

KERNFORSCHUNGSZENTRUM

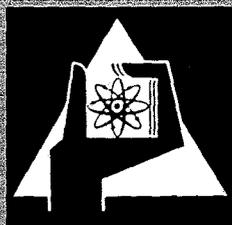
KARLSRUHE

November 1971

KFK 1271/3
EUR 4723 d

Projekt Schneller Brüter

3. VIERTELJAHRESBERICHT 1971



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

November 1971

KFK 1271/3

EUR 4723 d

Projekt Schneller Brüter

3. Vierteljahresbericht 1971

Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe

Der vorliegende 3. Vierteljahresbericht 1971 beschreibt Arbeiten am Projekt Schneller Brüter, die von Instituten der GfK in Karlsruhe durchgeführt worden sind. Darüber hinaus enthält der Bericht Beiträge von auswärtigen Gruppen, soweit sie insbes. am Hochleistungsbrennstabprogramm im Rahmen des Basisprogramms Schneller Brüter mitwirken.

Dieser Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

Inhaltsübersicht ⁺⁾

- 112. Brennstabentwicklung
- 113. Materialuntersuchung und -entwicklung
- 114. Korrosionsversuche und Kühlmittelanalysen
- 115. Arbeiten zum Brennstoffzyklus
- 121. Physikalische Experimente
- 122. Reaktortheorie
- 123. Sicherheit schneller Reaktoren
- 124. Instrumentierung und Signalverarbeitung zur Kernüberwachung
- 125. Auswirkung von Reaktorstörfällen auf die Umwelt, Aktivitätsfreisetzung
- 126. Natrium-Technologie-Versuche
- 127. Thermo- und hydrodynamische Versuche in Gas und Dampf
- 128. Entwurfsstudien zu gas- und dampfgekühlten Brutreaktoren
- 129. Entwurfsstudien zu natriumgekühlten Brutreaktoren
- 130 Schneller Hochflußtestreaktor FR 3

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

Zum Druck eingereicht im November 1971

112 BRENNSTAB-ENTWICKLUNG1120 BrennstabmodelltheorieEntwicklung des SATURN 1 - Programmes

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

Auf der 1. internationalen Konferenz über "Structural Mechanics in Reactor Technology" in Berlin wurde von der GfK auf dem Gebiet der Brennstabmodelltheorie über SATURN 1 (1) und über die Rechenprogramme LIFE II und ISUNE berichtet.

In dem Beitrag über SATURN 1 wurden u.a. Ergebnisse zum Brennstab-Zeitverhalten unter gemäßigten instationären Betriebsbedingungen vorgetragen.

Zur Illustrierung der Möglichkeiten, die SATURN 1 bietet, werden im folgenden einige Beispiele für diese im Berichtszeitraum erarbeiteten Ergebnisse graphisch dargestellt (Abb. 1 und 2). Für den in Abb. 2 angegebenen zeitlichen Verlauf der äußeren Bedingungen (Stableistung χ und Hüllaußentemperatur T_o) wurde der zeitliche Verlauf typischer Brennstabgrößen wie Spaltbreite δ , Zentralkanalradius r_z , Zentraltemperatur T_z und Kontaktdruck p_{kon} für zwei verschieden vorgegebene Porositätsänderungs-Schwellraten S_{por} berechnet. Diese angewandten Schwellraten S_{por} I und II, auf die sich das Zeitverhalten I und II bezieht, sind in Abb. 3 dargestellt. Die verschiedenen mechanisch-thermischen Phasen sind ersichtlich. Die zugehörigen zeitlichen Verläufe der radialen Porositätsverteilung aufgrund von Porenwanderung und Porenproduktion durch Schwellen sind in Abb. 4 graphisch dargestellt.

Neben der Vorbereitung auf die vorgenannte Tagung wurden die Test- und Modellrechnungen zur weiteren Erprobung und Verbesserung des Programms fortgesetzt.

Veröffentlichung:

(1) F. Depisch, H. Elbel, H. Kämpf

Die Behandlung des mechanischen und thermischen Verhaltens von Brennstäben in SATURN 1

Konferenzbericht "Structural Mechanics in Reactor Technology", Berlin
20.-24.9.1971

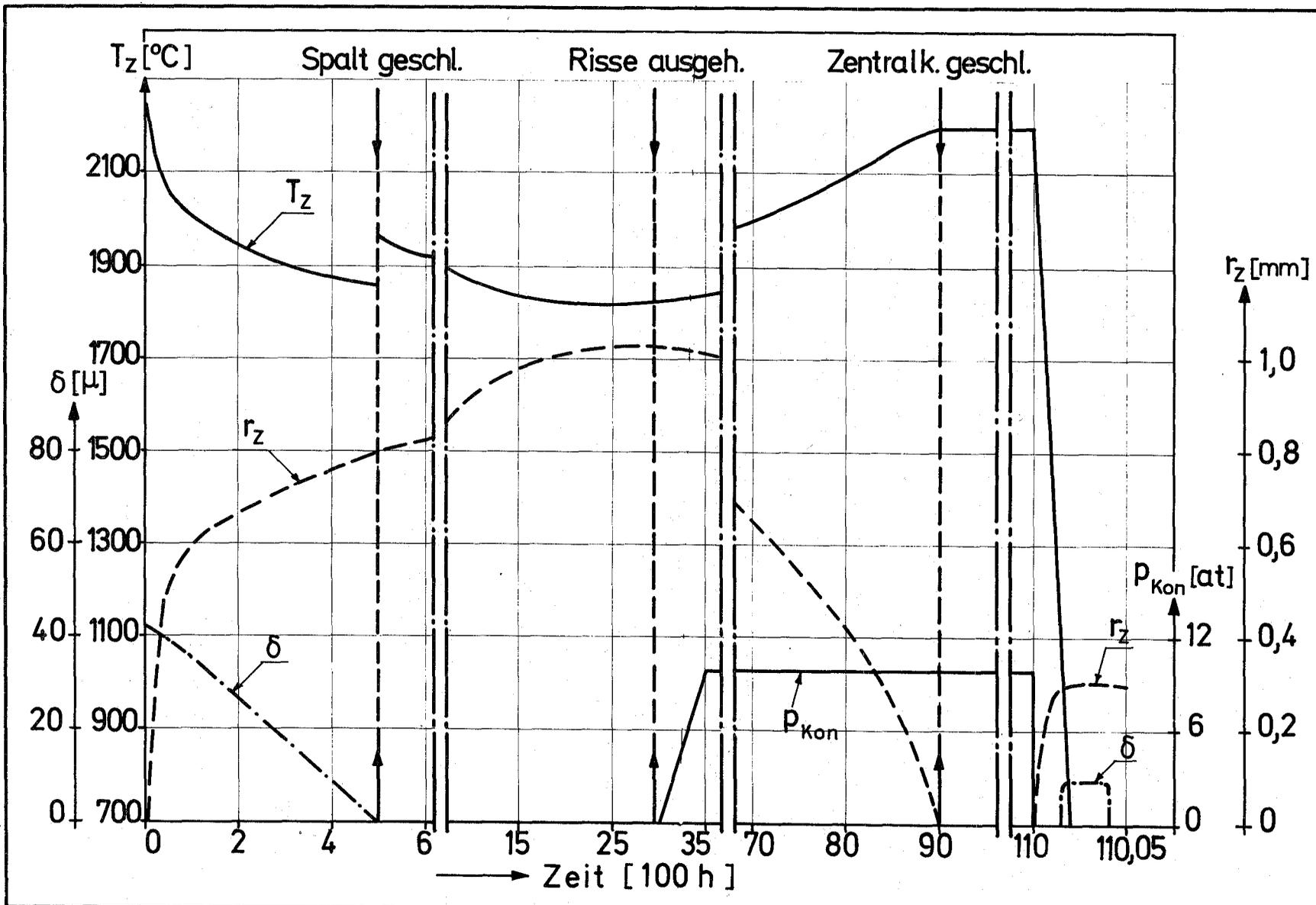


Abb.1 Zeitverhalten typischer Brennstabgrößen für instationäre Betriebsbedingungen I

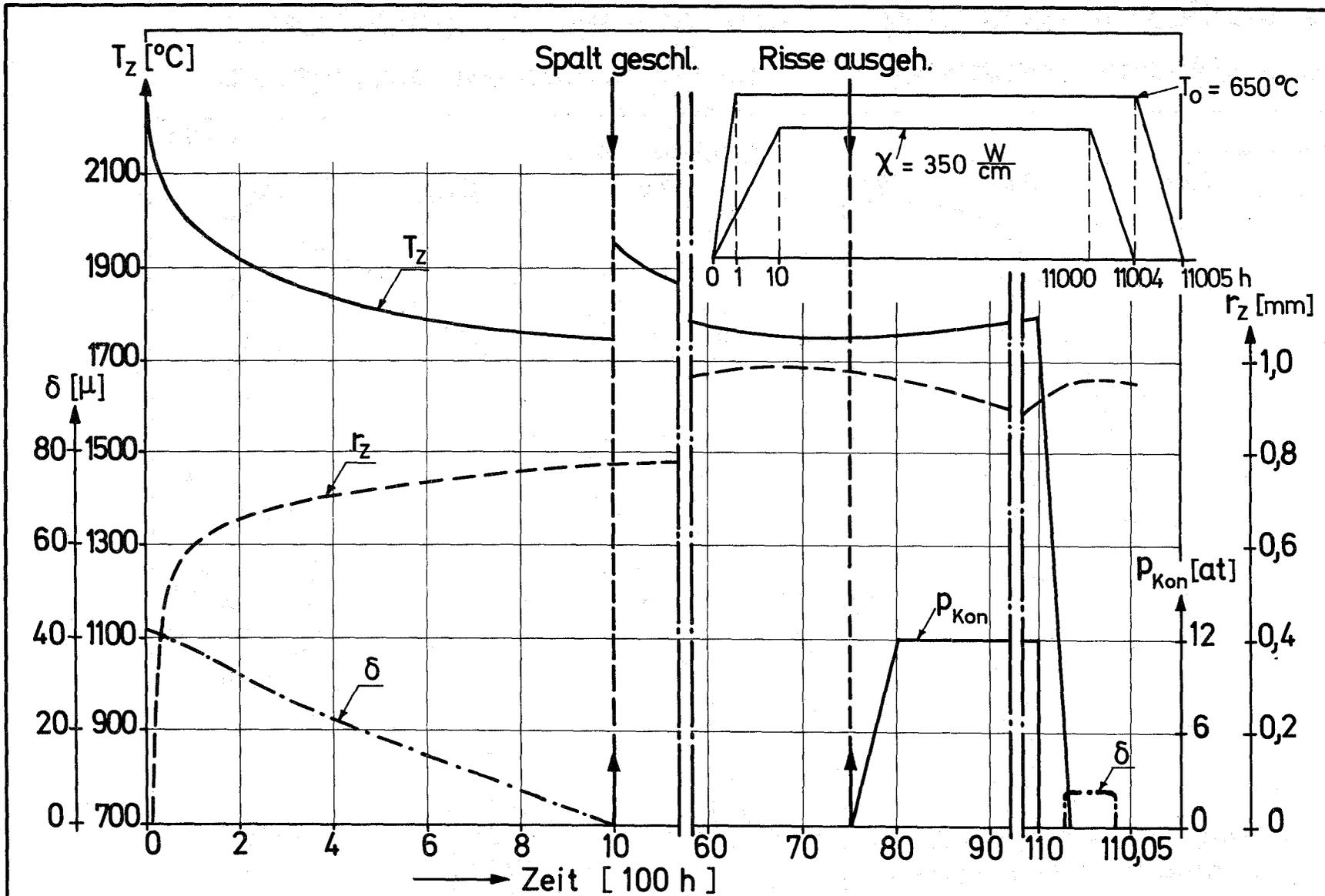


Abb.2 Zeitverhalten typischer Brennstabgrößen für instationäre Betriebsbedingungen II

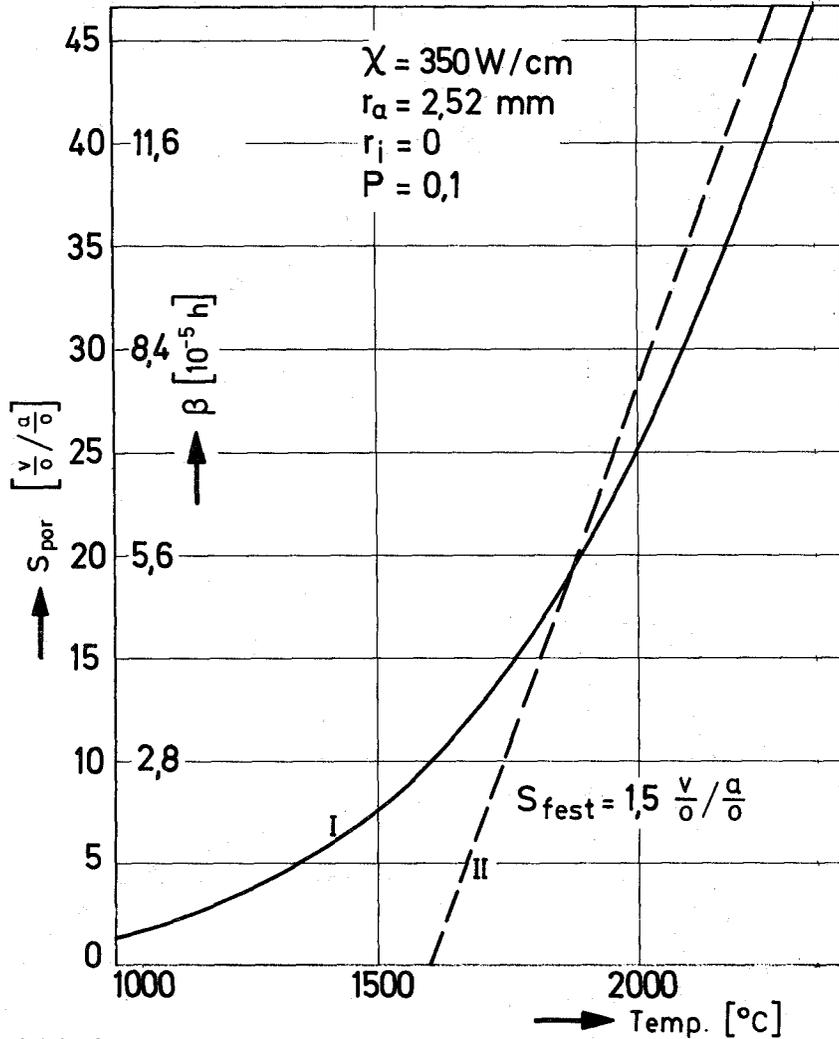
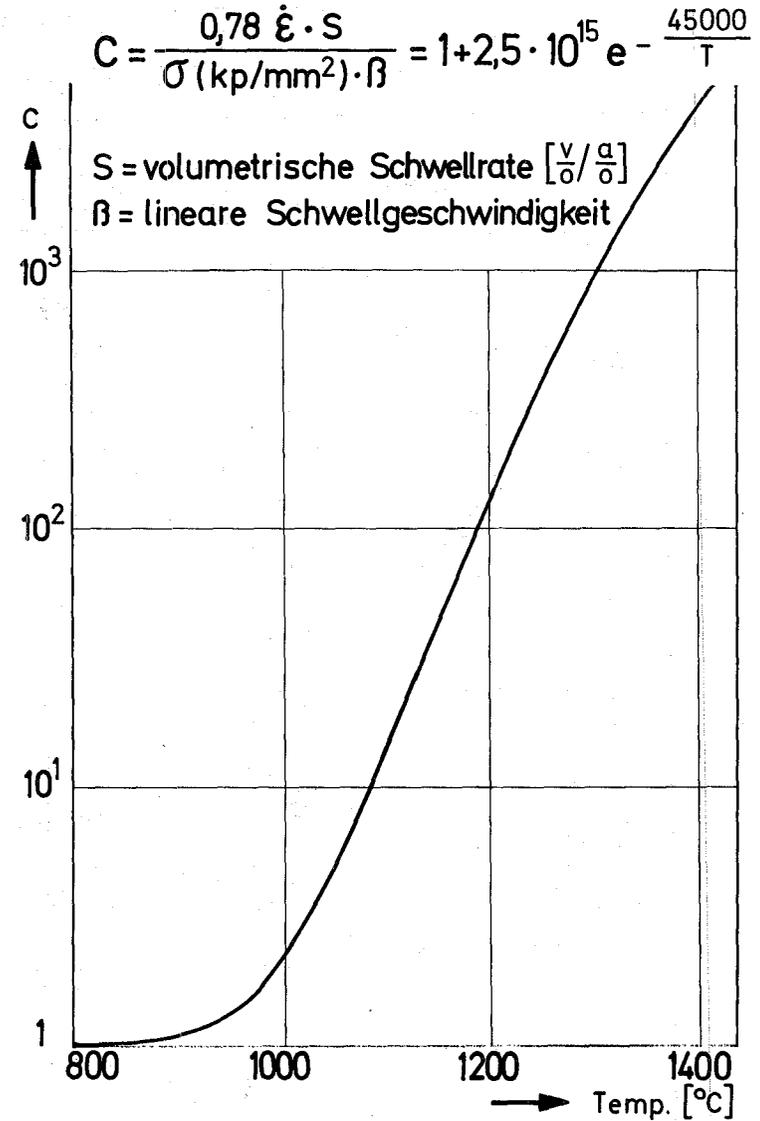


Abb.3

Porositätsswellraten S_{por} in
 Abhängigkeit der Temperatur



Temperaturabhängigkeit des
 Brennstoff-Kriechgesetzes

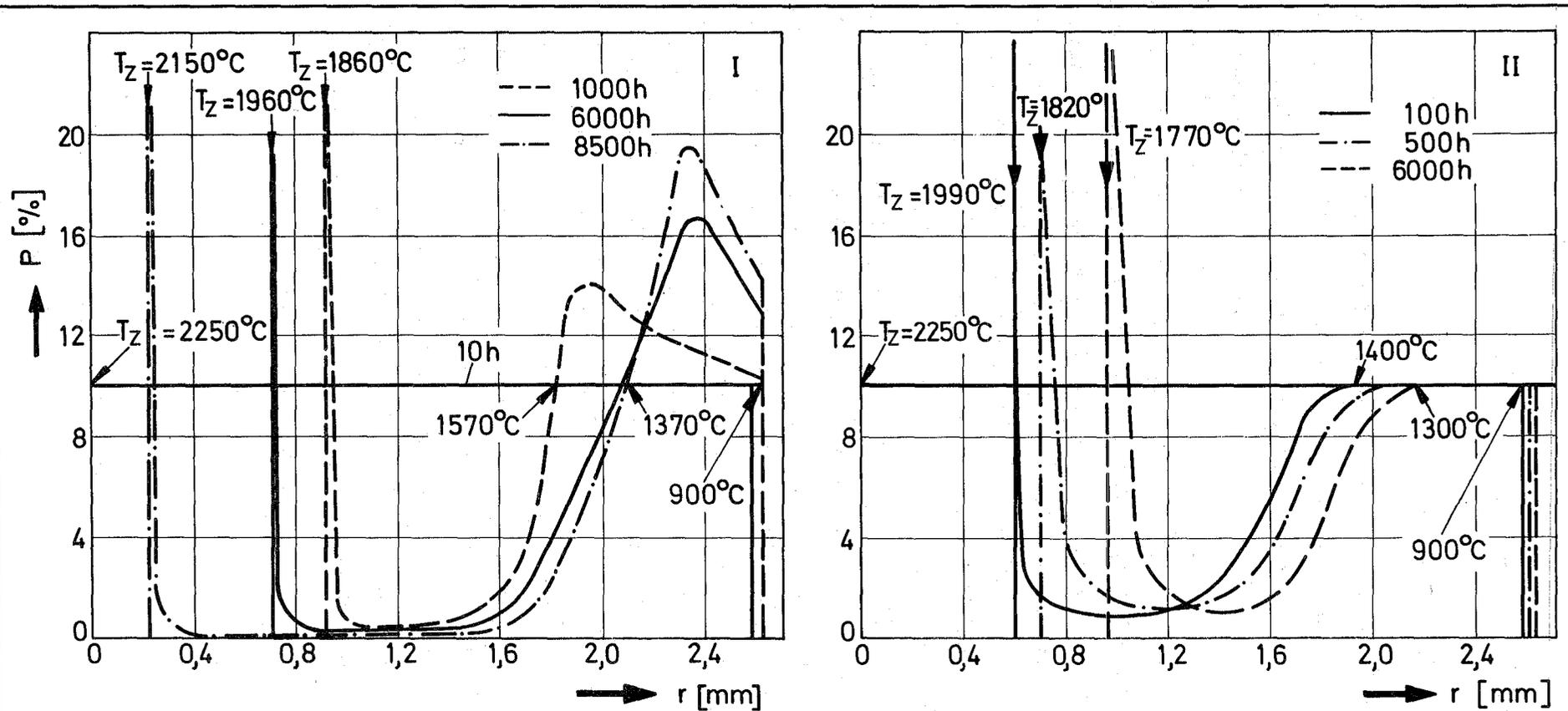


Abb. 4

Zeitlicher Verlauf der P-Verteilung u. Zentralkanalbildung durch Wanderung der Sinter- u. Schwellporosität

1121 Probenherstellung und Laborversuche (Oxid. Brennst.)1121.1 Technologische Eigenschaften von MischoxidKriechen von oxidischen Kernbrennstoffen (D. Vollath, W. Laub, IMF)

Für einen ersten Einblick in die Vorgänge während des primären Kriechbereiches wurden zwei Proben A und B aus derselben Herstellungsladung bei einer Temperatur von 1600 °C und einer Spannung von 2,27 kp/mm² einem Kriechversuch unterworfen. Während die Probe A vor dem Kriechversuch 65 Stunden im Hochvakuum geglüht wurde, wurde die Probe B ohne weitere Vorbehandlung verwendet. Wie die Abb. 5 zeigt, ist die Verformung der Probe A (Kurve A 1) im primären Kriechbereich wesentlich kleiner als die der Probe B. Nach einem 8 Stunden andauernden Kriechversuch wurde die Probe A entlastet und anschließend 16 Stunden bei 1600 °C geglüht. Nach dieser Glühung wurde erneut ein Kriechversuch unter den gleichen Bedingungen durchgeführt. Dieser Wechsel von 8 Stunden Glühung und 16 Stunden Erholungsglühung wurde insgesamt viermal durchgeführt. Das Ergebnis dieses Versuches sind die Kurven A1, A2, A3 und A4 in Abb. 5. Neben der schon vorher erwähnten drastischen Verminderung der Kriechverformung im primären Kriechbereich infolge der Langzeitglühung vor Beginn des Versuches fällt auf, daß dieser Verformungsanteil zu den Versuchen A2 und A3 hin deutlich kleiner wird, während der Unterschied zwischen den Versuchen A3 und A4 nur sehr gering ist. Der Unterschied zwischen A3 und A4 ist in der Größenordnung, wie man ihn wegen der Verminderung der Spannung infolge der Längenänderung erwartet hätte.

Zur Klärung dieser Erscheinungen im primären Kriechbereich zeigt Abb. 6 eine Makroaufnahme eines Längsschnittes einer um etwa 50% verformten UO₂-PuO₂-Probe sowie drei metallografische Aufnahmen aus drei charakteristischen Bereichen der Probe. Die Probe hatte nach der Herstellung eine mittlere Kornfläche von etwa 10 µm² und wurde vor dem Kriechversuch keiner Glühbehandlung unterworfen. Wie Abb. 6 zeigt, ist die Korngröße nach dem Kriechversuch deutlich größer und sehr ungleichmäßig.

Das stärkste Kornwachstum fand in den beiden Druckkegeln statt, wo Kornflächen von $132 \mu\text{m}^2$ gemessen wurden. Das geringste Kornwachstum fand in den Randzonen der Probe statt, wo eine mittlere Kornfläche von $86 \mu\text{m}^2$ gemessen wurde. Die Verteilung der Kornflächen spiegelt in groben Zügen die Spannungsverteilung wieder, wenn man berücksichtigt, daß im wesentlichen Spannungsgradienten für das Kornwachstum verantwortlich sind. Da beim Kriechen von oxidischen Kernbrennstoffen ein Verformungsmechanismus mitwirkt, der stark von der Korngröße abhängt, hat ein Kornwachstum eine verzögernde Wirkung auf das Kriechen.

Im primären Kriechbereich laufen nach den ausgeführten experimentellen Ergebnissen folgende Vorgänge ab:

1. Echtes primäres Kriechen zufolge des Aufbaus eines Versetzungsnetzwerkes (Kurve A3 und A4 in Abb. 5).
2. Verzögerung des Kriechens zufolge spannungsinduzierten Kornwachstums (Kurve A1 und A2 in Abb. 5).
3. Verzögerung des Kriechens infolge temperaturinduzierten Kornwachstums. Dieser Mechanismus kann jedoch durch entsprechende Langzeitglühungen ausgeschaltet werden (Vergleich der Kurven B und A1 in Abb. 5).

Erholung abgeschreckter UO_2 -Proben (D. Vollath, A. Oriens, IMF)

Die Abb. 7 zeigt einen typischen Kurvenverlauf eines Erholungsversuches. In diesem Bild ist der Logarithmus der elektrischen Leitfähigkeit (in willkürlichen Einheiten) aufgetragen gegen die inverse absolute Temperatur. Weiterhin ist der Verlauf der Leitfähigkeit beim Aufheizen und beim Abkühlen eingezeichnet. Es wurden auch die Meßpunkte und die aus diesen errechneten Leitfähigkeitskurven eingetragen. Wenn wir den Verlauf der Leitfähigkeit beim Aufheizen betrachten, so sehen wir, daß die gemessenen Leitfähigkeitswerte bei Temperaturen über etwa 310°C höher liegen als die berechneten. Bei einer Temperatur von etwa 410°C vermindert sich die elektrische Leitfähigkeit dann wieder drastisch. Bei einer Temperatur von etwa 440°C ist dann auch dieser Vorgang beendet. Im Temperaturbereich zwischen 310°C und 440°C findet

ein Erholungsvorgang statt. Betrachten wir die Leitfähigkeit während der Abkühlung, so fällt auf, daß hier die Temperaturabhängigkeit geringer ist als während des Aufheizens. Bei der mathematischen Beschreibung des Verlaufes der elektrischen Leitfähigkeit des ungestörten UO_2 (während des Abkühlens) ist die Temperaturabhängigkeit der Streuung der Ladungsträger an den Gitterbausteinen zu berücksichtigen. Die Auswertung erfolgt nach der Formel

$$\sigma = A \cdot \frac{1}{T^{3/2}} e^{-Q/RT}$$

σ = elektrische Leitfähigkeit

A = Konstante

T = Absolute Temperatur

Q = Aktivierungsenergie

Die bei den Erholungsversuchen gefundenen Aktivierungsenergien der elektrischen Leitfähigkeit lagen im Bereich zwischen 4,5 und 5 kcal/mol.

Bei der Berechnung der elektrischen Leitfähigkeit der gestörten Proben (Aufheizen) sind zusätzlich noch die Erhöhung der Ladungsträgerzahl infolge des erhöhten Fehlstellenanteils sowie die Streuung der Ladungsträger an eben diesen Fehlstellen zu berücksichtigen. Dies führt zu der Formel

$$\sigma = \frac{A (1 + c) e^{-Q/RT}}{(T^3 + \alpha)} \cdot T^{3/2}$$

c = Konzentration der zusätzlichen Ladungsträger

α = Konstante, die den Einfluß der Streuung an der geladenen Störstelle berücksichtigt.

Mit diesen beiden relativ einfachen Formeln lassen sich die beiden in Abb. 7 eingezeichneten Kurven beschreiben. Während des Erholungsvorganges ändern sich nun die Größen c und α . Einer Änderung dieser Größen können nun verschiedene atomistische Vorgänge zugeordnet werden.

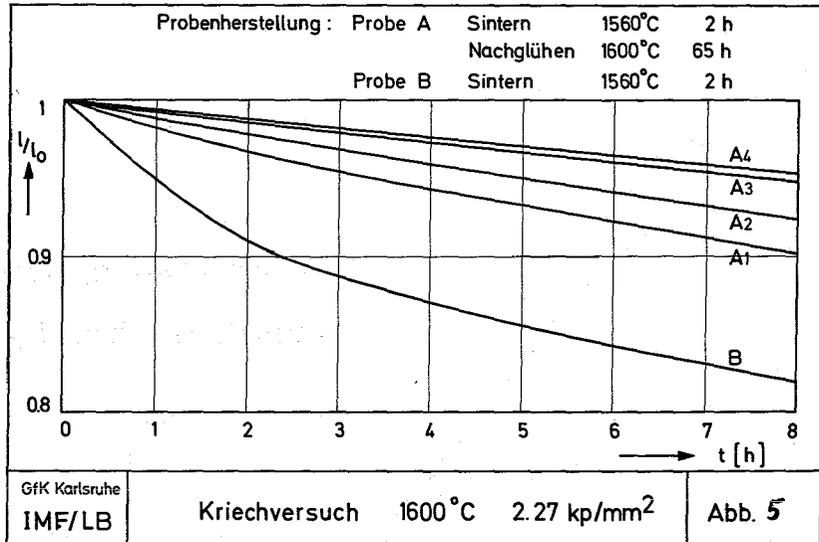
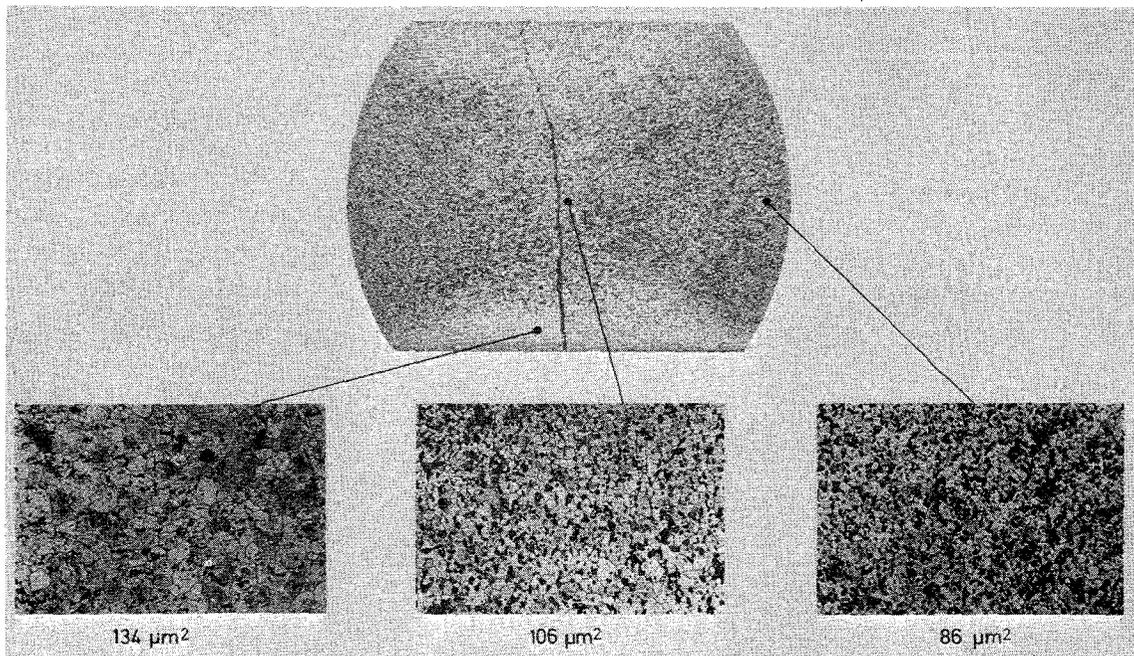


Abb. 5



Struktur eines Prüflings nach ca.50% Längenänderung

Abb. 6

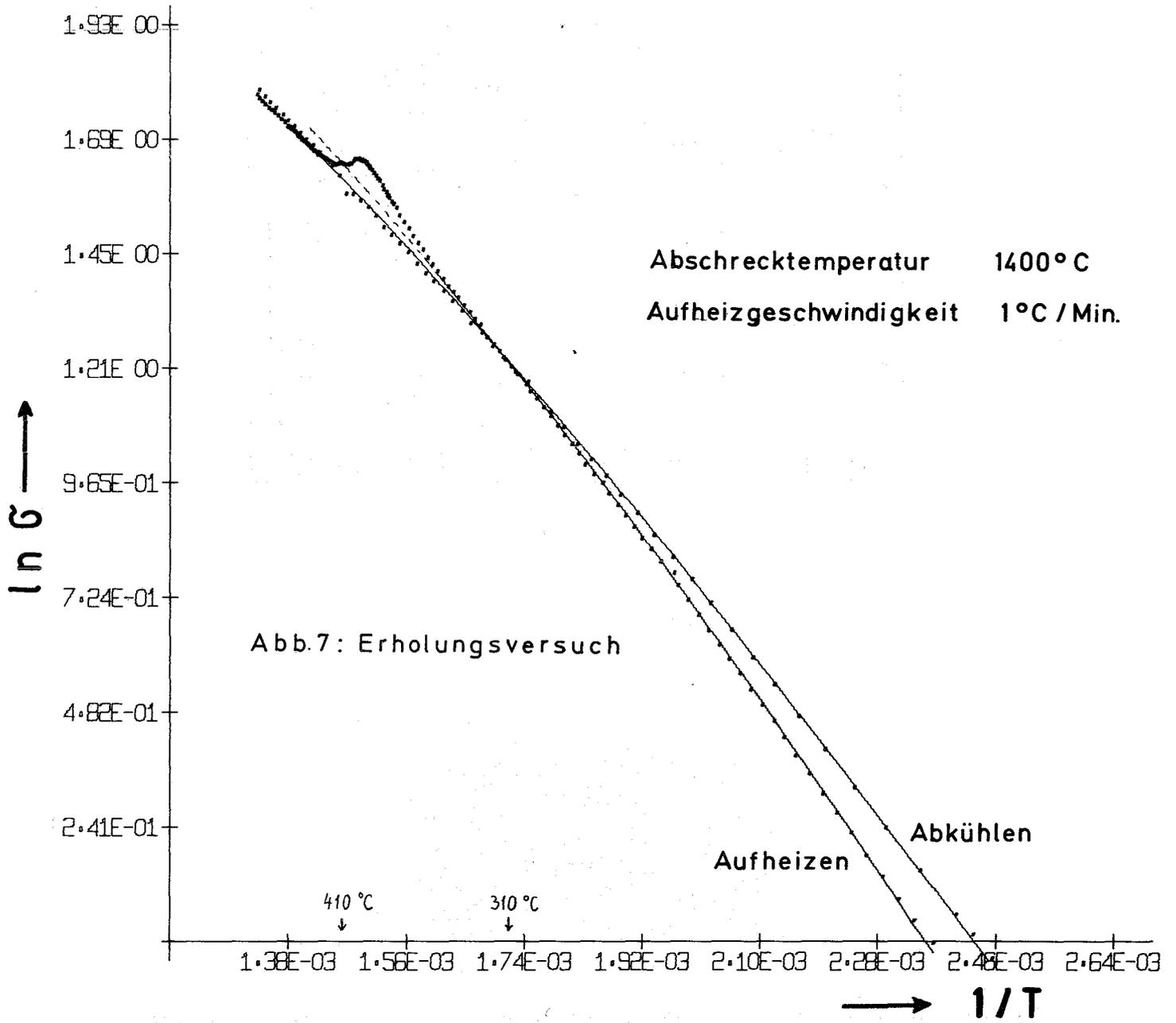


Abb. 7

1121.2 Untersuchung thermodynamischer und chemischer Eigenschaften

Entmischung von Uran und Plutonium in oxidischen Kernbrennstoffen unter Einwirkung eines Temperaturgradienten (M. Bober, G. Schumacher, INR; C. Sari, Eur. Transurane Inst.)

