

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM**

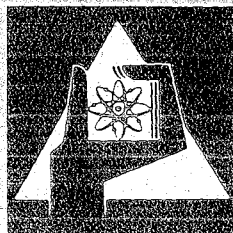
**KARLSRUHE**

Oktober 1975

KFK 1275/2  
EUR 5205 d

Projekt Schneller Brüter

2. Vierteljahresbericht 1975



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

**KARLSRUHE**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1275/2

EUR 5205 d

Projekt Schneller Brüter

2. Vierteljahresbericht 1975

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe



### Zusammenfassung

Der Bericht beschreibt Arbeiten des 2. Vierteljahres 1975, die im Rahmen des Projektes Schneller Brüter (PSB) bei der Gesellschaft für Kernforschung mbH Karlsruhe oder in deren Auftrag durchgeführt worden sind.

Einige der wesentlichen Ergebnisse aus den Teilprojekten:

#### Brennstabentwicklung:

In Zusammenhang mit der Herstellung von Mischoxid-Brennstoff für Bestrahlungsversuche wird über die Entwicklung eines autoradiographischen Verfahrens zur  $\text{PuO}_2$ -Teilchengröße-Bestimmung berichtet.

Nachuntersuchungen von bestrahlten Brennstäben ergaben u.a. weitere Einzelheiten der chemischen und der mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle.

Nach in-pile Kriechversuchen mit karbidischen und nitridischen Brennstoffen liegt die bestrahlungsbedingte Kriechgeschwindigkeit von UN und UC um einen Faktor 7 bis 20 niedriger als für  $\text{UO}_2$ , diejenige von (U, Pu) C um einen Faktor 8 bis 15 niedriger als für (U, Pu)  $\text{O}_2$  unter vergleichbaren Bestrahlungsbedingungen.

#### Materialuntersuchungen:

Das Verfahren der Wirbelstromprüfung von Hüllrohren erlaubt nunmehr eine gleichzeitige Detektion von Rißfehlern, metallurgischen Einflüssen und Wanddickenänderungen (z.B. infolge Korrosion) und zeigt damit Eignung zur integralen Eingangskontrolle angelieferter Chargen.

Die Auswertung verschiedener Bestrahlungsversuche zeigt, daß die in-pile Kriechgeschwindigkeit von Hüllmaterial mit höheren Verlagerungsraten und wachsender Bestrahlungszeit zunimmt. Dies deutet auf eine Wechselwirkung des Schwellens und in-pile Kriechens hin.

#### Korrosionsversuche:

Von den im 1000 h Dauerversuch in Natrium eingesetzten 74 druckbeaufschlagten Hüllrohrproben sind mindestens 7 zu Bruch gegangen. Bei der Nachuntersuchung sind u.a. die Kriechaufweitung, die 1%-Zeit-Dehngrenzen, die Dicke

der ferritisierten Schicht und sonstige Merkmale der korrodierten Oberflächen gemessen worden. Besonders zahlreiche Meßergebnisse liegen über die Veränderungen in der chemischen Zusammensetzung der Oberflächenschichten vor, insbesondere die Kohlenstoffkonzentration.

#### Physik:

Im Hinblick auf die Festlegung des Brennstoff-Anreicherungsgrades des SNR 300 wird ausführlich die Sektorsubstitution SNEAK-9C-2 diskutiert, deren Auswertung abgeschlossen ist.

Fortschritte in der Meßtechnik zur Bestimmung von Neutronenwirkungsquerschnitten am Van-de-Graaff-Beschleuniger und am Zyklotron haben eine gesteigerte Genauigkeit ermöglicht.

#### Sicherheit und Instrumentierung:

Mit dem Rechenprogramm BLOW 3 - CMOT wurde die räumliche Verlagerung von geschmolzenem Hüllrohrstahl in der Predisassembly-Phase eines Störfalles berechnet. Es ergab sich eine totale Verstopfung des betrachteten Kühlkanals nach etwa 2,3 sec unterhalb der Mittelebene des Reaktorkernes. Über den Dampfdruckaufbau über oxidischem Mischbrennstoff unter Störfallbedingungen bis zu 5000 K Temperatur laufen Untersuchungen, die zu ersten Teilergebnissen geführt haben.

Für den französischen Versuchsreaktor CABRI sind im Hinblick auf die geplanten Transientenversuche neutronenphysikalische Auslegungsrechnungen durchgeführt worden. Ferner wurde die Übertragbarkeit der Ergebnisse der Versuche auf SNR-Bedingungen im einzelnen untersucht.

Der Einfluß hoher Luftfeuchten bzw. flüssiger NaOH-Aerosole auf das Verhalten von Sandbettfiltern wurde experimentell bestimmt. Mit zunehmender Feuchte nimmt der Wirkungsgrad zwar ab, bleibt aber über 99,9 %. Die luftgetragene Aerosol-Massenkonzentration nimmt mit zunehmender Feuchte ab.

In den Ringspalten des Reaktortank-Drehdeckels der KNK kondensiertes Natrium wies eine sehr viel höhere Anreicherung an Zn-65 auf als das Primär-Natrium, so daß die Radioaktivität des Kondensats im wesentlichen vom Zink stammt.

Technologie:

Verschleißuntersuchungen in Natrium erbrachten günstige Resultate für einen Co-freien Werkstoff für die SNR-Instrumentenplatte.

Nach Versuchen zur Kühlmittelquervermischung in natriumdurchströmten Brennelementen ist die Mischrate für die untersuchten Strömungszustände weitgehend unabhängig von der Reynoldszahl.

Als Kalibrierelement für die Gasbrüter-Brennstabbündel-Bestrahlung im BR 2 wurde out-of-pile ein 12-Stabbündel auf sein thermo- und fluidynamisches Verhalten in Heliumströmung untersucht. Eine vorläufige Auswertung der Druckverlust- und Wärmeübergangsmessungen liegt vor. An einem weiteren Stabbündel wurden in Heliumströmung Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilungen im Wandkanal gemessen.

Eine Parameterstudie für den Reaktorkern des SNR-2 zeigt den Einfluß bestimmter Änderungen in der Kernausslegung gegenüber einem früher erarbeiteten Referenzdatensatz.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

### Summary

This report describes work performed within the framework of the fast breeder project with Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe, or on its behalf during the second quarter of 1975.

These are some major results obtained in the sub-projects:

#### Fuel Rod Development:

In the context of mixed oxide fuel fabrication for irradiation tests a report is given of the development of an autoradiographic method for  $\text{PuO}_2$  particle size determination.

Post-examinations of irradiated fuel rods yielded among other data further details of the chemical and mechanical interactions between the fuel and the cladding.

According to in-pile creep tests with carbide and nitride fuels, the creep rate due to irradiation of UN and UC is lower by a factor of 7 to 20 than the creep rate for  $\text{UO}_2$  while the creep rate of (U, Pu) C is lower by a factor 8 to 15 than for (U, Pu)  $\text{O}_2$  under comparable irradiation conditions.

#### Material Studies:

The method of cladding tube testing with eddy currents now allows the simultaneous detection of crack defects, metallurgical influences and changes of the wall thickness (e.g. through corrosion) and so proves its usefulness for integral input control of the batches delivered.

The evaluation of different irradiation tests shows that the in-pile creep rate of cladding material increases with higher dislocation rates and longer time of irradiation. This suggests an interaction of swelling and in-pile creep.

#### Corrosion Tests:

Of the 74 pressurized cladding tube specimens introduced in sodium in the 10,000 h endurance test 7 at least have broken. Post-examination



measurements included the determination of the creep expansion, the 1 % creep limit, the thickness of the ferritized layer and other characteristics of the corroded surfaces. A particularly high number of measured results are available on the changes in the chemical composition of surface layers, especially the carbon concentration.

#### Physics:

With the objective of defining the degree of fuel enrichment of SNR 300, the SNEAK-9C-2 sector substitution is discussed in detail; the evaluation has been completed.

Progress made in the measurement technique for the determination of neutron cross-sections at the Van de Graff accelerator and at the cyclotron allowed to increase the accuracy.

#### Safety and Instrumentation:

The BLOW 3 - CMOT computer program was used to calculate the spatial dislocation of molten cladding tube steel during the predisassembly phase of an accident. Total plugging of the cooling channel under consideration was found to occur beneath the mid-plane of the reactor core after some 2.3 sec.

Investigations going on relative to the buildup of vapor pressure over the oxide mixed fuel under accident conditions up to 5000 K, have yielded preliminary results.

With a view to the planned transient experiments, neutron physical design calculations have been made for the French test reactor CABRI. Besides, the transferability of test results to SNR conditions was studied in detail.

The influence of high air humidities and liquid NaOH aerosols, respectively, on the behavior of sand bed filters was determined experimentally. Although the efficiency decreases with growing humidity, it remains above 99.9 %. The airborne aerosol mass concentration decreases with increasing humidity.

Sodium condensed within the annular gaps of the rotary plug of the KNK reactor tank showed a much higher enrichment in Zn-65 than primary sodium so that the radioactivity of the condensate mainly originated in zinc.

Technology:

Investigations into wear in sodium yielded favorable results for a cobalt-free material which would be suitable for the SNR instrument plate.

According to experiments on coolant cross mixing in fuel elements with sodium flow the mixing rate is largely independent of the Reynolds number for the flow conditions under consideration.

A 12-rod bundle was investigated out-of-pile for its thermodynamic and fluiddynamic behavior in helium flow. It is to be used as the calibration element for irradiation in BR 2 of the gas breeder fuel rod bundle. A preliminary evaluation of pressure drop and heat transfer measurements is available. The velocity and turbulence distributions in the wall channel were measured in helium flow at another rod bundle.

A parameter study relating to the SNR 2 reactor core shows the influence of specific changes in core design compared to a set of reference data established earlier.

This report was compiled by R. Hüper.

### Erläuterungen

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

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

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

- IAK = Institut für angewandte Kernphysik
- IMF = Institut für Material- und Festkörperforschung
- INR = Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
- IRB = Institut für Reaktorbauelemente
- IRCh = Institut für Radiochemie
- IRE = Institut für Reaktorentwicklung
- LAF = Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik

Ferner liegt ein Bericht der Technischen Hochschule Darmstadt (Pkt. 1120) vor.

Inhaltsübersicht <sup>+</sup>)

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

+ )

Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Kennzahlen.

Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnummeriert.

---

Zum Druck eingereicht im September 1975

112 BRENNSTABENTWICKLUNG

1120 Brennstab-Modelltheorie

Untersuchungen zur Brennstab- und Brennelementmechanik\*

(H. Fabian, U. Krugmann, K. Lassmann, Institut für Reaktortechnik der TH Darmstadt)

1. Entwicklungsstand des Rechenprogramms URANUS

Die Programmstruktur des Systems URANUS zur Brennstabanalyse ist überprüft worden. URANUS ist gekennzeichnet durch

- Variables Multizonen-Konzept im Brennstoff
- Anwendung der Theorie 2. Ordnung (nicht-lineare Theorie)
- Berechnung der Rißstruktur des Brennstoffes (Unterprogramm STRECK)
- Allgemeine Blockstruktur des Rechenprogramms
- Vollständige axiale Kopplung.

Das Modell zur axialen Kopplung wurde mit dem Rechenprogramm FINEL (1) überprüft. Dabei wurde eine sehr gute Übereinstimmung festgestellt.

Werkstoffdaten zur Beschreibung von mechanischen Eigenschaften von Brennstoffen wurden zusammengestellt u. in analytischen Funktionen zusammengefasst, die rechentechnisch leicht ausgewertet werden können.

2. Mehrdimensionale Brennstabhüllrohrberechnung nach der Finitelementmethode

Die Programmsysteme FINEL und ZIDRIG wurden erweitert und verbessert. ZIDRIG behandelt das Hüllrohr als in axialer Koordinate unendlich ausgedehntes Gebilde. Für den ebenen Dehnungszustand lassen sich damit Fragen der Hüllrohrauslegung in Abhängigkeit von der radialen und azimuthalen Koordinate behandeln.

FINEL beschreibt den Brennstab als rotationssymmetrische Struktur endlicher Länge. Die Endstopfenvariante dieses Programms wurde zur Beurteilung des Endstopfens am SNR-Stab eingesetzt.

---

\* (Vertrag Nr. 601/A3/286540)

BzFE-Nr. 431.0

Zuletzt berichtet in KFK 1273/4, S. 112-6

Das Programm ZIDRIG erlaubt es nun in seiner verbesserten Version, neben der thermoelastischen Berechnung eines Hüllrohres zeitabhängige Probleme mitzubehandeln. Hier wurde zunächst an Kriechprozesse gedacht, so daß sich die Gesamtdehnung aus folgenden Termen zusammensetzt:

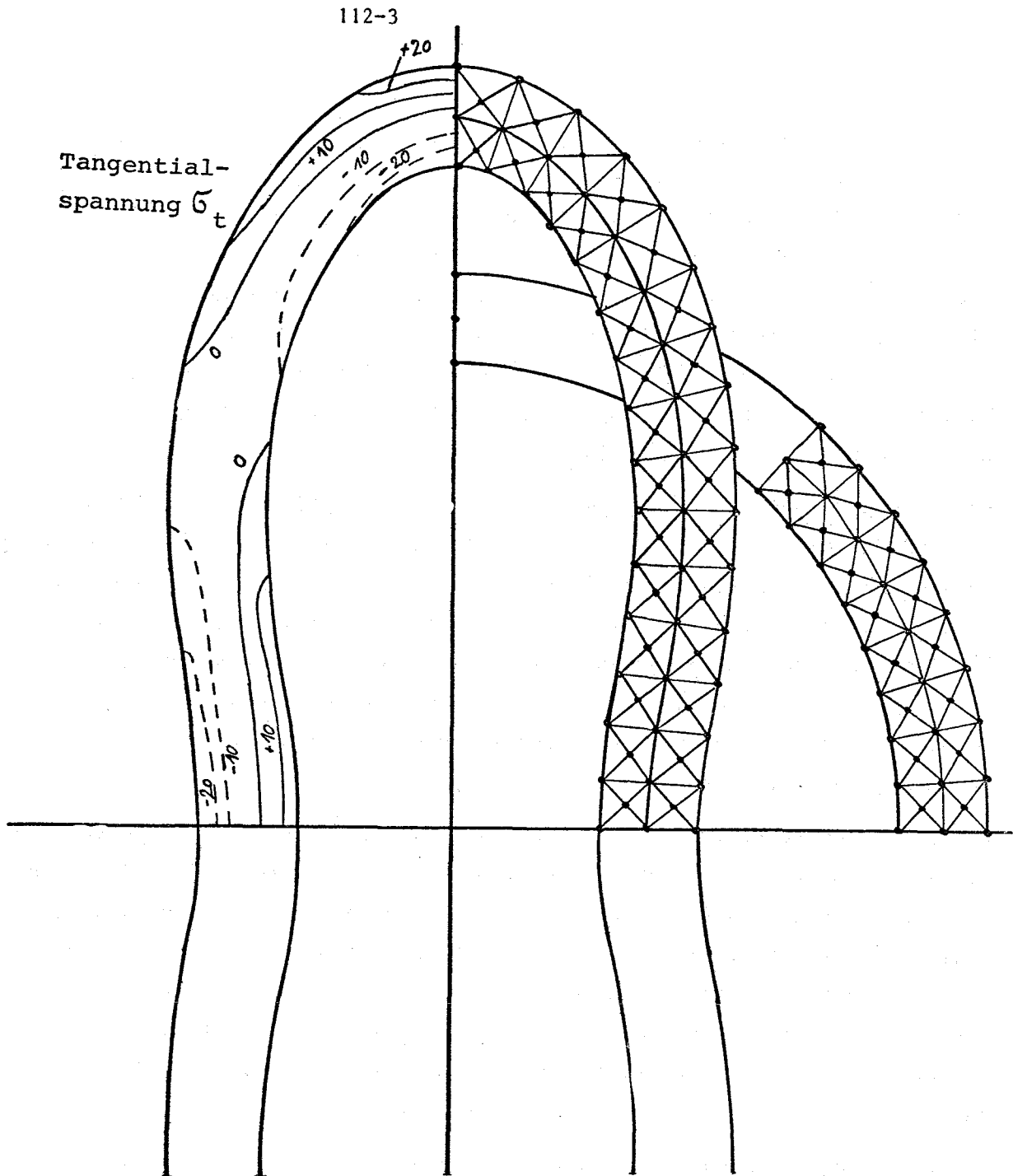
$\epsilon_g = f(\sigma) + \epsilon_\theta + \epsilon_{cr}$  . ( $\epsilon_\theta$  = Dehnung unter Temperatureinfluß,  $\epsilon_{cr}$  = Kriechdehnung). Eine Genauigkeitsstudie hat ergeben, daß bei einer Unterteilung eines  $90^\circ$ -Sektors eines Hüllrohres in 120 Elemente der Fehler bezüglich der Radial-Verschiebung am rotationssymmetrischen Rohr nur 0.22% beträgt. Diese Strukturunterteilung wurde in Anbetracht des geringen Fehlers und der Rechenzeit den weiteren Rechnungen zugrunde gelegt. Das Programm kann allerdings leicht auf eine größere Elementzahl umgestellt werden. Bei 120 Elementen besitzt die Struktur 78 Knotenpunkte und ist in 15 Winkelstufen eingeteilt (Abb. 1).

ZIDRIG soll auf eine beliebige Hüllrohranfangsgeometrie-Konfiguration eingehen können. Daraus resultieren insgesamt je 8 technisch denkbare Formen für die Innen- und Außenkontur. Diese können sowohl unabhängig voneinander als auch als voneinander abhängig behandelt werden. Für ein Hüllrohr mit exzentrischer Innenbohrung wird zur Beachtung der Symmetriebedingungen an den Lagerknoten ein Hüllrohr-Halbkreis berechnet, worauf sich das Programm automatisch einstellt. Die zweidimensionale Betrachtung eines Hüllrohres im ebenen Schnitt erlaubt es, u.a. die Abhängigkeit der Temperatur von der radialen ( $r$ ) und azimutalen ( $\phi$ ) Koordinate zu diskutieren. Man kann also den Einfluß der azimutalen Temperaturschwankung auf die Hüllrohrauslegung untersuchen.

Der Kriechprozeß wird im Programm über den Weg der Vordehnungskräfte betrachtet. Als Kriechgesetz kann jedes beliebige Gesetz verwendet werden. Derzeit ist das Nortonsche Gesetz  $\dot{\epsilon}_{cr} = k\sigma_v^n$  im Programm eingesetzt. Die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  wird nach v. Mises gebildet.

Das Programm kann die Verformung eines Hüllrohres bis zu beliebig großen Werten verfolgen, was bedeutungsvoll für die Berechnung eines Kriechkollapsprozesses ist. Die der Berechnung zugrunde liegende Struktur wird nach der Finiteelementmethode durch die Steifigkeitsmatrix beschrieben. Diese wird abhängig vom Verformungsgrad jeweils neu berechnet, so daß immer die aktuelle Geometrie betrachtet wird.

Als Beispiel für die Einsatzmöglichkeiten des Programmes sind im folgenden einige Rechenergebnisse zusammengestellt.



Inconel 625

Temperatur:  $\vartheta = 750^\circ\text{C}$

Druck:  $P_a = 100 \text{ at}$

Anfangsovalität:  $f_a = 0.05 \text{ mm}$

(Verformungsmaßstab größer als Geometriemaßstab)

Abb. 1 : Verformung eines ovalen Hüllrohres mit Strukturunterteilung und Tangentialspannungsverteilung.

Abb. 2 zeigt den Verlauf der Tangentialspannung am Innenrand von Hüllrohren verschiedener Geometrieformen, die mit Außendruck belastet wurden. Die Spannungsschwankungen sind in einem ovalen Hüllrohr ( $f=0.02$  mm) wesentlich größer als in einem Hüllrohr mit exzentrischer Bohrung ( $e_{\perp 0} = 0.02$  mm). Die Belastung wirkt im ersten Fall auf eine ovale Struktur, im zweiten auf eine kreisförmige. Weniger entscheidend ist dabei die Schwankung der Wandstärke. Ein Vergleich der möglichen Geometrieformen gegeneinander ergab, daß ein Hüllrohr mit einfacher Ovalität die geringste Standzeit aufweist.

Abb. 3 zeigt den zeitabhängigen Verlauf der Tangentialspannung eines mit Außendruck beaufschlagten ovalen Hüllrohres. Der Abbau der Spannungsspitzen infolge Kriechens spielt sich in den ersten Stunden ab, bei dem hier gewählten Maßstab kaum sichtbar. Das langsame Anwachsen der Ovalität bewirkt dann eine progressiv verlaufende Erhöhung der Spannung, die schließlich auch in einem Steilanstieg endet. Der Maximalwert der Tangentialspannung ergibt sich als Druckspannung am Innenrand des Rohres an der großen Halbachse.

Die Strukturunterteilung des Hüllrohres sowohl für die Ausgangsgeometrie als auch die verformte Struktur zeigt Abb. 1. Die Maßstäbe sind für beide Konturen unterschiedlich gewählt. Außerdem wird der Tangentialspannungsverlauf in der Struktur für einen  $90^{\circ}$ -Sektor aufgezeigt. Die hohe Tangentialspannung an den Halbachsen spiegelt sich auch in der Verzerrung der Elemente wieder. In radialer Koordinate ist die Spannungsverteilung an den großen und kleinen Halbachsen entgegengesetzt, der Verlauf der neutralen Faser ( $\sigma = 0$ ) ist im Bild zu erkennen.

Das Programm FINEL wurde ebenfalls in seiner Struktur überarbeitet. FINEL berücksichtigt bereits thermoelastische und Kriechdehnungen. Die Abhängigkeit der Belastung (Temperatur und Druck) von der Zeit und der Materialkonstanten von der Belastung wurde zusätzlich mit aufgenommen. Mit diesem Programm wurde die eingangs erwähnte Studie durchgeführt. Die insgesamt gute Übereinstimmung aller Ergebnisse spricht für die Richtigkeit und Vielseitigkeit dieses Programmes FINEL.

Zur Auslegung des Endstopfens am Brennstabhüllrohr des SNR wurde die Stopfenversion des Programmes FINEL eingesetzt. Das Programm FINEL



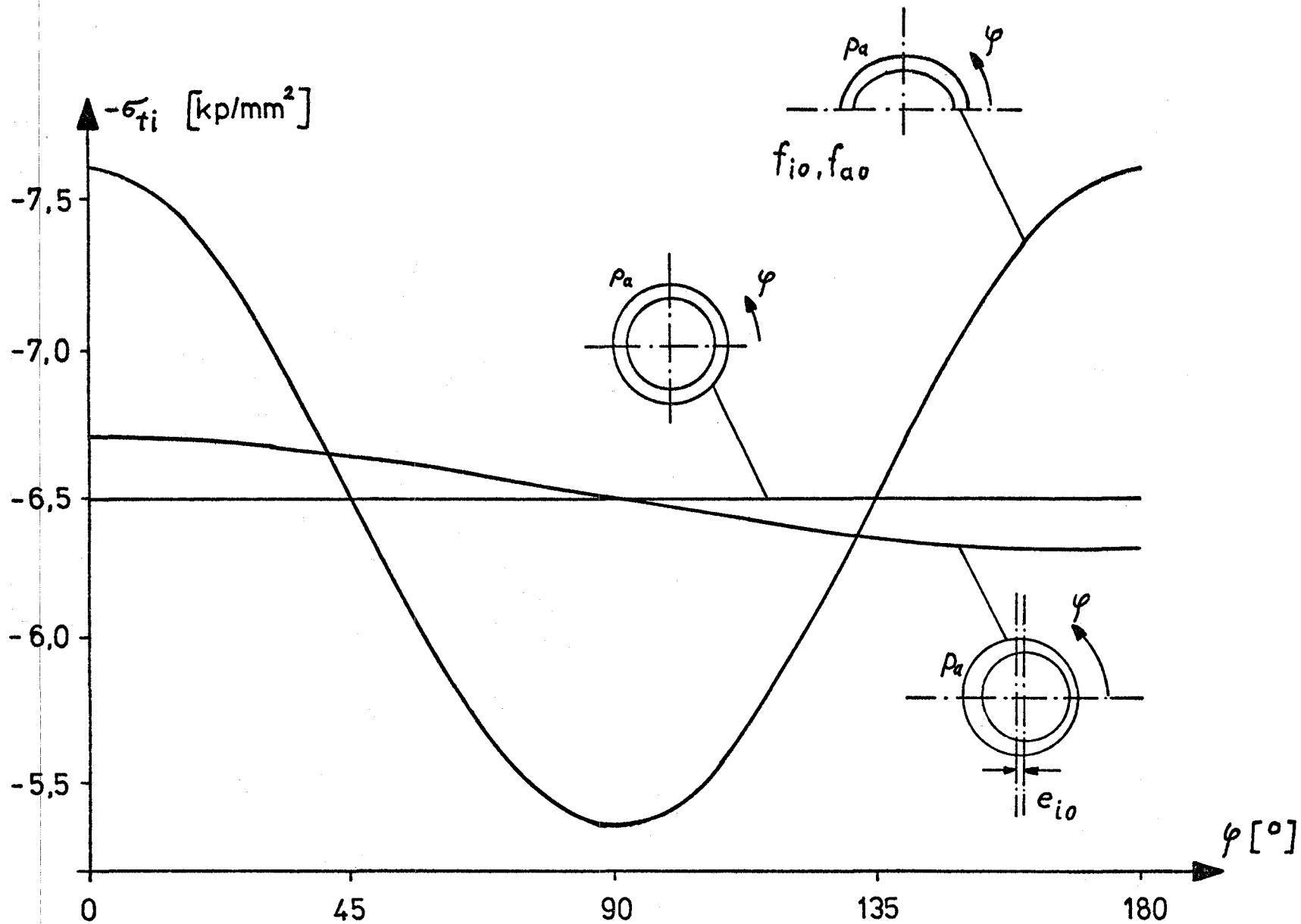


Abb. 2 : Vergleich der Tangentialspannungen (Innenrand) infolge Außendruckes am rotations-symmetrischen Hüllrohr mit dem ovalen und mit einem mit exzentrischer Bohrung versehenen Hüllrohr

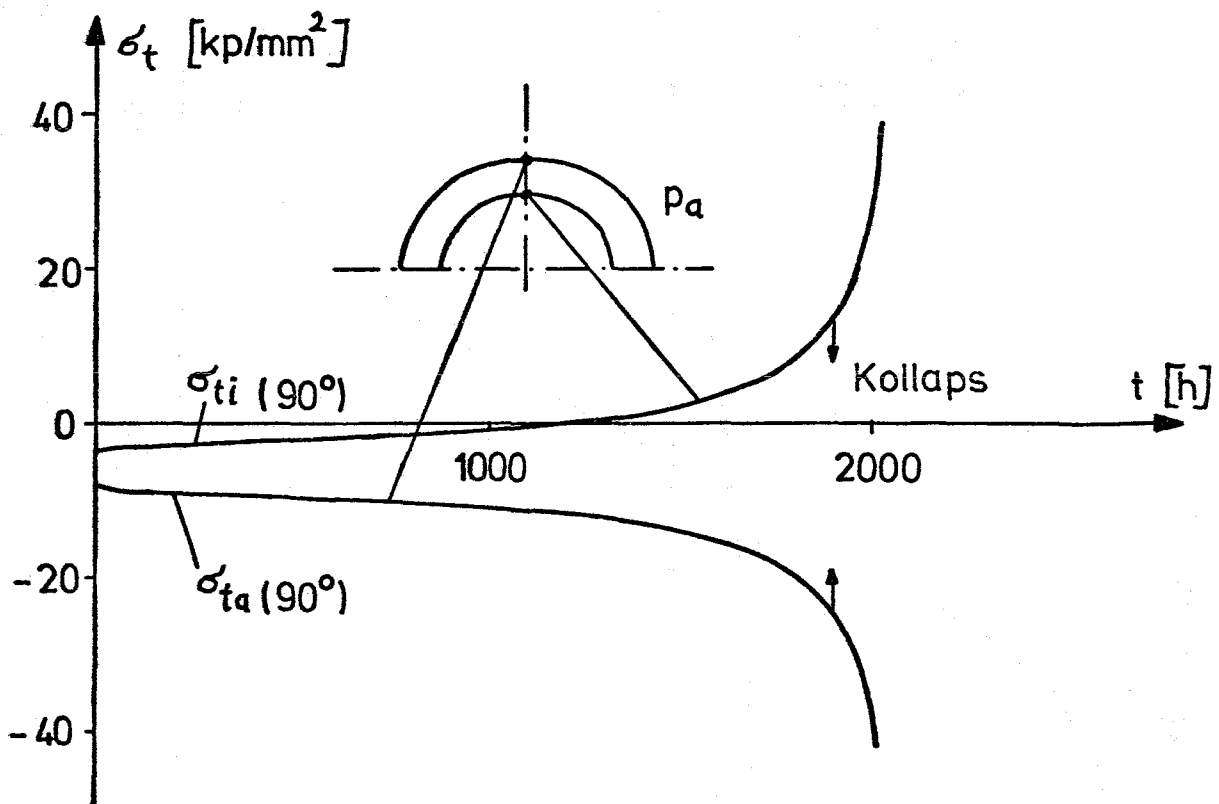
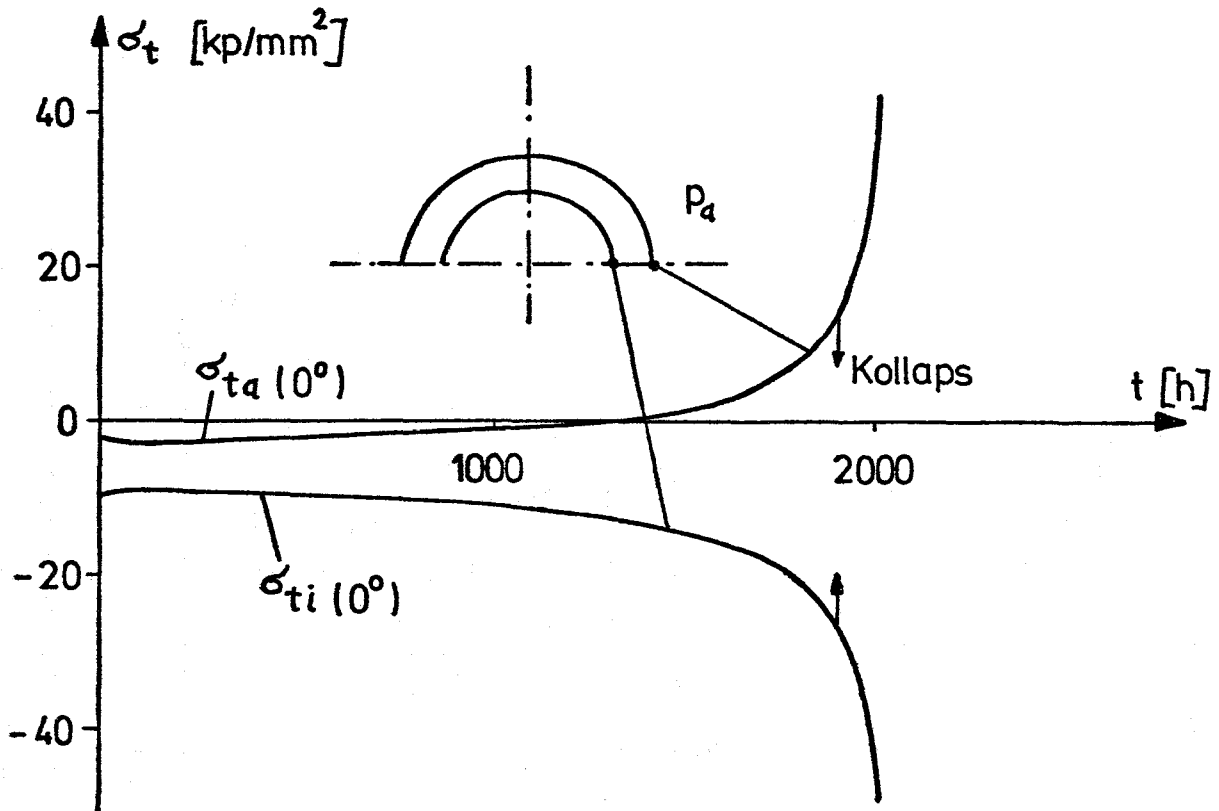


Abb. 3

Zeitlicher Verlauf der Tangentialspannungen  
des mit Außendruck beaufschlagten ovalen  
Hüllrohres

liefert die in Abb. 4 dargestellten Verformungs- und Spannungsverläufe. Unmittelbar an der Schweißstelle ergibt sich eine extreme Spannungsspitze, die aber keine über das Erlaubte hinausgehenden Spannungswerte erreicht. Zur Beurteilung der spannungsmäßigen Auslegung dieses Brennstabdetaills ist ein Bericht in Vorbereitung.

### 3. Experimentelle Arbeiten

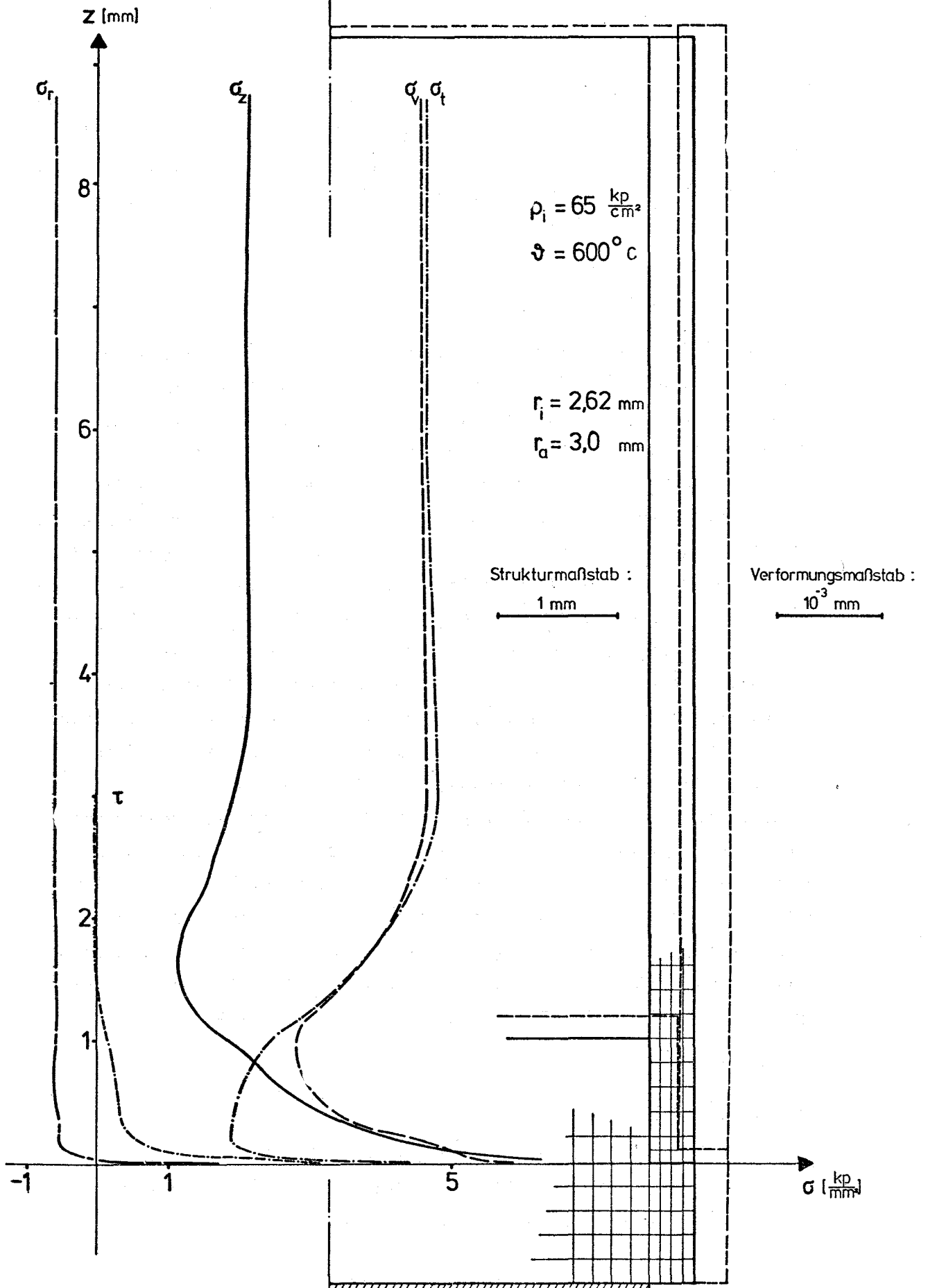
Zur kapazitiven Messung der Rohrverformung unter Innendruck wurde ein kontinuierliches Verfahren entwickelt. Erprobt wurde es an Rohren (6 x 0.38) aus dem Werkstoff 1.4981, die Interatom zur Verfügung gestellt hatte. Bei Anlieferung waren die Rohre lösungsgeglüht und 13 % kaltverformt. Zur Vereinheitlichung wurden die Rohre vor der Druckbeaufschlagung ca. 200 h spannungsfrei geglüht. Dadurch wurde die Verfestigung, die durch die Kaltverformung erzielt worden war, teilweise oder ganz wieder aufgehoben. Zur Systematisierung der Messungen durch Erfassung einer druckabhängigen Kriechrate wurde zunächst eine minimale Kriechrate durch Anpassung einer Geraden an den gemessenen Radienverlauf ermittelt. Es stellte sich heraus, daß bei niedrigen Druckbelastungen ( $p = 20 \text{ N/mm}^2$ ), bei denen der Prozeß der Verfestigung des Werkstoffes im primären Kriechbereich schon frühzeitig abgeschlossen ist, diese Form der Auswertung zu grob ist und außerdem wesentliche Information verschenkt wird. Deshalb wird der nach schalentheoretischen Überlegungen erwartete Verlauf der Rohrverformung angepaßt. Dieser für das Sekundärkriechen gültige Verlauf beschreibt in allen Fällen die Kriechverformung des Rohrs bis zum Ende der Einsatzzeit. Dabei liegen Kriechverformungen bis zu 5% vor. Anfangswert, Anfangssteigung und Krümmung der angepaßten Kurven liefern für jede einzelne Kriechkurve bereits die Norton-Kriechparameter  $n$  und  $k$ .

---

### Veröffentlichung

(1) H. Fabian, U. Krugmann, K. Laßmann, R. Schwarz

Methodenvergleich bei der Berechnung großer Hüllrohrdeformationen  
DATF Reaktortagung, Nürnberg 1975, S. 3



Spannungsverläufe  
an der Hüllrohrinnenwand

Abb. 4

1 121 Oxidischer Brennstoff - Laboruntersuchungen1 121.0 Herstellung von oxidischem Brennstoff\*

Herstellung überstöchiometrischer  $UO_2/PuO_2$ -Brennstofftabletten für in-pile Verträglichkeitsuntersuchungen an beschichteten Hüllrohren

(H. Wedemeyer, H. Nagel, M. Wittmann, IMF)

Für in-pile Verträglichkeitsuntersuchungen im Rahmen des Materialuntersuchungsprogrammes des IMF wurden sechs Brennstabprüflinge mit  $UO_2/30$  Gew.-%  $PuO_2$ -Tablettenbrennstoff hergestellt. Die mit Niob bzw. Chrom beschichteten Hüllrohre, gefüllt mit spaltproduktdotiertem, überstöchiometrischem Brennstoff, sollen für Kurzzeit-Bestrahlungsexperimente im BR 2/Mol eingesetzt werden.

Die Brennstofftabletten wurden aus mechanisch gemischtem  $UO_2/PuO_2$ -Pulver durch Sintern bei  $1660^\circ C/16$  Std. unter  $Ar/5\% H_2$  hergestellt. Die Mittelwerte der geometrischen Daten der Kurzstabprüflinge sind in nachfolgender Tabelle wiedergegeben:

Tabelle 1 Geometrische Daten der Brennstoffsäulen

Stab (Beschichtg.)	Durchm. (mm)	Gewicht (g)	Höhe (mm)	Dichte (%TD)
D 1 (Chrom)	4,984	6,4269	33,943	87,35
D 2 (Chrom)	4,982	6,5019	34,223	87,66
C 4 (Niob)	4,984	6,4693	33,856	88,12
C 7 (Niob)	4,983	6,5365	34,111	88,43
C 3 (ohne)	4,980	6,4888	34,054	88,03
C 6 (ohne)	4,983	6,5142	34,113	88,13

\* BzFE Nr. 322,1 - Letzter Bericht in KFK 1274/4, S. 112-7

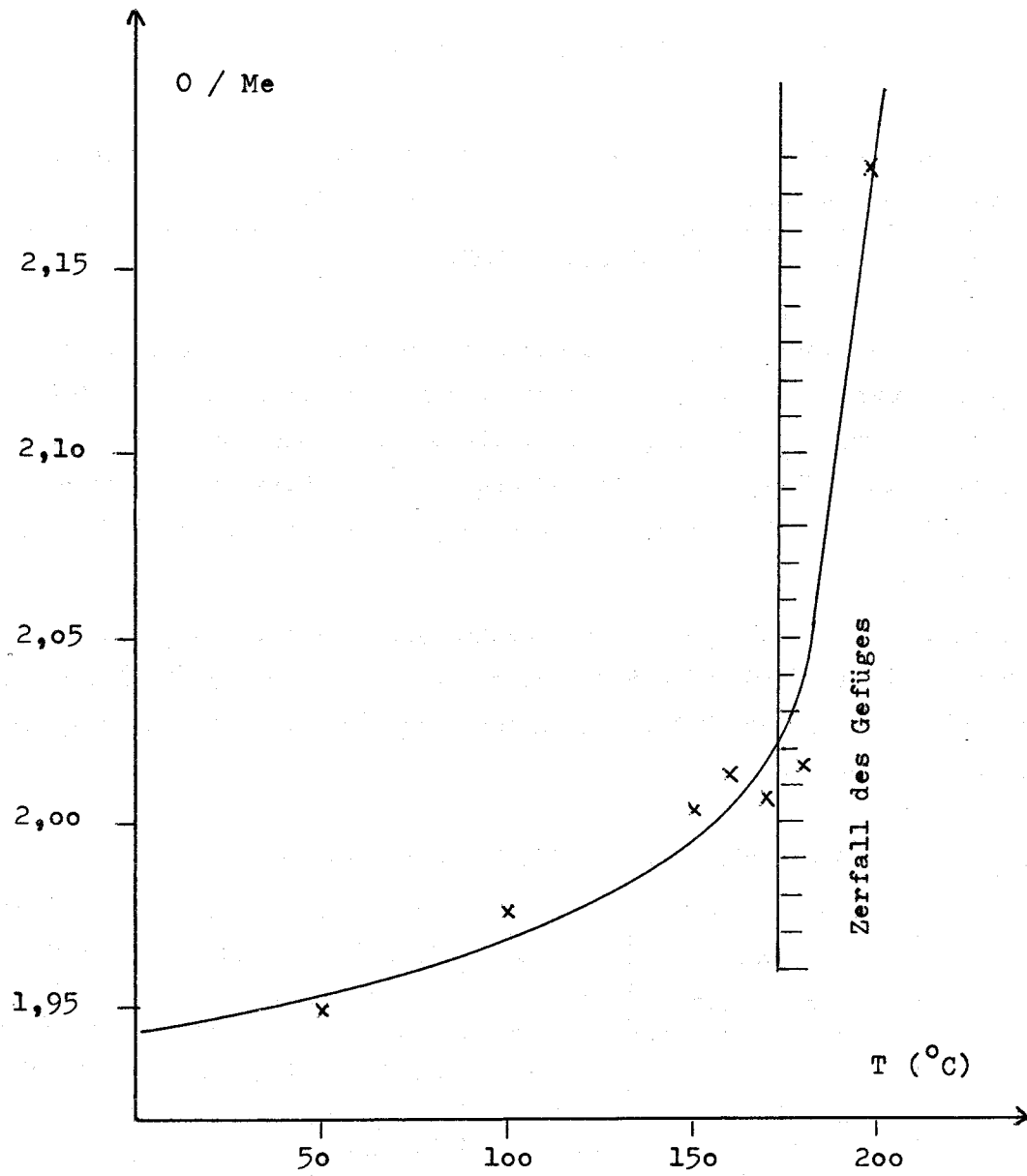


Abb. 5 Abhängigkeit der Stöchiometrie von der Oxidationstemperatur im Rohrfen

Da die Brennstofftabletten nach der Sinterung unterstöchiometrisch vorliegen und nach dem Schleifen nur annähernd stöchiometrisch sind, mußten die Tabletten gezielt aufoxidiert werden. Dieser Oxidationsvorgang wurde in einem einseitig geschlossenen Rohrofen bei freiem Luftzutritt durchgeführt. Die Oxidationszeit wurde auf 16 Std. konstant gehalten und in Vorversuchen die geeignete Oxidationstemperatur ermittelt. Das Ergebnis der Vorversuche ist in Abb. 5 wiedergegeben. Bei Temperaturen oberhalb  $160^{\circ}\text{C}$  tritt eine merkliche Volumenvergrößerung der Tabletten ein, ab  $170^{\circ}\text{C}$  beginnt die Oberfläche der Tabletten zu zerpulvern, und mit weiter steigender Temperatur zerfällt das gesamte Brennstoffgefüge. Die Tabletten wurden daher bei  $160^{\circ}\text{C}$  aufoxidiert. Nach 16 Std. stellte sich eine Stöchiometrie von  $\text{O/Me} = 2,02$  ein.

In den nachfolgenden Abb. 6 und 7 sind die Autoradiographie und ein keramographisches Schliffbild der Brennstofftabletten wiedergegeben. Aufgrund des Schliffbildes sind nach dem Oxidationsvorgang bei  $160^{\circ}\text{C}$  keine Risse oder Schädigungen des Gefüges festzustellen.

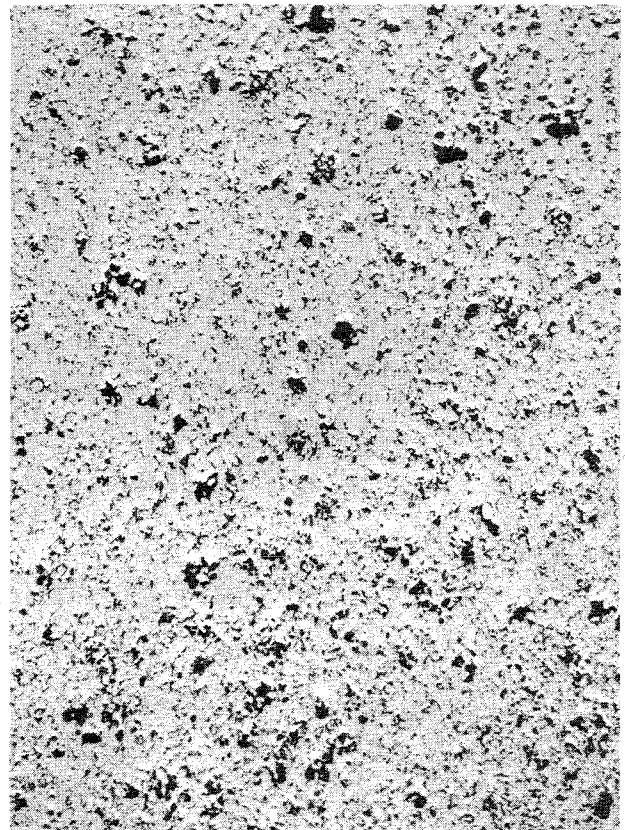
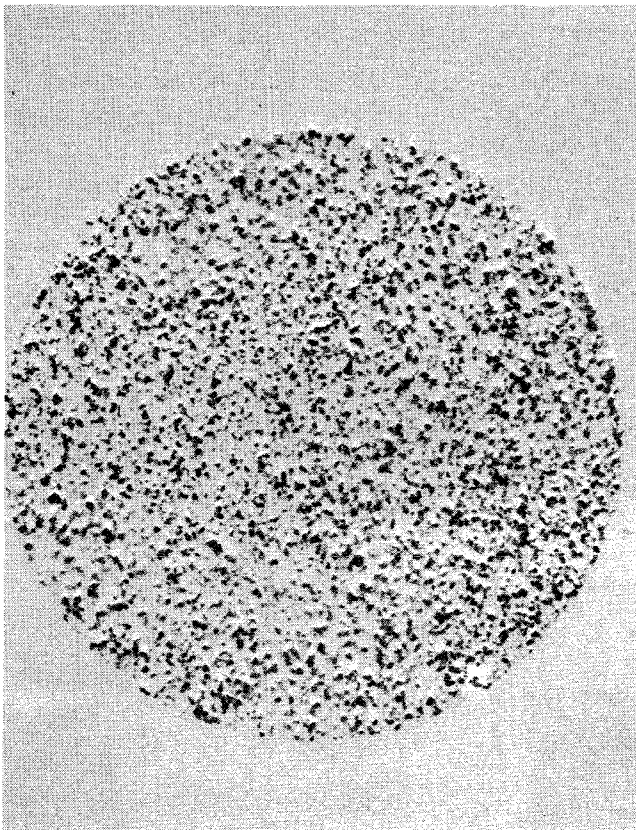


Abb. 6 Autoradiographie  
( $V = 16 \times$ )

Abb. 7 Schliffbild  
(ungeätzt,  $V = 60 \times$ )

Überstöchiometrischer  $\text{UO}_2/\text{PuO}_2$ -Brennstoff

1121.1 Charakterisierende Untersuchungen und Qualitätskontrolle  
an Mischoxid

Untersuchungen zur PuO<sub>2</sub>-Teilchengrößenbestimmung von Schnellbrüter-  
Brennstoffen\* (H. Kaiser, D. Vollath, IMF)

Schnellbrüterbrennstoffe, deren Mischkristallphasenanteil verschwindend gering ist, zeichnen sich dadurch aus, daß die Brennstoff-Komponenten PuO<sub>2</sub> als isolierte Zentren in der Urandioxidmatrix vorliegen.

Ziel unserer Untersuchungen ist, ein Verfahren zur PuO<sub>2</sub>-Teilchengrößenbestimmung dieses Brennstoffes zu entwickeln.

Das Verfahren beruht auf der Unterscheidung der PuO<sub>2</sub>-Partikel von der UO<sub>2</sub>-Matrix durch Anwendung der  $\alpha$ -Autoradiographietechnik. Die quantitative Auswertung der Autoradiographie erfolgt mittels Bildanalysator.

Das gewählte Verfahren ist indirekt, da nicht der Gegenstand (PuO<sub>2</sub>-Partikel der Tablettenoberfläche), sondern sein Bild (Autoradiographie) ausgemessen wird. Gegenstand und Bild stimmen ähnlich wie bei der Fotografie im großen überein. Im Detail liegt jedoch nur dann Identität vor, wenn eine identische Abbildung erzielt werden kann. Um eine systematische Verfälschung der Messungen zu vermeiden, wurden diejenigen Faktoren studiert, die zu einer Verzerrung der Abbildung beitragen oder eine maßstabstreue Abbildung begünstigen.

Die Größe der abgebildeten PuO<sub>2</sub>-Partikel wird im wesentlichen durch die Reichweite der  $\alpha$ -Strahlung und die Expositionszeit beeinflusst. Während eine ungünstige Expositionszeit sowohl zu einer Teilchenvergrößerung als auch zu einer Teilchenverkleinerung führen kann, bewirkt die endliche Reichweite prinzipiell eine Teilchenvergrößerung.

Je größer die Reichweite R, d.h. je länger der Flugweg des  $\alpha$ -Teilchens in Materie ist, desto ungünstiger ist das Abbildungsverhältnis. Die Reichweite der 5,15 MeV  $\alpha$ -Strahlung des PuO<sub>2</sub> beträgt im Brennstoff etwa

\* BzFE Nr. 323. Erster Bericht



11,6  $\mu$  /1/. Mittels einer Absorberfolie der Dicke  $d$  zwischen Pelletoberfläche und Filmoberfläche kann die Reichweite verkleinert werden. Gleichzeitig verringert sich dadurch die effektive Reichweite, das ist die Schichtdicke, aus der bei senkrechter  $\alpha$ -Emission ein  $\alpha$ -Teilchen gerade noch auf der Filmoberfläche einschlagen kann. Bei geeigneter Wahl der Dicke der Absorberfolie kann eine nahezu identische Abbildung erzielt werden. Dies ist dann der Fall, wenn die Dicke  $d$  gleich der Reichweite der 5,15 MeV  $\alpha$ -Strahlung im Absorber ist (z.B. Tantal  $d = R = 8,6 \mu$ ).

Wir konnten experimentell eine Größenabhängigkeit der abgebildeten  $\text{PuO}_2$ -Teilchen von der Absorberdicke nachweisen. Mit steigender Absorberdicke (Tantal  $d = 2,5, 5, 7,5 \mu$ ) wurde eine Abnahme der Teilchengröße festgestellt.

Der Einfluß der Expositionszeit wurde bei konstanter Foliendicke untersucht. Es hat sich einerseits gezeigt (Abb. 8), daß allgemein mit steigender Belichtungszeit die Teilchenanzahl pro Teilchengrößenklasse und die maximale Teilchengrößenklasse zunimmt. Zum anderen wurde auch ein zeitunabhängiges, jedoch foliendickenabhängiges Plateau gefunden. Wir nehmen an, daß unterhalb des Plateaus der Abbildungsvorgang noch nicht abgeschlossen ist, d.h. die abgebildeten  $\text{PuO}_2$ -Teilchen sind noch nicht ausgeprägt. Oberhalb des Plateaus dürfte sich die geringe Reichweitestreuung der  $\alpha$ -Teilchen derart bemerkbar machen, daß die Teilchen "auseinanderfließen", nahe beieinanderliegende Teilchen zusammenwachsen und ein größeres Teilchen vortäuschen.

Diese Annahmen lassen sich aufgrund der Ergebnisse einer Abschätzung (Abb. 9) der optimalen Expositionszeit erhärten. Wir verstehen unter der optimalen Expositionszeit die Belichtungsdauer, nach der der Abbildungsvorgang abgeschlossen sein sollte, d.h. nach der statistisch gesehen  $1 \mu^2 \text{PuO}_2$  vollständig auf  $1 \mu^2$  Filmoberfläche abgebildet wurde (daraus folgt auch, daß  $X \mu^2 \text{PuO}_2$  auf  $X \mu^2$  Filmoberfläche abgebildet wurden).

In Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen nimmt die optimale Expositionszeit mit steigender Foliendicke zu. Die gemessenen foliendickenabhängigen Plateaus schließen sich etwa an die berechneten Belichtungszeiten an.

---

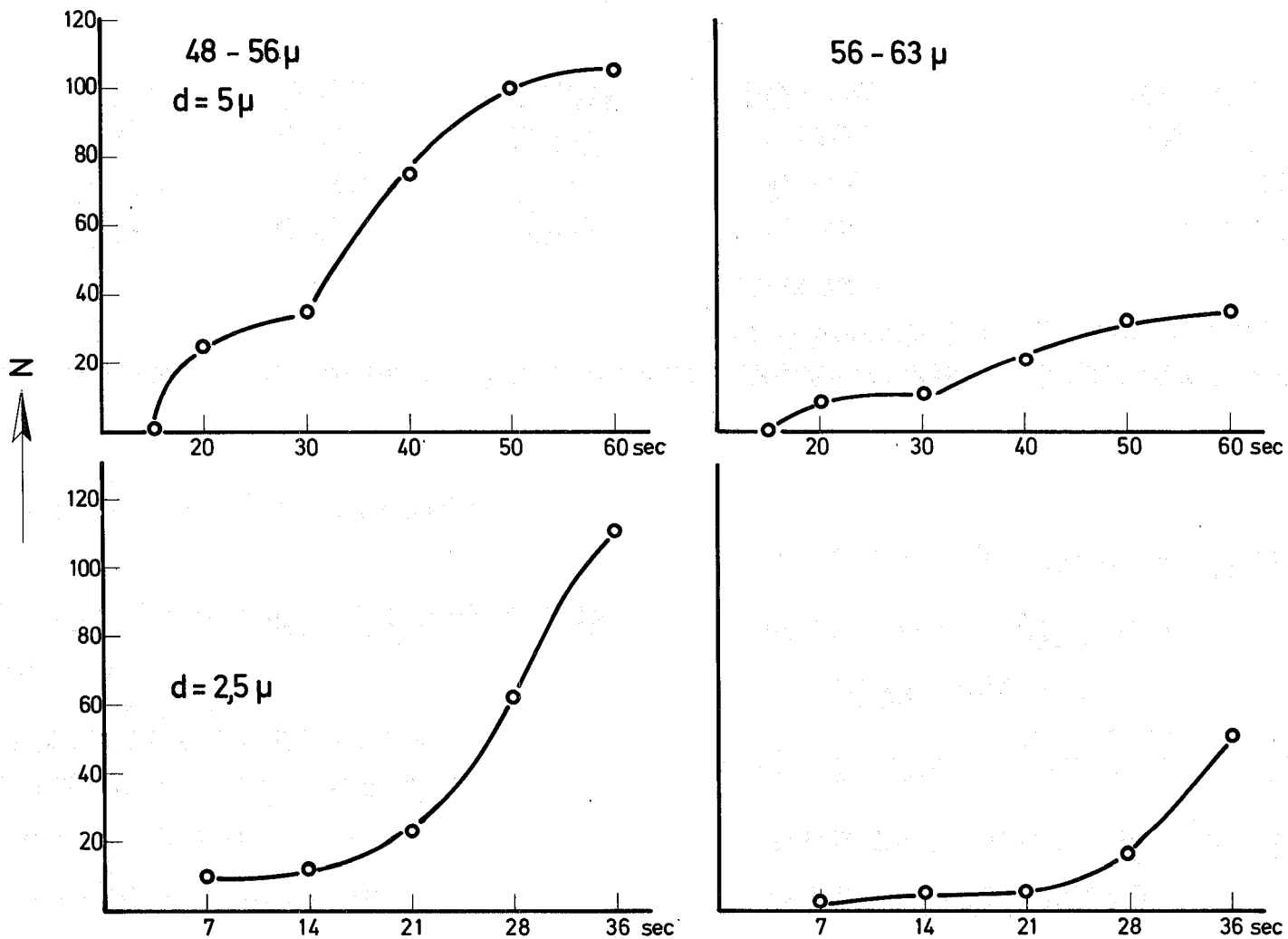
/1/ G. Friedländer, J.W. Kennedy, J.M. Müller:

Nuclear and Radiochemistry, 2<sup>nd</sup> Ed. Wiley, New York (1964)

Nach einer Wichtung aller Überlegungen und experimentellen Ergebnisse vermuten wir, daß mit dem Parametersatz Tantalfolie 7.5 $\mu$  Dicke, Expositionszeit 180 sec ein nahezu identisches Bild der PuO<sub>2</sub>-Teilchenverteilung der Brennstoffoberflächen erzielt wird.

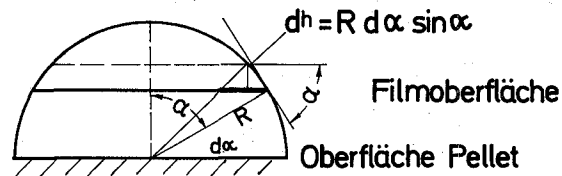
Eine mit obigem Parametersatz aufgenommene Autoradiographie einer Probe der Serie Mol-16 wurde ausgewertet. Auf einer Fläche von 18 mm<sup>2</sup> wurden ungefähr  $8 \times 10^3$  PuO<sub>2</sub> - Teilchen gezählt. 30 % dieser Teilchen haben einen Durchmesser bis 11  $\mu$ m. Zwischen 41 - 48.5 $\mu$  liegen knapp 1 % der Teilchen. Die Wahrscheinlichkeit, daß in dieser Tablette große Teilchen vorhanden sind, ist verschwindend, da der Anteil der PuO<sub>2</sub>-Partikel mit einem Durchmesser zwischen 56 - 63  $\mu$  nur  $10^3$  beträgt.

Abb. 8



PuO<sub>2</sub>-Teilchenzahl gegen Expositionszeit (Teilchengrößenklasse = const.)

**Berechnung der Anzahl/Zeiteinheit der  $\alpha$ -Einschläge auf der Filmoberfläche  $\Delta F$**



$$dN_{\text{Einschlag/Zeit}} = N_{\text{Zerfall/Zeit}} \cdot \Delta f \cdot d\Omega \cdot \cos \alpha \cdot \Delta F$$

$$d\Omega = \frac{\text{Doppelhohlkegel zwischen } 2\alpha \text{ und } (\alpha + d\alpha)}{\text{Kugeloberfläche}} = \frac{2\pi R \cdot R \cdot \sin \alpha \cdot d\alpha}{4\pi R^2}$$

$$\int dN_{\text{Einschlag/Zeit}} = N_{\text{Zerfall/Zeit}} \cdot \Delta f \cdot \Delta F \cdot \frac{1}{2} \int \cos \alpha \sin \alpha \, d\alpha$$

$$N_{\text{Einschlag/Zeit } \Delta F} = N_{\text{Zerfall/Zeit } \Delta f} \cdot \frac{1}{4} (1 - \sin^2 \alpha_{\text{Grenze}})$$

**Berechnung der Zerfälle/Zeiteinheit**

$$\lambda = \text{Zerfallskonstante} = \ln 2 / T_{1/2}$$

$N_0$  = Anzahl radioaktiver Moleküle

$$\text{Aktivität} = \text{Zerfälle/sec} = \text{Def } \lambda \cdot N_0$$

$$N_{\text{Zerfälle/Zeit}} = \lambda N_0 = \frac{\ln 2}{3,439 \cdot 10^4 \text{ Jahre}} N_0$$

$$N_0 = \frac{\text{Reichweite}_{\text{effektiv}} \cdot \text{Dichte} \cdot \Delta \text{Fläche} \cdot \text{Loschmidt Zahl}}{\text{Molekulargewicht}}$$

$$A = 0,023 R_{\text{effektiv}} \cdot \Delta f$$

$$N_{\text{Zerfälle/Zeit } \Delta f} = 0,023 R_{\text{effektiv}}$$

$$N_{\text{Einschläge/Zeit } \Delta F} = \frac{0,023}{4} R_{\text{effektiv}} (1 - \sin^2 \alpha_{\text{Grenze}})$$

Foliendicke $\mu$	$R_{\text{effektiv}} \mu$	$N_{\text{Zerfälle/sec } \mu^2}$	$N_{\text{Einschläge/sec } \mu^2}$	Expositionszeit um 1 Einschlag/ $\mu^2$ zu erhalten	Experiment 1 $\alpha$ -Einschlag 3-4 $\mu^2$ Optimale Expositionszeit
0	11,5	0,264	0,066	15 sec	4-5 sec
2,5	7,75	0,178	0,041	24 sec	6-8 sec
5	4,5	0,103	0,017	59 sec	15-20 sec
7,5	1,1	0,025	0,0015	660 sec	165-220 sec

Abb. 9

1121.2 Untersuchung thermodynamischer und chemischer Eigenschaften

Bestimmung der Überführungswärme für die Thermodiffusion des Sauerstoffs in  $(U, Pu)O_2$  und  $PuO_2$ \*

(C.Sari, TU, Euratom Karlsruhe, und G.Schumacher, INR)

Die stationäre radiale Verteilung des Sauerstoffs im Mischoxidbrennstoff wird in der restrukturierten Brennstoffzone ausschließlich durch Thermodiffusion bestimmt. Thermodiffusion dominiert auch in der äußeren porösen Zone des Brennstoffs, wenn diese unterstöchiometrisch ist. Wie früher gezeigt wurde /1/, wird das Ergebnis der Berechnung der radialen Sauerstoffverteilung nicht wesentlich beeinflusst, wenn man den Einfluß des Gastransports in der äußeren Brennstoffzone berücksichtigt. Die radiale Verteilung des Sauerstoffs kann deshalb in guter Näherung über den gesamten Querschnitt mit der Überführungswärme der Thermodiffusion des Sauerstoffs berechnet werden. Die Rechnung erfolgt mit Hilfe der Soret-Beziehung, die den Konzentrationsgradienten im stationären Zustand beschreibt /1/.

In Laborexperimenten konnte gezeigt werden, daß die Überführungswärme  $Q_v^*$  der Sauerstoffleerstellen sowohl bei dominierendem Gasphasentransport /2,3/ als auch bei reiner Thermodiffusion über die feste Phase /4/ vom O/M-Verhältnis abhängt. Im letzteren Fall ergibt sich für  $(U_{0,85}Pu_{0,15})O_{2-y}$  als brauchbare Näherung zwischen 1400 K und 3000 K folgende Abhängigkeit

$$Q_v^* = -27 + 38 (4 - V_{Pu}) \text{ Kcal/Mol}, \quad (1)$$

wobei die Wertigkeit des Plutoniums

$$V_{Pu} = 4 - 2y/x_{Pu} \quad (2)$$

---

\* Letzter Beitrag in KFK-1275/1  
BzFE-Nr. 314.1

und die Stöchiometrieabweichung

$$y = 2 - O/(U+Pu) \quad (3)$$

sind und  $x_{Pu}$  den Molenbruch des Plutoniums darstellt.

Bei dominierendem Gasphasentransport wurde auch eine Abhängigkeit der Überführungswärme von der Plutoniumoxid-Konzentration festgestellt /3/. Nach dem Modell der Thermodiffusion der festen Phase sollte hingegen die Überführungswärme nur von dem chemischen Potential des Sauerstoffs und damit nur von der Wertigkeit des Plutoniums im Mischoxid abhängen. Um dieses zu zeigen, wurden 6 Experimente an reinen Plutoniumoxidpellets mit unterschiedlichen O/Pu-Verhältnissen unter Temperaturgradienten durchgeführt. Die experimentellen Bedingungen und Ergebnisse sind in Tab. 2 aufgelistet.

Tab. 2: Bedingungen und Ergebnisse von Thermodiffusionsexperimenten an  $PuO_{2-y}$ -Pellets mit radialen (Nr. 1-5) und axialen (Nr. 6) Temperaturgradienten

Probe Nr.	Temp. K		T min	$\phi$ mm	Exp.	O/Pu		$- \frac{Q_X}{V}$ Kcal/Mol
	tief	hoch				tief T.	hoch T.	
1	1920	2300	20	4.5	r	1.97	1.90	25.5
	2300	2620				1.90	1.79	26.6
2	1920	2140	20	4.8	r	1.95	1.90	25
	2140	2620				1.90	1.79	16.8
3	(1970)*	2300	20	4.5	r	(1.92)*	1.90	(6.2)*
	2300	2600				1.90	1.85	15
4	1920	2620	60	4.2	r	1.90	1.75	10.5
5	1920	2610	20	4.6	r	1.90	1.78	11.2
6	1270	1670	180	6.5	a	1.75	1.71	1.6
	1670	2020				1.71	1.69	1.2

\* Bruchstelle

Die Abhängigkeit der Überführungswärme vom O/Pu-Verhältnis ist in Abb. 10 gezeigt. Daneben in Abb. 11 sind die in  $(U_{0.85}Pu_{0.15})O_{2-y}$  und  $PuO_{2-y}$  gefundenen Überführungswärmen zum Vergleich in einem Diagramm dargestellt. Als Ordinate muß hier die Plutoniumwertigkeit anstelle des O/(U+Pu)-Verhältnisses verwendet werden, damit die Werte vergleichbar sind. Die Werte der anderen Autoren /2,3/, die bei Experimenten mit kombiniertem Transport über Gasphase und Festkörper erhalten wurden, sind ebenfalls eingetragen.

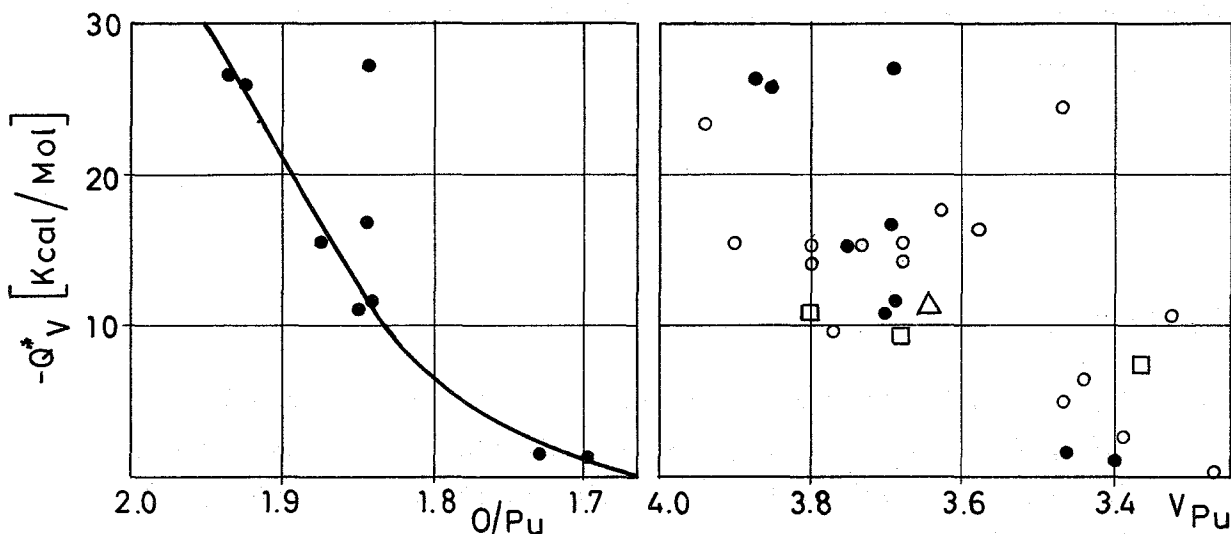


Abb. 10 Überführungswärme der Sauerstoffleerstellen in  $PuO_{2-y}$  als Funktion des O/Pu-Verhältnisses.

Abb. 11 Überführungswärme der Sauerstoffleerstellen in  $(U_{0.85}Pu_{0.15})O_{2-y}$  (●) und  $PuO_{2-y}$  (○) als Funktion der Plutoniumwertigkeit  $v_{Pu}$ . (□) Werte, die Gastransport berücksichtigen /2,3/.

Die Abb. 10 und 11 zeigen, daß die Abweichungen zwischen den Werten des Mischoxids und denen des reinen Plutoniumoxids innerhalb der Streugrenzen der Meßwerte liegen und daß die Streuung der Werte für das reine Plutoniumoxid, vor allem für große O/Pu-Verhältnisse, wesentlich kleiner ist. Die erste Aussage stimmt mit dem Thermodiffusionsmodell überein, nach dem keine Abhängigkeit der Überführungswärme von der Konzentration des Plutoniums zu erwarten ist. Die zweite erklärt sich aus der höheren Genauigkeit der Analyse der Stöchiometrieabweichung des Plutoniumoxids, für die, verglichen mit dem Mischoxid, bei gleicher Plutoniumwertigkeit ca. die siebenfache Sauerstoffmenge zur Verfügung steht.

Ein Fit der Abhängigkeit der Überführungswärme von der Wertigkeit des Plutoniums in  $\text{PuO}_{2-y}$  zwischen 1300 K und 2600 K ergibt

$$Q_v^* = 660 - 415 v_{\text{Pu}} + 64,5 v_{\text{Pu}}^2 \text{ kcal/Mol.} \quad (4)$$

Die Arbeit zeigt, daß keine meßbaren Unterschiede zwischen der Überführungswärme der Sauerstoffleerstellen in Uran-Plutonium Mischoxid und der in reinem Plutoniumoxid bestehen. Der Anteil thermoelektrischer Kräfte an der Überführungswärme ist noch nicht bekannt. Die Bestimmung der Überführungswärme in Mischoxiden mit 20, 40, 50 und 85 Mol% Plutoniumoxid ist im Gange.

