

KERNFORSCHUNGSZENTRUM

KARLSRUHE

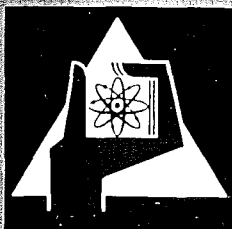
Dezember 1970

KFK 1270/4

EUR 4573 d

Projekt Schneller Brüter

4. Vierteljahresbericht 1970



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Dezember 1970

KFK 1270/4
EUR 4573 d

Projekt Schneller Brüter

4. Vierteljahresbericht 1970

Büroexemplar Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe	Nr. 1
--	----------

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe

Der vorliegende 4. Vierteljahresbericht 1970 beschreibt Arbeiten am Projekt Schneller Brüter, die von Instituten der GfK in Karlsruhe durchgeführt worden sind. Darüber hinaus enthält der Bericht Beiträge von Industriefirmen und von den deutschen, belgischen und niederländischen Kernforschungszentren, soweit sie am Koordinierten Karbidprogramm im Rahmen des Basisprogramms Schneller Brüter mitwirken.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

Inhaltsübersicht +)

- 111. Brennstab-Auslegung
- 112. Herstellung und Bestrahlung von Brennstäben
- 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
- 125. Auswirkung von Reaktorstörfällen auf die Umwelt, Aktivitätsfreisetzung
- 126. Natrium-Technologie-Versuche
- 127. Thermo- und hydrodynamische Versuche in Gas und Dampf
- 128. Reaktorentwurfsarbeiten
- 130. Schneller Hochfluß-Testreaktor FR 3

+)
Teilprojekte mit den zugehörigen PSB-Basisprogramm-Nummern.
Die Seiten sind innerhalb jedes Teilprojektes durchnummeriert.

111 BRENNSTAB - AUSLEGUNGEntwicklung des SATURN 1-Programmes

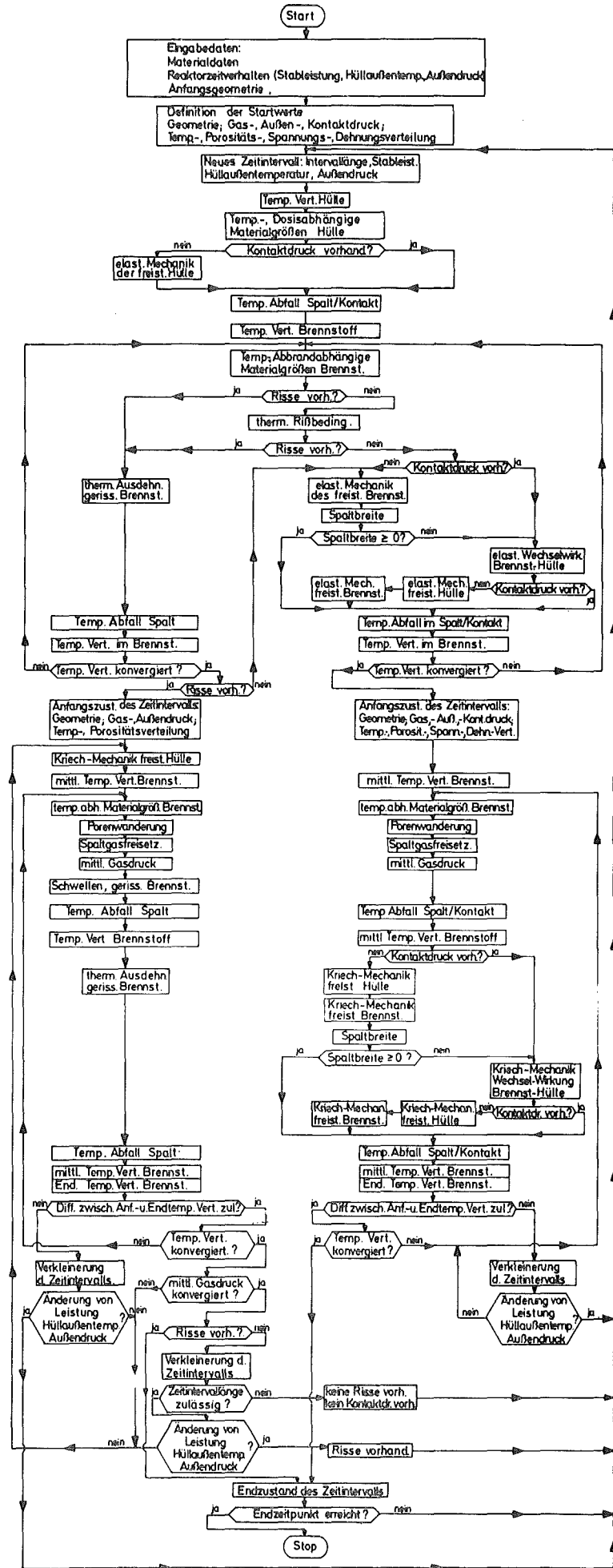
(H. Elbel, IMF; H. Kämpf, IMF; F. Depisch, AEG)

Die Programmierung der meisten Programmteile von SATURN 1 wurde abgeschlossen. Die Kopplung der programmierten Modelle wurde auf der Basis des beigefügten Strukturdiagrammes teilweise durchgeführt. Unter anderem wurden Genauigkeitsschranken und die Wahl der Länge der Zeitintervalle, die wesentlich von den in früheren Vierteljahresberichten beschriebenen Zustandswechseln gesteuert werden, untersucht.

SATURN 1
Strukturdiagramm

Berechnung des Anfangszustandes des aktuellen Zeitintervalls aus dem Endzustand des vorhergehenden Zeitintervalls.

Berechnung des Endzustandes aus dem Anfangszustand des aktuellen Zeitintervalls.



112 HERSTELLUNG UND BESTRAHLUNG VON BRENNSTÄBEN1121 Probenherstellung, Laborversuche und Parametertests (Oxid. Brennst.)1121.0 Herstellung (im Labormaßstab)1. Verbesserung von Sinterergebnissen durch Nachbehandlung der Tabletten (Th. Dippel, H. Nagel, R. Hanselmann, IMF)

Bei der Herstellung von Brennstofftabletten im Dichtebereich zwischen 80% th.D. und 90% th.D. ist zu beobachten, daß bei einzelnen Partien trotz entsprechender Vorversuche die Masse der Tabletten mit ihren Dichten nach dem Sintern am unteren Rand des spezifizierten Toleranzfeldes zu liegen kommt. Scheidet man außerhalb des Toleranzfeldes liegende Tabletten aus, so ist die Spezifikation hinsichtlich des Dichtebereiches zwar erfüllt, der spezifizierte Mittelwert jedoch nur annähernd erreicht. Damit der tatsächliche Mittelwert der Dichten mit dem spezifizierten Mittelwert besser übereinstimmt, ist eine Nachbehandlung solcher Tabletten erforderlich. Diese besteht im erneuten Sintern bei gleicher oder erhöhter Sintertemperatur.

Bei der Sinterung von UO_2/PuO_2 -Tabletten für Kriechversuche trat die beschriebene Erscheinung auf. Eine Partie mit 48 Tabletten lag im unteren Bereich des Toleranzfeldes, einzelne Tabletten sogar unter dem minimal zulässigen Dichtewert (Abb. 1). Diese Tabletten wurden in der Gesamtheit in einem zweiten Sinterprozess bei gleicher Sintertemperatur nachgesintert. Die Änderung - hier Zunahme - der Sinterdichte ist aus Abb. 1 zu erkennen. Die Tabletten und die Sinterdaten sind in Tabelle 1 zusammengefaßt.

Als Ergebnis kann festgehalten werden, daß es mit Hilfe eines Nachsinterprozesses bei gleicher Temperatur möglich ist, die ersinterten Dichten von Tabletten in den zentralen Bereich des spezifizierten Toleranzfeldes zu schieben. Dabei wird jedoch keine signifikante Verringerung der Standardabweichung der Tablettendichte und der Tabletten-durchmesser erreicht.

Tabelle 1: Sinterergebnisse

	1. Sinterung	2. Sinterung
Grünlingsdichte d. Tabletten (g/cm ³)	6,40 - 6,54	-
Sintertemperatur (°C)	1600	1600
Sinterzeit (h)	2	2
Sinteratmosphäre	Ar / 5 % H ₂	Ar / 5 % H ₂
Spezifizierte Tablettendichte	83,8 ± 2 % th.D.	
Mittelwert der Tablettendichte (% th.D.)	82,758	84,009
Standardabweichung der Dichte (% th.D.)	0,864	0,726
Standardabweichung der Tabletten durchmesser (mm)	0,027	0,028

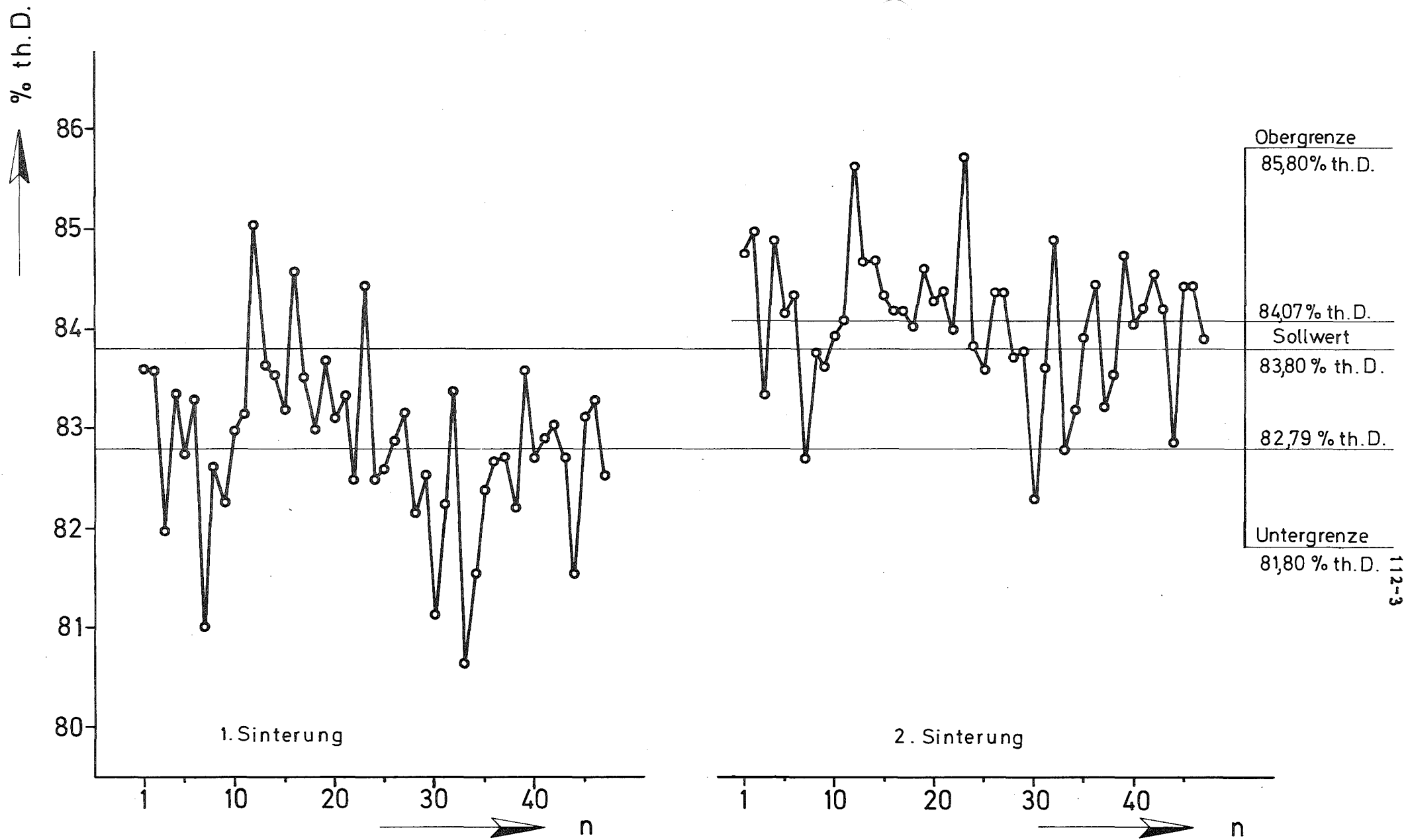


Abb. 1 Sinterergebnisse

2. Bestimmung des O/Me-Verhältnisses in UO₂-Tabletten

(Th. Dippel, D. Vollath, M. Wittmann, IMF)

Bei der Ausarbeitung eines thermogravimetrischen Verfahrens zur Bestimmung des O/Me-Verhältnisses in oxidischen Kernbrennstoffen wurde die an UO₂ erfolgreich erprobte Methode auf UO₂-PuO₂-Gemische übertragen.

Diese Methode besteht darin, daß das zu untersuchende Brennstoffpulver unter Ausschluß von Sauerstoff und Wasser zunächst bei 700 °C getrocknet und anschließend mit He/O₂-Gemisch bei dieser Temperatur oxidiert wird. Zur Herstellung eines definierten Uranoxides (U₃O₈) wird die Temperatur auf 450 °C abgesenkt und bis zur Gewichtskonstanz des Oxidationsproduktes dort konstant gehalten. Eine weitere Möglichkeit, die vor allem als Kontrolle dienen kann, besteht in der anschließenden Reduktion des oxidierten Pulvers mit He/H₂-Gemisch zu UO₂. Die gesamte Methode erfordert außerordentlich sorgfältiges Arbeiten und strenge Beachtung der Arbeitsvorschriften.

Erste Messungen wurden an reinem PuO₂ ausgeführt, um das Verhalten des PuO₂ unter extrem reinem Helium kennenzulernen bzw. sein Verhalten durch entsprechende Korrekturen berücksichtigen zu können. Es zeigte sich dabei, daß nur der Weg über die Oxidation des Materials mit He-O₂-Gemisch zu brauchbaren Werten führt. Ebenso wie bei Messungen an reinen UO₂ ist während der Trocknungsphase auf völlige Abwesenheit von Sauerstoff und Wasser zu achten.

An vier UO₂-PuO₂-Tabletten, die nach dem üblichen Verfahren hergestellt worden waren und aus einer Fertigungspartie stammten, wurden die ersten praktischen Messungen ausgeführt. Die Tabletten waren zuvor im Backenbrecher zu groben Stücken zerteilt worden. Diese Aufbereitung hatte sich als notwendig erwiesen, um in nicht allzu langen Zeiten ein vollständiges Durchreagieren der Tabletten zu erreichen. Die gemessenen O/Me-Werte für diese vier Tabletten sind in Tab. 2 eingetragen. Dort befinden sich ebenfalls die Werte für den Wassergehalt, der im Verlauf der Messungen anfällt. Der Wert für das O/Me-Verhältnis der Probe 3 liegt auffallend hoch. Eine Ursache dafür kann auch in einer leichten Schwankung des Pu-Gehaltes liegen.

Tabelle 2

Nr.	O/Me-Wert	H ₂ O-Gehalt (ppm)
1	1,9877	257
2	1,9832	206
3	1,9965	228
4	1,9873	271

3. Vergleich berechneter und gemessener Höhen von Brennstoff-Tablettensäulen (Th. Dippel, H. Nagel, M. Wittmann, IMF)

Für die Kapsel-Versuchsgruppe 5c im FR2 war der Brennstoff der Bestrahlungsproben herzustellen. Diese besteht aus zehn Tabletten, die zu einer Säule zu stapeln waren, deren Länge mit 100 ± 1 mm spezifiziert worden war. In den Fertigungsberichten wurde bisher stets nur der durch Addition der Höhe der einzelnen Tabletten erhaltene Längenwert für die tatsächliche Säulenlänge angegeben. Obwohl für diese kurzen Brennstoffsäulen der Stapelfehler, das ist die Mehrlänge der tatsächlichen Säulenlänge gegenüber dem Rechenwert, gering ist, muß man die genaue Säulenhöhe für die spätere Nachbestrahlungsuntersuchung kennen.

Da wegen besonderer Spezifikationen hinsichtlich der Dichteschwankungen in der Brennstoffsäule die Tabletten gesondert sortiert werden mußten, wurden die Sortierbretter mit keilförmigen Nuten versehen und in diese die zusammengefügt Säulen eingelegt. Mit einer Schieblehre, die mittels einer Schraube zugestellt werden konnte, wurden dann die Säulenlängen gemessen. Die Ablesegenauigkeit der Schieblehre betrug $\pm 0,02$ mm. Wie aus Tab. 3 zu entnehmen ist, sind die berechneten und gemessenen Säulenlängen innerhalb der Meßgenauigkeit der Schieblehre gleich bzw. überschreitet der Stapelfehler nicht 0,2 mm.

Tabelle 3: Berechnete und gemessene Längen an kurzen Brennstoffsäulen

Säule	berechnete Höhe (mm)	gemessene Höhe (mm)
1	99,796	99,94
2	99,663	99,82
3	99,459	99,62
4	99,193	99,28
5	99,429	99,54
6	99,493	99,42
7	99,409	99,42
8	99,261	99,24

Dieses Ergebnis weist aber darauf hin, daß bei längeren Brennstoffsäulen in jedem Fall mit größeren Stapelfehlern gerechnet werden muß. Eine spezielle Meßeinrichtung dafür befindet sich im Aufbau.

1121.1 Laborexperimente zur Brennstabauslegung

1. Kriechverhalten von UO_2 - PuO_2 -Kernbrennstoffen

(W. Laub, D. Vollath, IMF)

Es wurde eine Reihe von Messungen im Temperaturbereich von 1200 - 1700 °C und im Spannungsbereich von 100 - 500 kp/cm² durchgeführt. Bei der Auswertung der bisherigen Kriechexperimente wurde ein interessanter Zusammenhang zwischen Spannungsexponent und Aktivierungsenergie gefunden, wenn man die Kriechparameter nach der Formel

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \sigma^n \cdot e^{-\frac{Q}{RT}}$$


bestimmt.

Die in der Tabelle 4 angegebenen Werte gelten für UO_2 -Tabletten mit 20% Pu, die durch Mischen der beiden Ausgangspulver und nachträgliches Sintern hergestellt wurden. Die Proben waren während der Kriechversuche leicht unterstöchiometrisch. Man erkennt deutlich, wie mit abnehmender Spannung der Spannungsexponent und die Aktivierungsenergie abnehmen. Das kann man durch einen Übergang von zwei Kriechmechanismen erklären, wobei bei den niederen Spannungen ein Kriechgesetz mit kleinem Spannungsexponenten und kleiner Aktivierungsenergie und bei hohen Spannungen ein solches mit größerem Spannungsexponenten und höherer Aktivierungsenergie wirksam ist.

Ein weiteres hervorstechendes Ergebnis ist, daß das Mischoxid sehr gut plastisch verformbar ist. So lassen sich im Druckversuch Verformungen von 70% technische Dehnung erreichen, ohne daß in der Probe Risse auftreten.

Zur Auswertung der Kriechversuche wurde ein Programm für eine Digitalrechenmaschine entwickelt, das die Kriechparameter nach der Methode der kleinsten Quadrate ermittelt. Dieses Programm gestattet es auch, die Temperaturverteilung in der Probe sowie die Abhängigkeit der Spannungen in der Probe infolge der Verformung zu berücksichtigen.

Tabelle 4

Q (kcal/mol)	n	
150	3,51	zunehmende Spannung 
152	3,46	
139	2,90	
129	2,79	
125	1,54	
121	1,52	
120	1,14	

2. Erholung verformter und abgeschreckter Proben

(A. Orians, D. Vollath, IMF)

Im Rahmen der Untersuchung der mechanischen Eigenschaften von gemischten Oxiden werden auch Erholungsmessungen durchgeführt. Es wurde eine Anlage fertiggestellt, in der die Erholungsvorgänge durch die Messung des elektrischen Widerstandes der Probe verfolgt werden können. Nachdem das sehr schwierige Problem der elektrischen Kontakte gelöst werden konnte, wurde eine Reihe von Erholungsmessungen an abgeschreckten Proben durchgeführt. Abb. 2 zeigt den Logarithmus der elektrischen

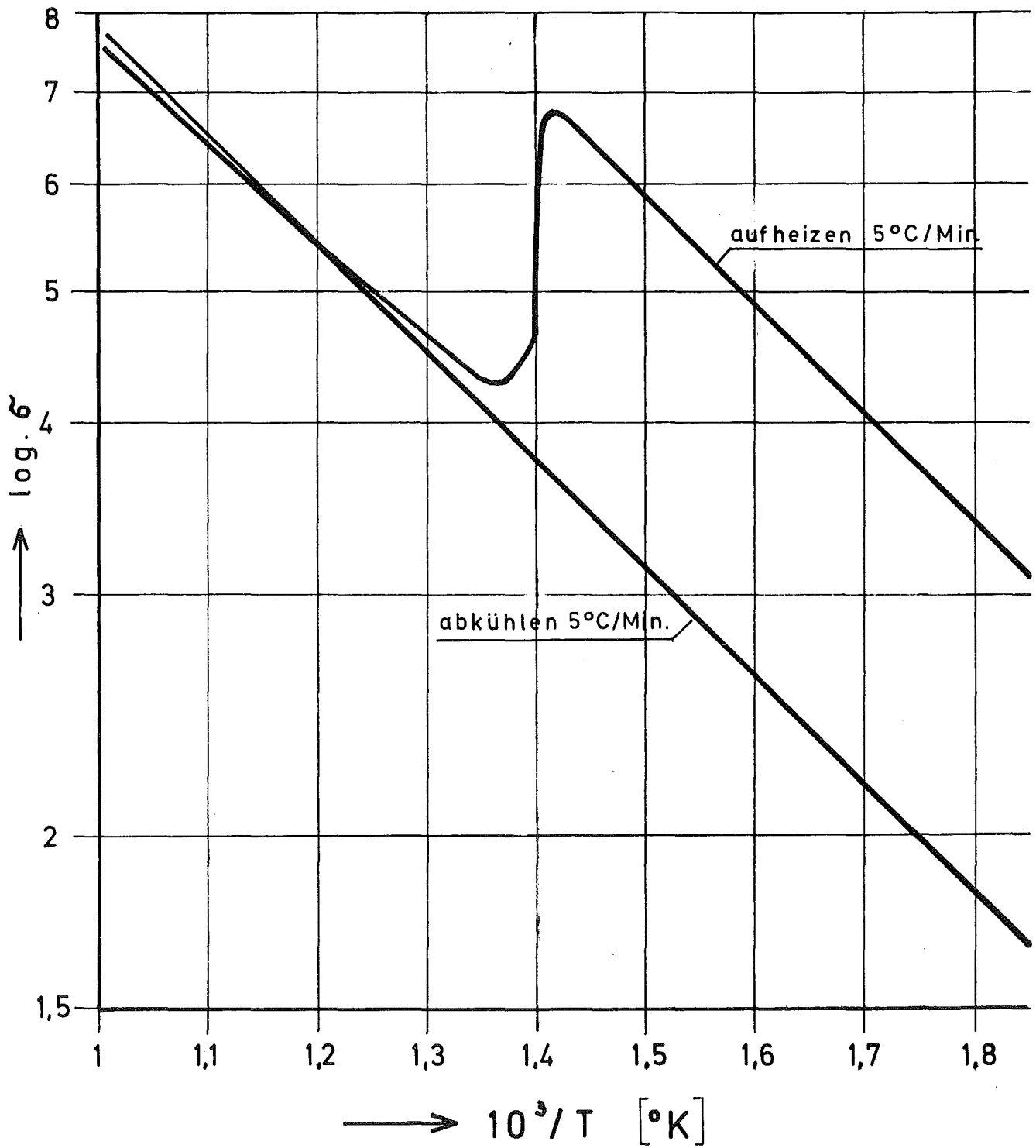


Abb. 2

Leitfähigkeit (in willkürlichen Einheiten) gegen die reziproke absolute Temperatur aufgetragen. Man sieht deutlich, daß beim zeitlinearen Aufheizen einer von 700 °C abgeschreckten Probe bei einer Temperatur von 440 °C eine starke Verminderung der elektrischen Leitfähigkeit eintritt. Dies wird vorläufig auf eine Verminderung der Anzahl der Ladungsträger zurückgeführt. Diese Erscheinung der Erhöhung des elektrischen Widerstandes ist mit einer gleichzeitigen Volumenkontraktion verbünden.

1121.2 Einzelparametertests

1. Instrumentierte Brennstoff-Kriechkapsel im FR2

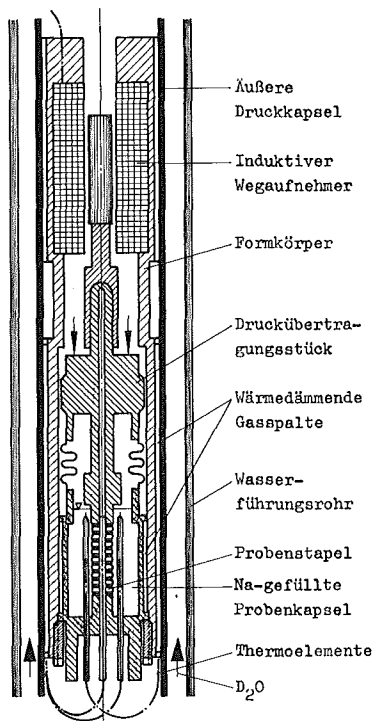
(H. Häfner, K. Philipp, IMF)

Zum Studium des inpile-Brennstoffkriechens wurde im IMF ein Kapselversuchseinsatz entwickelt, der es gestattet, bei pneumatischer Druckbelastung der Proben deren Längenänderungen kontinuierlich durch induktive Verlagerungsaufnehmer (Differentialtransformatoren) zu messen.

Die Kapsel hat folgenden Aufbau (Abb. 3):

In einer inneren Kapsel, die über Distanznocken in einem sogenannten Formkörper zentriert ist, befindet sich, von Na oder NaK umgeben und auf einem Thermoelement-Hüllrohr aufgefädelt, das eigentliche Kriechprobenpaket. Um steile Temperaturgradienten und ein Zerbröckeln des Brennstoffs zu vermeiden, wird das Probenpaket durch abwechselndes Übereinanderstapeln von ca. 1 mm dicken Brennstoff- und Molybdänringen zusammengesetzt. Die Probenbelastung erfolgt in axialer Richtung durch ein Druckübertragungsstück, auf das der Gasdruck in der äußeren Kapsel wirkt. Je nach gewünschter Probenbelastung (max. 5 kp/mm²) wird der Gasdruck in der äußeren Kapsel (max. 35 ata) eingestellt. Im unteren Endboden der Probenkapsel sind einseitig verschlossene Röhrrchen eingeschweißt, die zur Aufnahme von Thermoelementen dienen. Mit diesen Thermoelementen können die Proben- bzw. Flüssigmetalltemperaturen (max. ca. 800 °C) auf ±10 °C genau gemessen werden. Auf dem Druckübertragungsstück ist der sogenannte Wegaufnehmerkern befestigt,

der über dem Faltenbalg jede Längenänderung der Probe mitmacht. Die an der Primärspule des Differentialtrafos angelegte Spannung V_1 induziert in den beiden Sekundärspulen Spannungen V_2 und V_3 , die von der Stellung des magnetischen Kerns abhängen. Durch Gegeneinschaltung von V_2 und V_3 entsteht ein linearer Zusammenhang zwischen ΔV und der Stellung des Kerns. Zur Festlegung der optimalen Betriebsparameter wird vor dem Einbau jeder Wegaufnehmer eingehend untersucht.



Instrumentierte Brennstoffkriechkapsel

Die Genauigkeit des Meßsystems beträgt etwa $\pm 3 \mu$. Die grundsätzliche Tauglichkeit der Meßmethode konnte bisher zumindest für FR2-Betriebsverhältnisse nachgewiesen werden. Es wurden bisher in 7 Kapselversuchseinheiten 14 Proben mit diesem Meßsystem bis zu 2500 Stunden lang im FR2 bestrahlt. Sorgen bereitet nur noch die hohe Ausfallquote von ca. 30% der Wegaufnehmer meist schon vor dem Einbau in den Reaktor.

Abb. 3

2. Kriechdaten von UO_2 unter Neutronenbestrahlung (D. Brucklacher, IMF)

Die aus der Literatur, durch eigene Messungen (1) und durch private Mitteilungen bekannten in-pile Kriechdaten von UO_2 wurden gesichtet (siehe Literaturzusammenstellung).

Aus den bisher vorliegenden Ergebnissen konnten erste quantitative Zusammenhänge zwischen der bestrahlungsinduzierten Kriechgeschwindigkeit und einigen Kriechparametern (Spannung, Uran-Spaltungsrate, Tem-

peratur) hergeleitet werden, die jedoch noch einer weiteren experimentellen Bestätigung bedürfen.

Für die Spannungsabhängigkeit des Kriechens wurde im Temperaturbereich zwischen 250 und 1200 °C und bei Spannungen bis 4 kp/mm² eine lineare Abhängigkeit gefunden.

Ein Vergleich der verschiedenen Versuchsergebnisse bezügl. des Einflusses der Uran-Spaltungsrate auf die Kriechgeschwindigkeit ergibt, dass bei Temperaturen unterhalb 1200 °C und Spaltungsraten bis mindestens $5 \cdot 10^{-9}$ Spaltungen/U-Atom·s eine Proportionalität zwischen bestrahlungsinduzierter Kriechgeschwindigkeit und Uran-Spaltungsrate bestehen dürfte.

Die Temperaturabhängigkeit des Kriechens von UO₂ unter Neutronenbestrahlung unter einer Spannung von 2 kp/mm² bei einer Uran-Spaltungsrate von 10^{-8} /s entsprechend $2.5 \cdot 10^{14}$ f/cm³·s ist in Abb. 4 dargestellt.

Die Kurven ergeben sich aus Messergebnissen, die schraffierten Bereiche aus theoretischen Abschätzungen (1). Für Temperaturen unterhalb 700 °C weisen die Meßergebnisse, die etwa durch Kurve 1 gemittelt werden, darauf hin, dass die bestrahlungsbedingte Kriechgeschwindigkeit mit steigender Temperatur nur schwach steigt. Mit hinreichender Näherung kann für die bestrahlungsbedingte Kriechgeschwindigkeit unterhalb 700 °C die temperaturunabhängige Beziehung angegeben werden

$$\dot{\epsilon}_{\text{Bestr. } < 700 \text{ } ^\circ\text{C}} = (0,4/\text{kp mm}^{-2}) \cdot \sigma \cdot \dot{A}$$

in der σ die äussere Spannung und \dot{A} die Uran-Spaltungsrate in Spaltung/U-Atom·Zeiteinheit ist.

Im Temperaturbereich zwischen 750 und 850 °C ist ein steiler Anstieg der Kriechgeschwindigkeit mit der Temperatur zu vermuten. Die in Abb. 4 dargestellte Beziehung

$$\dot{\epsilon}_{\text{Bestr. } 750-850 \text{ } ^\circ\text{C}} = (1,45 \cdot 10^{-8}/\text{kp mm}^{-2}) \cdot \exp(-40\,000 \text{ cal} \cdot \text{mol}^{-1}/RT) \cdot \sigma \cdot \dot{A}$$

basiert auf wenigen Versuchsergebnissen und muss deshalb experimentell überprüft werden. Bei Temperaturen zwischen 900 °C und ca. 1200 °C könnte die bestrahlungsinduzierte Kriechgeschwindigkeit nach den vorliegenden Messergebnissen und theoretischen Abschätzungen (Abb. 4)

von der Temperatur fast unabhängig sein:

$$\dot{\epsilon}_{\text{Bestr. 850-1200 } ^\circ\text{C}} = (5,6/\text{kp mm}^{-2}) \cdot \sigma \cdot \dot{A}$$

Andererseits wurde aus Messergebnissen bei Temperaturen zwischen 1100 und 1160 $^\circ\text{C}$ (Abb. 4, Kurve 2) auf eine starke Temperaturabhängigkeit der bestrahlungsinduzierten Kriechgeschwindigkeit geschlossen. Die Aktivierungsenergie wurde mit 90 kcal/mol angegeben. Die Abhängigkeit kann folgendermassen angegeben werden:

$$\dot{\epsilon}_{\text{Bestr. 1100-1160 } ^\circ\text{C}} = (9,8 \cdot 10^{14} / \text{kp mm}^{-2}) \cdot \exp(-90\,000 \text{ cal} \cdot \text{mol}^{-1} / RT) \cdot \sigma \cdot \dot{A}$$

Über den Gültigkeitsbereich dieser Beziehung kann keine Aussage gemacht werden, so dass bei Abschätzungen des Brennstabverhaltens bei Temperaturen oberhalb 1200 $^\circ\text{C}$ neben dieser Beziehung die out-of-pile Kriechdaten berücksichtigt werden sollten.

Die Abhängigkeit der bestrahlungsinduzierten Kriechgeschwindigkeit von weiteren Parametern (Abbrand, Stöchiometrie, chem. Zusammensetzung, Korngrösse, Porosität, Temperaturgradient) wurde nicht untersucht. Für $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ liegen keine in-pile Kriechdaten vor.

Veröffentlichung zu 1121.2:

(1) D. Brucklacher, W. Dienst, F. Thümmeler

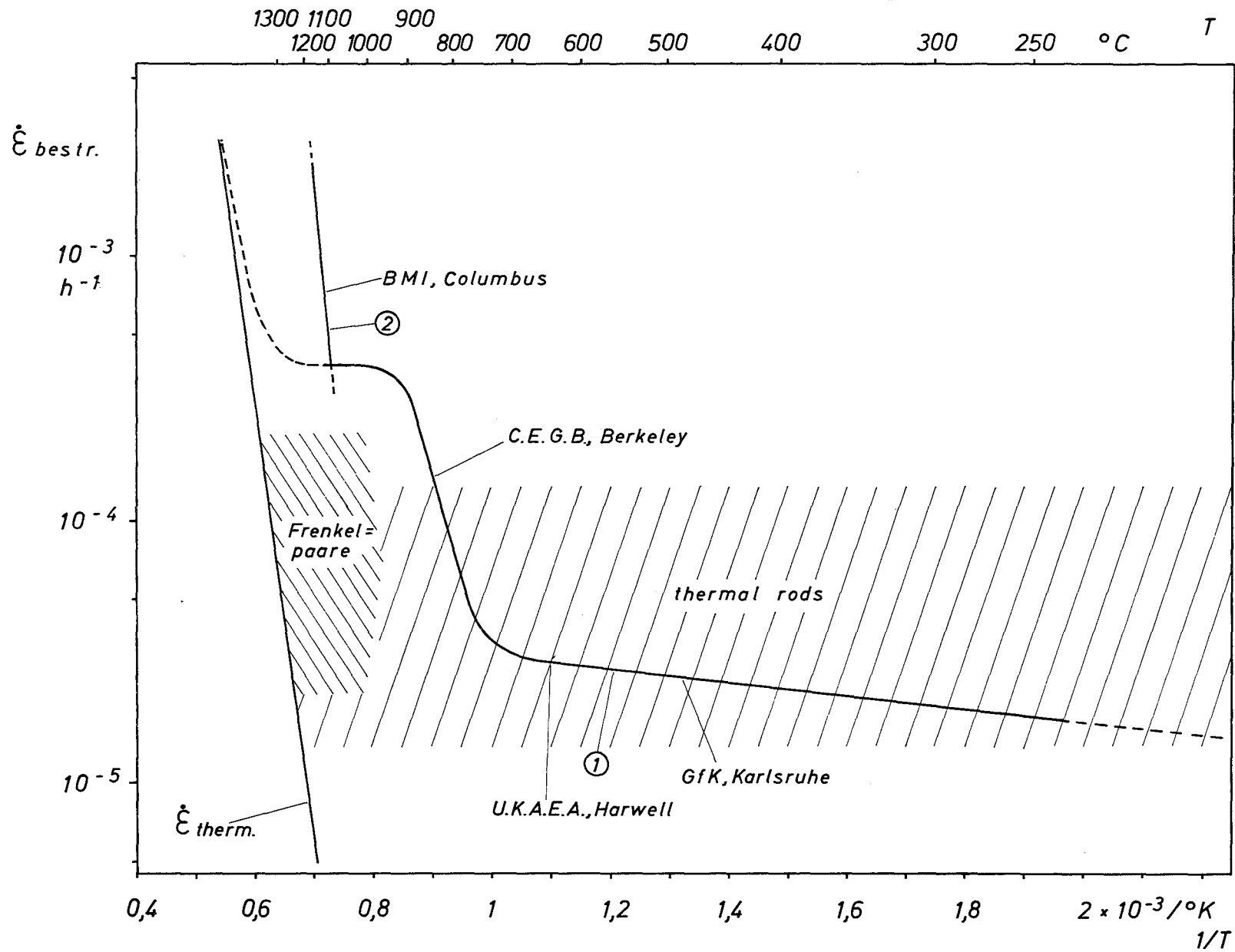
Untersuchungen über das Kriechen keramischer Kernbrennstoffe unter Neutronenbestrahlung
Atomwirtschaft 16 (1971) Nr.1, S.32

Literaturzusammenstellung (zu 1121.2):

[1] D. Brucklacher, W. Dienst, F. Thümmeler

Überlegungen zum Kriechen von UO_2 unter Neutronenbestrahlung
KFK-Bericht 817, 1968

- [2] D. Brucklacher, W. Dienst
Kontinuierliche Messung des Kriechens von UO_2 unter Neutronen-
bestrahlung
Journal of Nuclear Materials 36, 1970, 244 - 247
- [3] D. Brucklacher, W. Dienst, F. Thümmeler
Untersuchungen über das Kriechen keramischer Kernbrennstoffe
unter Neutronenbestrahlung
Proc. Int. Meeting on Fast Reactor Fuel and Fuel Elements,
KFZ Karlsruhe 1970, demnächst
- [4] J.D. German
Analysis of in-pile Creep Measurements of Bulk Oxide Fuels
WAPD-TM-687, 1967
- [5] J.S. Perrin et al.
BMI-C Fortschrittsberichte
ab September 1968 (BMI-1851 und spätere)
- [6] J.S. Perrin, R.A. Robinson, S.J. Basham
Enhancement of Creep of Uranium Dioxide During Irradiation
72nd Annual Meeting of the American Ceramic Society, May 1970
- [7] D.J. Clough
Irradiation Induced Creep of Ceramic Fuel
Proc. Int. Meeting on Fast Reactor Fuel and Fuel Elements,
KFZ Karlsruhe 1970, demnächst
- [8] E.C. Sykes and P.T. Sawbridge
The Irradiation Creep of Uranium Dioxide
G.E.G.B. Report RD/B/N 1489, 1970
- [9] P.T. Sawbridge
Private Mitteilung, 1970
- [10] J.B. Ainscough
Some Limiting Aspects of UO_2 Performance
TRG Report 1937 (S), 1969



Kriechgeschwindigkeit unter Bestrahlung in UO_2 bei einer Spaltungsrate von 10^{-8} /s unter einer Druckspannung von 2 kp/mm^2

1122. Erprobung des SNR-Brennstabkonzeptes im schnellen Neutronenfluß

Bestrahlungsnachuntersuchung (D. Geithoff, IMF)

Die Bestrahlung des 77-Stab-Bündels in Dounreay (Experiment DFR-350), die im April 1970 mit einem Abbrand von maximal 5,65% beendet wurde, soll in zwei "Treffoils" mit insgesamt 6 Stäben bis zu einem Abbrand von ca. 8% weitergeführt werden. Um eine sinnvolle Auswahl unter den 23 eingesetzten GfK-Stäben treffen zu können, war eine zerstörungsfreie Untersuchung der Einzelstäbe in Dounreay erforderlich.

Vor der Zerlegung wurde zunächst das zusammengebaute Bündel untersucht. Wichtigster Punkt dieser Untersuchung war die Röntgendurchleuchtung unmittelbar nach dem Entladen. Wie die Röntgenbilder zeigen, sind die Kühlkanäle überall frei von blockierenden Fremdkörpern. Ferner sind die Abstände zwischen den einzelnen Stabenden gleichmäßig weit und zeigen insbesondere auch im Bereich maximaler Stableistung keine lokalen Verengungen (siehe Abb. 5). Lediglich die unteren Stabenden sind, soweit sie nicht mehr von Abstandshaltern gestützt werden, nach der Bündelmitte zu gebogen (siehe Abb. 6). Dieser, für den Bündelversuch bedeutungslose Effekt ist nachträglich als Folge einer fehlenden Stabfixierung erklärbar.

Nach dem Abziehen des Mantelrohres wurden die Außenstäbe und der Verband der Abstandshalter sichtbar (siehe Abb. 7 und Abb. 8). Generell läßt sich sagen, daß alle Stäbe im oberen Teil (Kühlmitteleintritt) eine blanke Oberfläche zeigen, die sich nach unten hin (Kühlmittelaustritt) dunkel verfärbt. Oberflächendefekte in der Art lokaler Abtragungen oder extremer Rauigkeit waren nicht zu sehen.

Das Bündel wurde durch Herausziehen der Stäbe aus dem Abstandshalter-Verband zerlegt. Die Einzelstäbe wurden nach dem folgenden Programm untersucht:

1. Röntgendurchleuchtung zur Bestimmung der Durchbiegung
2. Röntgendurchleuchtung zur Beurteilung der Komponenten
(Endstopfen, Spaltgasraum u. a.)
3. Röntgendurchleuchtung zur Beurteilung des Brennstoff-Verhaltens
4. Gewichtsbestimmung als Lecktest

5. Vermessung der Stabdurchmesser in Abständen von einem
inch
6. Bestimmung der Stablänge
7. Aufnahme von γ -Profilen im Energiebereich >400 keV und
im Bereich der Zr/Nb-95-Linien.

Insbesondere die Stabaufweitungen ergaben ein wichtiges Kriterium für die Auswahl der weiter zu bestrahlenden Stäbe. Hier zeigten sich, wie erwartet, erhebliche Unterschiede zwischen den Hüllmaterialien mit den Werkstoff-Nr. 4988 und 4961. In den Abbildungen 9 und 10 sind typische Aufweitungskurven für die beiden Werkstoffe wiedergegeben.

Die Bewertung der einzelnen Untersuchungsergebnisse für jeden Stab führte zu einer Güteklassifizierung, aus der die ersten 6 Stäbe für die Weiterbestrahlung bestimmt wurden. Es sind dies:

Für Trefoil I Stab G 16, G 12, G 8

Für Trefoil II Stab G 9, G 24, G 19

Als Reservestäbe wurden bis zum Zusammenbau der Trefoils G 21 und G 6, danach die Stäbe G 7 und G 17 vorgesehen.

112-18

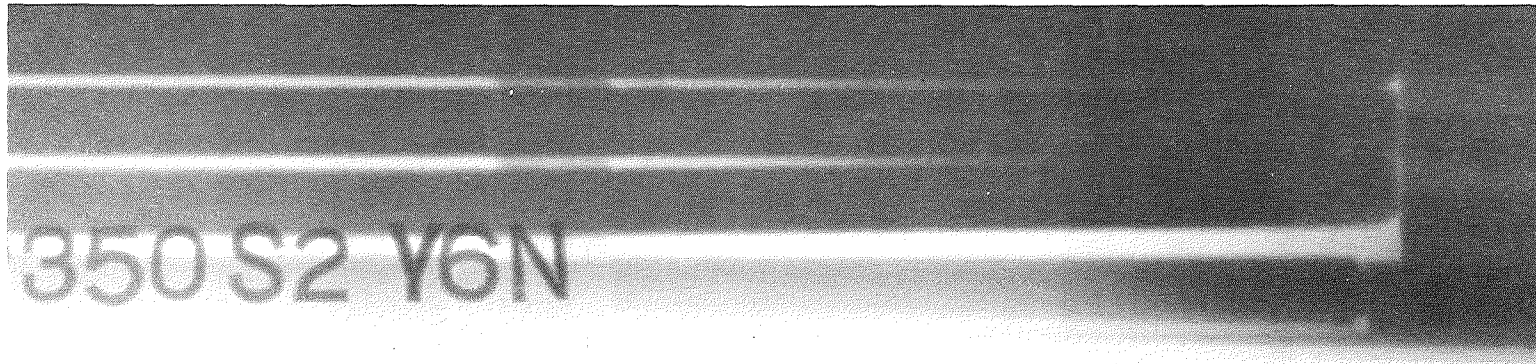
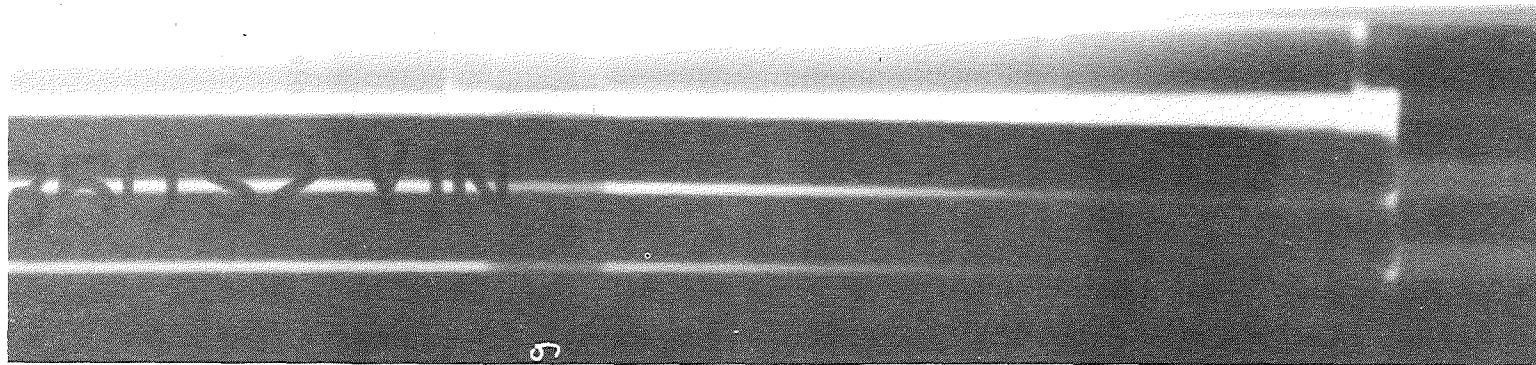
S2 Y3B

GfK Karlsruhe

IMF / LB

Dounreay-Bündel DFR -350
Röntgendurchleuchtung eines typischen Bündel-Abschnittes vor der
Dampfreinigung

Abb.: 5

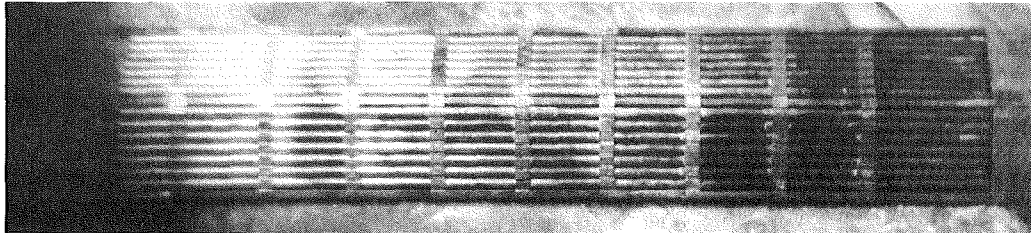


112-19

GfK Karlsruhe
IMF / LB

Dounreay-Bündel DFR-350
Röntgendurchleuchtung des unteren Bündelendes vor der
Dampfreinigung

Abb.: 6

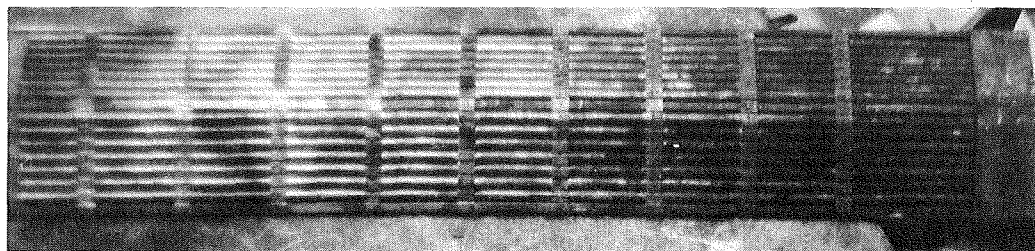


Seite A

Seite B

oben

unten

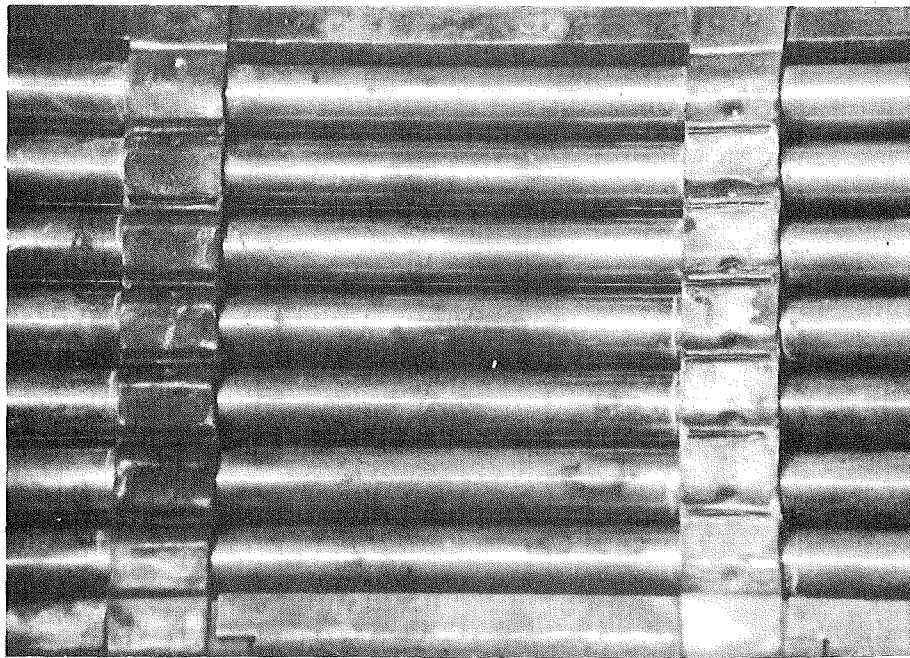


Seite C

Seite D

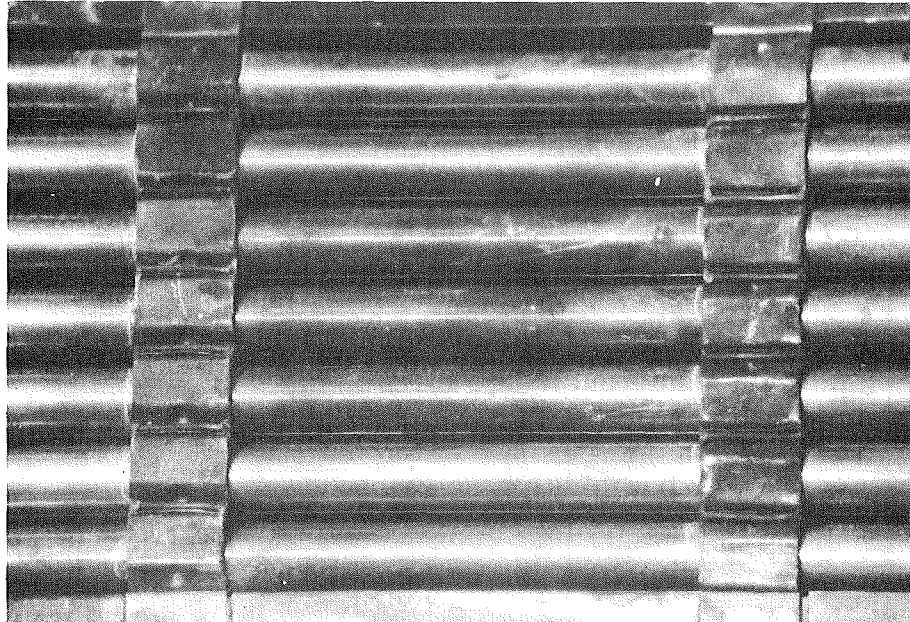
oben

unten



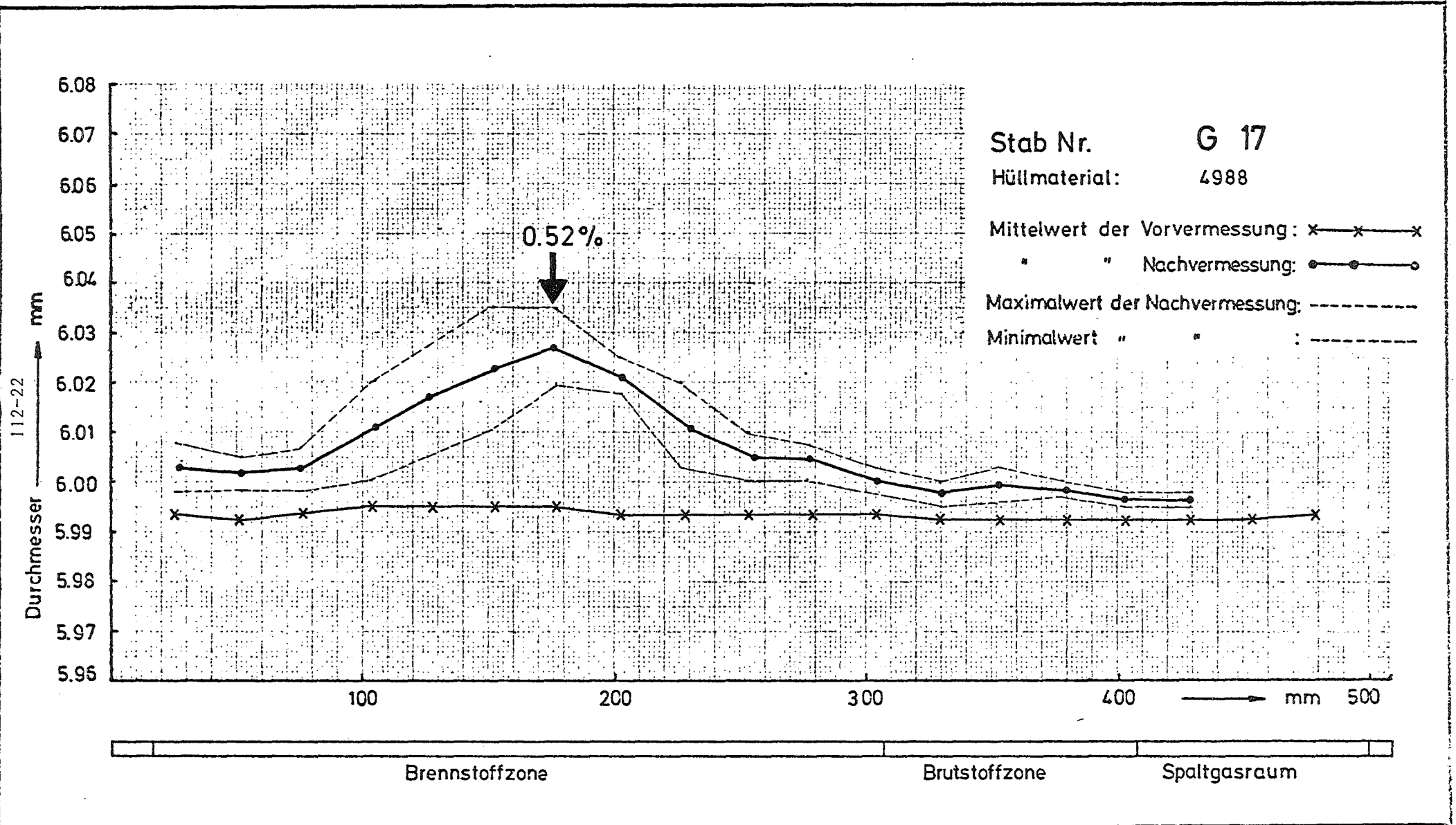
G4

G3



G5

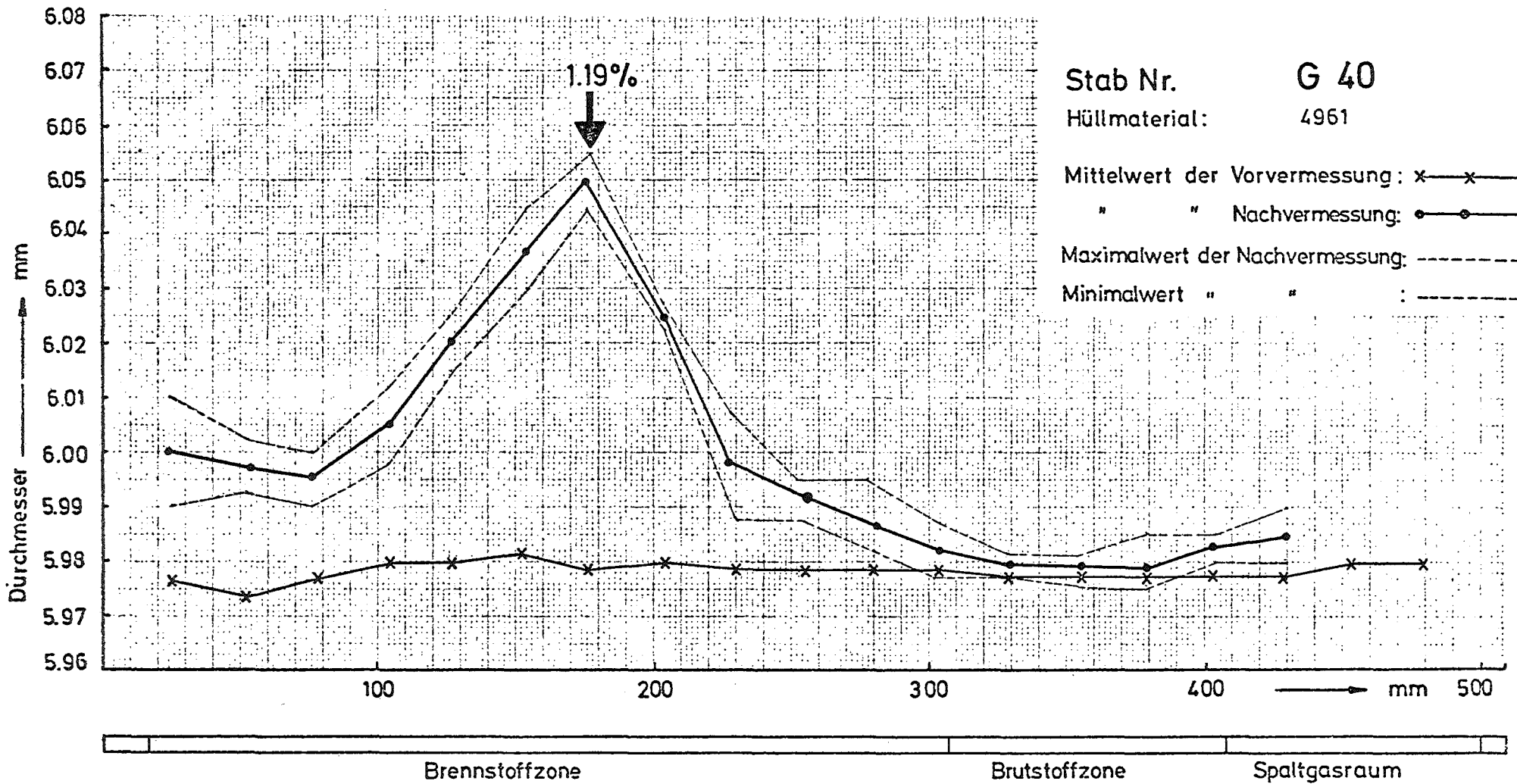
G4



GfK Karlsruhe
IMF/LB

Dounreay-Bündel DFR - 350
Vermessung des Stabdurchmessers

Abb.: 9



112-23

GfK Karlsruhe
IMF/LB

Dounreay-Bündel DFR - 350
Vermessung des Stabdurchmessers

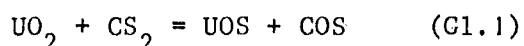
Abb.: 10

1124 Brennstäbe mit karbidischem bzw. nitridischem Brennstoff1124.1 Herstellungsverfahren1124.11 Herstellung im Labormaßstab1. Herstellung von Uranoxidsulfid und Uranmonosulfid

(H. Wedemeyer, P. Korogiannakis)

Die Arbeiten zur Herstellung von Uranoxisulfid (UOS) durch Reaktion von UO_2 mit Schwefelkohlenstoff (CS_2) konnten bezüglich der Optimierung des Verfahrens und der Untersuchung der Reaktionskinetik abgeschlossen werden.

Hiernach reagiert nach Gl. 1 UO_2 mit CS_2 bei 950-1000 °C unmittelbar zu UOS, wobei das als Nebenprodukt entstehende Carbonylsulfid (COS) im überschüssigen CS_2 gelöst bleibt. Bei Temperaturen oberhalb 1000 °C entsteht neben dem UOS auch US_2 , das jedoch durch Herauslösen mit konz. Salzsäure vom UOS abgetrennt werden kann.



Die Reaktion wird entsprechend Abb. 11 in einer Apparatur durchgeführt, in der durch Destillation und Kondensation der Schwefelkohlenstoff im Kreislauf gehalten wird. Die röntgenographische Untersuchung ergab für das UOS eine tetragonale Struktur. Die chemische Analyse ergab im Durchschnitt:

Ist-Werte	Soll-Werte
10,9 - 11,3 Gew% S	11,2 GeW% S
5,6 - 5,7 Gew% O	5,6 Gew% O
0,02 - 0,05 Gew% C	--
Rest Uran bestimmt zu	
82,4 - 82,5 Gew% U	83,2 Gew% U

Ein zusammenfassender Bericht ist zur Patentvoranmeldung eingereicht worden.

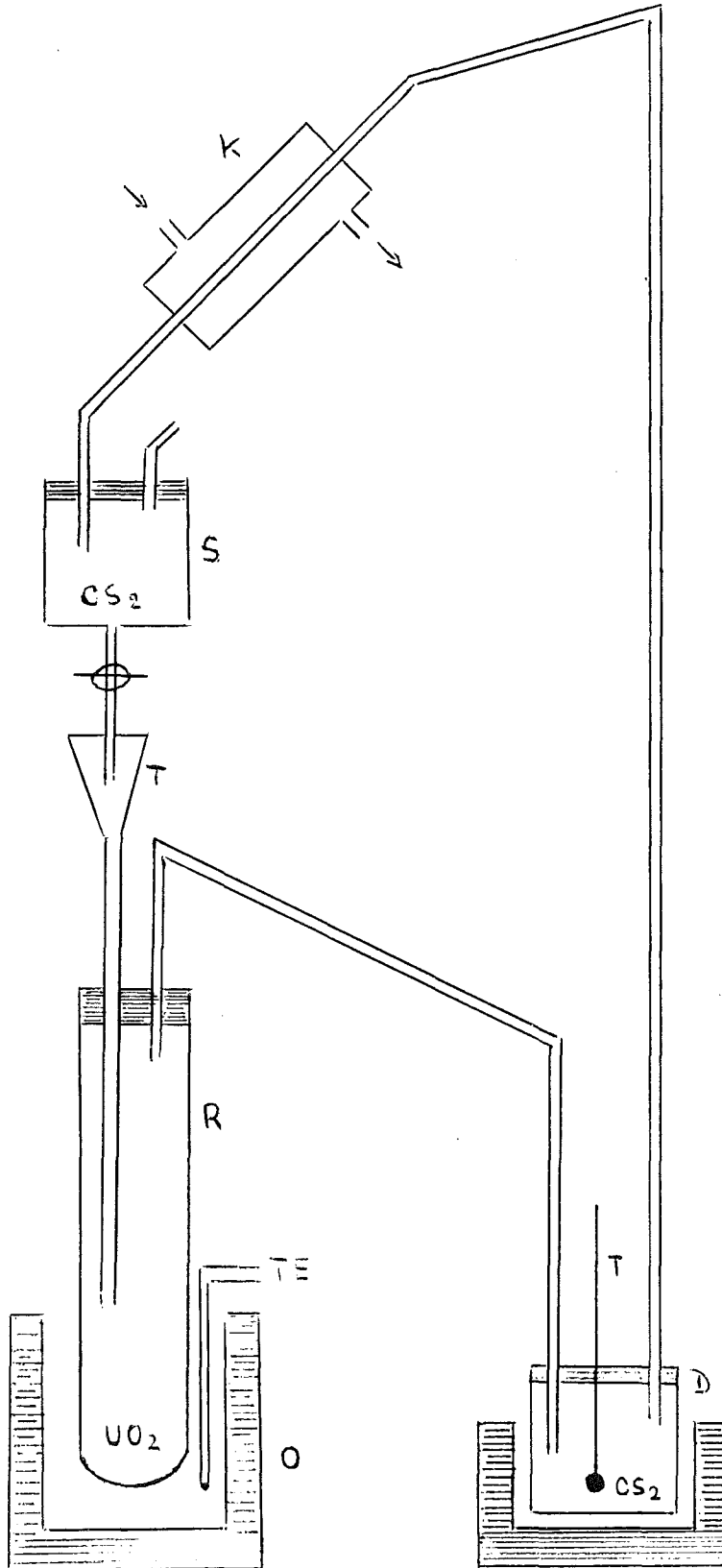


Abb. 11: Schematische Darstellung der Anlage

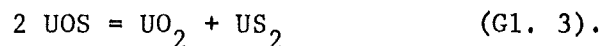
Die reaktionskinetische Untersuchung ergab für die aus den Meßwerten ermittelte Aktivierungsenergie einen Wert von 74,35 kcal/mol. Unter der Annahme, daß der geschwindigkeitsbestimmende Schritt der Reaktion die Diffusion von CS_2 durch die entstandene UOS-Schicht ist, wurde aus dem 1. Fick'schen Gesetz eine Gleichung für die Reaktionsgeschwindigkeit abgeleitet. Der sich hieraus ergebende Wert für die Aktivierungsenergie beträgt in sehr guter Übereinstimmung mit dem graphisch ermittelten den obigen Wert $A_E = 74,21$ kcal/mol.

Die Ergebnisse zur Darstellung des UOS und der Kinetik der Reaktion werden demnächst in einem ausführlichen Bericht zusammengestellt.

Die carbothermische Reduktion von UOS führt unterhalb 1300 °C zu Uranmonosulfid (US),



Oberhalb 1400 °C tritt neben der Reduktion ein Zersetzen des UOS ein,



wobei ein eutektisches Gemisch bisher nicht näher untersuchter Zusammensetzung beobachtet wird.

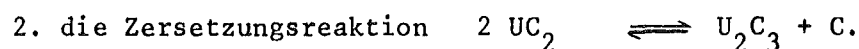
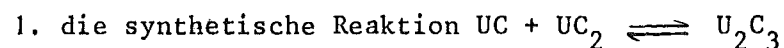
2. Die Bildung von U_2C_3 durch Zerfall des Urancarbid

(A. Naoumides, H. Nickel, F.H. Schneider, Kernforschungsanlage Jülich GmbH, Institut für Reaktorwerkstoffe)

Im U-C-Phasensystem existiert neben den beiden Carbiden UC und UC_2 das U_2C_3 , das sich nicht primär beim Abkühlen der Schmelze, sondern sekundär bildet - und zwar bei Temperaturen, denen carbidischer Kernbrennstoff im Reaktor ausgesetzt ist.

Ziel der Untersuchung im IRW der KFA-Jülich ist, die beschleunigenden und hemmenden Faktoren der Bildung des U_2C_3 quantitativ zu erfassen.

Zwei Reaktionen führen zur Bildung von U_2C_3 :



Die Angaben der Literatur über die beiden Reaktionen, besonders über die Zersetzungsreaktion, sind sehr unterschiedlich und reichen von "nicht existent" bis "ohne Voraussetzungen existent". Angesichts so unterschiedlicher Aussagen müssen offensichtlich starke Einflußfaktoren wirksam sein.

In dieser Arbeit wird über die Untersuchungen sowohl an U-C-Legierungen mit mehr als 9 w/o Kohlenstoff, d.h. Dicarbid mit leichtem C-Überschuß, als auch an Legierungen mit 7,5 w/o C, bei denen die beiden Phasen UC und UC₂ vorliegen, berichtet.

Die Legierungen wurden durch Lichtbogenschmelzen unter 300 Torr Argon hergestellt und auf Kohlenstoff, Sauerstoff und Stickstoff analysiert. Zur Durchführung der Glühungen diente ein Hochvakuum-Widerstandsofen. Versuche, die Umwandlungen im Heiztischmikroskop direkt zu beobachten, waren ohne Erfolg, da sich auf den Proben in allen Fällen eine Oxidschicht bildete.

Zur quantitativen Bestimmung der Phasenverhältnisse nach der Glühbehandlung wurden Diffraktometer-Eichkurven aufgestellt: einmal für die Phasen UC und UC₂, zum anderen für die Phasen U₂C₃ und UC₂. Dabei werden folgende Reflexe benutzt:

der (111)-Reflex des UC, der (310)-Reflex des U₂C₃
und der (101)-bzw. (002̄)-Reflex des UC₂.

Bezeichnet Z das Impulsverhältnis $J(111)_{UC} / J(101)_{UC_2}$, so errechnet sich der Anteil der UC-Phase in Gewichts-% nach der Beziehung

$$M_{UC} = \frac{100}{1 + 1,3 \cdot Z^{-0,86}}$$

Die Auswertung für U₂C₃/UC₂-Gemische kann nach der Eichkurve (Abb.12) vorgenommen werden. Dabei empfiehlt sich eine Mittelwertbildung aus den Kurven beider UC₂-Reflexe, um die unvermeidliche Ausbildung von Vorzugsorientierungen bei der **Probenherstellung** auszugleichen.

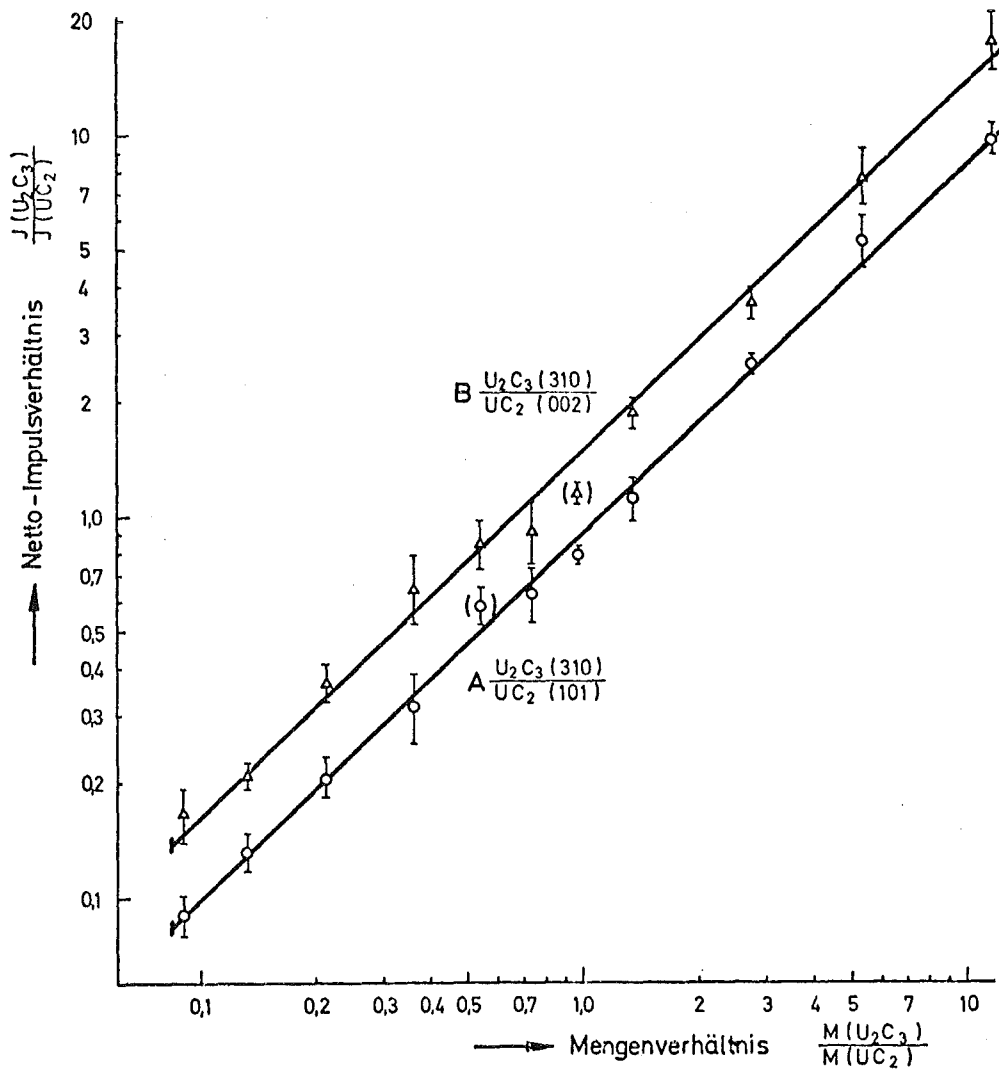


Abb. 12 Eichkurve für U_2C_3 - UC_2 -Gemische

An U-C-Legierungen und auch an beschichteten Teilchen mit dicarbidi-
 schem Kern wurde eine Reihe von Versuchen durchgeführt, die eine
 gewisse Eingrenzung der breit streuenden Literaturaussagen erlaubten.
 Ein Teil des Materials war vor der Reaktionsglühung bei $1900^\circ C$
 homogenisiert worden. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abb. 13
 dargestellt und im folgenden aufgliedert:

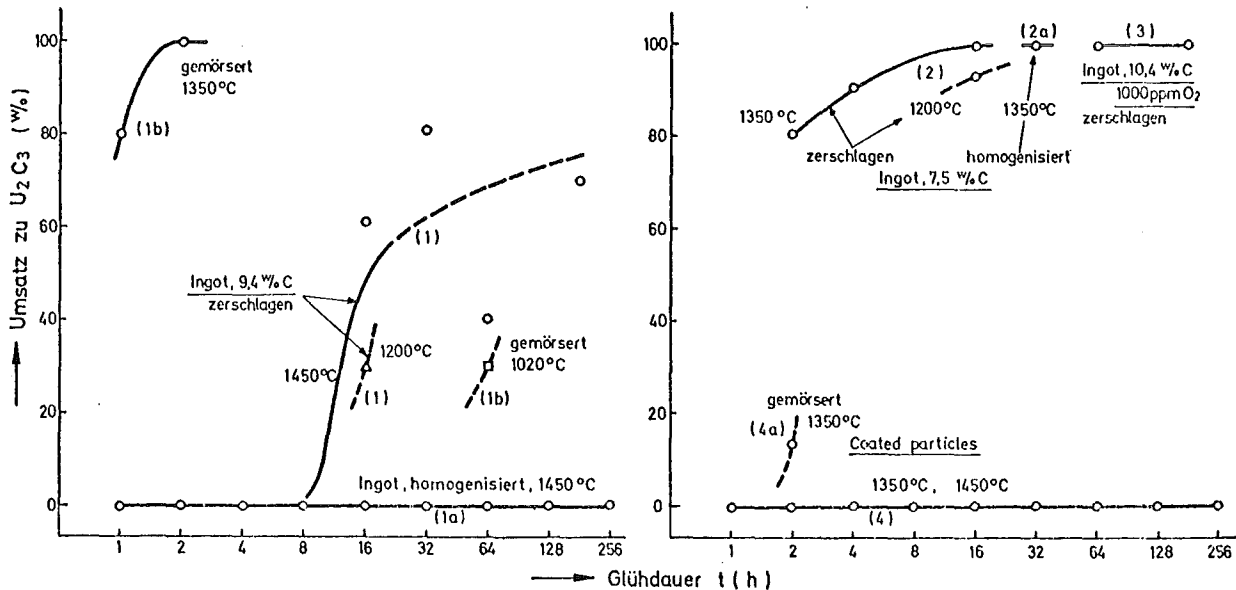


Abb. 13 Glühversuche an U-C-Legierungen

Zur Reaktion $2 UC_2 \rightleftharpoons U_2C_3 + C$:

1. Der Dicarbidzerfall beginnt nach einer Inkubationszeit, verläuft anfangs rasche und verlangsamt sich zu höheren Glühzeiten hin - (1) -.
2. Die Umsatzraten weisen eine außerordentlich große Streuung auf und sind sehr schlecht reproduzierbar - (1) -.
3. Bei niedrigen Temperaturen verläuft die Umwandlung langsamer. 1200 °C stellt die unterste Temperaturgrenze dar, bei der eine Umwandlung von Ingotmaterial beobachtet wurde - (1) -.
4. Der Dicarbidzerfall wird unterdrückt, wenn das UC_2 vor der Glühung homogenisiert worden ist -(1a)-.
5. Eine erhebliche Beschleunigung der Umwandlungsreaktion tritt ein, wenn das Ingotmaterial im Mörser zerstoßen worden ist -(1b)-.
6. Infolge der mechanischen Zerkleinerung wird die untere Temperaturgrenze erniedrigt (1020 °C) -(1b)-.
7. Ein Sauerstoffgehalt von 1000 ppm bewirkt keine Unterdrückung des Dicarbidzerfalls -(3)-.
8. An coated particles unterschiedlicher Sorten wurde auch nach Glühzeiten von 256 h keine Umwandlung beobachtet -(4)-.
9. Werden coated particles im Mörser zerstoßen, ist nach 2 h Glühdauer bereits eine Umwandlung festzustellen -(4a)-.