Die Experimente zur Untersuchung der Entmischung von Uran und Plutonium durch Verdampfungs-Kondensationstransport im Temperaturgradienten wurden abgeschlossen und die Ergebnisse publiziert (1).

Weitere Experimente wurden durchgeführt, um den Einfluß von Spaltprodukten auf die Thermodiffusion von Plutonium im Temperaturgradienten zu untersuchen. Es wurden Proben eingesetzt, in denen die Konzentration wichtiger Spaltprodukte einem Abbrand von 5% entsprach. Die Proben enthielten Barium-, Cerium-, Neodym- und Zirkonoxid sowie Molybdän und Ruthenium. In den Experimenten, die 70 - 100 Stunden dauerten, betrug die Temperatur auf der heißen Seite der Proben 2470 °C, der Temperaturgradient war 1600 °C/cm. Um Verdampfungs-Kondensations-Prozesse auszuschließen, wurden die Proben vor der Behandlung auf ein O/M-Verhältnis von 1,96 reduziert.

Die Experimente ergaben, daß der Transport von Plutonium durch Thermodiffusion zum heißen Probenende nicht merklich durch den Zusatz der Spaltprodukt-Oxide und -Elemente beeinflusst wird. Die Konzentrationsanalyse am Hochtemperaturende zeigte die für die Thermodiffusion typische Plutoniumverteilung mit einem Konzentrationsminimum und einem Anstieg des Plutoniumgehaltes am Hochtemperaturende der Probe (2). Ungewöhnlich ist eine Konzentrationserhöhung des Plutoniums am kälteren Ende der Zone des Säulenkristallwachstums bei etwa 1800 °C. In der Autoradiografie (Abb. 8) ist diese Stelle an dem hellen Streifen erkennbar. Die Plutoniumkonzentration ist dort im Maximum um etwa 1,5% erhöht. Der Effekt muß durch weitere Experimente näher untersucht werden. Die Erhöhung der Plutoniumkonzentration kann durch bevorzugte Plutoniumoxid-Verdampfung bei der Entstehung der Säulenkristalle entstanden sein. Die beigemengten Spaltproduktelemente und -oxide können den Dampfdruck und seine Zusammensetzung in den wandernden Poren bzw. Rissen beeinflusst haben.

Veröffentlichungen:

- (1) M. Bober, C. Sari, G. Schumacher
J. Nucl. Mat. 40 (1971) 341-45
- (2) M. Bober, C. Sari, G. Schumacher
J. Nucl. Mat. 39 (1971) 265-84
- (3) G. Schumacher, S. Dorner
J. Nucl. Mat. 39 (1971) 69-76

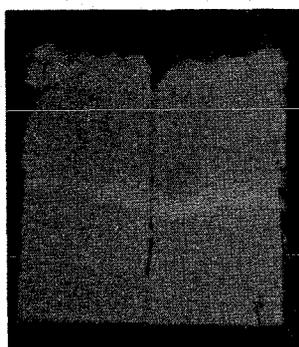


Abb. 8 Autoradiografie einer Probe mit Spaltproduktbeimengungen nach der Behandlung im Temperaturgradienten (72 h)

Sauerstoffaufnahme von Vanadiumlegierungen im Kontakt mit (U, Pu)O₂-Brennstoff (M. Bober, G. Schuhmacher, INR; C. Sari, Eur. T.U.)

Durch thermodynamische Betrachtungen wurde früher gezeigt, daß bei einer Verwendung von Vanadiumlegierungen als Hüllmaterial für oxidische Brennelemente eine Oxidation der Hülle zu erwarten ist (3)⁺ Deshalb wurden Experimente durchgeführt, um das Verhalten von Vanadiumlegierungen im Kontakt mit Uran-Plutonium-Mischoxid zu untersuchen. Dabei wurde das Mischoxid einem Temperaturgradienten ausgesetzt, um den Beitrag von Sauerstofftransportprozessen, die im Reaktorbrennelement ablaufen, zu berücksichtigen. Die Versuche wurden

⁺) Siehe oben

mit der Thermodiffusionsapparatur durchgeführt. Abb. 9 zeigt eine Skizze der Anordnung. Die zylindrische Brennstoffprobe ist in eine Wolframkapsel, die am oberen Ende durch Induktion erhitzt und am unteren Ende gekühlt wird, vakuumdicht eingeschlossen. Das kältere Ende der Probe steht auf einer Scheibe aus der Legierung V2Ti15Cr 1,0 mm dick), die ihrerseits guten Kontakt zu dem Nickelträger des Probenbehälters hat. Das Verhältnis von Brennstoff zu Vanadin wurde so gewählt, daß es dem eines schnellen Brutreaktors (SNR) entspricht.

Die Sauerstoffkonzentration im Vanadin nach den Experimenten wurde durch Messung der Kleinlast-Vickershärte mit Letz-Mikrohärteprüfer bestimmt. Zuvor wurden an Eichproben mit definiertem Sauerstoffgehalt Härtemessungen durchgeführt. Die Abhängigkeit der Härte der V2Ti15Cr-Legierung vom Sauerstoffgehalt ist in Abb. 10 dargestellt. Die Härte steigt bei niedrigen Sauerstoffkonzentrationen steil an und erreicht schon bald Härtewerte, die für keramische Werkstoffe typisch sind. Bei etwa 4^a/o Sauerstoff wird die Härte von UO₂ erreicht.

In Tab. 1 sind die Bedingungen der Versuche und die Werte der Sauerstoffaufnahme der Vanadinlegierung aufgezeichnet. Spalte 1 gibt das O/M-Verhältnis der Brennstoffproben vor dem Versuch an, Spalte 2 die Versuchsdauer. Die Spalten 3 und 4 enthalten die Temperaturgradienten der Proben und die Temperatur der Vanadinplättchen. Die letzte Spalte gibt schließlich die Sauerstoffkonzentration an, die nach den Experimenten in den Vanadinplättchen gefunden wurde.

Tabelle 1

Vers. Nr.	1 O/M	2 $\frac{t}{[h]}$	3 $\frac{\text{grad T}}{[grd/cm]}$	4 $\frac{T_v}{[^\circ C]}$	5 $\frac{O \text{ Konz.}}{[At\%]}$
129	2,00	68	1900	1220	3,0
148	1,97	97	2500	1150	3,5
138	2,00	0,5	3500	790	0
139	2,00	42	3400	820	0,5
143	2,00	64	2600	790	0,1
144	1,95	64	2400	820	0

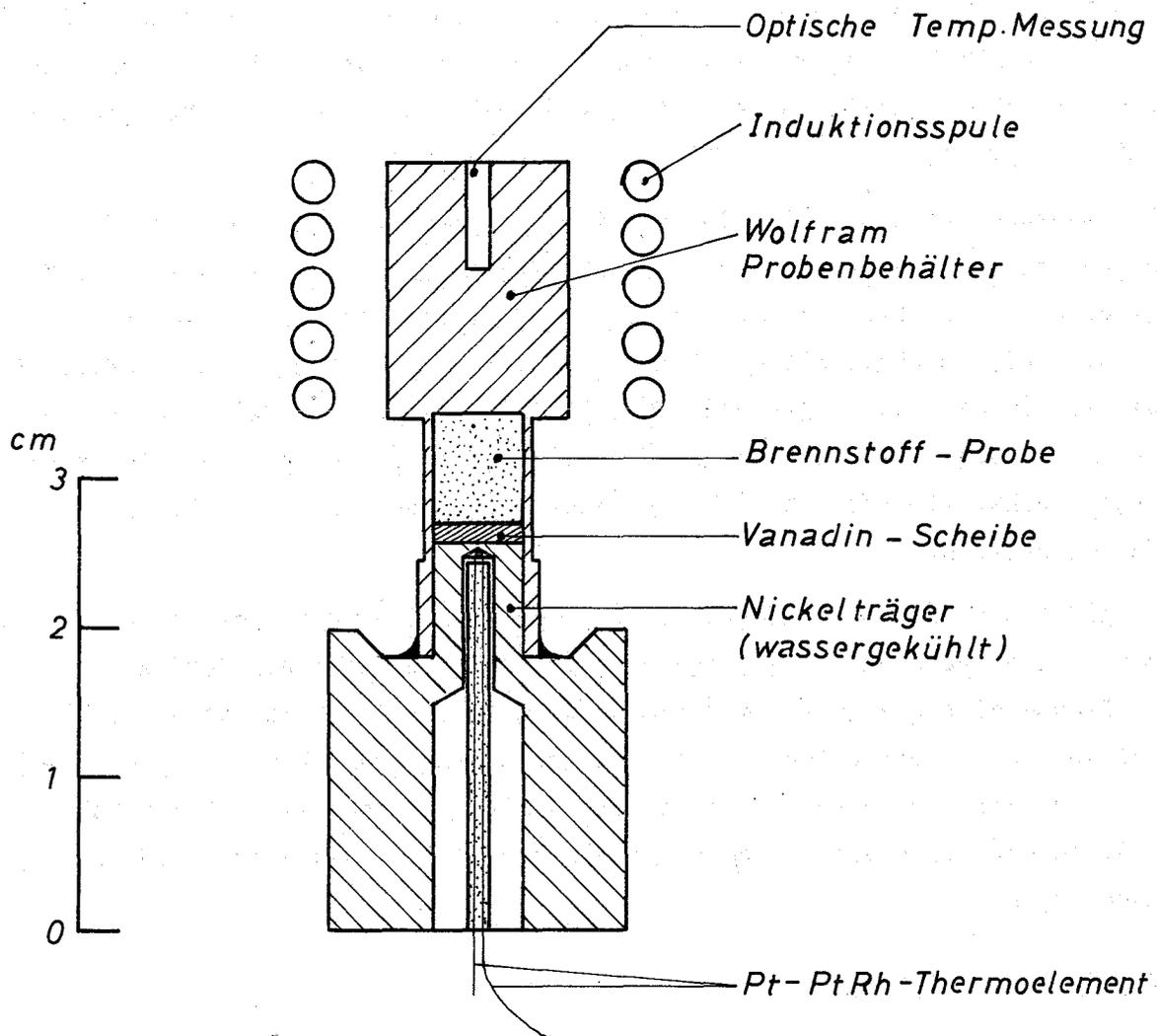


Abb. 9 Skizze der Versuchsanordnung

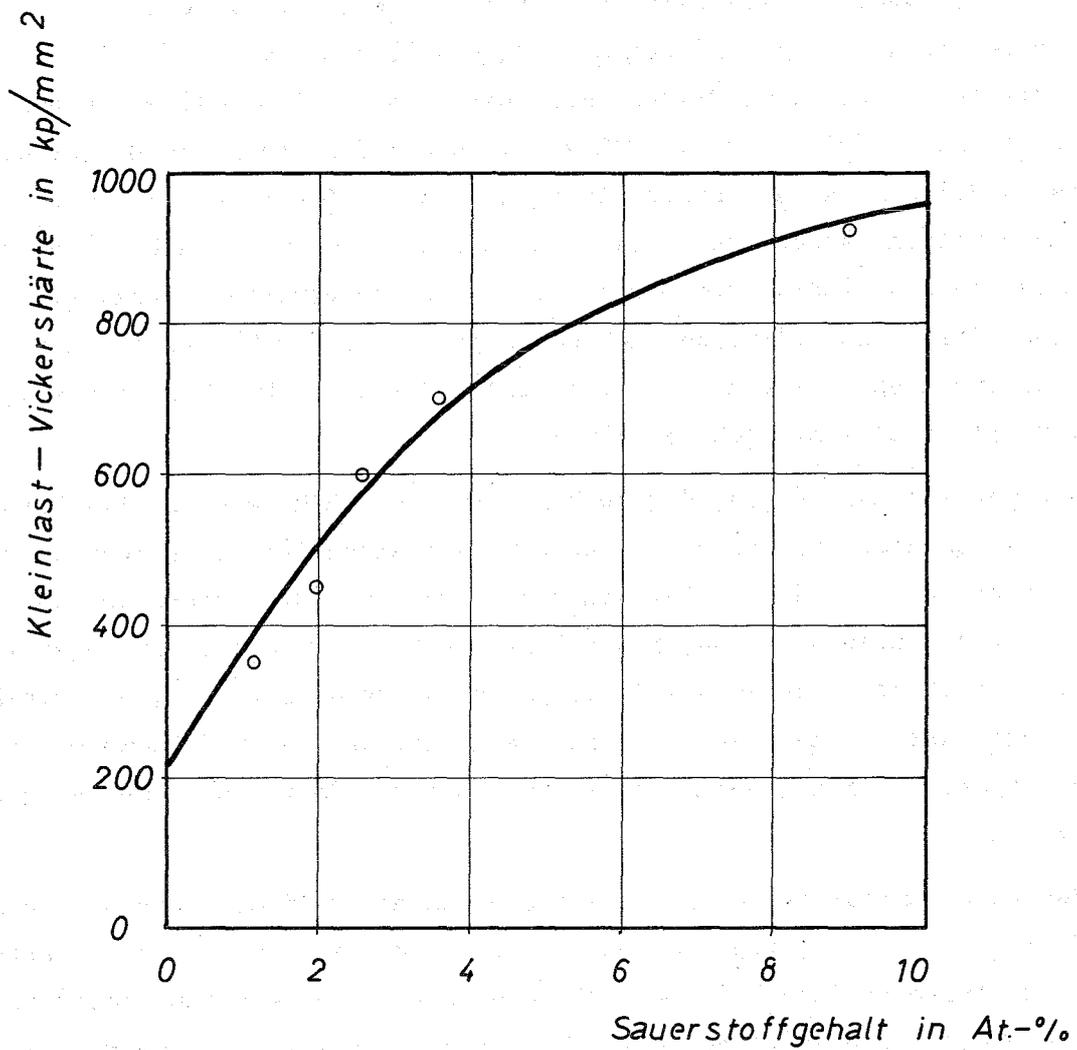


Abb. 10 Vickershärte von V 2 Ti 15 Cr in Abhängigkeit vom Sauerstoffgehalt

Die Tabelle zeigt, daß eine zum Teil starke Oxidation des Vanadins eingetreten ist. Der Grad der Oxidation hängt von der Temperatur des Vanadins, dem Temperaturgradienten im Brennstoff und dem O/M-Verhältnis des (U, Pu)-Mischoxids ab. Die Oxidationsrate ist um so höher, je höher die Temperatur und der Temperaturgradient sind. Da die vorhandene Apparatur keine Dauerversuche über einen Zeitraum von mehr als einer Woche erlaubte, wurden zwei Experimente bei relativ hoher Temperatur durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Experimente zeigen, daß ein wesentlicher Beitrag zur Oxidation des Vanadins von den Sauerstofftransportprozessen im Brennstoff geleistet wurde. Andernfalls hätte in dem Versuch 148, bei dem eine Brennstoffprobe mit $O/M = 1,97$ eingesetzt wurde, nur eine Bildung des sehr stabilen Titanoxides in der Legierung stattfinden dürfen, da bei $O/M = 1,97$ die Affinitäten des Brennstoffs und des Vanadiums zum Sauerstoff gleich groß sind. Die Sauerstoffkonzentration im Vanadin betrug jedoch nach diesem Versuch $3,5 \text{ a/o}$, wovon nur 2 a/o für die Oxidation des Titans verbraucht wurden. Wie zu erwarten, ergab die Untersuchung der Brennstoffprobe nach dem Experiment, daß Sauerstoff abgegeben wurde. An der Hochtemperaturseite der Probe betrug das O/M-Verhältnis $1,95$, an der Kontaktstelle mit dem Vanadin $1,97$.

Die übrigen Versuche zeigen, daß auch bei $800 \text{ }^\circ\text{C}$ schon nach relativ kurzen Versuchszeiten eine Oxidation des Vanadins vorhanden ist. Eine Schutzschichtbildung trat auch bei diesen Temperaturen nicht auf. Die Oxidation erstreckte sich über den ganzen Querschnitt der Vanadinscheibe, was mit dem relativ großen Diffusionskoeffizienten des Sauerstoffs in Vanadium $[1, 2, 3]$ erklärt werden kann. Nur bei der extrem kurzen Versuchsdauer von $0,5$ Stunden sowie bei dem Experiment mit einem Mischoxid von $O/M = 1,95$ war noch keine Oxidation feststellbar.

Nach den Experimenten treten in Brennelementen aufgrund der langen Standzeiten starke Oxidationen auf, wenn das Vanadin Temperaturen von ca. $800 \text{ }^\circ\text{C}$ erreicht. Die Verhältnisse dürften bei etwa $700 \text{ }^\circ\text{C}$ noch nicht wesentlich anders sein, was jedoch nur durch Langzeit-Verträglichkeitsexperimente geprüft werden kann. Unter Reaktorbedingungen kommt erschwerend hinzu, daß der Brennstoff eine noch größere Menge Sauerstoff an das Vanadin abgeben kann. Ein Teil des bei der Spaltung freigesetzten Sauerstoffs wird nicht von den entstehenden Spaltprodukten gebunden, sondern vom Vanadin gegettert. Außerdem entsteht bei der

Konversion von Uran zu Plutonium anfänglich stöchiometrisches PuO_2 , welches durch das Vanadin stark reduziert wird. Deshalb führt auch der Einsatz von unterstöchiometrischem Brennstoff nicht zum gewünschten Erfolg. Selbst bei einem Brennstoff mit eingelagertem Gettermaterial muß mit einer Oxidation des gesamten Titans in der Vanadinlegierung gerechnet werden.

Literatur:

- [1] H.U. Borgstedt, G. Frees
KFK-Bericht 879, EUR 4159 d
- [2] R. L. Klueh, J.H. De Van
ORNL-TM 2827 (März 70)
- [3] F.A. Schmidt u. J.C. Warner
J. Less Common Metals 13 (1967)

Verträglichkeitsverhalten von Spaltprodukten mit der Hülle

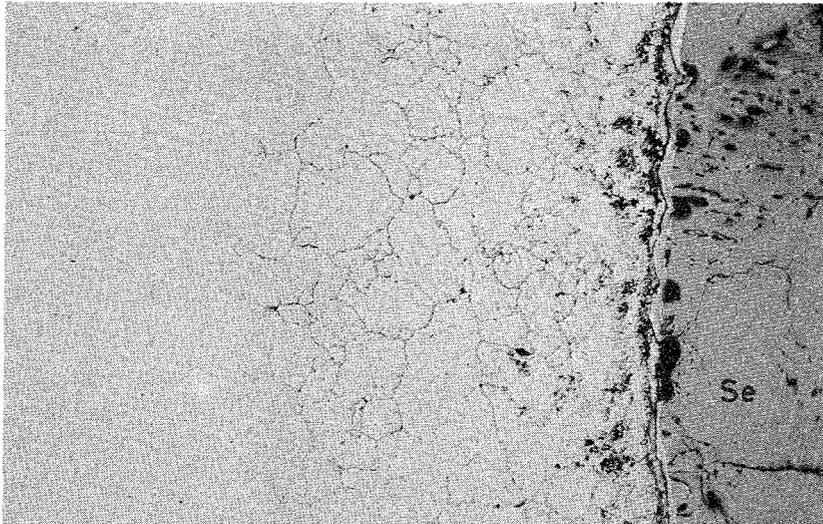
(P. Hofmann, O. Götzmann, IMF)

Die Verträglichkeitsuntersuchungen mit reinen Spaltprodukten, wie Se, Te, Cs und Jod und verschiedenen Hüllmaterialien (1.4981, 1.4988, SS 316, Sandvik 12R72HV, VTi3Si1) bei Temperaturen zwischen 400 und 1000 °C und Glühzeiten von 1000 Stunden ergaben, daß Se und Te bereits ab 400 °C mit den rostfreien Stählen reagieren, während sauerstoffreies Cs bis zu 1000 °C mit den untersuchten Werkstoffen verträglich ist. Während die Cs-Reaktionen mit den Hüllmaterialien stark von der Sauerstoffaktivität im System abhängen und schon geringe Sauerstoffaktivitäten Reaktionen des Cs verursachen⁺⁾ werden die Se- und Te-Reaktionen unter vergleichbaren Bedingungen nur unwesentlich beeinflusst. Die Verträglichkeitsversuche mit reinem Jod lassen bei 600 °C deutlich

⁺⁾ KFK-Bericht 1271/2, S. 112-22 ff.

Reaktionen mit dem Hüllmaterial erkennen, wahrscheinlich finden aber bereits bei tieferen Temperaturen auch schon chemische Wechselwirkungen statt. In Gegenwart von Selen waren bei allen untersuchten Hüllmaterialien die Reaktionen am stärksten. Von den oben angegebenen Hüllmaterialien zeigte die Vanadinlegierung VTi3Si1 das beste und der Stahl Sandvik 12R72HV das geringste Verträglichkeitsverhalten gegenüber den Spaltprodukten Se, Te und Cs.

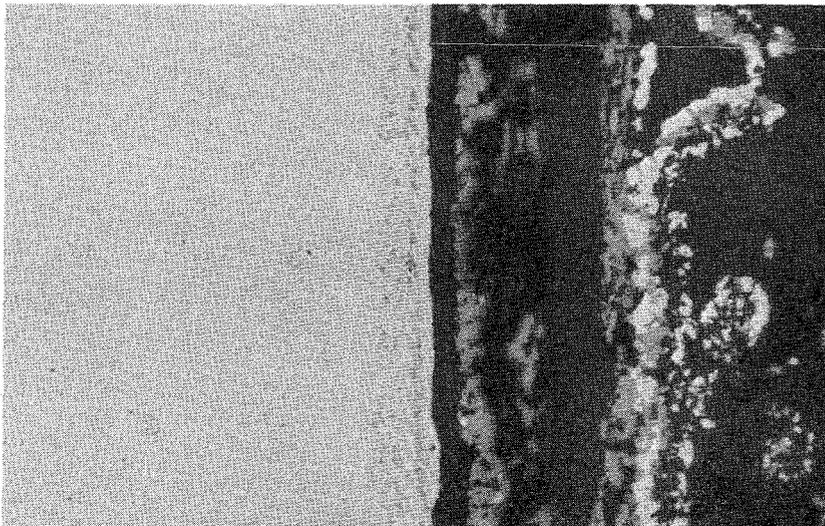
Röntgenographische und Mikrosonden-Untersuchungen der Reaktionszonen ergaben, daß Se, Te, Cs und Jod bevorzugt mit Chrom reagieren, d.h. die Reaktionen dieser Spaltprodukte vom Cr-Gehalt des Werkstoffes abhängig sind. Wahrscheinlich ist dies auch der Grund dafür, daß die Reaktionen der Spaltprodukte mit der Vanadinlegierung im Vergleich zu den Stählen wesentlich geringer sind. Die bevorzugten Spaltproduktreaktionen mit Cr ergaben die Möglichkeit, die Spaltprodukt-Aktivitäten durch Beimischen von Cr zu den Spaltprodukten zu verringern. Die Versuchsergebnisse aus Glühungen von 1.4988-Stahl bei 700 °C und einer Glühzeit von 1000 h mit Mischungen aus Cr und Se bzw. Cr und Te sind in den Abb. 11 und 12 wiedergegeben. Die chemischen Wechselwirkungen von Se und Te sind durch den Cr-Zusatz deutlich schwächer als mit dem reinen Se bzw. Te. So verringern sich beim 1.4988-Stahl die Se-Eindringtiefen von ca. 600 µm auf ca. 10 µm (Abb. 11) und die Te-Eindringtiefen von ca. 180 µm auf etwa 15 µm (Abb. 12). Auch bei 500 °C zeigten Mischungen aus Cr und Se bzw. Cr und Te ein deutlich besseres Verträglichkeitsverhalten. Zur Stabilisierung wurden dem Se bzw. dem Te unterschiedliche Cr-Mengen hinzugefügt, und zwar entsprechend den eventuell entstehenden Verbindungen CrSe bzw. CrTe und Cr₂Se bzw. Cr₂Te. Wahrscheinlich genügt jedoch eine Cr-Menge, die den Verbindungen CrSe bzw. CrTe entspricht. Nicht alle dem Se und Te zugefügten Cr-Partikel wurden durch die Spaltprodukt-Chrom-Reaktionen aufgezehrt, möglicherweise wegen der zu großen Korngröße des Cr-Pulvers. Die Korngröße des Cr-Pulvers, das zu Stabilisierungszwecken verwendet wird, sollte deshalb kleiner als 25 µ sein, da die Stabilisierungsreaktionen wegen der größeren Oberfläche des feinen Pulvers wirkungsvoller sind und deshalb die Spaltprodukt-Aktivitäten schneller abgebaut werden.



x 100

ungeätzt

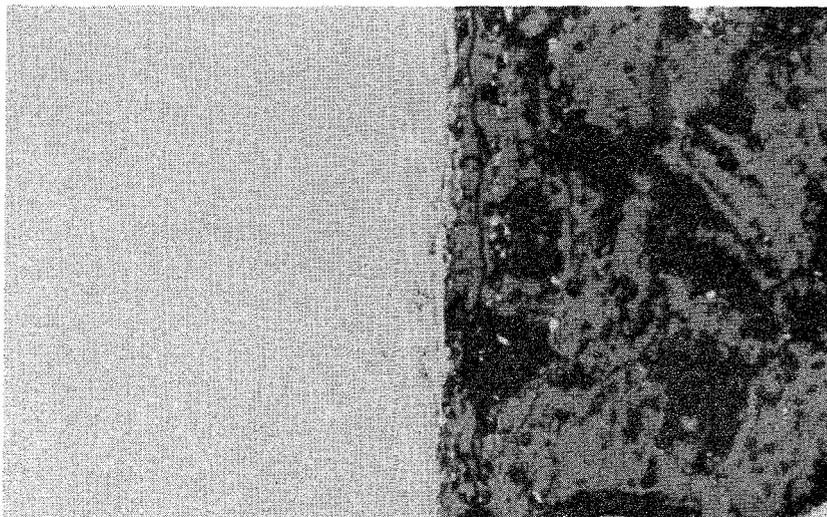
1.4988+Selen (unstabilisiert)



x 500

ungeätzt

1.4988+Se (Cr-stabilisiert, Se:Cr=1:1)

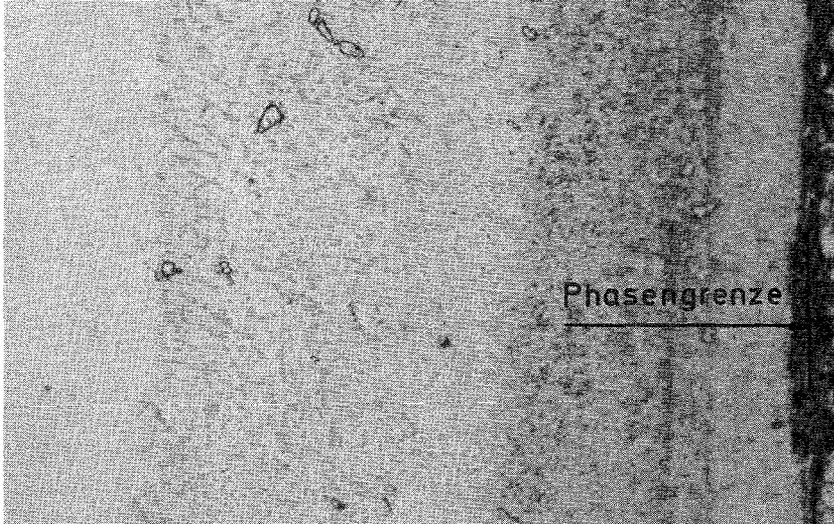


x 500

ungeätzt

1.4988+Se (Cr-stabilisiert, Se:Cr=1:2)

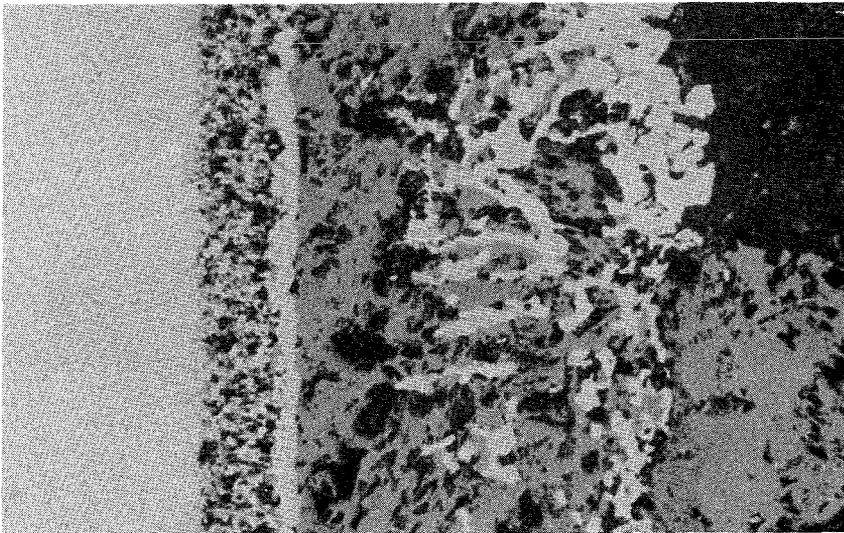
Abb.11: Reaktionen von unstabilisiertem und Cr-stabilisiertem Se mit Stahl bei 700°C nach 1000 h.



x 500

ungeätzt

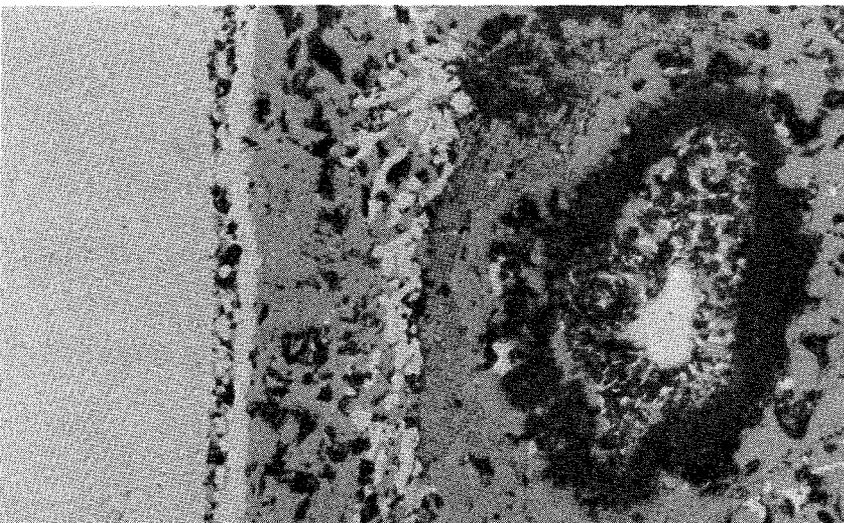
1.4988+Tellur (unstabilisiert)



x 500

ungeätzt

1.4988+Te (Cr-stabilisiert, Te:Cr=1:1)

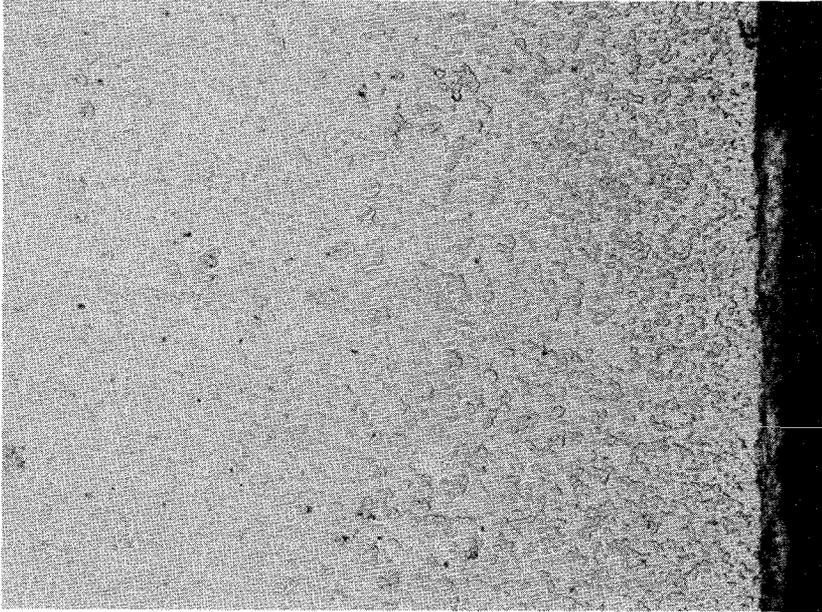


x 500

ungeätzt

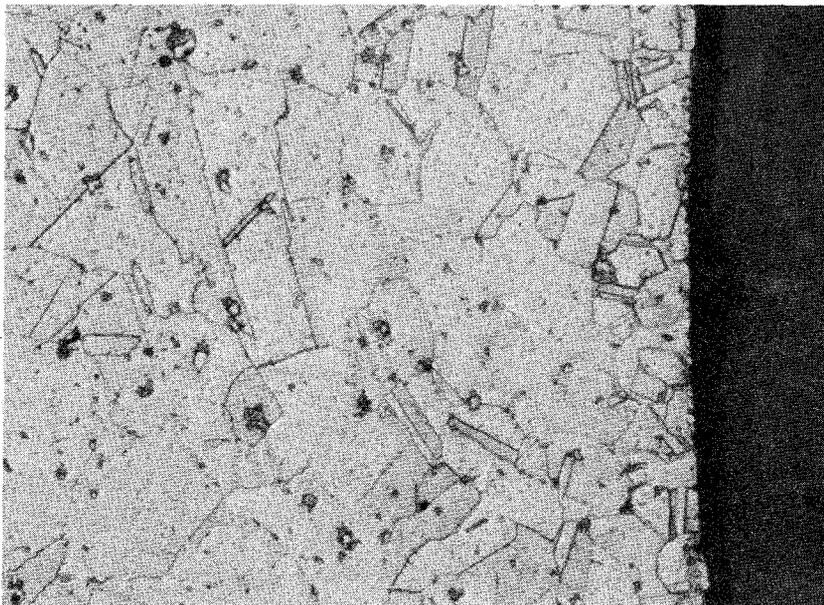
1.4988+Te (Cr-stabilisiert, Te:Cr=1:2)

Abb.12: Reaktionen von unstabilisiertem und Cr-stabilisiertem Te mit Stahl bei 700°C nach 1000 h.



x 500
ungeätzt

1.4988+Cs (mit Sauerstoff verunreinigt)



x 500
geätzt

1.4988+Cs (Cr-stabilisiert)

Abb.13: Reaktionen von unstabilisiertem und Cr-stabilisiertem Cs mit Stahl bei 900°C nach 1000 h.