#### Literatur

- /1/ M.Bober, G.Schumacher, Berechnung der vom Abbrand abhängigen Stöchiometrieverschiebung und der radialen Sauerstoffverteilung in unterstöchiometrischen Mischoxidbrennstäben. KFK 1965 (1975); Stöchiometrieverschiebung und radiale Sauerstoffverteilung in SNR-2 Brennstäben, KFK 1275/1 (1975), S. 112-1
- /2/ S.K.Evans, E.A.Aitken, C.N.Craig, Effect of a temperature gradient on the stoichiometry of urania plutonia fuel, J.Nucl.Mater. 48, 57(1969)
- /3/ E.A.Aitken, S.K.Evans, M.G.Adamson, J.H.Davies, Oxygen redistribution and its measurement in irradiated oxide fuels, Proc.IAEA Symp., Thermodynamics of Nuclear Materials, Vienna 59 (1975)

#### Veröffentlichung

- (1) C. Sari, G. Schumacher, Radial transport of oxygen in mixed-oxide fuel pins, Proc. IAEA Symp. Thermodynamics of Nuclear Materials, Vienna 73 (1975)



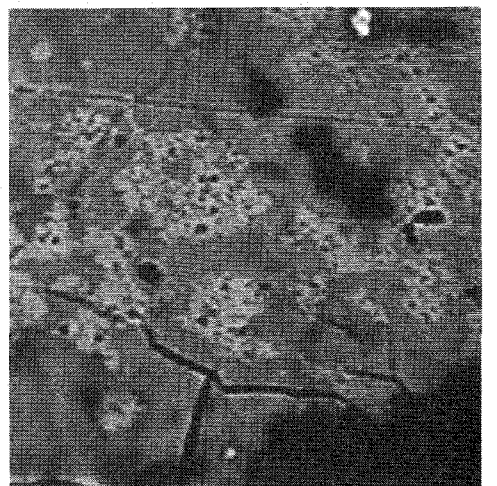
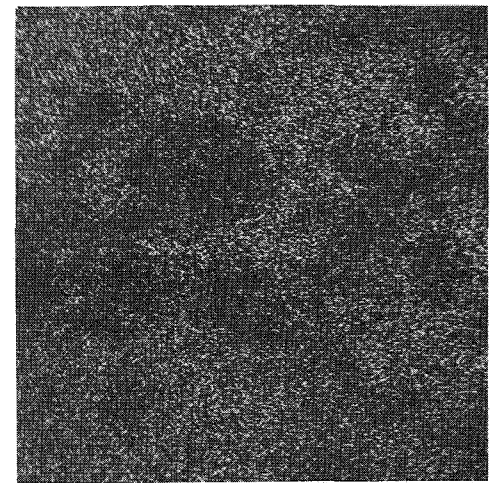
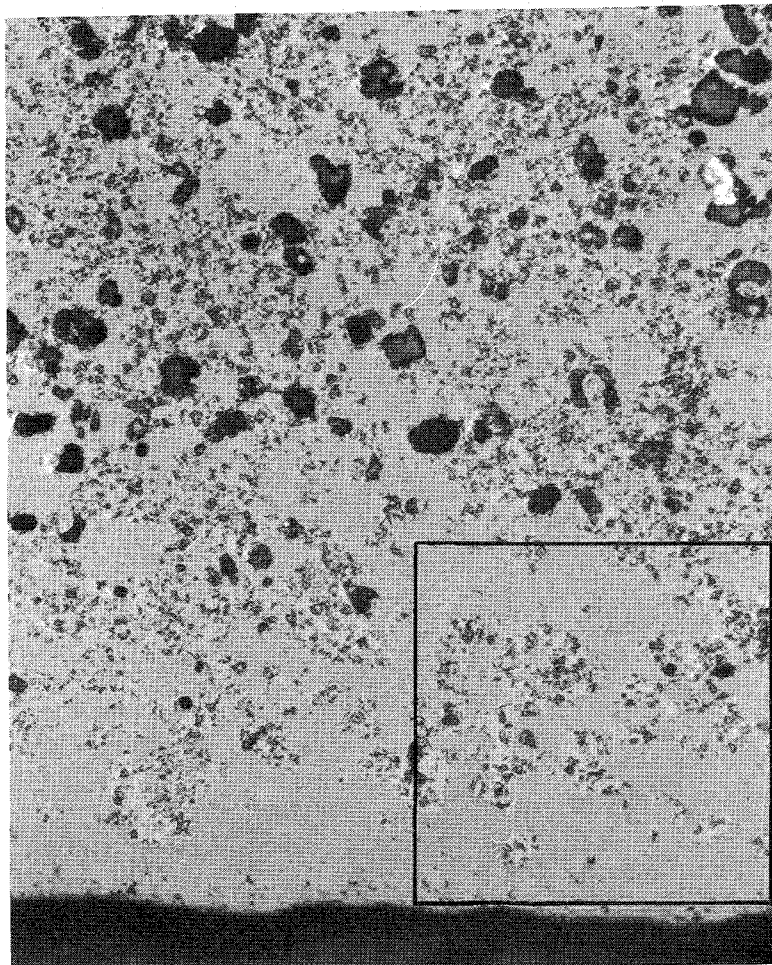
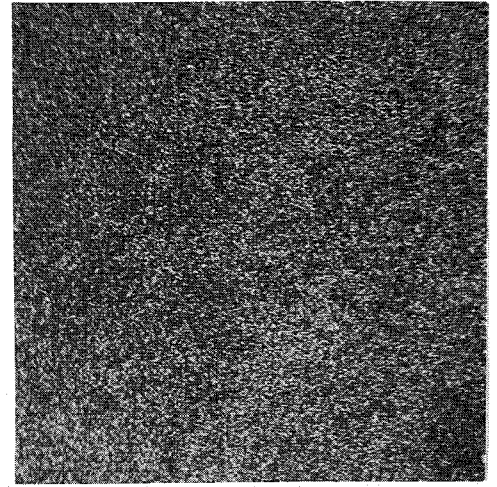
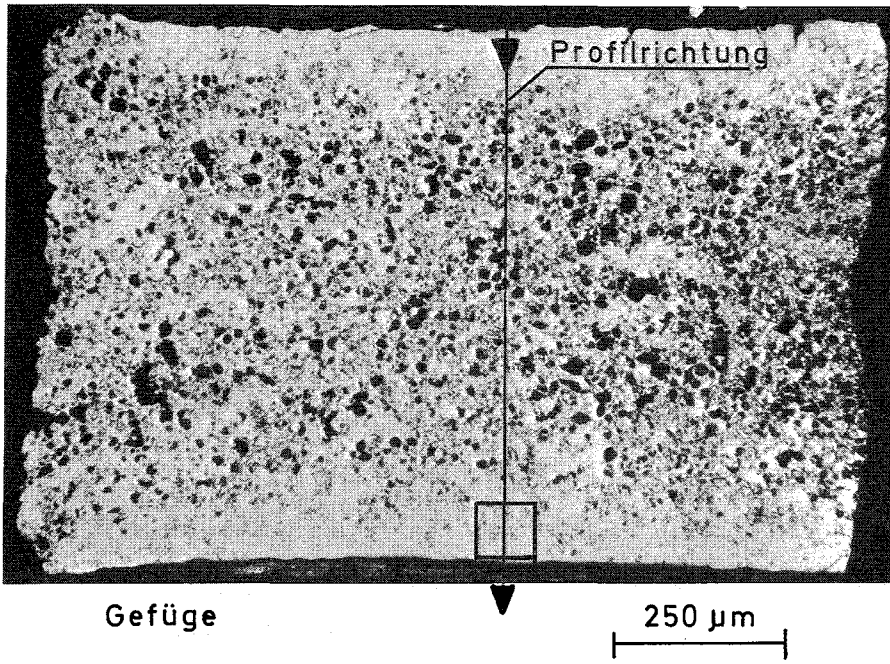
1121.4 Mikrosondenuntersuchungen an Oxid-BrennstoffenNachuntersuchungen zur chemischen Wechselwirkung Brennstoff-Kühlmittel an der Kapsel E 19 des KVE 96 der FR2-Bestrahlung \*

(H. Kleykamp, H. Späte, IMF)

Die Kenntnis des Reaktionsmechanismus bei der Wechselwirkung zwischen oxidischem Brennstoff und dem Kühlmittel ist im Rahmen des Defektstabilisierungsprogramms von großer Bedeutung. Die selektive Reaktion zwischen den Komponenten des Brennstoffs und des Kühlmittels stellt dabei einen wichtigen Teilaspekt dar. Zur Beantwortung dieser Fragen wurde die Kapsel E 19 des KVE 96, eines Kriechprobeneinsatzes einer thermischen FR2-Bestrahlung, zur Nachuntersuchung mit der Mikrosonde ausgewählt. Die Kriechprobe bestand aus einem Stapel abwechselnd angeordneter zylindrischer Hohltabletten aus einer Mo-Legierung und  $^{nat}\text{U}_{0,85}\text{Pu}_{0,15}\text{O}_2$ , letztere mit 95,5 % th. D. sowie einem Durchmesser von 5,1 mm und einer Dicke von etwa 1 mm. Der Tablettenstapel war vom NaK-Kühlmittel mit 22 % Na unmittelbar umgeben und wurde bei einer Brennstoff-Stableistung von 250 W/cm, einer Kühlmitteltemperatur von 500°C und einer Brennstoffzentraltemperatur von 550°C bis zu einem Abbrand von etwa 2,5 % bestrahlt.

Ein Teil einer Tablette ist mit ihrer Schliffoberfläche parallel zur Achse in Abb. 12 wiedergegeben. Die Mantelfläche befindet sich links. Die den beiden Stirnflächen benachbarten Gefügezonen sind stark verdichtet. In ihnen wurde Mo in einer Konzentration  $< 0,5\%$  nachgewiesen. Ein Ausschnitt des Gefüges ist in derselben Abbildung unten dargestellt; es ist zweiphasig und besteht aus der Mischoxid-Matrix und plutoniumarmen Inseln, die Reste der ursprünglichen  $\text{UO}_2$ -Körner darstellen. Das Kühlmittel hat bevorzugt mit der plutoniumreicheren Matrix reagiert, offenbar wegen der dort herrschenden höheren Temperatur. Dieses topochemische Verhalten ist im elektronenoptischen und den K- und Pu-Röntgenrasterbildern erkennbar. Die U-, Pu-, K- und Na-Konzentrationsprofile zwischen den Stirnflächen der Tablette sind in Abb. 13 dargestellt. Das  $\text{UO}_2$ - $\text{PuO}_2$ -Gemisch hat im gesamten Bereich keinen vollständigen Mischkristall gebildet, wie aus den gegenläufigen U- und Pu-Profilen erkennbar ist; Körner mit Werten bis zu 100 %  $\text{UO}_2$  oder  $\text{PuO}_2$  wurden beobachtet. Na und K sind von den Tablettenoberflächen in den Brennstoff eingedrungen und haben mit diesem unterschiedlich reagiert. Wie bereits vermutet /1/, tritt eine bevorzugte Reaktion des K mit dem Brennstoff auf, die Reaktion des Na tritt hier zurück. Eine bevorzugte Reaktion:

\* BzFE-Nr. 461.1



neg. Probenstrom

50 μm

Abb. 12: Gefüge und Gefügeausschnitt sowie elektronenoptisches und K- und Pu-Röntgenrasterbild aus der oberflächennahen Schicht einer im Kontakt mit dem NaK-Kühlmittel befindlichen  $U_{0,85}Pu_{0,15}O_2$ -Kriechprobe

einer der Komponenten U oder Pu in der Brennstoff-Matrix mit dem Kühlmittel wurde bei den herrschenden Brennstofftemperaturen um  $800^{\circ}\text{C}$  nicht festgestellt; dieser Effekt tritt offensichtlich erst oberhalb  $1000^{\circ}\text{C}$  auf /2/. Aus den Mikrosondenuntersuchungen ergibt sich, daß in der verdichteten Zone eine unkorrigierte relative K-Konzentration bis zu 3 % auftritt, die im Innern auf  $< 1\%$  abfällt, während die Na-Konzentration konstant und vernachlässigbar gering ist. Die bisherigen Ergebnisse können jedoch noch nicht die Frage beantworten, ob es sich um eine Verbindung der Form  $\text{K}(\text{U},\text{Pu})\text{O}_3$  oder um ein K-U-Pu-Mischoxid handelt.

### Literatur

- /1/ H. Kleykamp, Reaktortagung Nürnberg 1975, Tagungsber. S. 451  
 /2/ H. Kleykamp, Reaktortagung Karlsruhe 1973, Tagungsber. S. 299

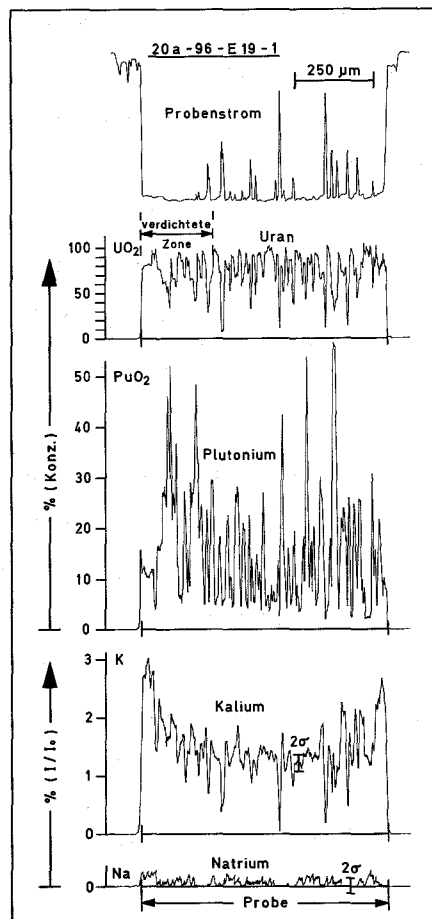


Abb. 13: Konzentrationsprofile von U, Pu, K und Na zwischen den beiden Oberflächen einer  $\text{U}_{0,85}\text{Pu}_{0,15}\text{O}_2$ -Kriechprobe im Kontakt mit dem NaK-Kühlmittel

1122 Bestrahlungsexperimente - Oxid1122.11 Untersuchungen über den Mechanismus der Hülldehnung zwischen Brennstoff und Hülle\* (I.Müller, IMF)

Die an bestrahlten Brennstäben gemessenen Hüllaufweitungen können nicht durch Brennstoffschwellen bzw. Spaltgasdruck erklärt werden, denn infolge des bestrahlungsinduzierten Kriechens des Oxidbrennstoffes tritt nur eine niedrige Gleichgewichtsspannung auf, die keine plastische Dehnung des Hüllmaterials in der gemessenen Größenordnung von einigen 1/10 Prozent bewirken kann. Als Ursache für die gemessenen Hüllaufweitungen werden daher instationäre Vorgänge vermutet, die sich als Folge des zyklischen Bestrahlungsverlaufs der Brennstäbe ergeben.

Eine Änderung der Stableistung führt im Brennstoff zu wesentlich höheren Temperaturänderungen als in der Hülle, sodaß die thermische Brennstoffdehnung auch bei einem größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Hüllmaterials den Betrag der thermischen Hülldehnung überschreitet. Es tritt daher eine thermische Differenzdehnung auf, die im Falle einer Leistungssenkung einen Spalt zwischen Brennstoff und Hülle entstehen läßt (bzw. tangential verlaufende Risse im Brennstoff, falls dieser an der Hülle haftet). Bei einer Erhöhung der Stableistung treten Spannungen im Brennstab auf, die -wie diesbezügliche Rechnungen ergeben haben- die Hülle u.U. plastisch verformen können. Es können daher im zyklischen Betrieb Hülldehnungen auftreten, wenn sich der bei einer Leistungsabsenkung gebildete Spalt im Teillastbetrieb völlig oder teilweise wieder schließt.

Die Berechnung der thermischen Differenzdehnung und der resultierenden plastischen Hülldehnung erfolgte an einem einfachen Brennstabmodell. Vorausgesetzt wird ein loser Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle vor der Leistungserhöhung sowie die Annahme, daß nur Brennstoffbereiche nach außen dehnfähig sind, deren Temperatur unterhalb einer Schranke (Plastiz.-Temp. = 1400-1600°C) liegen (wegen des thermisch aktivierten Kriechens in den heißen Brennstoffzonen). Es ergaben sich folgende charakteristische Verläufe für die maximale Hüllaufweitung:

1. In Abhängigkeit von der Stableistung (Abb. 14).

---

\* BzFE-Nr. 315

## 2. In Abhängigkeit von der Hüllaußentemperatur (Abb. 15)

Den Rechnungen lag jeweils eine Stableistungserhöhung von 70 % auf 100 % des Endwertes zugrunde.

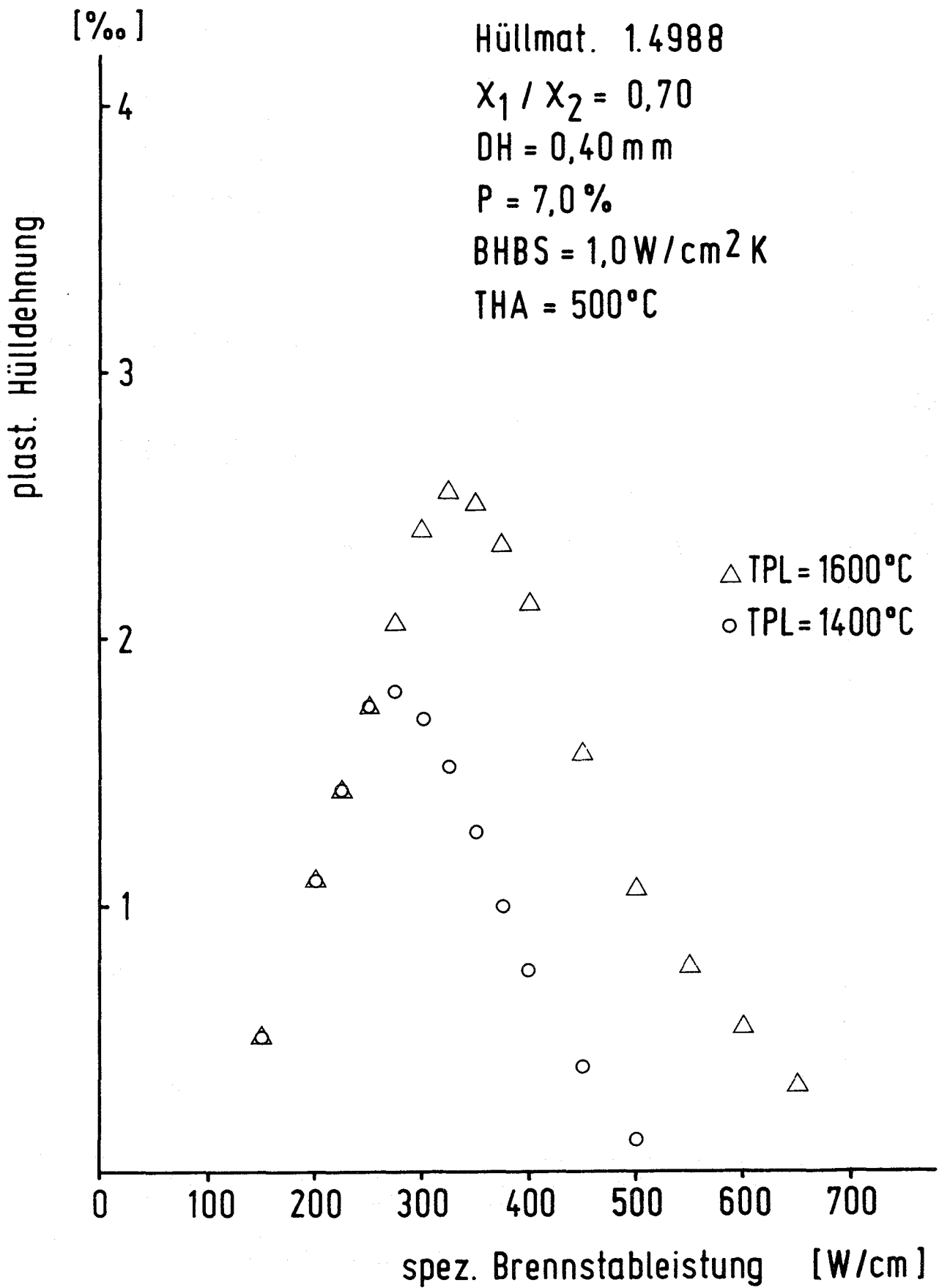
Das erste Diagramm sagt aus, daß die plastische Hülldehnung bei mittleren Stableistungen (= 350 W/cm) maximal wird. Die zunehmende Plastizität des Brennstoffs bei höheren Stableistungen als Folge thermisch aktivierten Kriechens hat eine Abnahme der plastischen Hülldehnung zur Folge. Eine Erhöhung der Hüllaußentemperatur wirkt sich entsprechend aus; die Verkleinerung des starren äußeren Brennstoffringes, der die Spannung auf die Hülle ausübt, wirkt sich stärker aus als die Abnahme der Hüllfestigkeit mit steigender Temperatur.

Der errechnete Wert für die Hüllaufweitung wird nur dann erreicht, wenn vor der Leistungserhöhung der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle und tangentiale Risse im Brennstoff geschlossen sind. Unter den üblichen Betriebsbedingungen (mittl. Stableistung 400-500 W/cm, Hüllaußentemperatur 450-550°C) würde sich dann die maximale Hüllaufweitung an den Brennstabenden einstellen, wo das Temperaturniveau im Brennstoff am niedrigsten liegt.

Die Verkleinerung des Spaltes oder der Risse kann sowohl durch die Spaltgasschwellung des Brennstoffs verursacht werden als auch über Ausheilungseffekte infolge Verdampfung und Kondensation von Spaltprodukten oder chemischer Reaktion der Spaltprodukte mit dem Brennstoff. Diese Effekte sind in starkem Maße abhängig von der Spaltungsrate, der Brennstabtemperatur und den Temperaturgradienten im Brennstoff.

Für einen derartigen Mechanismus sprechen auch die meisten Versuchsergebnisse, die eine maximale Hülldehnung der Brennstabmitte erbrachten, d.h. in dem Gebiet, in dem die Voraussetzungen für Ausheilungsprozesse am günstigsten sind. Das axiale Hüllaufweitungsprofil wird demnach primär durch das Stableistungs- und Hülltemperaturprofil in den Teillastzyklen sowie die Zyklusdauer bestimmt. Der Zusammenhang zwischen Hülldehnung und Teillastzyklusdauer wurde durch Bestrahlungsversuche im FR 2 an kurzen (UPu)O<sub>2</sub>-Brennstäben bestätigt. In einer Serie von Teillast- und Vollastzyklen wurde die bei einer Stab-

leistungserhöhung auftretende thermische Differenzdehnung durch eine gleichzeitige Absenkung der Hüllaußentemperatur noch vergrößert. Ein kurzer Vollastzyklus ohne vorhergehenden Teillastzyklus brachte keinen Effekt. Mit wachsender Zyklusdauer geht die Hülldehnung dann gegen einen Grenzwert in der Nähe des berechneten Maximalwertes. Mit abnehmender Teillastzyklusdauer verringert sich die Hülldehnung für  $T < 100h$  wieder (Abb. 16)

Abb.14 Abhängigkeit von der Stableistung  $X_2$

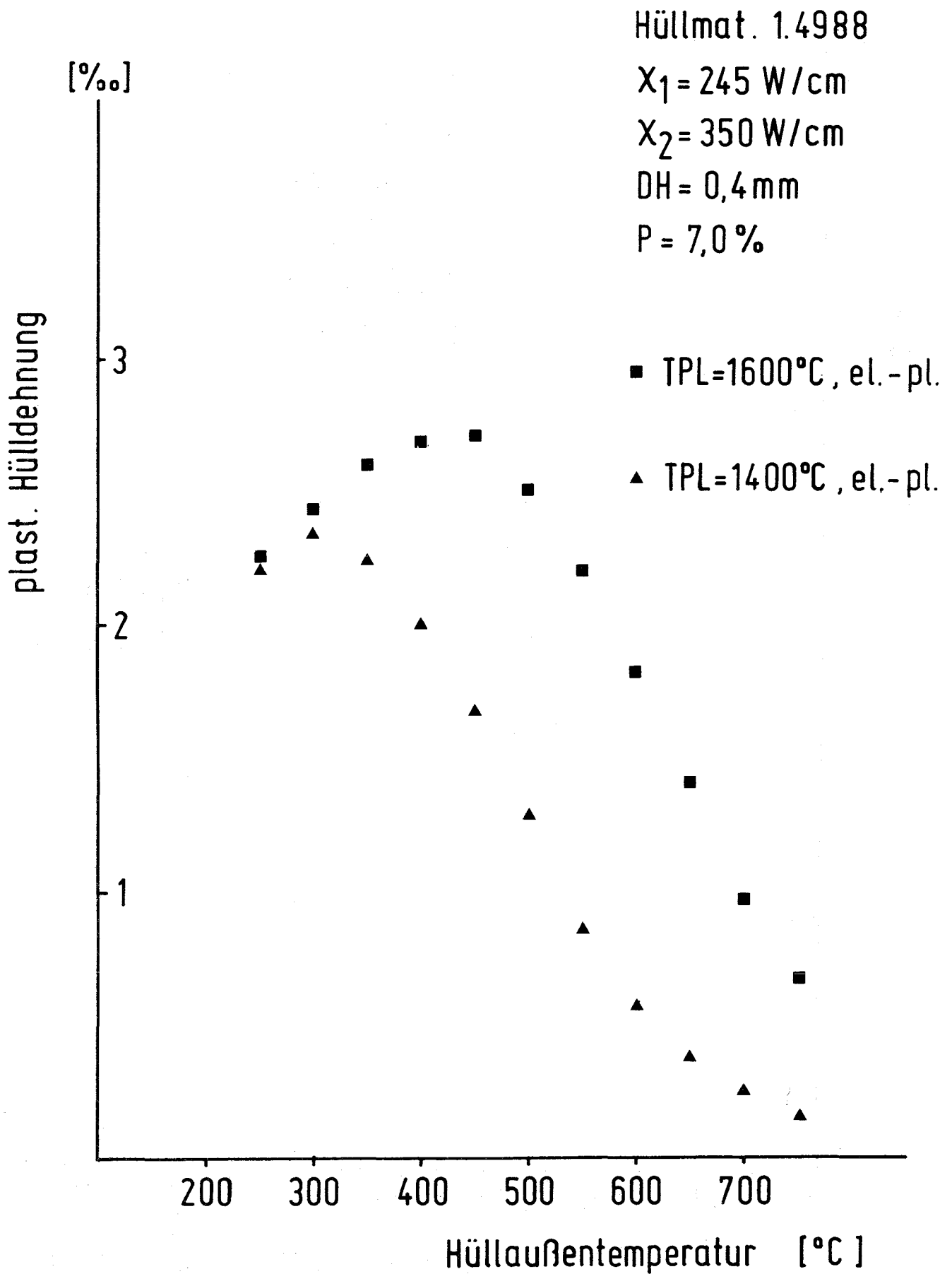


Abb.15 Abhängigkeit von der Hüllaußentemperatur



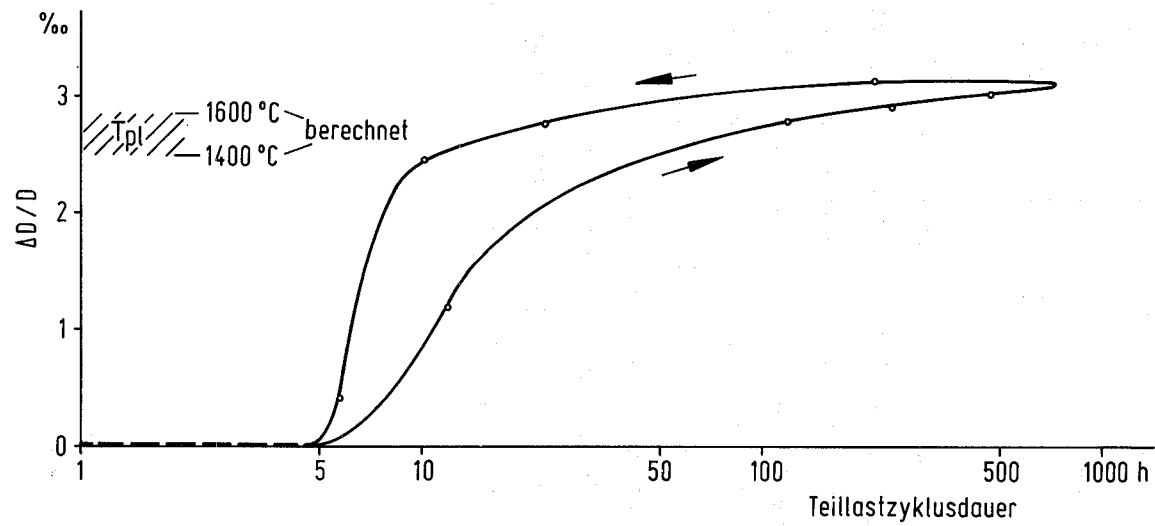


Abb.16 Hüllaufweitung in Abhängigkeit von der Teillastzyklusdauer für eine Folge zunehmender und abnehmender Zyklusdauer. Im Teillastzyklus  $\chi = 350\text{W/cm}$ ,  $T_{\text{Hülle}} = 650^\circ\text{C}$ , im jeweils folgenden Vollastzyklus  $\chi = 500\text{W/cm}$ ,  $T_{\text{Hülle}} = 450^\circ\text{C}$ .

1122,14 Brennstabbestrahlungen in BR 2-LoopsBeginn des Bestrahlungsexperimentes Mol-7D<sup>F</sup>

(D. Freund, IMF; E. Baumgärtner, H. Hoffmann, IRB)

Nach erfolgreich abgeschlossenen out-of-pile-Tests am Loop-Einsatz Mol-7D (19-Stabbündel mit 6-Rippenrohren) wurde am 12. Juni 1975 die Bestrahlung begonnen. Nach einem kurzen Reaktorzyklus mit 60 % Reaktorleistung wurde Ende Juni 1975 Vollast erreicht.

Bei maximalen Eckstableistungen von 490 W/cm und Na-Durchsätzen von 1,6 kg/s wurden die in Abb. 17 angegebenen Betriebstemperaturen erreicht. Die Temperaturen an den Stabenden, gemessen in Unterkanälen der inneren Stabreihe (TE 29 - TE 35), liegen nahe an den berechneten Werten. Die Kühlmittelintrittstemperatur hingegen liegt mit ca. 340°C um 30° unter dem spezifizierten Wert. Die hieraus resultierende Abweichung der Kühlmittelaufheizspanne vom theoretischen Ergebnis ist auf ungenaue Kenntnis der Wärmeverluste, der Flußverläufe sowie der Gamma-Aufheizung zurückzuführen. Um die Einflüsse dieser Größen abzuschätzen, wurden systematische Änderungen der Betriebsbedingungen (Na-Durchsatz, Na-Temperatur, Reaktorleistung) vorgeschlagen.

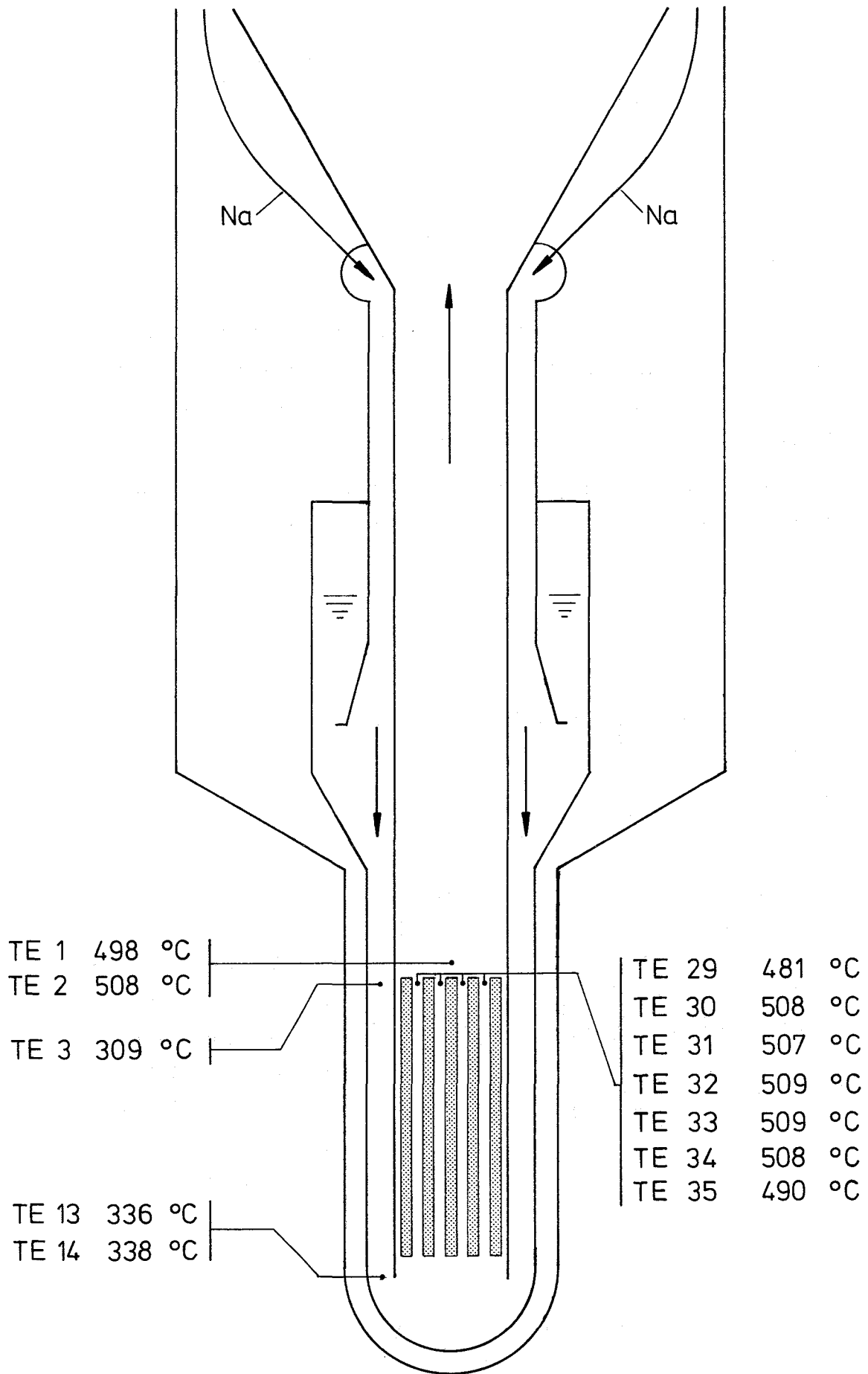


Abb.17 Bestrahlungsexperiment Mol 7D  
Betriebstemperaturen bei Vollast

1123

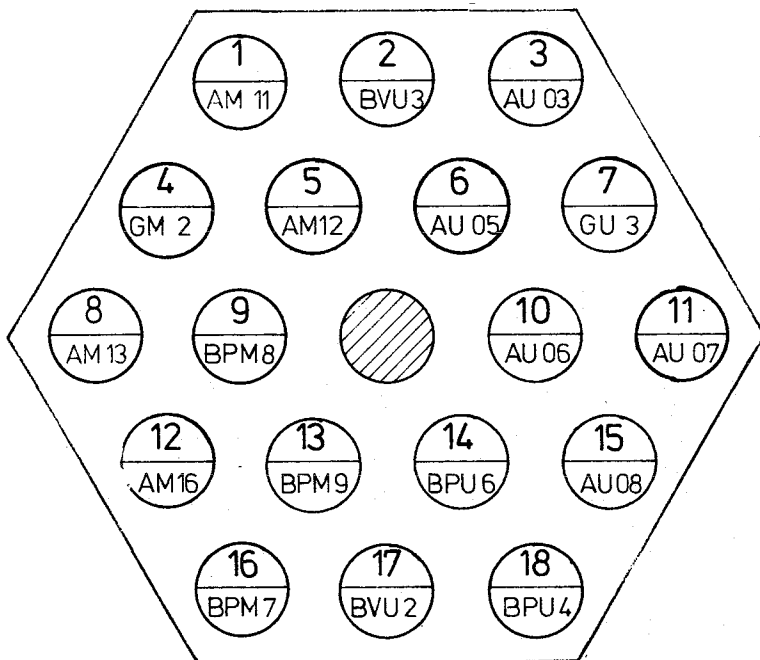
Nachuntersuchung von bestrahlten Oxid-Brennstäben und  
Absorbermaterialien

1. Zerstörungsfreie Nachuntersuchung des Mol-7B-Bündels\*

(P. Weimar, IMF)

Das Bestrahlungsexperiment Mol-7B diente hauptsächlich der Untersuchung des Verhaltens der Hüllwerkstoffe Nr. 1.4970 und 1.4988 (MARK-I-Core SNR - 300) unter Betriebsbedingungen, die den hot-spot-Temperaturen des RAPSODIE-I-Experimentes entsprechen /1/.

Das hexagonale Bündel bestand aus 18 Stäben (50 cm aktive Länge), die sich um einen zentralen Haltestab gruppieren (s. Abb. 18).



U = Werkstoff-Nr. 1.4970  
M = Werkstoff-Nr. 1.4988  
B = BELGONUCLEAIRE (Pellet+vibriert)  
A = ALKEM (Pellet)  
G = GfK (Pellet)  
P = Pellet  
V = Vibriert

Abb. 18 Anordnung des Bündels

\* BzFE-Nr. 464.1a  
Erster Bericht

Von den 18 Stäben des Bündels wurden 2 von GfK, 7 von BN und 9 von ALKEM gefertigt (s. Tabelle 3 ). Die Stäbe wurden insgesamt über 18 Zyklen im BR 2 in Mol bestrahlt. Aufgrund der Schutzgas-Aktivität zeigte sich ein erster Stabschaden im 9. Zyklus (ca. 4 % Abbrand). Das Experiment wurde trotzdem bis zum Erreichen des Zielabbrandes von ca. 8 % mit modifiziertem Anfahrprogramm weitergeführt. Der Verlauf der Hüllmittentemperatur am heißen Ende über alle Zyklen geht aus Abb. 19 hervor.

Nach einer Abklingzeit von ca. 10 Monaten wurde das Bündel nach Karlsruhe (Heiße Zellen) zur Nachuntersuchung gebracht.

Im Frühjahr dieses Jahres wurde das Bündel im sog. Röntgen-Turm der Heißen Zellen mittels eines Betatrons in 3 Richtungen (je  $60^\circ$ ) durchstrahlt. Die Aufnahmen zeigten eindeutig massive Stabschäden in Höhe des Übergangs Brennstoff/Brutstoff (Hüll-Mitten-Temperatur s. Abb. 19 ). Aufgrund der spezifischen Anordnung Betatron-Bündel-Film konnte zu diesem Zeitpunkt noch nicht die exakte Anzahl der defekten Stäbe ermittelt werden (Minimum = 9). Nach Ausschmelzen des Na wurde das hexagonale Hüllrohr aufgeschlitzt und das Bündel freigelegt. Die Defekte wurden bestätigt. Nach der weiteren Vereinzelung der Stäbe stellte sich heraus, daß alle 18 Stäbe im Bereich des heißen Stabendes der Brennstoffsäule defekt waren. Es wurden jeweils schlitzartige Hüllrisse mit Brennstoffaustragungen festgestellt. Eine genaue Analyse des Umfangs der Stabschäden ist z.Zt. noch im Gange.

Tabelle 3 Pellet- u. Brennstoff-Charakteristika /2/

Charakteristik	Spezifikation 1	ALKEM-Fabrikation	GfK-Fabrikation	C E N - S CK / BN Fabrikation
U-235-Gehalt ( $U_5/U_{tot}$ )	70 w/o	70,01	69,18	70,13
Pu <sub>fiss</sub> -Gehalt ( $Pu_f/Pu_{tot} + U_{tot}$ )	27,3 ± 1 w/o	27,2	27,5	26,86
O/M-Verhältnis	1,98 ± 0,02	1,976 Durchschnitt	1,99	1,97 ± 0,015
Verunreinigungen:				
C	≤ 100 ppm	34,8	98	64
Cl	≤ 25 ppm	2,8	20	14
F	≤ 25 ppm	1	6	7
N	≤ 50 ppm	10,2	7	16
H <sub>2</sub> O	≤ 50 ppm	29	≤ 50	2,5 - 10
Gas	≤ 0,1 cm <sup>3</sup> /g	0,017 - 0,064	-	0,092 - 0,174
Durchmesser	5,12 ± 0,04 mm	5,09 - 5,16	5,143 - 5,158	5,133 - 5,173
Brennstofftablettengewicht:				
Zentralteil	1,92 ± 0,067g/cm	1,86 - 1,97	1,97 - 1,985	1,88 - 1,96
äußerer Teil	1,92 ± 0,067 "	1,86 - 1,97	1,97 - 1,985	1,85 - 1,97

112-34

/2/ nach D. Haas, unv\_eröfftl. Bericht

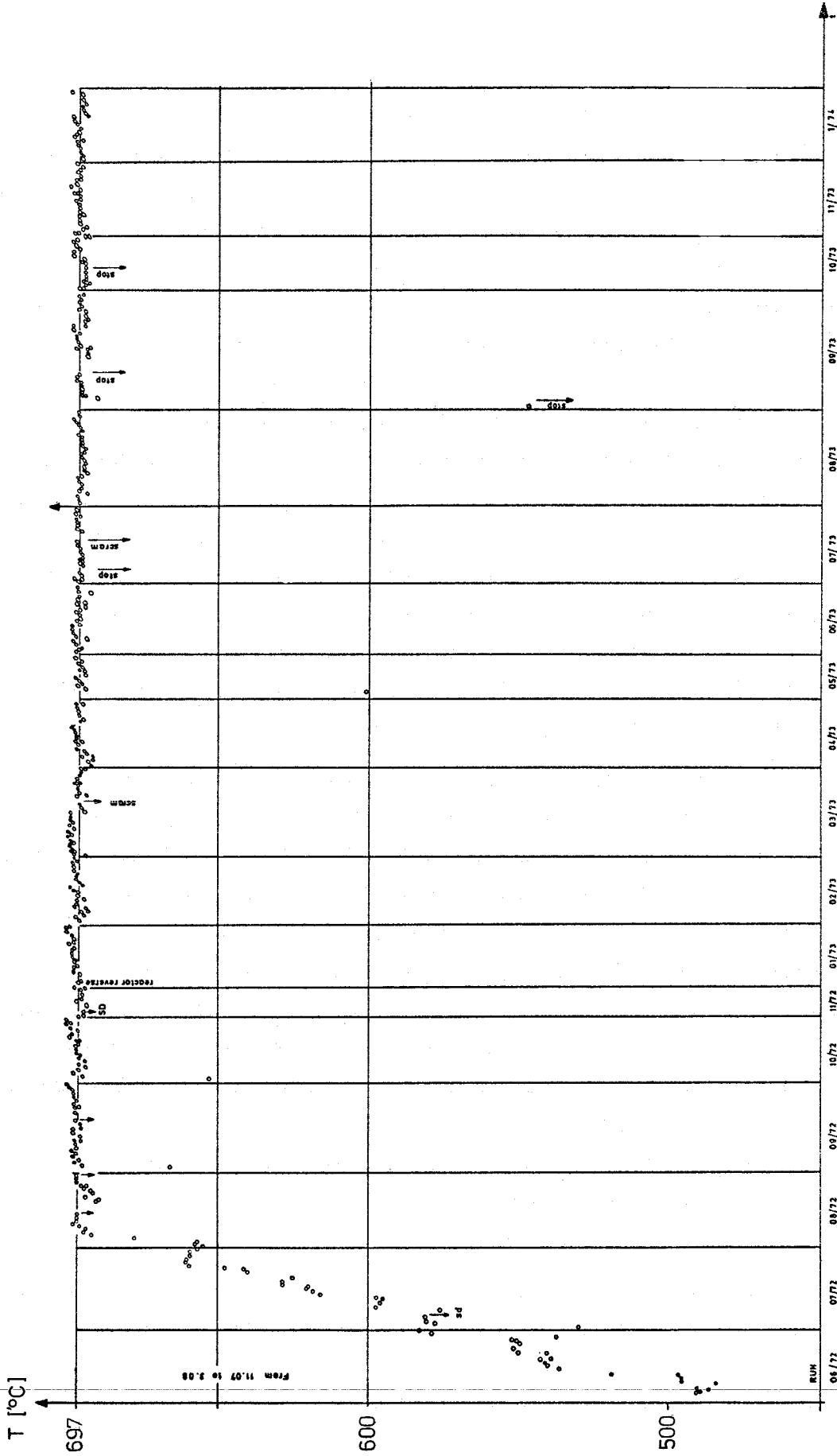


Abb. 19 Verlauf der maximalen Hüll-Mitten-Temperatur am heißen Brennstoffsäulenende /1/

## 2. Auswertung der Spaltcäsium-Gamma-Profile an den RAPSODIE-Brennstäben \*

(D. Geithoff, W. Ernst, IMF)

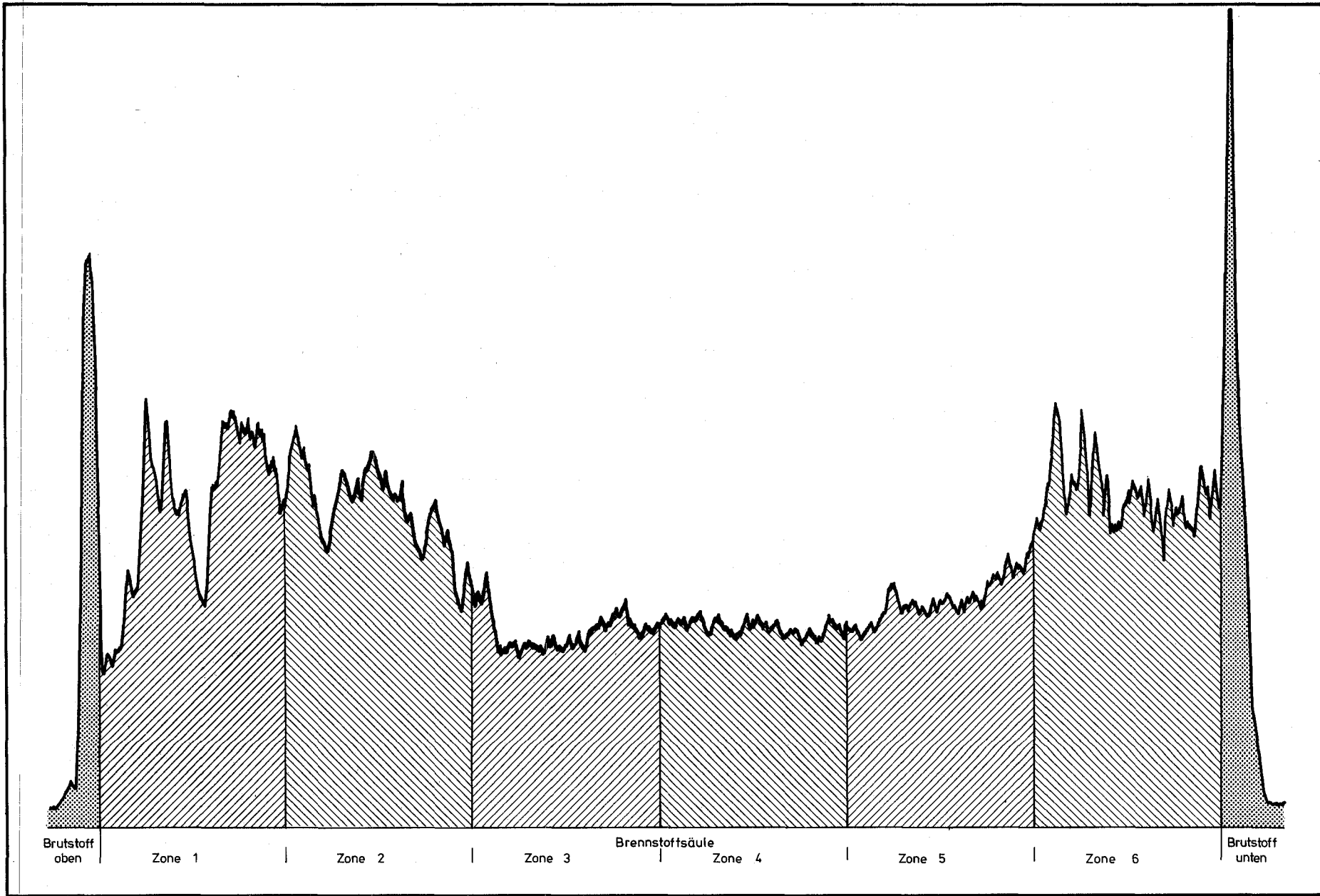
Die in den  $\gamma$ -Profilen von Brennstäben enthaltene Information ist häufig so verschlüsselt, daß eine schnelle Übersicht über eine größere Anzahl von Profilen kaum zu erreichen ist. Da in der Nachuntersuchung der Brennstäbe aus dem Experiment RAPSODIE-I eine Vielzahl von Gamma-Profilen aufgenommen wurden, war eine leicht übersehbare Art der Auswertung dringlich. Für die besonders wichtigen Profile des Spaltnuklids Cs-137 wurde eine Methode gewählt, die einen quantitativen Vergleich der Stäbe gestattet. Wie in Abb. 20 dargestellt, wurde die Brennstoffsäulenlänge in sechs Bereiche eingeteilt. Zwei weitere Bereiche umfaßten die über die Brennstoffsäule oben und unten heraustretenden Aktivitätsflächen. Nach dem Ausplanimetrieren wurden die gemessenen Flächen als Blockdiagramm aufgetragen (siehe Abb. 21). Da das ursprüngliche Ende der Brennstoffsäule durch die Bestrahlung verändert und im Gamma-Profil nicht mehr genau lokalisierbar ist, wurden die Aktivitätsflächen der Außenbereiche (in der Abb. gepunktet) den Endbereichen der Brennstoffsäule aufgesetzt. In dieser Art der Darstellung ist die Spaltcäsium-Verteilung einer größeren Zahl von Stäben leicht miteinander zu vergleichen.

In Abb. 21 sind zwei Stabgruppen mit unterschiedlicher Brennstoffstöchiometrie einander gegenübergestellt. Die starke Cs-Wanderung zum oberen Ende der Brennstoffsäule und darüber hinaus ist für den unterstöchiometrischen Brennstoff ( $O/M = 1,961$ ) typisch. In Stab BM-06 zeigt sie sich besonders stark. Zum unteren Stabende hin ist die Cs-Wanderung auch noch deutlich, jedoch geringer. Auch die an Cs verarmten Zonen sind lokalisierbar. Sie liegen oberhalb der Brennstoffsäulenmitte. Stöchiometrischer Brennstoff zeigt die Neigung zur Cs-Wanderung weit weniger. Allerdings ist an den hier dargestellten vier Stäben mit dem Verhältnis  $O/M = 2,00$  die gewanderte Cs-Menge recht unterschiedlich groß. Daraus ist zu vermuten, daß noch andere Parameter bisher unbekannter Art die Wanderung beeinflussen. Ferner hat sich die Cs-Abreicherungszone gegenüber der vorher beschriebenen Stabgruppe zum unteren Stabende hin verschoben.

Derartige typische Verhaltensweisen werden zur Zeit noch an anderen Stabgruppen mit  $O/M$ -Verhältnissen zwischen 1,977 und 1,990 untersucht.

\*

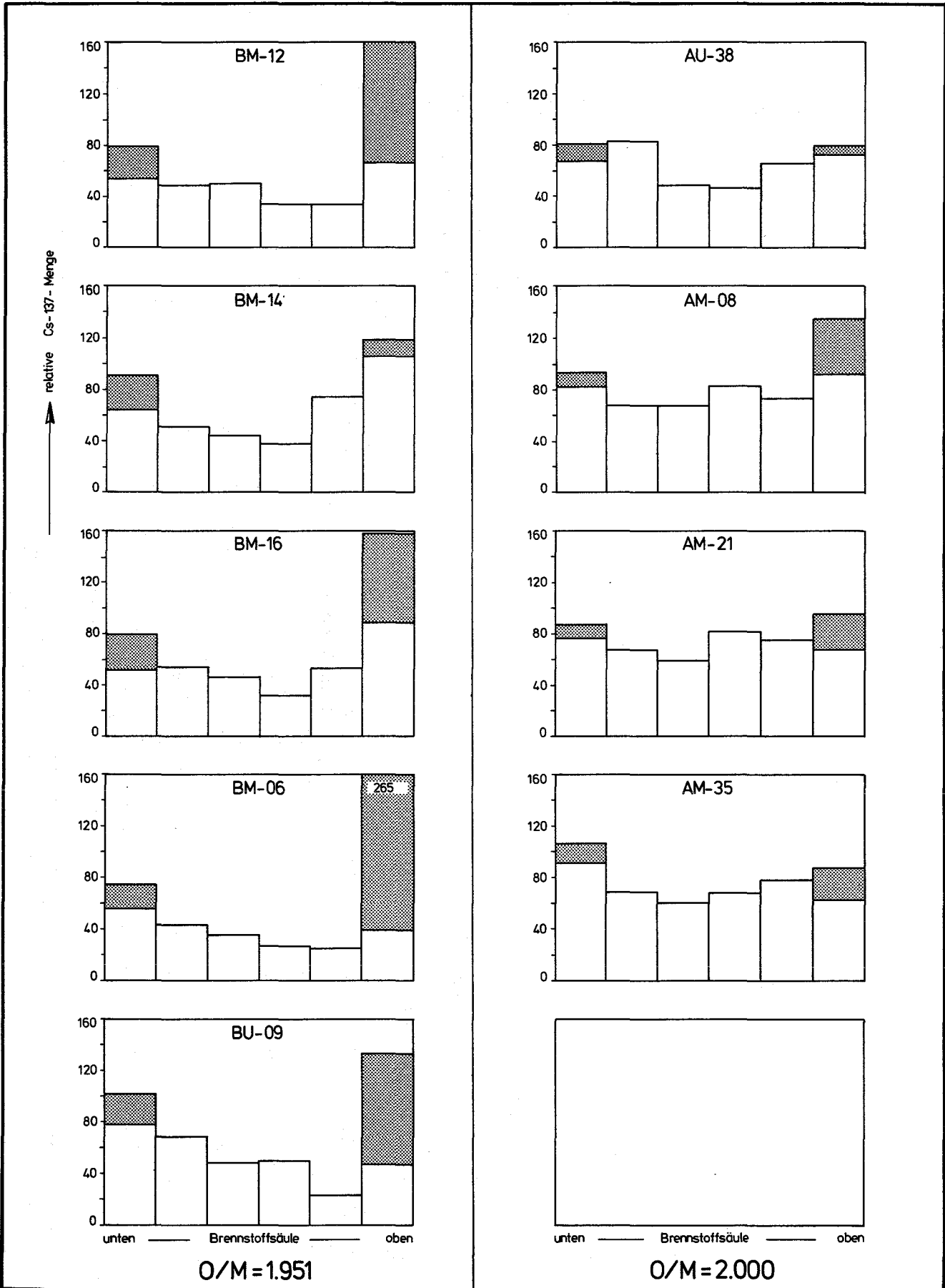




GfK Karlsruhe  
IMF/III

Experiment - RAPSODIE I.  
Quantitative Auswertung des Spalt-Cs-Profiles ( Stab AU-29 )

Abb. 20



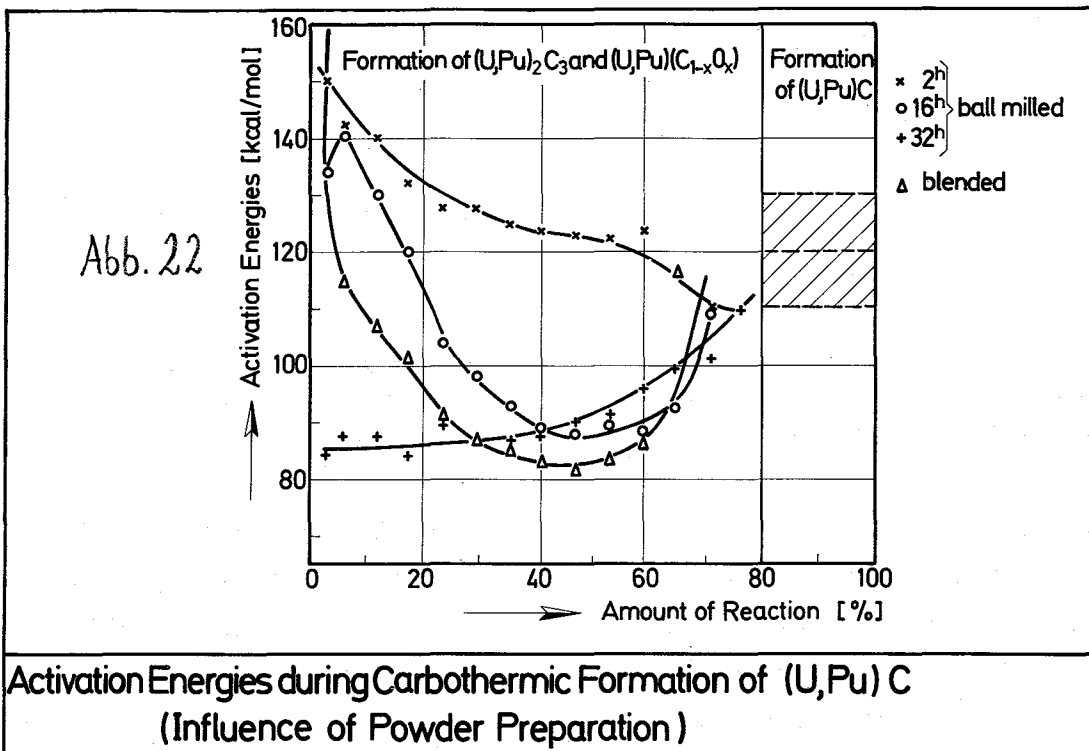
- 1124      Karbidische Brennstoffe<sup>G</sup>
- 1124.2    Laborexperimente zur Karbidbrennstabauslegung
- 1124.21   Charakterisierende Untersuchungen und Qualitätskontrolle  
an Mischkarbid

Einfluß der Pulvervorbereitung auf den Verlauf der karbothermischen  
Reduktion (D. Vollath, W. Laub, IMF)

Zwischen der Vorbereitung der Ausgangspulver und dem Verlauf der karbothermischen Reduktion besteht ein deutlicher Zusammenhang /1, 2, 3/. Dies ist nicht nur beim Verlauf der Reaktion zu beobachten, sondern auch bei der Aktivierungsenergie und bei den Phasen, die während der Reaktion als Zwischenprodukte gebildet werden. Abb. 22 zeigt den Verlauf der Aktivierungsenergie der karbothermischen Reduktion von  $UO_2$  und  $PuO_2$  in Abhängigkeit vom Reaktionsumsatz und der Pulvervorbehandlung. Die Aktivierungsenergie fällt bei den Proben, die zwei Stunden gemahlen wurden, von etwa 150 kcal/mol während der Reaktion auf etwa 110 kcal/mol ab. Wird das Ausgangspulver 36 Stunden gemahlen, so hat man bei Reaktionsbeginn eine Aktivierungsenergie von 85 kcal/mol, die dann während der Reaktion auf 110 kcal/mol ansteigt. In dem ebenfalls schon früher beschriebenen zweiten Teil der Reaktion ist die Aktivierungsenergie etwa 120 kcal/mol. Nach 16 Stunden Mahldauer zeigt sie einen Verlauf, den man als eine Überlagerung der beiden vorher gezeigten Verläufe deuten kann.

Völlig anders ist der Verlauf bei gemischten Proben. In Abb. 23 ist der Verlauf der Aktivierungsenergie von gemahlenem  $UO_2/PuO_2+C$  und gemischtem und gemahlenem  $UO_2+C$  gegenübergestellt: im System  $UO_2+C$  hat die Probenvorbehandlung keinen Einfluß auf den Verlauf. Der für  $UO_2+C$  gefundene Verlauf ist sehr ähnlich dem, der für gemischtes  $UO_2/PuO_2+C$  gefunden wurde. Offenbar überwiegt hier der Einfluß des  $UO_2$  beim Verlauf der

- /1/      KFK 1273/2, S. 112-84 (1973)
- /2/      KFK 1273/3, S. 112-39 (1973)
- /3/      KFK 1274/2, S. 112-30 (1974)



Activation Energies during Carbothermic Formation of (U,Pu) C  
(Influence of Powder Preparation)

System	Phases		
UO <sub>2</sub> -C	UO <sub>2</sub> ,C	U(O <sub>x</sub> C <sub>1-x</sub> ), (C), (UC <sub>2</sub> )	
			UC
PuO <sub>2</sub> -C	PuO <sub>2</sub> ,C	Pu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ,C	
			Pu <sub>2</sub> C <sub>3</sub> , Pu(O <sub>x</sub> C <sub>1+x</sub> )
			PuC
UO <sub>2</sub> - PuO <sub>2</sub> - ball milled	UO <sub>2</sub> ,PuO <sub>2</sub> ,C	(U,Pu)O <sub>2</sub> ,C	
			(U,Pu) <sub>2</sub> C <sub>3</sub> , (U,Pu)(O <sub>x</sub> C <sub>1-x</sub> )
			(U,Pu)C
UO <sub>2</sub> ,PuO <sub>2</sub> - C	UO <sub>2</sub> ,PuO <sub>2</sub> ,C	UO <sub>2</sub> ,Pu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , UC,C	
		Pu <sub>2</sub> C <sub>3</sub> , U(O <sub>x</sub> C <sub>1-x</sub> ), Pu(O <sub>x</sub> C <sub>1-x</sub> )	
blended			UC, PuC, (U,Pu)C

Tab. 4

Um diese Erscheinungen zu deuten, wurde eine Reihe von Röntgenbeugungsversuchen durchgeführt. Das Ergebnis dieser Versuche ist in Tabelle 4 zusammengestellt: im Gemisch  $\text{UO}_2 + \text{C}$  liegt nach der ersten Reaktionsstufe ein Oxydkarbid vor, aus dem in der zweiten Reaktionsstufe das Monokarbid gebildet wird. Im Falle des  $\text{PuO}_2$  wird zuerst  $\text{Pu}_2\text{O}_3$  gebildet. In der ersten Karburierungsstufe werden Oxydkarbid und Sesquikarbid gebildet, aus denen dann in der zweiten Stufe das Monokarbid entsteht. Beim  $\text{UO}_2/\text{PuO}_2 + \text{C}$ -Gemisch haben wir im Falle des gemischten Pulvers eine Überlagerung der beiden vorher angegebenen Reaktionswege. Im Falle des gemahlten Ausgangspulvers jedoch wird zuerst der  $(\text{U}, \text{Pu})\text{O}_2$ -Mischkristall gebildet. Der Rest der Reaktion verläuft ähnlich wie beim  $\text{PuO}_2$ . Wie man sieht, können die Unterschiede im Verlauf der Aktivierungsenergie während der karbothermischen Reduktion mit unterschiedlichen Zwischenprodukten während der Reaktion erklärt werden.

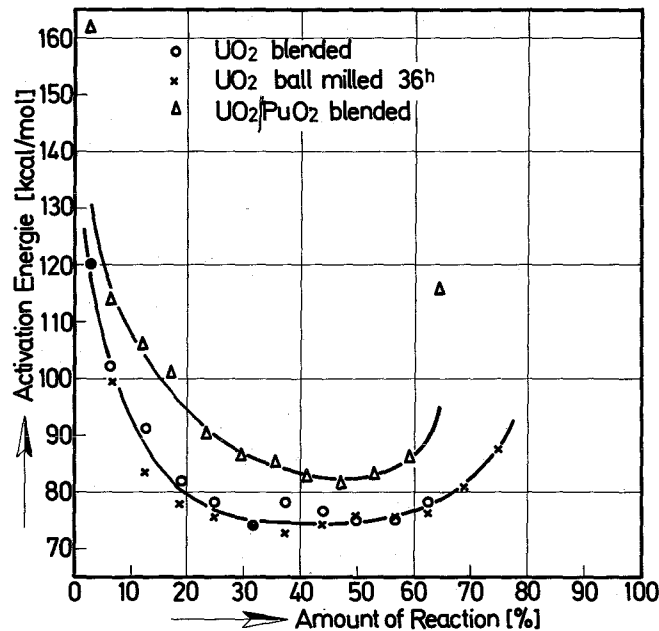


Abb. 23

Activation Energies during Carbothermic  
Formation of Fuel Carbides

1124.22 Versuche zur Verträglichkeit karbidischer Brennstoff/Hülle

(O. Götzmann, P. Hofmann, IMF)

Von früheren Brennstoff/Hüllmaterial-Verträglichkeitsproben des Nöpfchentyps, die zur Untersuchung des allgemeinen Reaktionsverhaltens zwischen UC und verschiedenen Hüllmaterialtypen dienten, wurden, nachdem die Mikrohärtewerte über den Probenquerschnitten gemessen waren, die Kohlenstoffgehalte in verschiedenen Eindringtiefen ermittelt. Dazu wurden von der Grenzfläche Brennstoff/Hüllmaterial jeweils 100 µm starke Schichten durch Drehen abgetragen und die Späne analysiert.<sup>+)</sup> Bei den Hüllmaterialien handelt es sich um die Stahltypen: 1.4981, 1.4970, 1.4988, 1.4401 (AISI 316), 1.4301 (=AISI 304) und 1.4541 (=AISI 321) sowie die Vanadinlegierung VTi3Si1. Die Temperaturen der Verträglichkeitsglühungen lagen bei den Stählen zwischen 600 und 900°C und bei der Vanadinlegierung zwischen 700 und 1000°C. Die Glühzeiten erstreckten sich bis maximal 5000h.

Allgemein hat sich gezeigt, daß stärkere Aufkohlungen mit Kohlenstoffgehalten von über 0,3 Gew. % beschränkt bleiben auf die ersten 100 µm Eindringtiefe. Bis 200 µm Tiefe werden vielfach noch Kohlenstoffgehalte um 0,2 Gew. % gemessen. Nur in Einzelfällen kann man auch Kohlenstoffkonzentrationen von etwa 0,2 Gew. % in tieferen Hüllmaterialzonen finden.

Eine in die Augen fallende Abhängigkeit der Aufkohlung von der Auslagerungszeit, der Temperatur oder sogar vom Hüllmaterialtyp kann nicht festgestellt werden. Eine Ausnahme machen die Proben der beiden nichtstabilisierten Stähle vom Typ 1.4301 und 1.4401. Nach langen Glühzeiten (5000h) bei 900°C werden nur noch sehr geringe Kohlenstoffwerte in der Hülle gefunden. Die Konzentrationen liegen zum Teil weit unter der des Ausgangsmaterials. Nach kürzeren Glühzeiten (500 und 1000h) wird dies nicht beobachtet. Die Kohlenstoffkonzentrationswerte aller anderen Verträglichkeitsproben liegen in einem gemeinsamen Streuband. In einigen Fällen werden nach langen Glühzeiten geringere Kohlenstoffwerte gefunden als nach kurzen Glühzeiten.

---

<sup>+) Die Kohlenstoffanalyse wurde von der Gruppe Fr.Dr.Schneider durchgeführt. Das UC hatte einen Äquivalent-Kohlenstoffgehalt von 4.95 Gewicht-%.</sup>

Ebenfalls kann man bei einigen Proben im hohen Temperaturbereich (800 und 900°C) geringere Aufkohlung finden als im tieferen Temperaturbereich (600 und 700°C). Die Kohlenstoffgradienten sind im tieferen Temperaturbereich fast immer steiler als im hohen Temperaturbereich.

Etwas differenzierter wird das Bild durch die Härtemessungen. Am ausgeprägtesten ist die Aufhärtung des Hüllmaterials durch die Kohlenstoffaufnahme nach den Glühungen bei 600°C. Hier werden im Bereich bis zu etwa 200 µm oft sehr hohe Härtewerte gemessen. In den Verträglichkeitsproben, die bei 800 und 900°C gegläht wurden, kann nur in wenigen Fällen eine Aufhärtung des Hüllmaterials beobachtet werden. Im allgemeinen beträgt die Vickershärte bei Eindringtiefen von über 200 µm um oder unter 250 kp/mm<sup>2</sup> bei einer Belastung mit 100 p. Bei 800 und 900°C fällt das Härteniveau größtenteils auf Werte um 200 kp/mm<sup>2</sup>. Dies trifft auch bei der Vanadinlegierung zu.

Eine stärkere Aufhärtung erfuhren einige Proben vom Stahltyp 1.4988. Nach der Glühung bei 600°C über 5000h wurden selbst in der Probenmitte Härtewerte über 300 kp/mm<sup>2</sup>, zum Teil sogar über 350 kp/mm<sup>2</sup>, gefunden. Nach kürzeren Glühzeiten (1000h oder 500h) sind diese Härtewerte nicht erreicht worden. Sie lagen hier wie auch bei den anderen Hüllmaterialtypen um 250 kp/mm<sup>2</sup>. Diese hohen Härtewerte nach der langen Glühzeit werden nicht durch einen höheren Kohlenstoffgehalt im Hüllmaterial hervorgerufen. Offensichtlich handelt es sich hier um Ausscheidungsvorgänge, die erst nach sehr langen Glühzeiten zur Wirkung kommen. Es kann sich dabei jedoch nicht um die M<sub>23</sub>C<sub>6</sub>-Bildung oder um die Sigmaphasenbildung handeln. Die M<sub>23</sub>C<sub>6</sub>-Bildung findet schon nach wesentlich kürzeren Zeiten statt. Die Sigmaphasenbildung wird durch die Aufkohlung nicht begünstigt. Sie erscheint eher in überstabilisierten Stählen. Auch ist sie nicht beschränkt auf eine Auslagerungstemperatur von 600°C. Bei den anderen Temperaturen ist beim 1.4988 auch nach langen Glühzeiten diese Aufhärtung nicht gefunden worden.

Nach Ergebnissen, die aus früheren Untersuchungen mit karbidischem Brennstoff erhalten wurden, führt eine Aufhärtung bis zu 250 kp/mm<sup>2</sup> aufgrund der Kohlenstoffaufnahme nicht zu einer totalen Versprödung. Bis zu dieser Höhe aufgehärtete Proben erreichten bei Raumtemperatur noch Bruchdehnungen im Bereich von 5-10 %. Bei den Auslagerungstemperaturen wurden noch höhere Bruchdehnungen erzielt.

1124.23      Untersuchung thermodynamischer und chemischer Eigenschaften  
Transport von Kohlenstoff und Sauerstoff in Urankarbid  
in Temperaturgradienten

(M. Bober, INR; H. Kleykamp, IMF; G. Schumacher, INR)

Sowohl bei der industriellen Fertigung als auch bei der labormäßigen Herstellung von karbidischem Brennstoff muß man mit einer Sauerstoffverunreinigung des Karbids im Bereich von einigen Zehntelprozent rechnen. Wie bereits aus modellmäßigen Vorstellungen und thermodynamischen Überlegungen hervorgeht, ist unter Einwirkung eines Temperaturgradienten ein Transport von Kohlenstoff und Sauerstoff im Brennstoff zu erwarten /1-3/. In den Hohlräumen des Brennstoffs bildet sich CO-Gas, welches in Richtung des Temperaturgradienten einen Partialdruckgradienten aufbaut. Durch den über Risse und offene Porosität stattfindenden Partialdruckausgleich wird ein Transport von Kohlenstoff und Sauerstoff aus heißeren zu kälteren Brennstoffzonen hin bewirkt. Dieser Transport kann solange andauern, bis aufgrund der zunehmenden Konzentrationsverschiebung von C und O eine Brennstoffzusammensetzung erreicht ist, bei der der Partialdruckgradient verschwindet.

Bisher lagen keine Experimente vor, die Aufschluß über die Transportkinetik und den Einfluß der verschiedenen Brennstoffparameter auf den Transportmechanismus geben können. Deshalb wurde mit einer Reihe von Laborexperimenten im Temperaturgradienten begonnen, mit denen der Einfluß der einzelnen Parameter wie Stöchiometrieabweichung, Sauerstoffkonzentration, Brennstoffdichte und Hüllmaterial auf das Brennstabverhalten untersucht werden soll. In diesem Bericht werden erste Ergebnisse dieser Untersuchungen mitgeteilt, die an einphasigen, verschieden dichten U(C,O)-Proben mit geringem Sauerstoffgehalt nach unterschiedlichen Glühzeiten im Temperaturgradienten gewonnen wurden.

Zur Probenherstellung wurde pulverförmiges UC mit verschiedenen C-, O- und N-Gehalten in Form zylindrischer Körper mit 6,15mm Durchmesser und etwa 7mm Höhe kalt verpreßt und im Hochvakuum bei verschiedenen Temperaturen und Zeiten gesintert. Während dieses Prozesses wird CO freigesetzt, so daß



sich die Zusammensetzung fortlaufend ändert. Deshalb wurden nach dieser Vorbehandlung jeweils an einer Vergleichsprobe die C-, O- und N-Konzentration chemisch bestimmt sowie die Dichte gemessen und die auftretenden Phasen röntgenographisch analysiert (s. Tabelle 5).

Tabelle 5 Versuche an einphasigem U(C,O)

Vers. Nr.	isotherme Sinterbedingungen	C[%]	O[%]	N[%]	Dichte [% TD]	Behandlung im Temperaturgrad. [h]
2	1900°C /24 h/ HV	4,78	0,13	0,03	85	20
3	1900°C /24 h/ HV	4,78	0,13	0,03	85	72
13	1600°C / 2 h/ HV	4,79	0,14	0,04	72	72
14	1600°C / 2 h/ HV	4,79	0,14	0,04	72	140

Nach dem Sintern hatten die Proben einen Durchmesser von 6,0mm und eine Länge von 7mm. Zur Glühung im Temperaturgradienten wurden sie in eine dichte Rheniumkapsel eingeschlossen, die an einem Ende induktiv erhitzt und am anderen gekühlt wurde. Während der gesamten Versuchsdauer von 20 bis 140 Stunden waren die Proben einem axialen Temperaturgradienten von 1400 K/cm ausgesetzt. Die Temperaturen wurden so eingestellt, daß an der heißen Stirnfläche der Proben 2000°C und an der kalten Stirnfläche 1000°C herrschten. Nach der Glühung wurden die Proben unter Argonschutzgas in sieben Scheiben senkrecht zur Zylinderachse, d.h. senkrecht zum Temperaturgradienten, geschnitten und chemisch auf ihren C-, O- und N-Gehalt quantitativ analysiert.