Zur Reaktion $UC + UC_2 \rightleftharpoons U_2C_3$:

1. Die U_2C_3 -Bildung an U-C-Legierungen mit 7,5 w/o C verläuft wesentlich rascher als die Zersetzungsreaktion -(2)-.
2. Bei niedrigerer Temperatur ist die Umwandlungsgeschwindigkeit geringer -(2)-.
3. Eine Homogenisierung ist auf die synthetische Reaktion ohne entscheidenden Einfluß -(2a)-.

Aus diesen Ergebnissen geht eindeutig hervor, daß der Energiezustand des UC_2 von entscheidendem Einfluß auf die Umwandlungsreaktion zu U_2C_3 ist.

Unterstützt wurde diese Aussage durch einige gezielt auf den Energieeinfluß angesetzte Versuche:

1. Einem Ingotstück von etwa 1 cm^3 wurde an einer Stelle durch Hammerschlag Energie zugeführt. Nach der Glühung (1400°C) zeigte der Schliff ausschließlich an der beanspruchten Stelle eine Umwandlung zu U_2C_3 .
2. Im Mörser zerstoßenes UC_2 wurde zum Teil homogenisiert (1900°C). Nach einer Glühung bei 1400°C und einer Dauer von 8 Stunden hatte sich das Granulat zu mehr als 50%, das zusätzlich homogenisierte jedoch überhaupt nicht umgewandelt.

Um einen quantitativen Zusammenhang zwischen der zugeführten mechanischen Energie und der reaktionsbeschleunigenden Wirkung zu finden, war eine Untersuchung an Granulaten angezeigt, da wegen der Sprödigkeit des UC_2 andere Verfahren zur Speicherung von mechanischer Energie im Material ausscheiden. Dabei konnte von dem in der Zerkleinerungsphysik üblichen Ansatz ausgegangen werden, daß die zugeführte mechanische Energie proportional dem Oberflächenzuwachs beim Übergang von einer groben zu einer feineren Körnung ist.

Erschmolzenes UC_2 mit 10,2 w/o Kohlenstoff, 250 ppm Sauerstoff und etwa 100 ppm Stickstoff wurde im Mörser zerstoßen und in 5 Kornfraktionen abgeseibt. Die Kornklassen sind der Abszisse in Abb. 14 zu entnehmen. Zur Charakterisierung der Kornklassen wird der logarithmische Mittelwert benutzt. Der unterste Korndurchmesser wurde aus einer Vielzahl mikroskopischer Messungen bestimmt.

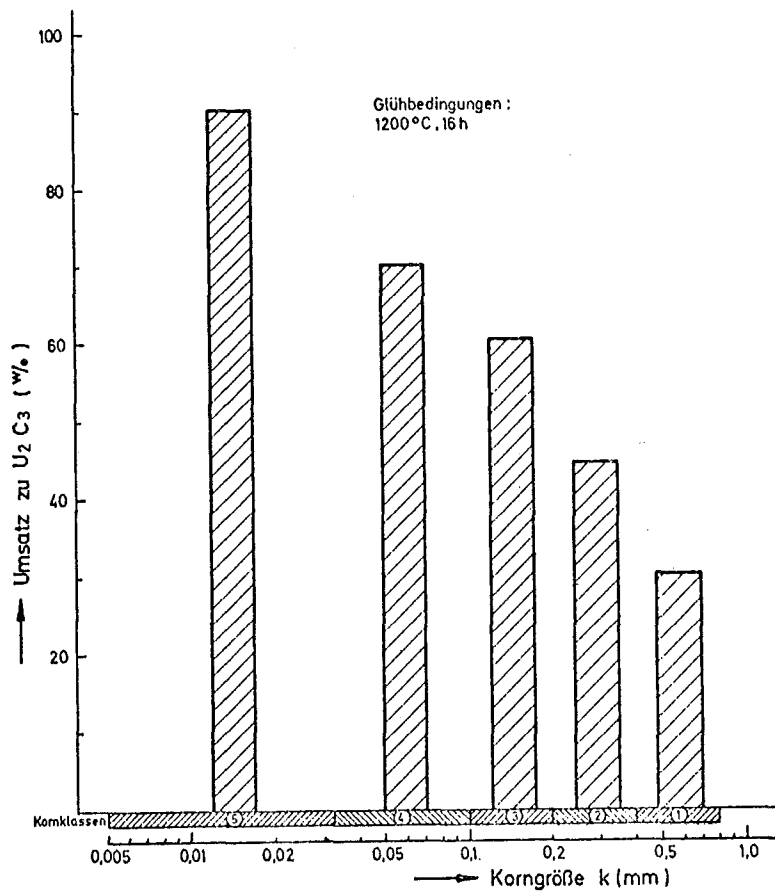


Abb. 14 Granulatglühung 1200 °C, 16 h. Umsatz für verschiedene Kornfraktionen

Die Granulate wurden im Vakuum bei 1200 °C 16 Stunden geglüht. Anschließend wurde röntgendiffraktometrisch der Umsatz zu U_2C_3 untersucht. Für die 5 Kornfraktionen ergaben sich nach der Glühung mit der Kornfeinheit wachsende Umsatzwerte, wie Abb. 14 zeigt.

Bei der Untersuchung des Reaktionsablaufes - d.h. Glühungen bei unterschiedlichen Glühzeiten - ergab sich, daß die Inkubationszeiten zur feineren Fraktion hin deutlich verkürzt werden.

Für die Fein- und Grobkornfraktion wurden die Inkubationszeiten bei verschiedenen Temperaturen bestimmt (Abb. 15). Die kürzeste Inkubationszeit wurde im Temperaturbereich 1350 - 1400 °C für beide Fraktionen beobachtet. Der Verhältniswert der Inkubationszeiten für Fein- und Grobkorn ist im Bereich 1200 - 1450 °C nahezu konstant. Bei 1510 °C endet der Stabilitätsbereich von U_2C_3+C .

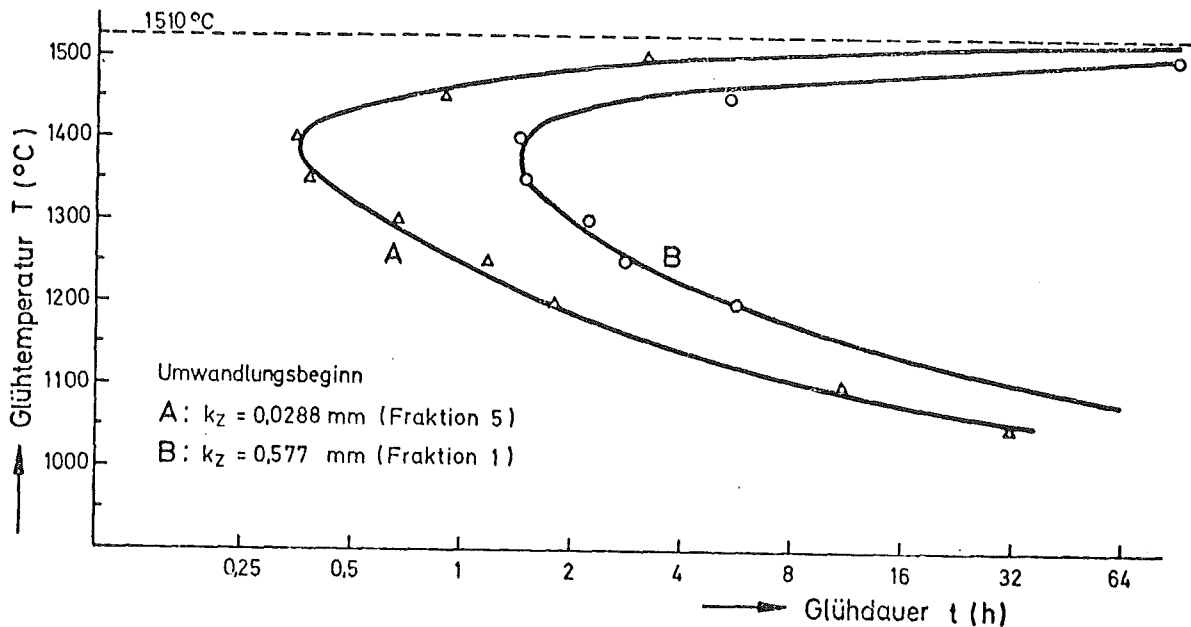


Abb. 15 Umwandlungsschaubild;

Reaktionsbeginn für die Fein- und Grobkornfraktionen

Aus Zeit-Umsatz-Kurven läßt sich für die Anlaufphase der Reaktion die Differenz der Aktivierungsenergien für die Grob- und Feinkornfraktion ermitteln.

Andererseits kann man aus dem Oberflächenzuwachs und dem Wert der spezifischen Oberflächenenergie (diese liegt für Carbide bei 2000 erg/cm^2) unter Berücksichtigung des Einflusses der plastischen Verformung (angegeben von KOCHEN-DÖRFFER, Mat.-Prüf. 3, 1961) einen Betrag der zugeführten mechanischen Energie abschätzen. Ein Vergleich mit der experimentellen Aktivierungsenergie zeigt, daß beide Beträge von gleicher Größenordnung sind.

Da alle Experimente den signifikanten Einfluß der zugeführten Energie zeigten, lag die Vermutung nahe, daß bei der Bestrahlung von UC_2 coated particles mit UC_2 -Kern die Umwandlung ebenfalls initiiert wird, wenn auch bei **unbestrahlten** UC_2 -Kernen keinerlei Umwandlung beobachtet worden war. Partikelkerne, die im Dounreay-Experiment einer schnellen Dosis von etwa 10^{22} cm^{-2} bei 1100°C ausgesetzt waren, zeigten nach der Bestrahlung keine Umwandlung. Nachdem diese Kerne jedoch einer thermischen Nachbehandlung bei 1400°C über 500 Stunden unterworfen worden war, wurde in einigen Fällen U_2C_3 -Bildung festgestellt.

Eine allgemein gültige Aussage läßt sich aus diesem Ergebnis jedoch nicht herleiten.

Der die U_2C_3 -Bildung beschleunigenden Wirkung der mechanischen Energie steht der hemmende Einfluß einer Stickstoff-Kontamination gegenüber.

U-C-Legierungen der oben beschriebenen Kohlenstoffgehalte wurden unter Stickstoffatmosphäre erschmolzen. Die erreichten Stickstoffgehalte lagen zwischen 600 und 2000 ppm. Die anschließenden Reaktionsglühungen brachten folgende Ergebnisse:

1. Ingöt-Material mit mehr als 9 w/o C und 1500 ppm Stickstoff zeigten auch nach Glühzeiten von mehr als 500 h keine U_2C_3 -Bildung. Stickstoff hat eindeutig einen UC_2 -stabilisierenden Einfluß.
2. Trotz zugeführter mechanischer Zerkleinerungsenergie verläuft die Umwandlung an Stickstoff-kontaminierten UC_2 -Granulaten sehr stark verzögert.
3. Die synthetische Reaktion an U-C-Legierungen (Ingot) mit etwa 7,5^w/o C läuft unter Stickstoffeinfluß nur unwesentlich verzögert.

Mit einer Stickstoff-Kontamination von etwa 1500 ppm ist es also möglich, dicarbidisches Partikelmaterial zu stabilisieren.

Aus einer Betrachtung zur Umwandlungsgeometrie lassen sich Bedingungen für die Gitterparameter von UC_2 und U_2C_3 herleiten, bei denen der Übergang der beiden Strukturen erleichtert ist.

Unter Benutzung der Literaturwerte für die Temperaturabhängigkeit der Gitterparameter sind diese geometrischen Bedingungen im Temperaturbereich von 1400 °C erfüllt. Bei dieser Temperatur erreicht die experimentell ermittelte Umwandlungsgeschwindigkeit ihren Maximalwert.

1124.12 Herstellung im Industrieverfahren

1. Verfahren zum Schmelzen von (UPu) C mit geringen Verdampfungsverlusten (A. Krauth, NUKEM)

Brennstäbe mit einvibriertem Uran-Plutoniumkarbid sind für Schnellbrüter-Anwendungen vorgesehen. Zur Erreichung der gewünschten Schmier-

dichte um 85 % th.D. muß das karbidische Material geschmolzen werden. Das Schmelzen von Uran-Plutoniumkarbid ist wegen des hohen Dampfdruckes des Plutoniums im (UPu)C besonders schwierig, so daß die bisher angewendeten Schmelzverfahren an den unkontrollierbar hohen Plutoniumverlusten scheiterten. An eine Methode zum weitgehend verdampfungsfreien Schmelzen von (UPu)C müssen daher die folgenden Bedingungen gestellt werden:

1. Kurze Schmelzzeit
2. Abgeschlossenes System
3. Aufschmelzen eines Großteils
des Einsatzes

Ein Verfahren, welches die genannten Bedingungen weitgehend erfüllt, wurde entwickelt und an Urankarbid bzw. Uran-Cer-Karbid erprobt.

Die Schmelzvorrichtung besteht bei diesem Verfahren aus einem Schutzrohr, hergestellt aus oxidischem Werkstoff (z.B. Korund), das am oberen und am unteren Ende durch zwei eingepaßte Graphitstempel verschlossen ist. Neben der Abschließung des Schmelzraumes dienen diese Stempel der Stromzuführung.

Der Strom fließt während des Schmelzens durch die Schüttung aus Uran-Plutoniumkarbid (die Korngröße der Schüttung beträgt dabei < 1mm). Während des Schmelzvorganges verringert die Pulverschüttung ihr Volumen, so daß die obere Graphitelektrode durch eine geeignete Hebelvorrichtung vertikal nachgeführt werden muß, um den elektrischen Kontakt aufrechtzuerhalten.

Abb. 16 zeigt eine Prinzipskizze der beschriebenen Vorrichtung. Zum Stützen des Isolationsrohrs kann eine Pulverschüttung dienen.

Der nach diesem Schmelzverfahren hergestellte Karbidregulus ist von einer etwa 1mm dicken Schicht aus ungeschmolzenem Material umgeben und kann leicht aus dem Isolierrohr entfernt werden.

Abb. 17 zeigt einen karbidischen Schmelzregulus mit Isolierrohr.

Reproduzierbare Schmelzchargen zwischen 200 und 1000 g lassen sich nach diesem Verfahren in einem Arbeitsgang herstellen. Die eingesetzte Menge hängt dabei von der installierten elektrischen Leistung ab.

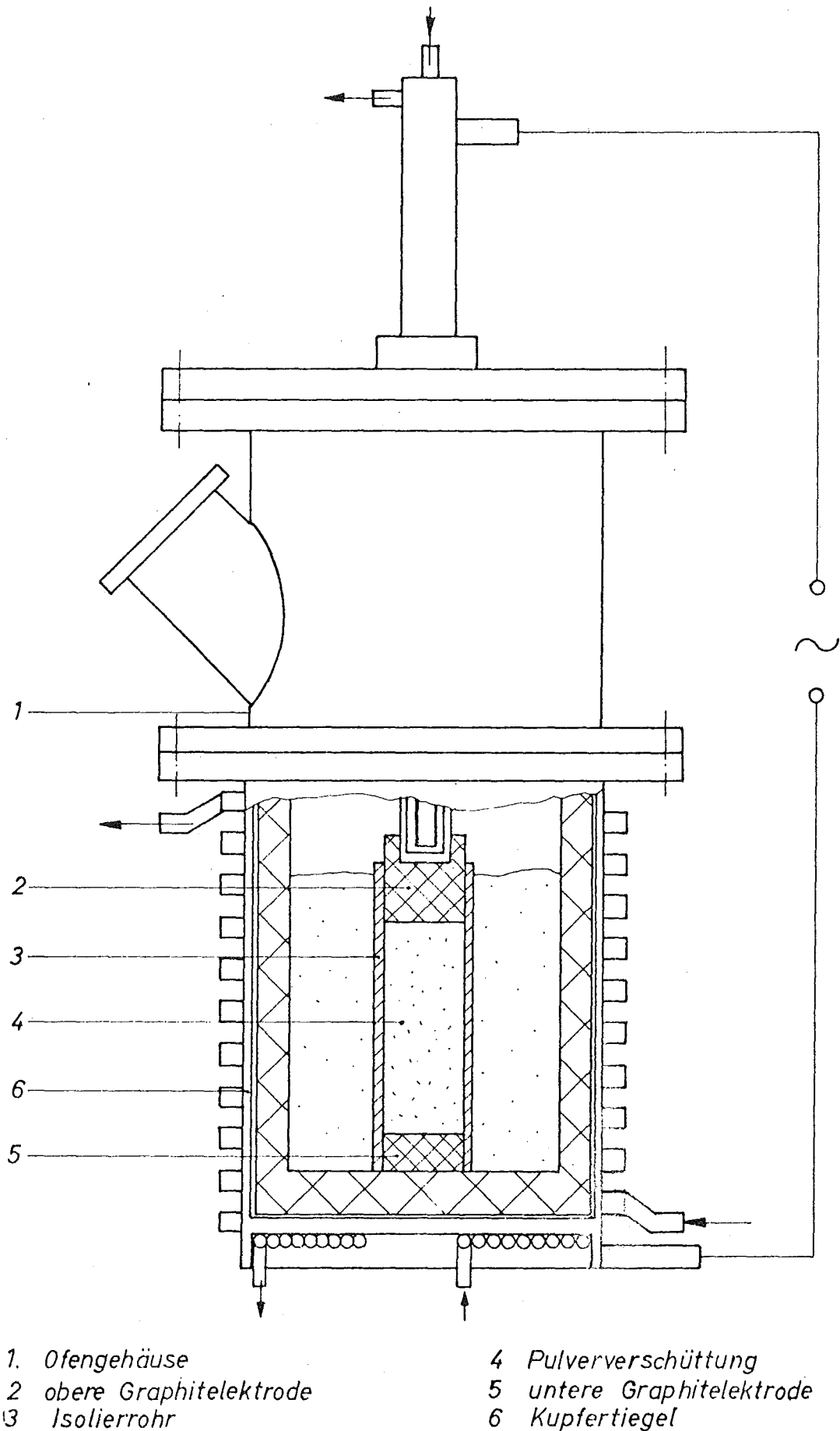


Abb. 16

Vorrichtung zum verdampfungsarmen Schmelzen von (UPu)-haltigen Brennstoffkarbiden

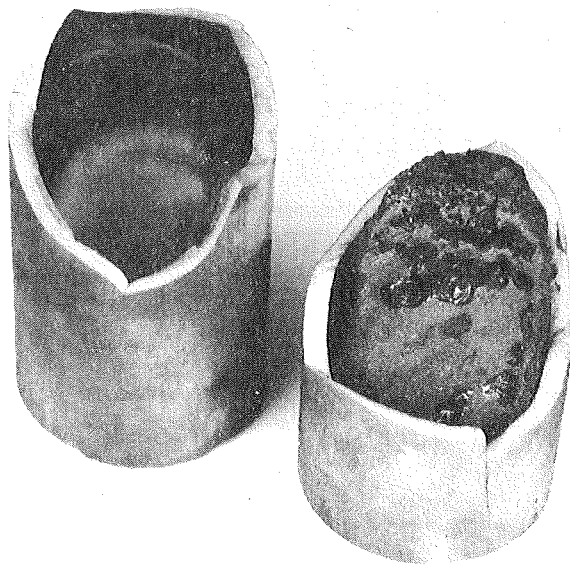
Damit sich ein Anhaltswert für die möglicherweise auftretenden Verdampfungsverluste ergab, wurden einige Schmelzversuche mit (U Ce) C durchgeführt. Das Cer, welches im (U Ce) C einen höheren Dampfdruck als das Plutonium im (UPu) C hat, diente dabei zur Simulation des Plutoniumanteils. Bei diesen Schmelzversuchen zeigte sich, daß die beim Schmelzen nach dieser Methode auftretenden Verdampfungsverluste nicht höher lagen als die bei der Synthesereaktion des (U Ce)C bei 1600 °C über 2 Std. aus den Oxiden und Graphiten. Die Verdampfungsverluste lagen bei 2 Gew.% Cer. Die Schwankung des Cergehaltes innerhalb des Schmelzregulus lag wie die des Ausgangsmaterials bei $\pm 0,5$ Gew.%Cer.

Obwohl noch kein Schmelzversuch mit Uranplutoniumkarbid durchgeführt werden konnte und die Schmelzergebnisse mit Cer als Simulator nur größenordnungsmäßig interpretierbar sind, scheint die beschriebene Methode geeignet, Uranplutoniumkarbid verdampfungsarm zu schmelzen.

Erste Versuche zum Schmelzen von Gemischen aus UC mit 20 Gew.% UO_2+3C (Simulation des PuO_2+3C) zeigten befriedigende Ergebnisse, so daß das Verfahren auch zum Reaktionsschmelzen geeignet erscheint.

Als Nachteile können die nicht vermeidbaren Verunreinigungen aus dem Isolationsrohr bezeichnet werden, die bei unseren Versuchen zwischen 500 und 1000 ppm Al_2O_3 lagen.

Abb. 17 Schmelzregulus im Isolierrohr aus Korund



2. Stabtechnologie

2.1 Natriumbindung (D. Tinkl, AEG)

Für die Integrität der Natrium-Bindung spielt die Reinheit des Natriums in der Probekapsel bzw. im Brennstab, insbesondere bezüglich Sauerstoff, eine entscheidende Rolle. Bei Verwendung von sauberem Natrium und dessen Handhabung in einer sauberen Atmosphäre hängt der Sauerstoffgehalt des Natriums in der fertiggestellten natriumgebundenen Kapsel nach Erfahrungen, die bei UNC gewonnen wurden, wesentlich von der Reinheit der Innenoberfläche der verwendeten Hüllrohre ab. Im Folgenden soll kurz das Verfahren geschildert werden, mit dem bei AEG die Innenoberfläche von Hüllrohren gereinigt wird, die für die Herstellung natriumgebundener Verträglichkeitskapseln verwendet werden.

Die mit dem unteren Endstopfen versehenen Rohre werden zuerst konventionell entfettet. Danach werden sie in eine geschlossene Apparatur eingesetzt, die es gestattet, die Innenseite der Hüllrohre unter Luftabschluß zu reinigen. Die hier zur Verwendung kommenden Lösungsmittel werden ausgekocht und mit Helium gesättigt. Die Endreinigung umfaßt folgende Schritte:

- Spülen mit heißem "Alconox",
- sorgfältiges Spülen mit destilliertem Wasser,
- Beizen mit heißer " Sparbeize nach Dr. Vogel",
- sorgfältiges Spülen mit **destilliertem** Wasser,
- Spülen mit Aceton
- Vakuumtrocknen,
- Fluten mit Helium und Verschließen des Rohres.

Die auf diese Weise behandelten Hüllrohre werden in einen mit Helium gefluteten Schutzgas-Handschuhkasten eingebracht, mit gegossenen Natriumtabletten und mit Brennstoff- bzw. Dummy-Tabletten gefüllt und mit dem oberen Endstopfen dicht verschlossen. Der obere Endstopfen wird in einer separaten Schweißbox angeschweißt. Die Natrium-Bindung wird anschließend nach Aufschmelzen bei 500 bis 600 °C hergestellt.

Ergebnisse über die Qualität der auf diese Art hergestellten Natrium-Bindung liegen zur Zeit noch nicht vor.

2.2 Schweißtechnik (R. Güttler, AEG)

Als Schweißverfahren für die Herstellung natriumgebundener Stäbe in der von der AEG konzipierten und gebauten Na-Anlage wurde von AEG neben dem noch weiter zu entwickelnden und anzupassenden Verfahren eines rotierenden Lichtbogens das Schweißen mit einem mechanisch bewegten WIG-Schweißkopf vorgeschlagen. Hierfür wurden eine provisorische Anlage aufgebaut und erste orientierende Schweißversuche durchgeführt, die die Eignung dieses Verfahrens prüfen sollten. Als verfahrensspezifische Punkte wurden insbesondere die Gefahr des "Ausblasens", der Nahtdurchhang und die Möglichkeit der Na-Verschmutzung der Schweißung des unteren Endstopfens untersucht.

Das Ausblasen der Schweißnaht wurde an Proben mit einem Gasplenum von 10, 20, 25 und 30 mm untersucht. Dabei hat sich gezeigt, daß ein Gasplenum von 30 mm erforderlich ist, um das Ausblasen der Schweißnaht zu verhindern. Erste Versuchsschweißungen mit einem Stopfen mit verlängerter Einsteckschaft haben gezeigt, daß das Schweißen auch ohne Gasplenum durchzuführen ist. Für eine endgültige Aussage, sind noch weitere Versuche erforderlich, die nach Möglichkeit an Na-gefüllten Stäben durchzuführen sind.

In einer weiteren Versuchsreihe wurden die Schweißparameter für die Endkappennaht in FR2-Abmessungen, Werkstoff Nr. 4988, ermittelt. Die Schweißgeschwindigkeit wurde von 300 bis 900 mm/min variiert. Nach röntgenographischer und metallographischer Untersuchung wurden die Schweißnähte im gesamten Bereich der Schweißgeschwindigkeiten qualifiziert.

Beim Verschweißen des unteren Endstopfens Na-gebundener Stäbe besteht bei der gegebenen Fertigungskonzeption die Gefahr der Verunreinigung der Schweißung durch Natrium, wenn dieses während des Schweißprozesses aufgeschmolzen wird. Schweißversuche an Proben, die mit Thermoelementen versehen wurden, haben gezeigt, daß die Gefahr der Na-Kontamination nicht besteht, vorausgesetzt, es wird ein Endstopfen mit verlängerter Einsteckschaft verwendet und beim Schweißen das Hüllrohr nur einige Millimeter von der Schweißfuge entfernt gespannt.

Der rotierende WIG-Rohrschweißkopf arbeitet praktisch in verschiedenen Schweißpositionen um das feststehende Rohr herum. Wie kritisch das Durchhängen der Schweißnähte beim Schweißen in verschiedenen Lagen ist, wurde durch Versuche an der normalen WIG-Schweißmaschine für rohrförmige Brennstäbe ermittelt.

Die Versuchsergebnisse haben gezeigt, daß das Schweißen in der Überkopffosition, die beim Schweißen als die ungünstigste erscheint, sich nicht nachteilig auf die Geometrie der Schweißnaht auswirkt.

Eine Schweißanlage für den rotierenden Rohrschweißkopf wurde aufgebaut.

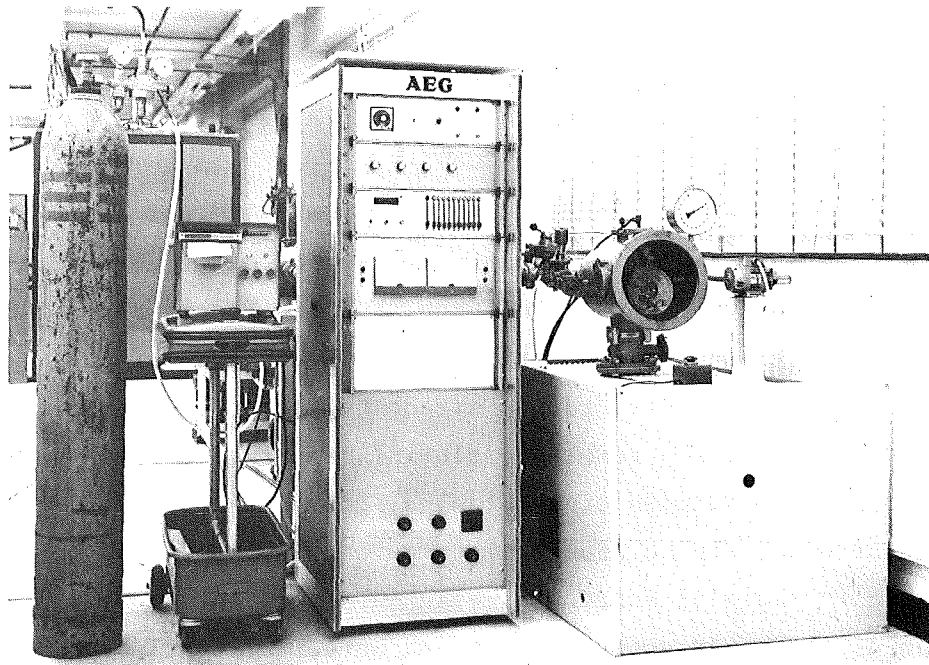


Abb. 18 Rohrschweißkopf Versuchsaufbau

Die Anlage (Abb.18) besteht aus der Stromquelle links im Bild, dem Vakuumrezipienten mit dem eingebauten Schweißkopf, dem Antriebsmotor rechts im Bild und dem Vakuumpumpstand. Die Stromquelle ist eine geregelte Leistungstransistoreinheit, die von einem Transformator über eine Drehstrombrückenschaltung mit Gleichstrom versorgt wird. Die Steuereinheit gestattet eine stufenlose Einstellung des Schweißstromes über zehn Einstelleinheiten mit einer Genauigkeit von ± 1 A. Die Schweißzeit ist im Bereich von 0,1 bis 20 sec einstellbar. Ein geregelter Gleich-

strommotor, der außerhalb des Vakuumrezipienten angebracht ist, treibt den Rohrschweißkopf durch eine Vakuumdrehdurchführung an. Der Schweißstrom wird mit Hilfe eines Schleifringes dem Schweißkopf zugeführt.

Mit dieser Anlage wurden bereits Schweißungen durchgeführt. Die Schweißnähte sind glatt und gleichmäßig und entsprechen dem Standard von WIG-Schweißungen.

2.3 Prüftechnik (L. Zutz, AEG)

Zum Nachweis von Bindefehlern in Kernbrennstoffstäben mit Natriumbindung wurden mehrere zerstörungsfreie Prüfverfahren auf ihre Eignung untersucht.

Als Prüfverfahren wurden das Röntgen-, das Ultraschall- und das Wirbelstromverfahren geprüft. Darüber hinaus wurden mit einer Infrarotkamera Wärmedifferenzbilder aufgenommen. Für die Untersuchungen wurden Teststäbe mit präparierten Stahlpellets und Natriumbindung hergestellt, speziell für die Prüfung mit dem Wirbelstromverfahren auch noch mit Testbohrungen versehene Aluminiumröhrchen mit einer Wandstärke von 0,4 mm, die in einem Stahlhüllrohr als simulierte Bindschicht dienten. Einige Stahlpellets wurden angebohrt und mit Teflonstäbchen in radialer Anordnung versehen, damit in der Natriumbindung eindeutige Fehler auftraten. Die so hergestellten Teststäbe wurden zunächst geröntgt, so daß die Lage der Stahltabletten und größere Bindungsfehler erkennbar waren.

Außer der Natriumfüllhöhe und Schwindungslunkern im Natrium selbst waren hierbei jedoch Bindungsfehler nicht zu erkennen, da die 0,6 mm dicke Cr/Ni-Stahlhülle gegenüber der nominellen 0,25 mm dicken Natriumbindschicht als starker Filter wirkt und damit wegen geringer Kontraste eine Erkennung von Details unmöglich wird.

Die Ultraschallprüfung brachte eine Reihe von Anzeigen, die aber nicht eindeutig interpretiert werden konnten. Die eindeutige Erkennbarkeit von Fehlstellen ist hier deshalb so schwierig, weil erstens die Testfehler nicht "ultraschallgerecht" ausgeführt werden konnten und zweitens der Schallweg bei guter Bindung vom Stahlpellet reflektiert werden kann, wobei das Natrium als Ankopplungsmedium dient. Bei ungünsti-

ger Lage der Stahltabletten, d.h. variierender Exzentrizität zur Stabachse, können dadurch Scheinfehler vorgetäuscht werden. Hierzu müßten weitere systematische Untersuchungen durchgeführt werden.

Eine weitere Meßmethode ergibt sich aus dem unterschiedlichen Wärmeübergangsverhalten bei fehlerhafter Natriumbindung. Versuche mit einer Infrarotkamera zeigten hier eine weitere Prüfmöglichkeit auf. Diese Versuche wurden mit dem Aluminiumtestrohr durchgeführt. Eine Blasengröße von 2 und 1 mm Durchmesser war noch zu erkennen. Auch dieses Verfahren müßte noch in umfangreichen weiteren Untersuchungen getestet werden.

Die eindeutig besten Ergebnisse erbrachte das Wirbelstromverfahren. Hierbei konnten mit einem Prüfgerät des Typs Circograph P 6.222 und einer Kleinsonde des Typs Ro-o-6 222-68 bei einer Frequenz von 400 kHz reproduzierbare und aussagefähige Fehleraufzeichnungen gemacht werden. Abb. 19 zeigt eine solche Schreiberaufzeichnung an dem schon erwähnten Aluminiumersatzfehlerrohr.

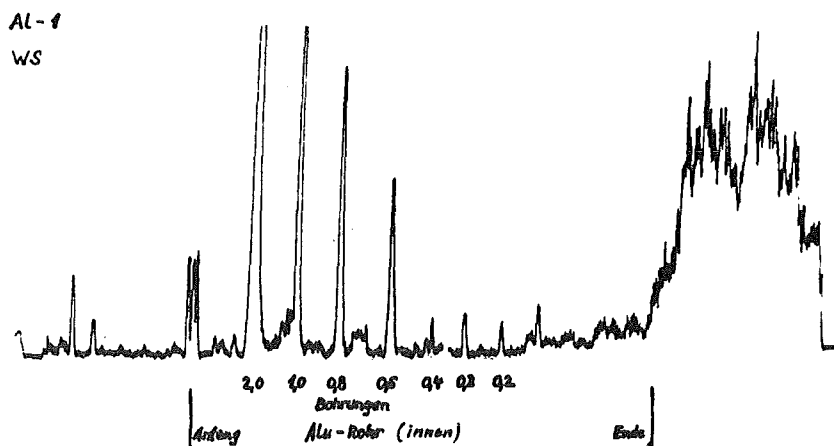


Abb. 19 Schreiberaufzeichnung von einem Wirbelstromtestfehlerrohr

Durch die Stahlhülle hindurch werden hier sehr gut erkennbare Anzeigen der Bohrungen im Aluminiumrohr geliefert. Ein Test am natriumbundenen Rohr zeigte eine Fülle von Anzeigen, die auf eine mangelhafte Bindung schließen lassen. Bei geeigneter Einstellung der Geräte und Anzahl der Prüfköpfe - in diesem Fall war die Empfindlichkeit zu hoch - dürften sich mit dem Wirbelstromverfahren gute Prüfergebnisse erzielen lassen.

Die Untersuchungen werden nun gezielt mit dem Wirbelstromverfahren fortgesetzt.

1124.2 Laborexperimente zur Brennstabauslegung (Kamid. Brennst.)

1124.21 Untersuchung von mechanischen und Gefügeeigenschaften

(O. Götzmann, IMF)

Das erste Programm zur Messung der mechanischen Eigenschaften bei Raumtemperatur nach Glühung in UC an den Materialien Stahl 4988, Incoloy 800 und Inconel 718 wurde abgeschlossen.^{x)} Die Auslagerung in UC fand bei Temperaturen zwischen 600 und 800 °C und mit Zeiten zwischen 100 und 1100 Stunden statt. Neben der Fließgrenze, Bruchfestigkeit und Bruchdehnung wurden auch Härteprofile über die 1 mm dicken Querschnitte der Zerreißproben gemessen. Zur Deutung der aufgetretenen Eigenschaftsänderungen wurden die Querschliffe auch mit dem Elektronenmikroskop untersucht.

Ergebnisse: Eigenschaftsänderungen konnten bei allen Materialien schon bei 600 °C beobachtet werden. Die Reaktionen waren bei Inconel 718 am stärksten und beim Stahl 4988 am geringsten.

Die Eigenschaftsänderungen wurden beim Stahl 4988 im wesentlichen auf die Auflösung von Niobkarbiden und Vanadinkarbonitriden und beim Inconel 718 auf die Auflösung der stabilen Ni_3Nb -Phase zurückgeführt. Beim Incoloy 800 wurde bei 700 und 800 °C eine Reaktion zu $M_{23}C_6$ beobachtet.

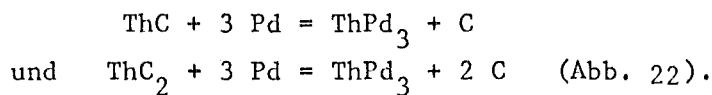
1124.22 Untersuchungen thermodynamischer Eigenschaften

1. Zum Verhalten der Platinmetalle Ru, Rh und Pd gegenüber den Karbiden der Aktinide (H. Holleck, IMF)

Mit dem Ziel, eine Systematik des Verhaltens der Karbide ThC, UC und PuC gegenüber verschiedenen Metallen zu erhalten und Aussagen über die Bildung von Komplexkarbiden in Mehrstoffsystemen zu gewinnen, wurden im Anschluss an die Systeme U-(Ru,Rh,Pd)-C die Systeme Th-Ru-C, Th-Rh-C und Th-Pd-C untersucht. Es wurden drei neue Thorium-Ruthenium Komplexkarbide gefunden (1). Abb. 20 zeigt die

x) Von den genannten Legierungen wird nur der Stahl vom Typ 4988 als geeignetes Hüllmaterial für UC-Brennstäbe des Schnellen Brütters betrachtet. Die beiden anderen Werkstoffe wurden zu Vergleichszwecken in das Versuchsprogramm mit aufgenommen, um den Einfluß der unterschiedlichen Zusammensetzung, hauptsächlich des Nickelgehaltes, auf den Reaktionsablauf untersuchen zu können.

Ergebnisse einer mikroanalytischen Untersuchung einer im Lichtbogen geschmolzenen und anschliessend 100 h bei 1200 °C homogenisierten Probe der Ausgangszusammensetzung 20 At.% Th, 40 At.% Ru, 40 At.% C. Diese Probe liegt nach der Glühbehandlung im Dreiphasenfeld I+II+III (s. Abb. 21 : Schnitt bei 1200 °C im System Th-Ru-C). Komplexkarbid I kristallisiert kubisch raumzentriert ($a = 10,78 \text{ \AA}$). Komplexkarbid II ist ein neues Perowskitkarbid mit $a = 4,21 \text{ \AA}$. Ebenso wie im System Th-Pd-C wurde ein isothermer Schnitt für das System Th-Pd-C aufgestellt. In diesem System tritt kein ternäres Carbid auf. Das System ist durch folgende Reaktionsgleichungen gekennzeichnet:



Veröffentlichung zu 1124.22 1.:

(1) H. Holleck: Ternäre Th-Ru-Karbid
Journal Nucl. Mat., im Druck

2. Gleichgewichte in Uran und Plutonium enthaltenden Nitridsystemen (H. Holleck, T. Ishii, IMF)

Eine Einschätzung des Verhaltens eines Nitridbrennstoffes während des Abbrandes erfordert die Kenntnis der Gleichgewichte in komplexen Mehrstoffsystemen. An Hand kritisch ausgewählter thermodynamischer Daten wurden isotherme Schnitte verschiedener Systeme errechnet und wenn möglich durch experimentelle Stichproben überprüft. Abb. 23 und 24 zeigen errechnete Schnitte bei 1000 und 1400 °C in dem Brennstoffsystem U-Pu-N, unter Verwendung der neuesten thermodynamischen Daten von U, UN, U_2N_3 , Pu und PuN und unter der Annahme regulärer bzw. idealer Lösung. Bei 1000 °C existiert die feste Lösung (U,Pu)N bei einem Stickstoffdruck zwischen 10^{-2} und 10^{-14} atm. Bei höheren Stickstoffdrücken scheidet

Abb. 20: Konzentrationsprofil der Elemente Thorium, Ruthenium
und Kohlenstoff in den drei Komplexcarbiden I, II, III

Abb. 21: Isothermer Schnitt im System Th-Ru-C bei 1200 °C

Abb. 22: Isothermer Schnitt im System Th-Pd-C bei 1100 °C

Abb. 23: Isothermer Schnitt im System U-Pu-N bei 1000 °C

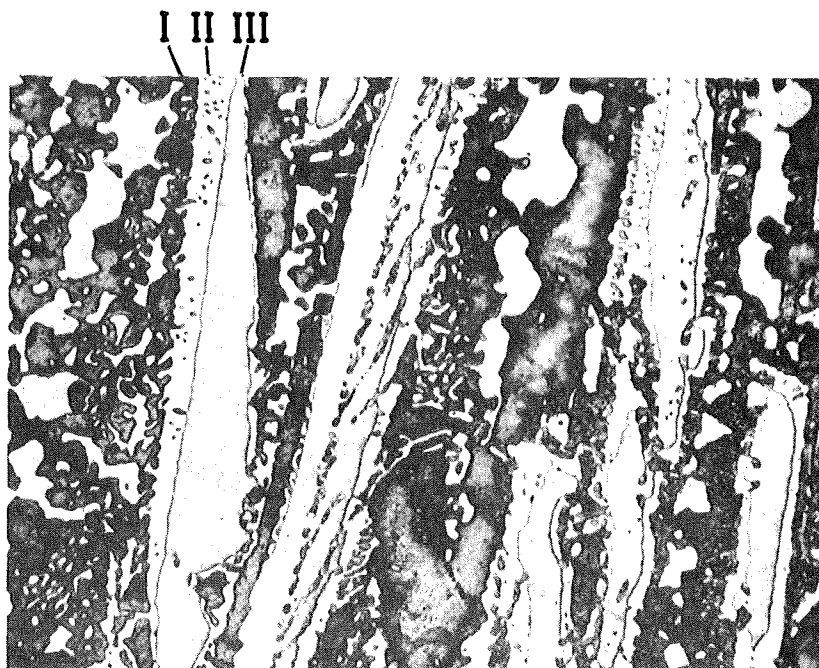
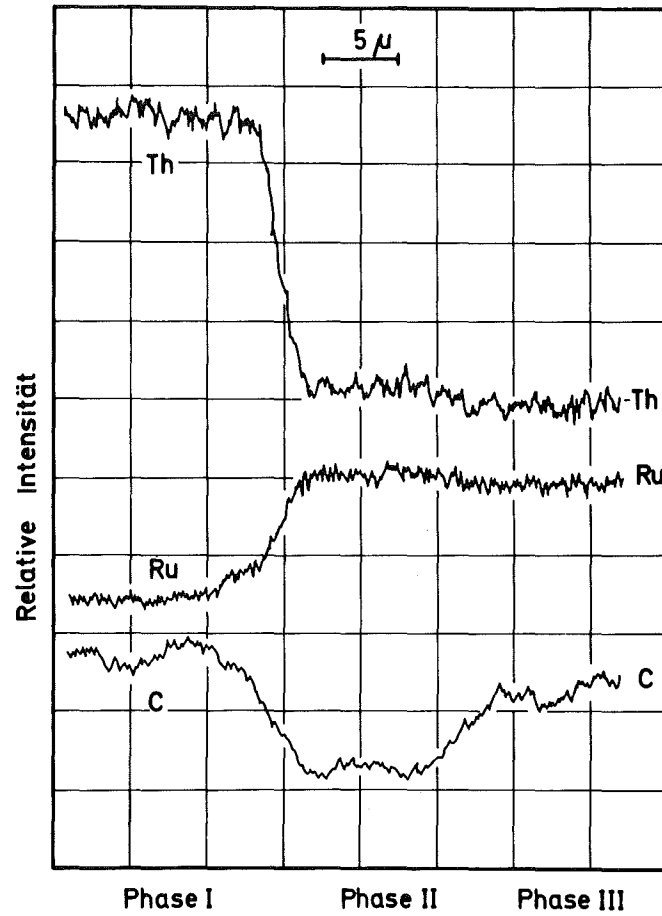
(reguläre Lösung,

$$\epsilon_{(U,Pu)} = 1900 \text{ cal/g}\cdot\text{atom (liq.) bzw. } = 4200 \text{ cal/g}\cdot\text{atom (sol.)}$$

$$\epsilon_{(U,Pu)N} = 3000 \text{ cal/mol}$$

Abb. 24: Isothermer Schnitt im System U-Pu-N bei 1400 °C

(ideale Lösung)



Ternäre Thorium - Ruthenium Carbide
 I ($\text{Th}_{0,27}\text{Ru}_{0,30}\text{C}_{0,43}$) II ($\text{ThRu}_3\text{C}_{1-x}$)
 III ($\text{ThRu}_3\text{C}_{1,5}$)

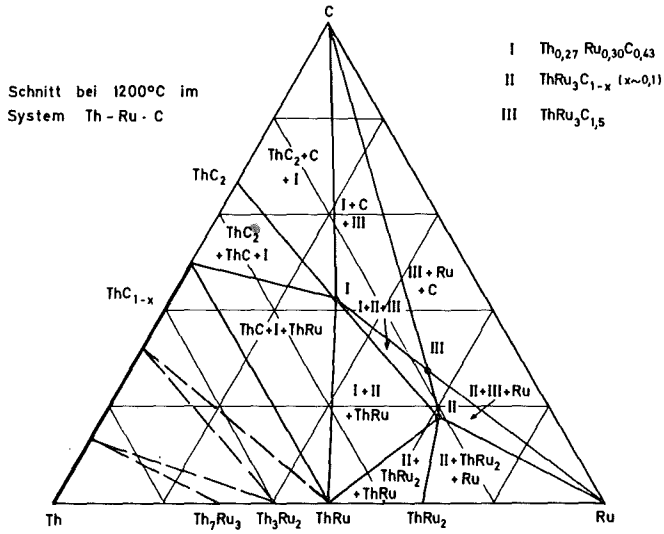


Abb. 21

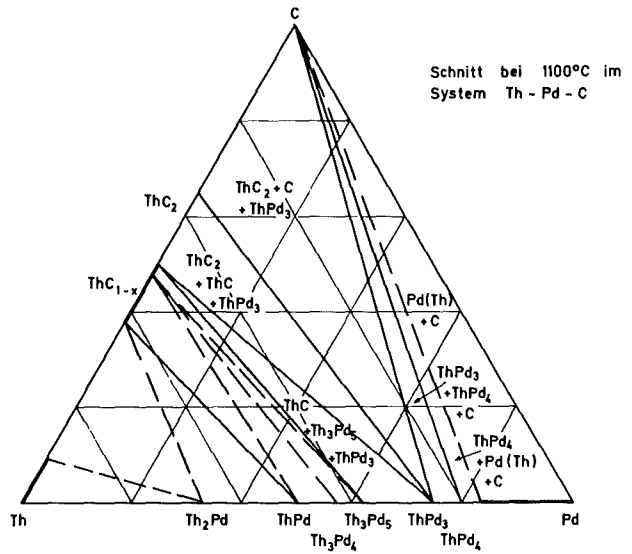


Abb. 22

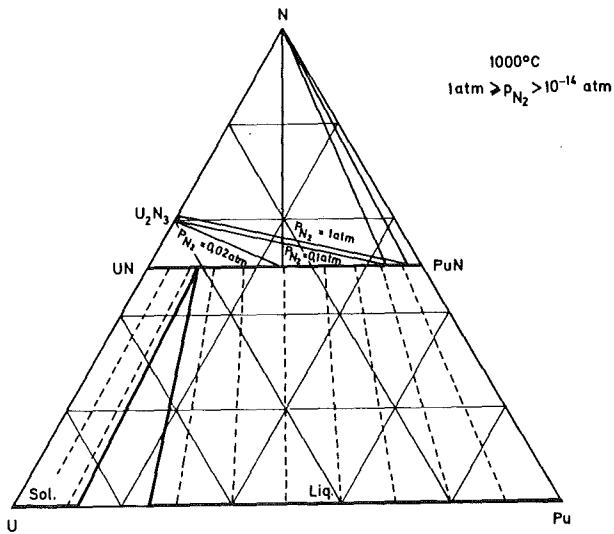


Abb. 23

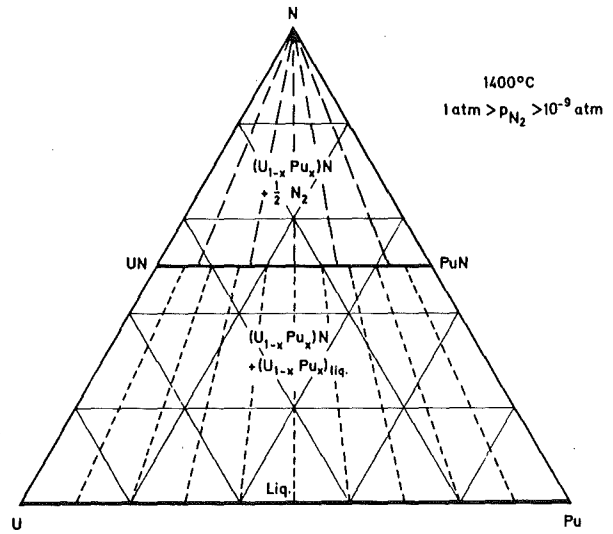


Abb. 24

sich U_2N_3 aus. Die Zusammensetzung der (U,Pu) N-Phase im Gleichgewicht mit U_2N_3 ändert sich mit dem Stickstoffdruck (siehe Abb.23). Die Phasenfeldaufteilung bei $1400^\circ C$ unter der Voraussetzung idealer Lösung zeigt Abb. 24 . Infolge der gleichen Stabilitäten von UN und PuN steht in diesem Falle ein Nitrid-Mischkristall mit einem bestimmten U/Pu-Verhältnis mit einer Metallschmelze derselben Zusammensetzung im Gleichgewicht.

1124.23 Untersuchung chemischer Eigenschaften

Brennstoff-Analysenverfahren: C-Analyse in karbidischen Brennstoffen. (D. Würtz, AEG)

Das Verträglichkeitsverhalten zwischen Brennstoff und Hüllmaterial wird entscheidend beeinflusst durch die Kohlenstoffaktivität im Brennstoff, die ihrerseits abhängt von der Phasenzusammensetzung und dem Gesamtkohlenstoffgehalt.

Die Anforderung an die Genauigkeit der C-Analysen orientiert sich nun zunächst an der Möglichkeit, aus dem C-Gehalt auf die Einphasigkeit des relativ gut verträglichen Monokarbid zu schließen. Dieses hat bei Temperaturen unterhalb $600^\circ C$ einen sehr schmalen Homogenitätsbereich, so daß der C-Gehalt mit einer Genauigkeit von $\pm 0,02\%$ absolut bestimmt werden muß, damit man Aussagen über die Einphasigkeit des Materials machen kann.

Diese Anforderungen an die Genauigkeit sind bei den üblichen C-Analysen z.B. in Stahl ohne weiteres zu erfüllen, jedoch ergaben sich bei den Karbiden wegen deren Feuchtigkeits- und Oxidationsempfindlichkeit Schwierigkeiten. Frühere Vergleichsuntersuchungen mit anderen Laboratorien ergaben Unterschiede von ca. $\pm 0,1\%$ absolut, was für eine Spezifikation völlig unzureichend ist. Um Feuchtigkeit und Luftsauerstoff auszuschließen, wurde deshalb der Verbrennungsofen für die bei AEG angewandte coulometrische Bestimmung des C-Gehaltes in eine mit einem Schutzgaskreislauf versehene Handschuhbox eingebaut. Die Argonströmungsgeschwindigkeit beträgt $\sim 800 \text{ l/min}$, der H_2O -Gehalt liegt bei 1-2 ppm, der O_2 -Gehalt bei ca. 5 ppm.

Auch die Wägungen werden in einem sich unmittelbar anschließenden Handschuhkasten vorgenommen.

Eine erneute Vergleichsuntersuchung verschiedener Laboratorien, bei der konsequent unter Schutzgas gearbeitet wurde, ergab nun eine Übereinstimmung von ca. $\pm 0,05$ % absolut, so daß Aussicht besteht, die ursprünglich angestrebte Genauigkeit zu erreichen.

Annähernd stöchiometrisches, grobkörniges UC, das einige Stunden einer Argonatmosphäre mit definiertem O_2 - und H_2O -Gehalt (~ 100 ppm) ausgesetzt war, zeigte keine Veränderung des C-Gehaltes gegenüber dem Ausgangsmaterial. Es ist daraus zu schließen, daß eine Verunreinigung des Schutzgases in der Größenordnung bis zu 100 ppm O_2 und H_2O nur einen geringen Einfluß auf den Zustand der Karbide hat.

Jedoch sollte die Korngröße des Materials größer 200 μm sein, denn mit abnehmender Korngröße wurde auch bei Arbeiten unter Schutzgas ein ständig wachsender Fehlbetrag an Kohlenstoff festgestellt.

Die Bestimmung des für die Verträglichkeit mit Hüllwerkstoffen besonders unangenehmen freien Kohlenstoffanteils wird vorgenommen, indem man das Karbid in verdünnten Säuren löst und den unlöslichen Kohlenstoff abfiltriert und bestimmt. Hier muß vor allen Dingen vermieden werden, daß während des Lösevorgangs zusätzlicher Kohlenstoff aus den einzelnen Karbidphasen frei wird.

Als beste Methode hat sich das Einbringen des Karbids in heiße 4 $-HNO_3$ erwiesen.

Die Anteile an freiem Kohlenstoff betragen bei fast allen bisher untersuchten Proben ca. 0,01%, bei einer UC-Charge 1,7%. Eine Spezifikation des freien Kohlenstoffs von 0,01% scheint vom Standpunkt des Analytikers sinnvoll zu sein. Die Analyse von O_2 und N_2 wird in einem folgenden Bericht behandelt.

1124.3 Bestrahlungsversuche

1124.31 FR2-Kapselbestrahlungen von Karbiden und Nitriden

Einwandige NaK-Kapsel zur Bestrahlung von Hochleistungsbrennstäben im FR2 (H. Häfner, IMF)

Für Stabileistungen über 1000 W/cm, wie sie z.B. für Karbid-Brennstäbe in Betracht kommen, und Hüllrohroberflächentemperaturen um 650 °C wurde im IMF eine einwandige NaK-Kapsel entwickelt. Dieser Kapseltyp hat folgenden Aufbau (Abb. 25): Der Brennstab von z.B. 10 mm Außendurchmesser und 500 mm Länge sitzt, von eutektischem NaK (Schmelzpunkt -11 °C) umgeben, in einem Kapselrohr von 27 mm Außendurchmesser und 1,5 mm Wanddicke aus der Legierung Niob-1%-Zirkon. Im NaK-Raum befindet sich ein Zwischenrohr, das zwei Funktionen hat. Einmal wird dadurch eine nennenswerte Konvektion im NaK vermieden, zum anderen ist durch Veränderung des Materials für das Zwischenrohr und dessen Wanddicke die Brennstabtemperatur in relativ weiten Grenzen einstellbar.

So ist z.B. für 1150 W/cm Stabileistung und 630 °C Hüllrohroberflächentemperatur das Zwischenrohr ebenfalls aus der Nb-1%-Zr-Legierung und hat 3 mm Dicke. Bei 1300 W/cm kann ein Zwischenrohr gleicher Dicke aus Al eingesetzt werden, wenn die Hüllrohrtemperatur beibehalten werden soll. Bei niedrigen Stabileistungen können Zwischenrohre aus schlecht wärmeleitenden Materialien, z. B. Zircaloy, eingesetzt werden. Dieser Kapseltyp ist also recht universell einsetzbar.

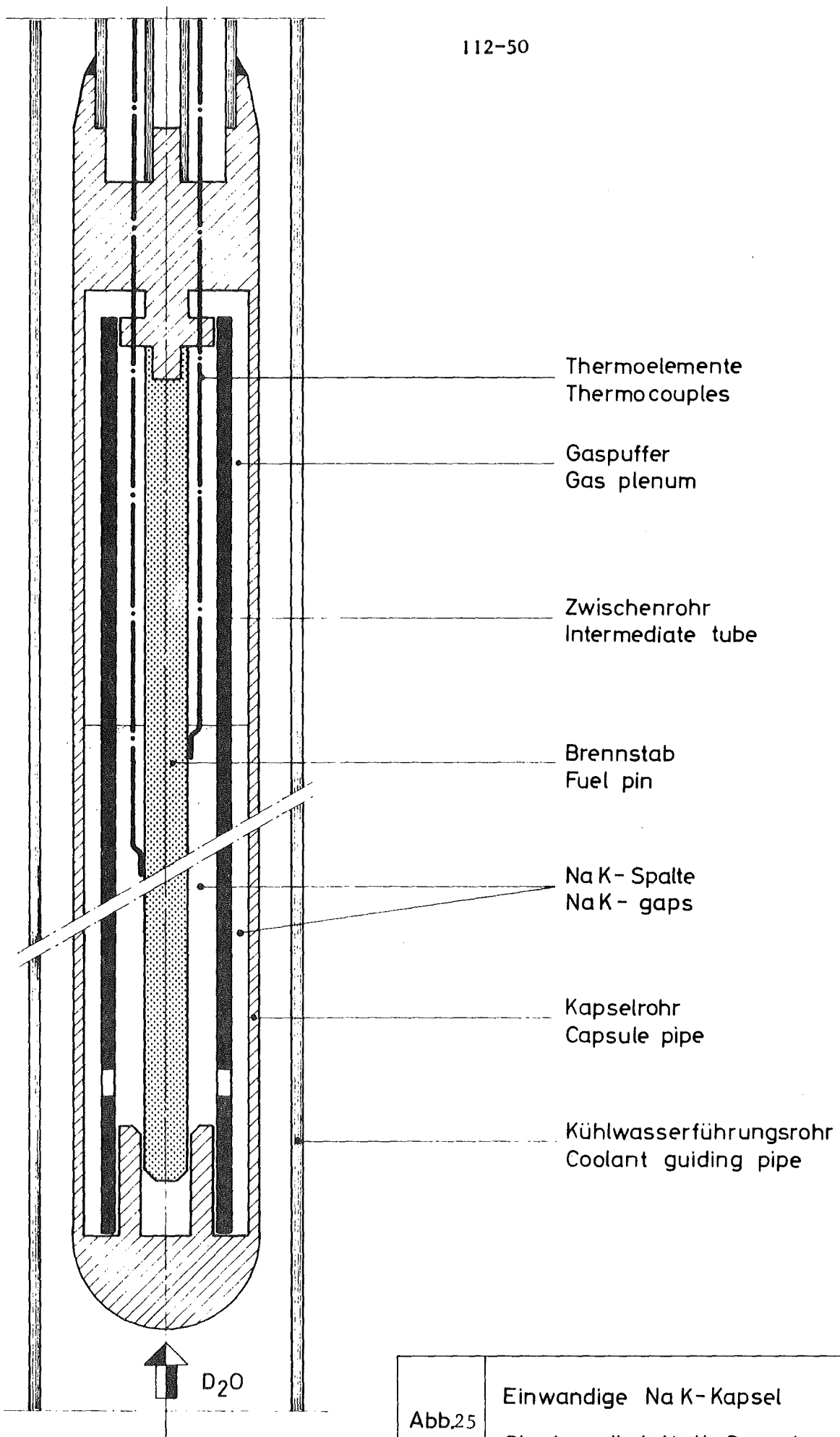
Die Temperaturmessung erfolgt durch sechs bis acht Miniatur-Mantelthermoelemente, die im oberen Endstopfendicht verlötet und mit ihrer Meßstelle direkt auf der Brennstabhülle befestigt sind.

Auch Zentraltemperaturmessung im Brennstoff ist vorgesehen. Erste Einsätze dieser Art werden Anfang 1971 im FR2 eingesetzt.

Veröffentlichung:

H. Häfner

Sicherheitsbericht für FR2-Kapselversuchseinsätze mit einwandigen NaK-Kapseln zur Bestrahlung von Hochleistungsbrennstäben
KFK-Bericht 1143



<p>Abb.25</p>	<p>Einwandige NaK-Kapsel Single walled NaK-Capsule</p>
---------------	--

1124.32 Experimente im schnellen und thermischen Fluß

(R. van Jan, AEG)

DFR-330

Nach der bisherigen Grundspezifikation des Experiments DFR-330 war die Bestrahlung von 2 Bündeln (14 Stäbe) mit He-Bindung und einem Bündel (7 Stäbe) mit Na-Bindung vorgesehen. Die sich mehrenden Anzeichen dafür, daß Karbidstäbe mit Na-Bindung für einen Hochleistungsbrüter bevorzugt werden, brachte eine erneute Diskussion über die relative Wichtung der beiden Bindungsarten in den Experimenten. Ein Ergebnis dieser Diskussion war die Bevorzugung des Bündels DFR 330/1 (Na-Bindung und hochdichte Tabletten), das jetzt als erstes gefertigt und bestrahlt werden soll. Demnächst wird ein Auslegungs- und Spezifikations-Bericht über DFR 330/1 erscheinen.

Über die anderen Bündel wurde noch keine endgültige Entscheidung getroffen.

BR2 - Na-Loop

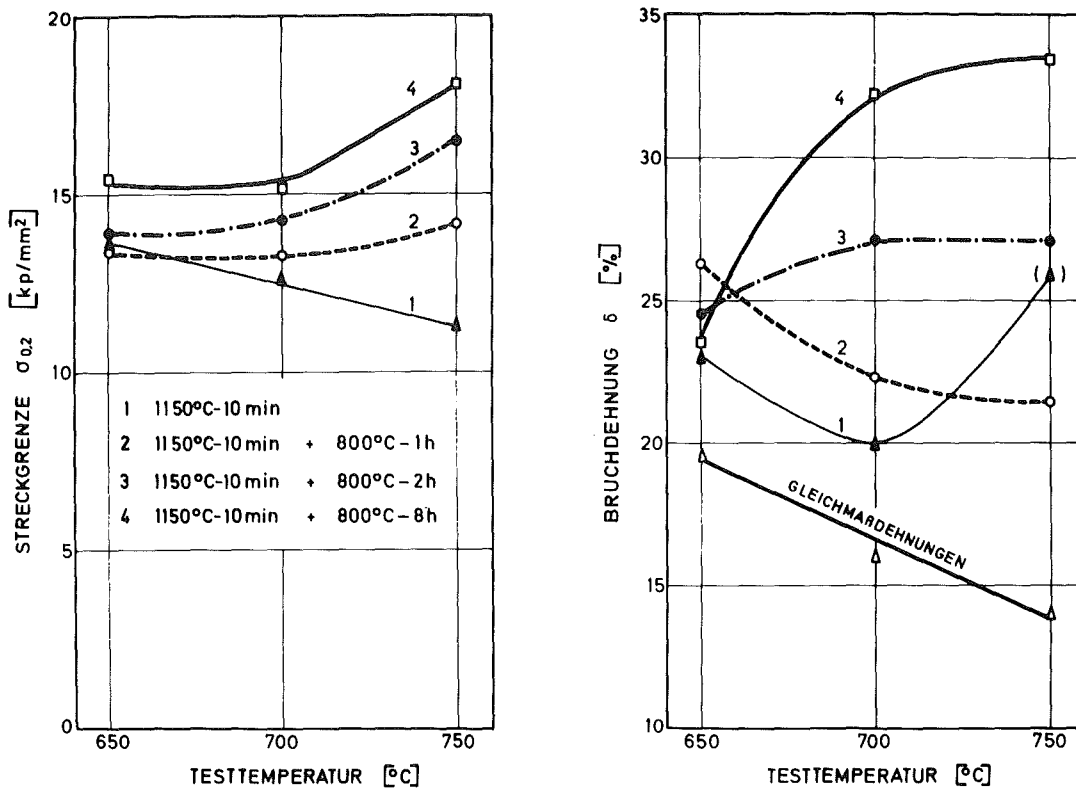
Das erst im Jahr 1972 anlaufende Experiment Mol-9 im BR2-Na-Loop wird als Konzepttest für das HLB-Brennelement geplant. Entsprechend dem jetzigen Stand der Konzeptstudien sind die Brennstäbe charakterisiert durch dünnwandige Hülle mit Druckentlastung und hochdichten Brennstoff mit Na-Bindung. Das BR2-Na-Loop erscheint für einen derartigen Konzepttest besonders geeignet, da dies wohl der einzige im koordinierten Karbidprogramm verfügbare Platz ist, an dem ein Brennstabbündel mit Druckentlastungssystem unter repräsentativen Betriebs- und Kühlbedingungen erprobt werden kann.

Die Hauptaktivitäten in den kommenden Monaten müssen auf die Entwicklung eines geeigneten Druckentlastungssystems ausgerichtet werden.

113 MATERIALUNTERSUCHUNG UND -ENTWICKLUNG1131 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1131.1 Hüllmaterial1131.11 Mechanische Eigenschaften1. Kurzzeitfestigkeit (G. Heß, W. Scheibe, IMF)

Untersuchungen am Sandvikstahl 12R72HV haben gezeigt, daß wegen seiner komplexen Zusammensetzung durch gezielte Wärmebehandlungen deutliche Veränderungen der mechanischen Eigenschaften erzielt werden können. Glühungen bei 800 °C bewirken sehr stabile Gefügestände. Dabei stellte sich heraus, daß sowohl die Streckgrenzen als auch die Bruchdehnungen mit zunehmender Auslagerungsdauer steigen (Abb. 1). Überraschend steigen die Streckgrenzen in den ausgelagerten Zuständen mit zunehmender Prüftemperatur an. Dieses Phänomen soll in weiteren Versuchen noch genauer untersucht werden.

Das Ansteigen der Bruchdehnungen beschränkt sich auf eine Erhöhung der Einschnürdehnung, während die Gleichmaßdehnungen in allen Fällen gleich bleiben. Daß bei einer Prüftemperatur von 750 °C im lösungsgeglühten Zustand höhere Dehnungen erzielt werden als nach einer Auslagerung 800 °C - 1 Stunde, mag daran liegen, daß es in diesem Zustand während des Zugversuches zu Ausscheidungsvorgängen kommt und man daher nicht mehr unbedingt von einem lösungsgeglühten Zustand sprechen kann.



EINFLUß DER AUSLAGERUNGSZEIT BEI 800°C AUF STRECKGRENZEN UND BRUCHDEHNUNGEN DES SANDVIKSTAHL 12R 72 HV = X8CrNiMoTiB 15 15 = 1.4970.

Abb. 1

2. Zeitstand- und Kriechverhalten

(H. Böhm, L. Schäfer, M. Schirra, H. Scholz, IMF)

An dem 16/16 CrNi-Stahl mit der Werkstoff-Nr. 4981 wurden umfangreiche Zeitstandsversuche durchgeführt. Untersucht wurde dieser Stahl in 5 verschiedenen Vorbehandlungszuständen, um festzustellen, in welchem Maße sich das Zeitstand- und Kriechverhalten durch verschiedene mechanisch-thermische Vorbehandlungen beeinflussen läßt.

I = lösungsgeglüht

II = lösungsgeglüht + 700 °C 170^h/Luft

III = lösungsgeglüht + 800 °C 23^h/Luft

IV = lösungsgeglüht + 12% kaltverformt

V = lösungsgeglüht + 12% kaltverformt + 800 °C 23^h/Luft

Der Zustand I entspricht dem allgemein üblichen Zustand dieser Legierung. Die Zustände II und III nehmen die Bildung von Ausscheidungen verschiedener Größe und Anzahl vorweg. Der Zustand IV führt zu einer höheren Streckgrenze und entspricht in etwa dem letzten Herstellungsgang von Brennelement-Hüllrohren, wobei allerdings ein Duktilitätsverlust zu erwarten ist. Der Zustand V sollte durch die der Kaltverformung nachgeschalteten Glühung bei etwas geringerer Festigkeit die Duktilität verbessern.

Die Zustände I-III-V wurden im Rahmen der deutsch-spanischen Zusammenarbeit in den Anlagen der Junta de Energía Nuclear und die Zustände II und IV im IMF untersucht. Auf Grund der bisher vorliegenden Er-

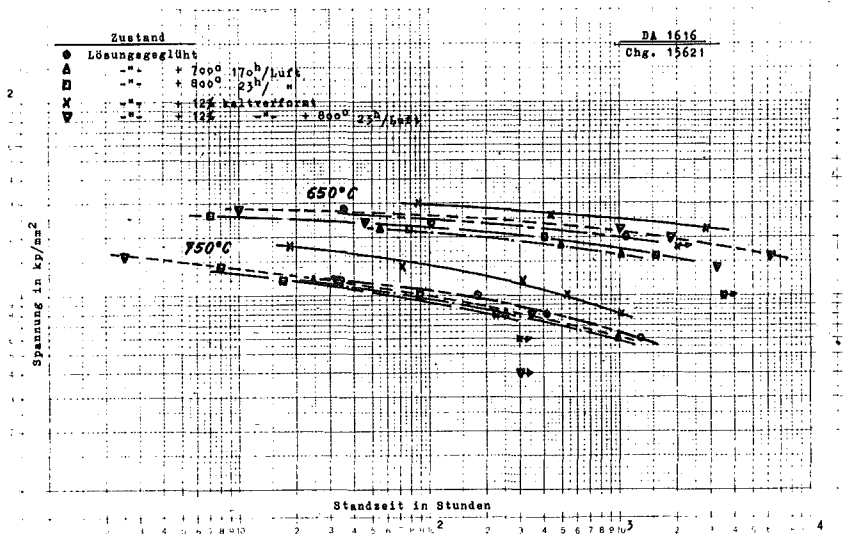


Abb. 2

gebnisse kann man folgendes feststellen: Die höchsten Zeitstandfestigkeitswerte werden im Temperaturbereich von 600 - 800 °C von dem nur kaltverformten Zustand erreicht. So liegen die $\sigma_{B/10000}$ Std-Werte für 650 °C bei 19-20 kp/mm^2 und für 700 °C bei 10-12 kp/mm^2 . Für den Zustand V (kaltverformt + geglüht) liegen die entsprechenden Werte bei $\approx 14 \text{ kp/mm}^2$ bzw. 8-10 kp/mm^2 . Bei Temperaturen ab 700 °C liegt der lösungsgeglühte Zustand in seinen Zeitstandfestigkeitswerten nur knapp unter den $\sigma_{B/10000}$ Std-Werten des nur kaltverformten Zustandes. Bei 750 °C und 800°C werden bei 10^3 Stunden die gleichen Werte erreicht, und zu längeren Standzeiten hin ist mit einer Überschneidung der Kurven zu rechnen. In Abb. 2 sind als Beispiel die Zeitstandkurven für 650 ° und 750 °C wiedergegeben.

Die gleiche Abhängigkeit vom Vorbehandlungszustand ergibt sich für die Zeit-Dehngrenzen. So liegt für den nur kaltverformten Zustand die σ 1%/1000 Std-Grenze für 650 ° bei 23 kp/mm² und für 700 °C bei 13 kp/mm², gegenüber 20 bzw. 8 kp/mm² für den Zustand V (kaltverformt + gegläht).

Um über das Kriechverhalten quantitative Aussagen machen zu können, muß man allerdings die z.Zt. noch laufenden Langzeitversuche abwarten.

Die Duktilität dieser Legierung ist in den einzelnen Zuständen sehr unterschiedlich. So liegen die Bruchdehnungswerte für Standzeiten > 10² Stunden bei dem lösungsgeglühten Zustand zwischen 30 und 40% für Prüftemperaturen von 600 - 700 °C. Eine Auslagerung nach dem Lösungs-glühen (Zustand II und III) erhöht die Bruchdehnungswerte auf 50 - 60%, zumal bei Prüftemperaturen >700 °. Dagegen sinkt die Duktilität bei dem nur kaltverformten Zustand auf Werte um 10 - 15%. Eine der Kaltverformung nachfolgende Glühung erhöht die Dehnung durchweg auf Werte um 20 - 25 %.

Härtemessungen nach dem Zeitstandversuch an den Probenköpfen ergaben, daß sich die Härte auch nach längeren Versuchszeiten bei den Zuständen I-II-III nicht ändert, d.h. diese Zustände sind thermisch sehr stabil. Lediglich bei den Zuständen IV und V kommt es bei Temperaturen >650 °C und längeren Zeiten zu einer leichten Entfestigung.