Sauerstoffhaltiges Cs reagiert mit den rostfreien Stählen schon bei geringen Temperaturen unter Bildung von Cäsiumchromaten. Die Verträglichkeitsversuche wurden deshalb mit sauerstoffhaltigem Cäsium einmal mit Cr und einmal ohne Cr-Zusatz durchgeführt. Die Temperatur betrug 900°C , die Glühzeit 1000 h. Die metallographischen Ergebnisse sind in der Abb. 13 wiedergegeben. Man erkennt, daß das Cr-stabilisierte Cs voll verträglich mit dem Stahl ist, d.h. daß auch Cr als Stabilisator geeignet ist, die Sauerstoff-Aktivität in Cs-haltigen Systemen soweit zu verringern, daß es nicht mehr zu Reaktionen mit den Hüllmaterialien kommt.

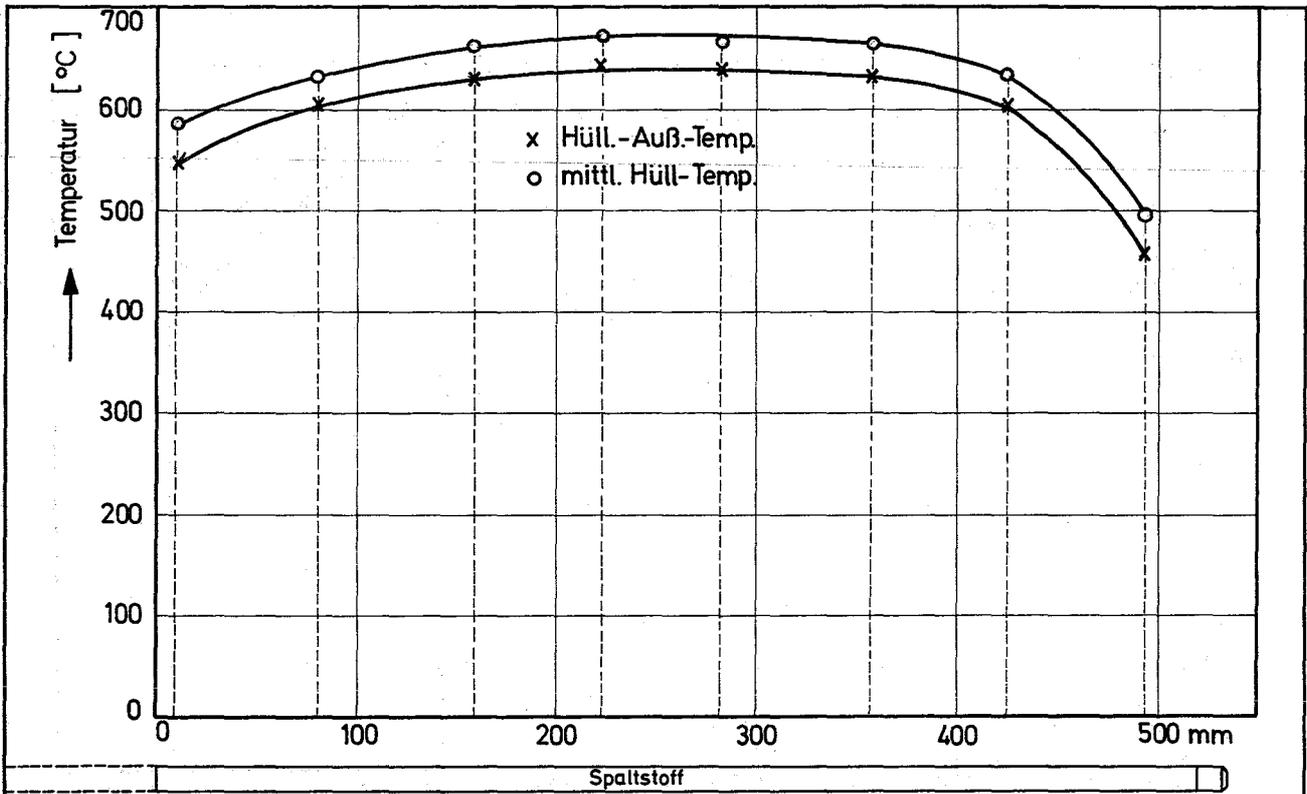
Die Ergebnisse haben also gezeigt, daß Cr sowohl die Spaltprodukt-Aktivitäten als auch höhere Sauerstoff-Aktivitäten im System so weit verringert, daß die chemischen Wechselwirkungen mit den Hüllmaterialien stark reduziert oder ganz verhindert werden. Um die während eines Abbrandes von 10 At.% anfallenden Spaltprodukte durch Cr abzubinden, ist eine Menge von ca. 1 Gew.-% Cr erforderlich. Dem vibrationsverdichteten Brennstoff kann das Cr als Pulver hinzugefügt werden. Bei Pellets wird ein Überzug aus Cr wahrscheinlich geeigneter sein.

1122 Bestrahlungsexperimente (Parameter-tests) mit oxid. Brennst.

Bestrahlungsnachuntersuchungen

1. Bestrahlungsnachuntersuchungen Mol 8A (H. Herrmann, IMF)

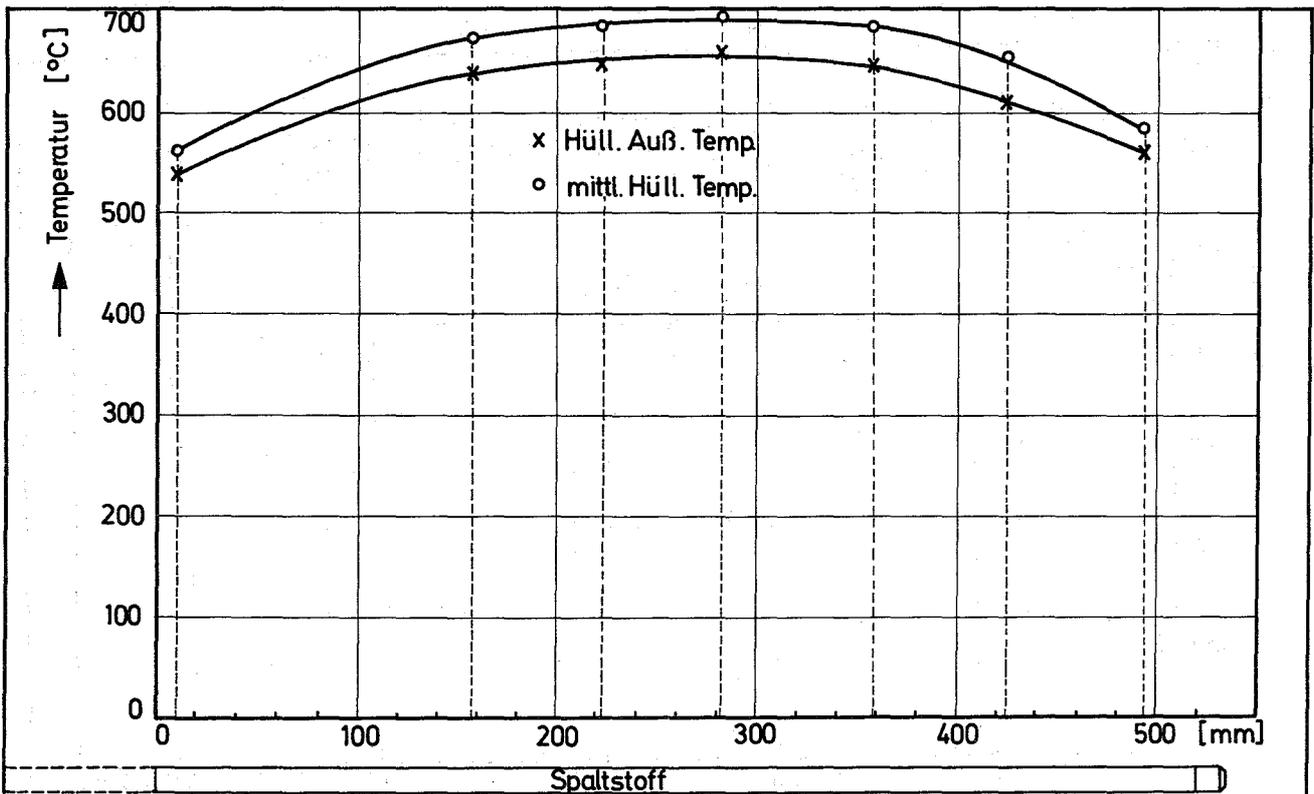
Die im BR 2 unter einem schnellen Neutronenfluß bestrahlten 2 Brennstäbe wurden in den heißen Zellen der GfK nachuntersucht. Dabei zeigte sich zunächst bei der visuellen Kontrolle, daß alle an der Oberfläche der Brennstäbe angebrachten Thermoelemente entweder vollkommen wegkorrodiert oder teilweise beschädigt waren. Die Gründe hierfür sind in Verunreinigungen des eingefüllten NaK bzw. der Gasatmosphäre zu suchen. Gaschromatografische und massenspektrometrische Untersuchungen ergaben ungewöhnlich große Mengen an Sauerstoff, Stickstoff, CO_2 und C-14 (aus np-Reaktion von Stickstoff entstanden).



GfK Karlsruhe
IMF/LB

Mol 8A Stab-Nr. 1
Axiale Verteilung der maximalen Einzeltemperaturen

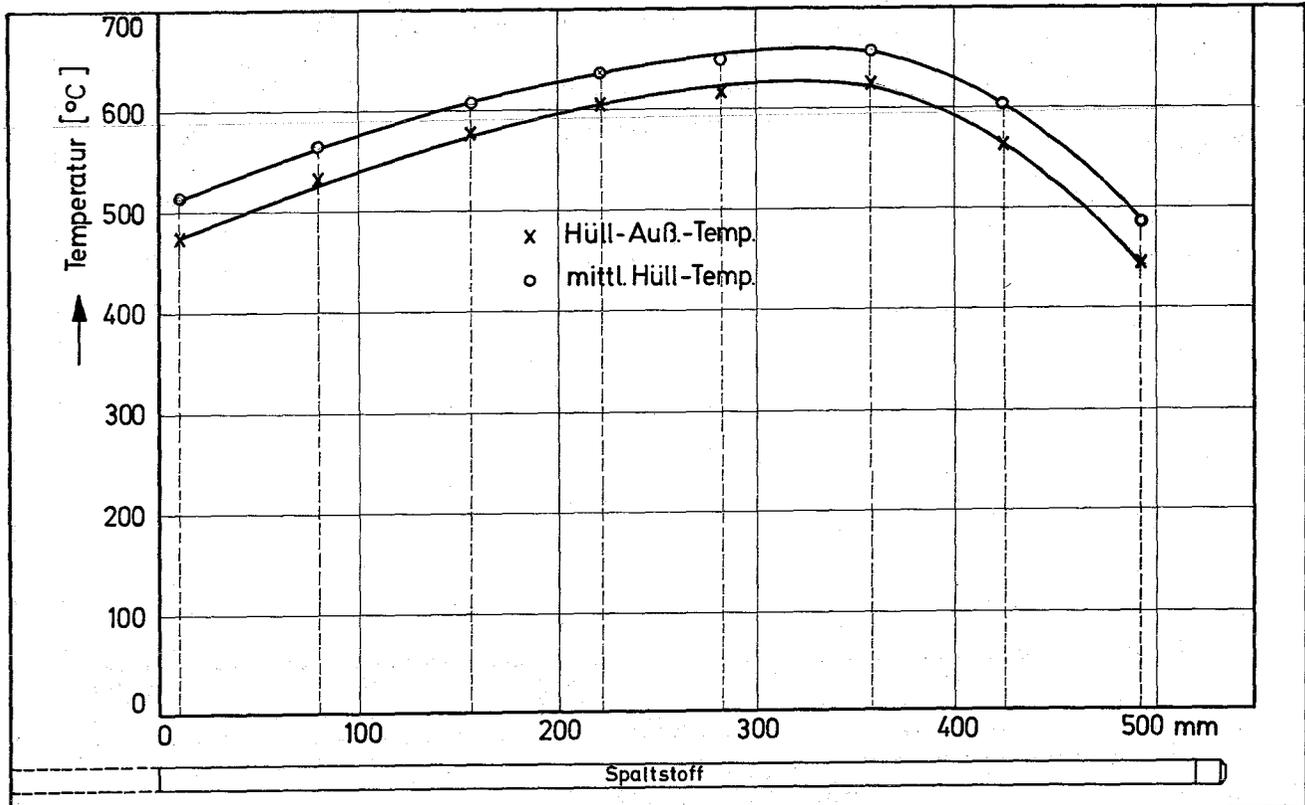
Abb. 14



GfK Karlsruhe
IMF/LB

Mol 8A Stab-Nr. 5
Axiale Verteilung der maximalen Einzeltemperaturen

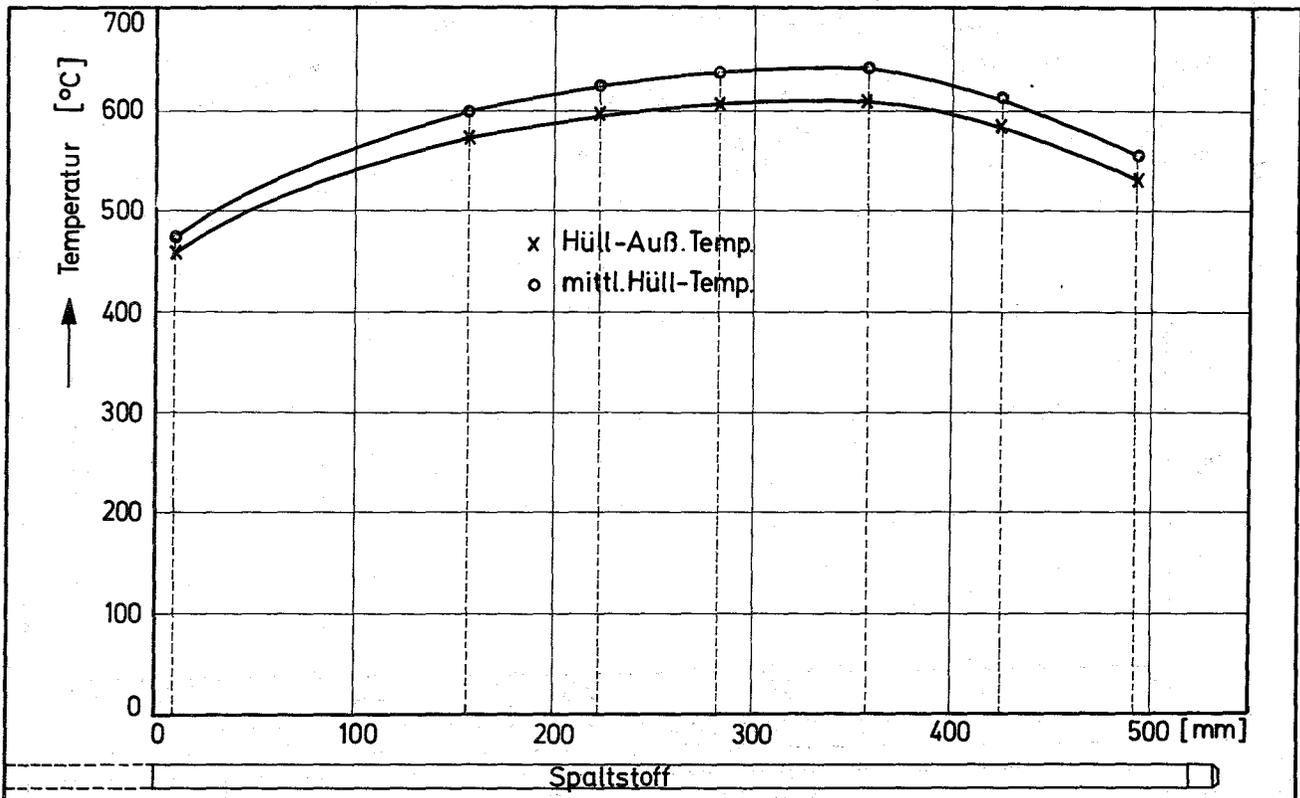
Abb. 15



GfK Karlsruhe
IMF/LB

Mol 8A Stab-Nr. 1
Axiale Verteilung der maximalen Periodentemperaturen

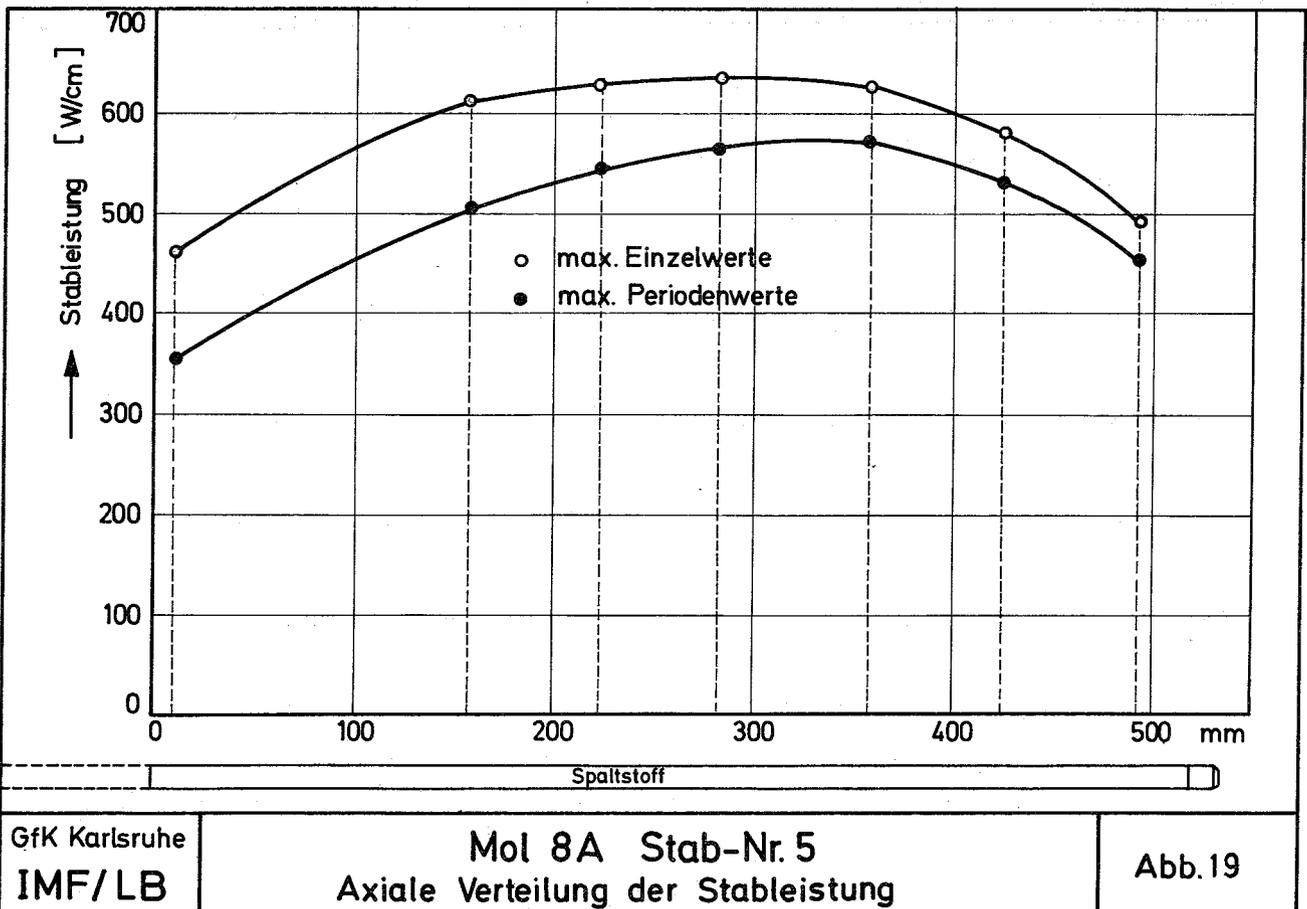
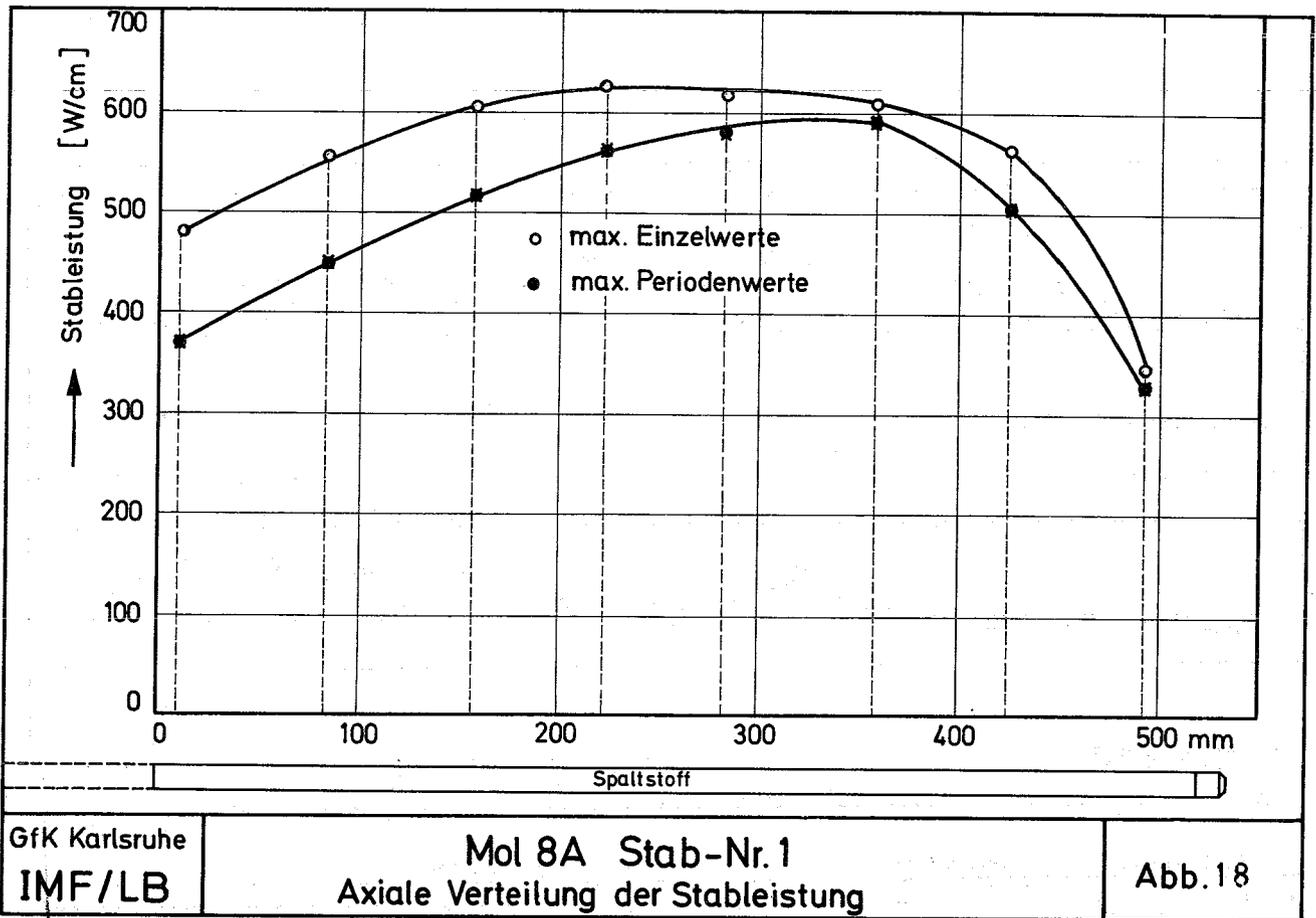
Abb. 16

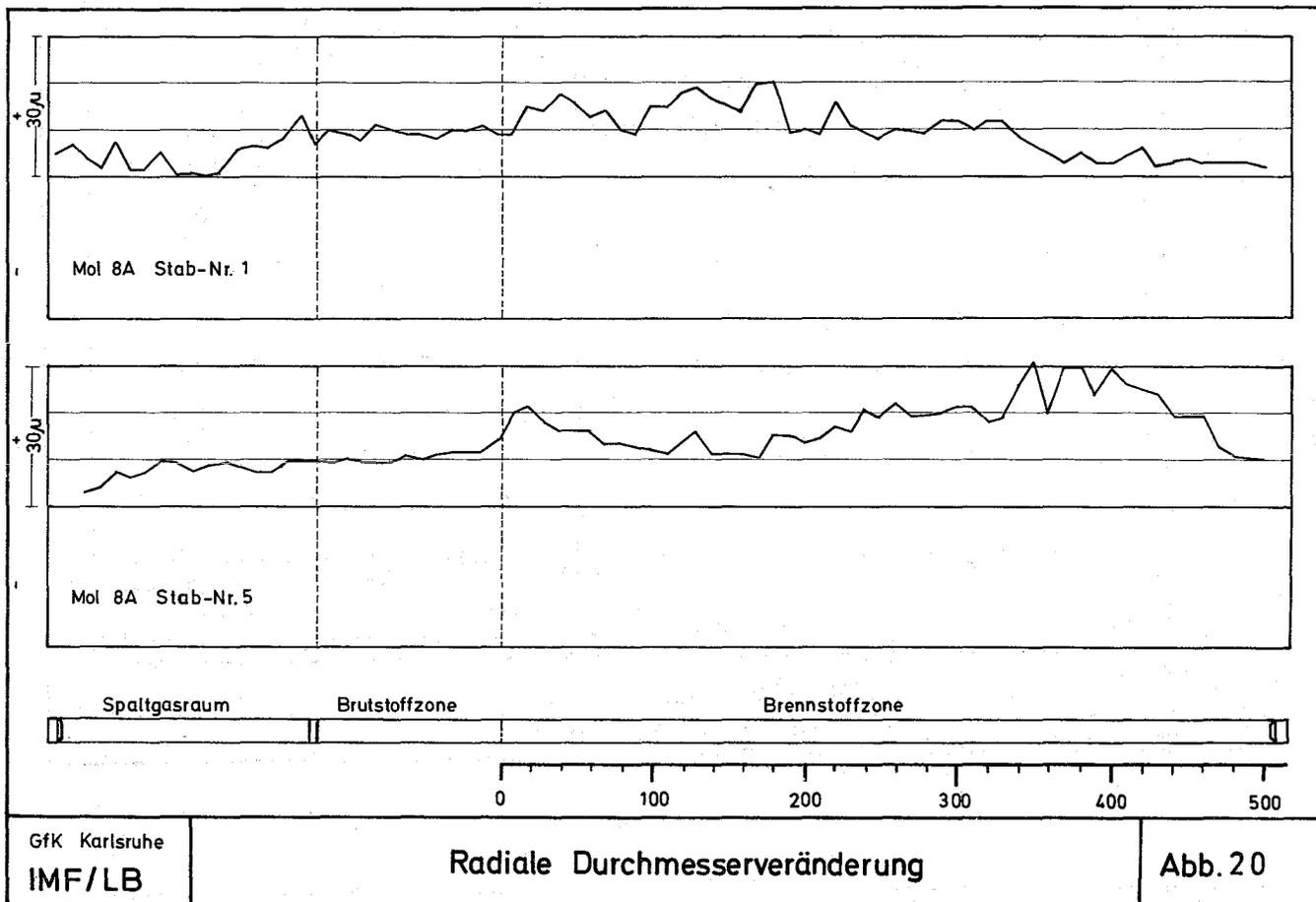


GfK Karlsruhe
IMF/LB

Mol 8A Stab-Nr. 5
Axiale Verteilung der maximalen Periodentemperaturen

Abb. 17





GfK Karlsruhe
IMF/LB

Radiale Durchmesseränderung

Abb. 20

Die aufgenommenen γ -Profile in axialer Richtung des Brennstabes sowie die γ -Spektren an bevorzugten Stellen von Spaltproduktablagerungen zeigten erstens eine relative Gleichmäßigkeit der Leistungsverteilung innerhalb der letzten Perioden in bezug auf die Zr/Nb-95-Linie, zweitens die zu erwartenden Spaltproduktaktivitäten von Ru-106, Cs-134, Cs-137.

Ein in axialer Richtung aufgenommenes Durchmesserprofil von beiden Stäben vor und nach der Bestrahlung läßt einen durchaus mit der Temperaturmessung übereinstimmenden Zusammenhang erkennen: Im Bereich der höchsten Temperaturen und zugleich des höchsten Spaltflusses ein Maximum der Aufweitung der Hüllrohre.

Es werden in den Abb. 14 bis 17 die Temperaturprofile, wie sie aus Thermoelementmessungen ermittelt wurden, zunächst als Einzelwerte der aufgetretenen Maximaltemperaturen dargestellt, dann als Maximal-Periodenwerte gemittelt. Die Temperaturen dieser beiden Stäbe stimmen sehr gut überein. Lediglich beim Stab Mol 8A-1 erkennt man eine Erniedrigung von etwa 70 - 80 °C am unteren Ende der Brennstoffsäule. Dies spiegelt sich auch direkt in der axial ermittelten Stableistung in den Abb. 18 und 19 wieder. Die Relation Spaltfluß-Temperatur-Stableistung läßt an dieser Stelle beim Stab Mol 8A-1 eine Verminderung der Stableistung um etwa 120 - 150 W/cm erkennen. Die radiale Durchmesseränderung ist dagegen beim Stab Mol 8A-5 6-mal größer (Abb. 20). Die Röntgenaufnahmen beider Stäbe zeigten ohne Besonderheiten das typische Bild eines hochabgebrannten Brennelementes: ein im Brennstoff durchgehender gleichmäßiger Zentralkanal, der nach beiden Seiten an den Enden als Folge vorherrschender Neutronenflußverhältnisse sichtbar dünner wird; eine ausgeprägte radiale und axiale Rißstruktur sowie die etwas konische Tablettenform der Brutzone mit breiteren Spalten zwischen den einzelnen Tabletten. Eine bleibende Ausdehnung des Brenn- und Brutstoffes in axialer Richtung konnte durch Vermessung nicht festgestellt werden. Anhand von Durchstrahlungsaufnahmen zeigte sich zwischen Brennstoff und Hülle keine bedeutende Wechselwirkung, die in absehbarer Zeit zum Versagen der Stäbe geführt hätte.

Die auf radiochemischem Wege über Nd-148 und Ce-144 durchgeführte Abbrandanalyse am Stab Mol 8A-1 im Bereich der maximalen Stableistung ergab einen Abbrand von 70 000 MWd/t.

2. Auswertung der Bestrahlungsdaten von FR2-Kapselversuchen

(D. Freund, IMF)

Die Bestrahlungsdaten der Brennstabprüflinge der Kapselversuchsgruppen 3 bis 5 wurden ausgewertet. Mit Hilfe eines zu diesem Zweck entwickelten digitalen Rechenprogrammes werden die Meßwerte der in Höhe der einzelnen Prüflinge angeordneten Thermoelemente nach verschiedenen Gesichtspunkten ausgewertet. Für jeden Reaktorzyklus werden Hülloberflächentemperaturen, Stableistungen und Abbrände berechnet. Der zeitliche Temperaturverlauf pro Zyklus kann nach bisherigen Erfahrungen gut durch eine lineare Approximation beschrieben werden. Das Auswertungsprogramm ermittelt daher eine Bestgerade der Hülloberflächentemperaturen und Stableistungen. Neben diesen analytischen Angaben werden Mittel- und Maximalwerte der Temperaturen und Stableistungen sowie mittlere Abweichungen von der Bestgerade ermittelt. Weiterhin wird der Gesamtabbrand der Einzelprüflinge berechnet. Mit dem vorliegenden Rechenprogramm wird die Auswertung der Kapselversuchsgruppe 3 (1), 4a, 4b, 4c, 5a und 5b (2, 3) durchgeführt.

Veröffentlichungen:

- (1) D. Geithoff, D. Freund, K. Kummerer
Auslegung, Bestrahlung und Nachuntersuchung der UO_2 -Brennstab-Prüflinge
in der FR 2-Kapsel-Versuchsgruppe 3
KFK-Bericht 1239 (Aug. 1971)
- (2) D. Freund
Auslegung und Bestrahlung von Oxidbrennstabproben im FR 2
KFK-Bericht 1376 (in Vorbereitung)
- (3) D. Freund, D. Geithoff, D. Weimar
KFK-Bericht in Vorbereitung

3. Spaltgasverhalten in oxidischem Kernbrennstoff

(W. Dienst, H. Zimmermann, IMF)

Im Rahmen der Brennstab-Bestrahlungsnachuntersuchungen der Versuchsgruppen FR 2- 4a und Mol 7A wurden die bis jetzt vorliegenden Spaltgasdaten ausgewertet. Die prozentuale Spaltgasfreisetzung aus dem (U, Pu)₂O₂-Tablettenbrennstoff steigt mit zunehmendem Abbrand und sinkt mit steigender Ausgangsdichte des Brennstoffes. Die Freisetzungswerte streuen jedoch stark. Das in Poren zurückgehaltene Spaltgas erreicht in den FR 2 - 4a Brennstäben bei einem Abbrand von ca. 60 000 MWd/t einen Sättigungswert von ca. $11 \cdot 10^{18}$ Spaltgasatomen pro g Brennstoff. Das Gitter-Spaltgas erreicht seinen Sättigungswert von ca. $3,5 \cdot 10^{18}$ Spaltgasatomen bereits bei ca. 30 000 MWd/t. Die entsprechenden Werte der Mol 7A-Brennstäbe liegen wegen der höheren Temperaturen dieser Stäbe gegen Bestrahlungsende niedriger. Es wurde eine Freisetzungformel entwickelt, die auf der Ausschöpfung des Spaltgasspeichervermögens des Brennstoffes beruht und an den erwähnten Sättigungsverlauf der Spaltgasrückhaltung angepasst ist. Sie lautet:

$$F \cdot 0,27 A = (0,27 A - C) \frac{R_{1700}^2}{R^2} + \int 0,27 A - 2 \cdot 10^{-2} (1 - e^{-A/0,05}) \frac{R_{1300}^2 - R_{1700}^2}{R^2} + \int 0,27 A - 8 \cdot 10^{-3} (1 - e^{-A/0,02}) \frac{R^2 - R_{1300}^2}{R^2}$$

F = Spaltgasfreigabe in Gasatomen je U+Pu-Atom

A = Abbrand in Spaltung je U+Pu-Atom

C = Gleichgewichtsgasgehalt der Stengelkristallzone in Gasatomen je U+Pu-Atom

R = Brennstoffradius

R₁₇₀₀ = Radius der 1700 °C-Isothermen

R₁₃₀₀ = Radius der 1300 °C-Isothermen

Abb. 21 zeigt den Streubereich der gemessenen Spaltgasfreigabewerte über dem Abbrand und den Verlauf der Spaltgasfreisetzung gemäß der angegebenen Formel. Die verwendeten R₁₇₀₀- und R₁₃₀₀-Werte ergaben sich durch Auswertung der Vermessung von Gefügezonen in keramographischen Brennstab-Querschliffen.