Die nach der Behandlung im Temperaturgradienten gewonnenen Konzentrationsprofile über der Probenlänge sind in Abb. 24 wiedergegeben. In allen Fällen wird ein Anstieg der Kohlenstoff- und Sauerstoffkonzentration am kalten Ende der Proben festgestellt. Die Entmischungseffekte sind in den niedrig dichten Proben (Nr. 13 und 14) wegen der zusammenhängenden Porosität ausgeprägter als in den höher dichten (Nr. 2 und 3). Ferner zeigt sich bei den niedrig dichten Proben eine deutliche Abhängigkeit des Sauerstofftransports von der Glühzeit im Temperaturgradienten. Bei den höher dichten, karbidbrenn-

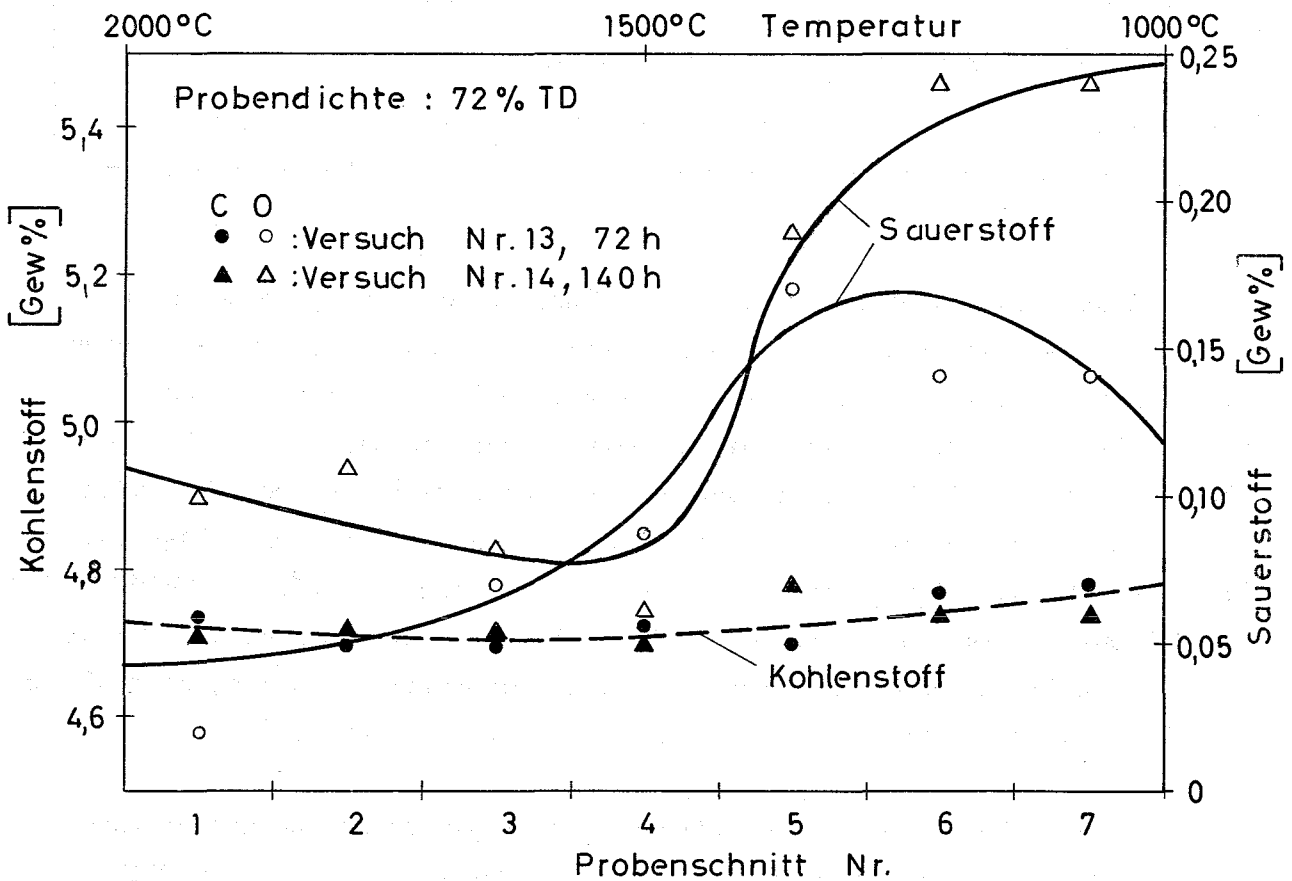
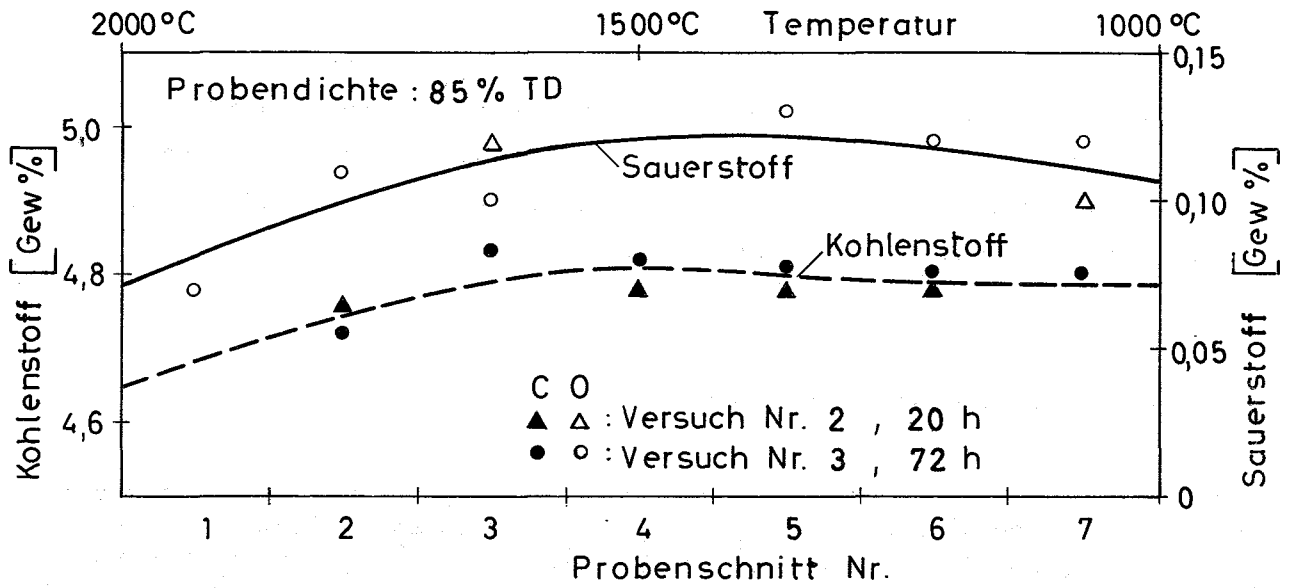


Abb. 24 Kohlenstoff- und Sauerstoffkonzentrationsprofile in einphasigen U(C,O)-Proben unterschiedlicher Dichte nach Behandlung im Temperaturgradienten für verschiedene Zeiten.

stoffrelevanten Proben (Nr.2 und 3) mit dem geringen Sauerstoffgehalt von 0,13 % erscheinen die beobachteten Entmischungseffekte niedrig. Jedoch ist auch hier bei längeren Zeiten sowie bei höheren Sauerstoffkonzentrationen mit größeren Effekten zu rechnen.

Die Ergebnisse der bisherigen Experimente zeigen bereits, daß in einem Karbidbrennstab mit einer Erhöhung des Sauerstoff- und des Kohlenstoffpotentials an der Brennstoffoberfläche zu rechnen ist.

---

/1/ H.Holleck, H.Kleykamp, F.Thümmeler: Reaktortagung Bonn 1971, Tagungsbericht S. 582.

/2/ M.G.Adamson: Report AERE-R 6897 (1972).

/3/ M.Bober, G.Schumacher: Adv.Nucl.Sci.and Technol. Vol.7, 1973, S.121.

- 1124.3 Bestrahlungsexperimente (Karbid)  
 1124.31 Parametertests im thermischen Fluß

1. Karbid-Bestrahlungsversuch Loop-Versuchsgruppe 5k im FR 2

(L. Steinbock, D. Freund, IMF)

In Fortsetzung zur Loop-Versuchsgruppe 5 im FR 2, in welcher das Lastwechselverhalten von Brennstäben mit oxidischem Brennstoff untersucht wurde, werden in einem neu konzipierten Experiment, Loop-Versuchsgruppe 5k, diese Versuche mit karbidischem Brennstoff fortgeführt. In einer Reihe von Versuchseinsätzen soll das Stabverhalten bei verschiedenen Brennstoffdichten, Stableistungen und Lastwechseln untersucht werden. Zum Einsatz kommt Mischkarbidbrennstoff mit einem Pu-Gehalt von 20 Gew.-% mit Brennstoffdichten von 84 und 93 %th.D. Zur Simulation verschiedener Abbrandstufen werden unterschiedliche Radialspalte (15 und 70  $\mu$ ) zwischen Brennstoff und Hülle realisiert. Das Hüllmaterial mit den Abmessungen  $8,0^{\phi} \times 0,45$  mm besteht aus den Werkstoffen 1.4988 und 1.4970. Gleichzeitig werden Stäbe mit zwei He-Füllgasvordrücken (1 und 4 bar) bestrahlt, um den Wärmeübergang im Spalt zu untersuchen. Hierzu werden die Prüflinge neben der normalen Thermoelementinstrumentierung mit Thermoelementen zur Messung der Brennstoffzentraltemperatur ausgestattet. Die Bestrahlung der ersten Prüflinge hat im Frühjahr begonnen.

2. Bestrahlungsbedingtes Kriechen und porositätsabhängige Hülldehnung bei Karbid- und Nitridbrennstoffen<sup>+)</sup>

(W. Dienst, IMF)

Bei Bestrahlungsversuchen an Karbidbrennstäben, in denen es zum Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle kam, wurden regelmässig beträchtliche Durchmesserergrößerungen durch plastische Dehnung der Hülle beobachtet. Die Karbidbrennstäbe verhielten sich damit, bezüglich der Hülldehnung durch mechanische Wechselwirkung mit dem Brennstoff, schlechter als Oxidbrennstäbe. Der Grund wurde in einem viel geringeren bestrahlungsbedingten Kriechen des Karbidbrennstoffes vermutet //.

<sup>+)</sup>  Erster Bericht

Inzwischen wurden einige in-pile-Kriechversuche an UN, UC und (U,Pu)C durchgeführt, deren Ergebnisse in Abb. 25 mit der schon ziemlich gut bekannten Kriechgeschwindigkeit von Oxidbrennstoffen unter Bestrahlung verglichen werden. Die schon früher begonnenen Versuche an UN wurden mit einem Druckkriechversuch fortgesetzt, der in Zusammenarbeit mit P. Zeisser im HFR-Petten durchgeführt wurde. Im FR 2 - Karlsruhe erfolgten erste Druckkriechversuche an (U,Pu)C. Der in Abb. 25 eingezeichnete Messpunkt gibt die stationäre Kriechgeschwindigkeit einer 84% TD-Probe aus einem 600 h-Versuch. Das schraffierte Feld um den Messpunkt erfasst die weniger sicheren Messergebnisse von Proben beider Sinterdichten aus einem anderen 400 h-Versuch. Über Kriechversuche an UC im DIDO-Reaktor (Harwell) wurde kürzlich von Clough berichtet /2/.

Abb. 25 zeigt, dass die bestrahlungsbedingte Kriechgeschwindigkeit für UN und UC im technisch interessanten Temperaturbereich ( $\approx 900$  K) um einen Faktor 7-20 niedriger lag als für  $UO_2$  unter vergleichbaren Bedingungen. Sie bleibt damit ziemlich in dem für UN schon früher angegebenen Intervall (Faktor 10-20)/3/. Die bestrahlungsbedingte Kriechgeschwindigkeit von (U,Pu)C liegt nach den ersten Messergebnissen etwa im gleichen Verhältnis niedriger (hier um einen Faktor 8-15) als diejenige von  $(U,Pu)O_2$  unter vergleichbaren Bestrahlungsbedingungen. Die Abhängigkeit der Kriechgeschwindigkeit von der Porosität der Carbid- und Nitridbrennstoffe bleibt wegen der geringen Zahl von Messergebnissen vorläufig unklar.

Dagegen zeigte das Ausmass der mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle in kleinen UN-Brennstäben eine deutliche systematische Abhängigkeit von der Brennstoffporosität, wie bereits früher erwähnt wurde /3/. In Abb. 26 ist die nach Bestrahlung im FR 2 - Karlsruhe gemessene Durchmessergrösserung von kurzen UN-Brennstäben bei verschiedener Auslegung und nach je etwa 3% U-Abbrand aufgetragen. Die mittlere Spaltungsrate betrug etwa  $4 \cdot 10^{13}$  f/cm<sup>3</sup>.s, die Hülltemperatur  $600 \pm 50^\circ\text{C}$  und die maximale Brennstofftemperatur  $900^\circ\text{C}$ . Der diametrale Spalt zwischen Brennstoff und Hülle war maximal 40  $\mu\text{m}$  breit. Abb. 26 zeigt, dass eine Hülle üblicher Auslegung (0,4 mm 1.4988) bei einer Brennstoffdichte oberhalb 90% TD eine Durchmessergrösserung erlitt, die etwa der zu erwartenden freien Schwellung des Brennstoffes entsprach. Zwischen 90 und 80% TD nahm die Hülldehnung mit sinkender Brennstoffdichte schnell ab, so dass sie unterhalb 80% TD nur noch sehr geringe Werte

ergab. Der Abfall der Hüldehnung liess sich durch Verminderung der Hüllfestigkeit bzw. Vergrösserung der Hülldicke zu beträchtlich niedrigeren und höheren Brennstoffdichten verschieben. Nach diesem Ergebnis lässt sich erwarten, daß die Hüldehnung im allgemeinen eine starke Abhängigkeit von der Brennstoffporosität zeigt, und daß diese Abhängigkeit in einem gewissen Zusammenhang mit der Festigkeit des Brennstoffes steht.

- 
- /1/ W. Dienst, KFK 1111 (1969), Beitrag IX
  - /2/ D.J. Clough, J. Nucl. Mat. 56 (1975) 279
  - /3/ D. Brucklacher, W. Dienst, J. Nucl. Mat. 42 (1972) 285

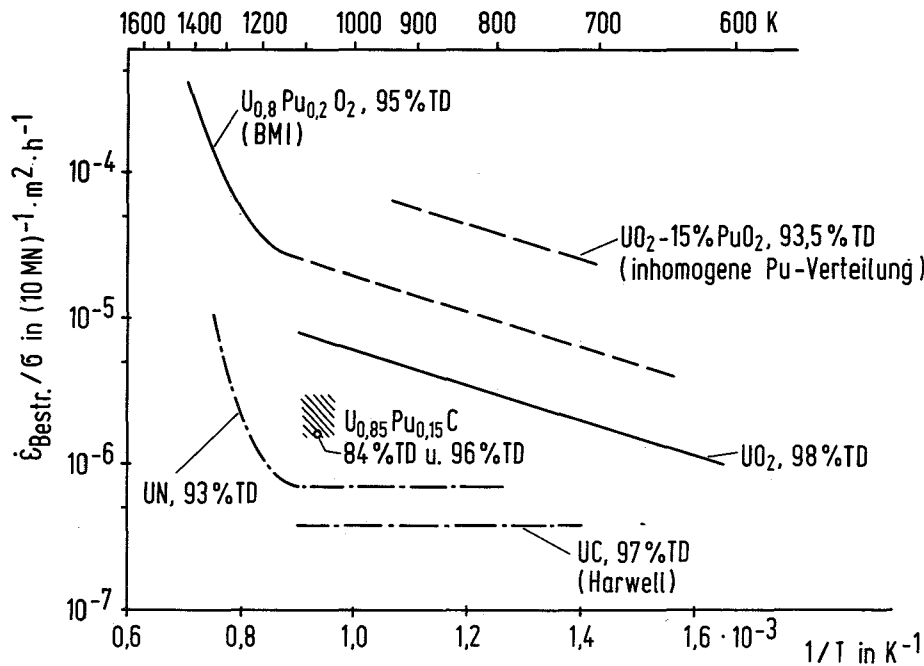


Abb.25: Kriechgeschwindigkeit von keramischen Kernbrennstoffen bei einer Spaltungsrate von  $1 \cdot 10^{14} \text{ f/cm}^3 \cdot \text{s}$  unter einer Druckspannung von  $10 \text{ MN/m}^2$

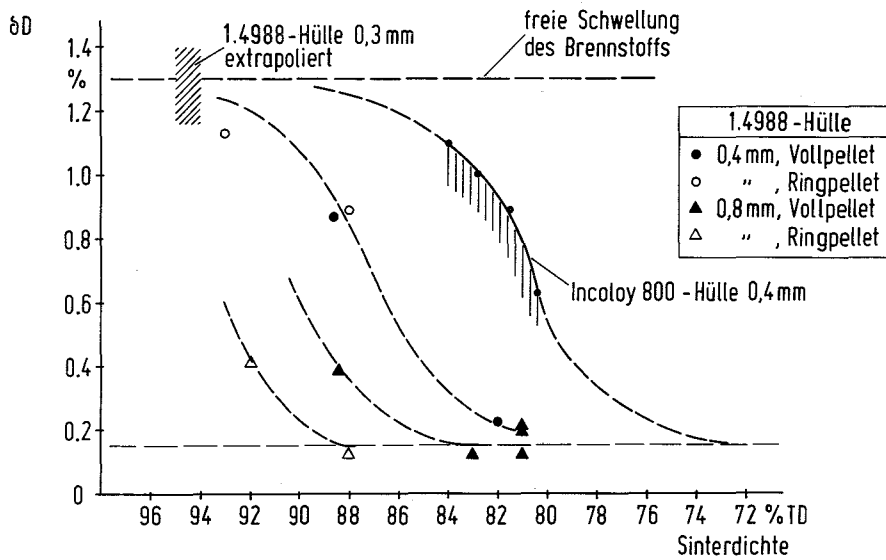


Abb. 26: Durchmesseränderung von UN-Brennstäben mit verschiedenen starker Hülle in Abhängigkeit von der Sinterdichte, nach 3% Abbrand





113 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG1131 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1131.1 Hüllmaterial1131.11 Mechanische und physikalische Eigenschaften technischer Legierungen1. Mechanische Eigenschaften<sup>G</sup>

(M. Schirra, IMF)

Im Bestrahlungsexperiment FR 2-He-Loop-VG 5 werden Probleme der mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle sowie das Brennstabverhalten bei instationären Betriebsbedingungen untersucht. Für die Auslegung der Experimente ist die Kenntnis des Kriechverhaltens von Zircaloy 2 im Temperaturbereich von 550-650°C erforderlich. Da in der Literatur keine entsprechenden Daten vorliegen, wurden in den Vakuum-Zeitstandanlagen des IMF die notwendigen Versuche gefahren. In diesem Teilprogramm, über das schon früher berichtet wurde<sup>G</sup>, kamen  $\varnothing 8 \times 50$  mm ( $d_0 \times l_0$ ) Zeitstandproben im rekristallisierten Zustand zum Einsatz.

In einem zweiten, umfangreicheren Teil wurden 55% kaltverformte Proben der Abmessung  $\varnothing 5 \times 25$  mm im Temperaturbereich von 350<sup>o</sup>-650<sup>o</sup>C untersucht. Die Verwendung kaltverformter Proben hatte drei Gründe: Erstens sollten die Versuche bei 350-400<sup>o</sup>C einen Vergleich zu Literaturwerten ermöglichen. Zweitens kann das Kriechverhalten bei 500-600<sup>o</sup>C unter gleichzeitig ablaufender Erholung bzw. Rekristallisation beobachtet werden. Drittens sollten die bei 550<sup>o</sup>-650<sup>o</sup>C durchgeführten Versuche mit den Versuchen an rekristallisiertem Material verglichen werden.

Aus der Abb. 1a, in der die Standzeiten gegen die jeweilige Spannung aufgetragen sind, ersieht man, daß zwischen kaltverformt ( $\varnothing 5 \times 25$  mm) und rekristallisiert ( $\varnothing 8 \times 50$  mm) eingesetzten Proben in bezug auf die Zeitstandfestigkeit kein Unterschied besteht. Ein schraffiertes Feld zeigt, daß die

<sup>G</sup> Letzter Beitrag KFK-1272/3, S. 113-3

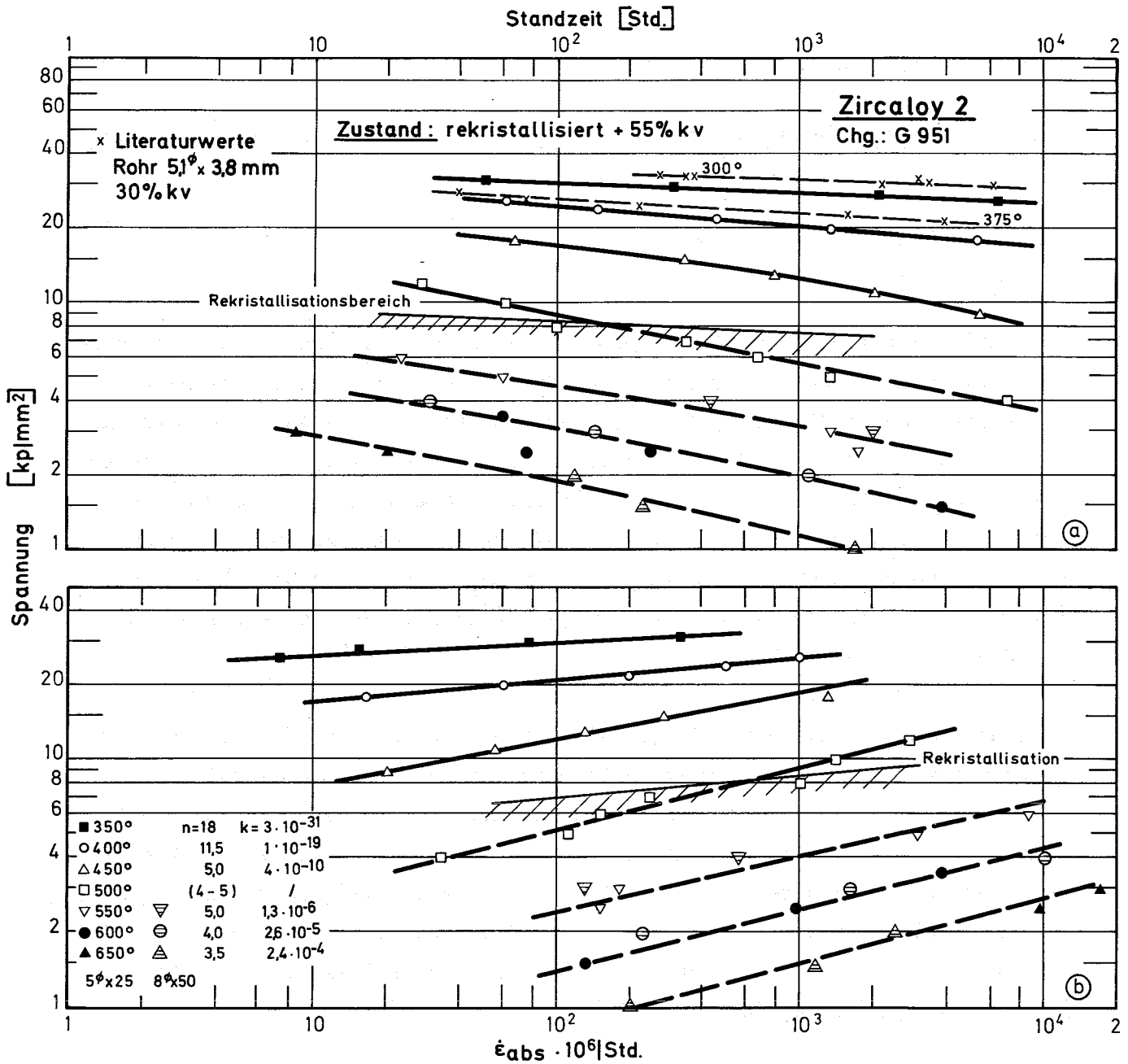


Abb. 1a: Zeitstandfestigkeitskurven von Zircaloy 2  
 " 1b: Sekundäre Kriechgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Spannung

kaltverformten Proben bei 500°C und Standzeiten  $>10^2$  Std. rekristallisieren. Mit steigender Prüftemperatur tritt die Rekristallisation zu kürzeren Zeiten auf. Der Rekristallisationsverlauf wurde durch metallographische Untersuchungen in Verbindung mit Härtemessungen bestimmt. Die Ergebnisse der 350° und 400°C-Versuche korrespondieren gut mit Literaturwerten von 30% kaltverformten Rohrproben, die bei 300° und 375°C getestet wurden.

In der Abb. 1b sind die Werte für die sekundäre Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  in Abhängigkeit von der Spannung aufgetragen mit Angabe der daraus resultierenden Werte für  $n$  und  $k$  nach Norton. Bei einer Prüftemperatur von 500°C ergibt sich in dem untersuchten Spannungsbereich keine eindeutige Spannungsabhängigkeit für  $\dot{\epsilon}$ , weil bei Spannungen  $> 8 \text{ kp/mm}^2$  noch keine Rekristallisation auftritt. Dagegen zeigen die bei niedrigeren Spannungen untersuchten Proben vollständige Rekristallisation.

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

(E. Schnitzer, IMF)

Es wurde eine Methode entwickelt, die eine Dichtebestimmung an Stahlproben von 30 mg Masse mit einer Genauigkeit von 0,1% ermöglicht, und aus dem bestehenden Angebot von elektronischen Mikrowaagen ein geeignetes Fabrikat ausgewählt.

Die Dichte von Stahlpröbchen, wie sie für die elektronenmikroskopischen Untersuchungen verwendet werden ( $\varnothing$  3 mm, Dicke  $\sim$  100  $\mu$ m), kann auf Grund der geringen Masse von 2-4 mg nicht mit der erforderlichen Genauigkeit gemessen werden. Versuche an einer registrierenden Mikrowaage mit Hüllrohrabschnitten von 30 mg zeigten, daß allein der Einfluß von Meniskus- und Benetzungsänderungen beim Durchstoßen der Flüssigkeitsoberfläche zwischen Luft- und Unterwasserwägungen eine Nullpunktverschiebung von 30 mg bewirkt ( $\hat{=} \pm 1\%$  Fehler). Weitere Fehlerquellen sind in der zeitlich fortschreitenden Benetzung des Aufhängedrahtes, Schwankungen der Flüssigkeitsoberfläche beim Wägevorgang selbst (Auflegen von Eichgewichten) und nicht zuletzt bei der Aufstellung der Waage zu suchen (Gebäudeschwankungen).

Eine Probenauflegung unter Wasser ermöglicht es nun, eine Nullpunktbestimmung von der Auftriebsmessung durchzuführen, ohne daß die Flüssigkeitsoberfläche bewegt wird. Bei geeigneter Zusammensetzung der Auftriebsflüssigkeit und einer starren Aufhängung am Quarzfaden ist so eine Meßgenauigkeit von 0,1% zu erreichen. Dieser Fehler kann bei der Messung an aktiven Proben nur dann eingehalten werden, wenn ein schwingungsfreier, ruhiger Standort zur Verfügung steht. Der Einfluß von Temperaturänderungen auf die Dichte des Wassers und damit auf das Meßergebnis liegt mindestens eine Zehnerpotenz unter dem Wägefehler von 0,1%.

An einer NiCrAl-Legierung wurden Isolationsversuche durchgeführt. Es zeigt sich die Schwierigkeit der Trennung von Matrix und Ausscheidungen. Die elektrochemischen Eigenschaften sind durch die Ähnlichkeit der Zusammensetzung gegeben und lassen oft keine eindeutige Trennung der Bestandteile zu. Die anschließenden röntgenografischen Untersuchungen konnten noch nicht erfolgreich ausgewertet werden; das Auftreten einer gut bekannten Phase ist auszuschließen.

3. Schweißverhalten<sup>G</sup>

(D. Rodrian, W. Scheibe, IMF)

Im Auftrag von GfK hatte die Firma AEG eine sogenannte Natriumfülleinrichtung gebaut, d.h. eine komplette Anlage zum Füllen von Stäben mit Brennstoff einschließlich Na-Bonding, die auch eine Vorrichtung zum Verschweißen der Brennstäbe enthielt /1/. Das angewendete Schweißverfahren (rotierender Lichtbogen) führte jedoch zu unbefriedigenden Ergebnissen. Deshalb wurde bei GfK eine neue Schweißeinrichtung zum Einsatz im Plutonium-Labor konstruiert und gebaut.

Von der alten Anlage sind lediglich die Schweißstromquelle und die Programmsteuerung übernommen worden. Die neue Schweißanlage ist so ausgelegt, daß man Stäbe von 4-20 mm  $\emptyset$  und bis zu einer Länge von 2,50 m schweißen kann, wobei nicht wie bisher der Lichtbogen rotiert, sondern sich die Stäbe unter der feststehenden Elektrode drehen. Die Schweißgeschwindigkeit ist stufenlos von 1-30 U/min regelbar. Außerdem ist die Möglichkeit gegeben, die Schweißkammer vor dem Fluten mit Helium oder Argon zu evakuieren, um dadurch eine besonders reine Schutzgasatmosphäre zu erreichen. Ferner kann die Elektrode nach beiden Seiten um ca. 15° geschwenkt werden. Dies ist je nach Geometrie und Lage der Schweißstelle von Vorteil. Durch eine besondere Einblickvorrichtung ist gewährleistet, daß die Ausrichtung der Elektrode gut beobachtet werden kann. Eine kugelgelagerte Spitze mit einstellbarem Federdruck kann in axialer Richtung gegen den zu schweißenden Stopfen des Brennstabes gedrückt werden. Dies ist notwendig, wenn im Innern des Brennstabes durch Wärmewirkung ein Überdruck entsteht, der den Stopfen aus seinem Sitz herausdrücken könnte.

1131.3 Hüllrohr- und Brennstabprüfung<sup>\*</sup>1. Dokumentation für Bestrahlungsexperiment Mol-16

(O. Jacobi, R. Scherwinsky, IMF)

Für das Bestrahlungsexperiment Mol-16 wurde eine Dokumentation aller Meßergebnisse vor der Bestrahlung erstellt. Diese Dokumentation beinhaltet

/1/ N. Henzel, KFK 1271/2, S. 112-17

\*

BzFE-Nr. 538.0  
 Letzter Bericht in KFK 1274/4, S. 113-4

u.a. folgende Unterlagen: Konstruktion, Pin Identification Card, Röntgen- und Lecktestzertifikate, Wendelschriebe der Außendurchmesser, Länge der Stäbe und Volumen. Diese so zusammengefaßte Dokumentation soll als Grundlage für die Nachbestrahlungsuntersuchung und Auswertung des Experimentes dienen.

## 2. Wirbelstromprüfung von Hüllrohren

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

Die Wirbelstromprüfung von Hüllrohren hat durch die Verwendung von empfindlichen Spulen den Stand erreicht, daß sie nunmehr als integrale Eingangskontrolle durchgeführt wird. Es werden sowohl Rißfehler, metallurgische Einflüsse und Wanddickenänderungen gleichzeitig detektiert. Die Abb. 2 zeigt zwei metallographische Querschliffe von Hüllrohren gleicher Herstellungschargen einer SNR-300-ähnlichen Spezifikation, die von Herstellerwerk geprüft und für gut befunden wurden. Wie das untere Bild zeigt, liegt hier bereits eine Korrosionstiefe von 15 % vor. Diese Korrosion führte im ersten Prüfdurchgang zu einer extrem hohen Wirbelstromfehleranzeige, womit weitere zeitraubende Untersuchungen wie Ultraschallprüfung, Außendurchmesserkontrolle etc. entfallen konnten.

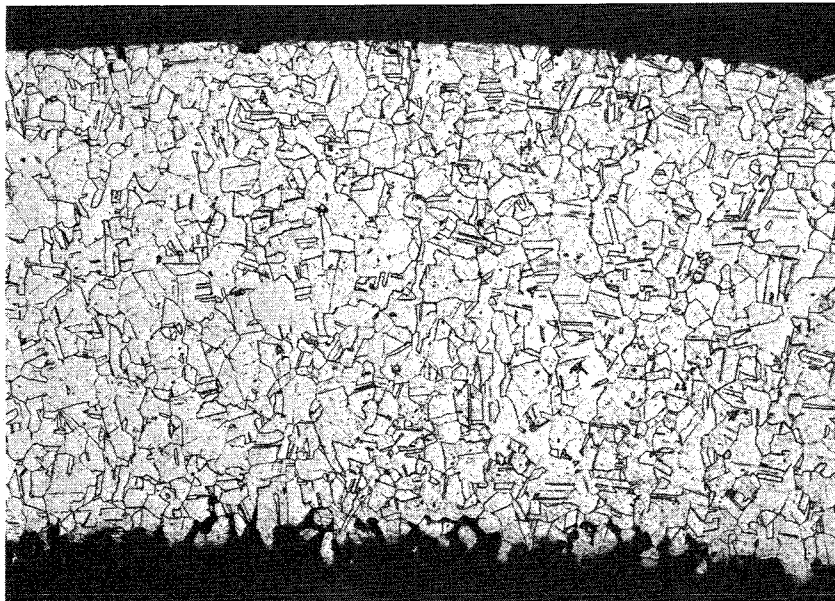
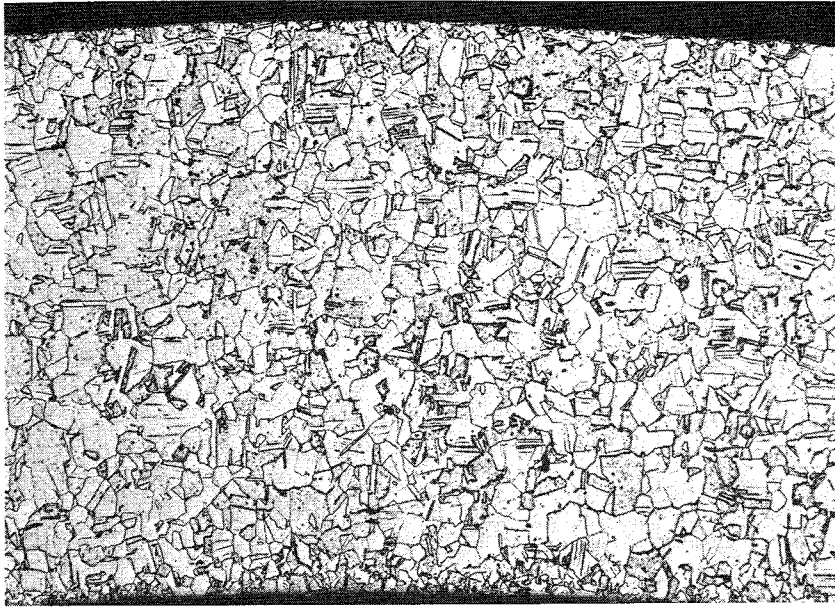


Abb. 2     $6\phi$  x 0,38  
Werkstoff-Nr. 1.4970, Charge 71087  
(200 x)

1131.4 Bestrahlungsversuche1. Mechanische Eigenschaften nach Bestrahlung<sup>F</sup>

(L. Schäfer, Ch. Wassilew, IMF)

Ferritische Stähle haben bei bisherigen Untersuchungen unter oder nach Neutronenbestrahlung im Vergleich mit den austenitischen Stählen bzw. den Ni-Basis-Legierungen geringere Neigung zur Hochtemperatur-Versprödung und Porenbildung gezeigt. Diese beiden Eigenschaften, welche das Resistenzverhalten eines Werkstoffes gegenüber Neutronenbestrahlung bei hohen bzw. mittleren Temperaturen prägen, sind aus der Sicht eines wirtschaftlichen und rationellen Einsatzes schneller Na-gekühlter Brutreaktoren von großer Bedeutung.

Anknüpfend an frühere im IMF durchgeführte Arbeiten /1/, welche in erster Linie das Ziel hatten, die Hochtemperatur-Versprödung in Abhängigkeit von der Gitterstruktur im Kurzzeitversuch zu untersuchen, wurden in dem zur Verfügung stehenden freien Bestrahlungsraum des Projektes Mol 1A/1, welches im Rahmen der deutsch-spanischen Zusammenarbeit konzipiert wurde, die beiden ferritischen Stähle 1.4914 und 1.4923 eingesetzt. Das Ziel dieser Untersuchungen ist es, den Einfluß der Hochtemperatur-Versprödung sowohl auf das mechanische Kurzzeit- als auch insbesondere auf das Langzeitverhalten an genau definierten Werkstoffzuständen /2/ der beiden Stähle nach Bestrahlung bei tiefen Temperaturen ( $t_B < 100^\circ \text{C}$ ) zu untersuchen. Die Bestrahlung der Rundproben mit einem Durchmesser von 3 mm und einer Meßlänge von 40 mm wurde im BR-2 (Mol/ Belgien) durchgeführt. Werkstoffzustand sowie Neutronendosis können aus den Diagrammen entnommen werden.

Das Verhalten des Stahles 1.4923 vor und nach Neutronenbestrahlung wird an Hand der bereits durchgeführten Kurzzeituntersuchungen, welche in den Abbildungen 3 bis 6 dargestellt sind, erläutert.

---

/1/ H. Böhm und H. Hauck  
J. of Nucl. Mat. 29, 1969, 184-190

/2/ Bericht über die Probenvorbereitung des Bestrahlungsprojektes Mol 1A/1, M. Schirra, B. Seith, H. Zimmermann (IMF-Intern)



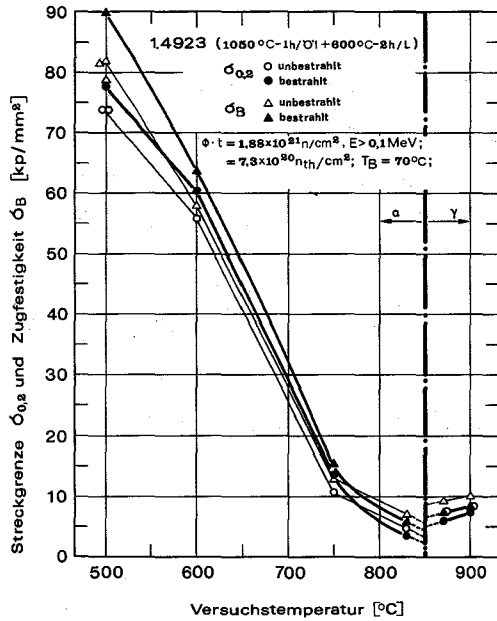


Abb. 3 : Streckgrenze und Zugfestigkeit von 1.4923 vor und nach Bestrahlung

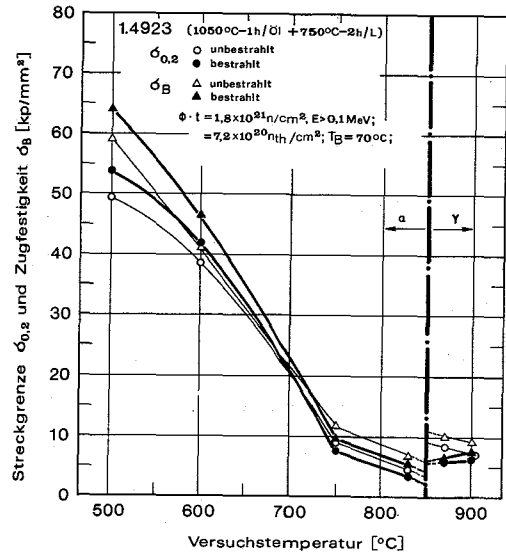


Abb. 4 : Streckgrenze und Zugfestigkeit von 1.4923 vor und nach Bestrahlung

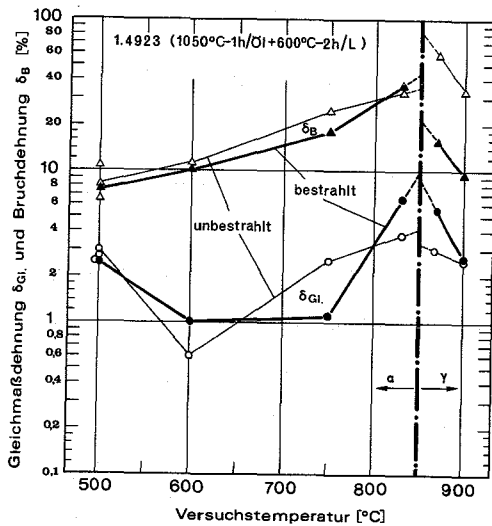


Abb. 5 : Gleichmaß- und Bruchdehnung von 1.4923 vor und nach Bestrahlung

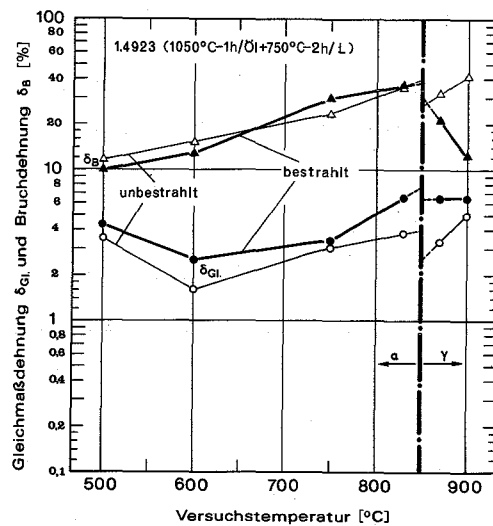


Abb. 6 : Gleichmaß- und Bruchdehnung von 1.4923 vor und nach Bestrahlung

Streckgrenze und Zugfestigkeit vor und nach Bestrahlung sind in Abb. 3 für den Zustand  $1050^{\circ}\text{C}-1\text{h}/\text{Öl} + 600^{\circ}\text{C}-2\text{h}/\text{L}$  bzw. Abb. 4 für den Zustand  $1050^{\circ}\text{C} - 1\text{h}/\text{Öl} + 750^{\circ}\text{C}-2\text{h}/\text{L}$  dieses Stahles in Abhängigkeit von der Prüftemperatur dargestellt. Bei  $500^{\circ}$  bzw.  $600^{\circ}\text{C}$  läßt sich eine geringfügige bestrahlungsinduzierte Streckgrenzen- und Zugfestigkeitserhöhung erkennen, welche aus den beiden Abbildungen ersichtlich ist. Diese schwache bestrahlungsinduzierte Verfestigung des Stahles ist - wie dies die Versuchsergebnisse auch deutlich zeigen - von der Anlaßwärmebehandlung scheinbar unabhängig, obwohl diese die Festigkeitseigenschaften über einen breiten Temperaturbereich entscheidend prägt.

Im Temperaturbereich zwischen  $500$  und  $750^{\circ}\text{C}$  weisen die gehärteten bzw. gehärteten + angelassenen ferritischen Stähle eine besonders starke Streckgrenzen- sowie Zugfestigkeitsabnahme auf, welche in gleicher Weise sowohl für das bestrahlte als auch für das unbestrahlte Material dieses Stahles zutrifft.

Oberhalb der  $\alpha$ - $\gamma$ -Umwandlung beobachtet man ungeachtet der höheren Prüftemperatur einen schwachen Anstieg der Festigkeitseigenschaften sowohl für das bestrahlte als auch für das unbestrahlte Material im Vergleich mit den entsprechenden Kenngrößen kurz unterhalb der Umwandlungstemperatur (Abb. 3. u. 4).

Die Bruch- und Gleichmaßdehnung vor und nach Bestrahlung ist in Abb. 5 für den Zustand  $1050^{\circ}\text{C}-1\text{h}/\text{Öl} + 600^{\circ}\text{C}-2\text{h}/\text{L}$  bzw. in Abb. 6 für den Zustand  $1050^{\circ}\text{C}-1\text{h}/\text{Öl} + 750^{\circ}\text{C}-2\text{h}/\text{L}$  in Abhängigkeit von der Prüftemperatur dargestellt. Wie aus den beiden Abbildungen zu entnehmen ist, tritt die Hochtemperaturverprödung, welche hierbei scheinbar ausschließlich auf die Einschnürdehnung einen negativen Einfluß ausübt, in der Tat erst oberhalb der  $\alpha$ - $\gamma$ -Umwandlung auf. Einen negativen Einfluß der Neutronenbestrahlung auf die Gleichmaßdehnung läßt sich weder unterhalb noch oberhalb der Umwandlungstemperatur erkennen. Die Versuchsergebnisse lassen eher einen positiven Bestrahlungseinfluß auf die Gleichmaßdehnung über den gesamten hier untersuchten Temperaturbereich zwischen  $500$  und  $900^{\circ}\text{C}$ , zumindestens für den bei  $750^{\circ}\text{C}-2\text{h}/\text{L}$  angelassenen Stahl erkennen (Abb. 6). Die Untersuchungen zeigen ferner, daß für Prüftemperaturen bis zu etwa  $700^{\circ}\text{C}$  hohe Kurzzeitfestigkeitseigenschaften nur zu Lasten der Gleichmaßdehnung erzielbar sind.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß ein negativer Bestrahlungseinfluß auf die mechanischen Kurzzeiteigenschaften des Stahles 1.4923 in den hier untersuchten Werkstoffzuständen unterhalb der  $\alpha$ - $\gamma$ -Umwandlung kaum erkennbar ist.

Aus dem Brennstab-Bestrahlungsexperiment DFR 304 wurden einige Hüllrohrabschnitte auf die im Zug- und Zeitstandversuch meßbaren mechanischen Eigenschaften untersucht. Als Hüllmaterial war der austenitische Stahl X8CrNiMo-Nb 1613 (Werkstoff Nr. 1.4988, Chg. 25 116) eingesetzt. Die Bestrahlung fand bei Temperaturen zwischen 240 und 620°C bis zu einer Dosis schneller Neutronen von  $3,8 \cdot 10^{22}$  [ $n_s/cm^2$ ] statt. Für die Zeitstandversuche waren die Hüllrohrabschnitte mit Endstopfen versehen und bei 600°C mit Innendruck belastet worden. Die gemessene Zeitstandfestigkeit wurde normiert, d.h. auf die Zeitstandfestigkeit unbestrahlter Proben bezogen und in Abb.7 als Stabprofil des Zeitstandfestigkeitsquotienten dargestellt.

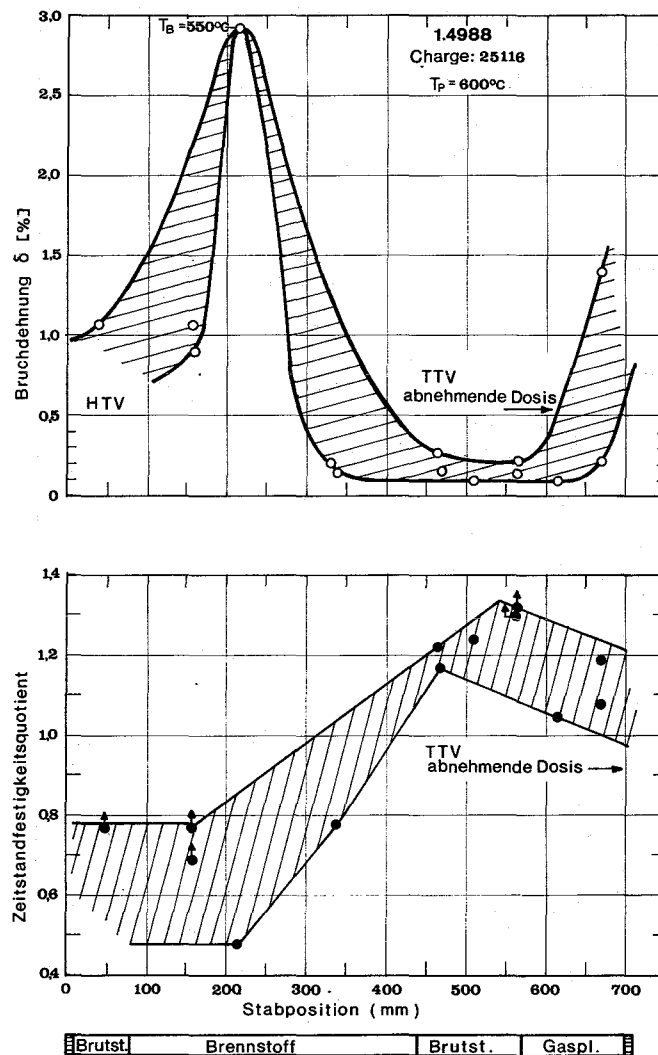


Abb. 7: Stabprofile der Bruchdehnung und der normierten Zeitstandfestigkeit ( $\sigma_{\text{bestr.}} : \sigma_{\text{unbestr.}}$ ) des Stahles 1.4988

Man erkennt, daß im Bereich der Tieftemperatur-Versprödung die Zeitstandfestigkeit etwas erhöht ist, während sie im Bereich höherer Temperaturen wohl infolge Korrosion mit Spaltprodukten erniedrigt ist. Die Bruchdehnung zeigt im Bereich der Hochtemperaturversprödung Werte um 1%, im Übergangsbereich bei 550°C Bestrahlungstemperatur einen Wert von knapp 3% und im Bereich der Tieftemperatur-Versprödung minimal bis zu 0,1%.

Die Ergebnisse der Zugversuche sind in den Abbildungen 8 und 9 in Abhängigkeit von der Dosis schneller Neutronen und als Funktion der Bestrahlungs- bzw. Prüftemperatur dargestellt. Bemerkenswert sind die extrem hohen Streckgrenzen von etwa 95 kp/mm<sup>2</sup> bei niederen Bestrahlungs- bzw. Prüftemperaturen und Neutronendosen über  $1,5 \cdot 10^{22}$  [n<sub>s</sub>/cm<sup>2</sup>].

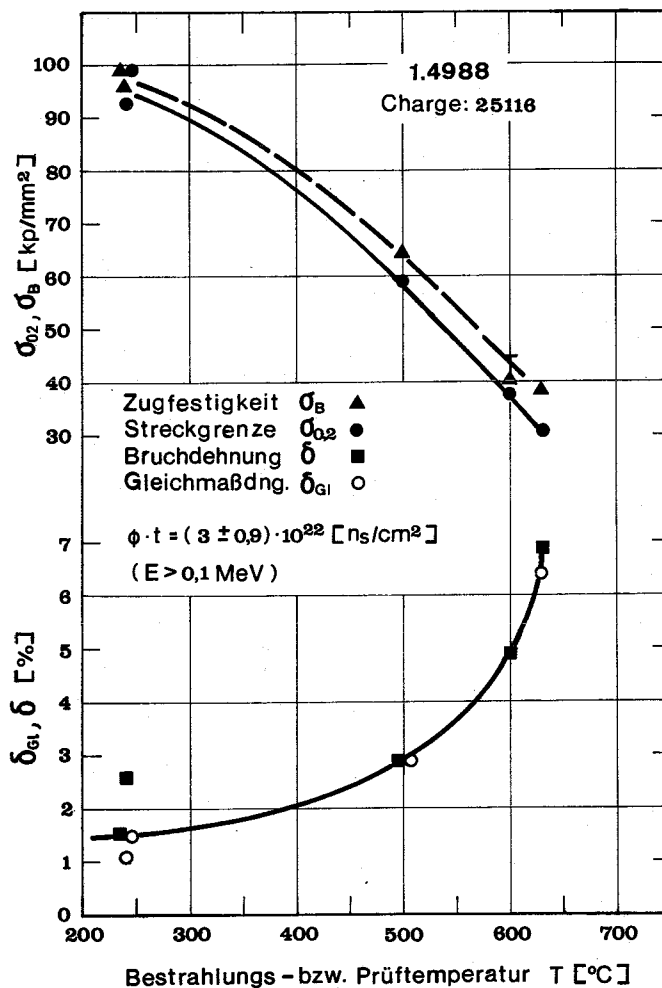


Abb. 8: Zugfestigkeit, Streckgrenze, Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung des Stahles 1.4988 als Funktion der Bestrahlungs- bzw. Prüftemperatur

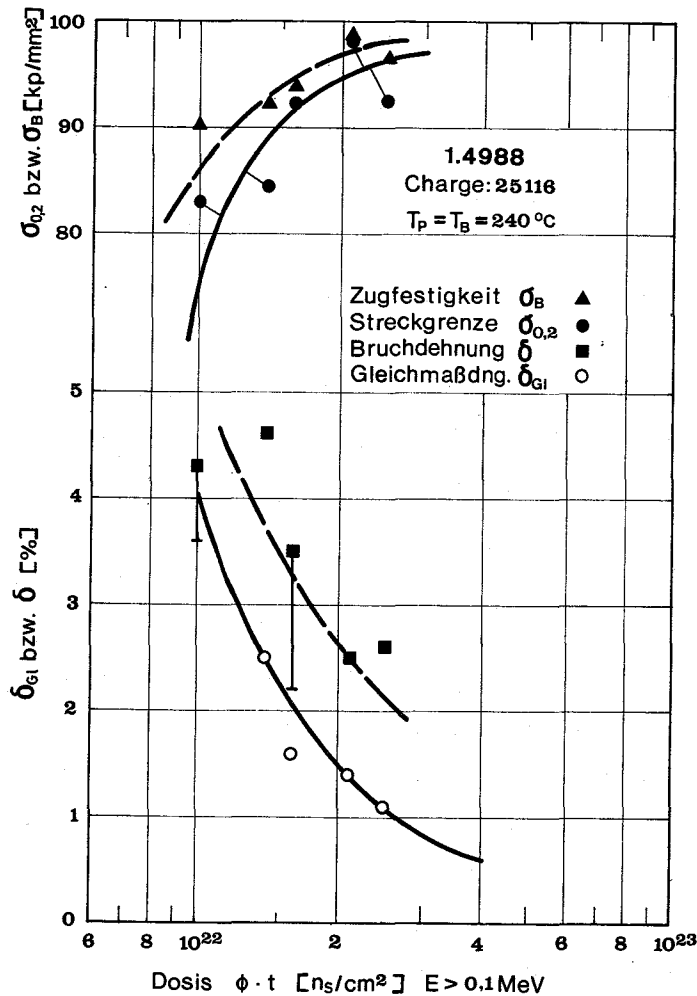


Abb. 9: Zugfestigkeit, Streckgrenze, Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung des Stahles 1.4988 als Funktion der Dosis schneller Neutronen ( $T_P = T_B = 240^\circ\text{C}$ )

## 2. Schwellverhalten \*

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

Mit der Kapsel zur Simulation des in-pile Kriechens am Zyklotron wurden im letzten Quartal eine Langzeitbestrahlung (20 Stunden) und drei Kurzzeitbestrahlungen durchgeführt. Es traten - verursacht durch andere Apparaturen im Zyklotrongebäude - erhebliche Beeinträchtigungen durch Untergrundrauschen auf, die zum größten Teil durch konsequentes Erden der Stromversorgung beseitigt werden konnten. Trotz der beschriebenen Probleme konnte während des ersten Langzeitversuches eine Kriechrate von  $1,6 \times 10^{-5}/\text{h}$  gemessen werden ( $6 \text{ kp/mm}^2$  angelegte Spannung, Strahlstrom  $4-5 \mu\text{Amp/cm}^2$  Deuteronen). Diese in-pile Kriechgeschwindigkeit, die als untere Grenze anzusehen ist, entspricht einem um den Faktor 10 vergrößerten thermischen Kriechen. Die Versuchstemperatur betrug  $280^\circ\text{C}$ .

Bei der gleichen Temperatur wurde beim Kurzzeitversuch unter sonst gleichen Bedingungen eine Verkürzung der Probe bei Bestrahlung festgestellt, und zwar tritt innerhalb von 5 Minuten eine Kontraktion von  $3 \times 10^{-4}$  auf, die dann anscheinend gesättigt ist und sich nach Ausschalten des Strahles im gleichen Zeitraum zurückbildet. Bei  $190^{\circ}\text{C}$  dagegen wurde nur eine stetige Verkürzung beobachtet, die innerhalb der Bestrahlungszeit von 1/2 Stunde keine Sättigung zeigte und sich erst nach mehreren Stunden v o l l s t ä n d i g zurückbildete. Eine vorläufige Erklärung der Ergebnisse der Kurzzeitversuche ist folgende: Die sehr beweglichen Zwischengitteratome wandern zur Folienoberfläche, die eine unbegrenzte Senke für Punktfehler darstellt. Die übriggebliebenen Leerstellen lagern sich zu Leerstellenversetzungsringen zusammen. Letztere lösen sich nach Abstellen des Strahles wieder auf und stellen damit die ursprüngliche Probenlänge wieder her. Das würde aber bedeuten, daß die angelegte Spannung auf die Keimbildung und das Wachstum dieser Versetzungsringe entweder einen geringen oder überhaupt keinen Einfluß hat, mit anderen Worten, nur die chemische Spannung bestimmt das Geschehen. Diese Erklärung und die Bedeutung der Ergebnisse für das in-pile Kriechen müssen jedoch noch ausführlich diskutiert werden.

Die Analyse der zweiten Zwischenvermessung des von INTERATOM durchgeführten Ripcex-Experimentes führt zu dem wichtigen Ergebnis, daß die in-pile Kriechgeschwindigkeit mit höheren Verlagerungsraten und längeren Bestrahlungszeiten zunimmt, was auf eine Wechselwirkung des Schwellens und in-pile Kriechen hindeutet. Diese Ergebnisse decken sich mit Befunden aus den Rapsodie-Bündelbestrahlungen, die deutlich zeigten, daß die nicht durch Schwellen erklärbaren Hüllrohraufweitungen umso größer waren, je größer der Absolutbetrag des Schwellens war. Die Schlußfolgerung aus beiden Experimenten ist, daß mit Einsetzen des Schwellens das bestrahlungsinduzierte Kriechen ansteigt und die empirisch abgeleiteten industriellen in-pile Kriechformeln nicht zu hohen Dosen extrapoliert werden können.

Im Berichtszeitraum wurden anhand verschiedener Bestrahlungsversuche (DFR 304, DFR 350, DFR 435, Rapsodie) für einzelne Brennstäbe die Werte für Längenänderung, integrale Durchmessererhöhung und Dichteabnahme zueinander in Beziehung gesetzt. Dabei zeigte sich, daß außer bei drei Stäben die Längenänderung mit  $\frac{1}{3} \frac{\Delta\rho}{\rho_0}$  im Rahmen der Meßgenauigkeit (+ 20%) übereinstimmt. Daraus folgt, daß

die Längenänderung eines Stabes sich zur Bestimmung des integralen Schwellens verwerten läßt.

Setzt man hingegen die Längenänderung und die Dichteänderung zur integralen Durchmessererweiterung in Beziehung, so ergeben sich Werte für  $\frac{\Delta d}{d_0} / \frac{\Delta \ell}{\ell_0}$  von 1,3 bis 2,2. Beim Versuch DFR 435 wurden vier Stäbe nach verschiedenen Abbränden vermessen. Die daraus abgeleiteten Mittelwerte für  $\frac{\Delta d}{d_0} / \frac{\Delta \ell}{\ell_0}$  erhöhen sich mit steigendem Abbrand von 1,45 (5,65% Abbr.) bis 2,2 (8,32% Abbr.) (s. Abb. 10).

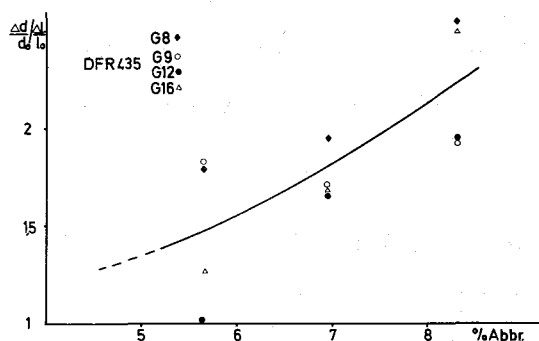


Abb. 10: Anstieg des nicht schwellbedingten Anteils der Hüllrohrerweiterung mit steigendem Abbrand

Aus den genannten Daten ist zu schließen, daß die Durchmessererweiterung der Brennstäbe nur zum Teil durch isotropes Schwellen des Hüllmaterials erklärt werden kann. Ferner zeigen die Ergebnisse von DFR 435, daß der nicht schwellbedingte Anteil an der Durchmessererweiterung mit steigendem Abbrand überproportional zunimmt. Auch diese Aussagen sind mit den oben angeführten Ripcex-Daten kompatibel und stützen die Vermutung, daß ein Zusammenhang zwischen Schwellen und in-pile Kriechen bestehen könnte.

### 3. Physikalische Untersuchungen und Strahlenschäden<sup>G</sup>

(R. Groß, IMF)

Die Arbeiten zum dosisabhängigen Schwellverhalten innerhalb des Programmes VEC II wurden so weit geführt, daß die Schwellratenkurven für den Stahl 1.4981 (16/16, Nb-stab.) vervollständigt werden konnten und für den Stahl 1.4970 (15/15 Ti-stab.) soviel Werte vorliegen, daß ein erster Vergleich beider Stähle möglich ist.

Die Ergebnisse vom Stahl 1.4970 überraschten insofern, als die beiden untersuchten Materialzustände (lösungsgeglüht; sowie lösungsgeglüht + 20% kaltverformt + 2h/800°C Auslagerung) annähernd gleiche Schwellraten bei den Schädigungen 40 und 80 dpa zeigen. Entgegen den vorliegenden Erfahrungen mit anderen Stählen sind die Schwellraten im sogenannten Rohrzustand (1sg. + 20% kv + 2h/800°C) eher größer als im lösungsgeglühten Zustand. Da im Bestrah-

lungstemperaturbereich um  $575^{\circ}\text{C}$  ein Peak in der Schwellrate zu erwarten ist, können Abweichungen der Bestrahlungstemperatur - bis  $25^{\circ}\text{C}$  sind möglich - dieses scheinbar gegensinnige Verhalten verursacht haben. Es bleibt aber trotzdem als bemerkenswertes Ergebnis der geringe Schwellratenunterschied zwischen den beiden Materialzuständen.

Die elektronenmikroskopischen Proben mit 10 und 20 dpa Schädigung machten dieselben Schwierigkeiten bei der Präparation wie die entsprechenden Proben des Stahles 1.4981. Sie sind stark angeätzt, weisen nur teilweise Poren, aber reichlich faulted loops auf. Wegen der zahlreichen und großen Ätzgrübchen ist die Bestimmung der Schwellrate auch hier mit großer Unsicherheit behaftet.

Die Schwellratenkurve in Abhängigkeit von der Schädigung beider Materialzustände ist bis zur Schädigung von 80 dpa vergleichbar mit der Kurve des 20% kaltverformten Zustandes vom Stahl 1.4981 (s. Abb. 11).



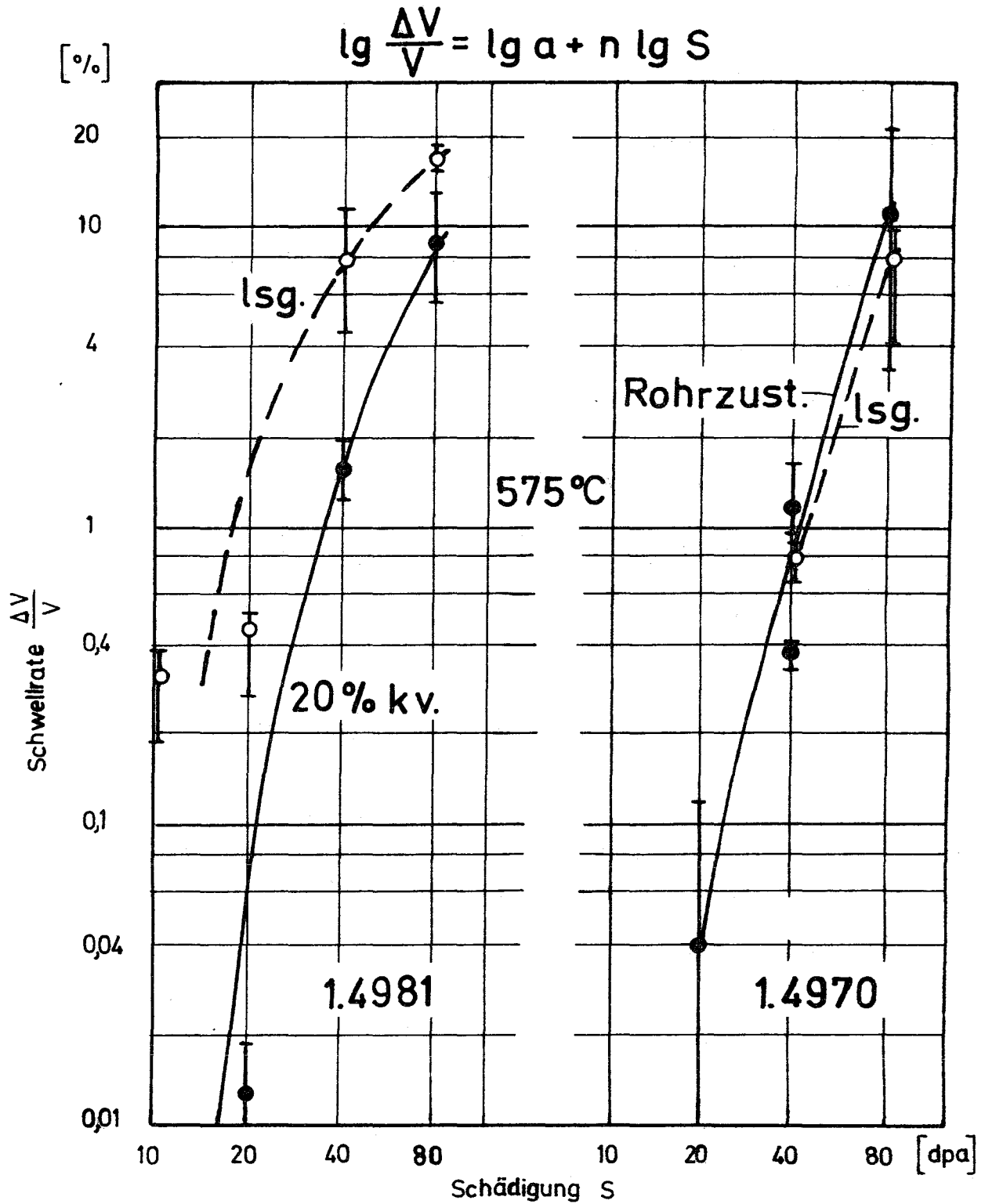


Abb. 11: Vergleich der Schwellraten in Abhängigkeit von der Schädigung der Stähle 1.4981 und 1.4970



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

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

Der zur Gewinnung von Auslegungsdaten für Hüllwerkstoffe des SNR und zur Feststellung des Natriumeinflusses auf die Festigkeitseigenschaften der Hüllrohre ausgeführte 10.000-Stunden-Versuch im Natriumhochtemperatur-Kreislauf des IRB ist abgeschlossen. Nachträglich wurde durch Exposition von Gleichgewichtsproben aus 18/9-CrNi-Stahl in zwei Versuchen von je 120 Stunden Dauer bei 700 und 600°C das Kohlenstoffpotential des Natriums im Hochtemperaturprüfstand bestimmt. Nach der Auswertung des ersten der beiden Versuche betrug die C-Aktivität im Natrium bei 700°C

$$a_C = ( 4.1 \pm 0.2 ) \cdot 10^{-3}.$$

Die Konzentration an Kohlenstoff im Natrium dürfte danach weniger als 0,2 ppm betragen haben.

Von den insgesamt eingesetzten 84 Hüllrohrproben waren 74 mit Innendruck und 10 drucklose Korrosionsproben. Nach dem derzeitigen Stand der Nachuntersuchungen sind vermutlich mindestens 7 der Druckproben zu Bruch gegangen. Tabelle 1 gibt eine Übersicht über die eingesetzten Proben.

Tabelle I: Proben aus den Hüllrohren Werkstoff Nr. 1.4970, 1.4981 u. 1.4988

Werkstoff Nr.:	Zahl der Proben					
	drucklos		unter Druck		Bruch	
	600°	700°	600°	700°	600°	700°
1.4970	1	3	12	22	-	3
1.4981	1	3	6	16	-	3
1.4988	1	1	6	12	1	-
Summe: 84	3	7	24	50	1	6

\*BzFE Nr. 232.2

Die Kriechaufweitung aller in Natrium exponierten Innendruckproben ist gemessen worden. Ein Vergleich mit in Vakuum ausgelagerten Parallelproben ist für eine größere Anzahl von Innendruckproben bis 5000 Stunden möglich. Typische Beispiele für das Kriechverhalten der Hüllwerkstoffe 1.4970 (a), 1.4981 (b) und 1.4988 (c) in Natrium und im Vakuum zeigt Abb. 1. Danach decken sich die beiden Kriechkurven der Probenpaare bei den Werkstoffen 1.4970 und 1.4988 beinahe, während die Kriechkurve des Stahls 1.4981 in Natrium deutlich oberhalb der Kurve der Vakuumproben verläuft. Alle Kurven sind durch jeweils zwei Proben bei nur geringer Streuung der Werte belegt.

Abb. 2 enthält die 1%-Zeit-Dehngrenzen der Hüllrohre aus den drei Werkstoffen, gemessen an einer größeren Zahl von Proben. Diese Werte bestätigen den Sachverhalt sehr gut, daß die Stähle 1.4970 und 1.4988 in ihrem Kriechverhalten durch Natrium nicht beeinflusst werden, während die Werte für den Werkstoff 1.4981 in Natrium deutlich herabgesetzt sind.

Die vorliegenden Resultate der Kriechversuche bei 600°C lassen bislang keine so deutlichen Unterschiede des Kriechverhaltens der Werkstoffe in Natrium und im Vakuum erkennen. Vor einer abschließenden Beurteilung müssen noch weitere Ergebnisse aus den Parallelversuchen abgewartet werden.

Nach den metallographischen Befunden an einem Teil der 10.000 h-Proben ist die oberflächliche Korrosionsschicht aus ferritisierten Anteilen in den letzten Versuchsabschnitten nicht mehr weiter gewachsen. Auch die Dicke der insgesamt durch Lösung von substitutionellen Elementen und Ferritbildung betroffenen Schicht hat nicht weiter zugenommen. An einer Probe aus dem Werkstoff Nr. 1.4981 (Ch.Nr. 70015, 14% kaltverformt, Probe 1C1) wurden in der Korrosionsschicht Löcher beobachtet, die von der Oberfläche ausgehen und bis rund 30 µm in die Tiefe reichen, die Korrosionszone aber nicht übertreffen (siehe Abb. 3). Derartige lokale Anfressungen dieses Materials werden auch von der Oberfläche her mit dem Rasterelektronenmikroskop beobachtet. Abbildung 4 zeigt in einer Vergrößerung von 1000:1 einen Ausschnitt der Hüllrohroberfläche von 0,1x0,1 mm. Auf dieser Fläche sind rund 25 Löcher mit bis zu 10 µm Durchmesser sichtbar. Die Tiefe dieser Löcher beträgt mindestens 2-3 Durchmesser, wie die Untersuchung größerer Exemplare ergeben hat.