3. Schweißuntersuchungen (W. Scheibe, IMF)

Als Parallelversuche zu den Elektronenstrahlschweißungen wurden am Stahl 12R72HV Schutzgasschweißungen durchgeführt. Der Werkstoff lag in den beiden Zuständen lösungsgeglüht + 15% kaltverformt und lösungsgeglüht + 15% kaltverformt + 800 °C/23 h vor. Alle für Zugversuche vorgesehenen Proben sind unmittelbar nach dem Schweißen bis zur halben Probenbreite gerissen.

4. Messung der Drallsteigung an Hüllrohren mit integralen
Wendelrippen als Abstandshalter (O. Jacobi, R. Scherwinsky, IMF)

Damit die gegenseitigen Abstützstellen der Rippenköpfe von Rippenrohren im Brennstabündel in einer Ebene liegen, muß die Steigung der Rippen innerhalb einer vorgegebenen Toleranz liegen. Da das bisher untersuchte Meßverfahren sehr langsam arbeitet und außerdem örtlich starke Abweichungen der Steigung nicht erfaßt, wurde ein anderes Verfahren entwickelt und erprobt. Es läßt außerdem die Kombination mit zerstörungsfreien Prüfverfahren zu.

Der benutzte Meßkopf erzeugt ein der örtlichen Steigungsabweichung proportionales Signal, welches mit Hilfe einer analogen, elektronischen Einheit auf ein Registriergerät gegeben wird. Durch die zusätzliche Verwendung eines Integrators lassen sich die Abweichungen aufsummieren. Somit erhält man nicht nur die Steigung allein, sondern auch den Verlauf der Rippen in der Darstellung der geometrischen Abwicklung.

Mit der aufgebauten Apparatur wurden die ersten Messungen durchgeführt (Abb. 3). Obwohl einige Mängel hinsichtlich der Langzeitstabilität sichtbar wurden, arbeitet das Meßverfahren einwandfrei.

5. Bereitstellung von Hüllrohr- und Stopfenmaterial für die
Bestrahlungsversuche DFR 330 (O. Jacobi, R. Scherwinsky, IMF)

Die für die Bestrahlungsversuche DFR 330 in Dounreay gelieferten Rohre wurden geprüft. Außen- und Innendurchmesser wurden kontinuierlich gemessen, die Wandstärke und die Materialfehlerfreiheit mittels Ultraschall bestimmt und das Ergebnis mit Prüfdiagramm dokumentiert. Die Rohre hatten eine Lieferlänge von 4,0 Metern. Nach einem "Schnittplan" auf den Prüfdiagrammen (Abb. 4) wurden die Rohre entsprechend der Qualität in Brennelement-, Schweißversuchs- oder Vergleichsrohre geteilt. Insgesamt wurden an die Firma Alkem und an die Hauptwerkstatt 100 Stück (96 m) Hüllrohre und 13 m Stangenmaterial abgegeben. Die Rohre hatten je eine Länge von 850 mm. Es kamen 3 Werkstoffe mit den in Tabelle 1 aufgeführten Analysen (in Gewichtsprozent) zur Auslieferung. Außerdem wurde von jedem Hüllrohrmaterial ein Stück von ca. 1m Länge als Vergleichsmaterial für Nachbestrahlungsuntersuchungen eingelagert.

Abb. 3.

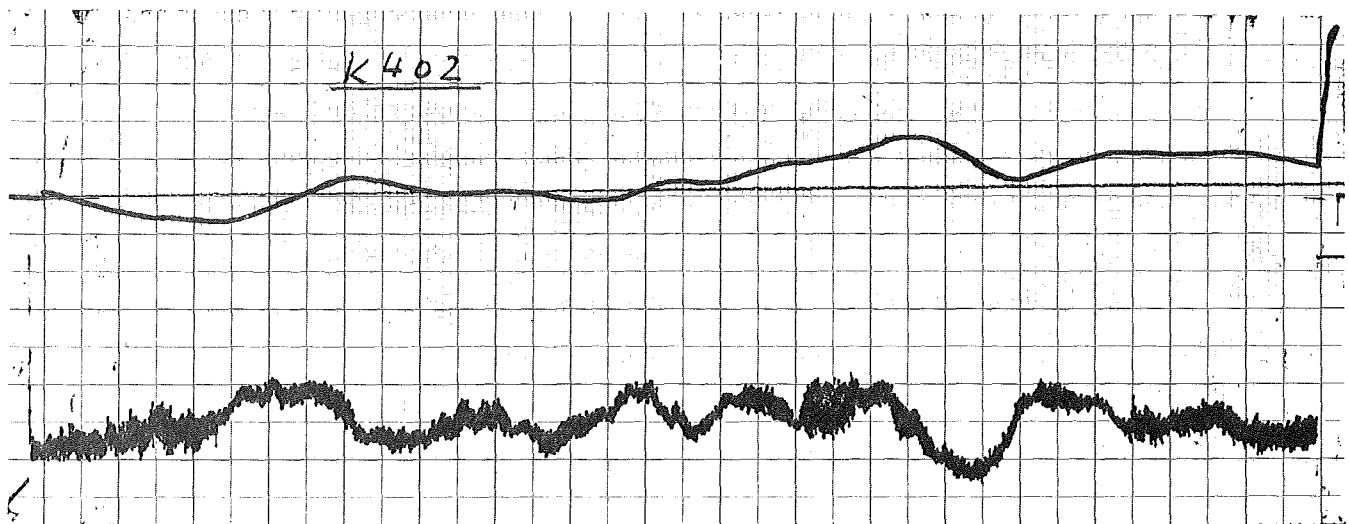
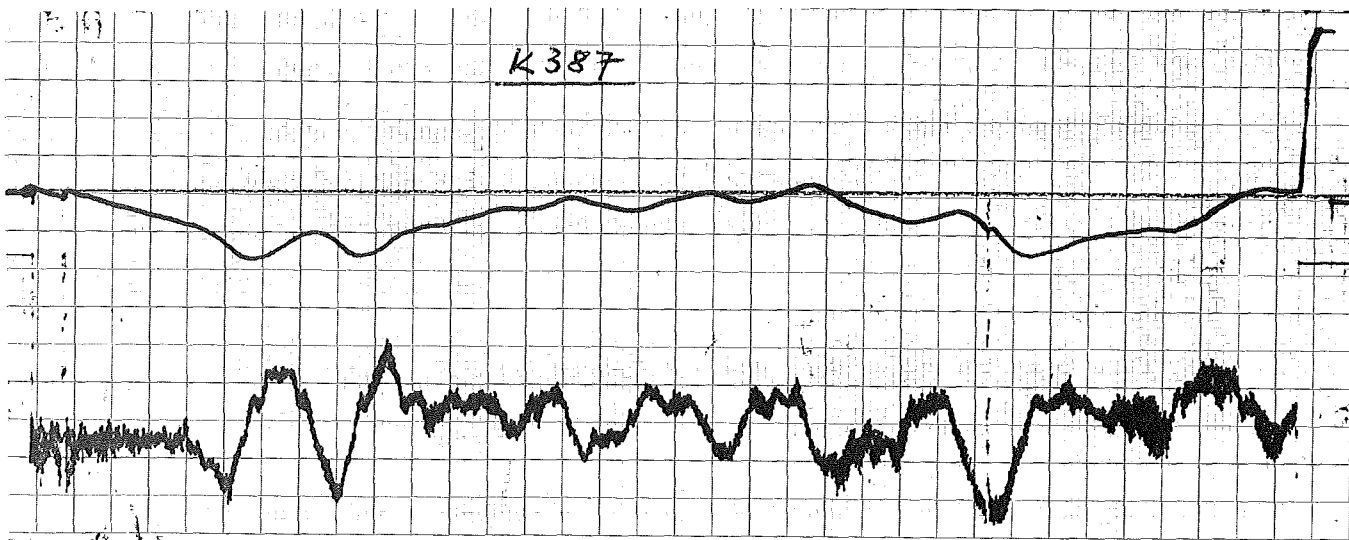
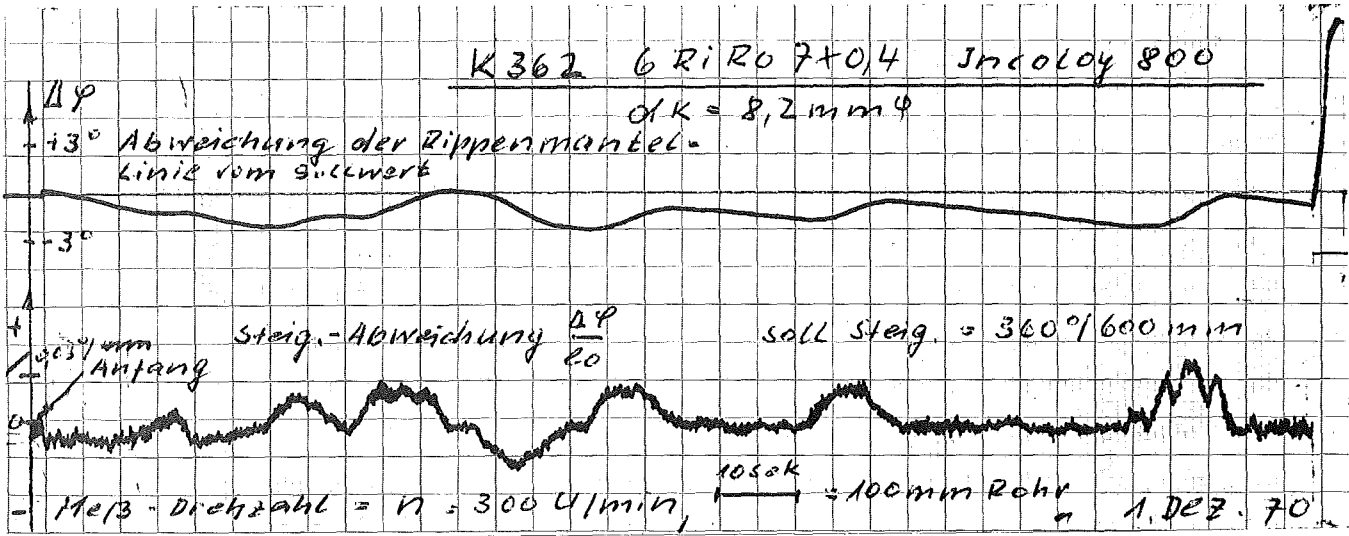
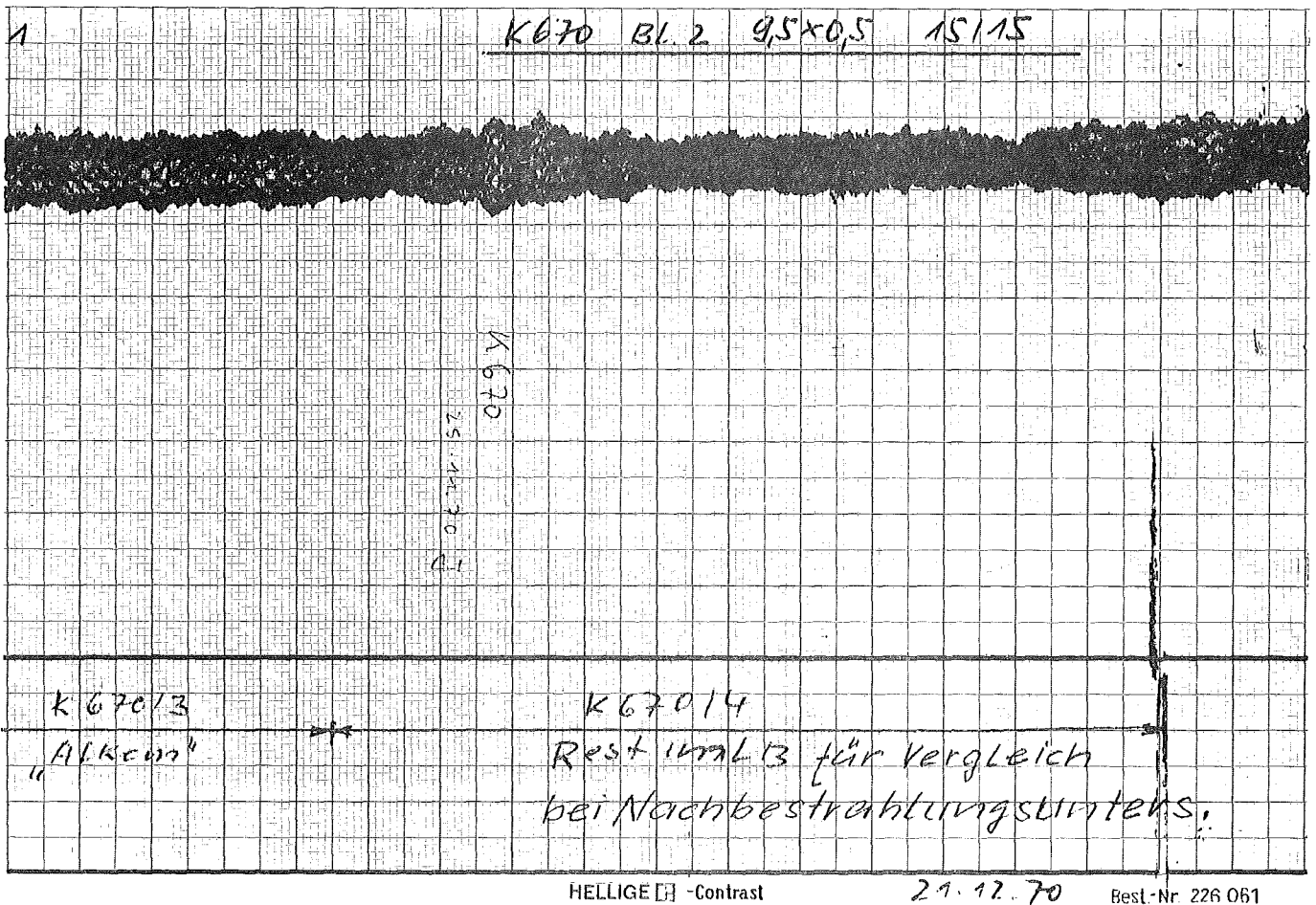
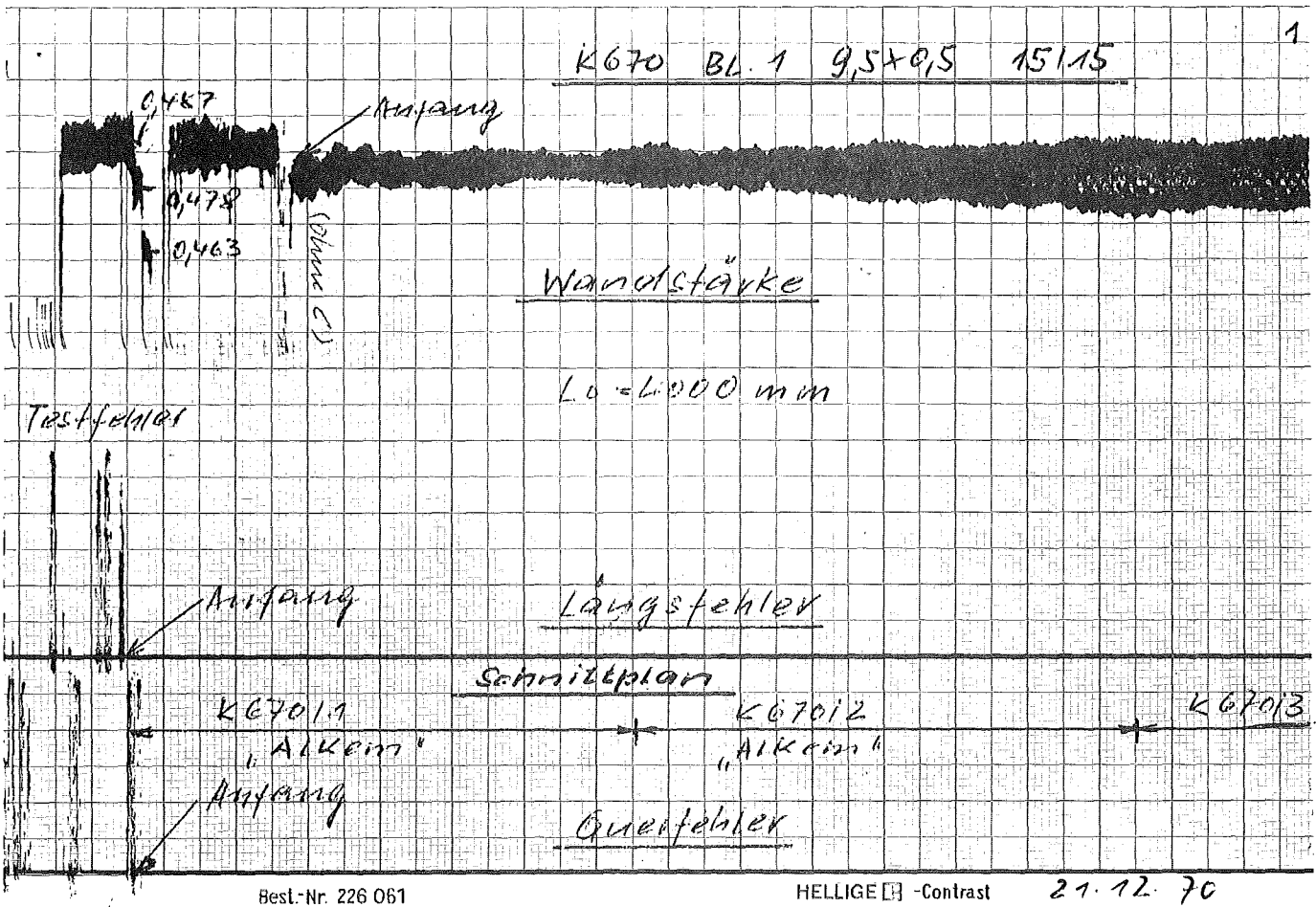


Tabelle 1:

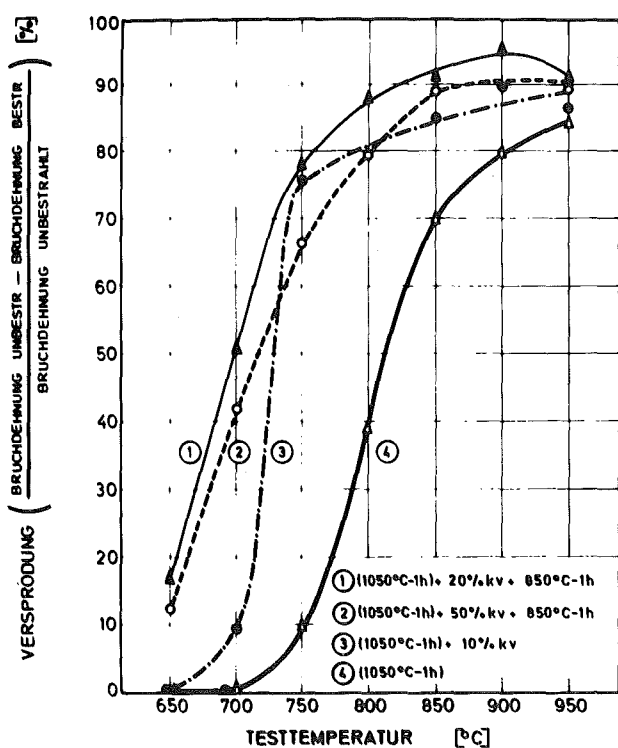
Werkstoff		C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Ti	Al	B	Nb
1.4988	Rohrmaterial	0,049	0,63	1,35	0,02	0,05	16,23	1,44	13,69			0,005	0,62
	Rundmaterial	0,094	0,61	1,24	0,017	<0,005	17,20	1,31	13,88				1,09
1.4919 (= AISI 316)	Rohrmaterial	0,05	0,45	1,56	0,027	0,008	17,00	2,25	13,00				
	Rundmaterial	0,046	0,38	1,59	0,022	0,005	17,60	2,37	13,50				
X10CrNiMoBTi 1515 = 12R72HV	Rohrmaterial	0,089	0,42	1,52	0,019	0,0068	14,88	1,07	15,64	0,45		0,008	
	Rundmaterial	0,009	0,45	1,62	<0,005	<0,002	15,25	1,16	15,73	0,43	0,094	0,0052	



1131.12 Bestrahlungsversuche

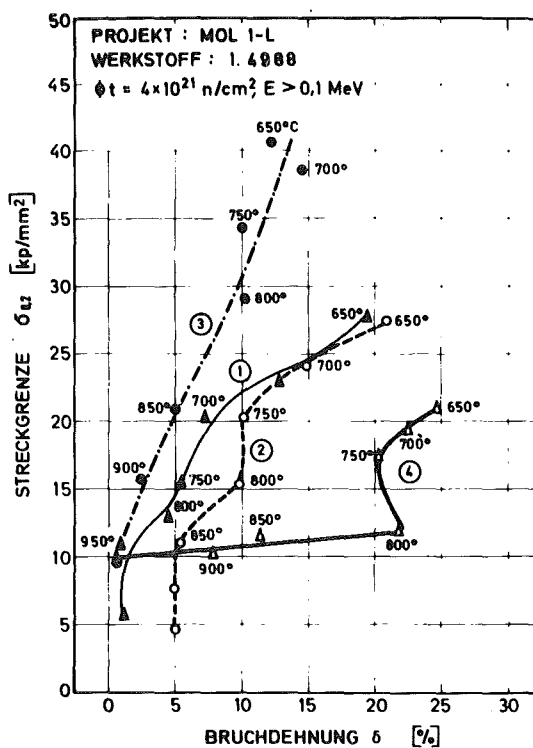
1. Kurzzeitfestigkeit (H. Böhm, G. Heß, W. Scheibe, IMF)

Im Bestrahlungsprojekt Mol 1-L (Bestrahlungstemperatur $\approx 50^\circ\text{C}$, Dosis ($>0,1\text{ MeV}$) $4 \times 10^{21}\text{ n/cm}^2$) wurde u.a. der Stahl 1.4988 = X10CrNiMoVNb 1613 in verschiedenen Vorbehandlungszuständen bestrahlt. Ein Teil dieser Proben wurde in Kurzzeitversuchen im Temperaturbereich zwischen 650° und 950°C geprüft. Abb. 5a zeigt die Versprödung (Dehnungsabnahme in %) der einzelnen Gefügestände.



EINFLUß MECHANISCH-THERMISCHER VORBEHANDLUNGEN AUF DIE VERSPRÖDUNG NACH BESTRAHLUNG IM BR 2 (ZERREIßVERSUCHE)

Abb. 5a



EINFLUß MECHANISCH-THERMISCHER VORBEHANDLUNGEN AUF DIE ABHÄNGIGKEIT DER BRUCHDEHNUNG VON DER STRECKGRENZE NACH BESTRAHLUNG IM BR 2.

Abb. 5b

Die geringste Versprödung wurde bei einem von der Lieferfirma als "lösungsgeglüht" angegebenen Zustand gefunden. Gefügeuntersuchungen ergaben jedoch, daß dieser Zustand keineswegs lösungsgeglüht vorliegt. Aufgrund der intensiven Ausscheidungen im Gefüge kann angenommen werden, daß es sich um einen aufgelagerten Zustand handelt, wahrscheinlich durch eine zu langsame Abkühlung nach der Lösungsglühung. Dieser Zustand bildet den Ausgangszustand für alle weiteren Vorbehandlungen des Stahls in diesem Bestrahlungsprojekt.

Während bei diesem Zustand die Versprödung erst ab 750 °C einsetzt (Kurve 4), sind die mechanisch-thermischen Zustände (1 + 2) schon bei 650 °C versprödet. Etwas günstiger liegt hier ein 10% kaltverformter Zustand, der auch absolut etwa die gleichen Dehnungswerte nach Bestrahlung zeigt wie die Zustände 1 + 2 (Abb. 5b) bei deutlich höheren Streckgrenzen. Wie stabil solche kaltverformten Zustände über längere Versuchszeiten sind, muß durch Zeitstandversuche geklärt werden.

2. Simulation von Strahlenschäden (K. Ehrlich, IMF)

Vorbereitet wurden Simulationsversuche am Variable Energy Cyclotron in Harwell. In diesem Experiment werden die Referenzstähle (4988, 4981, 12R72HV) in technisch definierten Zuständen zunächst bis zu einer neutronenäquivalenten Dosis von $5 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ mit Kohlenstoffionen bestrahlt. Das Schwellverhalten wird elektronenmikroskopisch untersucht.

3. Theoretische Arbeiten (K. Ehrlich, D. Kaletta, W. Schneider, IMF)

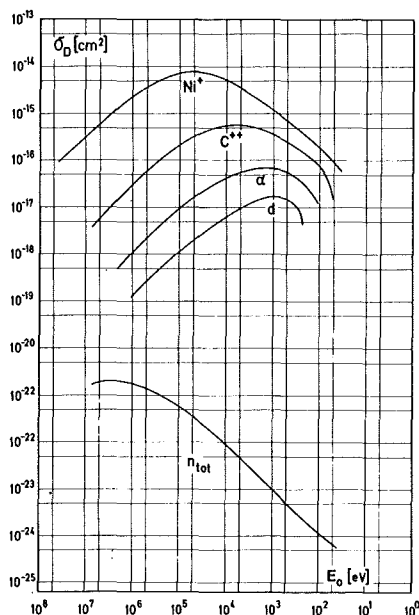
Zu einem Abschluß gekommen sind Modellrechnungen, die einen Einblick geben in die Wirksamkeit verschiedener Reaktorspektren sowie hoch- und niederenergetischer Ionen bezüglich entstehender Gitterdefekte, insbesondere der zu erwartenden Leerstellen- und Zwischengitteratomübersättigungen. Als Maß für diese Schädigungsrate wird ein Verlagerungswirkungsquerschnitt σ_D definiert, der die elastische Wechselwirkung des eingeschossenen Teilchens **mit den Gitteratomen** und die durch Sekundärstöße zwischen den Gitteratomen entstehenden Atomverlagerungen

beinhaltet. Die Defektrate k selbst ist dann das Produkt aus σ_D und dem Teilchenfluß Φ . Zur Berechnung der integralen Erzeugungsraten k verschiedener Reaktoren (SNR, DFR, EBR II) in verschiedenen Corebereichen wurden die Neutronenspektren und elastischen Streuquerschnitte in 26-Gruppensätzen verwendet.

Tabelle 2: Integrale Defektraten k und mittlere Verlagerungsquerschnitte σ_D verschiedener Reaktoren

Reaktor	Integr. Fluß [$\text{cm}^{-2}\text{sec}^{-1}$]	Integrale Defektrate K [sec^{-1}]	Mittlerer Verlagerungsquerschnitt σ_D [cm^2]
SNR (Z_1)	6×10^{15}	$4,1 \times 10^{-6}$	$6,8 \times 10^{-22}$
SNR (Z_2)	$3,7 \times 10^{15}$	$2,7 \times 10^{-6}$	$7,3 \times 10^{-22}$
DFR ($Z=0$)	$2,5 \times 10^{15}$	$2,8 \times 10^{-6}$	$1,1 \times 10^{-21}$
DFR ($Z=30$)	$1,2 \times 10^{15}$	$1,1 \times 10^{-6}$	$9,1 \times 10^{-22}$
EBR II ($Z=0$)	$2,1 \times 10^{15}$	$2,4 \times 10^{-6}$	$1,1 \times 10^{-21}$
EBR II ($Z=70$)	$3,1 \times 10^{14}$	$9,3 \times 10^{-8}$	$3,0 \times 10^{-22}$

Die Berechnung der Schädigungsraten bei Einschub **geladener** Teilchen setzt in dem Bereich, der nicht mehr durch eine einfache Rutherford-Wechselwirkung gekennzeichnet ist, die Kenntnis des Gitterpotentials voraus. Für Nickel als Targetmaterial wurde deshalb aus korrigierten elastischen Daten im Bereich $0 < r < d$ (d Gitterkonstante) ein Wechselwirkungspotential für die folgenden eingeschossenen Teilchen: Deuteronen,



α -Teilchen, **Kohlenstoff-** und **Nickel-**ionen über einen Inverspotentialansatz aufgebaut. Abb. 6 zeigt die damit errechneten Verlagerungsquerschnitte als Funktion der Primärteilchenenergie in Abhängigkeit von der jeweiligen Strahlungsart.

Abb. 6

114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1141 Natriumkühlung1141.1 Korrosion1141.11 Korrosionsverhalten von austenitischen Stählen (Helga Schneider, H.U. Borgstedt, IMF; G. Frees, IRB)1. Interkristalline Korrosion

Frühere Versuche im Kreislauf "Cerberus" (KFK-Bericht 991, 1969) hatten gezeigt, daß die austenitischen Stähle Werkstoff-Nr. 4961, 4981 und 4988 durch Natrium in den Korngrenzen angegriffen werden. Nach den Befunden der Metallographie ist diese Form des Angriffs an grobe Ausscheidungen in den Korngrenzen gebunden. Korngrenzenausscheidungen in Proben des Stahls Werkstoff-Nr. 4961 wurden nach einer von Bohnstedt (Z. analyt. Chem. 199 (1964) 109-117) gegebenen Vorschrift isoliert und einer quantitativen Analyse unterworfen.

Die Zusammensetzung dieser Ausscheidungen in Atomprozenten ist die folgende: Nb = 22,8; Ta = 0,8; Fe = 0,4; Ti = 0,3; Si = 9,2; O = 46,4; N = 4,3; C = 14,8. Daraus kann man auf einen Materialbestand schließen, der im wesentlichen Oxide und Karbide enthält, nämlich 40 Mol-% (Nb, Ta) $2O_4$, 20 Mol-% (Nb, Ta) C, 28 Mol-% SiO_2 , 1 Mol-% TiO, 1 Mol-% FeO und andere, auch Stickstoff enthaltende Substanzen.

Von den Oxiden des Niob, Tantal, Titan und Silizium ist bekannt, daß sie von strömendem Natrium abgetragen oder gelöst werden. Lediglich die Karbide könnten gegen Natrium stabil sein. Aus den analytischen Befunden wäre ein Mechanismus der interkristallinen Korrosion über die teilweise Auflösung der Korngrenzenausscheidungen verständlich.

2. Verhalten von Eisen- im Vgl. zu Nickelbasislegierungen

Versuche im Korrosionskreislauf "Cerberus" des IRB an austenitischen Stählen mit 16-18% Cr und 10-16% Ni, an Nickelbasislegierungen und an den unlegierten Metallen Fe und Ni haben gewisse Aufschlüsse über den Korrosionsmechanismus liefern können (1). Die Zusammensetzung der Legierungen beeinflusst in starkem Maße die Korrosionsgeschwindigkeit durch Natrium und ihre Temperaturabhängigkeit. Dabei verhalten sich die austenitischen Stähle ähnlich wie unlegiertes Eisen, Legierungen vom Inconel-Typ jedoch mehr wie unlegiertes Nickel. Die Aktivierungsenergie der Gesamtreaktionen der Korrosion für die austenitischen Stähle und für Fe betragen nach diesen Messungen um 15 kcal/Mol, für Inconel und Nickel ergaben sich Werte um 40 kcal/Mol.

Nickel- und Eisenbasislegierungen unterscheiden sich in einem weiteren Punkt ihres Korrosionsverhaltens. So wird die Korrosionsgeschwindigkeit bei austenitischen Stählen durch den Sauerstoffgehalt des Natriums stark beeinflusst, bei reinem Nickel findet sich diese Abhängigkeit nicht (Abb. 1). Die Korrosion von Eisenbasislegierungen beruht nach den vorliegenden Ergebnissen der Korrosionsversuche nicht auf einem einfachen Lösungsmechanismus, da die Korrosionsgeschwindigkeit in keiner Beziehung zur Sättigungskonzentration des Eisens im Natrium steht (2).

1141.13 Korrosionsverhalten von Vanadinlegierungen (Helga Schneider, H.U. Borgstedt, IMF; G. Frees, IRB)

Die Korrosionsversuche zur Auswahl von Vanadiumlegierungen nach ihrem Korrosionsverhalten und zur Klärung des Verträglichkeitsverhaltens dieser Gruppe von Werkstoffen in Natrium sind abgeschlossen worden (3). Unter der Voraussetzung, daß eine Sauerstoffleckage in das Natrium eines Primärkühlkreislaufs von der Konstruktion her unterdrückt werden kann, ist die Legierung V-15%Cr-1%Ti in einem natriumgekühlten schnellen Reaktor einsetzbar. Weitere Versuche müssen die Spezifikationen des Kühlkreislaufs ermöglichen. - Die Probleme der Hüllrohrfertigung aus dieser V-Legierung und der Verträglichkeit mit dem Brennstoff sind noch offen.

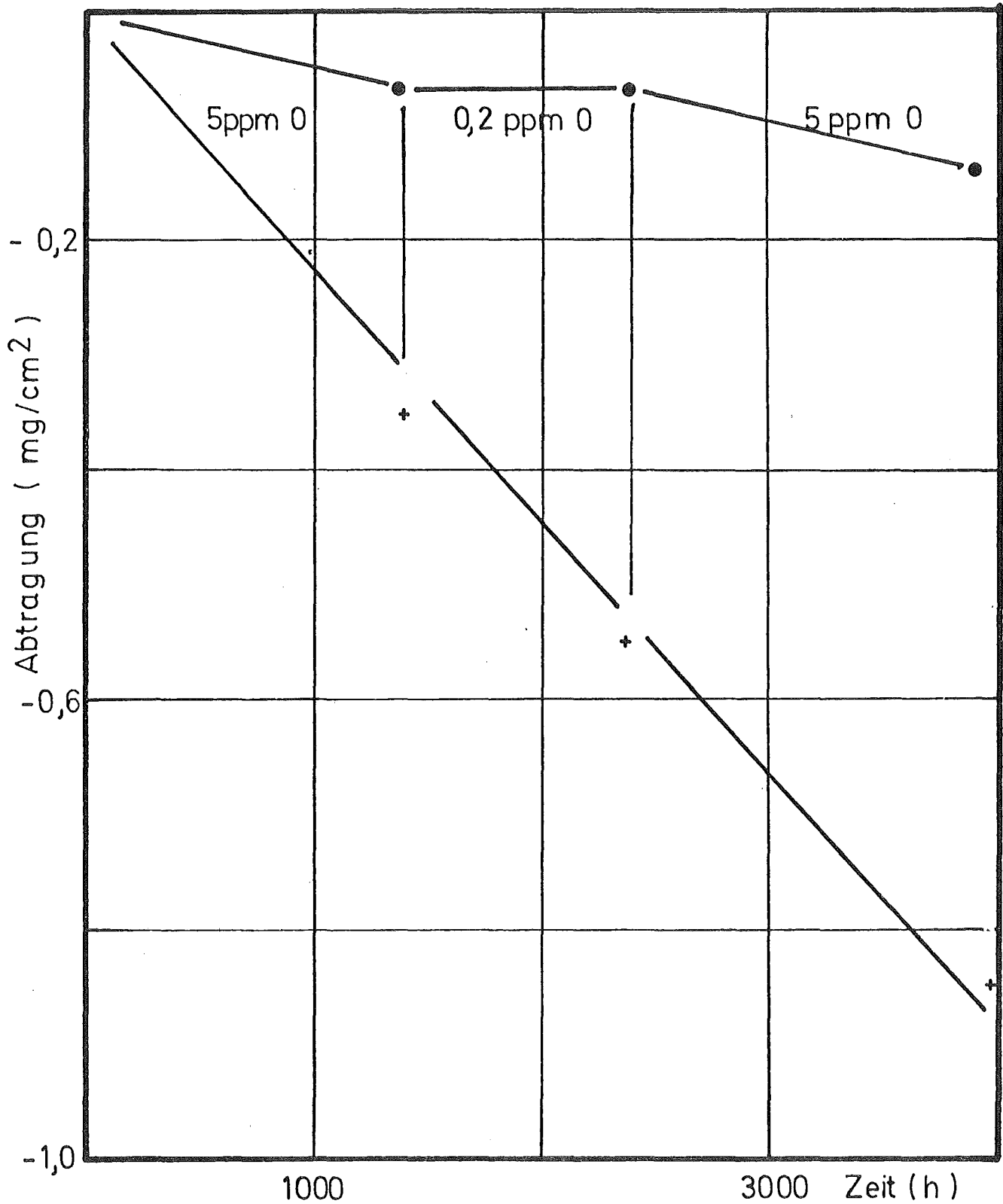


Abb.1 Abtragung von austenitischen Stählen (●) und von unlegiertem Nickel (+) durch Kreislaufnatrium bei 600°C. Die Korrosion der Stähle wird durch Verminderung der Sauerstoffkonzentration gestoppt, die des Nickels nicht.

Die Korrosionsversuche in Natrium mit den als Gettermaterialien in den Vanadiumlegierungen enthaltenen Metallen Zirkonium und Titan haben viel zum Verständnis der Korrosion der Legierungen beigetragen (4,5). Röntgenographische Untersuchungen der versprödeten Zonen von korrodierten Vanadium-Titan-Legierungen (6) haben neben der Ausscheidung einer Phase (Ti,V) O auch noch eine interstitielle Aufnahme von Sauerstoff in die Matrix gezeigt.

1141.3 Reinheitskontrolle des Natriums

1. Sauerstoff- und Kohlenstoffgehalt (Helga Schneider, H.U. Borgstedt, IMF; G. Frees, IRB)

Die Gehalte des Kreislaufnatriums an Sauerstoff werden mit Hilfe von kontinuierlich arbeitenden Festelektrolytzellen kontrolliert. Diese Zellen wirken als elektrochemische Sauerstoffkonzentrationsketten, deren eine Zelle das zu kontrollierende Natrium ist, während die andere Zelle durch ein konstantes definiertes Sauerstoffpotential gebildet wird. Diese Monitore erlauben Messungen bis zu Sauerstoffgehalten unter 0,1 ppm, die im Natrium durch Heißfallenreinigung erreicht werden (4,7).

Zur Eichung der Monitore wird die Destillationsmethode benutzt. Nach Abtrennung des metallischen Natriums von dem chemisch gebundenen durch Vakuumdestillation, wobei das Natriumoxid im Destillationsrückstand verbleibt, kann das Oxid mit großer Exaktheit bestimmt werden. Die Unterscheidung von anderen zurückbleibenden Natriumverbindungen ist möglich. Die Methode ist an Proben von Natrium, die mit Sauerstoff gesättigt waren, geprüft worden. Das Ergebnis bestätigt eine in neuerer Zeit von EICHELBERGER gegebene Sättigungskurve sehr gut (siehe Abb. 2). Die Destillationsmethode wurde gleichfalls zur Bestimmung von Kohlenstoffgehalten im Natrium herangezogen, wobei der Kohlenstoff als Summe aller vorliegenden Formen oder als Karbonat gemessen werden kann. Eine Reihe von anderen Elementen wie Chlor, Calcium, Eisen, Nickel und Chrom lassen sich ebenfalls aus dem Destillationsrückstand bestimmen.

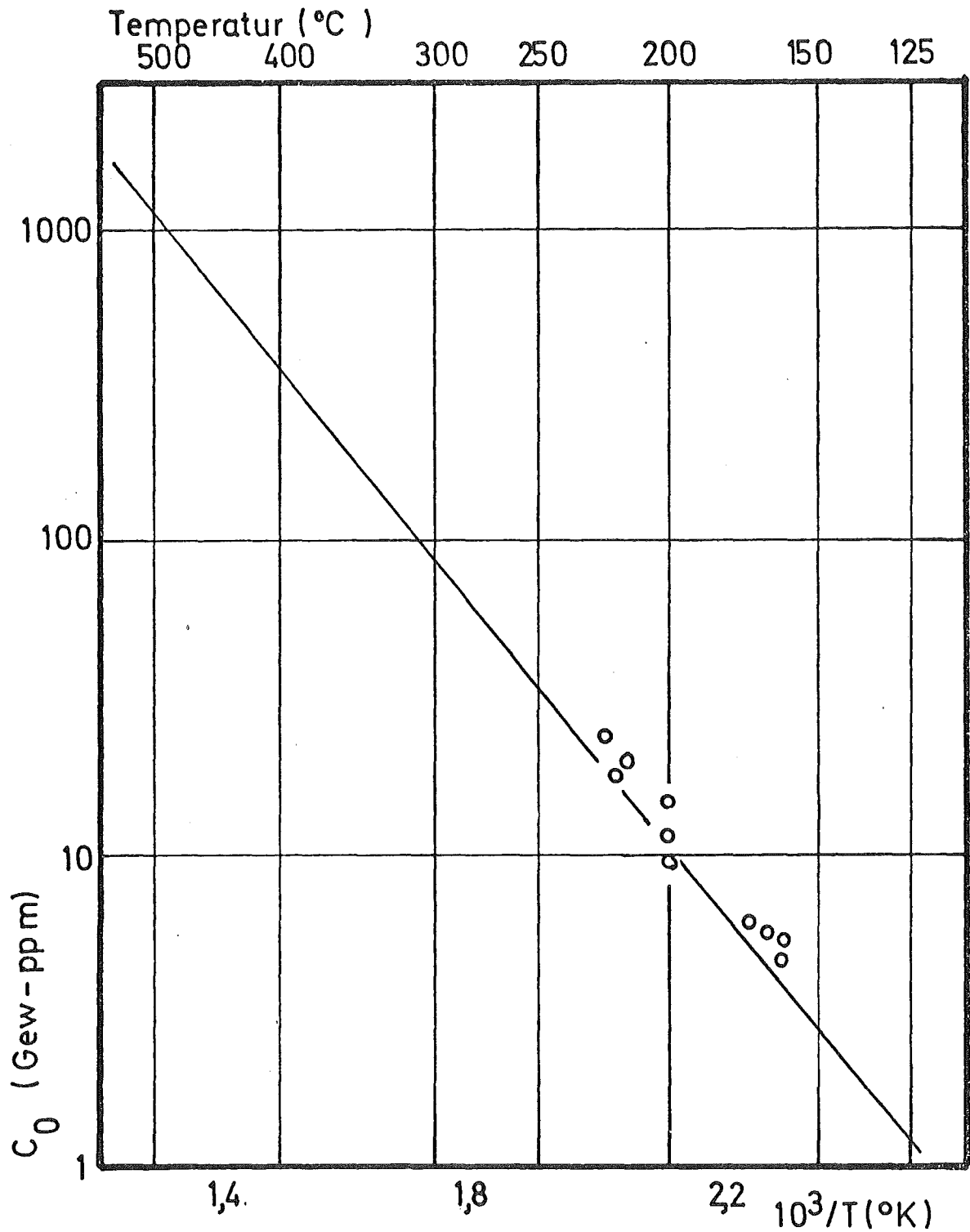


Abb. 2: Ergebnisse von Analysen der bei Temperaturen von 155-225°C mit Sauerstoff gesättigten Natriumproben im Vergleich zur Löslichkeitskurve von EICHELBERGER. Die gute Übereinstimmung zeigt die Brauchbarkeit des Analysenverfahrens.

(o Meßwerte, durchgezogene Linie entspricht $\log s_0 = 6,239 - 2447/T$)

Eine Vorrichtung zur Entnahme von Natriumproben aus dem Kreislauf erlaubt, derartige Analysen nach Destillation des Natriums auch an Proben aus solchen Systemen vorzunehmen. Systematische analytische Untersuchungen sind damit als Ergänzung der Korrosionsuntersuchungen möglich geworden.

2. Fortentwicklung der Analysemethoden (H. Schneider, IMF)

Die Arbeiten auf dem Gebiet der Reinheitskontrolle des Natriums wurden weitergeführt. Nachdem im vorherigen Quartal Bestimmungsverfahren für Fe, Cr, Ni, Mn, Co, Cu im ppm-Bereich ausgearbeitet worden waren, wurde im IV. Quartal damit begonnen, Vergleichsuntersuchungen nach Umsetzung des Natriums und nach Destillation des Natriums durchzuführen. Da diese Arbeiten im allgemeinen analytischen Labor durchgeführt wurden, wo es schwierig ist, Verunreinigungen völlig zu vermeiden, war der Blindwert für Fe, Ni, Cr nach Umsetzung des Natriums noch nicht befriedigend. 1971 steht ein gesonderter Laborraum für diese Arbeiten zur Verfügung.

Bezüglich der Chloridanalyse im Destillationsrückstand wurden bekannte NaCl-Mengen im Tiegel vorgegeben, dann Natrium-Metall hinzugefügt und nach Destillation des Natriums der Chloridgehalt im Destillationsrückstand bestimmt. Es konnten die vorgegebenen Chloridmengen vollständig wiedergefunden werden, so dass man annehmen kann, dass durch die Natrium-Destillation keine Chloridverluste auftreten. Auf dem Gebiet der C-Analysen in Natrium wurden die ersten Versuche zur Bestimmung des Kohlenstoffgehalts im Destillationsrückstand durchgeführt. Die Natrium-Destillation erfolgte in dünnwandigen Alsint-Tiegeln. Zur Verbrennung des Destillationsrückstandes im Alsint-Tiegel wurde dieser im O_2 -Strom in einem HF-beheizten Ofen bei ca. $1000^\circ C$ verbrannt. Die Ankopplung wurde durch ein den Alsint-Tiegel umhüllendes Pt-Blech ermöglicht. Es wurde bei diesen der Erprobung der Technik dienenden Versuchen noch keine Unterscheidung zwischen freiem Kohlenstoff und Carbonat-Kohlenstoff gemacht (10,11).

1141.4 Verschleißuntersuchungen in Natrium

(E. Wild, IRB)

Im bisherigen Verschleißprüfstand war das Verschleißverhalten verschiedenster Werkstoffkombinationen in Natrium untersucht worden. Neben den Auswahlversuchen bei konstanten Betriebsbedingungen (Temperatur: 600°C ; Anpreßdruck: 12 kp/cm^2 ; Gleitgeschwindigkeit: 7 cm/s ; Gleitweg: 11 km) (13), waren mit ausgewählten, verschleißresistenten Werkstoffkombinationen erste Parameterversuche gemacht worden (14,15). Dabei waren variiert worden:

Gleitweg: $11 - 33 \cdot 10^3 \text{ m}$

Belastung: $3 - 24 \text{ kp/cm}^2$.

Zur Untersuchung der verschiedenen Einflußgrößen innerhalb hinreichend kurzer Zeit wurde nun ein neuer Verschleißprüfstand "NV II" erstellt, der den gleichzeitigen Einsatz von 4 Teststrecken ermöglicht. Die Testeinsätze unterscheiden sich von den bisherigen wie folgt:

- es sind größere Belastungen der Proben möglich,
- die Probenanordnung wurde so geändert, daß eine bessere Abführung der Abrieb-Partikel durch das Strömungsmedium gewährleistet ist.

Ein solcher Testeinsatz ist in Abb. 3 dargestellt. Er wurde in Vorversuchen erprobt.

Die bisherigen Verschleißversuche wurden in zwei Richtungen weitergeführt. In Voruntersuchungen wurde ermittelt, wie weit

- a.) die die Proben umgebende Atmosphäre und
- b.) die Verweilzeit der Proben in Natrium vor Versuchsbeginn

das Verschleißverhalten einer Materialkombination beeinflussen.

a.) Hierzu wurden im Prüfstand NV II die Werkstoffpaarungen

Inconel 718 - Inconel 718 sowie

Ferro TiC T - Ferro TiC T

zunächst in reinem Argon bei einer Temperatur von 600°C getestet. Die erzielten Verschleißraten sollten mit den Ergebnissen aus Na-Versuchen verglichen werden.

Der Prüfstand erwies sich für diese Vorhaben als ungeeignet, da er wegen verschiedener Durchführungen drehender Bauteile im Testteil nicht voll evakuierbar war. Es kam daher zu starken Anlauffarben im Testteil. Die vorgesehenen Gasversuche müssen zukünftig in einer getrennten Teststrecke durchgeführt werden.

- b.) In Natrium-Temperaturen von 600°C wurde unter Standardbedingungen der Einfluß der Verweilzeit der Proben unter Natrium vor Versuchsbeginn für drei Werkstoffpaarungen untersucht:

Inconel 750 - Inconel 750

1.4981 - 1.4981

Hartwerkstoff 1 - Hartwerkstoff 1

Diese Versuche wurden sowohl nach etwa einstündiger Aufheizzeit als auch zum Vergleich nach 15 Stunden Verweilzeit (bei Natrium-Temperaturen von 400°C) gestartet. Bei allen drei Werkstoffen zeigte sich nach der vorangegangenen Verweilzeit eine merklich stärkere Verschleißwirkung, deren genauer Wert noch ermittelt werden muß.

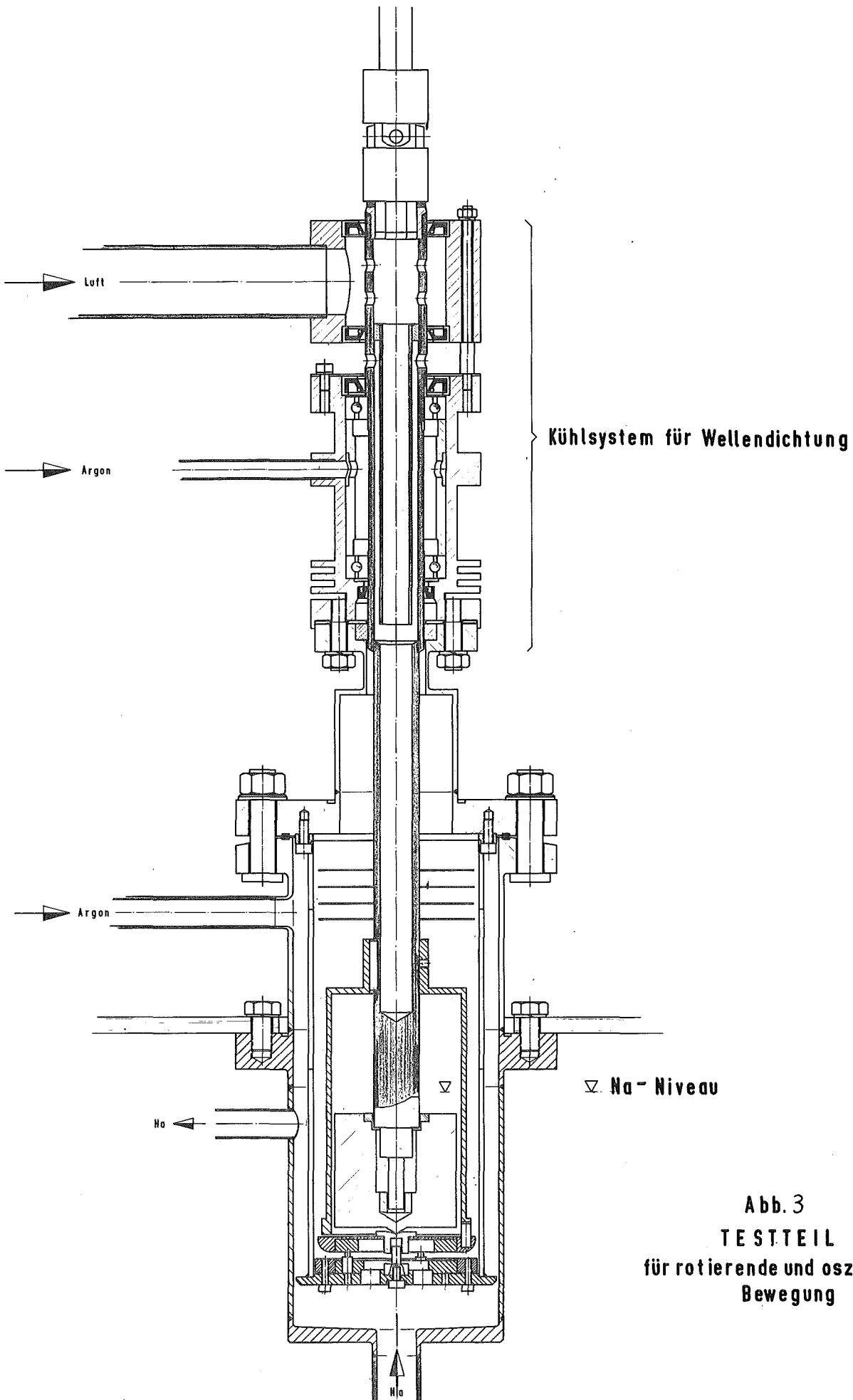


Abb. 3
TESTEIL
für rotierende und oszillierende
Bewegung

Veröffentlichungen zu 1141:

- (1) A.J. Bogers, E.G. Chirer, H.U. Borgstedt
Analysis of sodium corrosion effects in stainless steel
candidate materials for fuel element cladding
ANS-KTG Meeting on Fast Reactor Fuel and Fuel Elements, Karlsruhe,
September 1970, Paper No. 40

- (2) H.U. Borgstedt
Grain boundary grooving of type 304 stainless steel and
Armco iron due to liquid sodium corrosion
Corrosion (NACE), im Druck

- (3) H. Böhm, H.U. Borgstedt, K. Ehrlich, M. Schirra
Vanadiumlegierungen als Hüllwerkstoffe für die Brennele-
mente schneller Brutreaktoren
Reaktortagung 1970 des Deutschen Atomforums,
Tagungsbericht S. 454 - 457

- (4) H.U. Borgstedt, G. Frees, G. Drechsler
Korrosionsreaktionen sauerstoffempfindlicher Metalle in
flüssigem Natrium mit Oxidgehalten. I. Reaktionen von
Zirkonium und Zircaloy-2
Werkstoffe und Korrosion 21 (1970) 568 - 573

- (5) H.U. Borgstedt, G. Frees, G. Drechsler
Korrosionsreaktionen sauerstoffempfindlicher Metalle in
flüssigem Natrium mit Oxidgehalten. II. Reaktionen von Titan
Werkstoffe und Korrosion, im Druck

- (6) H.U. Borgstedt, W. Schneider
Röntgenbeugungsuntersuchungen an inneren Oxydationszonen
in natriumkorrodierten Vanadin-Titan-Legierungen
J. Nuc. Mat. 37 (1970) 114 - 117

- (7) H.U. Borgstedt, G. Frees
Die Oxydation von als Umhüllungen für Brennstoffelemente
in schnellen Reaktoren verwendeten Metallen durch sauerstoff-
haltiges flüssiges Natrium
Werkstoffe und Korrosion 21 (1970) 435-439
- (8) K.-H. Kramer, H.U. Borgstedt
Das Oxydationsverhalten von Nickel-Vanadium-Legierungen in
Luft
Werkstoffe und Korrosion 21 (1970) 804-809
- (9) H.U. Borgstedt, I. Michael, St. Müller, G. Wittig
Direkte Beobachtung des Einsetzens von Spannungsrißkorrosion
am austenitischen Chromnickelstahl Werkstoff-Nr. 4988 in
siedender Magnesiumchloridlösung
Werkstoffe und Korrosion, im Druck
- (10) H. Schneider
Analyse geringer Substanzmengen mit Hilfe der Röntgen-
fluoreszenzspektrometrie
Z. Anal. Chem. 249 (1970) 225-228
- (11) H. Schneider
Vortrag "Quantitative Analyse von Korrosionsprodukten im
Milligramm- bzw. Mikrogramm-Bereich mit Hilfe der Röntgen-
spektrometrie"
VI. Internat. Symposium für Mikrochemie
7. - 11.9.1970 in Graz
- (12) H. Schneider, D. Schönwald, H. Schuhmann
Bestimmung von Calciumgehalten im ppm-Bereich in Natrium-
metall mit Hilfe der Röntgenfluoreszenzanalyse
Z. Anal. Chem. 249 (1970) 175-176
- (13) E. Wild, K. Mack, H. Hoffmann
Das Verschleißverhalten von Stählen und Legierungen
in flüssigem Natrium.
KFK-Bericht Nr. 973, EUR 4174d, April 1969

(14) E. Wild

Experimentelle Untersuchung des Verschleißverhaltens verschiedener Werkstoffpaarungen in Natrium.

Reaktortagung 1970 des Deutschen Atomforums,
Berlin, Sektion 2

(15) E. Wild, K. Mack, H. Hoffmann

Experimentelle Untersuchungen des Verschleißverhaltens von Stählen und Legierungen in flüssigem Natrium.

KFK-Bericht 1251, Aug. 1970

1142 Gaskühlung (Dampf, Helium)

1142.1 Korrosionsverhalten unter isothermen Bedingungen

Statische Untersuchungen der isothermen Heißdampf-Korrosion in Autoklaven (S. Leistikow, IMF)

Statische Heißdampf-Korrosionsuntersuchungen dienten der Vervollständigung des Bildes vom Korrosionsverhalten der Legierungen im statischen Hochdruckversuch sowie der Durchführung zahlreicher grundlegender Untersuchungen. Sie wurden bei 600 °C, 70 atm an sieben verschiedenen Heißdampf-Legierungen unter Variation der Legierungszusammensetzung sowie des Oberflächen- bzw. Gefügestandes durchgeführt.

Dabei wurden Proben der bereits genannten Legierungen ohne Variation des Sauerstoffgehaltes bei 600 °C, 70 atm im lösungsgeglühten, elektrolysierten Zustand und geschmirgelten Anlieferungszustand eingesetzt.

Die Ergebnisse stimmen mit denen der atmosphärischen Kreislaufversuche qualitativ voll überein (Abb. 4): Eine sehr differenzierte Korrosionsbeständigkeit der elektrolysierten, lösungsgeglühten Proben, eine sehr ähnliche, für die austenitischen CrNi-Stähle stark erhöhte Korrosionsbeständigkeit aller kaltverformten Proben; entsprechend dem sehr niedrigen

Sauerstoffgehalt des Dampfes eine kräftige Korrosion der elektrolysierten, lösungsgeglühten Proben, eine mäßige deckschichtbildende Korrosion der geschmirgelten Proben. Ein Einfluß des gegenüber den Kreislaufversuchen erhöhten Dampfdruckes ist nicht erkennbar.

Zur Klärung des quantitativen Zusammenhanges zwischen der korrodierten Metallmenge und der Korngröße des Gefüges wurden an Incoloy 800-Blechproben verschiedener Korngröße - eingestellt durch einstündige Glühungen zwischen 850 und 1250 °C - Korrosionsversuche in Heißdampf von 600 °C, 70 atm während 1000 Stunden im Autoklaven durchgeführt. Die Abb. 5 zeigt, daß in der Tat eine Proportionalität besteht zwischen der korrodierten Metallmenge und der Korngröße des Materials, wobei anstelle der Korngröße auch die Zahl der die Oberfläche durchstoßenden Korngrenzen angesetzt werden könnte. Die laufenden Untersuchungen des Korrosionsverhaltens von feinkörnigerem Material > 8 (ASTM) werden zeigen, welcher zusätzliche Einfluß der Korngröße bei hohen Kaltverformungsgraden zuzuordnen ist.

Es zeichnet sich jedoch schon jetzt deutlich ab, daß durch die Kaltverformung über zwei Mechanismen ein die Korrosionsbeständigkeit erhöhender Einfluß ausgeübt wird; bis zu mittleren Kaltverformungsgraden: durch Erhöhung der Versetzungsdichte allein; bei mittleren bis höheren Kaltverformungsgraden: durch den zusätzlichen Einfluß einer Kornverfeinerung und damit einer Erhöhung der Zahl relativ freier Diffusionswege für eine selektive Chrom-Diffusion.

Abb. 4 **ISOTHERME HEISSDAMPF-KORROSION AUSTENITISCHER Cr-Ni-STÄHLE UND NICKELBASISLEGIERUNGEN**
IM LÖSUNGSGEGLÜHTEN, ELEKTROPOLIERTEN UND GESCHMIRGELTEN OBERFLÄCHENZUSTAND BEI 600°C, 70 atm, WÄHREND 1000 Std
VERGLEICH DER METALLVERLUSTE NACH DEM ENTZUNDERN

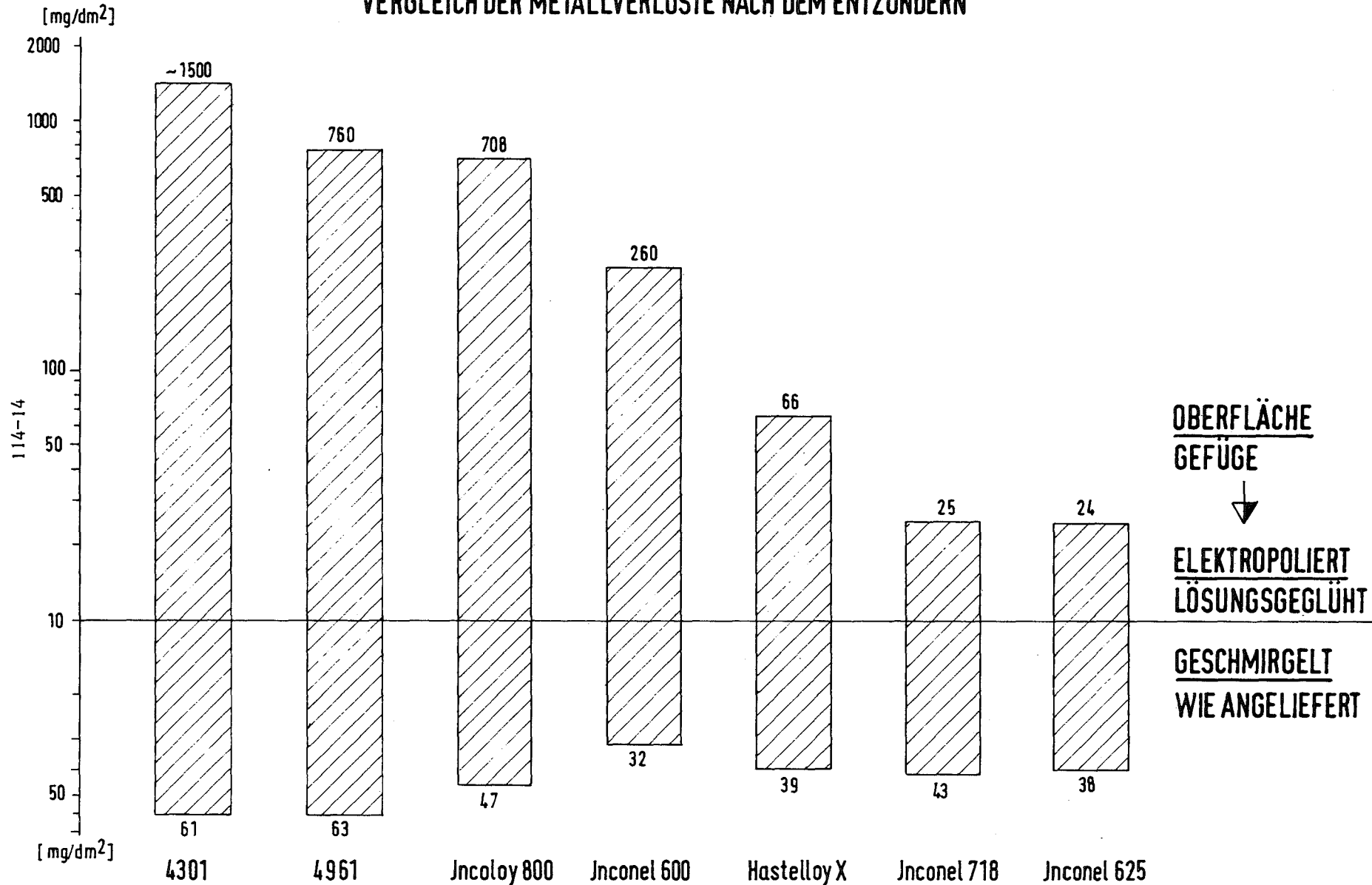
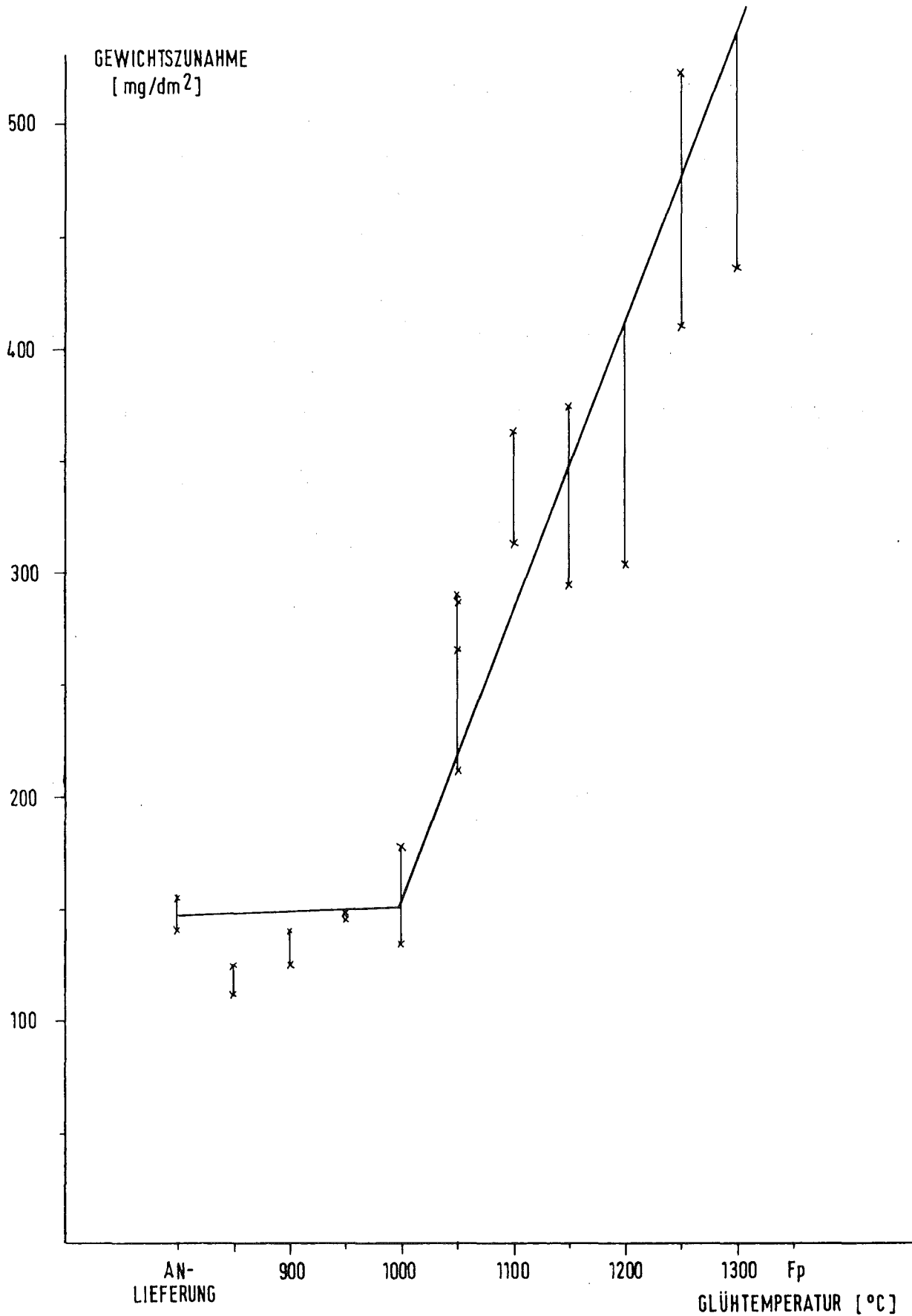


Abb. 5 ISOTHERME HEISSDAMPF-KORROSION VON INCOLOY 800-BLECHPROBEN
ABHÄNGIGKEIT DER GEWICHTSZUNAHME VON DER GLÜHTEMperatur
KORROSION: 600°C, 70at, 1000Std; GLÜHUNG: 1 Std



1142.2 HKW-Kreislauf

(V. Casal, F. Erbacher, K. Marten, J. Vasarhelyi, IRB,
S. Leistikow, IMF)

Der HKW-Kreislauf ist ein grosstechnischer Prüfstand zur Untersuchung der Heissdampf-Korrosion unter Wärmeübergang.

Die Inbetriebnahme des Kreislaufes wurde im Bereich des Maschinenbaues sowie der Mess- und Regeltechnik abgeschlossen. Die Abnahme des Prüfstandes durch den TÜV ist soweit durchgeführt, dass eine Genehmigung für den Versuchsbetrieb erteilt werden konnte.

In Zusammenarbeit zwischen IMF und IRB wurde das Versuchsprogramm für die erste Versuchsreihe erstellt. Die entsprechenden thermodynamischen Berechnungen zur Auslegung der beheizten Teststäbe und Festlegung des Dampfzustandes wurden abgeschlossen. - Die Fertigung der Stäbe und Dampfführungsrohre wurde in die Wege geleitet.

Wegen Personalmangel für den Schichtbetrieb können die Versuche nicht vor Frühjahr 1971 aufgenommen werden.

115 ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS1151 Naßchemische ExtraktionsverfahrenPurex-Fließschemata, MILLI (W. Ochsenfeld, H. Leichsenring, IHCh)

Nachdem im Laufe 1970 die einzelnen Komponenten der Anlage MILLI kalibriert bzw. eingehend getestet worden waren, die notwendigen Verbesserungen und das endgültige Schweißen der Rohrleitungen stattgefunden hatten, wurden die Auflöser und die einzelnen Extraktionszyklen nochmals kalt getestet. Darauf folgte ein "kalter" Dauerbetrieb des I. Extraktionszyklus mit Uran über 56 Stunden. Angewendet wurde ein Fließschema mit 1 M Uranylнитrat und 3 M Salpetersäure und 20% TBP/Alkan für einen Kodekontaminationszyklus mit Extraktion, Wäsche und Rückextraktion. Die Versuche wurden mit Flußverhältnissen durchgeführt, die für Brüterelemente früher in Laborexperimenten im Gegenstrom erarbeitet worden waren (1). Der Dauerbetrieb verlief zufriedenstellend und lieferte gleichzeitig nochmals Werte für die Bestimmung der Effektivitäten der Mischabsetzer.

Anschließend wurden der Auflöser und der I. Extraktionszyklus, bei den vorher beschriebenen Bedingungen, "heiß" mit Mn-56 getestet. Auch dieser Versuch über 24 Stunden verlief zufriedenstellend, ohne die geringste Störung. Mn-56 mit einer Halbwertszeit von 2,6 Stunden hat den Vorteil, daß die Anlage bald wieder betretbar ist, den Nachteil, daß es schwierig ist, die Aktivität während des Versuchs konstant zu halten. Die Aktivität der Speiselösung variierte während der Hauptversuchsperiode zwischen 2000 - 3000 Ci/l. Sie lag damit um einen Faktor 1-1,5 über der zu erwartenden Aktivität einer Lösung von einem Gemisch von Core- und Brutzone. Dieser Versuch sollte erstmalig die Auswirkungen der Strahlenexposition des Extraktionsmittels im Gegenstromexperiment bei der Aufarbeitung von Brüterelementen zeigen. Rechnerisch wurde geschätzt, daß das 20% TBP/Alkan pro Liter einer Dosis von etwa 0,4 - 0,6 Watt-Stunden ausgesetzt war.

Die organischen Proben aus verschiedenen Kammern des Extraktors und Wäschers zeigten einen Di-n-Butylphosphat (DBP)-Gehalt von 10-20 mg pro Liter TBP-Alkan. In batch-Versuchen wurde früher 20 mg DBP/l Extraktionsmittel gemessen, wenn dieses im Gemisch mit einer 3 M HNO_3 enthaltenden wässrigen Lösung einer Dosis von 0,1 Watt-Stunden pro Liter von einer Kobalt-Quelle ausgesetzt war. Das bestrahlte TBP/Alkan im Mangan-Versuch zeigte dieselbe Zirkon-Zahl wie ein unbestrahltes TBP/Alkan. Es ist zu klären, wieweit die hohe Sättigung des Extraktionsmittels an Uran, von über 90% am Speisepunkt und 80-85% des organischen Produktes der I.Extraktion (HAP), bei dem Mangan-Versuch darauf einen Einfluß hatte und wieweit die Annahmen der Berechnung der Strahlenexposition zutreffen. Aufgrund dieses simulierten hochaktiven Versuches der Brüterbrennelemente ist zu erwarten, daß der Einfluß der Strahlenbelastung des Extraktionsmittels auf die Aufarbeitung einen geringeren Einfluß haben wird, als das bisher angenommen wurde.

Veröffentlichungen zu 1151:

- (1) W. Ochsenfeld, H. Schmieder, S. Theiss
Wässrige Wiederaufarbeitung der Brennelemente
Schneller Brüter.
Die gemeinsame Extraktion und die Trennung von
Makromengen Plutonium und Uran mit TBP.
KFK-Bericht 911, EUR 4167d (Oktober 1970)

- (2) H. Schmieder, E. Kuhn, W. Ochsenfeld
Die Absorptionsspektren von Pu(III), Pu(IV), Pu(VI), U(IV)
und U(VI) in Salpetersäure und Tri-n-butylphosphat-n-Alkan
Lösungen und ihre Anwendung in der automatischen Prozeßkon-
trolle.
KFK-Bericht 1306 (November 1970)

1152 Brennstoff- und Spaltproduktanalyse (A. v. Baeckmann, IRCh)

In der Analytischen Gruppe des IRCh wird für das Projekt Schneller Brüter routinemäßig der Uran- und Plutonium-Gehalt, die Isotopenzusammensetzung dieser Elemente sowie der Gehalt an Spurenverunreinigungen (1) in unbestrahlten Kernbrennstoffen ermittelt. Darüber hinaus werden an bestrahlten Kernbrennstoffen Abbrandanalysen (Ce-144, Sr-90, Cs-134/137 und Nd-148) (2), Uran- und Plutonium-Konzentrationsbestimmungen und Isotopenanalysen ausgeführt. Die dabei angewandten Analyseverfahren werden ständig durch Vergleich der Ergebnisse mit denen anderer Laboratorien überprüft und soweit möglich verbessert.

1970 wurde das Verfahren der röntgenfluoreszenzspektrometrischen Uran- und Plutonium-Bestimmungen in bestrahlten Proben teilweise automatisiert. Versuche zur Bestimmung des Abbrandes über Nd-148 wurden aufgenommen und die Verfahren zur Abbrandbestimmung auch auf stark plutoniumhaltige Kernbrennstoffe ausgedehnt. Ein Rechenprogramm zur Verarbeitung der emissionspektrometrischen Meßwerte (Spurenbestimmung) wurde in Zusammenarbeit mit der DVZ erstellt. Das bisher zur Bestimmung von Kohlenstoffspuren angewandte Verfahren wurde auf die Kohlenstoff-Bestimmung in Karbiden erweitert.

