - Laboruntersuchungen</u>
1121.1	<u>Charakterisierende Untersuchungen an Mischoxid</u>

Entwicklung eines zerstörungsfreien Meßverfahrens zur Bestimmung des Sauerstoff/Metall(O/Me)-Verhältnisses* (A. Orians, D. Vollath, IMF)

Nach der erfolgreichen Prüfung der Meßanlage unter Plutonium-Bedingungen wurde eine größere Zahl von Eichmessungen durchgeführt. Dabei wurden die Proben erst zerstörungsfrei in der neuen Anlage vermessen, und dann wurde das O/Me-Verhältnis gravimetrisch bestimmt. Die gravimetrischen Vergleichsmessungen sind im IMF und bei der Fa. ALKEM durchgeführt worden. Die Ergebnisse der Vergleichsmessungen sind in Tabelle 1 zusammengestellt. Einen besseren Überblick gibt die graphische Darstellung in Abb. 1. In dieser Abbildung sind neben der durch die Formel (1) beschriebenen Ausgleichskurve mit den Streubändern $\pm 0,005$ O/Me auch die einzelnen Meßpunkte mit den von den analysierenden Stellen angegebenen Fehlerbalken eingetragen. Die Meßpunkte der beiden analysierenden Laboratorien wurden mit verschiedenen Symbolen versehen. Die Ausgleichskurve läßt sich durch die Formel

$$E = \frac{RT (K_1 + 2 \ln \frac{1-x}{x} K_2 x) - 89,8400}{92,3} \quad (1)$$

beschreiben.

$$\begin{aligned} E &= \quad (\text{mV}) \\ R &= \quad 1,987 \text{ (cal Grad}^{-1} \text{ Mol}^{-1}) \\ T &= \quad 1173 \text{ K} \\ K_1 &= \quad - 67,65303 \\ K_2 &= \quad 12,28952 \end{aligned}$$

Der Wert x ist definiert als

$$O/Me = C_{Pu} \cdot x + (1 - C_{Pu}) \cdot 2, \text{ wobei } C_{Pu} = \frac{Pu}{U + Pu} \text{ ist.}$$

*
BzFENr. 312.1

Die Streuung der einzelnen Meßpunkte um die durch diese Gleichung dargestellte Kurve beträgt 0,009 O/Me. Die Streuung des Mittelwertes beträgt 0,0016 O/Me. Unter Annahme der Student-Verteilung und Zugrundelegung einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 0,5 % liegt dann der Meßwert innerhalb eines Streubandes von $\pm 0,005$ O/Me. Damit liegt dieses Meßverfahren in seiner absoluten Genauigkeit im gleichen Bereich wie die anderen Meßverfahren.

Betrachtet man Abb. 1, so sieht man, daß eines der wesentlichen Probleme des gravimetrischen Meßverfahrens die Vermeidung von Ausreißern ist. Im vorliegenden Fall war es zufällig so, daß die Tendenz der Ausreißer bei den O/Me-Messungen der beiden analysierenden Laboratorien in verschiedene Richtungen ging. Schließt man die Ausreißer aus der Rechnung aus, so erhält man eine Streuung der Einzelwerte von 0,005 O/Me und eine Streuung des Mittelwertes von 0,0011 O/Me.

Diese Eichkurve wurde an UO_2 - PuO_2 -Brennstofftabletten mit einem Pu/U+Pu-Verhältnis von 0,3 aufgenommen. Sie ist anwendbar und experimentell gesichert im Bereich zwischen O/Me = 1,9999 und O/Me = 1,94. Die Eichkurve kann sicherlich auch gegen niedrigere O/Me-Werte hin verwendet werden, jedoch waren für die Eichung in diesem Bereich keine Proben verfügbar.

Tabelle 1 Ergebnisse der Eichmessungen an Proben mit 30 % Plutonium

Proben-Nr	EMK (mV)	O/Me		O/Me Eichkurve
		ALKEM	I M F	
162	- 470,9	2,012	2,009	1,998
163	- 564,3	--	1,993	1,992
167	- 117,0	1,985	2,009	2,000
168	- 570,0	--	1,9855	1,991
169	- 603,8	--	1,989	1,984
175	- 529,8	2,000	--	1,995
176	- 558,0	--	1,983	1,992
179	- 583,9	1,983	--	1,988
182	- 591,1	1,989	--	1,987
184	- 575,1	--	2,007	1,990
185	- 567,7	1,991	--	1,991
188	- 641,6	1,985	--	1,974
192	- 559,5	1,996	--	1,992
194	- 629,7	1,974	--	1,978
195	- 595,5	1,984	--	1,986
196	- 586,5	1,990	--	1,988
197	- 658,5	1,978	--	1,968
198	- 661,8	1,982	--	1,967
201	- 650,0	--	1,966	1,971
202	- 698,6	--	1,927	1,953
204	- 507,3	--	1,973	1,985
207	- 499,4	--	1,970	1,987
208	- 736,3	--	1,941	1,935
209	- 713,4	--	1,943	1,946
210	- 701,5	--	1,952	1,951
211	- 699,2	--	1,951	1,952
212	- 476,2	--	2,009	1,989
213	- 614,7	--	1,975	1,982
214	- 402,5	--	1,991	2,000
216	- 453,8	--	2,004	1,999
217	- 551,9	--	1,994	1,993
218	- 471,5	--	1,993	1,998

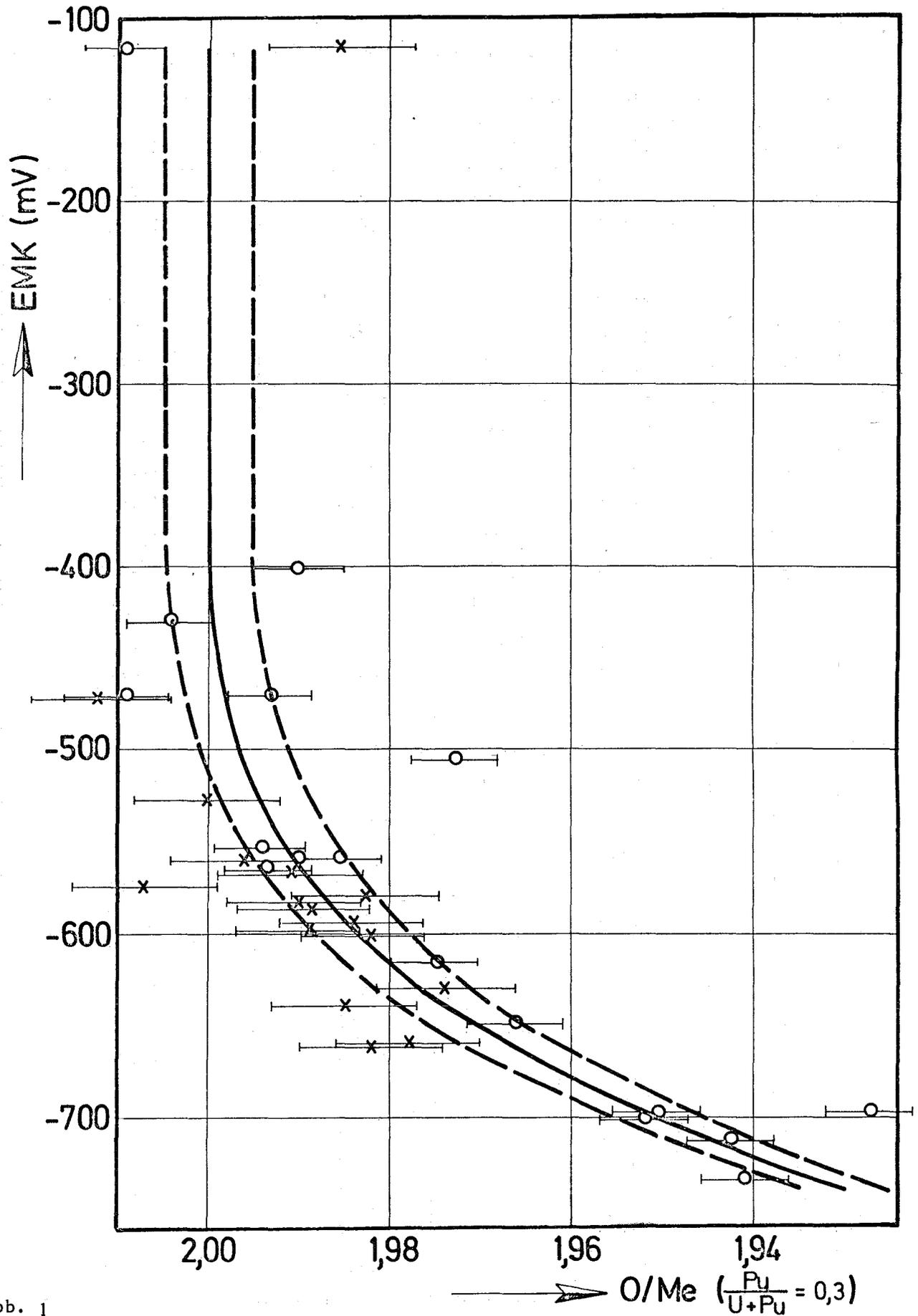


Abb. 1

Eichkurve des elektrochem. O/Me-Meßverfahrens,
aufgenommen mit Fe/FeO Normalelektrode

x = Meßwerte der Firma ALKEM
o = Meßwerte IMF

1121.4 MikrosondenuntersuchungenNachbestrahlungsuntersuchungen am BestrahlungsexperimentDFR-350 * (H. Kleykamp, H. Späte, IMF)

Im Bestrahlungsexperiment DFR-350 wurde ein Bündel aus 77 Stäben im schnellen Neutronenfluß bis zu einem maximalen Abbrand von 5,7% bestrahlt, von denen 15 zur Nachuntersuchung gelangten (1). Der Brennstoff mit 20% PuO₂ und 86% U-235 im Uran-Anteil sowie einer Dichte von 89% th.D. hatte eine Ausgangsstöchiometrie O/M von nahezu 2,00. Im Anschluß an diese Nachuntersuchungen wurden an weiteren acht Proben aus den 15 Stäben mit der Cameca-Mikrosonde MS 46 gezielte Messungen durchgeführt, mit denen Fragen zur axialen Brennstoffentmischung, zur radialen Konzentrationsabhängigkeit der gelösten und ausgeschiedenen Spaltprodukte und zum Reaktionsverhalten von Spaltprodukten mit dem Brutstoff beantwortet wurden.

Die bisherigen Untersuchungen zur U- und Pu-Verteilung im Brennstoff erfolgten durch Profilmessungen an Querschliffen i.a. aus den Bereichen maximaler Hülltemperatur und maximaler Stabileistung. Die PuO₂-Anreicherung am Zentralkanal in diesen Bereichen und am unteren Übergang zum Brutstoff ist bekannt und kann hinreichend erklärt werden. Bei hoher Ausgangsstöchiometrie tritt jedoch zwischen den Bereichen maximaler Stabileistung und maximaler Hülltemperatur ein bisher nicht beachtetes Phänomen auf: Am Zentralkanal entsteht eine PuO₂-Abreicherung, in der Säulenkristall- und der verdichteten Porositätszone bilden sich zwei PuO₂-Maxima aus, und an der Brennstoffoberfläche entsteht eine bis zu 100 µm dicke PuO₂-freie Schicht (Abb.2). Die anfängliche PuO₂-Anreicherung in diesem heißesten Bereich des Zentralkanals wird dadurch abgebaut, daß ein axialer Sauerstofftransport über die Gasphase in Richtung zum unteren, etwas kühleren Bereich des Zentralkanals erfolgt; der Brennstoff wird im heißesten Bereich des Zentralkanals also stark unterstöchiometrisch, UO₃- und O₂-Partialdruck nehmen ab, der PuO-Partialdruck nimmt zu,

*
BzFE Nr. 462.9

folglich entsteht ein radialer PuO_2 -Transport in der Richtung zur Hülle. Sauerstoffprofile wurden nicht gemessen; ein stichhaltiger indirekter Hinweis auf die starke Unterstöchiometrie sind jedoch die zahlreichen metallischen Ausscheidungen am Zentralkanal mit 90% Mo, 2% Tc, 5% Ru und 2% Rh. Die Mo-Konzentration in diesen Ausscheidungen ist um so höher, je niedriger der O_2 -Partialdruck ist. Aus thermodynamischen Abschätzungen ergibt sich für die Stöchiometrie des Brennstoffs in diesem Bereich des Zentralkanals ein Wert von etwa $\text{O/M} \leq 1,96$.

Im unteren Brutstoffbereich der Stäbe treten im Spalt und zuweilen in größeren Rissen der Brutstofftablette mehrphasige, plutoniumhaltige, oxydische Spaltproduktphasen auf. In der α -Autoradiographie erscheint die Konzentration des in den Spalt hineintransportierten Plutoniums sehr hoch, sie beträgt jedoch nur 3-4% PuO_2 ; die mittlere Konzentration des in der Brutstofftablette erbrüteten Plutoniums liegt dagegen bei 0,9% PuO_2 . Die im Spalt am häufigsten beobachteten Spaltprodukte sind Tellur, Cäsium und Molybdän (Abb.3). Im hüllmaterialhaltigen äußeren Bereich des Spalts werden Cs-Molybdat und Cs-Ba-Telluride beobachtet. Die Bildung von Cs-Ba-Uranaten im Spalt tritt hinter den vorgenannten Phasen jedoch stark zurück. Tellur scheint sich bevorzugt mit Plutonium, nicht jedoch mit Uran zu verbinden. Das Barium liegt in der Brutstoffzone wegen der sehr geringen Konzentration offenbar nicht als primäres Spaltprodukt, sondern nur als Zerfallsprodukt des Cäsiums vor. Aufgrund dieser Untersuchungen kann die Vermutung nicht gestützt werden, daß Uranate im Spalt der Brutstoffzone für ein verstärktes Hüllmaterialschwellen verantwortlich sind.

Veröffentl.:

- (1) K. Ehrlich, O. Götzmann, H. Kleykamp, L. Schäfer, B. Schulz, H. Zimmermann, W. Dienst, KFK-1960 (1974) und in KFK-1274/2 (1974)

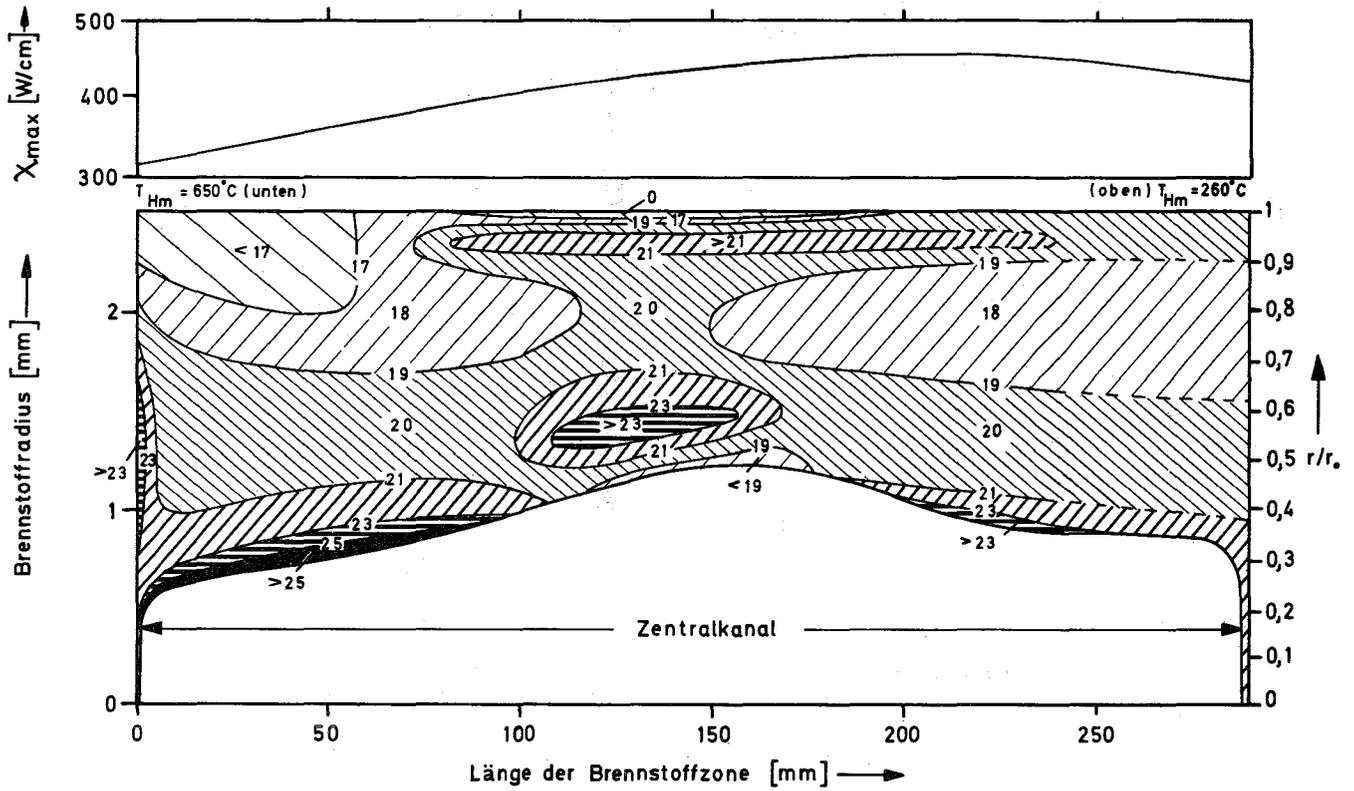


Abb. 2: Gemittelte Konzentrationsschichtlinien (in % PuO_2) der Plutonium-Verteilung in der Brennstoffzone der DFR-350-Brennstäbe; links: heißes Stabende. Der axiale Stableistungsverlauf ist zum Vergleich eingezeichnet

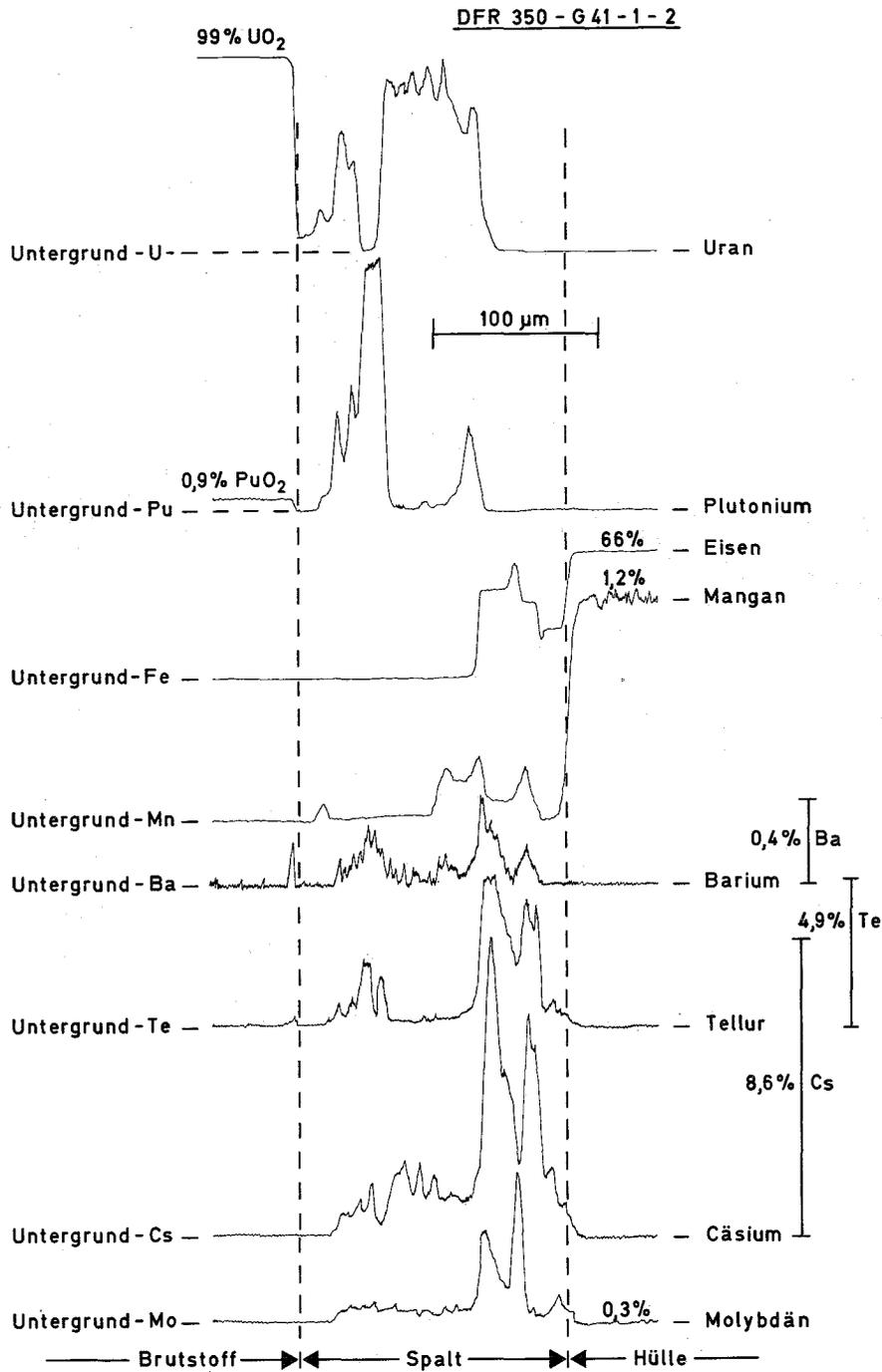


Abb. 3: Konzentrationsprofile von Brennstoff- und Hüllmaterialkomponenten sowie Spaltprodukten senkrecht zum Spalt zwischen Brutstoff und Hülle

1121.6 Gefügeuntersuchungen und thermische Analyse an Brennstäben

Plutonium and Oxygen Redistribution Effects on the SNR-300
Fuel Central Temperatures*

(M.Branecki, H.Kleykamp, IMF)

A simple model for the mixed oxide thermal behavior has been applied in the analysis of plutonium and oxygen redistribution effects on the SNR-300 fuel central temperature. This model can be described by the equation

$$\int_{T_s}^{T_c} (a + bT) k(T,P,x) dT = \sum_{i=1}^n G_i f_i q_i \quad (1)$$

where T_s (1000°C) and T_c are the fuel surface and central temperatures, resp.; $k(T,P,x)$ the fuel thermal conductivity depending on the temperature T , fuel porosity P and stoichiometry deviation x ; a and b are factors depending on burnup; G_i a geometrical factor; f_i factor depending on the fuel porosity and stoichiometry in the i -th ring; q_i - heat source density depending on burnup, fuel porosity, and the concentration of fissile isotopes in the i -th ring. The following assumptions are fulfilled: (1) axial matter transport is not considered; (2) the areas of the rings are constant; (3) the heat source density q is proportional to $1 - B$ ($B =$ burnup); (4) the neutron flux is independent of the fuel radius. It must be pointed out that this model does not give the radial temperature distribution in the fuel. Only the fuel central temperature T_c can be calculated under the above mentioned assumptions.

Using this simplified model, the analysis of the redistribution effects in restructured SNR-300 fuel ($U_{0,8}^{238} Pu_{0,2} O_{2-x}$ where $Pu = 0,75 Pu^{239} + 0,25 Pu^{240}$) was performed. The curves calculated with Eqn. (1) are given in Fig. 4. The curve of Bober and Schumacher (1) is also shown for comparison. It is easy to notice that 200% Pu enrichment (40% absolute

*

BzFE Nr. 314.2

Zuletzt berichtet in KFK 1273/3, S. 112-8

Pu content) at the central void edge results in T_c increase of 180°C (upper curve). The lower curves are calculated with constant O/M ratios (independent of the fuel radius) of 1,983 (curve b) and 2,00 (curve c) whilst the upper curve (curve a) is calculated with a sigmoidal redistribution using O/M boundary values of 1,96 (at the central void edge) and 2,00 (at the fuel surface). In this case the average O/M is equal to 1,983. Linear fuel pin rating and burnup are in all cases equal to 333 W/cm and 10%, resp. Fig.4 shows also curves calculated for DFR-350 type fuel with 86% U^{235} . It is easy to notice that in this case the fuel central temperature increase caused by plutonium enrichment at the central void edge is negligible in comparison with SNR-300 fuel. Further, the calculations show that the oxygen redistribution plays also a significant role in T_c increase in both fuels. Generally: the smaller the O/M value at the central void edge the higher the T_c increase in comparison to stoichiometric fuel (provided O/M = 2,00 at the fuel surface).

Veröffentl.:

- (1) M.Bober, G.Schumacher: Erhöhung der Zentraltemperatur durch U-Pu-Entmischung in Mischoxid-Brennstäben schneller Reaktoren
KFK-Ber. 1904 (April 1974)

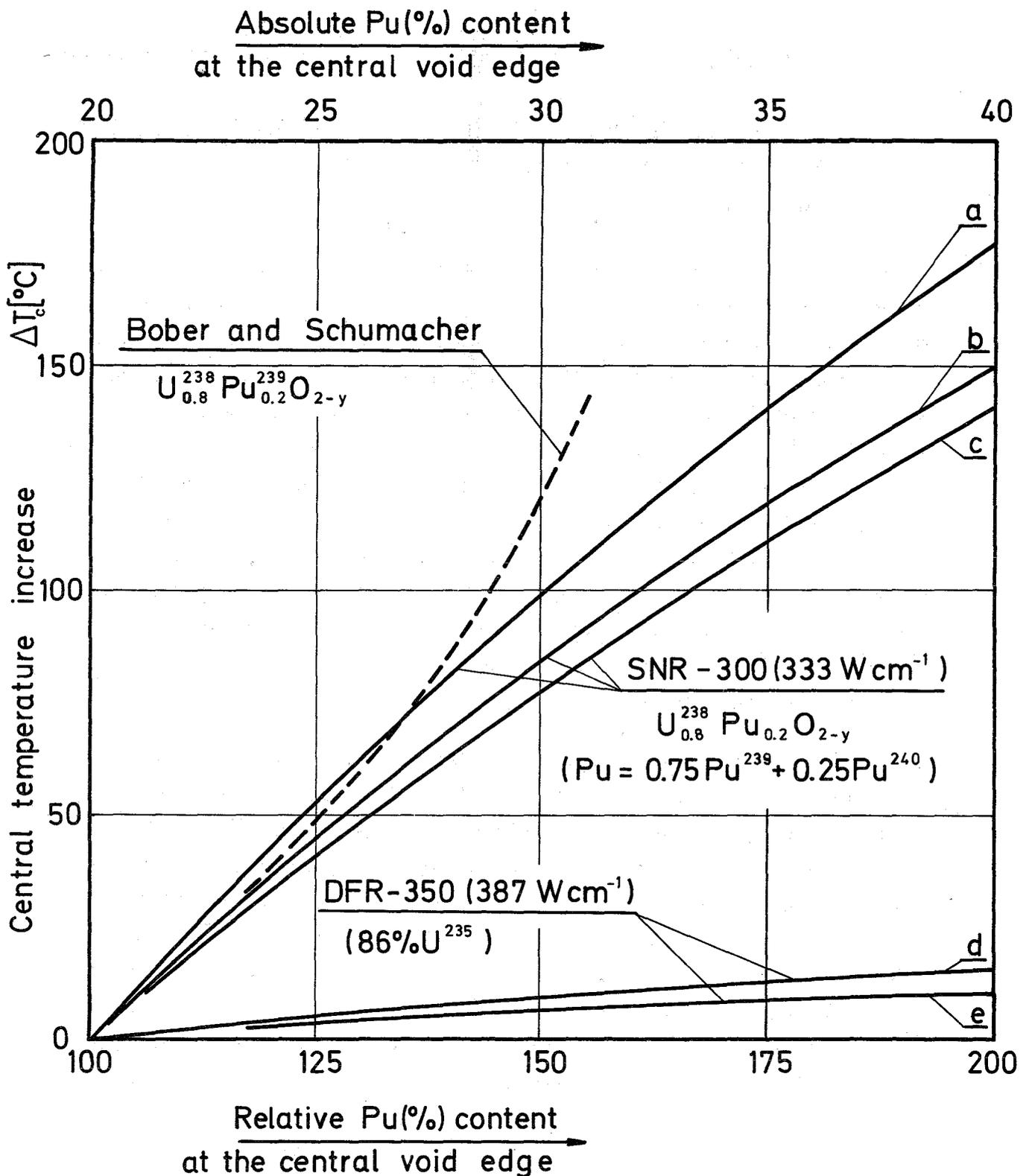


Abb. 4: Fuel central temperature increase ΔT_c versus Pu-enrichment at the central void edge. The solid curve are calculated using the following data: $T_s = 1000^{\circ}\text{C}$; $R_s = 5.1 \text{ mm}$; burnup = 10% FIMA. Curves a and d - O/M sigmoidal distribution (compare M.Bober, C.Schumacher, KFK 1904 (1974)) with average O/M = 1.983; curves b and e - O/M constant and equal to 1.983; curve c - stoichiometric fuel.

1122 Bestrahlungsexperimente - Oxidbrennstäbe und Absorbermaterialien1122.11 Untersuchungen über den Mechanismus der Hülldehnung durch Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle *)

(W. Dienst, IMF)

Wenn sich Kontakt zwischen dem schwellenden Brennstoff und dem Hüllrohr ergeben hat, kann es zu einer Hülldehnung kommen. Diese könnte nur dann mit einer ähnlichen Geschwindigkeit erfolgen wie die lineare Brennstoffschwellung, wenn der Brennstoff unter Bestrahlung ebenso starr bliebe wie (bei hinreichend niedriger Temperatur) ausserhalb des Reaktors. Es wurde jedoch nachgewiesen, dass die hohe Gitterdefekterzeugungsrate durch die Spaltfragmente im Brennstoff zu einer bestrahlungsbedingten Beschleunigung des Diffusionskriechens führt. Die bestrahlungsbedingte Kriechgeschwindigkeit ist proportional zur Spaltungsrate und zur Spannung und hängt relativ wenig von der Temperatur ab. Abb. 5 zeigt eine Zusammenfassung der bei der GfK gemessenen Ergebnisse für die Kriechgeschwindigkeit von UO_2 - PuO_2 -Proben verschiedener Sinterdichte und von hochdichtem UO_2 als Funktion der Temperatur.

Aus diesem Diagramm lässt sich eine Kriechgeschwindigkeit von etwa $8 \cdot 10^{-5}$ /h für UO_2 -15 bis 20% PuO_2 mit 93% TD (d.h. nach Ablauf der Nachsinterung unter Bestrahlung) bei einer Spaltungsrate von $1 \cdot 10^{14}$ f/cm³ s (entspr. einer Stableistung von 450 bis 500 W/cm), Temperaturen im Bereich von 700 bis 1100°C und bei einer Spannung von 1 kp/mm² ableiten. Die lineare Schwellrate des Brennstoffes ist bei der angegebenen Spaltungsrate etwa $4 \cdot 10^{-6}$ /h. Ein Gleichgewicht zwischen Kriech- und Schwellgeschwindigkeit wäre bei einer Spannung von $(4 \cdot 10^{-6} / 8 \cdot 10^{-5}) \cdot 1 \text{ kp/mm}^2 = 5 \text{ kp/cm}^2$ zu erwarten. Diese Spannung kann als grobe Näherung des Kontaktdruckes zwischen dem schwellenden Brennstoff und der Hülle angesehen werden. Sie ist sehr niedrig und führt zu tangentialen Hüllspannungen weit unterhalb 1 kp/mm², die nicht zu plastischen Hülldehnungen von einigen 0,1% führen können, wie sie an bestrahlten Oxidbrennstäben gemessen wurden.

Die obigen Aussagen über den Brennstoffschwelldruck wurden durch Brennstabmodellrechnungen mit dem SATURN-Code bestätigt, bei denen sich mit

*) BzFE Nr. 315
 *) Letzter Bericht in KFK 1273/4

der Kriechgeschwindigkeit von UO_2 - PuO_2 (93% TD) für alle Stableistungen ≥ 350 W/cm Kontaktdrucke < 10 kp/cm² ergeben, wenn für die Brennstoffschwellung Leervolumen im Zentralkanal zur Verfügung steht.

Da die gemessenen plastischen Hülldehnungen weder durch den Spaltgasdruck noch durch die stationäre Brennstoffschwellung erklärt werden können, mussten instationäre Vorgänge in Betracht gezogen werden, die bei Leistungsänderungen auftreten. Es handelt sich um Rastvorgänge an thermischen Rissen im Brennstoff, für die drei Mechanismen in Frage kommen:

1. Abkühlungsrisse, die bei einer Reaktorabschaltung gebildet worden sind, können sich beim Wiederanfahren wegen Verschiebung von Brennstoffbruchstücken (evtl. in Verbindung mit lokaler Rissausheilung während des Anfahrvorganges) nicht wieder schliessen. Falls der ursprüngliche Spalt zwischen Brennstoff und Hülle bereits durch Brennstoffschwellung geschlossen war, kommt es dann beim Wiederanfahren zu einer Dehnung des Hüllrohres durch grössere thermische Ausdehnung des Brennstoffes (im Vergleich zur Hülle), weil das entsprechende Differenz-Volumen zum Teil blockiert ist. Dieser Mechanismus scheint für Schnellbrüter-Brennstäbe unter üblichen Betriebsbedingungen keine wesentliche Rolle zu spielen. Bei Bestrahlungsversuchen mit wiederholten Leistungszyklen an kurzen UO_2 - PuO_2 -Brennstäben mit Incoloy 800-Hülle bei 650°C Hülltemperatur konnten überhaupt keine bleibenden Hülldehnungen gemessen werden.
2. Der Spalt, der zwischen Brennstoff und Hülle bei vorübergehend verminderter Leistung vorliegt, schliesst sich während des Teillastbetriebes durch Brennstoffschwellen. Beim Wiederanheben der Stableistung kommt es dann zu einer Dehnung des Hüllrohres durch grössere thermische Ausdehnung des Brennstoffes. Derselbe Effekt kann sich auch im Zusammenhang mit einer Reaktorabschaltung ergeben, wenn die Stableistung vor der Abschaltung niedriger lag als nach dem Wiederanfahren.

Falls der Brennstoff fest an der Hülle haftet, liegen im Teillastbetrieb anstelle des Spaltes Abkühlungsrisse, besonders in Umfangsrichtung, vor. Diese Risse können sich ebenfalls durch Brennstoff-

schwollen schliessen, sie können daneben auch durch partielle Ausheilung oder Verlagerung aufgrund von bestrahlungsbedingten Diffusions- oder Verdampfungs-Kondensationsvorgängen stabilisiert werden.

Dieser Mechanismus scheint die grösste Wahrscheinlichkeit zu haben. Mit einem entsprechenden Rechenprogramm PAUK /1/ gelang es, die besonders deutlichen plastischen Hülldehnungen in einigen FR 2-Brennstabbe-strahlungsgruppen auf Stableistungserhöhungen zwischen dem Ende eines Reaktorzyklus und dem Anfang des jeweils folgenden zurückzuführen.

Die gezielte experimentelle Untersuchung des Mechanismus 2 ist mit Teillast-Zyklus-Bestrahlungsversuchen an kurzen UO_2 - PuO_2 -Brennstäben im FR 2 begonnen worden. In Abb. 6 ist die maximale Hülldehnung über dem Stableistungsverlauf aufgetragen. Der Hülldehnungseffekt wurde bei diesem Versuch durch gegenläufige Änderung von Stableistung und Hülltemperatur verstärkt. Nach Teillastbetrieb mit folgender Vollast wurden jeweils starke Hüllaufweitungen gemessen. Ein kurzer Vollast-Zyklus allein ergab keinen Effekt. Eine Verminderung der Hüllaufweitung bei abnehmender Teillastbetriebsdauer ist in Abb. 6 noch nicht erkennbar. Sie trat in weiteren Versuchen erst bei Teillastzyklen $\lesssim 100$ h ein. Abb. 7 zeigt die Abhängigkeit der Hüllaufweitung von der Teillastzyklusdauer.

3. In fest an der Hülle haftendem Brennstoff schliessen sich beim Anfahren des Reaktors entstandene Erwärmungsrisse durch Brennstoffschwollen oder werden durch partielle Ausheilung stabilisiert. Beim Abschalten des Reaktors kann es dann zu einer Dehnung des Hüllrohres durch Aufschumpfen auf den Brennstoff kommen, wenn die thermische Kontraktion der Hülle grösser ist als diejenige des anhaftenden Brennstoffringes, weil das entsprechende Differenz-Volumen blockiert ist. Derselbe Effekt kann sich auch durch einen vorübergehenden Überlastbetrieb ergeben.

Dieser Mechanismus kann nur bei fester Haftung zwischen Brennstoff und Hülle und bei hoher Hülltemperatur ($\gtrsim 600^\circ C$) wirksam werden, d.h. erst nach beträchtlichem Abbrand und in der Nähe des heisseren Brennstoffendes. Diese

Bedingungen schienen zunächst für die beobachteten plastischen Hülldehnungen an bestrahlten Brennstäben in einigen wichtigen Fällen zuzutreffen. Inzwischen haben sich jedoch immer mehr diejenigen Versuchsergebnisse verdichtet, die auf plastische Hülldehnung über die ganze Brennstofflänge hindeuteten.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass bei der modelltheoretischen Behandlung und für die experimentelle Untersuchung der Hülldehnung durch thermisches Rasten vorzugsweise der Mechanismus gem. Punkt 2 berücksichtigt werden sollte. Dabei ist dem Einfluss der Hüllfestigkeit, der Brennstoffporosität und des Abbrandes besondere Aufmerksamkeit zu widmen.

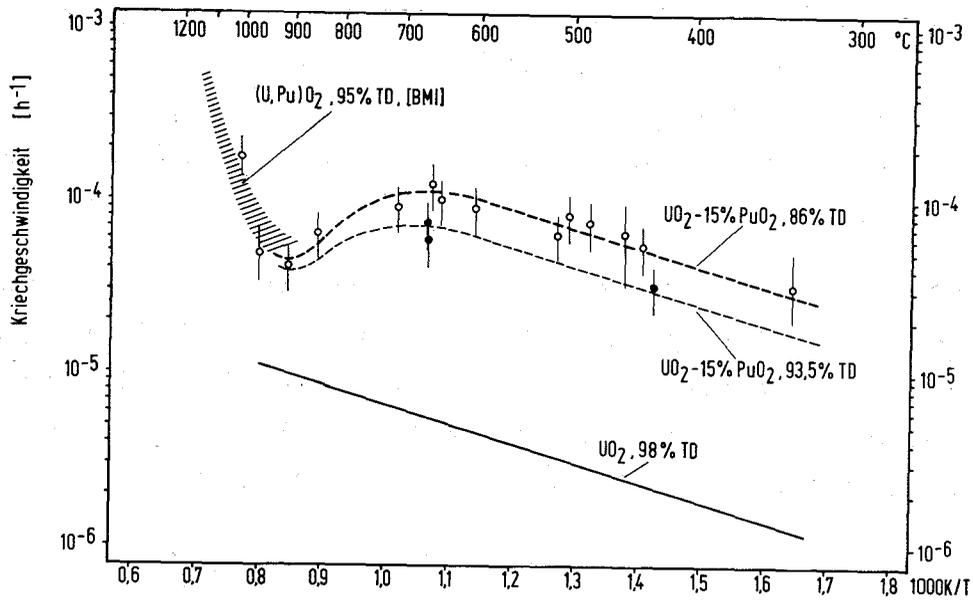


Abb. 5: Stationäre Kriechgeschwindigkeit in UO_2 - PuO_2 und UO_2 unter Bestrahlung in Abhängigkeit von der Temperatur ($\sigma = 1,5 \text{ kp/mm}^2$, $\dot{S} = 3 \times 10^{-9}$ Spaltg./schw. Atom \cdot sec)

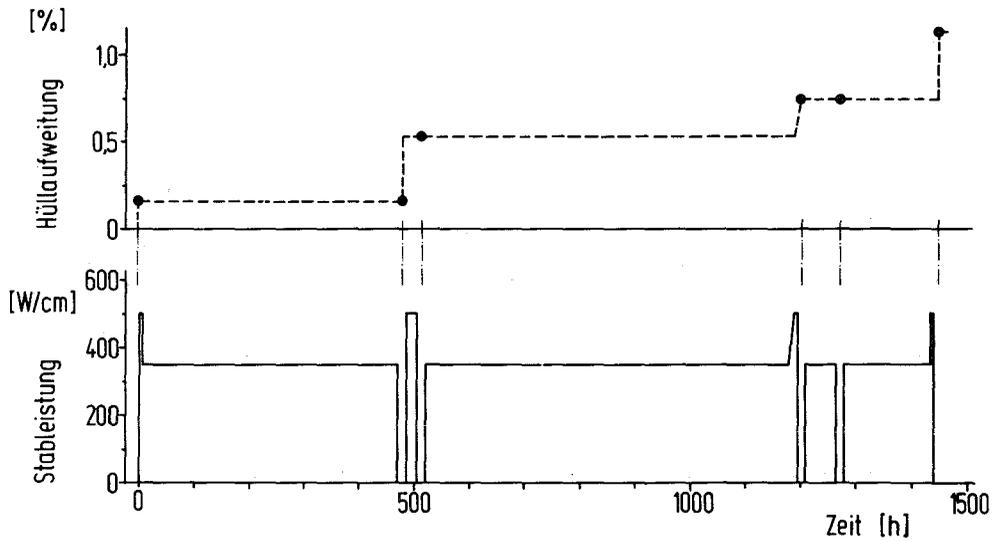


Abb. 6: Maximum der Hüllaufweitung eines UO_2 - PuO_2 -Brennstabes nach Teillastzyklen

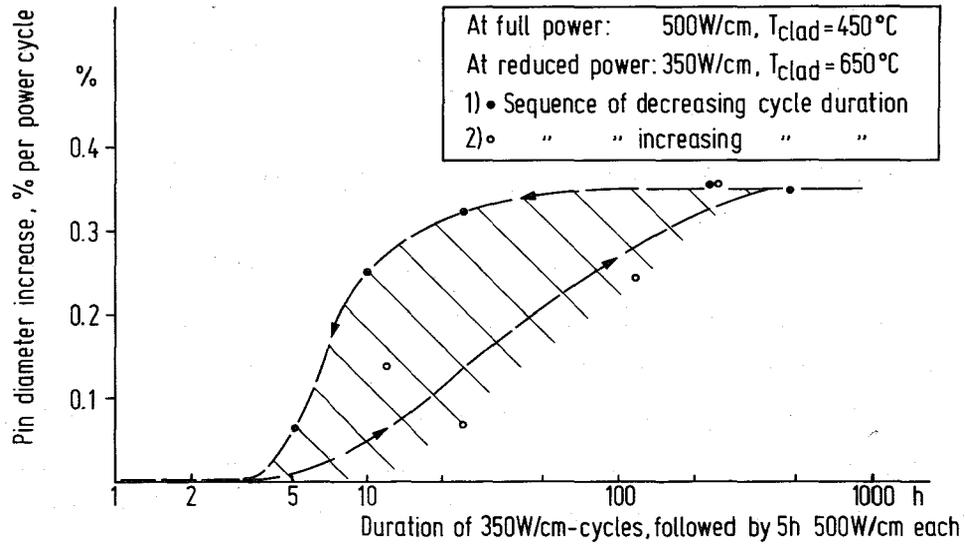


Abb. 7: Hülldehnung eines UO_2 - PuO_2 -Brennstabes in Abhängigkeit von der Dauer aufeinanderfolgender, verschieden langer Teillastzyklen

1123 Nachuntersuchungen von bestrahlten Oxid-Brennstäben und
Absorbermaterial

1. Kapsel-Bestrahlungsexperiment Mol 8c * (P.Weimar, IMF)

Im Bestrahlungsexperiment Mol 8c wurden 10 Brennstäbe aus Mischoxid in sog. FAFNIR /1/-NaK -Bestrahlungskapseln im epithermischen Fluß bestrahlt /2/. Auslegung und Spezifikation zeigt Tab. 2.

Ziel dieses Experimentes war, genauere Kenntnisse über den Spaltgasdruckaufbau und die Spaltgasfreisetzungsraten des oxidischen Schnellbrüterbrennstoffs zu erlangen /3/. Zu diesem Zweck wurden die bereits erprobten FAFNIR-Kapseln mit einer Spaltgasdruckmeßeinrichtung /4/ versehen. Es wurden Abbrände zwischen 74.000 und 90.000 MWd/t und Stableistungen von 550 W/cm erreicht. Auf der Brennstabseite sind die wesentlichen Parameter dieses Tests die Schmierdichte, die axiale Rückhaltung des Brennstoffs und der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle. Abb. 8 zeigt den Prüfling mit den Hauptabmessungen. Bei 4 Brennstäben zeigte die TE-Instrumentierung starke Temperaturunterschiede, worauf die Bestrahlung dieser Einsätze abgebrochen werden mußte. Die Neutrografie und die Nachuntersuchung zeigten, daß Gasblasen unterhalb der Abstandshalter im NaK die Ursache für eine lokale Überhitzung der Hülle waren. Die Hülle dieser Stäbe war jeweils an diesen Stellen geschmolzen und der Brennstab in einigen Fällen durchgebrochen.

In Abb. 9 werden in Form von 2 Streubändern die in-pile kontinuierlich gemessenen Spaltgasdrücke und die hieraus berechneten Freisetzungsraten gezeigt.

Tab. 3 enthält nochmals für die einzelnen Prüflinge die gemessenen Enddrücke und die tatsächlich während des Betriebes auftretenden Gasdrücke, die auf das wahre Spaltgasvolumen korrigiert wurden /4/. Eine Detailauswertung dieser Spaltgasmessungen neben der Dokumentation des gesamten Versuchs wird in Kürze publiziert.

* BzFE Nr. 461.6. Erster Bericht

Literatur:

- /1/ P.v.d.Hardt:
(unveröfftl. Bericht)
- /2/ R. Kirchner:
(unveröfftl. Bericht)
- /3/ A. Gerken, K.Kummerer:
Auslegung und Spezifikation des UO_2 - PuO_2 Brennstab-Bestrahlungs-
versuches Mol 8c im BR2 (1969) Unveröfftl. Bericht
- /4/ H.van den Boorn:
Beitrag zur Gesamtdokumentation des Versuchs. KFK in Vorbereitung.