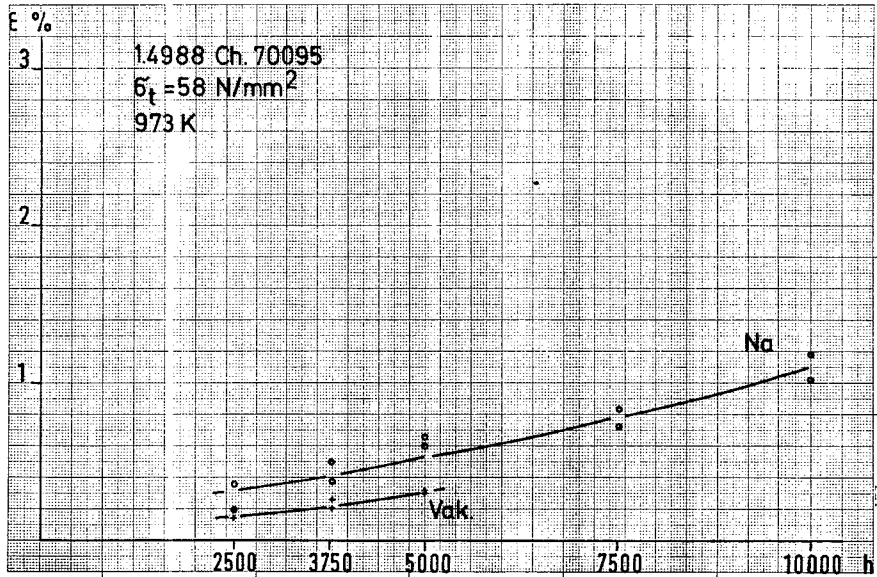
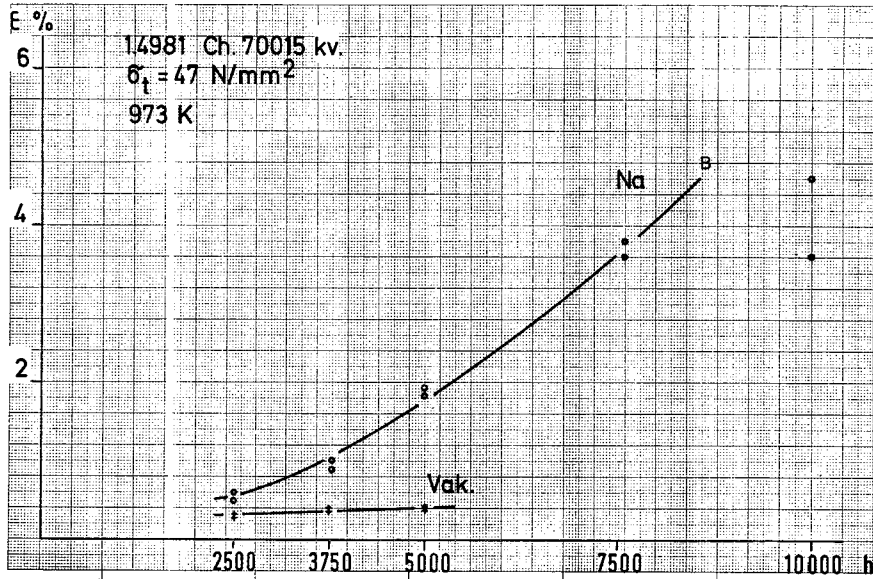
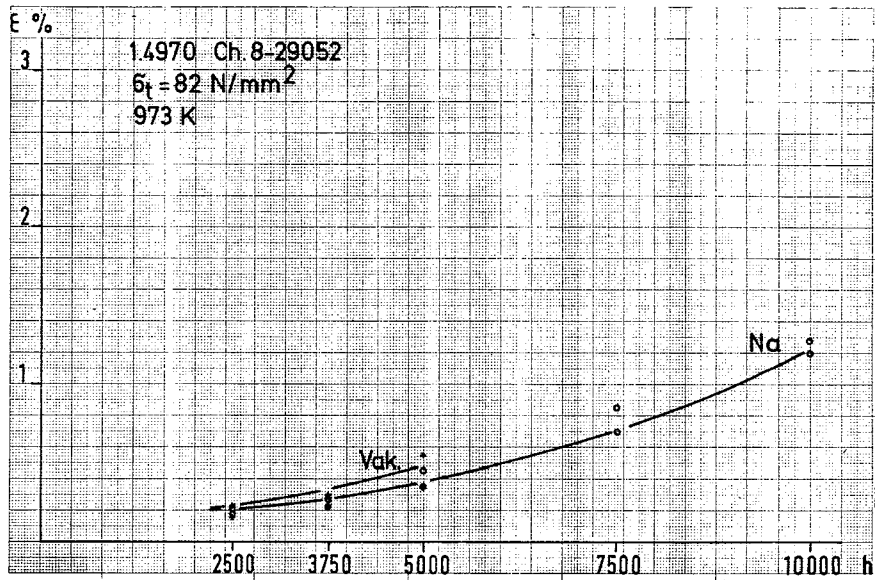


Abb.1: Kriechaufweitung als Funktion der Zeit für typische Paare von Innendruckproben in Na und im Vakuum

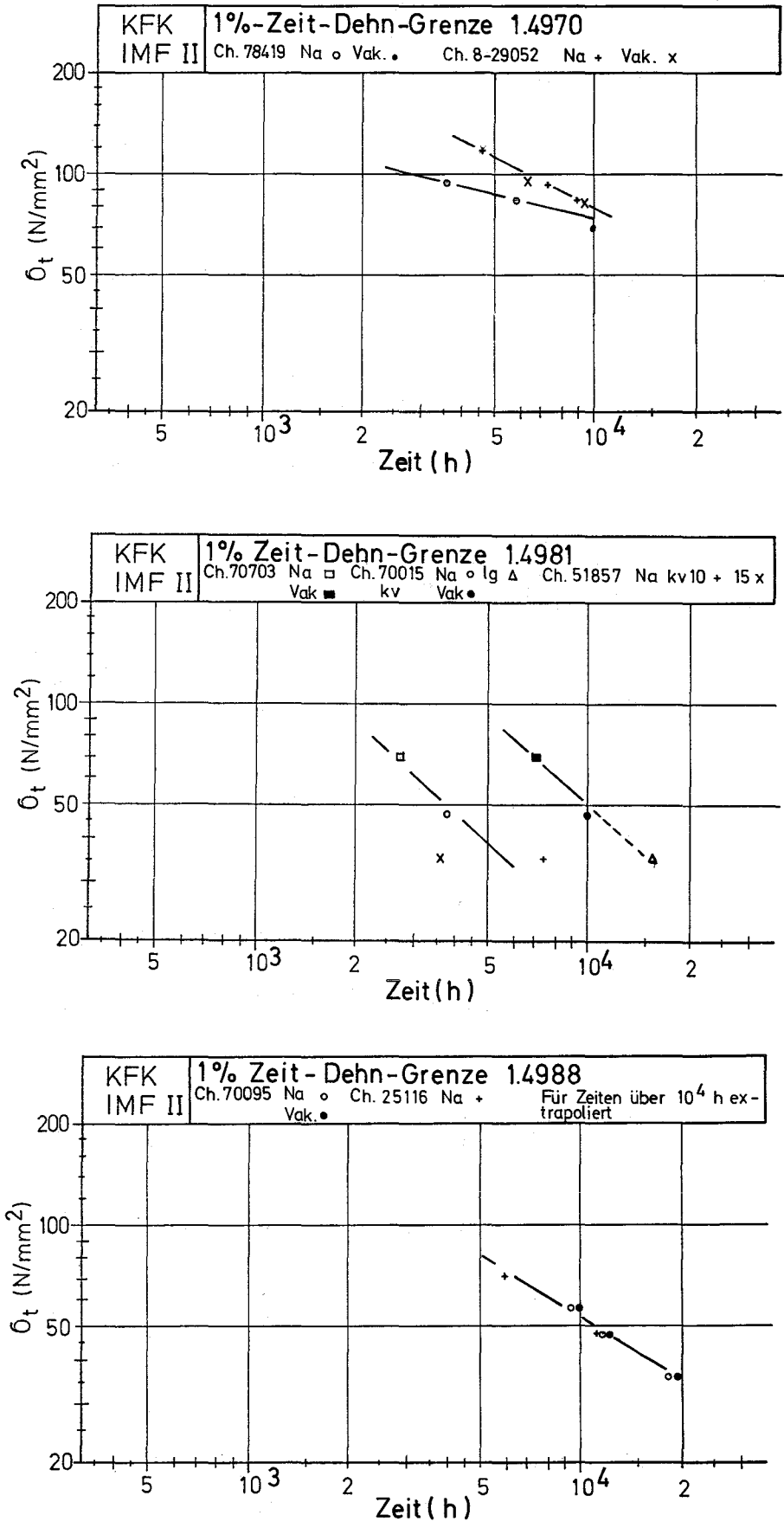


Abb. 2: Spannungswerte für 1% Kriechdehnung als Funktion der Zeit für die drei Hüllwerkstoffe in Na und im Vakuum

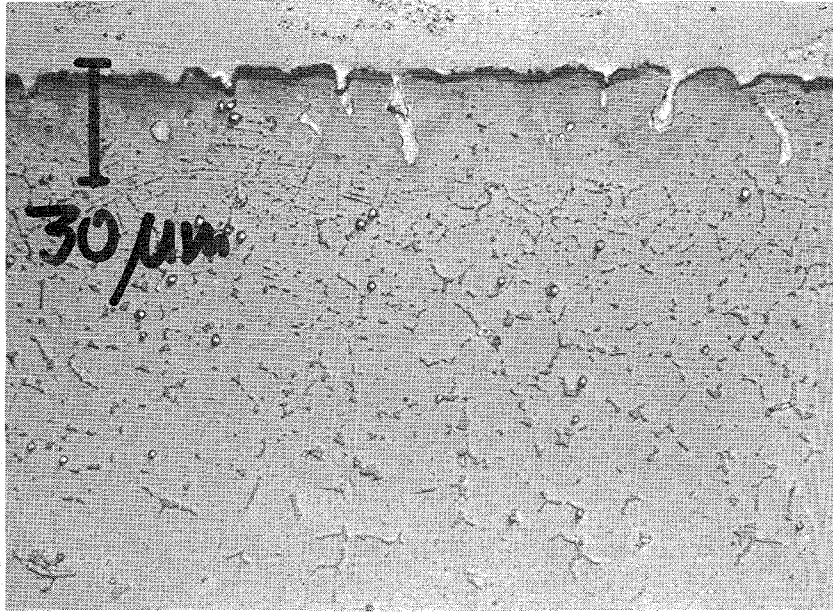


Abb. 3: Schliffbild (500:1) der Probe 1C1 (1.4981, Ch. 70015), ungeätzt, mit ZnSe bedampft. Ferritanteile dunkel, in der Ferritzone angeschliffene Löcher (nach 10000 h in Na von 700°C/5 m/s).

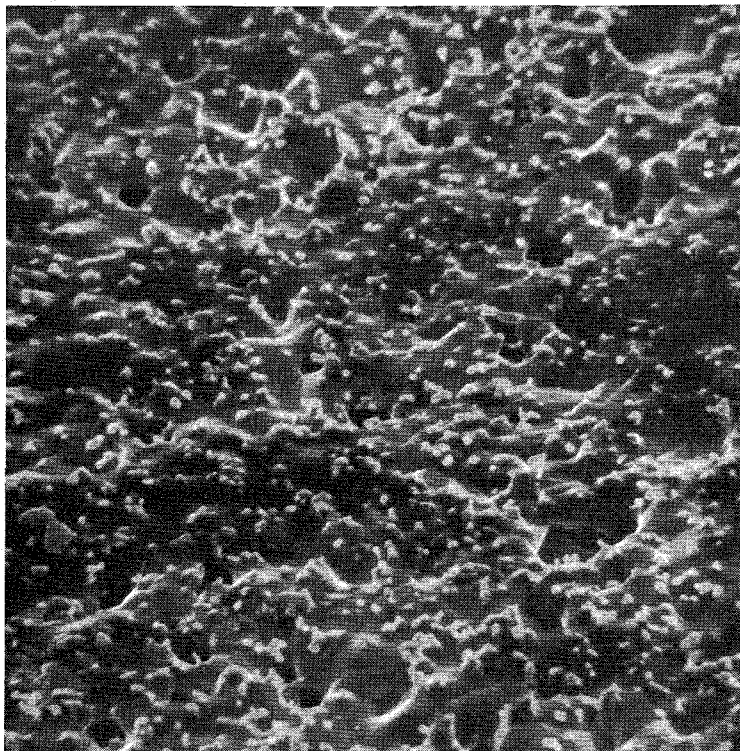


Abb. 4: Oberflächenmikrographie (1000:1) der gleichen Probe 1C1; zahlreiche Löcher und eine Mo-reiche Phase (hell).

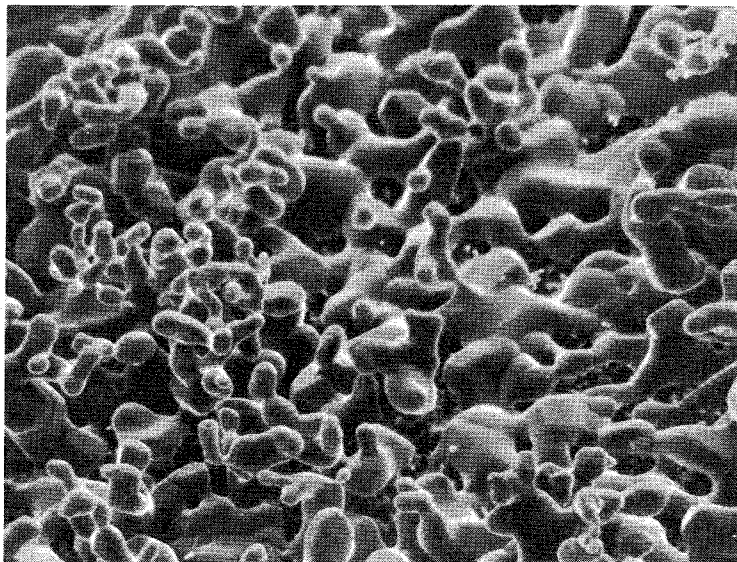
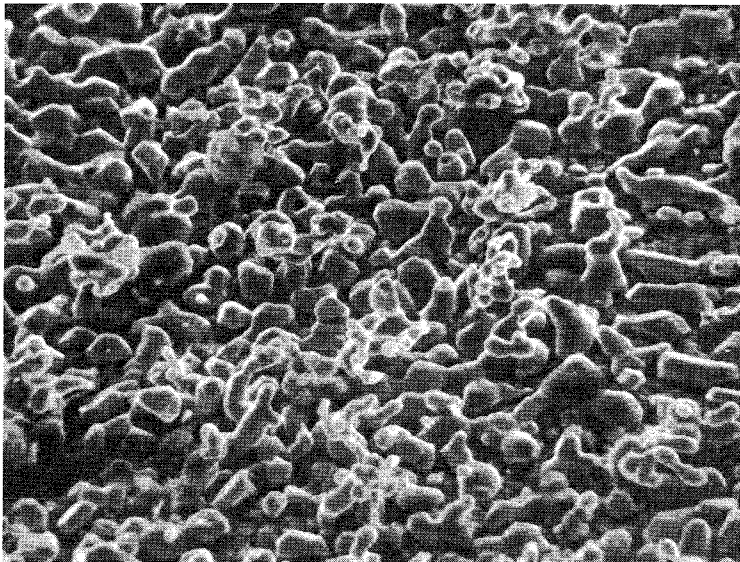
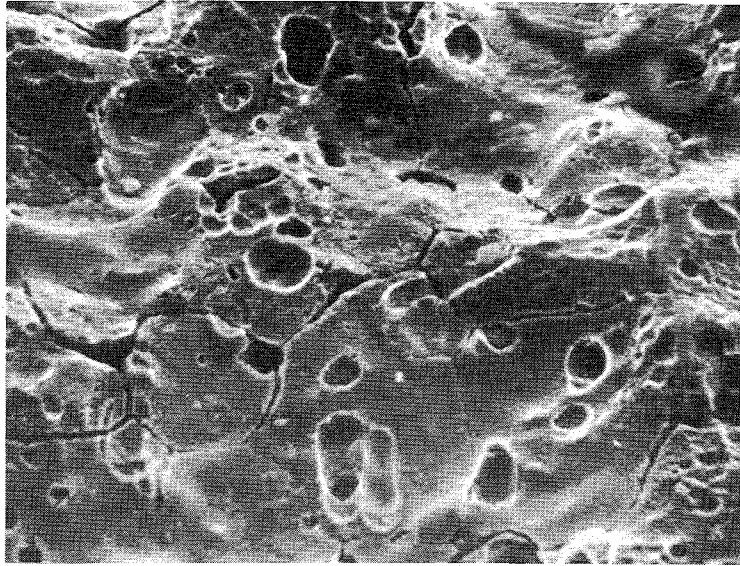


Abb. 5: Aufbau einer kristallinen, Fe-reichen Deckschicht auf einer Probe STELLIT 6B (oben unkorrodiert) bei Natriumeinwirkung 5000 h bei 600° (Mitte) und 700°C (unten). 1000:1, Rasterelektronenmikroskop



Röntgenspektren der Oberflächen von allen drei Werkstoffen zeigen, daß die Verluste an Cr und besonders an Ni bei 700°C stärker als bei 600°C sind. Dagegen sind Fe und vor allem Mo angereichert. Mo ist lokal in Mikropartikeln stark konzentriert, die in großer Zahl aus allen Hüllrohroberflächen herauswachsen.

#### 1141.2 Korrosion von Sonderwerkstoffen\*

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

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

Die Natriumexposition von Proben aus Blechen oder Aufschweißlagen aus STELLIT verschiedener Qualitäten ist planmäßig zum Abschluß geführt worden (siehe KFK-1275/1). Die Nachuntersuchungen sind im Gange, erste Ergebnisse der Untersuchungen mit dem Rasterelektronenmikroskop liegen vor.

Nach den Befunden wird die Korrosion durch Natrium an Werkstoffen dieser Gruppe durch Ablagerungserscheinungen bestimmt. Die Oberflächen bedecken sich mit einer kristallinen, nicht dichten Oberflächenschicht, wie in den rastermikroskopischen Bildern in Abb. 5 gezeigt ist. Die Partikel dieser Schicht sind 2-5 µm im Durchmesser, die Menge der Partikel und ihre Form wird von den Korrosionsparametern Temperatur, Natriumgeschwindigkeit und Probenposition beeinflusst. Die Zusammensetzung der Oberflächenschicht weicht stark von der STELLIT-Matrixzusammensetzung ab. Die Schicht ist vor allem an Fe reicher, dagegen treten die Hauptkomponenten der Legierung, Co und Cr, zurück. Fe und Cr sind auch noch an verschiedenen Stellen konzentriert. So findet sich Cr in der dunklen Schicht zwischen den abgeschiedenen Kristallen, Fe und Co sind dagegen in diesen selbst enthalten. Die Gleichgewichtsoberfläche dieser Proben enthält offensichtlich kaum mehr Cr als die der korrodierten Stähle. Die Reduktion des Cr-Gehaltes der Kontaktoberflächen dieser Werkstoffe dürfte eine gravierende Beeinträchtigung des Reib- und Verschleißverhaltens bewirken. Das muß allerdings noch experimentell geprüft werden. Dagegen scheint das Problem der Herauslösung von Co aus den Kobaldbasis legierungen nur von untergeordneter Bedeutung zu sein. Weitere Nachuntersuchungen an STELLIT-Proben sind noch im Gange.

\*



1141.3 Reinheit und Reinheitskontrolle des Natriums\*Nachuntersuchung Na-korrodiierter Proben

(H. Schneider, E. Lessle, A. Schäger, H. Schumann, IMF)

Nach Abschluß des 10.000 h-Korrosionsversuches im Natrium-Hochtemperaturversuchskreislauf des IRB liegt eine große Anzahl an Proben zur Nachuntersuchung vor. Nachfolgend wird über die bereits vorliegenden Untersuchungsergebnisse berichtet:

1. Flachproben der drei Hüllmaterialsorten nach 10.120 h Einsatz in Natrium von 600°C bzw. 700°C.

Die Ergebnisse der spektralanalytischen Untersuchungen der Diffusionszonen sind in den Abb. 6 bis 8 wiedergegeben. Die über den Gesamtquerschnitt bestimmten Gehalte an Kohlenstoff, Bor und Stickstoff sind in nachfolgender Tabelle zusammengefaßt:

Tabelle 21.4970 Ch. 8-29053

	Pr.01 (600°C)	Pr.03 (700°C)	Ausgangsmat.
B	55,54/68 ppm	17/18 ppm	90 ppm
C	0,18 %	0,17 %	0,10 %

1.4981 Ch. 017718

	Pr.11 (600°C)	Pr.12 (700°C)	Ausgangsmat.
C	0,15 %/0,15 %	0,14 %/0,13 %	0,06 %
N	360/380 ppm	340/340 ppm	400 ppm

1.4988 Ch. 03588

	Pr. 81 (600°C)	Pr.82 (700°C)	Ausgangsmat.
C	0,17 %/0,20 %/0,17 %	0,14 %/0,15 %	0,08 %
N	0,14 %/0,13 %/0,13 %	0,11 %/0,12 %	0,13 %

\* BzFE-Nr. 622.3

2. Rohrproben der 3 Hüllmaterialsorten nach 10.000 h Einsatz in Natrium von 600°C bzw. 700°C. Auch an diesen Proben wurden die Diffusionszonen spektralanalytisch untersucht, die Ergebnisse sind aus den Abb. 9 bis 12 zu ersehen. Über den Gesamtquerschnitt wurde Kohlenstoff und Bor bestimmt, die gefundenen Werte sind in folgender Tabelle zusammengestellt:

Tab. 3

1.4988 Ch. 25 116

	Pr.8A 31K (600°C)	Pr.8A 3 (700°C)	Ausgangsmat.
C	0,18 %	0,09 %	0,08 %

1.4981 Ch. 70 015 KV

	Pr 1A 17K (600°C)	Pr.1 C1 (700°C)	Ausgangsmat.
C	0,17 %	0,16 %	0,06 %

1.4970 Ch. 8 - 29 052

	Pr OA 19 K (600°C)	Pr. OA 131 (700°C)	Ausgangsmat.
C	0,21 %	0,15 %	0,09 %
B	53/53 ppm	10/10 ppm	85 ppm

Zusammenfassend läßt sich hinsichtlich der Hüllmaterialien sagen, daß die Verarmungseffekte an Cr, Ni, Mn (Ti,Nb) nach Einsatz bei 600°C geringer sind als nach Einsatz bei 700°C. Mo zeigt bei den bei 700°C eingesetzten Proben deutliche Anreicherungen in den oberflächennahen Zonen, während kaum Veränderungen der Mo-Konzentrationen nach Einsatz bei 600°C auftreten. Die wohl wichtigsten Unterschiede sind beim Verlauf der Kohlenstoffkonzentration zu beobachten. Nach Einsatz bei 600°C fällt die Kohlenstoffkonzentration von einem Maximum an der Oberfläche langsam ab, während nach Einsatz bei 700°C die Kohlenstoffkonzentrationen erst in einer Tiefe von 20 - 30 µm ein Maximum erreichen und dann auch langsam abfallen.

Bei den über den Gesamtquerschnitt bestimmten interstitiellen Elementen

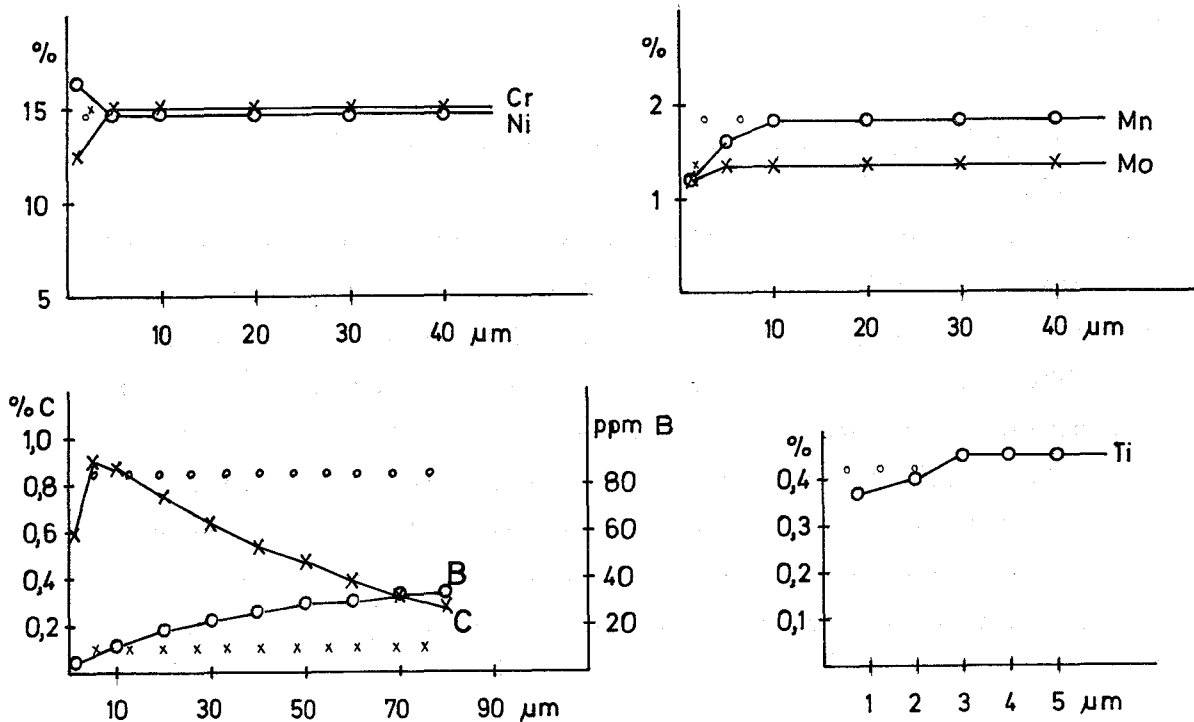
ist beim Stickstoffgehalt keine erhebliche Veränderung erfolgt. Das Material 1.4970 ist an Bor bei Einsatz bei 700°C stärker verarmt als bei 600°C. Bei beiden Versuchstemperaturen hat eine deutliche Aufkohlung stattgefunden, bei 600°C erwartungsgemäß in etwas höherem Maß als bei 700°C.

3. Eine Strukturmaterialprobe 1.4301 nach 10.120 h Einsatz in Natrium von 700°C.

Der in den Diffusionszonen gefundene Konzentrationsverlauf der verschiedenen Elemente ist in Abb. 12 dargestellt. Es zeigen sich bis in Tiefen von ca. 50 µm sehr starke Verarmungen an Chrom, Mangan und Kohlenstoff. In einer Tiefe von ca. 60 µm erscheint ein Kohlenstoffmaximum. Über den Gesamtquerschnitt bestimmt wurde in dieser Probe (Pr. M 31) ein Kohlenstoffgehalt von 0,10 %/0,11 % gefunden, bei einem C-Gehalt des Ausgangsmaterials von 0,06 %. Es ist also auch bei dieser Probe, trotz der Verarmung in den äusseren Zonen, über den Gesamtquerschnitt gesehen eine Aufkohlung eingetreten.

Abb. 6

HT 4/5 Probe 01 1.4970 Ch 8/29053 10120 h / 600°C Na



HT 4/5 Probe 03 1.4970 Ch.8-29053 10120h/700°C Na

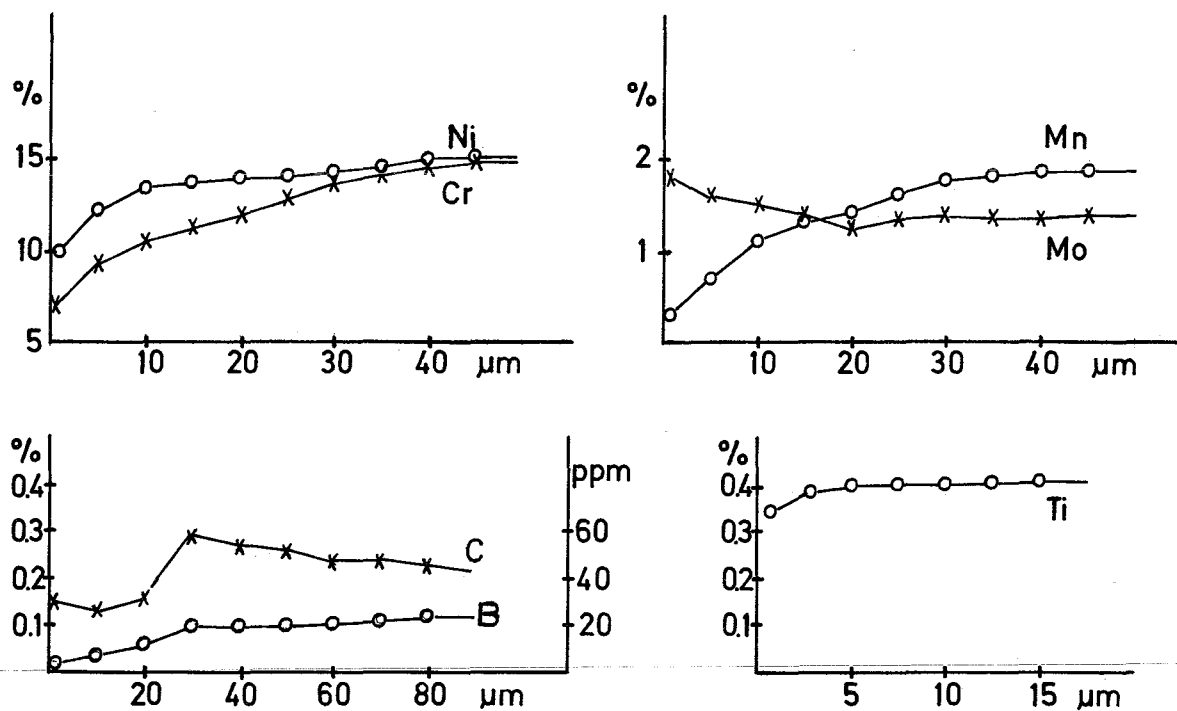
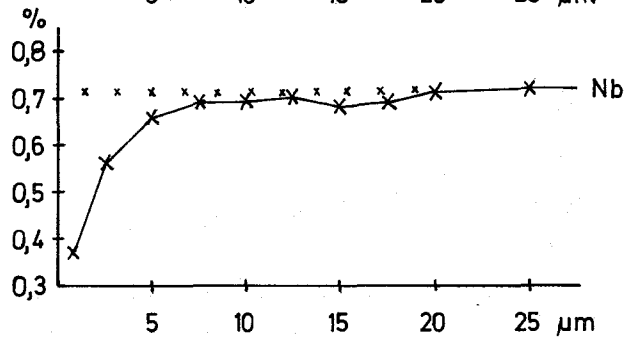
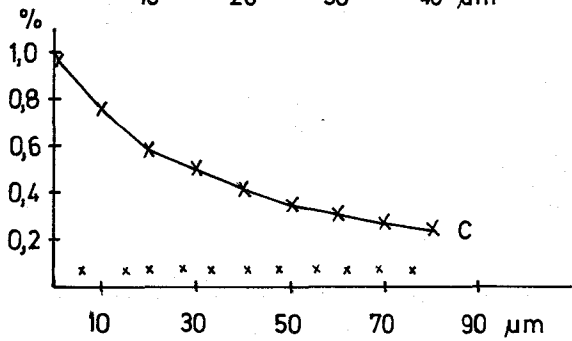
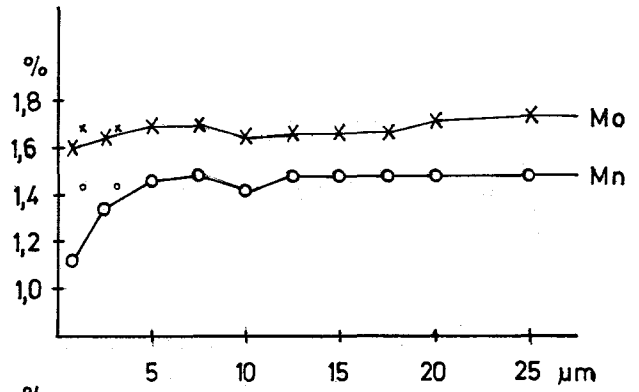
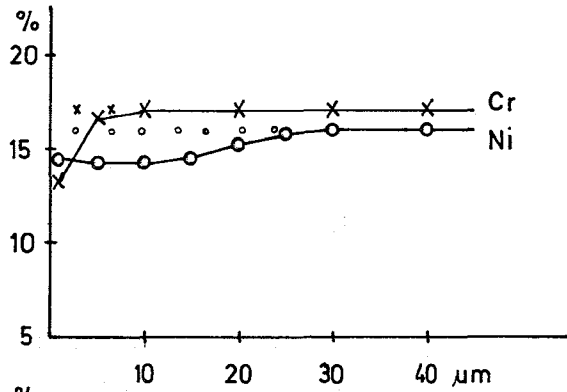


Abb. 7

HT 4/5 Probe 11 1.4981 Ch 017718 10120 h / 600° C Na



HT 4/5 Probe 12 1.4981 Ch 017718 10120 h / 700° C Na

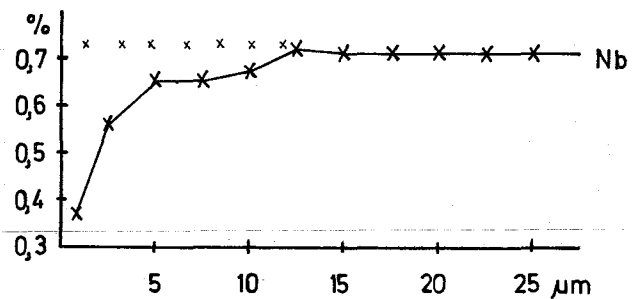
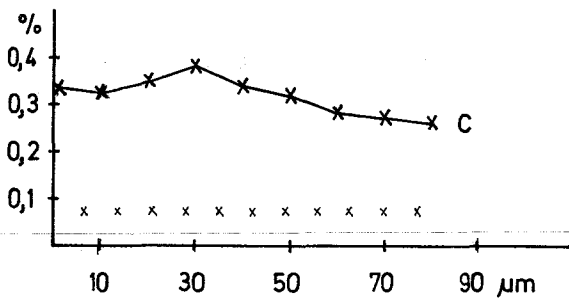
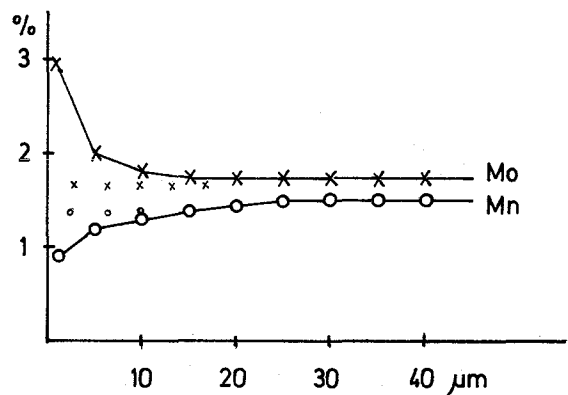
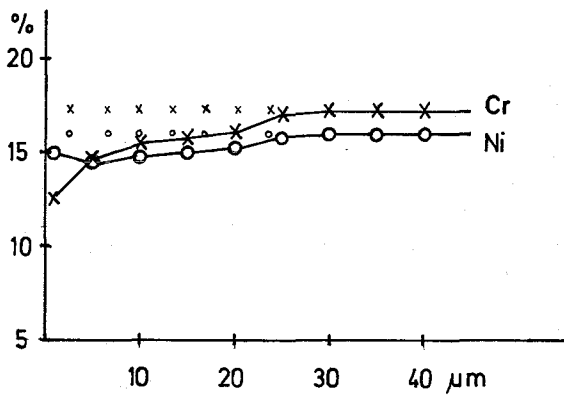
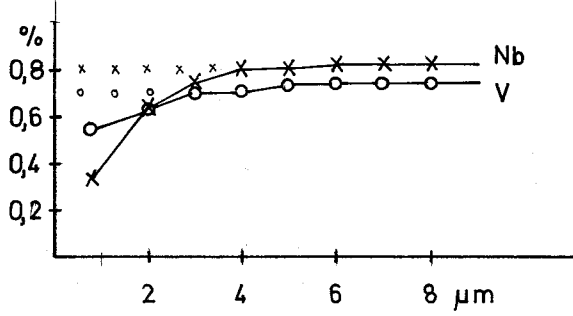
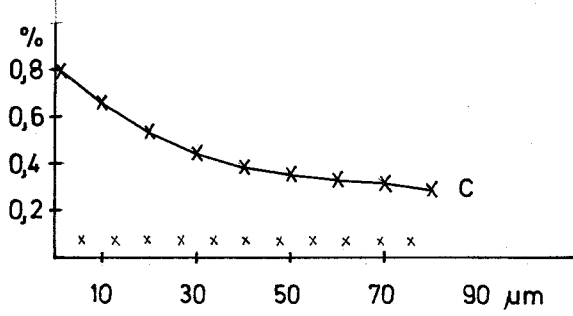
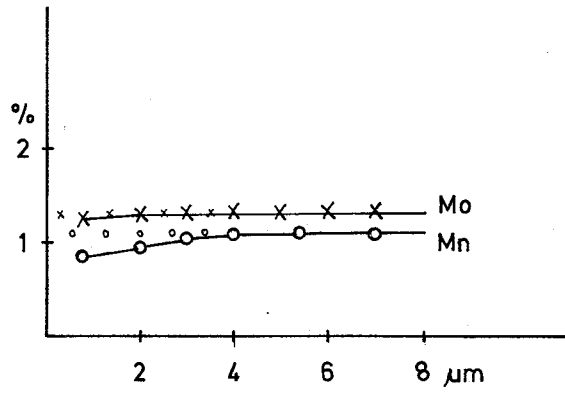
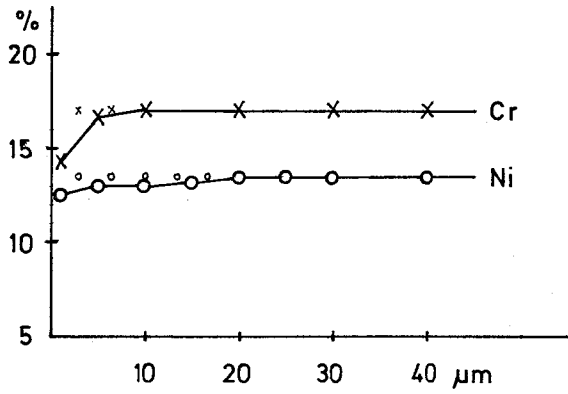


Abb. 8

HT 4/5 Probe 81 1.4988 Ch 03588 10120 h / 600°C Na



HT 4/5 Probe 82 1.4988 Ch 03588 10120 h / 700°C Na

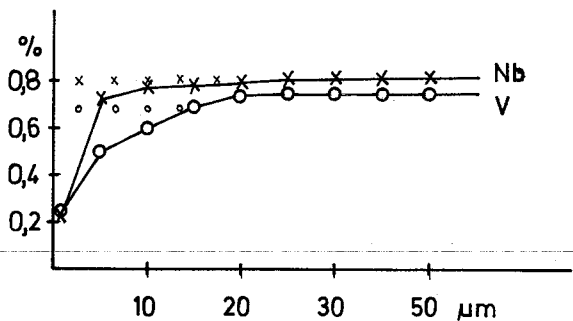
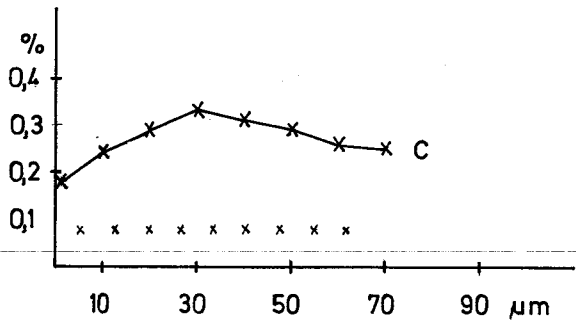
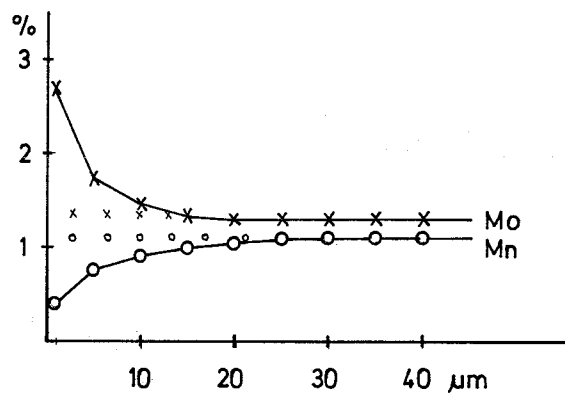
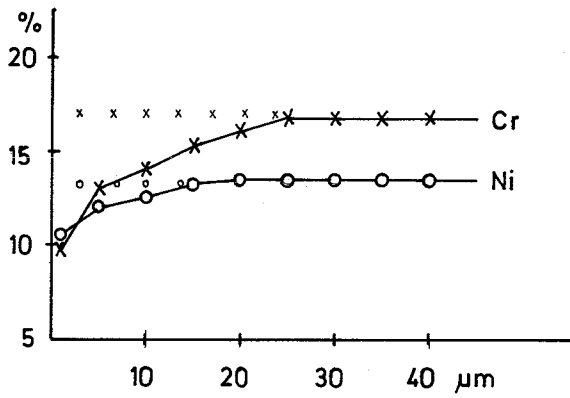
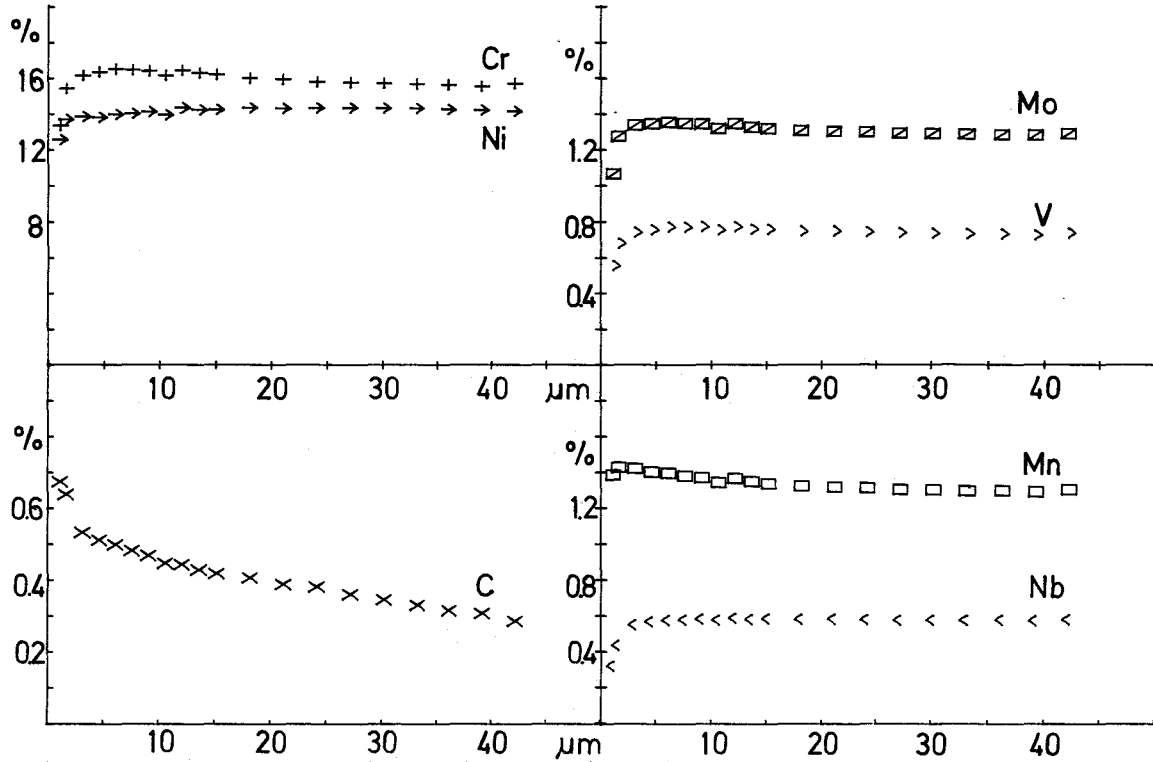




Abb. 9

HT 4 Probe 8A31K 1.4988 Ch.25116 10000h/600°C Na



HT 4 Probe 8 A 3 1.4988 Ch.25116 10000h/700°C Na

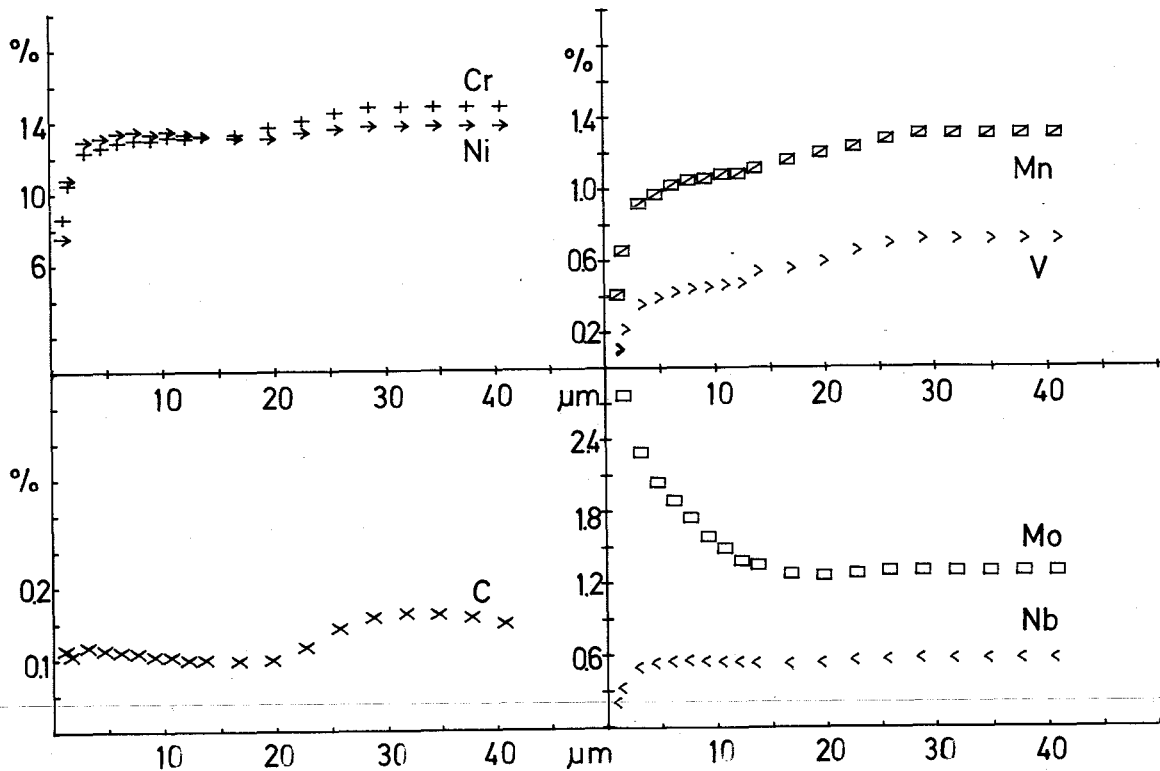
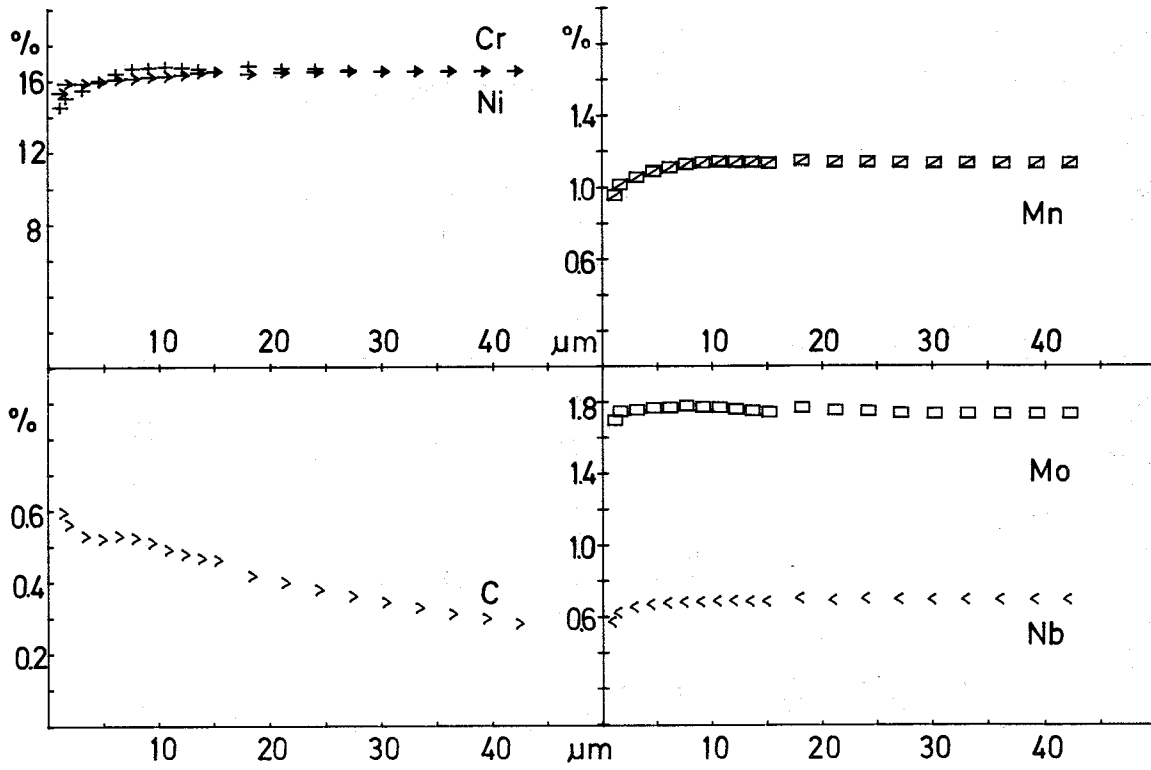


Abb. 10

HT 4 Probe 1A17K 1.4981 Ch.70703 10000h/600°C Na



HT 4 Probe 1C1 1.4981 Ch.70015 KV 10000h/700°C Na

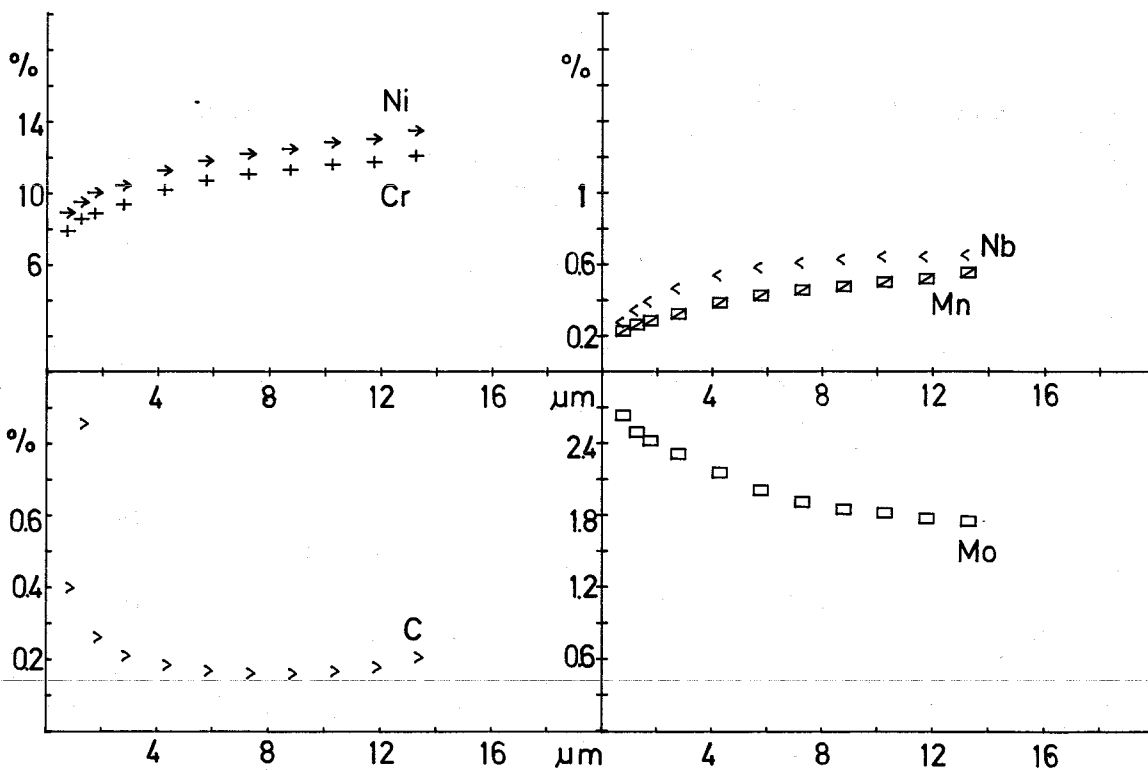


Abb. 11

HT 4 Probe 0A19K 1.4970 Ch.8-29052 10000h/600°C Na

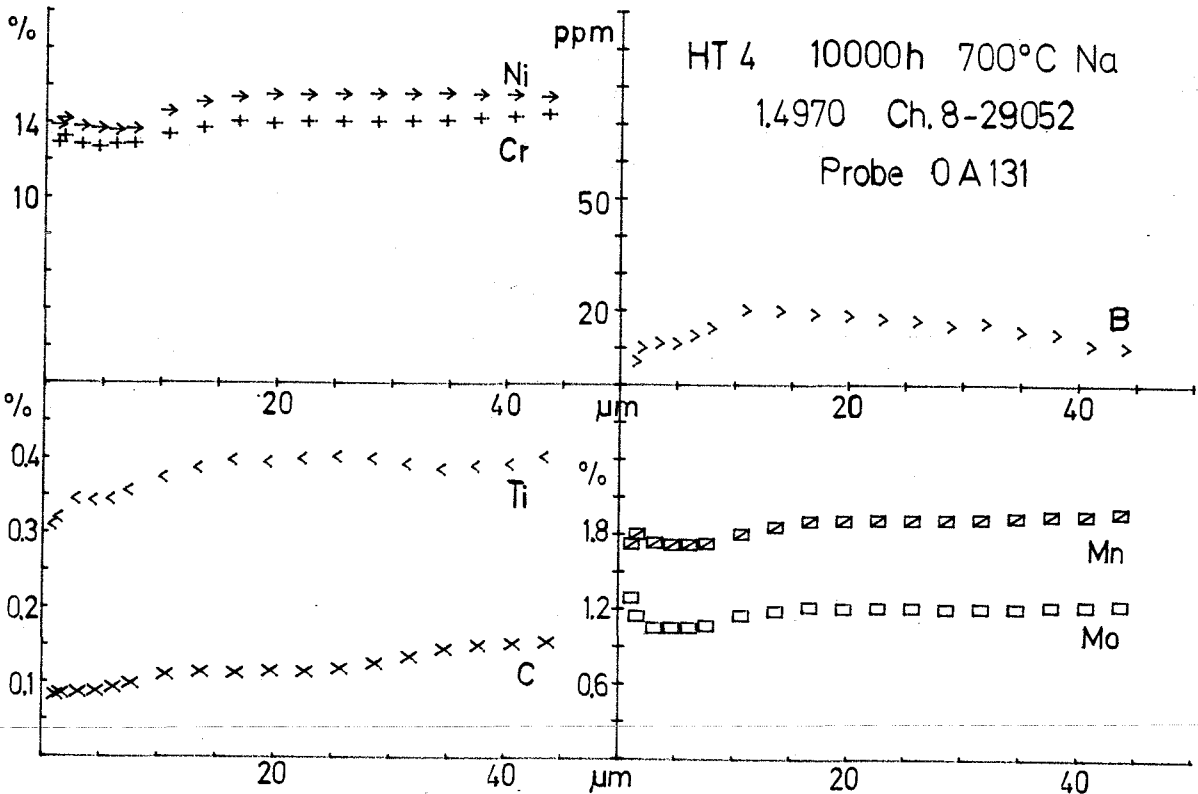
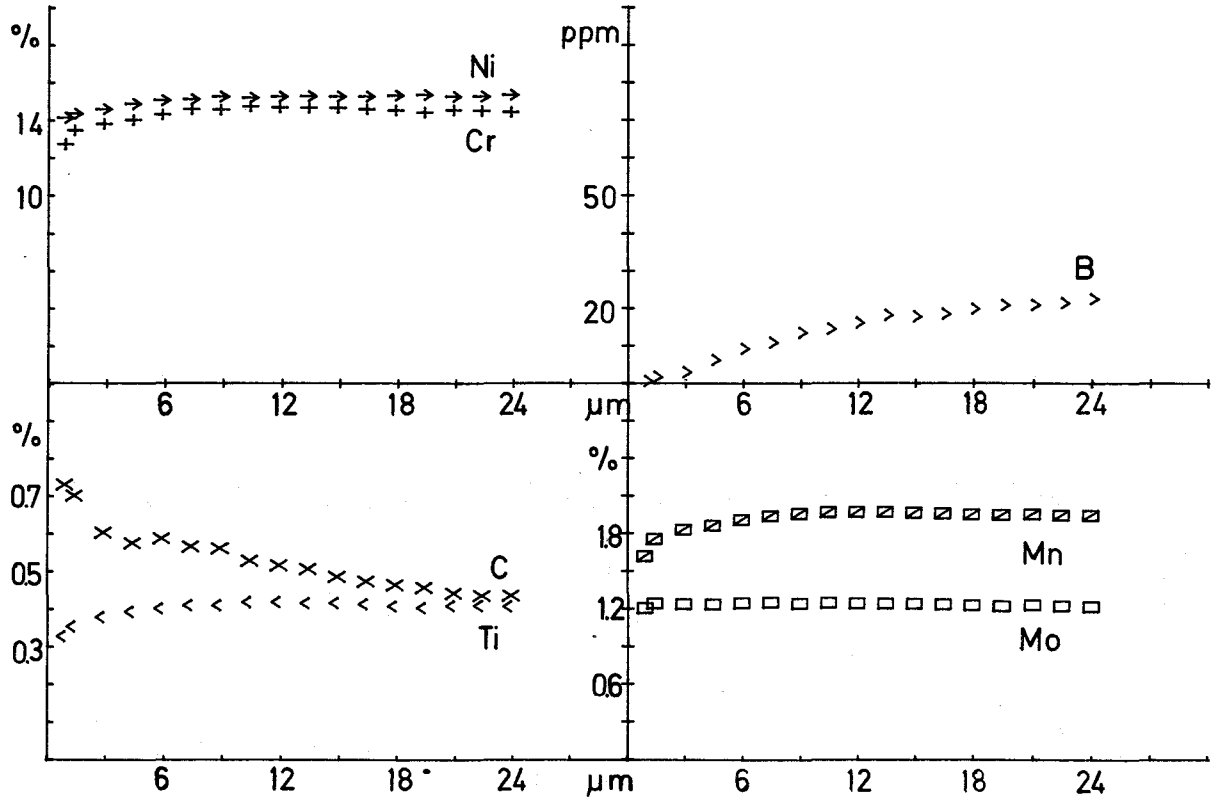
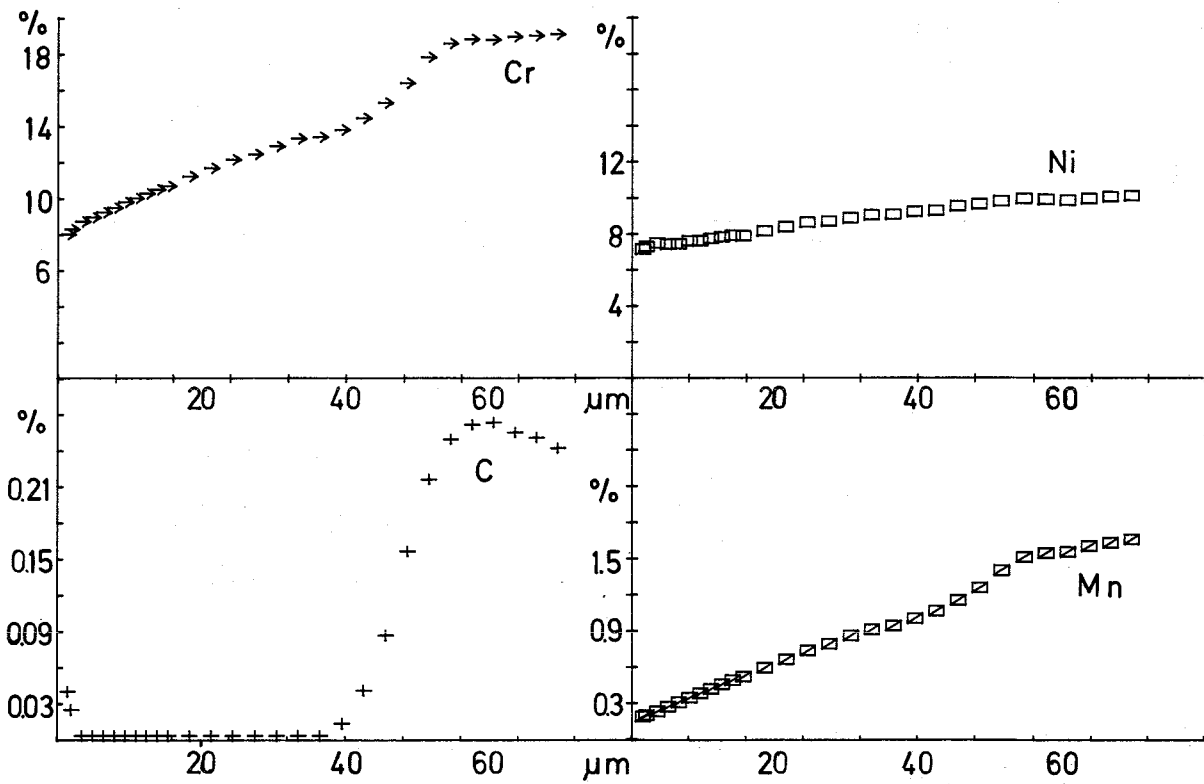


Abb. 12

HT 4/5 Probe M 31 1.4301 10120h / 700°C Na



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

(S. Leistikow, IMF)

Die im letzten Berichtszeitraum beschriebenen Untersuchungen über das Korrosionsverhalten der Gasbrüter-Hüllwerkstoffe 1.4970, 1.4981 und 1.4988 sowie des Dampfüberhitzer-Werkstoffes Incoloy 800 in hochreinem Helium mit einem mittleren zudosierten Wasserdampf : Wasserstoff-Verhältnis von  $2,7 (\pm \frac{1,8}{1,0})$  vpm H<sub>2</sub>O:  $126,5 (\pm \frac{49}{46})$  vpm H<sub>2</sub> (d.h. etwa im Verhältnis 1:50) wurden auf eine Versuchsdauer von 2500 Stunden ausgedehnt.

Tabelle 4

Gewichtszunahme [mg/dm<sup>2</sup>] von jeweils zwei Parallelproben der untersuchten Stähle in Helium mit einem mittleren Wasserdampf : Wasserstoff-Verhältnis von 2,70 vpm:126,5 vpm

(2500 Stunden, 800°C, 1,5 bar)

Reaktions- zeit (h)	Gewichtszunahme [mg/dm <sup>2</sup> ]							
	Incoloy 800		1.4970		1.4981		1.4988	
500	27,8	33,3	24,9	31,2	5,6	8,2	4,9	6,3
1000	44,1	51,1	41,9	46,6	10,9	12,9	9,3	11,0
2500	69,9	75,5	64,3	68,9	17,6	13,7	15,4	17,2

Beim Vergleich dieser Ergebnisse zeigte sich, daß - gegenüber den Versuchen bei höherem Oxidationspotential (1 H<sub>2</sub>O : 10 H<sub>2</sub>) - bei dem hier angewandten niedrigeren Oxidationspotential (1 : 50) eine anfänglich schwächere Korrosion auftrat. Diese Differenz der Meßwerte blieb während Versuchszeiten bis 2500 Stunden bei den Werkstoffen 1.4988 und 1.4981 gleich und führte jedoch bei dem Werkstoff 1.4970 bei unterschiedlichen Oxidationspotentialen zu einer Annäherung der Streubereiche der Meßwerte. Es ist beabsichtigt, die Korrosionsuntersuchungen an diesen Werkstoffen bei unterschiedlichen Oxidationspotentialen fortzusetzen.

[The page contains extremely faint and illegible text, likely bleed-through from the reverse side of the document. The text is too light to transcribe accurately.]

Transport bestrahlter Brennelemente

(H.H. Stamm, IRCh)

Radiochemische Überwachung der Brennelement-Feuchtgaswäsche<sup>G</sup>

Das Ausladen des KNK-I-Kerns und die Feuchtgaswäsche der Brennelemente wurden fortgesetzt und Anfang Februar beendet. Die in /1/ beschriebene radiochemische Überwachung der Brennelement-Feuchtgaswäsche erforderte insgesamt rund 550 Gesamt- $\gamma$ -Messungen und die gleiche Anzahl Multikanal- $\gamma$ -Spektrometer-Messungen. Für die meisten der 66 Brennelement-Bündel wurden drei Spülungen benötigt, um die erlaubte Grenze für die abwaschbare Kontamination zu unterschreiten (45 Bündel, entsprechend 68,2 %), für 14 Bündel (entsprechend 21,2 %) vier, für 6 Elemente (9,1 %) je fünf und für ein Brennelement sieben Spülungen. Tab. 1 zeigt die Aktivitätskonzentrationen von Radionukliden in den Waschlösungen eines der Bündel, bei denen drei Flutungen zur Reinigung ausreichten.

Interessant war, daß hier die Nuklide gefunden wurden, die im Primärnatrium kaum nachweisbar waren, aber bei wassergekühlten Reaktoren die Systemkontamination bestimmen, nämlich  $^{58}\text{Co}$  und  $^{60}\text{Co}$ .  $^{122}\text{Sb}$ ,  $^{124}\text{Sb}$ ,  $^{140}\text{Ba}$ ,  $^{140}\text{La}$  und  $^{183}\text{Ta}$  waren zur Zeit der Messungen schon unter die Nachweisgrenze abgeklungen;  $^{65}\text{Zn}$  war vorhanden, seine 1115 keV-Spitze ließ sich jedoch bei der hohen Aktivität von  $^{182}\text{Ta}$  meßtechnisch nicht von dessen 1122 keV-Linie trennen. Bemerkenswert war das Auftreten von  $^{95}\text{Zr}$  und  $^{95}\text{Nb}$  in den Spektren; das Mutter-Tochter-Paar war hier nicht durch Kernspaltung entstanden, sondern durch Aktivierung gemäß  $^{94}\text{Zr}(n,\gamma)^{95}\text{Zr}$  aus dem Zr im Moderator Zirkonhydrid, der in den Brennelementen mit dem Primärnatrium Kontakt hatte.

Deutlich ließ sich immer wieder ein scheinbares Ansteigen der Aktivitäten beobachten, wenn eine Probelösung mehrmals hintereinander gemessen wurde; durch Umschütteln der Meßflasche konnte der Anstieg wieder rückgängig gemacht werden. Dies war nur durch das Ausfallen eines Niederschlags zu erklären, der die Aktivität bzw. einen Teil davon mitführte.

Nuklid	Halb- werts- zeit <sup>†</sup> )	Waschwasserfraktion		
		1	2	3
		mCi/m <sup>3</sup>		
<sup>51</sup> Cr	27,70 d	12	2	0.4
<sup>54</sup> Mn	312,2 d	31	4	0.9
<sup>59</sup> Fe	44,6 d	7	1	0.2
<sup>58</sup> Co	70,78 d	15	3	0.4
<sup>60</sup> Co	5,272 a	17	4	0.5
<sup>95</sup> Zr	64,0 d	0.2	n.n.	n.n.
<sup>95</sup> Nb	31,15 d	0.4	n.n.	n.n.
<sup>182</sup> Ta	115,0 d	47	6	1.1

Tabelle 1 Radionuklide in den Waschfraktionen der KNK

BE-Feuchtgaswäsche

(n.n. = nicht nachweisbar; <sup>†</sup>) nach W. Seelmam-Eggebert,

G. Pfennig, H. Münzel, Karlsruher Nuklidkarte, 4. Auflage 1974)

Beim Filtrieren durch Filtermembranen blieb die Hauptmenge der Aktivität (z.B. 97,5 %) bereits auf einer Membran mit 8 µ Porenweite zurück. Wurde anschließend durch Membranen mit kleinerer Porenweite filtriert, blieb immer Aktivität und ein schwach bräunlicher Belag auf den Filtern zurück, doch auch 0,45 µ Porenweite ließen noch Aktivität in das Filtrat gelangen (z.B. 0,1 %).

Hauptaktivität war in allen Filtrations-Fraktionen <sup>182</sup>Ta; bezog man die Aktivitäten der übrigen Nuklide auf den jeweiligen <sup>182</sup>Ta-Gehalt, so ergab sich für alle Fraktionen die gleiche relative Zusammensetzung des Aktivitätengemischs. Das läßt darauf schließen, daß praktisch alle aktivierten Korrosionsprodukte in Partikelform vorlagen.



Die radiochemische Überwachung der Brennelement-Feuchtgaswäsche hat ergeben, daß alle 2904 Brennstäbe des KNK-I-Kerns den Reaktorbetrieb, die Kernausladung und die Feuchtgas-Reinigung ohne Hüllrohrschaden überstanden hatten.



121	<u>PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE</u>
1213	<u>SNEAK</u>
1213.6	<u>Auswertung der Sektorsubstitution SNEAK-9C-1/ 9C-2*</u>
	(F. Helm, INR)

### Einleitung

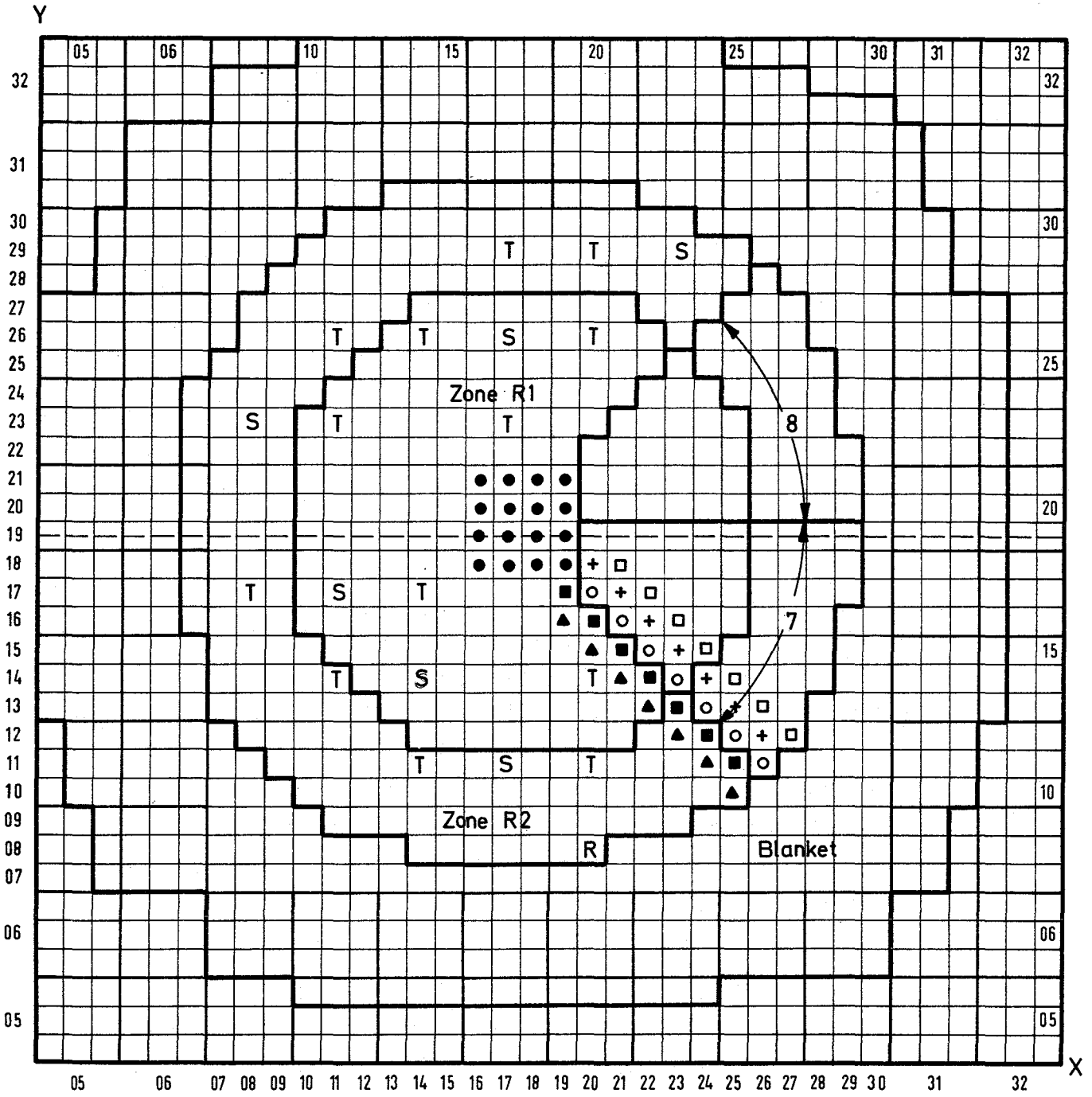
Die bisherigen Vorüberlegungen zur Anreicherung des Brennstoffs für den SNR-300 beruhen hauptsächlich auf den Ergebnissen der Sektorsubstitution SNEAK-2A/2B (Abb. 1). SNEAK-2A war ein Uran-Core mit 2 Anreicherungs-zonen, SNEAK-2B enthielt einen 90°-Sektor mit Plutonium-Brennstoff. Durch Extrapolation des Substitutionsexperiments bis zum reinen Pu-Core wurden für dieses der Reaktivitätsunterschied zum Ausgangscore und die kritische Größe ermittelt /1/.

Bei der Extrapolation wurde von folgenden Annahmen ausgegangen:

1. Der Reaktivitätsunterschied zwischen einem reinen Uran-Core und einem Uran-Core mit substituiertem Pu-Sektor setzt sich zusammen aus einem volumenproportionalen Effekt, der vom Unterschied der Multiplikationseigenschaften der beiden Medien abhängt, und einem Grenzflächeneffekt, der von der verminderten Selbstabschirmung in der Nähe der Mediengrenze herrührt.