Die folgenden Service-Analysen wurden 1970 für das PSB ausgeführt:

1. Konzentrationsbestimmungen

in unbestrahlten Kernbrennstoffen:

Plutonium 223 Uran 96

in bestrahlten Kernbrennstoffen:

Plutonium 24 Uran 106

2. Isotopenanalysen

massenspektrometrisch:

Plutonium 25 Uran 98

α -spektrometrisch:

Plutonium 238 Uran 25

3. Spurenbestimmungen

emissionsspektrometrisch in unbestrahlten Kernbrennstoffen	ca. 9000
naßchemisch (F, Cl, B)	24
Kohlenstoff-Bestimmungen	187
Aktivierungsanalysen (Mn)	3
Fremdaktivitäten in PuO ₂	3
Fremdaktivitäten in Verdampferückständen	30

4. Abbrandanalysen

35

Veröffentlichungen zu 1152:

(1) E. Mainka, H.G. Müller

Emissionspektroskopische Spurenbestimmungen
in Kernbrennstoffen
KFK-Bericht 1261 (1970)

(2) H. Ruf, A.v. Baeckmann, E. Gantner

Neutronenaktivierungsanalytische Bestimmung von Nd-148 in
Spalterden
Vortrag VI. Internationales Symposium für Mikrochemie Graz 1970
Mikrochimica Acta, in Druck

121 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1211. Experimentelle Reaktor- und Neutronenphysik1211.1 Meßmethoden für Nulleistungsreaktoren1. Messung der γ -Heizung mit Radiophotoluminiszenzgläsern

(H. Doerfel, H. Werle, INR)

Radioaktive Strahlung induziert in silberaktivierten Metaphosphatgläsern Fluoreszenz-Zentren. Die Dichte der Fluoreszenz-Zentren ist ein Maß für die im Glas absorbierte Energie und kann bei Anregung mit UV-Licht über die emittierte Fluoreszenzstrahlung mit einem Photomultiplier gemessen werden.

Der Zusammenhang zwischen absorbierter Energie und Fluoreszenzstrahlungsintensität kann durch Eichung mit einer γ -Quelle bekannter Intensität gewonnen werden. Berechnet man das Verhältnis des mittleren γ -Absorptionskoeffizienten im Stahl zu dem im Glas, so läßt sich aus der Fluoreszenzstrahlung die γ -Heizung in Stahl bestimmen.

Bei der Bestrahlung in einem Reaktor ist jedoch zu berücksichtigen, daß auch die Neutronen zur Erzeugung von Fluoreszenz-Zentren beitragen. In einem thermischen Reaktor liefert dabei die Einfang- γ -Strahlung den Hauptbeitrag. Dieser ist durch Eichung in einem rein thermischen Neutronenfeld verhältnismäßig leicht zu bestimmen. Bei schnellen Reaktoren entsteht der Hauptbeitrag durch inelastische und elastische Streuprozesse. Dieser Effekt ist sehr viel schlechter zu bestimmen, da sich γ -freie schnelle Neutronenfelder nicht realisieren lassen. In INR am Bremszeitspektrometer und in Oak Ridge am van de Graaff durchgeführte Messungen lieferten wenigstens eine obere Grenze für die Neutronenempfindlichkeit.

In SNEAK 6D wurden zum ersten Mal zwei Axialtraversen gemessen (zentrale Posit. 17/20 und Posit. 15/22). Die Glasdosimeter der Fa. Schott u. Gen. Mainz mit den Abmessungen 8 x 8 x 4,7 mm waren in äquivalenten Na-Adern des Stäbchencores eingebaut (Abb. 1). Sie wurden 50 min. lang

Abb.1: Einbau der Glasdosimeter im Core
im Core
(SK = Spaltkammer)

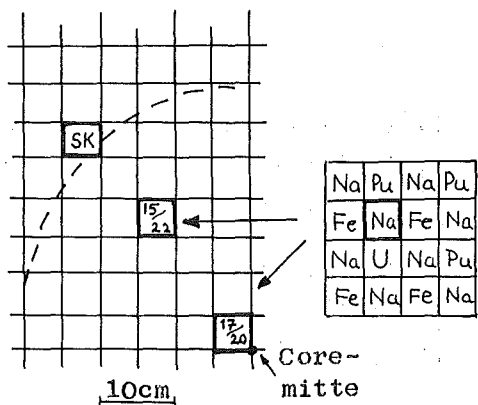


Abb.3: Zentrale Axialtraverse der Strahlungsheizung in Stahl bei $\phi = 2.8 \cdot 10^9 \text{ n/cm}^2\text{sec}$ im Core Zentrum

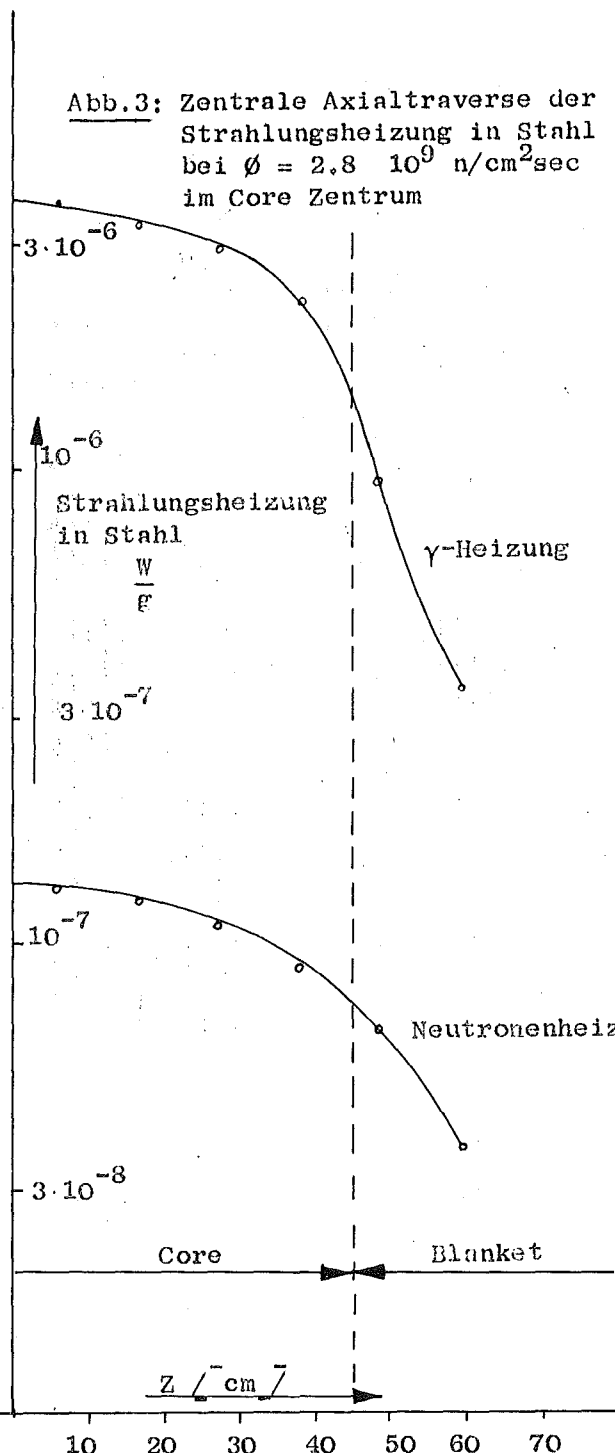
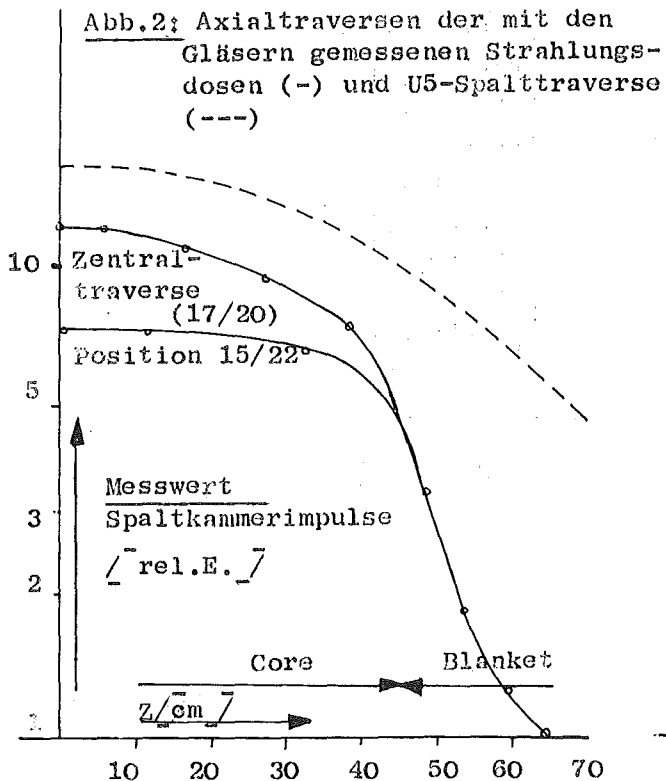


Abb.2: Axialtraversen der mit den Gläsern gemessenen Strahlungsdosen (-) und U5-Spalttraverse (---)



bei einer Reaktorleistung von 350 W bestrahlt. Die beiden Traversen sind in Abb. 2 dargestellt. Im Blanket stimmen die Meßwerte der beiden Traversen nahezu überein, im Core-Zentrum liegt die Zentraltraverse etwa 50 % höher als die auf Pos. 15/22 gemessene Traverse. Zum Vergleich ist in Abb. 2 noch eine zentrale U-235-Spaltratentraverse eingezeichnet.

Die γ -Strahlungsheizung und der durch Neutronen induzierte Anteil sind für die Zentraltraverse in Abb. 3 dargestellt. Der durch Neutronen induzierte Anteil beträgt im Corezentrum 3,3% des Gesamteffekts, so daß die Unsicherheit in der Neutronenempfindlichkeit nicht stark eingeht.

In der Zentralposition war der Neutronenfluß $\phi = 2,8 \cdot 10^9 \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$. Die Messung der γ -Heizung ergab dort für Stahl die Aufheizrate von

$$3,62 \cdot 10^{-6} \text{ W/g.}$$

Da die pro Spaltung erzeugte γ -Strahlungsenergie bekannt und in der Coremitte in guter Näherung gleich der absorbierten Energie ist, läßt sich dort die γ -Heizung auch berechnen. Die Rechnung lieferte $3,33 \cdot 10^{-6} \text{ W/g Stahl}$ in guter Übereinstimmung mit dem Meßwert. Bei Relativmessungen beträgt die Genauigkeit etwa 3%.

2. Digitale Auswertung von Spaltspur-Detektoren mit dem **Classimat**

(B. Goel, H. Werle, INR; G. Günther, E. Korthaus, IAR)

Der **Classimat** (Fa. Leitz) ermöglicht die digitale Zählung bestimmter Merkmale mikroskopischer Präparate. Mit diesem Gerät sollen die Anzahl der von Spaltspur-Detektoren (Solid State Track Recorders SSTR) registrierten Spaltspuren bestimmt und damit Spaltraten ermittelt werden.

Im folgenden sind die ersten Ergebnisse von Untersuchungen zusammengestellt, deren Ziel es ist, die Zuverlässigkeit und Genauigkeit des Geräts im Hinblick auf obige Anwendung zu bestimmen.

Stabilität

Die Langzeitstabilität wurde geprüft, indem dasselbe Bild über 12 Stunden beobachtet wurde. Die Schwankungen der verschiedenen mit dem Gerät meßbaren Größen betragen:

Maskenfläche (gesamte Fläche eines Teilbildes)	0,05%/12 ^h
Teilchenfläche (von den ausgewählten Merkmalen eingenommene Fläche)	0,5 %/12 ^h
Teilchenzahl	4% /12 ^h

Die im Vergleich mit der Teilchenfläche sehr große Schwankung in der Teilchenzahl ist überraschend. Es ist jedoch zu bedenken, daß nur relativ wenige Teilchen auf dem Bild registriert wurden. Die registrierte Teilchenzahl schwankte über mehrere Stunden zwischen 52 und 54. Ein Grund für diese relativ große Schwankung könnte sein, daß bei der Ermittlung der Teilchenzahl nur jede zweite Zeile des mit der Fernsehkamera aufgenommenen Bildes zur Auswertung herangezogen wird.

Reproduzierbarkeit

Es wurde die Anzahl der Spaltspuren mit etwa hundert gleich großen, sich nicht überlappenden Teilflächen einer bestrahlten Folie (Lexan 60µ dick) mehrmals bestimmt. Die Auswahl der Teilbereiche erfolgt durch den programmierbaren automatischen Scanning-Tisch. Es ist nicht immer gewährleistet, daß bei verschiedenen Läufen genau derselbe Weg durchlaufen wird; ein Fehler des Gerätes, der noch behoben werden muß.

Das Ergebnis zweier Läufe ist in Abb. 4 dargestellt. Die mittlere Spurenzahl pro Teilfläche liegt bei 150. Im Mittel weichen die Werte der beiden Läufe um etwa 2 voneinander ab, nur bei einer der 100 Teilflächen unterscheiden sich die beiden Meßwerte um 7.

Eine kürzlich durchgeführte Änderung der Meßelektronik läßt eine Verbesserung der Ergebnisse erwarten. Außerdem ist eine Anordnung zur automatischen Höheneinstellung des Mikroskoptisches in Vorbereitung, wodurch die Defokussierungseffekte ausgeschlossen werden sollen.

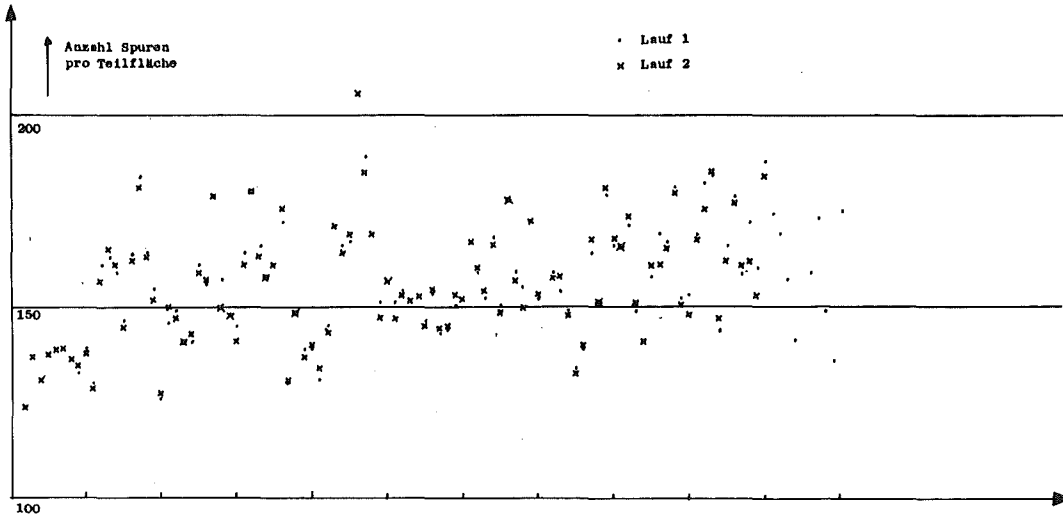


Abb. 4: Reproduzierbarkeit des 'Classimac' (Objektiv x 10)

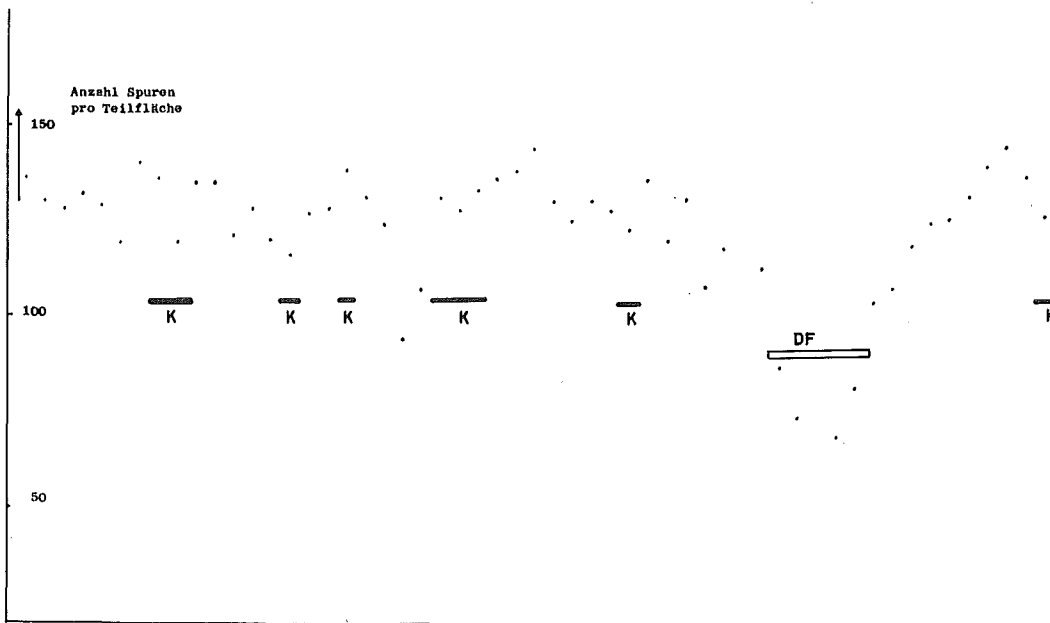


Abb. 5: Makroskopische Fehler der Folien (Objektiv x 10)

Makroskopische Fehler der Folien

Fehler, z.B. Kratzer, in den für den Nachweis benutzten Folien können das Meßergebnis verfälschen. Es wurde vorgeschlagen, solche mit systematischen Fehlern behafteten Werte dadurch auszuscheiden, daß Werte, die sich um mehr als den dreifachen statistischen Fehler von den Werten der benachbarten Teilbereiche unterscheiden, ausgeschieden werden. Nach den in Abb.5 dargestellten Messungen ist dies bei den hier verwendeten Folien nicht möglich, weil Kratzer (sie sind in Abb. 5 mit K angedeutet) den Meßwert i.a. nicht um mehr als den statistischen Fehler ändern. Defokussierungseffekte können jedoch, wie Abb. 5 zeigt, zu erheblichen Fehlern in den gemessenen Teilchenzahlen führen. Deswegen ist eine Überwachung des Geräts während der Auswertung unerlässlich.

Zählverluste in Abhängigkeit von der Spurendichte

Die bei der automatischen Auszählung von Spaltspurdetektoren mit dem Spurenzählgerät "Classimat" auftretenden Zählverluste wurden als Funktion der Spurendichte systematisch untersucht. Hierfür wurden Lexan-Detektorfolien wohldefinierten Bestrahlungen ausgesetzt, einerseits in Kontakt mit einer ^{235}U -Folie im STARK, andererseits durch eine ^{252}Cf -Spontanspaltungsquelle. Die Detektoren wurden anschließend 35 min lang in 6n-KOH bei 70°C geätzt. Die Spuren wurden mit einem Filzschreiber schwarz angefärbt.

Abb. 6 und 7 zeigen die Ergebnisse der Auszählungen mit dem "Classimat". "Konvergenzschaltung" bedeutet eine spezielle Berücksichtigung von Spurenüberlappungen. Sie kann zur Verbesserung der normalen Zählergebnisse herangezogen werden.

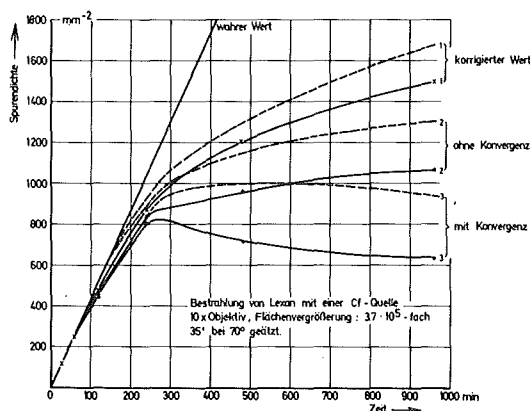


Abb. 6

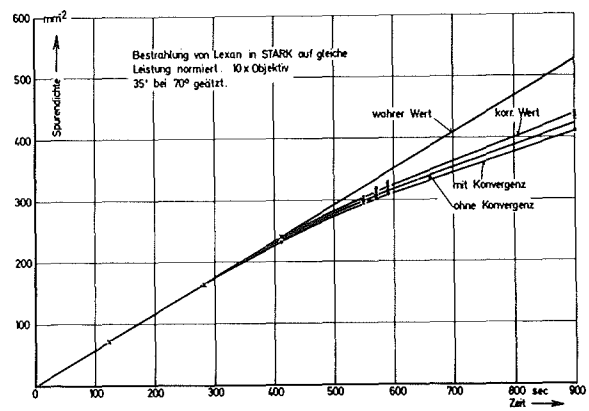


Abb. 7

Computer-Auswertung

Das Fortran IV - Programm zur Auszählung von Spaltspurbildern wurde weiterentwickelt. Die Berücksichtigung von Spurenüberlappungen ist nun als befriedigend zu bezeichnen. Der in Abb. 8 gezeigte Verlauf der Zählverluste als Funktion der Spurendichte wurde mit Hilfe von künstlich im Computer erzeugten Spaltspurbildern ermittelt. Die angegebenen (statistischen) Unsicherheiten sind auf die begrenzte Anzahl der bisher untersuchten Spurenbilder zurückzuführen.

1211.2 Ergänzungsexperimente zu den Nulleistungsanordnungen.1. Spektren verzögerter Neutronen (G. Fieg, INR)

Die Energiespektren verzögerter Spaltneutronen von U-235, U-238 und Pu-239 wurden mit Rückstoßprotonenproportionalzählrohren gemessen. Die Bestrahlung der U-238-Probe erfolgte mit 14 MeV-Neutronen, die der U-235- und Pu-239-Proben zusätzlich in einem thermischen Neutronenfeld. Dieses wurde durch Moderation von 14 MeV-Neutronen in einer Polyäthylenkugel von 30 cm Durchmesser gebildet. Die Proben wurden nach Ende der Bestrahlung durch ein schnelles pneumatisches System an den Ort des Detektors gebracht.

Durch Variation der Bestrahlungs-, Abkühl- und Meßzeiten wurde nacheinander jeweils die relative Intensität der verschiedenen Neutronengruppen optimalisiert. Auf diese Weise wurden bisher die ersten vier verzögerten Neutronengruppen gemessen. Zur Zeit laufen Messungen zur Ermittlung der 5. Neutronengruppe ($T_{1/2} = .49 \text{ sec}$) an der U-238-Probe.

Aus den so erhaltenen Neutronenspektren werden rechnerisch durch eine Iterations-Methode die einzelnen Neutronengruppen isoliert. Dieses Programm wird zur Zeit ebenfalls getestet.

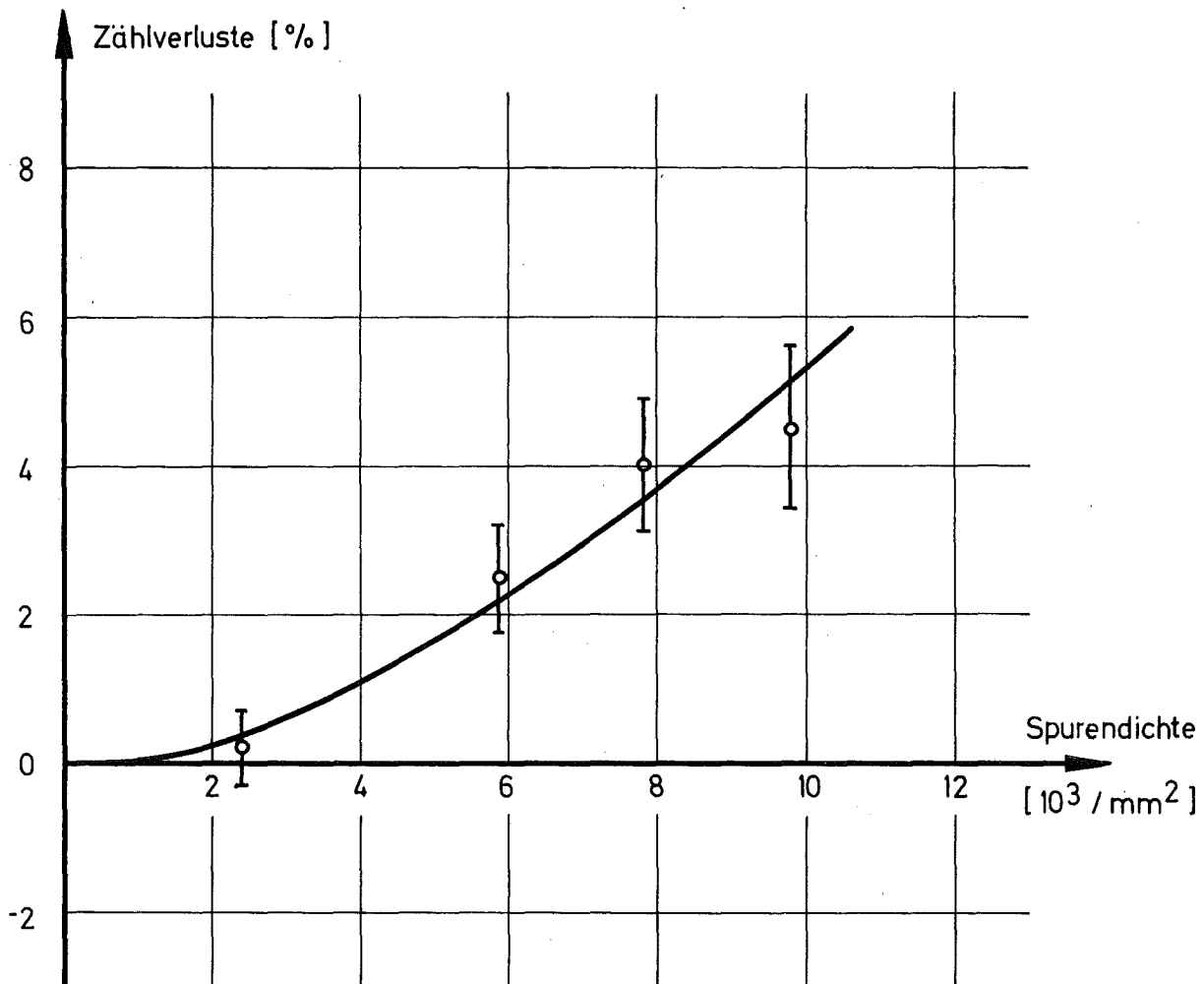


Abb. 8 Zählverluste bei der Computer-Auswertung

In den Abbildungen 9 und 10 ist ein Teil dieser Messungen abgebildet.

Abbildung 9 zeigt sämtliche gemessenen integralen Neutronenspektren. Ein Vergleich zeigt die Ähnlichkeit dieser Spektren. Die mittleren Energien (Tab. 1), die noch eine geringe Korrektur für den durch die Messungen nicht erfaßten Energiebereich erfahren, schwanken innerhalb $\pm 4\%$ und stimmen recht gut mit dem Batchelor-Bonner-Wert $\bar{E} = 430 \text{ keV } (\pm 10\%)$ [1] überein.

Probe (Bestrahlungsart)	\bar{E} (keV)
U-235 (E_n th)	441
U-235 (14 MeV)	429
Pu-239 (E_n th)	465
Pu-239 (14 MeV)	435
U-238 (14 MeV)	460

Tab. 1: **Mittlere** Energien der verschiedenen Integralspektren.

Die Abb. 10 zeigt für U-235 (Spaltung mit 14 MeV-Neutronen) das aus zwei verschiedenen Messungen ermittelte Gruppenspektrum der 1. verzögerten Neutronengruppe ($T_{1/2} = 54,5/\text{sec}$).

Der Vergleich mit den Messungen von BATCHELOR [2] zeigt eine gute Übereinstimmung, das von GAUVIN [3] berechnete Spektrum für den Br^{87} -Vorläufer zeigt einen ähnlichen Verlauf.

[1] KEEPIN, G.T. in DELAYED FISSION NEUTRONS,
IAEA-Symp. VIENNA 1968

[2] BATCHELOR, R. HYDER, H.R., J. NUCL. EN. 3 (1956) 7

[3] GAUVIN, H., R. de TOUREIL, in PHYS. and CHEM. of FISSION,
IAEA-Symp. VIENNA 1969

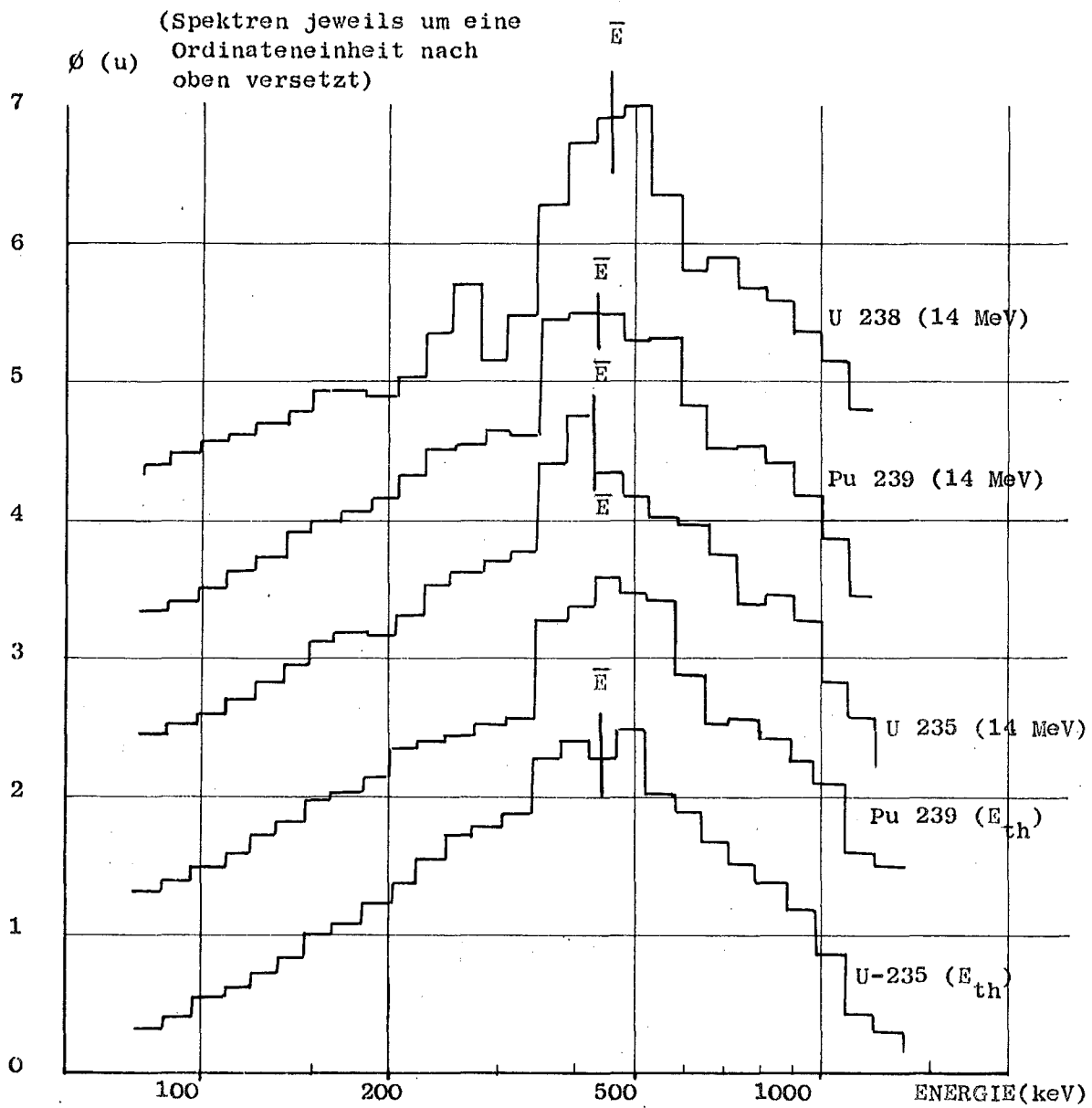


Abb. 9 Integralspektren in Lethargieeinheiten

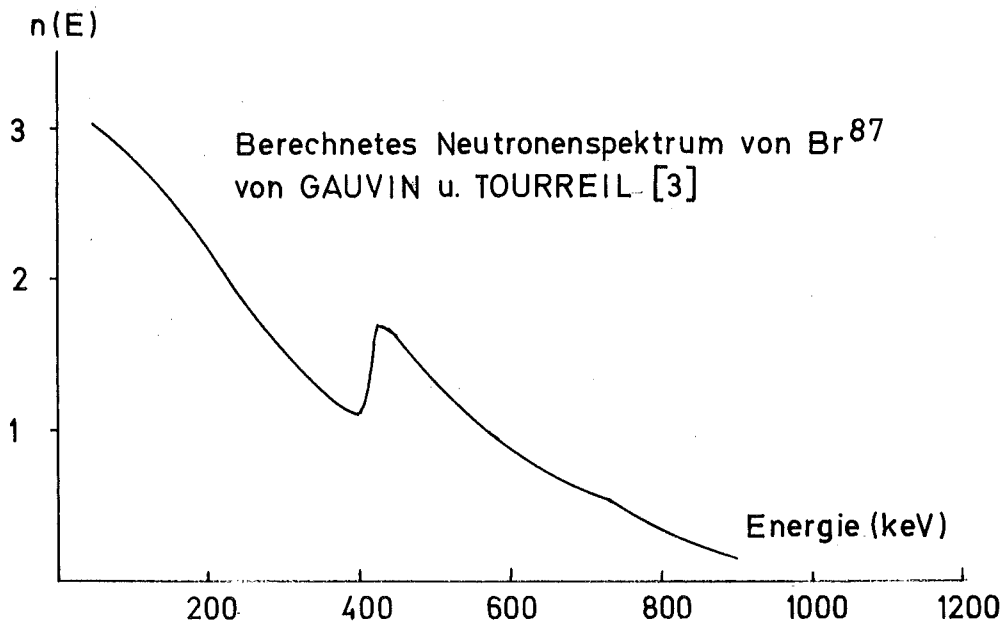
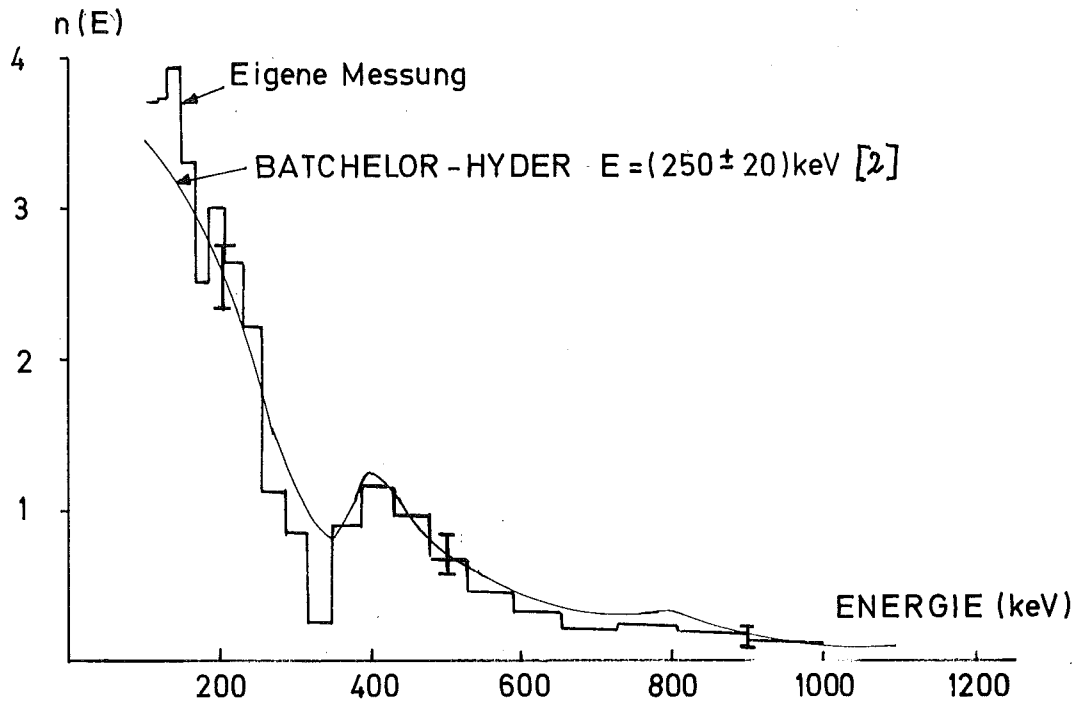


Abb.10 Verzögertes Neutronenspektrum der Gruppe 1 (54,51 sec.)

2. Messung der Spektren prompter Spaltneutronen für U-235 und Pu-239
mit Protonenrückstoß-Zählrohren (H. Werle, INR)

Neuere Aktivierungsmessungen ⁺⁾ liefern ein wesentlich härteres Spektrum der prompten Spaltneutronen für U-235 als die meisten bisher durchgeführten differentiellen Messungen. Zur Klärung dieser Diskrepanz wurden am FR2 die Spektren der prompten Spaltneutronen von U-235 und Pu-239 erneut, und zwar mit drei verschiedenen differentiellen Methoden (He³-Halbleiterspektrometer, Rückstoßprotonen-Zählrohre und He⁴-Rückstoß-Zählrohre) bestimmt. Im folgenden sind einige der mit Rückstoßprotonen-Zählrohren erhaltenen Ergebnisse zusammengestellt.

Das Experiment war am Kanal Th-West des FR2 aufgebaut, der sehr weitgehend thermalisierte Neutronen mit relativ geringem γ -Untergrund liefert. Die Proben bestanden aus metallischem Uran (93 % U-235) und metallischem Plutonium (93% Pu-239). Die Quellstärke betrug etwa 10^9 n/s. Es wurden vier verschiedene zylindrische Zählrohre für die Messungen benutzt. Die Quelle befand sich auf der Verlängerung der Zählrohrachse, einige Zählrohrdurchmesser vom Zählrohrende entfernt. Die mit den verschiedenen Zählrohren gemessenen Teilbereiche des gesamten gemessenen Energiebereichs von 100 keV bis 10 MeV können bei dieser Geometrie durch bekannte Geometriefaktoren aufeinander bezogen werden. Probe und Detektoren mußten allseitig durch eine Wand aus 20 cm Paraffin und 5 cm Blei abgeschirmt werden, was einen erheblichen Untergrund raumgestreuter Neutronen zur Folge hatte. Die Korrektur dieses Untergrundes erfolgte mit einem "Shadow-Cone" aus Eisen, der sich zwischen Probe und Detektor befand und eine Messung des Raumuntergrundes allein erlaubt. Das Verhältnis raumgestreuter Neutronen zu direkt von der Quelle kommender Neutronen wird mit abnehmender Energie größer, deshalb wurde unterhalb 800 keV auch mit Kugelzählern (Durchmesser 4 cm) gemessen, bei denen die Entfernung zwischen Probe und Detektor (5 cm) wesentlich kleiner war als bei den Zylinderzählern und daher der Raumuntergrund das Spektrum oberhalb 200 keV nicht merklich beeinflusst.

+) Grundl J. A., Nucl. Sci. Eng. 31 (1968) 191

Fabry A., Nukleonik 10 (1967) 280

Abbildung 11 und 12 zeigen die gemessenen Spektren für U-235 und Pu-239. Die Kugelzählermessungen - sie werden im Bereich 200 - 400 keV an die Zylinderzählmessungen angepaßt - weichen unterhalb 200 keV, wahrscheinlich infolge von Ungenauigkeiten in der Korrektur des Raumuntergrundes, merklich von den mit den Zylinderzählern erhaltenen Ergebnissen ab. Die aus den gemessenen Spektren ermittelten mittleren Energien betragen 1.95 ± 0.1 MeV für U-235 und 2.15 ± 0.1 MeV für Pu-239, das Verhältnis der mittleren Energien von Pu-239 und U-235 beträgt 1,10. (In Abbildung 13 ist das Verhältnis der beiden Spektren dargestellt) In die Abbildung 11 und 12 sind die denselben mittleren Energien \bar{E} entsprechenden Maxwell-Verteilungen $\chi(E) \sim E^{1/2} \exp(-1,5 E/\bar{E})$ miteingezeichnet. Die gemessenen Spektren werden relativ gut durch die Maxwell-Verteilungen wiedergegeben. Es ist bemerkenswert, daß zwischen 1 und 10 MeV, wo die experimentellen Unsicherheiten relativ klein sind, das gemessene Spektrum in derselben Weise von der Maxwell-Verteilung abweicht wie die WATT'sche Beziehung $\chi(E) \sim \exp(-E/T) \cdot \sin h(\frac{2}{T} \sqrt{E \cdot E_f})$. In Tabelle 1⁺ sind einige publizierte Werte für die mittlere Energie der Spaltneutronen von U-235 und Pu-239 bei thermischer Spaltung zusammengestellt.

Tabelle 1: Mittlere Energien der Spaltneutronen bei Spaltung durch thermische Neutronen

		U-235		Pu-239		
Methode		Autor	\bar{E} (MeV)	Methode	Autor	\bar{E} (MeV)
Differenziell	Photoplatten	Nereson (1952)	2.05	Photoplatten	Nereson(1953)	2.26
	Photoplatten	Cranberg(1956)	1.97	Photoplatten	Mukhin (1957)	1.88
	Photoplatten	Mukhin (1957)	1.91	"Bramblett"-Det.	Bonner (1961)	2.08
	Prop.Zähler	Watt (1962)	1.86	Flugzeit	Barnard(1965)	2.11
	"Bramblett"-Det.	Bonner (1961)	1.99			
	Flugzeit	Cranberg (1956)	1.92			
	Flugzeit	Barnard (1965)	1.95			
Integral	Akt.Det.	Fabry (1970)	2.11			
	Akt.Det.	McElroy(1969)	2.24			
	Akt.Det.	Grundl (1968)	2.20			

⁺) Fabry, A., IAEA Conf.Nuclear Data for Reactors, Helsinki, 1970,
Conde, H. and During G., IAEA Conf.Phys.Chem.of Fission, Salzburg, 1965

Die hier bestimmte mittlere Energie der prompten Spaltneutronen von U-235 liegt, in Übereinstimmung mit den meisten anderen differentiellen Messungen, wesentlich tiefer als die mit der Aktivierungsmethode erhaltenen Ergebnisse.

In Abbildung 14 sind die Verhältnisse der gemessenen Spektren und des für NUSYS-Rechnungen benutzten WATT-Spektrums ($\nu = 2,8$)⁺⁾ dargestellt. Danach ist das WATT-Spektrum härter als das gemessene U-235- und weicher als das gemessene Pu-239-Spektrum.

⁺⁾ Abagjan L.P. et al., KFK-tr-144

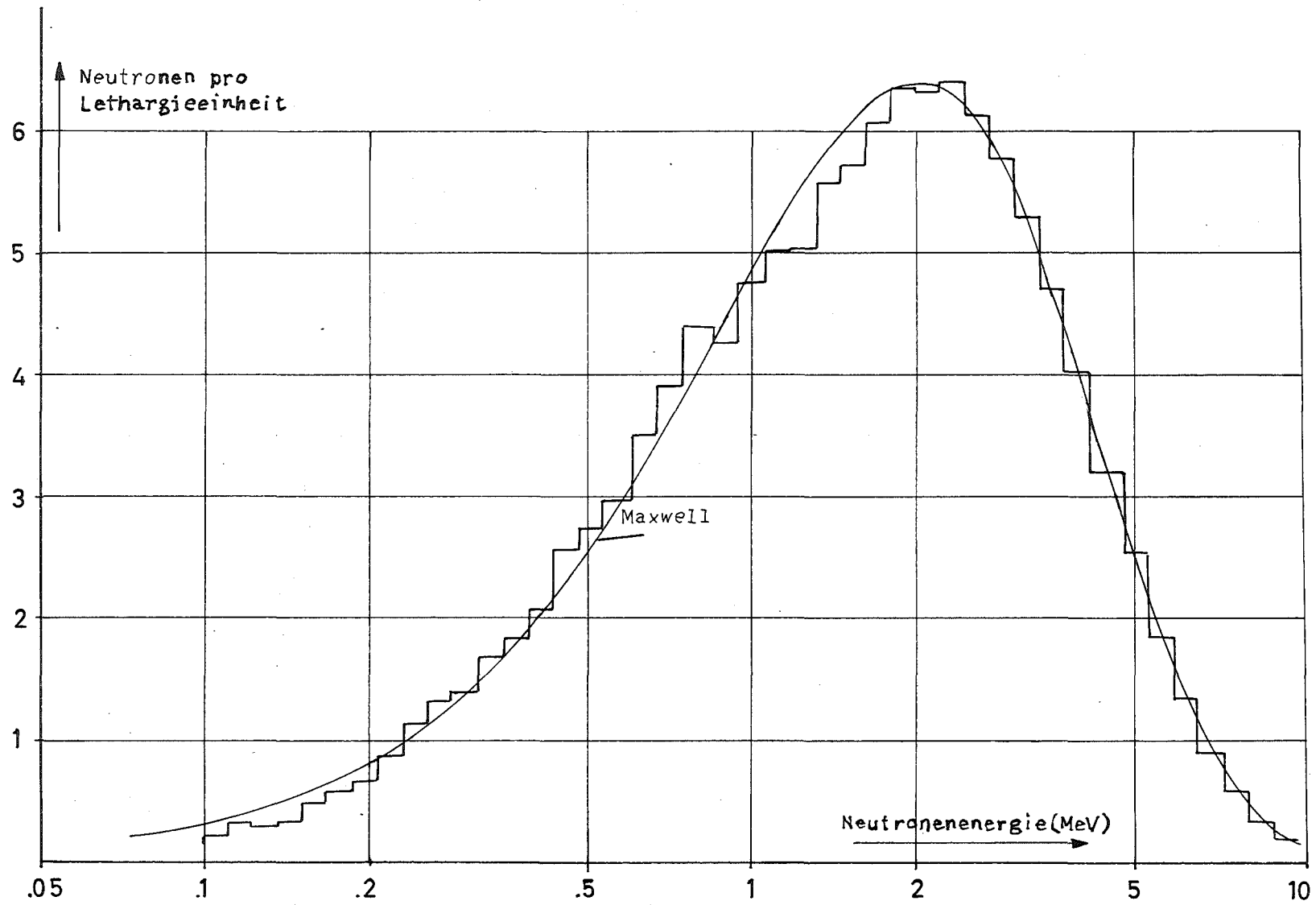
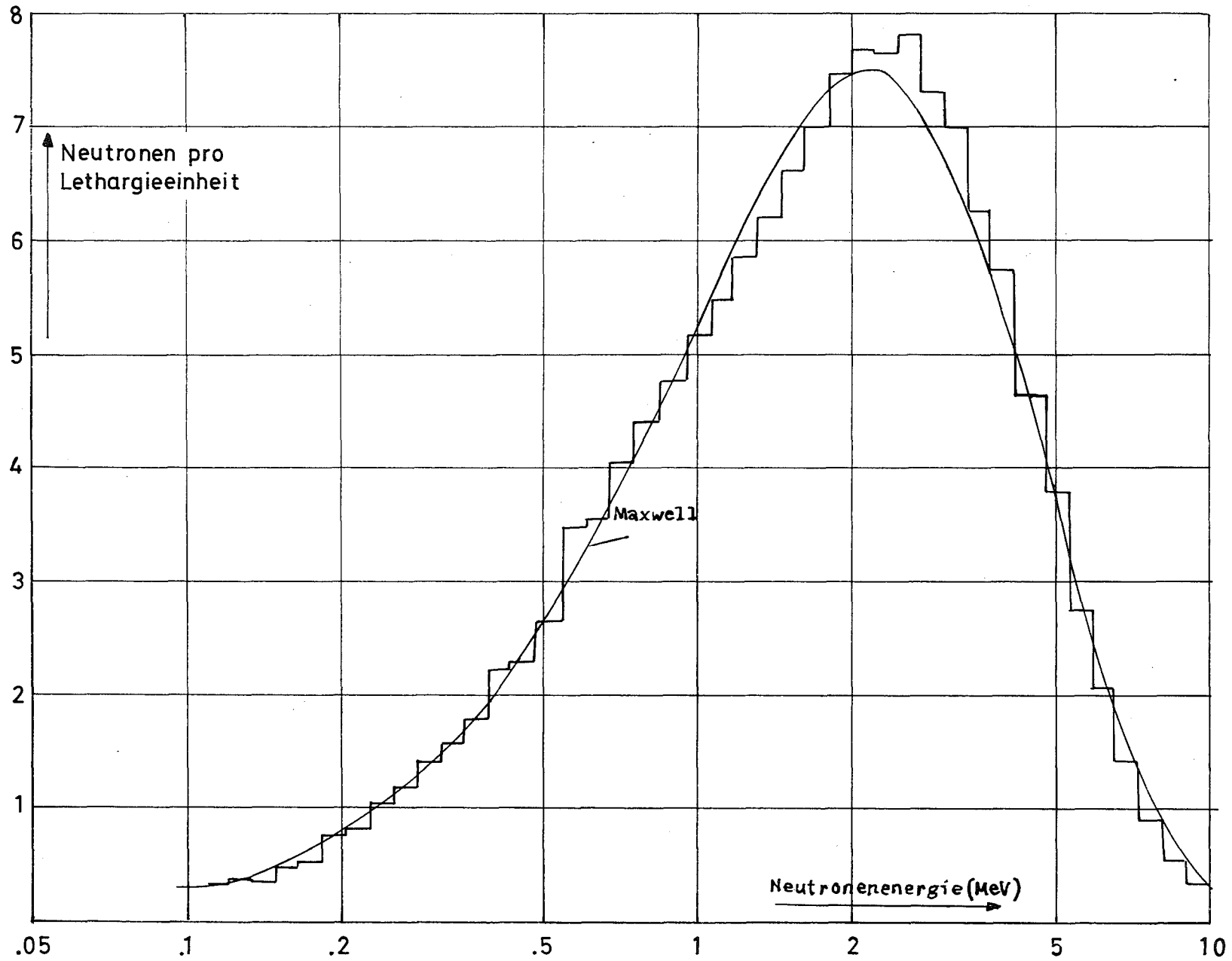


Abb. 11 Spektrum prompter Spaltneutronen von U - 235

Abb.12 Spektrum prompter Spaltneutronen von Pu-239

121-76



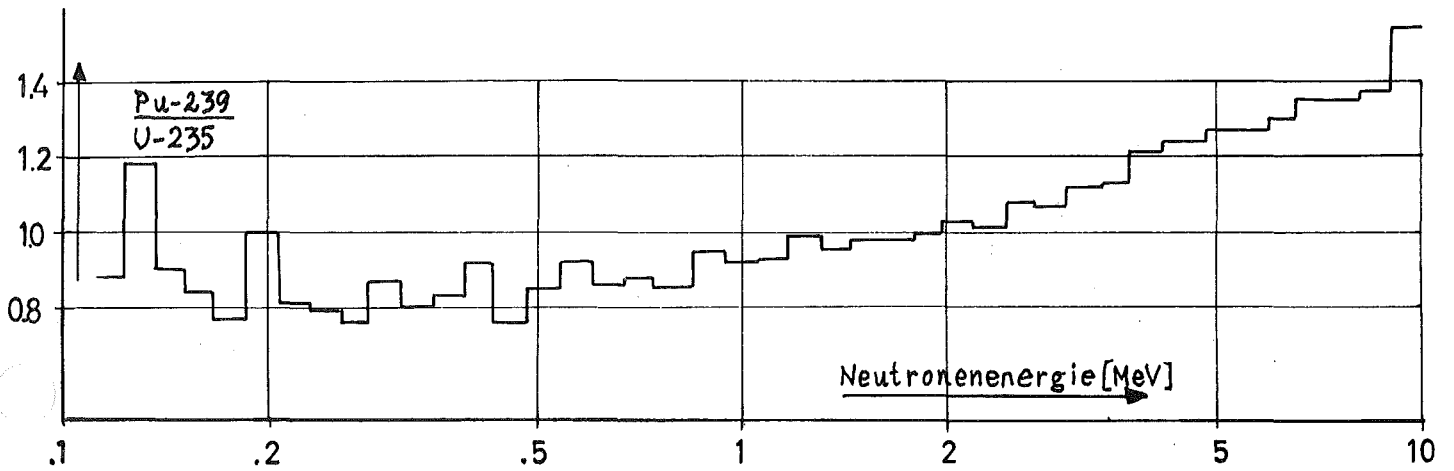


Abb. 13 Verhältnis der Spektren von Pu-239 zu U-235

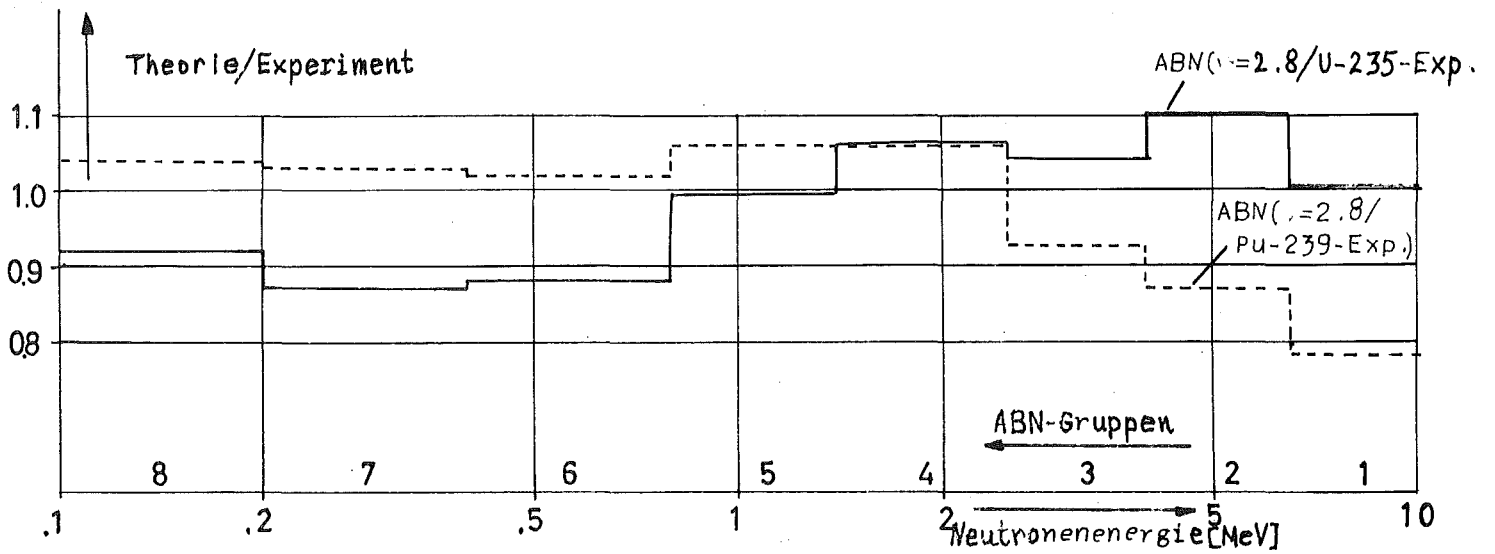


Abb. 14 Vergleich gemessener und theoretischer Spektren

3. Ratenmessungen mit Halbleiterdetektoren

(W. Scholtyssek, IAR)

3.1. U²³⁸ Einfangraten

3.1.1 Aufgrund der früher beobachteten Diskrepanzen zwischen Einfangraten, die mit Ge(Li)-Detektoren und nach der Koinzidenzmethode (Seufert-Stegemann) beobachtet wurden, wurden weitere Vergleichsmessungen in SNEAK durchgeführt. Dabei konnten die Unterschiede in den Meßergebnissen auf systematische Fehler bei der Auswertung der Koinzidenzmethode zurückgeführt werden.

3.1.2 Untersuchungen zur Genauigkeit der Einfangratenmessung mit Ge(Li)-Detektoren

Der kritische Punkt für die Genauigkeit der Messung ist weiterhin die Auswertung der γ -Spektren vom Programm her. Dies gilt vor allem dann, wenn sich die Spektren relativ ändern, was z.B. bei hohem Spaltprodukt- γ -Anteil der Fall ist.

Bei sorgfältiger Auswertung der Spektren von Hand kann eine Genauigkeit der Linienintensität von 1% erreicht werden bei etwa 5×10^5 Impulsen in der Linie. Voraussetzung ist hierfür, daß die γ -Linie von Nachbarlinien nicht überlappt wird und daß die Untergrundzählrate kleiner als die Linienzählrate ist. Die übrigen Fehler (Fehler der Eichquelle, γ -Selbstabsorptionskorrektur etc.) liegen zusammen unter 1%. Die Gesamtfehler betragen damit z.Zt. 1.5% für die Absolutmessung von Einfangraten mit Ge(Li)-Detektoren.

3.1.3 U²³⁸ Einfangraten mit Mischfolien

Mit angereicherten (20% U²³⁵) Uranfolien gemessene Einfangraten stimmen innerhalb der Fehlergrenzen mit Messungen von abgereicherten Folien überein, wenn nach der Bestrahlung eine Wartezeit von

48 h eingehalten wird. Diese Zeit ist nötig für ein Abklingen der γ -Aktivität von Spaltprodukten (siehe oben).

In Pu²³⁹ - U²³⁸ Mischfolien wird die Spektrenauswertung durch die Eigen- γ -aktivität des Pu²³⁹ erschwert. Nimmt man als Kriterium für eine zuverlässige Messung, daß die Untergrundzählrate nicht höher als die Zählrate der 277 keV-Np Linie sein darf, so können bei den üblichen Bestrahlungsleistungen und -dauern in SNEAK Folien mit maximal 15% Pu-Anreicherung verwendet werden.

3.1.4 Vergleich mit Rechnung

In SNEAK-7A wurde der Spektralindex $\overline{\sigma_{c8}/\sigma_{f8}}$ in Coremitte gemessen. Die absoluten Einfangraten wurden mit der γ -Spektrometrie ermittelt, die Spaltraten mit einer geeichten U²³⁸-Spaltkammer vom Typ FC4. Der gemessene Spektralindex liegt 6% niedriger als der für dieses Core gerechnete.

3.2. Ratentraversen

- 3.2.1 In SNEAK-7A wurde eine axiale Folientraverse gemessen. Jeweils eine abgereicherte (0.4% U⁵) und eine angereicherte (20% U⁵) Uranfolie wurden auf 4 Core-Positionen und 2 Blanketpositionen bestrahlt.

Ausgewertet wurden die 277 keV-Np²³⁹ Linie, die von einer Te 132 - Linie (Spaltprodukt) überlagerte 228 keV-Np Linie und die 250-keV-Linie des Xe 135 (Spaltprodukt).

3.2.2 Einfangratentraversen

Die mit abgereicherten Folien gemessene Einfangratentraverse stimmt mit der gerechneten Traverse (26 Gruppen, P.McGrath) im Corebereich innerhalb der Fehlergrenzen (1.5%) überein. Im Blanket liegen die gemessenen Werte etwas höher als die gerechneten (maximal 10%).

Bei den angereicherten Folien war eine Abhängigkeit der Ergebnisse von der Meßzeit nach der Bestrahlung zu sehen. Dieser Effekt wurde schließlich auf Totzeiteffekte in der Meßkette zurückgeführt, die durch den Vielkanalanalysator nicht erfaßt werden.

3.2.3 Spaltratentraversen

Die gemessenen Spaltratentraversen geben zwar den Verlauf der gerechneten Traversen wieder, zeigen aber im Corebereich Abweichungen bis 10% (U^{238} Traverse) bzw. 5% (U^{235} Traverse) in den einzelnen Meßpunkten. Die Ursache ist beim Xe 135 in dessen kleiner Halbwertszeit zu suchen, die eine Messung der Folien kurz nach der Bestrahlung nötig macht. Im Falle des Te 132 ist eine Trennung von der Np 228-keV-Linie mit zusätzlichen Fehlern behaftet.

Messungen zur Untersuchung weiterer Spaltprodukte auf ihre Eignung für Traversenmessungen werden durchgeführt.

4. Uranblock-Experiment (H. Bluhm, INR)

Zur Untersuchung der immer noch recht unsicheren inelastischen Streuquerschnitte und Einfangquerschnitte von U-238 wurde im Oktober 1970 vor der thermischen Säule des FR2 ein massiver Block aus abgereicher-tem Uranmetall aufgebaut. Die Experimente begannen Anfang November und werden voraussichtlich im Sommer 1971 beendet sein.

Der Uranblock ist aus vernickelten Blöcken (Hauptmaß 2x2x4 Zoll) so zusammengesetzt, daß keine durchgehenden Spalte in **axialer Richtung** entstehen und daß durch überlappende Steine zwischen den einzelnen Setzschichten ein genügend fester Verbund gewährleistet wird. Die ersten 6 Zoll bestehen aus Natururan und befinden sich mit einem Querschnitt von $45 \times 60 \text{ cm}^2$ in der Abschlußtür der thermischen Säule anstelle des sonst den SO-Kanal abschließenden Bleistopfs. An die Natururanschicht schließt sich der Hauptblock aus abgereichertem Uran (0,4%) mit einem Querschnitt von $81 \times 81 \text{ cm}^2$ und einer Länge von $\approx 105 \text{ cm}$ an. Das Gesamtgewicht beträgt 14 t (Abb. 15).

Zur Aufnahme von Meßinstrumenten enthält er einen zentralen axialen und einen Querkanal in 40 cm Entfernung von der Quelle. Die Kanäle sind mit 1 mm starken Aluminiumblechen ausgekleidet und können mit einfachen Füllblöcken oder mit durchbohrten Halblöcken auf einem 1mm dicken teflonbeschichteten Aluminiumladestreifen beschickt werden. Der Gesamtblock ist auf der 20 mm starken Stahlplatte eines auf Schienen fahrbaren Wagens aufgebaut. Eine portalartige Abschirmung aus 10-20 cm Eisen sowie 60-100 cm Borparaffin kann auf einem Schienenpaar über den Uranblock gefahren werden. Ihre rückwärtige Wand enthält einen Durchbruch von $50 \times 50 \text{ cm}^2$, durch ihn ist der Zentralkanal des Blocks zugänglich. Außerdem dient er zur Aufnahme von Vorverstärkern und nicht benutzten Kanalfüllblöcken. Bei Betrieb wird er durch einen rucksackartig befestigten Schieber aus Eisen und Borparaffin verschlossen (Abb. 16).

Der Neutronenquellfluß kann durch einen an der Innenwand der Abschlußtür der thermischen Säule angebrachten motorgetriebenen Boralvorhang abgeschaltet werden. Eine Beladung des Axialkanals ist dann möglich. Zur Be-

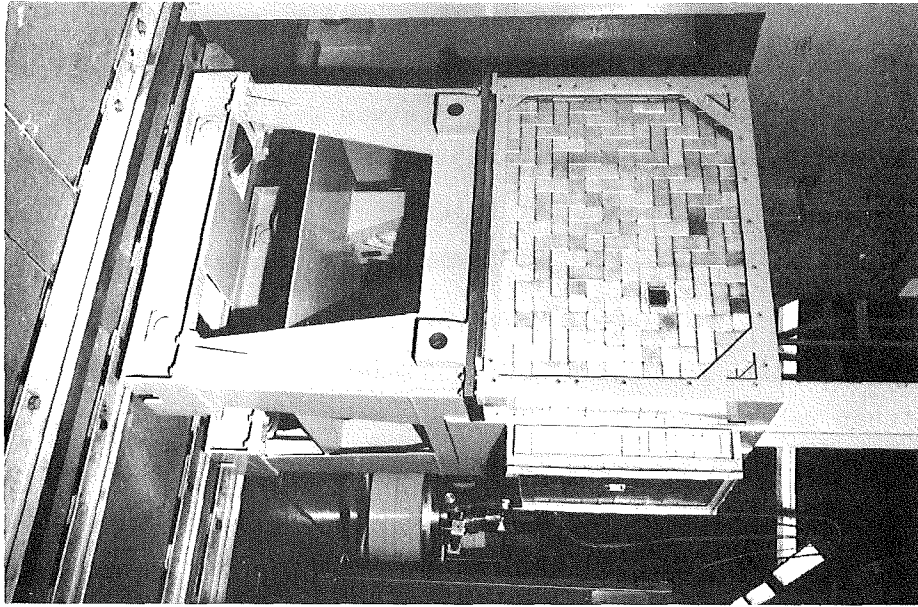


Abb. 15

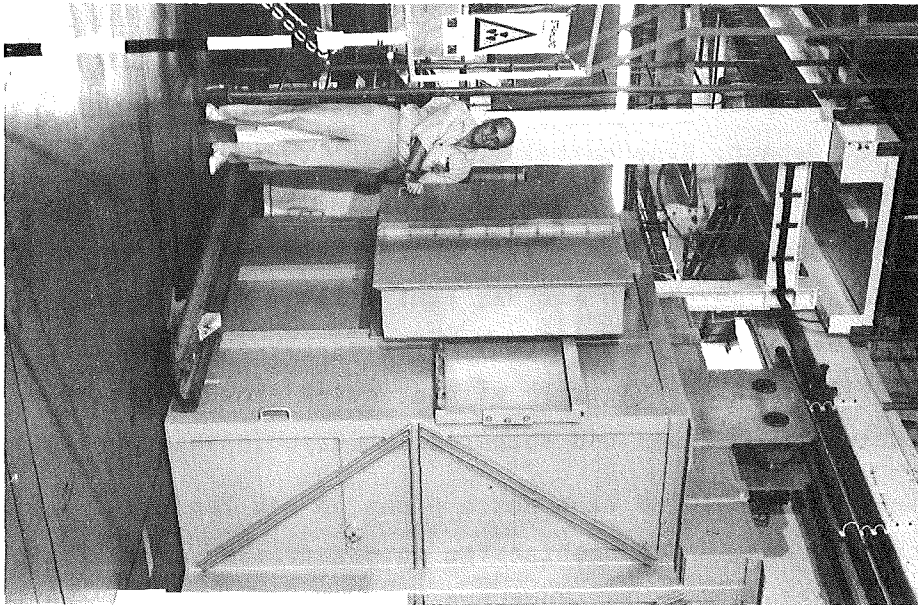


Abb. 16

ladung des Querkanals muß der Bleiboralschieber der thermischen Säule heruntergelassen und das Abschirmportal um etwa 60 cm verfahren werden. Der maximal erreichbare thermische Neutronenfluß an der Stirnfläche des Uranblocks beträgt bei nicht gefülltem SO-Kanal etwa $2 \cdot 10^{10}$ ($\frac{1}{\text{cm}^2 \cdot \text{sec}}$). Mit Hilfe von cadmierten Stahlblechen kann er auf $\frac{1}{10}$ bis $\frac{1}{1000}$ gesenkt werden. Dadurch sind auch Spektrumsmessungen im vorderen Blockteil möglich. Zur fest installierten Instrumentierung des Uranblocks gehören eine U-235 und eine U-238 Spaltkammer, die als Bezugsmonitore für alle Messungen dienen. Außerdem befinden sich an der Stirnfläche des Blocks zwei Thermoelemente zur Überwachung der Temperatur bei hohen Flüssen.

Zur Zeit werden Spektren an verschiedenen Orten auf der Uranblockachse mit dem He^3 -Halbleitersandwichspektrometer bei einem Quellfluß von $2 \cdot 10^8$ ($\frac{1}{\text{cm}^2 \cdot \text{sec}}$) gemessen. Danach folgen Spektrumsmessungen mit Protonenrückstoßzählern sowie Spaltraten- und Einfanggratenmessungen.

1212. Bestimmung zentraler Reaktivitätswerte an der Ladung 3 des STARK (G. Kussmaul, H. Meister, INR)

An der Ladung 3 des STARK wurden Materialwertmessungen mit einem Pile-Oszillator im Zentrum der schnellen Zone durchgeführt.

Bei früheren Messungen an der gleichen Ladung [1] ergaben sich zwischen gemessenen und störungstheoretisch berechneten Reaktivitätswerten zum Teil erhebliche Diskrepanzen, die vor allem auf den Einfluß des leeren Zentralkanals zurückzuführen sind, in welchem die Materialproben oszilliert wurden. Zur Klärung dieser Diskrepanzen sind zunächst an der Ladung 5 systematische Untersuchungen durchgeführt worden, bei denen sich die Materialproben in einem mit Corematerial gefüllten Oszillatorelement befanden. Der dabei auftretende scheinbare Reaktivitätseffekt durch Entfernung von Vorläufern verzögerter Neutronen aus dem Core konnte von dem Reaktivitätseffekt der Probe abgetrennt werden [2]. Diese Methode wurde jetzt auch an der Ladung 3 angewandt.

Der Wert von U^{235} und U^{238} wurde aus Messungen an Natururan, 20% und 35% angereicherten Uranplättchen und an 93% angereicherten Uranfolien ermittelt. Die Messungen wurden an möglichst kleinen Proben durchgeführt, um den Probengrößeneffekt klein zu halten. Bei einigen Materialien wurde bei verschiedener Probengröße gemessen und auf verschwindende Probengröße extrapoliert.

Den Rechnungen liegt eine eindimensionale Diffusionsrechnung mit Störungstheorie erster Ordnung zugrunde. Dabei wurden fünf verschiedene 26-Gruppensätze verwendet. Der Reaktor wurde durch Radieniteration in der thermischen Ringzone kritisch gemacht. Es zeigt sich, daß die Dicke der thermischen Zone, das Leistungsverhältnis von schneller zu thermischer Zone und damit auch das Normierungsintegral der Störungsrechnung vom Gruppensatz abhängen. Um zu Aussagen zu gelangen, die vom Wert des Normierungsintegrals unabhängig sind, wurden die Verhältnisse $\Delta k/\Delta k_{25}$ der Reaktivitätswerte pro Atom relativ zu U^{235} betrachtet.

Tabelle 2 zeigt als Zwischenergebnis der bisher vorliegenden Auswertung einen Vergleich der experimentell und störungstheoretisch bestimmten Werte $\Delta k/\Delta k_{25}$. Die beste Übereinstimmung mit den Messungen zeigen die Rechnungen mit den beiden Gruppensätzen H2Ø-PMB und NAP-PMB. Außer bei Ni, O und CH₂ liegen die Abweichungen unter $\pm 10\%$.

Literatur

[1] L. Barleón et al.,

Untersuchungen an den Ladungen 3 und 4 des Schnell-Thermischen Argonaut Reaktors STARK,
KFK-668 und EUR 3701.d (1967)

[2] G. Kußmaul and H. Meister,

Material Worth Measurements with a Fuel-Filled Pile Oscillator Rod,
erscheint demnächst.

Material	$\left(\frac{\Delta k}{\Delta k_{25}}\right)_M$	Relativer Meßfehler [%]	H2O - PMB		ABN		MOXTOT		NAP - PMB		SNEAK	
			$\left(\frac{\Delta k}{\Delta k_{25}}\right)_R$	$\frac{M}{R}$	$\left(\frac{\Delta k}{\Delta k_{25}}\right)_R$	$\frac{M}{R}$	$\left(\frac{\Delta k}{\Delta k_{25}}\right)_R$	$\frac{M}{R}$	$\left(\frac{\Delta k}{\Delta k_{25}}\right)_R$	$\frac{M}{R}$	$\left(\frac{\Delta k}{\Delta k_{25}}\right)_R$	$\frac{M}{R}$
Al	-1.116-2	4	-1.0714-2	1.0416	-0.8463-2	1.3186	-0.8280-2	1.3478	-1.0942-2	1.0199	-1.0513-2	1.0615
B ¹⁰	-6.058-1	2	-5.717 -1	1.0596	-4.664 -1	1.2945	-5.981 -1	1.0129	-5.759 -1	1.0519	-5.246 -1	1.1548
C	-1.229-2	2	-1.2087-2	1.0168	-0.5003-2	2.4565	-0.8121-2	1.5133	-1.2829-2	0.9580	-1.2961-2	0.9482
Cr	-1.497-2	3	-1.4300-2	1.0468	-1.3587-2	1.1018	-1.2298-2	1.2173	-1.4541-2	1.0295	-1.4192-2	1.0600
Fe	-1.579-2	2	-1.4419-2	1.0951	-1.2584-2	1.2548	-1.2234-2	1.2907	-1.4665-2	1.0767	-1.3845-2	1.1405
Mo	-4.864-2	2	-5.0160-2	0.9697	-4.5939-2	1.0588	-4.6684-2	1.0209	-5.0164-2	0.9696	-4.7529-2	1.0234
Ni	-2.611-2	5	-2.1645-2	1.2063	-2.0255-2	1.2891	-1.9077-2	1.3687	-2.200 -2	1.1868	-2.1667-2	1.2050
Nb	-6.547-2	2	-6.7904-2	0.9641	-6.0304-2	1.0857	-6.6418-2	0.9858	-6.8290-2	0.9587	-6.3280-2	1.0346
Ta	-1.681-1	2	-1.7938-1	0.9371	-1.5814-1	1.0630	-1.8017-1	0.9330	-1.8128-1	0.9273	-1.6630-1	1.0051
Zr	-2.198-2	5	-2.0467-2	1.0739	-1.8754-2	1.1720	-1.7962-2	1.2237	-2.0394-2	1.0778	-2.007 -2	1.0952
CH ₂	+3.237-2	2	+0.4921-2	6.578	+6.9517-2	0.4656	+3.8567-2	0.8393	+0.3885-2	8.332	-6.9801-2	-0.4637
H			+0.8502-2		+3.7260-2		+2.3344-2		+0.8357-2		-2.8420-2	
²³⁸ U	-6.231-2	1	-6.6184-2	0.9404	-5.7430-2	1.0850	-6.0738-2	1.0259	-6.6205-2	0.9403	-6.5194-2	0.9558
¹ Pu	+1.403	1	+1.4346	0.9780	+1.4250	0.9846	+1.3458	1.0425	+1.4271	0.9831	+1.3557	1.0349
O(aus Al ₂ O ₃)	-1.116-2	5	-0.9993-2	1.1167	-0.4347-2	2.5672	-0.5773-2	1.9331	-1.0681-2	1.0448	-0.9762-2	1.1432
O(aus Fe O)	-1.353-2	3		1.3539		3.1124		2.3436		1.2667		1.3859

121-25

1) Zusammensetzung der Pu-Probe: 91.49 % Pu²³⁹, 7.68 % Pu²⁴⁰, 0.80 % Pu²⁴¹, 0.03 % Pu²⁴²

Tab. 2 Gemessene und berechnete Verhältnisse $\Delta k / \Delta k_{25}$ der Reaktivitätswerte pro Atom
(M = Messung, R = Rechnung nach der Störungstheorie 1. Ordnung)

1213. SNEAK (F. Plum, W. Bickel, G. Wittek, R. Böhme, M. Mäule, IAR;
H. Werle, INR; Ph. Hammer, CEN de Cadarache)

1. SNEAK-6D

Die Auswertung der Messungen an der Anordnung SNEAK-6D sowie deren rechnerische Nachvollziehung wurden praktisch abgeschlossen.