Tabelle 2 Auslegung und Spezifikation

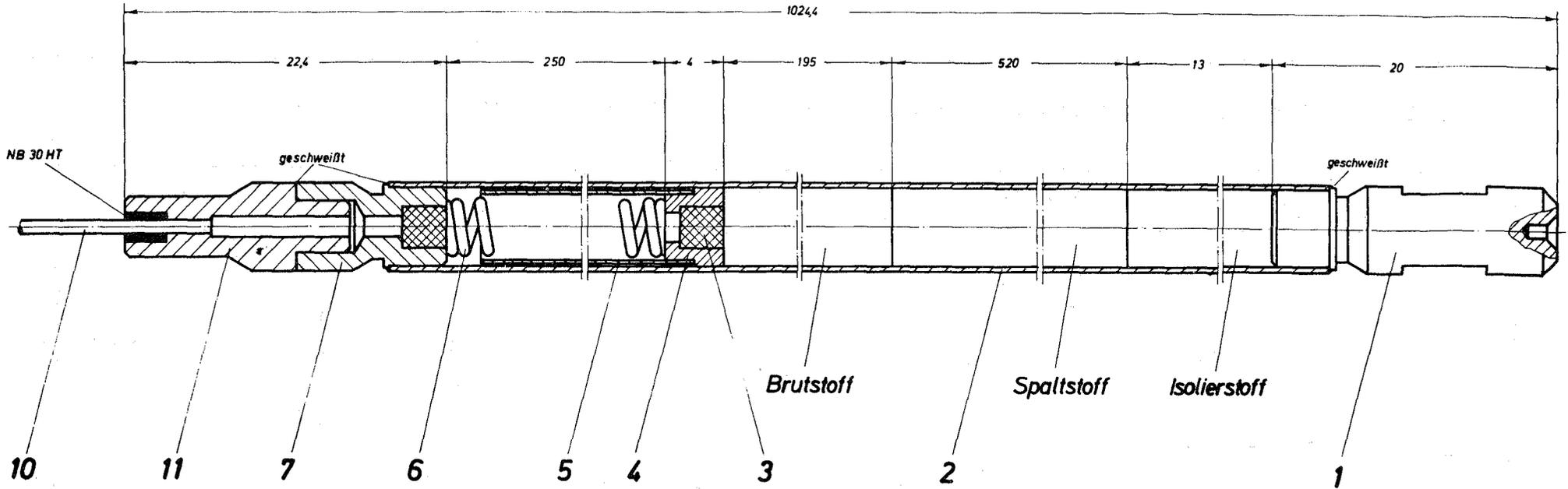
Hülle	Material	Nr. 1.4988
	Innendurchmesser (mm)	5,24 \pm 0,03
	Wandstärke (mm)	0,38 \pm 0,03
Brenn- stoff	Material	UO_2 - PuO_2
	PuO_2 -Anteil (Gew.-%)	20 \pm 1
	U-235-Anteil im UO_2 (Gew.-%)	93
	O:Me-Verhältnis	2,0 \pm 0,03
	Geom.Tablettendichte (% th.D)	
	Typ P u. Q	95,0 \pm 2
	Typ R u. S	87,6 \pm 2
	Typ T	87,6 / 90,8 / 95,0
	Tablettendurchmesser (mm)	
	Typ P, Q, R, S	5,10 \pm 0,03
	Typ T	5,190 / 5,100 / 4,986
Tablettenhöhe (mm)	6,5 \pm 1	
Schmierdichte (% th.D)		
Typen P u. Q / R u. S / T	90,0 / 83,0 / 86,0	
Brut- stoff und Isolier- tabl.	Material	UO_2
	Tablettendichte (% th.D)	95 \pm 2,0
	Tablettendurchmesser (mm)	5,10 u. 5,00
	Tablettenhöhe (mm)	6,5

Tabelle 3

Verhältnis zwischen Spaltgasdruck und Abbrand bei Bestrahlungsende

Prüfling Nr.	Abbrände [Mwd/kg M]	Druck bei Bestrahlungsende u. Betriebstemperatur P_S [bar]	Druck, korrigiert auf Spaltgasvol. P_{SK} [bar]
8C1	77,4	32,0 ⁺⁾	48,3
8C2	90,0	38,2	57,6
8C3	88,7	33,1	43,3
8C4	97,4	36,8	48,2
8C5	95,2	30,7	46,3
8C6	95,6	32,4	48,9
8C7	96,9	32,2	42,1
8C8	85,7	36,0	47,1
8C9	70,7	34,4	51,9
8C10	92,7	36,2	54,6

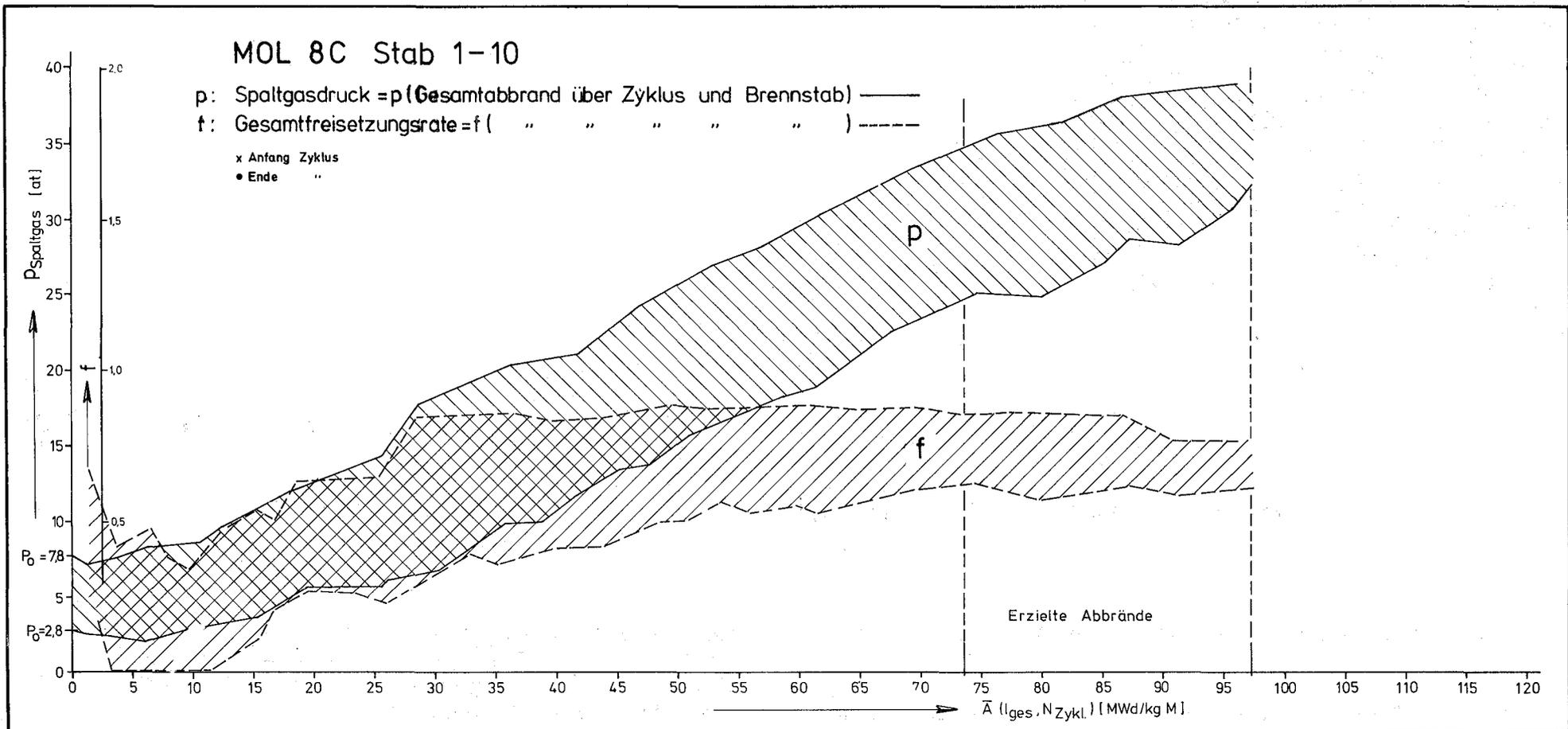
+) geschätzter Wert, da Druckumformer im letzten Bestrahlungszyklus defekt.



112-21

Zahl	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichng. Nr. Norm	Bemerkung	
11	1	Schweißbrüfling	4988		LBZ8/2/12		
10	1	Endkappe	4401		LBZ8/2/11		
7	1	Kapillare	4988	$\varnothing 1^{\#} = Q2 \cdot 3000$			
6	1	Oberer Endstopfen	4988		LBZ8/1/07		
5	1	Druckfeder	4310	$L_0 = 255, d = 0.8, D_n = 4, \lambda = 200 Wdg.$			
4	1	Stützrohr	4988	$5 \times Q25 \cdot 244$			
3	2	Führungsstück	4988	$2.8^{\#} 3$	LBZ8/1/04		
2	1	Sinterstahlfilter	CrNi				
1	1	Hüllrohr	4988		LBZ8/1/02		
1	1	Unterer Endstopfen	4988		LBZ8/1/01		
Zahl		Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichng. Nr. Norm	Bemerkung
Oberflächenrauhheit		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	
Rundheitsmaß in μ		1000	80	18	4	1.8	
Formabweichung							Freiabweichung
							± 0.1 ± 0.2 ± 0.3 ± 0.4 ± 0.5 ± 0.6 ± 0.8 ± 1.0
1970	geg.	307	Name	Werkstoff	Gesellschaft für Kerntechnik m. B. H. 7500 Karlsruhe Postfach 907	Zeichng. Zeichng.	Erstellt durch LBZ 8/1/00 Ersetzt durch LBZ 8/2/00
Maßstab		Benennung		Zeichnungs Nr.			
5:1		Brennstab Mol 8C (Umbau)		LBZ 8/2/00			

Abb. 8 Prüfling Mol 8C



GfK Karlsruhe

IMF/III

MOL 8C: Spaltgasdruckaufbau und -freisetzungsrate als Funktion des Abbrandes

Abb. 9

2. Nachbestrahlungsuntersuchungen zum Verträglichkeitsverhalten
oxidischer Brennstoff/Hülle (O.Götzmann, P.Hofmann, IMF) *)

Aus den Nachbestrahlungsuntersuchungen der Brennstabbestrahlungen DFR-304, DFR-350 und Rapsodie-Monitor, die einen max. Abbrandgrad von 5 - 6 at.% erreichten, wurden Hüllangriffstiefen bis zu 130 μm gefunden. Die Ergebnisse sind im KFK 1273/1 dargestellt. Bei den höher bestrahlten Brennstäben (um 10 at.%) der DFR-435 und Rapsodie-Bündel-Bestrahlungen wurden jetzt ebenfalls die Angriffstiefen ausgemessen. Dabei hat es sich gezeigt, dass im allgemeinen auch nach Abbränden um 10 at.% keine grösseren Angriffstiefen bzw. Hüllschwächungen erreicht werden als bei den Stäben, die nur bis etwa zur Hälfte dieser Abbrandhöhe bestrahlt wurden. Man erkennt jedoch, dass der allgemeine Angriff grösser ist, d.h. Stellen mit grossen Angriffstiefen ($\geq 100 \mu\text{m}$) werden häufiger, und auch die Reaktionsproduktmengen in den Spalten zwischen Hülle und Brennstoff sind grösser. Ein Vergleich der gemessenen Angriffstiefen aus dem DFR-350 Versuch mit denen aus den DFR-435 Bestrahlungen wird in Abb. 10 wiedergegeben. Das DFR-Bündel wurde bis zu einem max. Abbrand von nahezu 6 at.% bestrahlt. Die DFR-435-Trefoils wurden zusammengesetzt aus Stäben des DFR-350-Bündels, die dann teilweise bis max. 9,7 at.% abgebrannt wurden. Der höhere Abbrand hat nach dieser Zusammenstellung keine erkennbar grösseren Angriffstiefen gebracht. Alle DFR-435-Stäbe, die das Abbrandziel erreichten, waren jedoch defekt. Jeder Stab zeigte zwei Risse: einen am unteren Stabende an der Temperaturheissstelle der Hülle und einen anderen in der Nähe des Leistungsmaximums. Das Aussehen der Rissstellen unterscheidet sich grundsätzlich. Am unteren Riss fand starke Hüllmaterialkorrosion statt, während am oberen Anriss kein chemischer Hüllangriff festgestellt werden konnte. Der untere Riss entstand wahrscheinlich dadurch, dass die durch Korrosion geschwächte Hülle den Spaltgasdruck nicht mehr aushalten konnte. Der obere Riss ist möglicherweise durch mechanische Wechselwirkung des Brennstoffs mit der Hülle in Verbindung mit Spannungsrisskorrosion entstanden.

*) BzFE Nr. 462.9
Letzter Bericht in KFK 1273/1

Die Stäbe aus den Rapsodie-Bündel-Bestrahlungen wurden nicht defekt, obwohl sie noch einen geringfügig höheren Abbrand erfahren haben. Wahrscheinlich liegt das in den Leistungszyklischer- und Handhabungsbedingungen begründet. Das öftere Umladen der DFR-435-Stäbe hat sich bestimmt nicht günstig ausgewirkt. Die gemessenen Hüllangriffstiefen sind in der Abb. 11 aufgetragen. In den beiden Rapsodie-Bündeln wurden zwei Brennstoffsorten (Belgonucléaire-Brennstoff mit O/M von 1.965 - 1.97 und Alkem-Brennstoff mit 1.98 - 2.00) eingesetzt sowie als Hüllmaterialien Stähle vom Typ 1.4970 und 1.4988. Die Stähle mit nahezu stöchiometrischem Brennstoff zeigten Hüllangriffe, die im allgemeinen Tiefen erreichten, die auch für mittlere Abbrände gefunden wurden. An einer Stelle wurde jedoch ein Angriff gefunden, der bis 230 μm in die Hülle reichte. Dies ist der bisher stärkste Angriff, der in Karlsruhe an einem nicht defekt gewordenen Stab beobachtet wurde.

Bei den Stäben mit dem geringeren O/M-Verhältnis im Brennstoff wurden max. Angriffstiefen bis zu 75 μm gemessen. Nicht alle Stäbe mit dem höheren O/M-Verhältnis zeigten solch tiefe Angriffe. Es gab grundsätzliche Unterschiede im Angriffsverhalten der Stäbe in bezug auf die beiden Brennstoffsorten. Der Hüllangriff beschränkte sich in den Stäben mit niedrigem O/M-Verhältnis auf einen engen Bereich am Übergang Brennstoff/Brutstoff, wobei der stärkste Angriff meist in der Brutstoffzone gefunden wurde. In den Stäben mit dem höheren Brennstoff-O/M-Verhältnis konnte nur in vereinzelten Fällen im Brutstoffgebiet ein Hüllangriff beobachtet werden. Der Angriff erstreckte sich entlang der Brennstoffsäule in Richtung Leistungsmaximum. Der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle war bei diesen Stäben in den heißen Hüllbereichen gefüllt mit Reaktionsprodukten. In den Stäben mit niederem Brennstoff-O/M-Verhältnis waren im Spalt kaum Reaktionsprodukte zu sehen, dafür aber eine neue, offensichtlich geschmolzene Phase, die aus Spaltprodukten und spaltbarem Material bestand.

Die vorherrschende Angriffsart ist interkristalline Korrosion. Jeder Angriff über 80 μm , der in unseren Untersuchungen gefunden wurde, war entlang den Korngrenzen. Nur in wenigen Fällen wird ein eindeutiger transkristalliner Angriff gefunden. Diese Angriffsart scheint nur bei bestimmten Stahltypen und hohem Oxydationspotential vorzukommen.

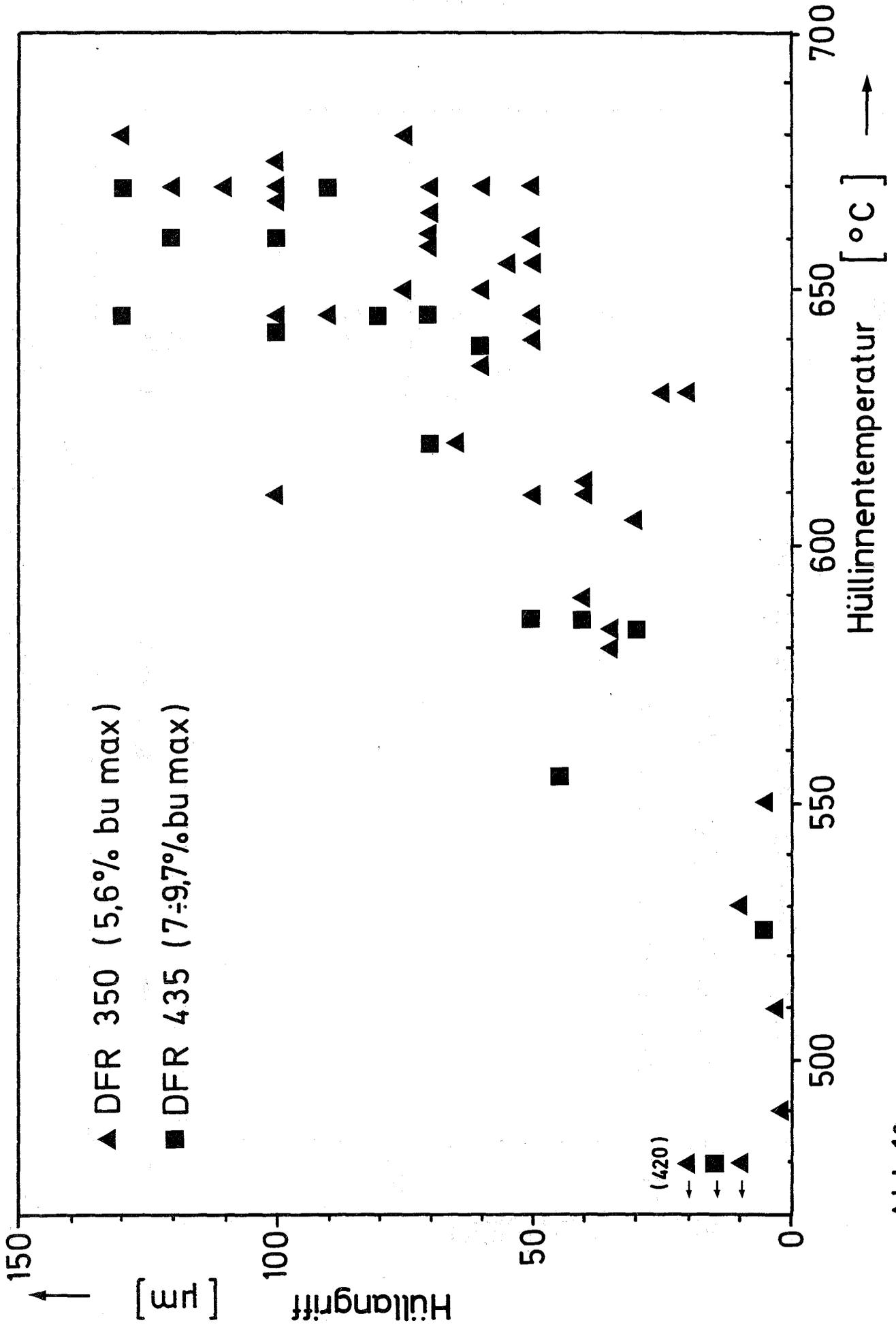


Abb.10

- 1124 Brennstäbe mit karbidischem Brennstoff^G
- 1124.11 Herstellung von Urankarbid aus Uranyloxalat
(G. Neumann, J. Wehmeier, NUKEM gmbH., Hanau)

Einleitung

Als mögliche Alternative zur Herstellung von Kernbrennstoffkarbiden aus den jeweiligen Oxiden hatte das IMF die Herstellung von Urankarbid aus Uranyloxalat-Kohlenstoffgemischen untersucht [1, 2]. Die Versuche im IMF hatten folgende möglichen Vorteile gegenüber der Karboreduktion der Oxide erkennen lassen:

- Einphasigkeit des Reaktionsprodukts
- Wegfall der O/M-Bestimmung des Ausgangsmaterials
- Senkung der Karbidreaktionstemperatur von 1700 - 1900°C auf ca. 1300°C und damit Verringerung der Plutoniumverdampfung
- Erhöhung der erreichbaren Sinterdichte von ca. 92 % auf 94 - 95 % th.D.

Die von NUKEM durchgeführten Arbeiten sollten die Übertragbarkeit des vom IMF entwickelten Verfahrens in den Technikumsmaßstab klären. Als Schwerpunkt der Entwicklung ergaben sich im Laufe der Arbeiten Fragen der Stöchiometrie, Stabilität und Zersetzung des Uranyloxalattrihydrats und der Auswahl geeigneter Reaktionsbedingungen für die UC-Synthese.

[1] Wedemeyer, H.; Alim, A.S.: Ein neues Verfahren zur Herstellung reiner Urankarbide und Urannitride als Kernbrennstoffe für Schnelle Brutreaktoren.
KFK 1272/2, S. 112-78

[2] Wedemeyer, H.: Weiter Untersuchungen zur Herstellung phasenreiner Urankarbide nach dem Oxalatverfahren.
KFK 1273/1, S. 112-23

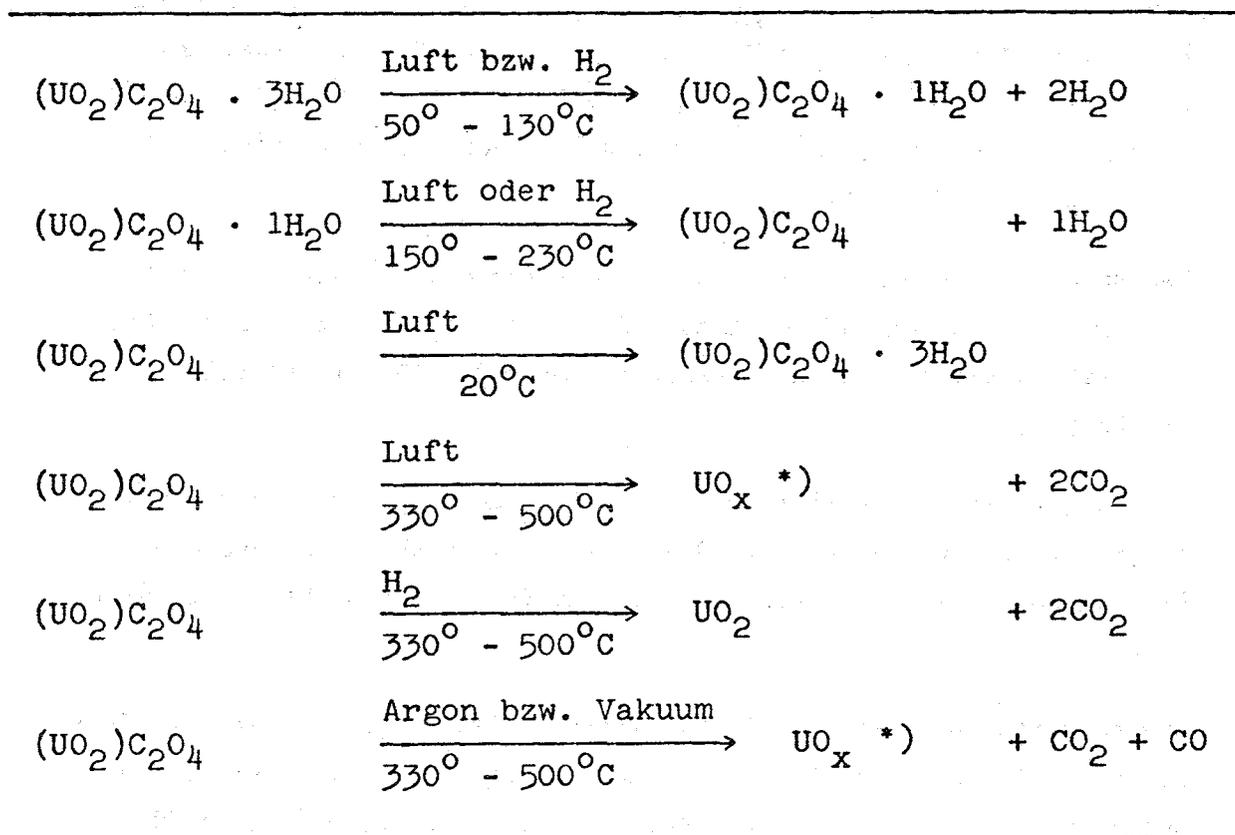
Durchgeführte Untersuchungen

Das Uranyloxalatrihydrat wurde in drei zeitlich voneinander verschiedenen Lieferungen vom IMF zur Verfügung gestellt.

Stöchiometrie, Stabilität und Zersetzung von Uranyloxalatrihydrat:

Die zu Beginn der Arbeiten erhaltenen Ergebnisse zeigten, daß die bis dahin vorliegenden Kenntnisse über die Kristallwasserabgabe, die Zersetzung des Uranyloxalatrihydrats und über das eventuelle Auftreten freier Oxalsäure nicht ausreichten, um brauchbare Synthesebedingungen festlegen zu können. Es wurden deshalb Untersuchungen mit einer Thermowaage bis zu Temperaturen von ca. 700°C sowohl in Luft als auch in strömendem Wasserstoff und Auslagerversuche von entwässertem Uranyloxalat an Luft bei normaler Feuchtigkeit durchgeführt. Aus den erhaltenen Ergebnissen (Tabelle 4) lassen sich die Temperaturabhängigkeit der verschiedenen Hydratstufen und die Zersetzungsreaktionen angeben.

Tabelle 4 : Hydratstufen und Zersetzungsreaktionen von Uranyloxalatrihydrat



*) $2 < x < 3$

Uranyloxalatrihydrat ist demnach eine an Luft bei Raumtemperatur stabile Verbindung. Die Anwesenheit freier Oxalsäure in den Ausgangschargen wurde bei diesen Versuchen nicht nachgewiesen, doch kann sie nach den zu Beginn der Arbeiten erhaltenen Ergebnissen bei manchen Fällchargen als wahrscheinlich angenommen werden.

Reaktion von Uranyloxalat-Kohlenstoffgemischen:

Entsprechend den Angaben in Tabelle 4 wurden im stöchiometrischen C/U-Verhältnis gemischte Uranyloxalattrihydrat-Graphit-Ansätze in Mengen von jeweils 0,5 kg der Reaktion unterworfen. Dabei wurde das Kristallwasser bei 250 - 300°C im Vakuum entfernt, die Zersetzung des Oxalats und die Reduktion zum Urandioxid folgten bei 750 - 800°C in Argon/Wasserstoff, und schließlich fand bei 1400°C im Vakuum die Umsetzung zum UC statt.

Die Reaktion von UO_2 ex Uranyloxalat mit Kohlenstoff verläuft erst ab Temperaturen von 1400°C annähernd vollständig und ist von der Güte der Reaktionsenddrücke (alternativ 10^{-1} oder $3 \cdot 10^{-4}$ Torr) relativ unabhängig.

Ein Desaktivierungsschritt bei 1500°C im Anschluß an die Reaktion zeigte keinen merkbaren Einfluß auf den Reaktionsgrad und auf die Dichte von UC-Sinterkörpern, die aus dem Reaktionsprodukt hergestellt wurden.

Die chemische Analyse und die Keramografie des so gebildeten Karbids zeigen, daß ein leicht überstöchiometrisches Produkt mit relativ hohem Sauerstoffanteil (typische Analyse: 4,86 % C, 0,30 % O_2 , 5,09 % ECC) erhalten wird, wenn bei der Einwaage auf einen C-Gehalt von 4,80 % chargiert wird.

Die Dichte der aus dem Reaktionsprodukt hergestellten Sinterkörper liegt um ca. 2 % th.D. höher als bei konventionell gefertigten Pellets.

Diskussion

Vergleicht man die Herstellung von Urankarbid aus UO_2 -Pulver (ceramic grade) mit der aus Uranyloxalat, sind für die Beurteilung der letzteren folgende Punkte wichtig:

Vorteile:

- 1) Keine O/U-Bestimmung im Ausgangsmaterial nötig.
- 2) Bei Verwendung von Oxalat kann die Karbid-Reaktionstemperatur von ca. 1900°C auf ca. 1400°C gesenkt werden.

- 3) Die Auswertung von ca. 20 Sinterkörpern zeigt, daß die maximal erreichbaren Sinterdichten wahrscheinlich ca. 2 % höher liegen als beim Standardverfahren.

Nachteile:

- 1) Anstelle der O/U-Bestimmung wird wahrscheinlich die Prüfung auf Freiheit von Oxalsäure notwendig.
- 2) Zusätzliche Reaktionsschritte
 - a) Entwässern bei 250 - 300°C im Vakuum,
 - b) Reduktion zu UO_2 bei 750 - 800°C in Ar/H₂.

Gleichbleibende Problematik:

Ebenso wie beim Standardverfahren muß bei Verwendung von Uranyloxalat als Ausgangsmaterial das Mischungsverhältnis U-Komponente / Graphit empirisch festgelegt werden, da eine Graphitaufnahme während der Reaktionsglühung im Ofen unvermeidlich ist. Dieser "Ofenvorhaltewinkel" hängt von der Chargengröße, dem Heizleiter- und Tiegelmateriale sowie von der Ofengeometrie ab.

1124.13 Hüllrohrprüfung und Brennstabprüfung^G

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

Die Prüfung der Bindungsqualität des Natriums in einem Brennstab mit karbidischem Brennstoff steht im Mittelpunkt der Entwicklungsarbeiten. Der mit Natrium gefüllte diametrale Spalt zwischen Brennstoff und Hülle beträgt ca. 0,6 bis 1 mm. Grundlegende Überlegungen zur Prüfung der Bindungsqualität ergaben die Anwendung eines Wirbelstrom-Meßverfahrens, bei dem die gute elektrische Leitfähigkeit des Natriums ausgenutzt wird. Um zu definierten Fehlstellen zu kommen, deren Position und Ausdehnung bekannt ist, wurde die Natriumschicht mit einem dünnwandigen Kupferrohr, in dem künstliche Fehlstellen angebracht wurden, simuliert. Dieses Kupferrohr wurde anschließend in das Hüllrohr eingepreßt. Mit einer im Labor entwickelten Wirbelstrom-Punktsonde wurden die so hergestellten Stäbe berührend abgetastet, wobei sowohl eine Absolut- als auch eine Differenzsonde verwendet wurde. In der folgenden Tabelle sind die beiden Meßverfahren gegenübergestellt:

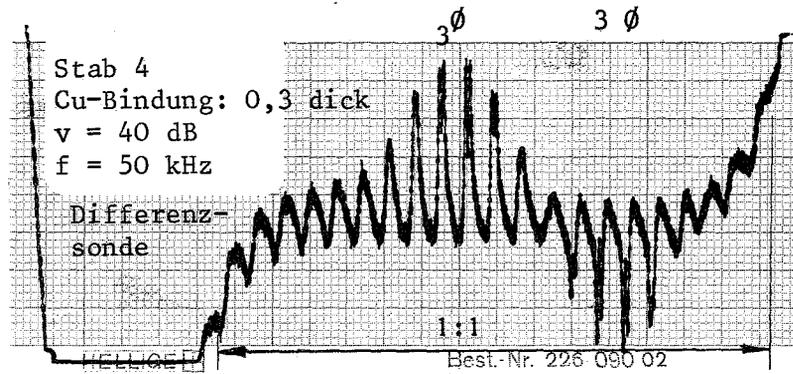
Fehlerart		Differenz- Fehleranzeige	Absolutmessung
Durchgehende Bohrung	4,0 \emptyset	ja	ja
	3,5 \emptyset	ja	ja
	3,0 \emptyset	ja	ja
	2,5 \emptyset	nein	ja
Sackloch-Bohrung	2,5 \emptyset	nein	nein
10 mm lange Längsriefe	0,5 tief	ja	ja
	0,4 "	nein	ja
	0,3 "	nein	ja
	0,22 "	nein	nein
	0,1 "	nein	nein

Das Absolut-Meßverfahren zeigt eine bessere Fehlerauflösung als das Differenzverfahren, hat jedoch den großen Nachteil, daß Wanddickenänderungen der Kupfer-, respektive Natriumschicht voll zur Anzeige kom-

^G Erster Bericht

men und sich so den Fehleranzeigen überlagern. Die Abb.12 zeigt das Meßergebnis der Differenzmessung an einem Stab mit einer Bohrung von 3 mm Durchmesser in der simulierten Natriumschicht.

Abb.12



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

(L. Schäfer, M. Schirra, IMF/II)

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

Von beiden Stählen lagen Proben verschiedener Vorbehandlungszustände vor:

1) DA 1613 Chg. 03588 (1.4988)

I = 1sg. 1080°C/30 min

II = -"- + 10% k.v.

2) ATS 15 Chg. 19590 (1.4981)

I = 1sg. 1080°C/30 min

II = -"- + 10% k.v.

III = -"- + 20% k.v.

IV = -"- + 10% k.v. + 850°C/1h

V = -"- /5 min + 10% k.v.

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

Der vorliegende Beitrag umfaßt die Ergebnisse der Zeitstand- und Kriechversuche bei einer Prüftemperatur von 650°C. In Abb. 1 sind in den 4 Teilbildern a-d die erzielten Standzeiten und die gemessenen sekundären Kriechgeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der jeweiligen Spannung eingezeichnet. Für den Stahl 1.4988 ergibt sich als Einfluß einer 10%igen Kaltverformung eine Erhöhung der Standzeiten um den Faktor 6-10 (Teilbild a) und eine noch

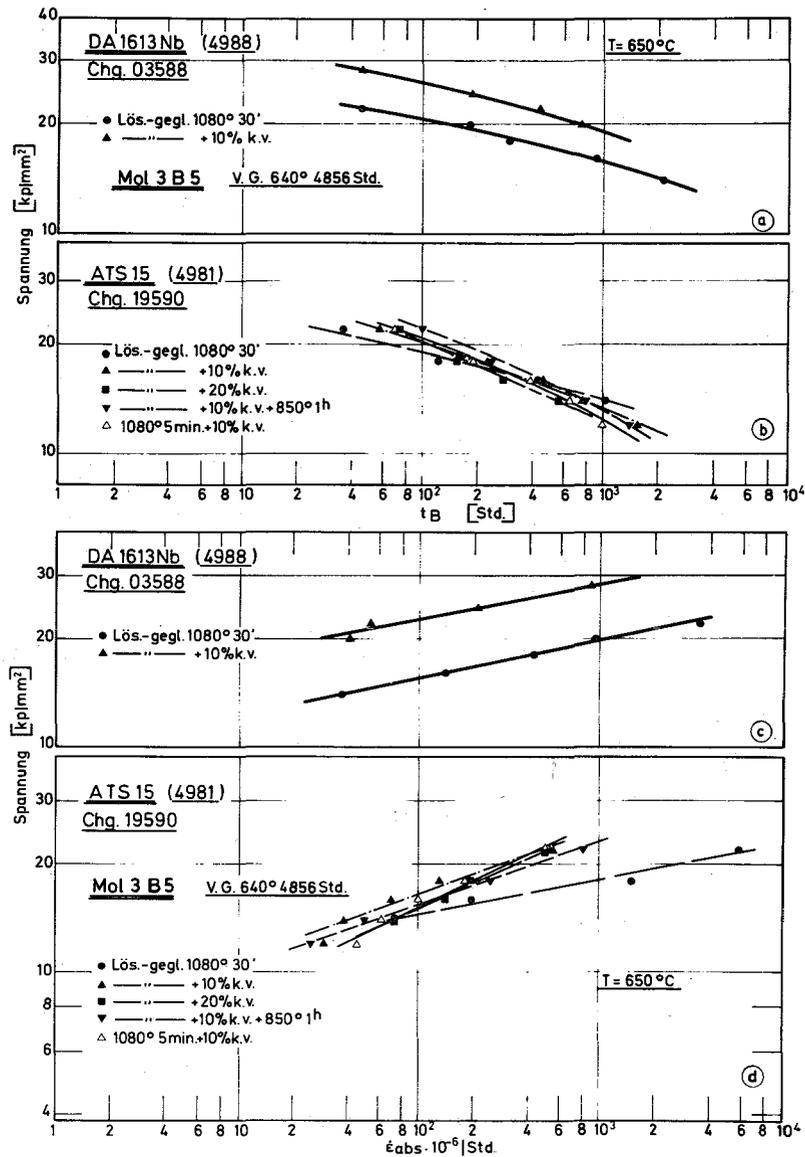


Abb.1 a-d Zeitstandfestigkeit und sekundäre Kriechgeschwindigkeit der Legierungen 1.4988 und 1.4981 an unbestrahlten Proben von Mol 3 B/5

stärker ausgeprägte Erniedrigung der sekundären Kriechgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ um den Faktor 50 (Teilbild c). Die Bruchdehnungswerte des nur lösungsgeglühten Zustandes I nehmen von $\approx 50\%$ bei kurzen Standzeiten auf $\approx 30\%$ bei $t_B > 10^3$ Std. ab. Die 10% kaltverformten Proben (Zustand II) weisen Bruchdehnungswerte von 20% bei kurzen Standzeiten und $< 10\%$ bei längeren Standzeiten auf.

Die Zeitstandfestigkeitskurven der fünf Zustände des Stahles 1.4981 (Teilbild b) zeigen in bezug auf die Standzeiten kein sehr unterschiedliches Verhalten. Für den nur lösungsgeglühten Zustand I zeigt sich ein flacherer Verlauf gegenüber den übrigen mechanisch bzw. mechanisch/thermisch behandelten Zuständen; d.h. bis zu Standzeiten von ≈ 200 Stunden ergeben sich niedrigere und bei Standzeiten > 800 Std. etwas höhere Zeitstandfestigkeitswerte. Diese etwas besseren Werte resultieren aus der höheren Duktilität; denn die verschiedenen Zeit-Dehngrenzenwerte liegen erheblich unter denen der Zustände II-V. Diese Unterschiede im Kriechverhalten werden auch durch Teilbild d veranschaulicht. Die Bruchdehnung des Zustandes I nimmt von $\approx 40\%$ auf $\approx 15\%$ ab. Die Werte der Zustände II-V liegen ziemlich unabhängig von der Standzeit zwischen 8-12%.

Die metallographischen Untersuchungen der Proben des Werkstoffes 1.4988 zeigen in beiden Zuständen ein interkristallines Bruchverhalten. In gleicher Weise brechen alle Proben des Stahles 1.4981 unabhängig vom Vorbehandlungszustand und der Beanspruchungszeit rein interkristallin. Härtemessungen an den Proben nach den Zeitstandversuchen ergaben, daß sich die Matrixhärte beider Stähle im lösungsgeglühten Zustand nur unwesentlich änderte. Dagegen zeigen die Proben des kaltverformten bzw. des kaltverformt + lösungsgeglühten Zustandes mit zunehmender Zeitstandbeanspruchung Entfestigung, sodaß die Härte durchweg den Werten vor der Vergleichsglühung entspricht.

Die Zeitstand- und Kriechuntersuchungen an Hüllrohren aus dem austenitischen Stahl X8 CrNiMoNb 16 16 (Werkstoff-Nr. 1.4981, Ch. 51857) unter Innendruckbelastung wurden weitergeführt. Zur systematischen Untersuchung der Kaltverformung auf das mechanische Verhalten wurden Hüllrohre mit 10, 15 u. 20% Kaltverformung eingesetzt. In Tab. 1 sind die Standzeiten, Bruchdehnungen und Nortonschen Kriechparameter der einzelnen Zustände bei einer Prüftemperatur von 700°C zusammengestellt. Wie man daraus entnehmen kann, zeigen die stärker kaltverformten Zustände bei sehr kurzen Standzeiten ($< 100\text{h}$) ein günstigeres Zeitstandverhalten. Bei niedrigeren Spannungen und entsprechend längeren Standzeiten hingegen scheint eine Erholung der Kaltverformung einzusetzen, die dazu führt, daß bei einer bestimmten Spannung an 10% kaltverformten Rohren die längste Standzeit zu beobachten ist. Auch die starke Zunahme der Bruchdehnung mit der Standzeit bei den 20% kaltverform-

ten Rohren deutet auf eine Erholung hin.

Zustand	Innendruck [at]	Standzeit [h]	Bruchdehnung [%]	Kriechparameter	
				n	k
10% kv	280	30	4,8	9,8	$1,1 \cdot 10^{-16}$
	250	135	8,8		
	200	232	16,2		
	190	684	9,2		
	170	1474	9,5		
15% kv	280	76	2,5	6,4	$5,2 \cdot 10^{-13}$
	250	127	5,0		
	220	209	3,2		
	180	786	4,7		
	160	695	4,3		
	150	1763	7,5		
20% kv	320	41	4,2	4,7	$1,1 \cdot 10^{-10}$
	250	110	3,7		
	190	363	6,5		
	160	877	7,0		
	130	1692	7,8		

Tab. 1: Standzeit, Bruchdehnung und Kriechparameter von Hüllrohren aus dem Werkstoff Nr. 1.4981 bei 700°C

Deutlich kommt das unterschiedliche mechanische Verhalten auch bei der Kriechgeschwindigkeit in Abb. 2 und bei den Kriechkurven in Abb. 3 zum Ausdruck. Nach Abb. 2 nimmt die sekundäre Kriechgeschwindigkeit oberhalb einer Spannung von etwa 15 kp/mm² (entspricht einem Innendruck von etwa 220 at) mit steigender Kaltverformung ab, während sie unterhalb dieser Spannung vor allem für den 20% kaltverformten Zustand stark zunimmt. Auch bei Betrachtung der Kriechkurven in Abb. 3 spiegelt sich dieses Verhalten wieder. Bei einem Innendruck von 250 at zeigt das 10% kaltverformte Rohr nach einer bestimmten Versuchszeit die höchste Kriechverformung. Bei niedrigeren Spannungen hingegen zeigen die 10% kaltverformten Rohre das gün-

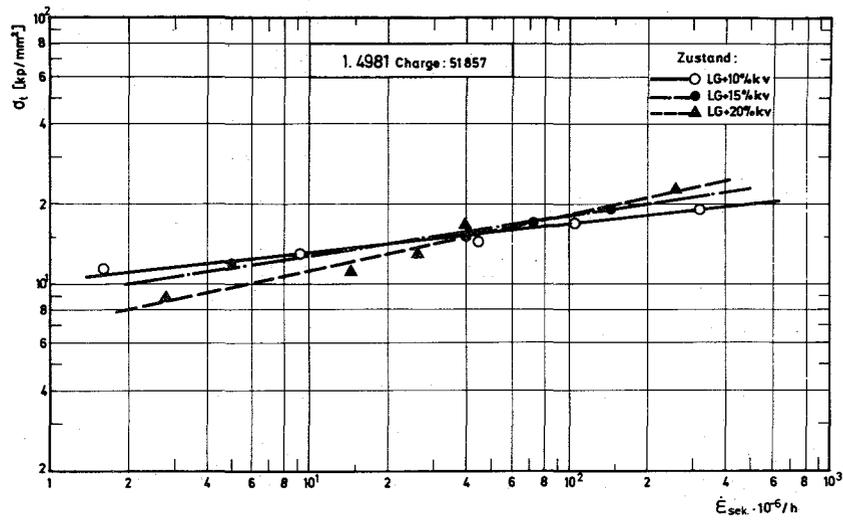


Abb. 2: Sekundäre Kriechgeschwindigkeit von Röhren aus dem Werkstoff-Nr. 1.4981 bei 700°C

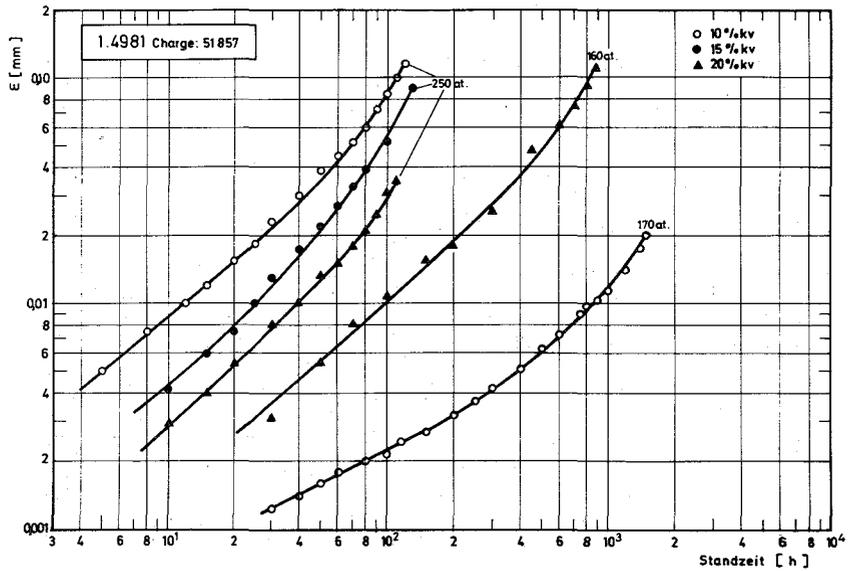


Abb. 3: Kriechkurven von Röhren aus dem Werkstoff-Nr. 1.4981 bei 700°C

stigere Kriechverhalten. Trotz des höheren Innendruckes von 170 at kriecht das Rohr mit der niedrigeren Kaltverformung langsamer als das Rohr mit 20% Kaltverformung und einem Innendruck von 160 at.

1131.4 Bestrahlungsversuche

1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung*

(C. Wassilew, IMF/II)

Über das mechanische Verhalten der austenitischen Stähle 1.4988, 1.4981, 1.4970 und 16 16 CrNi aus dem Bestrahlungsexperiment DFR 397 wurde bereits in den Quartalsberichten KFK-1273/4, 1274/1 und 1274/2 berichtet.

Es zeigte sich, daß nach Bestrahlung die Zeitstandfestigkeit des Stahles 1.4981 im Zustand lösungsgeglüht + kaltverformt + ausgelagert bei 600°C Prüftemperatur durch zwei getrennte Zeitstandkurven beschrieben werden konnte. Dieses Verhalten ist in Abb. 4 nochmals dargestellt.

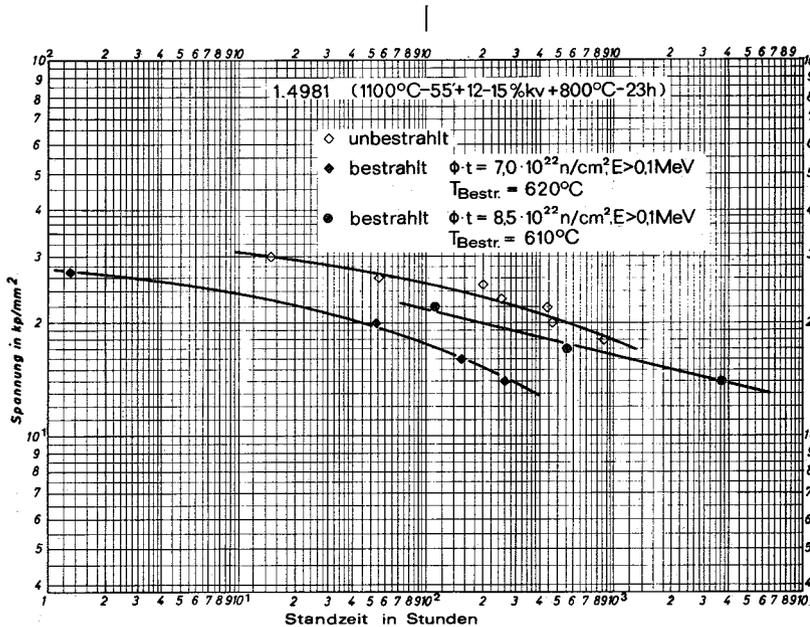


Abb. 4 Zeitstandfestigkeit des Stahls 1.4981 vor und nach Bestrahlung (DFR 397)

*

BzFE Nr. 225.1a

Zur Klärung der Abweichungen im mechanischen Langzeitverhalten wurden metallographische Untersuchungen an den Probenköpfen der Prüflinge A 34 und A 26 sowie Mikrohärtemessungen (MHV 50 bzw. MHV 25) durchgeführt. Die Ergebnisse deuten darauf hin, daß das unterschiedliche Zeitstandverhalten nach Bestrahlung auf Unterschiede im Erholungsgrad der einzelnen Proben zurückzuführen ist.

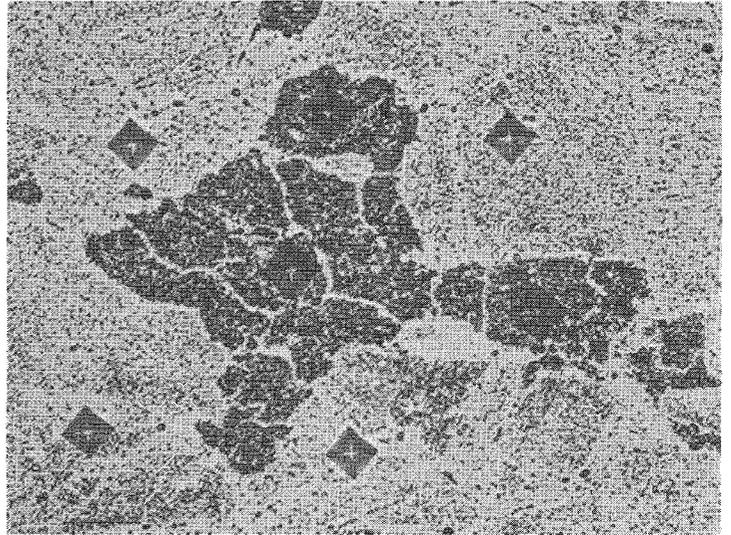
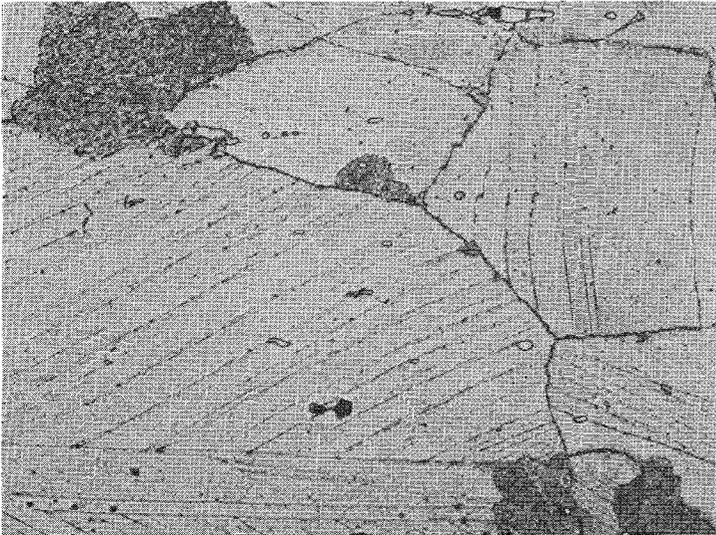


Abb. 5: Schlibfbild der Probe A 34
(500:1)

Abb. 6 Schlibfbild der Probe A 26
(500 : 1)

Im Schlibfbild der Probe A 34 (Abb. 5), die nur eine Standzeit von 262 h erreichte, lassen sich deutlich die für ein nur schwach erholtes, kaltverformt + ausgelagertes Material charakteristischen, mit feinen Ausscheidungen dekorierten Gleitbänder erkennen. Die Matrix-Härte liegt bei dieser Probe bei 306 bis 339 kp/mm². Die im Bild dunkel erscheinenden kleineren Körner haben einen wesentlich höheren Erholungsgrad. Hier liegt die Härte bei 262 bis 270 kp/mm².