---

\* BzFE Nr. 412.1 / Letzter Beitrag in KFK-1274/4, S. 121-7



Substitution

SNEAK - 2A → SNEAK - 2B

- |         |   |             |
|---------|---|-------------|
| Schritt | 1 | ●           |
| "       | 2 | ○           |
| "       | 3 | +           |
| "       | 4 | ■           |
| "       | 5 | □           |
| "       | 6 | ▲           |
| "       | 7 | 45°- Sektor |
| "       | 8 | 90°- Sektor |

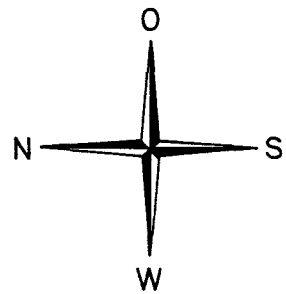


Abb. 1

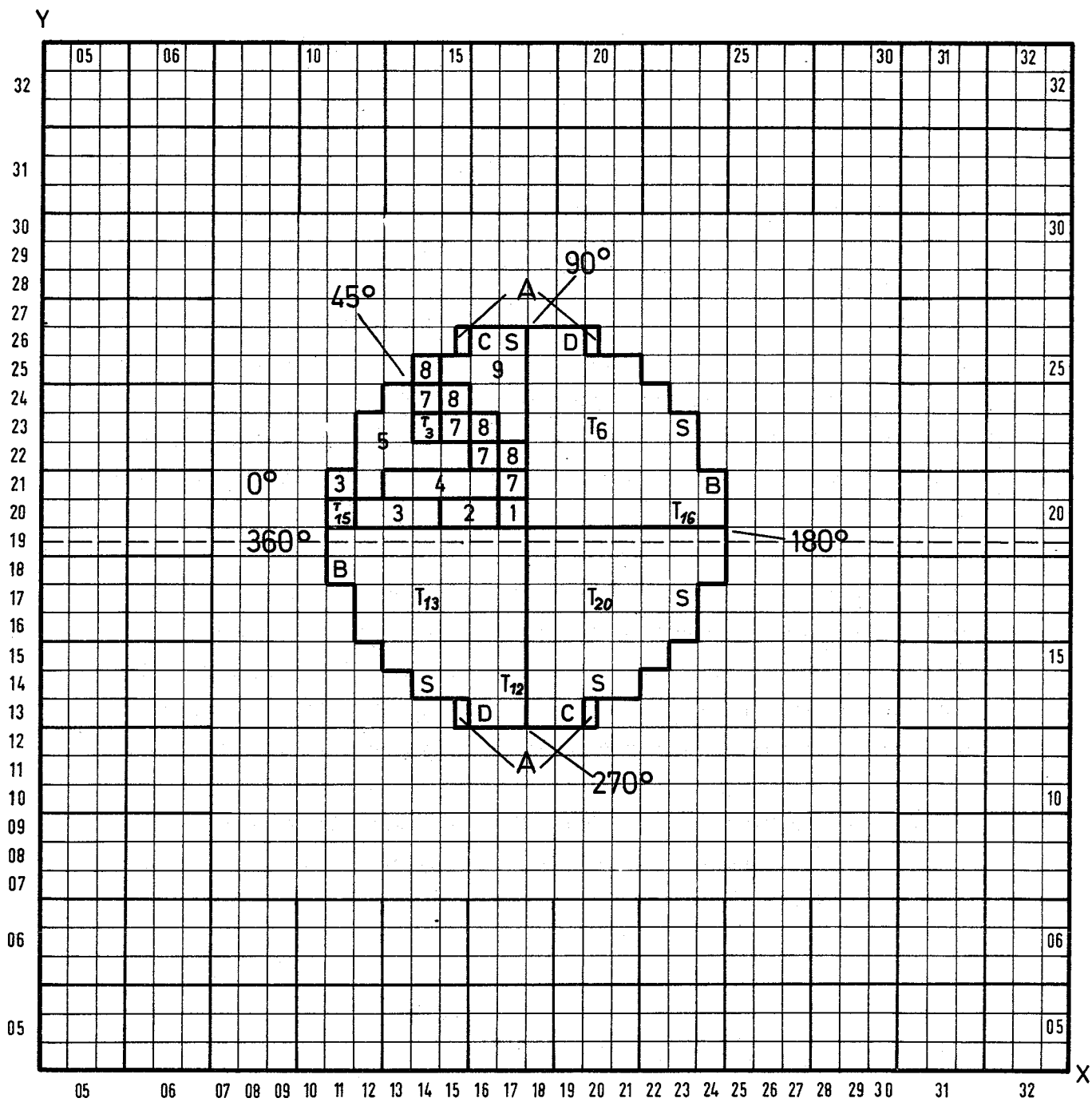
2. Der Grenzflächeneffekt baut sich bis ungefähr zur Substitution eines  $45^{\circ}$ -Sektors auf, bleibt dann bis zum  $315^{\circ}$ -Sektor etwa konstant, und ist bei vollständiger Substitution wieder verschwunden.
3. Der Reaktivitätsbeitrag des 2. Achtelsektors der Substitution ist praktisch nur noch durch den volumenproportionalen Effekt bestimmt. Aus ihm läßt sich daher durch lineare Extrapolation der Effekt einer kompletten Substitution über  $360^{\circ}$  errechnen.

Um die Genauigkeit einer solchen Extrapolation zu überprüfen, wurde an der Anordnung SNEAK-9C, deren Volumen so klein gewählt wurde, daß der Aufbau eines reinen Plutonium-Cores möglich war, eine vollständige Substitution über  $360^{\circ}$  vom Uran-Core 9C-1 zum Plutonium-Core 9C-2 durchgeführt. Der experimentell gefundene Reaktivitätsunterschied zwischen dem Uran- und dem Plutonium-Core wurde mit extrapolierten Werten verglichen, die nach verschiedenen Methoden aus dem Reaktivitätsverlauf beim Aufbau des ersten  $90^{\circ}$ -Sektors ermittelt wurden.

#### Durchführung der Messungen

Die Sektorsubstitution erfolgte in den in Abb. 2 gezeigten Schritten. Im ersten  $90^{\circ}$ -Sektor wurden 9 kleine Schritte verwendet, im weiteren Verlauf waren die Schritte größer. Die Reaktivitätsänderungen wurden mit geeichten Trimmstäben bestimmt. Neueichungen erfolgten nach der Substitution von  $45^{\circ}$ ,  $90^{\circ}$ ,  $180^{\circ}$  und  $270^{\circ}$ .

Zum Abbau von Überschußreaktivität mußten während der Substitution viermal je 2 Elemente entladen werden.



SNEAK - 9C

Substitutionsexperiment

- A, B, C, D Entladeschritte
- T Trimmstäbe
- S Sicherheitsstäbe

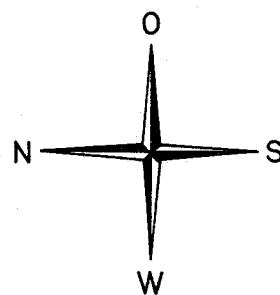


Abb. 2

Im vorliegenden Bericht werden alle Ergebnisse als Reaktivitäten in  $k$  angegeben und ausgewertet. Die für die Auswertung notwendigen  $\beta_{\text{eff}}$ -Werte wurden durch R- $\theta$ -Rechnungen ermittelt. Umrechnungen in andere Maße, wie kritischer Radius oder kritische Elementzahl /2/, können bei ungenauer Kenntnis des Wertes von  $\frac{dk}{dr}$  in Abhängigkeit von  $r$ , bzw. des Randelementwertes für verschiedene Positionen zu zusätzlichen Unsicherheiten führen.

Vergleich der geometrischen Konfiguration in den Substitutions-  
experimenten SNEAK-2A/2B und SNEAK-9C-1/9C-2

Geometrie und Substitutionsschritte für die beiden betrachteten Anordnungen können in Abb. 1 und 2 verglichen werden. In beiden Fällen wurde zu Beginn in mehreren kleinen Schritten der Aufbau des Grenzflächeneffekts untersucht und im weiteren Verlauf die Substitution in Schritten von  $45^\circ$  oder  $90^\circ$  durchgeführt. In der Vorgehensweise bestanden im einzelnen folgende Unterschiede:

Um Interpretationsschwierigkeiten an der "Spitze" der Sektoren (im Core-Mittelpunkt) zu vermeiden, wurde in SNEAK-2A vor Beginn der Sektorsubstitution eine zentrale Pu-Zone, bestehend aus 16 Elementen, eingebracht. In SNEAK-9C wurde dieser Schritt unterlassen.

Für die kleinen Substitutionsschritte zu Beginn des Experiments, zur Untersuchung des Grenzflächeneffekts, wurden in SNEAK-2B regelmäßige radiale Reihen von Elementen, in SNEAK-9C verschiedene unregelmäßige geformte Ausbaustufen der ersten beiden Achtelsek-

---

/2/ W. Scholtyssek  
Messungen an der Anordnung SNEAK-9C  
KFK-1274/1, S. 121-1

toren gewählt. Die regelmäßigen Reihen in SNEAK-2B hatten den Vorteil, daß sie stets gleichviele Elemente der Innen- und Außenzone enthielten. Beim Übergang zum Achtelsektor war jedoch eine teilweise Rückladung erforderlich. Im Einzonen-Core SNEAK-9C war dieses Verfahren nicht notwendig.

### Ergebnisse und Auswertung

#### Extrapolation zum reinen Pu-Core

Tabelle 1 sowie Abbildungen 3 und 4 zeigen die Ergebnisse für die Reaktivitäten der einzelnen Substitutionsschritte in SNEAK-9C.

Die Extrapolation der Meßpunkte im ersten  $90^\circ$ -Sektor zum voll substituierten Core kann auf verschiedene Weise durchgeführt werden.

1. Es werden nur die Meßpunkte bei  $45^\circ$  und  $90^\circ$  verwendet. Es wird angenommen, daß sich in diesem Bereich der Grenzflächeneffekt nicht mehr ändert. Es wird also der Reaktivitätseffekt des zweiten substituierten Achtelsektors proportional auf das Voll-Core übertragen. Dies erfolgt entweder

- a) über die Anzahl der substituierten Elemente unter der Annahme, daß die radiale Verteilung im Achtelsektor und im Voll-Core die gleiche ist oder
- b) über die Summe der mit einem gerechneten  $\phi(r)\phi^+(r)$  gewichteten Elemente unter der Annahme, daß durch diese Wichtung für Abweichungen in der radialen Elementverteilung zwischen Voll-Core und Achtelsektor richtig korrigiert wird.



Tabelle 1 Ergebnisse des Substitutionsexperiments 9C-1/9C-2

	<u>Substitutions-</u>	<u>Wert der</u>	<u>Integraler Wert</u>
	<u>schritt</u>	<u>Einzelschritte</u> ( % $\Delta k$ )	( % $\Delta k$ )
Eichung 9C-1 Annahme: Stabwert in k ist konstant	1	0.047	0.047
	2	0.075	0.122
	3	0.041	0.163
	4	0.115	0.278
	5	0.034	0.312
	6		
	7	0.080	0.392
	8	0.046	0.438
	9	0.069	0.507
Eichung nach jedem Substitutionsschritt	0 - 45°	0.317	0.317
	45 - 90°	0.187	0.504
	90 - 180°	0.386	0.890
	180 - 270°	0.359	1.249
	270 - 360°	0.284	1.533

1)

<u>Elementgruppe</u>	<u>nach</u> <u>Substitutionsschritt</u>	<u><math>\Delta k</math></u>
A (4 Halbelemente)	45°	0.257
B (2 Elemente)	90°	0.286
C (2 Elemente)	180°	0.298
D (2 Elemente)	270°	0.289

Wert der Entladeschritte:

<u>Elementgruppe</u>	<u>nach</u> <u>Substitutionsschritt</u>	<u><math>\Delta k</math></u>
A (4 Halbelemente)	45°	0.257
B (2 Elemente)	90°	0.286
C (2 Elemente)	180°	0.298
D (2 Elemente)	270°	0.289

1) Der Sektor mit dem Nominalwert 45° ist in Wirklichkeit etwas größer. Er enthält 19 Elemente plus 1 Kontrollstab.

(Der 90° Sektor enthält 34 Elemente plus 3 Kontrollstäbe.)

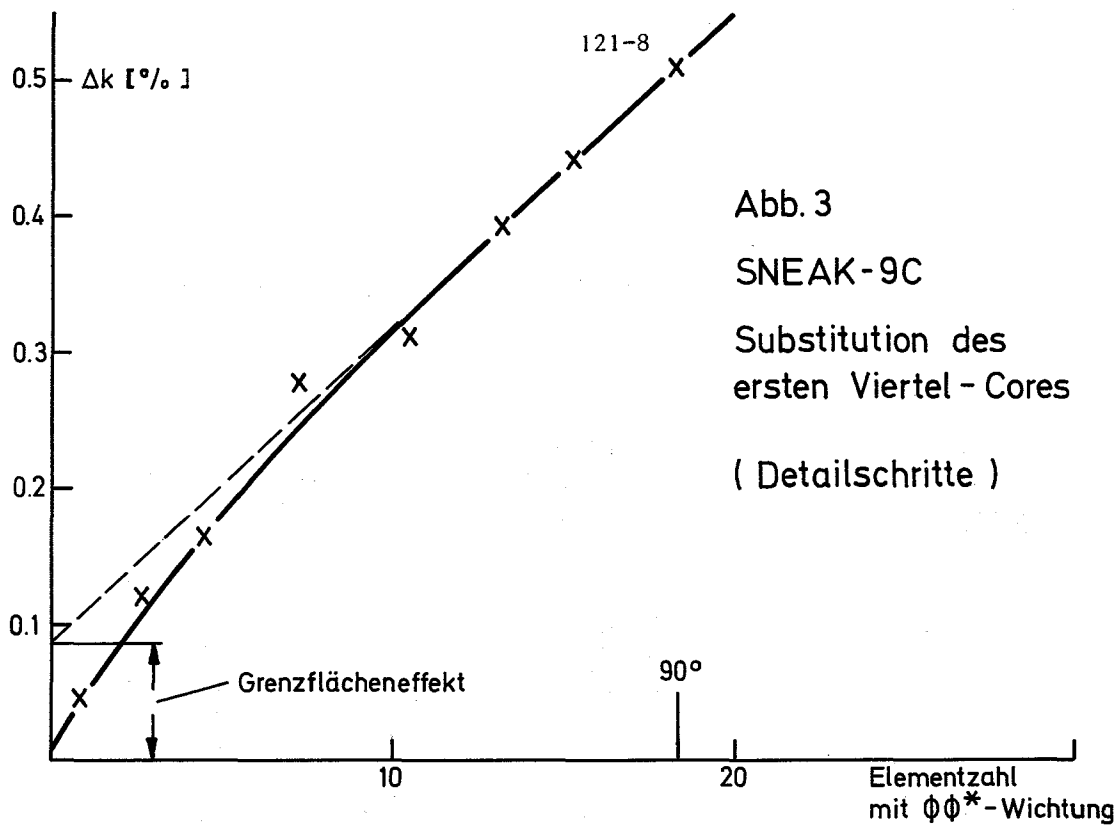


Abb. 3  
 SNEAK-9C  
 Substitution des  
 ersten Viertel - Cores  
 ( Detailschritte )

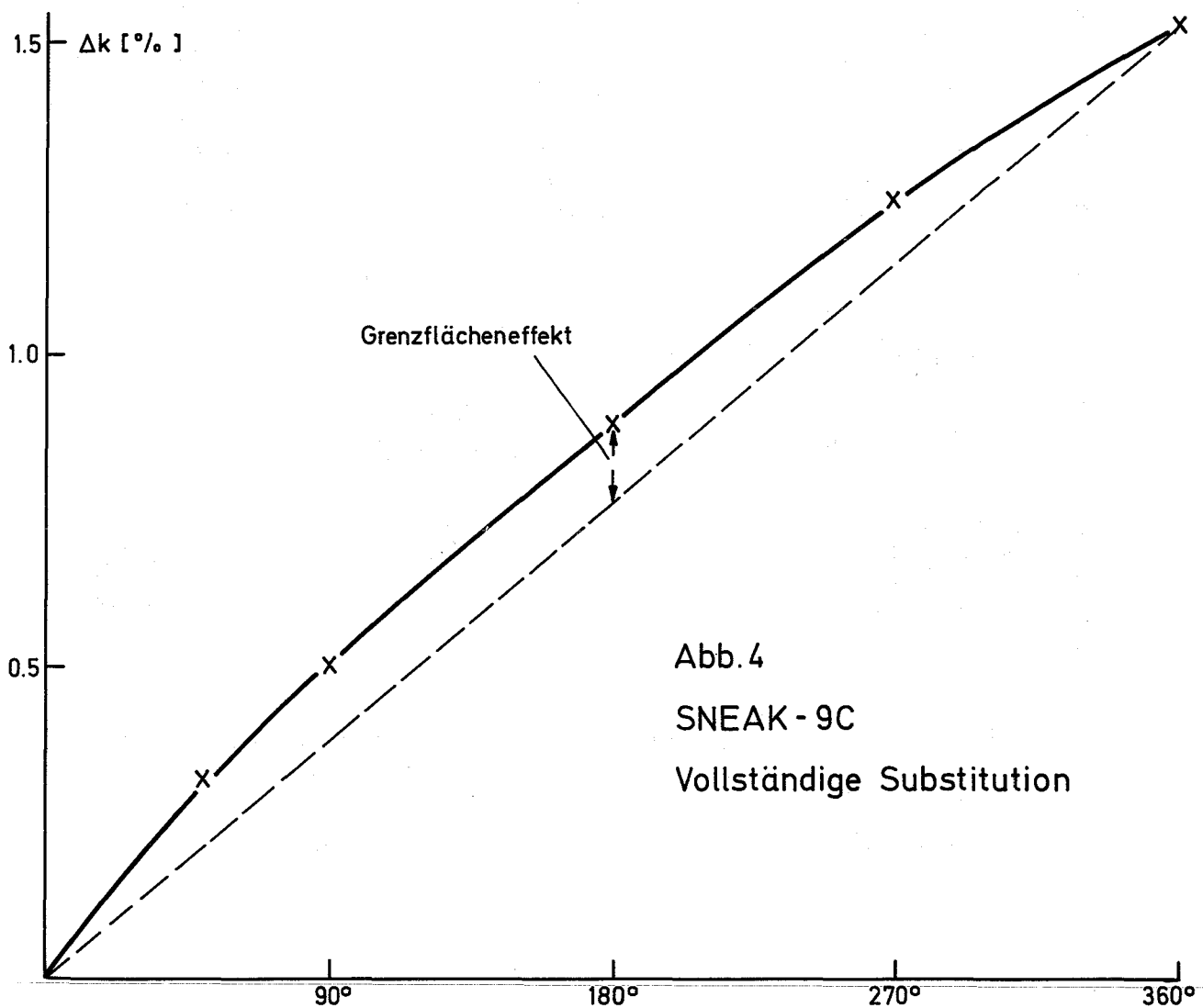


Abb. 4  
 SNEAK-9C  
 Vollständige Substitution

2. Es werden die Reaktivitäten aller gemessenen Einzelschritte zwischen 0 und  $90^\circ$  herangezogen. Da kleine Umladeschritte von der idealen Sektorform zwangsläufig erheblich abweichen, erfordert auch ein solches Verfahren stets eine Wichtung mit  $\phi(r)\phi^+(r)$  wie im Fall 1b und unterliegt auch den gleichen Voraussetzungen, d.h., daß es sich um ein Einzonen-Core handelt und der Reaktivitätsunterschied im wesentlichen auf Spaltung und Absorption beruht.

Aus der graphischen Darstellung der experimentellen Ergebnisse (Abb. 4) wird die asymptotische Steigung bestimmt, die dem gesuchten Volumeneffekt entspricht.

Die Substitution SNEAK-9C-1/9C-2 konnte nach allen drei Verfahren ausgewertet werden, SNEAK-2A/2B dagegen nur nach Verfahren 1a, da in dem Zweizonen-Core eine Wichtung mit  $\phi(r)\phi^+(r)$  oder eine Hinzunahme von Zwischenschritten, die von der Sektorform abweichen, nicht sinnvoll war.

Tabelle 2      Ergebnisse der Extrapolation

Methode	$\Delta k$ (%)	
	2A/2B	9C-1/9C-2
Nur Achtel- und Viertelsektor, keine Wichtung (1a.)	0.81	1.69
Nur Achtel- und Viertelsektor, $\phi(r)\phi^+(r)$ Wichtung (1b.)		1.75
Mit allen Zwischenschritten, $\phi(r)\phi^+(r)$ Wichtung, graphische Auswertung (2.)		1.68
Experimentelles $\Delta k$ für Vollsubstitution		1.53

Tabelle 2 zeigt das Ergebnis der Auswertung. Die Extrapolationsergebnisse für die Substitution SNEAK-9C-1/9C-2 streuen um etwa 0.1%  $\Delta k$  und liegen im Mittel 0.2%  $\Delta k$  über dem experimentellen Ergebnis für die vollständige Substitution.

Die Tatsache, daß der Reaktivitätseffekt der vollen Substitution durch die Extrapolation leicht überschätzt wird, läßt sich am besten dadurch erklären, daß der Grenzflächeneffekt beim Einbringen des 2. Achtelsektors nicht konstant bleibt, sondern noch etwas höher wird. Dies ist auch aus der Ergebniskurve für die Gesamtsubstitution (Abb. 4) unmittelbar ersichtlich. Bei detaillierter Betrachtung der Ergebnisse von SNEAK-2B /1/ wird auch klar, daß für die Geometrie von SNEAK-9C ein solches Verhalten zu erwarten ist. In SNEAK-2B zeigte die Substitution von einzelnen Elementreihen, daß der Grenzflächeneffekt seine volle Größe erst erreicht, wenn die substituierte Zone etwa eine Breite von 20 cm hat. In der Nähe der Spitze des Achtelsektors von SNEAK-9C ist die Breite der substituierten Zone noch wesentlich geringer. Daraus läßt sich das weitere Anwachsen des Effekts bei Fortführung der Substitution erklären.

In SNEAK-2B wurde durch Einsatz der zentralen Zone das Auftreten einer Sektorspitze vermieden. Es ist daher anzunehmen, daß in diesem Core die Extrapolation den tatsächlichen Wert für vollständige Substitution nicht oder nur sehr wenig überschätzt.

Das Auftreten der Abweichung von 0.2% in der Auswertung des Substitutionsexperiments SNEAK-9C bestätigt die bisher angenommene Größenordnung (0.3%) der Unsicherheit.

Daraus ergibt sich für die Reaktivität eines Pu-Cores der Komposition SNEAK-2B von der Größe des Referenzcores SNEAK-2A

$$k_{\text{exp}} = 1.0081 \pm 0.003 .$$

Veröffentlichungen zu 1213:

- (1) F. Helm, GfK-IASR / H. Spenke, Interatom  
Zur Vorhersage physikalischer Kenngrößen für das Langzeit-  
verhalten schneller Reaktoren  
Atomkernenergie Band 25, Nr. 2 (1975) S. 153
  
- (2) M. Pinter, W. Scholtyssek, P. Fehsenfeld, GfK Karlsruhe  
H.A.J. van der Kamp, W.H.J. Quaadvliet, RCN Petten  
A. Fabry, G. and S. DeLeeuw, F. Cops, CEN-SCK Mol  
J.A. Grundl, D. Gilliam, C. Eisenhauer, NBS / USA  
Interlaboratory comparison of absolute fission rate and uranium-238  
capture rate measurements in the Mol-ΣΣ secondary intermediate-  
energy standard neutron field  
Proceedings of the Conference on Nuclear Cross Sections and  
Technology, March 1975, Washington, D.C. / USA
  
- (3) F. Helm, G. Jourdan  
Die kompakte Anordnung - eine neue Methode zur Simulation  
schneller Brutreaktoren in kritischen Anlagen  
Reaktortagung April 1975, Nürnberg, S. 233
  
- (4) G. Jourdan, R. Böhme, P. Fehsenfeld, W. Scholtyssek  
Experimentelle Bestimmung der Brutrate in einem Plutonium-Core  
Reaktortagung April 1975, Nürnberg, S. 237

1215 Wirkungsquerschnittsmessungen1215.1 Van-de-Graaff-Beschleuniger<sup>G</sup>

(H. Beer, A. Ernst, F. Käppeler, D. Roller,  
G. Rupp, H. Schreiber, IAK)

1. Betrieb und Ausbau des Beschleunigers

Im Frühjahr wurde der Beschleuniger für Umbauarbeiten im Terminal einen Monat lang stillgelegt. Während dieser Zeit wurde auch das Strahlführungssystem teilweise umgebaut. Dadurch konnte das Vakuum in der Beschleunigungsstrecke verbessert werden, und durch automatische Sicherheitsschaltungen wurde die Zuverlässigkeit des Beschleunigers erhöht. Ferner wurde die Möglichkeit zur Feinjustierung des Ionenstrahles geschaffen und die Energieschärfe des Beschleunigers erheblich verbessert. Durch diese Maßnahmen bekamen die Experimentatoren eine höhere Strahlintensität bei gleichzeitig geringeren Intensitätsschwankungen.

Trotz dieser Umbauphase konnten 2480 Stunden Meßzeit im ersten Halbjahr 1975 bereitgestellt werden. Für die geplante Automatisierung des Beschleunigerbetriebes wurden erste Arbeiten durchgeführt. So wurde ein computergesteuertes System zur Messung der Pulsbreite des Beschleunigers (Subnanosekundenbereich) aufgebaut und im Langzeitbetrieb erfolgreich erprobt.

2. Messung des Verhältnisses von Einfang-zu-Spaltung,  $\alpha$ , für  $^{235}\text{U}$  im Energiebereich 10 - 500 keV

Das Experiment zur Bestimmung von  $\alpha$  wurde im Berichtszeitraum durchgeführt. Der Energiebereich wurde durch Läufe mit verschiedenen maximalen Neutronenenergien ( $E_{\text{max}} = 60, 120, 200, 300, 400, 500 \text{ keV}$ ) bei entsprechenden Targetdicken überdeckt. Die experimentelle Methode besteht darin, die Spaltereignisse einer Spaltkammer, die eine dünne U-235 Probe enthält, mit den Ereignissen eines Flüssigszintillationstanks, der Einfang und Spaltung einer dicken Probe nachweist, zu vergleichen. Spaltung und Einfang im Tank werden durch Koinzidenz mit einem Spaltneutronendetektor unterschieden. Das Experiment erforderte lange Meßzeiten wegen der geringen Ansprechwahrscheinlichkeit des Spaltneutronendetektors im Vergleich zum Tank und der daraus resultierenden geringen Koinzidenzrate. Durch die gleichzeitige Bestimmung von Spaltung und Einfang besteht die Hoffnung, den Fehler in  $\alpha$  minimal halten zu können. Die Auswertung der Meßergebnisse ist im Gange.

<sup>G</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/4, S. 121-13

### 3. Wirkungsquerschnitte von Transuranisotopen

Eine erste Meßzeit zur Bestimmung des Einfangquerschnitts von  $^{240}\text{Pu}$  konnte vor der Kerndatenkonferenz in Washington aus Zeitmangel nicht mehr erfolgreich beendet werden. Nach einer Reihe von experimentellen Verbesserungen soll die Messung im Oktober dieses Jahres wiederholt werden.

Da weder für  $^{240}\text{Pu}$  noch für  $^{242}\text{Pu}$  vollständige Informationen über den totalen Wirkungsquerschnitt vorlagen, wurde für beide Isotope eine Messung von  $\sigma_T$  im Energiebereich von 20 - 550 keV durchgeführt. Die entsprechenden Transmissionsproben wurden wiederum vom IMF III abgefüllt. Die Zeitauflösung der Messung betrug 0.8 ns/m, und die statistische Unsicherheit liegt ungefähr zwischen 1 und 4 %. Die Analyse der Meßdaten ist noch im Gange, Ergebnisse werden im nächsten Bericht mitgeteilt.

Die vorwiegend in Ispra durchgeführten Vorarbeiten zu einer gemeinsamen Messung des Spaltquerschnitts von  $^{241}\text{Am}$  zielen vor allem darauf ab, das Problem des  $\alpha$ -Untergrundes zu reduzieren. Wegen der sehr kurzen Halbwertszeit von 433 a beträgt die  $\alpha$ -Aktivität der vorgesehenen Meßprobe  $1.2 \times 10^8$  dps. Diese hohe  $\alpha$ -Rate führt zu beträchtlichem Pile-up, so daß die Diskriminierung zwischen  $\alpha$ -Teilchen und Spaltfragmenten sehr schwierig wird. Es wird angestrebt, den  $\alpha$ -Untergrund über die längere Reichweite der  $\alpha$ -Teilchen zu unterdrücken. Diese Vorarbeiten können voraussichtlich im November beendet werden.

### 4. Resonanzen mittelschwerer Kerne

Mit derselben Transmissionsanordnung wie für die Pu-Isotope wurde auch der totale Wirkungsquerschnitt von  $^{58}\text{Fe}$  gemessen. Dieses Isotop ist das letzte einer großen Serie am Van-de-Graaff gemessener Strukturmaterialien. Die mit zwei verschiedenen Probendicken ausgeführte Messung hatte ebenfalls eine Zeitauflösung von 0.6 - 0.8 ns/m. Die gegenwärtig durchgeführte Analyse gestaltet sich deshalb schwierig, da das  $^{58}\text{Fe}$  nur auf 65 % angereichert für die Messungen zur Verfügung stand und zur Korrektur genaue Resonanzparameter bis 300 keV der anderen Fe-Isotope erforderlich sind.

## 5. $\gamma$ -Produktionsquerschnitte

Zur Vervollständigung der im Energiebereich 7-70 keV durchgeführten Messung hochenergetischer  $\gamma$ -Übergänge von Neutronenresonanzen am  $^{58,60}\text{Ni}$  und  $^{56}\text{Fe}$  wurde die Ansprechwahrscheinlichkeit des verwendeten Ge(Li)-Detektors bestimmt. Damit ist es jetzt möglich, unabhängig von Ergebnissen anderer Autoren partielle Einfangbreiten der untersuchten Linien anzugeben. Die Messung der Ge(Li)-Ansprechwahrscheinlichkeit  $\epsilon$  im  $\gamma$ -Energiebereich von 0,9 bis 11 MeV wurde mit Hilfe der  $\gamma$ -Kaskaden nach thermischem Neutroneneinfang an Stickstoff, Chlor, Chrom und Kohlenstoff relativ gemessen. Für die Normierung dieser Relativwerte wurden verschiedene Eichpräparate benutzt. Abb 5 zeigt die Energieabhängigkeit von  $\epsilon$  für eine punktförmige Quelle in einem Abstand von 9 cm von der Stirnfläche des Ge(Li)-Detektors. Die Fehlerbalken enthalten den statistischen Fehler und die Unsicherheit in den aus der Literatur entnommenen relativen Intensitäten. Die Unsicherheit von  $\epsilon$  ist im allgemeinen mit 5-6 % merklich kleiner als die Fehlerbalken der Einzelpunkte, da durch die Kombination vieler Isotope und durch die Verwendung genauer Eichquellen systematische Fehler weitgehend ausgeschaltet wurden.



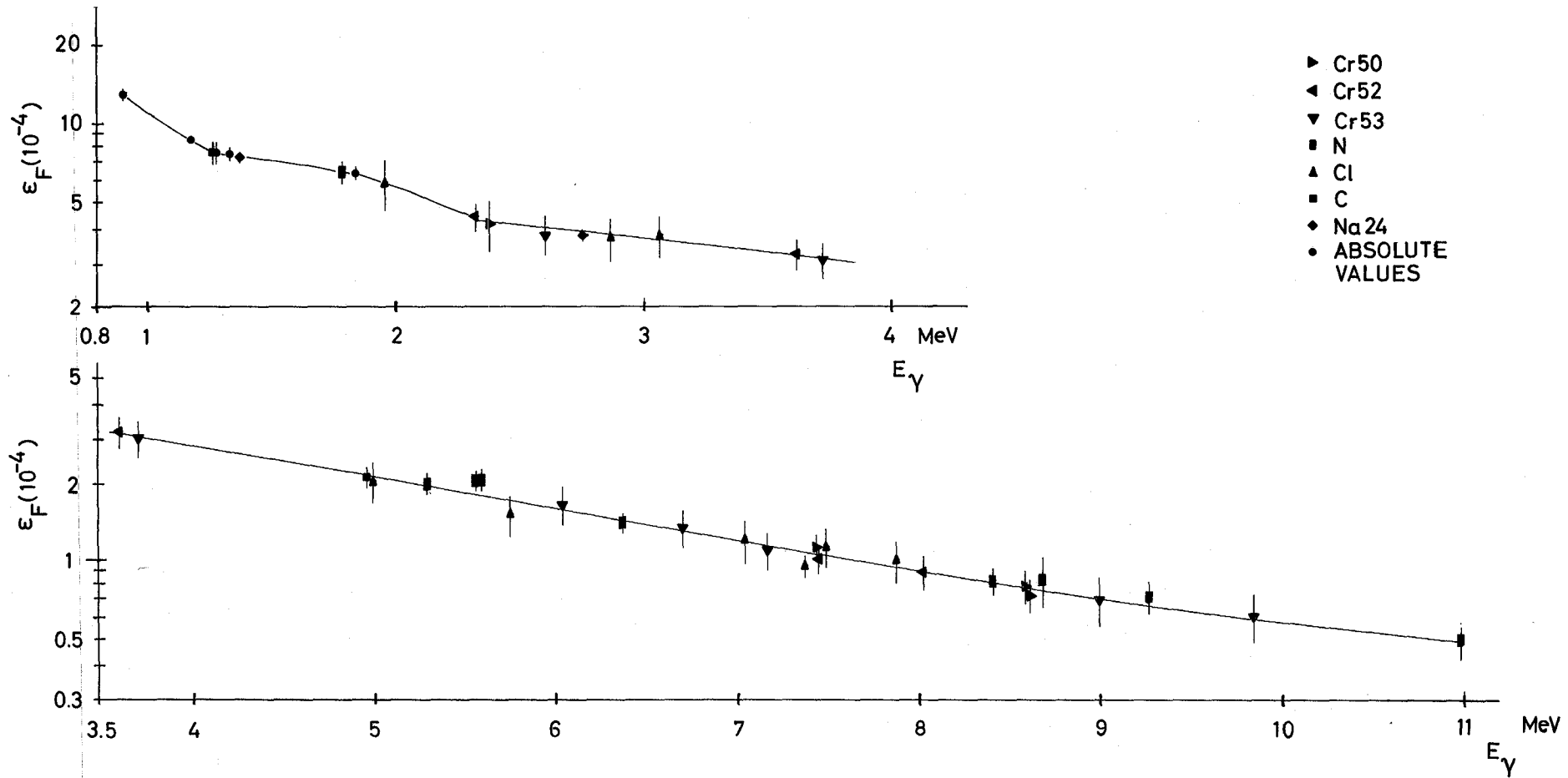


Abb. 5 Photopeakansprechwahrscheinlichkeit für punktförmige Quelle im Abstand 9 cm von der Stirnfläche des Ge(Li)-Detektors. Least squares fit an die Datenpunkte.

1215.2 Kerndatenmessungen am Zyklotron<sup>G</sup>

(S. Cierjacks, D. Erbe, K. Kari, B. Leugers, G. Schmalz,  
I. Schouky, F. Voß, IAK)

1. Ausbau des Spektrometers

Wegen der ungünstigen Stromverhältnisse während der letzten Meßzeit im Okt./Nov. 1974 wurden im April/Mai 1975 zwei Wochen Strahlzeit am Zyklotron angesetzt, bei der diese Verhältnisse unter verschiedenen Bedingungen systematisch untersucht wurden. Der bei 100 kHz auf das Urantarget abgelenkte Deuteronenstrom konnte dabei von bisher ca. 10  $\mu\text{A}$  auf 15  $\mu\text{A}$  gesteigert werden (bei nur 1  $\mu\text{A}$  auf der Gabel des Außen-deflektors und 2.5  $\mu\text{A}$  auf dem Nord-Dee-Target), und es erscheint möglich, in Zukunft bis zu 20  $\mu\text{A}$  zu erreichen.

Der Bau der Meßstation für die (n,x)-Streukammer am 15 m Flugweg ist nahezu abgeschlossen. Mit der Verlegung der Impulskabel soll in diesem Sommer begonnen werden.

2. Differentielle elastische Streuquerschnitte

Die Auswertung der differentiellen elastischen Streuquerschnitte von O und Si erfolgt im Rahmen einer Doktorarbeit. Zur Neutronenflußbestimmung wurden bei diesem Experiment zwei Gasszintillationszähler (für  $E_{n\nu} < 6$  MeV und  $E_{n\nu} > 6$  MeV) eingesetzt. Die Programme zur Flußberechnung bei niedrigen Energien ( $< 6$  MeV) sind fertiggestellt. Der Fluß für die Si-Messung liegt in diesem Energiebereich vor. Die Berechnung der Ansprechvermögen der zehn Streudetektoren wird z.Zt. durchgeführt. Erste Ergebnisse für die Wirkungsquerschnitte sind im Herbst 1975 zu erwarten.

Die Auswertung der Fe-Messungen (10 Winkel bei 60 m Flugweg, 3 Winkel bei 190 m) wurde, wie mit PSB-PL vereinbart, zunächst zurückgestellt.

3.  $\gamma$ -Produktionsquerschnitte nach inelastischer Neutronenstreuung

Die Auswertung der  $\gamma$ -Produktionsquerschnitte von Cr, Ni und U wurde fortgesetzt. Erste Ergebnisse für  $^{52}\text{Cr}$  ( $E_{\gamma} = 1434$  keV),  $^{58}\text{Ni}$  ( $E_{\gamma} = 1454$  keV) und  $^{60}\text{Ni}$  ( $E_{\gamma} = 1333$  keV) liegen vor (4).

<sup>G</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/4, S. 121-17

In Abb. 6 ist als Beispiel die Anregungsfunktion für  $E_\gamma = 1454$  keV in  $^{58}\text{Ni}$  zwischen der Schwelle und 4,5 MeV zusammen mit Vergleichsdaten anderer Autoren wiedergegeben. Bei den eigenen Daten fehlten noch die Korrekturen für  $\gamma$ -Selbstabsorption, Vielfachstreuung und Flußdepression. Mit der Korrektur für die Selbstabsorption wurde inzwischen begonnen. Die Änderung der bisher vorhandenen Programme für die beiden anderen Korrekturen wird in Kürze in Angriff genommen.

Bei der Uranmessung konnte bei gleicher Neutronenergieauflösung keine ebenso gute statistische Genauigkeit erzielt werden. Dafür gibt es zwei Gründe: 1) der hohe Comptonuntergrund aus der natürlichen Radioaktivität des Urans und 2) die Verwendung einer relativ dünnen Streuprobe, um die hohe Selbstabsorption in Grenzen zu halten. Daher wird man mehrere Kanäle zusammenfassen müssen, was allerdings kein schwerwiegender Nachteil ist, da beim Uran keine ausgeprägten Strukturen mit Breiten von nur wenigen keV zu erwarten sind.

#### 4. Totale Wirkungsquerschnitte

Während der unter Punkt 1 erwähnten Teststrahlzeit wurden ergänzende Transmissionsmessungen der Elemente O, Al, Mg und Fe durchgeführt. Diese sollen zusammen mit den früheren Messungen ausgewertet werden.

#### 5. Spaltquerschnittsmessungen von $^{239}\text{Pu}$ und $^{240}\text{Pu}$

Für die Spaltquerschnittsmessungen von Plutonium wurden zwei neue Spaltkammern gebaut. Ihr Verhalten bei den zu erwartenden hohen Untergrundzählraten ( $\sim 10$  MHz) wurde getestet. Da bei den Pu-Messungen die Stabilität der Schwellen und der Verstärkung von größerer Bedeutung ist als bei den früher durchgeführten Untersuchungen an Uran, wird für alle Detektoren ein neues Überwachungssystem mit Hilfe von Luminiszenzdioden entwickelt. Die für Aug./Sept. 1975 vorgesehene Meßzeit muß wegen Personalmangel ausfallen. Der nächste dafür vorgesehene Termin ist jetzt Nov./Dez. 1975. Da bis dahin die 15 m-Meßstation fertiggestellt sein soll, wird jetzt erwogen, das Experiment dort durchzuführen, um durch die höhere Intensität ein besseres Verhältnis von Nutzzählraten zu Untergrund zu erhalten.

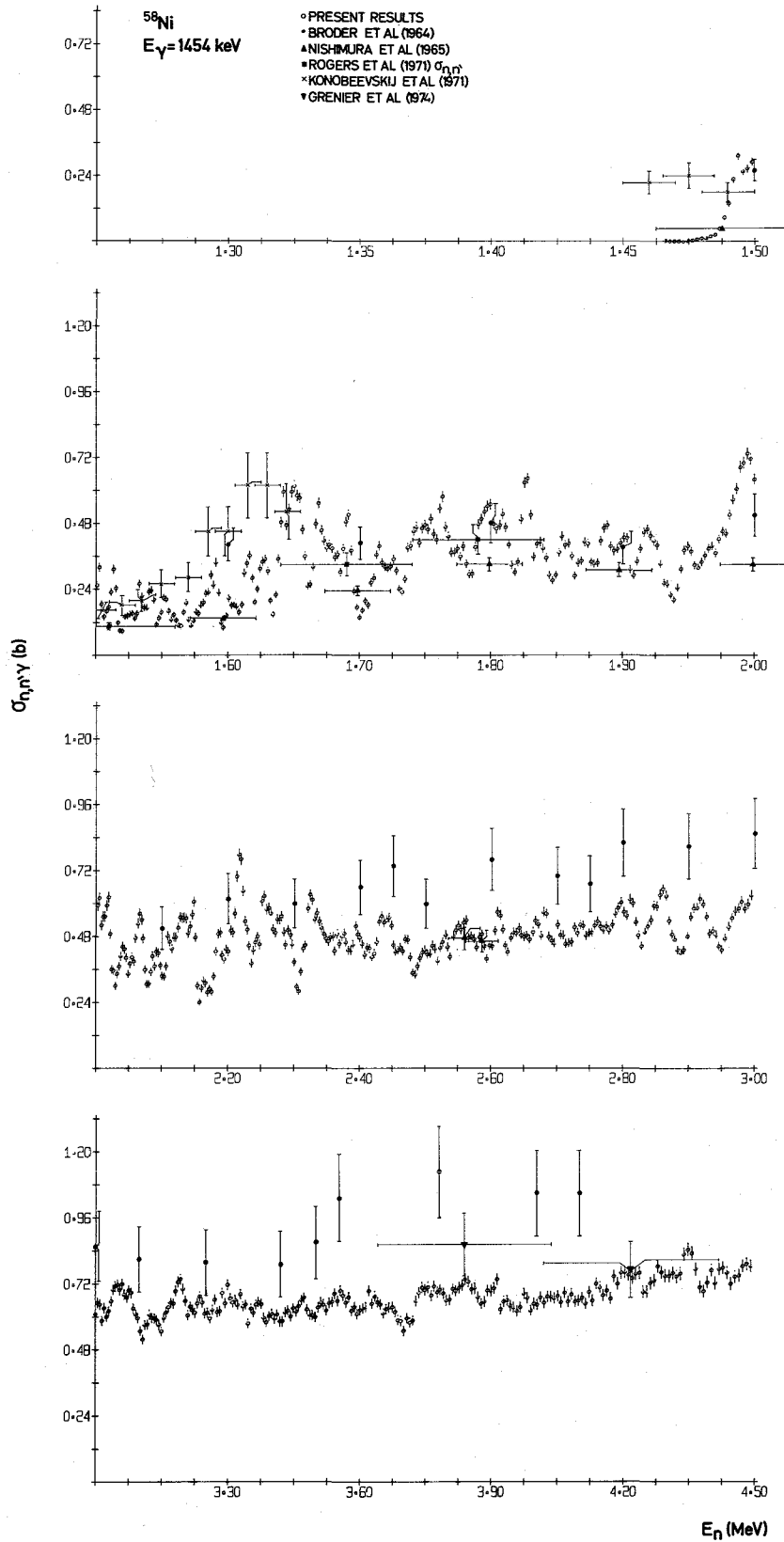


Abb. 6  $\gamma$ -Produktionsquerschnitt für  $E_\gamma = 1454 \text{ keV}$  in  $^{58}\text{Ni}$

Veröffentlichungen zu 1215

- (1) H. Beer, R.R. Spencer,  
F. Käppeler High Energy  $\gamma$ -Ray Transitions of  $^{56}\text{Fe}$   
Resonances in the Energy Range 7-70 keV.
- Conference on Nucl. Cross Sections and  
Technology, Washington, 1975
- (2) R.R. Spencer, F. Käppeler Measurement of the  $^{238}\text{U}$  Capture Cross Section  
Shape in the Neutron Energy Region 20 to 550  
keV.
- Conference on Nucl. Cross Sections and  
Technology, Washington, 1975
- (3) F. Käppeler, R.-E. Bandl The Average Number of Prompt Neutrons,  $\bar{\nu}_p$ ,  
from Neutron Induced Fission of  $^{235}\text{U}$  Between  
0.2 and 1.4 MeV.
- Conference on Nucl. Cross Sections and  
Technology, Washington, 1975  
Annals of Nucl. Science and Engineering  
(im Druck)
- (4) F. Voss, S. Cierjacks,  
D. Erbe, G. Schmalz Proc. of the Conf. on Nucl. Cross Sections  
and Technology, Washington, D.C.,  
3 - 7 March 1975; paper IB 17 (to be  
published).

1. The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions. This is essential for ensuring the integrity of the financial statements and for providing a clear audit trail. The records should be kept up-to-date and should be easily accessible to all relevant parties.

2. The second part of the document outlines the procedures for handling any discrepancies or errors that may arise. It is important to identify the source of the error and to take appropriate steps to correct it. This may involve reviewing the original documents and consulting with the relevant staff members.

3. The third part of the document describes the process for reconciling the accounts. This involves comparing the internal records with the external statements and ensuring that they agree. Any differences should be investigated and explained.

4. The fourth part of the document discusses the importance of regular reviews and audits. This helps to ensure that the financial statements are accurate and that the company is complying with all relevant regulations. It also provides an opportunity to identify areas for improvement and to take corrective action.

5. The fifth part of the document outlines the responsibilities of the various staff members involved in the financial reporting process. It is important to ensure that everyone understands their role and is working towards the same goals.

122            REAKTORTHEORIE

1222           Beschreibung eines SNR Benchmark-Problems zum Test von  
Diffusions-Rechenprogrammen; erste Testergebnisse

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

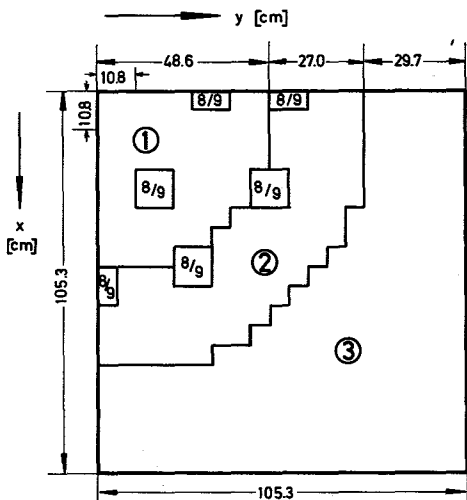
Zur Auslegung und zur Beschreibung des Betriebsverhaltens großer Leistungsreaktoren sowie zur Planung und Auswertung reaktorphysikalischer Experimente ist die Kenntnis der Neutronenverteilung im Phasenraum (Ort, Energie) erforderlich.

Zur Berechnung dieser Neutronenverteilung wurde eine ganze Reihe von unterschiedlichen Methoden und Verfahren entwickelt. Einerseits wurden Rechenprogramme bereitgestellt oder von auswärtigen Instituten übernommen, die mit möglichst genauen mathematischen Modellen annähernd exakte Ergebnisse liefern und die dafür einen sehr hohen Aufwand an Rechenzeit und Computerkosten erfordern. Andererseits wurden für Parameterstudien Rechenprogramme entwickelt, mit denen unter Verwendung einfacherer mathematischer Modelle und einem erträglichen Aufwand Näherungslösungen berechnet werden können.

Der Grad der Übereinstimmung solcher Näherungslösungen mit der exakten Lösung muß für neue Problemstellungen immer wieder überprüft werden. Außerdem ist es erforderlich, exakte Effektivitätsvergleiche zwischen den einzelnen Rechenmethoden und Rechenprogrammen durchzuführen.

Um solche Vergleichsrechnungen zu ermöglichen, wurde für den Bereich der Berechnung schneller Brutreaktoren in Diffusionsnäherung ein "Benchmark-Problem" ausgearbeitet, das auch beim Test neuer Programmentwicklungen wertvolle Dienste leistet.

Dieses Benchmark-Problem entstand aus dem Mark I Core-Entwurf des SNR-300 und soll Vergleichsrechnungen in 2- und 3-Raumdimensionen in XYZ- und AZ-Geometrie ermöglichen. Es wurde außerdem etwas an die Eingabekonventionen der für den Vergleich in Aussicht genommenen Rechenprogramme angepaßt (CITATION, KADI, D3D, KASY für 3 Raumdimensionen; DIXY, TRIBU, HEXAGA II und GAUGE für 2 Raumdimensionen).

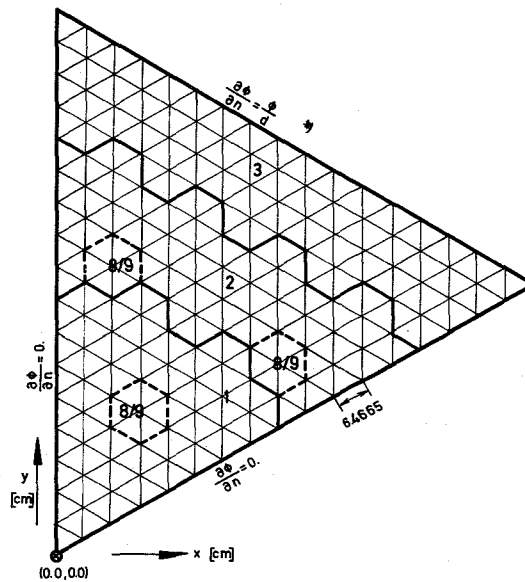


Randbedingungen:

Linker und oberer Rand:  $\frac{\partial \phi}{\partial n} = 0$ .

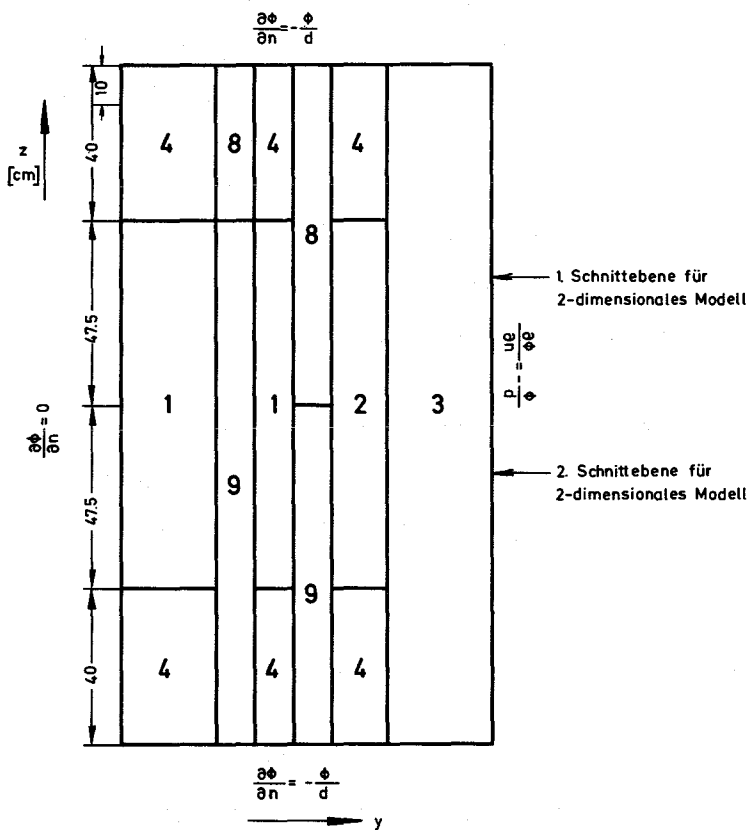
sonst:  $\frac{\partial \phi}{\partial n} = -\frac{\phi}{d}$

Grundriß des Benchmarkproblems in x-y-z-Geometrie



Grundriß des Benchmarkproblems für Dreiecksgeometrie

Abb. 1



- 1: INNERE CORE-ZONE
- 2: ÄUSSERE CORE-ZONE
- 4: AXIALES BLANKET
- 3: RADIALES BLANKET
- 8: KONTROLLSTAB
- 9: FOLLOWER

$d = 0.71 \cdot \lambda_{tr}$

Aufriß des Benchmarkproblems in x-y-z-Geometrie



In Abb.1 ist dieses Benchmark-Problem im Aufriß und mit jeweils einem Grundriß für xy- und  $\Delta$ -Geometrie dargestellt. Um die Rechenzeit und die Eingabevorbereitung klein zu halten, wurden große homogene Reaktorzonen und eine Beschränkung auf 4 Energiegruppen gewählt. Die Kontroll- und Regelstäbe sind in verschiedener Höhe eingefahren, damit eine 3-dimensionale Problemstellung simuliert werden kann.

#### Beschreibung des Modells in $\Delta$ Z-Geometrie

Der  $60^\circ$ -Ausschnitt des Reaktors hat Symmetrierandbedingungen an zwei Seiten, so daß ein  $360^\circ$ -Modell leicht gebildet werden kann. Die Randbedingung auf dem äußeren Rand ist  $\frac{\partial \Phi}{\partial n} = -\frac{\Phi}{d}$ . Die Kontrollstäbe in der 2.Corezone sind bis zur Hälfte ins Core eingefahren, der Stab in der inneren Corezone endet dagegen an der unteren Grenze des oberen Blankets.

Als konsistente 2-dimensionale Modelle wurden hieraus 2 Ebenen ausgewählt:

1. Ein Schnitt durch die Corezone 1 und 2 und das radiale Blanket senkrecht zur z-Achse, so daß in der inneren Stabposition Nachfolgermaterial (Mischung 9) und in den äußeren Stabpositionen Absorbermaterial (Mischung 8) angetroffen wird.
2. Ein Schnitt wie bei 1, jedoch in einer Höhe, daß in den Stabpositionen nur Nachfolgermaterial angetroffen wird.

#### Beschreibung des Modells in XYZ-Geometrie

Der Aufbau des Modells in Z-Richtung ist derselbe wie in  $\Delta$ Z-Geometrie.

Der  $90^\circ$ -Ausschnitt des Reaktors weist längs der X- und Y-Achse Symmetrierandbedingungen auf; am äußeren Reaktorrand logarithmische Randbedingungen. Die Kontroll- und Regelstäbe liegen auf zwei konzentrischen Ringen um das Reaktorzentrum und sind beim äußeren Ring bis zur Reaktormitte und beim inneren Ring bis zur Unterkante des oberen Blankets eingefahren.

Aus diesem 3-dimensionalen Modell ergeben sich wieder 2 konsistente zweidimensionale Modelle durch die Wahl zweier Schnittebenen wie bei der  $\Delta Z$ -Geometrie.

Die makroskopischen Wirkungsquerschnitte wurden für 26 Energiegruppen aus dem KFKINRO01-Gruppensatz gewonnen und auf 4 Gruppen kondensiert mit folgender Energieaufteilung:

Gruppe 1: 10.5 - 0.8 MeV

Gruppe 2: 0.8 MeV - 10.0 KeV

Gruppe 3: 10.0 - 1.0 KeV

Gruppe 4: 1 KeV - therm.

Diese Daten stehen in einer 17 Mischungen umfassenden Datei für Rechnungen zur Verfügung.\*) Für zweidimensionale Rechnungen soll für beide Schnitte ein axiales Buckling = 0 gewählt werden.

#### Konvergenzkriterien:

Für die zweidimensionalen Rechnungen werden folgende Konvergenz-Abfragekriterien zur Beendigung der Rechnungen vorgeschlagen:

$$\Delta k_{\text{eff}} < 10^{-5} \quad (\Delta k_{\text{eff}} \text{ ist die relative Abweichung der Näherungswerte für } k_{\text{eff}})$$

$$\Delta \phi < 10^{-4} \quad (\Delta \phi \text{ ist die relative Abweichung der Näherungswerte für die Flüsse})$$

für die dreidimensionalen Rechnungen:

$$\Delta k_{\text{eff}} < 10^{-4}$$

$$\Delta \phi < 10^{-3}$$

Zum besseren Vergleich der Rechenzeiten soll jeweils von einer Anfangsschätzung

$$\text{Fluß} = \text{const.}$$

ausgegangen werden.

---

\*) Die Datei ist im Datensatz DSN=INR.BUCKEL.SIG 17 auf der der Platte VØI=SER=KAPROS im Rechenzentrum der GfK abgelegt.

Für dieses Benchmarkproblem wurde ein erster Ergebnisvergleich für die beiden zweidimensionalen Diffusions-Rechenprogramme TRIBU und HEXAGA II durchgeführt [1]. Außerdem wurden die Ergebnisse und Kosten für Reaktoren-berechnungen mit den dreidimensionalen Diffusions-Rechenprogrammen D3D und KASY verglichen [2].

Im folgenden werden einige Ergebnisse dargelegt, die mit dem zweidimensionalen Diffusionscode TRIBU (entwickelt von Belgonucléaire, Brüssel) gewonnen wurden. Zunächst wurden aus der Grundfigur drei verschiedene Diskretisierungsgitter abgeleitet:

- 1: Gitter identisch mit dem Dreiecksraster in Abb.1, also Gitterschrittweite  $h=6.4665$  [cm];
- 2: Verfeinerung des Gitters 1 durch Halbierung der Schrittweite ( $h=3.23325$  [cm])
- 3: Verfeinerung des Gitters 1 durch Drittelung der Schrittweite ( $h=2.1555$  [cm])

Außer dem in Abb. 1 gezeigten Ausschnitt ( $\frac{1}{6}$  des Reaktors) wurde auch ein  $120^\circ$ -Ausschnitt ( $=\frac{1}{3}$  des Reaktors) berechnet. Diese beiden Fälle werden hier durch die vor die Nummer des Gitters gesetzten Buchstaben C bzw. B unterschieden. So bedeutet z.B. B2: " $120^\circ$ -Ausschnitt, Diskretisierungsgitter 2".

Da erst in Gitter 3 die Schrittweite  $h$  ungefähr so groß ist wie die minimale Diffusionslänge  $DL=1.91$  [cm] (Material 8, Energiegruppe 4), war aufgrund bisheriger Erfahrungen zu erwarten, daß die Resultate der anderen beiden Gitter noch relativ große Abweichungen von dem Ergebnis in Gitter 3 zeigen. Diese Erwartung wird durch Tab.1 bestätigt.

Tab.1: Effekte der Gitterverfeinerung

Modell	B1	B2	B3
Punkte/Gruppe	324	1225	2704
$k_{\text{eff}}$	1.12169	1.12447	1.12507
$\Delta k_{\text{eff}} \%$	0.338	0.060	R
$\overline{\Delta\phi} \%$	1.22	0.32	R
$[\Delta\phi]_{\text{max}} \%$	19.91	5.11	R

$(\overline{\Delta\phi}([\Delta\phi]_{\text{max}}))$ : mittlere(maximale) relative, ortsabhängige Abweichung im Fluß, R: Referenzwert; Konvergenzkriterien:  $0,5 \cdot 10^{-5}$  für  $k_{\text{eff}}$ ,  $0,5 \cdot 10^{-5}$  für Fluß in B2, B3,  $0,5 \cdot 10^{-4}$  für Fluß in B1)

Von praktischer Bedeutung dürften die Erfahrungen sein, die im Verlauf der Rechnungen bei der Wahl der konvergenzbeeinflussenden Eingabe-  
größen  $\epsilon_f$  (Abbruchkriterium der inneren Iterationen);  $\epsilon_k$  (Abbruchkri-  
terium der äußeren Iteration) und  $n_i$  (maximale Anzahl von inneren Itera-  
tionen pro Energiegruppe und äußerer Iteration) gewonnen wurden. Zur  
Abfragetechnik in TRIBU sei noch bemerkt, daß die eingegebene Flußge-  
nauigkeit  $\epsilon_f$  nicht schon am Anfang der Quelliteration verlangt wird.  
Vielmehr wird für jede Energiegruppe eine Folge  $\epsilon_j$  von Konvergenzkri-  
terien nach dem Schema

$$\epsilon_1 = 0.1, \quad \epsilon_{j+1} = \max(\epsilon_j \cdot 0.1, \epsilon_f) \quad j = 1, 2, \dots$$

aufgebaut, wobei der Übergang von  $\epsilon_j$  nach  $\epsilon_{j+1}$  abhängig ist vom Konver-  
genzverhalten des Flusses der jeweiligen Energiegruppe im vorangegangenen  
äußeren Iterationsschritt.

In den betrachteten Modellen hingen die Rechenkosten wesentlich stärker  
von der Anzahl  $n_o$  der äußeren Iteration ab als von der Gesamtzahl  $n_s$  der  
inneren Iterationen (siehe Tab.2).

Tab.2: Iterationszahlen und Rechenkosten im Modell C1

$n_i$	$n_o$	$n_s$	$k_{\text{eff}}$	CPU-Zeit [sec]	Input- <sup>1)</sup> Output-Zeit [sec]	KOSTEN [DM]
1	50 <sup>*</sup>	200	1.12145	8.33	49.60	34.19
2	35	273	1.12165	6.80	36.10	25.35
5	26	341	1.12166	5.91	28.00	20.04
8	27	353	1.12167	6.21	28.90	20.72
10	27	356	1.12167	6.11	28.90	20.69

Konvergenzkriterien:  $\epsilon_k = 1.0 \cdot 10^{-5}$ ,  $\epsilon_f = 1.0 \cdot 10^{-4}$  <sup>\*</sup> nicht auskonvergiert

<sup>1)</sup> ausgewiesene Zeit für Ein- und Ausgabe auf dem externen Arbeitsfile  
von TRIBU

Sehr kleine  $n_i$  führen zur Verlangsamung der Konvergenzgeschwindigkeit der äußeren Iteration, da die Flüsse nicht genau genug sind für vernünftige Näherungen für  $k_{eff}$ ;  $n_i=5$  ergibt sich aus Tab. 2 als Optimum bezüglich der CPU- und Input-Output-Zeit und damit auch bezüglich der Kosten. Jedoch führen auch größere Werte von  $n_i$  zu nur unwesentlichen Steigerungen des Aufwandes.

Eine Erklärung hierfür liegt in der oben geschilderten Anpassung der (inneren) Konvergenzkriterien, da die Wahl von  $n_i$  für konvergierende Flüsse i. allg. nur den Anfang der Quelliteration beeinflusst. Umgekehrt zeigt sich bei festem  $n_i$ , daß die Wahl  $\epsilon_f = \epsilon_k$  in fast allen Fällen optimal ist. Für  $\epsilon_f < \epsilon_k$  erhöht sich  $n_o$  (besonders bei den größeren Fällen), weil zum Ende des Quelliterationsprozesses eine große Zahl von äußeren Iterationen mit nur jeweils einer inneren Iteration anfallen. Für  $\epsilon_f > \epsilon_k$  hingegen werden in der Schlußphase der Lösungsverfahren noch viele innere Iterationen pro äußerer Iteration durchgeführt. Hier führt also die größere Gesamtzahl der inneren Iterationen zur Rechenkostensteigerung.

Mit einiger Vorsicht, da optimale Parameter natürlich stark problemabhängig sind, läßt sich aus den durchgeführten Studien folgende Empfehlung für die Wahl der Parameter  $\epsilon_f, \epsilon_k$  und  $n_i$  in TRIBU aussprechen:  $n_i \geq 5$ ,  $\epsilon_f = \epsilon_k$  (besonders bei Fällen mit vielen Punkten).

#### Literatur:

- /1/ K. Kufner, Z. Woźnicki: Comparison of the 2d Diffusion Codes TRIBU and HEXAGA II, Beitrag zum 1.PSB-Vierteljahresbericht 1975, KFK-1275/1, S.122-3
- /2/ G. Buckel, K. Kufner, B. Stehle: Ergebnis- und Kostenvergleich für eine Reaktorberechnung mit D3D und KASY, Beitrag zum 1.PSB-Vierteljahresbericht 1975, KFK-1275/1, S. 122-6.

1. The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions and activities. It emphasizes that proper record-keeping is essential for transparency and accountability, particularly in the context of public administration and financial management. The text highlights how detailed records can help identify inefficiencies, prevent fraud, and ensure that resources are used effectively.

2. The second part of the document focuses on the role of technology in modernizing record-keeping processes. It explores how digital tools and software solutions can streamline data collection, storage, and retrieval. The text notes that while technology offers significant advantages, it also requires careful implementation to ensure data security and system reliability. The importance of training staff to use these tools effectively is also mentioned.

3. The third part of the document addresses the challenges of data management and the need for robust security protocols. It discusses the risks of data loss, unauthorized access, and cyber threats. The text suggests implementing multi-layered security measures, including encryption, access controls, and regular backups, to protect sensitive information. It also stresses the importance of having a clear data retention and disposal policy.

4. The fourth part of the document discusses the importance of regular audits and reviews to ensure the integrity and accuracy of the records. It explains how audits can help detect errors, discrepancies, and potential areas for improvement. The text suggests that audits should be conducted by independent parties to maintain objectivity and trust in the record-keeping process.

5. The fifth part of the document concludes by summarizing the key points and reiterating the overall goal of achieving a transparent and efficient record-keeping system. It emphasizes that while the process may be complex, the benefits of a well-maintained system far outweigh the challenges. The text encourages ongoing collaboration and communication between all stakeholders involved in the process.

6. The sixth part of the document provides a brief overview of the legal and regulatory requirements that govern record-keeping. It mentions that organizations must comply with various laws and standards, such as data protection regulations and industry-specific requirements. The text suggests consulting with legal counsel to ensure full compliance and to understand the implications of these regulations.

7. The seventh part of the document offers practical advice and best practices for implementing a successful record-keeping strategy. It includes tips such as starting with a clear plan, prioritizing key areas for improvement, and involving staff from the beginning. The text also suggests setting realistic goals and timelines to ensure the project stays on track and achieves its intended purpose.

- 123            SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN
- 1231           Untersuchungen zur Reaktordynamik
- 1231.1        Theoretical Description of Cladding Relocation after Melting\*  
              (G. Angerer, INR)

It is known from experiments that melting of fuel - cladding may lead to coolant-channel blockage through resolidificated cladding material /1, 2, 3, 4/. The computer program CMOT (Cladding MOTion code) is able to simulate this phenomenon computationally.

For the accident analysis of LMFBRs CMOT had to be coupled with the LMFBR thermohydraulics code BLOW 3/ 5/ which is able to supply the necessary initial and boundary conditions, like axial coolant vapor velocity distribution and thermodynamic conditions in coolant channels, or temperatures at the interface between the moving film and the stationary pin. The coupled code BLOW3 - CMOT will be a module of the code system CAPRI /7/. CAPRI is used by GfK for the calculation of the predisassembly phase of LMFBR core disruptive accidents.

#### The basic model

In the model which is the basis of the mathematical description it is assumed that the molten cladding material moves cylindrically symmetric from its initial position along the outer fuel pin surface. At its inner surface the moving film may be in contact with fuel pellets or solid cladding, depending on whether the cladding is completely molten in the axial position considered or not.

While the molten cladding moves along the fuel pin, coolant vapor flow may be present in the coolant channel at considerable velocities. This vapor flow acts as a surface force on the cladding film at the interface between the liquid film and the coolant vapor and influences the motion of the film. Besides this drag force, the force of gravity and the pressure gradient in the coolant channel are other external forces acting on the liquid cladding film.

---

\* Letzter Bericht in KFK 1274/3, S. 123-1

An internal force is generated by the internal friction of viscous cladding material. The magnitude of internal friction depends on the film geometry (e.g. film thickness), the film velocity, and the viscosity of the film material. If the internal friction is high, the film moves slowly and stops moving if it goes to infinity. This occurs when the film temperature falls below the melting temperature, because in this case the temperature-dependent viscosity increases beyond any limit. In this way, resolidification of the cladding material is described. Another internal force, the surface tension of the film, was neglected in the present code version.

To calculate the film temperatures, the heat transfer from the film to the fuel pin, the heat transfer from the film to the coolant channel, and the axial heat convection by moving film material are taken into account. Axial heat conduction in the liquid film was neglected because of its small contribution to the total heat transfer. The cladding material is treated as a non-eutectic alloy, which means that the solidus and liquidus temperatures are not identical and therefore melting takes place in a non-vanishing temperature interval. The usual assumption of constant temperature during melting has been avoided.

A brief report of the mathematical description of this model is given in (1).

#### Current status of code development

The development of the CMOT stand-alone code version is completed.

Extensive testing shows that the chosen difference approximations are quite stable, and that the convergence speed of the iteration procedures is sufficiently high. Both features are helpful for easy code handling.

The next step is the coupling of CMOT and BLOW3 and the implementation as module of the CAPRI code system.

#### Numerical results

Figs. 1 and 2 display results of applying the CMOT code as a stand-alone version to a model problem. Model geometry, boundary and initial conditions chosen may be typical of an LMFBR under accident conditions. The boundary conditions are kept constant when calculating the model



problem. Values of some important input parameters used in the calculation are listed below:

Initial film temperature:	$T = 1648 \text{ }^{\circ}\text{K}$
Film viscosity:	$\mu_e = 0.0476 \text{ g/cm sec at } T_e = 1900 \text{ }^{\circ}\text{K}$
Solidus temperature:	$T_S = 1648 \text{ }^{\circ}\text{K}$
Liquidus temperature:	$T_L = 1773 \text{ }^{\circ}\text{K}$
Fusion heat:	$h_s = 60 \text{ cal/g}$
Gap width:	$\delta = \begin{cases} 0.0002 \text{ cm at film-cladding interface} \\ 0.0005 \text{ cm at film-fuel interface} \end{cases}$

In Fig. 1 a sodium vapor velocity distribution is assumed with downward flow below the core midplane and upward flow above the core midplane (see plot marked  $u_2$  in the top diagram of fig. 1). The coolant channel is totally blocked after 2.37 sec below the core midplane. At this time the vapor flow is stopped. A partial blockage occurs above the midplane. In Fig. 2 it is assumed that no vapor flow is present in the coolant channel ( $u_2 = 0$ ). The film motion is caused by gravity as the only external force. In this case, the coolant channel is totally blocked after 2.18 sec. Because of the absence of vapor flow, the liquid clad film is not drawn upward partially, and more material is available for channel blockage downwards. Therefore, total blockage occurs earlier as in the case discussed before.