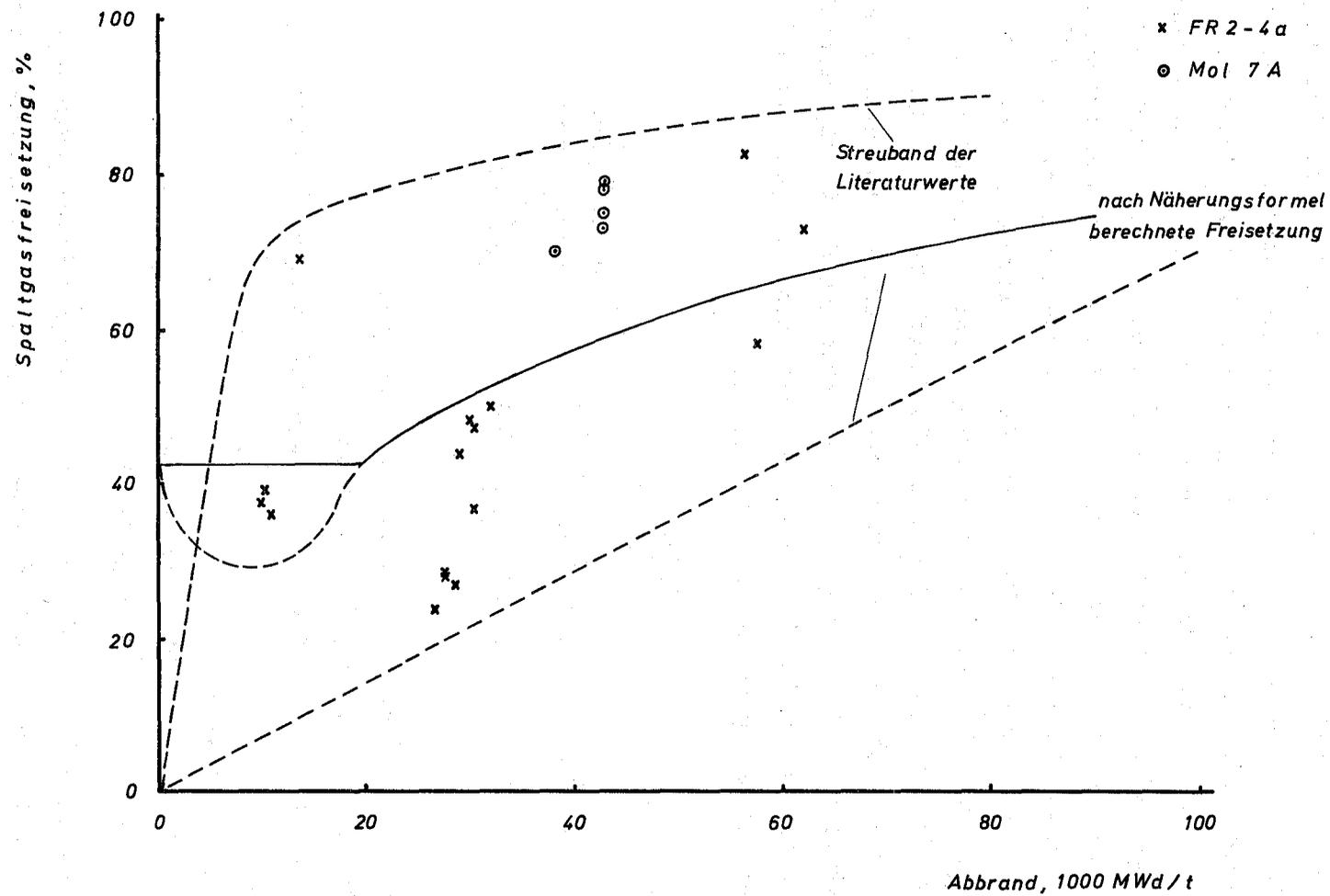


Abb. 21

Spaltgasfreisetzung in Abhängigkeit vom Abbrand
(bezogen auf die gemessene Spaltgasgesamtmenge)

1123 Bestrahlungen zur Erprobung des SNR-Brennstabkonzeptes im schnellen Neutronenfluß

1123.1 Abbrandbestrahlungen von Bündeln im DFR

Zwischenuntersuchung der Trefoils DFR-435/1 und DFR-435/2

(D. Geithoff, IMF)

Die Bündelbestrahlung DFR-350 im Dounreay Fast Reactor, die nach einem Abbrand von maximal 5,65% beendet worden war, wurde an sechs ausgewählten Stäben mit dem Hüllmaterial 1.4988 weitergeführt. Das neue Abbrandziel ist 9,5% und soll in drei Stufen (3 Reaktorzyklen) erreicht werden, wobei jeweils Zwischenuntersuchungen vorgesehen sind. In der ersten Stufe wurden zwei Trefoils mit insgesamt 6 Stäben bis zu einem Maximalabbrand von 6,97% bestrahlt. Die Ergebnisse der darauffolgenden Zwischenuntersuchung sollen hier erläutert werden. Als Schlußfolgerung sei jedoch vorweggenommen, daß sich daraus keine Bedenken ergaben, die Bestrahlung fortzusetzen.

Bereits vor der Untersuchung war im Trefoil DFR 435/2 ein Stabschaden vermutet worden, da beim Anfahren des Reaktors ein Radonsignal ein Leck in einem der eingesetzten Teststäbe anzeigte. Tatsächlich wurden dann an Stab G24 zwei Hüllrohr-Risse von jeweils mehreren Zentimetern Länge festgestellt (Abb. 22). Als Schadensursache wird angenommen, daß eine Gasblase im Kühlmittel zu einer örtlichen Überhitzung und unter dem Spaltgasdruck zum Aufreißen der Hülle geführt hat. Ein solcher Mechanismus ist im DFR schon mehrfach beobachtet worden. Für eine Ursache von außen spricht auch die Tatsache, daß der Schaden während des Anfahrens bei etwa halber Reaktorleistung aufgetreten ist. Die beiden benachbarten Stäbe wurden vom Schaden nur insoweit betroffen, als am Stab G19 eine ungewöhnlich große Durchmessererweiterung (1,5%) festgestellt wurde, während Stab G9 offenbar unbeeinflusst blieb.

An den drei Stäben des zweiten Trefoils (435/1) wurden keinerlei Schäden beobachtet. Bei der äußeren Vermessung der intakten Stäbe wurde (mit Ausnahme von Stab G19 aus DFR 345/2) eine Durchmesserzunahme im Schwellmaximum von etwa 0,2% gegenüber den Meßwerten vor dem letzten Bestrahlungszyklus festgestellt. Die Gesamtzunahmen liegen damit bei 0,8%, also noch um die Hälfte niedriger als beim Material 1.4961 zum Ende der DFR-350-Bestrahlung (Abb. 23). Aus den γ -Profilen, die für die Spaltprodukte Zr/Nb-95, Ru/Rh-103 und Ba/La-140 aufgenommen wurden, ergaben sich keine Hinweise auf eine Gefährdung bei einer Weiterbestrahlung. Somit wird die Bestrahlung wie folgt fortgeführt: Die intakten Stäbe aus dem Trefoil 435/1 (G8, G12, G16) werden gemeinsam im Trefoil 435/5 weiterbestrahlt. An Stelle des ausgeschiedenen Stabes G24 und des gefährdeten Stabes G19 werden die Reservestäbe G7 und G17 zusammen mit dem verbliebenem Stab G9 im Trefoil 435/6 wieder eingesetzt.

112-33

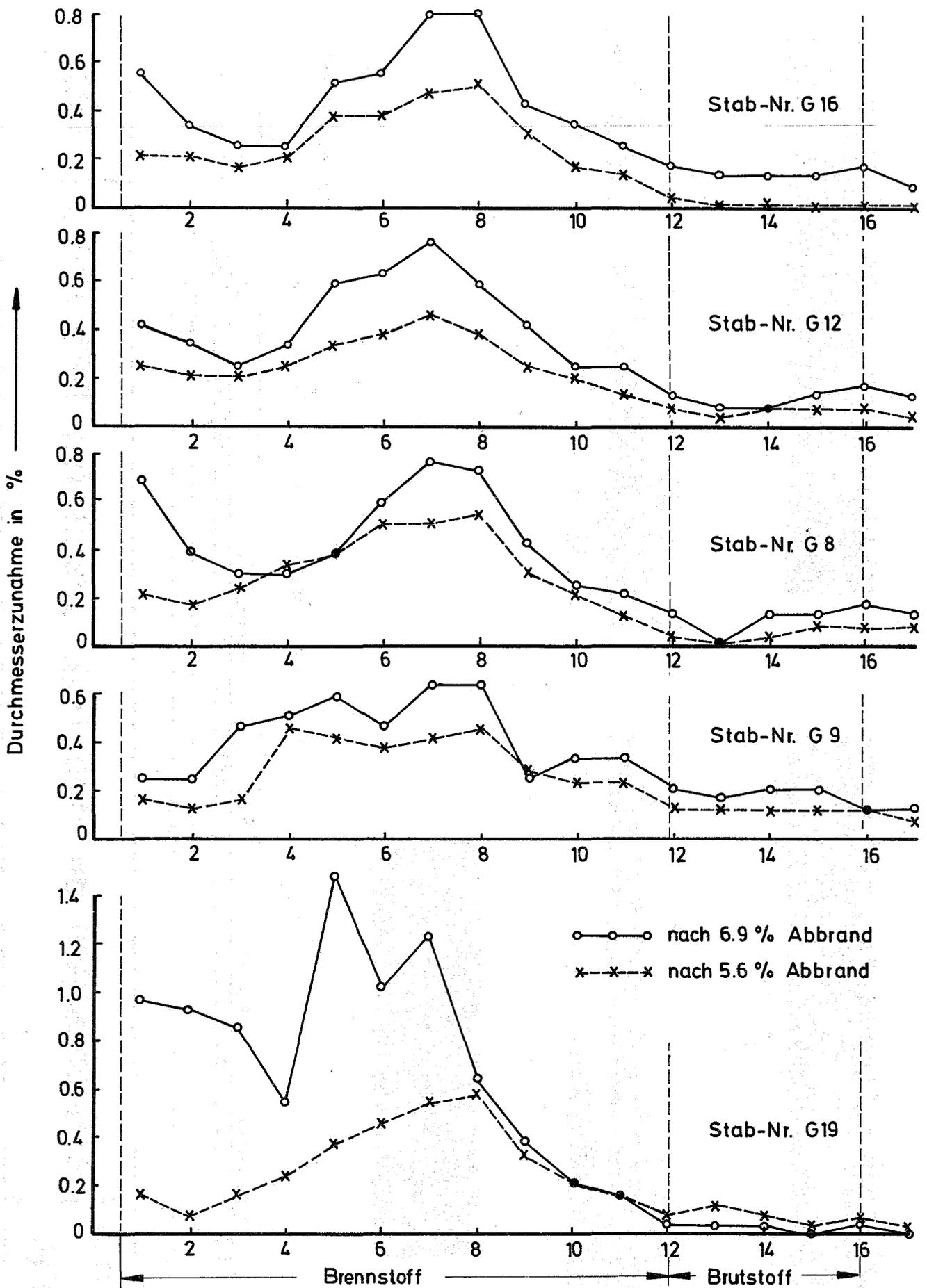
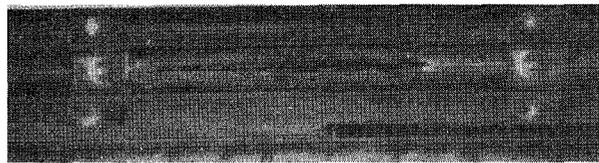
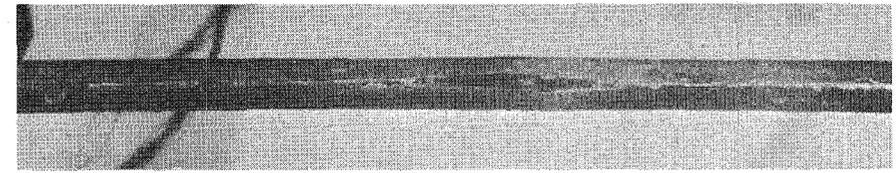
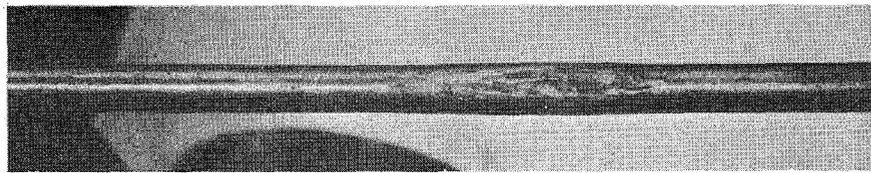
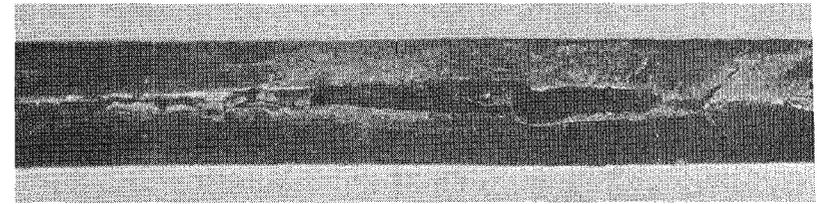
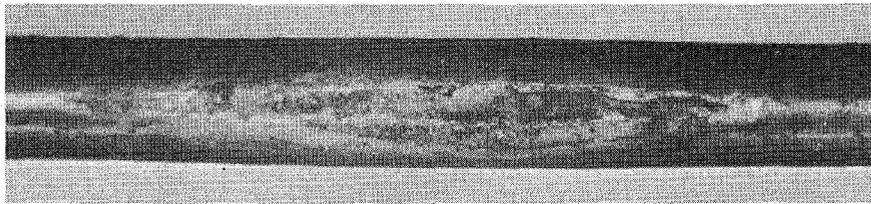
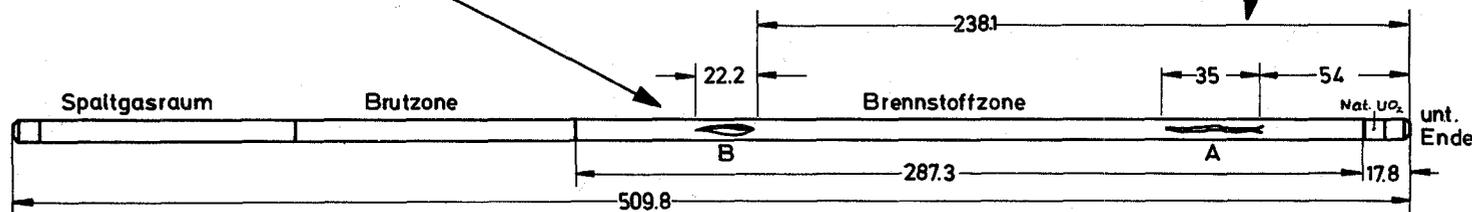


Abb. 22

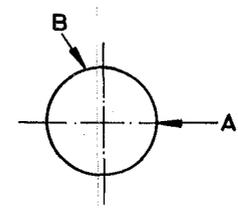
Durchmesserzunahme der intakten Stäbe aus den Trefoils 435/1 und 435/2



112-34



Draufsicht von oben



GfK Karlsruhe
IMF/LB

Schadensstellen an Stab G 24 aus Trefoil DFR 435/2

Abb.23

1124 Brennstäbe mit karbidischem bzw. nitridischem Brennstoff1124.1 Verfahrens- und GeräteentwicklungHerstellung von Uran - Plutonium - Karbid - Brennstoffen für Bestrahlungs-
experimente. (P. Funke, H. Knobloch, G. Mühling, ALKEM)

In den Monaten Februar - Mai konnten die ersten Brennstoffe für Bestrahlungsexperimente hergestellt und ausgeliefert werden. Es handelt sich um Tabletten hoher Dichte (96% der th. Dichte für Na-Bindung, Bestrahlungsexperiment DFR-330) und um Tabletten niedriger Dichte (83% der th. Dichte für He-Bindung, Bestrahlungsexperiment Mol 11 A / 11 B).

Die Brennstofftabletten hoher Dichte wurden nach dem bisher meist üblichen Verfahren der gemeinsamen Karboreduktion der Oxide UO_2 und PuO_2 hergestellt. Die Umsetzung der Oxide zum Mischkarbid erfolgte durch Reaktion bei $1500^\circ C$ unter Vakuum. Die analytische Untersuchung zeigte, daß die durchschnittliche Verunreinigung des Mischkarbids an Sauerstoff bei 3000 - 4000 ppm lag, die Verunreinigung an Stickstoff bei 50 - 200 ppm.

Für die Herstellung der Brennstoff-Tabletten wurde das Mischkarbid unter Zugabe von 0,1% Ni-Pulver als Sinterhilfe in einer Kugelmühle 4 Stunden lang gemahlen. Aus dem Pulver wurden auf einer hydraulischen Presse Grünlinge mit Dichten von $8,70 \text{ g/cm}^3$ gepreßt, die Grünlinge wurden im Batch-Type-Ofen unter Vakuum bei $1600^\circ C$ über 1,5 Stunden gesintert. Die geometrische Dichte der Tabletten lag sehr gut innerhalb der spezifizierten Werte ($96 \pm 2\%$ th. D.).

Die Verunreinigungen in den Karbid-Sinterkörpern liegen sowohl hinsichtlich der Sauerstoffgehalte (3000 - 5000 ppm) als auch der Stickstoffgehalte (1500-2000 ppm) höher als im reagierten Karbid.

Der hohe Stickstoffgehalt ist dabei durch die Verarbeitung des Karbids in N_2 -Atmosphäre verständlich. Eine charakteristische Kenngröße für den Brennstoff ist der Wert des Äquivalentkohlenstoffgehaltes ($ECC = \% C + \frac{12}{16} \% O + \frac{12}{14} \% N$). Die Berechnung ergab Werte zwischen 5.0 - 5.2 %.

Nach diesem Verfahren wurden insgesamt 5 kg ($U_{0.8} Pu_{0.2}$) C hergestellt.

Die Brennstoff-Tabletten niederer Dichte wurden nach dem Reaktionsintervallverfahren hergestellt (vgl. KFK 1271/1, 1124.12).

Urankarbid wurde von NUKEM durch Karboreduktion bei 1800 °C hergestellt, die Verunreinigungen an Sauerstoff lagen bei 2000 - 3000 ppm, die an Stickstoff bei 100 ppm.

Teilreagiertes Plutonium-Karbid wurde durch Reaktion bei 1350 °C hergestellt. Es wies nach der Reaktion einen Kohlenstoff-Gehalt von 5.2% und einen Sauerstoff-Gehalt von 1% auf.

Beide Brennstoffkomponenten wurden zusammen (Zusatz von 16% teilreagiertem PuC) über 5 Stunden in der Kugelmühle gemahlen, wodurch gleichzeitig eine Mischung der Komponenten erfolgte. Aus dem Pulver wurden Grünlinge mit Dichten von 8.70 g/cm³ auf der hydraulischen Presse hergestellt; gesintert wurden die Grünlinge im Batch-Type-Ofen unter Vakuum bei Sintertemperaturen von 1600 °C über 2 Stunden. Auch hier lag die Dichte der gesinterten Tabletten sehr gut innerhalb der spezifizierten Werte (83.3 ± 2% th. D.).

Die Analysen zeigten, daß die Restreaktion des vorreagierten Plutonium-Karbids sehr gut verlaufen ist. Es wurden im gesinterten Brennstoff 4.5 - 4.6% Kohlenstoff und ca. 3000 - 4000 ppm Sauerstoff gefunden. Die Stickstoff-Gehalte lagen wie auch bei den hochdichten Tabletten zwischen 1500 - 2000 ppm.

Aus diesen Analysenwerten errechnet sich ein Äquivalentkohlenstoff-Gehalt von 4.9 - 5.0%. Nach diesem Verfahren wurde 1 kg Brennstoff hergestellt.

In den Abbildungen 24 bis 27 sind typische keramographische Schliffe und α -autoradiographische Aufnahmen beider Brennstofftypen wiedergegeben.

Abb. 24 zeigt einen geätzten Schliff des hochdichten Brennstoffs in 300-facher Vergrößerung. Man erkennt ein grobkörniges, dichtes Gefüge; zwischen den Körnern und zum Teil auch im Korn selbst finden sich Ausscheidungen von $(U, Pu)_2 C_3$ (helle Phase). Daneben sind in den Körnern zum Teil geringe Spuren einer Dikarbid-Phase erkennbar; oxidische oder metallische Phasenteile sind nicht zu finden. Abb. 25 zeigt eine α -Autoradiographie dieses Brennstofftyps; die homogene Pu-Verteilung deutet auf eine vollkommene Mischkristallbildung.

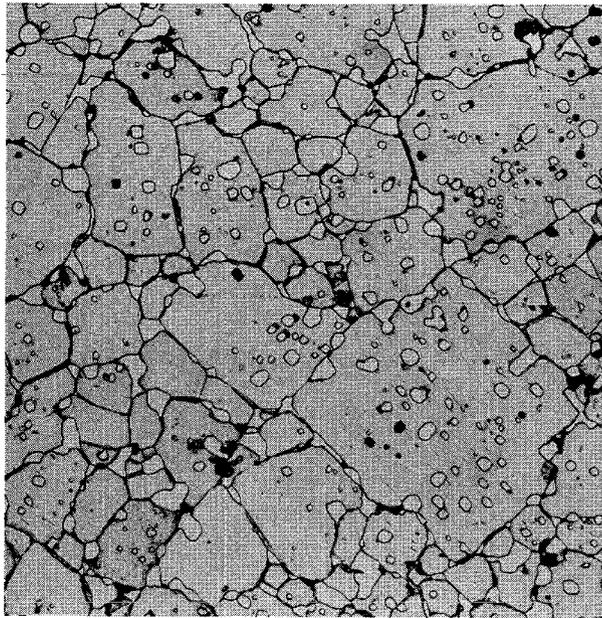


Abb. 24

($U_{0.8} Pu_{0.2}$)C, Dichte 96 %
geätzt, 300 x

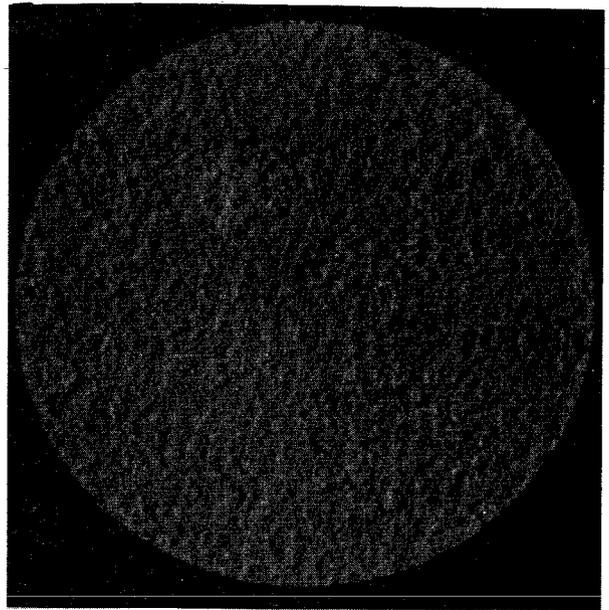


Abb. 25

($U_{0.8} Pu_{0.2}$)C, Dichte 96%
 α -Autoradiographie, ~ 10 x

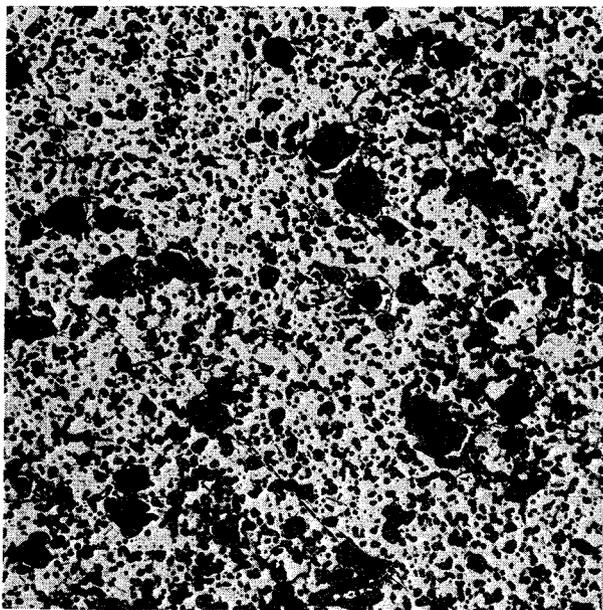


Abb. 26

($U_{0.85} Pu_{0.15}$)C, Dichte 83%
geätzt, 300 x

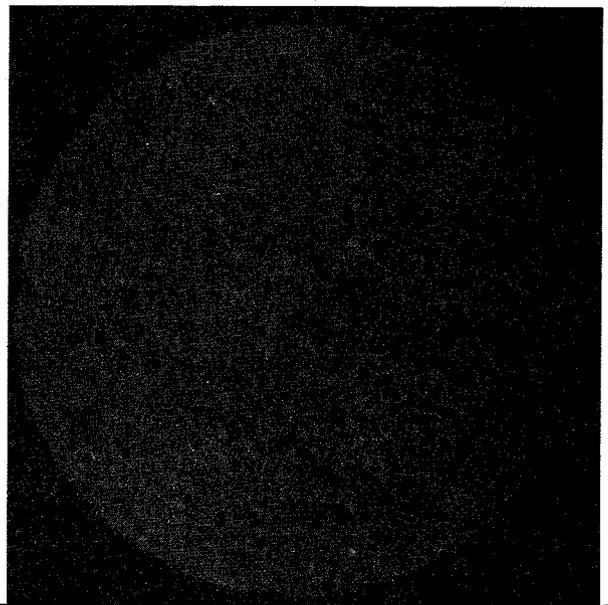


Abb. 27

($U_{0.85} Pu_{0.15}$)C, Dichte 83%
 α -Autoradiographie, ~ 10 x



Keramographische Schriffe und α -Autoradiographien von hoehdichten und niedrigdichten UC-PuC Brennstoffen

Abb. 26 zeigt einen geätzten Schliff des niedrigdichten Brennstoffs in 300-facher Vergrößerung. Wie bei dieser Dichte nicht anders zu erwarten, ist die Anzahl der Poren wesentlich größer als bei Abb. 24, überraschend ist jedoch die große Zahl der Mikroporen im Brennstoff (Porendurchmesser 2 μ und kleiner). Diese können durch das Verfahren bei der Brennstoffherstellung (Reaktionssintern unter CO-Abgabe) erklärt werden.

Um die Randzonen der größeren Poren finden sich öfters M_2C_3 -Phasenanteile, Dikarbid-Oxid- oder metallische Phasen sind nicht zu finden. Abb. 27 zeigt eine α -Autoradiographie des Brennstoffs; wieder findet man eine homogene Pu-Verteilung (Mischkristallbildung).

1124.2 Laborversuche zur Brennstabauslegung

1124.22 Thermodynamik und Kinetik an der Phasengrenze Brennstoff/Hülle

Untersuchungen über die Verträglichkeit Brennstoff/Hülle

(O. Götzmann, P. Hofmann, IMF)

Die Untersuchungen von schwefelmodifiziertem karbidischem Brennstoff ergaben keine Verbesserung der Verträglichkeit mit den austenitischen Stählen gegenüber dem UC. Es wurden zwei verschiedene Schwefelkonzentrationen untersucht: UC mit 1 Mol.% US und UC mit 3 Mol.% US. Die Glühungen wurden bei 800 und 900 °C über 1000 Stunden durchgeführt. Die Verträglichkeitspartner waren Stähle vom Typ 1.4981, 1.4988 und Sandvik 12R72HV. Bei beiden Temperaturen war der Reaktionsumfang (Reaktionszonen in der Phasengrenze und Ausscheidungszonen in der Hülle) mit dem schwefelhaltigen Brennstoff immer größer als mit dem UC. (Das UC war leicht überstöchiometrisch und hatte als zweite Phase UC_2 .) Besonders deutlich zeigte sich der Unterschied beim 1.4981-Stahl und Sandvik 12R72HV (Abb. 28 bis 31). Der 1.4988-Stahl zeigte die geringsten Reaktionen (Abb. 32 und 33). Der Unterschied zwischen dem Brennstoff mit geringem und dem mit höherem Schwefelgehalt war in bezug auf das Verträglichkeitsverhalten gering. Beim 1.4981 waren die Reaktionen mit dem $UC_{0,97}S_{0,03}$ größer als mit dem $UC_{0,99}S_{0,01}$, beim Sandvikstahl waren sie gleich.

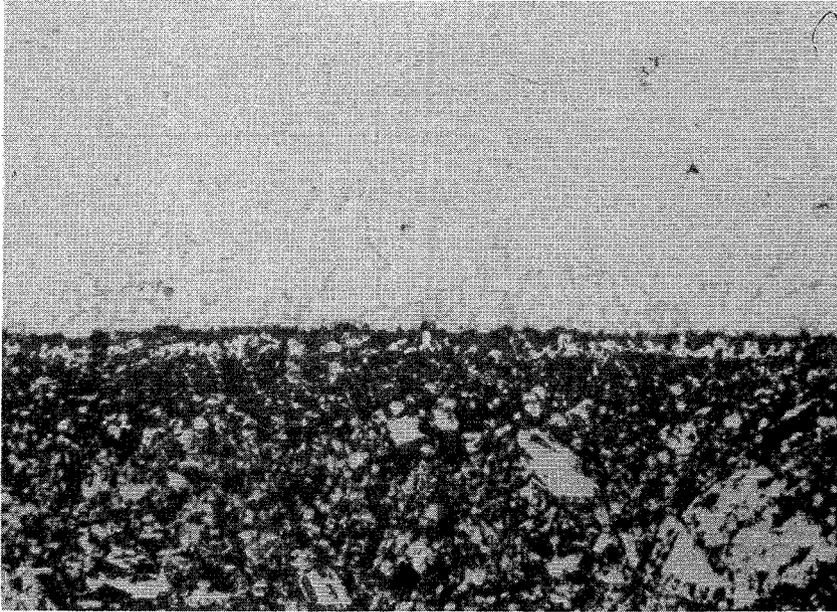


Abb.28 : 1.4981-Stahl gegläht mit UC_{1+x} bei $900^{\circ}C$
über 100 h 500 x

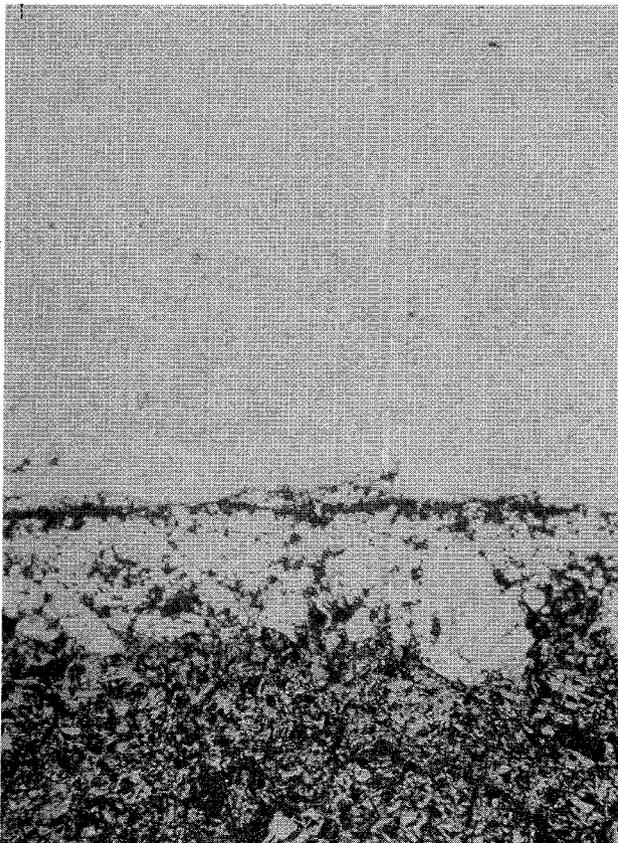


Abb. 29: 1.4981-Stahl ge-
gläht mit
 $UC_{0,99}S_{0,01}$ bei
 $900^{\circ}C$ über 100h
250 x

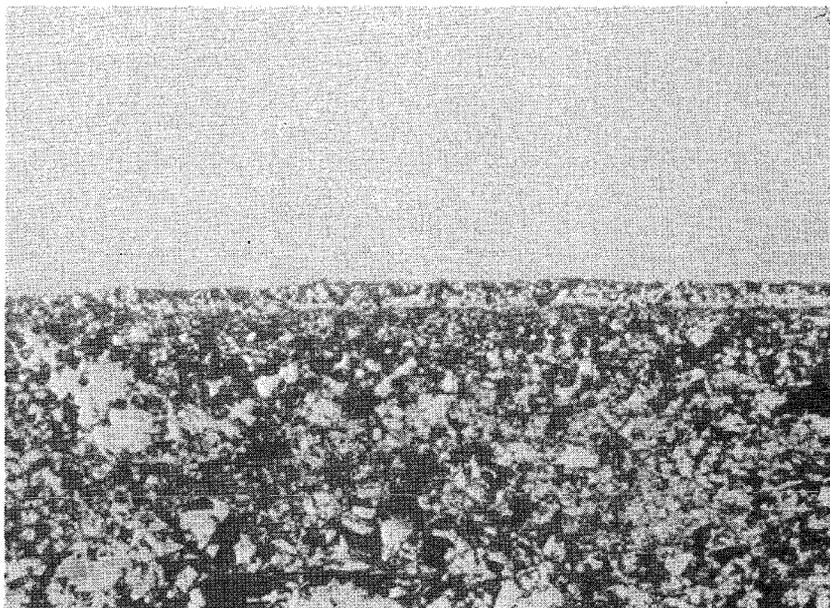


Abb. 30: Stahl Sandvik 12R72HV ge­glüht mit UC_{1+x}
bei $900^{\circ}C$ über 1000 h 500 x