Eine etwas anders geartete Struktur läßt sich im Schlibfbild der Probe A 26 (Abb. 6) erkennen, die mit der gleichen Spannung wie die Probe A 34 getestet wurde, aber erst nach 3600 h zu Bruch ging. Die Spuren der Kaltverformung sind infolge einer wesentlich stärker vorangeschrittenen Erholung fast vollkommen verschwunden. Die Matrix-Härte ist auf Werte zwischen 210 und

250 kp/mm² gesunken. Die dunklen Gebiete sind bereits in einzelne deutlich voneinander zu trennende kleinere Körner aufgeteilt, deren Matrix-Härte mit 164 bis 170 kp/mm² sehr niedrig ist. Wahrscheinlich sind diese Gebiete als örtlich rekristallisierte Regionen anzusehen.

Weitere Untersuchungen sollen klären, ob die stärkere Erholung einiger Proben des Stahls 1.4981 auf die Auslagerungstemperatur nach der Kaltverformung oder auf die Bestrahlungstemperatur zurückzuführen ist. Die bisherigen Untersuchungen zeigen aber deutlich, daß die stärker erhaltenen Proben ein günstigeres Zeitstandverhalten nach Neutronenbestrahlung aufweisen. Ähnliche Ergebnisse wurden bereits früher bei den Mol 2-Versuchen (KFK-1273/4) gefunden, bei denen lösungsgeglühter 1.4981 eine bessere Zeitstandfestigkeit zeigte als kaltverformter 1.4981.

2. Mechanische Eigenschaften bei Bestrahlung *

(K.D. Cloß, K. Herschbach, IMF/II)

Seit März 1973 wird im BR 2 der Einsatz 5 B/4 bestrahlt. In diesem Experiment wird das bestrahlungsinduzierte Kriechen einer kaltverformten Rundprobe aus dem Werkstoff Nr. 1.4981 bei einer Temperatur von 420°C gemessen. Der Prüfling wurde nacheinander verschiedenen Belastungen zwischen 100 und 200 N/mm² ausgesetzt. Der von CEN Grenoble gelieferte Einsatz hat bisher über 8000 h einwandfrei funktioniert. Der Prüfling hat inzwischen eine Neutronendosis ($E > 0,1$ MeV) von etwa 1×10^{22} n/cm² erreicht.

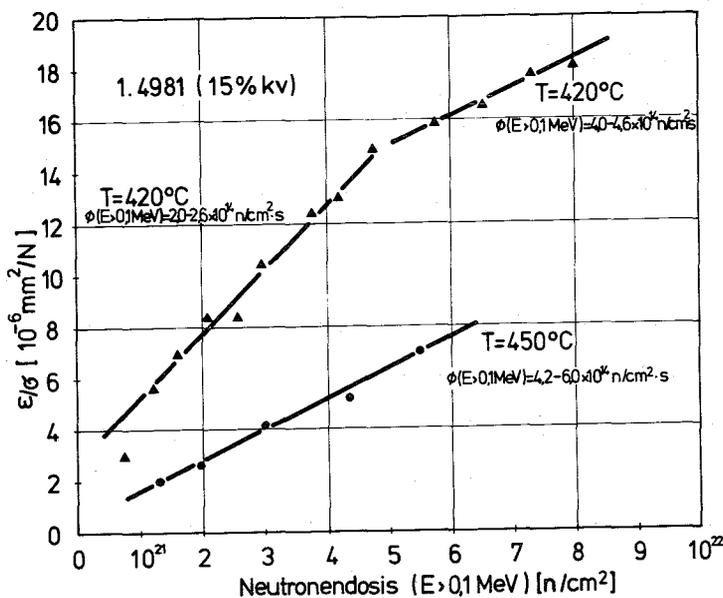


Abb. 7 :

Abhängigkeit der Kriechverformung von der Neutronendosis

*

BzFE Nr. 222.3

Im oberen Teil der Abb. 7 ist für diesen Versuch ^{die} auf die Spannung normierte Kriechverformung als Funktion der Neutronendosis dargestellt. Man erkennt, daß bis zu einer Dosis um etwa 1×10^{21} n/cm² Übergangskriechen auftritt. Der bei einer Spannung von 100 N/mm² gemessene Dehnbetrag im Übergangsbereich von etwa 3×10^{-4} steht in Einklang mit einem Wert von Gilbert und Mitarbeitern /1/ für das Übergangskriechen eines einachsigen beanspruchten Prüflings aus kaltverformtem AISI 316.

Ferner konnte auch die von anderen Autoren beobachtete lineare Abhängigkeit der normierten Kriechverformung von der Neutronendosis bestätigt werden. - Nach Erreichen einer Dosis von etwa 5×10^{21} n/cm² wurde der Einsatz in einer Position mit höherem Neutronenfluß ($4,0$ bis $4,6 \times 10^{14}$ n/cm²·s) weiterbestrahlt. Dabei wurde eine Abnahme der pro Dosisintervall erzielten Kriechverformung gemessen. Auch auf die Zeit bezogen ergab sich eine Verminderung der stationären Kriechrate. Bei der beobachteten Abhängigkeit der Kriechgeschwindigkeit von der Schädigungsrate dürfte es sich um einen echten Effekt handeln. Die andere Zugprobe aus dem Einsatz 5 B/8, die bei 450°C von Anfang an mit einem Neutronenfluß von $4,2$ bis $6,0 \times 10^{14}$ n/cm²·s bestrahlt wurde, zeigt nämlich etwa die gleiche Abhängigkeit der normierten Kriechverformung von der Neutronendosis wie der Versuch bei 420°C nach Erhöhung des Neutronenflusses.

Eine Erklärung für die reziproke Abhängigkeit der nach einer bestimmten Neutronendosis erzielten Kriechverformung von der Schädigungsrate konnte bisher nicht gefunden werden. Ein ähnliches Verhalten wurde auch für Nimonic 80 A bei Bestrahlung im DMTR und DFR festgestellt /2/, wobei allerdings die Bestrahlungstemperaturen 100°C bzw. 250°C betragen.

/1/ E.R. Gilbert et al.; Proceedings BNES Conference "Irradiation Embrittlement and Creep in Fuel Cladding and Core Components" London (1972) S. 239

/2/ D. Mosedale et al.; Nature 224 (1969), S. 1301

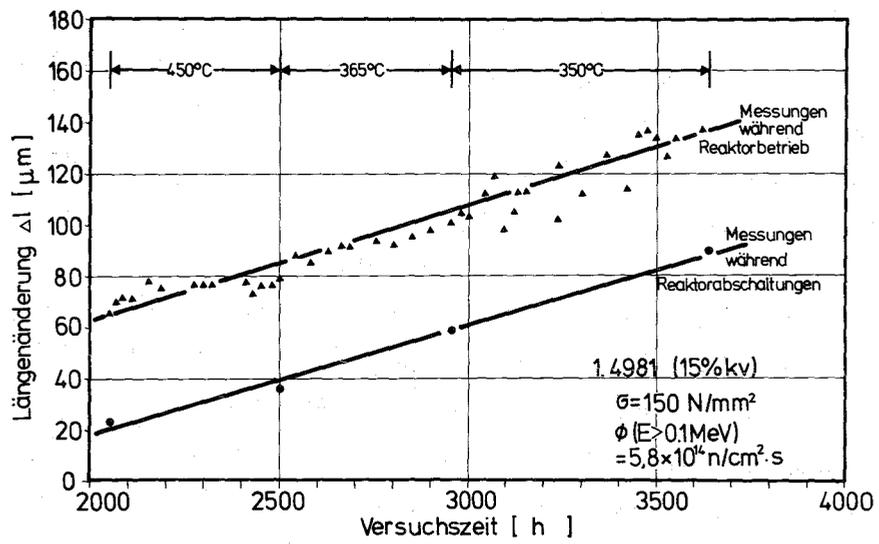


Abb. 8 Temperaturabhängigkeit des bestrahlungsinduzierten Kriechens

Der Einsatz 5 B/8 zeigte nach einer Bestrahlungszeit von 2500 h einen Heizerdefekt. Der Einsatz wurde daraufhin noch zwei weitere Zyklen bestrahlt, um die Temperaturabhängigkeit des bestrahlungsinduzierten Kriechens zu untersuchen. Abb. 8 zeigt das Kriechverhalten im Temperaturbereich von 450 bis 350°C für diesen Prüfling, der mit einer Spannung von 150 N/mm² bei einem Neutronenfluß von $5,8 \times 10^{14}$ n/cm² · s belastet wurde. Die obere Gerade gibt die während des Reaktorbetriebes aufgenommenen Meßpunkte wieder, während die untere Gerade die während der Reaktorabschaltung gemessenen Versuchsergebnisse verbindet. Aus diesem Diagramm ist zu entnehmen, daß im Rahmen der Meßgenauigkeit eine Temperaturabhängigkeit für das bestrahlungsinduzierte Kriechen nicht eindeutig festgestellt werden kann. Es hat den Anschein, als ob bei einer Temperatur von 365°C bzw. 350°C die Kriechgeschwindigkeit gegenüber dem Versuch bei 450°C leicht ansteigt. Diese Abweichungen liegen jedoch im Bereich der Meßgenauigkeit der Kriechapparatur.

3. Schwellverhalten*

(K. Ehrlich, K. Herschbach, H. Venker, IMF/II)

Der Einfluß des Werkstoffes und des Werkstoffzustandes auf die Porenbildung wurde an Proben des Bestrahlungsexperimentes DFR 397 mittels Dichtemessung und Elektronenmikroskopie (TEM) untersucht. Die Proben wurden im DFR bei nominellen Temperaturen zwischen 490 und 640°C bestrahlt. Die Werkstoffe 1.4981, 1.4988 und 1.4970 wurden in je zwei Materialzuständen A und B eingesetzt, wobei A durch eine Lösungsglühung und anschließende Auslagerung bei 800°C, B durch Lösungsglühung, Kaltverformung ($\sim 10\%$) und Auslagerung (800°C/23h) charakterisiert ist.

In Abb. 9 sind die Ergebnisse aus Dichtemessungen von Proben aus mehreren Kapseln unterschiedlicher Neutronenfluenz eingetragen, deren nominelle Bestrahlungstemperatur zwischen 610 und 620°C liegt. In dem relativ engen Dosisbereich, der in Abb. 9 nur Neutronen der Energie $E > 0,1$ MeV berücksichtigt, liegen die relativen Volumenzunahmen der drei Werkstoffe im Vorbehandlungszustand A in einem engen Streuband beieinander. Für diesen Dosisbereich könnte demnach ein etwa linearer Exponent zur Beschreibung für die Dosisabhängigkeit angenommen werden. Eine Ausnahme bildet lediglich der Werkstoff 1.4970, der einen ungewöhnlich niedrigen Wert bei niedriger Neutronendosis ($6,3 \times 10^{22}$ n/cm²) zeigt.

*
BzFE Nr. 225.1a

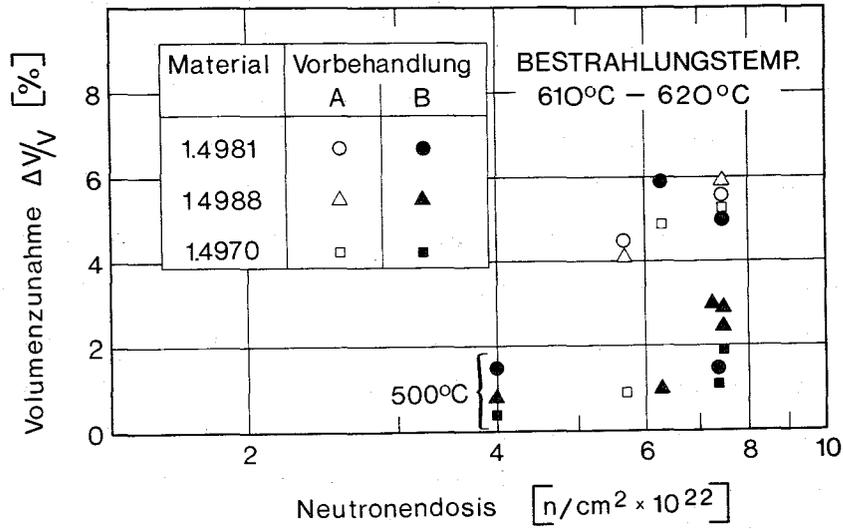


Abb. 9: Volumenzunahme verschiedener Materialien bzw. Materialzustände als Funktion der Neutronendosis ($E > 0,1$ MeV)

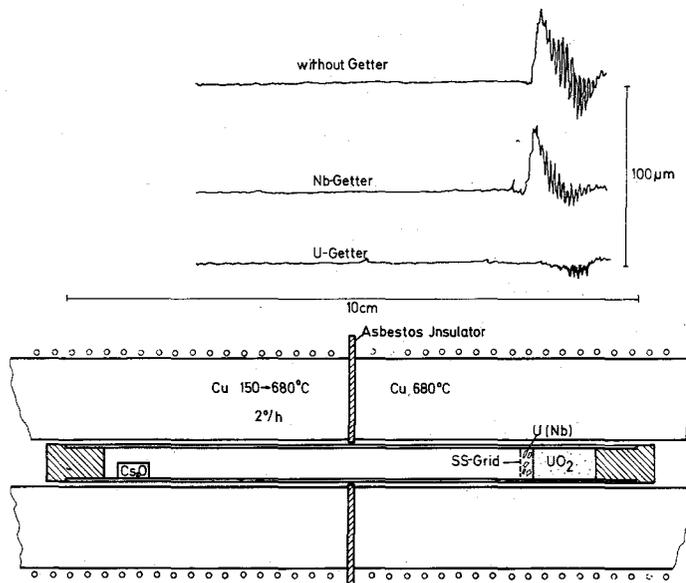


Abb. 10: Meßanordnung zur Bestimmung der Wirksamkeit verschiedener Gettermaterialien (die Hüllrohraufweitung ist für drei Experimente darüber aufgetragen).

Durch den Vorbehandlungszustand B wird in allen drei Stählen eine relativ feinverteilte Ausbildung von Titan- bzw. Niobkarbiden hoher Konzentration ($\sim 10^{15}$ A/cm³) erreicht. Abb. 9 zeigt, daß diese Materialzustände eine erhebliche Reduzierung des Schwellens mit sich bringen. Eine Ausnahme bildet der Stahl 1.4981, der große Schwankungen aufweist. Diese sind möglicherweise auf eine teilweise Erholung des Werkstoffes bei der Bestrahlung zurückzuführen. Innerhalb der Streubreite liegen die Daten des titanstabilisierten Stahles 1.4970 jeweils am unteren Ende. Dies gilt auch für die bei etwa 500°C durchgeführte Bestrahlung. Das Experiment läßt nicht den Schluß zu, ob Kaltverformung oder feinverteilte karbidische Ausscheidungen oder die Kombination beider Effekte zu dieser Erniedrigung des Schwellens führt.

Im Anschluß an Simulationsexperimente^{/1/}, in denen nachgewiesen wurde, daß die Bildung von Caesiumuranat im Übergangsbereich Brennstoff - Brutstoff zu Hüllrohraufweitungen führen kann, wurde nun untersucht, welche Gettermaterialien geeignet sind, das Sauerstoffpotential so niedrig zu halten, daß die Bildung von Caesiumuranat verhindert wird.

Dazu wurde Cs₂O langsam in eine Hüllrohrzone (680°C), die ein UO₂-Pellet und Nb- bzw. U-Getter in Folienform enthielt, verdampft.

Dabei zeigte sich (s. Abb. 10), daß U als Getter die schädliche Auswirkung der Uranatbildung vollkommen verhinderte, während Nb keinen günstigen Einfluß hatte. Dies kann seine Ursache in einer zu langsamen Reaktionskinetik haben und ist nicht ohne weiteres auf Reaktorverhältnisse übertragbar. Aus thermodynamischen Daten ist abzuleiten, daß auch die Bildung von Caesiummolybdat und analogen Rubidiumverbindungen nach obiger Methode verhindert werden kann.

Nach einer technisch bedingten Pause wurde die Erprobung der in-pile-Kriechkapsel zur Simulation dieses Effektes am Zyklotron erneut aufgenommen. Durch eine Reihe von Maßnahmen konnte inzwischen im praktischen Versuch eine Auflösung in der Dehnung von 1×10^{-6} /h bei 320°C erreicht werden, was als ausreichend für die geplanten Experimente angesehen werden kann. Begleitend zu den experimentellen Arbeiten sind theoretische Studien über den Zusammenhang zwischen Hüllrohrschwellen und in-pile-Kriechen begonnen worden. Es soll versucht werden, vorgeschlagene theoretische Ansätze zu quantitativen Aussagen zu benutzen.

/1/ O.Götzmann, P. Hofmann
KFK 1274/2, S. 112-9

4. Physikalische Untersuchungen und Strahlenschäden⁶

(K. Ehrlich, R. Groß, D. Kaletta, IMF/II)

Die Untersuchungen an Proben, die am VEC mit Nickelionen bis zu 40 dpa bei Vorimplantation von 10 appm Helium bestrahlt wurden, werden derzeit am Material 1.4981 (16Cr/16Ni-Niob-stabilisierter Stahl) weitergeführt. Abb. 11 zeigt die Schwellrate als Funktion der Eindringtiefe der eingeschossenen Teilchen stärker variiert, als bisher an anderen Werkstoffen beobachtet wurde.

Das Ergebnis bedarf noch weiterer Nachprüfungen.

Des weiteren wurden Proben des Werkstoffes 1.4970 für die nächste Bestrahlungsserie am VEC vorbereitet. Mit ihnen wird die Dosisabhängigkeit der Porenbildung studiert. Die statistischen Berechnungen zur Defekterzeugung durch neutrale und geladene Teilchen werden bis zu epithermischen Energien heruntergeführt, um einen quantitativen Vergleich mit dynamischen und statischen Computersimulationen zur Kaskadentheorie zu erreichen. Die Simulationsmodelle sind wegen begrenzter Computerkapazitäten nur im niederenergetischen Bereich einsetzbar. Vergleichende Studien in Zusammenarbeit mit der KFA Jülich haben begonnen.

Die elektronenmikroskopische Auswertung (TEM und REM) der mit 2-MeV-He⁺ bestrahlten Reinstvanadium-Proben im Dosisbereich $10^{16} - 5 \cdot 10^{17} \text{ cm}^{-2}$ und bei Temperaturen zwischen 0,35 und 0,45 T_s (K) ergibt im Vergleich mit 0,3-MeV-He⁺-Bestrahlungen eine Abnahme der Blasenkonzentration und Oberflächen-Blister bei vergleichbaren Bestrahlungsbedingungen (Abb. 12). Die Schwellwertdosis für Blistering wird auch für die 2-MeV-Bestrahlung mit ca. $2 \cdot 10^{17} \text{ He}^+ \text{ cm}^{-2}$ gefunden. Die beobachtete Reduzierung der Defektkonzentration bei höheren Einschußenergien ist konsistent mit geläufigen Schädigungsmodellen, wonach lediglich das Schadensmaximum, das bei gleicher Dosis für die 0,3- und 2,0-MeV-Bestrahlung die gleiche Höhe besitzt, mit zunehmender Energie ins Targetinnere verschoben wird, so daß insgesamt das geschädigte Materialvolumen eine geringe Heliumdichte (Teilchen pro cm³) besitzt.

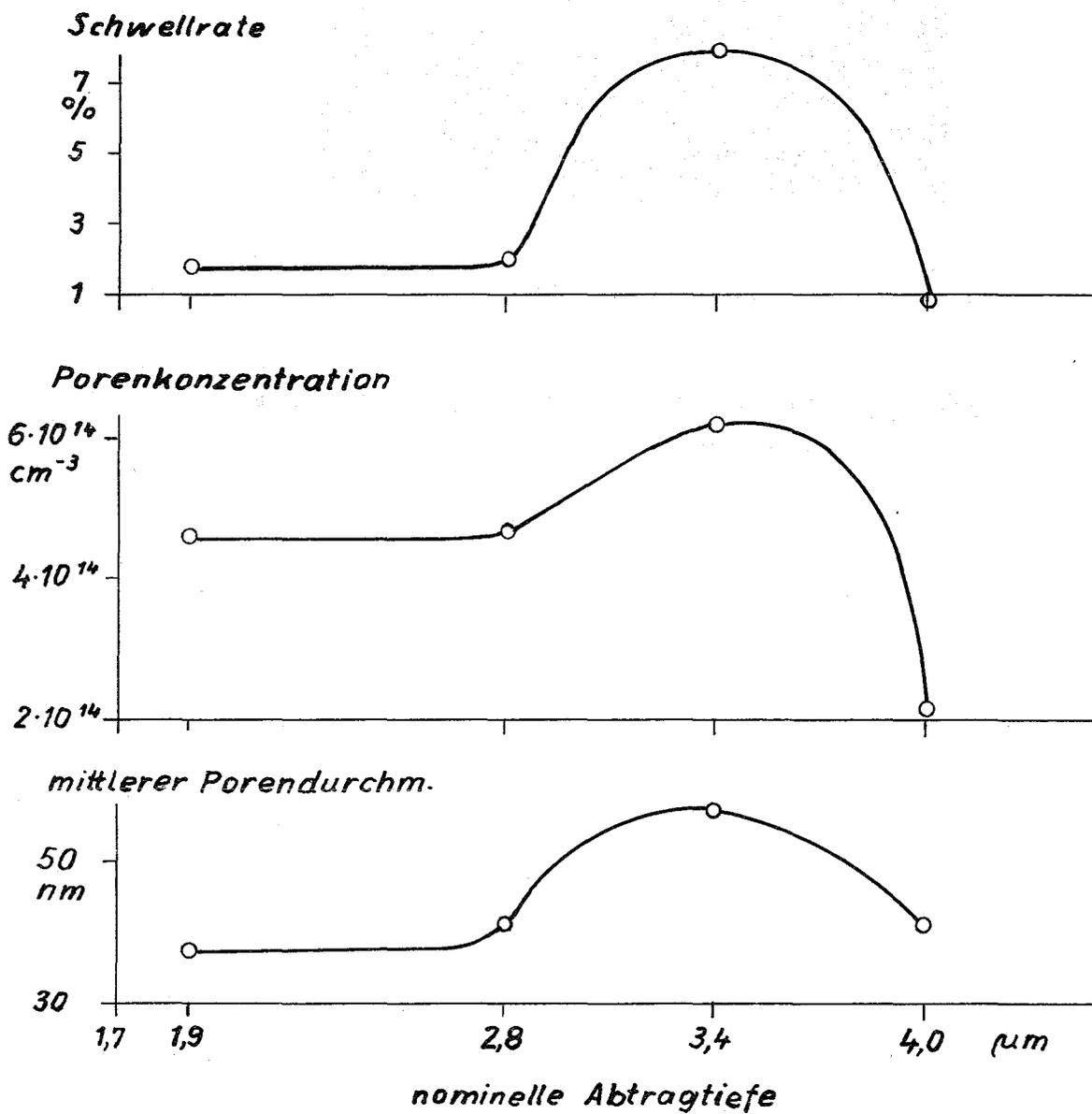
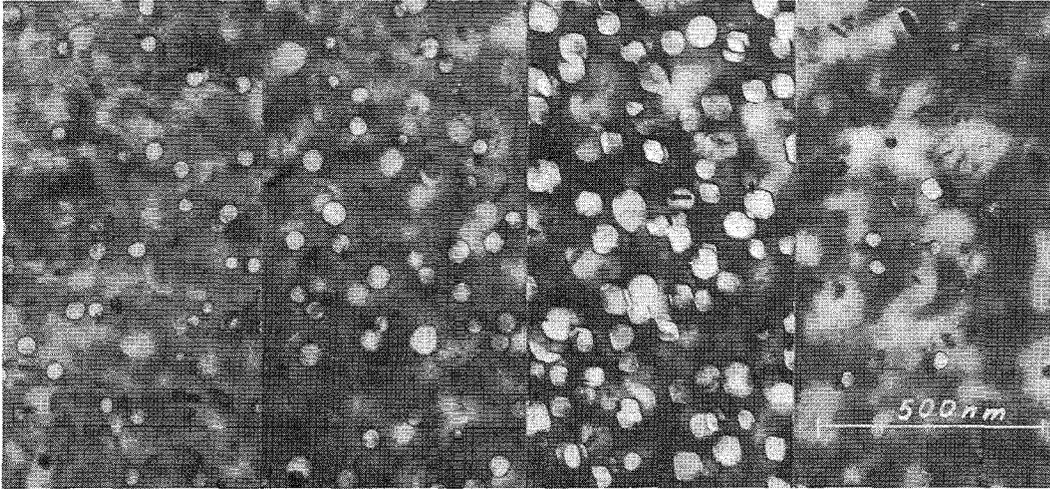


Abb. 11: Verlauf der Schwelldaten über die Eindringtiefe der Ni-Ionen im Stahl 1.4981 lösungsgeglüht

($T = 575^{\circ}\text{C}$; $\phi \cdot t = 3 \times 10^{16} \text{ Ni}^{+}\text{-Ionen/cm}^2 \approx 40 \text{ dpa}$)

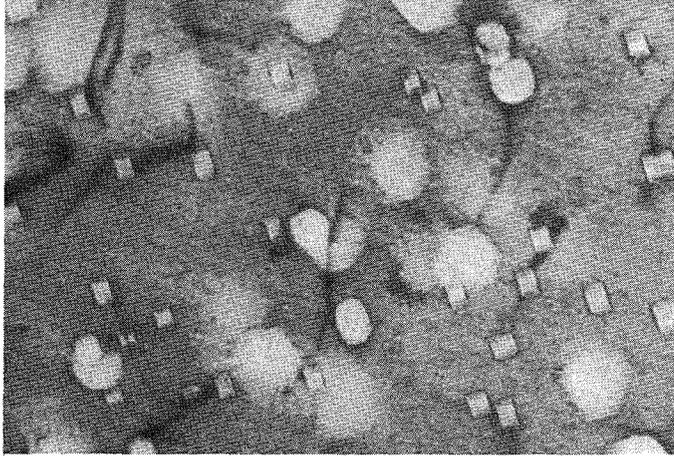


Abb. 12: 2-MeV-He⁺-Bestrahlung an Reinstvanadium.
Dosis $1,0 \cdot 10^{17} \text{ cm}^{-2}$, T = 700° C

114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1141 Natriumkühlung1141.1 Korrosion austenitischer Stähle*

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

Die Versuche im Hochtemperaturkreislauf des IRB haben das Ziel, die Frage nach der Beeinflussung der mechanischen Festigkeit durch Natriumkorrosion zu klären. Die 10.000 Stunden-Ergebnisse an Hüllrohrproben liefern Kennwerte für SNR 300. Zwischenergebnisse nach 5.000 Stunden sind für die Hüllrohrbestellung bereitgestellt worden.

Die Exposition der Proben im Natriumkreislauf hat 7500 Stunden erreicht. Der Versuch wurde zu einer Zwischenkontrolle der Proben unterbrochen. Gewichtsänderungen und Kriechaufweitungen der Hüllrohrproben wurden gemessen. Die Abtragung an den Hüllrohren erreichte nach 7500 Stunden etwa 10^{-3} cm. Die neuen Resultate bestätigen ausgezeichnet die Befunde nach 5000 Stunden (siehe KFK 1274/1). Die Auswertung des Teilversuchs HT 3 ist im Gange.

Weitere Nachuntersuchungen an Proben, die nach 5000 h entnommen worden sind, konnten abgeschlossen werden (siehe KFK 1274/2). An Proben aus dem Stahl W.-Nr. 1.4301 (ähnlich AISI 304) hat die gefundene beträchtliche Aufkohlung auch strukturelle Veränderungen bewirkt. Von diesen Erscheinungen sind weit stärkere Zonen als die eigentlichen Ferritschichten betroffen. Auf die Ferritschicht folgt eine Schicht mit starken Karbidausscheidungen an Korngrenzen und Gleitebenen in den Körnern. In den bei 700° C exponierten Proben treten dann im inneren, durch Korrosion nur wenig beeinflussten Bereich auch Ausscheidungen der Sigma-Phase auf. Diese Effekte werden aus den Schlibfbildern der Abb. 1 deutlich. Bei Auslagerung in der 600° C-Teststrecke bilden sich dünnere Schichten in der

* BzFE Nr. 232.2

gleichen Folge, die Sigma-Phasen sind jedoch nach 5000 h Einsatzdauer noch nicht zu beobachten.

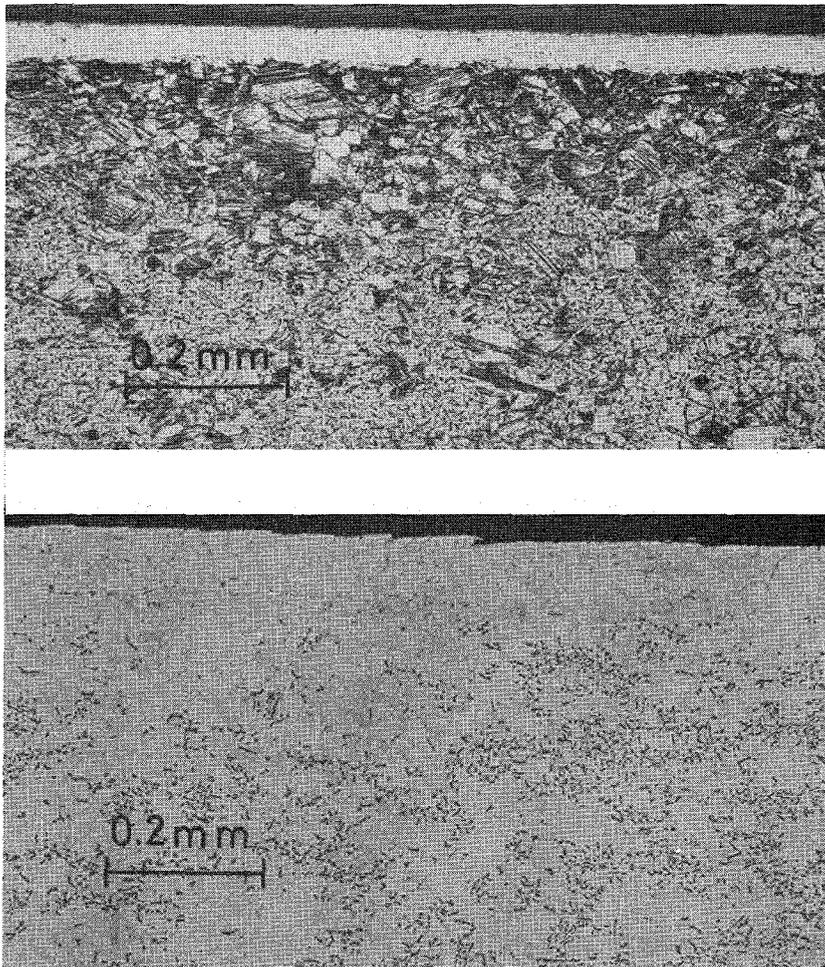


Abb. 1 Schliffbilder einer Probe aus 1.4301 nach 5000 h in Na von 700° C. Beim Ätzen mit Oxalsäure werden die Ferritschicht und die Karbidausscheidungszone sichtbar (oben), die Sigmaphasen-Ätzung macht die Ausscheidungen im Inneren der Probe deutlich.

In einer Probenhalterung unterhalb der Hüllrohrproben sind Proben aus dem ferritischen Stahl X 12 CrMo 9 1, einem für den Dampferzeuger interessanten Werkstoff, eingesetzt. Nach 5000 h Einsatz kann deren Abtragungsverhalten bei 600 und 700 °C als günstig bezeichnet werden. In Abb. 2 sind die Ergebnisse an diesem Werkstoff mit den Befunden an dem austenitischen Strukturwerkstoff 1.4301 verglichen. Die Korrosionsraten (mit W in mg/cm^2 und t in h) wurden berechnet:

$$W_{600^\circ \text{C}} = 0,023 - 1,91 \cdot 10^{-4} \cdot t$$

$$W_{700^\circ \text{C}} = -1,11 - 4,78 \cdot 10^{-4} \cdot t$$

Die Aktivierungsenergie der Korrosionsreaktion beträgt für den ferritischen Werkstoff 15,9 kcal/Mol, zum Vergleich für 1.4301 28,6 kcal/Mol.

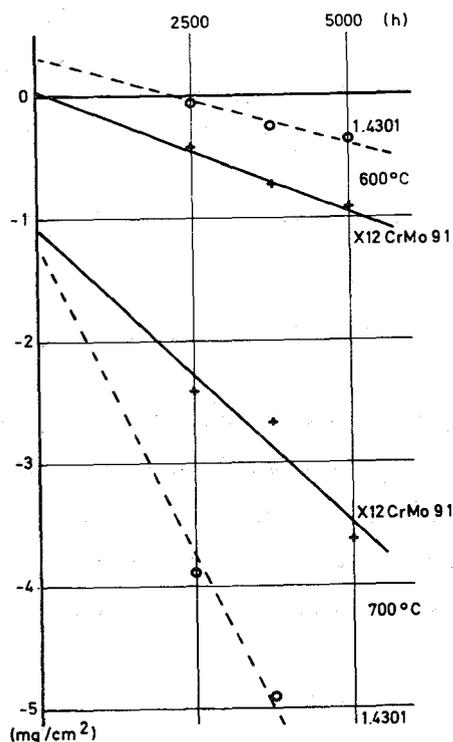


Abb. 2 Korrosionsabtrag durch Natrium beim ferritischen Stahl X 12 CrMo 9 1 im HTP. (z. Vergl. Stahl 1.4301)

1141.2 Korrosion von Sonderwerkstoffen*

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

Diese Versuche lieferten wichtige Zwischenergebnisse zur Natriumverträglichkeit von Werkstoffen, die wegen ihrer tribologischen Eigenschaften im Kern des SNR 300 Einsatz finden sollen.

Die Langzeitexposition der Werkstoffe NIMONIC 90 und INCONEL 718 ist nach 7500 h beendet worden (siehe KFK 1274/1). Der Versuch wird ausgewertet, Zwischenergebnisse über den Materialverlust liegen vor und bestätigen die

* BzFE Nr. 233.3

früher mitgeteilten Ergebnisse.

Die Versuche mit STELLIT in unterschiedlichen Formen haben Zeiten bis zu 4000 h erreicht.

Werkstoff	Temp. ° C	V _{Na} m/s	Abtragung nach		
			1500	2500 mg/cm ²	4000 h
STELLIT 6B	600	1,0	0,33	-	0,46
	600	5,0	-	0,04	-
	700	5,0	-	0,02	-

Die tabellierte Werte zeigen, daß die Abtragung bei diesem Werkstoff kein Korrosionsproblem darstellt. Da aber mit Massetransporterscheinungen zu rechnen ist, können erst Nachuntersuchungen an den Proben Hinweise auf eventuelle Korrosionsschäden bringen. Die bei der höheren Strömungsgeschwindigkeit exponierten Proben waren mit Oxidschichten bedeckt.

Veröffentlichungen

H.U. Borgstedt, G. Drechsler, G. Frees, G. Wittig

"Erfahrungen mit elektrochemischen Sauerstoffsonden in Natriumkreisläufen"

Atomwirtschaft 19 (1974) 357-359

1141.3 Reinheit und Reinheitskontrolle des Natriums*

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

1. Chemisch-analytische Betreuung des HT-Versuchskreislaufes

Die gaschromatographische Reinheitskontrolle der Schutzgasatmosphäre des HT-Versuchskreislaufes wurde fortgesetzt. Die im letzten Abschnitt des HT 3-Versuches gemessenen Methan-Werte lagen $\leq 0,1$ vpm. Aus noch ungeklärten Gründen traten zwischendurch relativ hohe Gehalte an Stickstoff im Schutzgas auf.

In nachfolgender Tabelle sind verschiedene Messwerte niedergelegt.

Datum	vpm H ₂	vpm N ₂	vpm CH ₄	Bemerkungen
9.7.74	9.0	8	<0.1	
11.7.74	10.0	1	<0.1	
12.7.74				Kreislauf abgeschaltet
26.8.74	8.0	10	0.2	Beginn: Run 3/1 Na 700°C
27.8.74	9.0	9	0.1	
28.8.74	10.0	25	0.1	
29.8.74	7,0	~100	0.1	Keine Manipulation am HT
3.9.74	8.0	130	<0.1	
5.9.74	8.0	135	0.1	
6.9.74	12.0	110	0.1	
10.9.74	12	40	<0.1	
11.9.74	11	30	<0.1	
12.9.74	10	10	<0.1	
13.9.74	12.5	8	<0.1	
17.9.74	7	6	<0.1	
19.9.74	3.2	6	<0.1	
20.9.74	7.5	7	<0.1	
23.9.74				Kreislauf abgeschaltet

Helium konnte während des Versuches im Schutzgas nicht nachgewiesen werden. Nach dem Abschalten der Teststreckenheizung wurden ca. 20 vpm He im Schutzgas gemessen.

2. Nachuntersuchung von Korrosionsproben

Von den Korrosionsproben aus dem HT-Versuchskreislauf waren spektralanalytisch die Konzentrationsprofile der Legierungselemente einschliesslich Kohlenstoff bestimmt worden. Es interessierte nun vergleichsweise

*

vor allem der Verlauf der Kohlenstoffkonzentration in Proben aus dem Versuch SGAE 1.4 /1/. Proben aus diesem Versuch waren ebensolange (5000 h) und bei der gleichen Natriumtemperatur (700°C) wie die Proben aus dem HT 2.2-Versuch eingesetzt worden. Es wurde nun die Probe M 2 aus dem Versuch SGAE 1.4 (Werkstoff-Nr. 1.4981, Charge 70703) spektralanalytisch auf den Verlauf der Legierungselementkonzentrationen mit dem Abstand von der Probenoberfläche untersucht. Aus dem HT 2.2-Versuch war eine Probe gleicher Charge untersucht worden (1 A 8 K). Über Ergebnisse und Verlauf der Elementkonzentrationen im Ausgangsmaterial wurde schon früher berichtet /2/ .

Das Ergebnis an der Probe SGAE 1.4-M2 ist in Abb. 3 festgehalten. Es zeigt, dass die Abreicherung, insbesondere von Chrom und Nickel, in den äussersten Schichten nicht so stark ist wie bei der Probe 1 A 8 K aus dem HT 2.2-Versuch. Auch scheint der Knick von starker Verarmung zu geringerer Verarmung, d.h. der Übergang von Ferritschicht zu Korngrenzenferrit, näher der Oberfläche zu liegen. Der Verlauf der Kohlenstoffkonzentration in den tieferen Schichten ist ähnlich dem der Proben aus dem HT 2.2-Versuch mit dem Unterschied, dass hier in den oberflächennahen Schichten (Ferritzone) nicht eine Verarmung bis unter den Matrixwert, sondern eine Anreicherung bis über 0,2% C festgestellt werden konnte. Das Niveau der Aufkohlung in den tieferen Schichten liegt hier dagegen etwas niedriger.

/1/ H.U.Borgstedt, W.Dietz, KFK 1932

/2/ H.Schneider, H.Schumann, KFK 2009

Probe M2 (1.4981) aus Versuch SGAE 1,4

Rohraußenseite

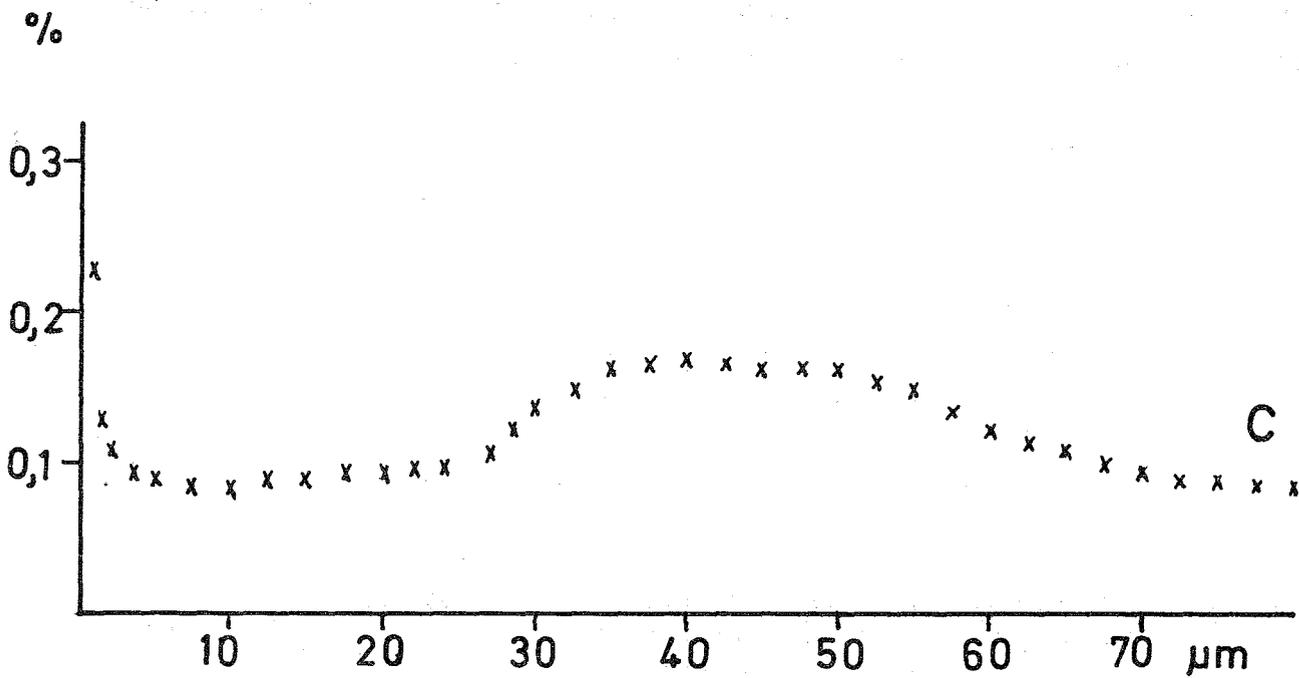
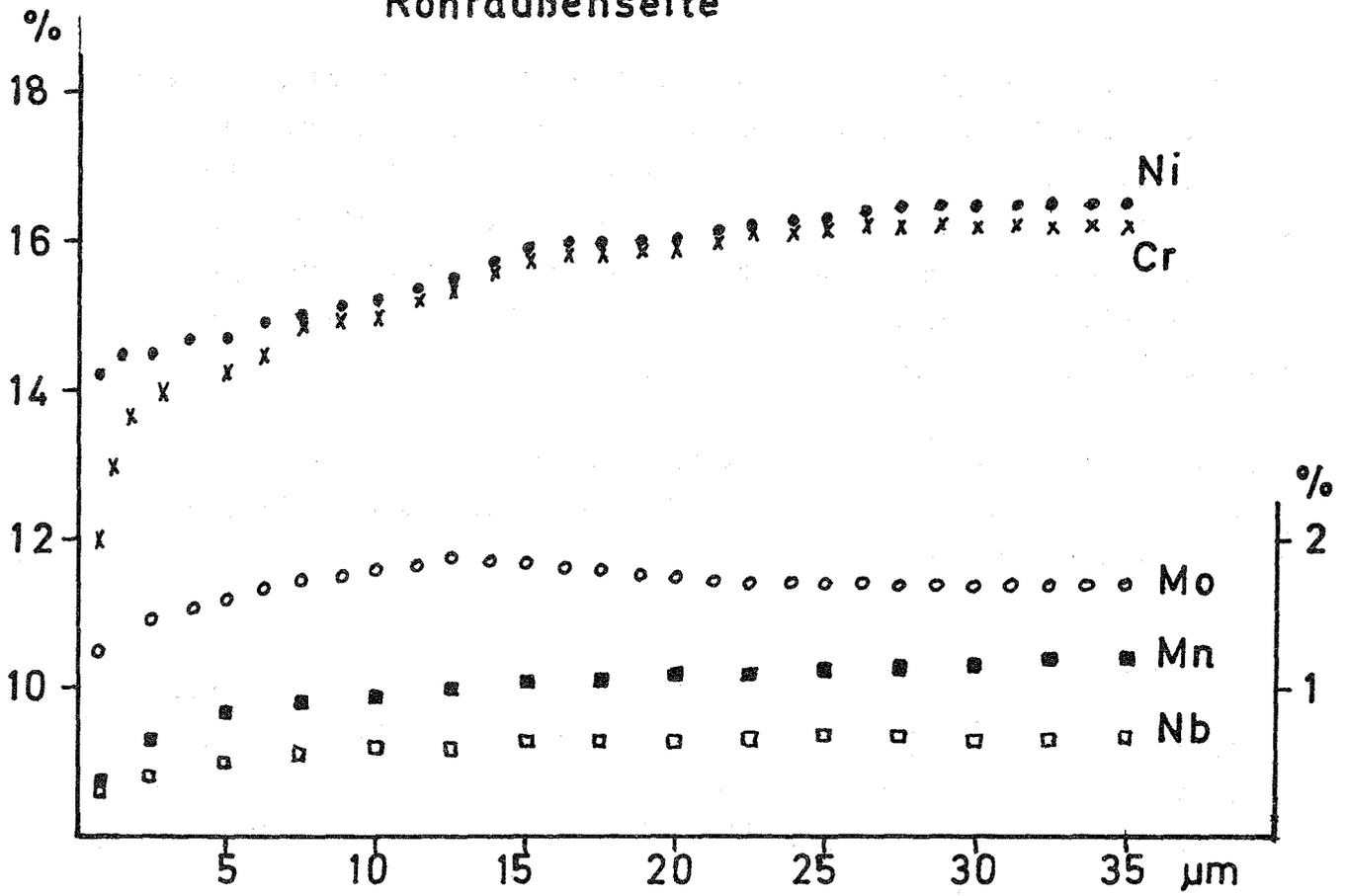


Abb.3

1142 Gas-Korrosion^G
(S. Leistikow, IMF)

Es wurde die Versuchszeit bereits beschriebener Korrosionsversuche an drei potentiellen Gasbrüter-Hüllwerkstoffen in Helium höchster Reinheit bei 800° C, dem Wasser und Wasserstoff im Verhältnis 5,5 : 55 vpm zudosiert wurde, auf 2000 Stunden ausgedehnt. Der mittlere Wassergehalt lag bei $5,5 \pm 1,1$ vpm und der mittlere Wasserstoffgehalt bei 55 ± 11 vpm. In sehr wenigen, sehr kurzfristigen Störfällen traten Änderungen der zu dosierenden Verunreinigungen von $\pm 50\%$ auf.

Gewichtszunahme (mg/dm^2) der untersuchten Stähle bei 800° C in Helium mit einem mittleren Wasser- zu Wasserstoffverhältnis von 5,5 : 55 vpm in verschiedenen Reaktionszeiten:

Werkstoff-Nr.	Korrosionszeiten [h]							
	500		1000		1500		2000	
1.4970	40,2	34,2	52,4	43,4	56,4	49,8	62,3	
1.4981	13,5	12,2	17,4	14,4	17,7	15,8	18,0	
1.4988	10,1	8,9	13,9	11,5	16,3	13,0	19,2	

Die Versuche werden noch bis 2500 Stunden Gesamtdauer fortgesetzt und die Proben sodann abschließenden gravimetrischen, metallografischen, mikroanalytischen und mechanischen Untersuchungen unterzogen.

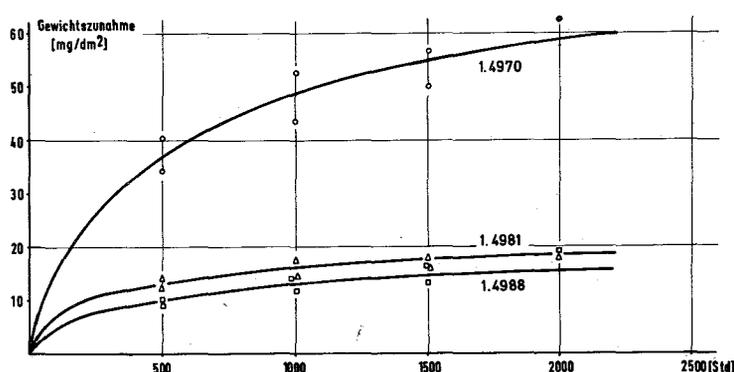


Abb. 4. Hochtemperatur-Korrosion austenitischer CrNi-Stähle in hochreinem Helium unter Zudosierung von $5,5 \pm 1,1$ vpm H_2O und 55 ± 11 vpm H_2 (800° C, 1,5 bar)

Beiträge zu den Teilprojekten

115

ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS

und

121

PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE

erscheinen im nächsten PSB-Vierteljahresbericht.