---

#### References

- /1/ B.W. Spencer, M.A. Grolmes, R.E. Holtz, C.E. Miller, "Cladding Motion and Blockage in R-Series Safety Experiments", Trans. Am. Nucl. Soc., 19, 238 (1974)
- /2/ G. Höppner, W.R. Bohl, "Analysis of Cladding and Fuel Motion in the R4 Experiment", Trans. Am. Nucl. Soc., 19, 239 (1974)
- /3/ G. Höppner, W.L. Chen, F.E. Dunn, M.A. Grolmes "TREAT R5 Loss-of-Flow Experiment in Comparison with SAS-Pretest Analysis", Trans. Am. Nucl. Soc. 18, 213 (1974)

- /4/ R.E. Henry, W.C. Jeans, D.J. Quinn, E.A. Spleha,  
"Cladding Relocation Experiments", Trans. Am. Nucl. Soc.,  
18, 209 (1974)
- /5/ P. Wirtz, "Ein Beitrag zur theoretischen Beschreibung des  
Siedens unter Störfallbedingungen in natriumgekühlten  
schnellen Reaktoren", KFK 1858 (1973)
- /6/ D. Struwe, P. Royl, P. Wirtz, B. Kuczera, G. Angerer,  
E.A. Fischer, "CAPRI - A computer Code for the Analysis of  
Hypothetical Core Disruptive Accidents in the Predisassembly  
Phase", Proc. Conf. Fast Reactor Safety, Beverly Hills,  
USA (1974) p. 1525

Veröffentlichung:

- (1) G. Angerer, "Computational Simulation of Cladding Motion  
after Melting Including Resolidification Processes", Preprints  
3rd SMiRT Conf., London, Paper C 3/6 (1975)

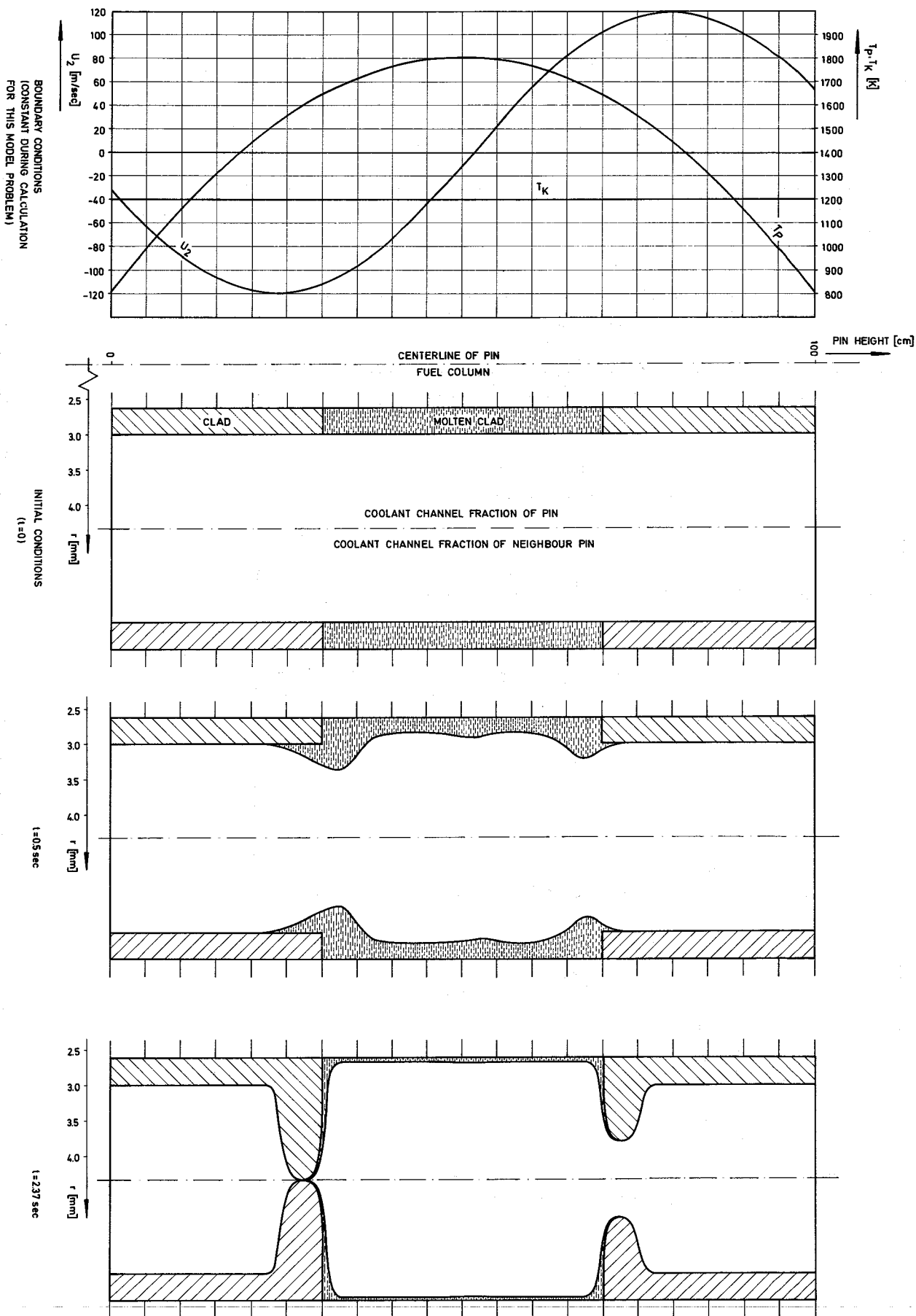


Fig. 1 Cladding Relocation as Predicted by CMOT (with Vapor Flow in the Coolant Channel)

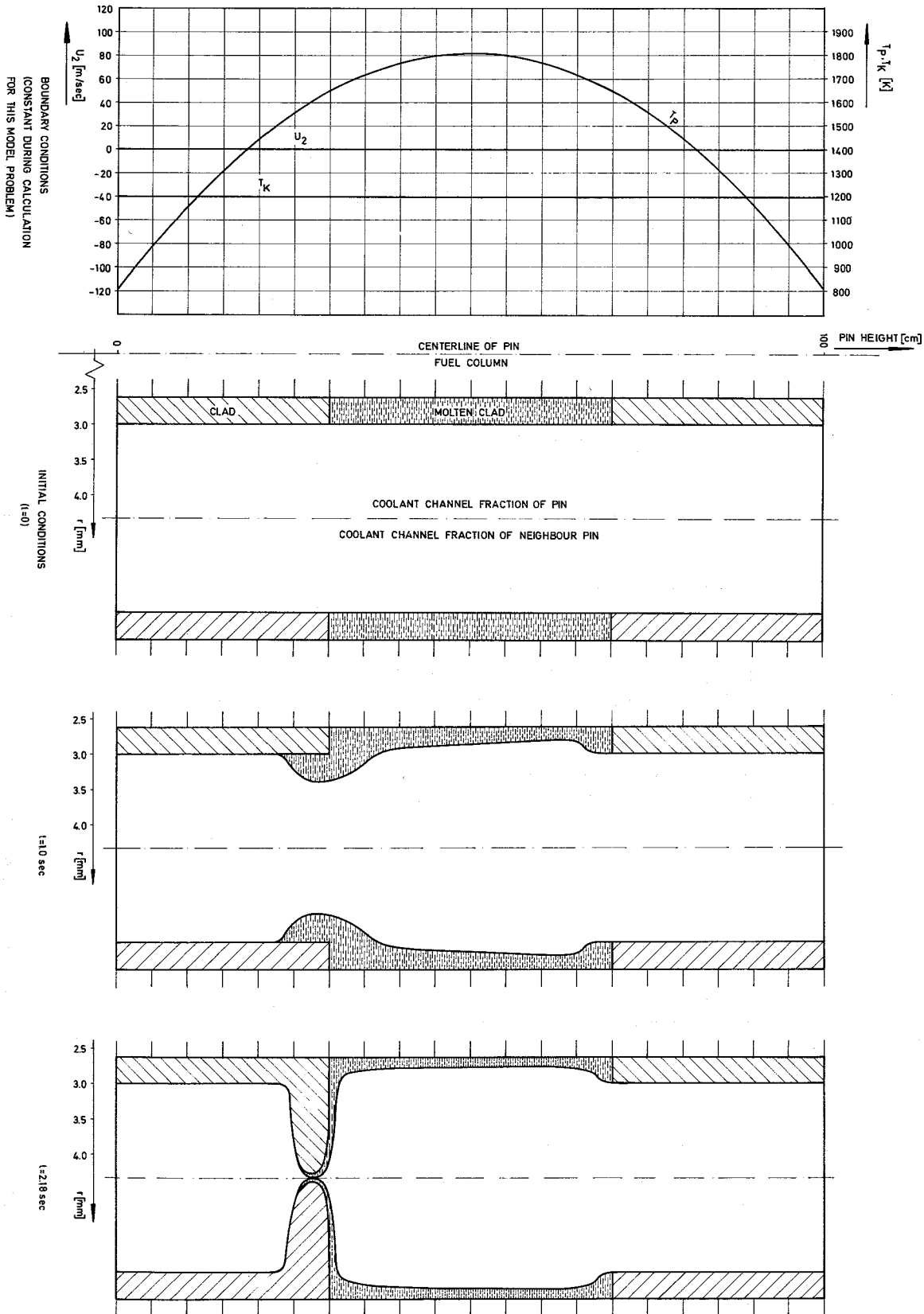


Fig. 2 Cladding Relocation as Predicted by CMOT (without Vapor Flow in the Coolant Channel)

1231.2      Dampfdruckaufbau über oxidischem Brennstoff unter  
Störfallbedingungen (3000 ... 5000 K)<sup>F</sup>

(M. Bober, W. Breitung, H.U. Karow, K. Schretzmann, INR)

Die Störfallanalysen zum SNR-Core haben ergeben, daß die Kenntnis des Dampfdrucks des oxidischen Brennstoffs bis zu Temperaturen um 5000 K für die Beschreibung des Unfallablaufs erforderlich ist. Zur Ermittlung des Brennstoffdampfdrucks im Störfall wurden bisher bis 5000 K extrapolierte Zustandsgleichungskurven verwendet, die auf der Annahme thermodynamischen Gleichgewichts zwischen gesättigtem Dampf und geschmolzenem Brennstoff beruhen.

Im vergangenen Jahre wurden im INR erste experimentelle Untersuchungen an  $\text{UO}_2$  durchgeführt mit dem Ziel, den Totaldampfdruck, der sich unter den Verdampfungsbedingungen eines hypothetischen prompt kritischen Störfalles (z.B. Kühlmitteldurchsatzstörfall) innerhalb weniger Millisekunden über dem Brennstoff aufbaut, zu messen (1). Gleichzeitig wurde im TU-I mit Experimenten begonnen, den Sättigungsdampfdruck von Mischoxidbrennstoff im thermodynamischen Gleichgewicht durch Messung der Partialdampfdrucke zu bestimmen (2). Parallel zu den Experimenten wurde im INR mit einer theoretischen Untersuchung darüber begonnen, inwieweit der bei intensiver Verdampfung unter den Störfallbedingungen auftretende Totaldampfdruck von dem Gleichgewichtsdampfdruck abweicht, der von der Zustandsgleichung für die Ausgangszusammensetzung des Brennstoffs angegeben wird.

Da ein oxidischer Brennstoff im allgemeinen inkongruent verdampft, verändert sich während der intensiven Verdampfung die Zusammensetzung der verdampfenden Oberfläche. Bei der Verdampfung von stöchiometrischem Uranoxid und (U, Pu)-Mischoxid z.B. verdampft Sauerstoff überproportional. Dadurch verarmt die Oberfläche des verdampfenden Brennstoffoxids zunehmend an Sauerstoff. Nach einer Übergangsphase stellt sich in einer dünnen Ober-

---

<sup>F</sup> Erster Bericht

flächenschicht eine stationäre, exponentiell in das Innere des Oxids abfallende Störung in der Zusammensetzung ein. Die fortschreitende Verdampfung bewirkt lediglich eine Verschiebung der Störungszone in den Bodenkörper hinein, so daß das Oxid nun aus Massenbilanzgründen kongruent verdampft.

Bei hohen Temperaturen unterscheidet sich die Zusammensetzung der verdampfenden Oberfläche, die sich im stationären Verdampfungszustand einstellt, wesentlich von der Ausgangszusammensetzung des Brennstoffs. Daher kann auch der Totaldruck, der sich über dem verdampfenden Brennstoff aufbaut, beträchtlich vom Gleichgewichtsdampfdruck des Brennstoffs in seiner Ausgangszusammensetzung abweichen.

Die Dampfdrücke von Brennstoffoxiden wurden für beide Verdampfungsarten nach der Methode von Rand und Markin unter Verwendung der neuesten thermodynamischen Daten berechnet (3). Abb. 3 zeigt die Ergebnisse für  $\text{UO}_2$  bis zu Temperaturen von 5000 K. Die Dampfdrücke bei Gleichgewichtsverdampfung, d.h. bei einer Verdampfung mit unveränderter Oberflächensammensetzung, sind gestrichelt dargestellt. Die durchgezogene Kurve gibt den Totaldampfdruck wieder, wie er sich unter Berücksichtigung der Oberflächenveränderung errechnet. Das O/M-Verhältnis, das sich nach Erreichen des stationären Verdampfungszustandes an der verdampfenden Oberfläche einstellt, nimmt mit wachsender Temperatur ab. Durch diese Veränderung der Oberflächensammensetzung mit der Temperatur wächst der Totaldruck bei kongruenter Verdampfung schneller als bei Gleichgewichtsverdampfung. Abb. 4 zeigt die berechneten Totaldrucke von  $(\text{U}_{.80} \text{Pu}_{.20})\text{O}_2$  für Gleichgewichtsverdampfung und kongruente Verdampfung. Bei der kongruenten Verdampfung von (U, Pu)-Mischoxid stellt sich an der Oberfläche neben der Sauerstoffverarmung eine Plutoniumanreicherung ein. Im Gegensatz zum Uranoxid unterscheiden sich die Dampfdrücke von Gleichgewichtsverdampfung und kongruenter Verdampfung über den gesamten Temperaturbereich beträchtlich. Der Grund liegt darin, daß sich die Sauerstoffpotentiale von stöchiometrischem und unterstöchiometrischem (U,Pu)-Mischoxid wesentlich stärker unterscheiden als diejenigen von stöchiometrischem und unterstöchiometrischem Uranoxid. Die Dampfdruckberechnungen für leicht unterstöchiometrische (U, Pu)-Mischoxide wie z.B.  $(\text{U}_{80} \text{Pu}_{.20})\text{O}_{1.97}$  ergeben für die Gleichgewichtsverdampfung etwas tiefer liegende Dampfdruckkurven, während die Dampfdrücke bei der kongruenten Verdampfung

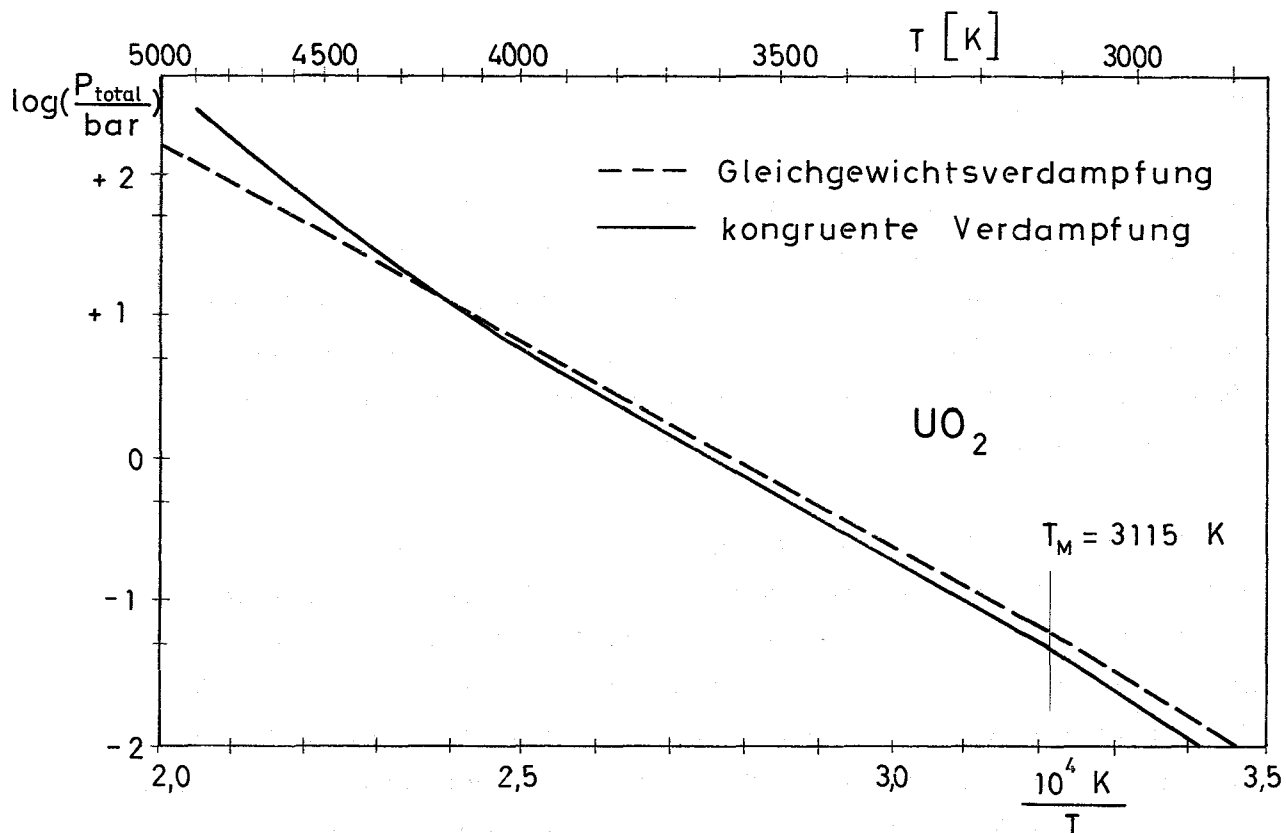


Abb.3 Dampfdruckkurven von  $\text{UO}_2$  bis 5000 K, gerechnet für Gleichgewichtsverdampfung (---) und für kongruente Verdampfung, d.h. unter Berücksichtigung der Veränderung der verdampfenden Oberfläche(—).

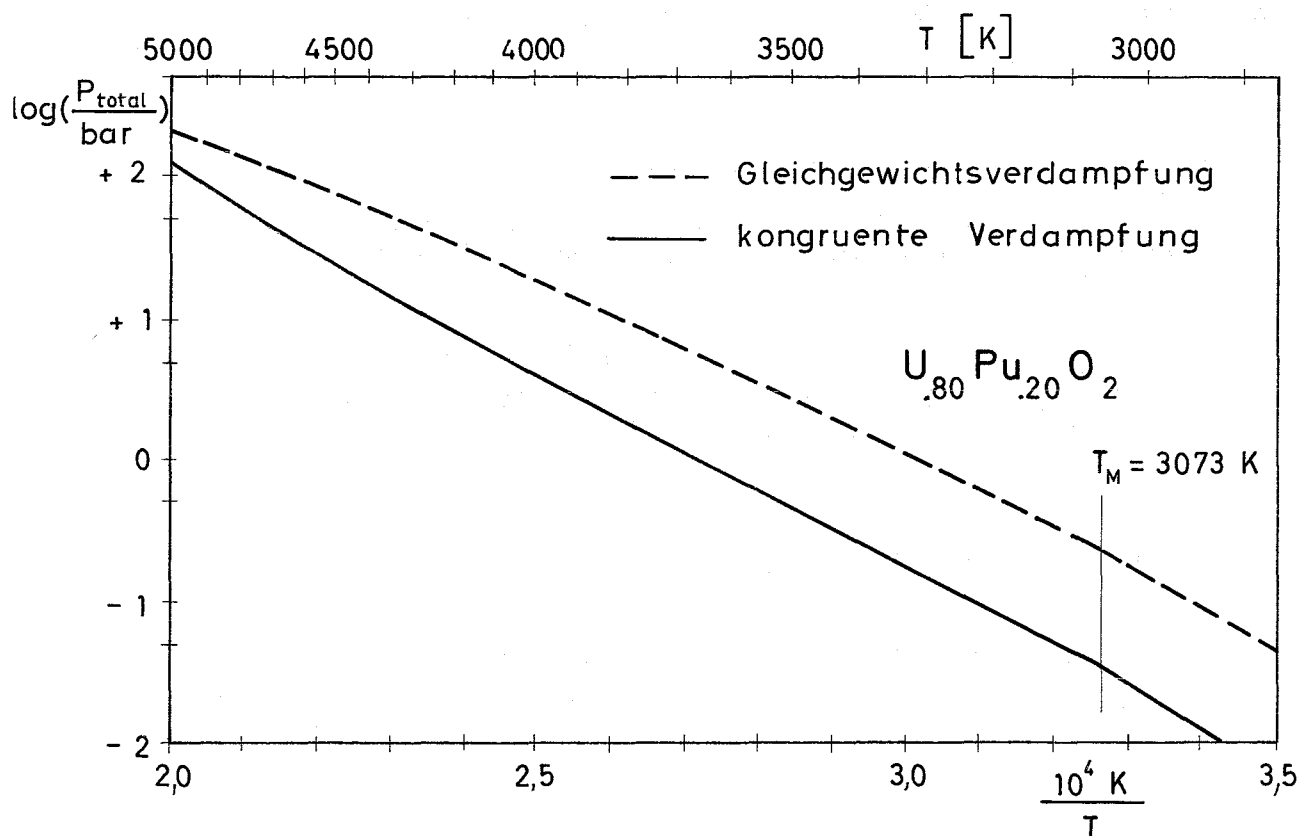


Abb.4 Dampfdruckkurven von  $(\text{U}_{0.8}\text{Pu}_{0.2})\text{O}_2$  bis 5000 K, gerechnet für Gleichgewichtsverdampfung (---) und für kongruente Verdampfung, d.h. unter Berücksichtigung der Veränderung der verdampfenden Oberfläche(—).

praktisch unabhängig vom Ausgangs-O/M-Verhältnis des verdampfenden Mischoxids sind.

Berechnet wurden auch die Veränderung der Oberflächenzusammensetzung als Funktion der Verdampfungszeit und die entsprechenden Dampfdrucktransienten bis zum Erreichen der stationären kongruenten Verdampfung des Brennstoffs. Für die Einstellzeit ergeben die Rechnungen z.B. bei 4000 K ca. 1 ms. Mit zunehmender Verdampfungstemperatur nimmt die Einstellzeit der kongruenten Verdampfung stark ab.

Die Ergebnisse dieser Untersuchungen zeigen, wie stark der Dampfdruckaufbau über oxidischem Brennstoff von den jeweiligen Verdampfungsbedingungen abhängen kann. Das bedeutet, daß die Verdampfungsbedingungen, hauptsächlich die Verdampfungszeit, bei Dampfdruckmessungen, die für Reaktorsicherheitsuntersuchungen durchgeführt werden, dem betrachteten Störfall angepaßt sein müssen. Dies ist bei den begonnenen Experimenten mittels Laseraufheizung möglich (4). Die bisherigen experimentellen Ergebnisse lassen einen schlüssigen Vergleich mit den vorliegenden theoretischen Dampfdruckuntersuchungen aber bis jetzt nicht zu, da die systematischen Fehler der Meßverfahren noch zu groß sind.

- 
- (1) M.Bober, H.U.Karow, K.Schretzmann,  
IAEA Symp. on Thermodynamics of Nuclear Materials 1974,  
Proc. Vol.I p.295 IAEA Vienna 1975; Nuclear Technology 26 (2),  
237 (1975)
  - (2) R.W.Ohse, P.G.Berrie, H.G.Bogensberger, E.A.Fischer,  
IAEA Symp. on Thermodynamics of Nuclear Materials 1974  
Proc. Vol.I p.307 IAEA Vienna 1975.
  - (3) W.Breitung,  
KFK-Bericht Nr. 2091 (1975)
  - (4) M.Bober, W.Breitung, H.U.Karow, K.Schretzmann,  
Atomwirtschaft 20 (4), 175 (1975); KFK-Bericht Nr. 2148 (1975).



- 1232            Verhalten von Reaktorbauteilen unter dynamischer Belastung
- 
- 1232.4        Entwicklung eines Rechenmodells zur dynamischen Struktur-  
analyse eines Reaktorkerns unter internen Drucktransienten\*
- 
- (H. Zehlein, IRE)

Nachdem früher durchgeführte Stabilitätsuntersuchungen /1/ mit einigen Zeitintegrationsverfahren (Newmark-8, Taylor, s. Abb. 5) für die bevorzugte Verwendung eines Taylor-Operators 4. Ordnung sprachen (Abb. 6 und 7), wurde die Stoßbiegung eines beiderseitig biegestarr eingespannten Timoshenkobalkens unter drei verschiedenen Belastungen (Abb. 8) mit diesem Verfahren simuliert und die Rechnung mit verfügbaren quasistatischen Ergebnissen verglichen. Der zeitliche Verlauf wichtiger Größen (kinematische Größen: Verschiebung  $V_{13}$ , Drehung  $W_7$ ; kinetische Größen (Schnittkräfte): Querkraft  $Q_7$  und Biegemoment  $M_{b13}$ ; Genauigkeitskontrolle: Steigung  $W_{13}$  der Biegelinie in der Balkenmitte, Dehnungs- und Gesamtenergie  $E_{ges}$ ) ist in Abb. 8a bis 8c dargestellt. Man erkennt, daß bei zunehmender Konzentration der Gesamtlast (250 N) mit stärker werdenden Verformungen auch Oberwelleneffekte deutlicher hervortreten. Die Ausbreitung der Querstoß-Biege-Wellen in axialer Richtung kann der Darstellung der räumlichen Verteilung der genannten Größen zu aufeinanderfolgenden Zeitpunkten (Abb. 9 und 10) entnommen werden. Verformungen und Biegemoment schwingen verhältnismäßig rasch auf die quasistatischen Verteilungen ein, und zwar umso rascher, je gleichmäßiger die Last in axialer Richtung verteilt ist. Die Querkraftverläufe hingegen zeigen deutliche Abweichungen von den quasistatischen Verteilungen. Wie in dem hier gewählten linearen Grenzfall zu erwarten war, schwingen die dynamischen Resultate mit guter Genauigkeit um ihre statischen Gleichgewichtswerte. Zur Genauigkeitskontrolle können die Neigung der Biegelinie in Balkenmitte (die aus Symmetriegründen Null bleiben muß!) und/ oder die Gesamtenergie des Systems herangezogen werden. Man erkennt, daß die Abweichungen dieser Größen von ihrem konstanten Sollwert in den Umkehrpunkten der Bewegung am größten sind. In diesem Zeitpunkt ist die Rechnung "am ungenauesten". Dieser Effekt ist bei konzentrierter Last am stärksten ausgeprägt. Die räumliche Verteilung der Belastung beeinflusst erwartungsgemäß nur die Amplituden der gezeigten Größen, nicht aber die Frequenz, die bei linearen Systemen eine reine

---

\* BzFE-Nr. 537.0

Modelleigenschaft ist.

Die hier gezeigten Resultate wurden mit der in (1, 2) erwähnten Punkt-massendiskretisierung des Timoshenko-Balkens errechnet.

Zur Zeit wird am Einbau modelltheoretischer Alternativen bzw. Erweiterungen gearbeitet, über die z.T. bereits früher berichtet wurde /2, 3, 4, 5/. Diese Arbeiten betreffen insbesondere die Implementation von Moduln für

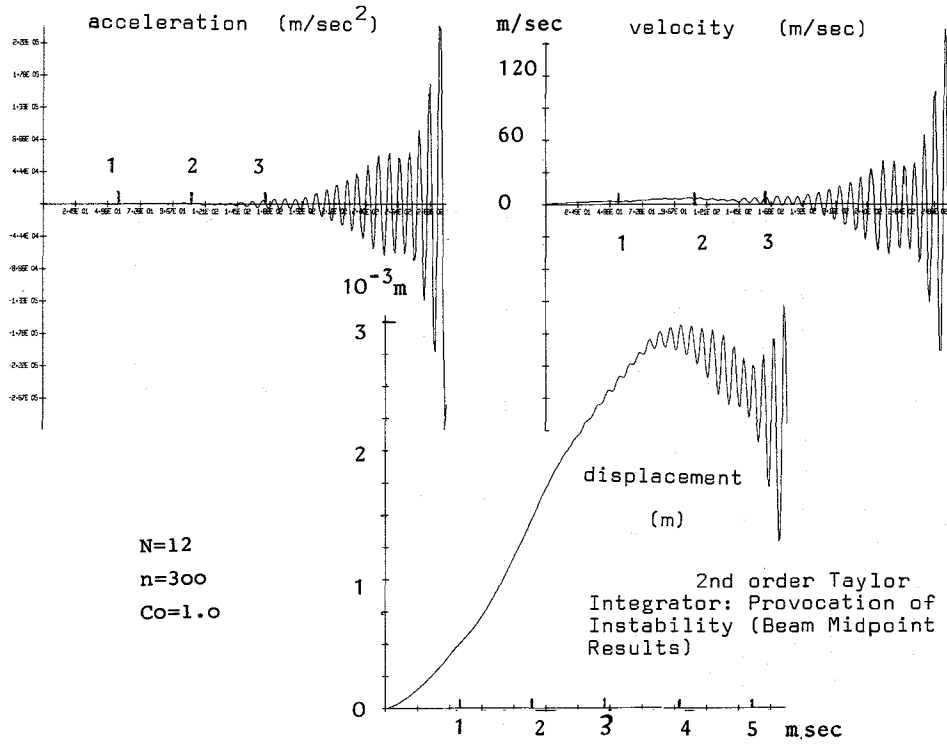
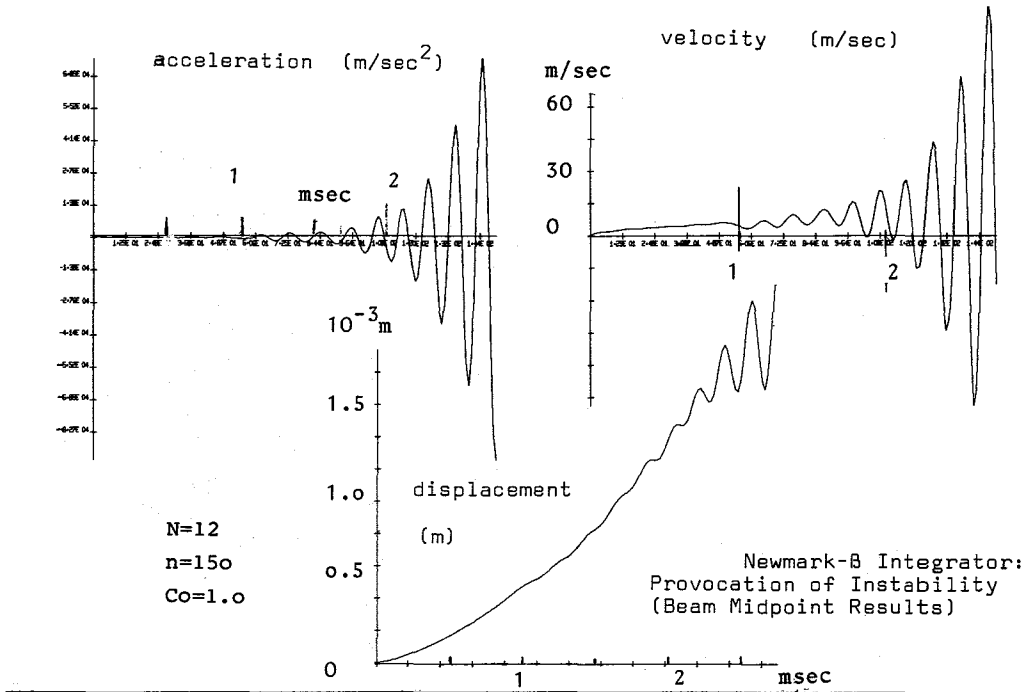
- nichtlineares Verhalten (elastoplastisches Material, axial veränderliche Massen und Querschnitte (Abplattung))
- hydrodynamische Bettung
- Finit-Element Diskretisierung des Timoshenko-Balkens.

Parallel dazu wurden die vergleichenden Untersuchungen mit verschiedenen Integratoren u.a. hinsichtlich ihrer Eignung bei verschiedenen Kraft-Zeitverläufen wieder aufgenommen.

- 
- / 2 / KFK 1273/3, S. 123-1
  - / 3 / KFK 1274/1, S. 123-4
  - / 4 / KFK 1274/4, S. 123-9
  - / 5 / KFK 1275/1, S. 123-12

#### Veröffentlichungen:

- (1) H. Beutel, R. Liebe, H. Will, H. Zehlein: "Mechanische Auswirkungen einer Brennstoff-Natrium-Reaktion auf die Corestruktur eines Schnellen Brutreaktors."  
Reaktortagung d. DATF/KTG, Nürnberg, April 1975, S. 221
- (2) R. Liebe, H. Will, H. Zehlein: "Mechanical Response of LMFBR Cores under Transient Pressure Loading."  
Ext. Paper to Compact E4/11, 1st Europ. Nucl. Conf.  
"Nuclear Energy Maturity", Paris, April 1975.



-Abb. 5: Instabile Zeitintegration

Critical Number of Time Steps

st.xxx = no instability during the  
xxx first time steps observed

maxit = maximum number of iterations  
within time step (Newmark-Method)

a)  $\epsilon = 0.05 \times 10^{-3}$ ; maxit = 7 ; see Fig.9

b)  $\epsilon = 0.05 \times 10^{-4}$ ; maxit = 10;

c)  $\epsilon = 0.05 \times 10^{-4}$ ; maxit = 4;

d) see Fig.10

N = number of beam intervals (elements)

$Co = c \cdot \Delta t / l_1 = N \cdot c \cdot \Delta t / L$  ; (Courant number)

Inte- grator	Newmark- $\beta$ -Method (iterative version)			Taylor 2nd order		Taylor 4th order	
	N	12	18	24	12	24	24
Co		12	18	24	12	24	24
0.5		a)st300 b)st100					st8000
0.75			190				
1.0		a)60 c)40		250	185		120
1.5			110				
2.0				110		d)145	

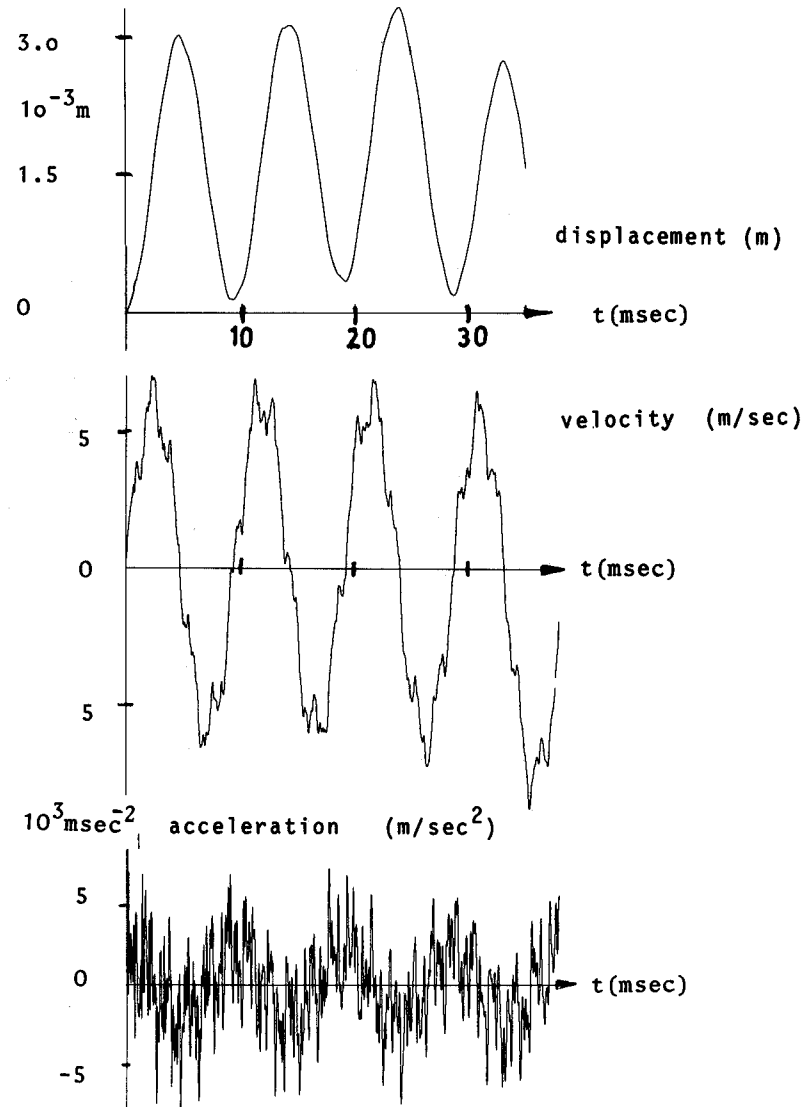


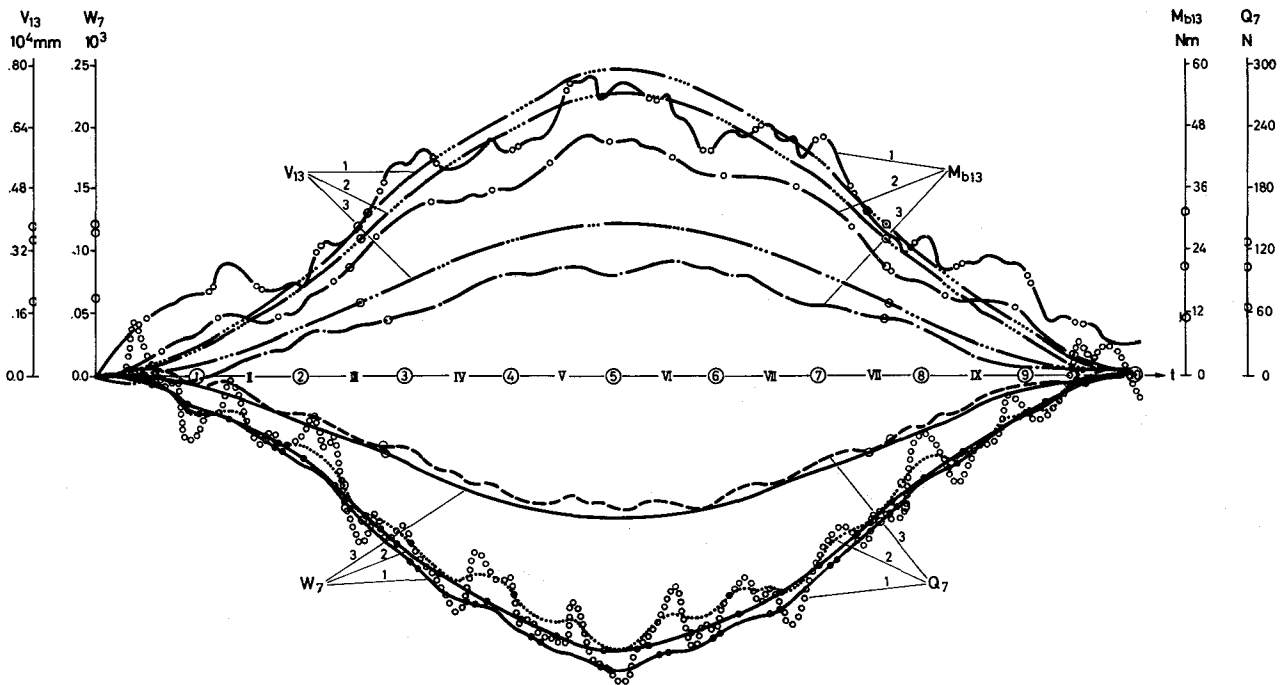
Abb.7 :

Stabilitäts- und Glättungseigenschaften des Taylor-Integrator<sub>4</sub> . Ordnung

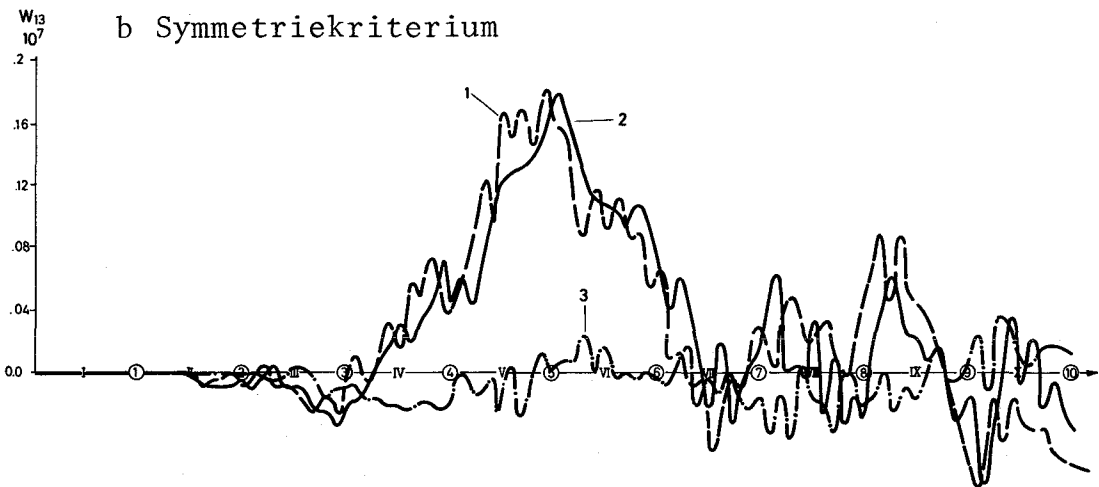
Abb. 6 :

Kritische Schrittzahl bei einigen Integrationsverfahren

a kinematische und kinetische Größen



b Symmetriekriterium



Lastfälle: 1 mittige Einzellast  
 2 glockenförmige Streckenlast  
 3 konstante Streckenlast

c Energiekriterium

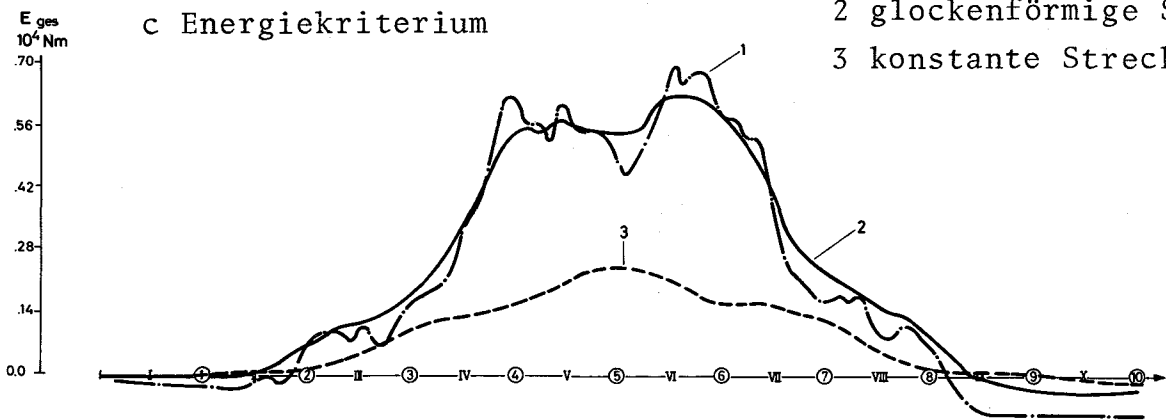


Abb. 8: Ablauf des Querstoßes bei drei verschiedenen Lastverteilungen

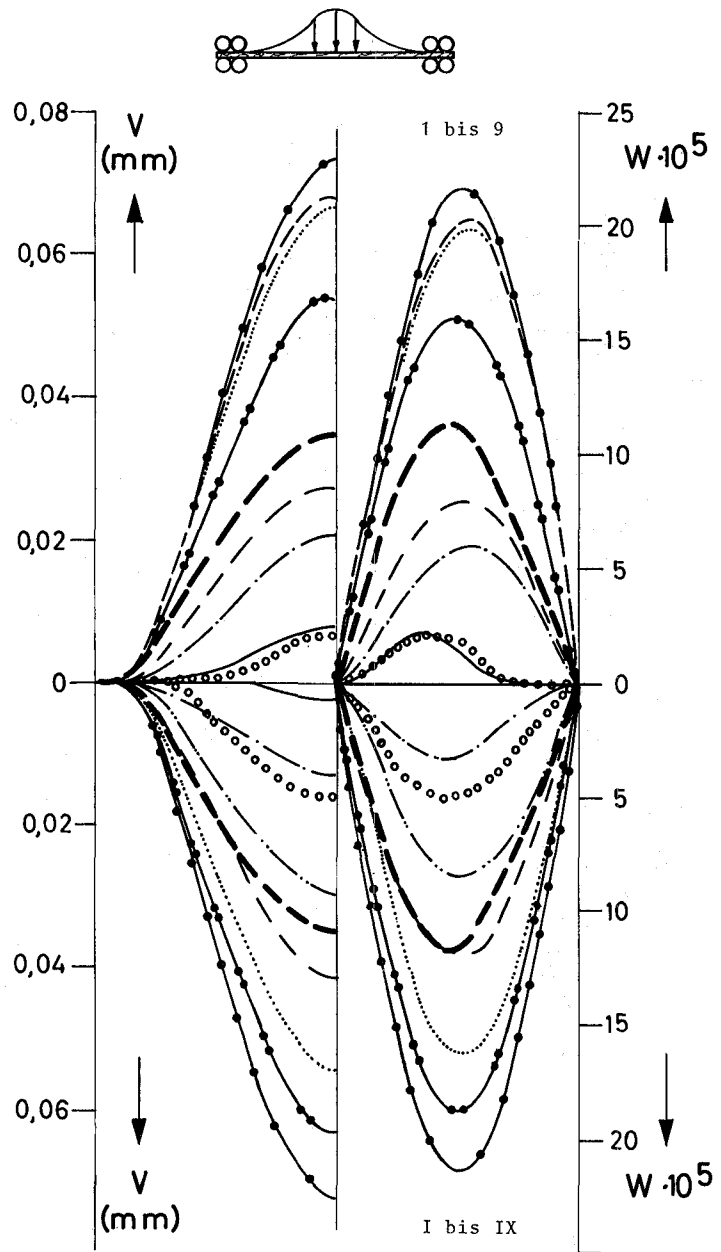


Abb. 9: Biegelinie und Steigung bei Lastfall 2

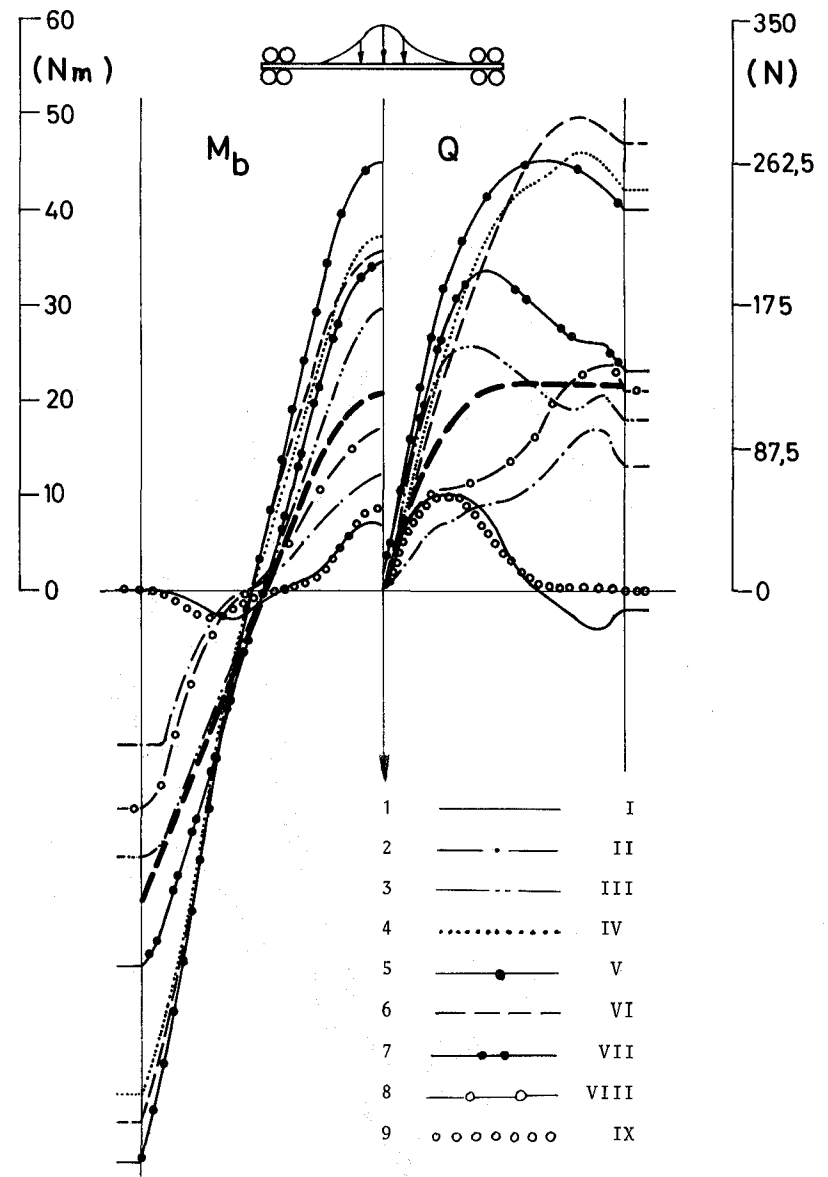


Abb.10: Schnittkräfte bei Lastfall 2

- 1233      Experimentelle Untersuchungen zum Natriumsieden
- 1233.3    Lokales Sieden in einem 60°-Bündelausschnitt in RCN, Petten\*
- (B. Dorr, K. Schleisiek, IRE)

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

Die für den Bau und Einsatz der Teststrecke wesentliche Voruntersuchung, die festigkeitsmäßige Erprobung der Teststrecke, konnte erfolgreich abgeschlossen werden. An außenberippten Dreikanrohr-Prüflingen wurden bei der Deutschen Forschungs- und Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt in Porz-Wahn Thermoschock-Tests in Form von zyklischen lokalen Temperaturwechseln zwischen 600 und 950 °C durchgeführt. Nachdem der 1. Prüfling Rißbildungen an der ungünstig ausgeführten Schweißnaht zwischen Dreikanrohr und Flansch nach 40 Zyklen aufwies, wurde ein 2. Prüfling mit verstärkt ausgeführter Schweißnaht getestet. Bei gleichen und teils sogar verschärften Temperaturwechseln wie am 1. Prüfling mit Abschreckungen im Bereich von 70 bis 300 °C/sec, entstand am 2. Prüfling die Rißbildung der Schweißnaht zwischen Dreikanrohr und Flansch im thermisch belasteten Bereich zwischen dem 71. und 100. Zyklus, die ohne Zwischenprüfung durchgeführt wurden.

70 Temperaturwechsel ohne Versagen des Prüfling stellen eine ausreichende Gewähr für die Durchführbarkeit der Natrium-Siedeexperimente im berippten Dreikanrohr als Teststrecke dar.

---

\* BzFE-Nr. 532.1

Letzter Bericht in KFK 1275/1, S. 123-26

1234 Störfallverhalten von Brennstäben1234.3 Bestätigende in-pile Versuche im CABRI-Reaktor<sup>F</sup>1. Neutronenphysikalische Auslegung des CABRI-Reaktors

(L. Buth, M. Kühle, G. Kußmaul, INR)

Im französischen Testreaktor CABRI sind Versuche zum Brennstabversagen von Brennstäben Schneller Brüter unter transienten Überlastbedingungen vorgesehen, wie sie bei schweren hypothetischen Reaktorunfällen auftreten können. Da hierzu sehr hohe Energiefreisetzung im Brennstab benötigt werden, die mit den bisherigen MTR-Plattenelementen nicht erreicht werden können, mußte ein neuer Reaktorkern entwickelt werden. Dieser besteht aus  $UO_2$ -Brennstäben mit Stahlhülle in einem  $H_2O$ -Moderator. Der quaderförmige Kern mit einer aktiven Höhe von 80 cm enthält in der Mitte ein kompliziert aufgebautes Loop von 26 cm Außendurchmesser. Außerdem wird er in zwei gleiche Teile geteilt durch einen vertikalen Spalt von 5 cm lichter Weite, der für ein Hodoskop vorgesehen ist.

Ziel der neutronenphysikalischen Auslegung war es, einen Entwurf zu finden, der folgende Bedingungen erfüllt:

- Energiefreisetzung bzw. Leistungsdichte im Testbrennstoff mindestens viermal so hoch wie an der Heistelle des Treiberkerns.
- Maximale Änderung der Leistungsdichte über den Querschnitt eines Brennstabs im Treiber kleiner als 20 %.
- Reaktivitätswert eines Pulssystems, bei dem  $^3He$  aus Rohren durch Öffnen von Ventilen entweicht: 3,5 \$.
- Reaktivitätswert eines Abschaltsystems: 12 \$.
- Überschußreaktivität des frischen, kalten Reaktors: 10 \$.

Die höhere Leistungsdichte im Testbrennstoff (bei frischen Brennstäben ebenfalls  $UO_2$ ) wurde einmal durch eine höhere Anreicherung (20 % gegenüber 6% im Treiber), zum anderen durch einen Flufalleneffekt gewonnen. Jeder Effekt bringt etwa einen Faktor zwei.

---

<sup>F</sup> Erster Bericht



Die Flußfalle wird durch eine ca. 30 mm breite  $H_2O$ -Zone am Außenrand des Loops realisiert. Die dadurch entstehenden Leistungsspitzen und -gradienten am inneren Kernrand wurden durch einen Nickelring zwischen Kern und  $H_2O$ -Zone abgebaut. Die Anpassung des zylindrischen Loops an die rechteckigen Brennelemente geschah durch Dreieckselemente und Aluminium-Füllkörper. Abb. 11 zeigt schematisch den Kernquerschnitt. Der Kern besteht aus 40 Brennelementen ohne Kästen. Ein Normalelement enthält  $7 \times 7$  Brennstäbe mit einem Außendurchmesser von 10 mm und einem Stabmittenabstand von 12,6 mm. Bei den Kontrollelementen ist der äußere Brennstabring durch einen Al-Füllkörper mit Bohrungen ersetzt, in die Hf-Stäbe eingefahren werden. Bei den Transientenelementen ist der äußere Brennstabring durch Zirkaloy-Rohre ersetzt, in die  $^3He$  unter Druck eingefüllt ist. Zwischen Kern und Graphitreflektor befindet sich eine Stahlplatte zur Unterdrückung der Heißstellen und Leistungsgradienten am Rand Kern/ Reflektor.

Die Entwicklung dieses Konzepts und die genaue Dimensionierung aller Teile erforderten umfangreiche neutronenphysikalische Rechnungen, die teils in Cadarache vom CEA und teils im INR durchgeführt wurden.

Als Rechenprogramme standen in Karlsruhe im wesentlichen die Codes zur Verfügung, die hier für die Berechnung Schneller Reaktoren verwendet werden, da das Programm WIMS noch nicht genügend ausgetestet war. Die meisten Rechnungen wurden mit dem 2-D-Transportprogramm SNOW in (x, y)-Geometrie und dem KFK-INR-Satz durchgeführt. Die zylindrische Form der Loopzonen wurde durch einen Zackenrand approximiert.

Die axiale Flußkrümmung wurde durch einen  $DB_z^2$ -Term berücksichtigt, wobei  $B_z^2$  aus einer (r, z)-Rechnung gewonnen wurde. Eine Schwierigkeit stellen dabei eine Vakuumzone im Loop und der Spalt für das Hodoskop dar, da hier streaming-Effekte berücksichtigt werden müssen und die Diffusionskonstante bei der geringen Materialdichte extrem groß ist. Daher wurde ein ad-hoc Verfahren verwendet: Aus Transportrechnungen in einer modifizierten (r, z)-Geometrie wurde der Reaktivitätseffekt des Spaltes bestimmt, anschließend wurde in den (x, y)-Rechnungen der  $DB_z^2$ -Term für den Spalt solange variiert, bis er den Reaktivitätseffekt für den Spalt richtig wiedergab.

Wie eine Nachrechnung verschiedener thermischer kritischer Anordnungen mit ähnlichem Brennstabgitter zeigte, wird  $k_{\text{eff}}$  um 5 % bis 8 % unterschätzt. Dies liegt an der falschen Spektrumswichtung bei den Gruppenkonstanten und dem Fehlen einer Heterogenitätskorrektur. Leistungsverteilungen und Reaktivitätseffekte von Absorbern werden dagegen gut wiedergegeben.

Im Vergleich zu den Rechnungen in Cadarache ergaben sich folgende Abweichungen:

	Cadarache	Karlsruhe	Differenz
Reaktivitätswert des Abschalt-systems	$10,9 \cdot 10^{-2}$	$12,06 \cdot 10^{-2}$	+10%
Reaktivitätswert des Transientensystems	$3,53 \cdot 10^{-2}$	$3,47 \cdot 10^{-2}$	-1,8%
Heißstellenfaktor in der (x,y)-Ebene	1,42	1,45	+2%
$\frac{\text{Leistung im Testbrennstab}}{\text{Leistung im Treiber}}$	$2,43 \cdot 10^{-3}$	$2,38 \cdot 10^{-3}$	-2%
$\frac{\text{max. Leistungsdichte im Teststab}}{\text{max. Leistungsdichte im Treiber}}$	5,58	5,34	-4%

In Cadarache wurde das Programm Apollo kombiniert mit einem 2-D Transportcode und einem 2-D Diffusionscode eingesetzt. Die Ergebnisse wurden teilweise an ein kritisches Experiment für den CABRI-Reaktor angepaßt.

Die größte Unsicherheit besteht für den Reaktivitätswert des Abschalt-systems. Die in Karlsruhe verwendete Homogenisierung des Absorbers mit dem Al-Füllkörper zu einer Mischung verfälscht die Flußdepression im Absorber, aber auch die in Cadarache verwendete Transformation in eine Zellgeometrie ist problematisch. Die gute Übereinstimmung beim Transientensystem ist zufällig und gilt für die Druckänderung im  $^3\text{He}$  von 20 bar auf 1 bar. Bei anderen Druckdifferenzen treten etwas höhere Abweichungen auf.

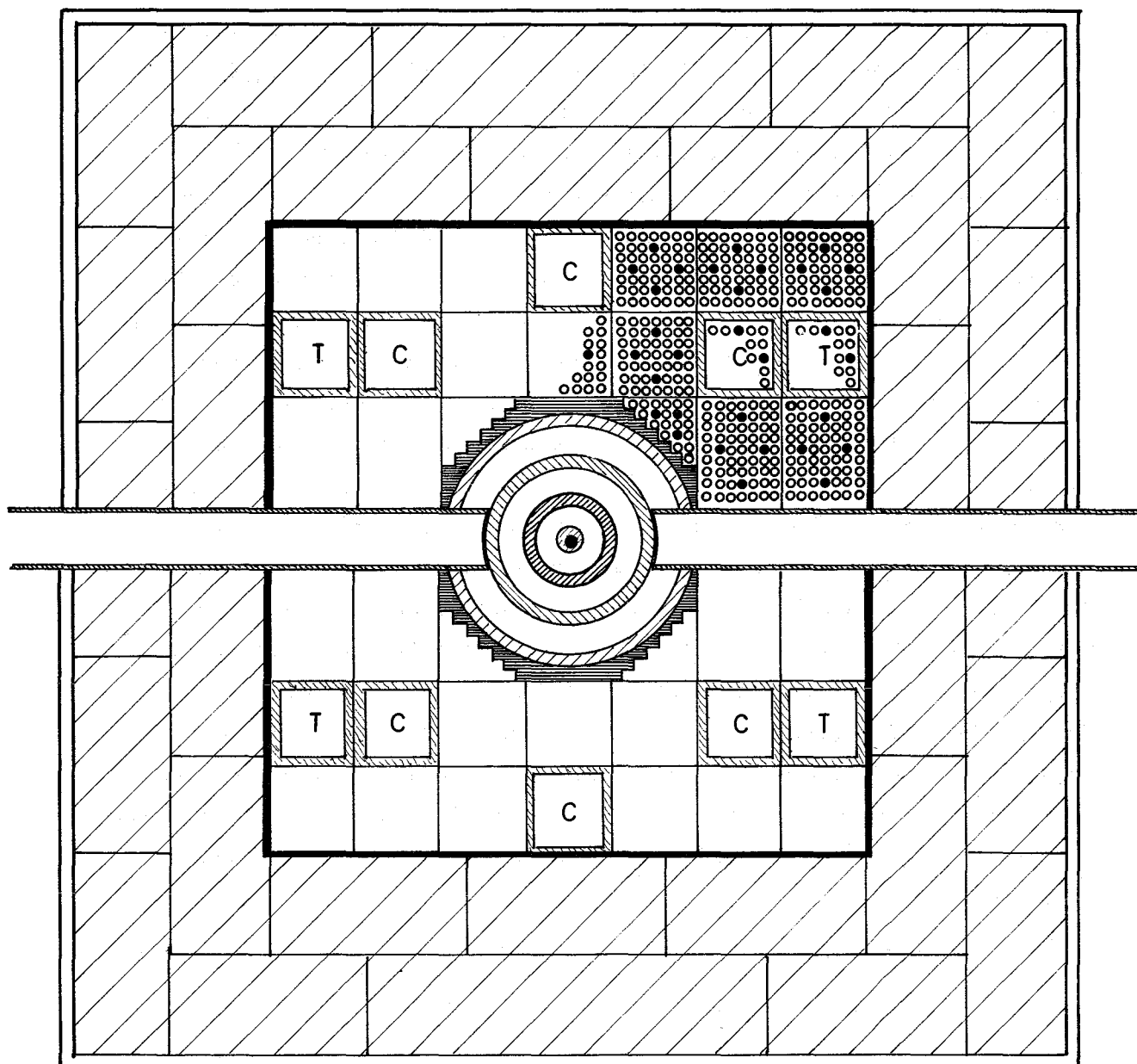


Abb.11 Querschnitt des CABRI-Reaktors, schematisch  
C = Abschaltelement  
T = Transientenelement

2. BNR-Simulationen für verschiedene CABRI-Teststrecken und Vergleich mit Ergebnissen für ein charakteristisches SNR-Bündel (P. Royl, IRE)

Einleitung

Die geplanten Experimente im CABRI-Reaktor zur Untersuchung des Brennstabverhaltens bei raschen Leistungsexcursionen sollten mit ihren wichtigsten Ergebnissen, wie Versagensort und -zeit, dem zeitlichen "Core-Voiden" durch die Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung (BNR) nach dem Versagen und der Brennstoffinjektion und -austragung nach Möglichkeit direkt auf die prototypischen Verhältnisse in schnellen Brutreaktoren übertragbar sein. Eine Voraussetzung hierfür ist, daß bei der Teststrecken- und Kreislaufauslegung einige für die Prototypikalität wichtige geometrische und thermohydraulische Eigenschaften des Schnellbrüterelements erhalten bleiben. Das ist jedoch nur in begrenztem Masse möglich, da auch eine ganze Reihe anderer Anforderungen an die Teststrecke gestellt werden. Mit dem in Karlsruhe verfügbaren Rechenprogramm HOPE / 1 / lassen sich die Vorgänge vor und nach dem Brennelementversagen, insbesondere die Voidvorgänge durch die BNR sowie die Injektion und Ausschwemmung des Brennstoffs nach dem Versagen, simulieren. Das Modell erlaubt daher in gewissen Grenzen, die Verhältnisse in der CABRI-Teststrecke mit denen im Schnellbrüterelement zu vergleichen. Ein derartiger Vergleich wurde in einem ersten Ansatz durchgeführt. Bei gleichem Leistungspuls wurden dabei die BNR nach dem Versagen und der Zeitverlauf der Injektion und Ausschwemmung des Brennstoffs in zwei verschiedenen Teststrecken verglichen und entsprechenden Ergebnissen für den Teilkanal eines charakteristischen SNR-Bündels gegenübergestellt.

---

F        Letzter Bericht in KFK 1274/4, S. 123-20

/ 1 / Rumble, E.T.:  
Fuel Movement Investigations during LMFBR  
Overpower Excursions Using a New Model  
CONF-740401-p3, 1974

### Ergebnisse für die zwei Teststrecken-Anordnungen und für das SNR-Bündel

Die Stäbe für die beiden Teststrecken und der SNR-Brennstab wurden bei diesen Simulationen mit dem vorgegebenen, in Abb. 12 dargestellten Leistungspulstransient aufgeheizt. Der SNR-Brennstab hat dabei die Leistungsverteilung des zentralen Bündels im Kern MARK IA des SNR 300. Die Rechnungen gelten für frische Brennstäbe, die mit einer maximalen linearen Leistung von 450 W/cm stationär betrieben werden. Umstrukturierung wird berücksichtigt. Drei Gefügezonen wurden simuliert. Die Stengelkristallzone bildet sich im Temperaturbereich oberhalb von 1700° C aus, die Zone mit gleichgerichtetem Gefüge oberhalb von 1300° C. Bei niedrigeren Temperaturen soll keine Gefügeänderung eintreten. Durch die Porositätsabnahme bei der Umstrukturierung bilden sich im SNR- und im CABRI-Brennstab Zentralkanäle aus. Die Zentralkanäle radien der CABRI-Stäbe sind dabei etwas größer wegen des größeren Tablettendurchmessers, der bei gleicher linearer Leistung höhere Zentralkanaltemperaturen und stärkere Umstrukturierung zur Folge hat. Durch die kürzeren CABRI-Teststäbe ergibt sich in beiden Fällen aber ein annähernd gleiches Zentralkanalvolumen von ca. 1 cm<sup>3</sup>. Die Gaskonzentration im nicht umstrukturierten Brennstoff entspricht dem Füllgasgehalt und wurde durch Füllen des Porenvolumens (13,5 % des Tablettenvolumens) mit Helium bei 1 atm und 20° C Fülltemperatur bestimmt. Der Gasgehalt im nicht umstrukturierten Brennstoff beträgt danach 0.23 · 10<sup>-4</sup> Helium/g Brennstoff.

Im umstrukturierten Gefüge wurde der Gasgehalt Null gesetzt. Das Füllgas wird während des Unfalls entsprechend der Brennstoffschmelzrate freigesetzt und trägt zur Druckerhöhung in der Schmelzzone bei.

### Vergleich der Thermohydraulikdaten der verschiedenen Anordnungen

Die wichtigen Thermohydraulikdaten des charakteristischen SNR-Bündels und der beiden CABRI-Teststrecken C1 und K2, für welche die Leistungsstörungen simuliert wurden, sind in Tabelle 1 zusammengefasst. Bei der sogenannten alten Teststrecke K2 sind einige Anforderungen, die bezüglich Prototypikalität gestellt werden, schlechter erfüllt als

bei der neuen, bei der der hydraulische Durchmesser, die oberen und unteren Trägheitslängen und die Druckverluste den Verhältnissen im SNR-Bündel besser angepasst sind. Der Innendurchmesser des Niobrohrs, das den Kühlkanalringspalt nach aussen zu begrenzt, wurde bei der neuen Teststrecke C1 von 1.02 auf 1.26 cm erhöht. Dies führt fast zu einer Verdopplung des hydraulischen Durchmessers, der in der neuen Teststrecke mit 0.5 cm fast den prototypischen Wert des SNR-Bündels erreicht. Gleichzeitig vergrössert sie auch den Kühlkanalquerschnitt. Das Querschnittsverhältnis von Kühlkanal zu Tablette, das für die Brennstoffaustragung wichtig ist, weicht dadurch mit seinem Wert von 2.47 stärker nach oben zu vom prototypischen Wert 1.39 ab als das entsprechende Verhältnis der alten Teststrecke. Verglichen mit dem SNR-Bündel kann das zu einer verstärkten Brennstoffausschwemmung führen.

Durch die Vergrösserung des Kühlkanalquerschnitts in der Teststrecke und durch entsprechende Verkleinerungen der Strömungsflächen ausserhalb der aktiven Zone wurde auch die Trägheit der Natriumsäulen oberhalb und unterhalb des Brennstabs vergrössert und den prototypischen Trägheitslängen besser angepasst. Mit den grösseren Trägheitslängen verlangsamt sich die Expansion der BNR-Zone, die Druckspitzen in der BNR-Zone steigen dadurch aber nur wenig an. Das Verhältnis von oberer zu unterer Trägheitslänge, das bei der alten Teststrecke mit 0.85 dicht am prototypischen SNR-Wert von 0.75 liegt, ist bei der neuen Anordnung mit 1.22 erheblich höher. Die neue Teststrecke C1 führt daher zu langsameren Voidvorgängen und entsprechend späterer Brennstoffaustragung als die Teststrecke K2. Insbesondere ist das Core-Voiden nach oben zu weniger stark ausgeprägt.

Um die stationären Hüllrohrtemperaturen, verglichen mit dem SNR, nicht zu niedrig werden zu lassen, wurde die Kühlmittelgeschwindigkeit bei dem grösseren Niobrohr des Falls C1 zurückgenommen. Die stationäre Massenstromdichte ist mit  $164 \text{ g/cm}^2 \text{ sec}$  um mehr als die Hälfte kleiner als in der alten Testanordnung und im SNR-Vergleichsbündel. Der Einfluß einer höheren, den prototypischen Verhältnissen ähnlicheren Anfangsgeschwindigkeit wird aber auch parametrisch untersucht. Die berechneten stationären Druckverluste am Core-Eintritt, in der Teststrecke und am Core-Austritt sind ebenfalls in Tabelle 1 angegeben. Am Core-Eintritt

überlagern sich Drossel- und Einschnürungsdruckverluste. Der Druckverlust am Teststreckenaustritt ist im wesentlichen der Borda-Carnot-Verlust durch die Vergrößerung des Stömungsquerschnitts. Der Reibungsdruckverlust im Core wird aus einer Reynoldsbeziehung bestimmt / 2 /. Der trotz niedrigeren Massenstromes angegebene hohe Druckverlustwert des Falls C1 ist vorgegeben und wurde mit einem entsprechend erhöhten Reibungskoeffizienten berechnet.

#### Gegenüberstellung der Ergebnisse

Die Brennstäbe in den beiden Teststrecken und der charakteristische Stab des SNR-Bündels wurden nun der gleichen Leistungstransiente (Abb. 12) ausgesetzt. Auch die Versagens- und BNR-Parameter sind für alle Stäbe gleich. Stabversagen tritt ein, wenn 80 % der Brennstoffmasse des heissesten Node geschmolzen ist. Danach soll sich ein Riss von 5 cm Länge jeweils um die Core-Mitte herum ausbilden. Abhängig von der zeitlichen Druckdifferenz zwischen Schmelzzone und BNR-Zone wird daraus ein Gemisch von flüssigem Brennstoff und Füllgas in den Kühlkanal gespritzt. Instantane Fragmentation des Brennstoffs in Partikel von 117  $\mu$  Radius wird angenommen. Der ausgespritzte Brennstoff reagiert mit dem Natrium aus der BNR-Zone, dessen Masse sich, ausgehend von der Natriummenge in der Risszone, durch das anfangs von unten noch weiter einströmende Natrium und durch den Natriumfilm, den die Flüssigkeitssäulen bei der Vergrößerung der BNR-Zone zurücklassen, ständig vergrößert.

Der SNR-Brennstab versagt zuerst. Bei gleicher linearer Leistung ist die Wärmequellendichte in diesem Stab aufgrund des kleineren Tabletten-durchmessers grösser. Wie Abb. 12 zeigt, ist die Leistung am Versagenspunkt noch weit unterhalb des Pulsmaximums, und ein grosser Teil der Energie des Leistungspulses wird erst nach dem Versagen freigesetzt ("Overdriving"). Die Leistung steigt nach dem Versagen noch 10 msec lang weiter an und erreicht fast den doppelten Versagenswert.

---

/ 2 / P. Wirtz:  
 Ein Beitrag zur theoretischen Beschreibung  
 des Siedens unter Störfallbedingungen  
 in natriumgekühlten schnellen Reaktoren  
 KFK 1958 (1973)

Durch die Kopplung an die Schmelzraten hat das einen starken Einfluß auf den Injektionsprozess. Der Versagensdruck ist mit 14 atm sehr niedrig, eine Folge des geringen Gasgehalts des frischen Brennstoffs und der extrem schnellen Brennstoffaufheizung. Trotz der entlastenden Wirkung des Injektionsprozesses steigt der Druck in der Schmelzzone durch die hohen Schmelzraten, die die Füllgasfreisetzung bestimmen, nach dem Versagen rasch weiter an. Dadurch nimmt die Brennstoffinjektion zu. Das Massenverhältnis Brennstoff/ Natrium erreicht dabei den vergleichsweise hohen Wert 5.7 vor Beginn des Natriumsiedens. Der starke Leistungsanstieg nach dem Versagen und weniger der Zustand am Versagenspunkt selbst sind daher für den Injektionsprozess und den Druckaufbau aus der BNR verantwortlich. Der zeitliche Druck in der BNR-Zone, der in Abb. 13 dargestellt ist, nimmt im Mittel schon vor dem Natriumsieden und dem Aufbau von Na-Dampfdrücken zu. Sättigungsbedingungen im Natrium werden etwa 7 msec nach dem Versagen erreicht. Danach ist der Druckanstieg fest an die Natriumtemperatur und damit an den Wärmeübergang Brennstoff zu Natrium gekoppelt. Ein Druckmaximum von 200 atm wird erreicht. Danach nimmt der Druck ab durch die Volumenarbeit, die dem System bei der Vergrößerung der BNR-Zone verstärkt entzogen wird, und durch die Kondensationswirkung der kalten Struktur und des in die BNR-Zone hereinkommenden unterkühlten Natriumfilms.

Die Brennstäbe in den beiden CABRI-Teststrecken versagen später als der charakteristische SNR-Stab. Der grössere Tabletten-Durchmesser führt bei gleicher linearer Leistung zu einer kleineren Wärmequellichte, und die Stäbe versagen dichter am Leistungsmaximum (Abb. 12), so dass ein geringerer Teil der Energie nach dem Versagen freigesetzt wird. Der Versagensdruck ist mit 19 atm höher als im SNR-Vergleichsstab. Der weitere Druckanstieg in der Schmelzzone ist jedoch nicht mehr so stark. Bedingt durch die kleineren Wärmequellichten sind die Schmelz- und Gasfreisetzungsraten niedriger. Die Brennstoffinjektion nimmt dadurch langsamer zu. Zweiphasenbedingungen werden später und bei niedrigeren Drücken erreicht. Das Brennstoff/ Natrium-Massenverhältniss am Beginn der Phase B wird kleiner (Tab. 2). Die Zweiphasendrucke in der CABRI-Teststrecke sind generell niedriger als im SNR-Bündel. Der Vergleich ist jedoch nur bedingt erlaubt. Bei gleicher Energiefreisetzung nach dem Versagen wäre die Injektionswirkung des sog.



"Overdriving" geringer, und die Ein- und Zweiphasendrucke müssten auch im SNR-Bündel kleiner werden.

Strömungsumkehr der unteren Natriumsäulen tritt in den CABRI-Teststrecken generell etwas früher auf als im SNR-Bündel. Der Beginn der Brennstoffaustragung aus der aktiven Core-Zone nach oben bzw. nach unten wird - wie die Strömungsumkehr - stark durch die Trägheitslängen beeinflusst. In der neuen Teststrecke, bei der die obere Trägheitslänge mehr als doppelt so gross ist wie im Fall K2, verschiebt sich der Beginn der oberen Brennstoffaustragung um 5 msec. Die zeitliche Verschiebung der unteren Brennstoffaustragung ist noch grösser, da die Eintrittsdrossel die Beschleunigung der unteren Säule erheblich vermindert.

Die neue CABRI-Teststrecke führt also zu höheren Drücken in der BNR-Zone und durch die vergrösserten Trägheitslängen und die Eintrittsdrossel zu einem späteren Beginn der Brennstoffaustragung, als die alte Teststrecke K2. Ein Vergleich mit dem SNR-Bündel und damit eine quantitative Aussage über die von den unterschiedlichen Kühlkanalparametern herrührenden Abweichungen der BNR-Ergebnisse sowie der Injektions- und Sweepout Verhaltens ist mit diesen Rechnungen nicht möglich, denn in dem kleineren SNR-Stab wird nach dem Versagen mehr Energie freigesetzt als im CABRI-Stab. Die Rechnungen lassen jedoch den Schluss zu, daß die neue Kreislaufkonstruktion bezüglich der Prototypikalität von Injektion, BNR und Ausschwemmung besser ist als die alte.

#### Sensitivitätsstudie für einige CABRI-Loop-Parameter

Wie schon erwähnt, ist das Verhältnis der oberen und unteren Trägheitslängen in der neuen Teststrecke C1 viel grösser als im SNR-Bündel. Die Kühlmittelgeschwindigkeit musste ausserdem bei dem grösseren Niobrohr wegen der sonst zu niedrigen Hüllrohrtemperaturen auf über die Hälfte des SNR-Wertes verkleinert werden. Unsicherheiten bestehen auch bezüglich des Niobrohr-Innendurchmessers selbst, der u.a. auch den Ringspalt und das für Sweepout wichtige Flächenverhältnis von Kühlkanal und Tablette bestimmt. In einer Sensitivitätsstudie wurden daher die Folgen von Änderungen dieser drei Parameter einzeln untersucht.