Im Einzelnen wurden folgende Experimente ausgewertet bzw. nachgerechnet:

1. Axiale und radiale Traversen im "clean critical". (siehe Abbildung 17 und 18)
2. Materielle Bucklings (nur rechnerisch)
3. Kontrollstabexperimente
4. Radiale Traversen in Anwesenheit von Kontrollstäben
5. Indices "clean critical" und in den Kontrollstäben (nur rechnerisch)
6. Spektrum im "clean critical".

1.1 Axiale und radiale Traversen im "clean critical"

Ähnlich wie bei den vorausgegangenen Cores der SNEAK-6-Serie wurde der Hauptakzent auf die axialen Traversen gelegt. Die mit Kammern gemessenen axialen Spaltratentraversen für U^{238} (Abb.19), U^{235} (Abb.20) und Pu^{239} (Abb. 21) zeigen im Corebereich gute Übereinstimmung mit der Rechnung. Die gerechneten Ratentraversen entstammen einer zweidimensionalen, homogenen Diffusionsrechnung in (r,z)-Geometrie und sind nach dem bekannten Verfahren S_8 - und heterogenitätskorrigiert. Die U^{238} -Spaltratentra-

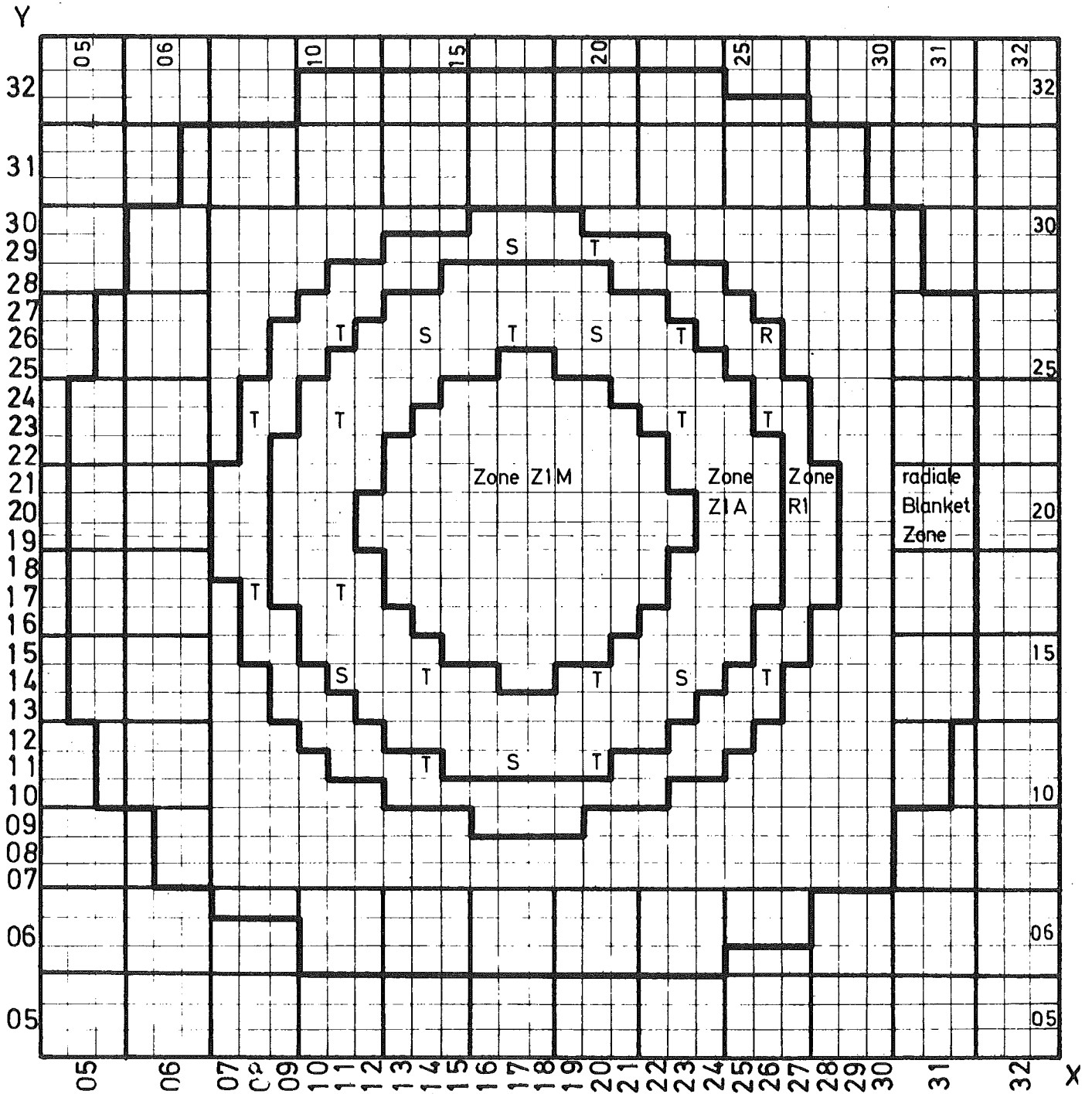


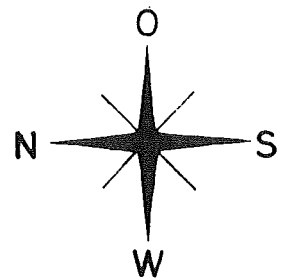
Abb.17 SNEAK-6D Realisierte kritische Anordnung
"Clean Critical" Querschnitt

Zone Z1 M : (96 Brennelemente)

Zone Z1 A : (147 Brennelemente , 8T-Stäbe , 5 S-Stäbe)

Zone R1 : (104 Brennelemente , 7T-Stäbe , 1 S-Stab , 1Regelstab)

Rad. Bl. Zone : (217 Elemente mit Rohrtyp "C" , ~ 35 Elemente mit Rohrtyp "B")



Maßstab 1:10

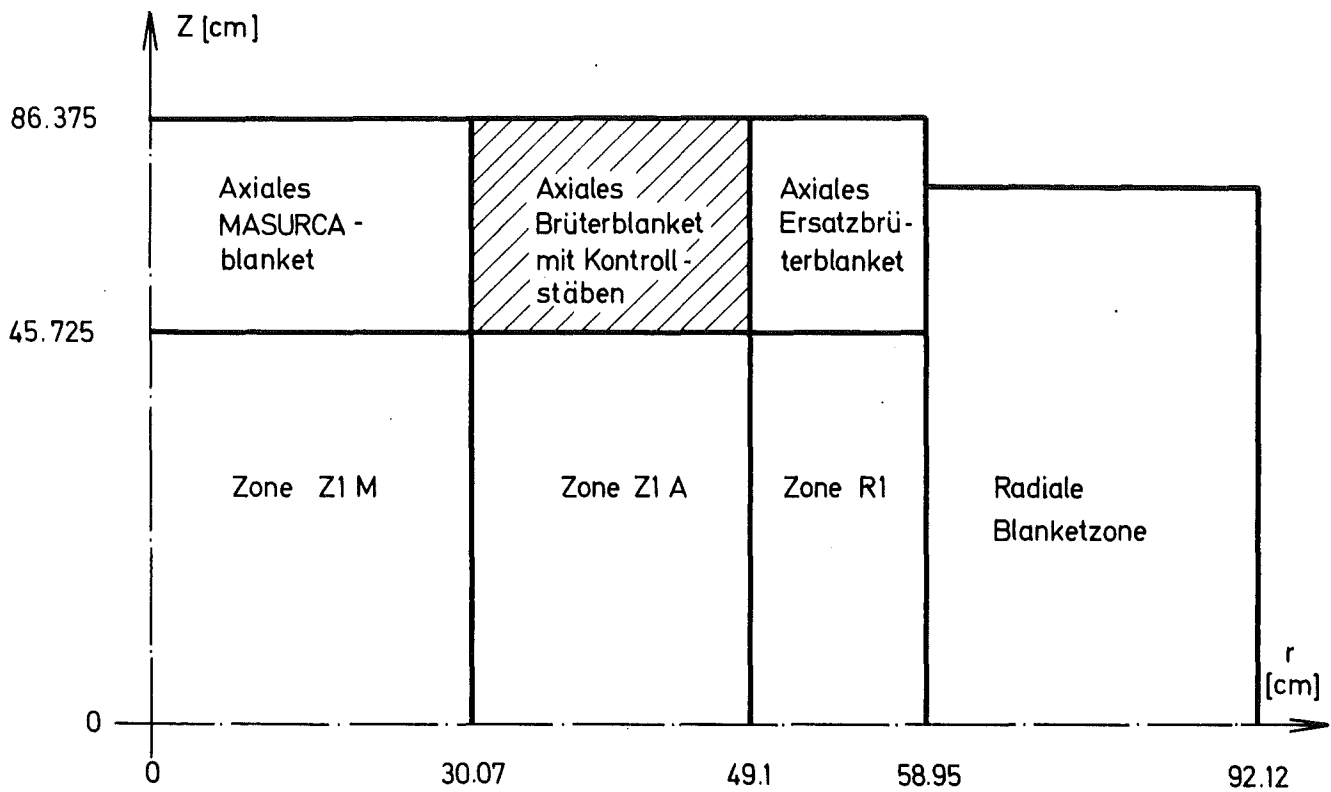
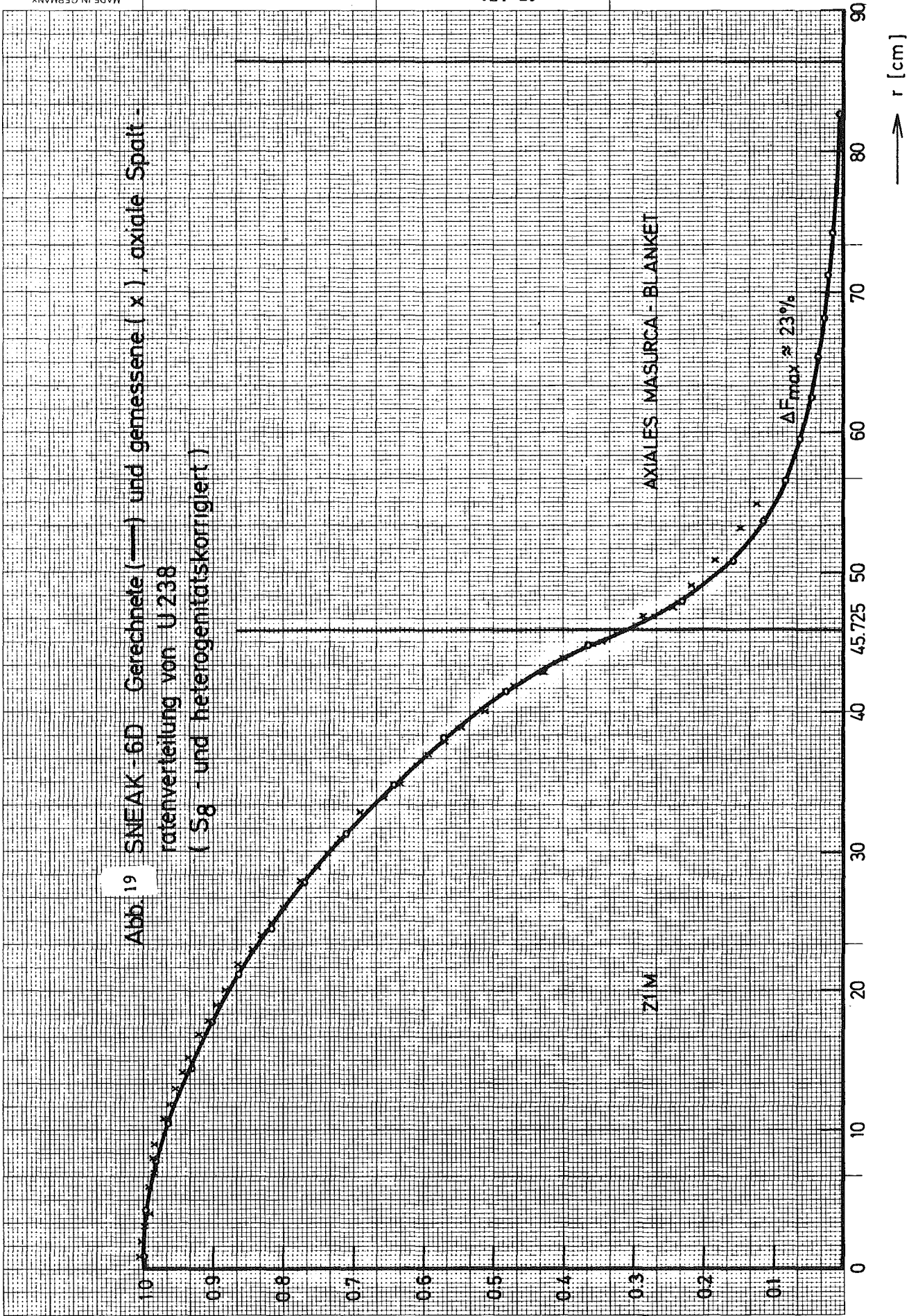


Abb. 18 SNEAK-6D Realisierte kritische Anordnung
 "Clean Critical"
 (Längsschnitt)

Abb. 19 SNEAK-6D Gerechnete (—) und gemessene (x), axiale Spalt-
ratenverteilung von U238
(Sg- und heterogenitätskorrigiert)



Z1M

AXIALES MASURCA - BLANKET

$\Delta F_{max} \approx 23\%$

\rightarrow r [cm]

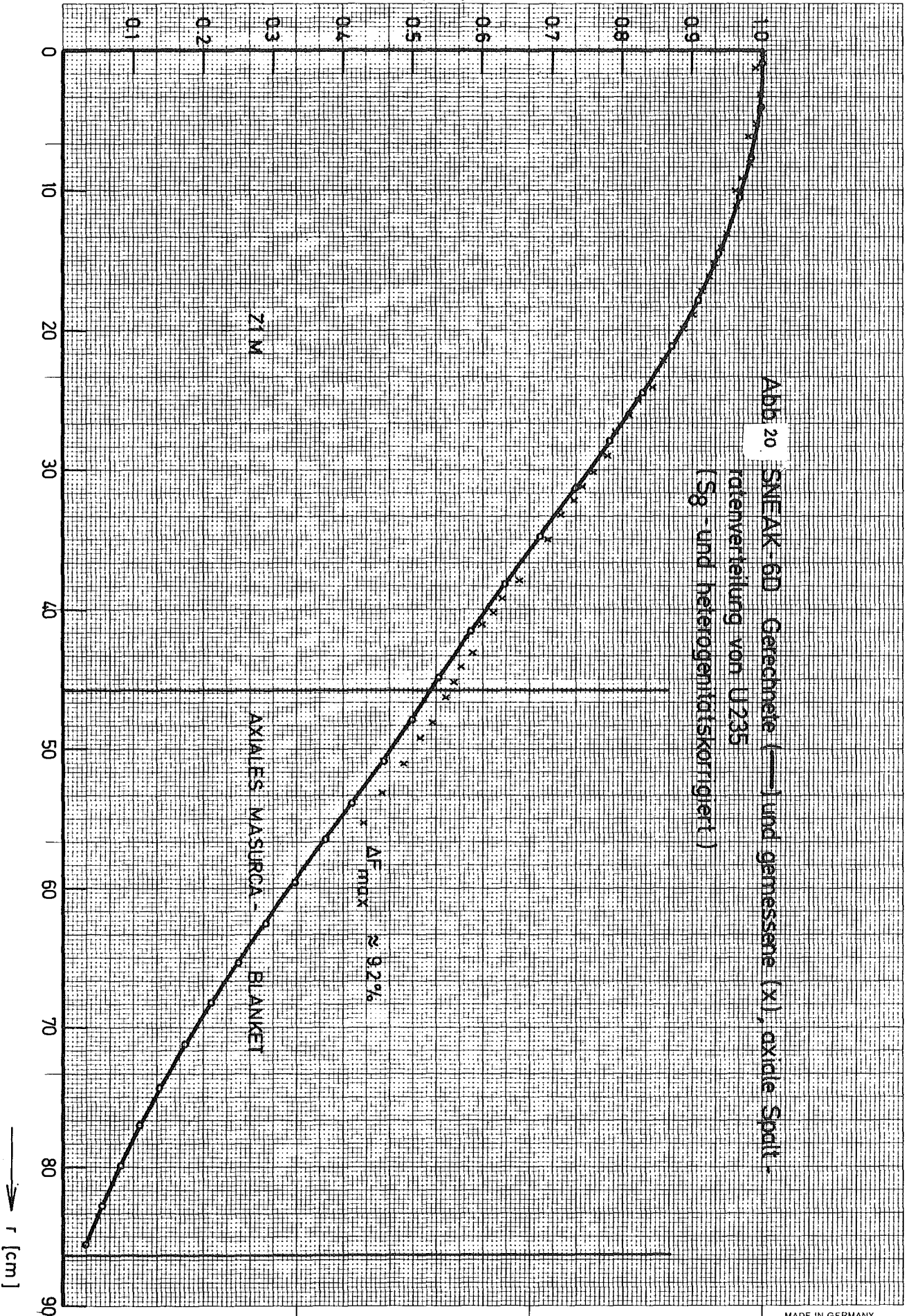
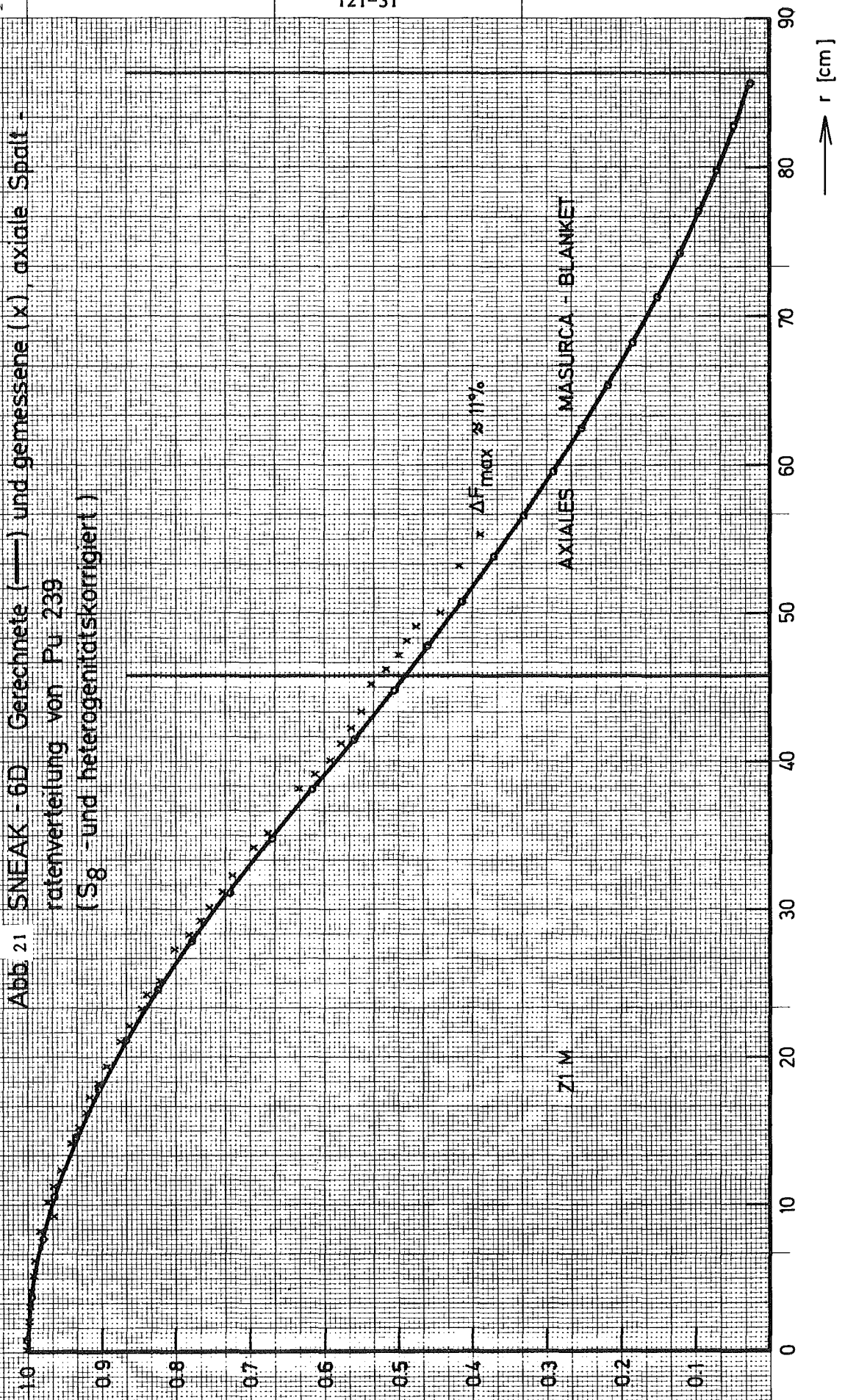


Abb. 20 SNEAK-6D Gerechnete (—) und gemessene (x), axiale Spaltverteilung von U235 (5 σ - und heterogenitätskorrigiert)

Abb 21 SNEAK - 6D Gerechnete (—) und gemessene (x) axiale Spalt-
ratenverteilung von Pu-239
(Sg- und heterogenitätskorrigiert)



$\rightarrow r$ [cm]

verse fällt bis zur Grenze des axialen Blankets um 70% ab, die U^{235} -Spaltratentraverse um 48% und die Pu^{239} -Spaltratentraverse um 51%. Bei den Spaltratentraversen U^{235} und Pu^{239} treten die ersten Abweichungen zwischen Rechnung und Messung kurz vor der Grenze Core/axiales Blanket auf, während die Übereinstimmung bei der U^{238} -Traverse bis ins Blanket hinein gut ist.

Trotz S_g -Korrektur werden die Grenzflächeneffekte im thermischen Bereich durch die Rechnung wohl nicht richtig erfaßt. Im übrigen dürften die Abweichungen zwischen Rechnung und Messung im axialen Blanket außer auf Streamingeffekte auch noch darauf zurückzuführen sein, daß in die Rechnung über die Heterogenitätskorrektur eine höhere Selbstabschirmung eingeht, als die Meßsonde tatsächlich erfahren hat. (Der axiale Kanal führte nämlich nicht durch Brennstoff, sondern durch Strukturmaterial hindurch, und die homogenen Raten würden in diesem Falle die Diskrepanz zwischen Rechnung und Messung etwas verkleinern.) Die bei einer bestimmten Traverse maximal auftretende Abweichung zwischen Rechnung und Messung ist in allen Abbildungen mit ΔF_{max} bezeichnet. Da es dem **CEA Cadarache** hauptsächlich um die Ermittlung von Bucklings ging, sind die Traversen nicht durchs ganze axiale Blanket hindurch gemessen worden. Aus ähnlichen Gründen fehlt auch bisher die gemessene, axiale Leistungsverteilung. Die sich aus der Rechnung ergebende axiale Leistungsverteilung ist in Abb.22 zu sehen. Demnach fällt die Leistung bis zum axialen Blanketrand kontinuierlich auf etwa 46% ab. Am Blanketrand fällt die Leistung sprunghaft um weitere 39% auf etwa 7%.

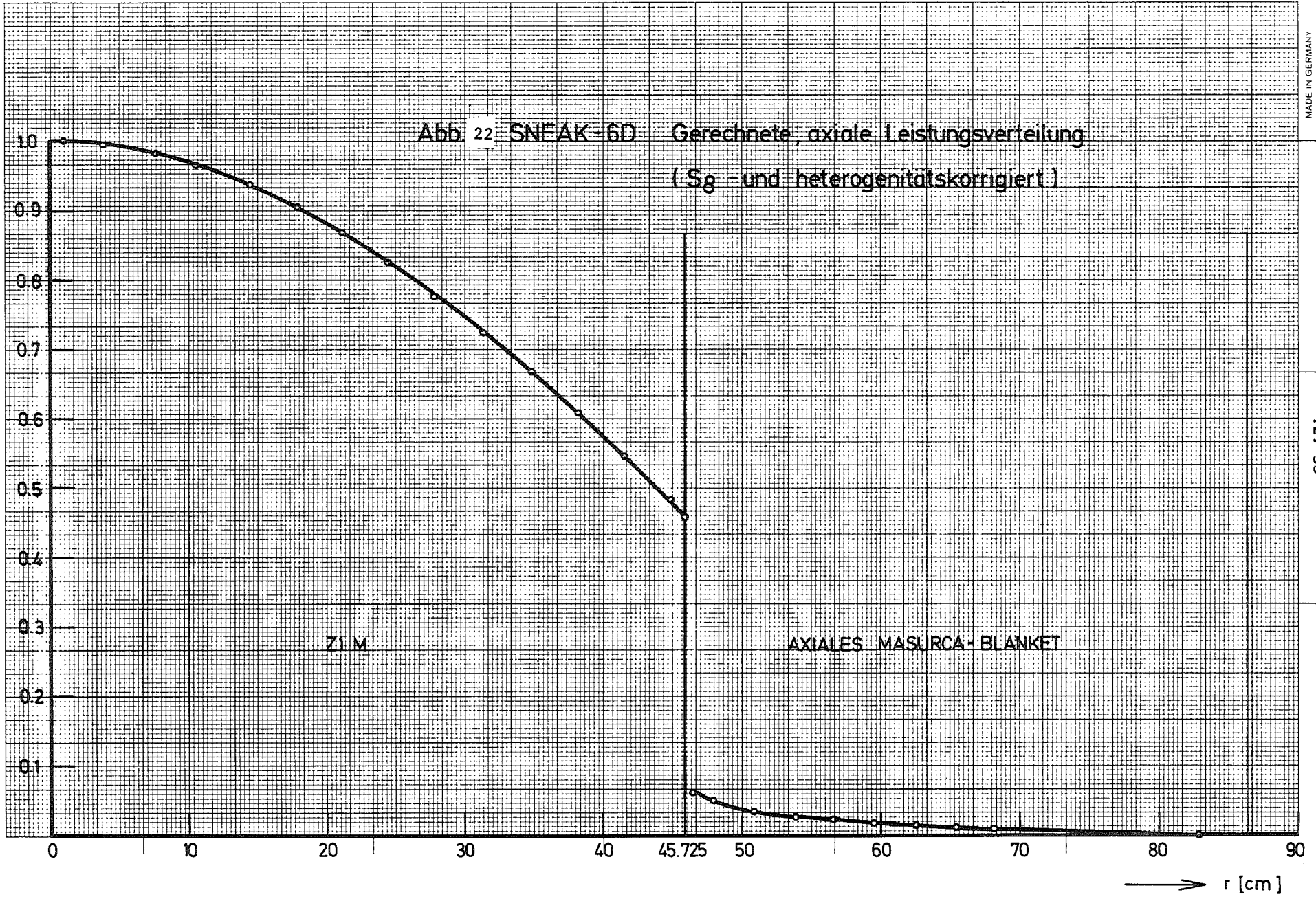
Bei den radialen Traversen liegen nur für die Spaltratenverteilung von U^{238} Meßwerte vor. Abb.23 zeigt, daß diese stark oszillieren, was auf die heterogene Füllung der SNEAK-Elemente mit MASURCA-Rodlets zurückzuführen ist. Auch hier wird der radiale Meßkanal nicht durch Brennstoff, sondern durch Strukturmaterial geführt, sodaß auch hier das über die Selbstabschirmung bei den axialen Messungen Gesagte zutrifft. Die Rechenergebnisse liegen deshalb unterhalb der Meßergebnisse. Dies wird besonders beim Übergang von der Zone Z1M mit zylinderförmiger Einheitszelle zur Zone Z1A mit Plättchenstruktur sichtbar. Vor allem über die Normierung der Heterogenitätskorrektur⁽⁺⁾ wird den Plättchen in der

(+) Es sei daran erinnert, daß die Heterogenitätskorrektur

- a) durch Zugrundelegen eines der Wirklichkeit schlecht entsprechenden Modells
- b) durch die Normierung im Zentrum

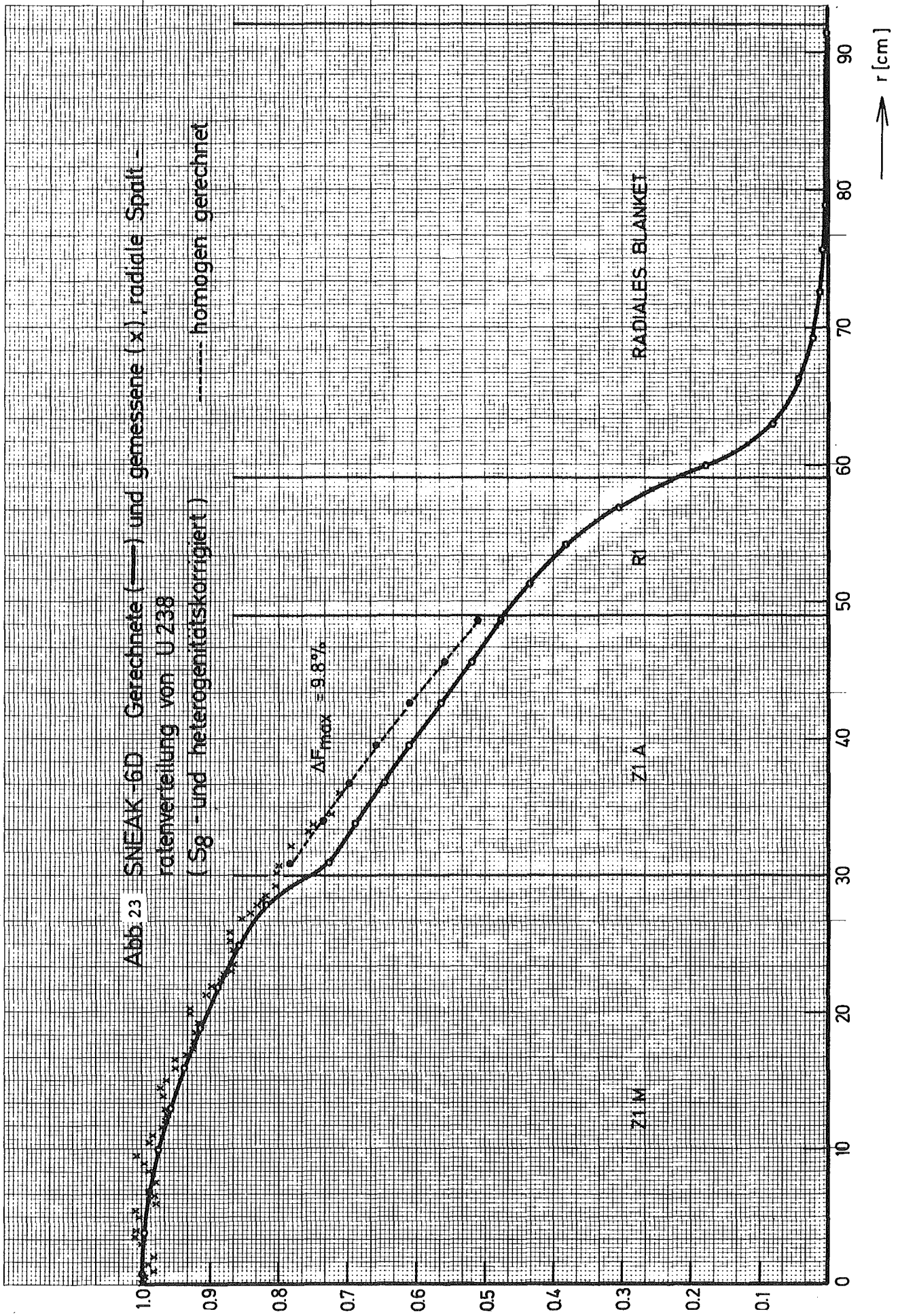
Verschlechterung der Ergebnisse liefern kann.

Abb. 22 SNEAK-6D Gerechnete axiale Leistungsverteilung
(S_g- und heterogenitätskorrigiert)



→ r [cm]

Abb. 23 SNEAK-6D Gerechnete (—) und gemessene (x) radiale Spalt-
ratenverteilung von U-238
(S₈- und heterogenitätskorrigiert) ----- homogen gerechnet



Zone Z1A eine zu hohe Selbstabschirmung zugeordnet. Die homogene Ratenverteilung - in Zone Z1A der Abb.23 gestrichelt (----) eingezeichnet - liefert in einem solchen Fall bessere Übereinstimmung mit der Messung. In den Abbildungen 24, 25 und 26 sind die gerechneten radialen Spaltratenverteilungen für U^{235} , Pu^{239} und die Einfangratenverteilung für U^{238} wiedergegeben. Daß der durch die Normierung der Heterogenitätskorrektur auftretende Fehler hier nicht in Erscheinung tritt, bestätigt in etwa die Gültigkeit des Abschirmmodells für die Zone Z1M wenigstens im niederenergetischen Bereich. Die aus den Traversen folgende gerechnete, radiale Leistungsverteilung zeigt Abb.27.

1.2 Buckling-Rechnungen

Da sich durch die in Abb.23 gezeigten Meßwerte keine eindeutig definierte Kurve legen läßt, hat CEA Cadarache bisher darauf verzichtet, aus den gemessenen Kurven Bucklings zu entwickeln. Dennoch seien hier die aus ZERA-Rechnungen folgenden materiellen Bucklings für die einzelnen Zonen aufgeführt:

$$B_m^2 (Z1M) = 1.5137 \cdot 10^{-3} \left[\text{cm}^{-2} \right]$$

$$B_m^2 (Z1A) = 1.4715 \cdot 10^{-3} \left[\text{cm}^{-2} \right]$$

$$B_m^2 (R1) = 1.7414 \cdot 10^{-3} \left[\text{cm}^{-2} \right]$$

1.3 Kontrollstabexperimente

Die Anordnung 6D wurde dazu benutzt, um weitere zentrale Kontrollstabexperimente durchzuführen. Und zwar wurden auf speziellen Wunsch des CEA hin lediglich voll eingefahrene Kontrollstäbe bzw. "Followers" betrachtet. Um die Symmetrie zu wahren, wurde auch das obere axiale Blanket - soweit es aus Sicherheitsgründen vertretbar war - von Absorber- bzw. Followermaterial freigehalten. Erstmals wurde auch die Reaktivität von vier mit Stahlblöcken gefüllten SNEAK-Elementen ermittelt. Definiert man als einen Coretyp eine Anordnung mit einem bestimmten Absorber im Zentrum und einer definierten An-

Abb. 24 SNEAK-6D Gerechnete, radiale Spaltratenverteilung von U235
(Sg- und Heterogenitätskorrigiert.)

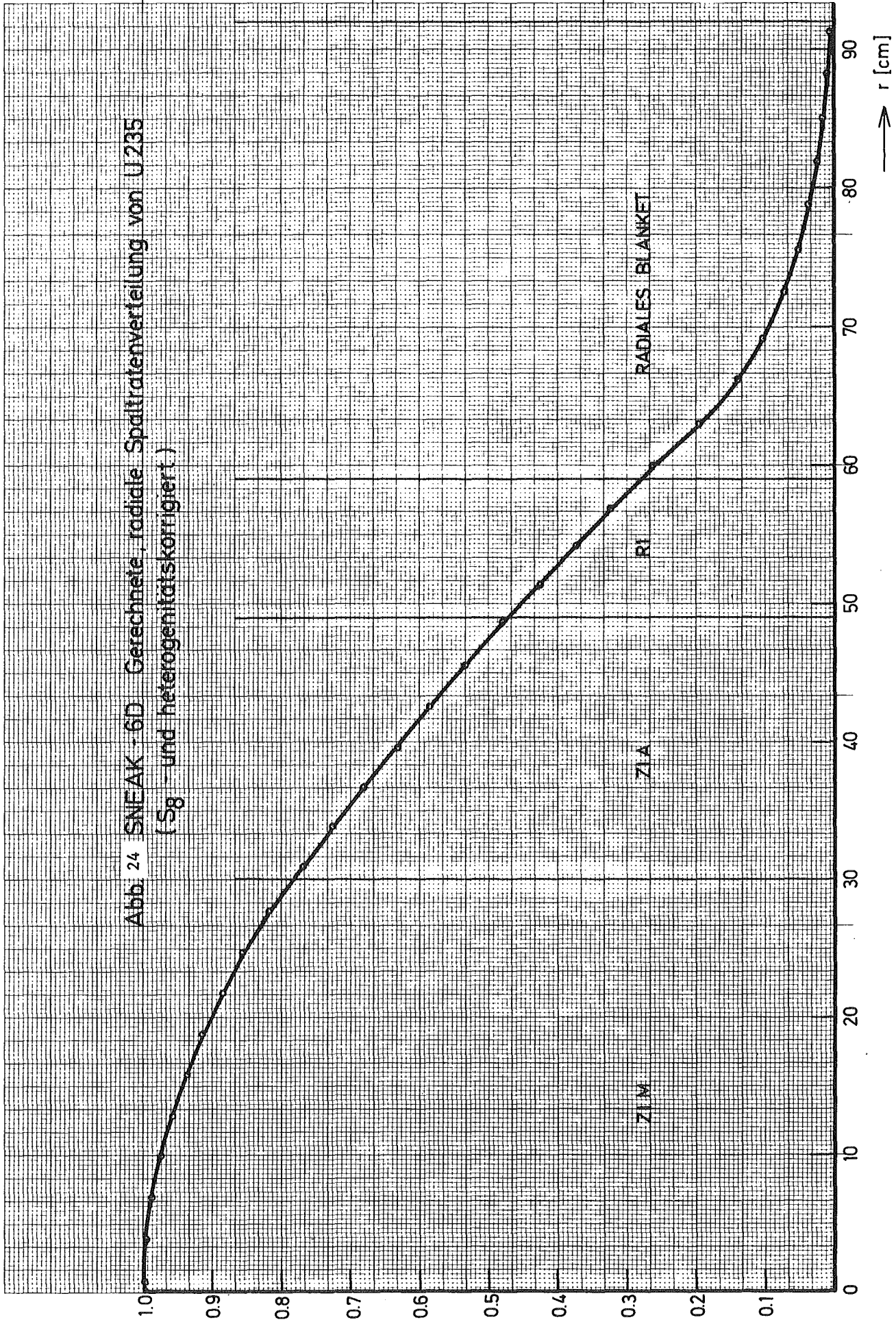


Abb. 25 SNEAK-6D Gerechnete radiale Spaltstratenverteilung von Pu 239
(Sg- und Heterogenitätskorrigiert)

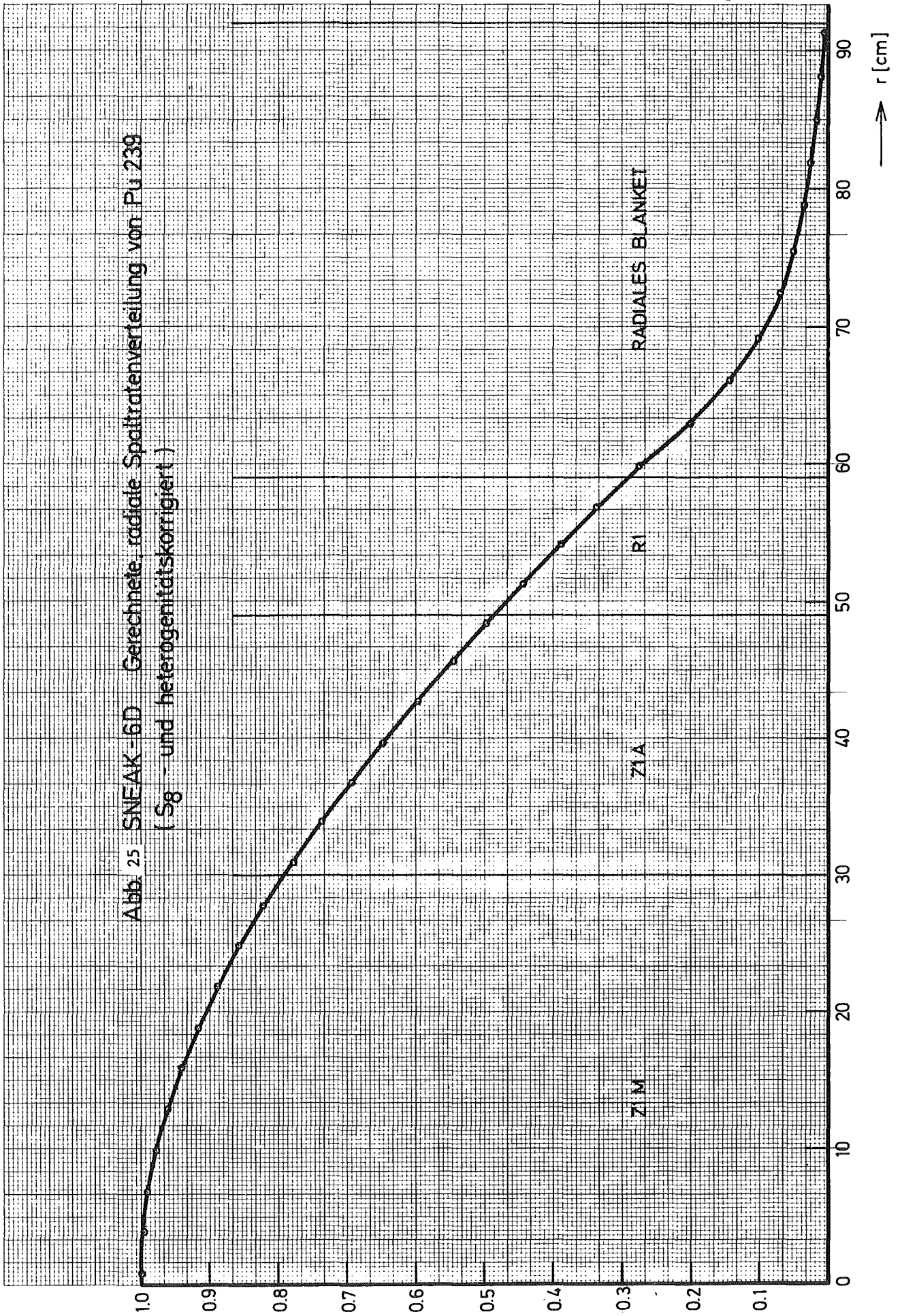


Abb.26 SNEAK - 6D Gerechnete radiale Einfangratenverteilung von U238
(58 und Heterogenitätskorrigiert)

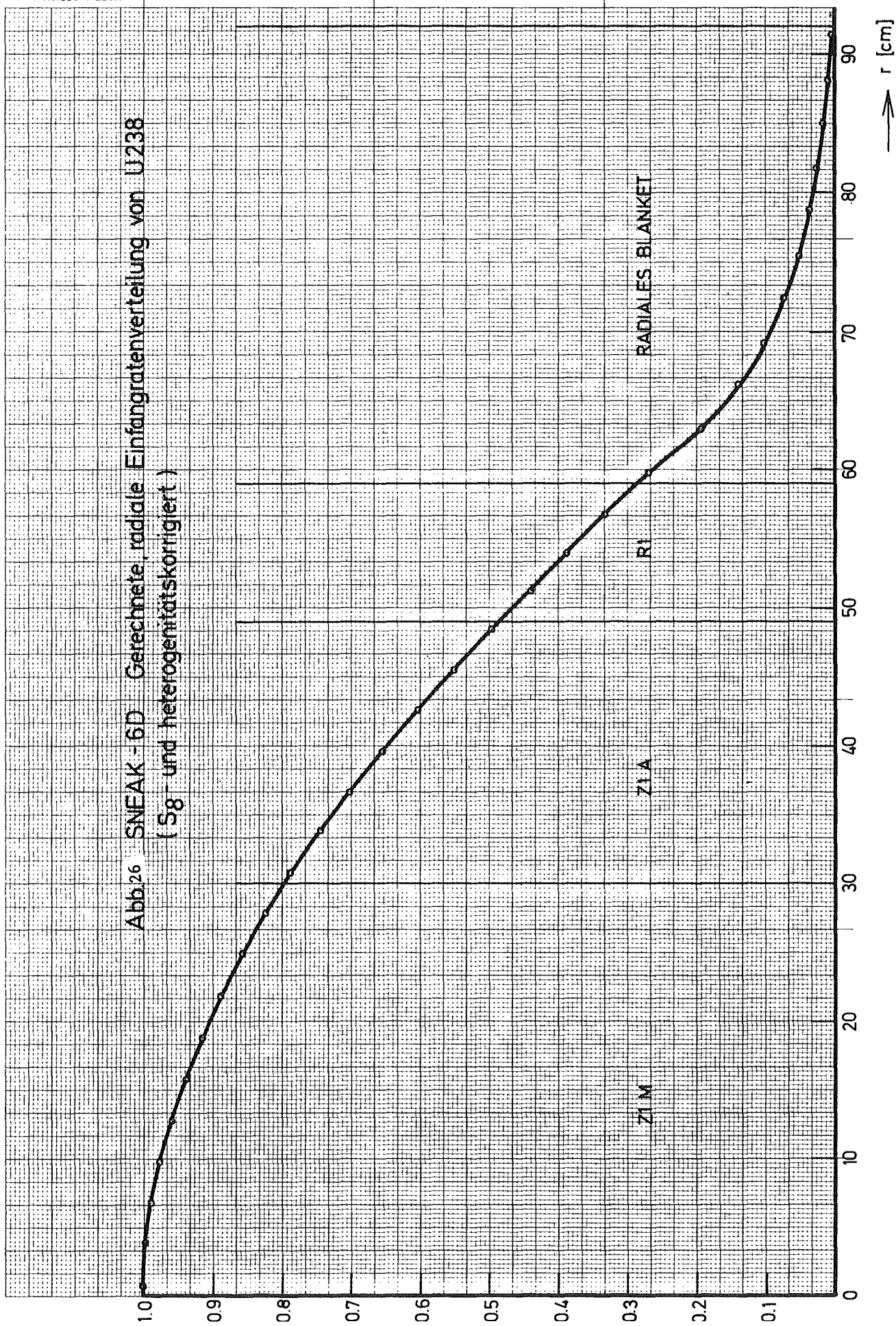
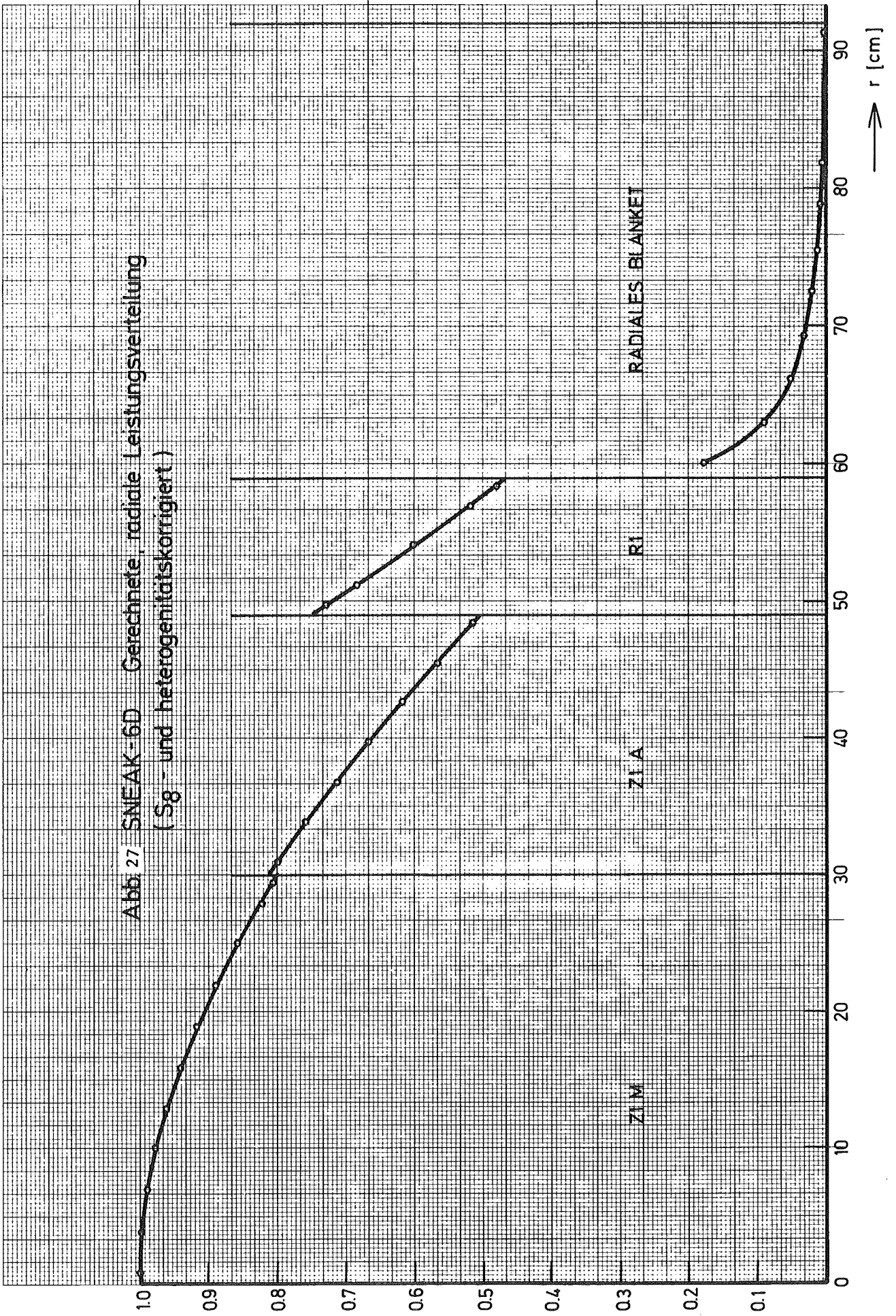


Abb. 27 SNEAK-6D Gerechnete, radiale Leistungsverteilung
(Sg - und heterogenitätskorrigiert)



zahl von zugeladenen Randelementen (zugeladen in Bezug aufs "clean critical") so sind sämtliche für die Kontrollstabexperimente der Anordnung 6D aufgebaute Coretypen mit ihren Reaktivitätsdifferenzen zum jeweils vorhergehenden Coretyp in Tabelle 3 gegeben.

Durch Addition der Reaktivitätsdifferenzen gelangt man zu einer Aussage über den Wert von verschiedenen Absorberkonfigurationen gegen das Referenz-Core oder gegen ein Core mit Nachfolgern.

Die verwendeten Abkürzungen beschreiben folgende Beladungen:

1 Na-Element war ein im Corebereich mit MASURCA-Na-Rodlets gefülltes SNEAK-Element. 1 Al-Element bestand aus den bekannten SNEAK-Al-Matrizen, während beim Ta-Element dieselben Al-Matrizen genommen und mit Ta-Rodlets "gespiked" wurden. Für die B_4C -Elemente wurden normale SNEAK- B_4C -Kästen verwandt. Die SS-Elemente waren mit 2.5 cm hohen SNEAK-Stahlblöcken gefüllt.

Die Nachrechnung der Kontrollstabexperimente erfolgte erstmals in 26 Gruppen mit dem zweidimensionalen Diffusionscode DIXY in (r,z)-Geometrie. Verwandt wurde der MOXTOT-Satz. Die den Kontrollstäben entsprechenden Atomzahldichten sind in Tabelle 4 wiedergegeben. Bei den Diffusionsrechnungen wurden die Trimm- und Sicherheitsstäbe von SNEAK jeweils als voll eingefahren angesehen und über die ihnen entsprechenden Zonen verschmiert. Die betrachteten Coretypen und ihre Kritikalitätskonstanten sind in Tabelle 5 zu finden. Dabei fällt auf, daß der Coretyp 13' im Experiment nicht verwirklicht wurde. Das liegt daran, daß der Wert von 4 B_4C -Elementen gegen 4 Ta-Elemente unterkritisch gemessen wurde. Für die in Tabelle 5 aufgeführten Coretypen wurde nicht nur k_{eff} , sondern jeweils auch der Bruchteil der verzögerten Neutronen β_{eff} ausgerechnet. Als Reaktivitätsdifferenz zwischen zwei Coretypen ergab sich dann die Differenz zweier k_{eff} -Werte dividiert durch das β_{eff} , welches dem Endcoretyp entsprach. Also z.B. für 1 Na-Element (Coretyp 1' und Coretyp 2'):

$$\begin{aligned} \frac{\Delta k}{k} \quad (1 \text{ Na} \rightarrow \text{Core Ref.}) &= \frac{0.98911 - 0.99140}{0.0040015} \cdot 100 \text{ ‰} \\ &= - 57.2 \text{ ‰} \\ &===== \end{aligned}$$

Tabelle 3

Übersicht über die für Kontrollstabexperimente aufgebauten
Coretypen der Anordnung 6D und ihre Reaktivitätsdifferenzen

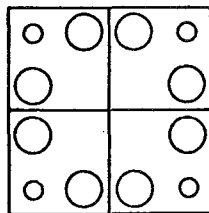
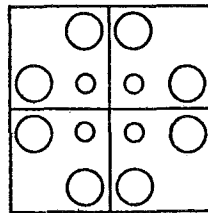
Typ des aufgebauten Cores	Reaktivitätsdifferenz zum voran- gegangenen Coretyp in [¢]
1. Ausgangscore + 5 RE	0.0
2. " + 5 RE + 1 Na	-52.3
3. " + 19 RE + 1 Na	+139.8
4. " + 19 RE + 4 Na	-145.4
5. " + 21 RE + 4 Na	+16.1
6. " + 19 RE + 4 Na	-16.0
7. " + 19 RE + 4 Al	-13.2
8. " + 25 RE + 4 Al	+56.6
9. " + 25 RE + 3 Al + 1 SS	-5.7
10. " + 25 RE + 4 SS	-17.6
11. " + 23 RE + 4 SS	-16.3
12. " + 28 RE + 4 SS	+40.9
13. " + 28 RE + 4 SS ⁽⁺⁾	-23.8
14. " + 26 RE + 4 SS ⁽⁺⁾	-15.3
15. " + 31 RE + 4 SS ⁽⁺⁾	+42.8
16. " + 31 RE + 3 SS ⁽⁺⁾ + 1 B ₄ C ⁽⁺⁾	-220.3 (unterkritisch gemessen)
17. " + 31 RE + 1 B ₄ C ⁽⁺⁾	+162.2
18. " + 32 RE + 1 B ₄ C ⁽⁺⁾	+8.8
19. " + 32 RE + 4 Ta ⁽⁺⁾	-230.2
20. " + 52 RE + 4 Ta ⁽⁺⁾	+181.7
21. " + 57 RE + 4 Ta ⁽⁺⁾	+44.9
22. " + 59 RE + 4 Ta ⁽⁺⁾	+17.0
23. " + 59 RE + 4 Ta ^{''(+)}	-6.4
24. " + 60 RE + 4 Ta ^{''(+)}	+6.0
25. " + 61 RE + 4 Ta ^{''(+)}	+6.8

Fortsetzung von Tabelle 3

Typ des aufgebauten Cores	Reaktivitätsdifferenz zum vorangegangenen Coretyp in ϵ
26. Ausgangscore + 59 RE + 4 Ta ^{''} (+)	-12.7
27. " + 60 RE + 4 Ta ^{''} (+)	+8.1
28. " + 61 RE + 4 Ta ^{''} (+)	+7.6
29. " + 62 RE + 4 Ta ^{''} (+)	+7.6
30. " + 62 RE + 4 B ₄ C ⁽⁺⁾	-345.7 (unterkritisch gemessen)
31. " +101 RE + 4 B ₄ C ⁽⁺⁾	+342.9
32. " +102 RE + 4 B ₄ C ⁽⁺⁾	+5.2

Erklärung:

1. "Ausgangscore" ist identisch mit dem "clean critical" bestehend aus 369 Core-Elementen und einem β_{eff} von 397.34×10^{-5}
2. + 5 RE heißt z.B.: fünf Randelemente wurden dem Ausgangscore hinzugefügt.
3. 4 SS heißt z.B.: die vier zentralen MASURCA-Elemente wurden durch vier mit Stahlblöcken im Corebereich gefüllte Elemente ersetzt.
4. 4 Ta⁽⁺⁾ heißt z.B.: die vier zentralen MASURCA-Elemente wurden durch vier Tantal-elemente im Corebereich ersetzt. Das obere axiale Blanket dieser vier Tantal-elemente besteht aus B₄C (Sicherheitsgründe).
5. 4 Ta- und 4 Ta^{''}-Elemente haben dieselbe homogene Atomzahl-dichte jedoch verschiedenen Zellaufbau (siehe Skizze).

4 Ta^{''}

4 Ta

Tabelle 4 Atomzahldichten von "Kontrollstäben" $\times 10^{-24} \text{ [cm}^{-3}\text{]}$ für
Kontrollstabberechnungen von SNEAK-6D

	B ₄ C - SNEAK- Füllung	Ta - rod	Al - rod	SS - rod	MASURCA Na - rod
Al	0.0504-2	2.5868-2	4.3865-2	--	--
C	1.2096-2	0.0029-2	0.0029-2	2.023152-4	1.356164-5
Cr	0.2552-2	0.3505-2	0.3505-2	1.635943-2	2.366883-3
Fe	0.8293-2	1.1789-2	1.1789-2	5.535268-2	8.316323-3
Na	--	--	--	--	1.771355-2
Ni	0.1176-2	0.1633-2	0.1633-2	7.57888-3	1.148239-3
Pu ²³⁹	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8
Pu ²⁴⁰	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8
Si	0.0172-2	0.0365-2	0.0505-2	6.323868-4	4.532545-5
Ti	--	0.0117-2	0.0167-2	2.839825-4	--
U ²³⁵	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8
U ²³⁸	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8	1.-8
B 10	0.9449-2	--	--	--	--
B 11	3.8762-2	--	--	--	--
Ta	--	1.6537-2	--	--	--

M → Cr

Co → Ni

Mg → Al

Tabelle 5 Coretypen, die zur Nachrechnung der Kontrollstabwerte betrachtet wurden, und ihre Kritikalitätskonstanten

Core	k_{eff}	β_{eff}	$\frac{(\beta_{\text{eff}})}{397.34-5}$
1. Ausgangscore + 5 RE	0.9914/0	399.03-5	1.004
2. " + 5 RE + 1 Na	0.9891/1	400.15-5	1.007
3. " + 19 RE + 1 Na	0.9956/0	404.67-5	1.018
4. " + 19 RE + 4 Na	0.9893/5	407.96-5	1.026
5. " + 19 RE + 4 Al	0.9890/3	407.54-5	1.025
6. " + 25 RE + 4 Al	0.9918/0	409.50-5	1.030
7. " + 25 RE + 4 SS	0.9908/1	409.40-5	1.030
8. " + 28 RE + 4 SS	0.9921/7	410.35-5	1.032
9. " + 28 RE + 4 SS mit B_4C i. Bl.	0.9911/4	410.62-5	1.033
10. " + 31 RE + 4 SS mit B_4C i. Bl.	0.9924/8	411.59-5	1.035
11. " + 31 RE + 1 B_4C mit B_4C i. Bl.	0.9893/8	411.99-5	1.036
12. " + 31 RE + 4 Ta mit B_4C i. Bl.	0.9777/0	416.83-5	1.049
13. " + 101 RE + 4 Ta mit B_4C i. Bl.	1.0065/9	438.78-5	1.104
14. " + 101 RE + 4 B_4C mit B_4C i. Bl.	0.9930/7	445.39-5	1.120

In ähnlicher Weise erhält man aus Corety 3' und Coretyp 4' den Wert: $\frac{\Delta k}{k}$ (4 Na \rightarrow 1Na) und aus Coretyp 4' und Coretyp 5' den Wert $\frac{\Delta k}{k}$ (4 Al \rightarrow 4 Na) etc. Durch Zusammenfassen der so entstehenden Reaktivitätsdifferenzen kommt man dann zu Kontrollstabwerten, welche den aus Tabelle 3 herausgearbeiteten, experimentellen Kontrollstabwerten entsprechen sollten. Tabelle 6 zeigt als Ergebnis dieses Verfahrens eine Gegenüberstellung von gerechneten und gemessenen Kontrollstabwerten. Auch der Quotient Rechnung / Experiment ist in der letzten Spalte aufgetragen.

Die Genauigkeit der experimentellen Ergebnisse E wird mit $\pm 5\%$ des gemessenen Reaktivitätswertes angegeben. Der numerische Fehler bei den Rechnungen wurde auf maximal $\pm 2.5\%$ geschätzt.

Aus den in Tabelle 5 für die verschiedenen Coretypen aufgeführten β_{eff} -Werten ersieht man, daß β_{eff} nicht nur mit wachsender Anzahl der Randelemente, sondern auch mit zunehmender Abschaltreaktivität der zentralen Kontrollstäbe zunimmt. Der letztgenannte Effekt ist wohl darauf zurückzuführen, daß die zentralen Kontrollstäbe den Fluß vom Zentrum weg in die äußere Uranzone "verdrängen". Bezogen auf das "clean critical" beträgt der Zuwachs von β_{eff} bis zu 12% im Fall von 101 Randelementen und 4 B_4C -Stäben im Zentrum.

Abschließend sei noch vermerkt, daß für die meisten Kontrollstabrechnungen ein halber Reaktor betrachtet wurde mit 81 Intervallen in r- und 111 Intervallen in z-Richtung. Die aus den zweidimensionalen Diffusionsrechnungen in (r,z)-Geometrie anfallenden gruppen- und mischungsabhängigen Bucklings sollen in Kürze dazu verwendet werden, zweidimensionale "Trialfunctions" in (x,y)-Geometrie und 26 Gruppen für das dreidimensionale Flußsyntheseprogramm KASY zu erstellen. Mit Hilfe des letztgenannten Programms werden dann die Kontrollstabwerte der Anordnung 6D noch einmal berechnet. Ein Vergleich der so gewonnenen Ergebnisse mit KASY-Kontrollstabrechnung in 4 Gruppen wird dann vielleicht den Kondensationseffekt auf die mit KASY 4 Gruppenrechnungen ermittelten Kontrollstabwerte erkennen lassen.

1.4 Radiale Ratentraversen in Anwesenheit von Kontrollstäben

In Anwesenheit von vier zentralen mit B_4C -gefüllten SNEAK-Elementen wur-

Tabelle 6

Auswertung der Kontrollstabexperimente von SNEAK-6D
Vergleich von Rechnung und Experiment

Art der Messung	Experimentelles Ergebnis E	Rechnerisches Ergebnis R	R/E
1 Na → Core Ref.	-52.3 ¢	-57.2 ¢	1.09
4 Na → Core Ref.	-197.7 ¢	-210.4 ¢	1.06
4 Al → Core Ref.	-210.9 ¢	-218.3 ¢	1.03
4 SS → Core Ref.	-234.2 ¢	-242.5 ¢	1.03
4 SS mit B ₄ C i.Bl. → Core Ref.	-258.0 ¢	-267.6 ¢	1.03
4 SS mit B ₄ C i.Bl. → 4 SS	-23.8 ¢	-25.1 ¢	1.05
1 B ₄ C → Core Ref.	-316.1 ¢	-342.8 ¢	1.08
1 B ₄ C → 1 Na	-263.8 ¢	-285.6 ¢	1.08
4 Ta ^{II} → Core Ref.	-552.7 ¢	-623.0 ¢	1.12
4 Ta → Core Ref.	-546.3 ¢		1.14
4 Ta ^{II} → 4 Al	-341.8 ¢	-404.7 ¢	1.18
4 Ta → 4 Al	-335.4 ¢		1.20
4 B ₄ C → Core Ref.	-898.4 ¢	-926.5 ¢	1.03
4 B ₄ C → 4 Na	-700.7 ¢	-716.1 ¢	1.02

Art der Messung	Experimentelles Ergebnis E in ϕ	Rechnerisches Ergebnis R in ϕ	R/E
1 Na → Core Ref.	-52.3	<u>-57.2</u>	<u>1.09</u>
4 Na → 1 Na	-145.4	<u>-153.2</u>	<u>1.05</u>
4 Na → Core Ref.	-197.7	-210.4	1.06
4 Al → 4 Na	-13.2	<u>-7.9</u>	<u>0.59</u>
4 Al → Core Ref.	-210.9	-218.3	1.03
4 SS → 4 Al	-23.3	<u>-24.2</u>	<u>1.03</u>
4 SS → Core Ref.	-234.2	-242.5	1.03
4 SS mit B_4C i.Bl. → Core Ref.	-258.0	-267.6	1.03
4 SS mit B_4C i.Bl. → 4 SS	-23.8	<u>-25.1</u>	<u>1.05</u>
1 B_4C → 4 SS mit B_4C i.Bl.	-58.1	<u>-75.2</u>	<u>1.29</u>
1 B_4C → Core Ref.	-316.1	-342.8	1.08
1 B_4C → 1 Na	-263.8	-285.6	1.08
4 Ta → 1 B_4C	-230.2	<u>-280.2</u>	<u>1.21</u>
4 Ta → Core Ref.	-546.3	-623.0	1.14
4 Ta'' → 4 Ta	-6.4	--	--
4 Ta'' → Core Ref.	-552.7	-623.0	1.12
4 Ta'' → 4 Al	-341.8	-404.7	1.18
4 Ta → 4 Al	-335.4	-404.7	1.20
4 B_4C → 4 Ta''	-345.7	<u>-303.5</u>	<u>0.87</u>
4 B_4C → 4 Ta	-352.1	<u>-303.5</u>	<u>0.86</u>
4 B_4C → Core Ref.	-898.4	-926.5	1.03
4 B_4C → 4 Na	-700.7	-716.1	1.02

Anmerkung: 1) Zu den unterstrichenen rechnerischen Ergebnissen R gehören R/E-Werte, die frei sind von jeder Kompensation.

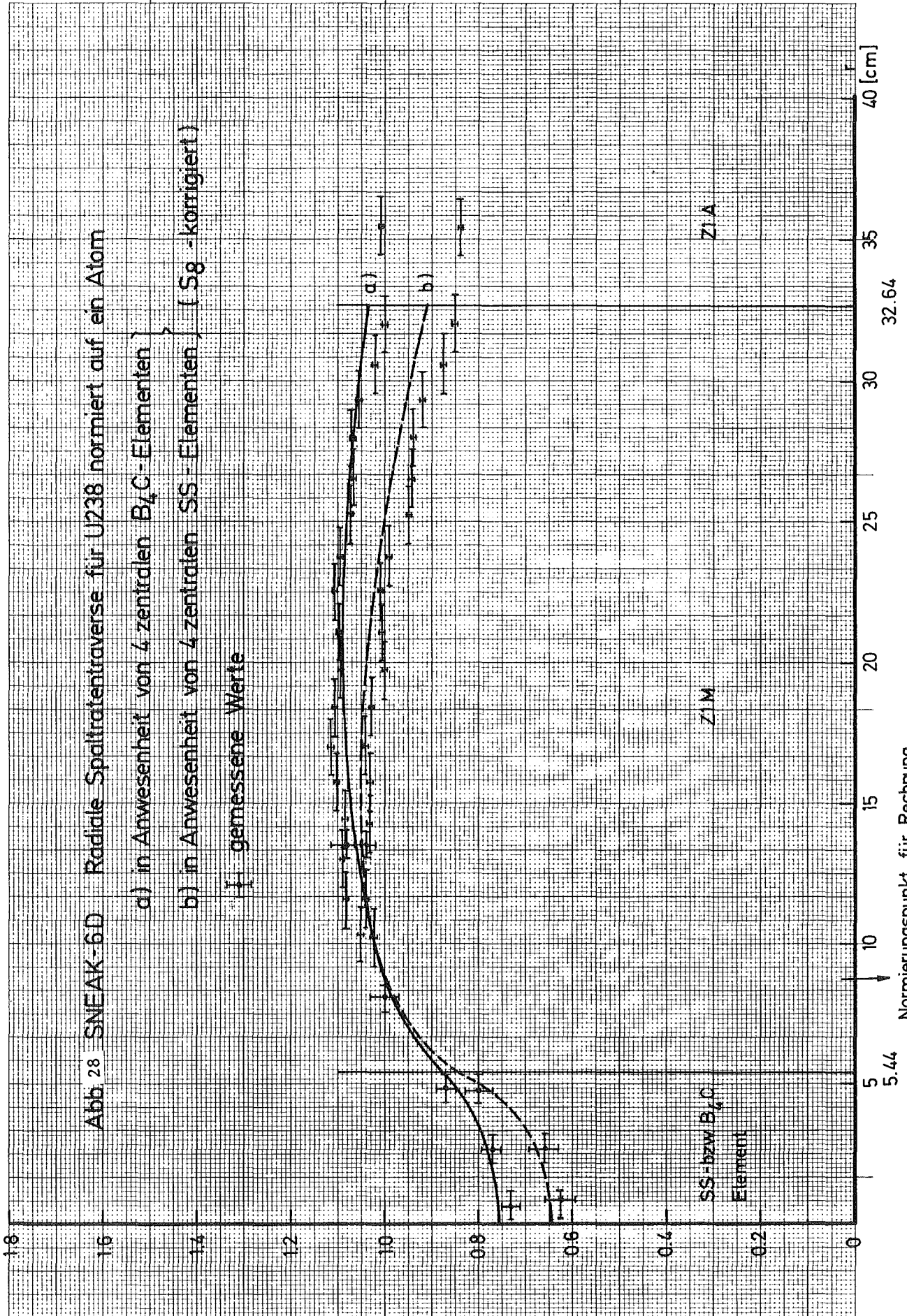
2) Zwischen Ta und Ta'' konnte in der Rechnung nicht unterschieden werden.

den die radialen Spaltratentraversen für U^{235} und U^{238} sowie die radiale Einfangratentraverse aufgenommen. Dasselbe wurde für vier mit Stahlblöcken gefüllte SNEAK-Elemente wiederholt. Innerhalb der Kontrollstäbe erfolgten die Messungen mit Folien. 10 cm vom Zentrum entfernt wurden die Messungen dann mit Kammern weitergeführt. In den Abbildungen 28, 29 und 30 sind die Meßwerte, auf einen Wert außerhalb des Stabes - etwa 8.5 cm vom Zentrum entfernt - normiert, durch Kreuze gekennzeichnet, wiedergegeben. Die Balken der Kreuze kennzeichnen die Fehlerschranken. Die ausgezogenen Kurven repräsentieren die in (x,y)-Geometrie mit Mischung- und gruppenabhängigen Bucklings gerechneten, S_8 -korrigierten Raten. Der Normierungspunkt für die gerechneten Raten liegt um etwa einen halben Zentimeter vom experimentellen Normierungspunkt aus nach rechts verschoben. Die aus den Abbildungen 28 und 29 folgende gute Übereinstimmung von Rechnung und Messung bei den Spaltraten wird erst durch die S_8 -Korrektur innerhalb der Kontrollstäbe herbeigeführt. Aber auch die gemessene Einfangratentraverse stimmt - soweit sie gemessen wurde - für die Anwesenheit von B_4C gut mit der Rechnung überein. Eine Ausnahme bildet die Einfangratentraverse in Anwesenheit von Stahl. Selbst wenn durch Anbringung einer geeigneten Heterogenitätskorrektur die Übereinstimmung hier vielleicht etwas verbessert werden könnte, so scheint doch aus der großen Diskrepanz zwischen Rechnung und Messung innerhalb der Stahlstäbe, wo die f-Faktoren gleich eins sind, zu folgen, daß die Einfangquerschnitte von U^{238} im niederenergetischen Bereich noch zu hoch liegen. Der Sprung in den gerechneten Einfangratentraversen an der Grenze Stahl (bzw. B_4C) - ZIM beruht auf den unterschiedlichen f-Faktoren in den beiden Zonen bei der Berechnung der Einfangraten. Bei den übrigen Traversen ist der f-Faktor in beiden Zonen praktisch immer eins, da den Kontrollstäben jeweils nur kleine Proben von 10^{16} Atome/cm³ eines bestimmten Spaltmaterials im rechnerischen Modell beigemischt wurden. Da es im wesentlichen auf den Verlauf der Traversen in der Nähe der Kontrollstäbe ankam, wurden die Werte nur bis zur Grenze ZIM/ZIA eingezeichnet. Vom Maximum in der Zone ZIM aus betrachtet, fällt die U^{235} Spaltratentraverse in Anwesenheit von B_4C um etwa 35% zum Zentrum hin ab. In Anwesenheit von Stahl steigt sie jedoch um einige Prozent an. Die U^{238} Spaltratentraverse fällt im B_4C um etwa 30% und im Stahl um ca. 38% ab. Die Einfangratentraverse von U^{238} schließlich fällt im B_4C um ungefähr 30% ab, während sie im Stahl stark ansteigt.