122

REAKTORTHEORIE

1221

Überprüfung von Kerndaten und Methoden^F

1.

Überprüfung der an vier Temperaturstützstellen vorgegebenen Resonanzabschirmfaktoren durch das Programm MITRA (B.Krieg, INR)

Im KFKINR Nachfolgesatz sollen die Resonanzselbstabschirmfaktoren (f-Faktoren) an vier Temperaturstützstellen bereitgestellt werden /1/. Diese Stützstellen liegen zwischen $T_1 = 300^\circ\text{K}$ und $T_4 = 3100^\circ\text{K}$. Außerdem sollen Inter- und Extrapolationen zwischen $T_u = 270^\circ\text{K}$ und $T_\phi = 3400^\circ\text{K}$ möglich sein. Die folgende Interpolationsformel wurde vorgesehen:

$$f(T) = A_0 + A_1\sqrt{T} + A_2\ln T + A_3/\sqrt{T}$$

Bei der Berechnung der durch Temperaturänderungen hervorgerufenen Kritikalitätsänderungen Δk (ΔT) ist eine zuverlässige Beurteilung der Funktion $f(T)$ erforderlich. Um den genauen Kurvenverlauf feststellen zu können, werden die beiden Ableitungen df/dT und d^2f/dT^2 benötigt.

Das in /2/ beschriebene Programm MITRA zur Transformation der MIGROS-2 Ausgabe in eine Eingabe für das Managementprogramm GRUMA sollte entsprechend erweitert werden, damit auch die f-Faktoren an vier Temperaturstützstellen vor der Aufnahme in einen Gruppenkonstantensatz einer analogen Prüfung unterzogen werden, wie sie bisher bereits in MITRA für f-Faktoren an drei Temperaturstützstellen durchgeführt wird. Diese Erweiterung betrifft ausschließlich die Subroutine TEST1, die Resonanzselbstabschirmfaktoren, welche durch das Programm MIGROS-2 aus Daten für aufgelöste oder statistische Resonanzen berechnet werden, überprüft.

^F Zuletzt berichtet in KFK 1274/1

Nachdem die Erweiterungen nunmehr vorgenommen worden sind, läuft der Programmteil, der die f-Faktoren auf Monotonie bei festem σ_0 und steigenden Temperaturen untersucht, zweiseitig, und zwar einmal für drei Temperaturen /2/, und einmal für vier Temperaturen.

/1/ E. Kiefhaber: Persönliche Mitteilung.

/2/ H. Huschke, B. Krieg: MITRA - A Program for the Transformation of the Output of MIGROS-2 into an Input for GRUMA, KFK 1810, Dezember 1973.

2.

Konversion von ENDF/B-Daten in KEDAK-Format: Status des Programms BRIGITTE (E.Stein, INR)

Im Konversions-Programm (ENDF/B nach KEDAK) BRIGITTE /1/ wurden einige Fehler beseitigt und wesentliche Verbesserungen eingeführt, insbesondere:

- Bei der Addition des Restquerschnittes auf ENDF/B zu dem aus den Resonanz-Parametern berechneten Anteil wird von ENDF-Routinen geprüft, ob eventuell Punkte überflüssig sind. Durch ein falsches Verfahren in den ENDF-Routinen konnte es vorkommen, daß langsam veränderliche Querschnitte geglättet wurden. Dieser Fehler ist beseitigt, und es ist außerdem gewährleistet, daß bei der Konversion die Werte zwischen zwei tabellierten Punkten mit einer Genauigkeit kleiner oder gleich ϵ (normalerweise $\epsilon = 1\%$) interpoliert werden können. Die letzte Aussage gilt auch im Resonanzbereich. Die Anregung für diese Änderung gab P. Vandeplass von CEN/MOL.
- Die Größe des vom Programm BRIGITTE benutzten internen Datenspeichers wurde dynamisiert und hängt nur noch von der zur Verfügung gestellten Gesamt-REGION ab. Dadurch kann die Zahl der Energiepunkte und Interpolationsbereiche den Erfordernissen angepaßt werden.

/1/J.C.Schepers (CEN/MOL): BRIGITTE. A computer program for translating neutron cross-sections data from the ENDF/B Evaluated Nuclear Data File to the KEDAK format.

Work document presented at the meeting on "Conversion of Formats and Related Problems". Bologna. June 7-9, 1972.

- Bei der Berechnung der Querschnitte aus Resonanz-Parametern werden nun an einem Energiepunkt alle (aufgelösten) Resonanzen berücksichtigt. Das Mitnehmen aller Resonanzen steht auch in Übereinstimmung mit dem ENDF-Programm RESEND.
- Im aufgelösten Resonanzbereich werden zur Darstellung der Querschnitte in der neuen Version so viele Punkte verwendet, wie nötig sind, um die Interpolation zwischen den Punkten mit einer vorgegebenen Genauigkeit (1%) zu gewährleisten. Wie sich zeigte, waren bei der alten Konversionsroutine zu wenig Punkte verwendet worden; dies hatte zu falschen Ergebnissen geführt.

3.

Neuauswertungen für die Kerndatenbibliothek KEDAK-3

(B. Göel, F. Weller, INR)

Es wurden Wirkungsquerschnitte für die Kerne U^{238} und Pu^{239} neu ausgewertet. Der Schwerpunkt lag dabei im Energiebereich oberhalb der aufgelösten Resonanzen, und zwar für $\sigma_{\gamma}, \sigma_t, \sigma_f$. Neben den erwähnten Wirkungsquerschnitten wurden für beide Isotope auch σ_{2n} und σ_{3n} ausgewertet. Für Pu^{239} wurden im Resonanzbereich neue Daten für σ_{γ} und σ_f aufgenommen.

Für U^{238} wurden außerdem σ_{in} und σ_{nel} ausgewertet. Alle anderen wichtigen Wirkungsquerschnitte, wie z.B. σ_{e1} , wurden mit Hilfe der neu bestimmten Querschnitte berechnet.

Diese Arbeiten waren nötig, da seit der letzten Auswertung, teilweise auch nach 1972, viele neue und genauere Meßergebnisse veröffentlicht worden sind.

Die größten Änderungen treten bei σ_{γ} von Pu^{239} auf. Dieser Wirkungsquerschnitt ist besonders schwierig zu messen. Die Daten werden deshalb meistens aus den Messungen von α und σ_f gewonnen. Trotz neuerer und auch genauerer Messungen sind jedoch die experimentellen und damit auch die evaluierten Daten weiterhin mit einer relativ großen Unsicherheit (bis 20 %) behaftet. Bei σ_f von Pu^{239} ist eine Abnahme des Wirkungsquerschnittes in den Gruppen 11, 12, 16, 20 und 21 zu beobachten, während in den anderen Gruppen unterhalb 30 KeV der Wirkungsquerschnitt zunimmt; σ_t nimmt in allen Gruppen oberhalb

100 KeV um etwa 3-5 % ab (vgl. Abb. 1 auf S. 122-8).

Bei U^{238} nimmt σ_f in allen Gruppen oberhalb 600 KeV (Schwellenergie etwa 500 KeV), σ_γ in allen Gruppen oberhalb 4 KeV ab, während bei σ_t in den Gruppen 1,5,6 und 7 eine Zunahme und in den Gruppen 2 bis 4 und 11 bis 13 eine Abnahme zu verzeichnen ist.

Die vollständige Dokumentation ist in Arbeit; der Einfluß der Änderungen gegenüber früheren Auswertungen auf einige physikalische Kenngrößen kritischer Anordnungen wird untersucht.

1222

Rechenverfahren und Berechnung der Eigenschaften von Reaktoren

1222.1

Mathematische, numerische und Datenverarbeitungsprobleme der Reaktorphysik und -technik^G

Einfluß der Gitterwahl auf die Genauigkeit von zweidimensionalen Diffusionsrechnungen. (K. Kufner, INR)

Es wurde untersucht, ob es möglich ist, die Wahl der Gitter für die Differenzenapproximation des zweidimensionalen Diffusionsprogramms DIXY so zu schematisieren, daß bei gegebenem Aufwand (d.h. Punktzahl) eine möglichst große Genauigkeit erreicht wird.

Als zweidimensionales Modellproblem diente ein (SNR-300-ähnlicher) schneller natriumgekühlter Brutreaktor mit teilweise eingefahrenen Kontrollstäben in r-z-Geometrie. Der Aufbau war komplex genug, um realistische Aussagen erwarten zu lassen, andererseits hielten (insgesamt 14) große Zonen mit homogenen Materialien den Rechenaufwand in Grenzen. Gerechnet wurde mit 4 Energiegruppen.

Um die Genauigkeit einer Lösung beurteilen zu können, wurde zunächst mit einem sehr feinen Gitter aus 5760 Maschenpunkten (79 axiale Schritte, 71 radiale Schritte) mit einer mittleren Schrittweite von 1,86 cm eine Referenzlösung für k_{eff} , Flüsse und Leistungsdichte des Problems erstellt. Alle durch andere Gitterwahl erhaltenen Lösungen wurden dann bezüglich der Abweichungen in k_{eff} , im Fluß und in der Leistungsdichte mit der Referenzlösung verglichen.

^GZuletzt berichtet in KFK 1273/4, S. 122-1.

Ergebnisse:

1. k_{eff} ist relativ stabil gegenüber Gitteränderungen. Schon mit relativ grobem Gitter (480 Maschenpunkte) weicht k_{eff} nur um einige Promille vom k_{eff} für den Referenzfall ab
2. Fluß und Leistungsdichte werden auf Trennflächen verschiedener Materialien am ungenauesten berechnet. Ansonsten werden die Fehler dort besonders groß, wo der Fluß stark gekrümmt ist (Absorber, Blankets).
3. Schrittweiten zwischen 0,5 bis 1. Diffusionslängen führen zu Fehlern von 1 % - 3 % in Fluß und Leistungsdichte. Ein Schema zur möglichst gleichmäßigen Auswahl der Schrittweiten auf der Basis der Diffusionslängen wurde angegeben.
4. Für einen notwendig werdenden Wechsel von Schrittweiten scheint es vorteilhafter zu sein, den Wechsel auf einmal durchzuführen, als nach und nach die beiden Schrittweiten aneinander anzugleichen.
5. Durch Anpassungsprogramme wurden für die Fehler folgende Abhängigkeiten von der mittleren Schrittweite \bar{h} ermittelt:

$$- \Delta k_{\text{eff}} = 3.5 \cdot 10^{-4} * (\bar{h}^{**2.45}) \text{ (Fehler in } k_{\text{eff}})$$

$$- \Delta \phi_{\text{max}} = c_1 * (\bar{h}^{**\alpha_1}), c_1 < 10^{-2}, \alpha_1 \in [1.11, 2.13]$$

(maximaler Fehler im Fluß)

$$- \overline{\Delta \phi} = c_2 * (\bar{h}^{**\alpha_2}), c_2 < 10^{-4}, \alpha_2 \in [2.76, 2.98]$$

(mittlerer Fehler im Fluß)

$$- \Delta L_{\text{max}} = 3.0 \cdot 10^{-2} * (\bar{h}^{**2.03}) \text{ (max. Fehler in der Leistungsdichte)}$$

$$- \overline{\Delta L} = 2.1 \cdot 10^{-4} * (\bar{h}^{**2.33}) \text{ (mittl. Fehler in der Leistungsdichte)}$$

1222.2 Untersuchungen zur Verbesserung des Monte-Carlo-Quelliterationsschemas.^G (H.Borgwaldt, INR)

Die im folgenden dargestellten Ergebnisse beruhen teilweise auf Rechnungen mit einem eindimensionalen Transportmodell, für das man den exakten Eigenwert k_{eff} angeben kann. Zum anderen Teil wurden Tests mit modifizierten Versionen des Monte-Carlo-Codes KAMCCO durchgeführt.

Wenn man mit einer fest gewählten Anzahl N von Quellpunkten ein Monte-Carlo-Quelliterationsschema realisiert, muß man durch besondere Maßnahmen diese Anzahl N streng oder im Mittel konstant halten. Diese Maßnahmen, in der Form rein mathematischer Bedingungen, verletzen im allgemeinen die Erwartungstreue. Man implementiert in der Praxis nur solche Schemata, die für große N asymptotisch erwartungstreu sind. Besonders für große Reaktoren ist es schwierig abzuschätzen, wie groß N tatsächlich gewählt werden muß. Dabei ist auch zu beachten, daß es Gründe gibt, N möglichst klein zu wählen, nämlich um eine hohe Zahl von Iterationen durchzuführen.

Eine gestaffelte Iteration besteht darin, daß man, anstatt N Quellpunkte zu verwalten, einen Pool von $2N$ Quellpunkten unterhält. Aus ihm werden jeweils in einem Schritt (d.h. in einer Generation) N Neutronen gestartet und somit N Quellpunkte regeneriert. Eine Staffelung (oder Überlappung) der Generationen ergibt sich, wenn man die Auswahl der N Startneutronen der n -ten Generation so vornimmt, daß sie zu jeweils 50 Prozent von der $(n-2)$ -ten und der $(n-1)$ -ten Generation erzeugt werden (Staffelungsbedingung A). Eine andere Möglichkeit (Staffelungsbedingung B) besteht darin, daß die $(n-i)$ -te Generation ($i = 1, 2, \dots$) jeweils (näherungsweise) den Anteil 2^{-i} zur n -ten Generation beiträgt. Die gestaffelte Iteration ist eindeutig mit einer Varianzreduktion verbunden und ist daher in KAMCCO implementiert.

^G Letzter Bericht in KFK 1273/4

Iteration mit Gewichtungsfaktoren. Der aus den Koordinaten der neuen Quellpunkte gebildete 3N-dimensionale Zufallsvektor kann um eine weitere Koordinate G_s erweitert werden. Dabei ist G_s ein Maß für das Multiplikationspotential der N vorausgegangenen Startneutronen, gewonnen aus den $v\Sigma_f$ -gewichteten Flugwegen dieser Neutronen. Durch Mitführung von G_s läßt sich ein Zufallswanderungsprozeß realisieren, der auch für kleine Werte von N erwartungstreu ist, solange keine zusätzlichen Bedingungen eingeführt werden. Ganz ohne Zusatzbedingungen wäre dieser Prozeß aber nicht ergodisch; G_s kann sich bei jeder Iteration in kleinen Schritten, aber unbeschränkt, verändern. Um G_s in einem bestimmten Band zu halten, muß G_s durch Regeleingriffe korrigiert werden. Diese Regelung erfaßt aber gleichmäßig alle N Neutronen und erstreckt sich über mehrere Iterationen; sie stört damit nur geringfügig den Prozeß. Zudem wird das Ausmaß dieser Eingriffe eine meßbare Größe, die erstmals objektiv anzeigt, ob N vergrößert werden sollte oder nicht. Es zeigte sich, daß die Güte eines solchen Iterationsschemas wesentlich durch die auf einen Iterationsschritt bezogenen statistischen Fehler des Monte-Carlo-Verfahrens bestimmt wird. Dieser Fehler wurde durch zusätzliche Techniken reduziert.

Systematische Auswahl der Startneutronen. Man kann bei der gestaffelten Iteration dafür sorgen, daß nach Erfüllung einer Staffelungsbedingung die weitere Auswahl der N Startneutronen aus insgesamt 2N möglichen Positionen nicht ganz regellos ist. Hierfür teilen wir die 2N Punkte auf in 2 Untermengen von N Punkten, die jeweils in ihrer räumlichen Verteilung ein systematisch verdünntes Bild der Gesamtmenge darstellen sollen. In jeder Untermenge muß die Staffelungsbedingung B hinreichend gut erfüllt sein. Als ersten Schritt zur Realisierung kann man ohne großen Aufwand während des Prozesses ständig den Schwerpunkt aus allen bisherigen Quellpunkten berechnen. Dieser Schwerpunkt zerlegt den Raum in 8 Oktanten. Die Untermengen lassen sich dann bilden, indem man aus jedem der Oktanten 50 Prozent der Gesamtmenge herauszieht. Im Test zeigte diese Implementierung das erwartete günstige Verhalten. Eine Verfeinerung, die in einem sehr groben Gitter von 64 Bereichen auch Innen- und Außenzonen unterscheidet, erhält man dann, indem man auf jeden Oktanten die obige Zerlegung sinngemäß überträgt. Dabei zeigte sich jedoch bei Tests mit $N = 100$ eine große Empfindlichkeit

gegen Verletzung der Staffelungsbedingung B. Damit auch bei kleinem N diese Bedingung gut erfüllt werden kann, muß das bisher benutzte Indizierungsschema etwas verändert werden.

Nach den bisherigen Ergebnissen erscheint es aussichtsreich, im Iterationschema Staffelung, Gewichtungsfaktoren, systematische Auswahl der Quellpunkte und eine gewisse Systematik in der Auswahl von Energie und Flugrichtung der Spaltneutronen zu kombinieren.

Veröffentlichung zu 1222.2:

(1) G. Arnecke, H. Borgwaldt, V. Brandl, M. Lalovic,

Efficient Data Management Techniques Implemented in the Karlsruhe Monte Carlo Code KAMCCO.

ANL-NEACRP Meeting of a Monte Carlo Study Group, Argonne, July 1-3, 1974

(erscheint als ANL-Report)

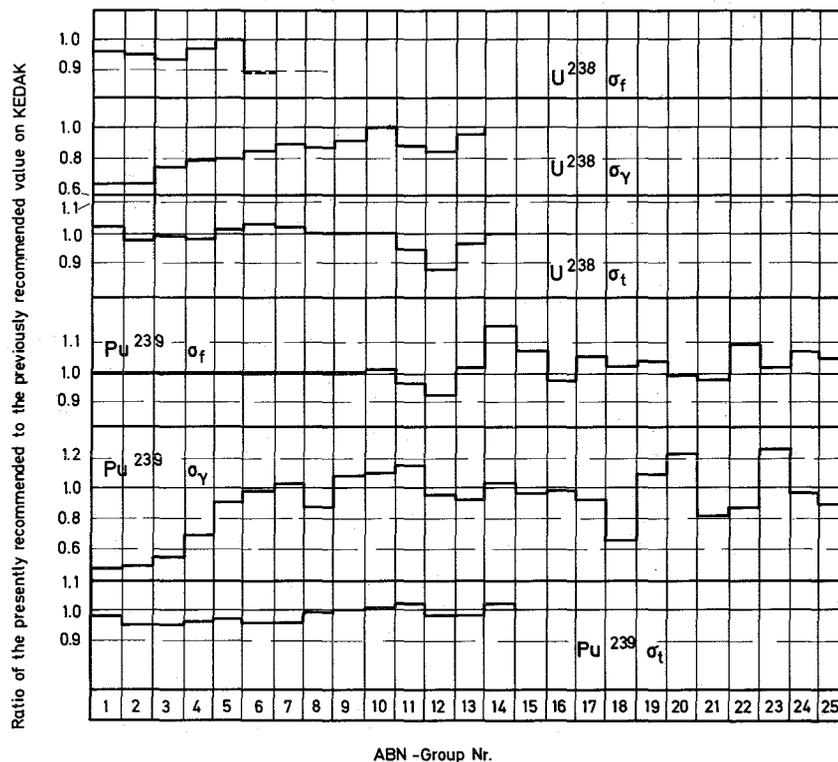


Abb. 1 (zu S. 122-4):

Verhältnis der neu evaluierten Wirkungsquerschnitte zu den bisher von Kedak empfohlenen in den durch die ABN-Gruppen definierten Energiebereichen für σ_t , σ_γ , σ_f von U^{238} und Pu^{239} .

123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1231 Theoretische Untersuchungen zur Reaktordynamik*1. Untersuchungen zur Zahl der notwendigen Energiegruppen bei ortsabhängigen Dynamikrechnungen¹⁾ (L.Väth, INR)

Die Berechnung des Reaktivitätsverlaufs während eines Störfalls erfolgt bei ortsabhängigen Codes wie KINTIC-2 mit Hilfe der zeitabhängigen Neutronenflüsse und Wirkungsquerschnitte im Gegensatz zu ortsunabhängigen Codes, die Reaktivitätskoeffizienten verwenden. Die Genauigkeit der Reaktivitätsberechnung hängt damit bei ortsabhängigen Codes entscheidend von der verwendeten Gruppenstruktur ab, im Gegensatz zu Punktkinetikcodes, bei denen es nur auf die Genauigkeit der Reaktivitätskoeffizienten ankommt. Die Anforderungen an die Gruppenstruktur sind umso höher, je stärker sich im Verlaufe eines Transienten das Energiespektrum ändert. Dies bedeutet, daß man bei makroskopischen Änderungen der Materialzusammensetzung, wie sie bei Natriumsieden oder Slumping auftreten, mit einfachsten Gruppenbildern (bis zu 4 Gruppen) nicht mehr auskommt.

Bei der Vorbereitung einer ortsabhängigen Berechnung des 5 \$/sec-Rampenunfalls für das SNR-300 MARK I Core war die Frage zu beantworten, wieviele Gruppen benötigt werden, um die auftretenden zunächst lokalen, später fast das ganze Core umfassenden Siedevorgänge reaktivitätsmäßig richtig zu beschreiben. Im Prinzip erlaubt der Dynamikcode KINTIC-2 beliebig viele Gruppen, jedoch werden die Rechnungen für hohe Gruppenzahlen zeitraubend und kostenintensiv. Auf der anderen Seite befindet sich der Reaktor zu Beginn der Siedevorgänge im fast prompt-kritischen Zustand. Gerade in diesem Bereich kann jedoch ein Fehler von wenigen cents im Reaktivitätswert beträchtliche Fehler in der Leistung zu Folge haben, wie beispielsweise in /1/ gezeigt wurde.

Um die Mindestzahl von Gruppen für eine zuverlässige Berechnung des Voideffekts zu ermitteln, wurden drei verschiedene Voidzustände zugrunde gelegt.

¹⁾ Letzter Bericht in KFK 1273/2, S. 123-1

BzFE-Nr. 523.3

/1/ W.B. Terney, R. Srivenkatesan, KFK 1827 (1973)

Im ersten Fall sind nur die heißesten Kanäle in den beiden Corezonen von Natrium entleert ("partieller Void, Core"). Im zweiten ist der gesamte Corebereich ohne Natrium ("totaler Void, Core"), im dritten sind Core und Blanket frei von Natrium ("totaler Void, Core + Blanket"). Als Referenz dient die 26-Gruppen-Berechnung der Reaktivitätswerte dieser drei Konstellationen. Mit statischen zweidimensionalen Rechnungen wurden Gruppensätze mit weniger Gruppen untersucht. Als Kondensationsspektren dienten zonengemittelte Spektren des stationären Reaktors (ohne Voidzonen) und des vollkommen entleerten Reaktors. Die übliche flußgewichtete Kondensation wurde verwendet. Ziel war eine Wiedergabe der Reaktivitätseffekte mit einem Fehler von maximal 1 %.

Die Tab. 1 zeigt die Rechenergebnisse. Die Gruppenstrukturen wurden der Arbeit von W.B. Terney und R. Srivenkatesan entnommen /2/, in der beste Wenig-Gruppen-Strukturen ermittelt wurden. Zunächst wurde die 8-Gruppen-Struktur überprüft, deren Ergebnisse sehr unbefriedigend sind. Sodann wurde eine Erweiterung der Terney'schen 12-Gruppen-Struktur auf 15 Gruppen gewählt, die ausreichend gute Ergebnisse liefert. Es wurde schließlich noch der Versuch gemacht, die 15 Gruppen auf 14 zu reduzieren, indem wieder in Anlehnung an die Terney'sche 12-Gruppen-Struktur die Energiegruppen 8 und 9 zusammengefaßt wurden. Wie die Tabelle zeigt, verschlechtert dies jedoch die Ergebnisse in nicht akzeptabler Weise. Für die zeitabhängige Rechnung wurde daher die 15-Gruppen-Struktur verwendet.

Die vorliegende Untersuchung kann keinen Anspruch auf Vollständigkeit erheben, da man beispielsweise durch Verwendung von anderen oder mehr Kondensationsspektren eventuell zu akzeptablen Resultaten für etwas kleinere Gruppenzahlen gelangen kann. Ortsabhängige Rechnungen sind jedoch auch bei etwa 10 Energiegruppen noch sehr aufwendig. Aus den Rechnungen ist daher zu folgern, daß der Versuch unternommen werden muß, durch Abweichung von der üblichen Flußwichtung bei Kondensation bessere Ergebnisse mit weniger Gruppen zu erzielen. In der Arbeit von Terney und Srivenkatesan sind bereits mögliche Verbesserungen - bilineare Wichtung oder Energiesynthese - aufgezeigt. Ein Einbau dieser Methoden in KINTIC-2 würde jedoch eine aufwendige Abänderung des Diffusionscodes erfordern: Bei bilinearer Wichtung die Einführung spezieller Randbedingungen an inneren Zonengrenzen,

Gruppenbild	partieller Void, Core	totaler Void, Core	totaler Void, Core + Blanket
8 Gruppen 1-3, 4-6, 7, 8-9, 10, 11-12, 13, 14-26	1.20 \$	0.81 \$	- 1.93 \$
14 Gruppen 1-3, 4, 5, 6, 7, 8-9, 10, 11-12, 13, 14, 15, 16-17, 18-20, 21-26	1.22 \$	0.90 \$	- 1.93 \$
15 Gruppen 1-3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11-12, 13, 14, 15, 16-17, 18-20, 21-26	1.24 \$	0.95 \$	- 1.92 \$
26 Gruppen	1.25 \$	0.96 \$	- 1.92 \$

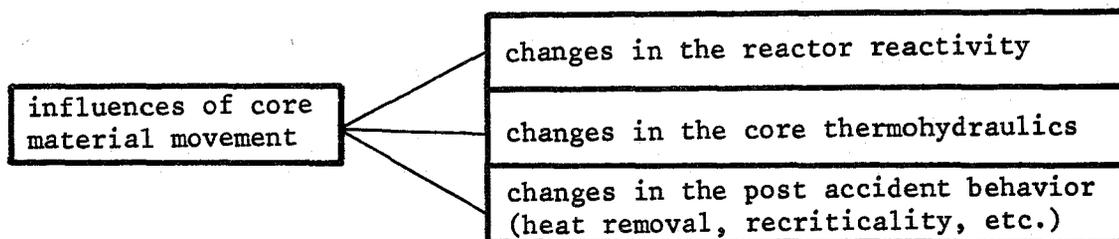
Tabelle 1: Reaktivitätswerte verschiedener Voidzustände des SNR-300
MARK I Cores bei Verwendung kondensierter Gruppensätze.

bei Energiesynthese die Umstellung vom Multigruppenmodell auf das Synthesemodell. Zudem wurden die Untersuchungen an einem eindimensionalen Modell ohne echte Rückwirkung durchgeführt. Die guten Resultate für diese Methoden beruhen wesentlich auf der Benutzung von Flüssen oder Adjungierten für den bekannten Endzustand des Reaktors. In realistischen Rechnungen kann man diesen Zustand jedoch nicht als bekannt voraussetzen. Die Frage, ob die bilineare Wichtung oder die Energiesynthese für große Produktionscodes echte Verbesserungen liefert, ist daher noch an realistischen Modellen zu überprüfen. Überdies sind andere Möglichkeiten zur Verbesserung von Wenig-Gruppen-Resultaten zu untersuchen, beispielsweise die Anwendung verschiedenartiger Interpolationsmethoden.

2. Core Material Movement during the Slumping-Phase
(G. Angerer, INR)

Problem Review:

During localized and whole core accidents (reactivity accidents, loss-of-flow accidents) a relocation of core materials may take place. This influences the reactor behavior in several ways.



For this reason it is highly desirable to understand the occurring phenomena in their physical course, to describe them analytically, to implement appropriate physical models into computer codes in order to predict the course of possible reactor accidents, and to be able to calculate the impacts on the reactor containment and the reactor environment.

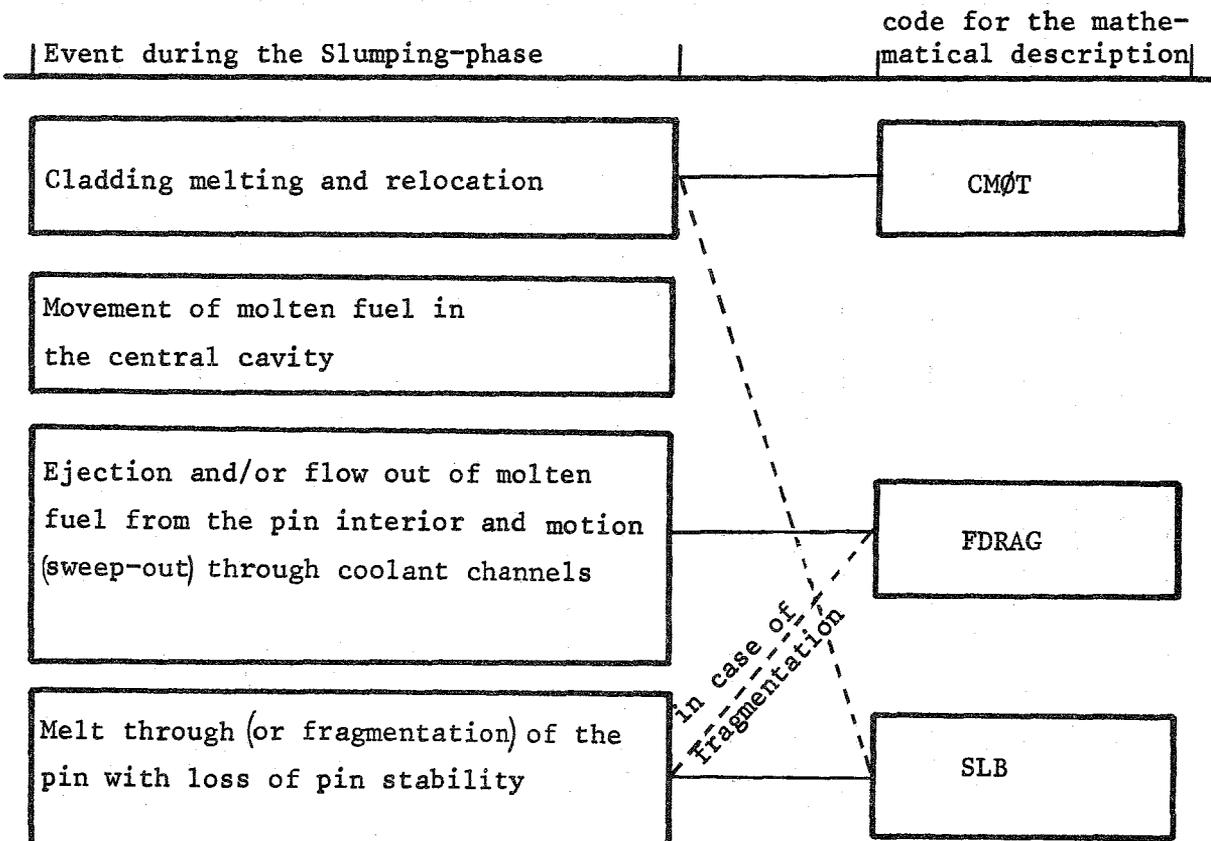
For the mathematical description of the core material relocation it is convenient to subdivide the fuel pin behavior during the accident into three phases:

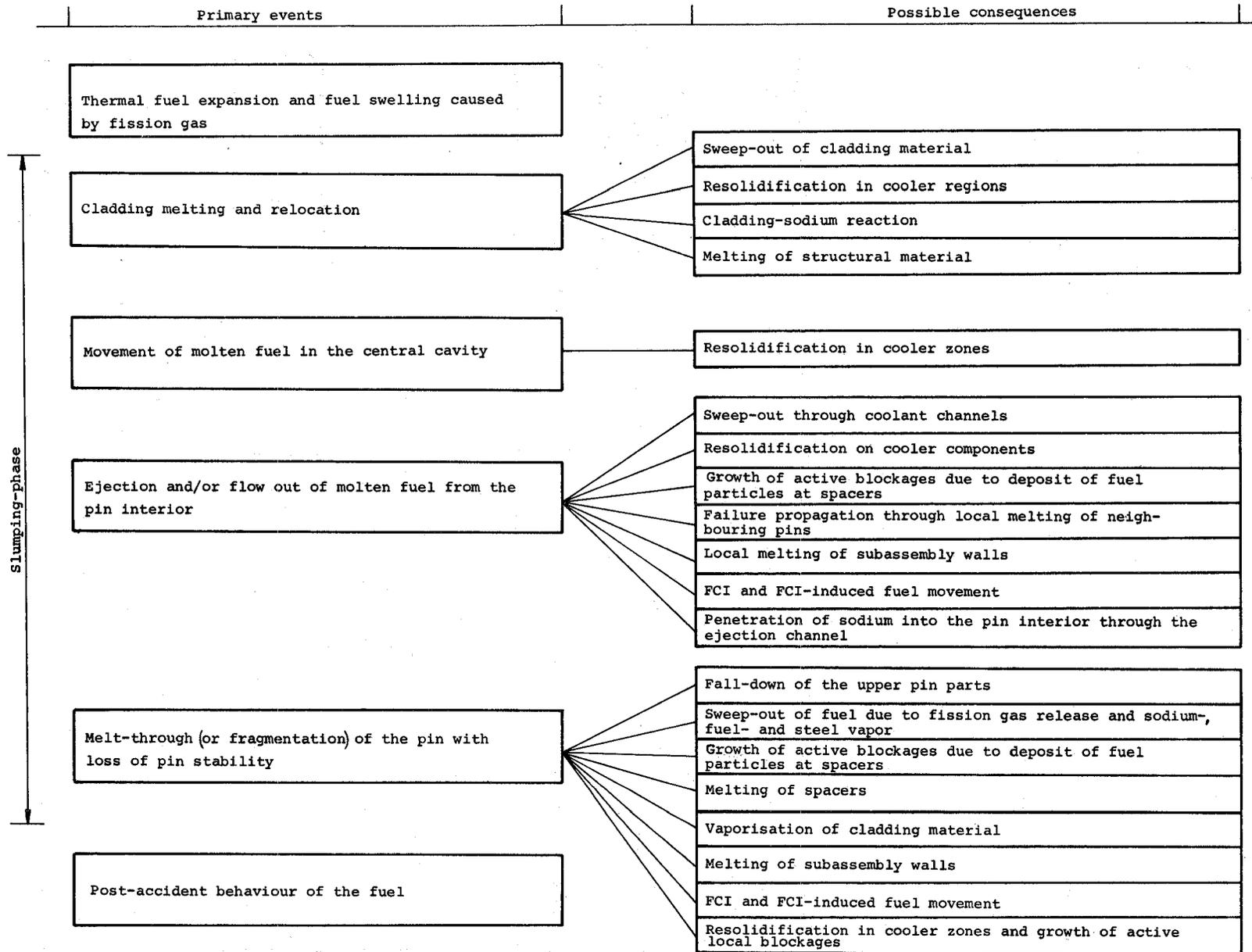
thermal expansion and fuel swelling caused by fission gas	events during the slumping-phase	post-accident fuel behavior
-----------------------------------------------------------	----------------------------------	-----------------------------

At our present understanding four major events may occur during the slumping-phase. These and their possible consequences are listed in Abb. 1.

Current Status of the Code Development:

Each of the four events during the slumping-phase is governed by another physical process. Therefore various theoretical models and codes are necessary for the mathematical description.





Slumping-phase

Abb. 1

1) The code SLB:

This code is extensively described in reference (1).

2) Short description of the code FDRAG:

In this code it is assumed that the ejected fuel from the pin interior will be fragmented during the ejection process, and that these fragmented fuel particles will then be swept out through the coolant channels by gravity and drag forces between streaming gas and/or vapor and fuel particles.

This means that a so-called "drop flow" has to be described hydrodynamically. To do this the reactor core is subdivided into channels radially and each channel into space fixed eulerian nodes axially. In the current code version the amount of the ejected fuel from the pin interior is fixed by input parameters. The same holds for the average particle diameter. Also the axial velocity distribution of the gas and/or vapor flow in the coolant channel must be given in the current version.

During the initiation process of the calculation the fuel in the coolant channels is marked by massless particles, so-called "Marker-Particles". In each time cycle the fuel velocities generated by drag and gravity forces are calculated. With these velocities the fuel mass flow rates into and out of the nodes are computed. The Marker-Particles are then moved to their new positions. With this the fuel distribution at the end of the current time cycle is given.

3) Short description of the code CMØT:

The basically physical picture of this code is the axial motion of liquid clad material along the surface of the fuel column, in a streaming sodium vapor environment.

This means that the thermo-hydrodynamics equations for a so-called "annular two-phase flow" has to be solved. For this the reactor core is subdivided into channels radially and each channel into space fixed eulerian nodes axially. In the hydrodynamics part the continuity and

momentum equations are solved by an implicit difference approximation of both. It is assumed that the clad material is moved by gravity, pressure gradients, drag forces at the cladding surface between the streaming sodium vapor and the clad material, and internal friction of the viscous clad material. All these forces are fully taken into account in the hydrodynamics part of CMØT. In the thermodynamics part the cladding temperature in each node is calculated and from this the viscosity coefficient is computed, which is then given back to the hydrodynamics code part. The viscosity coefficients influence the amount of the internal friction. If any of them goes to infinity in a node, the clad material stops moving in that node. In this way resolidification and plugging processes can be described.

CMØT is under development now.

A more detailed description of FDRAG and CMØT including the presentation of numerical results will be given in more detailed future publications.

References:

- (1) G. Angerer: "Transport von Kernmaterialien während Unfällen in Schnellen Natriumgekühlten Brutreaktoren (Slumping)." KFK 1935 (1974).

3. Verbessertes Umschaltkriterium beim Übergang von der Einleitungs- in die Disassemblyphase hypothetischer Störfälle

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

Zur Simulation hypothetischer Störfälle in schnellen natriumgekühlten Reaktoren werden die beiden Programmsysteme CAPRI-2/KADIS [1,2] verwendet. CAPRI-2 beschreibt dabei die Einleitungsphase des Unfalls und verwendet dazu deterministische Modelle für die Feinstruktur, das heißt es untersucht mehrere charakteristische Brennstäbe mit den umgebenden Hüllrohr-, Kühlmittel- und Strukturmaterialanteilen. Die Disassemblyphase, in der sich das Core unter dem Einfluß hoher Spaltgas- und Brennstoffdampfdrücke deformiert, wird mit dem KADIS-System beschrieben. KADIS löst die hydrodynamischen Gleichungen für ein homogenisiertes kompressibles Medium, wobei es ein lagrangesches Gitter mit adiabaten Grenzen verwendet. Die berechneten Energiefreisetzung hypothetischer Störfälle wurden bisher stark von der Wahl des Umschaltpunktes vom CAPRI zum KADIS Modell beeinflusst. Durch eine verbesserte Kopplung der beiden Modelle wurde diese starke Abhängigkeit jetzt beseitigt.

Die einzugebende Reaktivitätszufuhr für die KADIS Rechnungen, die im allgemeinen die weiteren Rückwirkungen des Corevoidens in der Disassemblyphase berücksichtigt, wurde früher durch lineare oder quadratische Extrapolation des Reaktivitätsverlaufs am Disassemblypunkt bestimmt. Das führte zu Unsicherheiten in den berechneten Energiefreisetzung, da die Voidreaktivitätssteigung am Umschaltpunkt stark schwanken kann. Außerdem ließen sich bei diesem Verfahren weitere Rückwirkungen während der Disassemblyphase z.B. durch das fast kohärente Versagen von Kanälen in der letzten, stark energetischen Phase eines Reaktivitätsunfalls nicht berücksichtigen. Die einzugebende Reaktivität wird daher jetzt mit den detaillierteren Modellen in CAPRI-2 durch Weiterrechnen über den Umschaltpunkt hinaus bestimmt und automatisch in Tabellenform an KADIS übergeben. Der Vorteil dieses Verfahrens soll an Hand von Ergebnissen für einen hypothetischen Rampenunfall mit einer Einleitungsrampe von

15 ¢ /sec und an Hand eines Kühlmittelverlustunfalls für das frische Mark 1A Core des SNR 300 demonstriert werden. Abb. 2 zeigt die zeitlichen Verläufe der Reaktorleistung (in Vielfachen der stationären Leistung) und der Disassemblyrückwirkungen, wie sie sich in der letzten Phase des Rampenunfalls bei verschiedenen Umschaltkriterien ergeben. Vier verschiedene Umschaltunkte wurden im Temperaturbereich zwischen 3000 und 3300 °C gewählt. Die Reaktivitätszufuhr während der Disassemblyphase wurde konsistent aus der von CAPRI-2 berechneten Reaktivitätsfunktion bestimmt, deren zeitlicher Verlauf eingetragen ist. (Dargestellt ist die weitere Reaktivitätszufuhr überhalb des 3000 °C Umschaltpunktes). Zum Vergleich enthält Abb. 2 auch den punktiert eingetragenen früher berechneten Leistungsverlauf, der sich durch Umschalten bei 3100 °C bei Extrapolation der Reaktivitätszufuhr aus der Voidrampe am Umschaltpunkt ergibt. Bei Verwendung der neuen CAPRI-2 Reaktivitätsfunktion ergeben sich nur geringfügige Verschiebungen in den Leistungsverläufen durch späteres Umschalten. Die Disassemblydauer wird wie erwartet mit späterem Umschaltpunkt immer kürzer. Die Unterschiede in den Energiefreisetzungen liegen bei maximal 1 %, im Bereich zwischen 3100 und 3300 °C sogar unterhalb von 0,2 %. Bei Verwendung der konstanten Reaktivitätsrampe zur Reaktivitätsextrapolation ergeben sich dagegen flachere Leistungsverläufe, die zu einer um 15 % niedrigeren Energiefreisetzung führen. Die Energiefreisetzung würde sich bei einem Umschaltpunkt von 3000 °C weiter verringern wegen der zu diesem Zeitpunkt flacheren Reaktivitätsrampe. Tabelle 1 vergleicht die Energien des geschmolzenen Brennstoffs und die Disassemblyzeiten der verschiedenen Fälle; ebenfalls angegeben sind die Leistungen und Voidrampen am Umschaltpunkt. Außerdem werden in Tabelle 1 auch entsprechende Ergebnisse für den Kühlmittelverlustunfall gegenübergestellt. Hier ergeben sich etwas höhere Abweichungen von maximal 4 %, die jedoch im Umschaltbereich zwischen 3100 und 3300 °C auch unterhalb von 1 % bleiben.

Diese Ergebnisse zeigen klar, welchen Vorteil das verbesserte Kopp lungsschema bringt. Bei beiden Arten von hypothetischen Störfällen erhält man jetzt Energiefreisetzungen, die nur noch wenig vom Umschaltpunkt abhängen. Dadurch erübrigt sich das oft schwierige Problem, ein bestimmtes Umschaltkriterium zu rechtfertigen. Die tabellarische Reaktivitätsübergabe an KADIS ist Teil einer ver-

besserten automatischen Kopplung der beiden Modelle, die auch die Brennstoff-Natrium-Reaktion mit berücksichtigen wird. Ziel dieser Arbeiten ist es, unnötige Inkonsistenzen zwischen den CAPRI-2/KADIS- Systemen abzubauen.

Literatur

- [1] Royl, P.; Wirtz, P.:
Das Dynamik Programmsystem CAPRI-2
KFK 1274/1 S. 123 -1
- [2] Evrard, G.; R. Fröhlich; P. Schmuck; D. Thiem:
Sensitivity Studies for Fast Reactor Whole Core Accidents
Proc der Reaktortagung, Berlin, 2. - 5. April 1974

	Dim.	15 ¢/sec Ramp Accident					LOF Accident				
		Constant Ramp Rate	CAPRI-2 Reactivity Table				Constant Ramp Rate	CAPRI-2 Reactivity Table			
			3000	3100	3200	3300		3000	3100	3200	3300
Maximum Mean Pellet Temperature at Switch Point	°C	3100	3000	3100	3200	3300	3100	3000	3100	3200	3300
Switch Time	sec	6.77773	6.77668	6.77773	6.77838	6.77868	6.72237	6.72137	6.72237	6.72344	6.72409
Power at Switch Point	10 ⁵ MW	3.3605	1.6593	3.3605	5.4369	6.8447	2.4761	2.0147	2.4761	3.1146	3.6260
Void Ramp Rate at Switch Point	¢/sec	43.4	25.1	43.4	46.7	44.7	17.6	13.3	17.6	21.4	22.8
Duration of Disassembly Phase	msec	4.62	5.32	4.41	3.84	3.56	9.77	10.53	9.30	8.43	7.88
Energy in Molten Fuel at End of Disassembly Phase	MJ	3962	4603	4632	4631	4638	2833	2848	2941	2962	2972

Tab. 1 Einfluß des Umschalt-Kriteriums auf die berechnete Energiefreisetzung eines hypothetischen 15 ¢/sec Rampenunfalls und eines Kühlmittelverlustunfalls im frischen MIA Core des SNR 300.

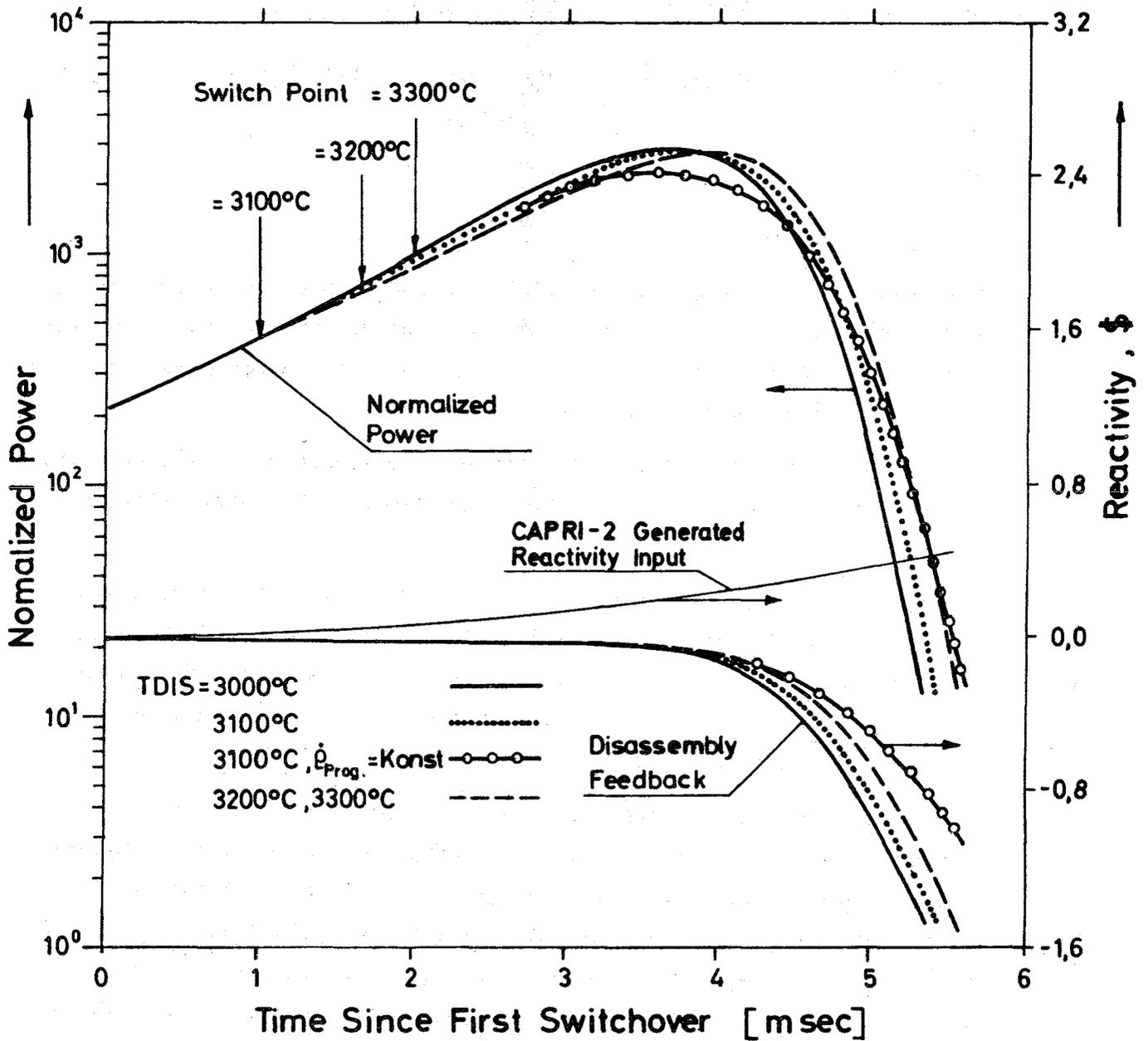


Abb. 2 Einfluß des Umschaltkriteriums auf den Leistungsverlauf und die Disassemblierückwirkung beim 15 C/sec Rampenunfall im MIA Core des SNR 300. (Erster Umschaltpunkt 6,7767 sec nach Unfallbeginn)

1232

Spannungs- und Verformungsanalysen von Reaktorbauteilen

1232.4

Verhalten von Reaktorbauteilen unter dynamischer BelastungVerformung eines Brennelements durch äußere statische/dynamische Querlasten - Experimente und einfache Theorie*

(R. Liebe, H. Zehlein, R. Alexas, H. Will, IRE)

1. Modelltheorie

Mit verschiedenen Struktur- und Kühlmittelmodellen wurden exemplarische Untersuchungen (1) durchgeführt. Beim Studium des Einflusses von Kühlmittel (Abb. 3) und Pulsform (Abb. 4) auf die plastische Verformung ergaben sich vorläufige Schlußfolgerungen:

- von zwei kollidierenden benachbarten Brennelementen dissipiert u.U. das von der Energiequelle entferntere Element die größere plastische Arbeit.
- Unter verschiedenen Druck-Zeit-Verläufen mit gleich großem Gesamtimpuls muß die kritische Pulsform, die den größten Schaden erzeugt, für jeden Einzelfall aus einer Vielzahl von Testfällen "herausgefiltert" werden. Dieser liegt keinesfalls bei der Verteilung mit der größten Druckspitze vor.