Tabelle 3 gibt die Variationen und einige wichtige Ergebnisse an. Die erste Zahlenspalte bezieht sich darin immer auf die Teststrecke C1.

### Schlussfolgerungen

Von den drei untersuchten Teststreckenparametern Trägheitslänge, Massendurchsatz und Niobrohr-Innendurchmesser hat nur die Trägheitslänge innerhalb des variierten Wertebereichs einen stärkeren Einfluss auf die Expansion der BNR-Zone und die Brennstoffaustragung. Die Untersuchungen gelten jedoch nur für die energetischen Leistungspulse, die hohe Injektionsraten zur Folge haben und zu heftigen BNR führen.

Die resultierenden BNR-Drücke liegen in allen Fällen aber nur im mittleren Wertebereich und sind weit von den kritischen Werten entfernt. Die Druckspitzen im Zweiphasenbereich erreichen die gleiche Größenordnung wie die von Wider für frische Stäbe angegebenen Werte / 3 /. Sie wurden für einen ebenfalls sehr kurzen energiereichen Leistungspuls mit dem PLUTO Code / 4 / berechnet. Programme mit zeitabhängigen Injektionsmodellen wie HOPE und PLUTO berechnen also für frischen Brennstoff selbst bei extrem kurzen Leistungspulsen nur mittlere Natrium-Dampfdrücke, die noch weit von den kritischen Werten entfernt liegen. Die BNR-Simulationen wurden unter der Annahme konstanter Drücke am Teststreckeneintritt und -austritt durchgeführt. Diese Annahme ist zulässig, da stärkere Druckaufbauten im neuen Loop Design am Teststreckenein- und Austritt durch konstruktive Massnahmen unterbunden werden / 5 /.

Das untersuchte neue Teststreckendesign C1 führt nach dem Versagen gegenüber dem alten zu höheren Drücken in der BNR-Zone und durch die vergrösserten Trägheitslängen und die Eintrittsdrossel zu einem späteren Beginn und einer langsameren Brennstoffaustragung. Die Rechnungen lassen darauf schliessen, dass die Injektions-, BNR-, und Ausschwem-

---

/ 3 / H. Wider: ANL-RDP-35, Dec. 1974, p.7.2-7.6

/ 4 / H. Wider:  
An improved Analysis of Fuel Motion during an Overpower Excursion  
CONF-740401-p3, 1974

/ 5 / M. Schwarz: Private Mitteilung

mungseigenschaften der Teststrecke C1 den Eigenschaften des prototypischen SNR-Stabes besser entsprechen als die der alten Teststrecke K2. Ein direkter Vergleich der Ergebnisse mit der Simulation für das SNR-Bündel ist jedoch nicht zulässig. Wegen des kleineren Tablettenquerschnitts wird bei der Simulation des SNR-Bündels bei gleicher linearer Leistung mehr Energie nach dem Versagen freigesetzt, wodurch die Injektionsrate nach dem Versagen stärker zunimmt. Für einen quantitativen Vergleich müssen die Rechnungen für das SNR-Bündel mit einem grösseren nicht prototypischen Tablettendurchmesser und entsprechend veränderten Kühlkanalparametern erneut durchgeführt werden.

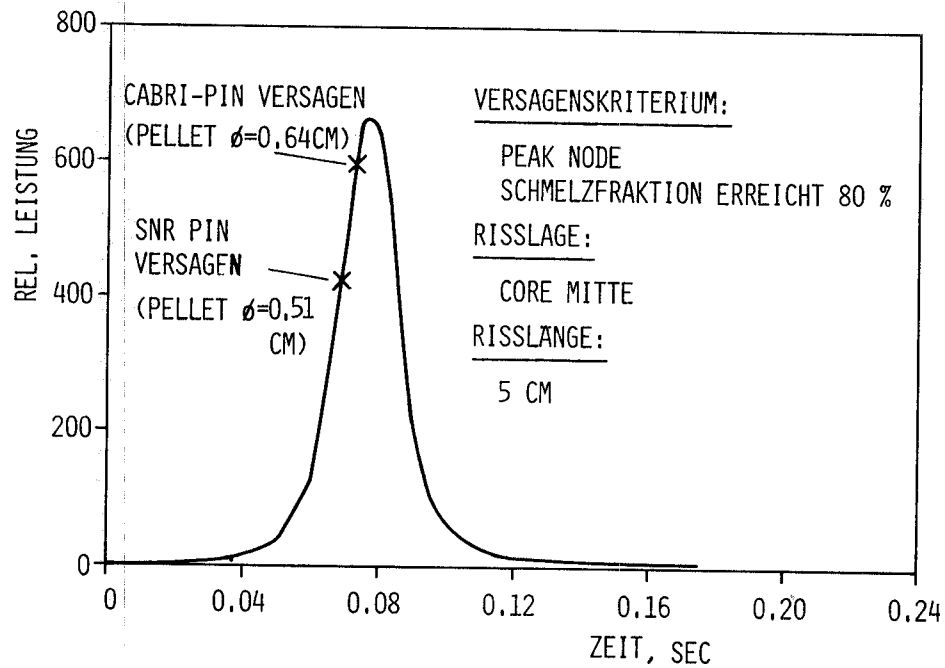


ABB. 12 ANGENOMMENER CABRI LEISTUNGSPULS FÜR DIE BNR SIMULATION IN HOPE  
(MAXIMALE STATIONÄRE LINEARE LEISTUNG = 450 W/CM)

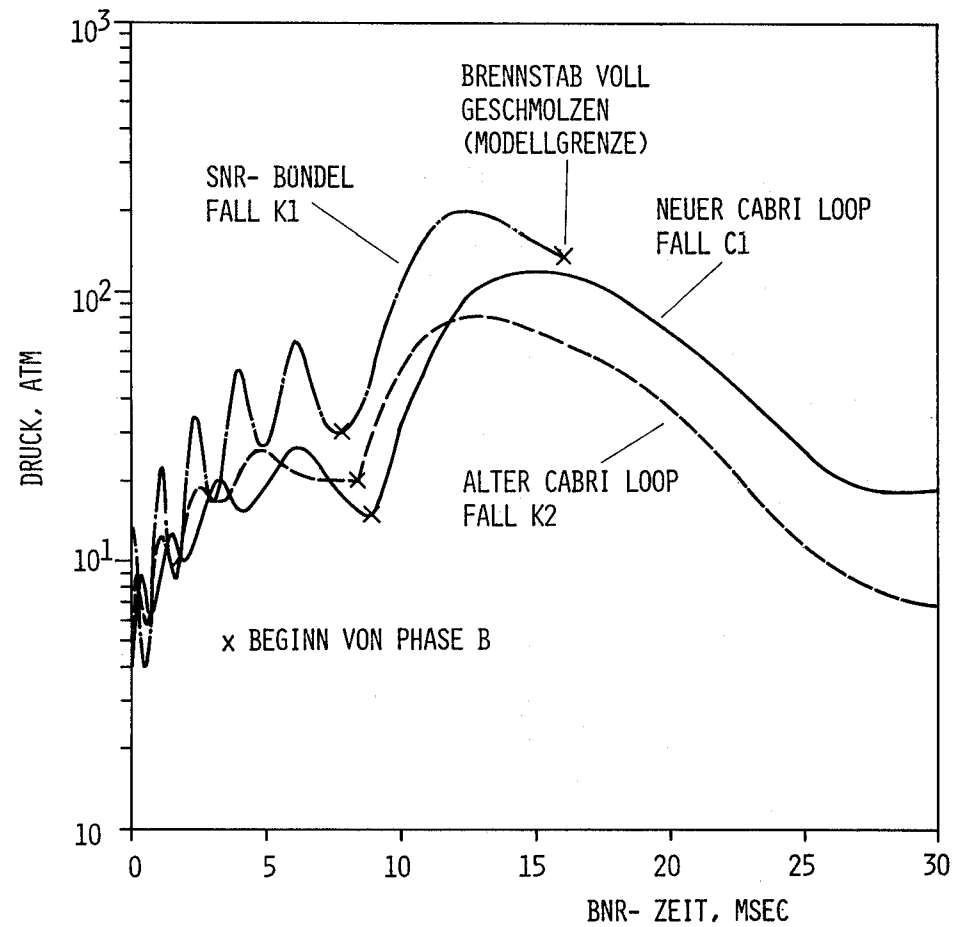


ABB. 13. MIT HOPE BERECHNETE BNR DRÜCKE FÜR CHARAKTERISTISCHES SNR BÜNDEL UND FÜR VERSCHIEDENE CABRI LOOP ANORDNUNGEN BEI GLEICHEM LEISTUNGSPULS, VERSAGENS- UND BNR PARAMETERN  
(INSTANTANE FRAGMENTATION IN PARTIKEL VON 117 $\mu$  RADIUS)

TAB. 1: THERMOHYDRAULIKDATEN EINES CHARAKTERISTISCHEN SNR BONDELS UND DATEN FÜR VERSCHIEDENE CABRI TEST LOOP ANORDNUNGEN

	DIM.	SNR- BONDEL (FALL K1)	NEUES CABRI LOOP DESIGN (FALL C1)	ALTES CABRI LOOP DESIGN (FALL K2)
HYDRAULISCHER DURCHMESSER D, KKN	CM	0,533	0,500	0,236
QUERSCHNITTSVERHÄLTNIS VON KOHLKANAL ZU PELLET	-	1,39	2,47	1,13
QUERSCHNITT DES KKN BEZOGEN AUF SNR- WERT	-	1	2,80	1,28
VERHÄLTNIS UNBEHEIZTER ZU BEHEIZTER KKN OBERFLÄCHEN	-	1,29	1,66	1,49
OBERE TRÄGHEITSLÄNGE <sup>+</sup>	CM	228	244	98
UNTERE TRÄGHEITSLÄNGE <sup>+</sup>	CM	305	210	115
STATIONÄRER MASSENDURCHSATZ	G/CM <sup>2</sup> SEC	367	164	374
UNTERER BLENDENKOEFFIZIENT	-	25	28	0
EINTRITTSDRUCKVERLUST (STATIONÄR)	ATM	2,2	0,75	0,38
DRUCKVERLUST IM CORE ( " )	ATM	1,4	0,996	2,44
AUSTRITTSDRUCKVERLUST ( " )	ATM	1,0	0,06	0,13

<sup>+</sup> BEZOGEN AUF CORE MITTE

TAB. 2: VERGLEICH WICHTIGER BNR ERGEBNISSE FÜR EIN CHARAKTERISTISCHES SNR BONDEL MIT DENEN FÜR VERSCHIEDENE CABRI TEST LOOP ANORDNUNGEN

	DIM.	SNR- BONDEL (FALL K1)	NEUES CABRI LOOP DESIGN (FALL C1)	ALTES CABRI LOOP DESIGN (FALL K2)
VERSAGENSDRUCK	ATM	14	19	19
ZEIT BIS STROMUNGSUMKEHR	MSEC	6,0	5,0	5,5
BRENNSTOFF/NATRIUM MASSENVERHÄLTNIS AM ANFANG VON PHASE B	-	5,7	3,7	2,94
MAXIMALER Na- DAMPFDRUCK	ATM	200	117	79
BEGINN VON "SWEEPOUT" OBERN	MSEC	16,5	22	17
GESCHWINDIGKEIT DER OBEREN Na- SAULE BEI BEGINN VON SWEEPOUT*	M/SEC	52,4	40,5	50,6
BEGINN VON "SWEEPOUT" UNTEN	MSEC	23*	32	20,0
GESCHWINDIGKEIT DER UNTEREN Na- SAULE BEI BEGINN VON SWEEPOUT*	M/SEC	32,1*	17	36,0

\* BEI SWEEPOUT BEGINN HABEN SICH DIE NATRIUMSAULEN RELATIV ZUR VERSAGENSSTELLE UM 37,5 CM NACH OBEN BZW. NACH UNTEN BEWEGT (ENDE DER AKTIVEN CABRI-ZONE),

\* EXTRAPOLIERTER WERT

TAB. 3: ERGEBNISSE VON BNR SIMULATIONEN MIT HOPE FÜR VERSCHIEDENE CABRI LOOP PARAMETER

TRÄGHEITSLÄNGEN	OBERE TRÄGHEITSLÄNGE	CM	210	157	VERRINGERUNG DER OBEREN TRÄGHEITSLÄNGE BIS ZUM PROTOTYPISCHEN LÄNGENVERHÄLTNIS, FÜHRT ZU KLEINEREN EIN- UND ZWEIFASIGEN NATRIUM DROCKEN. DER KANAL VOIDET NACH OBEN ZU STÄRKER, WÄHREND DIE SAULEN SICH NACH UNTEN ZU LANGSAMER BEWEGEN, SWEEPOUT ERFOLGT 2 MSEC FRÜHER BEI HÖHEREN SLUGGESCHWINDIGKEITEN.
	MAXIMALER Na DAMPFDRUCK	ATM	117	114	
	BEGINN VON SWEEPOUT	MSEC	22	20	
SS MASSENDURCHSATZ	SS MASSENDURCHSATZ	G/CM <sup>2</sup> SEC	164	328	HÖHERE STATIONÄRE NATRIUMDURCHSATZE VERZÜGERN DIE STROMUNGSUMKEHR DER UNTEREN SAULE. NATRIUM KANN VON UNTEN HER LÄNGER ZUSTRÖMEN UND DIE BRENNSTOFF/NATRIUM MASSENVERHÄLTNISSE AM ENDE VON PHASE A WERDEN KLEINER. AUFGRUND D. STÄRKEREN IMPULSES D. UNTEREN SAULE ERGEBEN SICH HÖHERE EINPHASENDRÜCKE, INSGESAMT LANGSAMERE AUSBREITUNG DER ZONE NACH UNTEN ABER NUR WENIG VERÄNDERTE EXPANSION NACH OBEN. STÄRKERER EINFLUSS D. SS MASSENDURCHSATZES BEI MILDEREN BNR'S ZU ERWARTEN.
	STROMUNGSUMKEHR	MSEC	5	6	
	DRUCK AM ENDE DER PHASE A	ATM	12	15	
	ENDE DER PHASE A	MSEC	9,0	9,3	
NIOB ROHR DURCHMESSER	INNENDURCHMESSER D. NIOB ROHRS.	CM	1,26	1,16	MIT DEM DURCHMESSER D. NIOBROHRS VERKLEINERT SICH DIE ANFANGS-NATRIUMMENGE IN DER BNR ZONE GLEICHZEITIG VERGRÖßERT SICH D. ANTEIL DES RESTFILMS AM STROMUNGSQUERSCHNITT UND DAMIT DAS KONDENSATIONSPOTENTIAL BEI KLEINEREM NIOBROHR HÖHERE DRÜCKE IM EINPHASENBEREICH, SCHNELLERE EXPANSION D. BNR ZONE FÜHRT DANN ZU VERSTÄRKTER KONDENSATIONSWIRKUNG DURCH DEN HEREINKOMMENDEN Na RESTFILM, DIE EINEN RASCHEREN ABBAU D. ZWEIFASENDRÜCKES HERVORRUFT, DIE EFFEKTE KOMPENSIEREN SICH TEILWEISE, SO DASS ES IN DER ZEITLICHEN EXPANSION D. BNR ZONE NUR ZU GERINGEN UNTERSCHIEDEN KOMMT.
	ANFANGSNATRIUMMASSE IN BNR ZONE	G	3,5	2,9	
	ANTEIL D. RESTFILMQUERSCHNITTS AM STROMUNGSQUERSCHNITT	%	3,42	3,90	
	DRUCK AM ENDE D. PHASE A	ATM	13	21	

1236 Untersuchungen zu Brennstoff-Natrium-Reaktionen

1236.3 Niederschmelzversuche an Brennstäben mit Natriumkühlung 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 ist in der IMF-Technikhalle eine out-of-pile Versuchsanlage erstellt worden. Im 2. Quartal wurden die Abschmelzexperimente der ersten Versuchsserie fortgesetzt, die insgesamt 10 bis 12 Versuche mit Einzelstäben und 7-Stabbündeln umfaßt.

Bisher sind 3 Tests mit Einzelstäben durchgeführt worden. Die kennzeichnenden Daten waren:

Natriumtemperatur	520° C
Natriumdruck	2 bar
Brennstabinnendruck	5 bar
Geometrie des ringförmigen Kühlkanals	12 mm $\emptyset$ / 7 mm $\emptyset$

Die Natriumgeschwindigkeit im Ringspalt betrug bei

Versuch 01	3,7 m/s
02	13 m/s
03	7,4 m/s.

Der Versuch 01 wurde ausgewertet. Dabei ergaben sich in der Teststrecke mehrere Druckspitzen bis maximal ca. 50 bar. Die Dauer der einzelnen Druckpulse betrug ca. 0,5 bis 1 msec. Am Teststreckeneintritt traten - mit geringer Verzögerung - ähnliche Druckspitzen auf, die jedoch stark gedämpft waren. Synchron zum Druckverlauf wurden starke Durchflußänderungen am Ein- und Austritt der Teststrecke registriert.

Ein Vergleich mit den Ergebnissen der Versuche 02 und 03 konnte noch nicht vorgenommen werden. Die Analogaufzeichnungen dieser Versuche wurden digitalisiert. Sie werden zur Zeit ausgewertet.

---

\* BzFE-Nr. 535.4

- 124            ENTWICKLUNG DER INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG  
ZUR KERNÜBERWACHUNG
- 1241           Nachweis von Durchflußstörungen am Brennelement
- 1241.1        Entwicklung von Dauermagnet-Durchflußmessern<sup>F</sup>  
 (St. Müller, G. Thun, IRB)

EMK-Messung in Abhängigkeit vom Natrium-Durchfluß

Die in / 1 / aufgeführten Messungen wurden in den Na-Kreisläufen des IRB mit der Variation verschiedener Parameter wie Hüllwandstärke, Kanalgeometrie und Temperatur fortgeführt und haben gut reproduzierbare Ergebnisse geliefert. Es wurde intermittierend immer mit dem gleichen Magneten gemessen. Seine Feldstärke ist bei diesen Belastungen (hauptsächlich zwischen 300° und 500° C und nur kürzere Zeiten bei 600° C) konstant geblieben.

Eine Wandstärkevergrößerung von 0,5 auf 1 mm (von 18 x 0,5 auf 19 x 1) des den Magneten einhüllenden Rohres brachte eine Abnahme des Meßsignals um 6 %. Die Festigkeit und damit die Sicherheit wird durch eine dickere Wand größer (der Magnetwerkstoff ist Kobalt-haltig, bei Strahleneinwirkung tritt deshalb eine hohe CO-60-Aktivität auf). Der Einfluß der Kanalgeometrie auf die der Geschwindigkeit des Natriums jeweils proportionale EMK ist in Abb. 1 an zwei Durchflußquerschnitten dargestellt. Die größere Steigung der Kennlinie bei der kleineren Nennweite entspricht den räumlich dichteren Wirbelstromlinien nach Abb. 2.

Der Einfluß der Temperatur wurde in / 1 / diskutiert, er beruht auf der Abhängigkeit der magnetischen Feldstärke von der Temperatur und bewirkt eine geringe Auffächerung der Kennlinien in Abb. 1.

Dauerstandsverhalten von Permanentmagneten

Bei der Fa. DEW sind 3 Vorrichtungen mit je 16 Magneten zum Testen des Dauerstandsverhaltens bei 3 verschiedenen Temperaturen (550, 575 und 600° C) fertiggestellt worden. Die Einrichtungen sind seit April 1975 in Betrieb. Nach 2 Monaten zeigte sich ein nur sehr geringer Abfall in der Magnetisierung. Durch fehlerhaft gewordene Isolation ist ein

elektrischer Kurzschluß der Heizelemente entstanden. Nach diesem Kurzschluß hatten die Magnete einen bleibenden Verlust an Magnetisierung erlitten. Der Versuch, der über ein halbes Jahr laufen sollte, mußte deshalb mit neuen Magneten wieder begonnen werden.

Ein Versuch mit zyklischer thermischer Belastung der Magnete ist vorgesehen.

Weiterhin soll die Strahlenbeständigkeit der Magnetisierung gemessen werden. Dazu wurden die Konstruktion abgeschlossen und die Genehmigung der 1. Versuchs-Phase für BR2 (Mol 3K) durch IMF/BST eingeholt. Die Magnete sollen über eine in der Bestrahlungskapsel eingebaute Durchflußmessereinrichtung laufend kontrolliert werden.



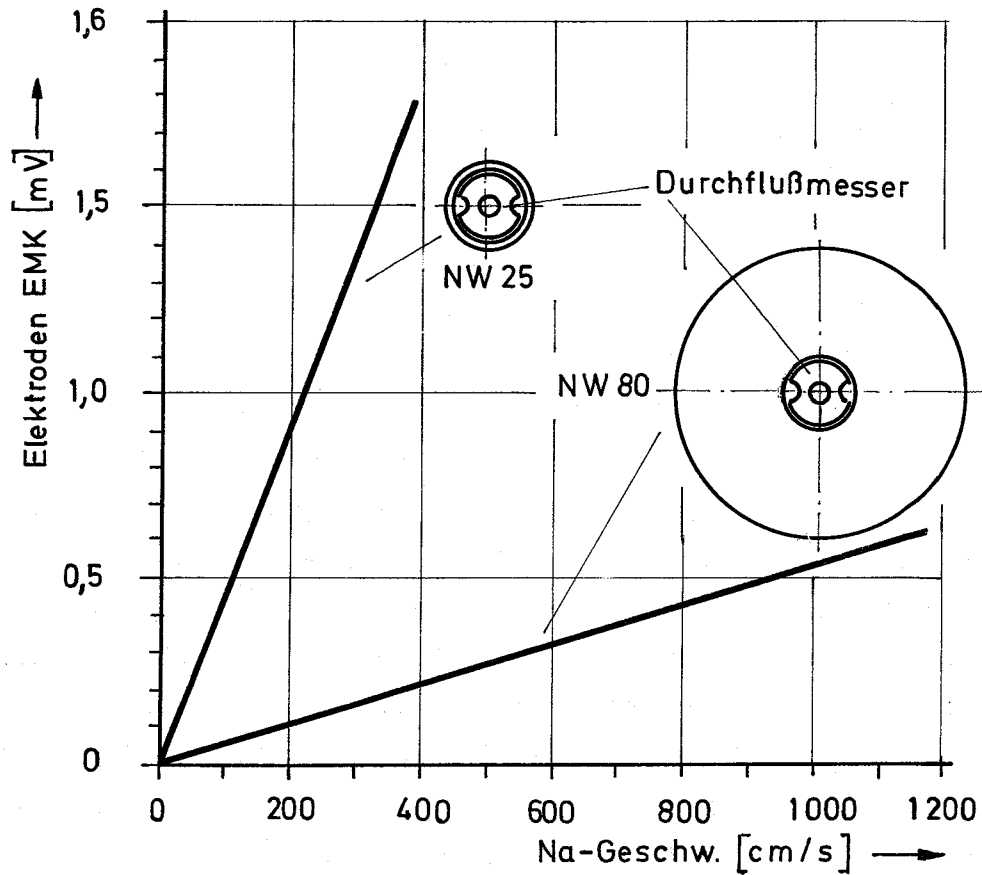


Abb. 1 Verhalten der EMK bei zwei unterschiedlichen Durchflußquerschnitten

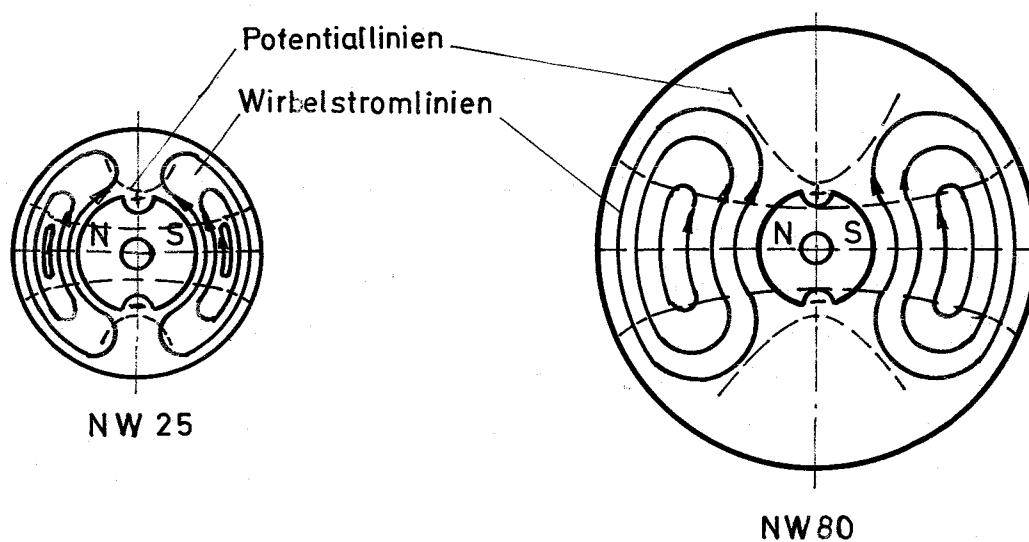


Abb. 2 Ausbildung der Wirbelströme bei unterschiedlichem Durchflußquerschnitt

1244 Akustische Meßverfahren in Natrium-Systemen<sup>F</sup>

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

Zur Entwicklung und Untersuchung von Hochtemperatur-Schallsensoren für den Einsatz in Natrium wurden Mitte 1974 verschiedenartige Piezomaterialien in der KNK I bestrahlt. Die nachfolgende Auswertung in den Heizen Zellen lieferte ein erstes, wichtiges Ergebnis für die Auswahl von Transducer-Basismaterialien für den Einsatz im Reaktor.

Zur Bestrahlung kamen z-geschnittene Quarz ( $\text{SiO}_2$ )-Elemente und Lithiumniobat-Proben ( ${}^n\text{LiNbO}_3$ ) verschiedener Hersteller in den Schnittlagen x und z. Weiterhin wurden polykristalline Blei-Zirkonat-Titanat-Verbindungen (PZT) untersucht, deren Curie-Temperaturen bei  $475^\circ\text{C}$  liegen. Die Einzelauswertung der Proben zeigt u.a. eine vollständige Depolarisation der PZT-Piezowandler, die auf die hohe Einsatztemperatur von  $520^\circ\text{C}$  zurückzuführen ist. Bei reinem Quarz (Verunreinigung  $\leq 5$  ppm) konnte hingegen eine verbliebene Ladungsempfindlichkeit von 20 % nach 5-monatiger Bestrahlung festgestellt werden. Es wird angenommen, daß die Kristalltemperatur den Wert der Curie-Temperatur  $T_c = 572^\circ\text{C}$  während der Vollast-Phase der KNK I erreicht und somit zur thermisch bedingten Depolarisation beigetragen hat.

Die Lithium-Niobat-Proben bestanden aus einer Verbindung mit natürlich zusammengesetztem Lithium (7,5 %  ${}^6\text{Li}$  und 92,5 %  ${}^7\text{Li}$ ). Eine Inspektion der Scheiben zeigte bei allen Exemplaren eine ausgeprägte Schwarzfärbung, die auf den Mangel an Sauerstoff bei einem Betrieb oberhalb  $400^\circ\text{C}$  deutet. Der darüber hinaus bekannte Zerfall von  ${}^6\text{Li}$  ( $\sigma = 950$  barn) führte zu einem merklichen Rückgang der Ladungsempfindlichkeit bei insgesamt 4  ${}^n\text{LiNbO}_3$ -Proben. Neben einem um eine Größenordnung abgesunkenen spezifischen elektrischen Widerstand wurden piezoelektrische Ladungskonstanten  $d_{33} = 6 \cdot 10^{-12}$  c/N (=Charge I) und  $d_{33} = 0,5 \cdot 10^{-12}$  c/N (=Charge II) gefunden. Dies entspricht 31 % bzw. 2,5 % der Ladungsempfindlichkeit vor Bestrahlungsbeginn. Schließlich besteht ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Abnahme des  $d_{33}$ -Wertes und der Materialherkunft der jeweiligen Charge. Das Gesamtergebnis macht deutlich, daß unter Reaktorbedingungen PZT- und  $\text{SiO}_2$ -Verbindungen wegen der zu niedrigen  $T_c$ -Werte

<sup>F</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/4, S. 124-3

nicht für akustische Sensoren verwendet werden können. Lithiumniobat muß  $O_2$ -gegettert werden und sollte nur in der angereicherten Form  ${}^7\text{LiNbO}_3$  ( ${}^6\text{Li} \leq 0,05 \%$ ) zum Einsatz kommen. Über die Bestrahlungsdosis der Lithiumniobatproben in KNK I lassen sich leider keine genauen Angaben machen. Die Einsatzdauer entsprach knapp 3 Monaten Reaktorbetrieb bei Teil- bzw. Vollast. Weitere aufschlußreiche Ergebnisse werden aus den seit Mai 1975 laufenden Bestrahlungsexperimenten mit  ${}^7\text{LiNbO}_3$ -Kristallen im BR2-Reaktor in Mol erwartet.

1249 Rauschmessungen an der KNK und Erprobung von

---

Neutronenflußdetektoren<sup>F</sup>

---

(P. Hoppé, F. Mitzel, INR)

Zur Gewinnung übertragbarer Aussagen zur Störfalldiagnose mit Hilfe von Rauschanalysen wurde mit Hilfe eines verallgemeinerungsfähigen Modells quantitativ untersucht, wodurch beim normalen Reaktorbetrieb das Neutronenflußrauschen bewirkt wird.

Aus der gemessenen normierten spektralen Leistungsdichte des Neutronenflusses  $NS_\phi$  bei verschiedenen Leistungsstufen zwischen 30 und 100 % wurde durch Division mit dem Betragsquadrat der Reaktivitäts-Leistungsübertragungsfunktion, die theoretisch und aus früheren Messungen ermittelt worden war, die zugehörige spektrale Leistungsdichte der Reaktivität  $S_\rho$  berechnet. Diese ermöglicht Angaben über die erforderliche Größe einer noch nachweisbaren Reaktivitätsstörung. Die Abb. 3 zeigt die Funktionen  $NS_\phi$  und  $S_\rho$ . Zur Abschätzung der Nachweisempfindlichkeit für anormale Reaktivitätsschwankungen wird angenommen, daß diese sich im Frequenzbereich über eine Dekade erstrecken sollen und noch nachgewiesen werden können, wenn sie mindestens so groß wie das normale Reaktivitätsrauschen sind. Es ergeben sich dann die in Abb. 3 oben eingetragenen Effektivwerte für die nachweisbaren Reaktivitätsstörungen. Für genauere Berechnungen vergleiche Ref. / 1 / und / 2 /.

---

<sup>F</sup> Letzter Beitrag in KFK-1274/4 , S. 124-5

/ 1 / P. Hoppé, F. Mitzel: Unveröffentlicher Bericht

/ 2 / J. Erhardt: KFK-2158

Diese Ergebnisse werden aber erst auf andere Reaktoren übertragbar, wenn die Ursachen der beim normalen Betrieb auftretenden Reaktivitätsfluktuationen identifiziert wurden, da diese bekanntlich stark vom speziellen Reaktor abhängen können. Wie in /1/ näher erläutert, wurden für einen ersten Interpretationsansatz zunächst drei gemessene Rauschquellen berücksichtigt, nämlich Schwankungen des Kühlmitteldurchsatzes und der Kühlmittleintrittstemperatur, sowie die Regelstabbewegungen. Es konnte gezeigt werden /1/, daß das Neutronenflußrauschen vorwiegend durch die Regelstabbewegungen erzeugt wird und die beiden anderen Rauschquellen demgegenüber vernachlässigbar sind. Ein Vergleich der bisher quantitativ identifizierten Beiträge zum Neutronenflußrauschen mit dem tatsächlich gemessenen zeigt aber noch Diskrepanzen. Zur Zeit wird untersucht, ob diese durch bisher noch nicht berücksichtigte Rauschquellen oder (und) durch eine Verfeinerung des Modells erklärt werden können.

Durch den Vergleich des In-Core- mit dem Ex-Core-Neutronenflußdetektor sollte festgestellt werden, ob eine In-Core-Instrumentierung Vorteile gegenüber einer Ex-Core-Instrumentierung bietet, und zwar unter dem Aspekt der Schadenfrüherkennung mit Hilfe von Rauschanalysen. Unterschiedliche Rauschsignale könnten durch verschiedene Empfindlichkeiten der Detektoren sowie durch ortsabhängige Effekte (z.B. lokale Neutronenflußschwankungen am Detektorort, Dispersion und frequenzabhängige Dämpfung) verursacht werden. In Abb. 4 werden die Neutronenflußrauschsignale mit Hilfe von 3 Funktionen verglichen: Der normierten spektralen Leistungsdichte  $NS_y$ , der normierten kreuzspektralen Dichte  $NS_{y_1, y_2}$  und der Kohärenzfunktion  $\gamma$  /1/. Für den Ex-Core-Detektor wurde  $NS_{y_2}$  geringfügig verschoben, sonst würden die gemessenen Kurven bis zu Frequenzen von etwa 1 Hz zusammenfallen. Bei Frequenzen  $f > 10\text{Hz}$  gehen die spektralen Leistungsdichten beider Aufnehmer in horizontale Geraden über. Dieser frequenzunabhängige Beitrag wird durch den statistischen Charakter des Nachweisprozesses im

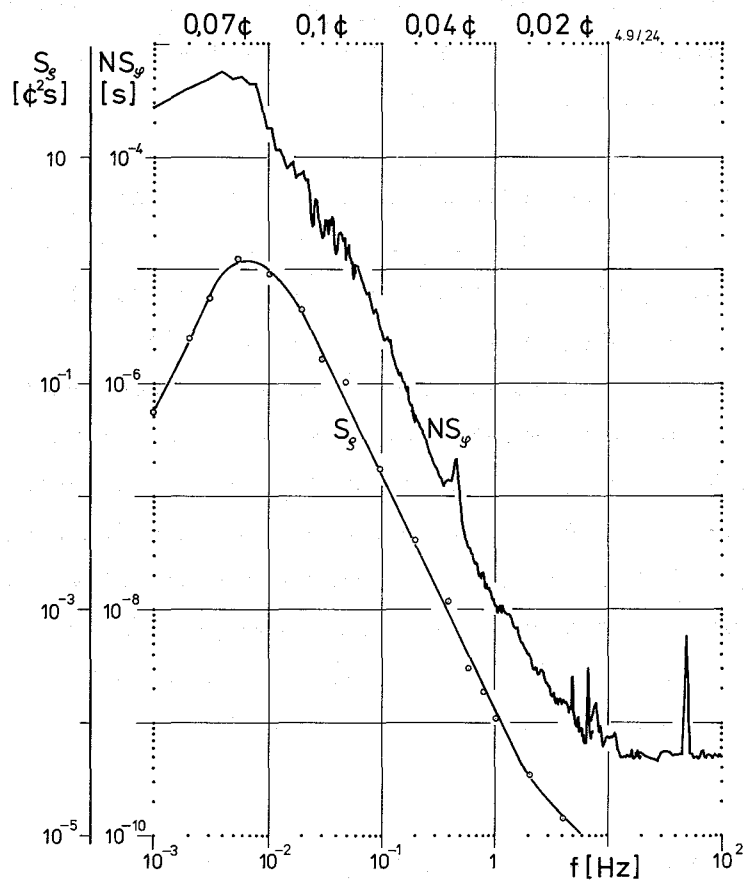
Detektor bewirkt und ist umgekehrt proportional zur Detektorempfindlichkeit. Der Vergleich zeigt, daß sie für den In-Core-Detektor etwas größer als wie für den Ex-Core-Detektor ist. Im Frequenzbereich  $f > 1$  Hz nimmt  $\gamma$  ab, weil in diesem Bereich bei beiden Detektoren das Verhältnis von korrelierten zu unkorrelierten Signalanteilen abnimmt, was jedoch keine Entkopplung zwischen beiden Detektorsignalen bedeutet. Entsprechend nimmt auch im selben Bereich  $NS_{y_1, y_2}$  sehr kleine Werte an, wie das Meßergebnis in Abb. 4 bestätigt, da diese Funktion nur die korrelierten Beiträge enthält.

Der gemessene Phasenverlauf dieser Funktion zeigt, daß im Frequenzbereich bis zu etwa 10 Hz weder Dispersionseffekte noch frequenzabhängige Dämpfungen vorliegen. Dies konnte auch durch Rechnungen bestätigt werden. Eine genauere Analyse /1/ der geringfügigen Unterschiede, welche die Funktionen  $NS_y$  im Bereich  $f > 1$  Hz aufweisen, ergab, daß diese durch Relativbewegungen zwischen dem In-Core-Detektor und dem Neutronenflußfeld erklärt werden könnten. Obwohl solche lokalen Effekte bei unseren bisherigen Messungen nur eine untergeordnete Rolle spielten, zeigen unsere und andere /3/ Untersuchungen, daß sie ein wesentliches Argument für die Verwendung einer In-Core-Instrumentierung darstellen.

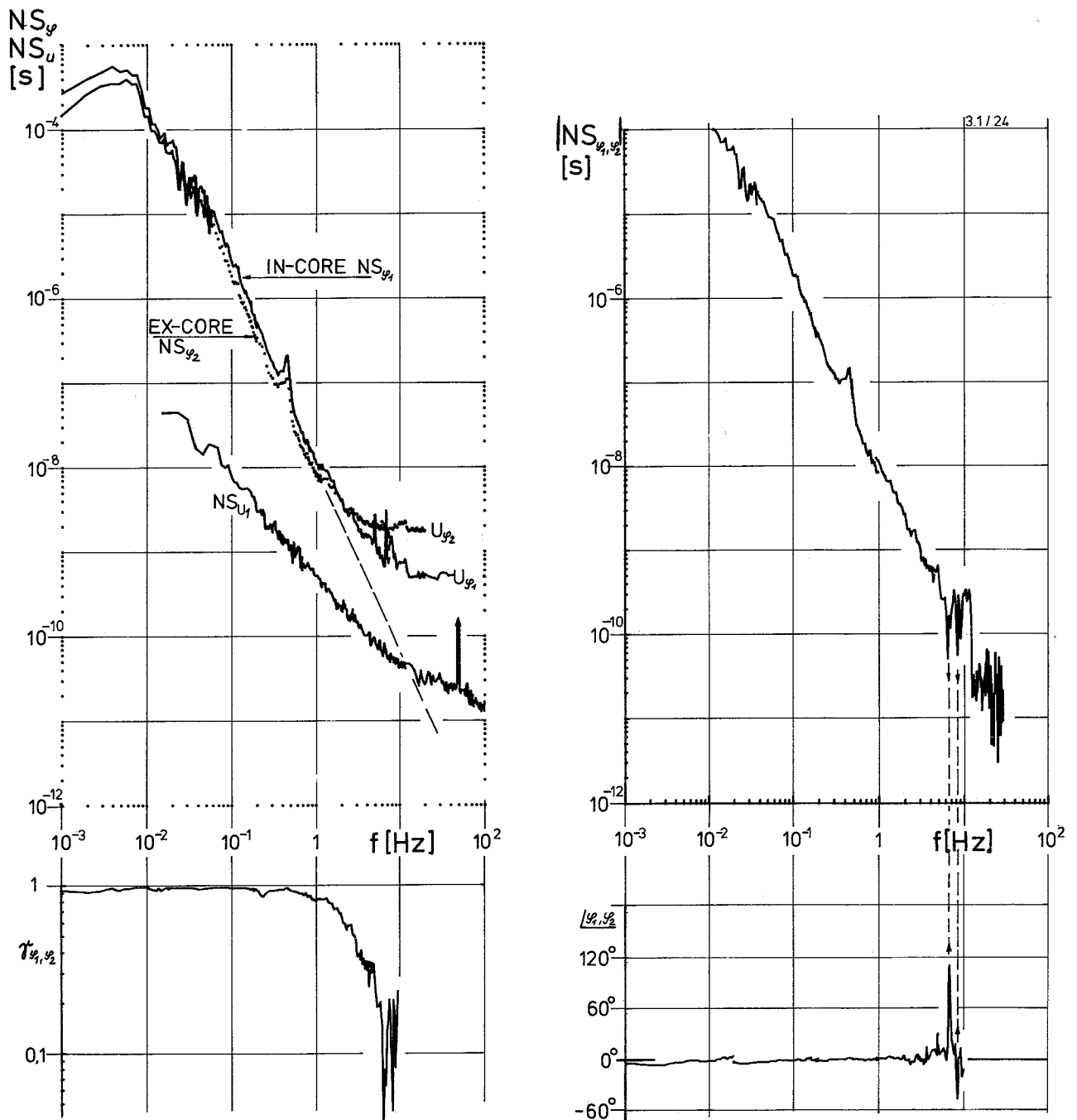
---

/3/ D. Fry, C. Kryter, J. Robinson: ORNL-TM-4570

Effektivwerte nachweisbarer Reaktivitätsstörungen (Voraussetzungen siehe Text)



**Abb. 3** Gemessene SLD des Neutronenflusses  $NS_\phi$  und zugehörige SLD der Reaktivität  $S_\rho$



**Abb. 4** Vergleich der Rauschsignale von In-Core- und Ex-Core-Neutronenflußdetektoren

$NS_{\varphi_1}$ : norm. SLD des In-Core-Detektorsignals  $\varphi_1$   
 $NS_{\varphi_2}$ : norm. SLD des Ex-Core-Detektorsignals  $\varphi_2$   
 $NS_{U_1}$ : norm. SLD des Eigenrauschens des In-Core-Meßkanals

$|NS_{\varphi_1, \varphi_2}|$  und  $\angle \varphi_1, \varphi_2$ : Betrag bzw. Phase der KSD zwischen  $\varphi_1$  und  $\varphi_2$

$\gamma_{\varphi_1, \varphi_2}$ : Kohärenzfunktion zwischen  $\varphi_1$  und  $\varphi_2$





125            AUSWIRKUNGEN AUF DIE UMWELT1252           Versuche zum Natriumbrand\*Filterung feuchter Natriumhydroxid-Aerosole durch Sandbettfilter

(L, Böhm, S. Jordan, LAF I)

Bei einem schweren Störfall in einem Natrium-gekühlten Reaktor können Natriumoxid-Aerosole hoher Konzentration in das äußere Containment gelangen. Natriumoxid-Aerosole reagieren mit der Feuchte der Luft und bilden Natriumhydroxid-Aerosole. Bei relativen Feuchten höher als 40 % bilden sich NaOH-Tröpfchen /1, 2/.

Bei relativen Feuchten unterhalb 40 % sind also im äußeren Containment nur feste Aerosole zu erwarten (Winterhalbjahr in geschlossenen Räumen ca. 38 % rel. Feuchte), im Sommer ist dagegen bei rel. Feuchten über 40 % mit Flüssigkeitströpfchen zu rechnen.

Die bisherigen Untersuchungen an Sandbettfiltern wurden bei rel. Feuchten um 30 % und somit an festen Natriumoxid- bzw. -hydroxid-Aerosolen durchgeführt / 3 /.

Der Einfluß höherer Feuchten bzw. flüssiger Aerosole auf das Verhalten der Sandbettfilter wurde in 3 zusätzlichen Versuchen getestet.

Die Versuche wurden wie bisher im Filterkreislauf am Nabrausversuchsstand durchgeführt. In den Kreislauf wurde zusätzlich eine Befeuchtungsanlage eingebaut, die es erlaubte, die rel. Feuchte auf  $\pm 5$  % genau einzustellen. 5 kg Natrium wurden abgebrannt, der Gasdurchfluß durch den Filter betrug 700 Liter pro Minute. Es wurde die Sandschüttung II / 3 / gewählt. Die Betriebszeit des Sandbettfilters betrug eine Stunde .

Die folgenden Ergebnisse wurden erzielt:

Versuch	26	27	28	25
rel. Feuchte [ % ]	70	40	70	30
Wirkungsgrad [ % ]	99,93	99,98	99,96	99,99
Spezifische Beladung [ g/m <sup>2</sup> ]	206	726	344	660

\* BzFE-Nr. 513.5

In die obige Tabelle wurde repräsentativ für die bisherigen Untersuchungen der Versuch 25 mit aufgenommen.

Es ist zu erkennen, daß mit zunehmender Feuchte der Wirkungsgrad des Filters zwar abnimmt, aber trotzdem noch Wirkungsgrade deutlich über 99,9 % erzielt wurden.

Wie in früheren Experimenten bereits erkennbar wurde / 4 / zeigt ein Vergleich der spez. Beladung, daß die luftgetragene Massenkonzentration mit zunehmender Feuchte abnimmt.

#### Literatur:

- /1/ M. Murata, M. Naritomi, Y. Yoshida, M. Kokubu  
"Behavior of Sodium Aerosol in Atmosphere"  
J. of Nuclear Science and Technology 11, 2, p. 65-71, Febr. 1974
- /2/ W.S. Clough, J.A. Garland  
"The Behavior in the Atmosphere of the Aerosol from a Sodium Fire"  
Journal of Nuclear Energy, Vol. 25, pp. 425-435, 1971
- /3/ L. Böhm, S. Jordan  
3. Vierteljahresbericht 1974, KFK 1274/3 EUR 5199
- /4/ L. Böhm, S. Jordan, W. Schikarski  
Aerosolverhalten bei Natriumbränden im SNR-Containment  
Reaktortagung Karlsruhe 1973, S. 79

1254

Kontamination von Reaktor-Kühlkreisläufen\*

(H.H. Stamm, IRCh)

Radionuklide im KNK-Drehdeckel-Kondensat

In den Ringspalten der beiden Drehdeckel des KNK-Reaktortanks war während des Betriebs metallisches Natrium kondensiert. Nach dem Abschalten der KNK wurden von diesem Natrium Proben entnommen. Da diese beim Entnehmen mit Luft in Berührung kamen, wurden sie in einer Schutzgas-Handschuhkammer sorgfältig von den äußeren Schichten befreit, ehe weitere Untersuchungen mit ihnen durchgeführt wurden. 26 Proben wurden in Ni-Tiegel gegeben, gewogen und in gasdichte Plastikbehälter gegeben, wie sie für alle Na-Proben an der KNK verwendet wurden.

Die Proben stammten aus dem oberen und dem unteren Spalt des großen KNK-Drehdeckels sowie aus dem unteren Spalt des kleinen Drehdeckels; im oberen Spalt des kleinen Drehdeckels war nur eine sehr dünne Schicht abgelagert worden, aus der kein metallisches Natrium mehr entnommen werden konnte. Die Proben hatten ein sehr inhomogenes Aussehen; die radiochemische Analyse bestätigte den visuellen Eindruck.

Als einzige Radionuklide waren in den Proben  $^{22}\text{Na}$  und  $^{65}\text{Zn}$  meßbar. Die Aktivitätskonzentrationen dieser beiden Nuklide schwankten von Probe zu Probe beträchtlich, ebenso auch das Verhältnis der beiden Nuklide zueinander (vgl. Tab. 1). Im unteren Spalt des großen Drehdeckels waren jedoch sowohl die spezifische Aktivität des  $^{22}\text{Na}$ , als auch die Aktivitätskonzentration des  $^{65}\text{Zn}$  deutlich höher als im Natrium in den anderen Ringspalten. Daraus konnte geschlossen werden, daß das Natrium im unteren Spalt des großen Drehdeckels später dort kondensiert ist, d.h. zu einer Zeit, als das Primärnatrium schon längere Zeit bestrahlt worden war.

Die mit einem Stern gekennzeichneten Proben wurden nach der  $\gamma$ -spektrometrischen Untersuchung zerteilt und zur Aktivierungsanalyse in kleine Quarzampullen eingeschmolzen. Die Aktivierung wurde durchgeführt, um den Gesamt-Zinkgehalt der Proben kennenzulernen. Das überraschende Ergebnis ist in Tab. 2 zusammengefasst: Der Zn-Gehalt im Primärnatrium

\*

BzFE-Nr. 614.3

Zuletzt berichtet in KFK 1274/3, S. 125-8

lag im ppm-Bereich, im Drehdeckel-Kondensat hingegen im Prozent-Bereich. Diese Anreicherung läßt sich nicht durch eine bevorzugte Verdampfung des Zn erklären (wie z.B. beim Cs), da die Dampfdrucke von Zn und Na im interessierenden Bereich nicht sehr verschieden sind. Da die Natriumablagerungen das Drehen der Deckel erschweren, wurde jedoch gelegentlich die Deckelkühlung etwas reduziert, um ein Abschmelzen des Natriums zu erreichen. Offenbar hat sich Zink bei diesen Operationen im zurückbleibenden Gemisch angereichert.

Von den übrigen Drehdeckel-Na-Proben wurden einige inzwischen gelöst und die hohen Zn-Gehalte durch komplexometrische Titration bestätigt.

---

Veröffentlichungen zu 1254

---

W. Haubold, K.Ch. Stade und H.H. Stamm

Chemie in natriumgekühlten Kernkraftwerken - Erfahrungen in der kompakten Natriumgekühlten Kernreaktoranlage (KNK)  
VGB Kraftwerkstechnik 55, 94 - 104 (1975)

H.H. Stamm

Radionuklide im KNK-Primärsystem

DAtF Reaktortagung, Nürnberg, April 1975, S. 730

	Tiegel Nr.	Nanocurie/Gramm Natrium		$^{65}\text{Zn}/^{22}\text{Na}$
		$^{22}\text{Na}$	$^{65}\text{Zn}$	
Kleiner Drehdeckel unterer Spalt	1	80	482	6.0
	2	75	498	6.6
	3	77	520	6.8
	4	83	1240	15
	5	52	281	5.4
	6	47	267	5.6
	7	61	384	6.3
	8	74	810	11
	9	86	1210	14
	10	89	1280	14
	11	92	888	10
	12	80	908	11
	13*	81	633	7.8
Großer Drehdeckel oberer Spalt	14	118	1120	10
	15	48	423	9
	16	57	458	8
	17	43	367	9
	18	43	280	6.5
	19*	54	386	7
Großer Drehdeckel unterer Spalt	I	174	26280	150
	II	166	27700	167
	III	137	23910	174
	IV	117	3550	30
	V	108	5960	55
	VI	124	20590	167
	VII*	138	39680	287

Tabelle 1 :

Radionuklide im KNK-Drehdeckel-Kondensat

	Probe	Zn-Gehalt %	Spezifische Aktivität	
			nCi <sup>22</sup> Na/g Na	μCi <sup>65</sup> Zn/g Zn
Großer Drehdeckel oberer Spalt	A	2.6	52	10
	B	0.75	78	83
	C	1.0	49	36
Großer Drehdeckel unterer Spalt	A	2.5	180	2200
	B	1.6	430	2700
	C	0.8	170	2600
Kleiner Drehdeckel unterer Spalt	A	8.7	100	8
	B	7.0	90	10
	C	4.9	96	14

Tabelle 2 : Zn-Gehalt im Drehdeckel-Kondensat

126	<u>NATRIUM-TECHNOLOGIE-VERSUCHE</u>
1262	<u>Verschleiß- und Verschweißuntersuchungen</u>
1262.2	<u>Betriebsverhalten von Wälzlagern<sup>F</sup></u>
	(K. Kleefeldt, IRE)

Die Versuche zur Werkstoffauswahl mit Kugellagern aus fünf unterschiedlichen Werkstoffen wurden abgeschlossen (1). Ein allgemeinerer Überblick über die Verwendung von Wälzlagern in der Natriumtechnik an Hand fremder und der eigenen Versuchsergebnisse wurde in (2) gegeben.

Die Versuche zur Bestimmung der Belastbarkeitsgrenzen bzw. der Lebensdauer von Kugellagern aus Hartmetall auf WC-Basis wurden nach einer etwa halbjährigen anlagenbedingten Pause mit drei weiteren Versuchsreihen fortgesetzt. Die eine Reihe war charakterisiert durch eine gegenüber den Standardversuchen von 200 auf  $500 \text{ min}^{-1}$  erhöhte Lagerdrehzahl und die zweite und dritte Reihe durch eine Axiallasterrhöhung von 3000 auf 5000 N.

Die vorläufigen Resultate mit der höheren Drehzahl deuten an, daß der Mittelwert des Lagerverschleißes nach jeweils gleichen Reibwegen um etwa 20 % geringer ist als bei den Versuchen mit 200 Umdrehungen pro Minute. Allerdings sind die Streuungen der Meßwerte nach 0,2; 0,8 und  $1,6 \cdot 10^6$  Umdrehungen relativ groß und die Anzahl der Meßpunkte zu klein, um daraus schon jetzt eine allgemeinere Aussage ableiten zu können. (Es muß zunächst als ein Zufall gewertet werden, daß dieses Ergebnis in guter Übereinstimmung mit dem in (1) angegebenen Zusammenhang zwischen Reibmoment und Drehzahl steht.) Der Versuch mußte nach  $1,83 \cdot 10^6$  Umdrehungen wegen totaler Zerstörung beider Lager abgebrochen werden. Das Auftreten des Lagerbruches wird auf je einen Längsriß an den Innenringen beider Lager zurückgeführt, die erstmals bei der Zwischenkontrolle bei  $1,6 \cdot 10^6$  Umdrehungen entdeckt wurden. Diese Risse müssen durch Ringspannungen infolge ungleicher Wärmedehnung zwischen Lagerring und Lagerhalter entstanden sein. Bemerkenswert ist, daß beide Lager mit diesem Durchriß noch mindestens  $0,23 \cdot 10^6$  Umdrehungen ohne nennenswerte Geräuschzunahme gelaufen sind. Durch den Abbruch des Versuches ist ein Vergleich der Lebensdauer mit dem Test bei 200 U/min, der  $4 \cdot 10^6$  Umdrehungen erbrachte, nicht möglich, jedoch waren die Oberflächenmerkmale bei den Zwischenkontrollen in beiden Fällen nahezu gleich, und man kann annehmen, daß ohne den Gewaltbruch eine ähnlich hohe Lebensdauer erreicht worden wäre.

---

<sup>F</sup> Letzter Bericht in KFK 1274/3 . S. 126-1

In zwei Versuchsreihen mit 5000 N Axiallast (gegenüber 3000 N in den Standardversuchen) wurden bisher  $0,4 \cdot 10^6$  Umdrehungen ohne größere Beschädigung erreicht. Das Geräusch ist bei dieser Last etwas stärker als bei den Standardversuchen mit 3000 N Axiallast, so daß auch eine kleinere Lebensdauer erwartet wird. Diese Versuchsreihen werden fortgesetzt; eine weitere Laststeigerung wird im Rahmen dieser Untersuchungen nicht für sinnvoll gehalten, stattdessen ist beabsichtigt, die Lebensdauer auch bei kleineren Lasten zu betrachten.

Veröffentlichungen:

- ( 1 ) K.Kleefeldt, G.Gering:  
"Reibung und Verschleiß von Kugellagern in flüssigem Natrium,  
1. Teil: Vergleichsversuche zur Werkstoffauswahl",  
KFK 2157 (1975)
- ( 2 ) K.Kleefeldt:  
"Über die Verwendung von Wälzlagern in der Natriumtechnik",  
KFK-Nachrichten 2/75 (1975)



1262.3 Verschleißuntersuchungen in Natrium\*

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

Die im 1. Quartal 1975 angelaufenen Versuche zur Ermittlung des Einflusses apparativer Größen auf die Reibungsmessung wurden weitergeführt und abgeschlossen. Die Ergebnisse aus den beiden untersuchten Teststrecken (Stift-Scheibe- und vertikal oszillierendes System) zeigten, daß bei niedrigen Gleitgeschwindigkeiten um 2,5 mm/min ein Einfluß der Massenbeschleunigung nicht nachweisbar ist. Dagegen hängt die Art des Reibungsablaufes stark von der Elastizität des Antriebs- und Probenhalterungssystems ab. Bei gleicher Systemelastizität wurden in beiden Teststrecken bei sonst gleichen Bedingungen die gleichen Reibwerte ermittelt. Als wesentlich hat sich dabei gezeigt, daß statische Reibwerte in starren Systemen oder kinetische Reibwerte in elastischen Systemen nur sehr ungenau oder nicht gemessen werden können. Bei diesen Versuchen wurden für die Referenz-Pflasterwerkstoffe Stellite 6 und Inconel 718 im Bereich der zeitlich gemittelten Gleitgeschwindigkeit  $v_t \approx 2,5$  mm/min deutlich höhere statische Reibkoeffizienten gemessen als bei früheren Standardversuchen (150 mm/min).

Anstelle von Stellite 6 wird neuerdings für die Instrumentenplatte des SNR 300 ein Co-freier-Alternativwerkstoff vorgesehen, z.B. die Nickelbasislegierung Inconel 718. Für diesen Werkstoff mußte das Reibverhalten gegenüber dem austenitischen Stahl der Meßsonden bei Handhabungstemperatur (250° C) ermittelt werden. Über das Gleitverfahren der zu vergleichenden Werkstoffpaarungen Inconel-Stahl, Stellite-Stahl, Stahl-Stahl wurden ergänzende Versuche auch bei Temperaturen von 450 und 600° C durchgeführt. Dabei ergaben sich für die Nickel- und Co-basislegierungen mit steigenden Temperaturen steigende, für den austenitischen Stahl 1.4961 fallende Reibwerte. Beispielhaft sind für die Handhabungstemperatur von 250° C die Ergebnisse in Abb. 1 dargestellt. Hinsichtlich des Reibkoeffizienten kann daher die Verwendung von Inconel 718 für die Instrumentenplatte empfohlen werden. Eine neuartige Teststrecke (Kippebene) wurde fertiggestellt und zur Funktionskontrolle bei Raumtemperatur ohne Natrium angefahren. Die ersten Versuche mit vorkorrodieren Proben laufen im Juli an.

\* BzFE-Nr. 212.7

Veröffentlichungen:

H.U. Borgstedt, K. Mattes, E. Wild  
 Selbstverschleiß-, Reib- und Verschleißverhalten spezieller  
 Werkstoffe in Na unter korrodierenden Bedingungen.  
 KFK-Ext. 7/75-1

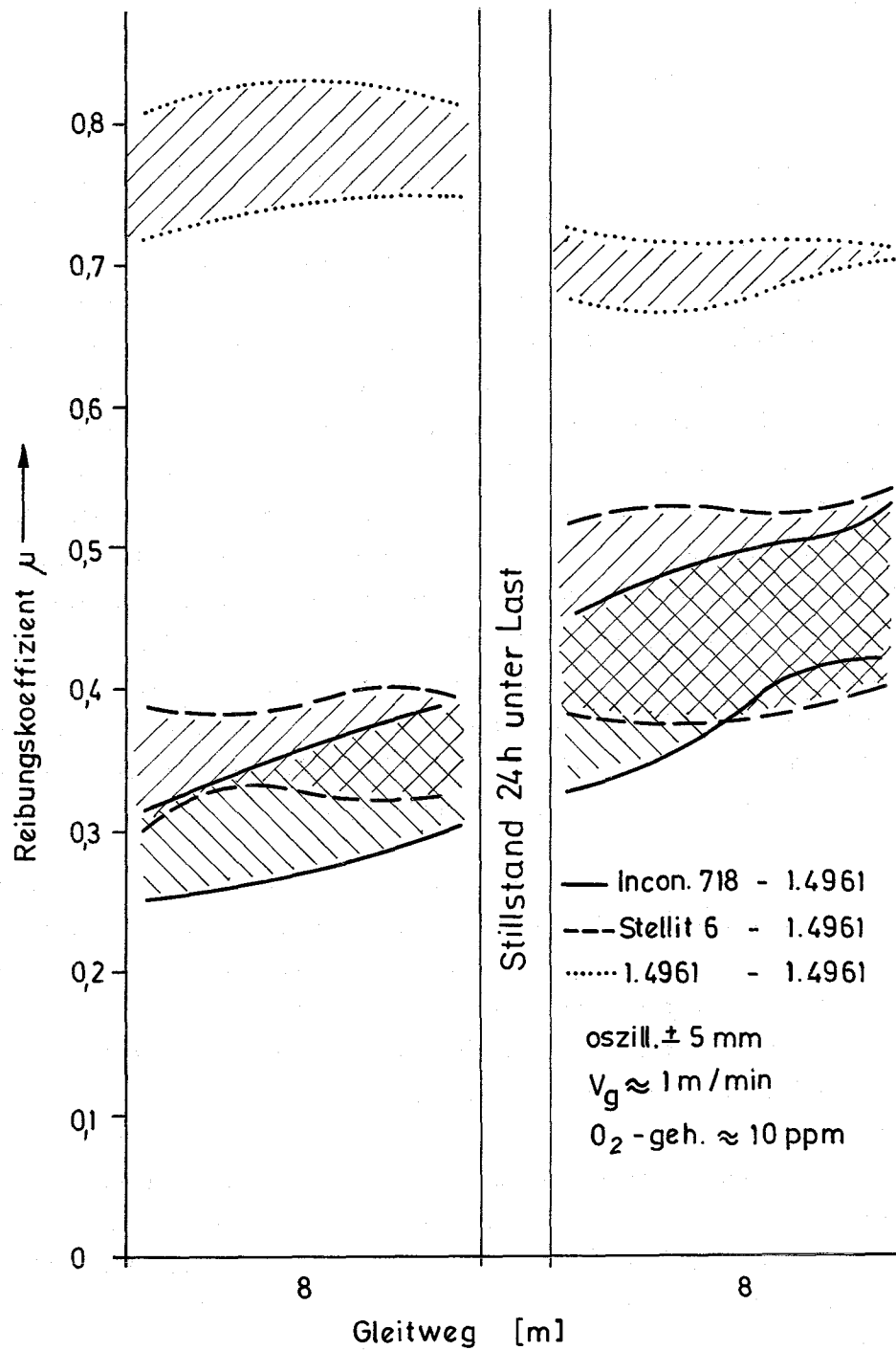


Abb.1 Reibungsbeiwerte von Werkstoffen in Natrium bei 520 K

- 1263      Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen
- 1263.3    Lokale Wärmeübergangsmessungen an Bündelgeometrien\*
- (Kolodziej, R. Möller, H. Tschöke, IRB)

Nach Abschluß der Versuchsserie 1 / 1 / wurde die Testeinrichtung mit der Destillationsmethode gereinigt und demontiert. Die Heizstäbe sowie die funkenrodierten Abstandshalter zeigten nach dem Ausbau einen einwandfreien Zustand, womit die prinzipielle Funktionsfähigkeit der Stabdrehrichtung und der Gitterverschiebeeinrichtung nachgewiesen ist.

Die inzwischen fertiggestellte Stabverbiegeeinrichtung wird für den Einbau in die Teststrecke vorbereitet. Vorversuche zur Aufnahme der Biegelinie des zu verbiegenden Stabes wurden durchgeführt. Ein für die Auswirkung der gemessenen azimuthalen Temperaturvariationen notwendiges Rechenprogramm zur Korrektur der Meßwerte wurde fertiggestellt. Erste Ergebnisse sind beispielhaft für den Wandstab Nr. 12 und die Meßebenen III und IV (Abb. 2) in der Abb. 3 dargestellt. Sie zeigt die gemessenen Temperaturvariationen über den Stabumfang.

---

\*           BzFE-Nr. 451.1  
/ 1 /   KFK 1275/1, S. 126-6

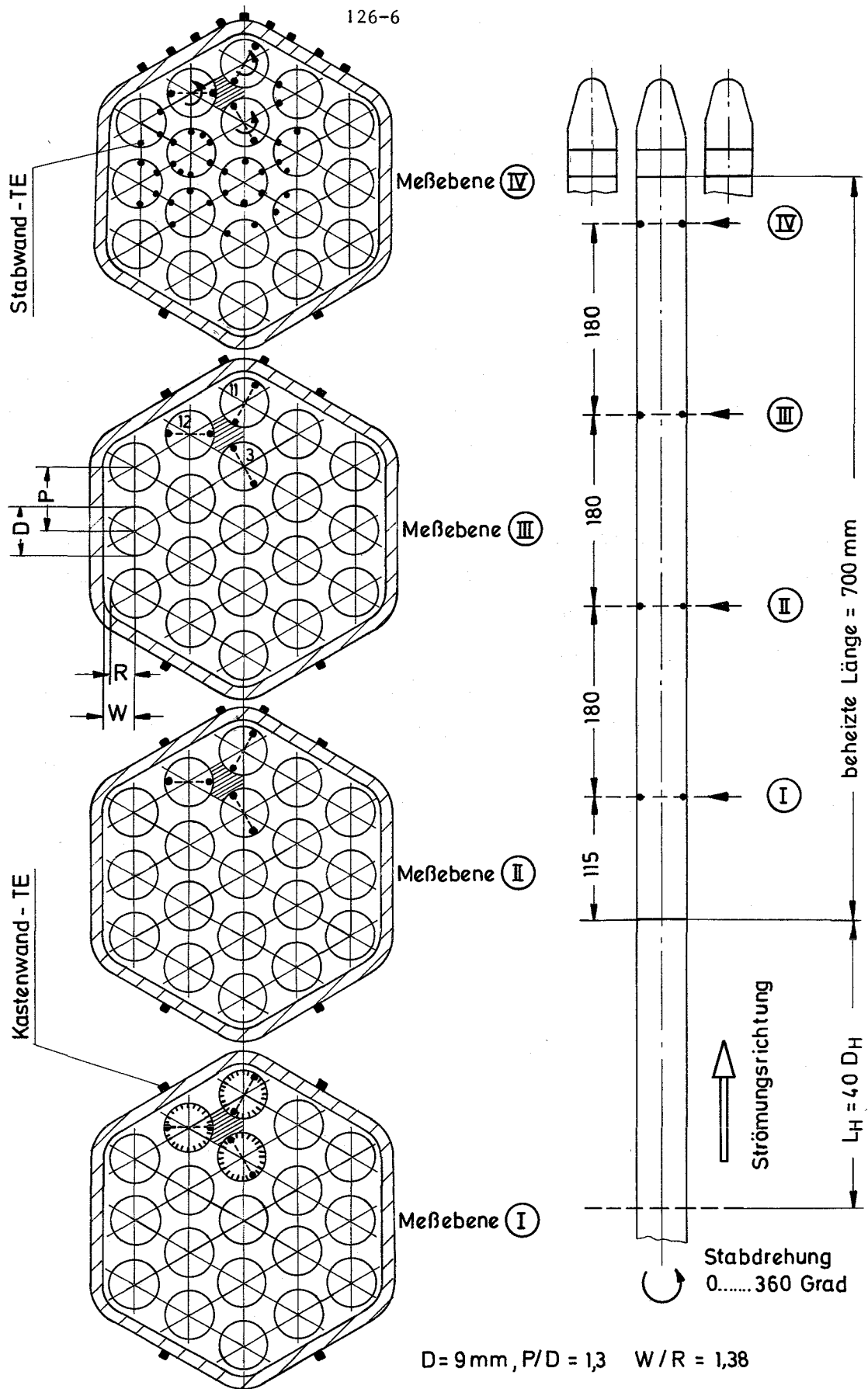
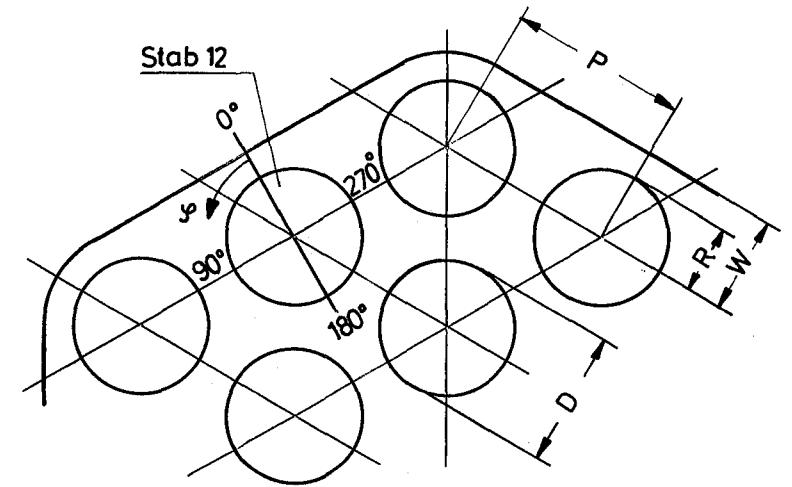
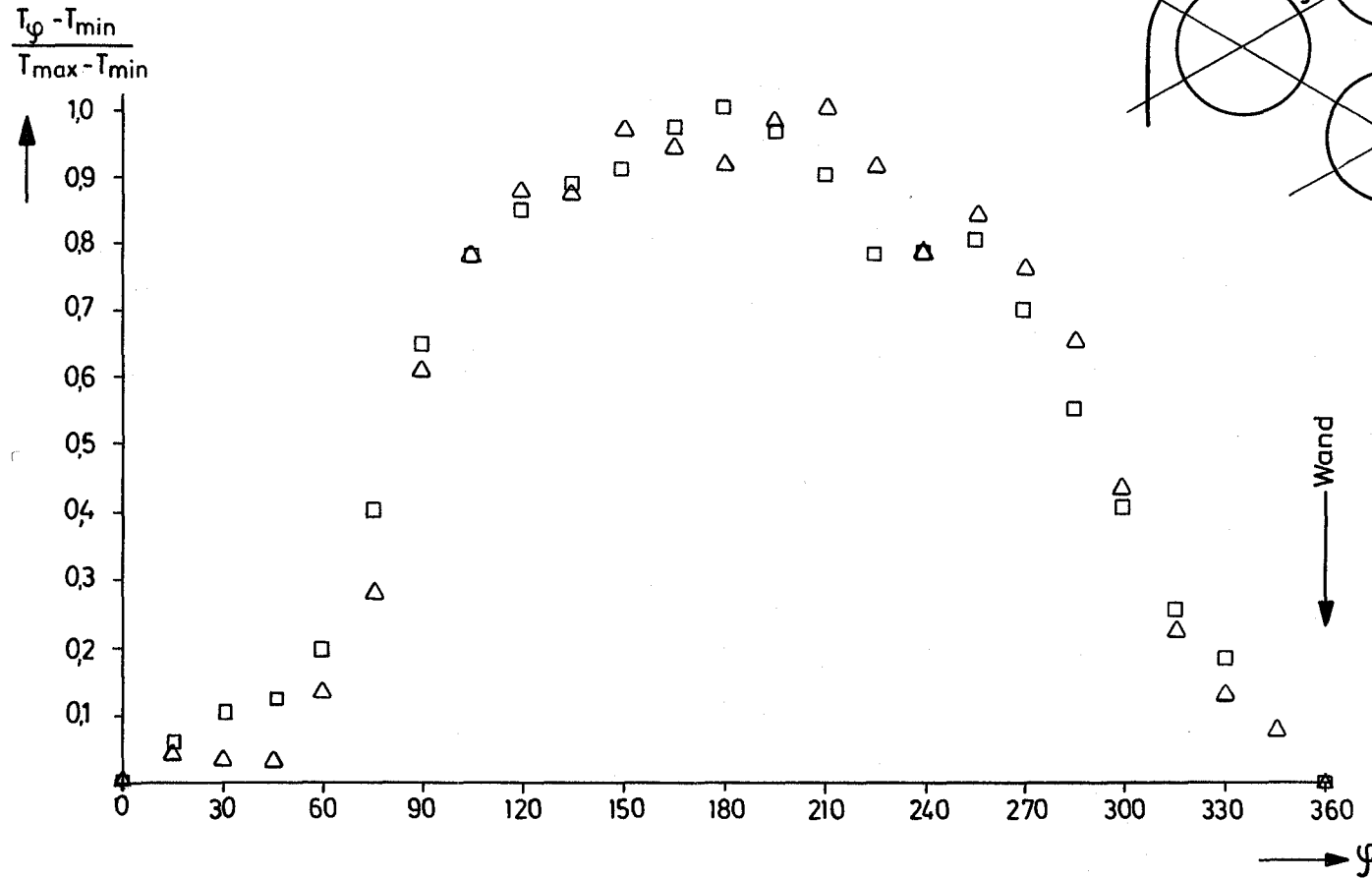


Abb. 2

19 - Stabbündel Meßquerschnitte  
(PSB - Vorhaben 1263.3)

$Pe = 622$   
 $Re = 1,35 \cdot 10^5$   
 $\bar{q}'' = 104 \text{ W/cm}^2$   
 $T_{ein} = 415 \text{ }^\circ\text{C}$

	Ebene 3 $\triangle$	Ebene 4 $\square$
$T_{max}$	473,2 $^\circ\text{C}$	487,3 $^\circ\text{C}$
$T_{min}$	463,2 $^\circ\text{C}$	475,1 $^\circ\text{C}$



$D = 9 \text{ mm}$   
 $P/D = 1,3$   
 $W/R = 1,38$

126-7

Abb. 3 DIMENSIONSLOSE TEMPERATURVARIATION STAB 12 EBENE 3 / EBENE 4 (MS52 / MS64)

1263.4 Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischungin natriumgekühlten Brennelementen\*

(E. Baumgärtner, H. Hoffmann, IRB)

Die bisherigen Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischung in 61-  
Stabbündeln (Stabdurchmesser  $D = 6$  mm) mit wendel- und gitterför-  
migen Abstandshaltern und Stabteilungs- Stabdurchmesser- Verhält-  
nissen von  $P/D = 1.32$  wurden ergänzt durch Untersuchungen an Bün-  
deln mit  $P/D = 1.2$ . Die Größe der Kühlmittelquervermischung (Misch-  
rate) wurde bestimmt aus dem bei Beheizung des Zentralstabes am  
Bündelende gemessenen radialen Kühlmitteltemperaturprofil. Die  
ersten Ergebnisse für Bündel mit wendelförmigen Abstandshaltern  
liegen vor. Sie gelten für  $8 \cdot 10^3 < Re < 7 \cdot 10^4$  und für Steigungs-  
höhen der Abstandshalter von  $H = 100; 200$  und  $300$  mm (Abb. 4).  
Sie stimmen qualitativ mit den Ergebnissen der früheren Untersuchun-  
gen / 1 / an Bündeln mit  $P/D = 1.32$  überein:

- Die Mischrate kann für die untersuchten Strömungszustände als weitgehend unabhängig von der  $Re$  - Zahl angenommen werden.
- Für konstante  $Re$  - Zahl nimmt die Mischrate zu mit abnehmender Steigungshöhe, d.h. mit zunehmender Neigung der Abstandshalterrippen gegen die Hauptströmungsrichtung.