Abb. 28 SNEAK-6D Radiale Spalttraversen für U238 normiert auf ein Atom

- a) in Anwesenheit von 4 zentralen B₄C-Elementen
- b) in Anwesenheit von 4 zentralen SS-Elementen (Sg-korrigiert)

⊞ gemessene Werte



Normierungspunkt für Rechnung

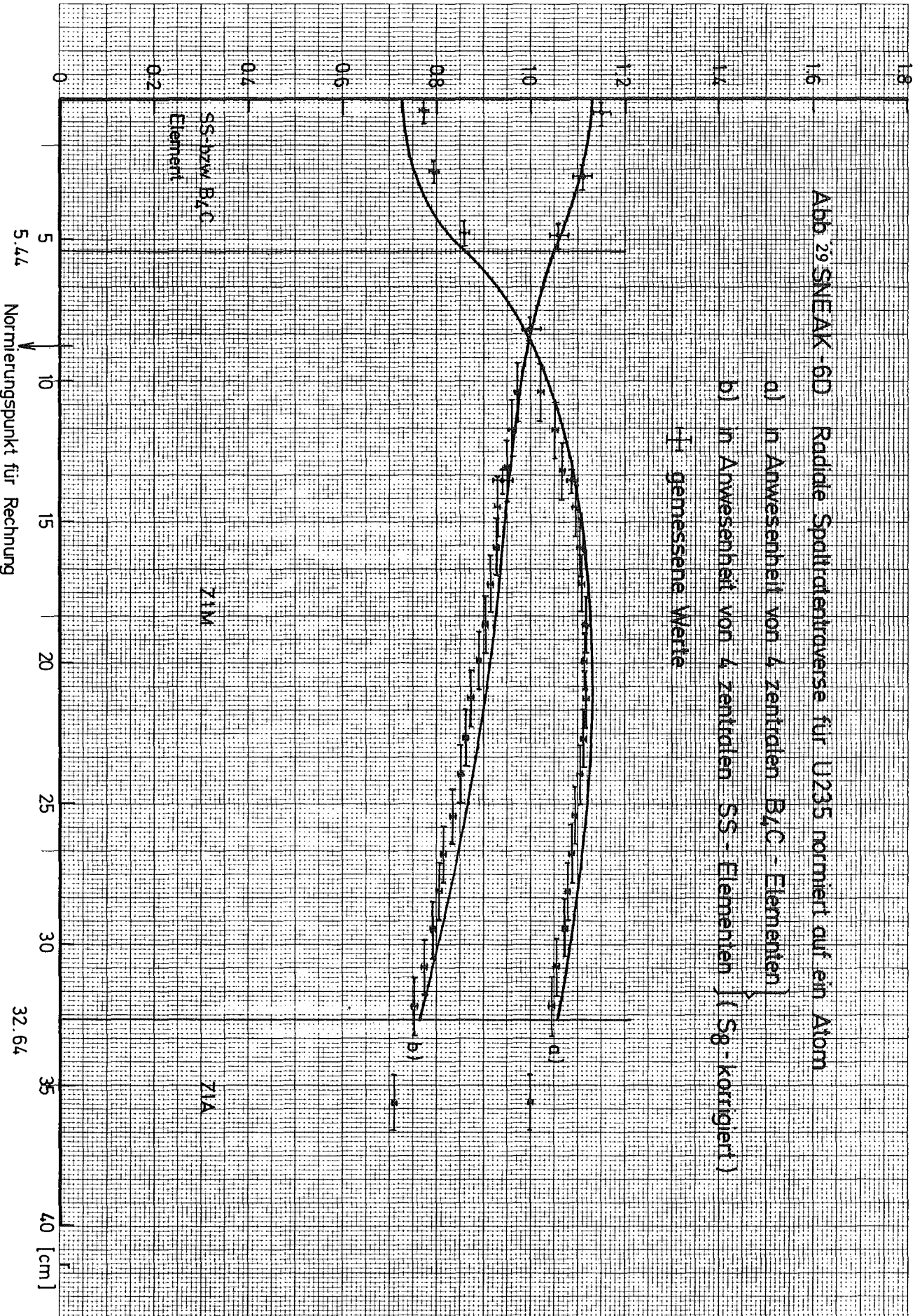


Abb. 29 SNEAK - 6D Radiale Spalttraverse für U235 normiert auf ein Atom

- a) In Anwesenheit von 4 zentralen B₄C-Elementen
- b) In Anwesenheit von 4 zentralen SS-Elementen (Sg-korrigiert)

—+— gemessene Werte

SS- bzw. B₄C
Element

Z1M

Z1A

5.44

Normierungspunkt für Rechnung

32.64

40 [cm]

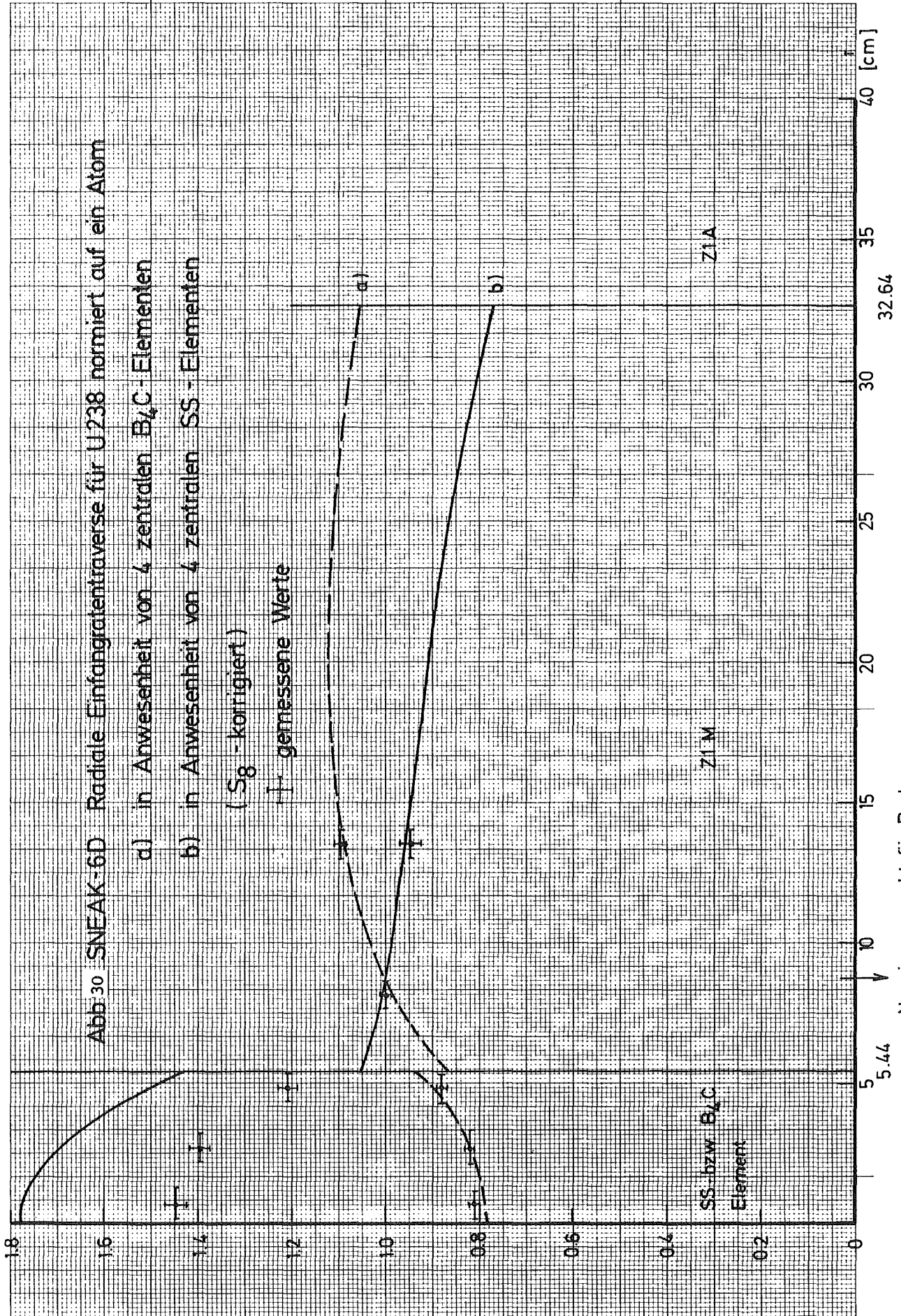
Abb. 30 SNEAK-6D Radiale Einfangantitraverse für U238 normiert auf ein Atom

a) in Anwesenheit von 4 zentralen B₄C-Elementen

b) in Anwesenheit von 4 zentralen SS-Elementen

(S₈-korrigiert)

⊥ gemessene Werte



SS-bzw. B₄C
Element

Z1 M

Z1 A

Normierungspunkt für Rechnung

1.5 Spektralindices im "clean critical" und in den Kontrollstäben

Die Indices wurden sowohl im "clean critical" wie auch innerhalb der vier zentralen Stahl- und B_4C -Stäbe gemessen. Da die Auswertung der Messungen noch nicht ganz abgeschlossen ist, werden die Ergebnisse im nächsten Bericht veröffentlicht. Hier können daher zunächst nur die aus einer zweidimensionalen Diffusionsrechnung in (r,z)-Geometrie ermittelten Indices für das "clean critical" wiedergegeben werden. Die Berechnung erfolgte mit dem MOXTOT-Satz und heterogenitätskorrigierten Querschnitten.

Tabelle 8

σ_{c8}/σ_{f5}	σ_{c9}/σ_{f5}	σ_{f8}/σ_{f5}	σ_{f9}/σ_{f5}	σ_{c8}/σ_{f8}	σ_{c9}/σ_{f9}
0.1265	0.2126	0.02597	0.9025	4.8701	0.2356

In der letzten Spalte der Tabelle 9 sind dieselben Indices noch einmal aufgeführt, als Ergebnis einer zweidimensionalen Diffusionsrechnung in (x,y)-Geometrie mit mischungs- sowie gruppenabhängigen Bucklings und als Ergebnis einer eindimensionalen S_8 -Rechnung. Damit sollen sie als Vergleichsbasis zu den ebenfalls in Tabelle 9 wiedergegebenen - und entsprechend errechneten - Indices innerhalb der Stahl- bzw. B_4C -Stäbe dienen. Es fällt auf, daß vor allem der Wert σ_{c8}/σ_{f8} wegen des Absinkens der U^{238} -Spaltrate und des starken Anstiegs der U^{238} -Einfangrate im Stahl um mehr als einen Faktor drei höher liegt als im Grundcore.

1.6 Spektrum

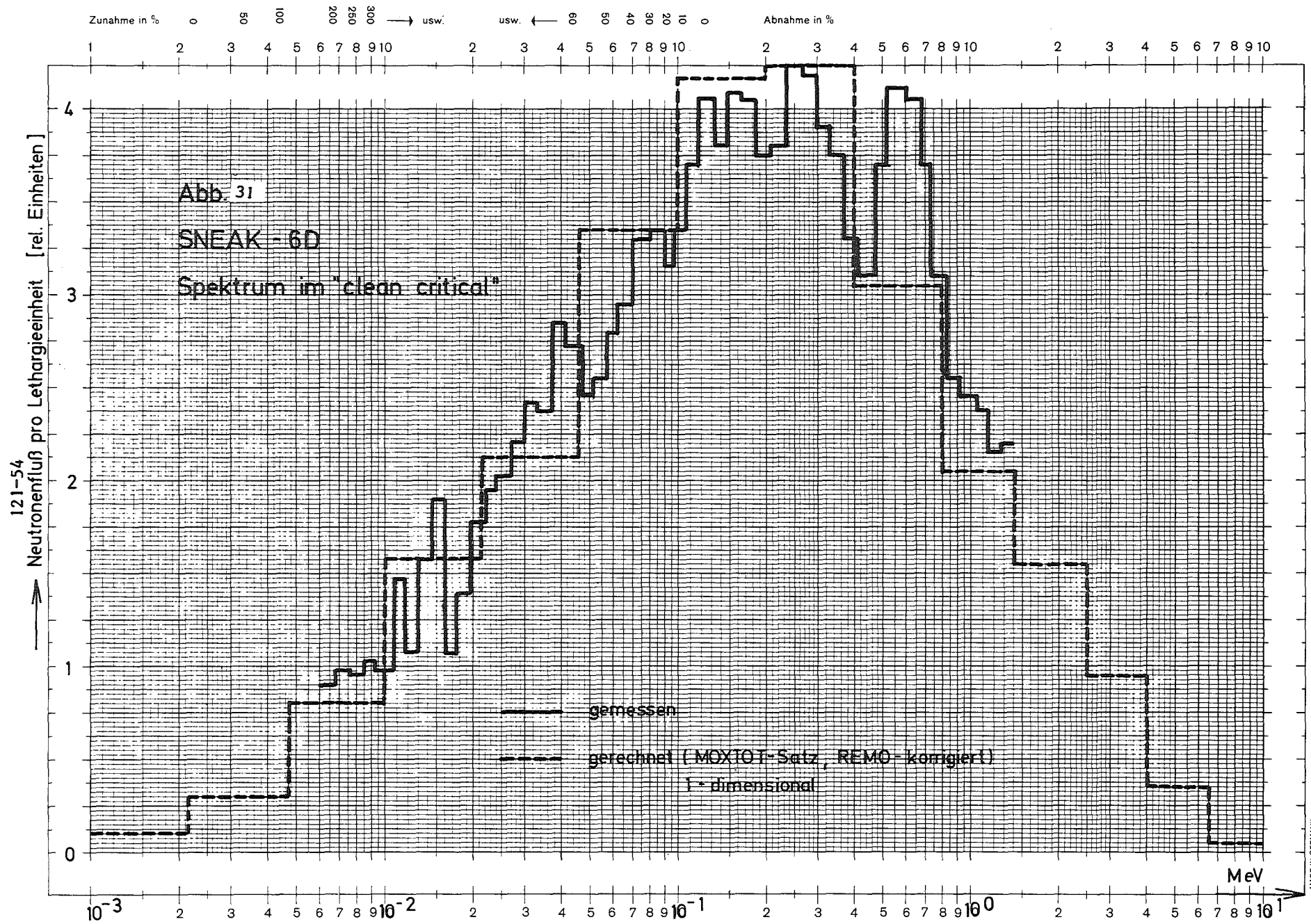
In Abbildung 31 werden gemessenes und gerechnetes Spektrum des "clean critical" miteinander verglichen. Das aus einer eindimensionalen Diffusionsrechnung ermittelte, REMO-korrigierte Spektrum ist das Resultat aus acht REMO-Iterationen. Im schnellen Bereich erfolgt eine leichte Unterschätzung der Messung durch die Rechnung. Ansonsten ist die Übereinstimmung gut. Die gerechneten, lethargiebezogenen Flüsse wurden in der siebten Gruppe auf das Maximum des gemessenen Spektrums normiert.

Tabelle 9 Gerechnete Spektralindices im Zentrum von vier volleingefahrenen, zentralen Stahl- bzw. B_4C -Kontrollstäben und im "clean critical"

	4 SS		4 B_4C		"clean critical"	
	Rechnung Ergebnis	Rechn.Art	Rechnung Ergebnis	Rechn.Art	Rechnung Ergebnis	Rechn.Art
σ_{c8}/σ_{f5}	0.2174	2D-(x,y)	0.1425	2D-(x,y)	0.1323	2D-(x,y)
	0.2231	1D-S ₈	0.1448	1D-S ₈	0.1326	1D-S ₈
σ_{c9}/σ_{f5}	0.3102	2D-(x,y)	0.1861	2D-(x,y)	0.2145	2D-(x,y)
	0.3170	1D-S ₈	0.1917	1D-S ₈	0.2203	1D-S ₈
σ_{f8}/σ_{f5}	0.01366	2D-(x,y)	0.02933	2D-(x,y)	0.02519	2D-(x,y)
	0.01202	1D-S ₈	0.02657	1D-S ₈	0.02416	1D-S ₈
σ_{f9}/σ_{f5}	0.8796	2D-(x,y)	0.9429	2D-(x,y)	0.9004	2D-(x,y)
	0.8732	1D-S ₈	0.9316	1D-S ₈	0.8906	1D-S ₈
σ_{c8}/σ_{f8}	15.9158	2D-(x,y)	4.8584	2D-(x,y)	5.2513	2D-(x,y)
	18.5565	1D-S ₈	5.4504	1D-S ₈	5.4905	1D-S ₈
σ_{c9}/σ_{f9}	0.3527	2D-(x,y)	0.1973	2D-(x,y)	0.2383	2D-(x,y)
	0.3630	1D-S ₈	0.2057	1D-S ₈	0.2473	1D-S ₈

Erklärung: 2D-(x,y): Das rechnerische Ergebnis ist das Verhältnis von atombezogenen Raten, die im Anschluß an eine homogene, zweidimensionale Diffusionsrechnung in (x,y)-Geometrie ermittelt wurden.

1D-S₈ : Das rechnerische Ergebnis ist das Verhältnis von atombezogenen Raten, die im Anschluß an eine eindimensionale S₈-Rechnung in Zylindergeometrie ermittelt wurden.



Eine Achse logar. geteilt von 1 bis 10000, Einheit 62,5 mm, die andere in mm mit Prozentmaßstab

MADE IN GERMANY

2. Kritisches Experiment mit der Anordnung SNEAK-7A

(W. Bickel, E. Fischer, P. Mc Grath, G. Wittek, IAR)

2.1 Einleitung

Mit der Anordnung 7A beginnt eine Serie von Pu-Cores mit einfacher Einheitszelle. An diesen Cores soll die Vorhersage reaktorphysikalischer Parameter mit neueren Kerndaten überprüft werden. Dementsprechend umfaßt das Meßprogramm die Bestimmung der grundlegenden physikalischen Parameter, wie materielles Buckling, Spektralindizes, zentrale Reaktivitätswerte und β_{eff} .

Die Einheitszelle der Anordnung 7A besteht aus einem $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ -Plättchen und einem Graphitplättchen. Damit ergibt sich ein kleines Core mit einem Volumen von 113 Liter. Der Reflektor ist abgereichertes Uran. Das Neutronenspektrum ist wesentlich härter als beim SNR.

2.2 Kritisches Experiment

Abb. 32 zeigt die Core-Anordnung für das kritische Experiment. Die Corehöhe betrug 44.04 cm, der mittlere Radius 28.63 cm. Die Trimm- und Sicherheitsstäbe sind so gut wie möglich am Rande angebracht. Sie sind mit "Kleinplättchen" gefüllt, die etwa 85% des Gewichts eines Normalplättchens haben. Der Vorrat an $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ -Kleinplättchen reichte nur dazu aus, die beiden Trimmstäbe T_p zu 80% zu beschicken. Im übrigen enthalten die Trimm- und Sicherheitsstäbe im Corebereich angereichertes Uran als Brennstoff.

Das in Abb. 32 gezeigte Core enthält 110.37 kg spaltbares Pu und 9.87 kg U^{235} . Bei voll eingefahrenen Trimmstäben (Stellung größter Reaktivität) beträgt das experimentelle k_{eff}

$$k_{\text{eff}} = 1.0010$$

2.3 Nachrechnung des kritischen Experiments

Die Nachrechnung des kritischen Experiments erfolgte mit dem MOXTOT-Satz in 26 Energiegruppen. Als Basisrechnung wurde eine zweidimensionale homogene Diffusionsrechnung in R-Z-Geometrie mit 26 Gruppen verwandt. Die Kontrollstäbe wurden für die Rechnung über eine äußere (innerer Radius 15.9 cm) Zone verschmiert. Die Transportkorrektur wurde durch die S_6 -Rechnungen in radialer und axialer Richtung bestimmt; sie ist bei diesem kleinen Core recht beträchtlich, nämlich 1.3%. Um die Konsistenz mit der Diffusionsrechnung zu gewährleisten, wurden die S_6 -Rechnungen mit stromgewichteten Transportquerschnitten durchgeführt. Im übrigen ergeben sich kleine Korrekturen für die Zylindrisierung, Verschmierung der Uran-Kontrollstäbe, Heterogenität und für die verbesserte Wichtung der elastischen Streuquerschnitte ("REMO"). Die Ergebnisse sind im folgenden zusammengestellt

26 GR. (R,Z)-Rechnung	0.98902
Korrekturen:	
S_6 radial	0.00786
S_6 axial	0.00499
Zylindrisierung	-0.00451
Verschmierung d.Uranstäbe	-0.00060
Heterogenität	+0.00061
REMO	<u>+0.00152</u>
$k_{\text{eff}} =$	0.99889

Die in den Rechnungen verwendeten Teilchenzahlen sind in Tabelle 10 angegeben.

Tabelle 10

Atomzahldichten $\times 10^{-24} \text{ cm}^{-3}$ der Anordnung SNEAK-7A

Isotope	Normalzelle $\text{PuO}_2\text{-UO}_2 / \text{C}$	Normalzelle mit kleinen Plättchen $\text{PuO}_2\text{-UO}_2 / \text{C}$	Uran-Zelle mit kleinen Plättchen $\text{U}(20\%)/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{C}$	axiales und radiales SNEAK-Blanket
Al	.804294-5	.687200-5	.110350-1	
C	.260987-1	.218819-1	.218280-1	.13559-4
Cr	.235318-2	.317261-2	.218554-2	.11955-2
Fe	.797130-2	.107955-1	.738070-2	.39549-2
Mo	.165523-4	.561812-5		.9970 -5
Nb	.88841-5	.27849-6		.8544 -5
Ni	.116645-2	.150663-2	.122581-2	.984534-3
O	.218462-1	.180535-1	.165945-1	
Pu^{239}	.263736-2	.217952-2		
Pu^{240}	.236924-3	.195785-3		
Pu^{241}	.215319-4	.177986-4		
Pu^{242}	.108201-5	.890703-6		
Si	.933714-4	.124809-3	.83999-4	.4532 -4
U^{235}	.586089-4	.484233-4	.227219-2	.162451-3
U^{238}	.796043-2	.657835-2	.906732-2	.399401-1

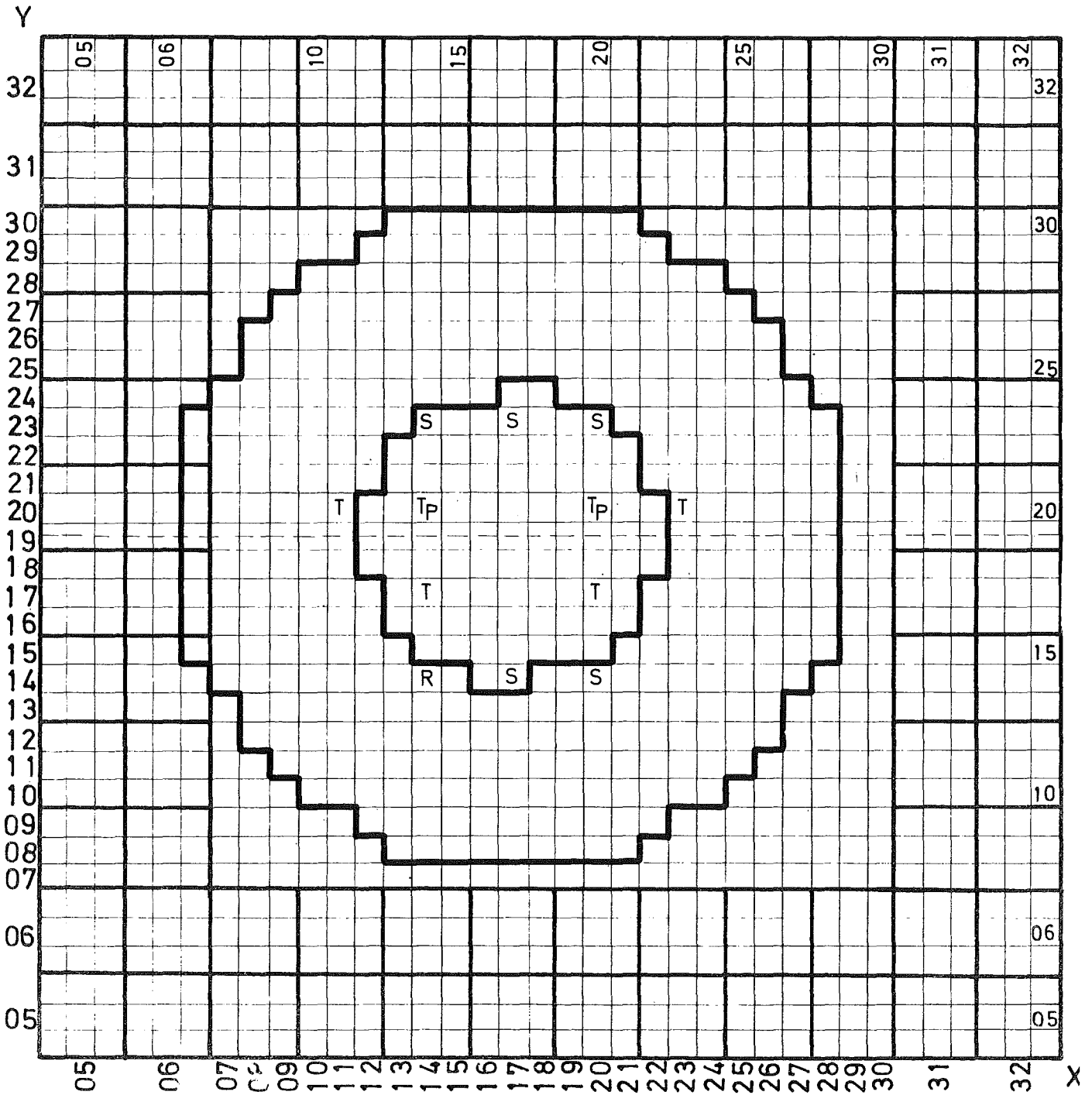
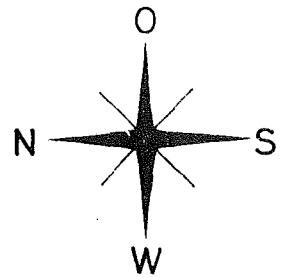


Abb. 32 SNEAK-7A Realisierte kritische Anordnung

- TP Trimmstab mit Pu
- T Trimmstab mit Uran im Corebereich
- S Sicherheitsstab mit Uran im Corebereich



Maßstab 1:10

1215 Wirkungsquerschnittsmessungen1215.1 Van-de-Graaff-Beschleuniger1215.11 Betrieb des Beschleunigers (M. Kraatz, S. Liese, D. Roller, IAK)

Der Beschleuniger arbeitete im Berichtszeitraum 1158 Stunden, davon 484 für das PSB. Die restliche Zeit entfiel größtenteils auf den Einbau eines neu entwickelten Pulsers und auf Arbeiten am Strahlführungssystem. Der neue Pulsar arbeitet mit maximal 5 MHz und erlaubt gegenüber dem bisherigen 1 MHz-Pulsar bei vielen Experimenten eine fünfmal höhere Pulsfolgefrequenz und damit fünffachen Neutronenfluß. - Das Strahlführungssystem wurde mit Hilfe zweier 60° -Umlenkmagnete so erweitert, daß nun an zwei räumlich getrennten Meßplätzen 1 ns-Pulse wahlweise verfügbar sind (s. Abb. 33). Damit kann ohne umbaubedingte Strahlzeitverluste von einem 1 ns-Experiment auf ein zweites übergegangen werden.

1215.12 Gesamtquerschnitte mittelschwerer Kerne (M. Cho, F.H. Fröhner, IAK)

Das am Van-de-Graaff laufende Programm zum Studium der Resonanzquerschnitte mittelschwerer Kerne wurde fortgesetzt mit Transmissionsmessungen an ^{54}Fe im Bereich 5 ... 100 keV. Die Auswertung der Daten, insbesondere im Hinblick auf geplante Einfangmessungen zur Strahlungsbreitenbestimmung, ist im Gange.

1215.13 Spaltquerschnittsmessungen (F. Käppeler, F.H. Fröhner, IAK)

Ausführliche Rechnungen zeigten die Bedeutung von Vielfachstreueffekten für die Auswertung der ^{235}U -Spaltquerschnittsmessungen mit dem Rückstoßprotonenteleskop. Besonders durch Verwendung dünnerer Trägerfolien und dünnerer Kammerwände in den Spalt- und Rückstoßprotonendetektoren lassen sich die Vielfachstrekorrektoren stark reduzieren. Entsprechend modifizierte Zähler sind im Bau.

1215.14 Verhältnis von Einfang- zu Spaltquerschnitt bei ^{235}U und ^{239}Pu
(R. Bandl, F.H. Fröhner, IAK)

Nach dem Abschluß des experimentellen Teils der α -Messungen für ^{235}U und ^{239}Pu werden die Daten mit einem speziell entwickelten Rechenprogramm ausgewertet. Neutronen-Winkelverteilungen unter Berücksichtigung der Vielfachstreuung wurden mit der Monte-Carlo-Technik berechnet. Die Normierung der in Abb. 34 dargestellten Werte ist vorläufig; durch gegenwärtig laufende Rechnungen zur Resonanz-Selbstabschirmung soll die Normierung noch verbessert werden.

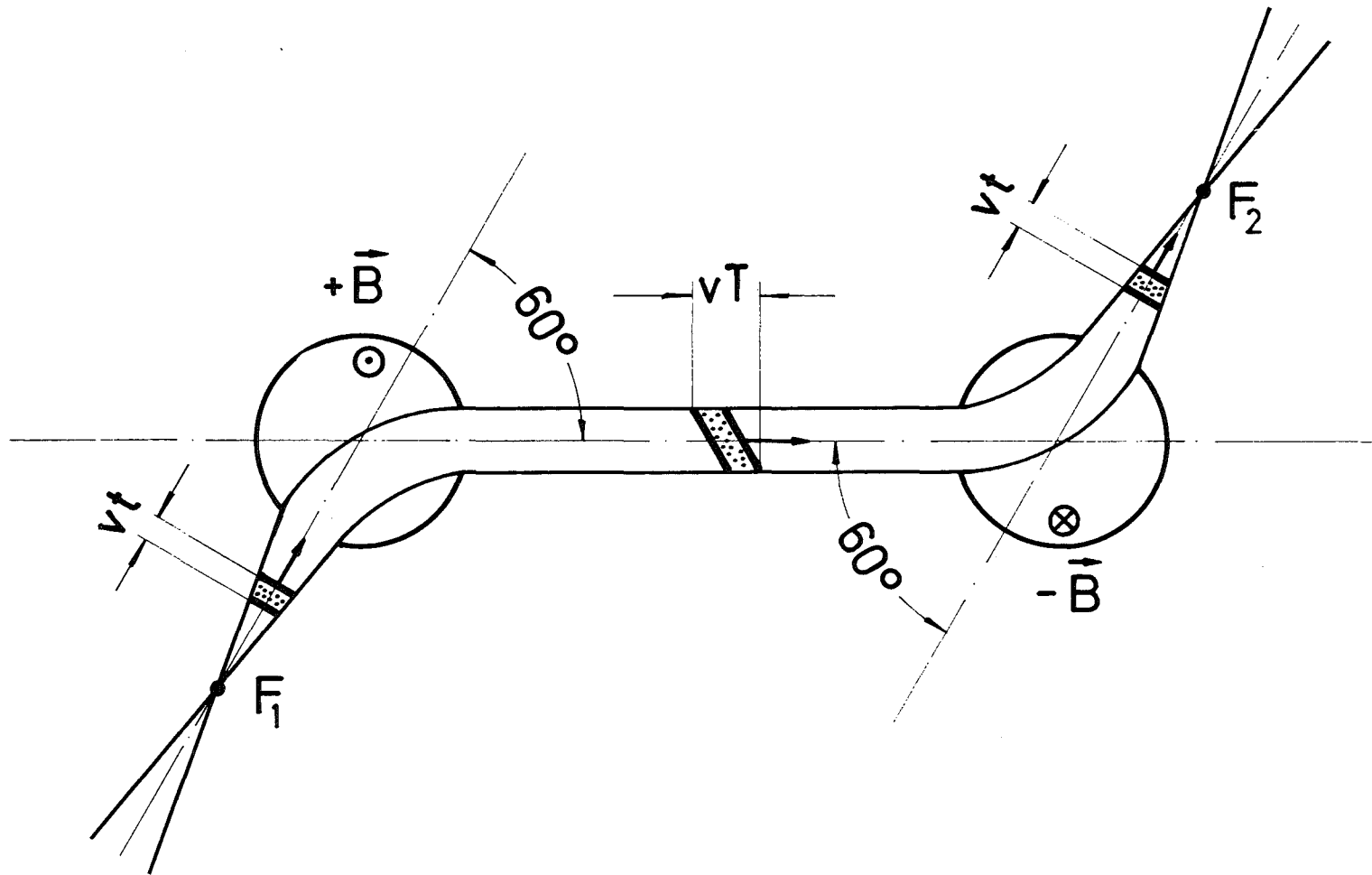
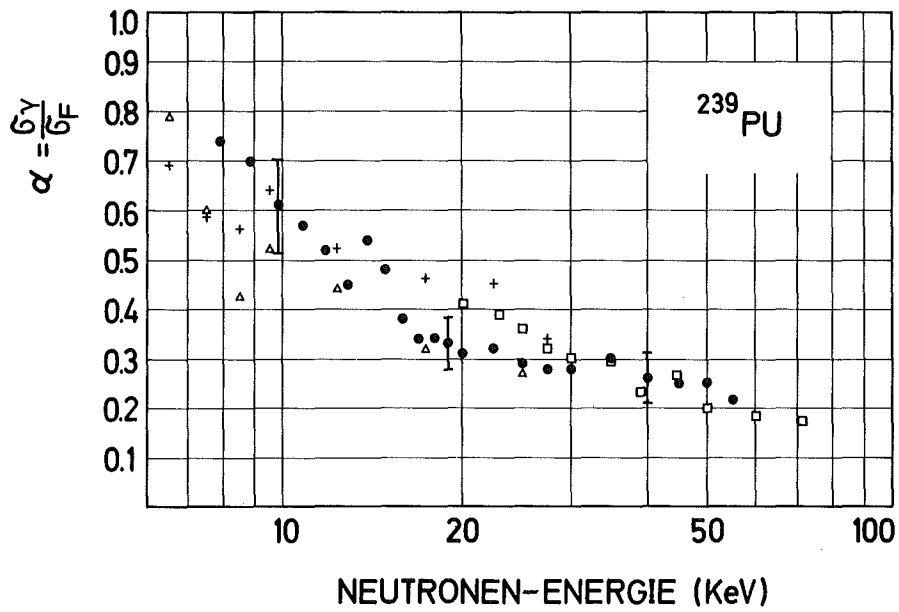
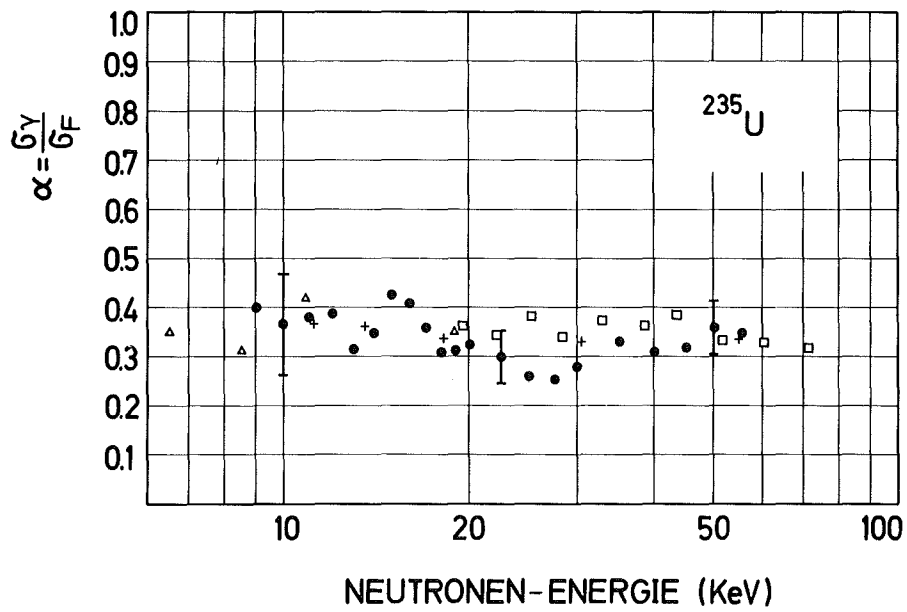


Abb.33 Schema des erweiterten Strahlführungssystems:

Protonenpakete der Geschwindigkeit v und der Länge vt ($t = 1$ ns) sollen vom Fokus F_1 zum Fokus F_2 transportiert werden. Bei der Umlenkung im Magnetfeld $+B$ bleiben die Protonen auf der Außenkurve zurück, die Pulslänge wird dadurch größer. Bei der Umlenkung im Feld $-B$ wird der Puls wieder auf die ursprüngliche Länge zusammengeschoben, am Fokus F_2 treffen also wieder 1 ns-Pulse ein.



- eigene Werte + Schomberg et al. 1970
- △ Gwin et al. 1969 □ de Saussure et al. 1966



- eigene Werte △ Van Shi Di et al. 1965
- de Saussure et al. 1966 + Weston et al. 1964

Abb. 34

1216 SEFORAnalyse von SEFOR-Experimenten

(D. Wintzer, H. Bogensberger, L. Caldarola,, IAR)

1. Stand des SEFOR-Experimentierprogramms

Die schrittweise Erhöhung der thermischen Leistung in SEFOR wurde bis zu 17.5 MW fortgeführt. Das dabei durchgeführte Experimentierprogramm enthielt:

- Statische Leistungsmessungen
- Konventionelle Oszillatormessungen
- "Balanced" Oszillatormessungen.

Die Ergebnisse der statischen und konventionellen Oszillatormessungen wurden bei GE in Sunnyvale und bei der GfK einer ersten Analyse unterzogen. Daneben wurde die Analyse der Nullenergieexperimente fortgesetzt.

2. Nukleare Rechnungen2.1 Spaltratenverteilung in SEFOR 1-D

Die Auswirkung einiger methodischer Fehlerquellen bei der Berechnung der bisher unverstandenen Spaltratenverteilung, die sich durch Folienaktivierungsexperimente ergab, wurde untersucht. Es zeigte sich, daß folgende Fehlerquellen nur unwesentlich zur Verringerung der Diskrepanzen zwischen Rechnung und Experiment beitragen können:

- Behandlung der Resonanzabschirmung im axialen Ausdehnungsspalt,
- Ortsabhängigkeit der durch Folienhalterstäbe verursachten Heterogenitätseffekte
- Lokale Störeffekte durch die B_4C -Stäbe im Core

Die Untersuchung anderer Fehlerquellen wird fortgesetzt.

2.2 Isotherme Doppler-Rechnungen

Zur Berechnung der Temperaturabhängigkeit der Dopplerkonstanten

$D = T d\rho/dT$ wurden drei Methoden verwendet:

- (a) Störungsrechnungen, wobei die ungestörten Flüsse und Adjungierten radialen Diffusionsrechnungen bei $T = 300^{\circ}\text{K}$ entnommen wurden. Bei der Berechnung der temperaturabhängigen Gruppenquerschnitte wurde ein Programm benutzt, das eine Temperaturinterpolation tabellierter Selbstabschirmungsfaktoren durchführt.
- (b) Successive k_{eff} -Rechnungen mit Temperaturinterpolation der Selbstabschirmungsfaktoren.
- (c) Störungsrechnungen bei Benutzung einer von Froehlich /1/ entwickelten Methode zur Berechnung der Temperaturableitung der Gruppenquerschnitte bei verschiedenen Temperaturen des ungestörten Reaktors.

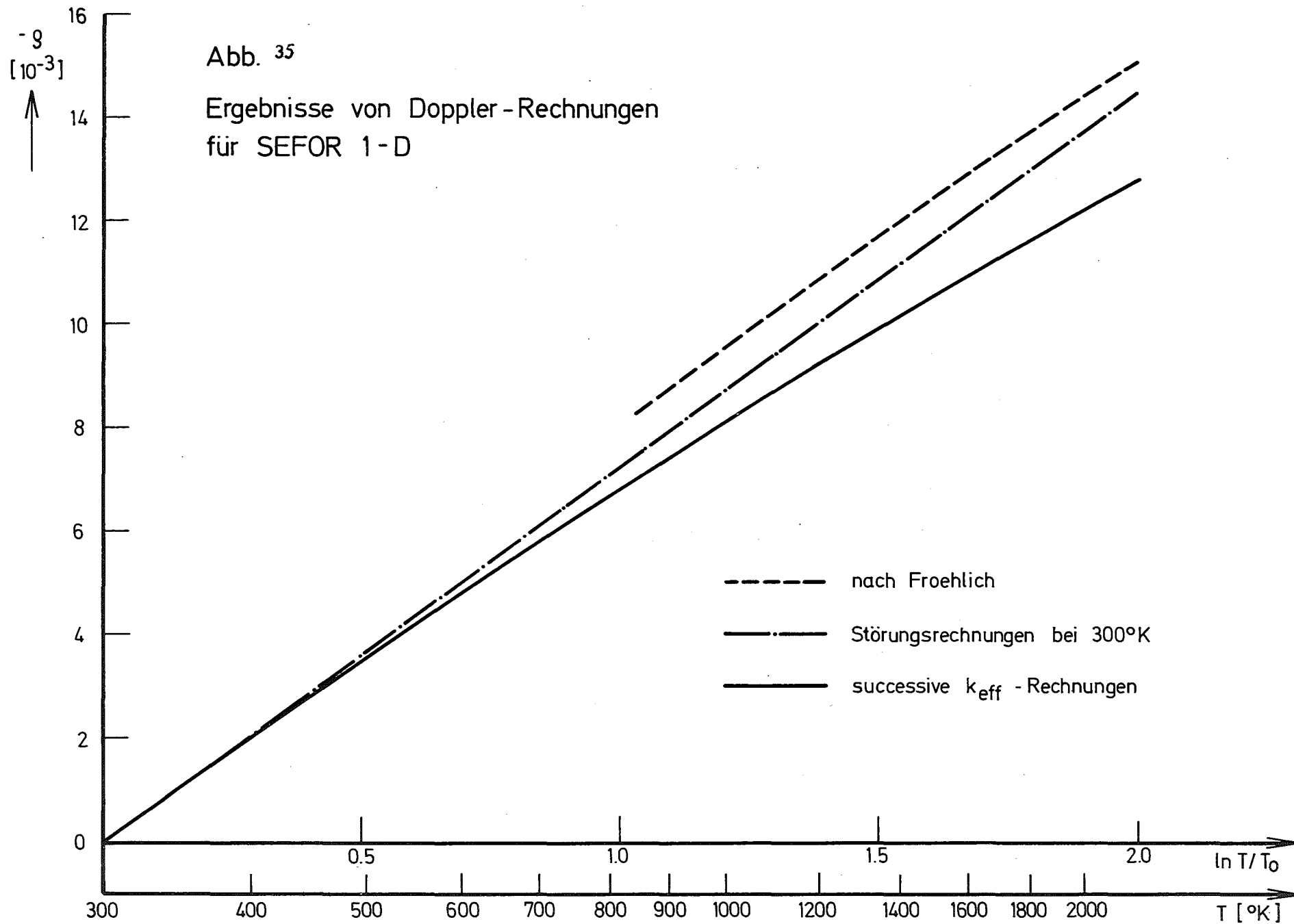
Die Ergebnisse der Rechnungen sind in Abb. 35 dargestellt, die $\rho = \Delta k/k$ als Funktion von $\ln T/T_0$ zeigt. Analytisch lassen sich die Ergebnisse wie folgt darstellen:

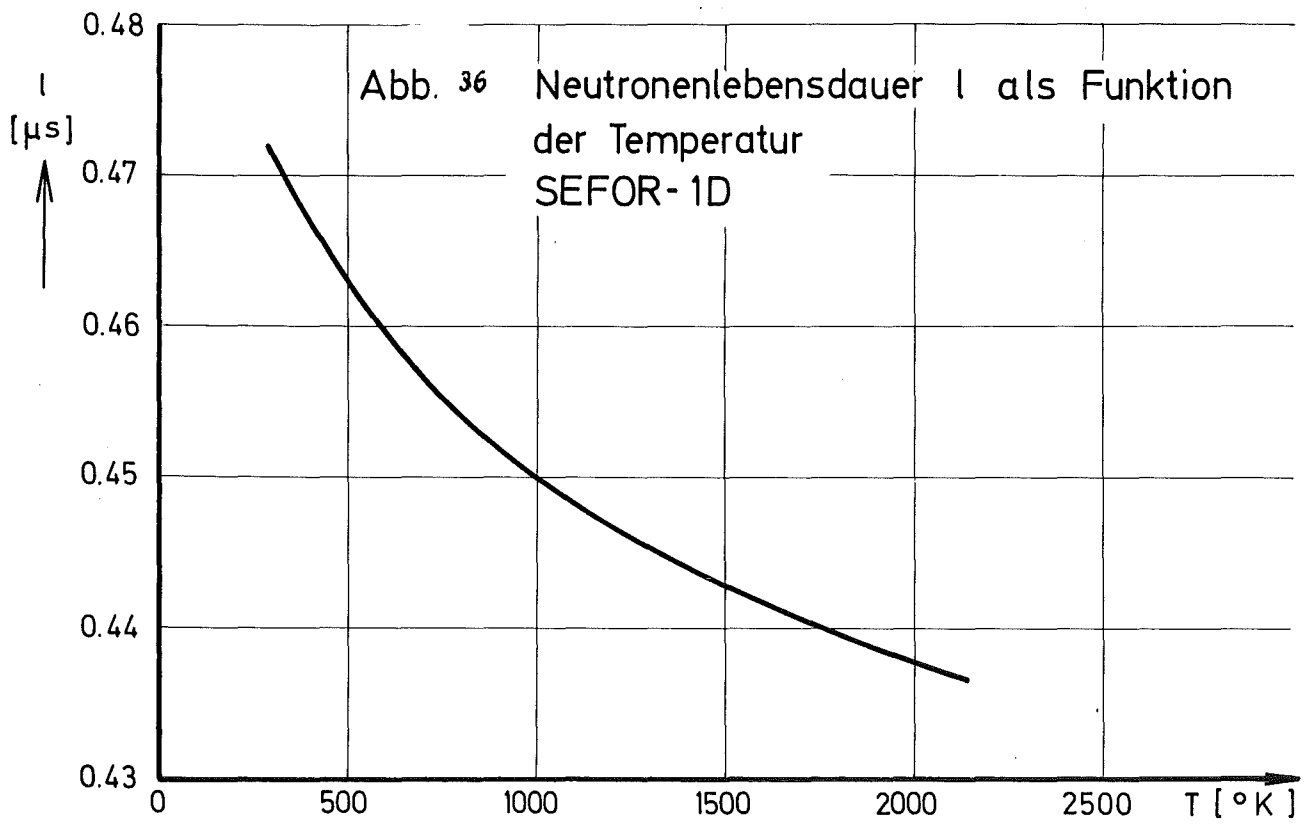
Methode (a):	$D = -0.0075$	
Methode (b):	$D = -0.0075 (T_0/T)^{0.11}$	mit $T_0 = 300^{\circ}\text{K}$
Methode (c):	$D = -0.0088 (T_0/T)^{0.11}$	

Die mit den Methoden (b) und (c) ermittelte Temperaturabhängigkeit der Dopplerkonstanten wird offensichtlich durch die Abhängigkeit des Neutronenspektrums von der Temperatur bestimmt. Der Hauptunterschied zwischen den Methoden (b) und (c) dürfte darin liegen, daß bei (c) im Gegensatz zu (b) bis in den 100 eV-Bereich herab mit statischen Resonanzparametern für U^{238} gerechnet wird.

2.3 Temperaturabhängigkeit der Lebensdauer

Radiale 26-Gruppen-Diffusionsrechnungen zeigten, daß die Temperaturabhängigkeit der mittleren Neutronenlebensdauer l in SEFOR nicht unwesentlich ist. Abb. 36 zeigt den berechneten Zusammenhang zwischen l und T , der sich durch $\Delta l/l_0 = -0.037 \ln T/T_0$ beschreiben läßt.





3. Analyse der Leistungsmessungen

Die statischen Doppler-Reaktivitätsmessungen für verschiedene Leistungen wurden mit dem einfachen Modell

$$\Delta k_D = -D \ln (1 + R_f P / \theta) \quad (1)$$

analysiert.

Dabei bedeuten:

Δk_D = Reaktivitätsänderung durch den Dopplereffekt

θ = mittlere Kühlmitteltemperatur = 1219.6 °R

D = Dopplerkonstante

R_f = effektiver thermischer Widerstand (°F/MW)

P = Reaktorleistung

Verschiedene Kombinationen der Parameter "D" und " R_f " führen zu ähnlich guten Anpassungskurven.

Dabei ergibt sich eine Beziehung zwischen den möglichen Werten für die Parameter "D" und " R_f ", die in Abb. 37 dargestellt ist.

Andererseits kann man " R_f " aus den gemessenen Brennstoff-Zentraltemperaturen bestimmen.

Die Analyse der Brennstofftemperaturmessungen ist jedoch etwas problematisch, da 5 der 7 installierten Thermoelemente im Verlauf der Experimente ausfielen und die Aussagen der übrigen Thermoelemente nicht ganz konsistent sind. Abb. 38 zeigt die Differenz zwischen Brennstoff-Zentraltemperatur T_Z und umgebender Na-Temperatur T_{Na} als Funktion der Leistung für eines der nicht angefallenen Thermoelemente.

Aus den in Abb. 38 gezeigten Ergebnissen ergibt sich ein effektiver thermischer Widerstand in der Gegend von 70°F/MW, der zu $D = 0.0084$ (262 ¢) führt.

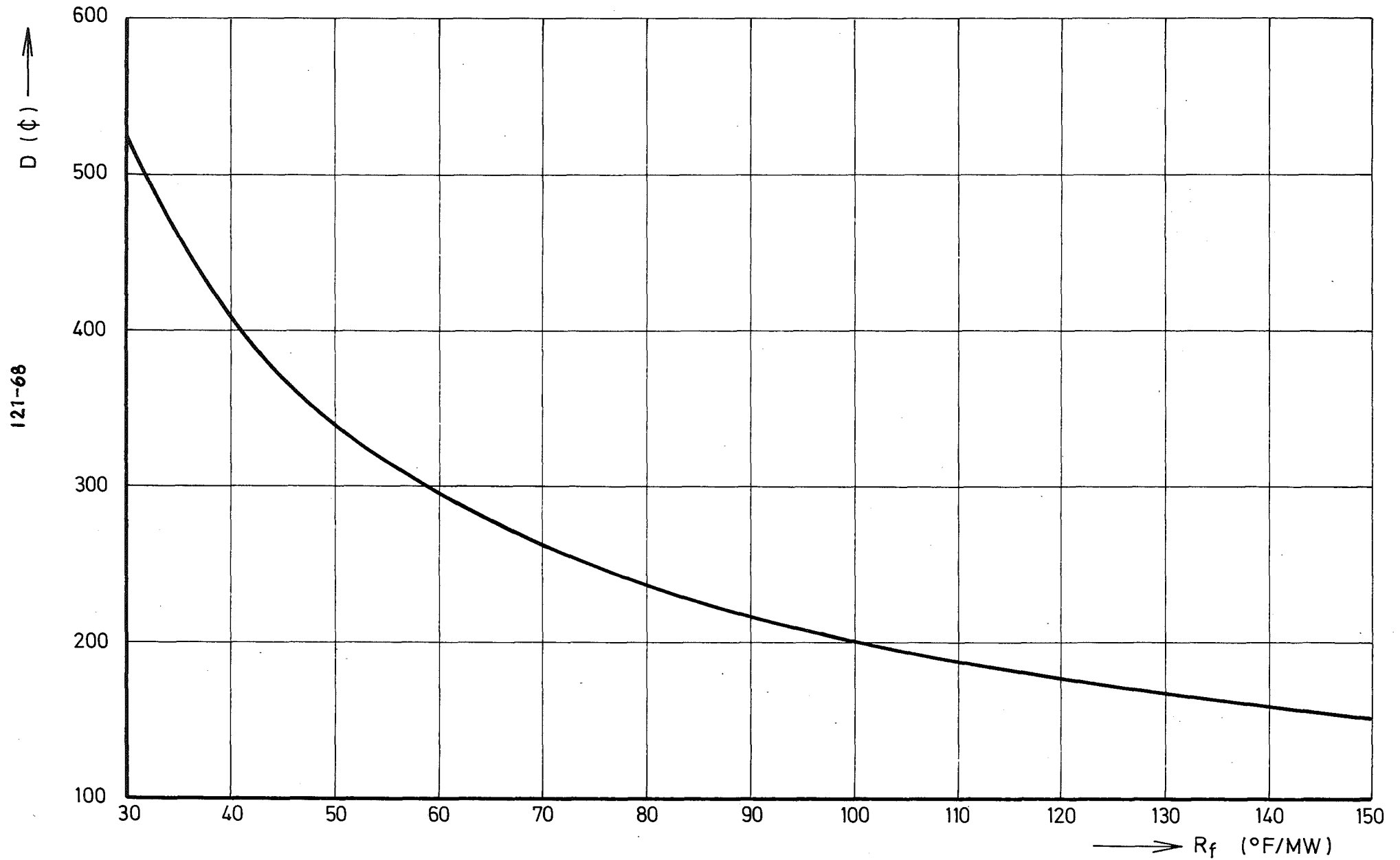


Abb.37 Beziehung zwischen D und R_f (s.Text)

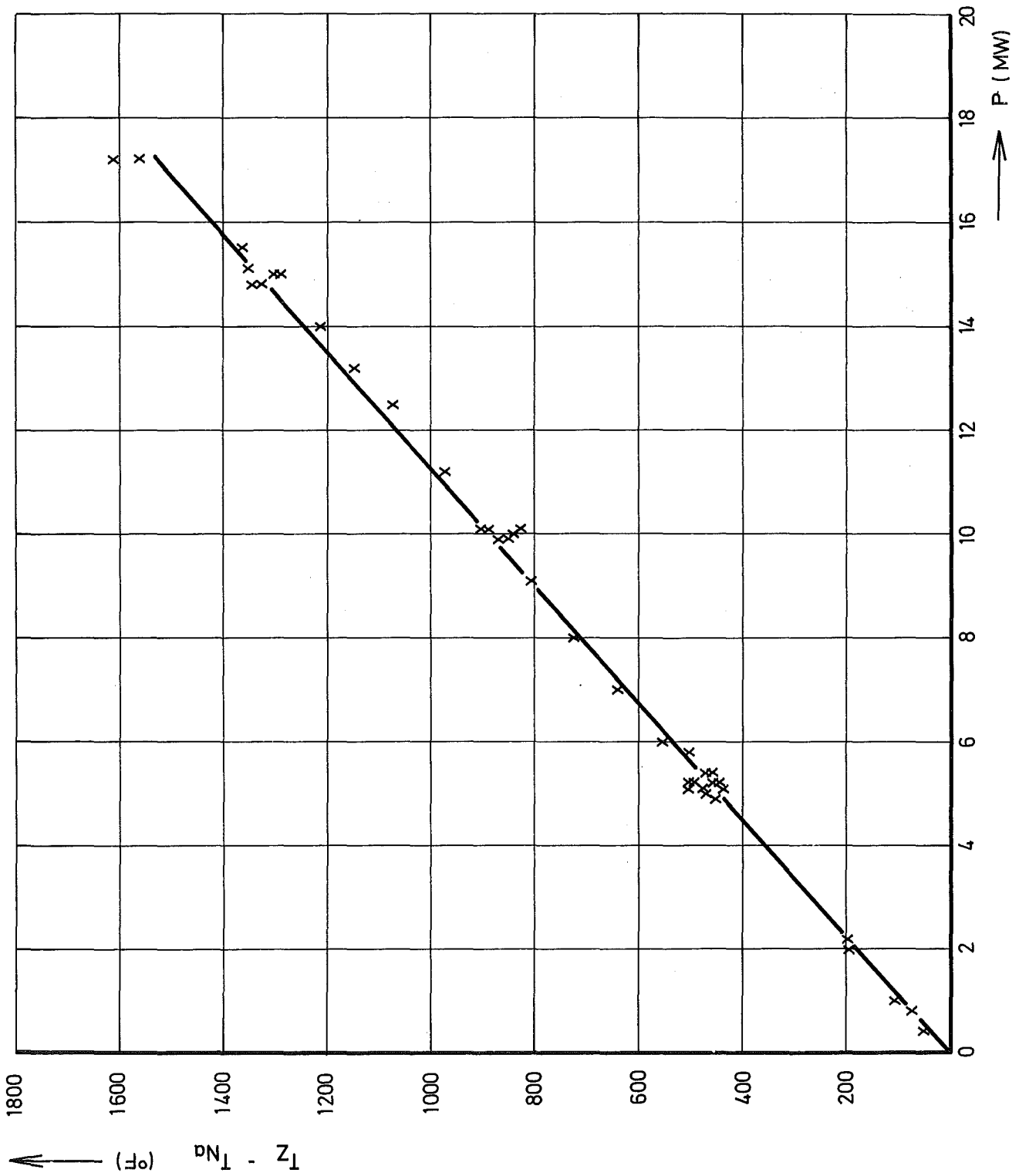


Abb. 38 $T_z - T_{Na}$ als Funktion der Leistung

Abb. 39 erlaubt einen Vergleich zwischen dem durch Gl. (1) beschriebenen Zusammenhang und experimentellen Werten.

Die angegebenen Zahlen sind noch vorläufig. Die Analyse der statistischen Leistungsmessungen wird mit detaillierteren Modellen fortgesetzt. Die nächsten Stufen des Experimentierprogrammes werden weitere experimentelle Informationen über die Dopplerkonstante liefern.

Literatur

- [1] R. Froehlich
"Theorie der Dopplerkoeffizienten schneller Reaktoren
unter Berücksichtigung der gegenseitigen Abschirmung der
Resonanzen".
KFK-Bericht 367

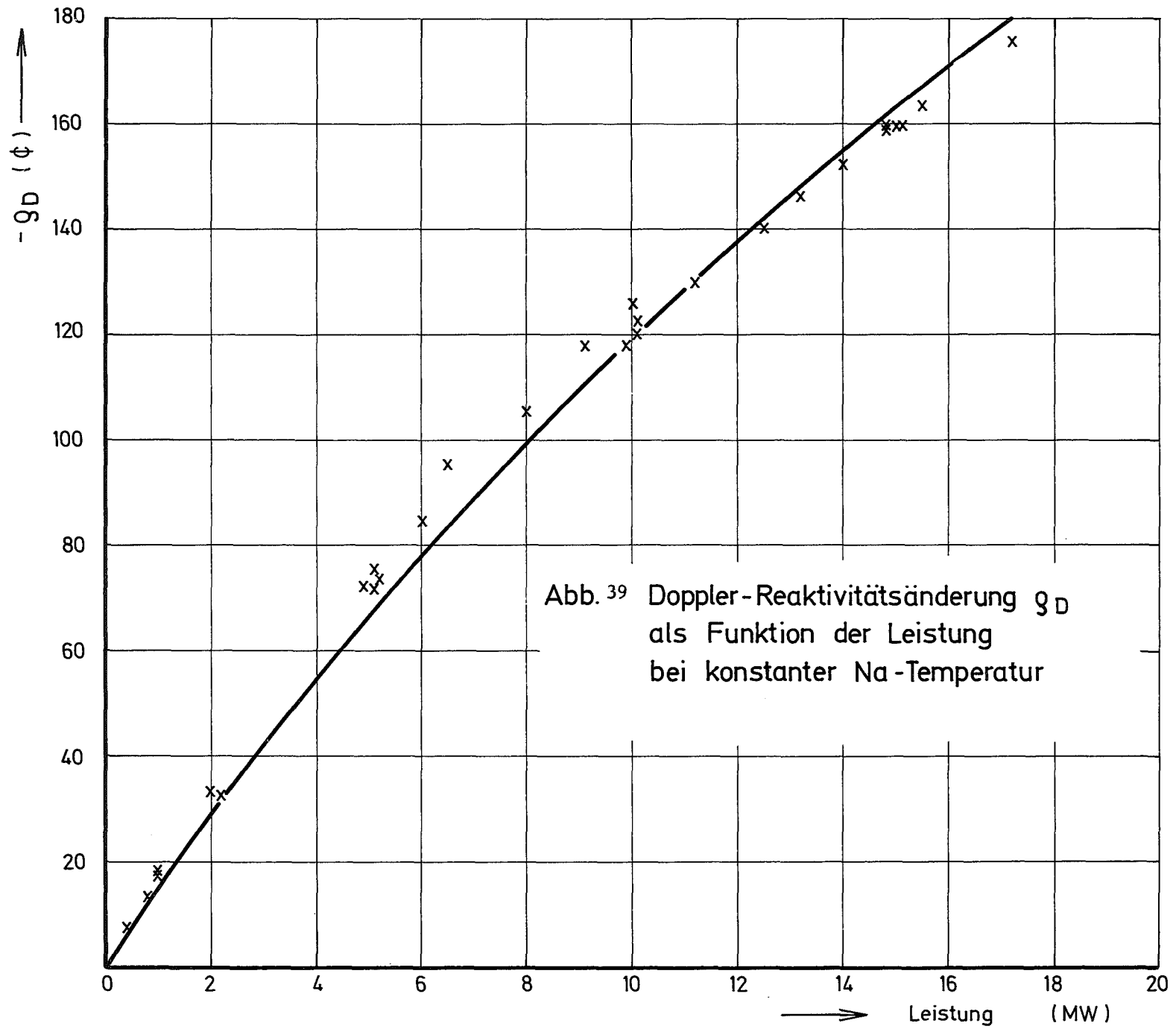


Abb. 39 Doppler-Reaktivitätsänderung g_D als Funktion der Leistung bei konstanter Na-Temperatur

Veröffentlichungen zu 121

R. Böhme, E.A. Fischer, B. Hinkelmann, E. Kiefhaber,
H. Küsters, H. Werle

Theoretical and Experimental Analysis of Fast Zero-Power Assemblies
IAEA-Conf.-Paper CN-26/117, Vienna 1970
KFK-Bericht 1303 (Oktober 1970)

G. Jourdan, F. Helm, M. Müller, W.J. Oosterkamp, J. Woite, R. Buyl,
A.M. Raberain/IAR, S. Pilate/Belgonucleaire/Brüssel
Physikalische Untersuchungen für den SNR in der SNEAK
Reaktortagung Berlin April 1970; Tagungsbericht

E. Korthaus

Messung der Neutroneneinflußfunktion $\phi^+(E,r)$ in schnellen Reaktoren
mit Uran und Plutonium als Spaltstoff
Reaktortagung Berlin April 1970; Tagungsbericht

H. Walze

Aufbau, Anwendungen und Erfahrungen mit einem System zur on-line Da-
tenverarbeitung und Experimentsteuerung bei SNEAK
Reaktortagung Berlin April 1970; Tagungsbericht

E. Korthaus

Messung der Energie- und Ortsabhängigkeit der Neutroneneinflußfunktion
in schnellen kritischen Null-Energie-Anordnungen
Dissertation, Univ. Karlsruhe 1970
KFK-Bericht 1141 (Mai 1970)

H. Walze, P. van Velze

Aufbau und Funktion des on-line-Systems zur Datenverarbeitung
und Experimentsteuerung bei SNEAK
KFK-Bericht 1188 (Mai 1970)
EUR 4305 d

F. Helm/IAR, O. Tretiakoff et al./CEN-Cadarache
Joint Experiments on MASURCA, ERMINE, and SNEAK in Support of the
Fast Breeder Projects PHENIX and SNR
Trans. Am. Nucl. Soc. 13, Nr. 1 p. 292 (June-July 1970)

F. Helm, E.A. Fischer, H. Werle
Physics Investigation of Steam-Cooled Fast Reactor Cores with a Plu-
tonium-Fueled Central Zone. SNEAK-Assembly 3B.
KFK-Bericht 1266 (September 1970)
EUR 3969 e

W.J. Oosterkamp, J. Schaar, P.L. van Velze
Automatic Counting of Solid State Fission Track Recorders
Trans. Am. Nucl. Soc. 13, Nr. 2 p. 526 (November 1970)

W.J. Oosterkamp
The Calculation of the Reactivity Worth of Small Samples
Trans. Am. Nucl. Soc. 13, Nr. 2 p. 736 (November 1970)

M. Müller
Messung von Neutronenspektren im Energiebereich von 1 eV bis 10 keV
mit Hilfe der Sandwichtechnik
Dissertation, Univ. Karlsruhe 1970
KFK-Bericht 1233 (Juli 1970)

122 REAKTORTHEORIE1222 Flußberechnungen1. Bemerkungen zur Genauigkeit von S_N -Rechnungen für Zellanordnungen

(E. Kiefhaber, INR)

Die im folgenden beschriebenen Untersuchungen wurden dadurch veranlaßt, daß für eine SNEAK 3A2-Zelle die berechnete Ortsverteilung der Spaltrate in U238 zwischen dem Stoßwahrscheinlichkeitsprogramm ZERA und dem S_N -Programm DTK (der Karlsruher Version des DTF IV-Programms) stark unterschiedlich war. Entsprechendes galt für die Neutronenflüsse bei hohen Energien, wie in Abb. 1 für das Beispiel der Neutronen in Gruppe 1 (6,5 - 10,5 MeV) zu sehen ist.

Da die ZERA-Resultate recht gut mit dem Experiment übereinstimmten, wurde die Ursache der Diskrepanz in dem S_N -Programm vermutet. Zunächst waren alle Möglichkeiten zur Verbesserung der Zuverlässigkeit des S_N -Ergebnisses ausgeschöpft; es wurde für Plattengeometrie die in DTK höchstmögliche Quadraturordnung S_{16} benutzt und eine sehr genaue Flußabfrage verwendet. MENEGHETTI [1] hatte bereits 1962 darauf hingewiesen, daß das übliche S_N -Verfahren für dünne Plättchen ungenügend ist, weil für dünne Plättchen die größten Änderungen der Winkelverteilung der Neutronen bei $|\mu| \approx 0$ auftreten ($\mu = \text{Cosinus des Flugwinkels der Neutronen}$). In den Standard- S_N -Programmen tritt jedoch mit steigender S_N -Ordnung hauptsächlich eine Konzentration der Stützstellen bei $|\mu| \approx 1$ auf (s. Abb. 2), so daß sehr hohe S_N -Ordnungen notwendig sind, wenn man die Winkelverteilung angemessen beschreiben will. Die physikalische Ursache für diesen Effekt besteht darin, daß die Neutronen, die nahezu parallel zur Zellachse fliegen, beim Durchfliegen einer Plättchenanordnung (Zelle) nur wenig geschwächt werden. Bei einem exponentiellen Schwächungsgesetz $\exp(-\Sigma \cdot x/\mu)$ ist dies leicht verständlich, da, insbesondere für schnelle Neutronen, $\Sigma \cdot \Delta x_p \ll 1$ ist ($\Delta x_p = \text{Plättchendicke}$). Für die in schnellen kritischen Nullenergieanlagen

verwendeten periodischen Zellanordnungen kann für die hochenergetischen Neutronen sogar $\Sigma \cdot \Delta x_z < 1$ sein ($\Delta x_z =$ Dicke der Zelle). Erst für relativ kleine Werte von $|\mu|$ wird $|\Sigma \cdot \Delta x_p / \mu| \approx 1$, d.h. nur für die nahezu senkrecht zur Zell-Achse fliegenden Neutronen, tritt eine merkliche Schwächung innerhalb des betrachteten Plättchens auf.

MENEGHETTI wies darauf hin, daß bei geeigneter Wahl der Stützstellen eine wesentlich geringere S_N -Ordnung, als sie bei dem Standard S_N -Verfahren notwendig wäre, für eine genügend genaue Beschreibung der Winkelverteilung der Neutronen ausreicht. Da sich die Untersuchungen von MENEGHETTI auf monoenergetische Neutronen bezogen, war es fraglich, ob die in [1] angegebenen Werte der Stützstellen auch für die hier durchgeführten 26-Gruppen-Rechnungen benutzt werden konnten. Daher wurden in Zusammenarbeit mit Herrn KINNEBROCK versuchsweise für die im folgenden beschriebenen Untersuchungen eigene neue Stützstellen und Integrationsgewichte für eine modifizierte S_8 -Rechnung bestimmt.

Der winkelabhängige Neutronenfluß in Gruppe 1, der sich aus dieser modifizierten S_8 -Rechnung ergab, ist, zusammen mit den angedeuteten Stützstellen, als unterste Kurve in Abb. 2 aufgezeichnet. Man erkennt deutlich, daß damit eine wesentlich bessere Beschreibung der Winkelabhängigkeit möglich ist als bei der üblichen DTK-Version mit einer S_{16} -Rechnung. Auch die Ortsabhängigkeit des hochenergetischen Neutronenflusses zeigt bei dieser modifizierten S_8 -Rechnung denselben Verlauf wie das Ergebnis der ZERA-Rechnung. Daraus kann man schließen, daß die übliche DTK-Version mit den als Standard benutzten Stützstellen und Integrationsgewichten selbst bei der in Karlsruhe höchstmöglichen S_N -Ordnung u.U. nicht ausreicht, um die Winkel- und Ortsabhängigkeit insbesondere des hochenergetischen Neutronenflusses innerhalb einer Zell-anordnung zu beschreiben. Mit modifizierten Stützstellen und Integrationsgewichten scheint dies jedoch noch bei Verwendung vernünftiger S_N -Ordnungen (z.B. S_8 oder S_{16}) möglich zu sein. Die erzielte Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen des modifizierten S_8 -Verfahrens und den ZERA-Resultaten zeigt außerdem, daß es in einigen Fällen durchaus möglich ist, die Ortsverteilung der schnellen Neutronen in einer Zell-anordnung mit zwei verschiedenen unabhängigen Rechenmethoden zu bestimmen.

Zur Illustration der in einer Zelle möglicherweise auftretenden Winkelverteilungen ist in Abb. 3 eine Abbildung aus einem internen ausländischen Laborbericht wiedergegeben. Hier ist deutlich zu erkennen, daß zur Berechnung der dargestellten Winkelverteilung ein Standard- S_N -Verfahren sehr ungeeignet wäre und stattdessen eine Modifizierung der üblichen Stützstellen und Integrationsgewichte unbedingt vorgenommen werden sollte.

Zusatzbemerkung 1:

Eine vor Beginn dieser Untersuchungen durchgeführte Nachrechnung der Zellanordnung, die für das k_{∞} -Experiment im ZPRIII-55 benutzt wurde, ergab eine erhebliche Abweichung im U238-Spaltratenverlauf zwischen den Ergebnissen des Stoßwahrscheinlichkeits-Codes ZERA und des ein-dimensionalen S_N -Codes DTK. Dabei stimmten in diesem Fall die mit dem MOXTOT-Gruppenkonstanten-Satz berechneten S_N -Ergebnisse recht gut mit den experimentellen Resultaten überein, so daß ein Mangel im ZERA-Code vermutet werden konnte. Benutzt man jedoch statt des Standard- S_N -Codes die erwähnte hierfür geeignetere S_8 -Version mit modifizierten Richtungen und Integrationsgewichten, so ergibt sich im wesentlichen eine Übereinstimmung der mit S_N -Flüssen berechneten U238-Spaltratenverteilung mit dem ZERA-Resultat. Falls die experimentellen Angaben richtig sind, muß demnach jetzt aus der bei Anwendung verschiedener Berechnungsverfahren gefundenen einheitlichen Diskrepanz zwischen Theorie und Experiment auf Mängel in den Gruppenkonstanten des MOXTOT-Satzes geschlossen werden.

Zusatzbemerkung 2:

Solange die S_N -Codes keine Schrittweiten- und eventuell Winkel-Stützstellen-Automatik enthalten, wäre zur Warnung der Benutzer vor einer Fehlbenutzung der Codes der Einbau von Abfragen der beiden folgenden Größen wünschenswert:

$$G_{\max} = \Delta x \cdot \Sigma_{\text{rem}}^* / \mu_{\max}$$

$$G_{\min} = \Delta x \cdot \Sigma_{\text{rem}}^* / \mu_{\min}$$

Δx entspricht der Schrittweite (zumindest in Plattengeometrie)

Σ_{rem}^* ist der um den Term $\Sigma_{g \rightarrow g}$ erhöhte Removalquerschnitt oder ein entsprechender anderer Querschnitt der Σ_{tot} bzw. eventuell Σ_{tr} recht nahe kommt

μ_{max} ist der größte positive μ -Wert aller benutzten μ -Stützstellen

μ_{min} ist der kleinste positive μ -Wert aller benutzten μ -Stützstellen

Die Größen G_{max} und G_{min} sollten für alle Gruppen und Zonen abgefragt werden. Wenn G_{max} eine bestimmte Größe, z.B. 3 - 5, überschreitet oder G_{min} eine bestimmte Größe von etwa 0.5 unterschreitet, sollte der Benutzer des Codes eine Warnung erhalten, die ihn auf eine mögliche Fehlbenutzung des Codes hinweist.

Literatur:

[1] D. MENEGETTI,
Discrete Ordinates Quadratures for Thin Slab Cells,
Nucl. Sci. Eng. 11, 295 - 303 (1962).