Mit einigen Zeitintegrationsverfahren (2) wurden Stabilitätsuntersuchungen durchgeführt (3). Wir zeigen einen typischen Bewegungsverlauf (Durchbiegung, Geschwindigkeit und Beschleunigung der Balkenmitte) für den beidseitig gelenkig gelagerten, linearelastischen Grenzfall eines Timoshenko-Balkens unter einer plötzlich aufgebrachten mittigen Last. Bei dem gewählten Zeitschritt ist das hier verwendete Taylorverfahren 4. Ordnung stabil und zeigt gute Glättungseigenschaften .

Nächster Entwicklungsschritt ist die Berücksichtigung der Querschnittsverformung (Abplattung) während der transienten Biegung unter Querstoß. Zu diesem Zweck wurde die Programmierung und Prüfung verschiedener Moduln zum Rahmenmodell /1/ fortgesetzt, so daß die Kopplung mit dem bereitstehenden verbesserten Bündelmodell in Kürze erfolgen kann.

* BzFE-Nr. 537.0

/1/ GfK Bericht über F+E Arbeiten 1973, KfK-Ber. 1950, S. 164

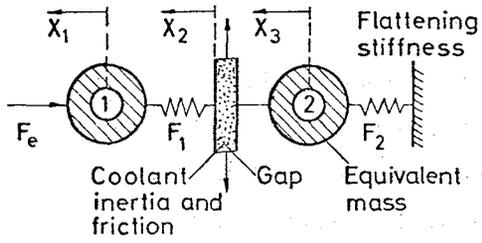
2. Experimente

Mit Hilfe der im IRE installierten Belastungsvorrichtung /2/ werden z.Zt. 25 statische Querlastversuche an verschiedenen Brennelementkästen durchgeführt. Parallel hierzu laufen Zwischenauswertungen sowie meßtechnische Prüf- und Eicharbeiten für die dynamischen Versuche. Statische Kontrollversuche zur Auswertung der dynamischen Materialuntersuchungen (GfK/Euratom, Ispra) wurden beendet.

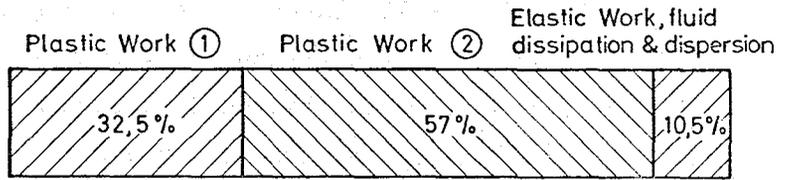
Veröffentlichungen:

- (1) R. Liebe, H. Will, H. Zehlein: Mechanical Response of LMFBR Cores under Transient Pressure Loading; Vortragstext eingereicht bei der European Nuclear Conference, 21. - 25.4.1975, Paris
- (2) H. Zehlein: Direkte Integration strukturdynamischer Probleme; VDI-Z. 116 (1974) 15
- (3) R. Alexas: Programmierung und Vergleich einiger Verfahren zur direkten Integration von Systemen gewöhnlicher Differentialgleichungen; KFK-Ext. 8/74-4 (in Vorbereitung)
- (4) T. Malmberg: Dynamisch plastisches Verhalten von Metallen ; KFK 2023

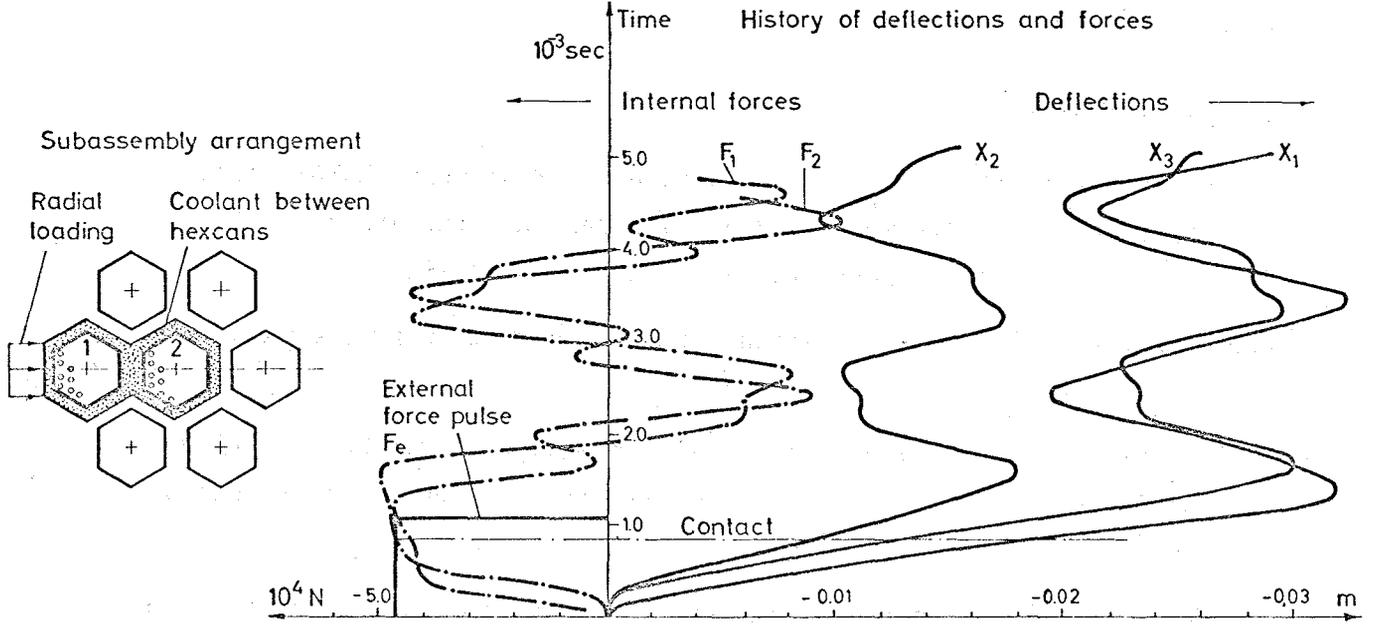
/2/ KFK-Ber. 1274/2, S. 123-10



Partition of total energy $W_{TOT} = 1.272 \cdot 10^3$ Joule



Theoretical model for transient analysis



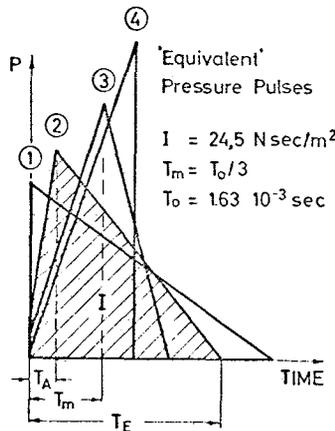
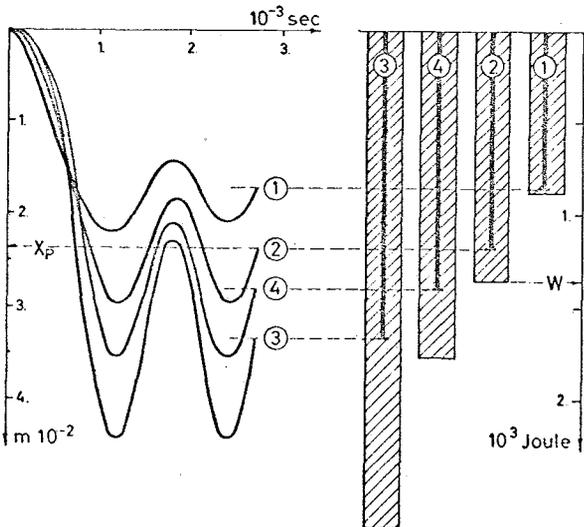
TRANSIENT DEFORMATION OF ADJACENT SUBASSEMBLIES

Abb. 3 Plastische Verformung benachbarter Brennelemente

History of Deformation

Plastic Deformation X_p and Total Work Done W

Pulse	①	②	③	④
T_A/T_0	0	0.167	0.333	0.500
$2T_E/T_0$	2.0	1.67	1.33	1.00



PULSE SHAPE EFFECTS

Abb. 4 Einfluß der Pulsform

Sprengversuche an Core-Modellen

(H. Will, IRE)

Zur Untersuchung der Auswirkungen einer Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR) in einem Brennelement auf die Abschaltbarkeit eines Reaktors werden Sprengversuche an Core-Modellen des SNR 300 in teilweiser Zusammenarbeit mit der UKAEA in Foulness durchgeführt. Die BNR wird dabei durch ein chemisches Treibmittel simuliert. Die Charge wird in einem dickwandigen, mit radialen Bohrungen versehenen Rohr, dem sog. Gasgenerator, zur Zündung gebracht, der anstelle des Brennstabündels in dem zentralen Brennelementmodell sitzt. Durch Dimensionierung der Charge und der Bohrungen kann der zeitliche Druckverlauf außerhalb des Gasgenerators variiert werden. Die Reproduzierbarkeit des Druck-Zeit-Verlaufes wird in Vorversuchen getestet, bei denen der Gasgenerator in einem radial starren, ebenso wie das Coremodell mit Wasser gefüllten Rohr angeordnet ist. Für diese Geometrie wird der gewünschte Druck-Zeit-Verlauf durch Angabe der Anstiegszeit (1 - 3 msec), des Spitzendrucks (bis zu einigen 100 bar) und der Dauer des halben Spitzendrucks (> 10 msec) spezifiziert. Diese Gasgenerator-Technik wurde in England entwickelt. Einen typischen Druck-Zeit-Verlauf zeigt Abb. 5.

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

Aufbau der Core-Modelle und Instrumentierung

Da der Einfluß von Materialeigenschaften, Abmessungen, Konstruktionsvarianten usw. auf die sich im Experiment einstellenden Schäden unsicher ist, ist es notwendig, die wirklichen SNR-Reaktorverhältnisse so originalgetreu wie möglich zu simulieren.

Im Core-Modell ist das den Gasgenerator beinhaltende Element (Typ I) von drei Reihen mit sehr weitgehend originalgetreu simulierten BE-Attrappen umgeben (Typ II). Ab der 4. Elementreihe wird innerhalb der BE-Kästen nur noch die Masse der Brennstäbe simuliert (Typ IV). Innerhalb dieses Core-Verbandes sind die simulierten Abschaltstabführungsrohre angeordnet (Typ III). Das gesamte Core-Modell besteht aus 169 Elementen und ist - wie im Original - von einem Stützzylinder mit 2 Verspannungsebenen um-

geschlossen (Abb. 6 und 7). Oberhalb des Core-Modells ist eine Attrappe der SNR-Instrumentierungsplatte angebracht.

Bei der Nachuntersuchung des Modells werden Informationen über Art und Umfang der Deformationen gewonnen. Zur Klärung der im Modell ablaufenden dynamischen Vorgänge dienen zahlreiche Druckaufnehmer, Beschleunigungsaufnehmer und Dehnungsmeßstreifen.

Bei der Simulation der wirklichen Reaktorverhältnisse ist die Materialfrage entscheidend. Es kommt deshalb ein Werkstoff zum Einsatz, der bei Raumtemperatur die gleichen Festigkeitseigenschaften aufweist wie der Reaktorwerkstoff bei Betriebstemperatur. Weil die Festigkeiten von bestrahltem und unbestrahltem Werkstoff stark unterschiedlich sind, werden zur Simulation des Bestrahlungseinflusses mehrere Core-Modelle aus verschiedenem Werkstoff untersucht. Bestrahlte und unbestrahlte Proben aus dem SNR-Kastenwerkstoff wurden bei den vorgesehenen Betriebstemperaturen im Zugversuch geprüft und anhand der Ergebnisse der Simulationswerkstoff spezifiziert.

Versuchsergebnisse

Bisher wurden 4 Modellversuche durchgeführt, der 5. steht unmittelbar bevor. Tab. 3 zeigt eine Zusammenstellung der bislang ausgeführten Versuche mit den wichtigsten Versuchsdaten:

Tab. 3

Versuch lfd. Nr.	Simul. Material	σ_B	$\sigma_{0,2}$	δ_B	\hat{p} im over- strong	\hat{p} im Modell	\hat{p} over. \hat{p} Modell
		kp/mm ²	kp/mm ²	%	kp/cm ²	kp/cm ²	
1	4981 (10 ²² nvt)	51	41	19	125	35	3,57
2	4981 (10 ²² nvt)	51	41	19	250	79	3,48
3	4981 (10 ²² nvt)	51	41	19	380	104	3,80
4	4981 (10 ²² nvt)	51	41	19	720	~ 100	~ 7,20

Die vorliegenden Versuchsergebnisse haben vorläufigen Charakter und müssen erst durch weitere Versuche mit höheren Druckpulsen ergänzt werden.

Die radialen Strömungswiderstände zwischen den Brennelementattrappen sind offensichtlich kleiner als angenommen. Dadurch erfolgte ein relativ rascher Druckabbau nach dem Aufreißen des zentralen Elements, und als Folge davon wurden in den Versuchen 1 und 2 die umliegenden Elemente nur elastisch beansprucht.

In der Abb. 8 sind beispielhaft Ergebnisse aus dem 1. Sprengversuch dargestellt.

Die Diagramme zeigen:

- a) den Druck-Zeit-Verlauf im zentralen Element I 1,
- b) die Reaktionskraft des ausgetriebenen Wassers auf die Instrumentierungsplatte, gemessen an einer der sechs Niederhaltungen.
- c) die Beschleunigungen an der Wandung des Sechskantrohres des Elements II 16 (dem zentralen Element benachbart),
- d) die elastische Dehnung des Sechskantrohres des Elements IV 58.

Beim 3. Versuch traten erstmals geringfügige Deformationen an den das "Unfall"-Element umschließenden BE-Attrappen auf.

Im 4. Test wurde die Treibmittelcharge erheblich gesteigert (380 bis 720 atü Spitzendruck in overstrong Geometrie). Trotzdem wurde im Modellversuch etwa der gleiche Spitzendruck erzielt. Die Deformationen blieben auf die 1. BE-Reihe beschränkt, waren aber größer als bei Test 3.

Als wichtigste vorläufige Ergebnisse der bislang durchgeführten Versuche ist festzustellen:

- Spitzendrücke bis zu 100 atü werden vom SNR 300 Core mit Materialeigenschaften, wie sie das leicht versprödete Core aufweist, ohne wesentliche plastische Verformung von Brennelementkästen ertragen.
- Dieser Druck scheint gleichzeitig ein "Schwellwert" zu sein, der wegen der mit der Core-Verformung verbundenen Vergrößerung der Strömungswege nicht wesentlich überschritten werden kann. D.h. eine Steigerung der Charge äußert sich nicht in einem höheren Spitzendruck, sondern ist mit einer Vergrößerung der Deformationen verbunden.

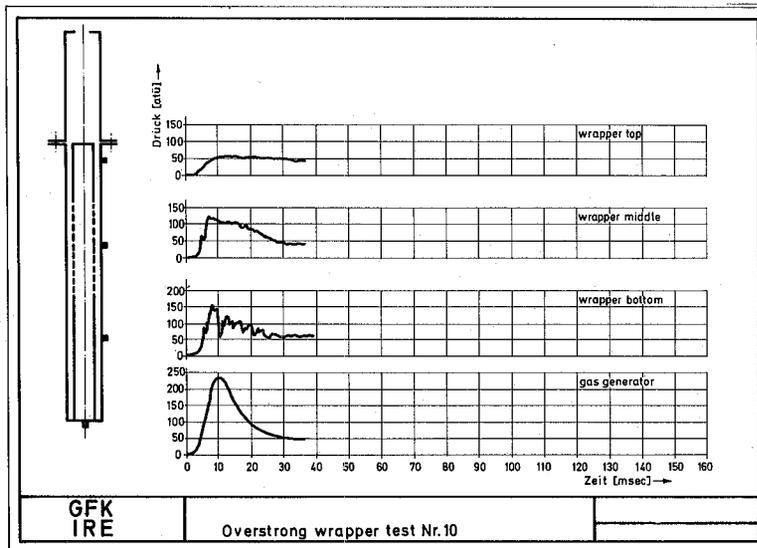


Abb.:5

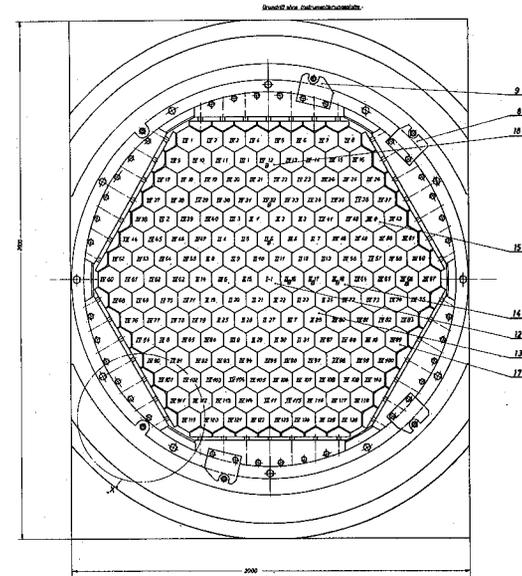


Abb.: 6

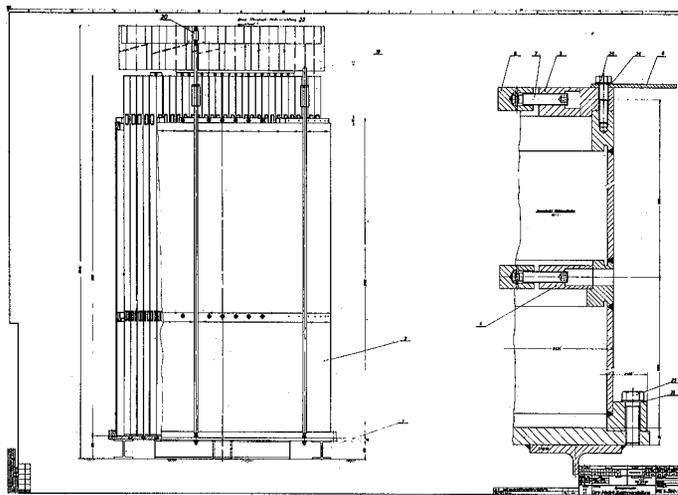


Abb.:7

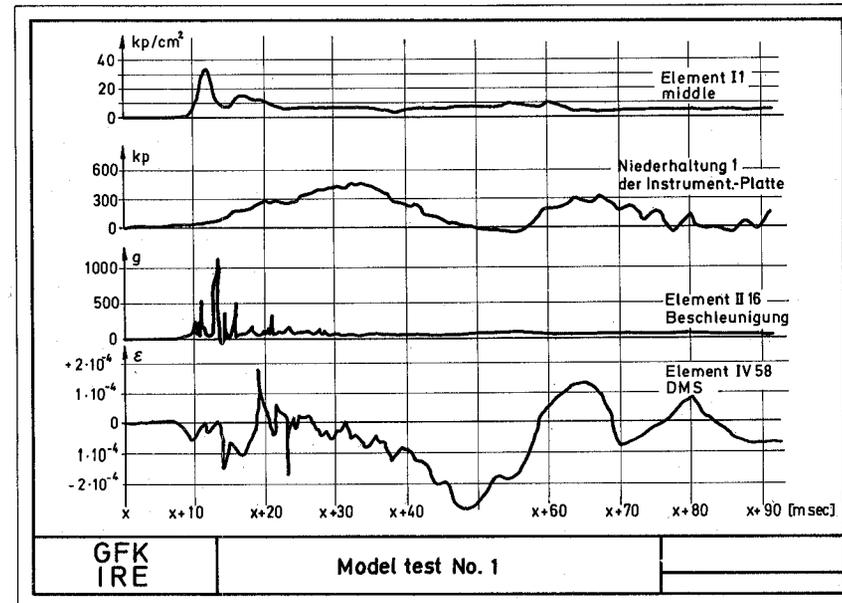


Abb.: 8

Explosion test on Core Models

Die Experimente werden mit weiteren Tests fortgeführt, wobei ein Simulations-Werkstoff für das unbestrahlte Kastenmaterial zum Einsatz kommt.

Veröffentlichungen:

- (1) Gast, K., Liebe, R., Will, H., Zehlein H., Rees, N.J.M., Warren G.R.: Simulated Vapor Explosion Experiments and Dynamic Elastoplastic Response of SNR-Core. Proc. ANS Topical Conf. on Fast Reactor Safety, Beverly Hills, Calif., April 2 - 4, 1974
- (2) Gast, K., Will, H.: Verformung eines Schnellbrüter-Cores infolge einer simulierten Brennstoff-Natrium-Reaktion in einem Brennelement.
Reaktortagung Berlin 1974, Sekt. 1
- (3) Liebe, R., Will, H., Zehlein, H.: Mechanical Response of LMFBR Cores under Transient Pressure Loading.
European Nuclear Conference, April, 21 - 25, 1975, Paris (eingereicht)

1236 Untersuchungen zur Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR)

1236.1 Theoretische Untersuchungen zur BNR* (* S.123-22)

1. Theoretisches Modell zur BNR mit variablen Massen

(L. Caldarola, G. Koutsouvelis, IASR)

Die modellmäßige Erfassung der Phase B der BNR (Na-Verdampfung) ist beendet, und ihre numerische Durchrechnung steht kurz vor dem Abschluß.

Nach dem der Rechnung zugrunde gelegten theoretischen Modell können berücksichtigt werden:

- Die unterschiedliche Größe der an der Reaktion teilnehmenden Brennstoffpartikeln durch eine log.-normal angenommene Verteilung der Partikelradien (nur bzgl. der Phase A, d.h. bis zum Beginn der Natriumverdampfung).
- Die an der Reaktion teilnehmenden Massen von Brennstoff und Na als beliebige Funktionen der Zeit.
- Die Anwesenheit von Spaltgas.

Bei der Berechnung der Phase B wurde die vereinfachende Annahme gemacht, daß der Na-Dampf stets in thermodynamischem Gleichgewicht mit dem im Reaktionsraum befindlichen flüssigen Na ist. Dies bedeutet, daß der Na-Dampf und die Na-Flüssigkeit während der Phase B als stets gesättigt betrachtet werden.

Durchgeführte Rechnungen zeigen, daß diese Vereinfachung einen vernachlässigbaren Einfluß auf die Ergebnisse hat /1/.

Wegen des Siedens des Na während der Phase B bildet sich an der Oberfläche der Brennstoffpartikeln ein Dampffilm, wodurch der Koeffizient des Wärmeübergangs vom Brennstoff an das Na reduziert wird. Diese Annahme basiert auf dem sog. inversen Leidenfrost-Phänomen. Das theoretische Modell wurde schon /2/ beschrieben.

2. Fragmentationsmechanismus zur BNR

(L. Caldarola, IASR)

Die Theorie eines Fragmentationsmechanismus wurde entwickelt. Diese Theorie basiert auf dem Modell der Entstehung und Kollabierung von Dampfblasen in flüssigem Natrium. Die Rechnung zeigt, daß die freigesetzte mechanische Energie ein Maximum bei einer Natriumtemperatur von etwa 760° C hat. Dieses Ergebnis stimmt mit den Ergebnissen der französischen JEF-Experimente und der "Drop"-Experimente von Stahl in einen Tank mit Natrium überein.

/1/ L. Caldarola, G. Koutsouvelis

Theoretical Models for the Molten Fuel-Sodium Interaction
International Conference on Engineering of Fast Reactors for Safe
and Reliable Operation, Karlsruhe, October 1972, S. 952

/2/ L. Caldarola

A Theoretical Model for the Molten Fuel-Sodium Interaction in a
Nuclear Fast Reactor
Nuclear Engineering and Design, Vol. 22, No. 2, October 1972

Veröffentlichungen zu 1236.1:

(1) L. Caldarola, G. Koutsouvelis

A Theoretical Model with Variable Masses for Molten Fuel-Sodium
Thermal Interactions
Conference on Fast Reactor Safety, Beverly Hills, Calif., April 1974

(2) L. Caldarola, W.E. Kastenbergl

On the Mechanism of Fragmentation during Fuel-Coolant Interactions
Conference on Fast Reactor Safety, Beverly Hills, Calif., April 1974

* BzFE-Nr. 534,2 Letzter Bericht in KFK 1273/4

1236.2 Experimentelle Untersuchungen zur Brennstoff-Natrium-Reaktion in dickwandigen Rohren * (H. Beutel, IRE)

In Zusammenarbeit mit Euratom (CCR Ispra) sind Experimente zur Brennstoff-Natrium-Reaktion (BNR) geplant. Im IRE wird hierzu eine spezielle Versuchseinrichtung entwickelt, hergestellt und erprobt, die es gestattet, die Auswirkungen einer BNR in einem einzelnen Brennelement, insbesondere den Druck-Zeitverlauf unter konservativen Bedingungen, zu ermitteln. Diese Versuchseinrichtung soll in die in Ispra bestehende Anlage eingebaut werden. Ziel dieser Experimente ist es, die obere Grenze des Druck-Zeit-Verlaufs einer BNR in einem Brennelement unter realistisch-pessimistischen Bedingungen zu ermitteln, um Referenzwerte für theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Verformung der Reaktorkern-Struktur (vgl. Kap. 1232.4 und 1235) zu erhalten. Die Ergebnisse sollen auch zur Verbesserung theoretischer BNR-Modelle beitragen.

Die Modellversuche mit Wasser wurden in der Technikumshalle nach Montage des Na-Vorratstanks und der Na-Einspeisung für die Versuchsanlage zur Durchführung der BNR bei Zweiphasenströmung fortgesetzt. Die mit einer Hochgeschwindigkeitskamera gedrehten Filme ermöglichten eine gute Auswertung hinsichtlich der Einströmkanäle im Reaktionsrohr und der Synchronisierung der zeitlich aufeinander abzustimmenden Ereignisabläufe. Die Ergebnisse nahmen entsprechend Einfluß auf die Detail-Ausarbeitung der Versuchsanlage (Abb. 9), deren Besonderheit darin besteht, daß bis zu 5 kg geschmolzenes UO_2 innerhalb eines dickwandigen Rohres, sowohl mit einer von oben eintretenden Natriumsäule als auch mit kleinen von unten direkt in das UO_2 injizierten Natriummengen, zur Reaktion gebracht wird.

Nach einer spezifizierten Ausschreibung des kompletten mechanischen Teils der Experimentieranlage einschließlich Transportwagen wurden Angebote von drei Firmen abgegeben. Die Spezifikation für die Meß- und Betriebsinstrumentierung befindet sich in Arbeit.

Zunächst sind zwei Vorversuche mit UO_2 in Ispra geplant. Die Einrichtung hierzu wurde im IRE konstruiert. Ziel dieser Versuche ist der Nachweis, daß Na mit dem entwickelten Injektor in flüssiges UO_2 injiziert werden kann. Außerdem geben die Versuche Aufschluß darüber, inwieweit der elektrische Strahl-

* B₂FE Nr. 535.1

Letzter Bericht in KFK 1273/4

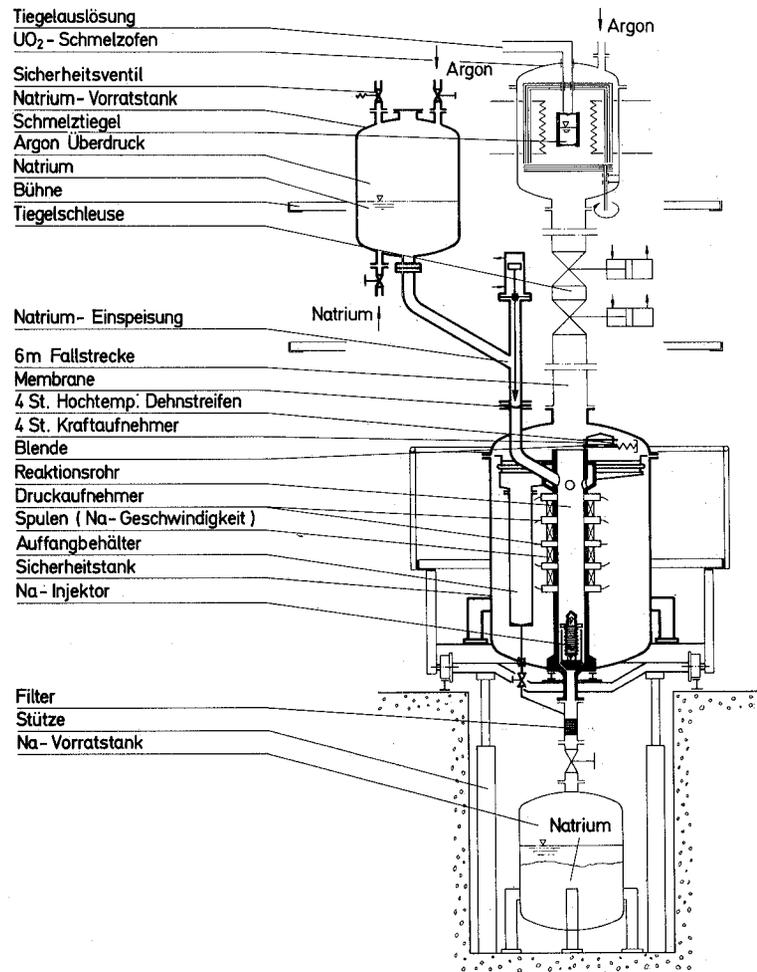


Abb. 9: Schema der Versuchsanlage zur Durchführung von Brennstoff-Natrium-Reaktionen in dickwandigen Rohren bei Zweiphasenströmungen

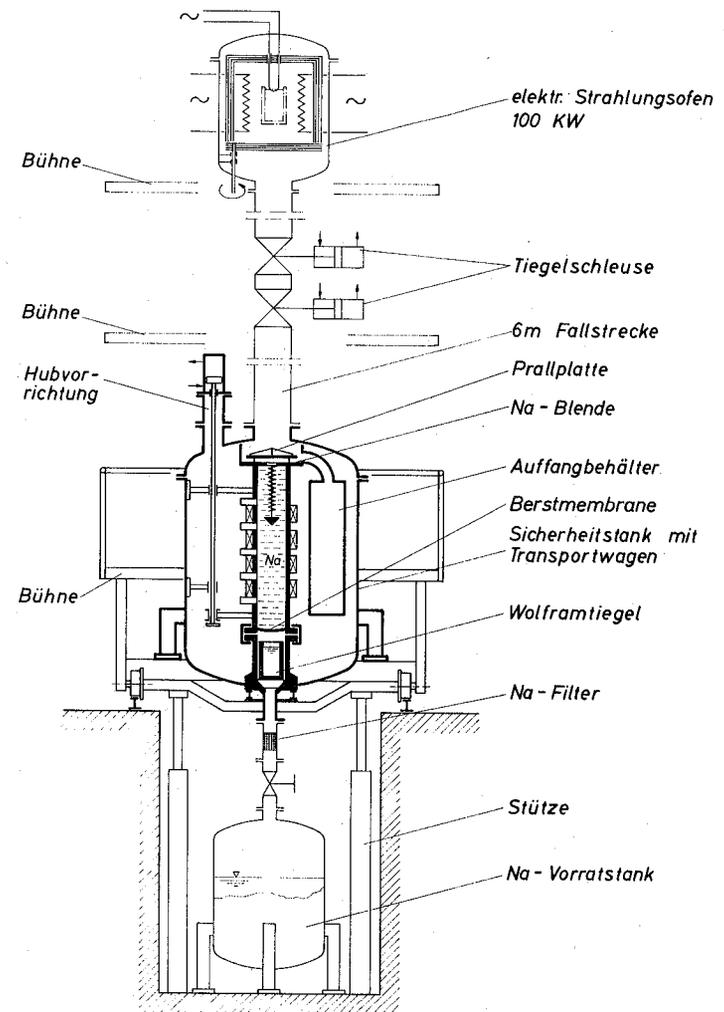


Abb. 10: Schema der Versuchsanlage zur Durchführung von Brennstoff-Natrium-Reaktionen in dickwandigen Rohren bei Einphasenströmungen

lungsofen in Ispra in der Lage ist, größere Mengen von UO_2 in einem Wolframtiegel zu erschmelzen.

Parallel zu dieser Anlage wurde eine Versuchseinrichtung entworfen, mit der Brennstoff-Natrium-Reaktionen bei Einphasenströmungen durchgeführt werden sollen. Der schematische Versuchsaufbau ist in Abb. 10 gezeigt.

1236.3 Niederschmelzversuche an Brennstäbe mit Na-Kühlung durch direkte elektrische Beheizung*

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

Zur Klärung der Vorgänge bei der Wechselwirkung zwischen geschmolzenem UO_2 und Natrium bei starken Leistungsexkursionen wurde eine out-of-pile Versuchsanlage errichtet. Damit können bis zu 7 UO_2 -Brennstäbe durch direkte elektrische Beheizung unter strömendem Natrium abgeschmolzen werden. Die Anlage ist fertiggestellt und kann noch 1974 in Betrieb gehen. Das Versuchsprogramm sieht zunächst Versuche mit Einzelstäben vor.

Im Berichtszeitraum konzentrierten sich die Arbeiten auf die Durchführung von Vorversuchen unter stehendem Natrium. Ziel dieser Versuche war es, das Verhalten des Brennstabes während des stationären Betriebes und bei der darauf folgenden Leistungsexkursion, insbesondere beim Versagen, kennenzulernen und die Stromversorgung optimal den Anforderungen anzupassen. Ferner war die Druckmeßtechnik - einschließlich der Meßdatenerfassung - zu erproben. Die Versuchsergebnisse schließlich, die in stehendem Natrium gewonnen wurden, sollen später zum Vergleich mit den Ergebnissen unter strömendem Natrium herangezogen werden.

Für die Durchführung der Versuche wurde eine Natriumkapsel gemäß Abb. 11 benutzt. Die aktive Zone des Brennstabes befindet sich direkt im Natriumpool von 5 cm Durchmesser. Im Bereich der Reaktionszone sind 2 Druckaufnehmer mit Dehnmeßstreifen, die im IMF entwickelt worden waren, und zusätzlich 2 Referenzdruckaufnehmer der Firma KAMAN angebracht. Es stehen also 2 völlig verschiedene Druckmeßsysteme zur Verfügung.

* BzFE Nr. 535,4

Mit der Natriumkapsel wurden bisher insgesamt 4 Versuche gefahren, bei denen eine Druckmessung durchgeführt wurde. Die folgende Zusammenstellung zeigt die Hauptdaten und Ergebnisse dieser Versuche.

<u>Versuchs-Nr.</u>	<u>03.05</u>	<u>04.01</u>	<u>04.02/03</u>	<u>04.04/05</u>
<u>Brennstabaufbau</u>				
Länge der UO ₂ -Säule	80 mm	80 mm	130 mm	160 mm
Brennstoffgewicht	16 g	16 g	26 g	32 g
<u>Stationärer Betrieb</u>				
Stableistung	87 W/cm	120 W/cm	100 W/cm	150 W/cm
Natrium-Temperatur	600°C	600°C	700°C	600°C
mittl. Brennstofftem.	2100°C	2400°C	2350°C	2600°C
<u>Leistungstransiente</u>				
Dauer	320 ms	200 ms	280 ms	480 ms
eingebrachte Energie	0,48kJ/g	0,37kJ/g	0,28kJ/g	0,42kJ/g
<u>Ergebnisse</u>				
Brennstoffaustritt	0,5-1 g	5 g	3,5 g	9,5 g
max. Amplitude der Druckpulse	30 bar	30 bar	18 bar	45 bar
Breite der Druckpulse	0,3 ms	0,8 ms	0,8 ms	1 ms
Anzahl der Druckpulse	3	5	8	9
Frequenz der Druckpulse	250 Hz	400 Hz	300 Hz	320 Hz

In Abbildung 12 ist der Verlauf der wichtigsten Betriebswerte sowie des Druckes während des Versuches 04.01 dargestellt. Die Abbildungen 13 und 14 zeigen Schliffbilder eines Brennstabes nach dem Versuch.

Wie die obige Tabelle zeigt, nimmt die aus dem Brennstab ausgetriebene Brennstoffmenge mit der stationären Stableistung vor der Exkursion zu. Eine obere Grenze war bei den bisherigen Versuchen noch nicht erkennbar. Die Versuche und die Auswertung der Ergebnisse werden in den nächsten Wochen - parallel zur Inbetriebnahme der Anlage - fortgeführt.

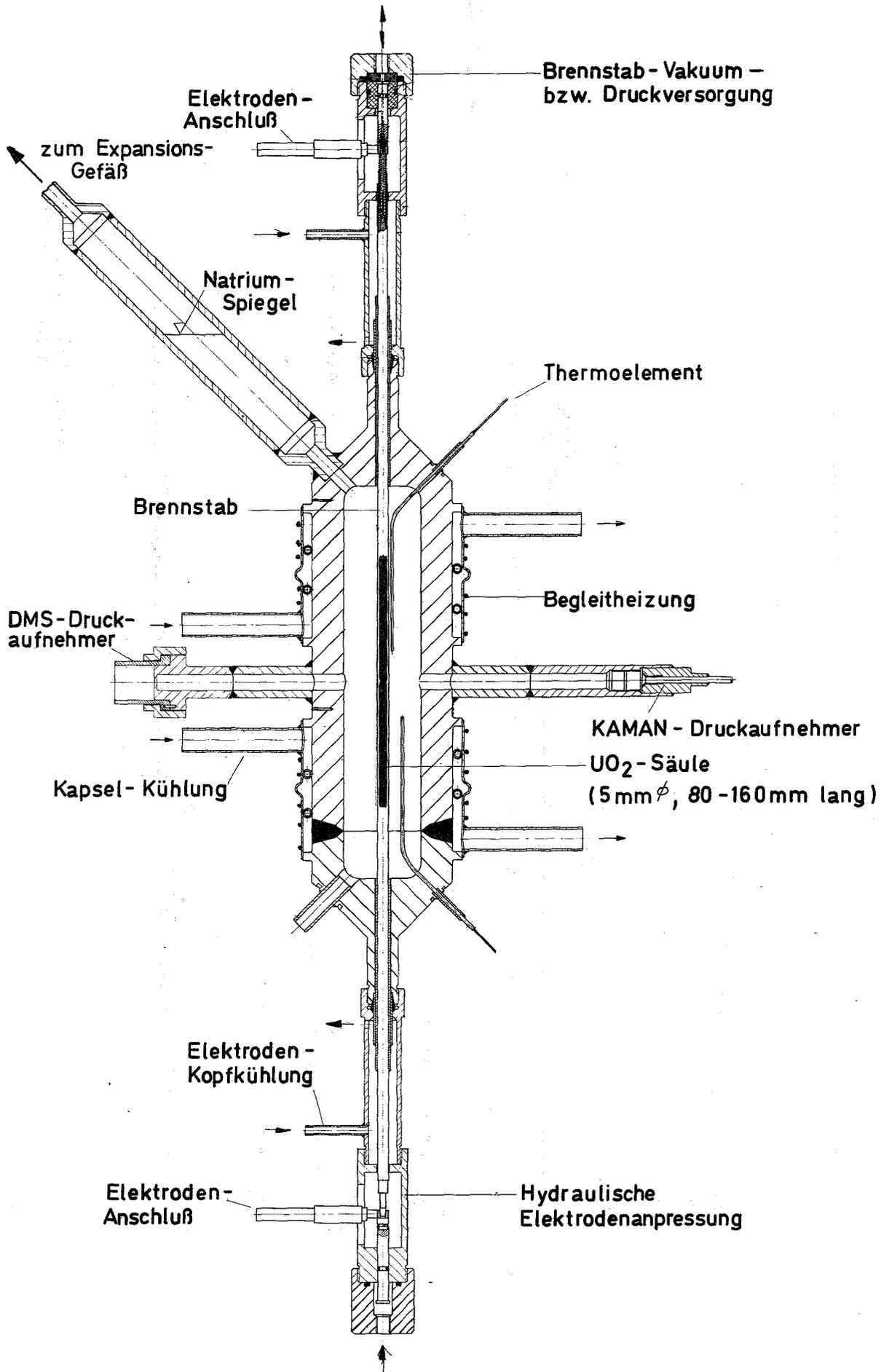


Abb. 11 Natrium-Kapsel für UO₂-Abschmelzversuche

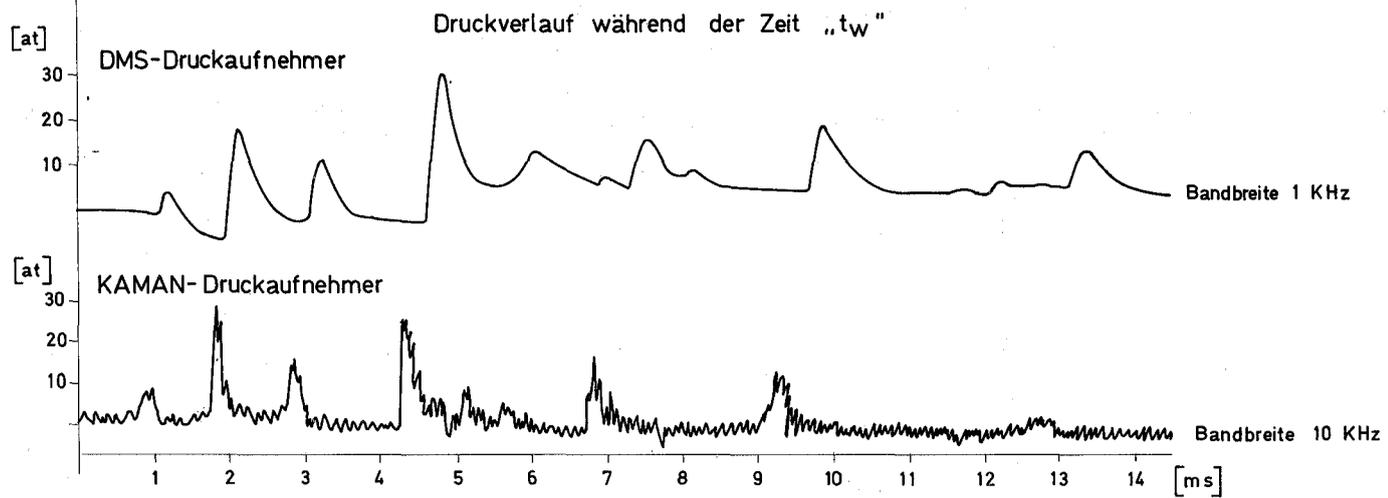
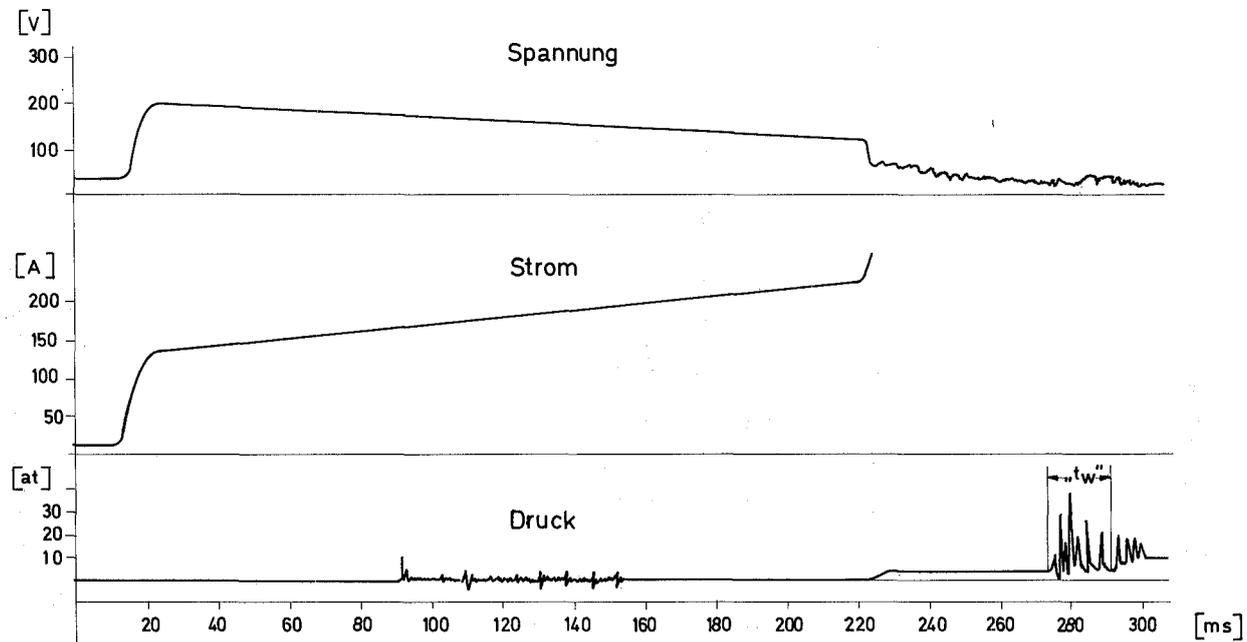


Abb.12 Meßwerte aus Versuch VG4 SN01

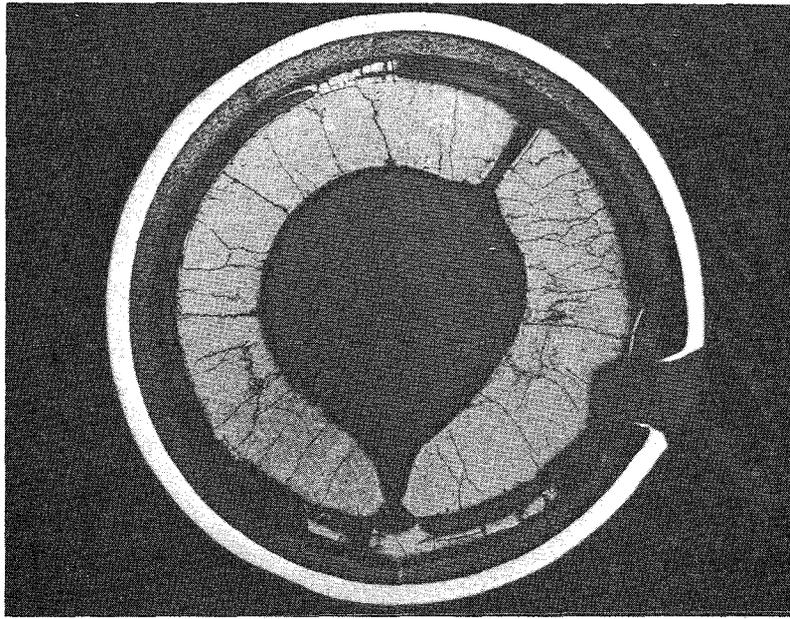


Abb. 13

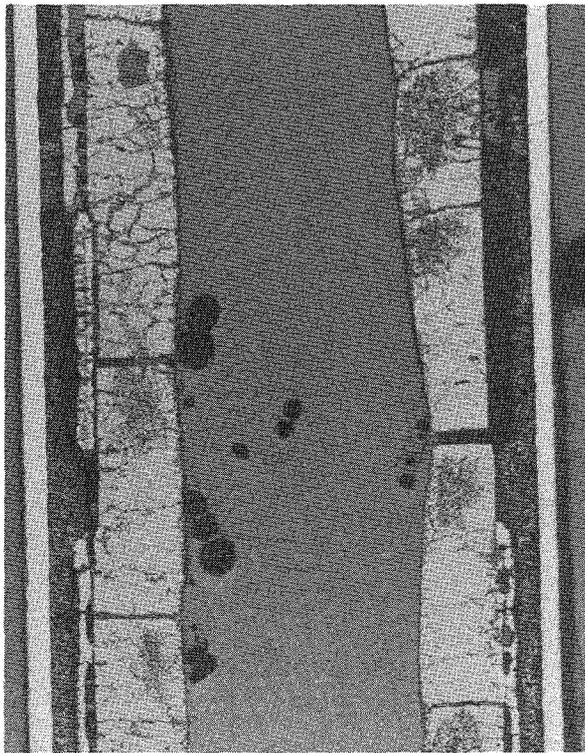


Abb. 14

124 ENTWICKLUNG DER INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG
ZUR KERNÜBERWACHUNG

1241 Nachweis von Durchflußstörungen am Brennelement

1241.3 Messung der Temperatur- und Durchsatzfluktuation am elektrisch be-
heizten Brennelement und in der KNK.* (L. Krebs, G. Weinkötz, IRB)

Im Rahmen des KNK I-Versuchsprogramms wurde die Temperaturfluktuation am Brennelementaustritt gemessen. Hierfür war im IRB ein spezieller Meßkopf (Abb. 1 b, 1 c) konzipiert und in der Hauptwerkstatt der GfK gefertigt worden. Er wurde an einem von der Firma Interatom zur Verfügung gestellten Meßstopfen (Abb. 1a) aufgesetzt. Er war ausgestattet mit:

- 3 Dreileiter - Thermoelementen 1,0 mm \emptyset (Abb. 1, Einzelheit y),
- 5 Dreileiter - Thermoelementen 0,5 mm \emptyset (Abb. 1, Einzelheit z),
- 2 permanent-magnetischen Geschwindigkeitsmessern.