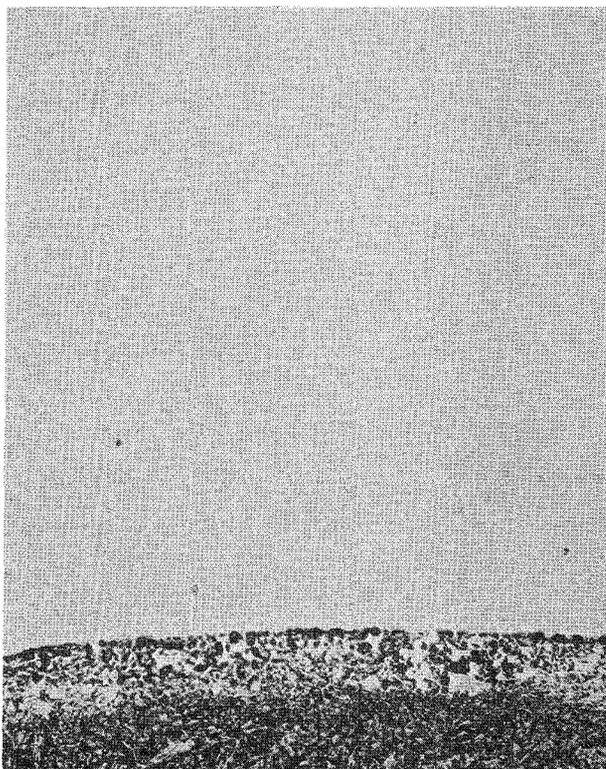


Abb. 31 : Stahl Sandvik
12R72HV ge­glüht
mit $UC_{0,99}S_{0,01}$
bei $900^{\circ}C$ über
1000 h
100 x

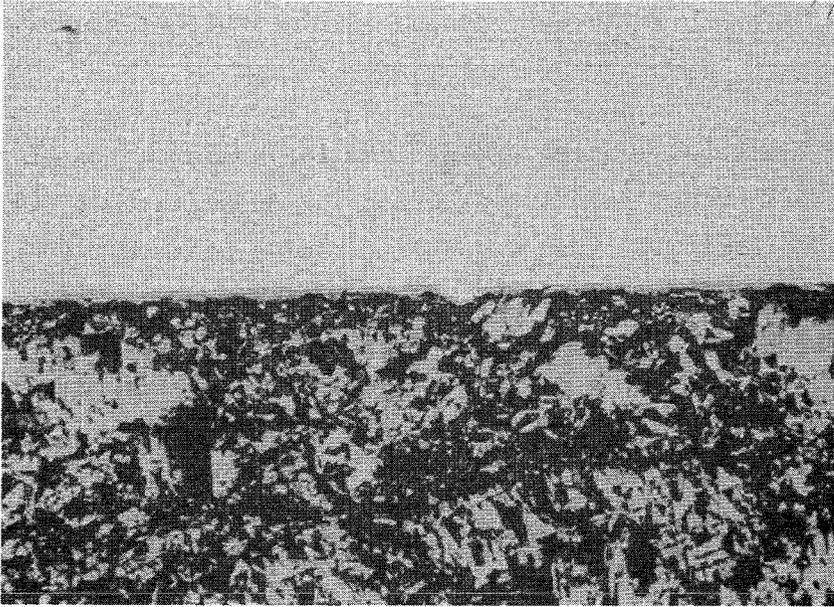


Abb.32: 1.4988-Stahl gegläht mit UC_{1+x} bei $900^{\circ}C$ über 1000 h 500 x

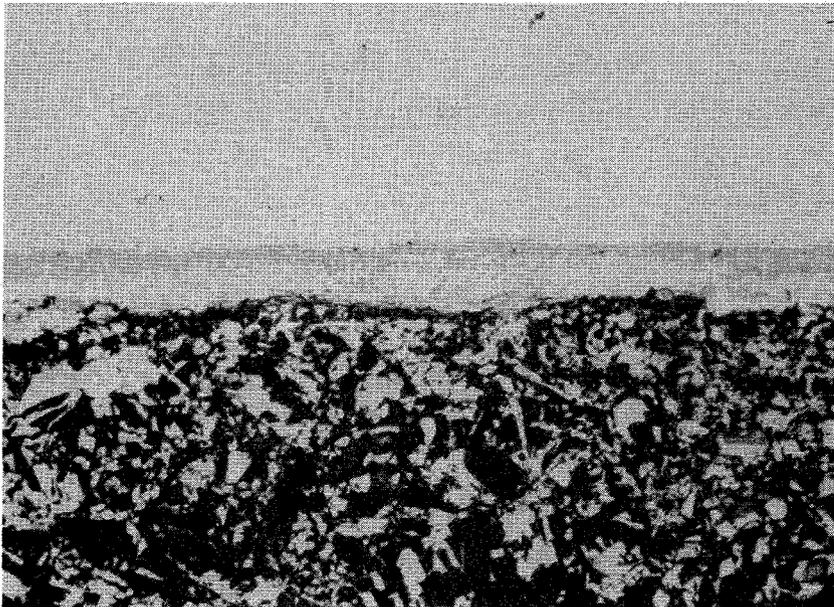
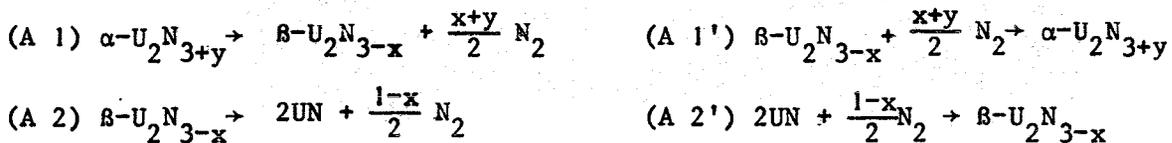


Abb.33: 1.4988-Stahl gegläht mit $UC_{0,99}S_{0,01}$ bei $900^{\circ}C$ über 1000 h 500 x

DTA-Messungen im System Uran-Stickstoff und Uran-Stickstoff-Sauerstoff

(H. Holleck, T. Ishii, IMF)

Die Kenntnis der Phasenbeziehungen und der thermodynamischen Daten im System Uran-Stickstoff bildet die Voraussetzung für Aussagen über die Änderung der Stickstoffaktivität während des Abbrandes eines Nitridbrennstoffes. Mit Hilfe von DTA-Messungen^{†)} konnten fehlende Daten im Bereich der höheren Nitride und hinsichtlich des Einflusses von Sauerstoff gewonnen werden. Abb. 34a zeigt typische Aufheiz- und Abkühlungskurven für UN unter Stickstoff. Die vier Spitzen entsprechen den folgenden Reaktionen:



In Abb. 35 ist der Stickstoffgleichgewichtsdruck für die beobachteten Reaktionen in Abhängigkeit von der Reaktionstemperatur gegeben. Für die Reaktion A2 und A2' wird der Gleichgewichtsdruck durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\log P_{\text{N}_2} \text{ (atm)} = 6.361 - 10.649 \times 10^2 / T \text{ (1450 - 1660 } ^\circ\text{K)}$$

Während für die Zersetzung von $\alpha\text{-U}_2\text{N}_3$ zu $\beta\text{-U}_2\text{N}_3$ und Stickstoff keine klare Beziehung hinsichtlich des Stickstoffdruckes und der Temperatur gewonnen werden konnte, wird der Gleichgewichtsdruck für die gegenläufige Reaktion (A 1') durch nachfolgende Gleichung beschrieben:

$$\log P_{\text{N}_2} \text{ (atm)} = 6.131 - 8.115 \times 10^3 / T \text{ (1145 - 1325 } ^\circ\text{K)}$$

Der Einfluß von Sauerstoff auf die DTA-Kurve und die Reaktionstemperatur verdeutlichen Abb. 34b bzw. Tabelle 2.

†) Differential-Thermoanalyse

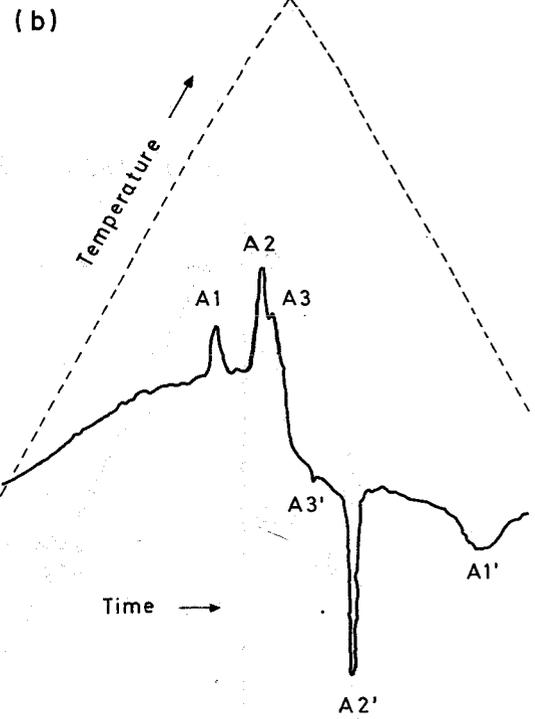
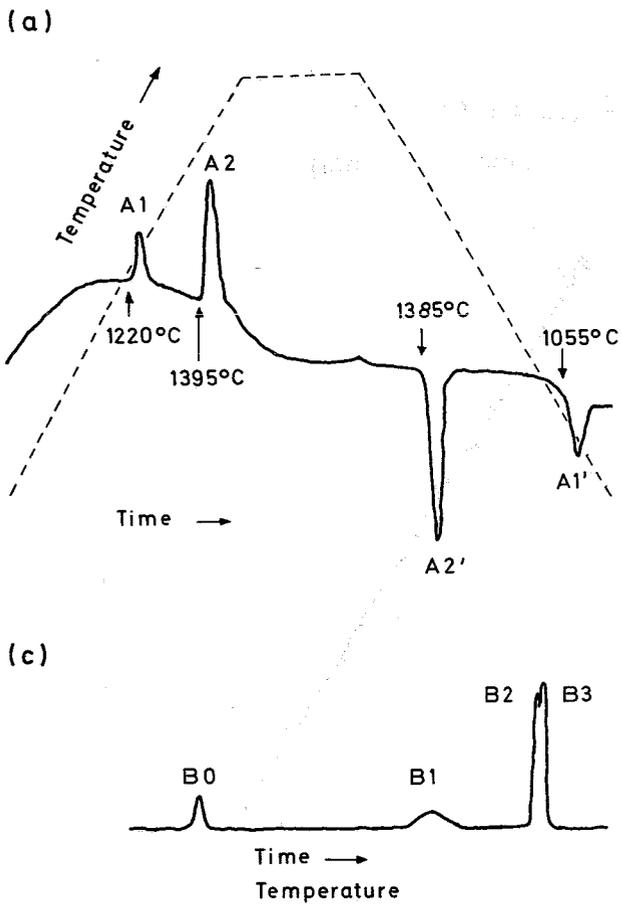
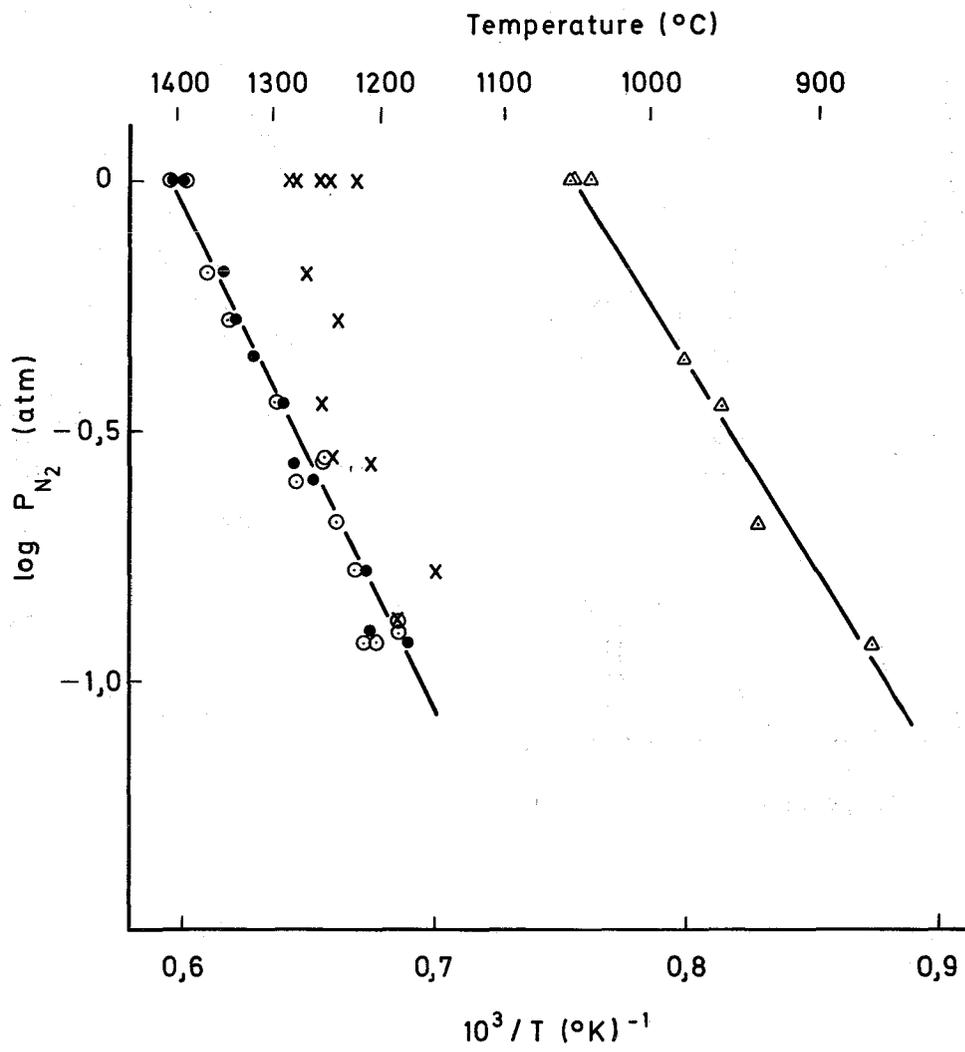


Abb. 34



A1 x $\alpha U_2N_3 \rightarrow \beta U_2N_3$ A2 $\circ \beta U_2N_3 \rightarrow UN$
 A1' $\Delta \beta U_2N_3 \rightarrow \alpha U_2N_3$ A2' $\bullet UN \rightarrow \beta U_2N_3$

Abb. 35

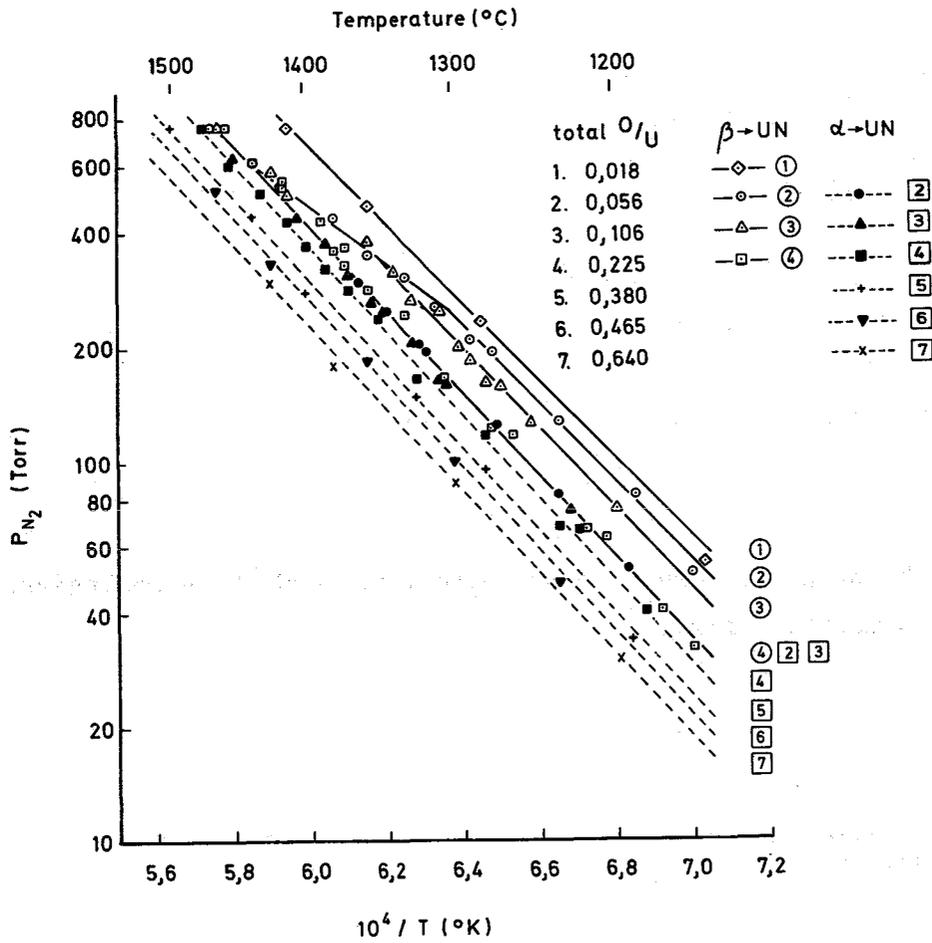
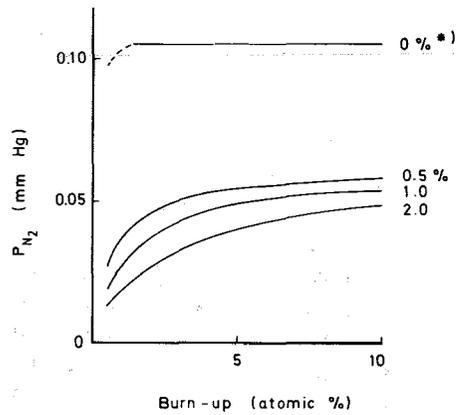


Abb.36

Abb. 36: Stickstoff-Zersetzungsdruck von $\beta\text{-U}_2\text{N}_3$ (leere Symbole) und $\alpha\text{-U}_2\text{N}_3$ (volle Symbole) in Proben mit verschiedenem Sauerstoffgehalt.



*) Initial load of UO_2 (wt %)

Abb. 37: Stickstoffpartialdruck im Brennstoff bei $800\text{ }^\circ\text{C}$ in Abhängigkeit vom Sauerstoffgehalt

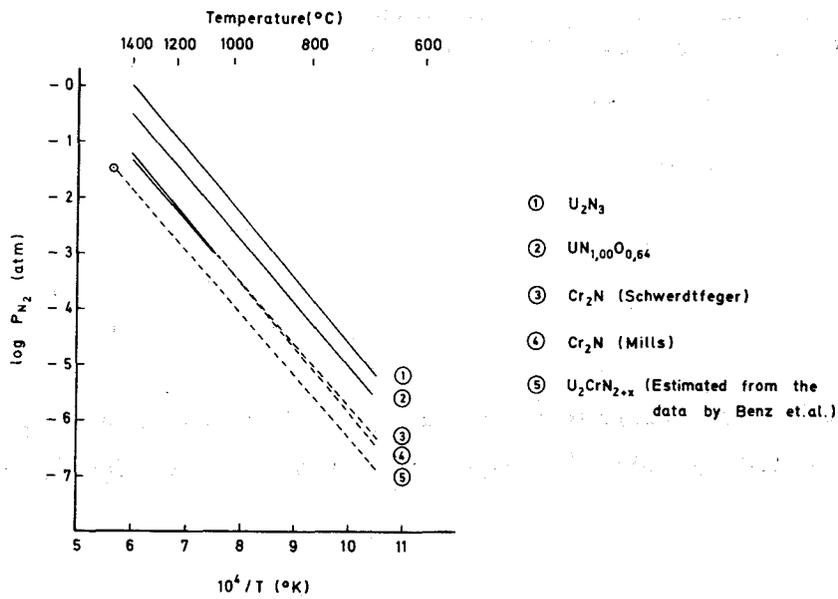


Abb. 38: Stickstoffgleichgewichtsdrucke für verschiedene Verbindungen des Systems U-Cr-N-O

Reaktion	Reaktionstemperatur bei 1 atm N ₂	
	ohne Sauerstoff	mit 10 Vol.-% Sauerstoff
B+N ₂ →α	1050°C	1180°C
α→B+N ₂	1205°C	1290°C
B↔UN	1390°C	1465°C

Tabelle 2: Einfluss von Sauerstoff auf die Reaktionstemperatur

Es lässt sich aus diesen qualitativen Ergebnissen schliessen, dass sowohl die β- als auch die α-Phase Sauerstoff lösen können, und dass hierbei die höheren Urannitride stabilisiert werden. Dieser Einfluss des Sauerstoffs wurde im weiteren quantitativ untersucht.

Die Ergebnisse von DTA-Messungen an Proben mit definiertem Sauerstoffgehalt sind in Tabelle 3 wiedergegeben. Eine schematische DTA-Kurve des Oxinitrids zeigt Abb.34c. Die Spitzen in der Kurve entsprechen den folgenden Reaktionen:

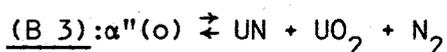
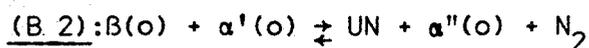
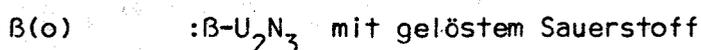
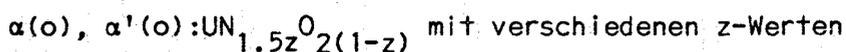
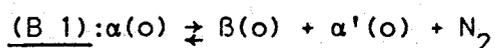
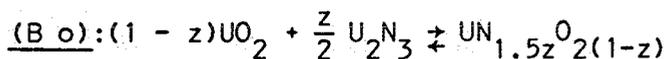


Abb.36 zeigt die Erniedrigung des Stickstoffzersetzungsdruckes der Oxinitride mit steigendem Sauerstoffgehalt.

Tabelle 3: Ergebnisse der DTA-Messungen an Oxinitriden bei Stickstoffdrucken von 1.0 und 0.1 atm.

Zusammensetzung UN_mO_n		Temperatur \longrightarrow							
1)	1.5o5	o.o18		(1.o) 1o5o ^(b) (o.1) 865	B	(1.o) 1390 (o.1) 117o	UN		
2)	1.492	o.o56	U ₂ N ₃	nicht beobachtet	(1.o) 1135 (o.1) nicht klar	(c)	(1.o) 146o (o.1) 118o	α''(o)	(1.o) 146o (o.1) 122o
3)	1.4o4	o.1o6		nicht klar	nicht klar	α'(o)	(1.o) 146o (o.1) 1195	+	(1.o) 1465 (o.1) 1225
4)	1.34o	o.225		nicht klar	nicht klar	+	(1.o) 146o (o.1) 1225	UN	(1.o) 1475 (o.1) 1235
5)	1.25o	o.38o		+	α	(o)			(1.o) 155o (o.1) 1255
6)	1.146	o.465		nicht klar				(1.o) 152o (o.1) 1265	
7)	o.997	o.64o	UO ₂	(1.o und o.1) ^(a) 113o				(1.o) 154o (o.1) 128o	
8)	o.71o	1.o66		(1.o und o.1) 115o				(1.o) unbe- (o.1) ob.	

Anmerkung: a) [(o.1) 1130] bedeutet Reaktionstemperatur von 1130°C bei o.1 atm. Stickstoff

b) Diese Temperatur entspricht der Reaktion von β- zu α-U₂N₃

c) α'(o) und α''(o) sind krz α-U₂N₃ mit gelöstem Sauerstoff und β(o), hdp β-U₂N₃ mit gelöstem Sauerstoff

Die Bildung von U_2N_3 und damit das Anwachsen des Stickstoffdruckes während des Abbrandes von (UPu)N kann sich ungünstig auf die Verträglichkeit mit dem Hüllmaterial auswirken. Es ist wahrscheinlich, daß UO_2 -Anteile im Mononitrid mit dem entstehenden höheren Nitrid zu einem Oxinitrid reagieren, was eine Herabsetzung der Stickstoffaktivität im Brennstoff bewirkt (vgl. z.B. Abb. 37 bei 800 °C).

Eine kritische Komponente bei der Verwendung von Stahl als Hüllmaterial ist das Chrom. Unseren Experimenten zufolge reagiert U_2N_3 mit Cr unter Bildung von U_2CrN_{2+x} . Abb. 38 zeigt die Stickstoffgleichgewichtsdrucke für verschiedene Verbindungen des Systems U-Cr-N-O. Erkennbar sind die Stickstoffpotentiale der verschiedenen Verbindungen ähnlich, und auch im Falle des Oxinitrids wird eine U-Cr-Komplexnitridbildung nicht verhindert. Es muß jedoch berücksichtigt werden, daß Cr im Stahl stabilisiert ist, so daß die Komplexnitridbildung gegenüber reinem Chrom energetisch ungünstiger wird. Hierdurch könnte der stabilisierenden Wirkung des Sauerstoffes im höheren Urannitrid eine die Verträglichkeit günstig beeinflussende Wirkung zukommen. Für endgültige Aussagen muß dieses Verhalten durch Verträglichkeitsteste mit Pu-enthaltendem Material verifiziert werden. Allerdings beeinflusst Sauerstoff das Schwellverhalten des Brennstoffes unter Bestrahlung wahrscheinlich nachteilig.

Veröffentlichung zu 1124.22

(1) H. Holleck, T. Ishii

DTA-Measurements in the Uranium-Nitrogen-Systems

Proceedings of the Third International Conference on

Thermal Analysis, Davos, 1971

und KFK-Bericht, demnächst.

1124.23 Chemische Eigenschaften und AnalytikStabile neue Verbindungen von Metallen aus der Reihe der Spaltprodukte in Gegenwart von Kohlenstoff (H. Holleck, IMF)

Die Seltenen Erden, Zr, Mo und die Platinmetalle sind besonders häufige Spaltprodukte. Bei Kombination dieser Metalle in Gegenwart von Kohlenstoff konnte eine Reihe sehr stabiler Verbindungen, welche im teilweise aufgefüllten Cu_3Au -Typ kristallisieren, gefunden werden. Diese neuen Verbindungen der Übergangsmetalle sind mit ihren Gitterparametern in Tabelle 4 zusammengestellt.

Tab. 4: Gitterkonstanten von Perowskitcarbiden der Übergangsmetalle

	$a[\text{\AA}]\pm 0.002$		$a[\text{\AA}]\pm 0.002$		$a[\text{\AA}]\pm 0.002$
$\text{YRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.131	$\text{GdRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.135	$\text{LuRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.085
$\text{LaRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.222	$\text{TbRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.128	$\text{CeRu}_3\text{C}_{1-x}$	4.137
$\text{CeRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.117	$\text{DyRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.127	$\text{ZrRu}_3\text{C}_{1-x}$	4.016
$\text{PrRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.188	$\text{HoRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.111	$\text{HfRu}_3\text{C}_{1-x}$	4.024
$\text{NdRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.171	$\text{ErRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.105	$\text{VRu}_3\text{C}_{1-x}$	3.890
$\text{SmRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.163	$\text{TmRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.098		
$\text{EuRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.14	$\text{YbRh}_3\text{C}_{1-x}$	4.098		

Chemische Analysen ergaben für den atomaren Kohlenstoffanteil Werte zwischen 0.7 und 1.0.

In früheren Arbeiten konnten wir zeigen⁺⁾ , daß die Stabilität isotyper Ordnungsphasen (URu_3 , $\text{URu}_3\text{C}_{1-x}$, URh_3 , $\text{URh}_3\text{C}_{1-x}$) so hoch ist, daß die Karbide

⁺⁾ H. Holleck, H. Kleykamp ; N.Nucl.Mat.35 (1970) 158

H. Holleck, H. Kleykamp, KFK-Bericht 1271/1, S. 112-54

der Actiniden mit den Platinmetallen unter Bildung dieser Verbindungen und Freisetzung von Kohlenstoff reagieren. Ein ähnliches Verhalten ist von den Seltenen Erden zu erwarten. Ob hieraus Folgerungen für eine Stöchiometrierverschiebung zu erwarten sind, werden künftige Versuche zeigen.

Veröffentlichungen zu 1124.23

(1) H. Holleck

Vortrag, Hauptversammlung der Deutschen Gesellschaft für Metallkunde
Lausanne, Mai 1971

(2) H. Holleck

Proceedings of the Conference on Rare Earth and Actinides,
Durham, Juli 1971, Conference Digest No.3, The Institute of
Physics, London and Bristol 1971.

Analytische Bestimmung von Sauerstoff-Gehalten < 0,05% in UN

(Helga Schneider, IMF)

Für die Entwicklung reiner UN-Tabletten ist es nötig, noch Gehalte < 0,05% Sauerstoff in UN mit Sicherheit feststellen zu können. Bei dem bei uns eingesetzten Heißextraktionsverfahren ist eine Bestimmung sehr kleiner Sauerstoff-Gehalte nicht mehr genau, da man beim Exhalographen wegen der Begrenztheit des max. Meßvolumens bei Gehalten von über 5% Stickstoff in bezug auf die Einwaage begrenzt ist. Beim Heraeus-Heißextraktionsgerät, bei dem die Bestimmung nach gaschromatographischer Trennung gasvolumetrisch erfolgt, ist es auch problematisch, neben so großen Stickstoffmengen kleine Sauerstoff-Gehalte genau zu bestimmen.

Aus diesem Grunde haben wir die Heraeus-Heißextraktionsapparatur mit dem Schoeps'schen Coulometer für die C-Bestimmung kombiniert. Mit dem Schoeps'schen Coulometer ist eine genaue Bestimmung von CO_2 möglich. Der als CO mittels Heißextraktion extrahierte Sauerstoff wurde anschließend mittels eines Platin-Kontaktovens im Sauerstoff-Strom zu CO_2 oxidiert und anschließend coulometrisch bestimmt. Bei diesem Verfahren ist jede Störung durch die großen gleichzeitig freiwerdenden N_2 -Mengen vermieden.

Bei Gehalten von ca. 0.05% Sauerstoff wurden bei Einwaagen von 150 mg UN noch ca. 120 Zählwerkschritte gezählt, so daß man im Bedarfsfall auch noch Gehalte um 100 ppm Sauerstoff bestimmen könnte.

1124.3 Bestrahlungsversuche (Karbid, Nitrid)

Einfluss von Druck und Neutronenfluss auf das Kriechen von UN

(D. Brucklacher, IMF)

Um erste Kenntnisse über den Einfluss der Porosität auf die bestrahlungsin-
duzierte Kriechgeschwindigkeit zu erhalten, wurden zwei kurze Brennstäbe mit
UN-Tabletten verschiedener Dichte (Abb. 39) gemeinsam in einer NaK-gefüllten
Kapsel im FR2 bestrahlt. Die UN-Tabletten hatten eine mittlere Korngröße von
6 - 10 μm und enthielten einen UO_2 -Anteil von ca. 6 Vol%. Der Tablettendurch-
messer betrug 6,2 mm. Die Hülle der Brennstäbe war bei einer der Proben aus
Inconel 625, bei der anderen aus Incoloy 800. In beiden Fällen hatte die
Hülle eine Wandstärke von 0,4 mm. Die Umhüllung wurde in einem Heisspress-
autoklaven unter hohem He-Druck auf den Brennstoff aufgespresst, so daß die
Druckbelastung des Brennstoffs während der Bestrahlung als Folge der mecha-
nischen Wechselwirkung zwischen schwellendem Brennstoff und Hülle schon bei
Bestrahlungsbeginn gewährleistet war. Aussagen über das Kriechverhalten von
UN ergaben sich aus der Dimensionsänderung der Brennstofftabletten. Der
Durchmesser und die Länge der Proben wurden vor und nach der Bestrahlung ge-
nau vermessen. Die Durchmesserbestimmung erfolgte profilometrisch. Der Kalt-
spalt der Proben nach der Bestrahlung wurde an keramografischen Schlifffen er-
mittelt.

Die Bestrahlung erfolgte bei einer Uran-Spaltungsrate von $3,6 \times 10^{13}$ Spaltun-
gen/ $\text{cm}^3 \text{s}$ bis zu einem Abbrand von ca. 36 000 MWd/t. Die Hülltemperaturen
lagen bei ca. 570 ± 50 °C, die zentrale Brennstofftemperatur unterhalb 900 °C.
Abb. 40 zeigt die beiden Prüflinge nach Bestrahlung. Die Dichte des Brennstoffs
nimmt in den Prüflingen von oben nach unten ab. Der links abgebildete Prüf-
ling mit einer Hülle aus Inconel 625 weist einen starken Hüllschaden auf.
Der Verlauf des Risses gibt einen ersten Hinweis auf eine Porositätsabhängig-
keit der Brennstoffkriechgeschwindigkeit. Der Riss scheint an der Stelle
höchster Brennstoffdichte entstanden zu sein.

Der Brennstab mit einer Hülle aus Incoloy 800 ist nicht gerissen, Seine Dimensionsänderung durch Bestrahlung ist in Abb. 39 über die Länge der Brennstoffsäule aufgetragen. Zum Vergleich ist die Dichteabstufung der Brennstofftabletten eingezeichnet. Mit abnehmender Brennstoffdichte nimmt auch die Hüllaufweitung durch die Spaltproduktschwellung des UN ab. Weil unter den vorliegenden Bestrahlungsbedingungen eine von der Porosität unabhängige Schwellgeschwindigkeit vorausgesetzt werden kann, ist die unterschiedliche Hüllaufweitung entlang der Brennstoffsäule auf eine Porositätsabhängigkeit der Kriechgeschwindigkeit zurückzuführen.

Schätzt man aus den Festigkeitswerten von Incoloy 800 bei einer Temperatur von 570 °C die Druckbelastung des Brennstoffes zu 1,5 kp/mm² ab, so ergibt sich für UN mit einer Dichte von 83, 84,1, 85,3 und 86,4% TD unter den vorliegenden Versuchsbedingungen eine mittlere Kriechgeschwindigkeit von $1,8 \times 10^{-6}$, $1,3 \times 10^{-6}$, $1,2 \times 10^{-6}$ bzw. 9×10^{-7} /h.

In Abb. 41 ist das Verhältnis $\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0$ über der Porosität P gemäß der Beziehung $\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0 = 1 + 0,125 P^2$ aufgetragen. Diese Beziehung wurde empirisch durch Auftragen von out-of-pile Kriechgeschwindigkeitsverhältnissen von UO₂, UO₂-PuO₂ (für P = 1-10%) und Al₂O₃ gewonnen, die von anderen Autoren gemessen wurden. Die Lage der Messpunkte für UN zur eingezeichneten Kurve erlaubt es, die für die Porositätsabhängigkeit der Kriechgeschwindigkeit keramischer Materialien ohne Bestrahlung gültige Beziehung auf das bestrahlungsinduzierte Kriechverhalten von UN zu übertragen. In dem Diagramm ist außerdem die im FR2 an einer Stapelprobe aus UN- und Mo-Ringen bestimmte Kriechgeschwindigkeit für 89% dichtes Material berücksichtigt [17]. Sie wurde zu der Kriechgeschwindigkeit von UN mit 85,3% TD in Beziehung gesetzt. Das Verhältnis der Kriechgeschwindigkeiten für 83,5% und 93,8% TD Brennstoffdichte wurde aus der Volumenzunahme von (U,Pu)N-Proben bei Stabbestrahlungen abgeschätzt, die vom BMI (Columbus) durchgeführt wurden⁺⁾ . Der Abschätzung wurde für die freie Spaltproduktschwellung bei den vorliegenden Temperaturen der Wert 1,3 Vol.-%/-%-Abbrand zugrunde gelegt. Die Temperaturabhängigkeit des "restraint" der Hülle wurde berücksichtigt.