Veröffentlichung:

E. Kiefhaber, J.J. Schmidt
Evaluation of Fast Critical Experiments Using Recent
Methods and Data
KFK-Bericht 969

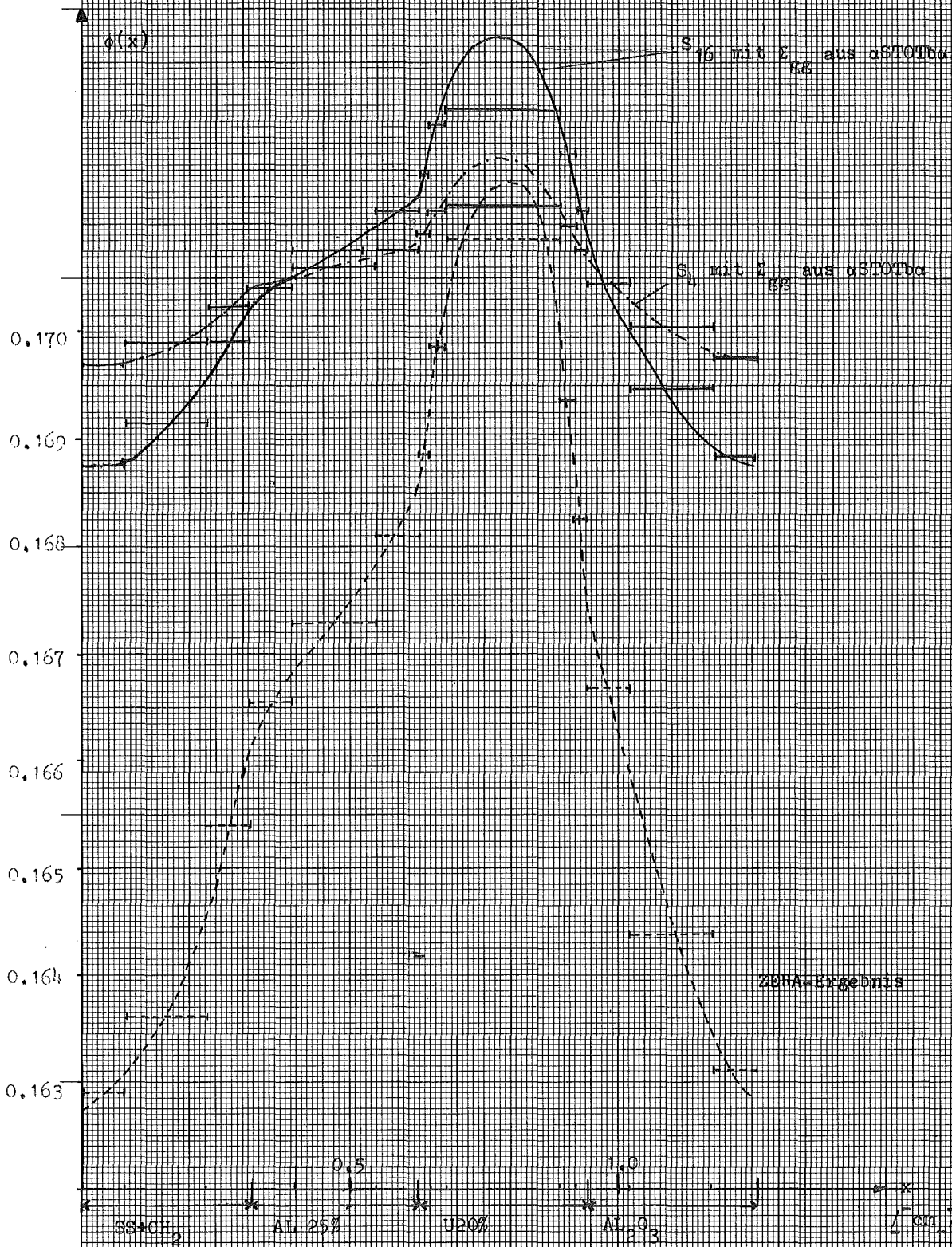
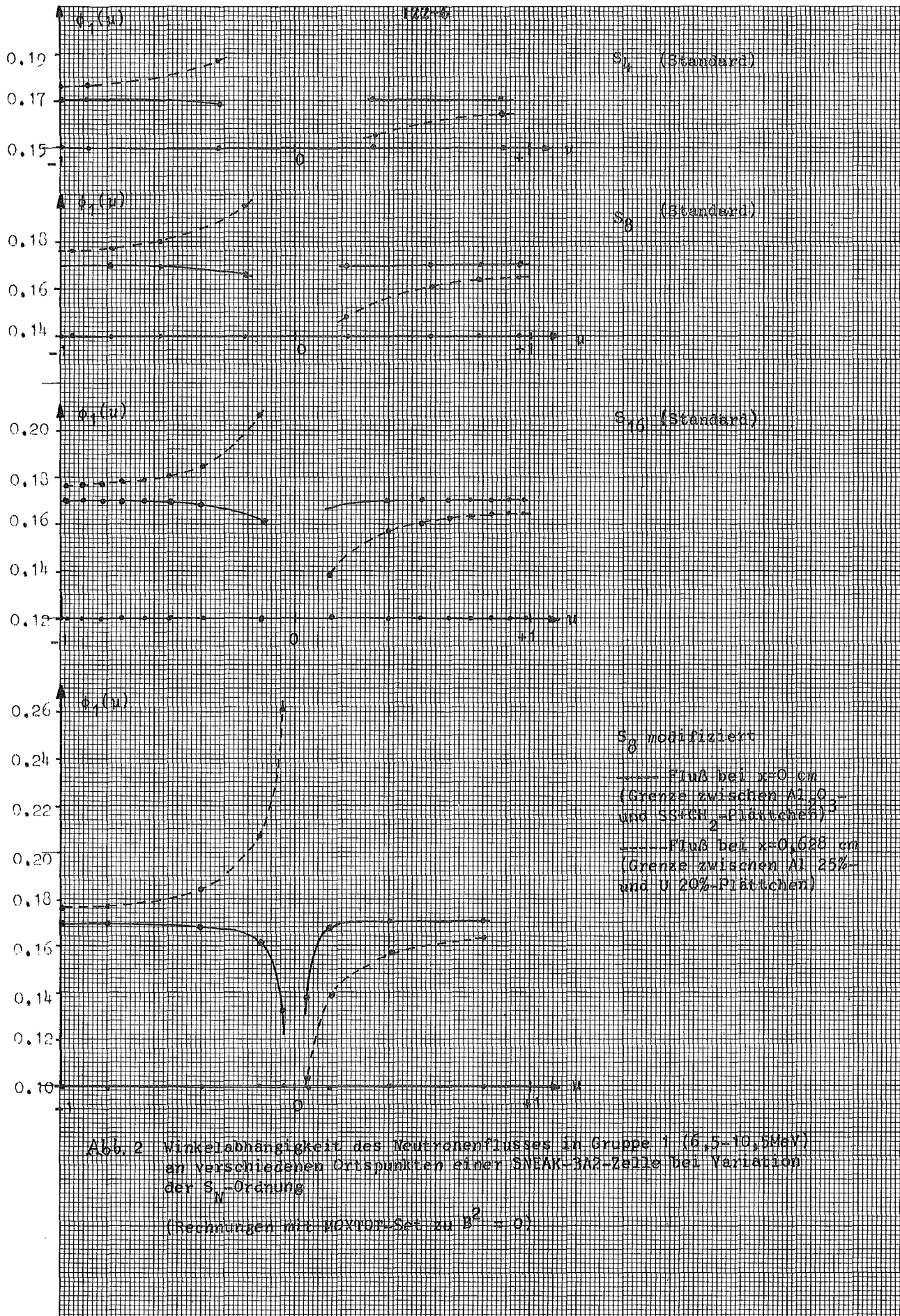


Abb. 1



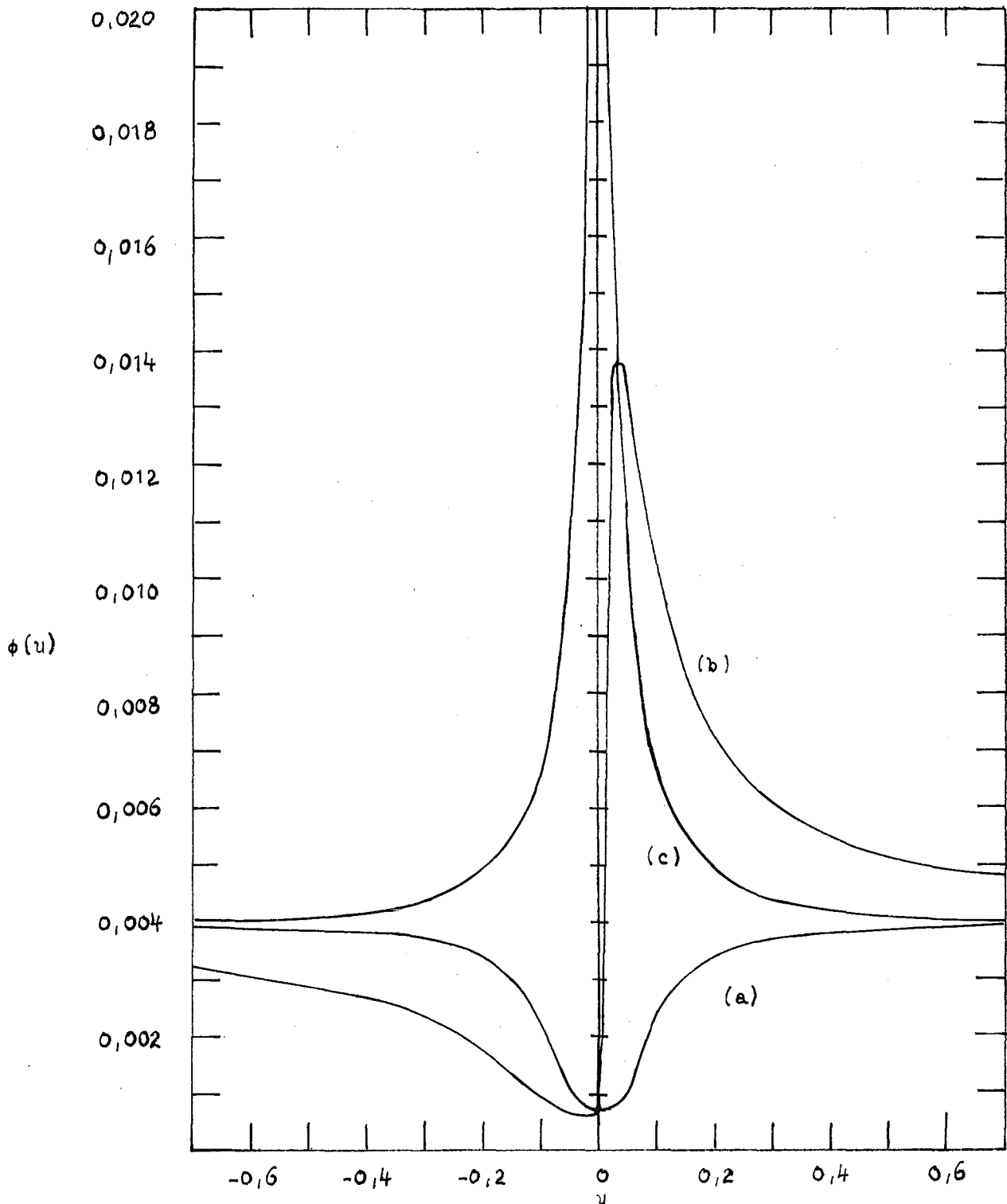


Abb. 3 Winkelabhängiger Neutronenfluß für $E=10$ MeV an drei verschiedenen Stellen einer Zellanordnung

- a) Mitte der Graphit-Zone ($\lambda \approx 1.7$ cm dick)
- b) Mitte der Stainless-Steel-Zone ($\lambda \approx 0.2$ cm dick)
- c) Mitte der Uran-Zone ($\lambda \approx 0.3$ cm dick)

2. Die Behandlung der Ortsabhängigkeit der energetischen Resonanzselbstabschirmung an Grenzflächen homogener Zonen (H. Huschke, INR)

Die Berücksichtigung der energetischen Resonanzselbstabschirmung in Multigruppenrechnungen ist für homogene Zonen auf eine sehr einfache Weise durch den f-Faktor-Formalismus, wie er im ABN Gruppenkonstantensatz¹⁾ eingeführt wurde, möglich. Eine Voraussetzung für diesen Formalismus ist, daß die Resonanzstruktur der Neutronenflußdichte allein bestimmt ist durch die Resonanzstruktur der Neutronenwirkungsquerschnitte der betrachteten Zone. Damit erhält man einen in jeder Zone räumlich konstanten f-Faktor.

In der Nähe einer Zonengrenze ist der f-Faktor-Formalismus sehr ungenau. Da Neutronen, die ihren letzten Stoß im Nachbarmedium gemacht haben, einen merklichen Beitrag zur Neutronenflußdichte liefern, hängt deren Resonanzstruktur von den Resonanzstrukturen beider Zonen ab. Der Einfluß der Resonanzstrukturen der beiden Medien auf die Resonanzstruktur der Neutronenflußdichte ist daher stark ortsabhängig, da der Anteil der Neutronen, die ihren letzten Stoß im Nachbarmedium absolvierten, exponentiell abnimmt.

Zur Bestimmung der Resonanzstruktur der Neutronenflußdichte in der Nähe einer Grenzfläche wird für das Modell zweier Halbräume unterschiedlicher Resonanzstruktur die integrale Neutronentransportgleichung für isotrope Streuung unter zwei Voraussetzungen gelöst:

- a.) Die Emissionsdichte sei konstant in der Lethargie über eine Resonanz.
- b.) Die Emissionsdichte sei räumlich konstant in jedem Halbraum.

Damit erhält man eine einfache Lösung für die Resonanzstruktur der Neutronenflußdichte und damit einen ortsabhängigen f-Faktor in der Umgebung der Grenzfläche. Durch eine spezielle rationale Näherung des Exponentialintegrals

$$1 - E_2(\tau) = \sum_i \frac{\alpha_i \tau}{\beta_i + \tau}$$

gelingt es, den ortsabhängigen f-Faktor aus den f-Faktortabellen approximativ zu bestimmen. Die Ortsabhängigkeit wird durch einen ortsabhängigen Untergrundquerschnitt σ_0 beschrieben. Dies erlaubt die Anwendung bestehender Gruppenkonstantensätze.

Der Formalismus wird auf dünne Zonen erweitert.

Ergebnisse:

- Die Ortsabhängigkeit der energetischen Resonanzselbstabschirmung ist nur innerhalb von zwei mittleren freien Weglängen beiderseits der Grenzfläche von Bedeutung. Für größere Abstände von der Grenzfläche stellt der f-Faktor-Formalismus eine gute Näherung dar.
- Für kleine reflektierte Systeme führt die Ortsabhängigkeit der Resonanzselbstabschirmung im Reflektor im allgemeinen zu einer Erhöhung der Kritikalität. Für dünne Reflektoren ist der Einfluß der Reflektor-Vakuum-Grenzfläche von derselben Größenordnung wie derjenige der Core-Reflektor-Grenzfläche.
- An Core-Blanket-Grenzflächen tritt wegen der im allgemeinen sehr hohen U238-Konzentration im Blanket eine Änderung der Absorptionsrate um mehrere Prozent auf. Dies ändert das Konversionsverhalten. Bei Leistungsreaktoren kann dies über den Aufbau von Pu239 eine lokale Änderung der Leistungsverteilung am Core-Blanket-Rand um mehrere Prozent bedeuten.

1) L.P. Abagjan, N.O. Bazazjanc, I.I. Bondarenko, M.N. Nikolaev:
Gruppenkonstanten schneller und intermediärer Neutronen für die
Berechnung von Kernreaktoren,
KFK-tr-144

Abb. 4: Verhältnis der totalen Streuraten, mit und ohne Berücksichtigung der Ortsabhängigkeit der energetischen Resonanzselbstabschirmung, in einem Nickelreflektor einer Urankugel von 15 cm Durchmesser.

S8-Rechnungen.

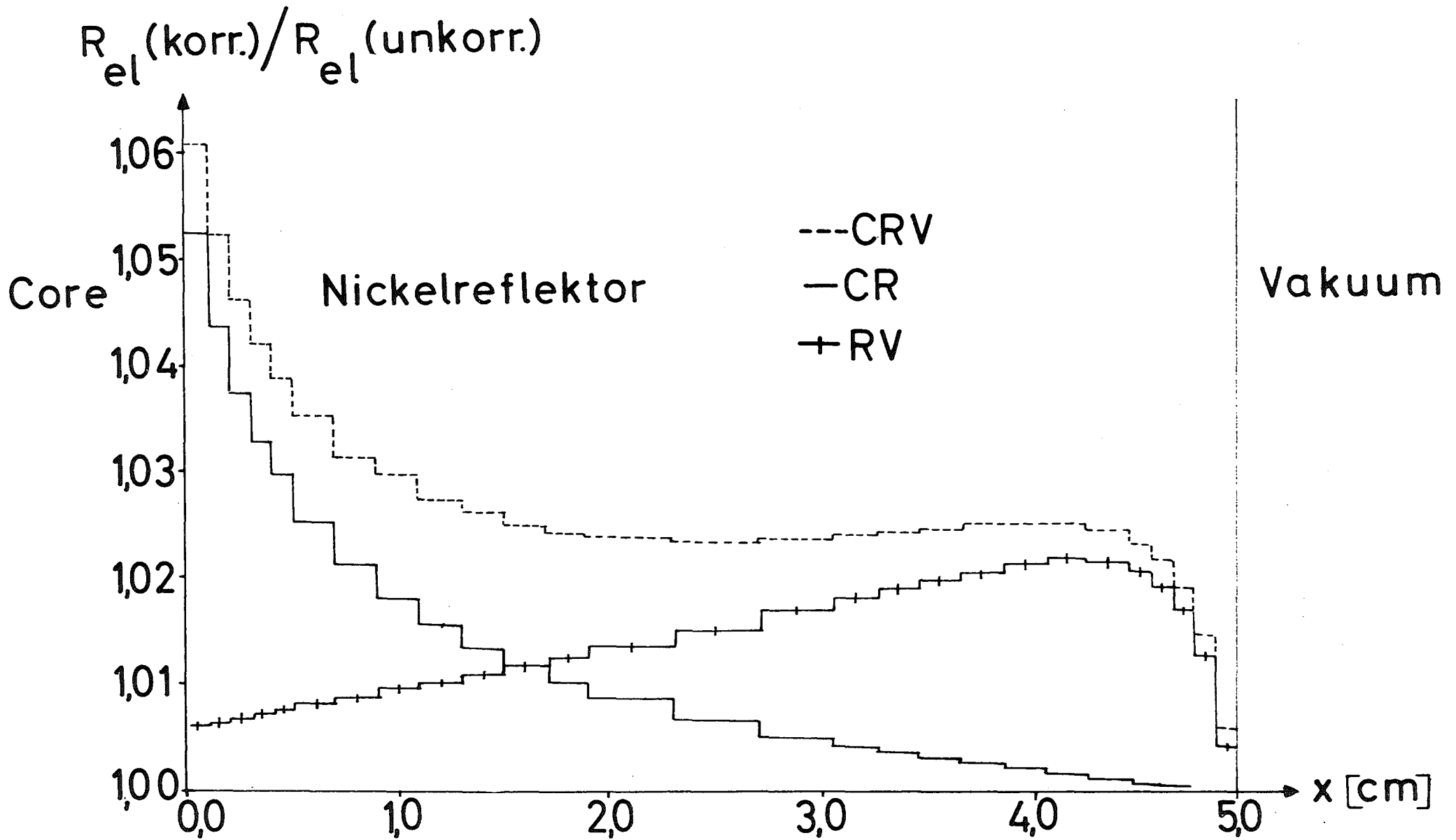
CR: Korrektur an Core-Reflektor-Grenzfläche. $\Delta k = +0.0017$
gegenüber f-Faktor-Formalismus.

RV: Korrektur an Reflektor-Vakuum-Grenzfläche. $\Delta k = +0.0013$

CRV: Korrektur an Core-Reflektor und Reflektor-Vakuum-Grenzfläche unter der Berücksichtigung, daß es sich um einen dünnen Reflektor handelt. $\Delta k = +0.031$

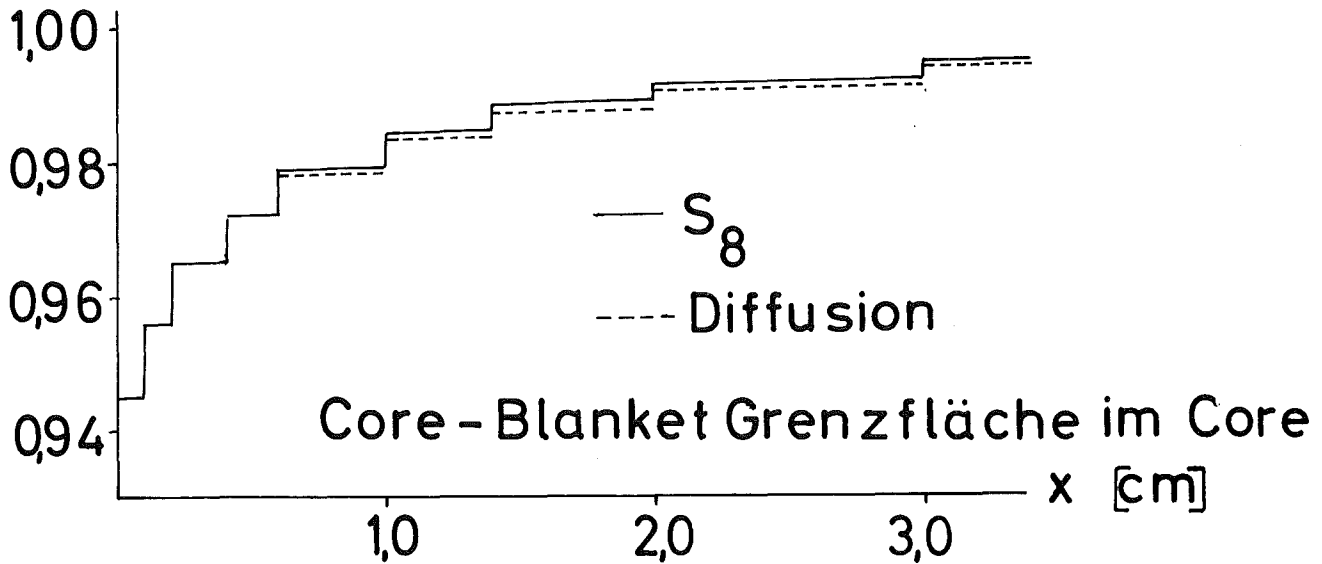
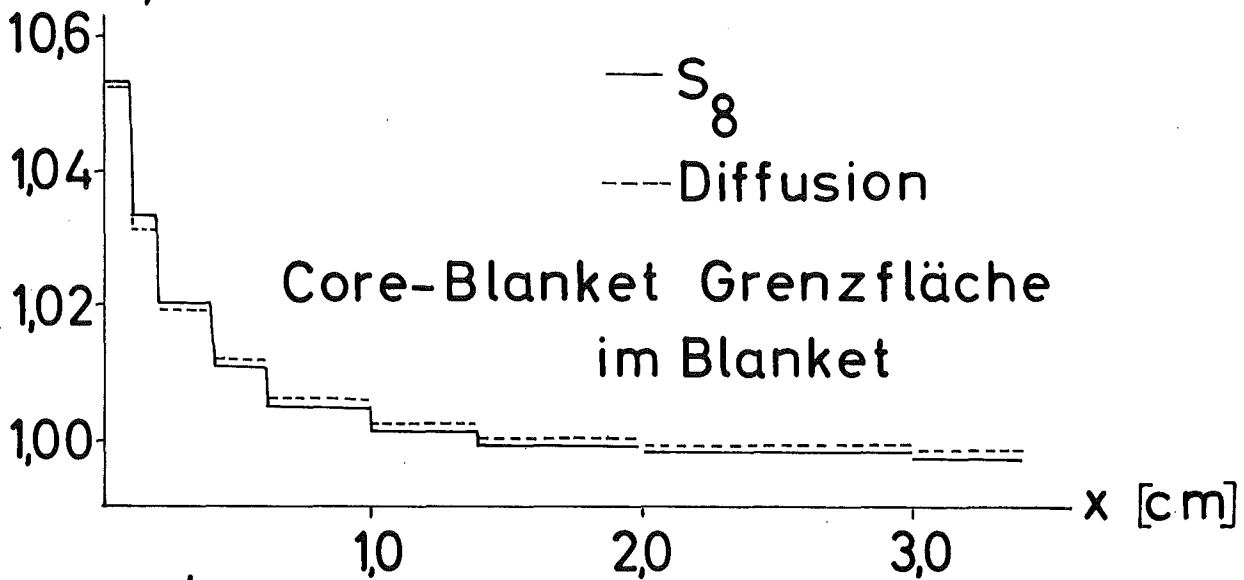
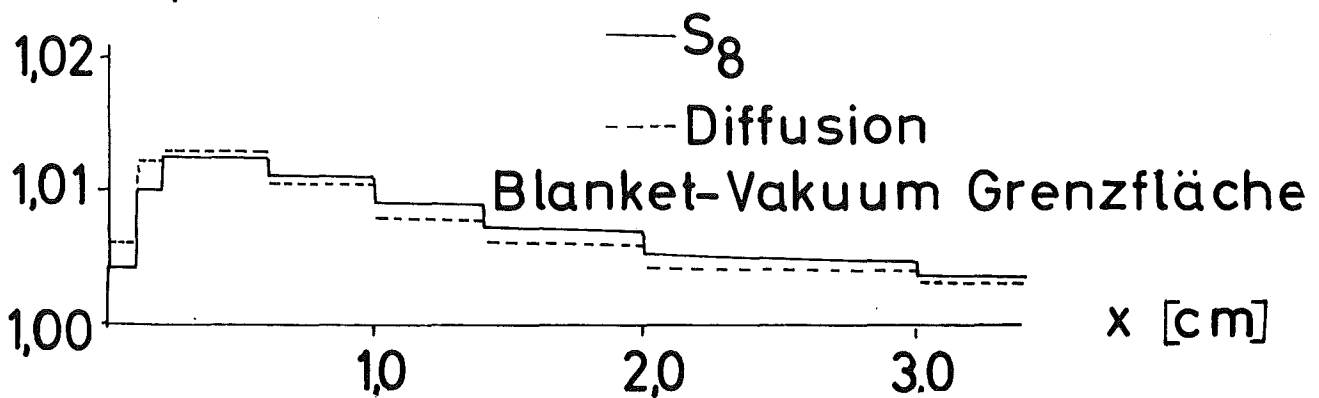
Abb. 5: Verhältnis der Absorptionsrate in U238, Korrektur gegenüber f-Faktor-Formalismus, für die schnellkritische Anordnung SNEAK-3A2.

Kein Einfluß auf Kritikalität.



122-11

Abb. 4 Ratenverhältnis für elastische Streuung in Nickel

$R(\text{korr.})/R(\text{unkorr.})$

 $R(\text{korr.})/R(\text{unkorr.})$

 $R(\text{korr.})/R(\text{unkorr.})$


3. Der Karlsruher Monte-Carlo-Code KAMCCO

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

In den Jahren 1969/70 wurde für die IBM/360 ein neuer Monte-Carlo-Code für Reaktoren und Experimente mit schnellen Neutronen entwickelt, zunächst in zwei selbständigen Versionen, M4CG und M5C. Beide Versionen sind jetzt mit einem Schätzprogramm ESTIMA zu einem modularen Programm KAMCCO zusammengefaßt, welches ergänzt wird durch zwei Datenbereitstellungsprogramme DASU und DAKO.

KAMCCO ist ein Mehrphasen-Programm, wichtigste Phasen sind der Zufallswanderungsprozeß und das Schätzprogramm ESTIMA. Während des Zufallswanderungsprozesses werden wenige integrale Daten direkt geschätzt; wahlweise können eigene Schätzroutinen zugefügt, ein Stichprobenband beschrieben oder als Normalfall ESTIMA eingesetzt werden. ESTIMA liefert zusätzliche und bessere Schätzungen entweder in-line, asynchron (Normalfall) oder off-line durch Analyse eines Stichprobenbands.

Im Zufallswanderungsprozeß führen die Neutronen u.a. ein Gewicht, die Zeit und die Energie E als stetige Variable mit, ein Multigruppen-Formalismus liegt nicht vor. In beiden Varianten (Options) des Prozesses sind Russisches Roulette und Nichtanalogtechniken für Neutroneneinfang implementiert, steuerbar durch die Eingabe.

Mit der Option 1 (früher M4CG) wird ein Generationsfolge- oder Quelliterations-Schema gewählt. Ähnlich wie beim TIMOC-Code (1) wird ein Pool von Spaltneutronen angelegt und ständig regeneriert. Der Bestand des Pools wird durch zyklisches Auffüllen und antizyklisches Auslesen konstant gehalten. Direkt geschätzt werden: k_{eff} , Generations- und Lebensdauer der Neutronen sowie die Leakage-Wahrscheinlichkeit.

Mit der Option 2 (früher M5C) liegt ein Censurzeit-Schema vor, d.h. Neutronen werden mit der Zeit $t=0$ gestartet und über eine bestimmte Zeit, die das frei wählbare Censurzeitintervall einschließt, mit etwaigen Tochterneutronen aus Spaltprozessen verfolgt. Für diese Option sind zusätzlich Splitting und der ELP-Estimator für Leakage (2) implementiert, beides steuerbar durch die Eingabe. Direkt geschätzt

werden im Censuszeitintervall: Neutronengewinn G , -verlust V , -bestand B , -lebensdauer ($=B/V$), Leckage-Wahrscheinlichkeit und ein dynamischer Multiplikationsfaktor ($=G/V$).

Nach vorliegenden Erfahrungen sind die bevorzugten Anwendungsgebiete des Codes die Berechnung von Criticals für Option 1 und die Analyse von Experimenten mit geringer Neutronenmultiplikation und anderer Sonderprobleme für Option 2.

Alle 3-dimensionalen Geometrien sind realisierbar, deren Teilbereiche durch Grenzflächen 1. und 2. Ordnung darstellbar sind. Hohlräume sind zugelassen, ferner als Randbedingung Vakuum oder Reflexion.

Die nuklearen Daten werden vom Programm DASU durch Analyse des KEDAK-Files als Datensatz bereitgestellt, der mit dem Programm DARO gegebenenfalls durch zusätzliche Eingabe korrigiert werden kann. Für jedes Isotop und jede Kernreaktion existiert ein eigenes Netz von Energieintervallen zur Interpolation der Wirkungsquerschnitte. Im stetigen Bereich hoher Energien sind alle Querschnitte Polynome in der Energie E , vorzugsweise Polynome 1. Ordnung. Bei inelastischer Streuung werden für das Spektrum der gestreuten Neutronen alle bekannten diskreten Anregungsniveaus berücksichtigt, im Bereich sehr hoher Energien wird dagegen das Verdampfungsmodell benutzt. Für Atomgewichte <20 wird die Anisotropie der inelastischen Streuung berücksichtigt.

Im Resonanzbereich werden die Querschnitte aus dem Potentialquerschnitt und einer vorgegebenen Zahl von Resonanzen beiderseits der Neutronenenergie E gebildet. Die Dopplerverbreiterung wird wahlweise berücksichtigt. Im Bereich statistischer Resonanzen werden z.Zt. die Resonanzparameter (für Neutronen mit $l=0,1$) in-line aus den bekannten Verteilungen realisiert. In diesem Energiebereich sollen schnellere Algorithmen im Jahre 1971 eingeführt werden.

Für epithermische Neutronen liegt ebenfalls eine Polynomdarstellung aller Querschnitte vor, es erfolgt nur Abwärtsstreuung bis zu einer thermischen Grenzenergie.

Bei elastischer Streuung wird z.Zt. die Anisotropie im Schwerpunktsystem bis zur 1. Ordnung berücksichtigt, die Verallgemeinerung ist vorgesehen.

Im Programmteil ESTIMA werden - mit Hilfe der im Zufallswanderungsprozeß registrierten Daten (Stoßkoordinaten, Gewichte) - folgende differentielle und integrale Größen geschätzt:

1. Einzelschätzungen, definiert als Reaktionsraten in einem vorzugebenden Teilvolumen des Phasenraumes für beliebige Reaktionstypen und Isotope.
2. Spektren, definiert als Einzelschätzungen (siehe 1.) energiegruppenweise.
3. Raten, definiert als Einzelschätzungen (siehe 1.) ortsbereichsweise.
4. Leckage, energiegruppenweise.
5. Integrale Größen: k_{eff} , Neutronendichte, Gewinn, Verlust, Lebensdauer, Generationszeit.

Alle diese Größen können beliebig normiert werden.

Der Programmbenutzer hat die Möglichkeit, unter drei Verfahren, mit denen die Schätzungen berechnet werden, auszuwählen. Zur Stoßschätzfunktion werden im Laufe des Zufallswanderungsprozesses bei jedem Stoß des Neutrons Beiträge gezählt. Bei der Fluglängenschätzfunktion wird beim Überschreiten der Bereichsgrenze ein Beitrag - proportional der Fluglänge, die das Neutron in diesen Bereich zurücklegt - registriert. Das dritte Verfahren besteht aus einer linearen optimalen Kombination der Stoß- und Fluglängenschätzfunktion. Die Koeffizienten der linearen Kombination werden mittels der Varianzen und Kovarianzen dieser beiden Schätzfunktionen bestimmt und minimalisieren die Varianz.

(1) H. Rief, H. Kschwendt,
Nucl. Sci. and Eng. 30, 395 (1967)

(2) H. Kschwendt, H. Rief,
J. of Nucl. Energy 22, 127 (1968)

123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1232 Spannungs- und Verformungsanalyse von Reaktorbauteilen

(R. Krieg, R. Malmberg, IRE)

Ziel der Arbeiten ist es, unter Berücksichtigung des elastischen, plastischen und viskosen Materialverhaltens Methoden zur Spannungs- und Verformungsanalyse von Reaktorbauteilen zu entwickeln sowie Computerprogramme für spezielle Probleme bereitzustellen.

1232.1 Festigkeitsanalysen von Brennstabhüllrohren1. Hüllrohre für Na-gekühlte Reaktoren

Das Programm zur Berechnung des elastischen Spannungszustandes in längsberippten Brennstabhüllrohren wurde so erweitert, daß auch instationäre, wärmequellenbehaftete Temperaturfelder zulässig sind und das Werkstoffschwellen eine nichtlineare Funktion der Temperatur sein darf. Im letzten Falle muß allerdings das Temperaturfeld recht genau vorgegeben sein.

Die Arbeiten an einem zweiten Rechenprogramm, welches den plastischen Spannungs- und Verzerrungszustand unter denselben Bedingungen wie oben liefert, wurden fortgesetzt.

Außerdem wurde mit einer Untersuchung begonnen, die sich mit dem elastischen Spannungszustand von glatten Brennstabhüllrohren befaßt, deren Temperaturfeld in Rohrumfangsrichtung variiert. Die Ergebnisse dieser Arbeiten sollen auf der Reaktortagung 1971 in Bonn vorgetragen werden.

2. Hüllrohre für gas- oder dampfgekühlte Reaktoren

Auf der Grundlage eines Variationsprinzipes der Kriechmechanik wurde ein Computerprogramm entwickelt, das die zeitabhängigen Deformationen und Spannungen eines unberippten Hüllrohres bei beliebiger Temperaturverteilung (z.B. nichtrotationssymmetrisch) berechnet. Der Code unterliegt folgenden Einschränkungen: (1) Das

nicht perfekt kreisförmige Hüllrohr und das Temperaturfeld besitzen mindestens eine Symmetrieachse. Die Symmetrieachsen können zusammenfallen oder um 90° gegeneinander verdreht sein.

(2) Zeitabhängige Plastizität wird nicht berücksichtigt, da die Streck- bzw. Quetschgrenze des Hüllrohrmaterials als hinreichend groß anzunehmen sind.

Erste Testrechnungen zeigen, daß Schwankungen der radial gemittelten Wandtemperatur in Umfangsrichtung Standzeitverminderungen um einen Faktor 2-4 erzeugen können.

1233 Untersuchungen lokaler Kühlungsstörungen

1233.2 Untersuchungen zum lokalen Sieden im Natrium-Siedekreislauf

(K. Schleisiek, IRE)

In einer ersten Teststrecke zur Untersuchung lokaler Kühlungsstörungen ("Negativbündel" mit 6 Unterkanälen, davon 4 verschlossen) wurden die Temperaturfelder im Bereich der Störung in Wasser gemessen. Diese Anordnung entspricht etwa einer 7 Stäbe umfassenden Blockade im Brennelement. Die Strömungsform wurde an einem Glasmodell beobachtet. Sie ist durch rezirkulierende Wirbel hinter der Störung gekennzeichnet, die im Glasmodell deutlich sichtbar sind. Diese Wirbelbildung ist wahrscheinlich der Grund dafür, daß in der beheizten Teststrecke nur kleine Temperaturdifferenzen zwischen den gestörten und ungestörten Unterkanälen gemessen wurden.

Die Versuche werden zur Zeit ausgewertet. Die Durchführung der Vergleichsmessungen mit Natrium ist für das erste Quartal 1971 vorgesehen.

Veröffentlichungen im Berichtsraum:

(1) W. Pepler, E.G. Schlechtendahl, G.F. Schultheiß

Investigations of the dynamics of boiling events in sodium cooled reactors, Nucl. Engg. Design 14 (1970)

(2) K. Schleisiek

Heat Transfer and boiling during forced convection of sodium in an induction-heated tube, Nucl. Engg. Design 14 (1970)

1233.6 Brennelementverhalten unter Siedeverzug (BEVUS)

(M. Cramer, IRE)

Nach den aufgetretenen Schwierigkeiten ⁺⁾ wurden verschiedene Anstrengungen unternommen, die Versuche trotz des offenbar geringen Natriumlecks durchführen zu können. Zum Erfolg führten folgende Maßnahmen.

- Die Drücke im Versuchs- und Schutzbehälter wurden so gewählt, daß der Druck im Schutzbehälter stets höher war als im Versuchsbehälter. Aufgrund der Festigkeit des Schutzbehälters war der Gasdruck im Versuchsbehälter auf 1 atü und damit die erreichbare Überhitzungstemperatur auf 950 °C begrenzt.
- Der Kabelraum wurde mit CO₂ gefüllt, um bereits ausgetretenes Natrium in Natriumkarbonat abzubinden.

Unter diesen Bedingungen wurde ein Versuch durchgeführt, bei dem das Natrium vor der Expansion auf 950 °C aufgeheizt wurde und der Expansionsenddruck 0,4 ata betrug. Damit wurde eine Überhitzung von ca. 120 °C simuliert. Die vorgesehene Überhitzungstemperatur wurde nach einer Aufheizzeit von 2,5 min erreicht.

Anschließend fanden 10 weitere Siedeexperimente statt, bei dreien wurde die Überhitzungstemperatur durch Druckhaltung wie im 1. Versuch festgelegt, in 7 weiteren Experimenten wurde untersucht, welche Überhitzungstemperaturen erreichbar sind, wenn die Überhitzung nicht erzwungen wird.

Bei einer Heizleistung der elektrischen Widerstandsheizkörper von 40 W/cm, wie sie in den letzten Versuchen zugeführt wurde, betrug die Aufheizzeit bis zum Siedebeginn ca. 40 sec.

Die Meßdaten wurden mit Hilfe der elektronischen Datenerfassungsanlage (ERA) auf Magnetband aufgezeichnet und auf der IBM-Maschine 360/65/85 aufbereitet. Es wurden Programme gefertigt, die es gestatten, Meßwerte als Funktion der Zeit und zeitabhängige Temperaturprofile aufzutragen. Außerdem können Listen der Meßwerte sowie deren Änderungen ausgedruckt werden.

+) Vgl. 2. Vierteljahresbericht 1970, KFK-Ber. 1270/2, S. 123-6

Die Auswertung der Versuchsergebnisse ist noch nicht abgeschlossen. Es zeichnet sich folgendes ab:

- Bei Siedeverzug erreichte der Druckstoß bei Beginn des Siedens Maximalwerte, die etwa mit denen des Dampfdruckes (bei der höchsten erreichten Temperatur) übereinstimmten.
- Das in das Element zurückfallende Natrium verursachte eine abklingende Druckschwingung, deren Maximalausschlag oberhalb des Stabbündels gemessen ca. 1 at betrug.
- Ohne Zwang durch Druckabsenkung wurden Siedeverzüge bis zu 40 °C gemessen.

Der Brennelementkasten ist zur Zeit noch nicht im Hinblick auf eine evtl. Verformung vermessen worden, da dies erst nach Demontage des Versuchsaufbaues erfolgen kann.

1238. Untersuchungen zur technischen Zuverlässigkeit (G. Weber, IAR)

Die vorläufigen Untersuchungen zur Neuauslegung der geplanten Notstromversorgung des SNR wurden in Zusammenarbeit mit INTERATOM weitergeführt.

Neben einer Analyse von einfachen und komplexen Modellen nach der bisher üblichen Methode der Monte Carlo Analyse wurde eine grundsätzlich neue Methode entwickelt und auf das Modell der Notstromversorgung des SNR angewandt. Dies geschah durch methodische Vereinfachungen der Fehlerbäume und analytische Auswertung, bei der die Komplexität der Formeln minimal ist.

124 INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERNÜBERWACHUNG1241 Nachweis von Durchflußstörungen1241.3 Temperaturfluktuationen am elektrisch beheizten BE

(L. Krebs, G. Weinkötz, IRB)

Störungen in Brennelementbündeln, wie z.B. Verstopfungen einzelner Kühlkanäle, sollen durch Analyse der am Ausgang eines Bündels mit Thermoelementen gemessenen Temperaturfluktuationen erfasst werden.

Als Analysemöglichkeiten bieten sich die Korrelationsverfahren und die Bestimmung der über eine mathematische Transformation mit ihnen verwandten spektralen Leistungsdichte an.

Zunächst wurde ein Rechenprogramm zur Berechnung und Darstellung der Korrelationsfunktionen mit dem Digitalrechner erstellt. Um einen Überblick über die Leistungsfähigkeit des statistischen Auswertungsverfahrens zu erhalten, wurden Modellversuche am Analogrechner durchgeführt. Dabei wurde als Signalgeber ein Thermoelement mit einer Zeitkonstante $T = 300$ msec angenommen. Durch die Tiefpasseigenschaften eines derartigen Systems werden dynamische Signale bis zu einer Grenzfrequenz von ca. 0,5 Hz übertragen. Die Nachbildung dieses Signalgebers erfolgte auf dem Analogrechner. Ein Rauschgenerator lieferte ein der zu untersuchenden Temperaturfluktuation entsprechendes Signal. Am Ausgang eines Tiefpasses mit der Grenzfrequenz 0,5 Hz stand auf diese Weise eine dem Thermoelementsignal äquivalente Grösse zur Verfügung.

Bei der Durchführung der Modellversuche erschien es weiterhin sinnvoll, eine allmähliche Querschnittsverengung des Kühlkanals anzunehmen und diese im Modell durch Rampenfunktionen nachzubilden. Da einerseits bei einem Versuch Anstieg und Höhe der zu erwartenden Rampe nicht bekannt sind, andererseits aber die Leistungsfähigkeit des Verfahrens erprobt werden soll, war es notwendig, Parametervariationen durchzuführen. Bisher wurden etwa 40 Modellversuche mit dem Analogrechner ausgeführt.

Bei dem angenommenen Frequenzbereich des Rauschsignales ist eine Messdauer von etwa 3 Minuten und für die digitale Messwertverarbeitung eine Abtastgeschwindigkeit von 10 Messwerten pro Sekunde erforderlich. Dadurch erhält man ca. 1800 Messwerte pro Modellversuch.

Sobald aus den durchgeführten Modellversuchen mit Parametervariation signifikante, durch theoretische Überlegungen gestützte Auswertungscharakteristiken erarbeitet sind, ist vorgesehen, die Versuche an einem beheizten BE-Bündel in einem Na-Kreislauf des IRB fortzuführen.

1242 Hüllenüberwachung an Brennelementen (S. Jacobi, G. Schmitz, LEM)

Monitor für verzögerte Neutronen

Die extrem große γ -Aktivität des Primärnatriums führt im Gegensatz zu anderen Kühlmedien zwangsläufig zur Methode der Überwachung des Natriums auf verzögerte Neutronen als Indikatoren für ein defektes Brennelement (1). Die große Aktivität und hohe Temperatur des Natriums sowie die geforderte maximal mögliche Nachweisempfindlichkeit bedeuten Erschwernisse bei der Aufstellung der Spezifikationen für die meßtechnische Anordnung. Als Moderator material für den Neutronenmonitor sind Graphit, Polyäthylen und Zirkonhydrid technologisch sinnvoll. Die beiden letzteren, wasserstoffhaltigen Substanzen erfordern eine Abschirmung gegen die Gammastrahlung des Natriums, da anderenfalls infolge von Photoneutronen die Messung der wenigen verzögerten Neutronen nicht möglich wäre. Graphit hat diesen Nachteil nicht, bedingt aber bekanntlich wegen des geringen mittleren Energieverlustes der Neutronen je Stoß große Abmessungen des Moderators. Zur Analyse dieser beiden gegenläufigen Eigenschaften wurden für Graphit und Polyäthylen mit einem umfangreichen Rechenprogramm Parameterstudien durchgeführt. Einen Ausschnitt und eine Gegenüberstellung zeigt Abb. 1: Graphit erfordert größere Quaderabmessungen als Polyäthylen und ergibt dennoch ein wesentlich geringeres Ansprechverhalten. Es muß allerdings erwähnt werden, daß in der hier gezeigten ersten Näherung noch nicht der ungünstige Einfluß der für Polyäthylen notwendigen Gammaabschirmung enthalten ist. Die Arbeiten dauern an (2).

Vorbereitung der Experimente

Die Eichung des Ansprechverhaltens und die experimentelle Erprobung des Neutronenmonitors sollen am Hüllenschaden-Dampfkreislauf ("ABCD-Loop") des FR2 durchgeführt werden (3). Die dafür notwendigen Umbauten verlaufen planmäßig, in der 41. Woche 1971 ist der Loopbetrieb mit Hüllenschaden vorgesehen.

Auswertung der bisherigen Loop-Experimente

Die bisher durchgeführte Auswertung der Experimente am ABCD-Loop hat gezeigt, daß bei Druck- und Leistungsänderungen von einem Brennstab mit Plenumschaden ein anderes Spaltproduktspektrum emittiert wird als von einem Stab mit Brennstoffschaden, Abb. 2. Damit lassen sich aus den Aktivitätsmessungen Kriterien zur Schadensbeurteilung ableiten (4). Es ist zu erwarten, daß für natriumgekühlte Reaktoren analoge Kriterien gelten.

Veröffentlichungen zu 1242:

- (1) S. Jacobi, G. Schmitz

"Pin failure detection on sodium cooled reactors by detection of delayed neutrons"

Paper presented at the "Specialists meeting in Cadarache on cladding failure detection and localization of fast reactor fuel",

Cadarache, 5. und 6.10.1970

- (2) S. Jacobi

"Brennelement-Hüllenschäden, Bericht über ein IAEA-Meeting in Cadarache",

Atomwirtschaft, im Druck

- (3) S. Jacobi, I. Rautenberg et al.

"Der Hüllenschaden-Dampfkreislauf (HSD-Loop)

KFK-Bericht Nr. 1255, August 1970

- (4) W. Golly, S. Jacobi

"Kriterien zur Unterscheidung von Brennstoff- und Plenumschäden an Reaktorbrennelementen"

KFK-Bericht Nr. 1348, Dezember 1970

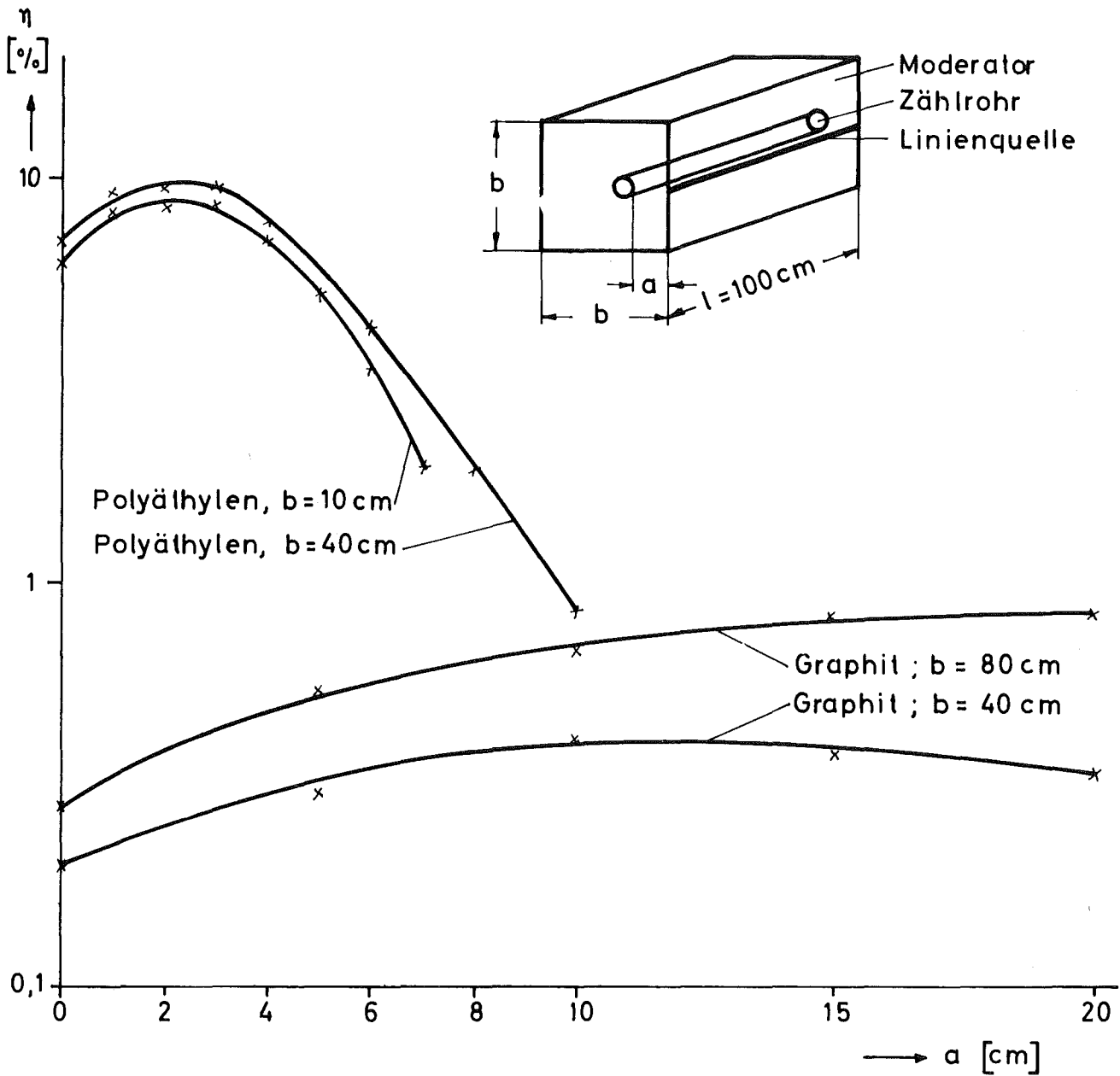


Abb. 1

Berechnetes Ansprechverhalten η eines Monitors für Neutronen der primären kinetischen Energie 300 keV. η = Zahl der Zählrohrimpulse/Zahl der emittierten Neutronen. Variable sind Moderatorsubstanz, Quadergröße b und Abstand a von der Grenzfläche des Zählrohres zur Linienquelle auf der Quaderoberfläche.

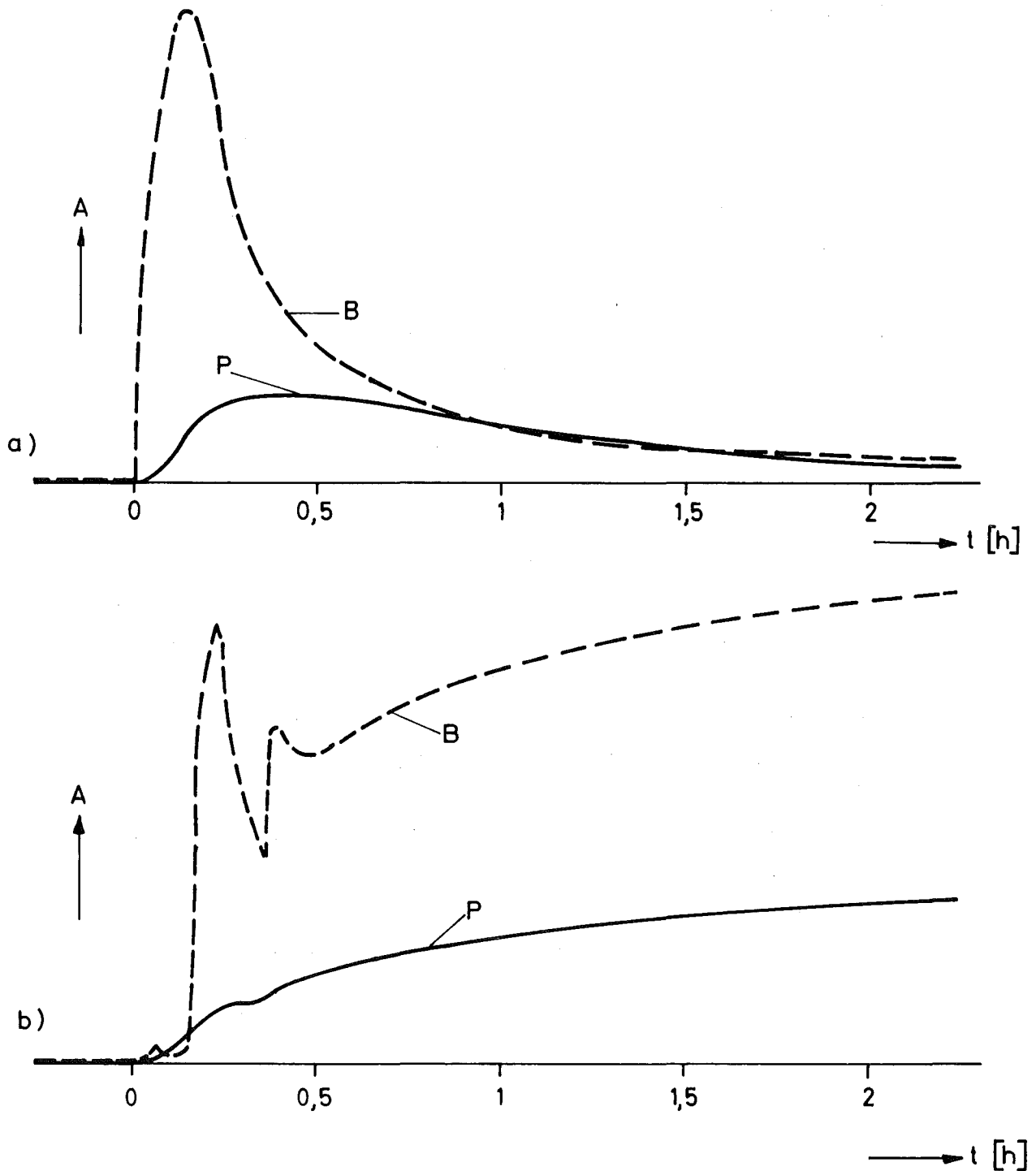


Abb. 2

Am Präzipitator gemessene Spaltprodukt-Aktivität A eines Brennstabes mit Plenumschaden P bzw. Brennstoffschaden B

- a) bei Druckänderung von 120 auf 100 atü und
 b) bei Leistungsänderung von 4,7 auf 44 MW. Änderungsbeginn jeweils zur Zeit $t = 0$.

1244 Ultraschallmeßtechnik in Na

(H.-A. Rohrbacher, R. Bartholomay, H.-J. Arnsward, IRE)

Die Bestimmung von Störzentren in Natrium-Kreisläufen mit Hilfe der Überschall-Optik konnte an einem Modellversuch erfolgreich abgeschlossen werden. Dazu wurde ein aus vielen Einzeldetektoren gebildetes "Facetten-System" eingesetzt, welches elektronisch abgefragt wird. Die partielle Überwachung des Testraumes erlaubt die Darstellung von Bewegungsgrößen auftretender Störungen im Natrium dadurch, daß die Einzelsensoren zyklisch abgefragt werden und ihr Meßsignal bildsynchron auf einem Monitor abgebildet wird. Unter mehreren möglichen Abtastmodellen wurde ein Verfahren ausgewählt, das hinsichtlich der geometrischen Anordnung der Einzeldetektoren flexibel ist und rasch auf ein anderes System umprogrammiert werden kann.

Am KNK-Reaktortank-Oberlager wurden zwei Schallsensoren angebracht, deren Übertragungsbereich von etwa 1 kHz bis 1 MHz reicht. Mit ihrer Hilfe soll im Hinblick auf die spektrale Auswertung von Siedegräuschen in Natrium der Untergrund des Schallspektrums aufgenommen werden. Vorversuche haben ergeben, daß bereits schon das Drehen und Einrasten des Schwenkarmes zur Core-Freiheitsabtastung in Natrium deutliche Signale liefert. Weiterhin soll die Möglichkeit untersucht werden, die Einkuppelungsvorgänge des Greifers der Wechselmaschine unter Natrium durch Schallortung zu kontrollieren. Im Erfolgsfall könnten einige zeitraubende mechanische Prüfvorgänge in diesem Zusammenhang vereinfacht werden. Die Untersuchungen werden fortgeführt.

125 AUSWIRKUNG VON REAKTORSTÖRFÄLLEN AUF DIE UMWELT; AKTIVITÄTSFREISETZUNG

1253 Untersuchungen zur Temperaturabhängigkeit der Konzentrationsabnahme von nuklearen Aerosolen (W. Schikarski, H. Wild, IAR)

Nukleare Aerosole, die bei einem schweren Reaktorstörfall entstehen, unterliegen im Reaktorgebäude bestimmten Bedingungen, die durch die Atmosphäre, den Druck und die Temperatur gegeben sind. Um den natürlichen Abnahmeprozess der Aerosolkonzentration unter möglichst gut angeglichenen Bedingungen experimentell untersuchen zu können, wurde der TUNA-Kessel bei einer Versuchsserie außen [1], bei einer weiteren innen beheizt. Über die Ergebnisse der zeitlichen Abnahme der Teilchenkonzentration und der Massenkonzentration bei Außenheizung und Innenheizung wird im folgenden berichtet.

Außenheizung

Durch eine Heizmatte, die an der Kesselwand des TUNA-Versuchsbehälters angebracht ist, konnte die Temperatur an den Innenseiten der Kesselwand bis 175°C gesteigert werden. Da sich dabei die Temperatur im gesamten Kesselvolumen nicht homogen einstellte, wurde das Temperaturfeld über die ganze Versuchsdauer registriert. Als Referenzwert für die Temperatureinstellung wurde der von der Innenwand 1 mm entfernte Temperaturmeßpunkt gewählt. Die Teilchenkonzentration wurde mit dem Kondensationskernzähler gemessen. In Abb. 1 ist ein Teil der Meßkurven zur Teilchenkonzentrationsabnahme dargestellt. Parameter ist die Temperatur. Die ersten Ergebnisse, über die bereits in [1] berichtet wurde, sind sehr gut reproduziert worden. Die vervollständigte endgültige Kurve ist in Abb. 2 dargestellt. Hier wurde die Halbwertszeit t_H des exponentiell auslaufenden Teiles der Teilchenkonzentration über der Temperatur aufgetragen. Man erkennt, daß über 150°C die Kurve stark asymptotisch bei einem Wert von etwa $t_H = 0,35$ Stunden einmündet. Eine höhere Temperatur als 175°C kann ohne größeren technischen Aufwand nicht erreicht werden.

Innenheizung

Um den Reaktorunfall in noch weitergehendem Maße simulieren zu können, wurde eine Heizung in der unteren Hälfte der Kesselmitte angebracht. Das Temperaturprofil des Kessels erhält dadurch eine wesentlich andere Gestalt. Die Strömungsverhältnisse sind denen bei Außenwandbeheizung in erster Näherung entgegengesetzt.

Die Teilchenkonzentration wurde wiederum mit dem Kondensationskernzähler gemessen. In Abb. 3 ist die zu Abb. 2 analoge Kurve dargestellt. Als Referenzpunkt für die Temperatur diente hier die Temperatur des Ofens.

Bemerkenswert erscheinen zwei Tatsachen:

- Der Übergang in einen asymptotischen Wert für die Halbwertszeit ist hier nicht so deutlich ausgeprägt wie im Falle der Außenheizung.
- Die Kurven aus Abb. 2 und 3 lassen sich nicht durch eine einfache lineare Transformation der Abszisse aufeinander abbilden. Das bedeutet, daß nicht bloß eine Umkehr der Strömungsrichtungen auftritt, sondern ein weiterer, bisher noch nicht geklärter Aerosolprozeß eine gewisse Rolle spielt. Qualitativ läßt sich jedoch erkennen, daß es sich hierbei um einen Korrekturterm handeln wird.

Außer der Teilchenkonzentration wurde für den Fall der Innenheizung auch noch die Massenkonzentration gemessen. Dies konnte trotz des geringen Konzentrationsbereiches mit einer aktivierungsanalytischen Methode durchgeführt werden. Die Masse des Urans wurde mittels der 230 KeV Linie des Neptuniums 239 bestimmt. Die Bestimmungsgrenze liegt bei $0,5 \cdot 10^{-9}$ g Uran pro Probe.

Eine zusammenfassende Darstellung der Abnahmekurven der Massenkonzentration ist in Abb. 4 wiedergegeben. Der Parameter der aufgezeichneten Kurven ist die Temperatur des Ofens. Sämtliche Kurven weisen im halblogarithmischen Maßstab eine erkennbare leichte Krümmung auf. Das bedeutet, daß die Halbwertszeit der Massenkonzentrationsabnahme keine Konstante, sondern eine Funktion der Zeit ist, nämlich mit der Zeit größer wird. Die Folgen aus dieser Tatsache können theoretisch noch nicht quantitativ formuliert werden. Eine erste qualitative Erklärung wäre die mit der Zeit abnehmende Teilchendichte des Aerosols.

Bedeutung der Ergebnisse und Zusammenfassung

Mit dem Abschluß der Temperaturexperimente erscheint ein wichtiger Aspekt des Aerosolmodells der Aktivitätsfreisetzung geklärt. Obwohl das Zusammenspiel der verschiedenen Aerosolprozesse und Aerosolparameter zumal in einem durch Temperaturgradienten hervorgerufenen Strömungsfeld theoretisch noch nicht restlos geklärt ist - das Rechenprogramm PARDISEKO [2] beschreibt das Aerosolverhalten bei stationären Temperaturverhältnissen - läßt sich die Bedeutung der experimentellen Resultate doch weitgehend ermessen.

- Die Teilchenkonzentration nimmt zu Beginn (1 h) sehr rasch ab. Im weiteren Verlauf erfolgt die Abnahme exponentiell mit einer Halbwertszeit kleiner als 24 Stunden [3].
- Die Massenkonzentration nimmt ebenfalls mit Halbwertszeiten kleiner als 24 Stunden ab.
- Eine luftgetragene, stationäre Massenkonzentration ist bei dem gegebenen Volumen nicht festzustellen.
- Die erhöhte Temperatur eines Aerosolbehälters (im Extrapolationsfall das Containment) verstärkt mit zunehmender Temperatur die Gesamtabcheidung des Aerosols.

Literatur und Veröffentlichung im Berichtszeitraum

- [1] W. Schikarski, H. Wild
Projekt Schneller Brüter, 2. Vierteljahresbericht 1970
KFK-Bericht 1270/2, S. 125-1
- [2] K. Keller, W. Schikarski
Zur Theorie des Verhaltens nuklearer Aerosole in geschlossenen Systemen
Schwebstofftechnische Arbeitstagung Frankfurt, Oktober 1970
- [3] W. Schikarski, H. Wild
Projekt Schneller Brüter, Zweijahresbericht 1968/69
KFK-Bericht 1269, S. 125-2

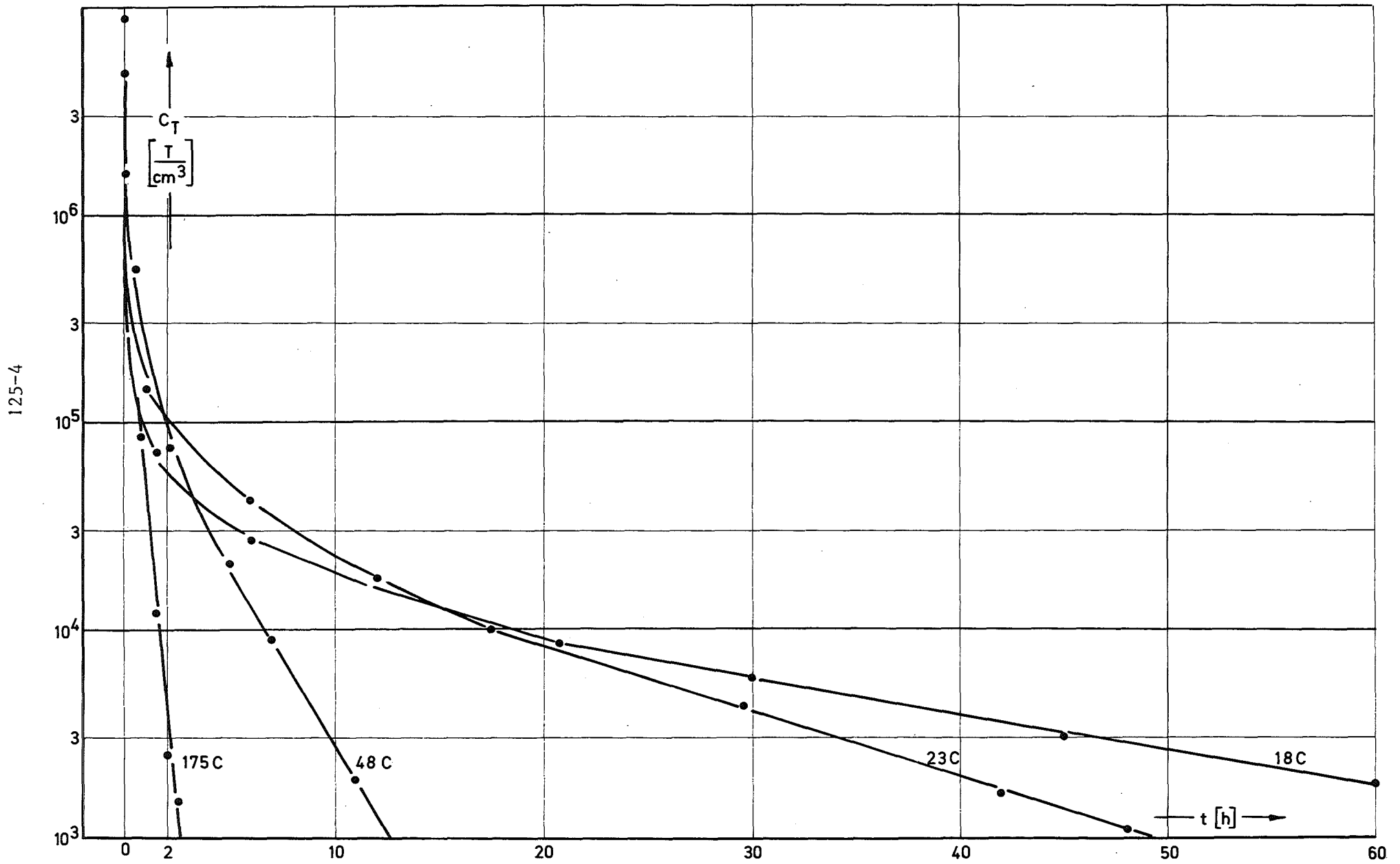


Abb.1 Teilchenkonzentration des UO_2 -Aerosols bei Außenheizung

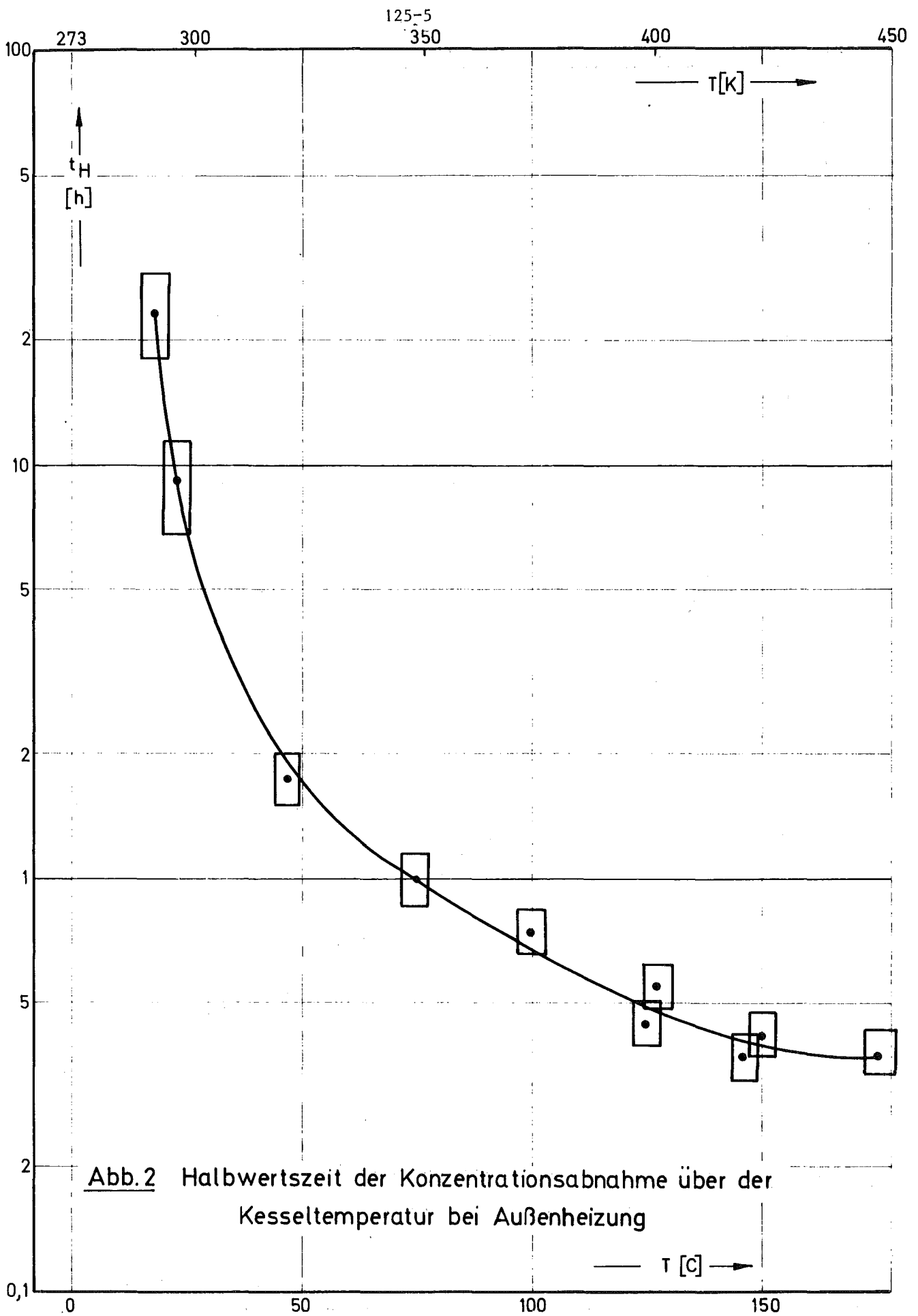


Abb.2 Halbwertszeit der Konzentrationsabnahme über der Kesseltemperatur bei Außenheizung

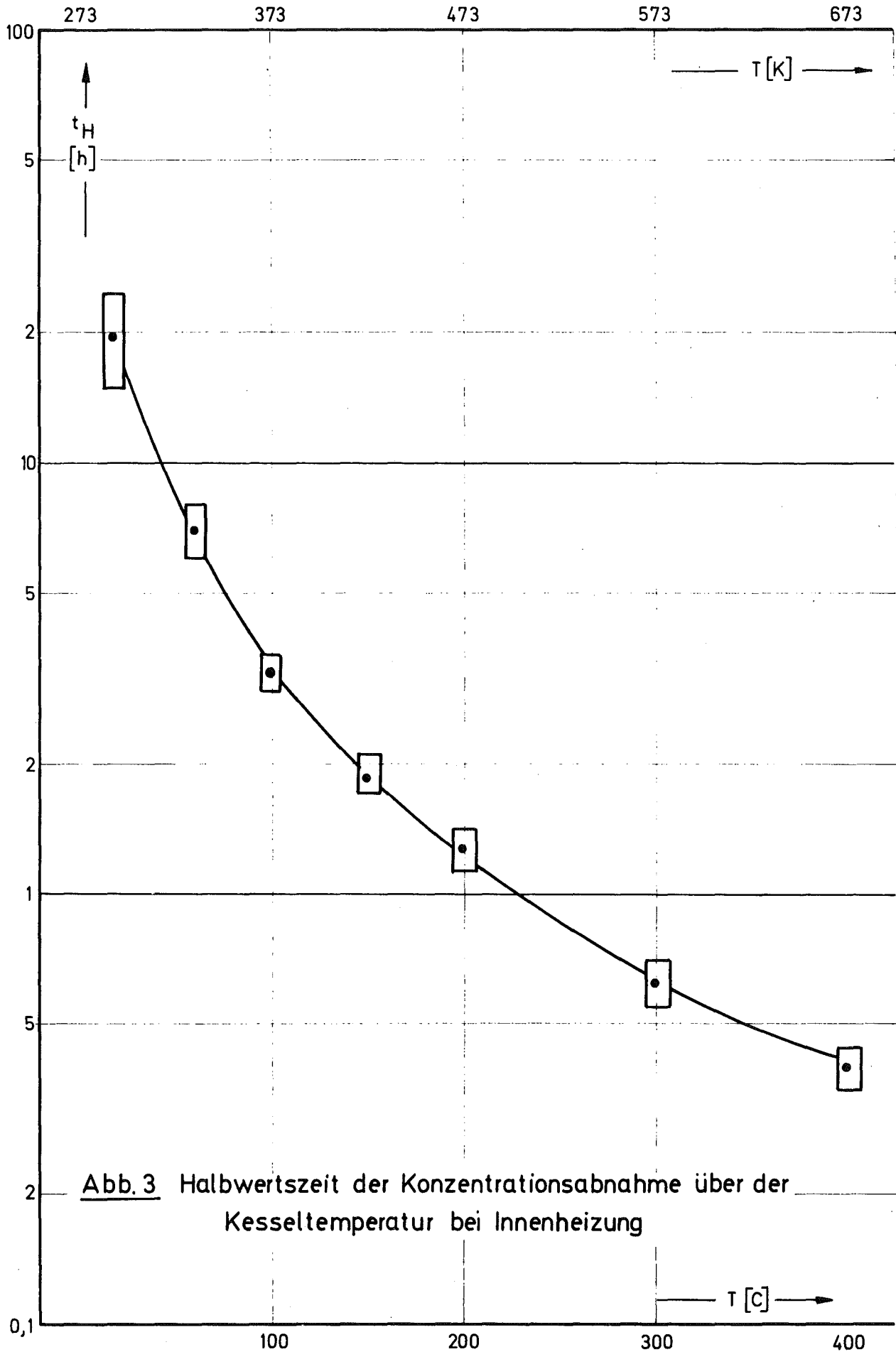


Abb. 3 Halbwertszeit der Konzentrationsabnahme über der Kesseltemperatur bei Innenheizung

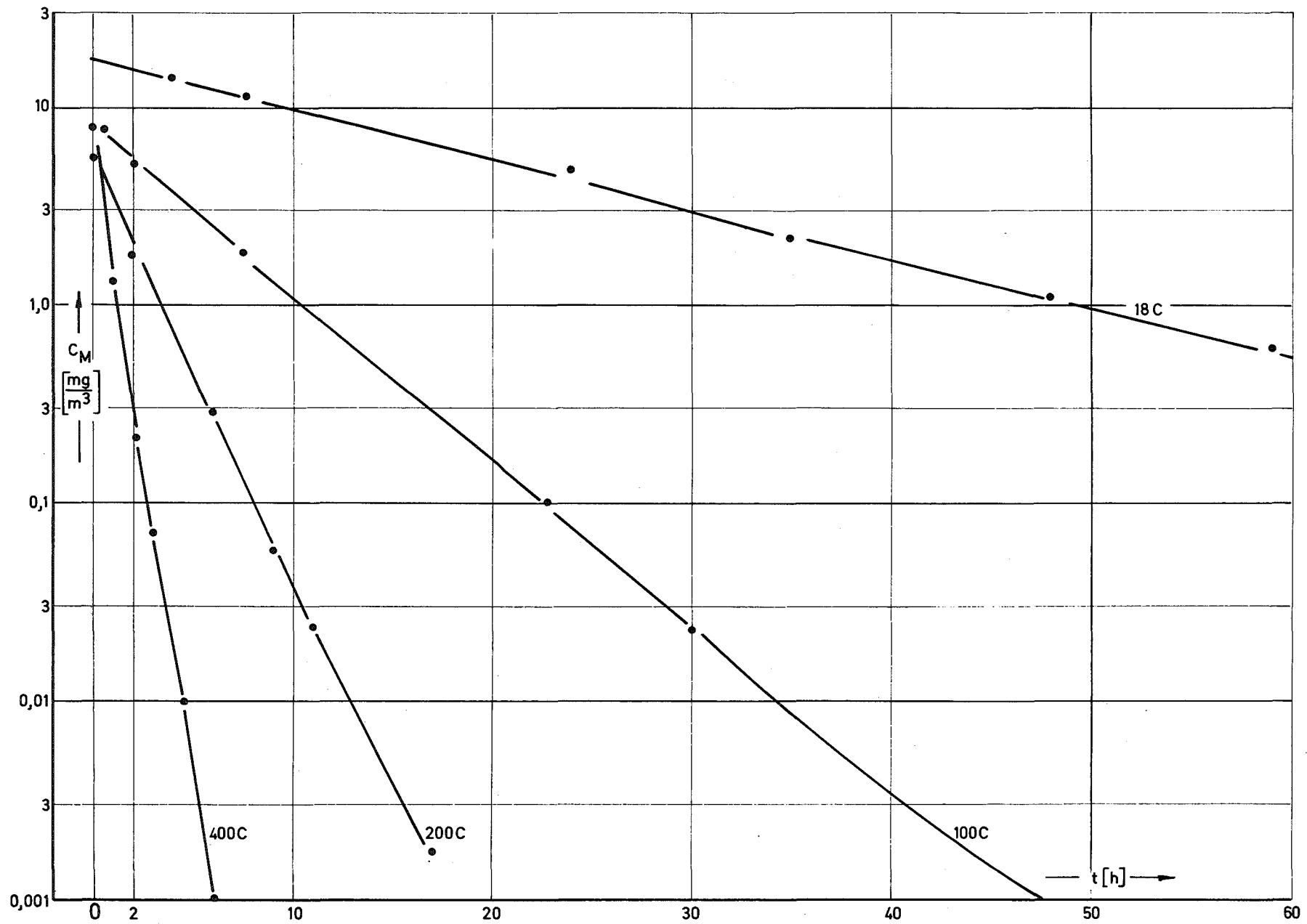


Abb. 4 Massenkonzentration des UO_2 -Aerosols bei Innenheizung

1254. Kontamination von Kühlkreisläufen

(H.H. Stamm, IRCh/AFTS, H. Schweizer, IRCh/AFTS)

1254.1 Kontamination von Dampfkreisläufen

Der FR2-Heißdampfversuchskreislauf ist abgeschaltet und wird für das DK-Programm umgebaut. Wichtigster Punkt dabei ist der Einbau einer Dampfprobenahme-Einrichtung im Hochdruckteil des Loops.