Die Dreileiter-Thermoelemente waren als Ni-CrNi-T_I-Elemente mit einem zusätzlichen Stahldraht ausgeführt, der mit der Verschlusskappe verschweißt war (Abb. 1, Einzelheit y, z). Diese Konstruktion erlaubte den Einsatz sowohl als normales T_I-Element als auch als Stahl-Natrium-Element. Bei letzterem wurde die Spannung zwischen den Stahldrähten eines im fluktuierenden Kühlmittelstrom eingesetzten Elementes und eines im stagnierenden Kühlmittel eingesetzten Vergleichselementes gemessen. Beim Dreileiter-Element zum Abgriff der Signalspannung des Geschwindigkeitsmessers waren der Ni-, der CrNi- wie auch der Stahldraht mit der Verschlusskappe verschweißt (Abb. 1, Einzelheit x). Die Signalspannung wurde zwischen zwei Drähten gleichen Materials der um 180° versetzten Zuführungen abgegriffen. Mit diesem Meßeinsatz konnten unmittelbar am Kühlmittelaustritt der Brennelementposition 48 des KNK-I Cores die Temperatur- und Geschwindigkeitsfluktuationen gemessen werden.

Für die Messungen stand eine bereits mehrfach erprobte Aufnahmeelektronik mit sechs Kanälen zur Verfügung. Hiervon waren drei Kanäle mit einem Frequenzbereich von 0-25 Hz und drei Kanäle von 0,05-75 Hz ausgerüstet. Die im Versuchszeitraum aufgenommenen Signale wurden auf einem Analog-Magnetband gespeichert.

*BzFE Nr. 634.1 u. 634.3

Die Experimente sollen zur Klärung folgender Fragen beitragen:

- Können in einem natriumgekühlten Reaktor Stahl-Natrium-Thermoelemente grundsätzlich zur Messung von Temperaturfluktuationen eingesetzt werden?
- Welcher Frequenzbereich wird von solchen Elementen erfaßt, und welchen Einfluß haben unterschiedliche Thermoelementdurchmesser?
- In welcher Weise ändern sich die statistischen Kenngrößen und Funktionen in Abhängigkeit von der Reaktorleistung?
- In welcher Weise ändern sich die statistischen Kenngrößen und Funktionen bei der Verstellung einer vor dem Brennelementeingang angebrachten Durchflußblende?
- Erhält man mit permanentmagnetischen Geschwindigkeitsmessern bei Kühlmitteltemperaturen bis 520° C reproduzierbare Signale?
- Bestehen Korrelationen zwischen den Geschwindigkeits- und Temperatursignalen?
- Kann mit Hilfe einer elektronischen Frequenzanhebung der durch relativ große Ansprechzeiten der Thermoelemente begrenzte Frequenzbereich erweitert werden?

Die Beantwortung dieser Fragen wird von der Auswertung der inzwischen programmgemäß abgeschlossenen Versuche an der KNK I erwartet. Erstes Ergebnis: die eingesetzten Stahl-Natrium-Elemente haben während der mehr als 6 Wochen dauernden Einsatzzeit im Reaktor einwandfreie Signale mit einer Bandbreite > 75 Hz abgegeben.

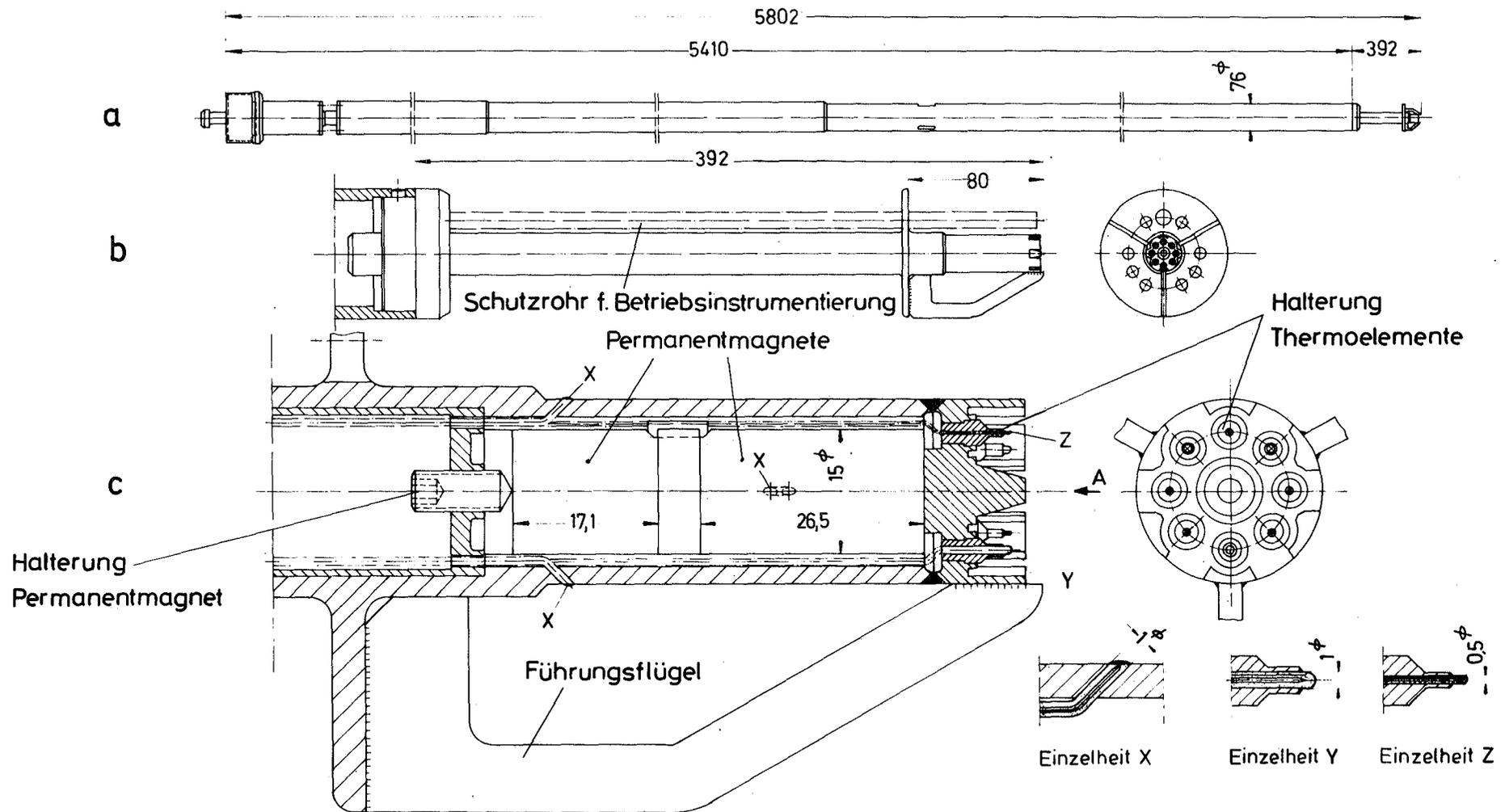


Abb.1 Meßeinrichtung zur Erfassung von Geschwindigkeits- u. Temperaturfluktuationen in der KNK
 a) Meßstopfen mit Meßkopf, b) Meßkopf, c) Versuchsinstrumentierung Meßkopf

125 AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT1252 Versuche zum Natriumbrand *Untersuchungen zur Erzielung leistungsfähiger Sandbettfilter für Natriumoxid-Aerosole

(L. Böhm, S. Jordan, IASR/RPU)

Einleitung

Im ersten Vierteljahresbericht PSB (KFK 1274/1) wurde bereits über Versuche zum Verhalten von Sandbettfiltern gegenüber Natrium- bzw. Natriumoxid-Aerosolen berichtet. In KFK 1273/3 und 1274/1 wurde die Versuchsanlage eingehend beschrieben. Hier soll über weitere Sandbettfilterversuche berichtet werden.

Die Untersuchungen konzentrierten sich darauf, ein Sandbettfilter für einen vernünftigen Geschwindigkeitsbereich und für möglichst geringe Durchlässigkeit und hohe spezifische Beladbarkeiten herzustellen. Es hat sich gezeigt, daß sich diese drei Forderungen nicht gleichzeitig erfüllen lassen. Deshalb wurden die Untersuchungen schließlich an zwei charakteristischen Sandschüttungen durchgeführt, die sich aus vielen Einzelversuchen als die zweckmäßigsten ergaben. Die eine Schüttung ist eine relativ offene Struktur für hohe Geschwindigkeiten von 2 - 5 cm/sec, und die andere Schüttung ist eine relativ dichte Struktur für Gasgeschwindigkeiten von 0 - 2 cm/sec. Innerhalb dieses Geschwindigkeitsbereiches erhält man Durchlässigkeiten, die kleiner als die von handelsüblichen Hepa-Filtern sind.

Meßergebnisse und Diskussionen

Es wurden

- a) der Druckanstieg am Filter während der Beladung als Funktion der spezifischen Beladung bzw. der Zeit,
- b) die gesamte, integrale Filterdurchlässigkeit p als Funktion der Anströmgeschwindigkeit v_0 gemessen.

Ein Ergebnis der Untersuchungen zeigt Abb. 1. Hier ist aufgetragen der Druckanstieg Δp am Sandbettfilter als Funktion der Beladung für 3 Anströmgeschwindigkeiten, 0,9, 2,2 und 4,4 cm/sec. Man erkennt einen steilen Anstieg der Kurven mit der Zeit

bzw. mit der spezifischen Beladung B_s . Die spezifische Beladung ist etwa linear proportional zur Zeit / 1 /. Die zwei Kurven für $v_o = 0,88$ cm/sec entsprechen zwei verschiedenen Sandschichtungen. Interessant ist nun, welcher funktionale Zusammenhang zwischen Δp und der Zeit t bzw. der spezifischen Beladung B_s besteht. Bei unbeladenem Filter besteht eine lineare Beziehung zwischen Δp und der Anströmgeschwindigkeit v_o . Diese Beobachtungen und die anderer Autoren / 2 / legen den Schluß nahe, daß für die von uns verwendeten Strömungsgeschwindigkeiten das Hagen-Poiseuille'sche Gesetz angewendet werden kann.

Bei den Überlegungen kann man als experimentell gesichert annehmen, daß fast der gesamte Druckanstieg während der Filterbeladung seine Ursache in der Ausbildung des Filterkuchens in der obersten Schicht des Sandbettfilters hat. Betrachtet man die oberste Schicht des Sandbettfilters (ca. 1 cm dick) als Kapillarenfilter mit N_K etwa gleich langen und dicken Kapillaren, so erhält das Hagen-Poiseuille'sche Gesetz die folgende, in Abb. 2 (unten) gezeigte Form.

Es besteht ein linearer Zusammenhang zwischen Δp und dem Durchfluß \dot{V} bzw. der Anströmgeschwindigkeit v_o .

Betrachtet man nun den oberen Teil der Abb. 2, so kann man in 1. Näherung für den Kapillarverschluß durch die Aerosole ein exponentielles Gesetz finden. Diese Ableitung in das Hagen-Poiseuille'sche Gesetz eingefügt, ergibt schließlich den Ausdruck

$$\Delta p = C e^{Bt}$$

Um die Gültigkeit unseres Modellansatzes zu testen, wurden die experimentell ermittelten Werte für die Größe B über der Anströmgeschwindigkeit v_o aufgetragen.

Wie schon Davies / 3 / in einer Untersuchung an Faserfiltern über die Größe B fand, enthält sie Aerosoleigenschaften (\bar{c} , r_{pa} , D , ρ_{pa} , v_o , η) und Filtereigenschaften ($R_{Kru} \approx r_{coll}$, r_o). Hält man alle Größen bis auf v_o konstant, dann müßte B über v_o aufgetragen, einen quadratischen Verlauf haben, wenn man davon ausgeht, daß die Größe a gegen r_o zu vernachlässigen ist. Gerade dieses trifft für die oben liegende Filterschicht zu. Man erhält im wesentlichen den erwarteten quadratischen Anstieg der Größe B mit der Anströmgeschwindigkeit (Abb. 3). Dem Abfall von \bar{c} mit größerem v_o wurde in der Abb. 3 Rechnung getragen, wobei \bar{c} die mittlere Aerosolmassenkonzentration, D der Diffusionskoeffizient der Aerosolpartikel ist. Die experimentellen B -Werte in Abb. 3 setzen sich aus einem geschwindigkeitsunabhängigen Term B_1 und einem geschwindigkeitsabhängigen Term B_2 zusammen. Während der erste geschwindigkeitsunabhängige Term B_1 einen Abscheidemechanismus z. B. der Inter-

zeption beschreibt, ist für den geschwindigkeitsabhängigen Term vor allem die Impaktion verantwortlich.

Nun zur modellmäßigen Beschreibung der Filterdurchlässigkeit an einem Mehrschichtensandbettfilter.

Man geht von der Annahme aus, daß man es vorwiegend mit drei Abscheidemechanismen zu tun hat, nämlich mit Diffusion, Sedimentation und Trägheit. Für diese drei Abscheidemechanismen konnte ein Modellansatz der Abscheidung in Kapillaren erarbeitet werden. Der Kapillaransatz ist in sofern gerechtfertigt, als die Versuche bei Re-Zahlen (N_{Re}) von etwa 10 - 100 durchgeführt wurden, also gerade im Zwischenbereich zwischen viskosem Flußgebiet ($N_{Re} < 0,2$) und potentielltem Fluß ($N_{Re} > 150$) liegen. Die meisten Filtertheorien gelten jedoch nur für $N_{Re} < 1,0$ / 4 / und im potentiellen Fluß ($N_{Re} > 150$) / 5 /. Abb. 4 zeigt den Modellansatz.

Man betrachtet ein gerades Stück Kapillare und einen Viertelbogen. Aus Bilanzbetrachtungen ergeben sich die Durchlässigkeiten $p^{Diff+Sed}$ und $p^{Träg}$. Da die ersten beiden Vorgänge gleichzeitig und die Trägheitsabscheidung zeitlich unabhängig von Sed. und Diff. stattfinden soll, kann man ansetzen, daß die Gesamtdurchlässigkeit das Produkt der Einzeldurchlässigkeiten ist. Für P_{ges} ergibt sich:

$$P_{ges} = e^{-\left\{ \frac{KT \cdot \epsilon \cdot f}{3\eta \cdot r_{pa} \cdot v_o} + \frac{2}{9} \frac{r_{pa}^2 \cdot g \cdot \rho_{pa} \cdot \epsilon \cdot r_{coll}}{v_o} + \frac{2\eta \cdot r_{pa}^2 \cdot \rho_{pa} \cdot v_o}{9 \cdot \epsilon} \right\} \frac{f \cdot L}{\eta \cdot r_{coll}^2}}$$

ϵ	: Porosität	L	: Kapillarlänge
f	: $6,65 < r_{coll}/r_{Kap} < 10$	η	: Zähigkeit des Gases
v_o	: Anströmgeschwindigkeit	r_{coll}	: Sandkornradius
ρ_{pa}	: Aerosolpartikeldichte	r_{Kap}	: Kapillarenradius
r_{pa}	: Aerosolpartikelradius	g	: Erdbeschleunigung

Die an Mehrschichtensandbettfiltern gemessenen Durchlässigkeiten bei verschiedenen Anströmgeschwindigkeiten zeigt Abb. 5. Rechts ist hier das von uns verwendete Mehrschichtensandbettfilter eingezeichnet, die Schichten mit Numerierung 1a bis 3 und die zugehörigen Porositäten ϵ . Bis auf die oberste Schicht, die den Filterkuchen aufnimmt, zeichnen sich die nachfolgenden Schichten durch abnehmende Porosität sowie abnehmende Sandkornradien aus. Das soll bewirken, daß die feinsten Aerosole auch noch an tiefer liegenden Sandkornschichten möglichst vollständig abgeschieden werden. Mit dem oben gewonnenen Ausdruck für die Gesamtdurchlässigkeit einer Schicht wurden in Abb. 5 die Einzeldurchlässigkeiten einiger ausgezeichneter

Schichten berechnet. Die Gesamtdurchlässigkeit des Filters wird durch die unterste Kurve dargestellt. Die Meßergebnisse sind ebenfalls eingezeichnet. Man erkennt eine befriedigende Übereinstimmung zwischen Experiment und der untersten Kurve für die Gesamtdurchlässigkeit.

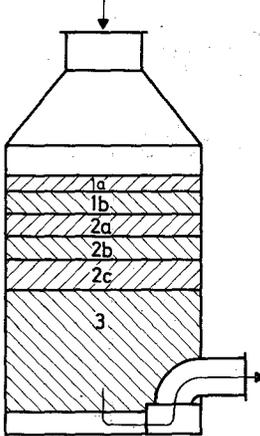
In Tabelle 1 wurden die Meßergebnisse an zwei Sandschüttungen zusammengestellt. Man entnimmt der Tabelle, daß spezifische Beladbarkeiten von 300 - 600 g/m² und Durchlässigkeitsgrade kleiner als die von HEPA-Filtern ($3 \cdot 10^{-4}$) erzielt wurden.

Zusammenfassung

1. Das Kapillarmodell mit dem Hagen-Poiseuille'schen Gesetz als Basis gibt eine erste Möglichkeit, den komplizierten Druckanstieg Δp am Filter mit der Zeit bzw. mit der spez. Beladung zu verstehen.
2. Das Kapillarmodell gibt uns weiterhin einen Ausdruck für die Durchlässigkeit p in einer Filterschicht. Es spielen vor allem Diffusion, Sedimentation und Impaktion als Abscheidemechanismen eine entscheidende Rolle.
3. Sandbettfilter mit oben beschriebener Zusammensetzung haben für feste Natriumoxid-Aerosole Abscheidegrade, die besser als die von HEPA-Filtern sind.

Literatur

- / 1 / L. Böhm, S. Jordan, W. Schikarski
"Aerosolverhalten bei Natriumbränden im SNR-Containment"
Reaktortagung 1973, Karlsruhe
- / 2 / J. Gebhart, C. Roth, W. Stahlhofen
"Filtration properties of glass bead media for aerosol particles in the 0,1 - 2 μ m size range"
J. Aerosol Science, 1973, 4, 355-371
- / 3 / C.N. Davies
"The clogging of fibrous aerosol filters"
J. Aerosol Science, 1970, 1, 35-39
- / 4 / K.T. Whitby
"Calculation of the clean fractional efficiency of low media density filters"
ASHRAE JOURNAL, Sep. 1965, pp. 56-65
- / 5 / N.A. Fuchs
"The Mechanics of Aerosols", Pergamon Press 1964, pp. 211



Schüttung I			400 l/min	1000 l/min	1500 l/min	2000 l/min
1a)	150 kg 2/5	P	$6.4 \cdot 10^{-5}$	$1.4 \cdot 10^{-3}$	$1.2 \cdot 10^{-4}$	$3.2 \cdot 10^{-5}$
1b)						
2a						
2b	200 kg 0/0.6/0.6/2	B _s	446	465	—	352
2c	1:3					
3	200 kg 2/5					
Schüttung II			400 l/min	550 l/min	770 l/min	1000 l/min
1a	100 kg 2/5/5/11	P	$\approx 1.5 \cdot 10^{-5}$	$7.2 \cdot 10^{-5}$	$8.5 \cdot 10^{-5}$	$7.1 \cdot 10^{-5}$
1b	150 kg 2/5					
2a	50 kg 0.6/2					
2b	200 kg 0/0.6/0.6/2	B _s	443	396	660	600
2c	50 kg 0/0.6					
3	200 kg 2/5					

Tab. 1 Sandbettfiltermessungen an zwei verschiedenen Sandschüttungen GfK
IASR/RPU

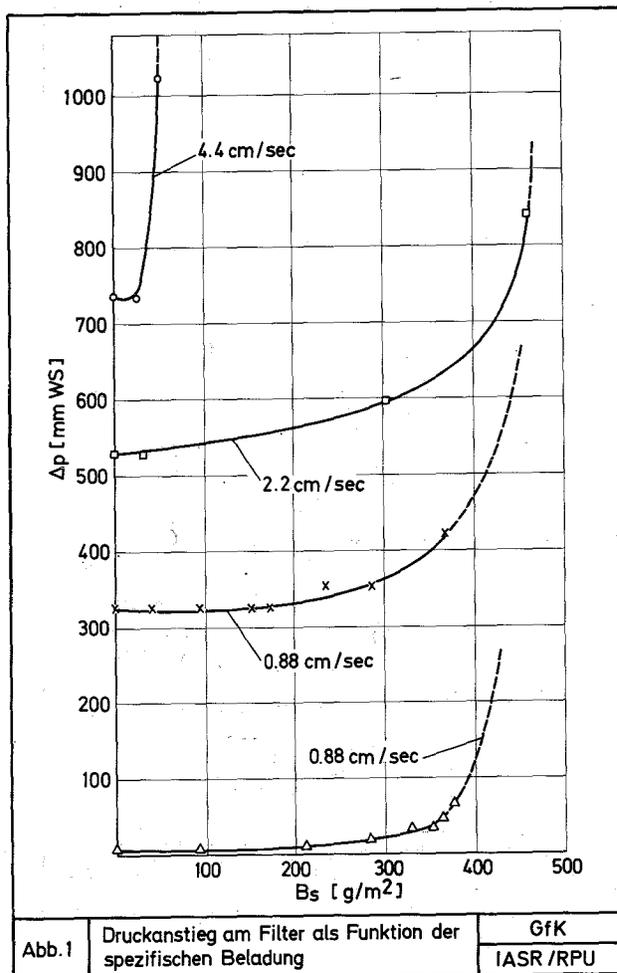
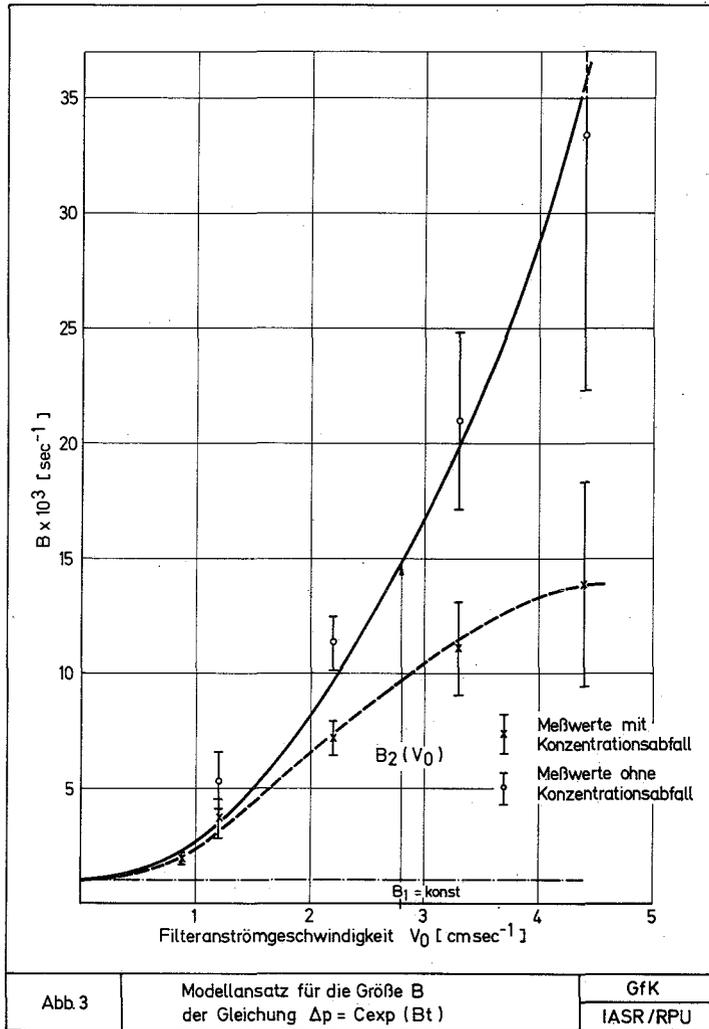
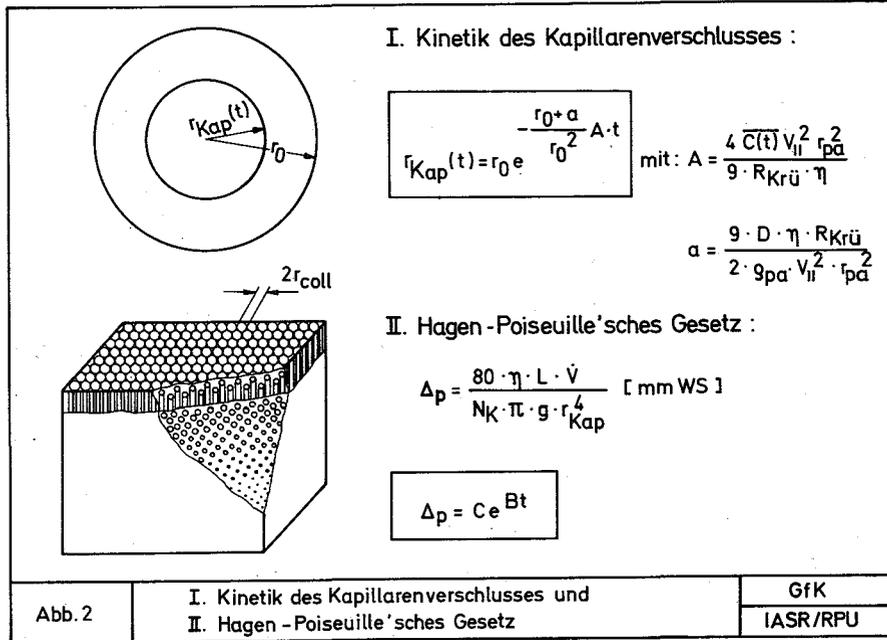
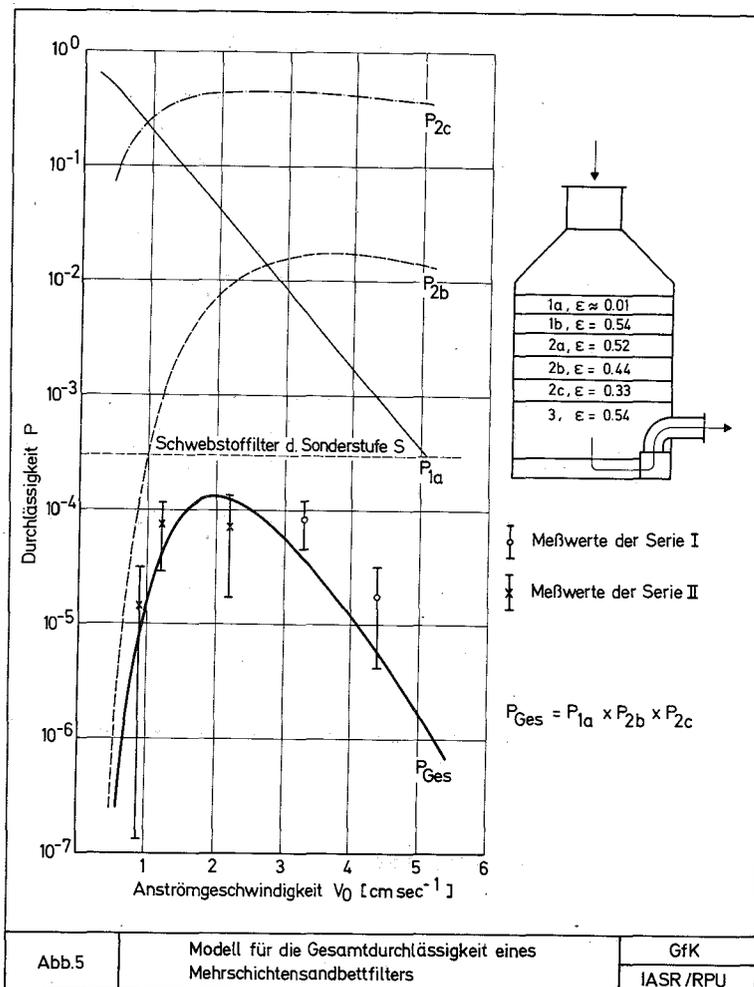
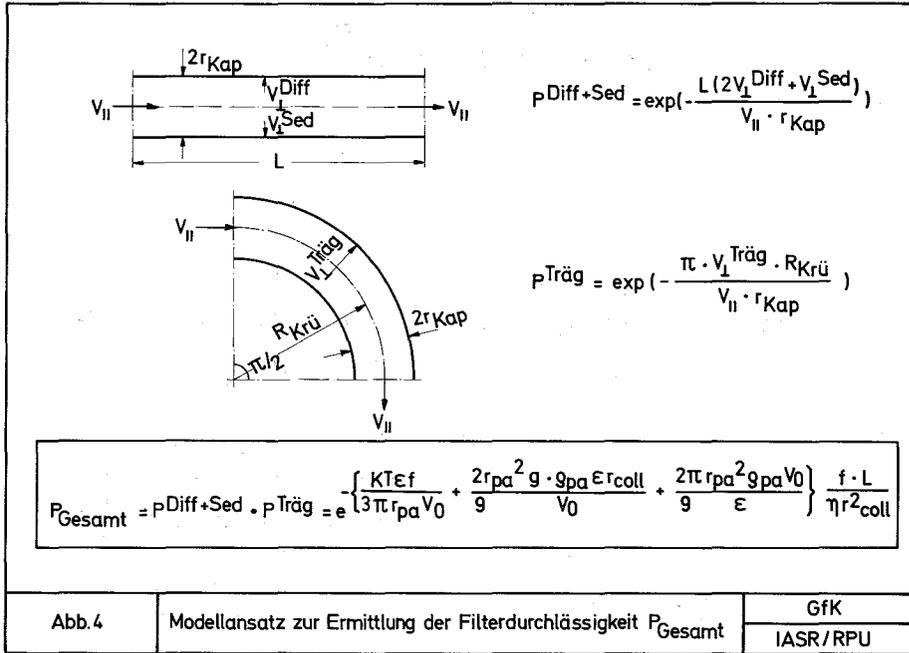


Abb. 1 Druckanstieg am Filter als Funktion der spezifischen Beladung GfK
IASR/RPU





1254 Kontamination von Reaktorkühlkreisläufen*
(H. Stamm, IRCh)

Radionuklide im KNK-Primärnatrium

Die Bestimmung von Radionukliden im Natrium der primären KNK-Kühlkreisläufe wurde bis zur Beendigung des KNK-I-Betriebes fortgesetzt.

Nuklid	Halbwertszeit	Haupt- γ -Linien (keV)
^{22}Na	2.62 Jahre	1275
^{54}Mn	303 Tage	835
^{65}Zn	245 Tage	1116
$^{110\text{m}}\text{Ag}$	253 Tage	658, 885, 937
^{124}Sb	60.3 Tage	603, 1691
^{182}Ta	115 Tage	(1113), 1221
<hr/>		
^{51}Cr	27.8 Tage	320
^{59}Fe	45 Tage	1099, 1292
^{58}Co	71 Tage	811
^{60}Co	5.26 Jahre	1173, 1333
<hr/>		
^{134}Cs	2.05 Jahre	796
^{136}Cs	12.9 Tage	818, 1048
^{137}Cs	30.0 Jahre	662
$^{140}\text{Ba}/^{140}\text{La}$	12.8 Tage	1596

Tab. 2: Radionuklide im KNK-Primärnatrium

Tab. 2 faßt die im Primärnatrium nachgewiesenen Radionuklide mit ihren Halbwertszeiten und den zur Auswertung verwendeten γ -Linien zusammen. Dabei war die erste Nuklid-Gruppe regelmäßig auszuwerten, die zweite Gruppe wird von solchen aktivierten Korrosionsprodukten gebildet, die nur gelegentlich auftraten. Bei der dritten Gruppe, den Spaltprodukten, waren die drei Cs-Isotope nur unregelmäßig nachweisbar, das Mutter-Tochter-Paar $^{140}\text{Ba}/^{140}\text{La}$ konnte in den letzten Monaten in allen entnommenen Natriumproben gemessen werden.

Abb. 6 zeigt den Anstieg der spezifischen Aktivität von ^{22}Na , die Aktivitätskonzentration von $^{110\text{m}}\text{Ag}$ im Primärnatrium von Juni 1972 bis August 1974 sowie die Zeiten des nuklearen Betriebs der Anlage. Für die übrigen Radionuklide muß der zeitliche Aufbau wegen der starken Sorption am Tiegelmateriale später diskutiert werden.

Gammaspektrometrische Messungen in der KNK-Primärzelle

Im Juli 1974 war der Reaktor zum Umrüsten von Experimentierstopfen abgeschaltet und die Inertisierung der Primärzelle aufgehoben worden. In dieser Zeit wurden von KBG Dosisleistungsmessungen in der Primärzelle vorgenommen, um den langfristigen Anstieg der Aktivität an ausgewählten Stellen zu verfolgen. Bei dieser Gelegenheit waren auch erste Messungen dort mit dem mobilen Gammaspektrometer des IRCh möglich. Dies Gammaspektrometer zeichnet sich dadurch aus, daß der Ge(Li)-Halbleiterdetektor von festem Propan (Smp. $-189,9\text{ }^{\circ}\text{C}$) gekühlt wird, das sich in einem kleinen, gut transportablen Kryostaten befindet. Im Gegensatz zu den üblichen Kryostaten mit Flüssig-Stickstoff-Kühlung (Sdp. $-195,8\text{ }^{\circ}\text{C}$) kann der Propan-Kryostat in beliebige Lagen gedreht werden, ohne daß ein Kühlmittelverlust eintritt. Aus diesem Grunde kann diese Sonde in Kernkraftwerken auch an Stellen eingesetzt werden, die üblichen Halbleitersonden aus räumlichen Gründen nicht zugänglich sind.

Die Sonde (Detektor, Kryostat und Vorverstärker) wurde in die KNK-Primärzelle abgeseilt, mit Hochspannungsversorgung und Hauptverstärker auf der Fahrbahnebene durch 50 m-Kabel verbunden. Die verstärkten Meßsignale wurden über fest installierte Meßkabel in den 4096-Kanal-Impulshöhenanalysator (TRACOR NS 700) eingegeben, der sich außerhalb des KNK-Containments im Experimentatorenraum befand.

Während der Messungen herrschten in den beiden Primärkreisen folgende Betriebszustände: Kreislauf 1 war gefüllt, das Na wurde bei 200 °C (gedrosselte Pumpenleistung: ca. 180 m³/h) umgewälzt, das Primär-Reinigungssystem war ebenfalls durchströmt. Kreislauf 2 war abgelassen. Zwischen dem Abschalten des Reaktors am 29. Juni und den Messungen am 22. Juli war das ²⁴Na um mehr als den Faktor 10⁹ (≈ 30 Halbwertszeiten) abgeklungen, beeinflusste also Dosisleistung und γ-Spektren nicht mehr.

Die Maxima der Spektren waren wegen der extrem hohen Impulsrate stark verbreitert. Am gefüllten Kreis 1 waren ²²Na, ⁵⁴Mn, ^{110m}Ag und ¹⁸²Ta nachweisbar, am entleerten Kreis 2 nur ⁵⁴Mn und ¹⁸²Ta. Dies bestätigte die Messungen an gefüllten und entleerten Probenahmetiegeln, bei denen für alle Nuklide außer ²²Na und ^{110m}Ag eine starke Sorption an den Wandungen gefunden worden war.

Die nächsten Messungen dieser Art sollen möglichst jeweils an einundemselben Kreis zuerst in gefülltem, dann in entleertem Zustand vorgenommen werden.

Radionuklide im Wasser aus der Feuchtgas-Waschanlage

Vor dem Abtransport der KNK-I-Brennelemente zur Wiederaufarbeitungsanlage müssen die Bündel von anhaftendem Natrium befreit werden. Dies geschieht in der dafür installierten Feuchtgas-Waschanlage. Dort werden die Brennelemente mit vorgewärmten Stickstoff beaufschlagt, dem nach und nach steigende Mengen Wasserdampf beigemischt werden. Zuletzt werden die Waschbehälter samt den Bündeln mit Wasser geflutet. Gammaskpektren von Proben aus diesen Waschwässern können dazu dienen, intakte und schadhafte Brennelemente zu unterscheiden (Spaltproduktgehalt). Dies ist notwendig, weil schadhafte Brennelemente beim Transport anders behandelt werden müssen als intakte.

In Vorversuchen wurden Proben aus dem Waschwasser von zwei Materialtest-Elementen aus der KNK untersucht. Das erste Element wurde im Frühjahr entnommen, als der Reaktor nur für wenige Stunden mit Vollast gefahren worden war. Abb.7 zeigt ein typisches Gammaskpektrum des Waschwassers von diesem Materialtest-Element. Das Bild wird beherrscht von dem linienreichen Spektrum des ¹⁸²Ta. Auffallend jedoch ist, daß Aktivierungsprodukte wie ⁵¹Cr, ⁵⁹Fe und vor allem ⁶⁰Co, die in Proben des Primärnatriums nur selten nachweisbar waren, hier mit so hohen Aktivitäten vorliegen, dagegen jedoch keinerlei ^{110m}Ag. Offenbar ist auch hier das ^{110m}Ag wie das ²²Na vollständig im Natrium zurückgeblieben.

Materialproben in der KNK

Im Rahmen des KNK-Versuchsprogramms wurden zahlreiche Materialproben (verschiedene Edelstähle, Ni, Ti, Ta, Mo) dem strömenden, kontaminierten Primärnatrium exponiert und nach dem Ausbau die auf den Proben deponierten Radionuklide gammaspektrometrisch bestimmt. Die Auswertung ist noch nicht abgeschlossen.

Materialproben im 500-kW-Loop Mol-7D im BR2

Wie im vorlaufenden Experiment "Mol-7B" sollen auch während des Ende des Jahres beginnenden Betriebs von "Mol-7D" Materialproben an zwei Stellen mit unterschiedlicher Natrium-Temperatur in das 500 kW-IPSL (in-pile sodium loop) im BR 2 eingesetzt werden. Diese Metallcoupons aus Nickel bzw. aus den Stählen W.Nr. 1.4970 und AISI-316 wurden inzwischen hergestellt, oberflächenbehandelt, gewogen, vermessen und zum Einbau nach Mol transportiert.

Radionuklide im KNK-Primärschutzgas

Die Bestimmung von Radionukliden im primären KNK-Schutzgas wurde bis zum Abschalten der Anlage am 2. September fortgeführt. In Tab. 3 sind die gefundenen Radionuklide mit ihren Halbwertszeiten und den zur Auswertung verwendeten Gamma-
linien zusammengestellt worden. ^{138}Cs war nur bei Reaktorleistung oberhalb $45 \text{ MW}_{\text{th}}$ nachweisbar.

In Abb. 8 sind die Aktivitätskonzentrationen von ^{41}Ar und von ^{135}Xe im Primärargon über dem Leistungsverlauf der KNK für die Monate von Dezember 1973 bis Anfang September 1974 aufgetragen worden. Sowohl für das Aktivierungsprodukt ^{41}Ar als auch für das Spaltprodukt ^{135}Xe ist eine deutliche Leistungsabhängigkeit der Aktivitätskonzentrationen zu erkennen. Für ^{135}Xe ließ sich diese Abhängigkeit durch die empirische Gleichung

$$A \text{ (mCi/m}^3\text{)} = 0,019 \times P^{2,2} \text{ (MW}_{\text{th}}\text{)}$$

beschreiben. Die im Schutzgas gefundenen Aktivitätskonzentrationen der Spaltedelgas-Nuklide lassen den Schluß zu, daß in der KNK-I bis zum Ende des Betriebs kein Brennelement-Hüllrohrschaden aufgetreten ist.

Nuklid	Halbwertszeit	Haupt- γ -Linie
^{41}Ar	1.83 Stunden	1294 keV
$^{85\text{m}}\text{Kr}$	4.40 Stunden	151 keV
^{87}Kr	76 Minuten	403 keV
^{88}Kr	2.80 Stunden	196 keV
$^{133\text{m}}\text{Xe}$	2.2 Tage	233 keV
^{133}Xe	5.65 Tage	81 keV
^{135}Xe	9.15 Stunden	250 keV

^{88}Rb	15.6 Minuten (2.8 Stunden)	1836 keV
^{138}Cs	32.2 Minuten	1436 keV

Tab. 3: Radionuklide im KNK-Schutzgas

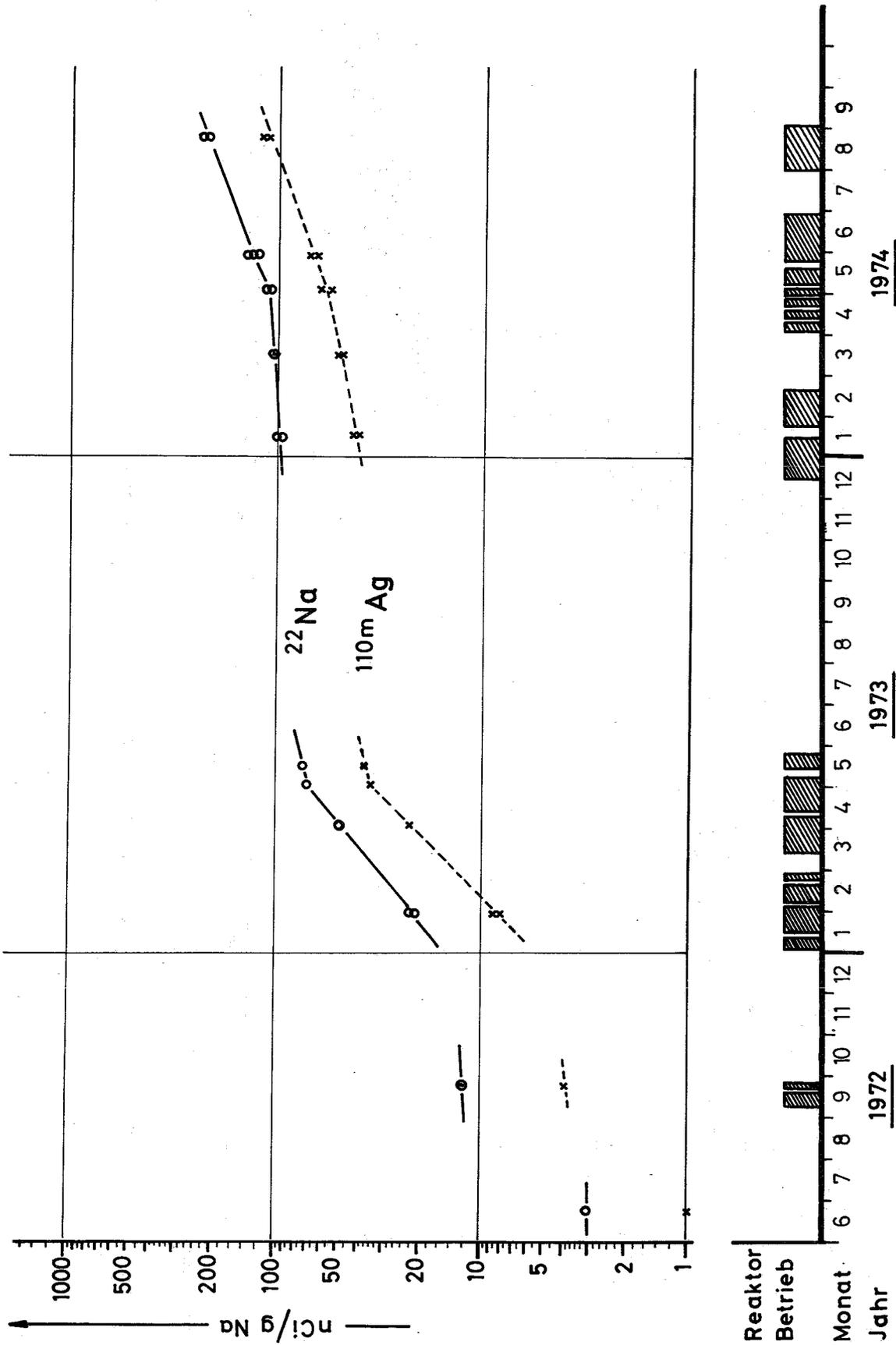


Abb. 6: ^{22}Na und $^{110\text{m}}\text{Ag}$ im KNK-Primarnatrium

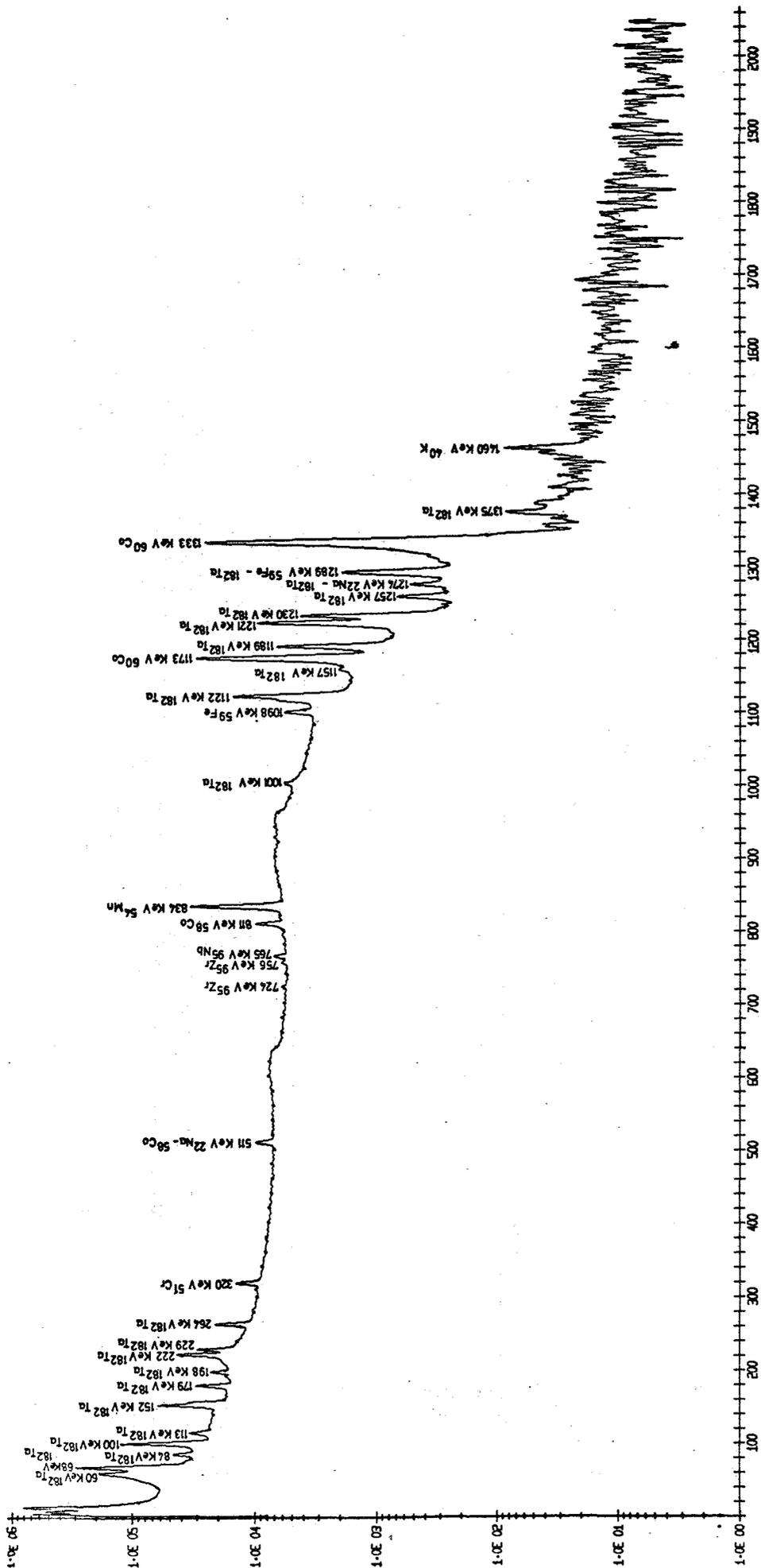
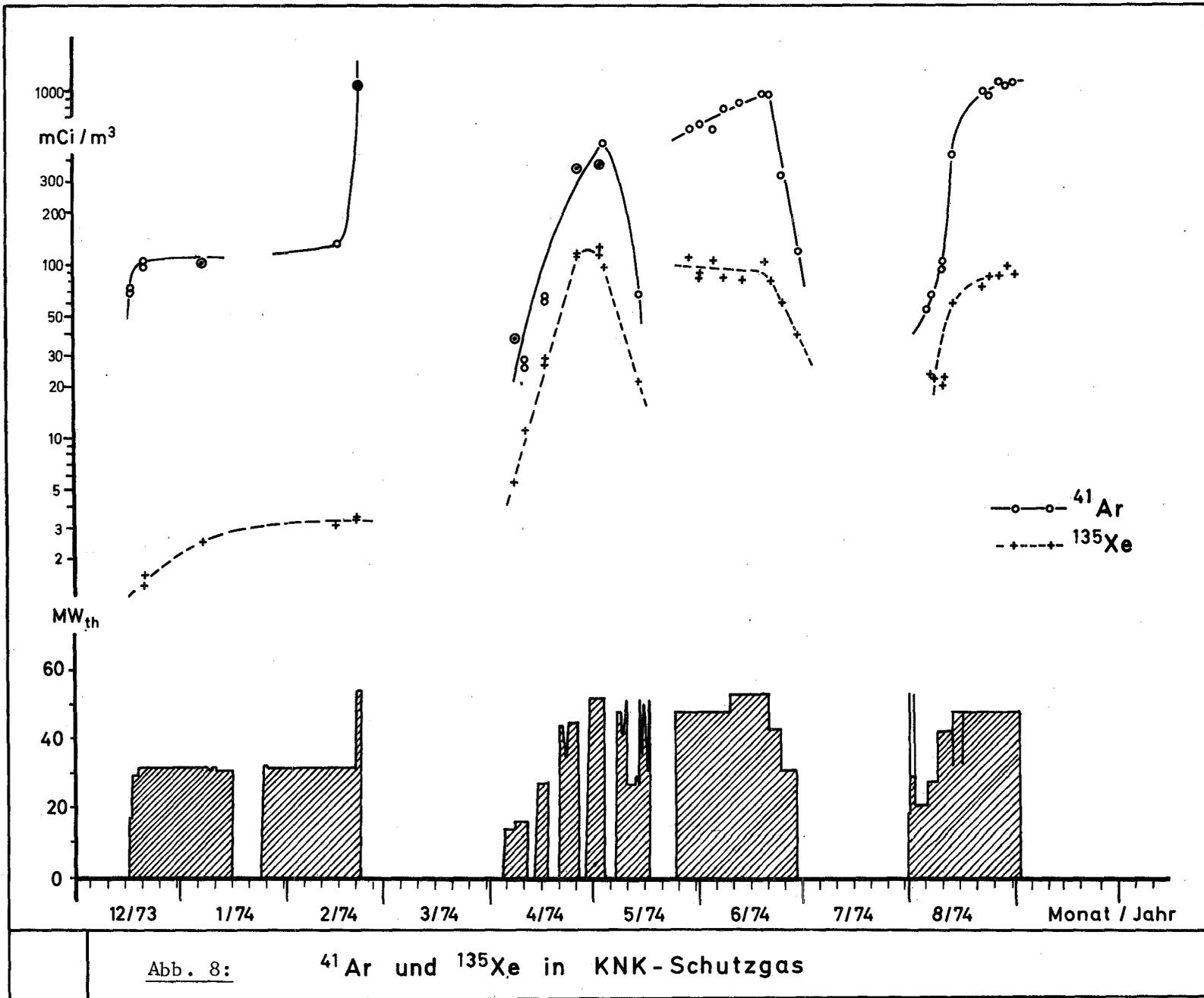


ABB. 09000 WISCHERSLOCH ALS MIT-TEST-ELEMENT 1. FÜLLUNG 1. N.