Veröffentlichung:

[17] D. Brucklacher, W. Dienst, Th. Dippel, O. Götzmann, P. Hofmann, H. Holleck
H. Kleykamp, W. Siebmans, F. Thümmeler
Some Basic Work on Advanced Ceramic Nuclear Fuel
Neue Technik Nr. 7, 1971 S. 299

⁺⁾ W.M. Pardue, A.A. Bauer, D.L. Keller
Potential of Mixed Nitride (U,Pu)N as a Fast Reactor Fuel
Proceedings of an International Symposium on Ceramic Nuclear Fuels,
American Ceramic Society, Columbus, 1969, S. 166

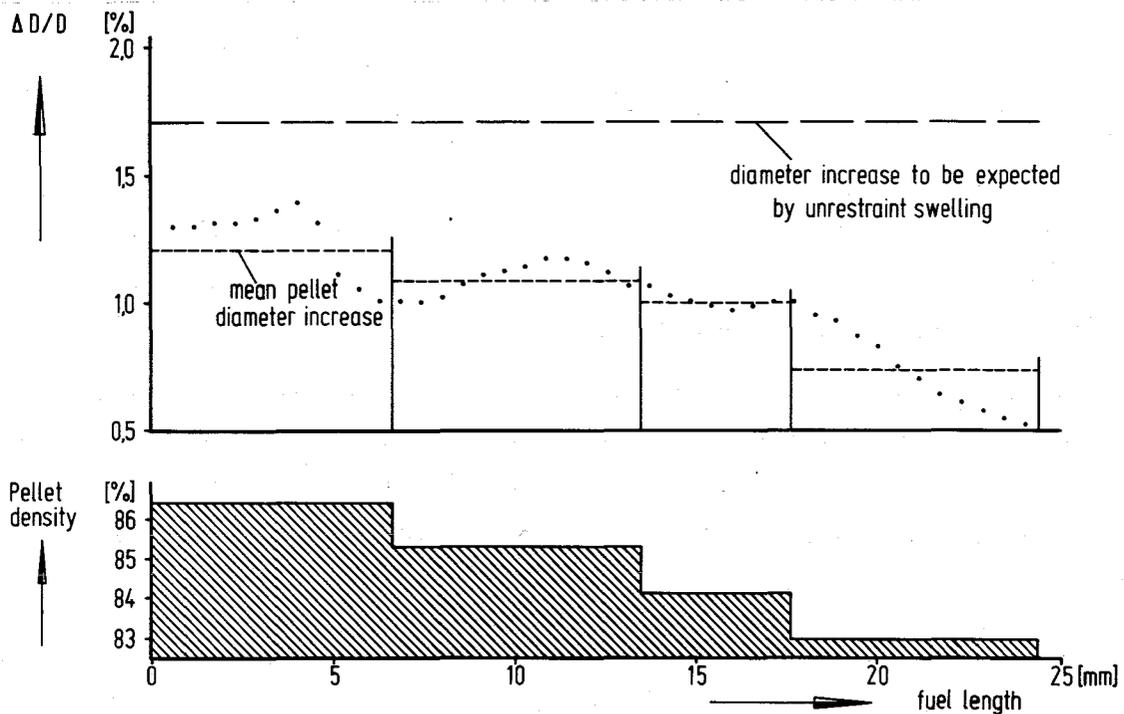
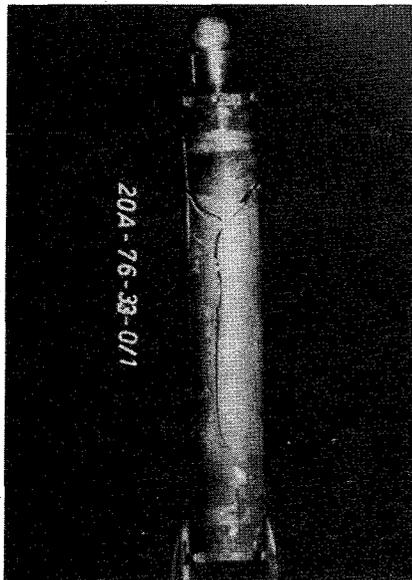
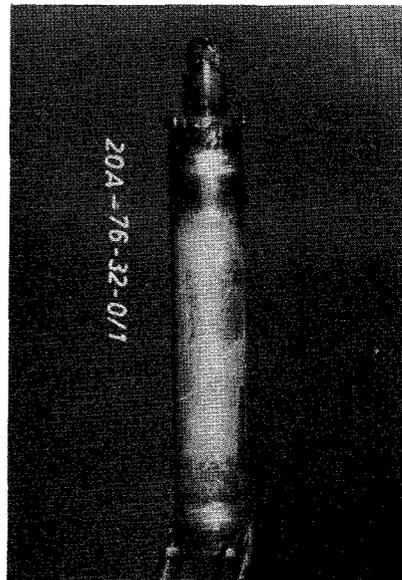


Abb. 39: Durchmesserzunahme des Brennstoffs $\Delta D/D$ über der Länge der Brennstoffsäule eines Stabes mit UN-Tabletten verschiedener Dichte (83 - 86,5% TD) nach Bestrahlung bis zu einem Uran-Abbrand von ca. 4%.



Cladding: Inconel 625



Incoloy 800

Abb. 40: Brennstäbe mit UN-Tabletten verschiedener Porosität (83 - 86,5% TD) nach Bestrahlung bis zu einem Uran-Abbrand von ca. 4%

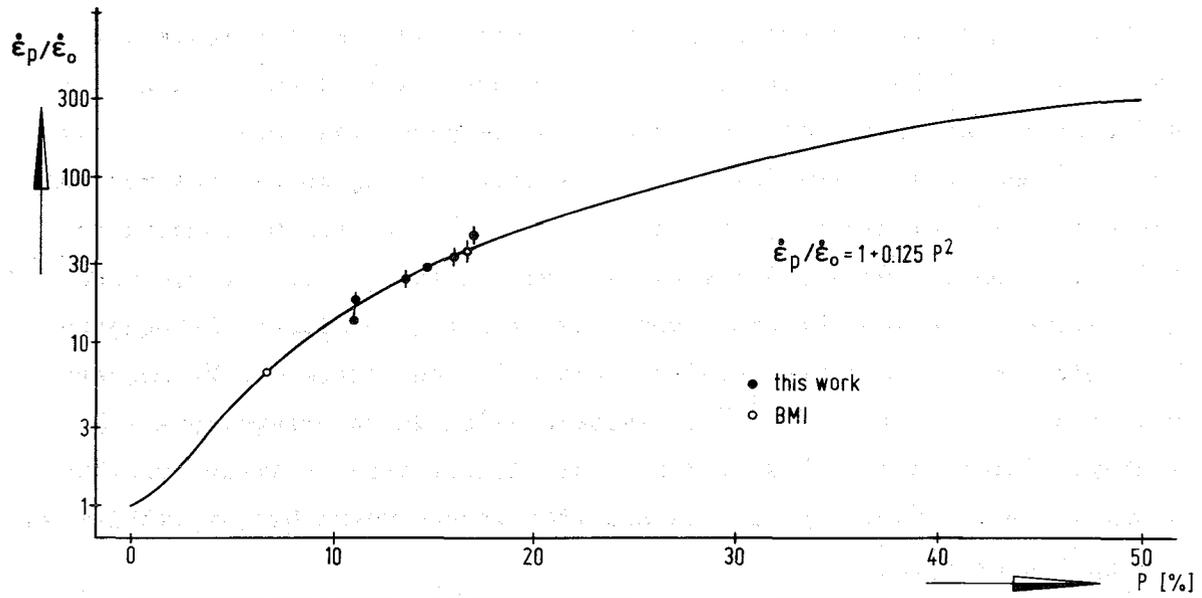


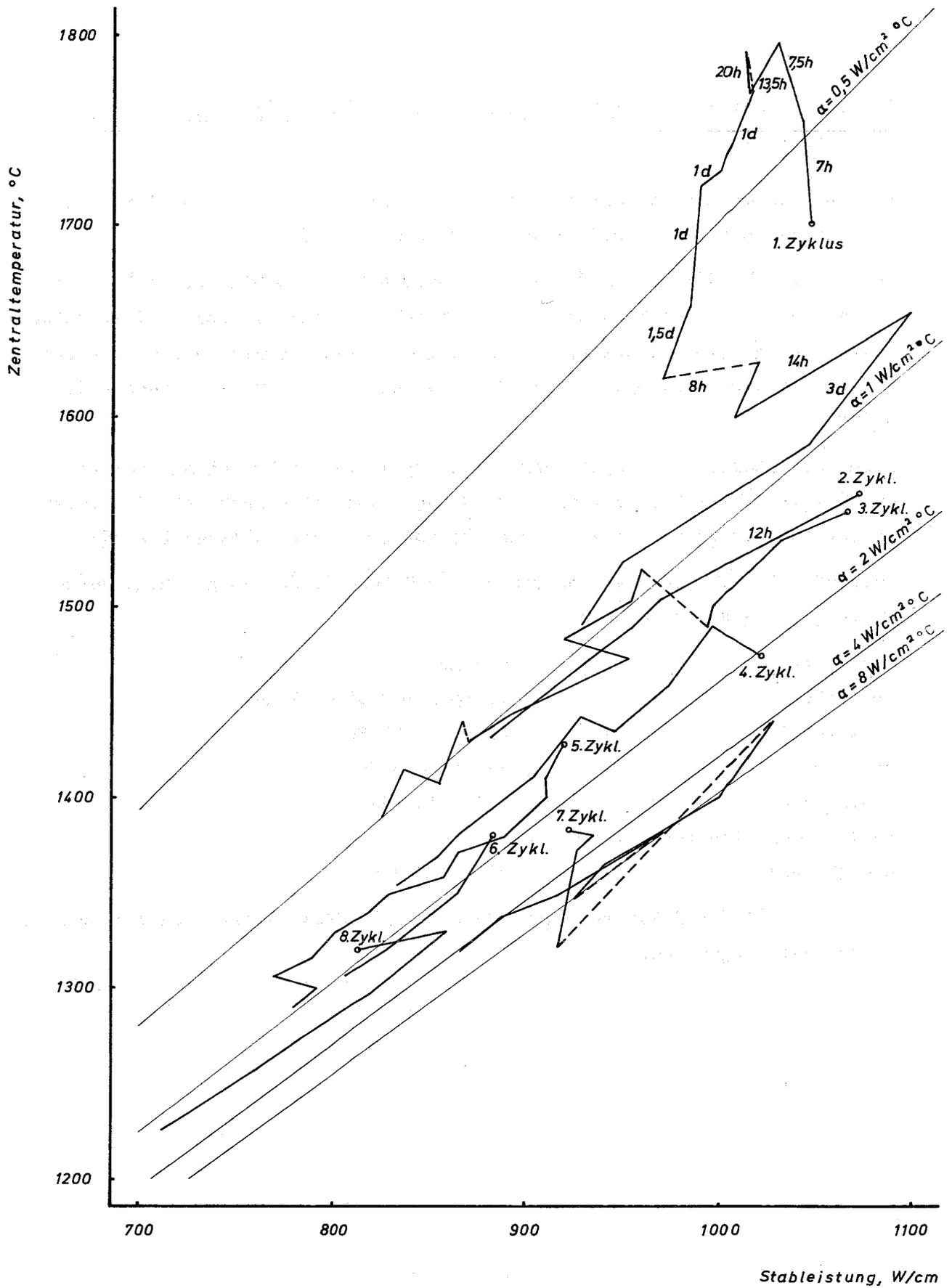
Abb. 41: Kriechgeschwindigkeit in keramischen Materialien als Funktion der Porosität P (die Kurve wurde aus UO_2 , UO_2/PuO_2 - und Al_2O_3 -out of-pile-Kriechdaten ermittelt)

Wärmeübergang Brennstoff-Hülle in UN-Bestrahlungskapseln

(H. Zimmermann, IMF)

Nach Beendigung der Bestrahlung von drei Molybdän-Gasspalt-Kapseln mit UN im FR 2 (KVE 53, 75 und 88) wurden aus den Ergebnissen der Zentral- und Hüllrohrtemperaturmessungen die Wärmeübergangszahl zwischen UN und Mo-Hülle und ihre Zeitabhängigkeit ermittelt. Zu Beginn der Bestrahlung lag die Wärmeübergangszahl bei ca. $0,6 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ bei einem diametralen Heißspalt von ca. $65 \mu\text{m}$. Sie fiel dann vorübergehend auf ca. $0,4 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ab, vermutlich durch Verunreinigung des He mit desorbierten Fremdgasen und Nachsinterung des Brennstoffes. Anschliessend stieg die Wärmeübergangszahl rasch auf $1 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$, wahrscheinlich durch Herstellung loser Kontaktbrücken infolge Rissbildung. Nach Aufbau eines starken Kontakt-druckes durch Schwellung des Brennstoffes werden Wärmeübergangszahlen um $4 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ erreicht.

Abb. 42 zeigt für die längste Bestrahlung (KVE 88) den zeitlichen Verlauf des Zusammenhanges zwischen Stabileistung und Zentraltemperatur in einer Skala von Linien konstanter Wärmeübergangszahl. Für den frühen Teil des Bestrahlungszeitraumes ist die Länge der Auswertungs-Zeitintervalle angedeutet. Jeder FR 2-Bestrahlungszyklus dauert etwa vier Wochen. Die Wärmeübergangszahlen oberhalb $4 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ sind wegen der in diesem Bereich stark ansteigenden Berechnungsungenauigkeit als sehr unsicher anzusehen.



Änderung der Wärmeübergangszahl UN - Mo - Hülle (KVE 88)

Einwandige NaK-Kapseln mit Karbid-Brennstäben im FR2 in Betrieb

(H. Häfner, IMF)

Für das Kapsel-Bestrahlungsprogramm für Karbid des PSB hat das IMF eine sogenannte "Einwandige NaK-Kapsel" entwickelt [1].

Im 3. Quartal 1971 wurden 3 Kapseln dieser Art mit Karbid-Brennstäben im FR2 eingesetzt. Zwei Einsätze mußten jedoch nach relativ kurzer Bestrahlungszeit wegen Thermoelementausfall bzw. wegen starker Temperaturschwankungen aus dem Reaktor genommen werden. Die Ursachen dieser Mängel werden z.Zt. untersucht.

Nach ihrer Beseitigung steht damit ein Kapseltyp zur Verfügung, der recht universell einsetzbar ist. Mit nur geringen Modifikationen kann ein relativ weiter Bereich an Stableistung und Hüllrohrtemperatur überdeckt werden.

Vorläufig ist die Bestrahlung von ca. 25 Stäben im FR2 vorgesehen, deren wichtigste Daten folgende sind:

Stablänge	475 mm
Hüllrohr	10 mm \varnothing x 0,55 mm Wand
Brennstoff	UC-PuC (15% Pu)
Bonding	He, Ar und Na
Stableistung	1150 W/cm max.
Hüllrohroberflächentemperatur	630 °C
Zielabbrand	45 000 MWd/tM

An einem Teil der Stäbe mit Gasbindung ist die Messung der Brennstoffzentraltemperatur vorgesehen.

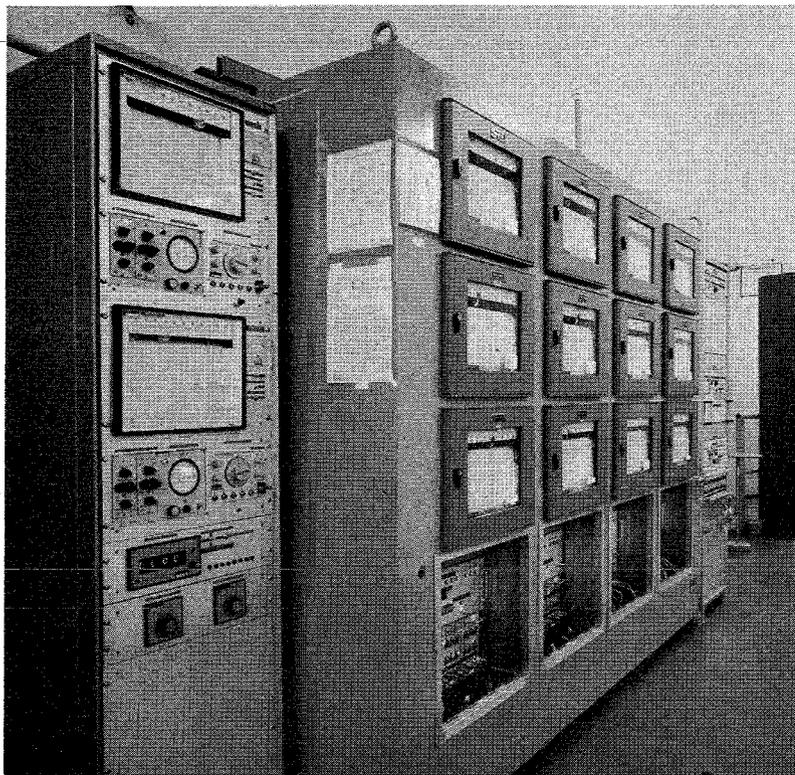


Abb. 43: Out of pile-Anlage für die FR2-Kapselexperimente

Literaturhinweis:

[1] H. Häfner

Sicherheitsbericht für FR2-Kapselversuchseinsätze mit einwandigen NaK-Kapseln zur Bestrahlung von Hochleistungsbrennstäben
KFK-Bericht 1143 (1970)

Vgl. auch KFK-Ber. 1270/4, S. 112-49

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

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

3. The third part of the document focuses on the role of technology in modern data management. It discusses how advanced software solutions can streamline data collection, storage, and analysis, leading to more efficient and effective operations.

4. The fourth part of the document addresses the challenges associated with data security and privacy. It provides guidance on implementing robust security measures to protect sensitive information and ensure compliance with relevant regulations.

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

6. The sixth part of the document discusses the importance of data quality and the impact of poor data on decision-making. It provides strategies for identifying and addressing data quality issues to ensure the accuracy and reliability of the information used.

7. The seventh part of the document explores the role of data in driving innovation and growth. It highlights how data-driven insights can identify new opportunities and inform the development of new products and services.

8. The eighth part of the document discusses the importance of data literacy and the need for training and education. It emphasizes that all employees should have the skills and knowledge to effectively use and interpret data.

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

113 MATERIALUNTERSUCHUNG- UND ENTWICKLUNG1131 Materialuntersuchungen an technischen Legierungen1131.1 Hüllmaterial1131.11 Mechanische EigenschaftenZeitstand- und Kriechverhalten

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

Für das Bestrahlungsprogramm Mol-3C wurden Zeitstandversuche an unbestrahlten Blechproben von der Legierung DA 1613 Nb (W-Nr. 1.4988) durchgeführt, und zwar in folgenden Zuständen:

I	10%	kaltverformt	
II	10%	"	+ 850° 1h/L
III	50%	"	
IV	50%	"	+ 850° 1h/L

Entsprechend der Bestrahlungstemperatur und -zeit waren die Vergleichsproben bei 650 °C 6800 Std. gegläht worden. Proben des Zustandes I wurden zusätzlich ohne die Vergleichsglähtung untersucht, sodaß bei 10% Kaltverformung auch der Einfluß der Vergleichsglähtung erfaßt ist.

In Abb. 1 sind die ermittelten Standzeiten in Abhängigkeit von der angelegten Spannung aufgetragen. Der Kurvenverlauf des nur kaltverformten Zustandes zeigt eine starke Abnahme der Zeitstandfestigkeit mit zunehmender Standzeit, sodaß eine Extrapolation auf $\sigma_B/10^3$ Std. einen Wert von 10-12 kp/mm^2 ergibt. Dagegen bewirkt die Vergleichsglähtung bei 650 °C über 6800 Std. eine merkliche Erhöhung der Zeitstandfestigkeitswerte. Dadurch liegt der Wert für $\sigma_B/10^3$ Std. bei $\approx 18 \text{ kp/mm}^2$. Die Ursache hierfür ist die fast lückenlose Belegung der Korngrenzen durch Karbide infolge der Vergleichsglähtung, wie die metallographische Untersuchung zeigt. Ebenso sind im Korn, und dort bevorzugt auf den Deformationslinien, in stärkerem Maße Ausscheidungen zu beobachten.

Etwas geringere Zeitstandfestigkeitswerte zeigt der Zustand II (10% kv + 850° 1h + Vergl.-Glühung). Die der Kaltverformung nachfolgende 850°-Glühung führt zu einzelnen etwas größeren Ausscheidungen an den Korngrenzen, sodaß die Wirkung der Vergleichsglühung in bezug auf die Ausscheidungen im Korn und Belegung der Korngrenzen nicht mehr so stark ist. Bei den hoch kaltverformten Zuständen III und IV kommt es durch die nachfolgenden thermischen Behandlungen zu fast vollständiger Entfestigung und Rekristallisation. Entsprechend niedrig sind auch die gemessenen Zeitstandfestigkeitswerte.

Den höheren Zeitstandfestigkeitswerten der Zustände I und II steht allerdings eine stark verminderte Duktilität gegenüber (Abb. 2). Proben des nur kaltverformten Zustandes zeigen Bruchdehnungswerte von 2-3%. Durch nachfolgende Wärmebehandlung liegen die Werte zwischen 2,5-10%. Dagegen liegen die Werte der Zustände III und IV zwischen 50-80%.

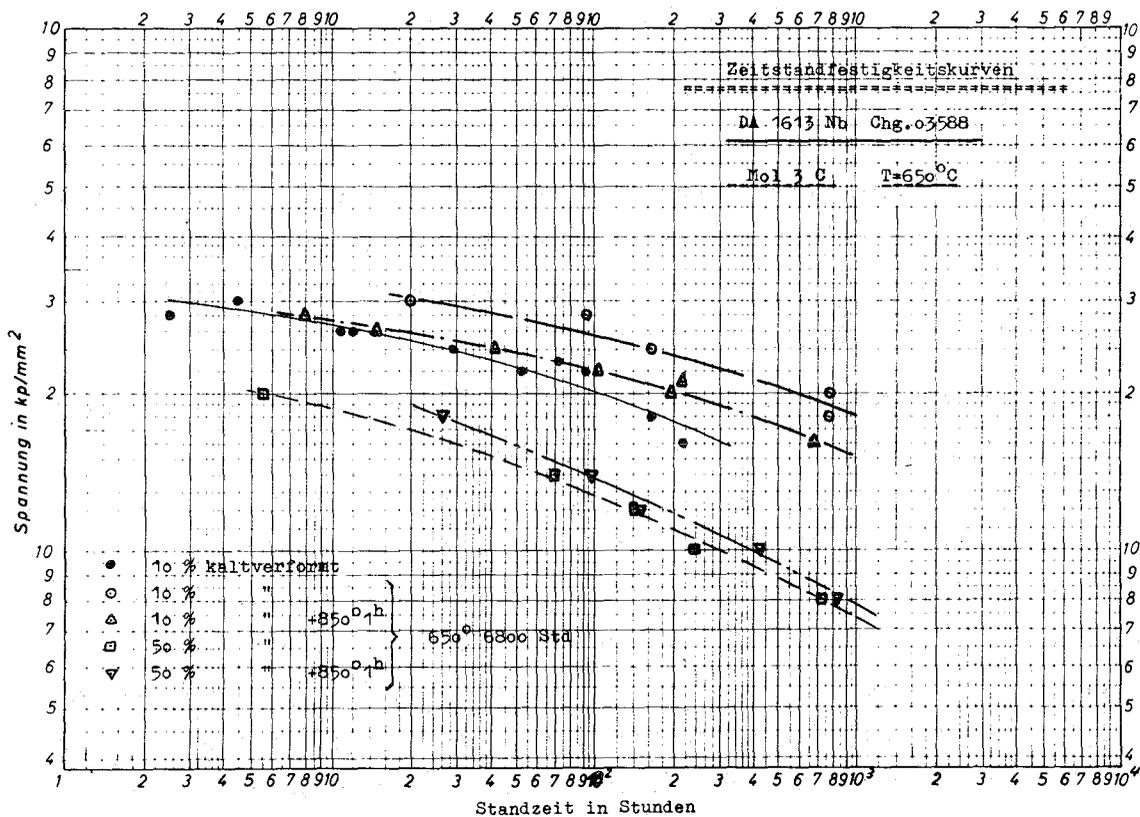


Abb. 1

Die autoradiographischen Untersuchungen zeigten jedoch in allen Fällen keine Borunterschiede zwischen Grundmaterial und Schweißzone.

Hüllrohrprüfung (O. Jacobi, IMF)

Für das Bestrahlungsexperiment zur Stützwirkung und zum Ratcheting-Verhalten von Mischoxid-Brennstäben im FR 2-He-Loop, Versuchsgruppe 5, werden Hüllrohre aus den Werkstoffen Incoloy 800 und Zircaloy 2, Abmessung $7^{\phi} \times 0,4$ benötigt. Während bei den Incoloy-Rohren auf vorhandene Bestände zurückgegriffen werden konnte, mußten die Zircaloy-Rohre noch beschafft werden.

Da jedoch kein Hersteller in kurzer Zeit solche Rohre beibringen konnte, wurde eine eigene Herstellung auf spanabhebende Weise erfolgreich durchgeführt. Dabei wurden die Rohre "aus dem Vollen" gedreht. Die endgültige Bearbeitung erfolgte auf einem gesondert angefertigten Dorn. Die anschließend ausgeführte Prüfung ergab erstaunlich gute Daten (s.a. Tabelle 1 und Auszug aus dem IMF/LB-Prüfprotokoll Nr. 84).

Nach einer Auslese ergeben sich nun für die zum Einsatz kommenden Hüllrohre folgende Toleranzen:

Außendurchmesser:	Soll:	$7,00 \pm 0,03$
	Ist:	$7,00 \begin{matrix} + 0,03 \\ - 0,028 \end{matrix}$
Innendurchmesser:	Soll:	$6,20 \pm 0,03$
	Ist:	$6,20 \begin{matrix} + 0,03 \\ - 0,007 \end{matrix}$
Wanddicke:	Soll:	$0,40 \pm 0,03$
	Ist:	$0,40 \begin{matrix} + 0,01 \\ - 0,03 \end{matrix}$

Die Daten erfüllen auch die sonst üblichen Spezifikationen für Glattrohre.

Tabelle 1: Auszug aus der Tabelle 1 zu Prüfprotokoll Nr. 84
 Versuchsgruppe FR 2-Loop 5, 7 x 0,4, Zircaloy 2

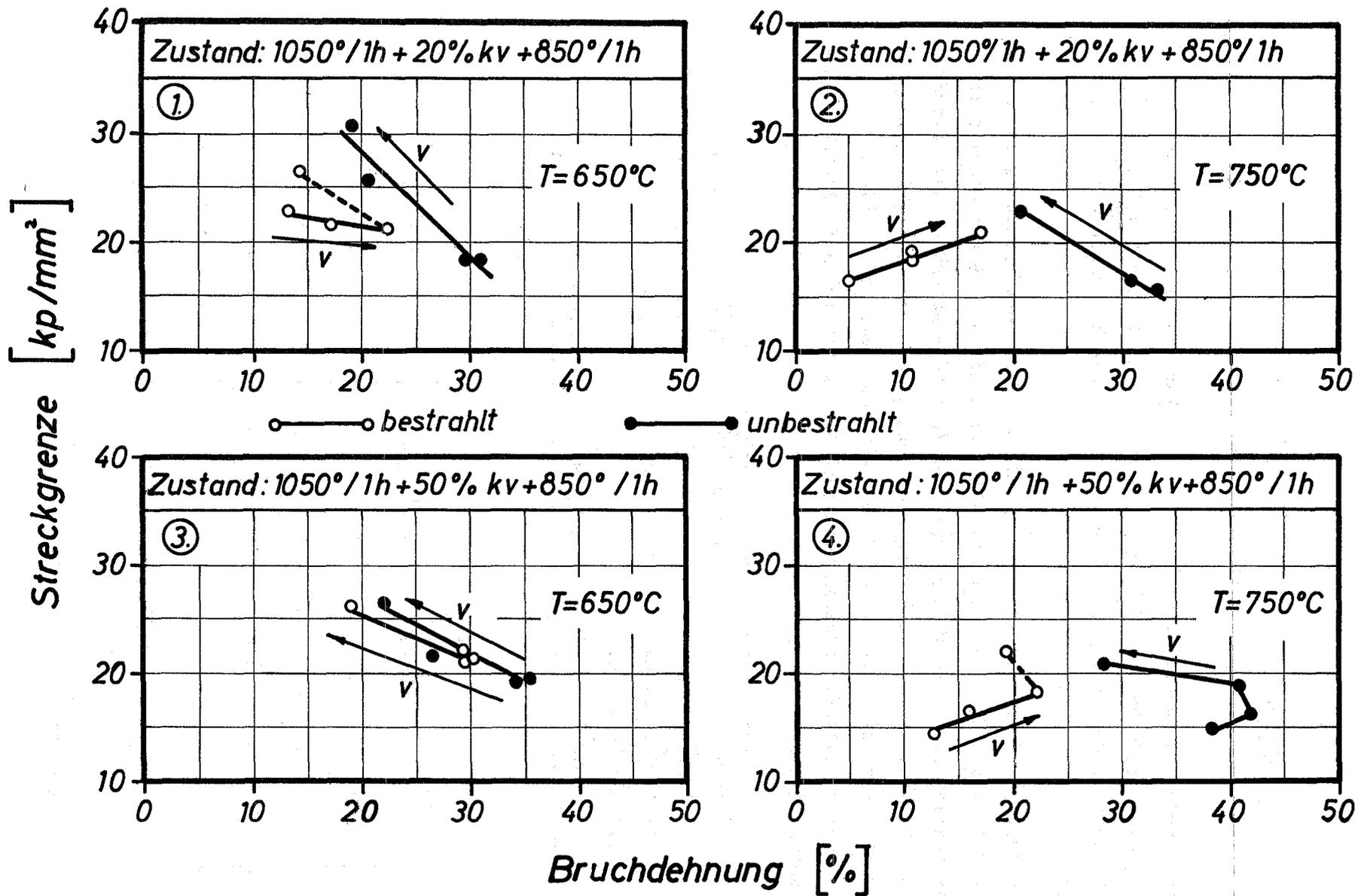
Meßst.	1	2	3	1	2	3		1	2	3
Rohr-Nr.	Außendurchmesser Soll: 7,000 ± 30 µm			Innendurchmesser Soll: 6,200 ± 30 µm			US-Wandstärke Soll: 0,4 ± 30 µm	Wandstärke (gerechnet)		
1	7,013 7,001	7,000 0,997	6,992 6,982	6,230 6,215	6,230 6,218	6,230 6,218	0,37 - 0,40	0,391 0,393	0,385 0,389	0,381 0,385
10	7,020 7,013	7,020 7,019	7,010 7,018	6,225 6,230	6,222 6,230	6,233 6,229	für Testrohr verwendet	0,397 0,391	0,400 0,394	0,393 0,394
11	7,012 7,014	7,023 7,020	7,002 7,004	6,227 6,229	6,226 6,229	6,227 6,229	0,37 - 0,41	0,392 0,392	0,398 0,395	0,387 0,387
12	7,002 7,000	7,020 7,027	7,018 7,012	6,222 6,229	6,222 6,224	6,220 6,228	0,38 - 0,41	0,391 0,385	0,400 0,401	0,399 0,392
13	7,012 7,000	7,012 7,020	7,010 7,010	6,207 6,230	6,212 6,227	6,220 6,224	0,37 - 0,41	0,402 0,385	0,400 0,396	0,395 0,393
23	6,972 6,972	7,006 7,003	7,020 7,014	6,220 6,225	6,220 6,229	6,223 6,229	0,37 - 0,41	0,376 0,375	0,393 0,387	0,398 0,392
27	7,003 7,003	7,007 7,011	7,000 7,002	6,217 0,228	6,220 6,226	6,210 6,220	0,38 - 0,41	0,393 0,387	0,393 0,392	0,395 0,391
29	7,030 7,023	7,020 7,021	6,992 6,985	6,212 6,226	6,210 6,229	6,229 6,223	0,39 - 0,41	0,409 0,398	0,395 0,399	0,381 0,381
36	7,010 7,008	7,005 7,008	7,000 6,997	6,220 6,229	6,220 6,226	6,222 6,233	0,37 - 0,41	0,395 0,385	0,392 0,391	0,389 0,382

1131.12 BestrahlungsversucheKurzzeitfestigkeit (H. Böhm, G. Heß, W. Scheibe, IMF)

Im Rahmen des Bestrahlungsprojektes Mol 1-L wurden Proben aus dem Stahl 1.4961 in verschiedenen Gefügezuständen bestrahlt. Die Bestrahlungsdosis betrug $1,9-2,4 \times 10^{21} \text{ n cm}^{-2}$ (thermisch) und $2,8-3,5 \times 10^{21} \text{ n cm}^{-2}$ ($E > 0,1 \text{ MeV}$) bei einer Temperatur von unter $100 \text{ }^\circ\text{C}$.

Ein Teil dieser Proben wurde bei $650 \text{ }^\circ\text{C}$ und $750 \text{ }^\circ\text{C}$ mit verschiedenen Verformungsgeschwindigkeiten zerrissen ($0,04-0,4-4,0-40$ und 400 mm/min). Bei der höchsten Geschwindigkeit rissen alle Proben unterhalb der Streckgrenze, also ohne meßbare plastische Verformung. Betrachtet man zunächst die Ergebnisse aus den Versuchen mit unbestrahlten Proben, so ergibt sich das erwartete Bild (s. Abb. 3). Mit zunehmender Verformungsgeschwindigkeit nehmen die Dehnungen ab, und die Streckgrenzen werden erhöht. Bei dem stärker kaltverformten Zustand (3+4) ist die Streckgrenzenerhöhung geringer, was vermuten läßt, daß hier ein weitgehend rekristallisiertes Gefüge vorliegt.

Demgegenüber sind die Ergebnisse aus den Versuchen mit bestrahlten Proben etwas unterschiedlich. Bei der Testtemperatur $750 \text{ }^\circ\text{C}$ zeigen die beiden Gefügezustände ähnliches Verhalten: Mit zunehmender Verformungsgeschwindigkeit nehmen Dehnungen und Streckgrenzen ebenfalls zu. Hier zeigt sich der Einfluß der Hochtemperaturversprödung. Da diese Versprödung diffusionsgesteuert ist, ist sie bei der langsamen Verformungsgeschwindigkeit am größten. Bei der Testtemperatur $650 \text{ }^\circ\text{C}$ erkennt man deutliche Unterschiede zwischen den beiden Gefügezuständen. Während bei dem 50% kaltverformten Zustand keine nennenswerten Unterschiede zwischen unbestrahlten und bestrahlten Proben zu erkennen sind, nimmt die Bruchdehnung bei dem 20% kaltverformten Zustand mit zunehmender Geschwindigkeit wie bei $750 \text{ }^\circ\text{C}$ zu. Das bedeutet, daß in diesem Zustand schon bei $650 \text{ }^\circ\text{C}$ die Hochtemperaturversprödung einsetzt. Die gegenüber dem unbestrahlten Zustand erhöhten Streckgrenzen deuten auf eine Tieftemperaturversprödung hin. Zusammenfassend kann man feststellen, daß durch eine sehr fein verteilte Karbidausscheidung - die hier durch die höhere Kaltverformung vor der $850 \text{ }^\circ\text{C}$ -Glühung erreicht wurde - sowohl die Auswirkungen der Tieftemperaturversprödung vermindert als auch das Einsetzen der Hochtemperaturversprödung verzögert werden können.