Den Vergleich der Ergebnisse mit den Daten nach / 1 / zeigt Abb. 5  
in der allgemeineren Darstellung

$$\mu = f(P/D; H/D)$$

und bestätigt weitgehend die Vorhersagen nach / 1 /.

Wegen bisher fehlender Experimente für  $P/D < 1,15$  ist in diesem Bereich der Verlauf der Abhängigkeit der Mischrate noch nicht angebar.

---

\* BzFE-Nr. 451.5. Letzter Beitrag in KFK 1274/4, S. 126-8

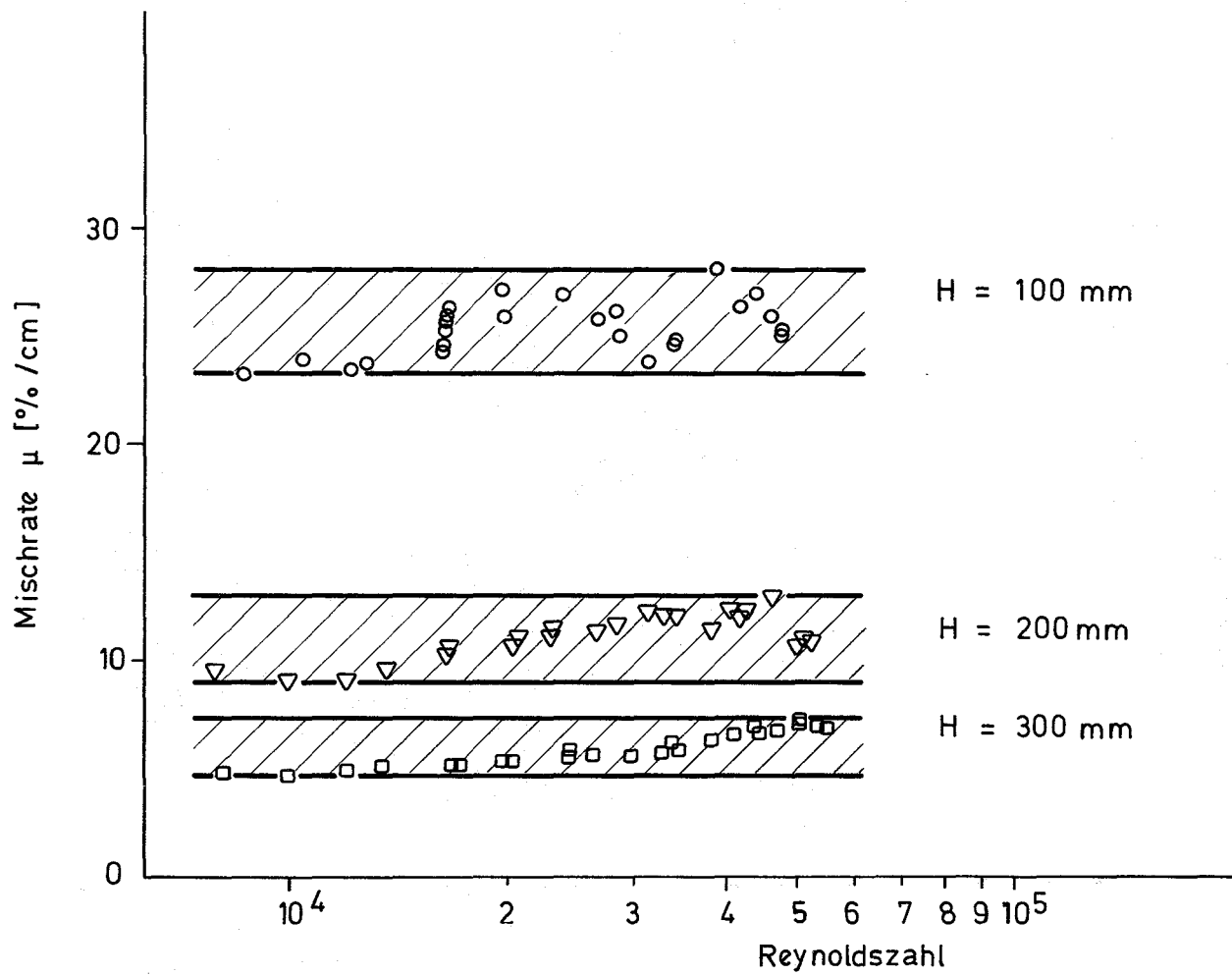


Abb. 4 Mischrates als Funktion der Reynoldszahl für 61 - Stabbündel mit Spiraldrahtabstandshaltern verschiedener Steigung  $H$ . ( $P / D = 1,2$ )

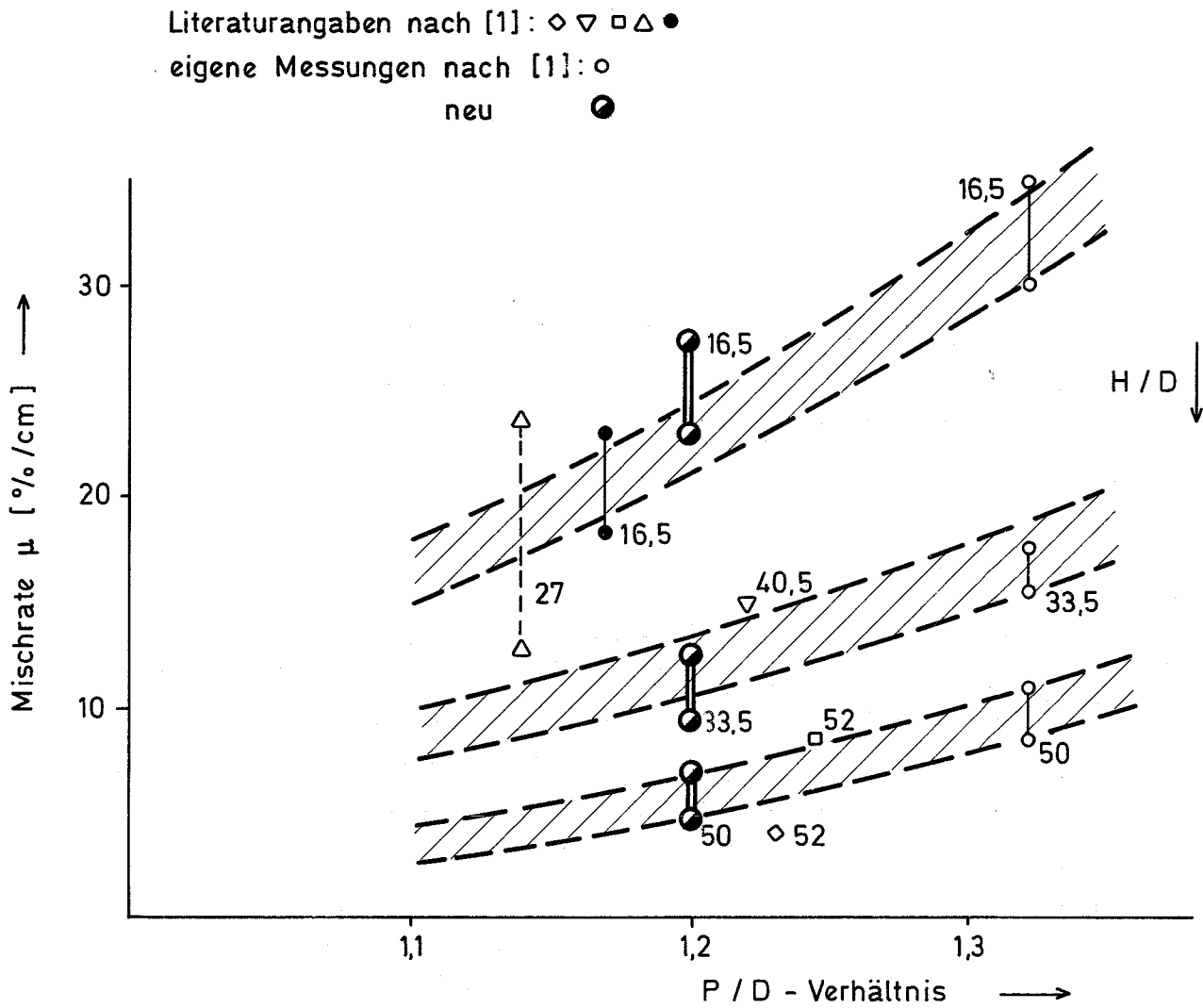


Abb. 5 Vergleich von Mischraten aus Untersuchungen an Stabbündeln ( $\geq 37$  Stäbe) mit hexagonaler Stab-anordnung und Spiraldrahtabstandshaltern



## 127 THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS

## 1271 Arbeiten an den wärmetechnischen Versuchsständen

1271.1 Arbeiten für gasgekühlte schnelle Brüter<sup>G</sup>Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen an einem Stabbündel mit 12 Stäben (Mol-Kalibrierelement)<sup>†</sup>

(J. Marek, E. Mensinger, K. Rehme, A. Roth, INR)

Am Heliumversuchsstand des INR wurden an einem Stabbündel von 12 künstlich rauhen Stäben in hexagonaler Anordnung thermo- und fluiddynamische Untersuchungen durchgeführt. Das Stabbündel war so ausgelegt, daß es dem Gasbrüterelement entsprach, das im BR-2 in Mol für einen Bestrahlungsversuch eingesetzt werden soll. Es wurden 24 isotherme und 42 nicht-isotherme Versuche durchgeführt. Der Reynoldszahl-Bereich lag zwischen  $Re = 7 \times 10^3$  und  $7 \times 10^4$ . Die Heizleistung wurde zwischen 17 und 304 kW verändert, was einer Stabileistung zwischen 24 und 430 W/cm entsprach. Die gemessene maximale Wandtemperatur betrug 1031 K (758°C).

Das Stabbündel, das von KWU Erlangen gefertigt wurde, war in einem besonderen Kanal angeordnet, dessen Querschnitt in Abb. 1 dargestellt ist. Abb. 1 zeigt außerdem die Anordnung der Stäbe mit einem volumetrischen Durchmesser von 7.86 mm und einem Stababstandsverhältnis  $P/D = 1.43$  sowie die Lage der Thermoelemente und der Druckmeßstellen. Insgesamt war das Stabbündel mit 90 Thermoelementen instrumentiert. Die auf den direkt beheizten Stäben aufbrachte Oberflächenrauigkeit hatte ein trapezförmiges Profil mit einer Höhe  $h = 0.112$  mm und einer mittleren Breite von  $b = 0.44$  mm.

Eine vorläufige Auswertung der Druckverlust- und Wärmeübergangsmessungen ist in den Abbildungen 2 und 3 dargestellt. Abb. 2 zeigt den Druckverlustbeiwert des Gesamtkanals, also einschließlich der Druckverluste im Ein-

---

<sup>†</sup> Erster Bericht

und Austritt, der Verluste in der unbeheizten glatten Anlaufstrecke sowie der Druckverluste an den Abstandshaltergittern, als Funktion der Reynoldszahl. Unter Berücksichtigung der Expansionsverluste ergibt sich für den Druckverlustbeiwert  $\lambda_{\text{ges}}$

$$\lambda_{\text{ges}} = \frac{\Delta P - \frac{\dot{m}^2}{F^2} R \left( \frac{T_2}{P_2} - \frac{T_1}{P_1} \right)}{\frac{L}{D_h} \frac{\dot{m}^2}{F^2} R \frac{1}{2} \frac{T_1 + T_2}{P_1 + P_2}} \quad (1)$$

mit  $\Delta P$  als dem gemessenen Gesamtdruckverlust,  $\dot{m}$  als dem gemessenen Massendurchsatz und den gemessenen Ein- und Austrittstemperaturen und Drücken  $T_1, T_2$  bzw.  $P_1, P_2$ .  $R$  ist die Gaskonstante,  $L$  die Länge des Bündels,  $D_h$  der gesamte hydraulische Durchmesser, einschließlich Kanalwand und  $F$  der Strömungsquerschnitt. Die Reynoldszahl ergibt sich mit dem benetzten Umfang  $U$  und der Viskosität  $\mu$  zu

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

Die globalen Druckverlustbeiwerte hängen nur schwach von der Reynoldszahl ab; der Grund hierfür ist einmal der hohe Anteil der Gitterwiderstände am Druckverlust und zum anderen das charakteristische Verhalten des Druckverlustes an rauhen Oberflächen, wo der Druckverlust dem Geschwindigkeitsquadrat proportional ist, wie es in Gl. (1) enthalten ist  $\left( \left( \frac{\dot{m}}{F} \right)^2 \right)$ . Die gemessenen Druckverlustbeiwerte sind etwa viermal so hoch wie der Rohrreibungsbeiwert. Die Meßergebnisse aus isothermen und nicht-isothermen Versuchen stimmen recht gut überein.

Die Nusselt-Zahlen wurden für zwei Meßpositionen, nämlich  $L_1 = 624.6$  mm und  $L_2 = 824.6$  mm vom Eintritt berechnet. Die Nusseltzahl ergibt sich zu

$$Nu^* = \frac{Q_{el} D_h^* (T_E/T_w)^{0.2}}{n d \pi L \lambda (T_w - T_B)}$$

mit  $Q_{el}$  als der zugeführten elektrischen Leistung,  $n$  der Stabanzahl,  $d$  dem volumetrischen Stabaußendurchmesser,  $\lambda$  der Wärmeleitfähigkeit des Heliums. Die mittlere Gastemperatur  $T_B$  an der Position  $x$  ergibt sich aus der gemessenen Eintrittstemperatur  $T_E$  zu

$$T_B(x) = T_E + \frac{Q_{el}}{m c_p} \frac{x}{L}$$

mit  $c_p$  als der spezifischen Wärme des Heliums. Für die Wandtemperatur wurde an jeder Position  $x$  ein Mittelwert der gemessenen Wandtemperaturen der Zentralkanäle gebildet, da die Meßergebnisse zeigten, daß in den Wandkanälen höhere Temperaturen vorlagen, offenbar wegen eines zu geringen Abstands zwischen den Heizstäben und der glatten Kanalwand. Deshalb wurde auch als hydraulischer Durchmesser derjenige des Zentralkanals gewählt. Für die Position  $L_1 = 624.6$  mm wurden die Mittelwerte aus den Meßergebnissen der Thermoelemente 6-12-24-42-48 und 66, für  $L_2 = 824.6$  mm aus den Thermoelementen 3-9-21-39-45 und 63 gebildet. Die maximalen Temperaturunterschiede betragen bei der größten Stableistung etwa 40 K, die Unterschiede zwischen Zentralzone und Wandzone dagegen bis 110 K. Die Meßergebnisse für die Nusseltzahlen (Abb. 3) streuen um  $\pm 10$  % und zeigen eine ähnliche Abhängigkeit von der Reynoldszahl wie Kreisrohre abgesehen von Reynoldszahlen unter  $Re = 10^4$ . Die für die Innenzonen berechneten Nusseltzahlen liegen um den Faktor 2.6 bis 3 über den entsprechenden Kreisrohrwerten.

Endgültige Aussagen über das thermo- und fluiddynamische Verhalten des MOL- Bestrahlungseinsatzes können erst erfolgen, wenn die Auswertungen und Nachrechnungen mit dem SAGAPO-Code abgeschlossen sind. Da vermutet wird, daß die Abstandshaltergitter einen hohen Druckverlust verursachen, wurden die Abstandshalter inzwischen überarbeitet, d.h. die scharfen Einlaufecken wurden abgeschrägt. Gleichzeitig wurden die Stäbe ausgewechselt, bei denen Thermoelemente ausgefallen waren, so daß eine neue Versuchsreihe in Kürze gestartet werden kann. Außerdem sollen genauere Druckverlustmessungen an den Abstandshaltern im Wasserkreislauf durchgeführt werden, da im Heliumversuchsstand derartige genaue Messungen nicht erfolgen können.



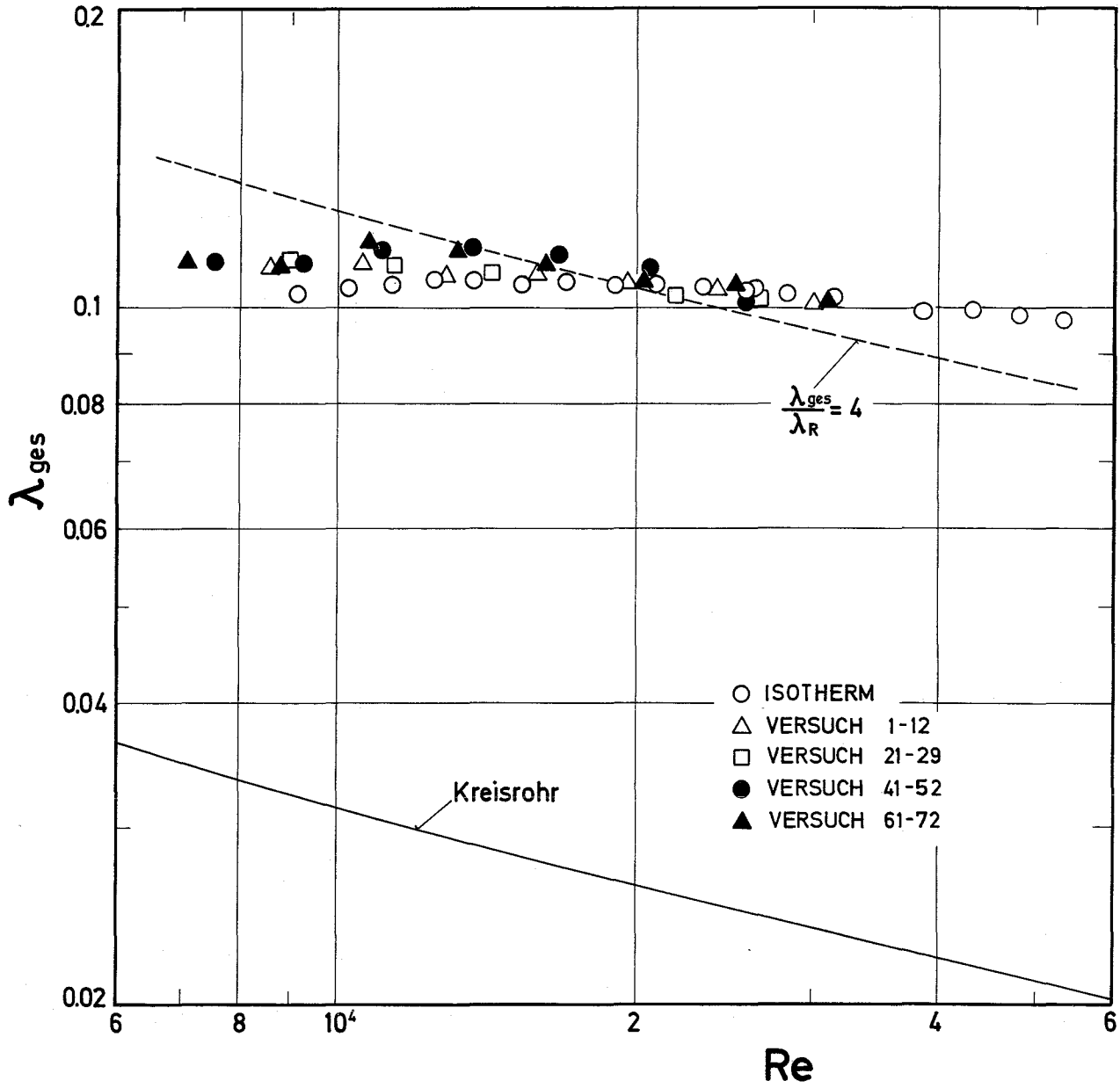


Abb. 2 Gemessener Gesamtdruckverlustbeiwert als Funktion der Reynoldszahl

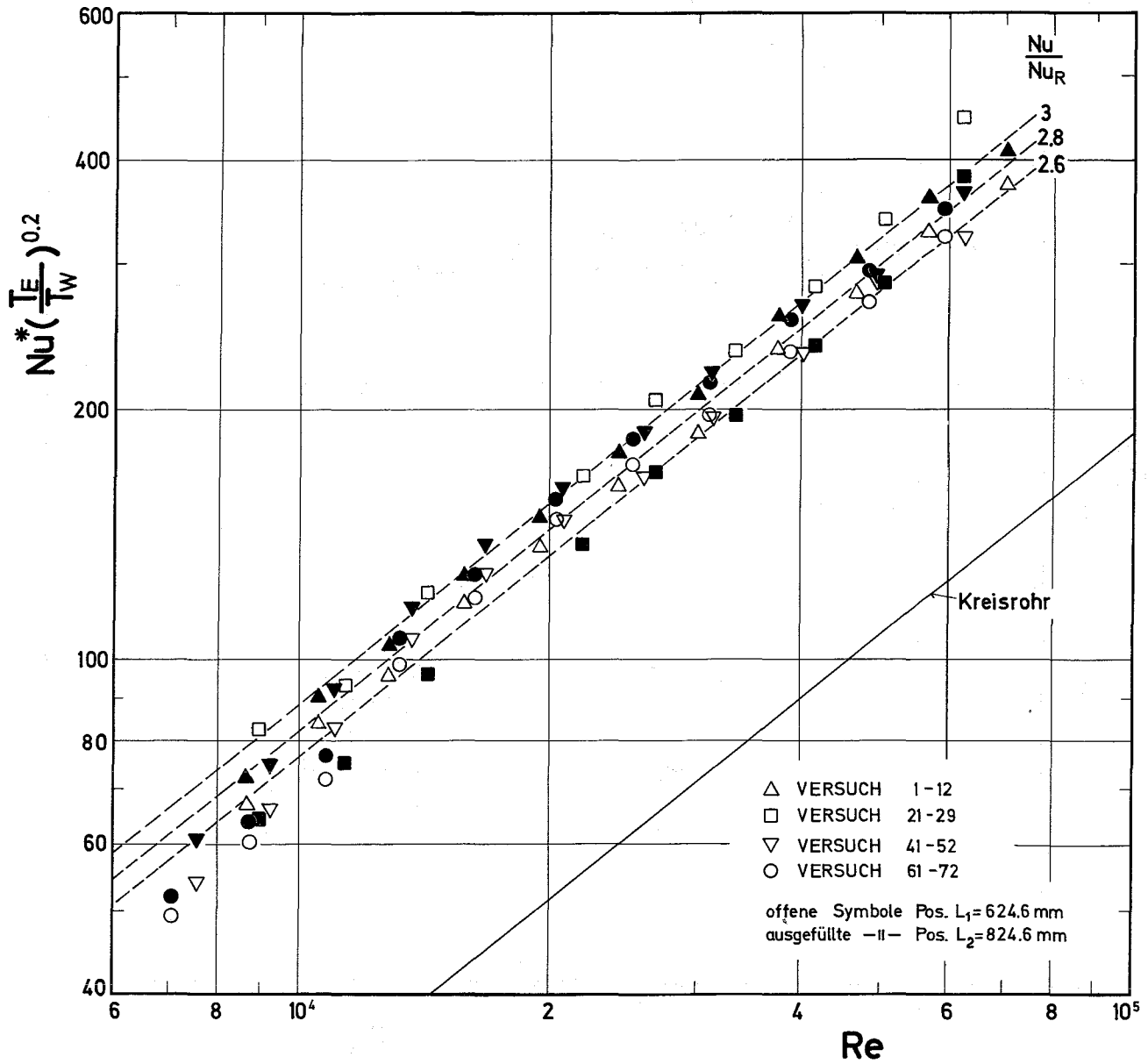


Abb. 3 Gemessene Nusseltzahlen bezogen auf die Zentralkanäle als Funktion der Reynoldszahl

1271.2 Grundlagenuntersuchungen zum Impuls- und Wärmetransport in Stab-  
bündeln<sup>G</sup>

Axiale Turbulenzintensität und azimuthale Schubspannung bei  
turbulenter Strömung durch einen Stabbündelwandkanal<sup>\*</sup>

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

An der im vorhergehenden Bericht beschriebenen Versuchsanlage wurden in einem Wandkanal eines Stabbündels mit einem Stababstandsverhältnis  $P/D = 1.071$  und einem Wandabstandsverhältnis  $W/D = 1.072$  Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilungen gemessen. Die Teststrecke war mit neuen Abstandshaltern, nämlich Gewindestiften, ausgerüstet worden. Die Reynoldszahl lag bei den Messungen bei  $Re = 8.2 \cdot 10^4$ .

Aus der großen Zahl der Versuchsergebnisse ist in Abb. 4 die Verteilung der gemessenen relativen axialen Turbulenzintensität, die durch die Wandschubspannung an der Position  $\phi = 5^\circ$  dimensionslos gemacht wurde, dargestellt. Im ausgemessenen Strömungsquerschnitt sind die Linien gleicher Turbulenzintensität aufgetragen. Diese Linien wurden erhalten durch Auftragen der gemessenen Intensitätsprofile senkrecht zur Wand. An diesen Profilen wurden die entsprechenden Werte der Position für eine bestimmte Intensität in die gezeigte Darstellung übertragen. Die Messungen erfolgten am Stabumfang im Abstand von  $5^\circ$  an der äußeren Wand im Abstand von 5 mm, das ergibt 18 ( $r/\phi$ ) bzw. 19 ( $x/y$ ) Profile. Die Wandabstände wurden stets im gleichen Abstand gewählt, und zwar lag der wandnächste Meßpunkt 1.3 mm von der Wand entfernt. Dieser Abstand ergab sich aus dem Durchmesser der Hitzdrahtsonden; er entspricht je nach Position am Umfang einem dimensionslosen Wandabstand von  $y^+ = 100 - 120$ . Die übrigen Meßpunkte lagen bei 1.5-1.7-2.0-2.5-3.0-4.0-5.0-6.0-8.0-10.0-12.5-15.-20.-25.-30.-35. und 40. mm von der Wand entfernt, je nach Position am Umfang wurden 10-18 Meßwerte gewonnen.

Die gemessenen Intensitätsprofile im Stabbündel-Wandkanal unterscheiden sich sehr deutlich von den Intensitätsprofilen an Kreisrohren, parallelen Platten und Ringspalten /1-3/. Während in diesen Kanälen die relative

---

\* Letzter Bericht KFK 1274/3, S. 127-4

axiale Turbulenzintensität  $\sqrt{u'^2}/u^*$  von einem Wert 2.4 an der Wand auf 0.85 an der Nullschubspannungsposition abfällt, zeigen die Stabbündelmessungen in der Regel ebenfalls einen Abfall mit dem Wandabstand, jedoch ist dieser Abfall wesentlich schwächer. Es ergibt sich im Strömungsquerschnitt ein minimaler Wert  $\sqrt{u'^2}/u^* \sim 1.5$ . Selbst bei Berücksichtigung der örtlichen Wandschubspannung erniedrigt sich dieser Wert, der bei einer Winkelposition von  $\sim 40^\circ$  auftritt, nur um 10 %, da  $u^*(\phi=40^\circ)/u^*(\phi=5^\circ) = 1.10$  ist. Für große Bereiche des Strömungsquerschnitts ist der minimale Wert des Intensitätsprofils wesentlich höher, im Bereich von  $50^\circ-70^\circ$  ist die Intensität praktisch unabhängig vom Wandabstand und liegt hier zwischen 2.3 und 2.5, so daß im Bereich der Maximalgeschwindigkeit die Intensität etwa um den Faktor 3 höher ist als beim Kreisrohr.

Die bislang einzigen Messungen der axialen Turbulenzintensität in einem Wandkanal wurden von Rowe /4/ durchgeführt für  $P/D = W/D = 1.25$ . Die Ergebnisse im engsten Spalt von Rowe stimmen mit den Kreisrohrwerten von Laufer gut überein, obwohl auffällt, daß die Meßwerte von Rowe in Wandnähe sehr niedrig liegen ( $\sqrt{u'^2}/u_m^* \sim 1.5$ ); für den Zentralkanal mißt Rowe für  $\phi = 18^\circ$  höhere und mit dem Wandabstand flacher verlaufende Werte der axialen Turbulenzintensität als Kjellström /5/ und Trupp /6/.

Sowohl Kjellström mit einem  $P/D = 1.217$  und Trupp an drei Abstandsverhältnissen  $P/D = 1.2 - 1.35 - 1.5$  finden, daß die axiale Turbulenzintensität bezogen auf die mittlere Wandschubspannungsgeschwindigkeit die gleiche Abhängigkeit vom Wandabstand wie beim Kreisrohr (Läufer) aufweist. Dabei ist bei den Trupp'schen Messungen für  $\phi = 15^\circ$  im Bereich der Maximalgeschwindigkeit die Turbulenzintensität stets größer als für  $\phi = 0^\circ$  bzw.  $\phi = 30^\circ$  und zwar für alle Reynoldszahlen und Stababstandsverhältnisse. Abb. 5 zeigt die gemessene Schubspannungsverteilung in azimuthaler Richtung  $u'w'$  bezogen auf das Quadrat der Wandschubspannungsgeschwindigkeit bei  $\phi = 5^\circ$ . Während in Wandkanälen von Stabbündeln derartige Messungen bislang nicht bekannt sind, haben sowohl Kjellström als auch Trupp einige Messungen in Zentralkanälen durchgeführt. Die wenigen Meßwerte von Kjellström scheinen mit großen Unsicherheitsfaktoren versehen zu sein, während die Trupp'schen Meßergebnisse ein sehr uneinheitliches Bild ergeben, so daß ein Vergleich nicht möglich ist.

Die gemessene Verteilung der azimuthalen Schubspannung im Wandkanal erscheint jedoch durchaus vernünftig. In den Gebieten, wo der Geschwindigkeitsgradient



in azimuthaler Richtung verschwindet, geht ebenfalls die gemessene Schubspannung  $\overline{u'w'} \rightarrow 0$ , und zwar bei  $\phi = 0^\circ$ ,  $\phi = 90^\circ$  und  $\phi \approx 40^\circ$ . Für  $\phi \approx 15^\circ$  und  $\phi \approx 65^\circ$  treten Maxima auf, an den Positionen, an denen der Geschwindigkeitsgradient am größten ist. Gleichfalls ergibt sich, daß die azimuthale Schubspannung ein relatives Maximum etwa längs der Linie der Maximalgeschwindigkeit aufweist, wo ebenfalls der Geschwindigkeitsgradient relativ groß ist.

Aus der gemessenen Verteilung der azimuthalen Schubspannung und der ebenfalls gemessenen radialen Schubspannung  $\overline{u'v'}$  sowie des zeitlichen Mittelwerts der Strömungsgeschwindigkeit  $\bar{u}$  können die gesuchten radialen und azimuthalen Impulsaustauschgrößen  $\epsilon_r$  bzw.  $\epsilon_\phi$  ermittelt werden.

#### Literatur:

- /1/ J. Laufer, The structure of turbulence in fully developed pipe flow, NACA-TN 1174 (1954)
- /2/ G. Comte-Bellot, Écoulement turbulent entre deux parois parallèles, Publ. Sci. Techn. Ministère d l'Air No. 419, Paris, (1965)
- /3/ K. Rehme, Turbulente Strömung in konzentrischen Ringspalten, KFK 2099 (1975)
- /4/ D.S. Rowe, Measurement of turbulent velocity, intensity and scale in rod bundle flow channels, Report BNWL-1736 (1973)
- /5/ B. Kjellström and Ake Stenbäck, Pressure drop, velocity distributions and turbulence distributions for flow in rod bundles, Report AE-RV-145 (1970)
- /6/ A.C.Trupp, The structure of turbulent flow in triangular array rod bundles, Ph.D.Thesis, Univ. of Manitoba (1973)

#### Veröffentlichungen im Berichtszeitraum:

- (1) Literaturangabe / 3 /
- (2) J. Marek, Experimentelle Untersuchung der Temperaturverteilung unter  
K. Rehme, Abstandshaltern in glatten und rauhen Stabbündeln, KFK-Bericht Nr. 2128 (März 1975)
- (3) J. Marek, Wärmeübergang unter Abstandshaltern in glatten und rauhen  
K. Rehme, Stabbündeln bei Gaskühlung, Reaktortagung 1975, Nürnberg, Tagungsbericht S. 46-49
- (4) W. Baumann, Geometrieabhängigkeit des Rauheitsparameters von Recht-  
K. Rehme, eckrauhigkeiten, KFK-Bericht Nr. 2131 (Juni 1975)

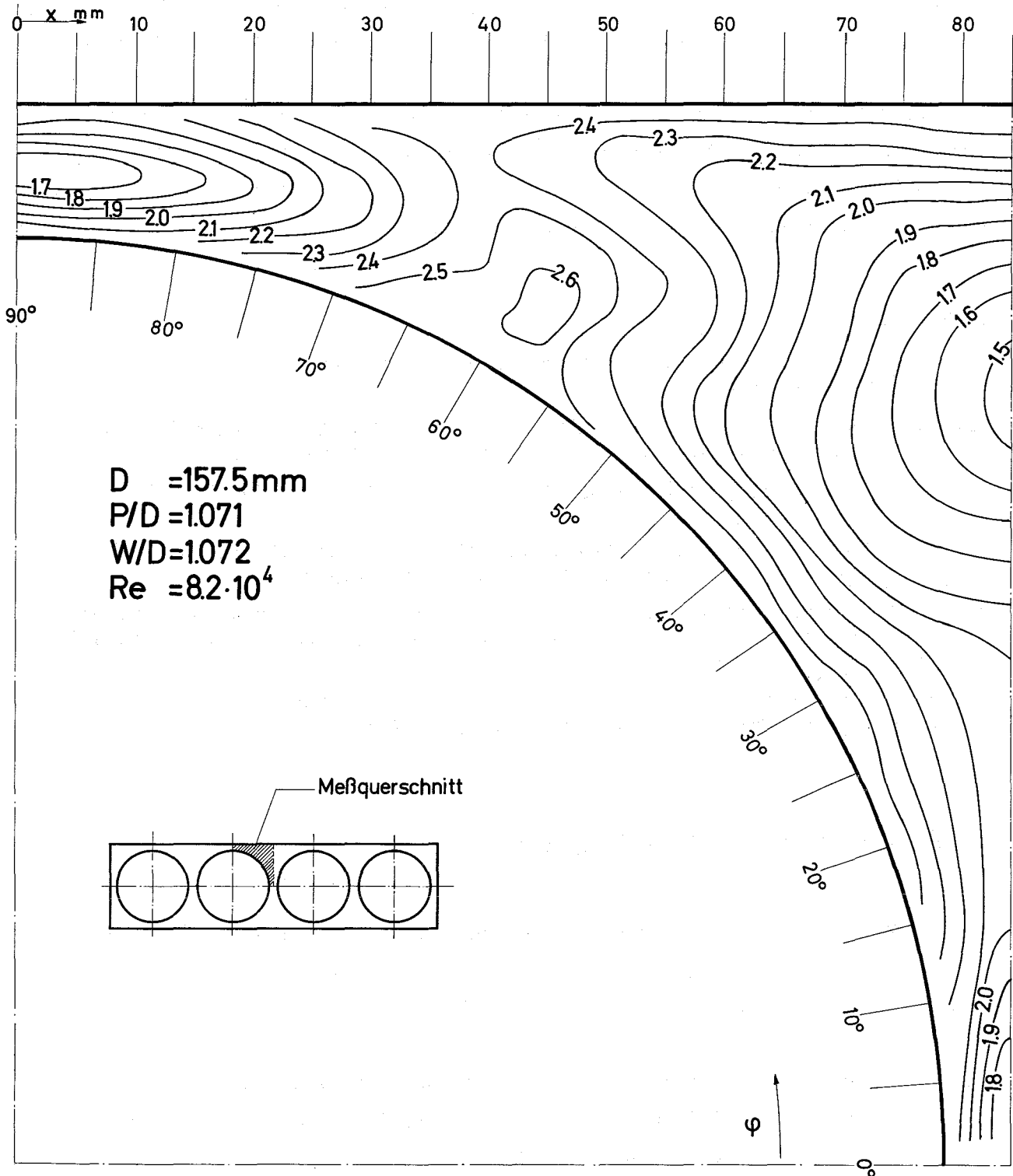


Abb. 4 Verteilung der relativen axialen Turbulenzintensität  $\sqrt{u'^2}/u^*$

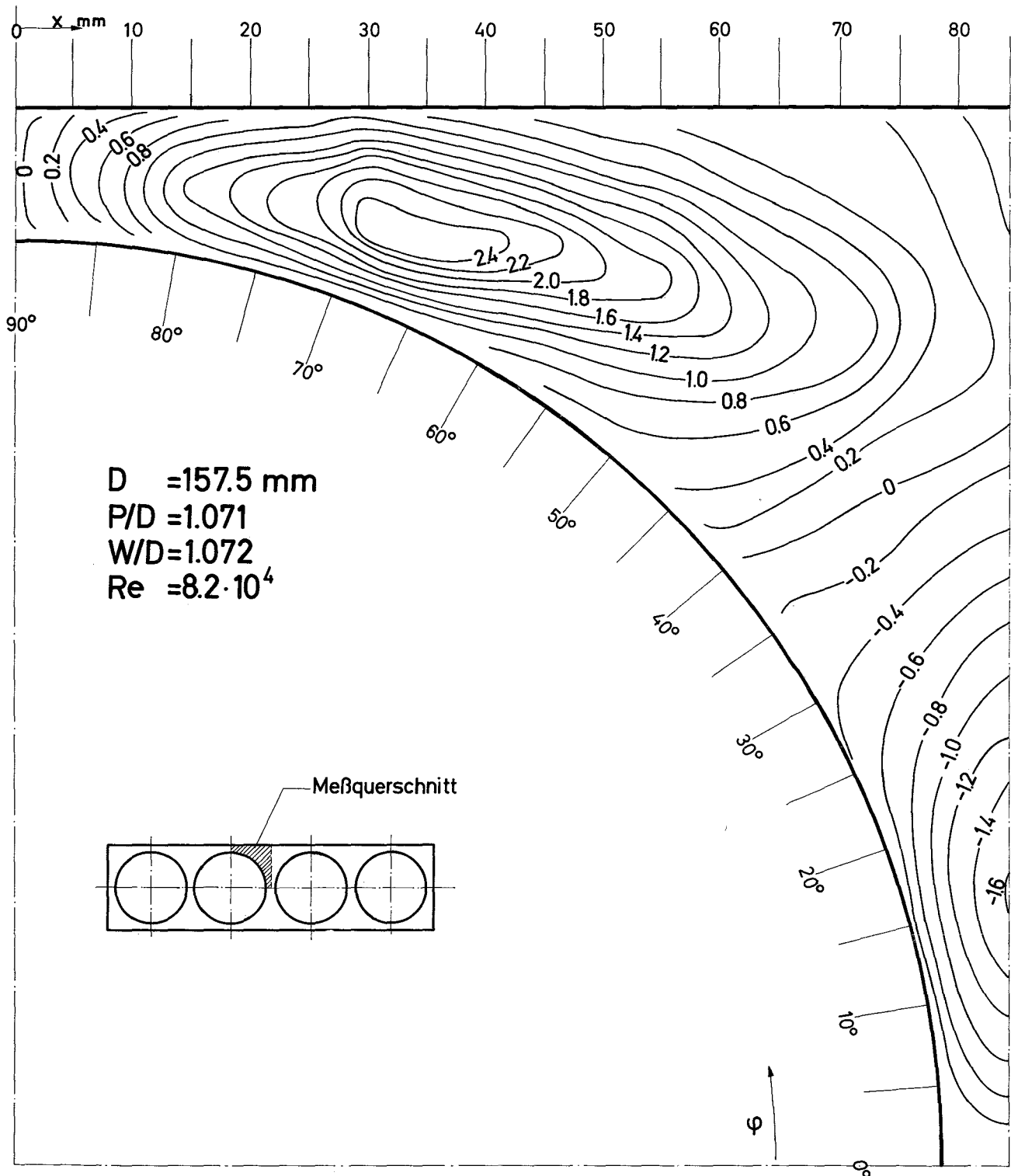


Abb. 5 Verteilung der relativen azimuthalen Schubspannung  $\overline{u'w'}/u^*2$



Beiträge zu Teilprojekt

128      ENTWURFSSTUDIEN FÜR GASGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN

erscheinen voraussichtlich wieder im nächsten Vierteljahresbericht.

1. The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions and activities. It emphasizes that this is crucial for ensuring transparency and accountability in the organization's operations.

2. The second part of the document outlines the various methods and tools used to collect and analyze data. It highlights the need for consistent and reliable data collection processes to support informed decision-making.

3. The third part of the document focuses on the role of technology in data management and analysis. It discusses how modern software solutions can streamline data collection, storage, and reporting, thereby improving efficiency and accuracy.

4. The fourth part of the document addresses the challenges associated with data management, such as data quality, security, and privacy. It provides strategies to mitigate these risks and ensure that data is used responsibly and ethically.

5. The fifth part of the document concludes by summarizing the key findings and recommendations. It stresses the importance of ongoing monitoring and evaluation to ensure that data management practices remain effective and up-to-date.

129 ENTWURFSARBEITEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN1291 Parameterstudie mit dem Rechenprogramm VETERA zum Einfluß der Rückwirkung der lokalen Temperatur auf die Geschwindigkeits- und Temperaturfelder<sup>G</sup>

(Z. Farago, IRE)

Mit dem Rechenprogramm VETERA, das durch eine Verkoppelung der zwei Programme VERA [1] und TERA [1] entstanden ist, kann man die Geschwindigkeits- und Temperaturfeinstruktur des strömenden Kühlmittels im zentralen Unterkanal eines unendlich ausgedehnten Stabbündels genauer als bisher berechnen. Durch verschiedene Verkoppelungsarten wurde es möglich, den Mechanismus der Rückwirkung der lokalen Temperatur auf die Geschwindigkeits- und Temperaturfelder, den Anteil der molekularen Wärmeleitung und des turbulenten Wärmetransports bzw. deren Verhältnis zueinander zu untersuchen. Drei verschiedene Fälle wurden für diese Untersuchung für einen Helium-gekühlten Brutreaktor berechnet.

Fall 1: Es wird keine Rückkoppelung zwischen der Geschwindigkeits- und Temperaturberechnung durch die lokalen Temperaturen hergestellt. Für die Lösung der Impulsgleichung und Enthalpiegleichung werden die Stoffwerte bei der mittleren Kühlmitteltemperatur ermittelt.

Fall 2: Die Impulsgleichung wird mit Stoffwerten bei repräsentativer Kühlmitteltemperatur gelöst, bei der Berechnung der Enthalpiegleichung werden die Stoffwerte mit den neu berechneten Temperaturen so lange neu ermittelt, bis eine Fehlerschranke für die Temperaturfelder unterschritten wird. (Für unsere Parameterstudie betrug diese Fehlerschranke  $\Delta T = 1 \%$ ).

Fall 3: Sowohl die Impulsgleichung als auch die Enthalpiegleichung werden mit Stoffwerten bei lokalen Temperaturen gelöst. Die Neuberechnung der Gleichungssysteme bei den sich so verändernden lokalen Temperaturen wird bis zum Unterschreiten einer vorher angegebenen Fehlerschranke (wie im Fall 2) wiederholt.

Die wichtigsten Resultate der Parameterstudie seien hier zusammengefaßt. Abbildg. 1 stellt die Nusselt-Zahlen der drei

Fälle in Abhängigkeit von der Heizflächenbelastung dar. Daraus ist ersichtlich, daß bei kleineren Heizflächenbelastungen (bei unseren Parametern bis etwa  $q = 80 - 90 \text{ W/cm}^2$ ) der Einfluß der lokalen Temperatur auf die Geschwindigkeits- und Temperaturfelder in erster Linie über die molekulare Wärmeleitung ausgeübt wird (Zunahme der molekularen Leitfähigkeit mit zunehmender Temperatur). In diesem Bereich verlaufen die Temperaturdifferenzen und Wärmeübergangszahlen des Falles 3 zwischen denen des Falles 1 und 2.

Bei steigenden Heizflächenbelastungen wird der Einfluß der Turbulenz stärker, und ab  $q = 80 - 90 \text{ W/cm}^2$  überwiegt deren Einfluß auf die Wärmeübergangszahlen und dadurch auf die Temperaturfelder (Abnahme der turbulenten Leitfähigkeit durch abnehmende Dichte bei zunehmender Temperatur). So ergeben sich bei genügend großen Heizflächenbelastungen stets größere Temperaturdifferenzen zwischen Kanalwand und Kanalmitte, wenn man die Stoffwerte für die Geschwindigkeits- und Temperaturberechnung bei den lokalen Temperaturen zugrunde legt, als bei Rechnungen bei denen die Stoffwerte mit der mittleren Temperatur ermittelt werden.

Die absoluten Unterschiede in den Ergebnissen der so durchgeführten verschiedenen Rechnungen sind jedoch verhältnismäßig gering. In der Parameterstudie ergaben sich Änderungen in den Wärmeübergangszahlen und in den verschiedenen dimensionslosen Kenngrößen von 1 - 2 %, in den maximalen Temperaturdifferenzen zwischen Kanalwand und Kanalmitte maximal bis  $\sim 5 \%$ .

[1]

R. Meyder:

Bestimmung des turb. Geschwindigkeits- und Temperaturfeldes in Stab-  
bündeln mit Hilfe von krummlinigorthogonalen Koordinaten

KFK 2029 (September 74)



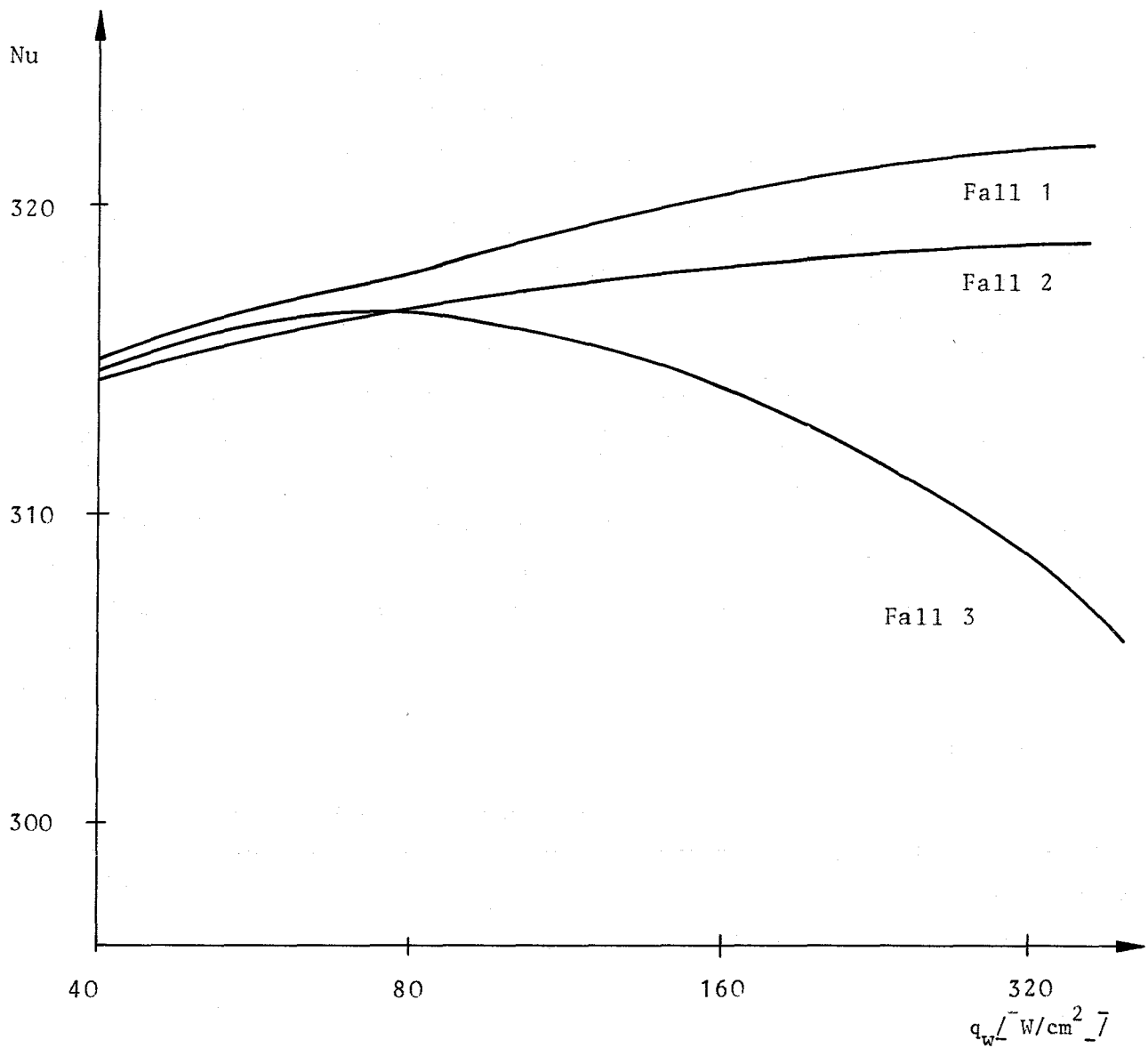


Abb. 1: Nusseltzahl der drei Rechnungsfälle

1296 Entwurfsstudien für große Natriumbrüter <sup>F</sup>

1296.2 SNR 2-Kernauslegung

1. Parameterstudie und Optimierungsrechnungen (IMF, INR, IRE, PSB)

Die Parameterstudie mit dem Rechenprogramm BRUST wurde für den vorläufigen SNR-2-Referenzkern, dessen Hauptdaten in / 1 / angegeben sind, abgeschlossen.

Als wesentliches Ergebnis der Studie zeigt Tab. 1 den Einfluß bestimmter Änderungen in der Kernauslegung gegenüber dem Referenzdatensatz auf die betrachteten Zielfunktionen Zykluskosten, Brutrate, Verdopplungszeit und spez. Brennstoffbelastung. Die angegebenen Daten sind entsprechend den in BRUST enthaltenen vereinfachenden Näherungsannahmen als Richtwerte aufzufassen.

Ferner wurden die sog. relativ optimalen Reaktoren ermittelt. Das sind jene Auslegungen, die bezüglich jeweils einer Zielfunktion, z.B. Zykluskosten oder Brutrate usw., den optimalen Reaktor unter Nichtbeachtung der übrigen Zielfunktionen darstellen. Für diese Untersuchung konnten nur die einflußreichsten Kernvariablen, die auch im Prinzip frei wählbar sind, variiert werden, nämlich Brennstabdurchmesser, Kernhöhe, Kerndruckverlust bzw. Stabteilungsverhältnis und Brutmanteldicke. Tab. 2 zeigt einen Vergleich der Daten des vorläufigen Referenzkernes mit denjenigen der relativ optimalen Reaktoren. Gegenüber dem zykluskostenoptimalen Reaktor ergeben sich für den Referenzkern nur etwa 10 % höhere Zykluskosten, wobei für die Brutrate und die Verdopplungszeit deutliche Verbesserungen festzustellen sind. Das Spaltstoffinventar im Zyklus ist beim Referenzreaktor um 12 % höher als der kleinste nach Tab. 2 erreichbare Wert, wenn man es auf gleiche Reaktorleistung bezieht.

Damit werden mit der Referenzauslegung weitgehend optimale Werte für Brennstoffzykluskosten und Spaltstoffinventar erreicht, während die Bruteigenschaften deutlich unter den grundsätzlich möglichen, jedoch nur zu Lasten der Zykluskosten und des Inventars erreichbaren Werten liegen.

Für die Arbeiten zur detaillierten thermohydraulischen und mechanischen Kernauslegung wurden die erforderlichen Codes in Benutzung genommen.

Tab. 1: Beispiele für Änderungen der Kernauelegung und ihre Einflüsse auf die Zielfunktionen

Änderungsmaßnahme	Änderung der Zielfunktion gegenüber dem Ref.Reaktor			
	Zykluskosten (DpF/kWh)	Brutrate	Verdoppl.zeit (a)	Spez.Brst.Belast. (MW/kg Pu)
Brennstabdurchmesser erhöhen (7,6 → 8,0 mm)	- 0,007	+ 0,02	- 3,8	- 0,08
Stabteilungsverhältnis vergrößern (1,2 → 1,25)	+ 0,0045	- 0,0018	+ 1,07	- 0,011
Core-Höhe verringern (120 → 95 cm)	+ 0,024	+ 0,006	- 2,4	+ 0,01
Ax. Brutmantelhöhe vergrößern (2 x 40 → 2 x 50 cm)	+ 0,016	+ 0,01	- 2,0	- 0,01
Rad. Brutmanteldicke vergrößern (2 → 3 Reihen)	+ 0,027	+ 0,016	- 3,0	≈ 0
Anzahl d. Regelemente verringern (49 → 42 Pos)	- 0,012	+ 0,022	- 7,2	+ 0,02
Druckverlust verringern (4,05 → 2 bar)	+ 0,007	- 0,003	+ 1,5	- 0,014
Hüllrohrwandstärke verringern (0,5 → 0,4 mm)	- 0,014	+ 0,035	- 8,1	- 0,016
Max. extr. Stableistung erhöhen (600 → 700 W/cm)	≈ 0	- 0,013	+ 2,8	+ 0,11
Max.extr. Abbrand verringern (133 000 → 107 000 $\frac{\text{MWd}}{t_M}$ )	+ 0,116	+ 0,002	+ 8,5	- 0,005
Schmierdichte erhöhen (0,85 → 0,9 TD)	- 0,007	+ 0,014	- 3,6	- 0,026
Kernleistung verringern (2455 → 2000 MWe)	+ 0,013	≈ 0	+ 0,8	- 0,015
Abstand zw. BE-Kästen verringern (5 → 3 mm)	- 0,004	+ 0,004	- 1,6	+ 0,01
Zinssatz erhöhen (8 → 9 %)	+ 0,026	-	-	-
Fabrikationskosten erhöhen (Faktor 1,5)	+ 0,148	-	-	-
Pu-Preis erhöhen (Faktor 1,5)	+ 0,094	-	-	-

Tab. 2: Die relativ optimalen Reaktoren im Vergleich zum vorläufigen Referenzreaktor

Variable	Relativ optimale Reaktoren bezüglich				vorläufiger Referenzreaktor
	Brennstoffzyklus-kosten	Brutrate	Verdopplungszeit	spez. Brennstoffbelastung	
Brennstabdurchmesser $[\bar{mm}]$	8,3	10	8,3	6,0	7,6
Core-Höhe $[\bar{m}]$	1,2	1,2	1,0	0,8	1,2
Druckabfall im Kern $[\bar{10}^5 \text{ N/m}^2]$	2	2	2	6	4,1
Stabteilungsverhältnis	1,21	1,152	1,195	1,197	1,2
Axiale Brutmanteldicke $[\bar{m}]$	2x0,15	2x0,5	2x0,5	2x0,4	2x0,4
Zahl der Brutelementreihen	1	4	4	2	2
Kerndurchmesser (äquival.) $[\bar{m}]$	4,39	5,06	4,68	4,00	4,86
Brennstoffzykluskosten $[\bar{\text{Dpf/kWh}}]$	<u>0,5067</u>	0,6376	0,6397	0,6340	0,56
Brutrate	1,12	<u>1,26</u>	1,25	1,17	1,18
Verdopplungszeit $[\bar{a}]$	77,7	32,8	<u>29,3</u>	41,1	42,1
Spaltstoffinventar im Zyklus <sup>1)</sup> $[\bar{\text{kg}}]$	12577	15062	12817	10616	11858
Spez. Brennstoffbelastung $[\bar{\text{MW}}_{\text{th}}/\text{kg Pu}]$	0,76	0,541	0,739	<u>1,26</u>	0,867
Leistungsdichte $[\bar{\text{MW}}_{\text{th}}/\text{Ltr.}]$	0,282	0,210	0,291	0,527	0,326
Standzeit $[\bar{a}]$	2,07	2,97	2,07	1,10	1,72

1) Inventar im Reaktor und ext. Zyklus bezogen auf 5000 MW<sub>th</sub>

Es handelt sich im wesentlichen um die Programme THESYS für die Thermohydraulik und BEKS für die Abschätzung der Schwellverbiegung unter Berücksichtigung des strahlungsinduzierten Kriechens. Außerdem wurden erste Berechnungen der Leistungsverteilung in hexagonaler Geometrie durchgeführt, die u.a. für die THESYS- und BEKS-Rechnungen als Eingabe dienen.

## 2. Erfahrungen aus DIXY-Rechnungen für den SNR-2 (E. Kiefhaber, A. Polch,

Es ist zu erwarten, daß in nächster Zeit eine größere Anzahl von nuklearen Reaktorberechnungen in zwei- und dreidimensionaler Geometrie für Reaktoren vom Typ SNR-2 durchgeführt werden müssen. Bei ersten orientierenden Untersuchungen / 1 / ergaben sich für Reaktoren mit verschiedenen Kerndurchmessern bzw. -leistungen keine bemerkenswerten Unterschiede in der Rechenzeit und der Zahl der äußeren Iterationen bei den Rechnungen mit dem zweidimensionalen Diffusionsprogramm DIXY: bei Verwendung von 5 Energiegruppen, einer Quellgenauigkeit von  $2 \cdot 10^{-3}$ , einer Flußgenauigkeit von  $5 \cdot 10^{-3}$  und einer Ausgangsschätzung basierend auf einer Faltung von eindimensional berechneten axialen und radialen Quellverteilungen benötigte DIXY 5 Iterationen und eine Rechenzeit von ca. 3 Minuten. Die Rechnungen wurden mit dem DIXY-Programm (Version vom 27.1.1973 auf der Bibliothek NUSYS) durchgeführt, der verlangte Speicherplatz betrug 500 K, das Ortsnetz bestand aus 3 000 Gitterpunkten.

Nachfolgende, genauere Rechnungen zeigten jedoch eine völlig andere Tendenz: bei Benutzung der programminternen Ausgangsschätzung, 26 Energiegruppen, Quellgenauigkeit  $1 \cdot 10^{-4}$ , Flußgenauigkeit = 2 · Quellgenauigkeit ergaben sich folgende charakteristischen Resultate für die drei untersuchten Reaktoren verschiedener elektrischer Leistung (300, 1000, 2000 MWe):

---

/ 1 / E. Eisemann et al., unveröffentlicher Bericht

	SNR 300	SNR 1000	SNR 2000
Core-Radius /cm/	90	155.9	220.5
Anzahl äußerer DIXY-Iterationen	26	47	81
Rechenzeit /min/	23	51	88
Kosten /DM/	800	1600	2600

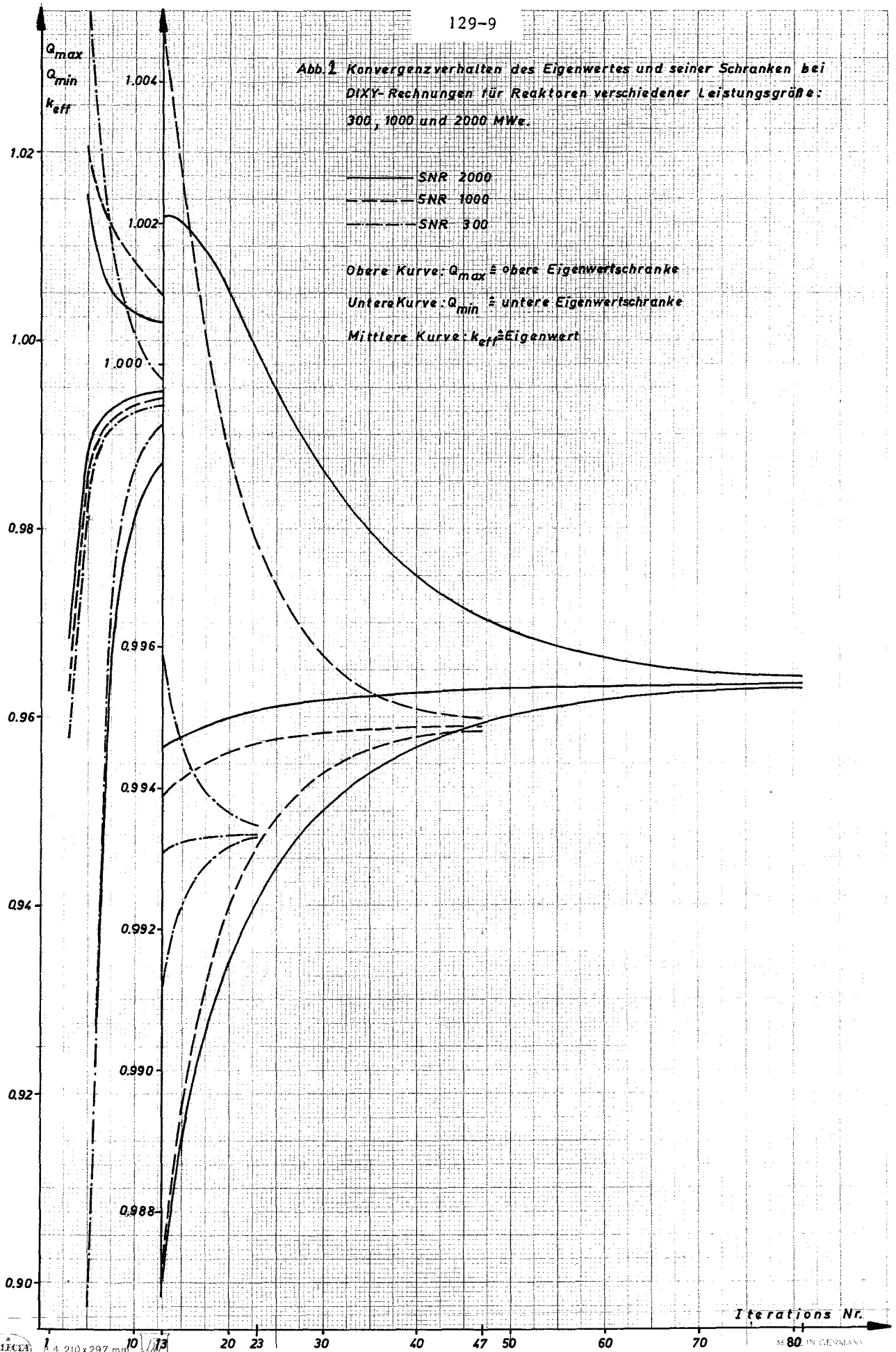
Die obigen Werte für den SNR-2000 werden für die folgenden Ergebnisse als Vergleichsbasis betrachtet. Das unterschiedliche Konvergenzverhalten für die drei untersuchten Reaktoren ist aus Abbildung 1 zu entnehmen. Innerhalb der ersten 5-8 Iterationen zeigt das Konvergenzverhalten für alle drei Reaktoren keine allzu gravierenden Unterschiede. Im ersten Teil der Abbildung fallen die Kurven für  $Q_{min}$  für den SNR-1000 und den SNR-2000 innerhalb der Zeichengenauigkeit zusammen. Nach Durchlaufen einer Übergangsphase treten jedoch beim asymptotischen Konvergenzverhalten drastische Unterschiede auf: die großen Reaktoren benötigten bedeutend mehr Iterationen und damit auch mehr Rechenzeit als der SNR-300.

Die aus Abbildung 1 zu entnehmende Abhängigkeit der Iterationszahl von der Größe des Reaktors stimmt qualitativ mit der von Fröhlich /2/ aufgestellten Beziehung überein, die aus Überlegungen zum asymptotischen Fehlerreduktionsfaktor abgeleitet wurde: Betrachtet man z.B. einen homogenen Würfel (oder auch ein Quadrat oder ein Intervall) mit äquidistanter Gitterteilung und Randbedingung Fluß= 0 an der Oberfläche, so gilt im Bereich des asymptotischen Konvergenzverhaltens für die Zahl der Quelliterationen  $N$ , die notwendig ist, um den Fehler in einem monoenergetischen Problem um einen Faktor 1000 zu verringern:

$$N = 0.24 (\bar{H})^2.$$

Dabei ist  $\bar{H} = H \cdot \sqrt{\sum_{rem}/D}$  die Kantenlänge in Einheiten der mittleren Diffusionslänge. Diese Gleichung läßt sich nicht in einfacher Weise direkt auf unseren vorliegenden Fall quantitativ übertragen. Hier wurde für ein zylindrisches reflektiertes Reaktorcore bei festgehaltener Corehöhe  $H_c$

Abb. 1 Konvergenzverhalten des Eigenwertes und seiner Schranken bei DIXY-Rechnungen für Reaktoren verschiedener Leistungsgröße: 300, 1000 und 2000 MWe.



der Coreradius  $R_c$  erhöht, um die Leistungsgröße  $L \sim \pi \cdot R_c^2 \cdot H_c$  des Reaktors zu steigern. Es ist zu erwarten, daß diejenige Koordinatenrichtung bestimmend für das asymptotische Konvergenzverhalten ist, die die größten Coreabmessungen aufweist. Bei natriumgekühlten schnellen Leistungsreaktoren ist dies wegen des kleinen (H/D)-Verhältnisses ( $H/D = H_c / 2 \cdot R_c$ ) die radiale Richtung. Daher erscheint es in unserem Fall gerechtfertigt anzunehmen, daß  $\bar{H}$  proportional zu  $L^{1/2}$  ist, so daß sich ergibt:  $N \sim L$ .

Wie in /2/ ebenfalls ausgeführt ist, gilt unter den gleichen Voraussetzungen bei Anwendung des Tschebyscheff-Beschleunigungsverfahrens:

$$N_{CH} = 0.59 \cdot \bar{H}$$

In unserem Fall erhalten wir dann näherungsweise die Proportionalität

$$N_{CH} \sim L^{1/2}$$

Bei Gültigkeit der erwähnten Proportionalitäten wird demnach dieses Verfahren eine deutliche Herabsetzung der notwendigen Iterationszahl bewirken, die für große Reaktoren besonders ausgeprägt sein sollte. Eine DIXY-Version, die mit diesem Beschleunigungsverfahren arbeitet, befindet sich gegenwärtig in der Testphase.

Es ist hinreichend bekannt, daß die Verwendung der vollen Gruppen- und Punktzahl zu relativ hohen Rechenzeiten und Rechenkosten führt, falls keine geeignete Ausgangsschätzung für die Quellverteilung bereitgestellt wird. Wegen der hohen absoluten Werte für Zeit und Kosten für Reaktoren vom Typ SNR 2000 erschien es angebracht, nach geeigneten Möglichkeiten zur Kosteneinsparung zu suchen. Das naheliegende Vorgehen besteht darin, durch Rechnungen mit vermindelter Punktzahl und/ oder vermindelter Gruppenzahl eine Quellschätzung für



die schließlich durchzuführende Berechnung mit voller Punkt- und Gruppenzahl bereitzustellen. Aus verständlichen Gründen konnte nicht die gesamte Vielfalt der denkbaren Kombinationsmöglichkeiten erprobt werden. Daher stellt das Ergebnis der vorliegenden Untersuchungen nicht den optimalen Weg dar, der eingeschlagen werden müßte, um das gewünschte Ergebnis mit minimalem Kostenaufwand zu erreichen. Vielmehr ergibt sich ein Vorschlag, wie auf praktikable Weise mit der verfügbaren DIXY-Version eine erhebliche Kostenreduktion erreicht werden kann. Es muß allerdings darauf hingewiesen werden, daß die Anwendbarkeit dieses Vorschlags zunächst nur für ähnliche Reaktormodelle vom Typ SNR-2000 als gesichert betrachtet werden kann. Bei stark verschiedenartigen Reaktor-konfigurationen und Reaktortypen, könnte sich durchaus ein hiervon abweichendes Vorgehen als kostenoptimal erweisen. Für kleinere Reaktoren ist wegen der geringeren Zahl der notwendigen Iterationen diese Fragestellung von geringerer Bedeutung.

Die Ergebnisse der durchgeführten Studien für den SNR 2000 sind in den Tabellen 3 und 4 zusammengefasst.

Tabelle 3

DIXY-Rechnungen in 3 Stufen für einen SNR-2000

Fall	STUFE 1			STUFE 2			STUFE 3			Zeit /min/	Kosten /DM/
	Gruppen	Punkte	Iter.	Gruppen	Punkte	Iter.	Gruppen	Punkte	Iter.		
I							26	3000	81	88	2600
II	26	256	84	26	672	43	26	3000	37	55	1700
III	4	256	81	11	672	45	26	3000	35	40	1200
IV	4	672	79	11	3000	37	26	3000	9	25	750

Aus Tabelle 3 kann geschlossen werden, daß es beim SNR-2000 offenbar günstiger ist, zunächst bei niedriger Gruppenzahl die volle Punktzahl anzustreben und erst danach die Gruppenzahl auf den endgültigen Wert anzuheben. Etwas pauschal ausgedrückt kann dieser Sachverhalt auch folgendermaßen interpretiert werden: beim SNR-2000 klingen offenbar - bei den gewählten Gruppenzahlen und Ortsnetzen - die energetischen Oberwellen deutlich schneller ab als die räumlichen Oberwellen. Fall V aus Tabelle 4 bestätigt die Anwendbarkeit dieser Hypothese und zeigt, daß bei dem dort gewählten Vorgehen die Kosten auf 25 % der Kosten für den Vergleichsbasisfall reduziert werden können, bei Fall IV aus Tabelle 3 betragen sie 29 %.

Tabelle 4

DIXY-Rechnungen in 5 Stufen für einen SNR-2000

		Fall V	Fall VI
STUFE 1	Gruppen	4	4
	Punkte	256	256
	$\epsilon$	$1 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-3}$
	Iterationen	81	25
STUFE 2	Gruppen	4	4
	Punkte	672	672
	$\epsilon$	$1 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3}$
	Iterationen	43	9
STUFE 3	Gruppen	4	4
	Punkte	3000	3000
	$\epsilon$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$
	Iterationen	37	7
STUFE 4	Gruppen	11	11
	Punkte	3000	3000
	$\epsilon$	$1 \cdot 10^{-4}$	$3 \cdot 10^{-4}$
	Iterationen	14	6
STUFE 5	Gruppen	26	26
	Punkte	3000	3000
	$\epsilon$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-4}$
	Iterationen	9	11
	Rechenzeit /min/	20	15
	Kosten /DM/	650	480

In allen bisher besprochenen Fällen war die Quellgenauigkeit in allen Stufen gleich. Die verlangte Quellgenauigkeit von  $1 \cdot 10^{-4}$  erfordert demnach unnötig viele Iterationen in den Anfangsstufen, da beim Übergang zu anderen Ortsnetzen und Gruppenzahlen Abweichungen in der Quellverteilung auftreten, die an einzelnen Ortspunkten durchaus größer als 1 % sein können. Im Fall VI werden in den Anfangsstufen niedrigere Quellgenauigkeiten zugelassen. Dadurch wird die Iterationszahl in diesen Stufen drastisch reduziert. Obwohl in den Anfangsstufen pro Iteration sehr viel weniger Rechenzeit verbraucht wird als in der Endstufe, führt die durch die veränderte Quellgenauigkeit mögliche Verminderung der Iterationszahlen in den Anfangsstufen, trotz einer Erhöhung der Iterationszahl für die Endstufe, noch zu einer merklichen Reduktion der Rechenzeit und Kosten. Die Kosten für Fall VI machen noch 18.5 % der Kosten für den Vergleichsbasisfall aus.

Sicherlich wird es noch mehrere Kombinationen der Parameter Gruppenzahl, Ortsnetz, Quellgenauigkeit (sowie weiterer Größen z.B. Flußgenauigkeit) geben, die noch günstigere Werte für Rechenzeiten und Kosten ergeben. Die Ermittlung derartiger Kombinationen würde jedoch außer Arbeitszeit auch zusätzliche Rechenzeit und Kosten beanspruchen. Das hier ermittelte stufenweise Vorgehen liefert eine Kostenersparnis von über 80 % verglichen mit den Kosten des Basisfalls.

Dieser Erfolg muß als befriedigend angesehen werden, da vermutlich keine wesentlichen Verbesserungen mehr zu erreichen sind. Es soll aber nochmals betont werden, daß hier nur ein sehr zweckmäßiges, aber keineswegs das optimale Vorgehen gefunden wurde. Letzteres würde einen ungleich größeren Aufwand erfordern, dessen Rechtfertigung mehr als fraglich erscheint.

Es ist zu erwarten, daß die hier für das zweidimensionale Diffusionsprogramm DIXY gewonnenen Erfahrungen auch von Nutzen sein werden für andere Programme zur Bestimmung der Neutronenverteilung in zwei- und dreidimensionalen Modellen von Reaktoren vom Typ SNR-2.