Abb. 7: Gamma-Spektrum einer Wasserprobe aus der KNK-Feuchtgas-Waschanlage



1. The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions. It emphasizes that proper record-keeping is essential for the integrity of the financial system and for the ability to detect and prevent fraud.

2. The second part of the document outlines the various methods used to collect and analyze data. It describes the use of statistical techniques to identify trends and anomalies in the data, and the importance of using reliable sources of information.

3. The third part of the document discusses the role of the auditor in the process. It explains that the auditor's primary responsibility is to provide an independent and objective assessment of the financial statements. This involves a thorough review of the records and a comparison of the results with the applicable accounting standards.

4. The fourth part of the document discusses the importance of transparency and accountability in the financial system. It notes that the public has a right to know how their money is being spent, and that this information should be made available in a clear and accessible format.

5. The fifth part of the document discusses the role of the government in the financial system. It explains that the government has a responsibility to ensure that the financial system is fair and equitable, and that it is subject to the same rules and regulations as the private sector.

6. The sixth part of the document discusses the importance of education and training in the financial system. It notes that a well-educated and trained workforce is essential for the effective operation of the financial system, and that ongoing education and training are necessary to keep up with the rapidly changing nature of the industry.

7. The seventh part of the document discusses the importance of innovation and technology in the financial system. It notes that the use of new technologies can help to improve the efficiency and effectiveness of the financial system, and that it is essential to embrace innovation and to invest in research and development.

8. The eighth part of the document discusses the importance of risk management in the financial system. It explains that the financial system is inherently risky, and that it is essential to identify and manage these risks in a proactive and systematic manner.

9. The ninth part of the document discusses the importance of international cooperation in the financial system. It notes that the financial system is increasingly global, and that it is essential to work together to address the challenges and opportunities of the global financial system.

10. The tenth part of the document discusses the importance of public participation in the financial system. It notes that the public has a role to play in the financial system, and that it is essential to involve the public in the decision-making process and to ensure that their voices are heard.

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

Im letzten Bericht wurde das Ergebnis der 1. Versuchsphase, die der Auswahl des am besten geeigneten Werkstoffes aus fünf sehr unterschiedlichen Werkstofftypen diente, zusammengefaßt. Darin hatten sich die Kugellager aus Hartmetall (WC mit einigen Prozent Cobalt) eindeutig für die weiteren Untersuchungen qualifiziert. Inzwischen wurde die 2. Versuchsphase begonnen mit dem Ziel, die Lebensdauer-grenzen der WC-Lager unter verschiedenen Betriebsbedingungen bezüglich Belastung, Temperatur und Drehzahl zu bestimmen.

Ein erster Schritt hierzu war im Berichtszeitraum die Versuchsserie 14a bis 14d, in der zwei Kugellager aus Hartmetall mit den Referenzbetriebsdaten der 1. Phase, also 300 kp Axiallast bei 400 °C und ca. 200 U/min, bis an die Grenze ihrer Lebensdauer betrieben wurden. Die Lager erreichten eine totale Umdrehungszahl von $4 \cdot 10^6$. Absolut gesehen ist dieses Ergebnis für die in Betracht kommenden Anwendungsfälle mit niedrigen Drehzahlen und intermittierender Betriebsweise sehr zufriedenstellend. Im Vergleich zur üblichen Wälzlagertechnik ist die erreichte Lebensdauer jedoch erwartungsgemäß relativ gering. Sie beträgt nur einige Prozent der für ein Lager gleicher Größe für normale Schmier- und Temperaturbedingungen berechneten Lebensdauer.

Um die fortschreitende Schädigung der Lager während der Versuchsserie zu beobachten, wurden sie bei 0,2; 0,4; 0,8; 1,6; 3,2 und 4,0 Mill. Umdr. mikroskopisch untersucht. Es zeigten sich die folgenden Oberflächenveränderungen, die zunächst nicht als Beschädigung anzusehen sind:

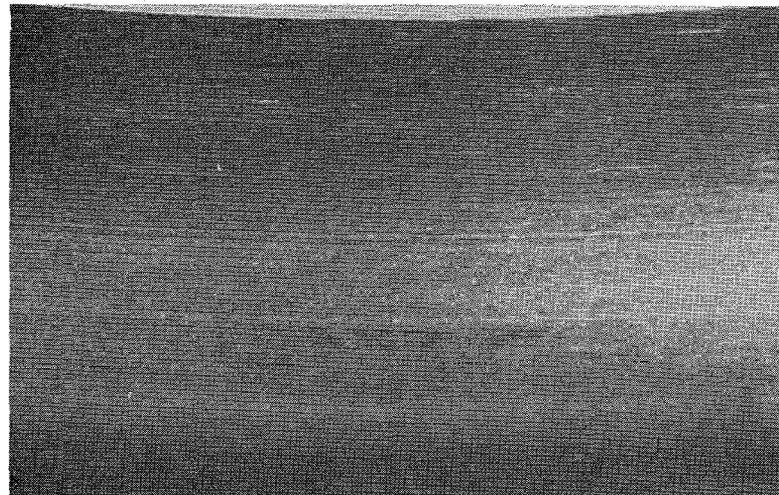
Bereits nach $0,2 \cdot 10^6$ Umdrehungen hatte sich auf den Laufrillen der Ringe eine ca. 2 - 3 mm breite, gegenüber der ursprünglichen Schlieffläche geglättete Laufspur gebildet, die im weiteren Versuchsverlauf in Breite und Lage nahezu unverändert blieb. Die Lage der Laufspuren ließ auf einen Berührungswinkel (gemessen zur

Achsnormalen) von 15-16 Grad schließen. Etwa in der Mitte der glatten Laufspuren traten vereinzelt linien- oder streifenförmige Aufrauungen über einen Teil des Umfangs auf, die sich aber mit zunehmender Betriebsdauer nicht nennenswert verstärkten, z.T. sogar abschwächten. Abb. 1 zeigt als Beispiel die Laufspur eines Außenringes im Neuzustand sowie nach 0,8 und 3,2 Mill. Umdrehungen. Es handelt sich hierbei offenbar nicht um Ermüdungserscheinungen, sondern um einen geringen Abrieb, der die Laufeigenschaften des Lagers (Reibmoment, Geräusch, Lagerspiel) noch nicht merkbar beeinträchtigt.

Ein ähnlich gleichbleibendes Bild wurde über ca. $2 \cdot 10^6$ Umdrehungen bei den Kugeln vorgefunden. Bereits sehr frühzeitig vereinzelt aufgetretene Oberflächenbeschädigungen bis zu ca. 200 μm Durchmesser veränderten sich zunächst nicht meßbar in Anzahl und Größe. Es handelte sich dabei um kleinflächige Aufrauungen und dem Augenschein nach um eingedrückte, unter der Oberfläche liegende Poren. Erst nach $3,2 \cdot 10^6$ Umdrehungen wurde eine Vermehrung an kleinen Pittings und beginnende Abplatzungen größeren Ausmaßes (ca. 0,5 mm Dmr.) beobachtet. Dies drückte sich auch in einem verstärkten Laufgeräusch aus. Bei $4 \cdot 10^6$ Umdrehungen wurde der Versuch wegen eines klirrenden Geräusches beendet. Die Ursache dafür war vermutlich ein Ausbruch von 0,5 mm Dmr. und ca. 50 μm Tiefe an einer Kugel, anscheinend ein Ermüdungsbruch.

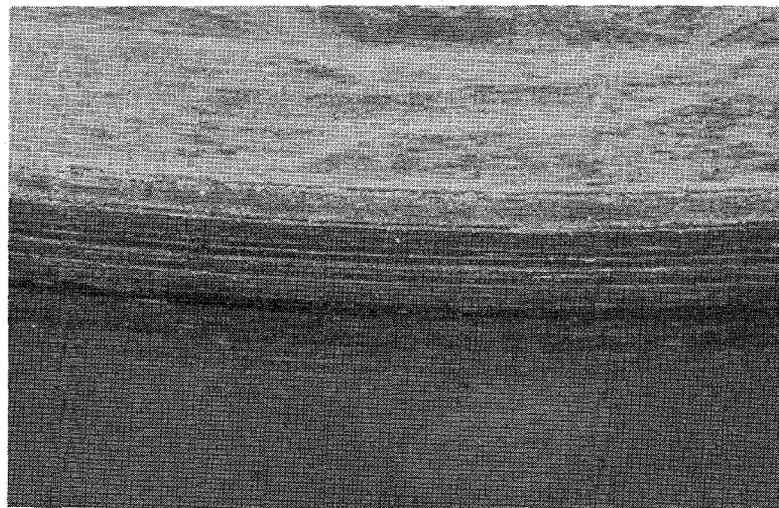
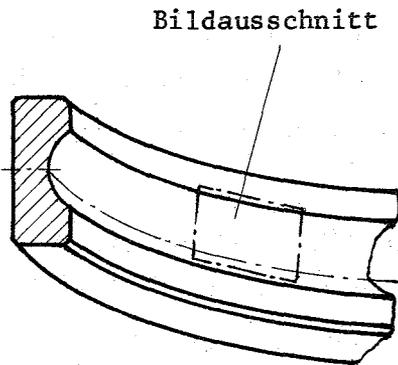
Im Gegensatz zu allen anderen in Phase 1 untersuchten Lagern, die nach $0,2 \cdot 10^6$ Umdrehungen einen deutlichen Verschleiß durch Abrieb aufwiesen, wurde das Ende der Lebensdauer bei den Hartmetallagern durch Werkstoffermüdung herbeigeführt, zumindest bei einem der beiden Lager. Es wird geprüft, ob sich das andere Lager für eine Fortsetzung des Versuches eignet. Die Gewichtsabnahme pro Lager gegenüber dem Neuzustand betrug bei Versuchsende ca. 7 mg. Bezogen auf $0,2 \cdot 10^6$ Umdrehungen sind das 0,3 mg, also verglichen mit den mittleren Gewichtsverlusten von 20 bis 670 mg bei den Lagern der Phase 1 ein sehr kleiner Wert.

In den nächsten Schritten werden nacheinander die Drehzahl und die Belastung erhöht. Der Bericht über die Phase 1 wurde weitgehend fertiggestellt.



Neuzustand

10x

nach $0,8 \cdot 10^6$ Umdr.

10x

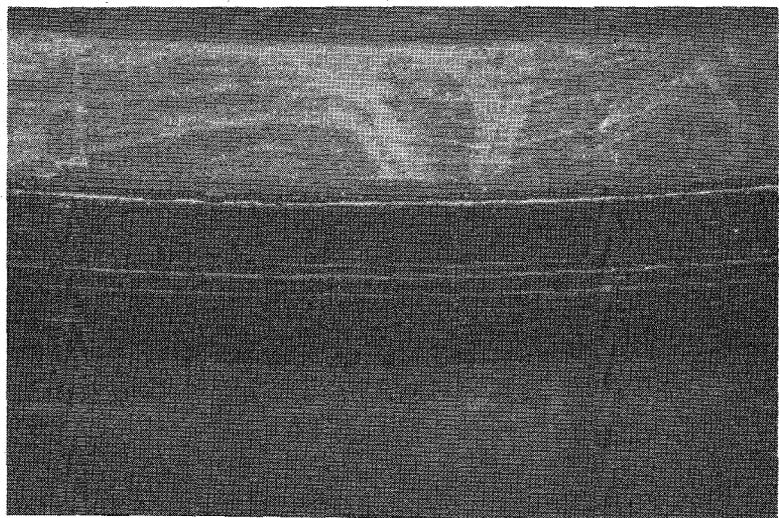
Versuchsparameter:

Na-Temperatur 400°C

Axiallast 300kp

Drehzahl 200min^{-1}

Lagertyp 6207

nach $3,2 \cdot 10^6$ Umdr.

10x

Abb. 1

LAUFBAHN EINES KUGELLAGERRINGES AUS HART-
METALL IM NA- VERSUCH

1262.2 Versuche zur Werkstoffpaarung unter Natrium1262.31 Verschweißversuche*

(K. Mattes, F. Huber, IRE)

Im Berichtszeitraum wurden die Werkstoffpaarungen

Stellit 6/Stellit 6
Inconel 718/Inconel 718
Colmonoy 4/Colmonoy 4
Stellit 6/Inconel 718
Stellit 6/Colmonoy 4
Inconel 718/Colmonoy 4

unter Natrium bei 550 °C auf Selbstverschweißen getestet. Eingesetzt wurden je 2 Probenpaare mit Kontaktkante und je 2 Probenpaare mit einer Kontaktfläche von 100 mm². Bei diesen Tests konnte bei keiner Paarung Selbstverschweißen festgestellt werden.

Die Paarung Inconel 718/Inconel 718 ist für die oberen SNR 300-Brennelement-Distanzpflaster vorgesehen. Die bei 550 °C erzielten Ergebnisse wurden durch zwei weitere Versuche bei 600 °C abgesichert. Hierbei wurden insgesamt 35 Paarungen eingesetzt. Auch in diesem Fall konnte kein Selbstverschweißen nachgewiesen werden.

Mit den Paarungen Stellit 6/Stellit 6 und Inconel 718/Inconel 718 wurden bei Westinghouse Versuche über 1, 3 und 6 Monate bei einer Temperatur von 565 °C durchgeführt. Hierbei wurde Selbstverschweißen bei den Versuchen über 6 Monaten festgestellt. Aus diesem Anlaß ist vorgesehen, die Paarung Inconel 718/Inconel 718 über einen längeren Zeitraum (zunächst 6 Wochen) bei 600 °C einzusetzen.

* BzFE-Nr. 212.4

1262.32 Verschleißuntersuchungen in Natrium*

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

An Pflasterwerkstoffen für die Kernelementkästen des SNR 300 waren in vorangegangenen Versuchen mit Stellite 6B-Proben Verformungen und Rissbildungen aufgetreten. Um diese künftig zu verhindern, wurden die Stellitebleche einer weiteren Probenserie in anderer Schweißnahtführung auf dem austenitischen Grundmaterial verwendet.

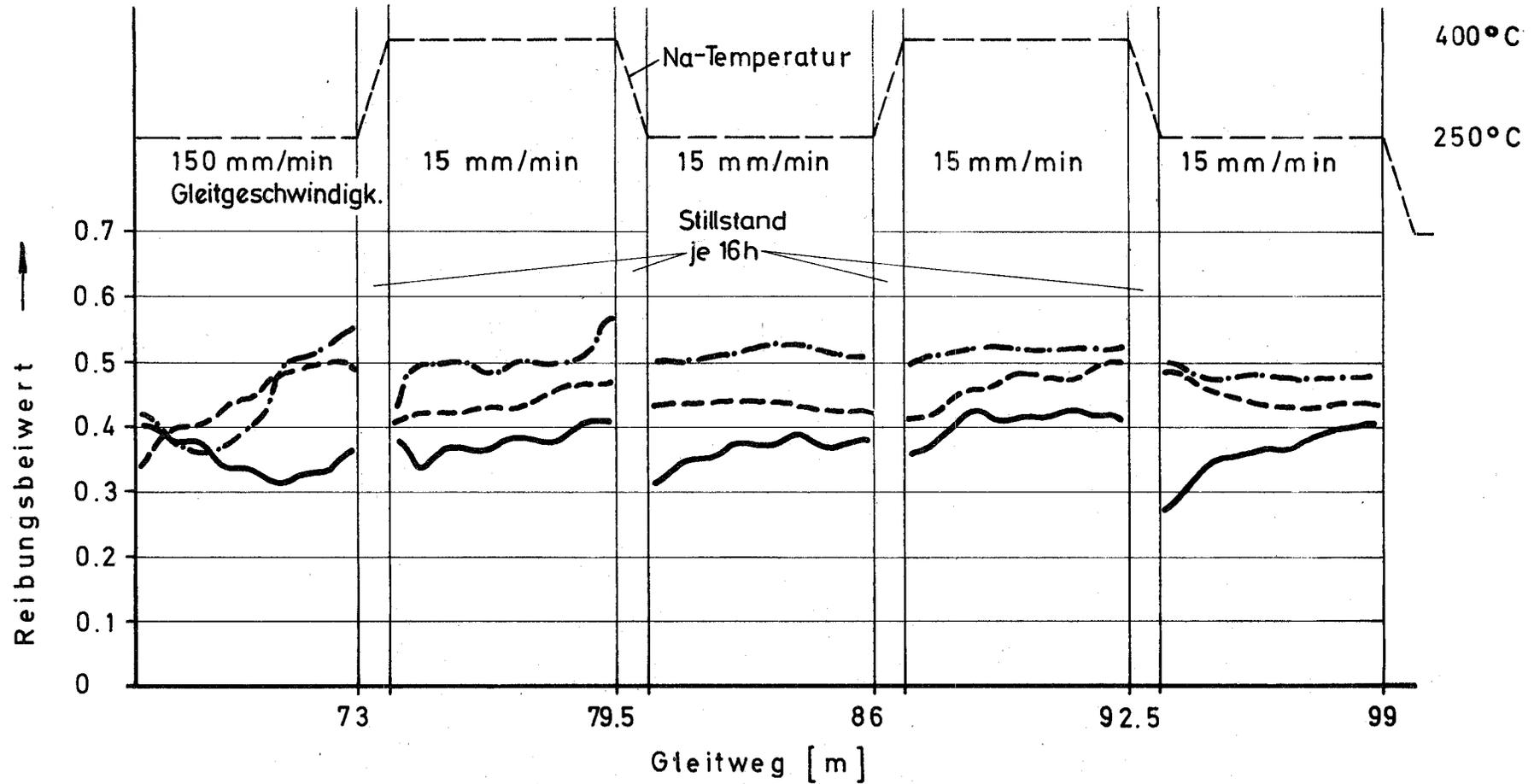
Mit folgenden Materialpaarungen wurden nach Absprache mit Interatom die Reibungsbeiwerte bei Flächenpressungen von $0,6 \text{ kp/mm}^2$ experimentell ermittelt:

Stellite 6B	Stellite 6B	Vers. Nr. 305 und 308
Stellite 6B	Inconel 718	Vers. Nr. 306 und 309
Inconel 718	Stellite 6B	Vers. Nr. 307 und 310.

Bei Versuch 307 und 310 wurde gegenüber Versuch 306 und 309 die Probenanordnung geändert. Die Ergebnisse der ersten ausgewerteten Versuche sind in Abb. 2 wiedergegeben. Den günstigsten Reibkoeffizienten zeigt auch bei diesen Versuchen die Paarung Stellite 6B - Stellite 6B. Die Ergebnisse der Versuche 306 und 307 liegen innerhalb des Streubandes, so daß ein Geometrieinfluss nicht mit Sicherheit zu erkennen ist. Ein Aufwerfen oder Reißen der Stellitebleche trat gegenüber früheren Untersuchungen nicht mehr auf, was auf die geänderte Schweißnahtführung zurückgeführt werden kann. Die Bearbeitung bleibt jedoch nach wie vor problematisch. Eine gleichmäßige Anlage der Proben gegeneinander konnte bisher nur in einigen Fällen befriedigend erzielt werden, wenn zumindest einer der beiden Partner (Inconel 718) aus Vollmaterial gearbeitet war.

Zur besseren Erfassung der Verschleißmenge mit Hilfe der Probenaktivierung wurde ein Teststreckeneinsatz so modifiziert, daß - gegenüber der bisherigen Ausführung - der Abtransport der Verschleißpartikel aus der Meßzone begünstigt wurde. Probenmaterial mit Abschirmplatten für die Aktivierung im Zyklotron wurde hergestellt und an das Labor für Isotopentechnik übergeben.

* BzFE-Nr. 212.7



MITTLERER KINETISCHER REIBUNGSBEIWERT

Abb. 2

Versuch - Nr. 305 — Stellit 6 B — Stellit 6 B
 306 - - - Stellit 6 B — Inconel 718
 307 - - - Inconel 718 — Stellit 6 B

Flächenpressung
 0.6 kp/mm²

1263 Untersuchungen zur thermo- und fluiddynamischen Kernausslegung1263.3 Lokale Wärmeübergangsmessungen in Bündelgeometrien*

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

Bündelfertigung

Die Fertigung der Heizstabserie für das 19-Stabbündel wurde beendet. Umfangreiche Fertigungskontrollen entsprechend einer aus den bisherigen Erfahrungen und Vorversuchen aufgestellten Spezifikation ergaben: sowohl die Heizstäbe als auch deren Instrumentierung mit Thermoelementen erfüllen die spezifizierten Daten. Schweißversuche der Stäbe am Teststreckenboden mit Hilfe einer vom IRE-RBT für ähnliche Aufgaben entwickelten Vorrichtung wurden erfolgreich durchgeführt, so daß mit dem Einschweißen der Stäbe und der Bündelmontage in Kürze begonnen werden kann.

Erprobung der Heizstäbe in Natrium

Um die sichere Betriebsweise der 19-Stabbündel gewährleisten zu können, müssen deren Heizstäbe (9 mm Außendurchmesser) einzeln erprobt werden. Aufgrund der bisherigen Erfahrungen mit ähnlich aufgebauten Stäben (6 mm Außendurchmesser) ist bei Na-Temperaturen von 600 °C mit einer Oberflächengrenzbelastung der Stäbe von 400 - 500 W/cm² zu rechnen. Da die im Betrieb vorgesehene maximale Belastung jedoch nur 100 W/cm² beträgt, kann auf eine aufwendige Erprobung der neuen Stabserie verzichtet werden. Es sollen daher lediglich 3 Stäbe der 9 mm-Serie mit 2,5-facher Sicherheit gegenüber den maximalen Versuchsbedingungen getestet werden. Der erste Einzelstab wurde über 100 Stunden in 3 Stufen bis zu 250 W/cm² bei Na-Temperaturen von 600 °C belastet. Je 100 Abschaltungen wurden bei 100 bzw. 200 W/cm² durchgeführt. Der Heizstab hat diese Erprobung erfolgreich beendet.

1263.5 Entwicklung elektrischer Heizelemente**

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

Die Entwicklung elektrischer Heizstäbe der Stufe II wurde vorangetrieben. Sie sollen bei Natriumtemperaturen von 1050 °C Leistungsdichten von 250 W/cm² liefern. Stäbe mit Hüllrohren aus Tantal, Bornitridisolation und Stromleitern aus Platin- bzw. Tantallegierungen wurden hergestellt und stehen zur Erprobung bereit. Dabei zeigte sich, daß die bei der Entwicklung der Heizstäbe der Stufe I erarbeiteten Methoden für die Herstellung der neuen Stäbe verwendbar sind.

*BzFE-Nr. 451.1

**BzFE-Nr. 933.2

1264 Hydraulische Untersuchungen am SNR-300 Absorber*

(K. Fischer, K. Marten, V. Rastetter, E. Wiens, IRB)

Im Juli 1974 wurden die hydraulischen Untersuchungen am Modell des Absorbers der 1. Abschalt-Einheit (1. AE) des SNR 300 abgeschlossen.

Im Anschluß an diese bei GfK/IRB durchgeführten Untersuchungen wurden hier gleichartige Versuche mit dem Gliederabsorber der 2. Abschalt-Einheit (2. AE) des SNR 300 nach Abstimmung mit IA übernommen.

Ziel der hydrodynamischen Untersuchungen am Gliederabsorber der 2. AE des SNR 300 ist es, Unsicherheiten bei der thermodynamischen Auslegung zu verringern und die strömungstechnische Gestaltung des Absorbers zu überprüfen, um eine sichere Betriebsweise zu ermöglichen.

Der Gliederabsorber (Abb.3) besteht aus 3 hintereinander gekoppelten Stabbündeln. Die 2 Kuppelstellen sind so angeordnet, daß eine große radiale und gute axiale Beweglichkeit der 3 Teilbündel auch in einem stark verbogenen Führungsrohr möglich ist.

Mit dem Absorber der 2.AE nach der vorliegenden Konstruktion wurde folgendes Versuchsprogramm durchgeführt:

1. Bestimmung des Gesamtdruckverlustes des Absorbers und der Durchsatzverteilung zwischen den 3 Teilbündeln und dem Ringraum als Funktion des Gesamtdurchsatzes. Als Parameter wurden hierbei variiert:
 - Die axiale Stellung der Teilbündel: Bereitschaftsstellung (aus dem Core ausgefahren) und Abschaltstellung (im Core eingefahren),
 - die radiale Stellung der Teilbündel: Konzentrische und Knick-Lage der Teilbündel im Führungsrohr,
 - die Änderung der Leckageöffnungen an den beiden Kuppelstellen.
2. Die Durchsatzverteilung zwischen den 3 Teilbündeln und dem Ringraum als Funktion des Gesamtdurchsatzes in Bereitschaftsstellung beim Aufschwimmen der Teilbündel.
3. Die radiale Stabilität der 3 Teilbündel in Bereitschaftsstellung als Funktion des Gesamtdurchsatzes (qualitative Untersuchung).

Die Experimente wurden in einem Wasserkreislauf (Abb. 3) mit senkrecht angeordneter Teststrecke durchgeführt.

* BzFE-Nr. 455.2

Für die Experimente wurde die vorhandene Teststrecke aus Untersuchungen am Absorberbündel der 1.AE verwendet. Das Führungsrohr ist aus Plexiglas gefertigt, um die radiale Stabilität und das Aufschwimmen der Teilbündel aus der direkten Beobachtung zu bestimmen.

Der für diese Untersuchungen konzipierte Prüfstand wurde für folgende Betriebsbedingungen ausgelegt:

Durchsatz: 2 - 15 m³/h
Druck: 5,5 - 4 kp/cm²
Temperatur: 20 ÷ 60 °C

Der Durchsatz wurde mit Blende, die Differenzdrücke mit U-Rohrmanometern und die Temperatur mit Quecksilberthermometer gemessen.

Die Druckverluste des Absorbers und der Bündel ergeben sich aus Differenzdruckmessungen. Zur Ermittlung der Durchsatzverteilung zwischen den Bündeln und dem Ringraum werden zunächst die Bündeldruckverluste als Funktion des Durchsatzes bei versperrem Ringraum und abgedichteten Kuppelstellen gemessen. Danach werden die Druckverluste der 3 Bündel und der Gesamtdurchsatz des Absorbers bei offenem Ringraum und nicht abgedichteten Kuppelstellen gemessen. Aus den Druckverlust-Durchsatz-Beziehungen der 3 Bündel wird der jeweilige Bündeldurchsatz bestimmt. Der Unterschied zum gemessenen Absorberdurchsatz ergibt die zugehörige Bündel-Bypassmenge im Ringraum. Die Differenz zwischen den 3 Bündeldurchsätzen ergeben die Leckagemengen an den beiden Kuppelstellen.

Die Experimente wurden am Ende des Berichtszeitraumes abgeschlossen. Die Ergebnisse werden z.Zt. ausgewertet.

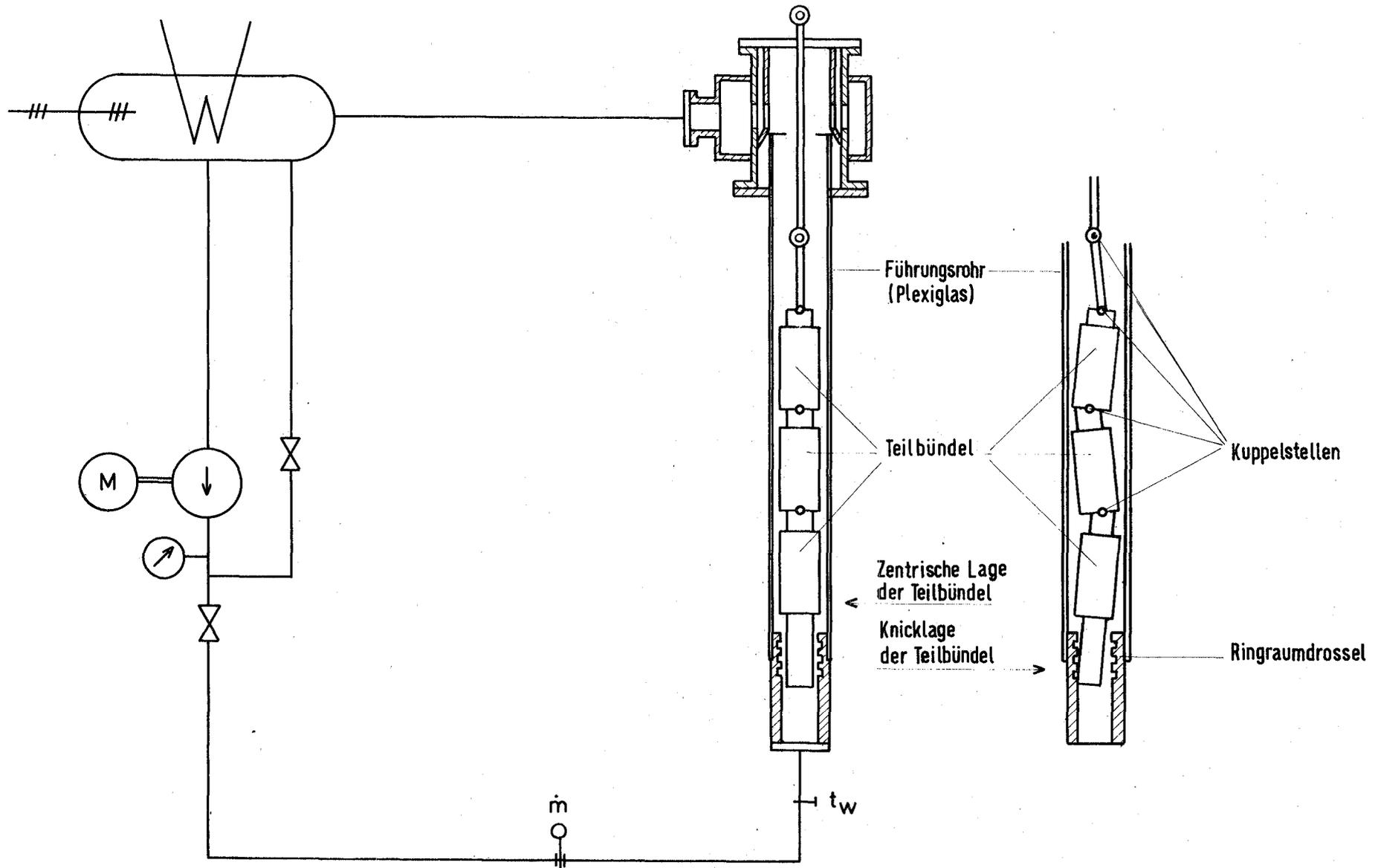


Abb. 3 Absorbermodell der 2. AE (Bereitschaftsstellung) mit Wasserkreislauf

- 127 THERMO- UND HYDRODYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS
- 1271 Experimentelle Arbeiten an den wärmetechnischen Versuchsständen
(Helium, Luft)
- 1271.1 Arbeiten für gasgekühlte Schnelle Brüter^G

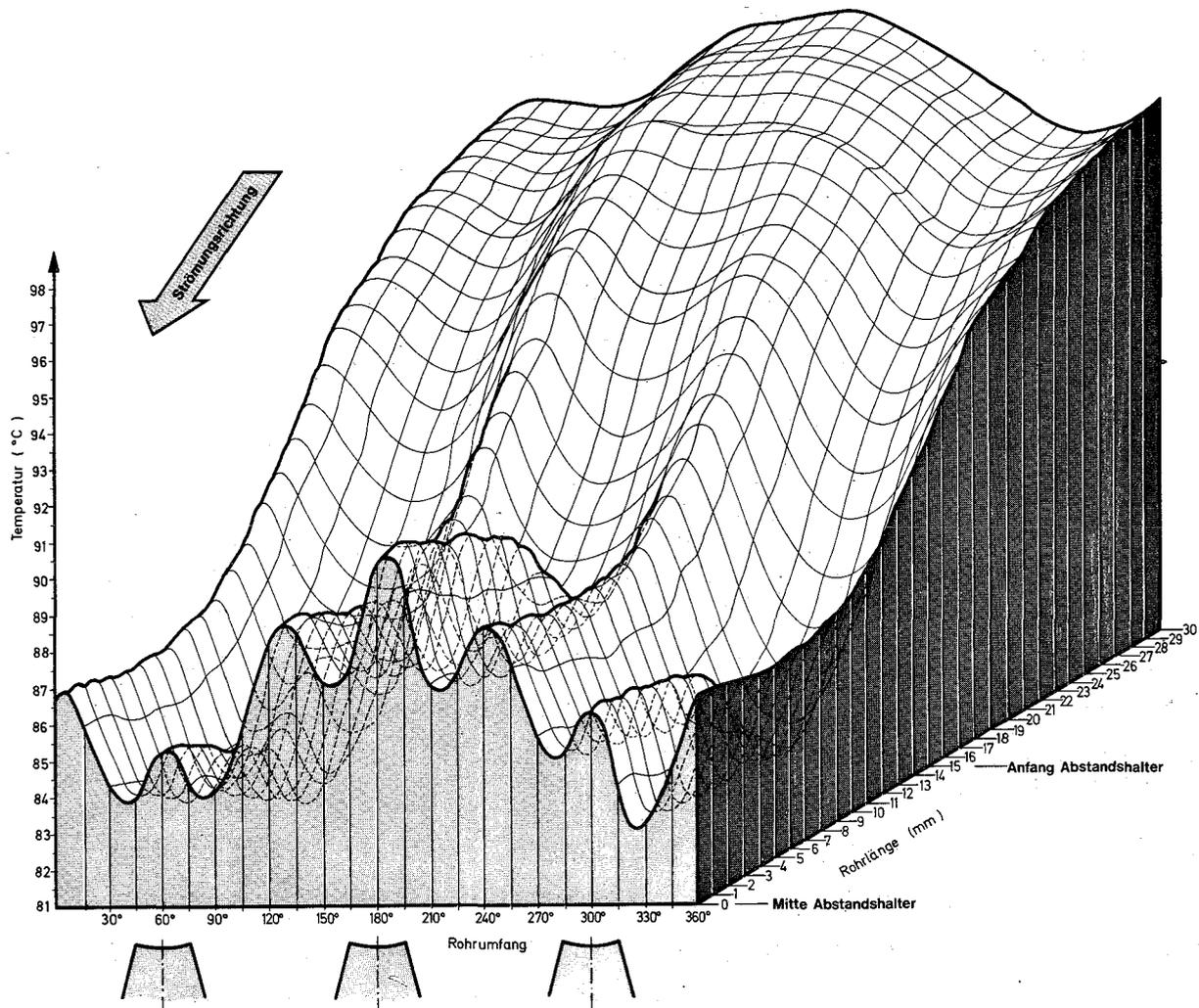
Experimentelle Untersuchung der Temperaturverteilung an
glatten und rauhen Rohren unter Abstandshaltern
(J. Marek, K. Rehme, A. Roth, INR)¹⁾

Die am Luftversuchsstand I (KFK 1273/3) durchgeführten Untersuchungen der Temperaturverteilung unter Abstandshaltergittern wurden fortgeführt mit zwei Gittern, deren Rippenbreite gegenüber den früher untersuchten verändert war. Die Rippenbreite betrug beim Gitter B1 1.5 mm und beim Gitter B3 6 mm, während die Rippenbreite bei dem zuerst untersuchten Abstandshalter B2 3 mm betragen hatte (s. KFK 1274/1).

Es wurden auch hier je ein Stabbündel mit glatten Oberflächen und zwei Bündel mit unterschiedlich rauhen Oberflächen verwendet. Da der Einfluß der Flächenleistung und der Reynoldszahl auf die Temperaturverteilung bereits in den vorangegangenen Untersuchungen ermittelt worden war, war das Ziel dieser Untersuchung, den Einfluß der Breite der Kontaktstelle zwischen Abstandshalter und Rohrwand auf das Temperaturfeld zu bestimmen.

In Abb. 1 ist die Temperaturverteilung am rauhen Rohr R2 unter dem Abstandshalter B3 dreidimensional dargestellt. Die lokalen Temperaturerhöhungen auf den Kontaktflächen zwischen Abstandshalter und rauhem Rohr sind hier wesentlich größer als beim Abstandshalter B2 (s. KFK 1274/1). Wie erwartet worden war, ist damit die Größe dieser örtlichen Temperaturspitzen abhängig von der Rippenbreite des Abstandshalters, zumal beim Abstandshalter B1 keine Temperaturerhöhungen auftreten. Trotz dieser Temperaturspitzen ist ein deutlicher Temperaturabfall im gesamten Bereich

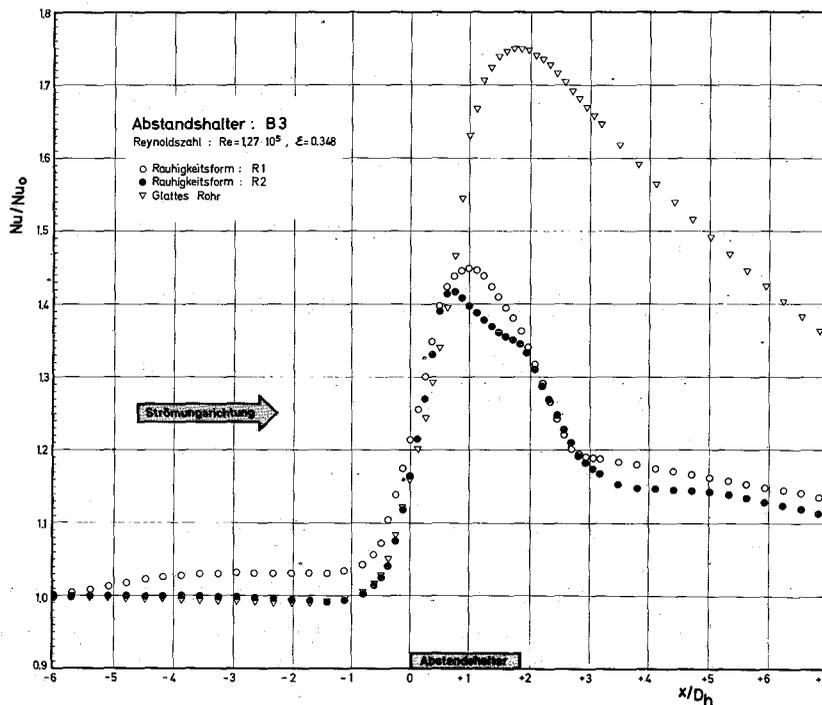
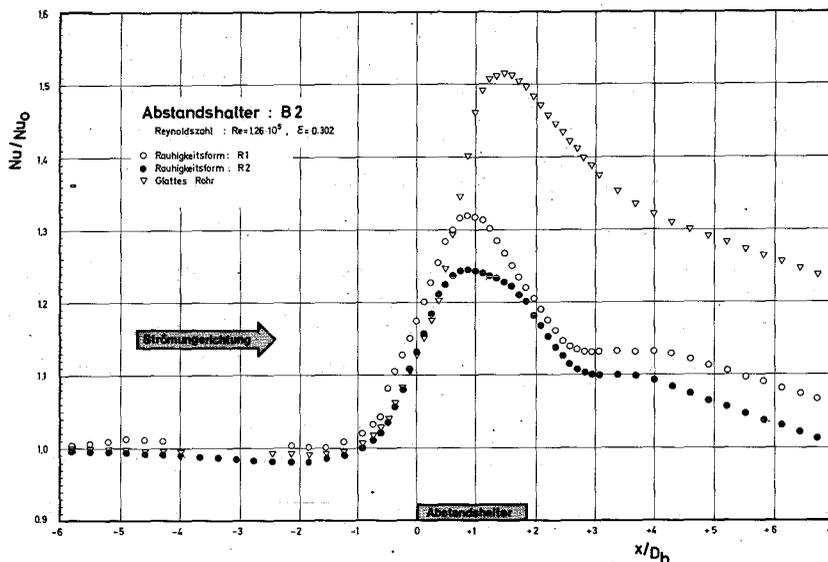
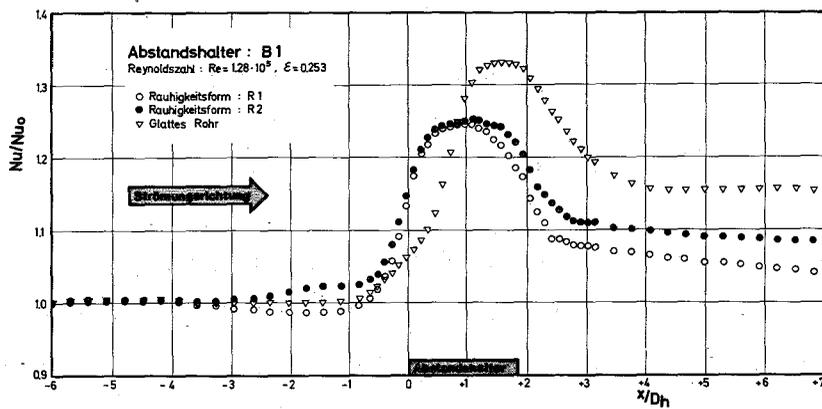
¹⁾ Letzter Bericht: KFK 1274/1



Reynoldszahl : $Re = 1.27 \cdot 10^5$
 Rauigkeitsform : R 2
 Abstandshalter : B 3
 Flächenleistung : $q = 4.62 \text{ W/cm}^2$

Temperaturverteilung im Bereich des Abstandshalters

Abb. 1



Wärmeübergang im Bereich der Abstandshalter

Abb. 2

des Abstandshalters ersichtlich. Damit ist nachgewiesen, daß auch bei sehr breiten Kontaktstellen zwischen Gitter und Brennelement und rauhen Oberflächen kein "hot-spot" auftritt.

Aus dem Vergleich des Wärmeübergangs im Bereich der drei untersuchten Abstandshalter (Abb. 2) wird deutlich, daß trotz sonst gleicher Versuchsbedingungen bei den glatten Röhren der Anstieg der Nusseltzahl fast doppelt so groß ist wie bei den Rauigkeiten R1 und R2. Bei den rauhen Röhren liegt durch die Oberflächenrauigkeit bereits eine Erhöhung der Turbulenz vor, sodaß die zusätzliche Turbulenzerhöhung durch die mit der Querschnittsversperrung durch den Abstandshalter verbundene Geschwindigkeitserhöhung nur noch eine geringere Wärmeübergangsbesserung bewirkt als bei den glatten Röhren.

Die hier untersuchten Abstandshalter ergeben für den Abstandshalter B1 (kleinere Querschnittsversperrung) eine geringere Erhöhung und für den Abstandshalter B3 (größere Querschnittsversperrung) eine stärkere Erhöhung der Nusseltzahlen im Abstandshalterbereich, als bei dem früher untersuchten Abstandshalter B2 (mittlere Querschnittsversperrung) gemessen wurde (s. KFK 1274/1). Ein abschließender Bericht über die Untersuchungen ist in Vorbereitung.