Einfluß der Verformungsgeschwindigkeit auf Streckgrenzen und Bruchdehnungen des Stahles 1.4961 vor und nach Neutronenbestrahlung.

Abb. 3

Zeitstand- und Kriechverhalten

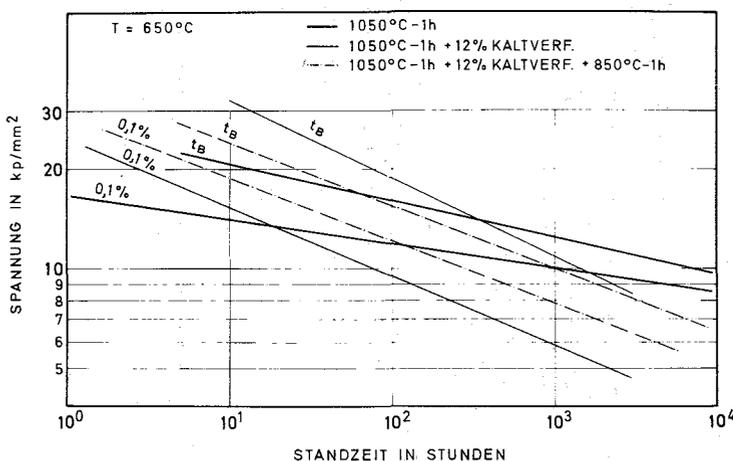
(H. Böhm, K.-D. Cloß, W. Scheibe, Ch. Wassilew, IMF)

Die Untersuchungen von bestrahlten Proben des Werkstoffes 1.4981 aus dem Bestrahlungsprojekt DIDO-M4 ($\phi \cdot t = 4,5 \cdot 10^{20} \text{ n/cm}^2$, $E > 0,1 \text{ MeV}$; $8 \cdot 10^{20} \text{ n}_{\text{th}}/\text{cm}^2$, Bestrahlungstemperatur $\approx 650 \text{ }^\circ\text{C}$) in drei verschiedenen Zuständen wurden weitergeführt.

Nach den bisherigen Daten der bei $650 \text{ }^\circ\text{C}$ und $700 \text{ }^\circ\text{C}$ durchgeführten Versuche lassen die Ergebnisse auch in bezug auf die Duktilität nach Bestrahlung eine eindeutige Überlegenheit des lösungsgeglühten Zustandes gegenüber dem kaltverformten bzw. kaltverformten + ausgelagerten Zustand erkennen (s. Abb. 4). Betrachten wir beispielsweise die 0,1% Zeitdehngrenze bei $650 \text{ }^\circ\text{C}$ für die drei untersuchten Zustände, ergeben sich nach Tab. 2 für 10^3 Std. entsprechend folgende Spannungen:

Tab. 2:

Zustand	$\sigma_{0,1\%}$ (kp/mm ²)	δ_B (%)
I $1050 \text{ }^\circ\text{C} - 1\text{h}$	10 kp/mm ²	1,4
II $1050 \text{ }^\circ\text{C} + 12\% \text{ kv}$	7,8 kp/mm ²	0,35
III $1050 \text{ }^\circ\text{C} + 12\% \text{ kv}$ + $850 \text{ }^\circ\text{C} - 1\text{h}$	6 kp/mm ²	0,4



ZEITSTANDFESTIGKEIT UND 0,1% ZEIT-DEHNGRENZEN VON
X8CrNiMoNb1616 (4981) NACH BESTRAHLUNG

Abb. 4

Da die Festigkeit und Duktilität von Incoloy 800 besonders stark vom C-, Ti- und Al-Gehalt der Legierung abhängt, wurden im Rahmen des Projektes Mol 2 (Bestrahlung von innendruckbeaufschlagten Rohren) als Ergänzung zu bereits früher durchgeführten Untersuchungen an Rohren aus Incoloy 800 ohne Ti und Al Bestrahlungsversuche an Rohren mit einem mittleren Ti- und Al-Gehalt durchgeführt. In Tabelle 3 ist die chemische Analyse der beiden Chargen zusammengestellt.

	Hersteller	Ni	Cr	C	Ti	Al	Mn	Co
Incoloy 800 (I)	Mannesmann	31,8	21,0	0,014	-	-	1,37	0,02
Incoloy 800 (II)	Superior Tube	31,8	20,3	0,06	0,43	0,43	0,88	0,67

Tabelle 3: Chemische Zusammensetzung (Gew.-%) der untersuchten Rohre aus Incoloy 800

Neben dem C-, Ti- und Al-Gehalt unterscheiden sich beide Rohrlieferungen noch in der Korngröße. Sie liegt bei etwa 80 μm für Incoloy 800 (I) gegenüber 20 μm für Incoloy 800 (II). Die maximal erzielten Dosen schneller Neutronen ($>0,1$ MeV) betragen für die beiden Lieferungen $2,2 \times 10^{21}$ n/cm² bzw. $1,0 \times 10^{21}$ n/cm².

In Abb. 5 sind die Zeitstandfestigkeitskurven sowie die tangentielle Bruchdehnung der bestrahlten und unbestrahlten Rohrproben wiedergegeben. Der höhere C-, Ti- und Al-Gehalt der Legierung II bewirkt eine deutliche Zunahme der Zeitstandfestigkeit sowohl im bestrahlten als auch unbestrahlten Zustand, was auf Karbidausscheidungen und auf die Ausscheidung der Phase Ni₃ (Ti, Al) zurückzuführen sein dürfte. Die Festigkeitserhöhung ist jedoch mit einer starken Abnahme der Duktilität verbunden. So beträgt die tangentielle Bruchdehnung der Rohre aus Incoloy 800 (00) bei einer Bestrahlungstemperatur von 720 °C etwa 2,7 bis 0,8%, wobei wahrscheinlich zu langen Standzeiten hin mit einem weiteren Rückgang der Duktilität zu rechnen ist. Bei 615 °C Bestrahlungstemperatur liegen die gemessenen Bruchdehnungen bei etwa 0,2%.

Die über die Bruchdehnung berechnete minimale Kriechgeschwindigkeit zeigt bei Incoloy 800 (I) keine Beeinflussung durch die Neutronenbestrahlung, während bei Incoloy 800 (II) eine leichte Zunahme der Kriechgeschwindigkeit unter Bestrahlung zu verzeichnen ist.

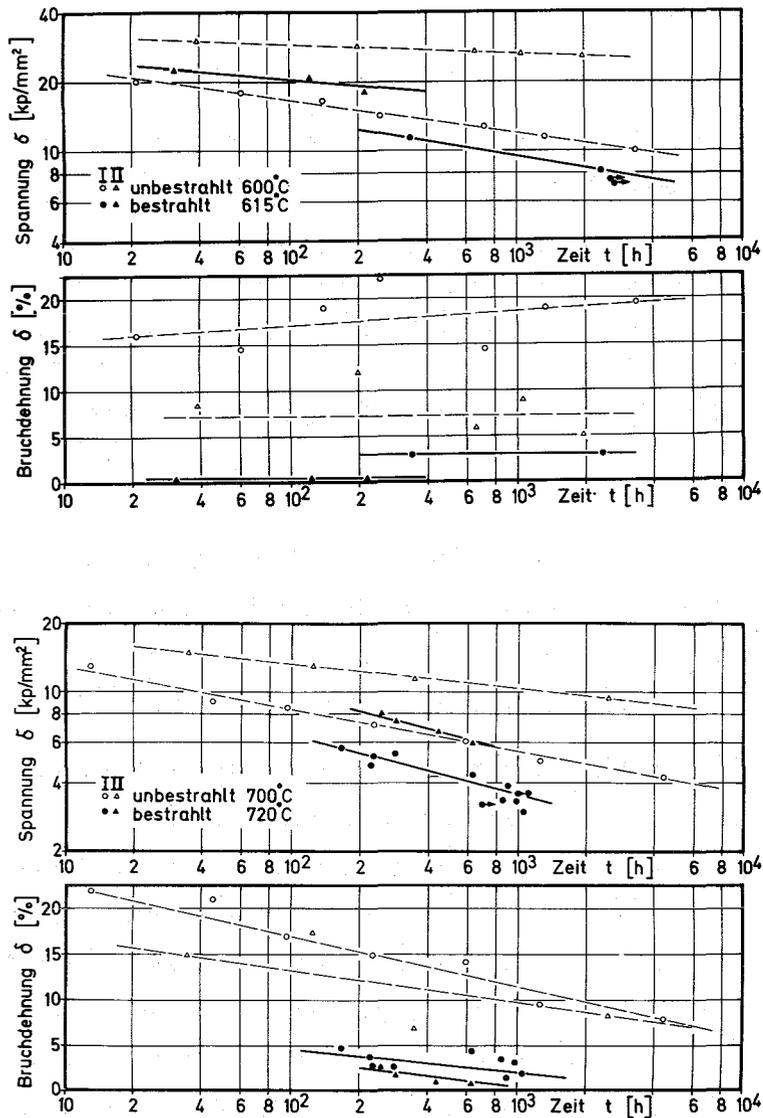


Abb. 5: In-pile Zeitstandverhalten verschiedener Incoloy 800-Chargen
(o o Incoloy 800 (I); $\Delta\Delta$ Incoloy 800 (II))

Metallphysikalische Grundlagenuntersuchungen

(K. Ehrlich, N. Packan, E. Starke, IMF)

Im Rahmen der Nachuntersuchung von Brennstäben wurde mit Dichtemessungen und elektronenmikroskopischen Arbeiten am DFR-Trefoil-304 begonnen. Als Hüllmaterial war bei diesem Bestrahlungsprogramm der austenitische Stahl 4988 in einem Temperaturbereich von ~ 280 bis 630 °C eingesetzt. Die erreichten schnellen Neutronendosen lagen bei maximal 4×10^{22} n/cm² ($E > 0,1$ MeV). In Abb. 6 sind erste Ergebnisse des Stabes G I dargestellt. Aus ihm waren drei Hüllmaterialproben entnommen worden. Die Resultate sind:

- 1.) Dichteabnahme von $\sim 1\%$ und die aus der Porenverteilung errechnete Volumenzunahme stimmen bei einer Bestrahlungstemperatur von 430 °C überraschend gut überein. Elektronenmikroskopisch wurden an diesen Proben mittlere Porendurchmesser von ~ 180 Å gemessen.
- 2.) Die Probe mit niedriger Bestrahlungstemperatur (~ 300 °C) enthält eine sehr hohe Konzentration an Defektklustern - wahrscheinlich interstitielle Defekte - jedoch keine Poren.
- 3.) Bei einer Bestrahlungstemperatur von 600 °C werden Stapelfehler, jedoch keine Poren beobachtet.

In den beiden letztgenannten Proben stimmen also Dichteänderungen und elektronenmikroskopische Befunde bezüglich des Schwellens ebenfalls überein.

Simulation von Strahlenschäden

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

Das Untersuchungsprogramm an stabilisierten Stählen, mit welchem das Schwellverhalten unter C^{++} -Beschuß simuliert werden soll, wird derzeit fortgeführt. Als erstes vorläufiges Ergebnis wird mitgeteilt, daß der Stahl 1.4988 im sogenannten Rohrzustand maximale Schwellraten von 3-4% zeigt. Die implantierte Kohlenstoffdosis entspricht in etwa einer Neutronendosis von 8×10^{22} n/cm² im DFR.

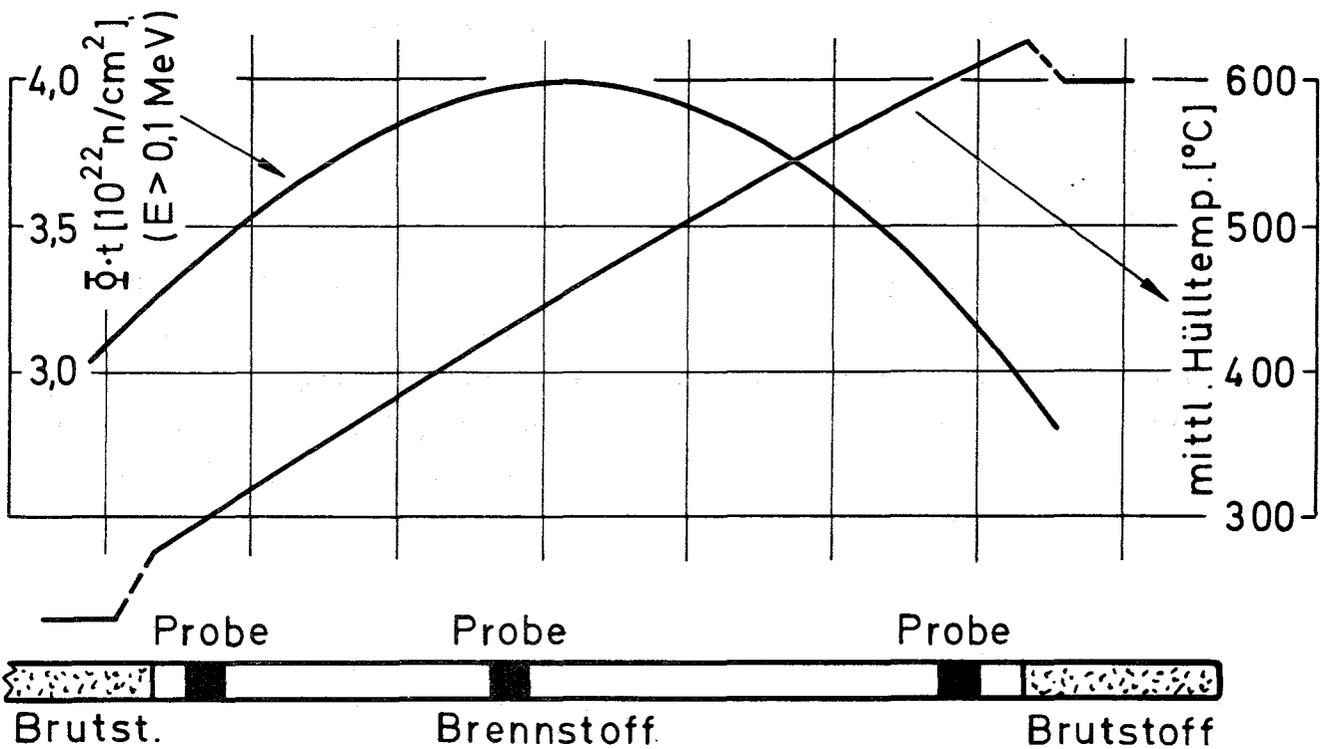
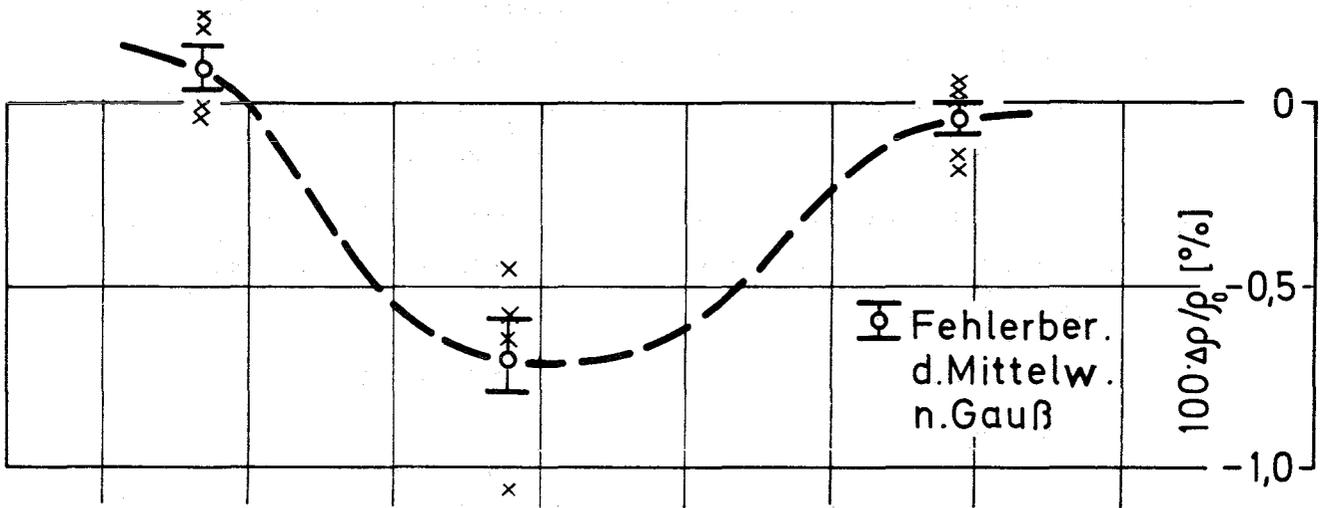
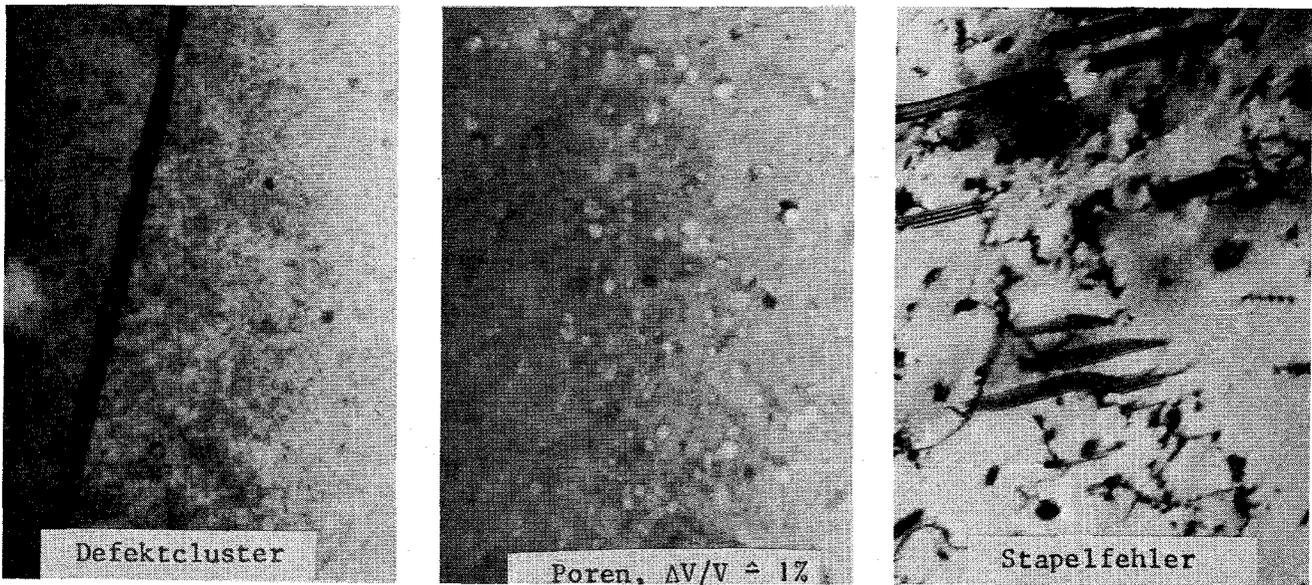


Abb. 6: Elektronenmikroskopische Aufnahmen (80 000fach) und Dichtemessungen an drei Proben des Stabes G 1 (DFR-TREFOIL)

Der Einfluß höherer Gaskonzentrationen (einige %) auf die Hochtemperaturversprödung in kaltverformten Reinstmetallen wird untersucht. Abb. 7, eine elektronenmikroskopische Aufnahme, zeigt Blasenbildung sehr hoher Konzentrationen (10^{15} Blasen/cm³) mit Blasendurchmessern von 50 bis 1000 Å. Die Bildung der Bläschen erfolgt bevorzugt entlang von Korn- bzw. Subkorn-
grenzen und führt zu einer "Perforierung" der Korngrenzen.

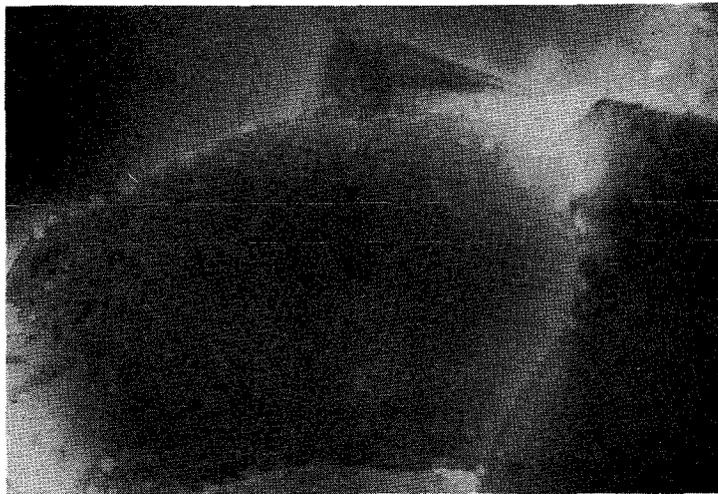


Abb. 7 (x 40.000)

Elektronenmikroskopische Aufnahmen von mit N_2^+ implantierten Nickel (Dosis = $1,3 \times 10^{17} N_2^+/\text{cm}^2$)

Veröffentlichungen:

- (1) K. Herschbach, D. Kaletta
 Comment on "Comment on climb or growth forces exerted
 by non-conservable defects" by J.U. Straalsund
 Scripta Met. 5, 695, (1971)

1. The first part of the document is a list of names and addresses of the members of the committee.

2. The second part of the document is a list of names and addresses of the members of the committee.



3. The third part of the document is a list of names and addresses of the members of the committee.

4. The fourth part of the document is a list of names and addresses of the members of the committee.

114 KORROSIONSVERSUCHE UND KÜHLMITTELANALYSEN1141 Natriumkühlung1141.1 Korrosionsverhalten bei Natriumkühlung1141.11 Korrosionsverhalten von austenitischen Stählen

(Helga Schneider, H.U. Borgstedt, A. Marin, IMF,
G. Frees, G. Drechsler, IRB)

1. Versuche im Na-Kreislauf "Cerberus"

Der Korrosionsversuch an Proben aus dem Stahl Werkstoff Nr. 1.4970 im "Cerberus" wurde nach 5200 h Expositionszeit beendet. Die Proben standen mit Natrium von 600 und 550 °C, dessen Strömungsgeschwindigkeit 0,5 m/s betrug, in Kontakt. Der Sauerstoffgehalt des Natriums wurde ständig mit EMK-Zellen gemessen. Er betrug um 5 ppm.

Gewichtsverlust der Proben und die Dicke der durch Korrosion veränderten Oberflächenzone lassen sich zur Downstream-Position der Proben in Beziehung setzen. Ein Vergleich der Befunde an diesen Proben mit den Ergebnissen früherer Versuche zeigt, daß die Unterschiede relativ gering sind, wenn man die Korrosionskonstanten mit den Downstream-Faktoren korrigiert. Die Stähle mit Chromgehalten von 15-16% werden etwas weniger angegriffen als die mit 18%.

Werkstoff-Nr.:	Korrosionskonstante bei 600 °C mg/cm ² h
1.4301 18/19 CrNi	8.0 x 10 ⁻⁵
1.4988 16/13 CrNi	5.5 x 10 ⁻⁵
1-4981 16/16 CrNi	3.3 x 10 ⁻⁵
1.4970 15/15 CrNi	4.0 x 10 ⁻⁵

Metallographische Untersuchungen gaben Aufschluß über die Einflüsse der Natriumkorrosion auf die Struktur des Stahls. In den oberen Positionen waren die Korngrenzen an den Oberflächen aufgeweitet, weiter abwärts in der Natriumströmung waren die Porenoberflächen mit Schichten veränderter Struktur bedeckt. Diese bis 0,005 mm starken Schichten waren nicht magnetisch, eine ferritische Struktur ließ sich ebenfalls nicht nachweisen. Analytische Untersuchungen haben gezeigt, daß in den Randschichten die Gehalte an Cr und Ni deutlich reduziert waren.

Chemische Analysen an den Proben und an isolierten Oberflächenschichten ergaben, daß praktisch keine Änderungen des Kohlenstoffgehaltes, dagegen deutliche Verluste an Bor aufgetreten waren. Der Borgehalt war über den ganzen Probenquerschnitt von 80 auf rund 20 ppm, in den Randschichten sogar auf 8-15 ppm reduziert.

Es wurden Vorarbeiten für die Bestimmung von Korrosionszonen von austenitischen Stählen mit Hilfe der Glimmentladungslampe geleistet. Bei dieser Arbeitsweise wird eine kreisrunde Fläche von 6 mm \varnothing kathodisch abgetragen, und die abgetragenen Elemente werden in dem bei einem Druck von 6-8 Torr Argon entstehenden Glimmlicht über einen Quarzspektrographen bestimmt.

Nach Justierarbeiten wurden die günstigsten Anregungsbedingungen ermittelt und Eichkurven für die Bestimmung von Ni und Cr aufgestellt.

Die ersten Korrosionsproben Werkstoff-Nr. 1.4970 aus dem 5.200 h langen Korrosionsversuch im "Cerberus" wurden untersucht. Es ist bei dieser Arbeitsweise im Gegensatz zu der Brom-Methanol-Methode ein stufenweiser Abtrag von nur 0,3 μm möglich, sodaß die Chromverarmung in den Außenschichten wesentlich deutlicher und deren Verlauf genau bestimmt werden kann.

2. Hochtemperatur-Korrosionskreislauf

Die Erprobung von Prototyp-Heizstäben, wie sie für die 3 Teststrecken benötigt werden, konnte erfolgreich abgeschlossen werden. Mit der serienmäßigen Herstellung der Heizstäbe wurde begonnen.

Durch die verzögerte Anlieferung der in Amerika bestellten EM-Pumpe konnte mit dem Einbau erst Ende August begonnen werden. Der Einbau des von der Firma Interatom für den SNR entwickelten Durchflußmessers, der in diesem Kreislauf parallel zu Versuchen bei Interatom erprobt werden soll, wurde durch entsprechende Rohrleitungsänderungen durchgeführt. Die Prüfstandserweiterung (Reinigungskreis, Oxidmeßkreis und Natriumprobeentnahme) hat begonnen. Die Rohrmontage wird bis Ende Oktober abgeschlossen sein.

1141.12 Rohrinnendruckversuch

(N. Schwarz, Österr. Studiengesellschaft für Atomenergie G.m.b.H.)

Nach 5000 Stunden Expositionszeit wurde der Versuch im Seibersdorfer Natriumhochtemperaturkreislauf beendet. Von den 10 noch unter dem Nenndruck stehenden Proben sind während der letzten 400 Versuchsstunden die vier Proben aus dem Werkstoff Nr. 1.4988 ausgefallen.

Die Probenstrecke wurde durch Natriumdestillation und anschließende Spülung mit Alkohol von Natrium gereinigt. Nach dem Öffnen der Teststrecke zeigte sich, daß die Reinigung ohne nachteilige Folgen für die Proben abgelaufen war. Die unter Druck exponierten Proben waren alle deutlich sichtbar aufgeweitet. Die Proben werden bei Siemens ZEF/WE vermessen und gewogen. Nach dem Vergleich der Ergebnisse mit den in einer Argonatmosphäre ausgelagerten Proben werden die Nachuntersuchungen vorgenommen.

1142 Dampf- und Gaskühlung1142.1 Korrosionsverhalten in Dampf, Laborversuche

(S. Leistikow, IMF)

Die systematischen Untersuchungen der Abhängigkeit des Korrosionsverhaltens von der Kaltverformung wurden auf den Werkstoff-Nr. 4301, d.h. auf den unsta-
bilisierten 18-8 CrNi-Stahl, ausgedehnt. Dazu wurden statische Heißdampf-
Korrosionsversuche an unverformtem und 10, 30, 50 und 70%ig kaltverformten
Blechmaterial im Hochdruck-Autoklaven bei 600 °C, 70 at während 1000 Stunden
durchgeführt.

Dabei wurde in qualitativer Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Legierung
Incoloy 800 eine mit zunehmender Kaltverformung schrittweise verminderte
Sauerstoffaufnahme des Metalls gefunden. Im funktionellen Zusammenhang mit
der Reaktionszeit wird dieser Sachverhalt durch den Übergang von parabo-
lischen auf logarithmische Zeitgesetze verdeutlicht (Abb. 1). Eine negative
Exponentialfunktion gibt den Zusammenhang von aufgenommener Sauerstoffmenge
und Kaltverformung wieder (Abb. 2). Die minimalen Sauerstoffmengen wurden vom
oberflächlich geschmigelten Material aufgenommen. Dieser maximale Beständig-
keitsgewinn beläuft sich (nach Umrechnung in korrodierte Metallmenge) auf

eine Verminderung dieser Menge im Reaktionszeitraum von maximal 880 mg/dm² auf minimal 17,4 mg/dm², d.h. um 98%.

HEISSDAMPF-KORROSION VON BLECHPROBEN DES WERKSTOFFES Nr. 4301
 ABHÄNGIGKEIT DER GEWICHTSZUNAHME VOM GRAD DER KALTVERFORMUNG
 NACH 1000 Stunden BEI 600°C, 70 at

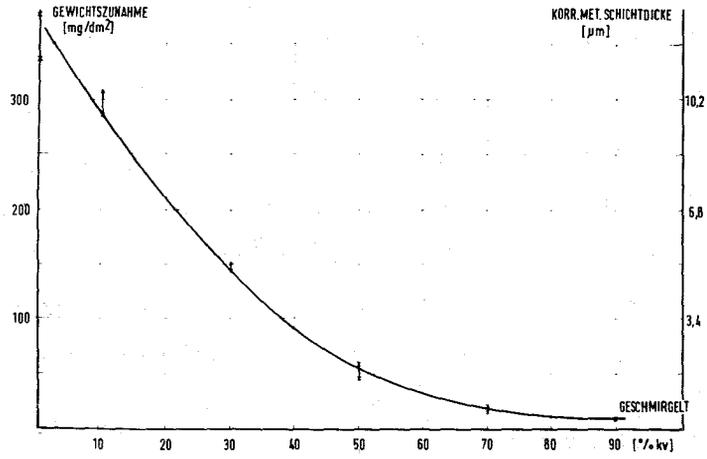


Abb. 1

HEISSDAMPF-KORROSION VON BLECHPROBEN DES WERKSTOFFES Nr. 4301
 UNTERSCHIEDLICHEN KALTVERFORMUNGSGRADES
 WÄHREND 1000 Stunden BEI 600°C, 70 at

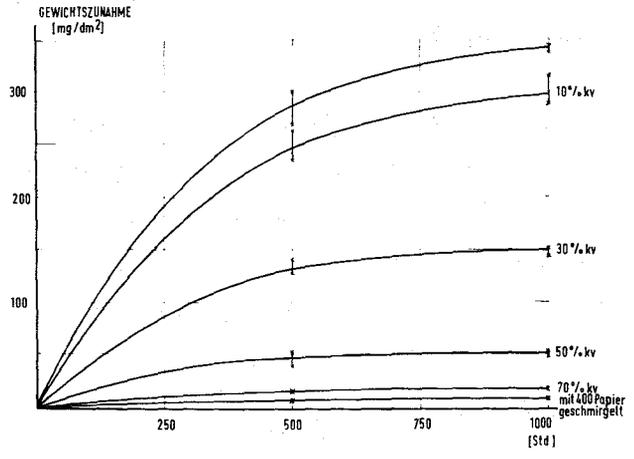


Abb. 2

1142.2 HKW-Kreislauf

(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 Fertigung der beheizten Probestäbe aus den Hüllwerkstoffen Incoloy-800 und Sandvik 12R72HV wurde abgeschlossen und der Einbau in die Teststrecken vorbereitet. Die Materialproben für die isothermen Teststrecken wurden ebenfalls bereitgestellt.

Die Aufnahme der langzeitigen Korrosionsversuche ist für November 1971 vorgesehen.

Veröffentlichung:

(1) S. Leistikow, E. Pott

Der Einfluß der Kaltverformung auf die Korrosionsbeständigkeit austenitischer CrNi-Stähle in überhitztem Wasserdampf

1. Statische und semidynamische Untersuchungen der Legierung Incoloy 800
KFK-Bericht 1476, Juni 1971

... ..

... ..

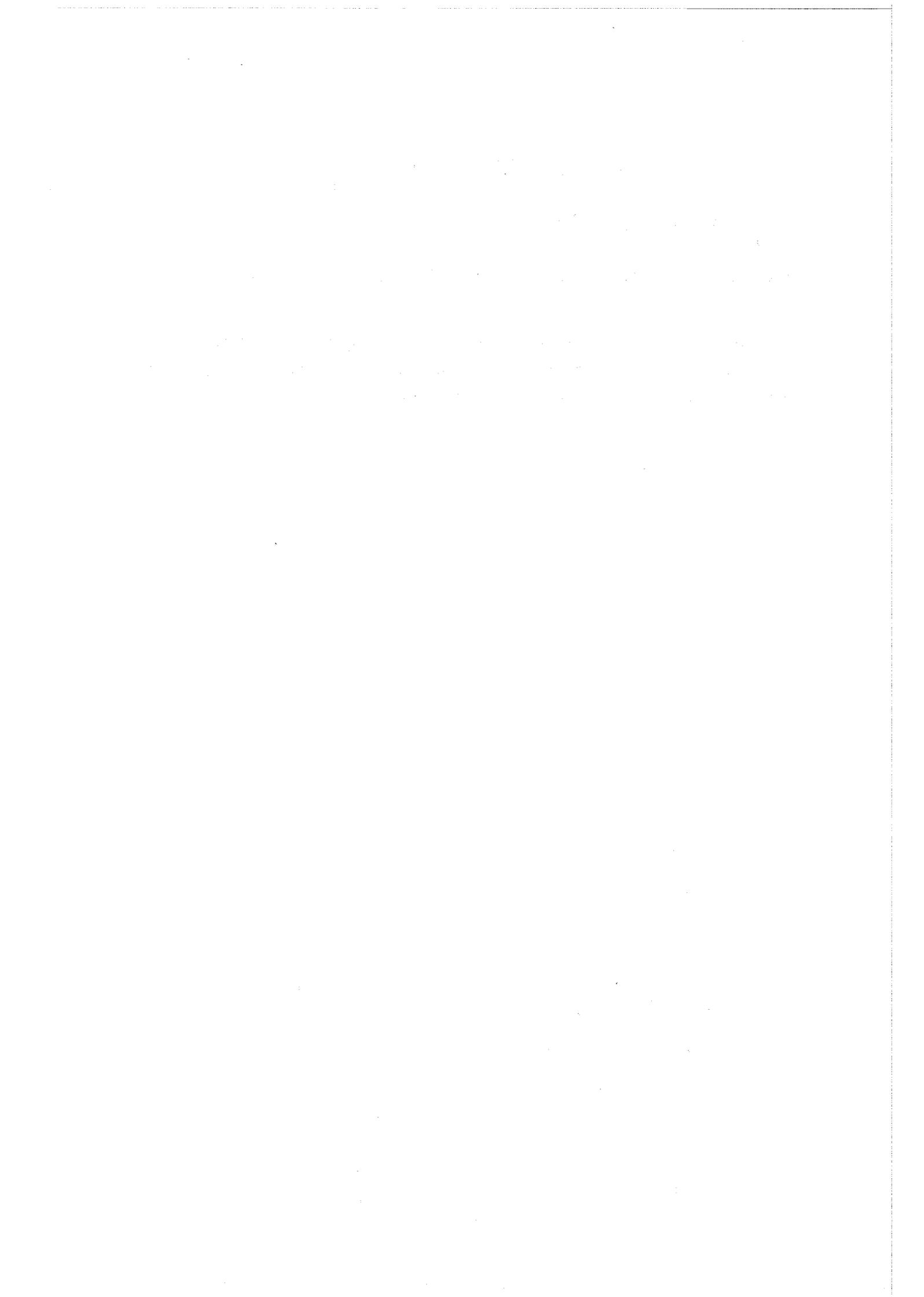
... ..