Rechnungen mit neueren Meßwerten ergaben, daß mit dem vorhandenen Reaktoreinsatz keine Brennstoffzentraltemperaturen erreichbar sind, die denen in einem DSR entsprechen. Wegen des Zeitbedarfs für Konstruktion und Bau eines neuen Reaktoreinsatzes (ca. 2 Jahre) wurden die im DK-Programm vorgesehenen Experimente zur Untersuchung der Freisetzung von Spaltprodukten aus DSR-Stäben aufgegeben. Ein neues Arbeitsprogramm, dessen Schwerpunkt auf Transport und Ablagerung radio-aktiver Spalt- und Korrosionsprodukte im Dampfkreislauf liegt, wurde aufgestellt (KFK 1307, in Vorbereitung). Dieses Programm erfordert eine Experimentierdauer von 20 FR2-Betriebsphasen (= 2 Jahre) und wird voraussichtlich im Sommer 1973 abgeschlossen sein.

1254.2 Kontamination und Dekontamination von Materialproben

Die quantitative Auswertung der Kontaminationsexperimente am FR2-Heißdampfversuchskreislauf aus der "HDR-Phase" wurde fortgesetzt. Es zeigte sich, daß der Anstellwinkel der Proben gegenüber dem Dampfstrom (0° bis 45°) praktisch keinen Einfluß auf den Abscheidegrad der gemessenen Radionuklide hat, jedoch ein starker Effekt von Querschnittsveränderungen (Simulation von Ventilen) ausgeht. Dies führte zu einer etwas veränderten Konstruktion von Kontaminationskammern und Probehaltern für die Experimente in der "DK-Phase".

In den Kreislauf wurden zwei weitere Probenkammern eingebaut; die erste befindet sich im überhitzten Niederdruckdampf zwischen Enthitzer und Kondensator, die zweite im Kondensatteil des Loops.

1254.3 Kontamination von Na-Kreisläufen

Die hohe γ -Dosisleistung der zerlegten Teile des Na-Loops "Mol 7A" wurde durch die beiden Cs-Isotope Cs-137 und Cs-134 verursacht (mit ca. 1,6 bzw. 1,0 mCi/cm²), andere Nuklide waren mit einer weit niedrigeren Aktivität abgelagert worden: Co-60 ca. 2 μ Ci/cm², Na-22 und Ag-110m mit stark variierenden Aktivitäten pro Flächeneinheit. Eine besonders hohe Deposition radioaktiver Stoffe an Stellen mit großem Wärmeübergang wurde nicht gefunden; der Wärmetauscher des Loops zeichnete sich im Gegenteil durch eine relativ niedrige Dosisleistung aus. Mehrere Schweißnähte wiesen jedoch "hot spots" auf. Die Arbeiten werden fortgesetzt durch eine detaillierte, γ -spektroskopische Untersuchung besonders interessierender Stellen (z.B. der hot spots) des Kreislaufs.

126 Na-TECHNOLOGIE-VERSUCHE1262 Untersuchungen von Reaktorbauteilen1262.3 Versuche zur Werkstoffpaarung unter Natrium (K. Mattes, IRE)

Die Neigung zum Selbstverschweißen von Strukturwerkstoffen in Natrium bei erhöhten Temperaturen wurde in der Natrium-Behälter-Anlage systematisch untersucht. An der Ausarbeitung des Versuchsprogrammes waren die Firmen Siemens und Interatom beteiligt.

In einer ersten Versuchsphase wurden Proben aus austenitischen Stählen, aus Aufschweiß- und Hartmetallegerungen sowie Proben aus je einem ferritischen Stahl und einer Nickelbasislegierung getestet. Die Versuchstemperaturen betragen 580 und 700 °C bei Flächenpressungen bis 5 kp/mm² und einer Anpreßzeit von 1 Woche (168 h).

Die Ergebnisse dieser Versuche zeigen, daß die austenitischen Stähle und der ferritische Stahl bei 700 °C zum Verschweißen neigen. Paarungen aus austenitischen Stählen bei dieser Temperatur und einer Flächenpressung von 5 kp/mm² führten z.B. zu Haftfestigkeiten bis maximal 10 kp/mm². Abb. 1 zeigt das Schlifffbild einer Paarung aus 4981/4981. Man erkennt im Bereich der Berührungsflächen ein homogenes Gefüge, das sich jedoch deutlich vom übrigen Gefüge abhebt. Diese Paarung konnte bei einer Belastung von 8,4 kp/mm² noch nicht getrennt werden. Das Verhalten der Aufschweiß- und Hartmetallegerungen sowie der Nickelbasislegierung erwies sich als indifferent. Wenn sie verschweißten, dann in den meisten Fällen mit sich selbst und nur bis zu einer maximalen Haftfestigkeit von 5 kp/mm² (von einigen Ausnahmen abgesehen).

Infolge der Streuung der Meßpunkte und ihrer geringen Anzahl für gleiche Paarungen und Versuchsbedingungen ist es bisher noch nicht möglich, allgemeingültige Beziehungen für die Verschweißneigung in Abhängigkeit von Temperatur, Flächenpressung und Anpreßzeit zu definieren. Deshalb wurde ein Programm für eine zweite Versuchsphase ausgearbeitet. Es sieht vor, die maßgebenden Werkstoffe 4301, 4981, Inconel 718

und 7383 eingehend zu testen. Durch diese Begrenzung wird bei gleicher Probenkapazität der Vorrichtungen die Anzahl der Meßpunkte je Versuch beträchtlich erhöht. Ganz besonderes Augenmerk wird zur Verbesserung der Reproduzierbarkeit auf die Randbedingungen gerichtet, wie z.B. definierte Oberflächenrauigkeit und Reinheit der Kontaktflächen. So werden in Zukunft die Kontaktflächen geläppt und die Proben ultraschall-gereinigt. Diese Versuchsphase wird Anfang 1971 beginnen.

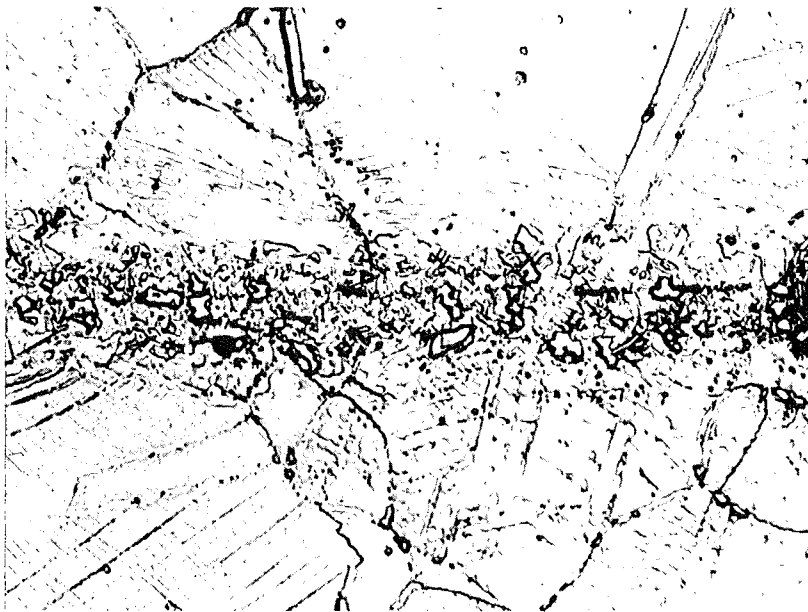


Abb. 1

Paarung 4981-4981

1000-fach

Versuchstemperatur:	700 °C
Anpreßzeit:	168 h
Spülzeit (bei 700 °C):	24 h
Flächenpressung:	500 kp/cm ²
Haftfestigkeit:	>840 kp/cm ²

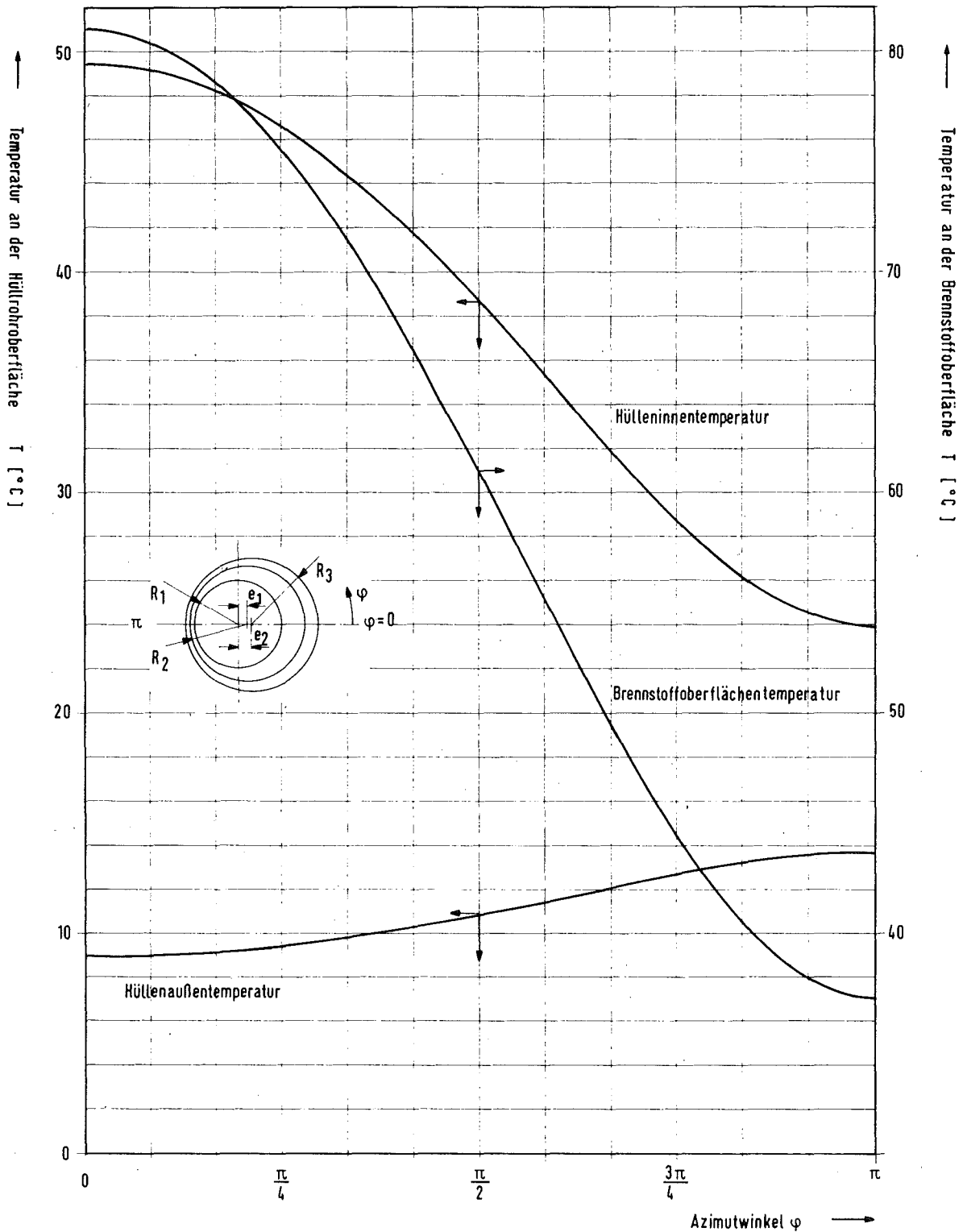
1263 Versuche zur thermo- und hydrodynamischen Core-Auslegung1263.1 Thermo- und hydrodynamische Untersuchungen1263.10 Theoretische Untersuchungen (S. Malang, K. Rust, IRB)

Es wurde ein Ergebnisvergleich der Rechenprogramme ECFUEL II und RELAX durchgeführt.

In [1] ist ein analytisches Lösungsverfahren zur Bestimmung der stationären Temperaturverteilung in unendlich langen, exzentrisch geschichteten Zylindern mit ortsabhängigen Wärmequellen und Randbedingungen dargestellt. Mit dem auf dieser Methode beruhenden Rechenprogramm ECFUEL II wurden unter anderem Temperaturfelder in Karbid-Brennstäben mit Natriumbonding bei exzentrischer Lage der Tabletten berechnet.

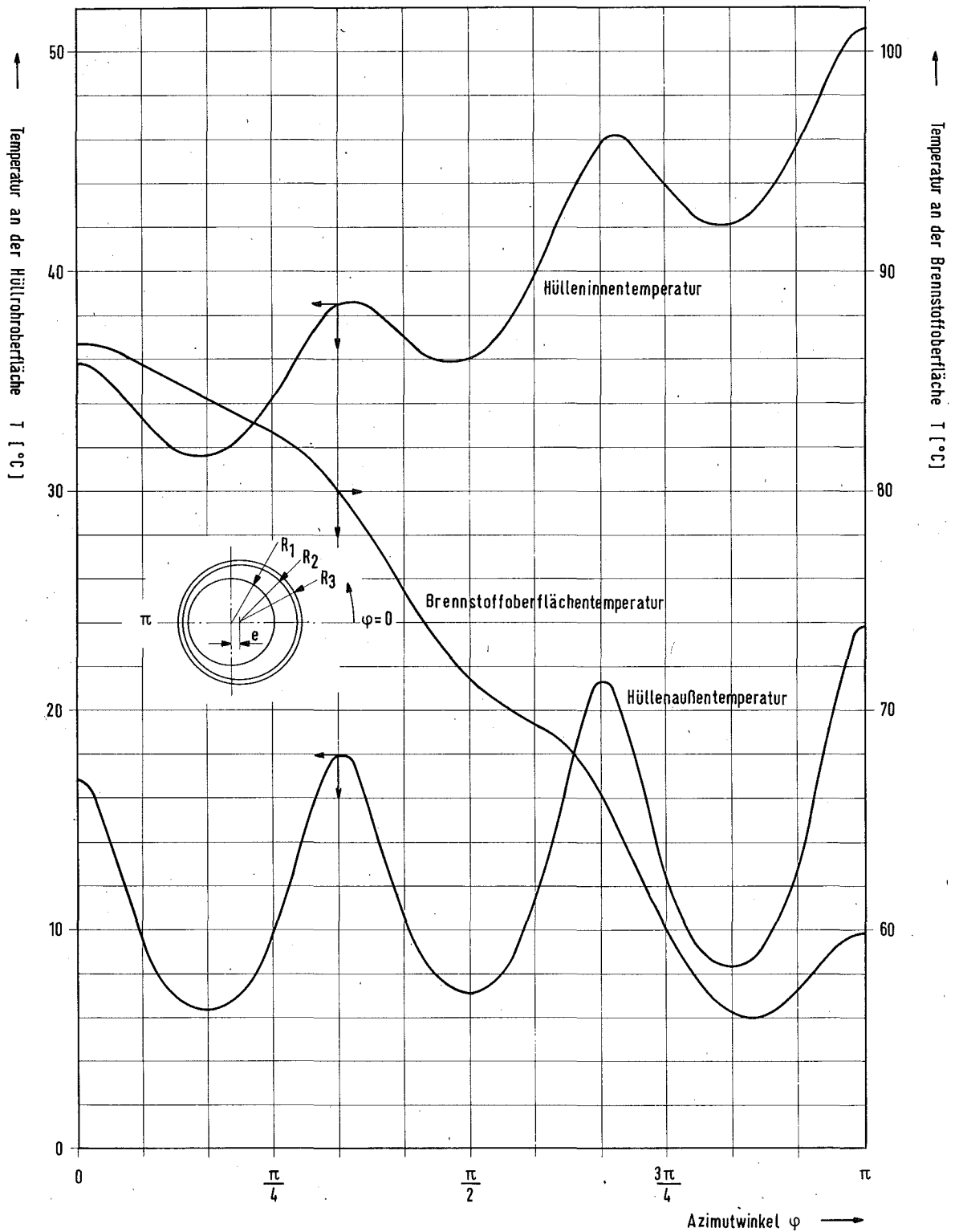
Dasselbe Problem läßt sich mit dem auf der Relaxationsmethode der Thermodynamik beruhenden Rechenprogramm RELAX [2] lösen. Der Vorteil dieses numerischen Verfahrens ist die Möglichkeit der Bestimmung stationärer und instationärer Temperaturfelder in beliebig geformten Körpern.

Zur Untersuchung der bei diesem Näherungsverfahren entstehenden Ungenauigkeiten der Ergebnisse wurden die Resultate beider Programme verglichen. Voraussetzung für den Vergleich war die Annahme temperaturabhängiger Wärmeleit Zahlen. Die mit dem RELAX-Rechenprogramm erhaltenen Ergebnisse sind in den Abb. 2 und 3 dargestellt. Zur Erhöhung der Genauigkeit wurden nicht die absoluten Temperaturen, sondern die Temperaturunterschiede zum Kühlmittel berechnet. Nicht eingetragen sind die Ergebnisse aus [1], da sich diese um maximal $0,3\text{ }^{\circ}\text{C}$ unterscheiden. Diese bei der numerischen Lösungsmethode aufgetretene Abweichung ist kleiner als die Änderung, welche sich ergibt, wenn die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleit Zahlen berücksichtigt wird. Da dies nur in dem RELAX-Programm möglich ist, erhält man auch in diesen extremen Beispielen mindestens die gleiche Genauigkeit wie bei dem in [1] beschriebenen analytischen Lösungsweg.



Brennstoffradius $R_1 = 0,30\text{cm}$	Wärmeleitfähigkeit Brennstoff $\lambda_1 = 0,2 \text{ W/cm grad}$
Hüllinnenradius $R_2 = 0,34\text{cm}$	Wärmeleitfähigkeit Bonding $\lambda_2 = 0,3 \text{ W/cm grad}$
Hüllenaußenradius $R_3 = 0,378\text{cm}$	Wärmeleitfähigkeit Hülle $\lambda_3 = 0,21 \text{ W/cm grad}$
Wärmequellendichte $q''' = 1250 \text{ W/cm}^3$	Wärmeübergangskoeffizient Hülle - Kühlmittel $\bar{\alpha} = 13,5 \text{ W/cm}^2 \text{ grad}$
Kühlmitteltemperatur $T_K = 0 \text{ °C}$	

Abb. 2 Azimutaler Verlauf der Temperaturen an der Brennstoffoberfläche sowie an der inneren als auch an der äußeren Hüllrohroberfläche für einen Brennstab mit Flüssigkeitsbonding mit $\epsilon_1 = 0,5$ und einer exzentrischen Hülle $\epsilon_2 = 0,7$



Brennstoffradius $R_1 = 0,30$ cm
 Hüllinnenradius $R_2 = 0,36$ cm
 Hüllenaußenradius $R_3 = 0,398$ cm

Wärmeleitfähigkeit Brennstoff $\lambda_1 = 0,2$ W/cm grad
 Wärmeleitfähigkeit Bonding $\lambda_2 = 0,3$ W/cm grad
 Wärmeleitfähigkeit Hülle $\lambda_3 = 0,21$ W/cm grad

Wärmequellendichte $q''' = 1250$ W/cm³
 Kühlmitteltemperatur $T_K = 0^\circ\text{C}$

mittlerer Wärmeübergangskoeffizient Hülle-Kühlmittel $\bar{\alpha} = 13,5$ W/cm² grad

Abb. 3

Azimuthaler Verlauf der Temperaturen an der Brennstoffoberfläche sowie an der inneren als auch an der äußeren Hüllrohroberfläche für einen Brennstab mit Flüssigkeitsbonding mit $\epsilon = 0,75$ und $\alpha(\varphi) = \bar{\alpha} (1 - 0,6 \cdot \cos 6\varphi)$

1263.11 Wärmeübergangsmessungen im zentrischen und exzentrischen Ringraum (S. Fenyi, G. Henrich, H. Hoffmann, D. Weinberg, IRB)

Für die Untersuchungen zum Einfluß einer zentrisch-exzentrischen Ringraumgeometrie auf die Temperaturverteilung im Kühlmedium wurde eine verbesserte Teststrecke konstruiert und teilweise gefertigt. Mit dieser Teststrecke sind beliebige Exzentrizitäten bei mehreren Radienverhältnissen zu erreichen. Die Meßsonden für Geschwindigkeit und Temperatur sind in mehreren Ebenen angeordnet, so daß evtl. auch Einlaufvorgänge in Abhängigkeit der Parameter Exzentrizität, Radienverhältnis und Heizleistung untersucht werden können. Es ist vorgesehen, für diese Parameter die Geschwindigkeitsprofile in Wasser und die Temperaturverteilungen in Wasser und Natrium aufzunehmen.

Besondere Probleme der Geschwindigkeits- und Temperaturmessung für die Untersuchungen in Wasser und Natrium wurden bearbeitet.

Für die Wasserversuche steht ein fertiger Versuchskreislauf zur Verfügung; für die Natriumversuche wurde ein eigens diesen Zwecken dienender Flüssigmetall-Kreislauf mit $15 \text{ m}^3/\text{h}$ Durchsatz bei $4,5 \text{ kp/cm}^2$ Druckerhöhung weitgehend fertiggestellt.

Gleichzeitig mit den praktischen Untersuchungen begann die theoretische Behandlung des oben angeführten Problems. Hauptaufgabe ist es hierbei, das von Buleev [3] vorgeschlagene Modell des turbulenten Austausches auf die gegebene Problematik zu übertragen und dafür Lösungswege und numerische Lösungen anzugeben.

1263.12 Lokale Wärmeübergangsmessungen an Bündelgeometrien

(R. Möller, H. Tschöke, IRB)

Zur Auswertung der Wärmeübergangsversuche muß die Oberflächentemperatur der beheizten Stäbe bestimmt werden. Der Messung zugänglich ist jedoch nur eine Wandtemperatur. Diese wird mit Thermoelementen erfaßt, die in Nuten der Heizstabhülle eingelötet sind. Durch die relativ große Temperaturmeßsonde erfolgt eine Störung des Temperaturfeldes.

Nur durch Ermittlung dieses gestörten Temperaturfeldes ist es möglich, die Oberflächentemperatur im ungestörten Bereich rechnerisch zu bestimmen. Für die Rechnungen wird das RELAX-Programm [2] benutzt.

Die Rechnungen für Oberflächenbelastungen $q < 30 \text{ W/cm}^2$ (Wärmeübergangsversuche in Luft) hatten gezeigt, daß die Meßisotherme mit dieser Rechenmethode mit ausreichender Genauigkeit ermittelt werden kann [4].

Die Rechnungen wurden auf die spezifischen Bedingungen des Wärmeüberganges in turbulent strömendem Natrium ausgedehnt.

Folgende Randbedingungen wurden vorgegeben:

- Wärmestromdichten an der Oberfläche bis 280 W/cm^2
- konstante Wärmeübergangszahl an der Oberfläche: $14,5 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$
- Isolationsmaterial MgO
- Kontaktzahl Isolator-Hülle: $1 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$
- Wandstärke: 0,5 mm
- Thermoelementdurchmesser: 0,25 mm
- Hüllrohrausschnitt: 0,5 x 1,2 mm

Als Parameter wurden untersucht:

- Lötmaterial (Nickel- bzw. Silber-Basis)
- Nutgeometrie
- Einbautiefe des Thermoelementes
- veränderliche Kontaktzahlen (Isolator-Hülle) in Umfangsrichtung.

Bei Variation dieser Parameter ergaben sich jeweils Ungenauigkeiten von 12 bis 21%, wobei als Ungenauigkeit definiert ist die Abweichung der Meßisothermen, bezogen auf die Temperaturdifferenz Oberfläche-Kühlmittel.

Die Untersuchungen sollen wie folgt weitergeführt werden:

- 1.) Ausdehnung des Netzwerkes auf einen 60° -Sektor
- 2.) Einbeziehung von Kühlkanal und Heizleiter in das Netzwerk
- 3.) Rechnerische Prüfung, ob Eichversuche erfolgversprechend sind.

1263.13 Untersuchungen zur Kühlmittel-Quervermischung im Na-gekühlten Brennelement (W. Baumann, E. Baumgärtner, H. Hoffmann, IRB)

Die Experimente im 6l-Stabbündel zur Kühlmittel-Quervermischung wurden in zwei Richtungen weitergeführt:

- Es wurde untersucht, wie weit die Kühlmittel-Quervermischung von der Steigung wendelförmiger Abstandshalter abhängt. Hierzu wurden Vorversuche bei 200 mm Wendeldrahtsteigung durchgeführt.
- Zur Bestimmung der axialen Abhängigkeit der Kühlmittel-Quervermischung von der Entfernung zur Gitterplatte wurde ein Bündel mit SNR-Geometrie und SNR-Abstandsgitter gefertigt.

Diese Versuche werden in Natrium durchgeführt. Um den Einfluß des Strömungsmediums auf die Kühlmittel-Quervermischung zu ermitteln, wurde ein Testbehälter fertiggestellt, der es erlaubt, das in Na-Strömung eingesetzte Testteil auch in Luft - Strömung zu untersuchen.

1263.14 Entwicklung und Erprobung von Hochleistungsheizstäben
(V. Casal, IRB)

Die Entwicklung von elektrischen Heizstäben mit einem Isolator aus pulververdichtetem Bornitrid und Stromleitern aus Nickelbasislegierungen oder Edelstahl wurde weitgehend abgeschlossen. Die bisher gefertigten Heizstäbe hatten die folgenden Abmessungen:

Hüllendurchmesser außen:	5,65 - 6,2 mm
Hüllrohrwandstärke:	0,4 - 0,5 mm
Isolierschichtstärke:	0,5 - 0,7 mm
Gesamtlänge:	400 - 1300 mm
beheizte Länge:	300 - 1000 mm

Die Fertigung von Stäben mit anderen Abmessungen erscheint möglich. Abb. 4 zeigt einen Heizstab im Schliffbild.

Die Heizstäbe mit pulververdichtetem BN wurden bisher in einem Wasserkreis bei 150 °C Hüllentemperatur getestet. Dabei wurden folgende Daten ermittelt:

a.) Kurzzeit-Durchbrennversuche:

Hüllentemperatur außen:	150 °C
maximal erreichte Stromleitertemperatur	1240 - 1330 °C
erreichte Heizflächenbelastung außen:	1230 - 1340 W/cm ²
Die Stäbe hatten die folgenden Abmessungen:	
Hüllendurchmesser außen:	6,1 mm
Hüllrohrwandstärke:	0,40 mm
Isolierschichtstärke:	0,6 mm

b.) Dauerversuche:

Bisher wurden 3 Dauerversuche mit je 2 Versuchsstäben durchgeführt. Die Betriebsbedingungen waren:

Stababmessungen:

Hüllendurchmesser außen:	6,2 mm
Hüllrohrwandstärke:	0,5 mm
Isolierschichtstärke:	0,7 mm

<u>Versuchsdaten:</u>	<u>1. Lauf</u>	<u>2. Lauf</u>	<u>3. Lauf</u>
Hüllentemperatur (°C)	150	150	150
Heizflächenbelastung (W/cm ²)	550	660	760
Stromleitertemp. (°C)	730	800/820	930/1030
Versuchszeit (h)	625/729	770	300 ⁺

Maximale Betriebszeit eines Stabes bei 550-770 W/cm² und 150 °C Hüllentemperatur: 1700 h.⁺

+ Versuche dauern noch an.

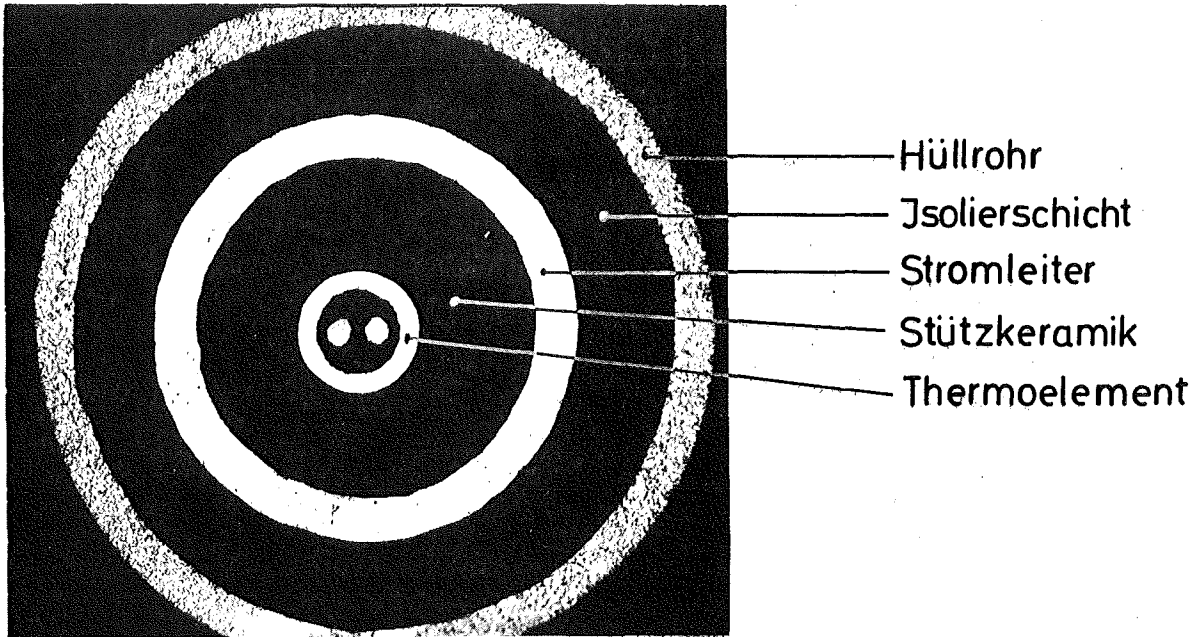


Abb.4 Heizstab im Querschliff

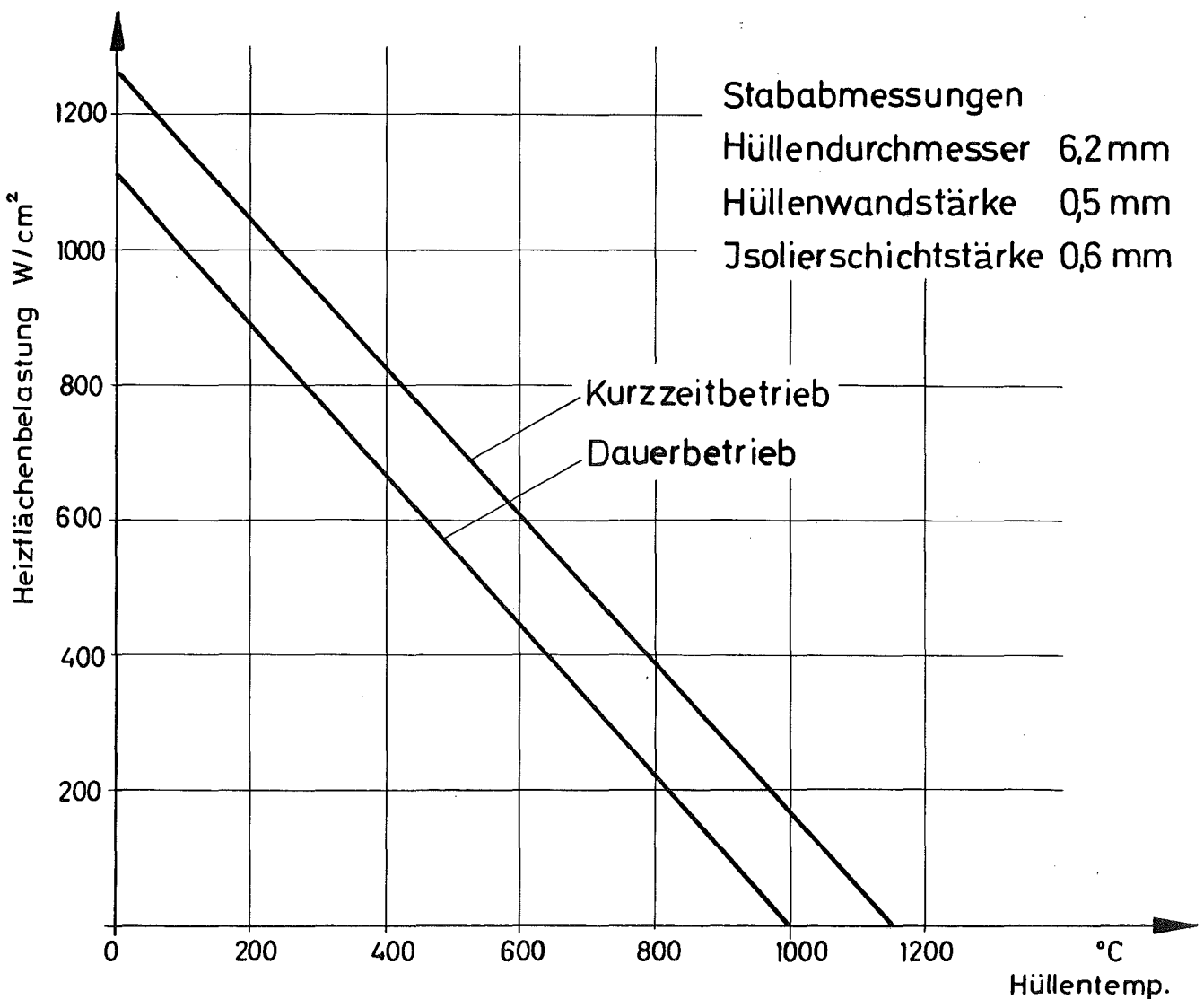


Abb.5 Heizstabelastung als Funktion der Hüllentemp.

Aus den Versuchen ist folgendes zu entnehmen:

Die in [5] angegebene zulässige maximale Stromleitertemperatur für Kurzzeitversuche von 1000°C (ermittelt an Heizstäben mit heißgepreßtem BN als Isolator) ist für Heizstäbe mit pulververdichtetem BN zu niedrig. Sie kann wahrscheinlich auf etwa 1150°C erhöht werden. Bei 1000°C ist noch ein Dauerbetrieb möglich (siehe 3. Lauf der Dauerversuche). Aus den Ergebnissen läßt sich ein Leistungsdiagramm aufstellen (Abb.5) mit der Heizflächenbelastung als Funktion der Heizstabhüllentemperatur.

Eine Erprobung der Stäbe bei höheren Hüllentemperaturen steht noch aus; sie soll im ersten Quartal 1971 erfolgen. Aufgrund der bisherigen Erfahrungen mit Heizstäben mit heißgepreßtem BN, die auch bei ca. $600 - 900^{\circ}\text{C}$ Hüllentemperatur erprobt wurden, ist zu erwarten, daß die Extrapolation der Heizflächenbelastung auf jene Hüllentemperaturen zulässig ist, die in Abb. 5 angenommen wurden.

1263.2 Mechanisch-hydrodynamische Untersuchungen an natriumgekühlten Brennelementen

(E. Baumgärtner, G. Drechsler, G. Frees, H. Hoffmann, IRB)

Im Rahmen theoretischer Betrachtungen zur Auswahl von Abstandshaltern für Na-gekühlte Schnelle Reaktoren wurde festgestellt [6] :

Brennelemente mit Wendelrippen als Abstandshalter

- erzeugen einen geringen Druckverlust im Bündel,
- lassen eine günstige Kühlmittel-Temperaturverteilung über dem Bündelquerschnitt zu,
- ergeben geringe Temperaturvariationen am inneren Hüllrohrumfang.

Um das Verhalten der Abstützstellen der Brennstäbe im Bündel zu ermitteln und den Metallabtrag an den Berührungsflächen der Wendelrippen zu bestimmen, wurde ein 61-Stab-Bündel aus 6-Rippenrohren fertiggestellt (Abb. 6). Das Bündel besitzt die Abmessungen des SNR-Brennelementes. Die Brennstäbe sind mit Stahltabletten gefüllt. Das Modell-Brennelement wird im Langzeitversuch bei Na-Temperaturen von 600°C und realistischen Strömungsgeschwindigkeiten erprobt werden.

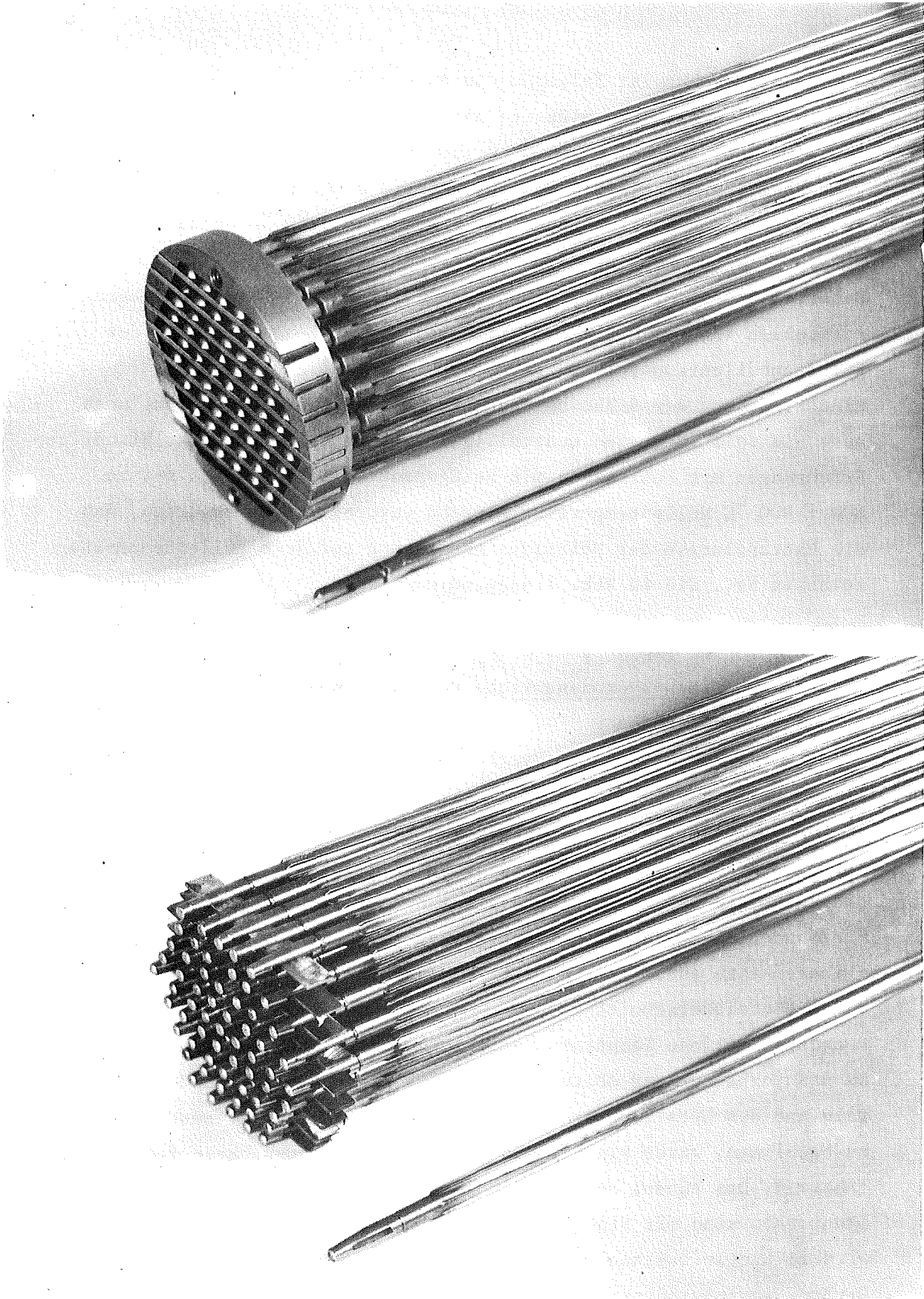


Abb.6 61-Stabbündel aus Hüllrohren mit 6 integralen
Wendelrippen , obere und untere Brennelementhalterung.

Stabdurchmesser : 6,0 mm
Stablänge : 1500 mm
p/d -Verhältnis : 1,317

Literatur zu 1263:

[1] Wolf, L.

Stationärer Wärmetransport in unendlich langen,
exzentrisch geschichteten Zylindern mit ortsabhängi-
gen Wärmequellen und Randbedingungen.

TUBIK 18, April 1970

[2] S. Malang, K. Rust

RELAX - Ein Fortran-Programm zur numerischen Berechnung
von Temperaturfeldern mittels der Relaxationsmethode
der Thermodynamik.

KFK-Bericht 1053, Sept. 1969

[3] N.I. Buleev

'Turbulent Flows of a Liquid in Annular and Plane Channels.

High Temperature 5 (1967), Heft 4, S. 566

[4] 2. Vierteljahres-Bericht PSB

KFK-Bericht 1270/2

[5] V. Casal

Heizstäbe mit indirekter Widerstandsbeheizung zur Simulierung
von Kernbrennstäben.

KFK-Bericht 894, März 1969

[6] W. Baumann, H. Hoffmann, K. Rust

Auswahl von Abstandshaltern für die Brennelemente Schneller
Reaktoren.

Internat. Meeting on Fast Reactor Fuel and Fuel Elements, Karlsruhe;

Sept. 1970, pp. 47

127. THERMO- UND HYDRODYNAMISCHE VERSUCHE IN GAS UND DAMPF1271 Heliumversuche (K. Maubach, K. Rehme, INR)

Bei unsymmetrischen turbulenten Geschwindigkeitsprofilen tritt eine Nichtkoinzidenz der Positionen von Maximalgeschwindigkeit und Nullschubspannung auf, Abb. 1. Unsymmetrische Geschwindigkeitsprofile liegen vor bei der turbulenten Strömung in Ringspalten mit kleinem Durchmesser Verhältnis, in einseitig rauhen Ringspalten und parallelen Platten sowie in rauhen Rohrbündeln mit glatter Kanalwand. Es wurde eine Literaturstudie angefertigt über die Arbeiten, in denen dieser Effekt beobachtet wurde. Diese Studie wurde ergänzt durch die kritische Interpretation von Meßergebnissen verschiedener Autoren. Die Darstellung der Meßergebnisse der betrachteten Arbeiten erlaubt die Abschätzung der Größe des Effektes, Abb. 2.

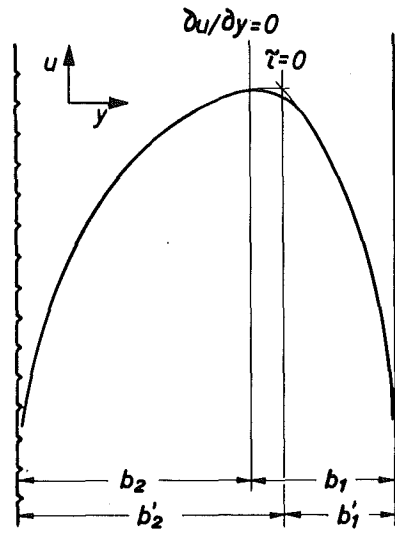


Abb. 1 *Unsymmetrisches turbulentes Geschwindigkeitsprofil*

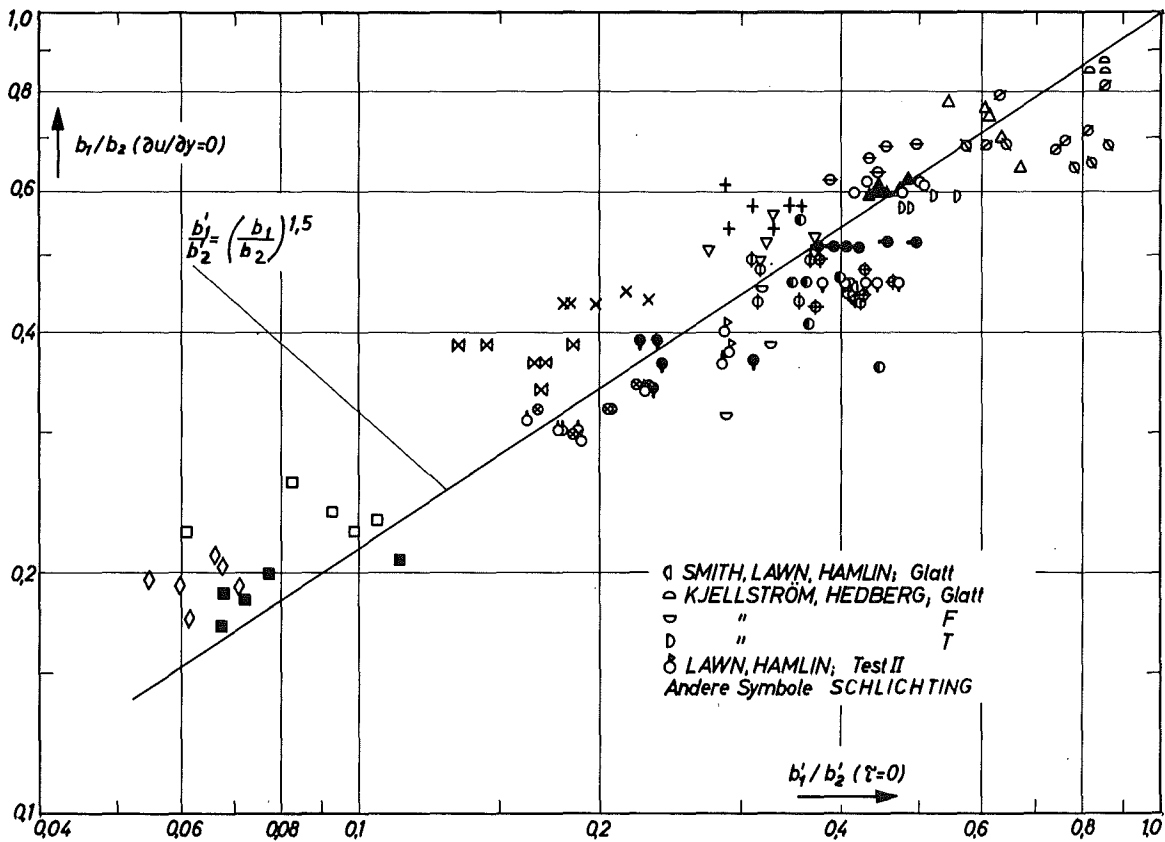


Abb. 2 *Zusammenstellung der diskutierten Meßergebnisse*

128 REAKTORENTWURFSARBEITEN1281 Vorstudien zu gasgekühlten schnellen Reaktoren
Gasbrüter Memorandum (M. Dalle Donne, INR)

Im Auftrage des BMBW haben die Kernforschungszentren GfK Karlsruhe und KFA Jülich unter Mitarbeit der deutschen Reaktorindustrie eine Studie über die Realisierbarkeit und Wirtschaftlichkeit des gasgekühlten Schnellen Brüters (GSB) angefertigt. Diese Studie wurde vorsorglich angeregt, um in Erfahrung zu bringen, welche Maßnahmen ergriffen werden müßten, falls der natriumgekühlte Schnelle Brüter nicht den in ihn gesetzten technischen und wirtschaftlichen Erwartungen entspricht.

Bei der Konstruktion eines GSB kann in großem Maße auf bekannte Techniken zurückgegriffen werden. Vor allem können die mit dem Bau und Betrieb von gasgekühlten, thermischen Reaktoren gemachten und weiter zu erwartenden Erfahrungen übernommen werden. In Bezug auf Brennstoffversorgung ist sein Potential mit dem des Natriumbrüters vergleichbar. Im Unterschied zum Dampfbrüter hat der GSB deutlich günstigere Bruteigenschaften.

Organisation und Arbeitsverfahren

Die Untersuchungen für den GSB sind in fünf Arbeitsgruppen durchgeführt worden, die aus Vertretern der beiden Forschungszentren und der Firmen AEG, BBC, BBK, GHH, KRUPP und SIEMENS gebildet wurden. Die Berichte dieser fünf Arbeitsgruppen

- Brennelemente
- Physikalische Kriterien
- Komponenten
- Sicherheit
- Wirtschaftlichkeit

sind fertiggestellt. Sie bilden die Basis für die hier dargestellten Aussagen.

Ergebnisse

Zur Zeit sind eine Reihe von GSB-Konzepten bekannt [1-19]. Sie sind z.T. bereits in einer Studie der ENEA im einzelnen erläutert, jedoch nicht bewertet worden [1]. In der vorliegenden Systemstudie wurden aus diesen Konzepten zunächst sechs ausgewählt und zu drei Haupt- und Nebenvarianten zusammengefaßt. Diese drei Hauptvarianten und ihre Nebenvarianten sind:

- GSB mit Dampfturbine, oxidischem Brennstoff in Stahlhüllrohren mit "vented fuel", Primärsystem im Spannbetonbehälter integriert (das Konzept lehnt sich an das GGA-Konzept an).
Nebenvarianten sind die Ausführung mit karbidischem Brennstoff und die Ausführung mit oxidischem Brennstoff in "strong clad" Hüllrohren.
- GSB mit Gasturbine, oxidischem Brennstoff in Vanadiumhüllrohren, "strong clad" (das Konzept lehnt sich an den GfK-Entwurf an).
- GSB mit Dampfturbine, oxidischem Brennstoff in "coated particle" Form (die Anlage lehnt sich an das UKAEA-Konzept an).

Als Nebenvariante die Ausführung mit Gasturbine.

Diese Varianten wurden im Rahmen des Memorandums mit konsistenten Annahmen und Methoden bezüglich der thermodynamischen und neutronenphysikalischen Auslegung neu berechnet. Die daraus resultierenden wichtigsten Daten sind in Tab. 1 zusammengefaßt und den Daten eines fortgeschrittenen natriumgekühlten Brutreaktors [20], die mit denselben Methoden berechnet wurden, gegenübergestellt.

Zusammenfassend können aus den Berichten der Arbeitskreise folgende Schlußfolgerungen gezogen werden:

Die Kühlung eines Schnellen Brütters mit Helium führt schon bei einem Betriebsdruck von 70 ata und einer Heliumaustrittstemperatur von 600 °C (Entwurf Nr. 1) zu Auslegungswerten, die einen wirtschaftlich interessanten Reaktorbetrieb erwarten lassen. Auf der Preisbasis Frühjahr 1970 sind Stromerzeugungskosten von 1.9 Dpf/KWh geschätzt worden.

Der ökonomische Vorteil des mit Gasturbine bei einer Heliumtemperatur von ca. 700 °C arbeitenden Entwurfs gegenüber der Dampfturbine liegt bei etwa 0,05 Dpf/KWh. Diese relativ geringen Einsparungen sind auf die für den Gasturbinenprozeß niedrigen Temperaturen zurückzuführen. Der Gasturbinenprozeß wird bei GSB vermutlich nur dann angestrebt, wenn die Gasturbinenanlage im Rahmen der HTR-Entwicklung realisiert wird.

Bei der Bewertung der Reaktoren nach wirtschaftlichen Gesichtspunkten ist zu berücksichtigen, daß noch keiner der Entwürfe in sich optimiert wurde und die genannten Stromerzeugungskosten sich daher noch verbessern könnten. Andererseits haften der Ermittlung der Anlagekosten in diesem frühen Entwicklungsstadium relativ große Unsicherheiten an.

Bei der Entwicklung des Gasbrüters kann man sich auf die Forschungsergebnisse und Erfahrungen abstützen, die bei der Entwicklung von anderen Reaktortypen (insbesondere auf HTR für Komponenten, Natriumbrüter für Brennstoff- und Werkstoffentwicklung) gemacht werden.

Helium als inertes und nicht aktivierbares Gas läßt ein günstiges Betriebsverhalten sowie hohe Verfügbarkeit für einen GSB erwarten. Die relativ einfache Anlagentechnik führt zu wirtschaftlichen Bedingungen, sofern frühzeitig Erfahrungen von den Hochtemperaturreaktoren verfügbar werden.

Da Helium im Reaktorkern keine Phasenänderung erfahren kann und da es außerdem einen relativ geringen Einfluß auf das Neutronenspektrum hat, ist das reaktorphysikalische Sicherheitsverhalten eines Heliumbrüters im Hinblick auf lokale Störungen in der Wärmeabfuhr besser als das des Natriumbrüters, zumal ein plötzliches Entleeren eines Kühlkanals hier nicht möglich ist. Das Problem des raschen Kühlmittelverlustes und die sich daraus ergebenden Konsequenzen für die Nachwärmeabfuhr lassen sich bei den Zweikreisvarianten grundsätzlich mit denselben Maßnahmen wie beim HTR mit Dampfkreislauf lösen (integrierte Bauweise mit Doppelschlüssen). Wegen der kürzeren Zeitkonstanten ergeben sich jedoch schärfere Anforderungen an das Sicherheits- und Abschaltssystem.

Bei Erhöhung des Systemdruckes auf etwa 120 at muß u.U. ein gegendruckhaltendes Containment vorgesehen werden.

Bei den Varianten mit Gasturbine ist ein gegendruckhaltendes Containment erforderlich, sofern eine nicht integrierte Bauweise gewählt wird.

Das Plutoniuminventar liegt bei den Entwürfen mit Brennstoffstäben zwischen 3.2 und 2.5 t, wobei sich die obere Grenze auf einen Heliumdruck von 70 at und die untere Grenze auf 130 at [19] bezieht. Das Plutoniuminventar kann auf weitere 1.6 t verringert werden, wenn man auf karbidischen Brennstoff übergeht. Damit würde das Plutoniuminventar eines fortgeschrittenen Natriumbrüters mit Oxidbrennstoff erreicht. Der Entwurf Nr. 7 hat aufgrund der großen Wärmeübergangsfläche in den Brennelementen auf beschichteten Teilchen schon bei einem Druck von 70 at ein Inventar von nur 1.8 t.

Die Verdopplungszeit des mit Brennelementstäben ausgerüsteten Gasbrüters von GGA ist wegen einer wesentlich höheren Brutrate trotz größeren Plutoniuminventars günstiger als beim Natriumbrüter. Beim Karlsruher Entwurf ist dagegen die Verdopplungszeit etwas größer, da hier vorrangig ein für Gasbrüter kleines Spaltstoffinventar angestrebt wurde.

Das Entwicklungspotential ist durch den Übergang auf karbidischen Brennstoff, durch die Anwendung höherer Betriebsdrücke und durch den Einsatz des Gasturbinenprozesses bei höheren Temperaturen, sofern coated particles hierfür entwickelt werden können, gekennzeichnet.

Bewertung

Bei einer Bewertung der einzelnen Gasbrütervarianten untereinander muß neben dem wirtschaftlichen Potential der finanzielle und zeitliche Aufwand berücksichtigt werden, der zur Realisierung der einzelnen Varianten notwendig ist.

Nach diesen Gesichtspunkten besitzt das Konzept mit Dampfturbine und Brennstäben mit Stahlhüllen und oxidischem Brennstoff deutliche Vorteile gegenüber den übrigen Varianten. Im Core werden weitgehend bekannte Hüllmaterialien benutzt. Die Hüllmaterialtemperaturen sind im Vergleich zu den anderen GSB-Varianten niedrig. Bezüglich der Brennelemente kann sich dieses

Konzept - wegen der Anwendung belüfteter Brennstäbe - weitgehend an die im Rahmen der Natriumbrüterentwicklung laufenden Untersuchungen anlehnen. Die Anlagenauslegung stützt sich auf Bau- und Projektierungserfahrungen von gasgekühlten Zweikreisanlagen.

Das Konzept mit Gasturbine ist in seiner technischen Realisierbarkeit schwieriger zu beurteilen als die Varianten mit Dampfturbine, da zur Zeit noch keine ausreichenden Erfahrungen für die Komponenten des Gasturbinenkreislaufes vorliegen. Darüber hinaus erfordert die Gasturbinenanlage ein fortschrittlicheres Brennelement. Diese Variante läßt allerdings das größere Potential erwarten, vor allem dann, wenn beschichtete Teilchen bei höheren Temperaturen und höheren schnellen Fluenzen eingesetzt werden könnten.

Bei allen Konzepten sind zwei Fragenkomplexe zum Brennelement noch weitgehend offen:

- mögliche Kompatibilitätsprobleme zwischen bestrahltem Brennstoff und Hülle, die aufgrund der gegenüber dem Natriumbrüter höheren Hülltemperatur verstärkt auftreten können;
- Auswirkung großer schneller Fluenzen auf die mechanischen Eigenschaften der Stähle, aus denen die Brennelementkästen und die Brennstoffhüllen hergestellt sind. Dieses Problem ist weniger gravierend als beim Natriumbrüter, da größere Abstände zwischen benachbarten Brennelementen vorgesehen werden können, und da das Stabgitter weiter ist.

Beide Problemkreise können für das Konzept mit Stahlhüllrohren vermutlich mit Hilfe vorhandener Bestrahlungseinrichtungen untersucht werden. Vor dem Bau großer Anlagen, die Brennstoff in Vanadinhüllen oder in Form beschichteter Teilchen benutzen, sind Bestrahlungen von kompletten Brennelementen unter betriebsähnlichen Bedingungen erforderlich, wofür heute noch keine Testmöglichkeiten bestehen.

Tabelle 1 (1000 MWe)

Entwurf Nr.	1	4	7	fortgeschrittener Na. Brüter
Art d. Kreislaufes	Dampfturbine	Gasturbine	Dampfturbine	Dampfturbine
Art d. Brennstoffes	Oxid	Oxid	Oxid	Oxid
Art d. Brennelements	Brennstab (vented)	Brennstab (sealed can)	Coated Particle	Brennstab (sealed can)
Max. nominelle Stableistung (W/cm)	431	440	-	530
Mittlerer Entlade-Abbrand (MWd/t)			75000	
Heliumdruck am Reaktoreintritt (kp/cm^2)	70	90	70	-
Mittlere Kühlmitteltemperatur beim Reaktorausstritt ($^{\circ}C$)	600	706	675	580
Max "hot spot" Temp. an den Stab- hüllen ($^{\circ}C$)	755	850	950(am coated particle)	700
Anlagenettowirkungsgrad (%)	36.2	34.9	37.1	
Gleichgewicht Spaltstoffinventar (kg Pu 239 + Pu 241)	3136	2768	1796	1600
Brutrate	1,435	1,316	1,192	1,285
Verdopplungszeit ^x (a)	13,2	17,8	31,8	14,5
Anlagekosten (DM/kWh)	591	532	591	
Brennstoffzykluskosten (Dpf/kWh)	0,47	0,54	0,54	
Stromerzeugungskosten (Dpf/kWh) ^x	1,90	1,85	1,98	

^xDie lineare Verdopplungszeit des Systems und die Stromerzeugungskosten wurden für einen Lastfaktor 0.7 berechnet.

Literaturverzeichnis

- [1] ENEA working Team on fast reactor evaluation:
An Assessment Study of Gas-cooled Fast Reactors for Civil
Power Generation,
Winfrith, July 1968.
- [2] USAEC
An Evaluation of Gas-cooled Fast Breeders Reactors
WASH 1089, 1968.
- [3] USAEC
An Evaluation of Alternate Coolant Fast Breeders Reactors
WASH 1090, 1968.
- [4] Swedish Evaluation Studies of Full Scale Fast Reactors,
Vol. IV: "Fast Helium Cooled Breeder (FHeB)" April 1968.
- [5] Reference Design of a 1 GWe Gas Cooled Fast Reactor Plant,
GAE-37, 1968.
- [6] Swiss Federal Institute for Reactor Research:
Status of Technology and Future Potential of Gas -
Cooled Fast Reactors,
51 - EIR, March 1968.
- [7] P. FORTESCUE et al.:
The Gas-Cooled Fast-Reactor Experiment,
GA - 7835, March 1967.
- [8] M. DALLE DONNE:
Comparison of He, CO₂, and Steam as Coolants of
a 1000 MWe Fast Reactor,
KFK-Bericht 447, July 1966.
- [9] M. DALLE DONNE, E. EISENMANN and K. WIRTZ:
Some Considerations on Gas Cooling for Fast Breeders,
KFK-Bericht 595, May 1967.

- [10] M. DALLE DONNE and K. WIRTZ:
Gas Cooling for Fast Breeders,
KFK-Bericht 689, November 1967.
- [11] M. DALLE DONNE, E. EISENMANN, F. THÜMLER and K. WIRTZ:
High Temperature Gas Cooling for Fast Breeders,
KFK-Bericht 841, October 1968.
- [12] J. CHERMANNE et al.:
Les Reacteurs a Neutrons Rapides Refroidis au Gaz,
BN 6701 - 05, Janvier 1967.
- [13] J. CHERMANNE et al.:
Centrale Nucleaire de 300 MWe avec Reacteur a Neutrons
Rapides Refroidi au Gaz et Turbine a Gaz en Cycle Direct,
BN 6710 - 02, Octobre 1967 (Confidentiel).
- [14] C.P. GRATTON et al.:
A Gas-Cooled Fast Reactor Using Coated Particle Fuel,
J. of Brit. Nucl. En. Soc. 7, 233-242, July 1968.
- [15] C.P. GRATTON et al.:
A Gas-Cooled Fast Reactor with Direct Cycle Potential,
SM-111/67, IAEA Conf, Jülich, October 1968.
- [16] BROIDO J. and L.A. LYS:
Principal Considerations in the Design of Gas-Cooled
Fast Reactors with Direct Cycle Gas Turbines,
SM-111/69, IAEA Conf. Jülich, October 1968.
- [17] D.F. STEETON and L.A. LYS:
Straight Steam Cycle for Gas-Cooled Fast Reactors,
EIR-Bericht-Nr. 153, Mai 1969.
- [18] L.A. LYS, R. BROGLI and W. HERBLING:
Parametric Studies of Gas-Cooled Fast Reactors with
Closed Cycle Gas Turbines,
EIR-Bericht-Nr. 154, Mai 1969.

[19] AKTIEBOLAGET ATOMENERGI:

Evaluation Studies of Full Scale Fast Reactors,
Vol. I, S-379, September 1969.

[20] G. Heusener et. al.

Studie zur Auslegung des Cores für einen schnellen
Na-gekühlten Reaktor von 1000 MWe mit oxidischem Brennstoff
KFK-Bericht 1310, in Vorbereitung

1283. Programmsystem für technischen Reaktorentwurf

(U. Schumann, IRE)

Im Jahre 1970 wurde untersucht, welcher Systemkern (NUSYS, ICES, KAPROS oder ein neuer Kern) als Basis für ein Programmsystem zur Reaktorberechnung geeignet wäre. Die bisherigen Erfahrungen mit ICES und speziell mit dem reaktorspezifischen Subsystem FRED zeigen, daß ICES für langlaufende Rechnungen nicht effektiv genug ist. Da KAPROS frühestens in zwei Jahren bereitsteht, kommt gegenwärtig nur NUSYS in Frage. Da NUSYS bereits zahlreiche Problemmoduln enthält, ist hier zudem der geringste Aufwand zu erwarten.

Es ist daher nicht zweckmäßig, die Kopplung der technischen Programme untereinander und mit den physikalischen Programmen in einem gesonderten Vorhaben zu verwirklichen, vielmehr muß die Integration zugleich mit der Entwicklung und Pflege jedes einzelnen Programmes geschehen.

Die Arbeiten am FRED werden noch so lange fortgesetzt, bis eine endgültige, quantitative Beurteilung möglich ist.

1285. Dampfbrüter-Bericht (R. Hüper, PSB-PL)

Ein zusammenfassender Bericht über die in Karlsruhe durchgeführten Forschungs- und Entwicklungsarbeiten zum dampfgekühlten Schnellen Brüter wird erstellt. Der Bericht wird gemeinsam vom Institut für Reaktorbauelemente und der Leitung des Karlsruher Projektes Schneller Brüter ausgearbeitet, mit Einzelbeiträgen von anderen Instituten der GfK. Der erste Teil enthält nach einer einleitenden Schilderung der bisherigen Phasen eine Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse und Aufwendungen der Arbeiten in Karlsruhe und bei der Industrie, einen Überblick über die laufenden Arbeiten, sowie den Versuch einer Beurteilung der gegenwärtigen Situation. Der zweite Teil des Berichtes gibt die Einzelergebnisse der Forschungs- und Entwicklungsarbeiten wieder.

In der Beurteilung der gegenwärtigen Situation werden u.a. die Unterschiede herausgearbeitet, die sich in einzelnen Punkten aufgrund der inzwischen durchgeführten Arbeiten gegenüber dem Stand von Anfang 1969 ergeben haben. Ferner werden die Zeitspanne und die Kosten der Forschungs- und Entwicklungsarbeiten abgeschätzt, die bis zu einem Bauentschluß für einen Prototypreaktor notwendig wären. Es ergibt sich, daß nach wie vor die Brennelemententwicklung terminführend wäre.

Näheres hierüber wird im 1. Vierteljahresbericht 1971 erscheinen.

130 SCHNELLER HOCHFLUß-TESTREAKTOR FR 31. Core-Entwurf (G. Class, U. Hitzschke, Y.S. Hoang, K. Kleefeldt, IRE)

Im FR 3 - Core ist die im unteren Coredrittel befindliche Verspannungsebene bezüglich der resultierenden Kräfte kritisch, weil hier die Kräfte, die aus den behinderten thermischen Verbiegungen und den Schwellverbiegungen herrühren, hauptsächlich nach innen gerichtet sind. Zudem sind in dieser Ebene die Schlüsselweiten der Brennelemente durch das Strukturmaterialschwellen bereits etwas beeinflußt.

Erste Untersuchungen haben ergeben, daß sich durch die elastische Verformung der Brennelementquerschnitte in weiten Bereichen dieser Verspannungsebene eine quasihydrostatische Gleichverteilung der Belastungen ausbilden kann und eine Überbeanspruchung einzelner Elemente durch die Querdruckkräfte vermieden wird. Voraussetzung für die Gleichverteilung der Belastungen ist jedoch, daß die Elemente in der Verspannungsebene eine dichte Packung bilden. Diese dichte Packung wird nur erreicht, wenn jederzeit die notwendigen Ordnungsbewegungen ablaufen können. So wird beispielsweise beim Brennelementwechsel die hexagonale Anordnung der Elemente in den Verspannungsebenen gestört und muß beim Wiederverspannen neu eingestellt werden. Jedoch sind nicht allein diese groben Ordnungsbewegungen maßgeblich: Damit sich die dichte Packung der Brennelemente, die zur Gleichverteilung der Belastungen notwendig ist, einstellen kann, muß es möglich sein, daß auch unter Last die letzten sehr kleinen Ordnungsbewegungen ablaufen können.

Hierbei treten zwei kritische Ordnungsbewegungen auf (siehe Abb.1), die beide beim Überschreiten eines Reibungskoeffizienten von knapp 0,6 selbsthemmend sind.

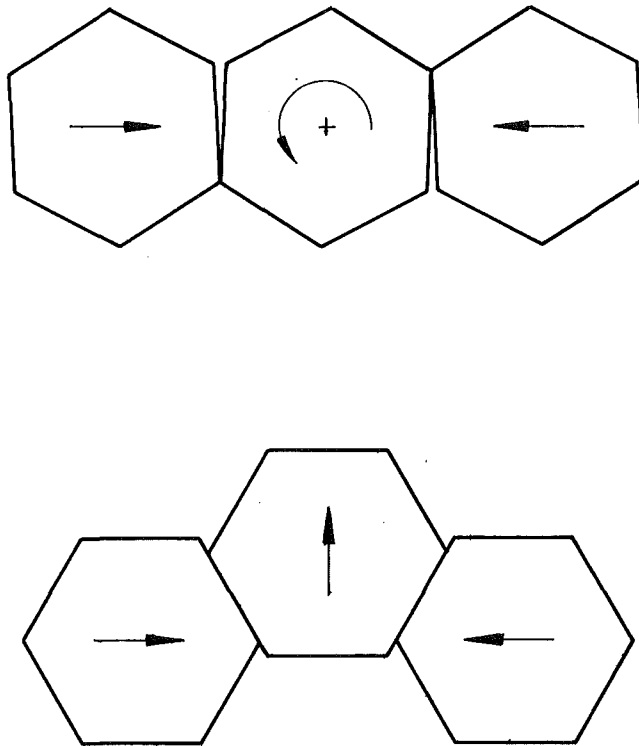


Abb. 1: Ordnungsbewegungen in Verspannungsebenen
(die Pfeile deuten die Bewegungsrichtungen an)

Im realen Core treten diese Bewegungen allerdings nicht in dieser idealisierten Form auf, so daß die Aussage lauten muß: Beim Überschreiten eines Reibungskoeffizienten von etwa 0,6 kann, muß aber nicht, Selbsthemmung der Ordnungsbewegungen eintreten. Der Wahl geeigneter Werkstoffe für die Distanznocken (oder "Pflaster") dürfte demnach einige Bedeutung zukommen, weil für die meisten Werkstoffpaarungen die Haftreibungskoeffizienten in Natrium höher als in Luft liegen und für viele Paarungen den Grenzwert 0,6 merklich überschreiten.

Neben dem Schwellen des Hüllrohrstahles scheint für den Entwurf des FR3-Reaktorkernes auch das strahlungsinduzierte Kriechen, über das neuerdings im Schrifttum Hinweise zu finden sind, von Bedeutung zu sein. Aus den Schrifttumshinweisen läßt sich eine neutronenfluß- und spannungsproportionale Kriechgeschwindigkeit ableiten. Leider sind bisher nur wenige

quantitative Beziehungen bekannt, die auf noch recht unsicheren Extrapolationen experimenteller Daten beruhen. Wendet man auf die Verhältnisse im FR 3 die Gleichungen von Claudson an, die im September in Karlsruhe auf dem ANS-Meeting "Fast Reactor Fuel and Fuel Elements" vorgetragen wurden, dann erhält man unter konstanter Belastung eines Bauteiles eine Kriechverformung, die das 6- bis 9-fache der rein elastischen Verformung beträgt.

Das strahlungsinduzierte Kriechen konnte bei den Durchführbarkeits-Untersuchungen zum FR3 noch nicht berücksichtigt werden. Es scheint aber für den Core-Entwurf wichtig zu sein, weil tragende Bauteile bereits merklich verformt werden, während andererseits Wärme- und Schwellspannungen abgebaut werden.

Von den vor Abschluß der FR 3 Feasibility Studie noch bearbeiteten Aufgaben seien genannt:

- Konstruktion einer äußeren Kernverspannung, die nur in der Kopfebene der Brennelemente angreift. Die Betätigung dieser äußeren Kernverspannung erfolgt ausschließlich über die Hubbewegung der Instrumentierungsplatte. Wesentliche Gesichtspunkte bei der Auslegung waren, daß aus Gründen des beschränkten Raumes auf dem Reaktordeckel zusätzliche Kernverspannungsantriebe vermieden werden und sich im Reaktortank möglichst wenige bewegte Teile befinden sollten.
- Ermittlung der Änderungen der gesamten Core-Geometrie durch die thermischen und durch die Schwelleffekte, um die Strukturkoeffizienten der Reaktivität zu ermitteln. Es zeigte sich, daß alle Strukturkoeffizienten negativ sind, daß also auch hinsichtlich der Reaktivitätseffekte das FR 3-Core-Design machbar ist.

Die FR 3-Feasibility-Studie wurde hinsichtlich der mechanischen Coreauslegung abgeschlossen. Über das FR 3-Core-Design ist am 18.12.1970 im IRE im Rahmen des Berichtes über die FR 3-Feasibility-Studie vorgetragen worden.