1271.2 Grundlagenexperimente zum Impuls- und Wärmetransport in Stabbündeln^G

Geschwindigkeitsverteilung in Wandkanälen von Stabbündeln

(E. Mensinger, K. Rehme, G. Wörner, INR)¹⁾

Die Berechnung von turbulenten Kanalströmungen ist nur dann möglich, wenn die Bewegungsgleichungen durch sog. Turbulenzmodelle stark vereinfacht werden. Für Berechnungen der turbulenten Strömung in Stabbündeln wird dazu

¹⁾ Letzter Bericht: KFK 1274/1

entweder das Modell einer Impulsaustauschgröße verwendet /1/, oder es werden Geschwindigkeitsprofile vorausgesetzt, die durch Messungen an anderen Kanälen erhalten wurden /2/. Über die Ortsabhängigkeit der Impulsaustauschgröße ist wenig bekannt, abgesehen von Messungen an Kreisrohren. In nichtkreisförmigen Kanälen sind aufgrund der asymmetrischen Strömungsverteilung Abweichungen von den Ergebnissen an Kreisrohren zu erwarten. Insbesondere zeigen Messungen an konzentrischen Ringspalten, daß Geschwindigkeitsprofile, die von Kreisrohren bekannt sind oder die sich aus falsch interpretierten Ringspaltuntersuchungen ergeben, nicht mit den tatsächlichen Profilen übereinstimmen (1). Für Stabbündel ist daher ein experimenteller Nachweis der theoretischen Ansätze nötig. Dieser Nachweis oder u.U. die Verbesserung der theoretischen Modelle soll durch Strömungsuntersuchungen an Wandkanälen von Stabbündeln erbracht werden.

Versuchsanlage

Die Untersuchungen werden an einem offenen Luftkreislauf durchgeführt. Durch ein Filter wird die Luft angesaugt und mit einem Radiallüfter ($\dot{m} = 4.2 \text{ kg/s}$; $\Delta p = 0.1 \text{ bar}$) durch die Teststrecke gedrückt. Die Teststrecke besteht aus einem rechteckigen Plexiglaskanal mit den Abmessungen Breite $b = 180.2 \text{ mm}$, Länge $a = 685.8 \text{ mm}$, der aus vier Teilen zu einer Höhe von $h = 7000 \text{ mm}$ zusammengesetzt ist. In diesem Kanal sind vier Rohre von $d = 157.5 \text{ mm}$ Durchmesser aus Aluminium angeordnet mit einem Stababstandsverhältnis $P/D = 1.071$ und einem Wandabstandsverhältnis $W/D = 1.072$. Die Rohre sind wie der Kanal aus 4 Teilen von je $L = 1750 \text{ mm}$ zusammengesetzt. Rohr 2 und Rohr 4 (Abb. 3) sind auf Kugellagern drehbar gelagert. Daher wurden diese beiden Rohre mit einem kreisringförmigen Abstandshalter versehen. Die anderen Rohre sind an den engsten Stellen zwischen den Rohren bzw. zwischen Kanalwand und Rohren durch Gewindestifte (M4) abgestützt. Alle Abstützungen befinden sich jeweils in unmittelbarer Nähe der Trennstellen zwischen den einzelnen Kanal- bzw. Rohrteilen.

Messungen

Für einen bestimmten Durchsatz, der durch Drehzahlregelung des Antriebsmotors für den Lüfter konstant gehalten wurde, wobei die wetterbedingten Schwankungen des Luftdruckes und der Ansaugtemperatur von Hand ausgeglichen wurden, sind folgende Größen gemessen worden:

- a) der zeitliche Mittelwert der Strömungsgeschwindigkeit nach Ort und Richtung,
- b) die Turbulenzintensitäten in den drei räumlichen Richtungen,
- c) die Schubspannungen in der Strömung in radialer und azimuthaler Richtung (vom Rohr aus gemessen), sowie senkrecht und parallel zur Wand (von der Kanalwand aus gemessen) und
- d) die Verteilung der Wandschubspannungen.

Dazu wurde zunächst mit einem Pitotrohr der zeitliche Mittelwert der axialen Strömungsgeschwindigkeit in einer Traverse senkrecht zur Wand bestimmt. Am Ende dieser Traverse wurde das Pitotrohr an die Wand gefahren (Preston-Rohr), damit die Wandschubspannung bestimmt werden kann. Daran anschließend erfolgte die Messung der Turbulenzverteilung mit je einer Traverse mit einem geraden Hitzdraht in zwei Richtungen und einem schrägen Hitzdraht in vier Richtungen.

Gemessen wurden am Rohrumfang jede 5° und längs der Kanalwand je 5 mm, wobei senkrecht zur Wand die Zahl der Meßpunkte variabel war, je nach der Breite des Strömungsquerschnittes 10 - 20 Meßpunkte, die in Wandnähe in engeren Abständen lagen als weiter entfernt von der Wand. Alle Meßergebnisse wurden auf Lochstreifen registriert und mit einem dafür entwickelten Rechenprogramm ausgewertet. Die Aufnahme aller Meßpunkte in dem Meßquerschnitt nach Abb. 1 erfordert etwa drei Monate.

Ergebnisse

Die Auswertung der Messungen ist noch nicht vollständig abgeschlossen. Eine Analyse der gemessenen Sekundärströmungen zeigt jedoch deutlich, daß das Strömungsfeld durch die verwendeten Abstandshalter sehr stark verzerrt

wird. Die Teststrecke wurde deshalb umgebaut, wobei die ringförmigen Abstandshalter entfernt wurden. Alle Abstände werden jetzt durch Gewindestifte eingestellt.

Die gemessene Verteilung des zeitlichen Mittelwertes der axialen Strömungsgeschwindigkeit zeigt Abb. 3 in Form von Isotachen. Die gemessenen Geschwindigkeiten sind auf die Maximalgeschwindigkeit bezogen. Besonders im Gebiet um $\psi = 40^\circ$ zeigt die Geschwindigkeitsverteilung Ausbuchtungen, was auf das Vorhandensein von Sekundärströmungen schließen läßt.

Die gemessene Verteilung der Wandschubspannung zeigt Abb. 4. Die Wandschubspannung ändert sich am Umfang des ausgemessenen Kanals um etwa 45 %. Ein Vergleich der gemessenen Wandschubspannungen für den Bereich $0^\circ - 30^\circ$ ($\tau_{\max}/\tau_{\min} = 1.13$) mit Meßergebnissen von Eifler /2/ für einen Zentralkanal bei $P/D = 1.08$ ($\tau_{\max}/\tau_{\min} = 1.25$) zeigt, daß aufgrund der hier vorliegenden Sekundärströmung eine geringere Wandschubspannungsvariation auftritt. Einen Teil der gemessenen dimensionslosen Geschwindigkeitsprofile zeigen die Abbildungen 5 und 6. Zum Vergleich ist der Verlauf nach dem Wandgesetz für Kreisrohre miteingetragen. Die gemessenen Geschwindigkeitsprofile folgen in Wandnähe im wesentlichen dem Wandgesetz, wenn auch festgestellt werden muß, daß die Meßwerte niedriger liegen als bei Kreisrohren. Im Bereich der Kernströmung ergeben sich stärkere Abweichungen, wie sie bereits von konzentrischen Ringspalten bekannt sind (1).

Literatur:

- /1/ H. RAMM and K. JOHANNSEN, Hydrodynamics and heat transfer in regular arrays of circular tubes, Paper presented at the 1972 Int. Seminar on Recent Developments in Heat Exchangers, Trogir (1972)
- /2/ W. EIFLER und R. NIJSING, Berechnung der turbulenten Geschwindigkeitsverteilung und der Wandreibung in unendlich ausgedehnten, parallel angeströmten Stabbündeln, Wärme- und Stoffübertragung 2, 246-256 (1969)

Veröffentlichungen im Berichtszeitraum:

- (1) K. Rehme, Turbulent flow in smooth concentric annuli with small radius ratios, J. Fluid Mech. 64(2), pp. 263-287 (1974)

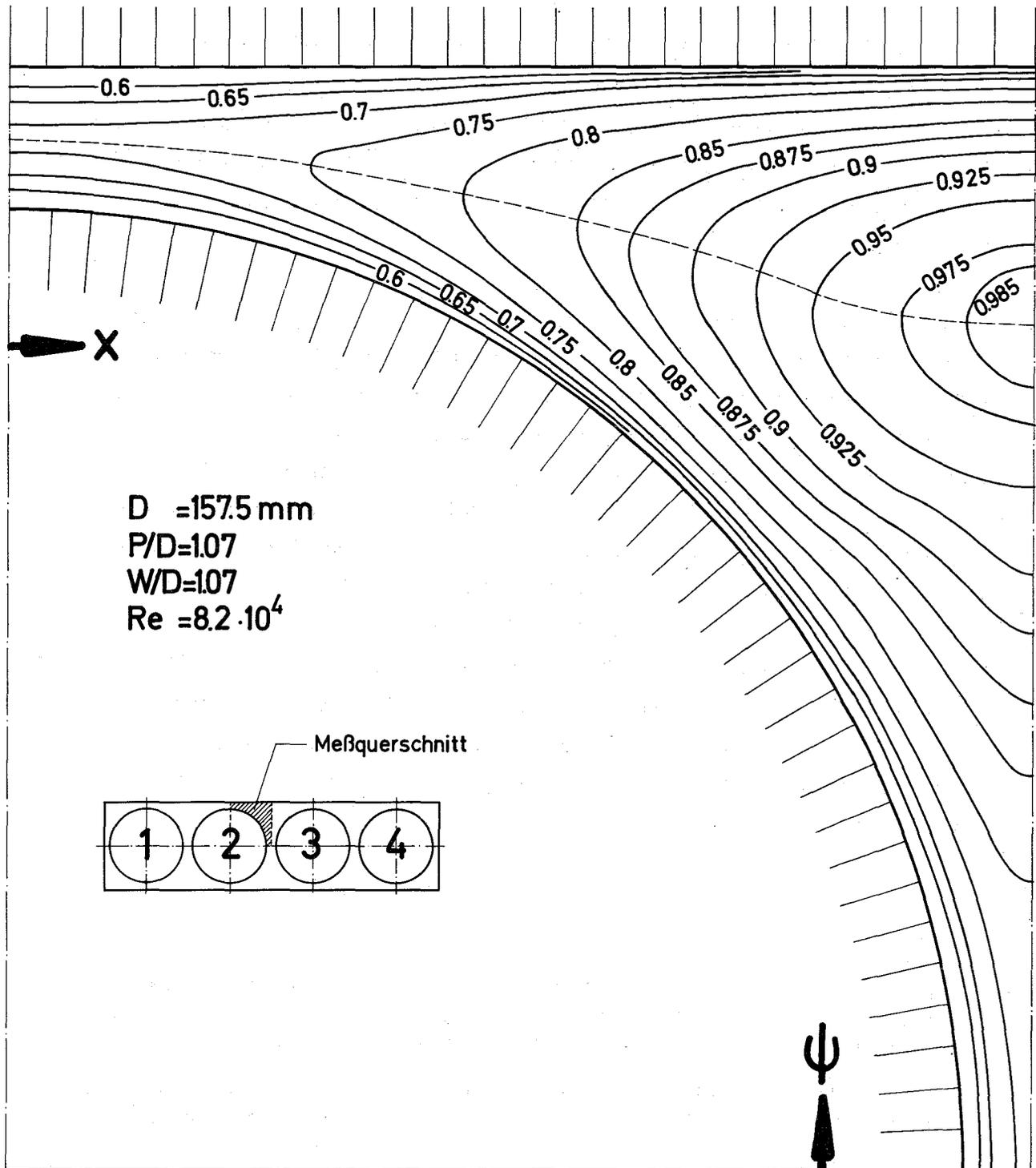


Abb. 3

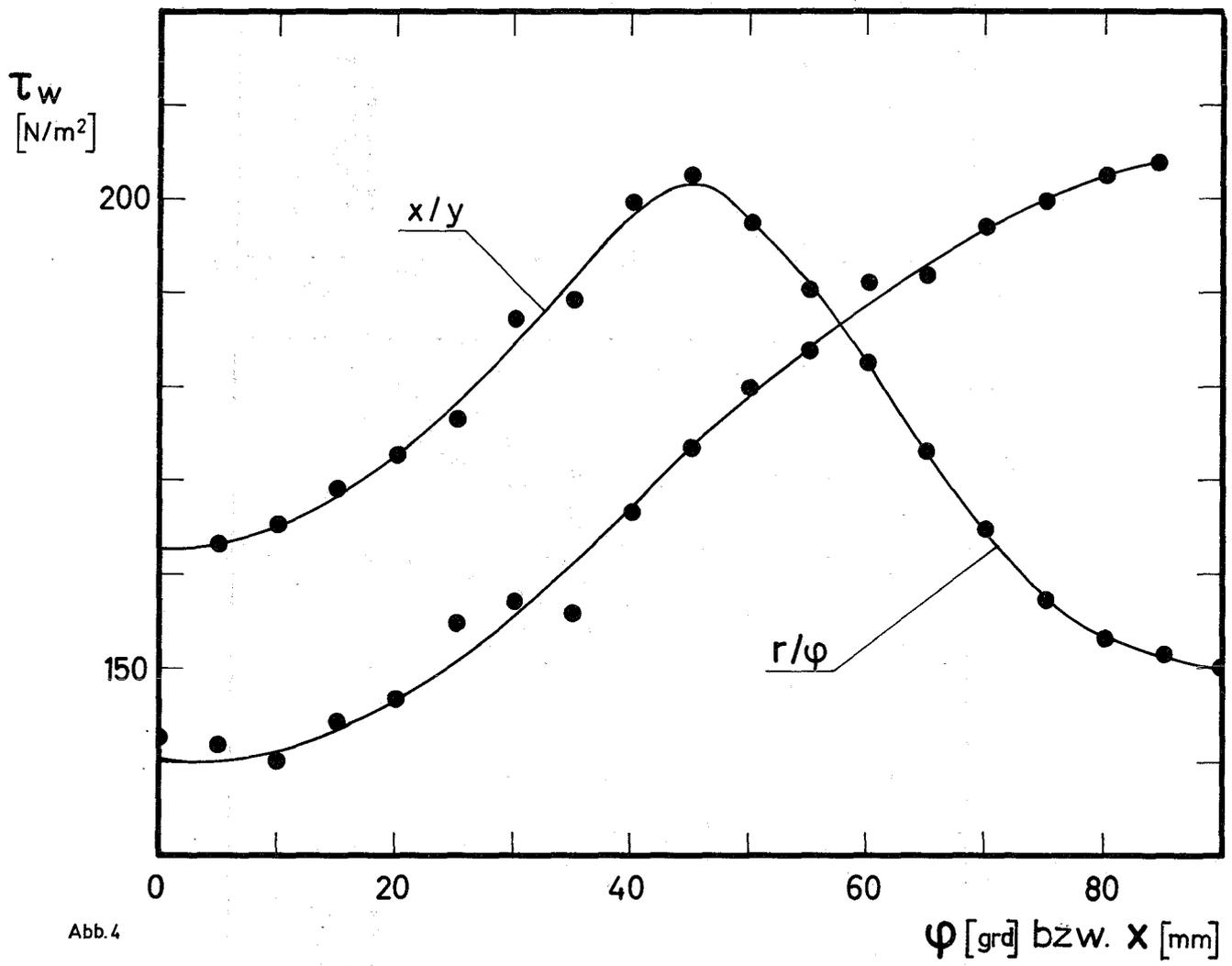


Abb. 4

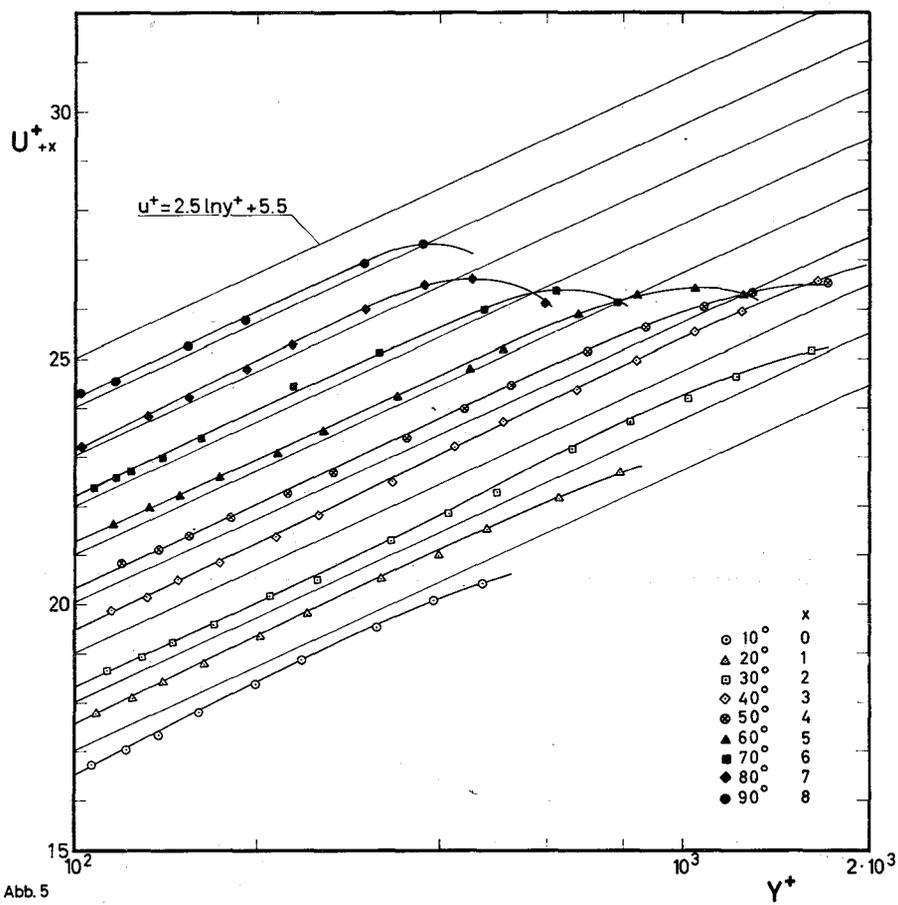


Abb. 5

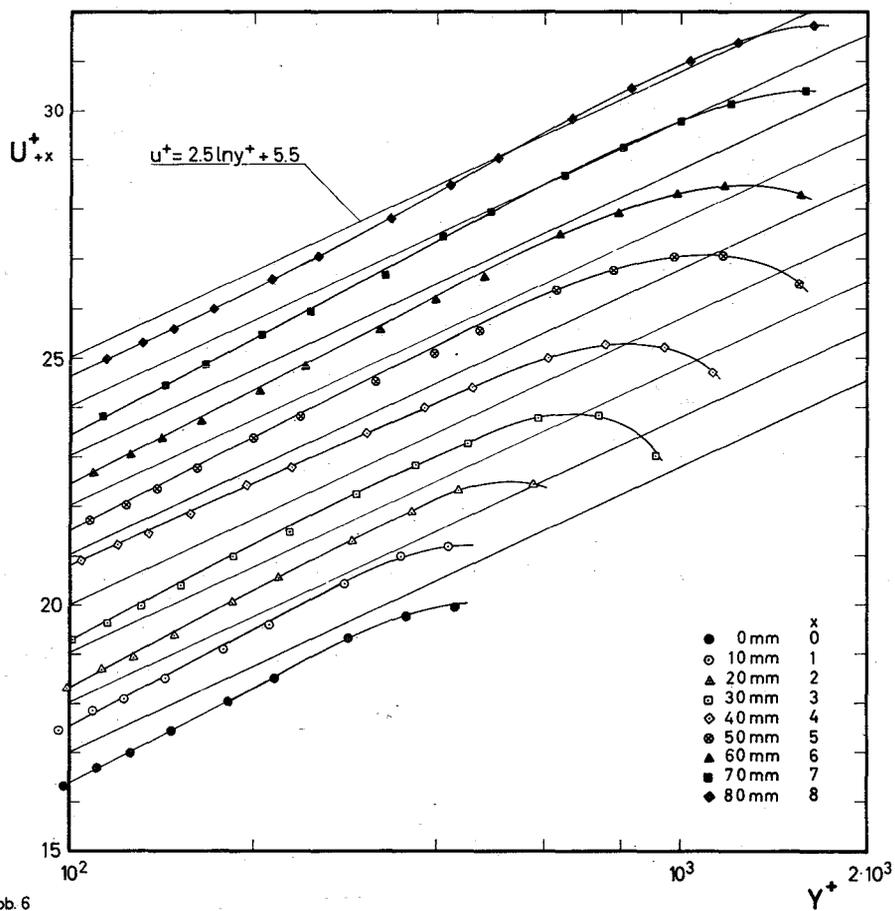


Abb. 6

Zu Teilprojekt

128 ENTWURFSSTUDIEN FÜR GASGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN

erscheint in diesem Vierteljahresbericht kein Beitrag.

129 ENTWURFSSTUDIEN ZU Na-GEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN1291 Forschungsarbeiten zur Reaktorkernauslegung1291.3 Untersuchungen der Austauschkoefizienten für Impuls und Enthalpie
in turbulenter Kanalströmung^G

(G. Grötzbach, IRE)

Nach Abschluß der Arbeiten an dem TURBIT-2-Vorläuferprogramm EDDY-1 [1], das die instationären dreidimensionalen Geschwindigkeits- und Temperaturfelder in einem unendlich ausgedehnten Plattenkanal mit konstanter Zähigkeit berechnet, wurde insbesondere das Temperaturfeinstrukturmodell [2] verbessert und die Frage der Formulierung der Wandbedingungen für das Rechenprogramm TURBIT-2 näher untersucht. In diesem Bericht werden Ergebnisse der Untersuchungen zu dem letztgenannten Problembereich angegeben.

Wege zur Berechnung anisotroper Austauschkoefizienten mit TURBIT-2

Für die Untersuchung anisotroper Austauschkoefizienten innerhalb von TURBIT-2 stehen grundsätzlich 2 Möglichkeiten zur Verfügung: 1. Vorgabe ortsabhängiger Werte für die Wandgeschwindigkeit, Wandtemperatur und Wandwärmestromdichte, oder 2. Erzwingen von Sekundärströmung durch ortsabhängige Wandrauigkeiten. Die erste Möglichkeit stellt, wenn man von der Vernachlässigung der Wärmeleitung in der Wand absieht, eine rein programmiertechnische Aufgabe dar. Die zweite Möglichkeit führt jedoch auf nicht unerhebliche Schwierigkeiten bei der Modellierung der diffusiven Terme an der Wand unter Verwendung der logarithmischen Wandgesetzte. Die

darin vorkommenden von der Rauigkeit abhängenden Konstanten müssen konsistent mit der Konstanten im Van Driest'schen Mischweg-Ansatz gewählt werden, der im inhomogenen Teil des Feinstrukturmodells von TURBIT-1 [3] verwendet wird. Weiter muß beachtet werden, daß die Rauigkeiten nicht über die erste Masche an der Wand hinaus reicht, und daß sie so klein ist, daß noch innerhalb der ersten Masche über weite Bereiche die logarithmischen Profile gültig sind.

Das logarithmische Geschwindigkeits-Wandgesetz bei Sandrauigkeit

Für das logarithmische Wandgesetz der Geschwindigkeit für verschiedene Rauigkeiten h^+ wird häufig der Ansatz verwendet [5]:

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln y^+ + B(h^+) = \frac{1}{\kappa} \ln (y^+ \cdot E(h^+))$$

Bei glatten Wänden ist $\kappa = 0,4$ und $B(0) = 5,5$ bzw. $E(0) = \exp(\kappa \cdot B(0)) = 9,025$. Bei Wänden mit Sandrauigkeiten können die Messungen von Nikuradse [4] durch folgende Funktionen angenähert werden:

$$\begin{array}{ll} E = 9,025 & 0 \leq h^+ \leq 5 \\ E = 41,35/h^{+0,945} & 5 < h^+ \leq 16 \\ E = 115,8/h^{+1,318} & 16 < h^+ \leq 70 \end{array}$$

Im vollkommen rauhen Bereich ($h^+ > 70$) ergibt sich aus den Nikuradse'schen Messungen zwangsläufig:

$$E = 30,03/h^+$$

Jayatillaka [5] hat eine umfangreiche Beziehung für die Messungen von Dipprey und Sabersky [6] aufgestellt. Sie ist in Abb. 1 der obigen Näherung gegenübergestellt. Man sieht, daß die Beziehung von Jayatillaka für $h^+ > 100$ nicht angewendet werden kann. Die Unterschiede bei $h^+ < 100$ sind auf Unterschiede in den Meßergebnissen von [4, 6] zurückzuführen.

Modifikation des Van Driest'schen Ansatzes für rauhe Wände

Mit dem logarithmischen Geschwindigkeitsprofil über weite Bereiche deckungsgleiche Profile erhält man aus dem modifizierten Van Driest'schen

Ansatz [3]:

$$l = \kappa \cdot y \left(1 - \exp \left(-y^+ \cdot \tau^{1/2} / A_w^- \right) \right),$$

wenn man A_w^- mit zunehmender Rauigkeit verkleinert, bei Erreichen von $A_w^- = 0$ den Ansatz wie folgt modifiziert:

$$l = \kappa \cdot y \left(1 + \exp \left(-y^+ \cdot \tau^{1/2} / A_w^+ \right) \right)$$

und A_w^+ von Null beginnend vergrößert. Dieses Vorgehen ist insofern sinnvoll, als die Mischweglänge l in der Nähe der rauhen Wand von dieser beeinflusst wird und nach Yaglom und Kader [7] in der Größenordnung der Rauigkeitshöhe liegt. Die damit berechneten Geschwindigkeitsprofile in (Abb. 2) bestätigten die Richtigkeit dieses Vorgehens für die Anwendung in TURBIT-2, da die Profile außer bei großen Rauigkeiten ($h^+ > 1000$) und im Bereich der Rauigkeiten selbst (nicht durchgezogene Linien) die erwartete Steigung $1/\kappa = 2,5$ zeigen. In Abb. 3 ist die berechnete Abhängigkeit der Größen A_w^- und A_w^+ von E , und damit auch von der Rauigkeit dargestellt. Es ist über die Abb. 3 möglich, für jede beliebige Rauigkeit bei Kenntnis geeigneter $E(h^+)$ -Funktionen ein zugehöriges A_w^- oder A_w^+ zu ermitteln.

Das logarithmische Temperaturwandgesetz bei Sandrauigkeit

Bei der Modellierung des diffusiven Termes an der Wand in der Temperaturgleichung wurde analog zu den Impulsgleichungen das logarithmische Temperaturprofil herangezogen:

$$T^+ = \frac{1}{\kappa_h} \ln y^+ + B_T(h^+, Pr)$$

Die Größe B_T ist sowohl Funktion der Rauigkeit als auch Funktion der molekularen Prandtl-Zahl. Im Falle glatter Wände gibt es in der Literatur einige Beziehungen für $B_T(Pr)$, die über einen größeren Prandtl-Zahlenbereich gültig sind. In der Abb. 4 sind die Kurvenverläufe der Beziehungen nach [5, 7, 8, 9] zum Vergleich eingetragen. Man sieht, daß nur die beiden Beziehungen von Kader und Yaglom für $Pr < 0.2$ und $Pr \geq 0.7$ die eingezeichneten Bereiche, in denen Messungen bekannt sind, relativ gut

abdecken.

Beim Übergang zu rauhen Wänden muß auf den Bereich $Pr < 0.7$ verzichtet werden, da für diesen Bereich noch keine Messungen publiziert wurden [7]. Für $Pr \geq 0.7$ existieren nur wenige Beziehungen, die auf B_T umgerechnet werden können. Bei der Umrechnung der in der Abb. 5 dargestellten Beziehungen wurde $\kappa_h = 0,465$ gesetzt. Es sind dies die Beziehungen von Yaglom und Kader [7], von Jayatillaka [5] mit $Pr_t = 0.9$, E nach seiner eigenen Interpolationsformel und E nach den oben vorgeschlagenen Beziehungen, und die Interpolationsformel von Dipprey und Sabersky für deren eigene Messungen. Die Abb. 5 charakterisiert den Einfluß der Rauhigkeit und der Prandtl-Zahl auf das logarithmische Temperaturprofil. Der für diese Korrelationen relativ kleine experimentell abgedeckte Bereich verdeutlicht die Schwierigkeit, für theoretische Programme wie TURBIT-2 Möglichkeiten zu finden, die verwendeten Modelle bei rauhen Wänden und größeren Prandtl-Zahlenbereichen auf ihre Gültigkeit zu überprüfen.

Literatur

- [1] G. Grötzbach, U. Schumann
KFK 1274/2, 1974
- [2] G. Grötzbach, G. Lörcher, U. Schumann
KFK 1274/1, Juni 1974
- [3] U. Schumann
KFK 1854, Oktober 1973
- [4] J. Nikuradse
VDI- Forschungsheft Nr. 361, Berlin 1933
- [5] C.L.V. Jayatillaka
in: U. Grigull, E. Hahne (Ed.), Progress in Heat and Mass
Transfer, 1, Perg. Press N.Y. 1969, S. 193-329
- [6] D.F. Dipprey, R.H. Sabersky
Int. J. Heat Mass Transfer 6, 1963, p. 329-353
- [7] A.M. Yaglom, B.A. Kader
J. Fluid Mech. 62, 1974, p. 601-623
- [8] B.A. Kader, A.M. Yaglom
Int. J. Heat Mass Transfer 15, 1972, p. 2329-2351
- [9] R.A. Gowen, J.W. Smith
Chem. Eng. Sci. 22, 1967, p. 1701-1711

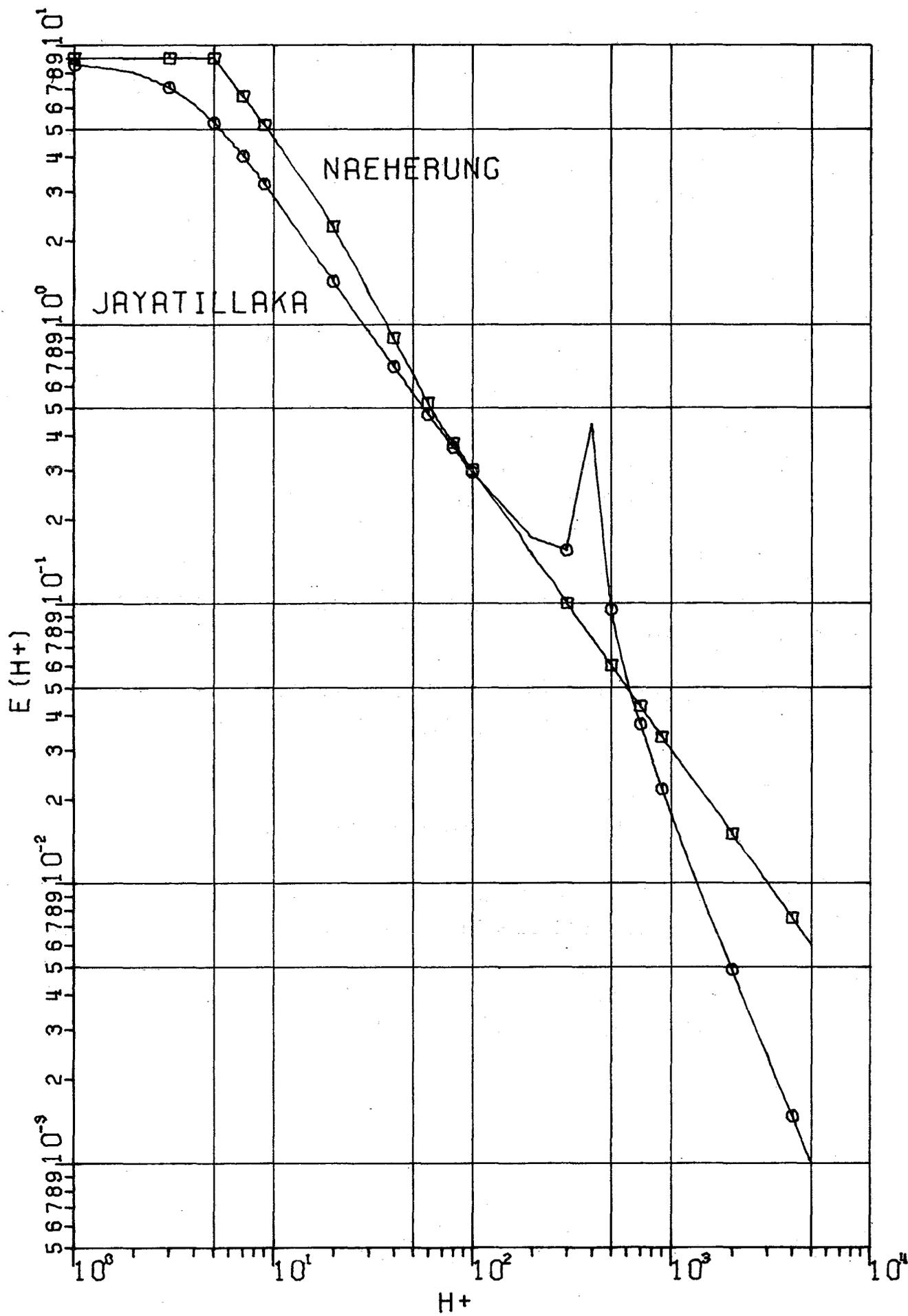


Abb. 1 $E(h^+)$ für Sandrauigkeit

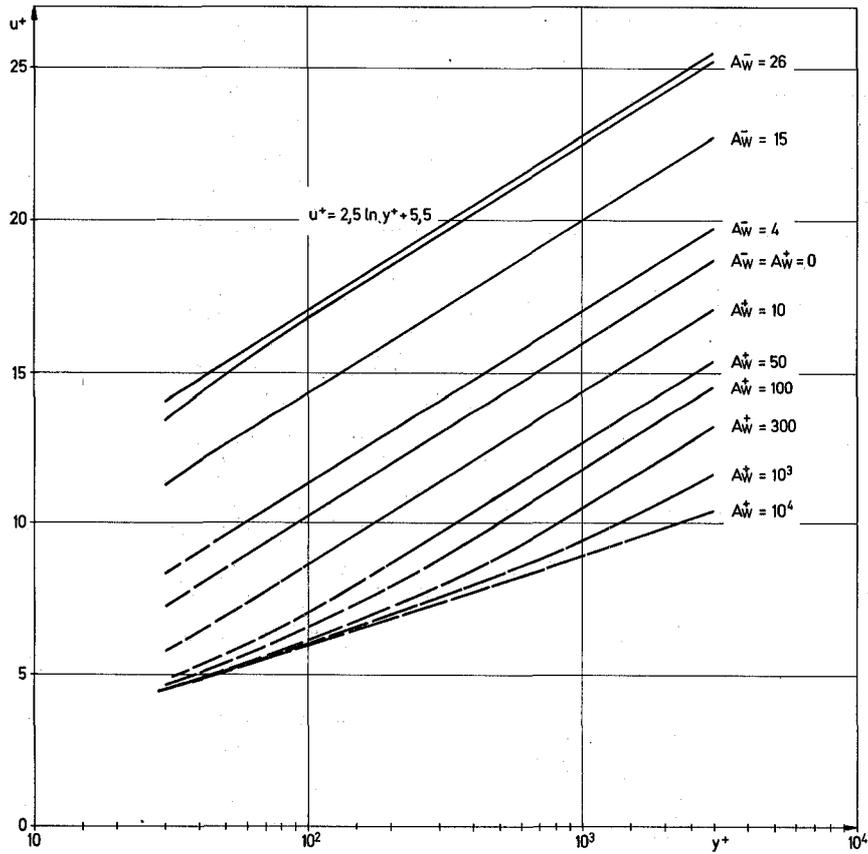


Abb. 2 Geschwindigkeitsprofile für glatte und raue Wände

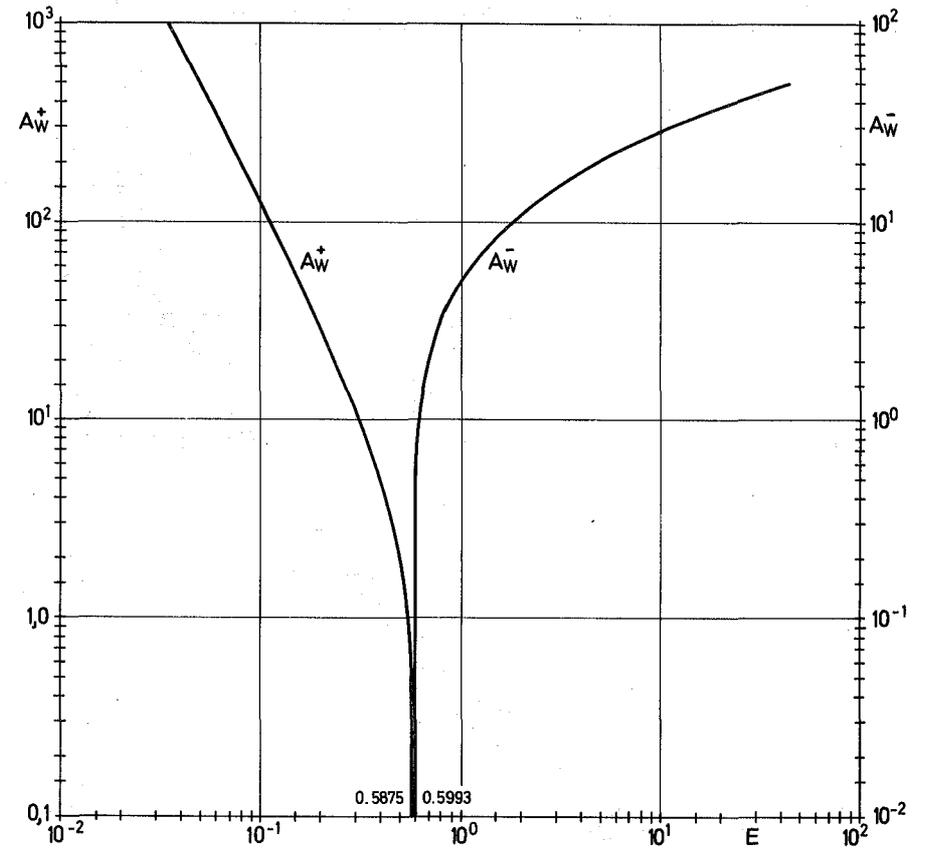


Abb. 3 A_w im modifizierten Van Driest'schen Ansatz in Abhängigkeit von $E(h^+)$

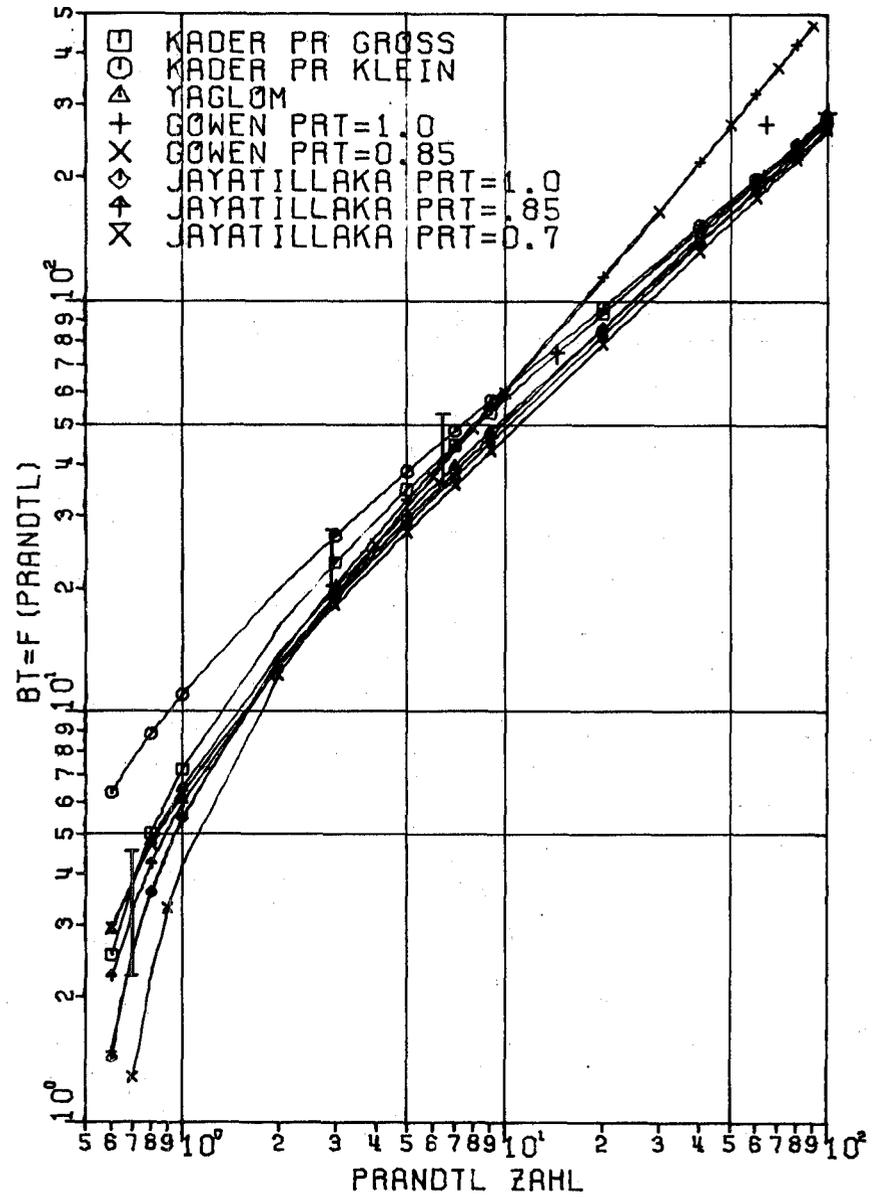
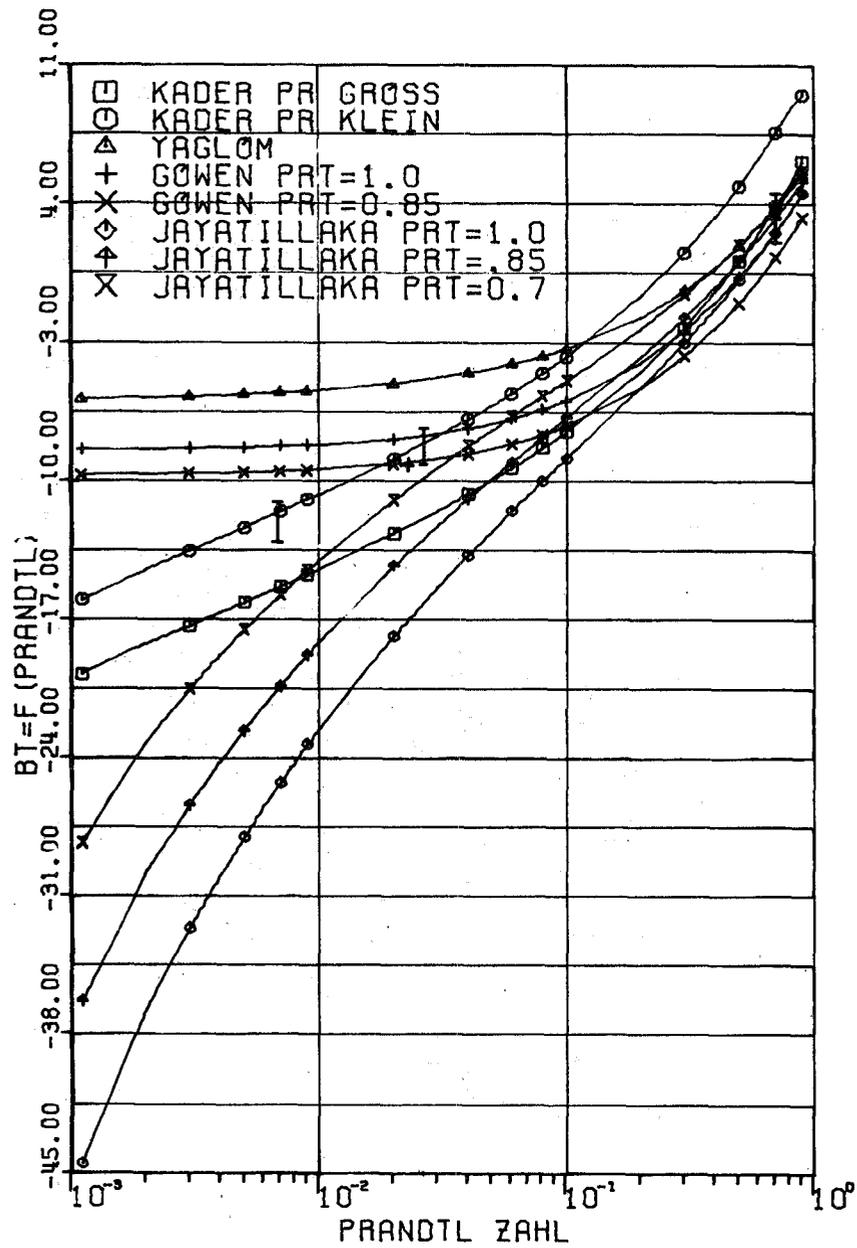


Abb. 4 $B_T(Pr)$ PRT = turbulente Prandtl-Zahl, I Bereich vieler veröffentlichter Meßwerte

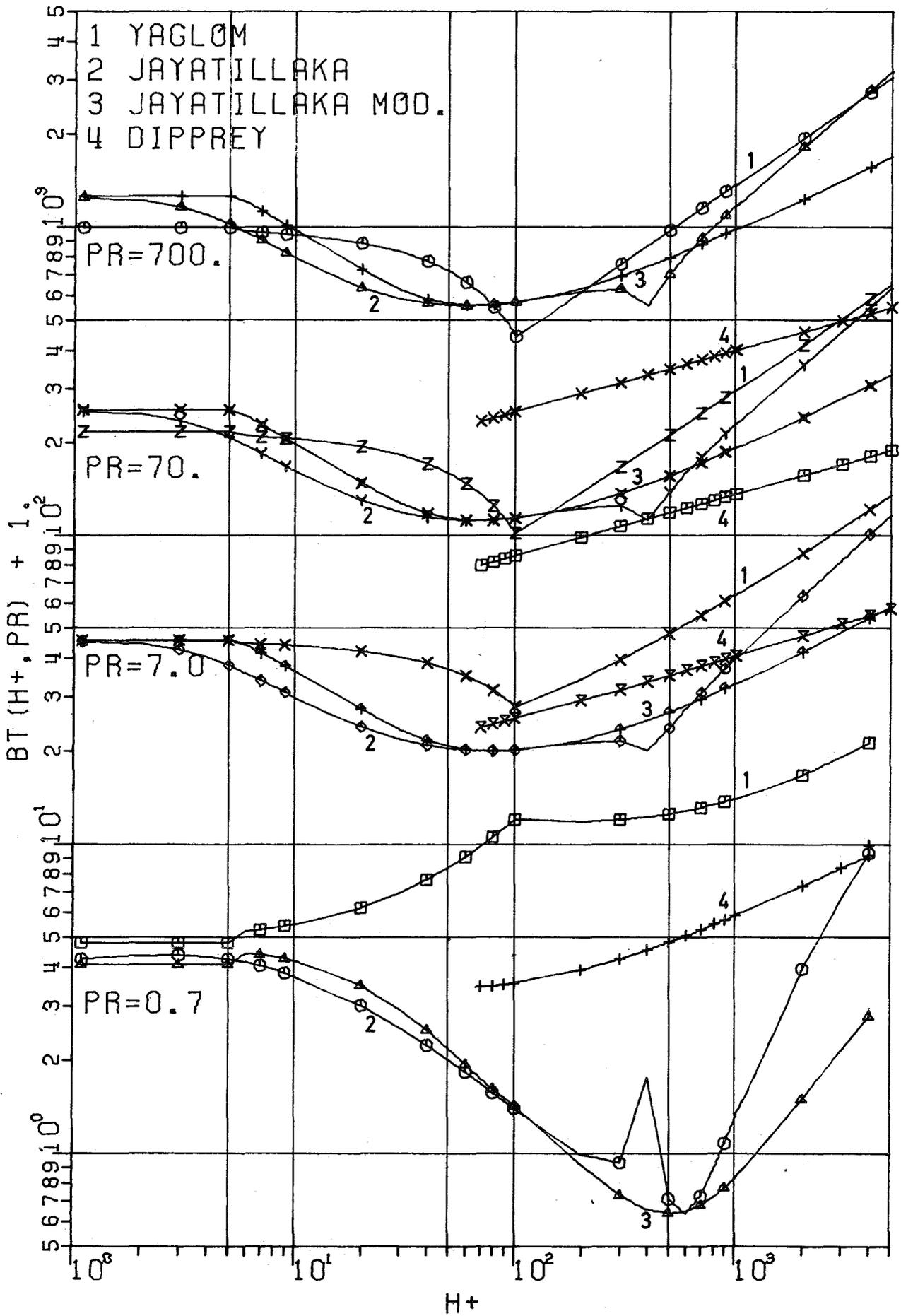


Abb. 5 $B_T(H^+, Pr) + 1$ für Sandrauigkeit