115 ARBEITEN ZUM BRENNSTOFFZYKLUS

1151.3 Anlage MILLI (W. Ochsenfeld, IHCh)

Die Laboranlage MILLI des IHCH wurde Ende des 3. Vierteljahres in heißen Betrieb genommen.

Zunächst wurde eine Aufgabe für das Projekt PACT durchgeführt, da sich die Zulieferung von hochabgebrannten Proben für die Wiederaufarbeitung von Brennstoffen Schneller Brüter verzögert hat.



121 PHYSIKALISCHE EXPERIMENTE1211 Experimentelle Reaktor- und Neutronenphysik1211.1 Meßmethoden für Nulleistungsreaktoren

(W. Scholtyssek, IAR)

1. Messungen der Spaltproduktausbeute in Abhängigkeit von Neutronenspektren verschiedener Härte

1.1 Bei der Messung von Folientraversen mit Na-J-Detektoren wird die γ -Aktivität oberhalb einer bestimmten Schwelle für jede Folie bestimmt und auf einen Normierungspunkt (z.B. eine Folie zwischen Spaltkammern) bezogen. Fehler können entstehen, wenn sich die Ausbeute von Spaltprodukten in Neutronenspektren verschiedener Härte ändert.

1.2 In SNEAK-7A wurden zur Aufklärung dieser Fehler Messungen durchgeführt. Eine angereicherte (35% U^{235}) und eine abgereicherte (0.4% U^{235}) Uranfolie wurden jeweils zwischen Spaltkammern an 3 verschiedenen Positionen des Cores bestrahlt (Coremitte, Core-Blanket-Grenze, Blanket). Der Spektralindex σ_{f8}/σ_{f5} nimmt hierbei von 0.042 (Coremitte) auf 0.023 (Blanketposition) ab.

Die Spaltprodukt- γ -Spektren der bestrahlten Folien wurden mit einem Ge(Li)-Detektor und einem 4k-ADC (Analog-Digital Converter) in Verbindung mit einem on-line-Rechner mehrmals zwischen 6h und 10d nach der Bestrahlung aufgenommen.

1.3 Das gute Auflösungsvermögen des Ge(Li)-Detektors erlaubt es, Linien bzw. Liniengruppen von Spaltprodukten direkt zu beobachten.

Für die Zählrate Z_i der Linie des Isotops i mit der spektrums-
gemittelten Ausbeute $\overline{\gamma}_i$ gilt

$$Z_i = \overline{\gamma}_i \int \sigma_K(E) \phi(E) dE$$

$\sigma_K(E)$ ist der Spaltquerschnitt des Spaltisotops K (z.B. U^{235}).
Für die mit der Spaltkammer gemessene Zählrate Z gilt

$$Z = \int \sigma_K(E) \phi(E) dE$$

Das Verhältnis $\frac{Z_i}{Z}$ sollte demnach verschiedene Werte bringen, wenn
sich die Ausbeute $\overline{\gamma}_i$ ändert.

Die Auswertung der Spektren der angereicherten Folien zeigte, daß
die Verhältnisse $\frac{Z_i}{Z}$ an der Core-Blanket-Grenze im Mittel um 2-3%
niedriger liegen als die entsprechenden Werte in Core-Mitte. Dies
wurde auf den geringeren Spaltanteil der U^{238} an der Gesamtsplatt-
rate in der Folie durch den kleineren Spektralindex $\frac{\sigma_{f8}}{\sigma_{f5}}$ in der
Randposition zurückgeführt.

- 1.4 Da bei der Blanket-Bestrahlung die Spaltkammermessung durch elek-
tronische Störungen ausfiel, wurde ein anderes Auswerteverfahren
angewandt. Es wurden die Verhältnisse

$$R_i = \frac{Z_i}{Z_j} \approx \frac{\overline{\gamma}_i}{\overline{\gamma}_j}$$

gebildet, wo Z_j die Zählrate einer vorgegebenen Linie oder Linien-
gruppe bedeutet. Da aus physikalischen Gründen nicht anzunehmen ist,
daß sich die Ausbeute aller Isotope gleichmäßig mit der Neutronen-
energie ändern, sollten die relativen Differenzen

$$D_i = \frac{R_i^{p1} - R_i^{p2}}{R_i}$$

eine Ausbeuteänderung einzelner Isotope anzeigen (der Index p be-
zeichnet die verschiedenen Reaktorpositionen). In der folgenden

Tabelle ist der Anteil der relativen Differenzen D_i (in % der Gesamtanzahl) angegeben, die innerhalb 1σ , 2σ u.s.w. liegen.

	1σ	2σ	3σ	4σ
$\frac{\sum D_i(n)}{\sum D_i} / \%$	67.4	89.8	96.9	100

Insgesamt wurden 172 Linien bzw. Liniengruppen aus 12 Spektren ausgewertet. Dabei wurde etwa 90% der γ -Intensität im Bereich zwischen 250 keV und 1.8 MeV erfaßt. 75% davon wurde mit einer Genauigkeit von 1% oder besser gemessen.

Die Abweichung der Verteilung der D_i von einer Normalverteilung deutet auf eine Ausbeuteänderung einzelner Isotope hin. Eine systematische Abweichung der R_i konnte in einigen Liniengruppen festgestellt werden, sie übersteigt jedoch bei den intensivsten Gruppen nie 1-2%. In der Gesamtaktivität über 500 keV ist der Effekt nicht meßbar, da sich Abweichungen nach oben und unten, gewichtet mit der Aktivität, innerhalb der Fehlergrenzen kompensieren. Einzelne Isotope, die isoliert gemessen werden können, z.B. Xe-135 (250 keV), Ba-140→La-140 (1596 keV), I-132 (668 keV) und Mo-99 (740 keV), zeigen innerhalb der Genauigkeit der Messung keine Ausbeuteänderung.

1.5 Die durchgeführten Messungen zeigen, daß sich die Spaltproduktausbeuten bei der Spaltung von U^{235} durch Neutronenspektrumsänderungen, die typisch für ein schnelles Core sind, nur geringfügig ändern. Auf die integrale γ -Zählrate ab etwa 500 keV haben diese Ausbeuteänderungen einen Einfluß, der kleiner als 1% ist.

1.6 Da die meisten γ -Linien in Gruppen zusammengefaßt sind, die auch mit der guten Auflösung des Ge(Li)-Detektors (≈ 2 keV bei 250 keV und 3 keV bei 1.3 MeV) nicht deutlich getrennt werden können, geht ein großer Anteil des Informationsgehaltes der γ -Spektren über die Spaltprodukte verloren. Eine weitere Trennung der Liniengruppen

ist nur vom Programm her möglich. In der DVZ (Dr. Wenzelburger) wird z.Zt. ein solches Programm erstellt. Die Einzellinien werden dabei durch eine Reihe von Gaußfunktionen mit ihren Ableitungen beschrieben, der Untergrund durch eine Exponentialfunktion dargestellt. Für eine gute Anpassung an eine Einzellinie werden 7 Parameter benötigt. Der Fit von gemessenen Einzel- und Doppellinien zeigte sehr gute Ergebnisse.

Die Untersuchung der Abhängigkeit einiger Linienparameter, z.B. der Halbwertsbreite und der Anteilparameter der Reihenglieder, die die Asymmetrie der Linie beschreiben, in Abhängigkeit von der Energie der Linien zeigte einen stetigen Verlauf dieser Parameter. Damit ist es möglich, die Gesamtzahl der freien Parameter in einer Liniengruppe kleiner als $n \times 7$ zu halten.

2. Einfangratenmessungen in SNEAK-7B und SNEAK-8

- 2.1 In SNEAK-7B wurde der Spektralindex $\frac{\sigma_{c8}}{\sigma_{f5}}$ gemessen. Die absolute Einfangrate wurde aus der Np^{239} -Aktivität einer bestrahlten angereicherten Uranfolie im Anschluß an eine Am^{243} -Eichquelle ermittelt. Gemessen wurde jeweils die 277 keV-Linie des Np^{239} mit einem Ge(Li)-Detektor. Die absolute Spaltrate von U^{235} wurde mit einer geeichten Spalkammer gemessen. Die Genauigkeit der Messung betrug 1.5% für die absolute Einfangrate und 2.5% für die absolute Spaltrate.

Von der MASURCA-Gruppe (Brunet) wurde eine Index-Messung an der gleichen Stelle durchgeführt. Ihr Wert, der sich auf eine thermische Eichung in der HARMONIE bezieht, liegt 7.5% höher als der von uns gemessene.

- 2.2 In SNEAK-8 wurde der Index $\frac{\sigma_{c8}}{\sigma_{f5}}$ in Core-Mitte nach der oben angegebenen Methode gemessen. Geht man in die Ratenbilanz für die Testzone mit dem Meßwert ein, so bleibt eine Differenz von 4% ($\pm 1.5\%$ durch die Unsicherheit von α_5) offen, die darauf hindeutet, daß

$\frac{\sigma_{c8}}{\sigma_{f5}}$ um 4-5% zu niedrig gemessen wird. Der in ZEBRA 8H gemessene Wert liegt vergleichsweise um 2% höher, was eine Übereinstimmung innerhalb der Fehlergrenzen bedeutet. Die Messung in ZEBRA 8H ist ebenfalls auf eine thermische Eichung bezogen.

- 2.3 Die Messung des Spektralindex $\frac{\sigma_{c8}}{\sigma_{f5}}$ nach der in 2.1 beschriebenen Methode scheint möglicherweise einen zu kleinen Wert zu liefern. Sie wird deshalb auf etwaige systematische Fehler überprüft.

1212 STARK

Messung von Spaltratenverhältnissen in STARK 7A und 7C zur Untersuchung des spektralen Einflusses der O^{16} -Streuersonanz

(H. Meister, INR)

Bei früheren Untersuchungen von Neutronenspektren und Spektralindizes in Nulleistungsanordnungen mit merklichem Oxidgehalt ergaben sich oberhalb 300 keV meist deutliche Abweichungen von den bisherigen 26-Gruppenrechnungen (s. z.B. [1]), und zwar besonders ausgeprägt in Gruppe 6 (400-800 keV), welche die große Streuersonanz des O^{16} bei 442 keV einschließt.

Um den Einfluß der O^{16} -Resonanz auf die Querschnittmittelung experimentell zu prüfen, wurden in STARK 7A und 7C zwei Urancores aufgebaut, die sich wesentlich in ihrem Sauerstoffgehalt unterscheiden. Als erstes Teilergebnis werden die im Corezentrum gemessenen Spaltratenverhältnisse mit neueren 26-Gruppenrechnungen verglichen.

1. Aufbau der schnellen Zone

Die schnelle Zone des STARK war mit folgenden Einheitszellen beladen:

STARK 7A: U(20%), Al_2O_3 , Graphit

STARK 7C: U(20%), Al(100%), Graphit

U(20%), Al(40%), Graphit

Die entsprechenden Teilchenzahldichten der homogenisierten Spaltzonen sind in Tab. 1 angegeben.

Tab. 1: Teilchenzahldichten [$10^{20}/\text{cm}^3$] in der schnellen Zone von STARK 7A und 7C

Anordnung	STARK 7A	STARK 7C
Al	130.6	119.17
C	262.97	262.97
Cr	12.42	12.42
Fe	42.14	42.14
Mg	0.50	1.22
Nb	0.26	0.26
Ni	8.58	8.58
O	196.4	-
Si	0.43	1.42
U-235	27.50	27.50
U-238	109.68	109.68

Tab. 2: Spaltratenverhältnisse im Zentrum von STARK 7A verglichen mit 26-Gruppenrechnungen

Material	Messung	ABN		LALINR		LALINR* 2)		KFKINR	
		σ_f^x/σ_f^y	$\frac{\text{Rechn.}}{\text{Messg.}}$	σ_f^x/σ_f^y	$\frac{\text{Rechn.}}{\text{Messg.}}$	σ_f^x/σ_f^y	$\frac{\text{Rechn.}}{\text{Messg.}}$	σ_f^x/σ_f^y	$\frac{\text{Rechn.}}{\text{Messg.}}$
U ²³³ /U ²³⁵	1.500 ±0.025	1.4394	0.960	1.6122	1.075	1.6199	1.080	1.6207	1.080
U ²³⁴ /U ²³⁵	0.205 ±0.004	0.2217	1.081	0.1930	0.941	0.2080	1.015	0.2103	1.026
U ²³⁶ /U ²³⁵	0.0708 ±0.0015	0.07568	1.069	0.06784	0.958	0.0711	1.004	0.07282	1.028
U ²³⁸ /U ²³⁵	0.0321 ±0.0005	0.03519	1.096	0.03172	0.988	0.03261	1.016	0.03306	1.030
Pu ²³⁹ /U ²³⁵	0.986 ±0.020 ¹⁾	0.9778	0.992	0.9542	0.968	0.9631	0.977	0.9726	0.986
Pu ²⁴⁰ /U ²³⁵	0.250 ±0.008 ¹⁾	0.2343	0.940	0.2186	0.874	0.2319	0.928	0.2420	0.968
Pu ²⁴¹ /U ²³⁵	1.350 ±0.025 ¹⁾			1.3211	0.979	1.319	0.977	1.3244	0.981
Pu ²⁴⁰ /Pu ²⁴¹	0.185 ±0.006 ¹⁾			0.1655	0.895	0.1758	0.950	0.1827	0.988
U ²³⁴ /U ²³⁸	6.38 ±0.15	6.300	0.987	6.086	0.954	6.378	1.000	6.361	0.997
U ²³⁶ /U ²³⁸	2.21 ±0.05	2.151	0.975	2.139	0.970	2.180	0.988	2.202	0.996
Pu ²⁴⁰ /U ²³⁸	7.79 ±0.25	6.658	0.855	6.893	0.885	7.109	0.912	7.320	0.940

1) Zylindrische Spaltkammern, geeicht in der thermischen Säule unter Annahme von $(\sigma_f^{49}/\sigma_f^{25})_{th} = 1.373$,
 $(\sigma_f^{41}/\sigma_f^{25})_{th} = 1.876$

2) LALINR-Satz modifiziert durch Einführung der Überstreuquerschnitte $\Sigma_i \rightarrow i+1$ aus vorangehender 208-Gruppenrechnung.

Tab. 3: Spaltratenverhältnisse im Zentrum von STARK 7C verglichen mit 26-Gruppenrechnungen

Material	Messung	ABN		LALINR		LALINR *2)		KFKINR	
		σ_f^x/σ_f^y	<u>Rechn.</u> <u>Messg.</u>	σ_f^x/σ_f^y	<u>Rechn.</u> <u>Messg.</u>	σ_f^x/σ_f^y	<u>Rechn.</u> <u>Messg.</u>	σ_f^x/σ_f^y	<u>Rechn.</u> <u>Messg.</u>
U ²³³ /U ²³⁵	1.541 ± 0.025	1.4610	0.948	1.6326	1.060	1.6407	1.065	1.6416	1.065
U ²³⁴ /U ²³⁵	0.240 ± 0.004	0.2620	1.092	0.2397	0.999	0.2472	1.030	0.2580	1.075
U ²³⁶ /U ²³⁵	0.0818 ± 0.0015	0.08697	1.063	0.07984	0.976	0.08216	1.004	0.08501	1.039
U ²³⁸ /U ²³⁵	0.0362 ± 0.0005	0.03887	1.074	0.03597	0.994	0.03667	1.013	0.03751	1.036
Pu ²³⁹ /U ²³⁵		1.0272		1.0122		1.0179		1.0306	
Pu ²⁴⁰ /U ²³⁵	0.287 ± 0.008 ^{1,3)}	0.2766	0.964	0.2614	0.911	0.2685	0.936	0.2865	0.998
Pu ²⁴¹ /U ²³⁵				1.3249	-	1.3240	-	1.3296	-
Pu ²⁴⁰ /Pu ²⁴¹	0.212 ± 0.006 ¹⁾			0.1973	0.931	0.2028	0.957	0.2154	1.016
U ²³⁴ /U ²³⁸	6.62 ± 0.15	6.740	1.018	6.664	1.006	6.742	1.018	6.879	1.039
U ²³⁶ /U ²³⁸	2.26 ± 0.05	2.237	0.989	2.219	0.981	2.240	0.990	2.267	1.013
Pu ²⁴⁰ /U ²³⁸	7.93 ± 0.25 ³⁾	7.116	0.897	7.265	0.916	7.321	0.923	7.638	0.963

1) } wie bei Tabelle 2
2) }

3) Unter Annahme von $\sigma_f^{41}/\sigma_f^{25} = 1.35$ wie in 7A gemessen

2. Messungen

Die Messung der Uran-Spaltratenverhältnisse erfolgte, wie in [2] beschrieben, in einem $5 \times 5 \times 10 \text{ cm}^3$ großen Hohlraum im Corezentrum mit Hilfe von zwei Parallelplatten-Spaltkammern, die mit verschiedenen Isotopen belegt waren. Mögliche systematische Fehler bei der Messung im Hohlraum, bedingt durch Moderation im Stahl des Brennelementrohres und in den Kabelzuführungen, wurden durch Einbringen der entsprechenden Materialien in die Kammerumgebung zu maximal 2% abgeschätzt.

Zur Messung der Pu-Spaltraten relativ zu U^{235} wurden entsprechende zylindrische Spaltkammern (ca. 5 mm \emptyset) in das mit durchbohrten Plättchen gefüllte Zentralelement eingeführt. Unmittelbar anschließend wurden die Kammern im Spektrum der thermischen Säule aufgrund der bekannten Verhältnisse der thermischen Spaltquerschnitte geeicht (Tab. 2).

3. Vergleich mit Multigruppenrechnungen

Die Meßdaten werden in Tab. 2 und 3 mit den Ergebnissen von homogenen eindimensionalen Diffusionsrechnungen [2] verglichen. Dabei werden verschiedene 26-Gruppensätze betrachtet, die sich in den Kerndaten wie auch im Wichtungsspektrum voneinander unterscheiden:

26-GR.ABNSET [4]:

Wichtung mit 1/E-Spektrum in den Gruppen 4 bis 26, mit Spaltspektrum in den Gruppen 1 bis 3;

26-GR.LALINR [5]:

Version des KFKINR-Satzes vom Juli 1971, Wichtung mit dem Spektrum von SNEAK 3A-2;

26-GR.KFKINR [6]:

Endgültige Version des KFKINR-Satzes vom Oktober 1971, Wichtung mit dem Spektrum des SNR 300 auf Grund einer vorangehenden 208-Gruppenrechnung.

Bei den Rechnungen zeigte sich, daß das Spektrum im Zentrum von STARK 7A und 7C oberhalb 1 keV dem Gleichgewichtsspektrum sehr nahe kommt, so daß die berechneten Spaltratenverhältnisse um höchstens 2% von denen der entsprechenden Einzonenanordnung abweichen. Außerdem ergaben Rechnungen mit dem Zellprogramm ZERA [3], daß die betrachteten Spaltraten um $\pm 1,5\%$ innerhalb der Einheitszelle variieren.

Im folgenden sollen einige Ergebnisse des Vergleichs für die verschiedenen Gruppensätze herausgestellt werden:

3.1. ABN-Satz

In beiden Anordnungen werden die Verhältnisse der Schwellensubstanzen (U^{234} , U^{236} , U^{238}) relativ zu U^{235} durch die Rechnung wesentlich überschätzt (bis zu 10%), was auf einen zu hohen Anteil des Spektrums oberhalb 0.5 MeV schließen läßt; die Verhältnisse der Schwellensubstanzen untereinander werden (mit Ausnahme von Pu^{240}) dagegen im wesentlichen richtig wiedergegeben. Diese Ergebnisse entsprechen zumindest qualitativ den Beobachtungen an früheren Anordnungen [1, 2].

3.2. LALINR-Satz

Mit diesem Satz erhält man für STARK 7C eine wesentlich bessere Übereinstimmung mit dem Experiment; Abweichungen von über 2.5% werden nur noch bei U^{233} und Pu^{240} beobachtet. Der gleiche Gruppensatz unterschätzt jedoch für die oxidhaltige Anordnung 7A die Verhältnisse der Schwellensubstanzen U^{234} und U^{236} relativ zu U^{235} bzw. U^{238} um bis zu 6%.

Der Grund für die unterschiedlich gute Beschreibung beider Anordnungen wird in Abb. 1 verdeutlicht. Dort werden als stark richtungsabhängige Größen die Überstreuquerschnitte $\Sigma_{i \rightarrow i+1}$ des LALINR-Satzes mit Werten verglichen die durch Kondensation mit dem Spektrum einer nulldimensionalen 208-Gruppenrechnung [7] erhalten wurden. Im Energiebereich unter 2.5 MeV ergibt sich bei STARK 7C eine recht gute Übereinstimmung mit der 208-Gruppenrechnung, dagegen treten bei der oxidhaltigen Anordnung 7A in Gruppe 5 und 6 Abweichungen von bis zu 25% auf, die sich über das Neutronenspektrum (Abb. 2) besonders stark auf die Spaltraten von U^{234} und Pu^{240} auswirken.

Die Diskrepanz der Überstreuquerschnitte in Gruppe 6 erklärt sich, wie in [1] ausgeführt, durch die Annahme eines langsam veränderlichen Stoßdichtespektrums bei der Erstellung des LALINR-Satzes. Diese Annahme ist für oxidhaltige Systeme in der Umgebung der breiten Sauerstoffresonanz nur schlecht erfüllt, wie die Ergebnisse der genaueren 208-Gruppenrechnung zeigen.

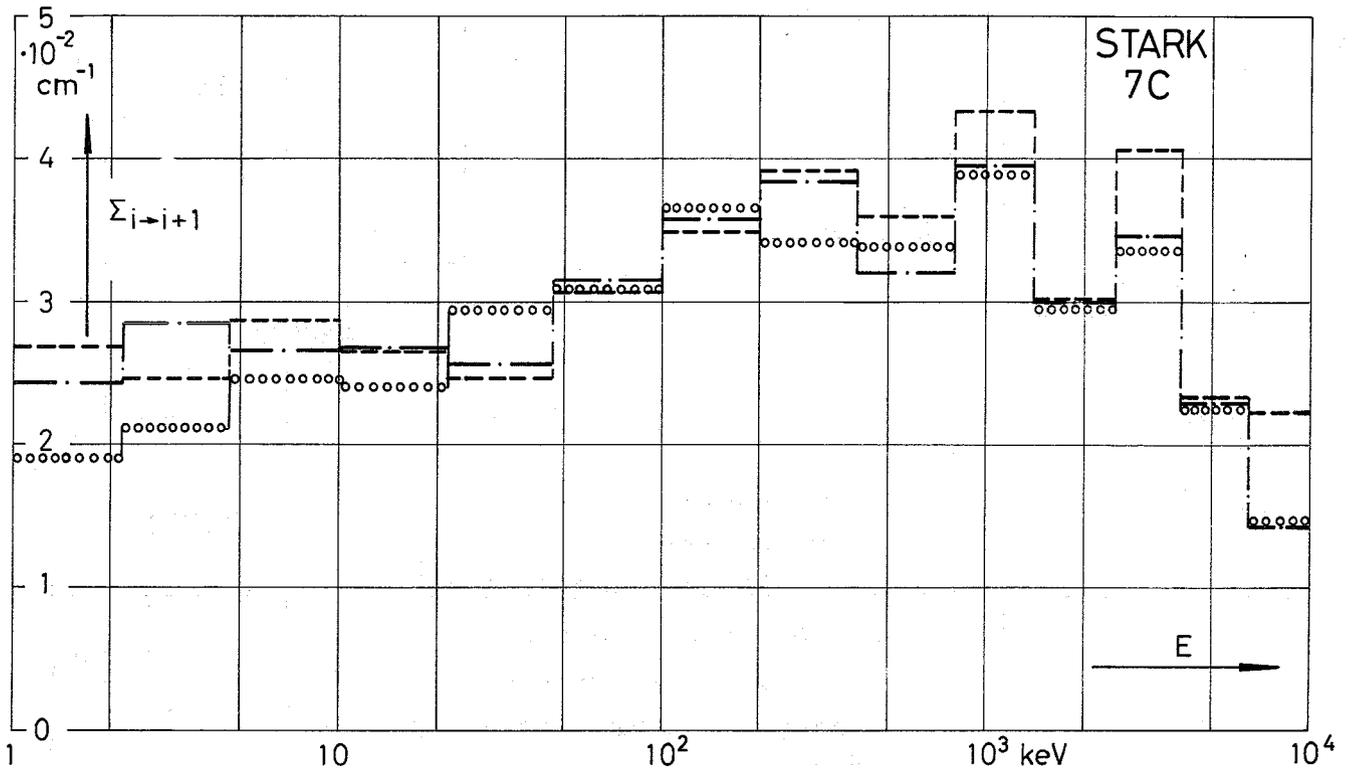
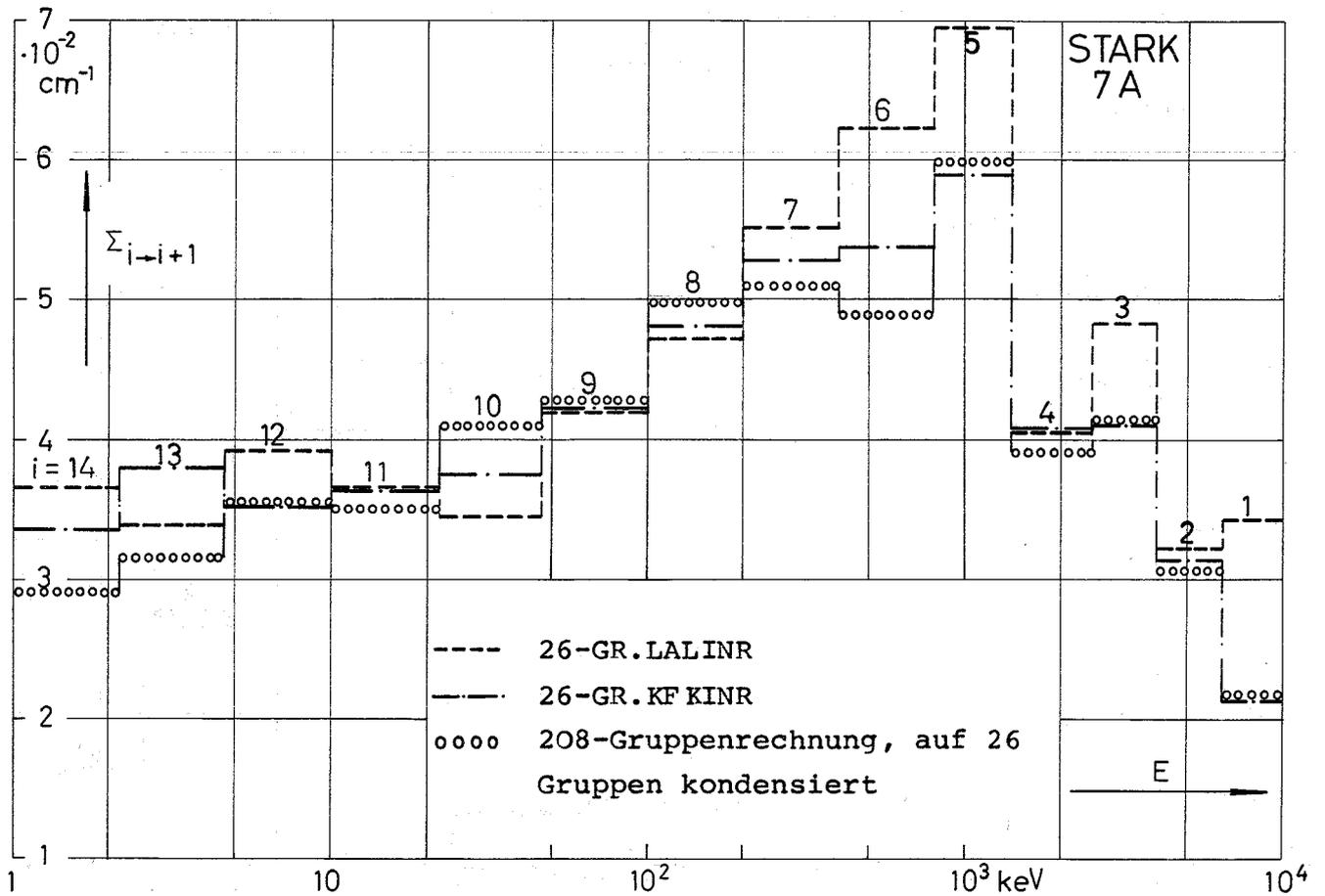


Abb.1: Energieabhängigkeit des Überstreuerquerschnitts $\Sigma_{i \rightarrow i+1}$ bei verschiedenen 26-Gruppensätzen

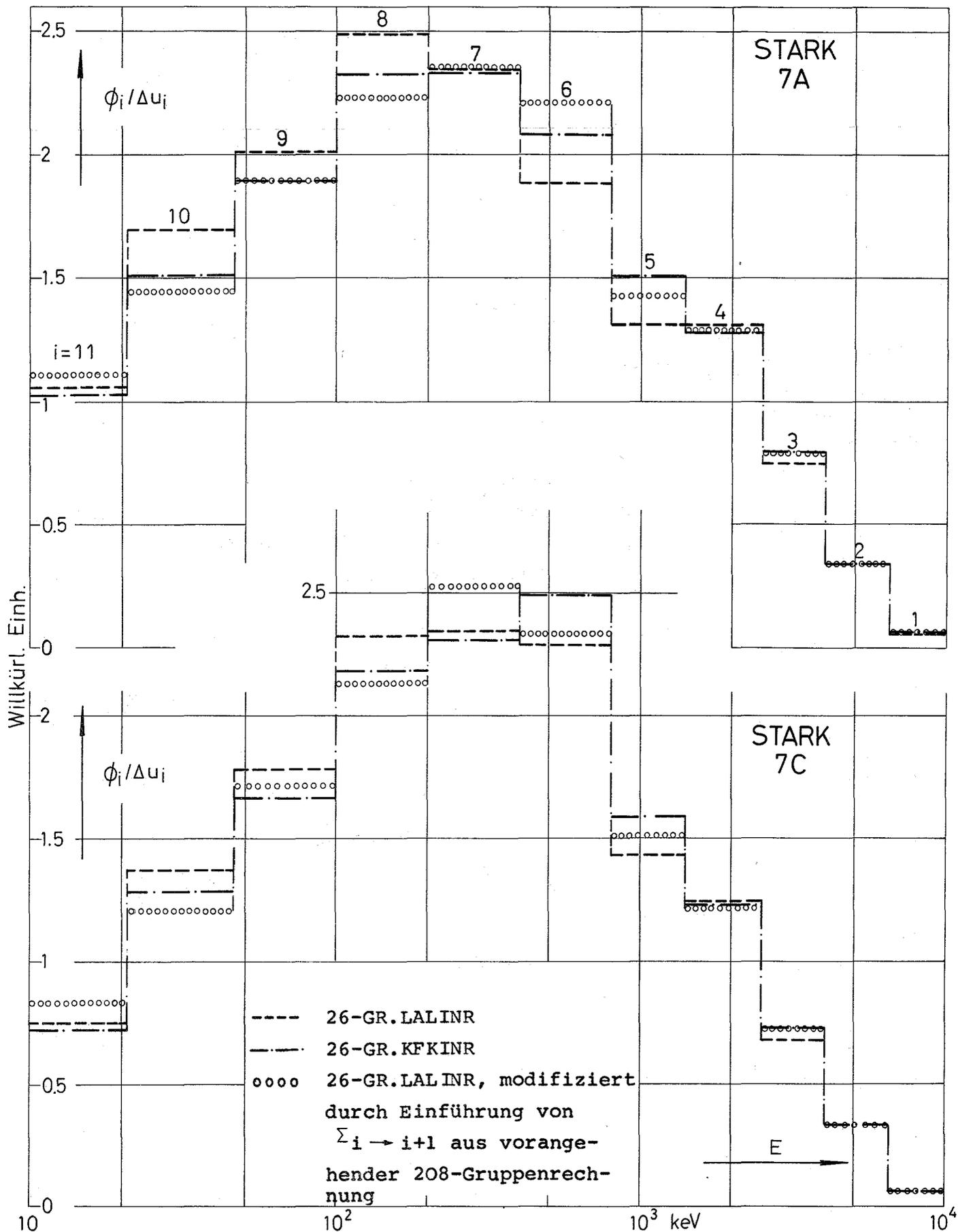


Abb.2: Neutronenspektrum im Zentrum von STARK 7A und 7C aus eindimen-
sionaler 26-Gruppenrechnung

Tab. 4: Verhältnis $(\sigma_f^x/\sigma_f^y)_{7C}/(\sigma_f^x/\sigma_f^y)_{7A}$ der in STARK 7C und 7A gemessenen Spektralindizes

x/y	Messung	ABN	LALINR	LALINR*1)	KFKINR
U^{233}/U^{235}	1.027 ± 0.010	1.0151	1.0126	1.0128	1.0129
U^{234}/U^{235}	1.171 ± 0.010	1.1818	1.2419	1.1884	1.2266
U^{236}/U^{235}	1.155 ± 0.010	1.1492	1.1768	1.1554	1.1675
U^{238}/U^{235}	1.128 ± 0.010	1.1047	1.1342	1.1244	1.1344
Pu^{239}/U^{235}		1.0504	1.0351	1.0568	1.0595
Pu^{240}/U^{235}	-	1.1808	1.1954	1.1579	1.1836
Pu^{241}/U^{235}	-	-	1.0028	1.0035	1.0039
Pu^{240}/Pu^{241}	1.145 ± 0.015	-	1.1921	1.1536	1.1790
U^{234}/U^{238}	1.039 ± 0.010	1.0698	1.0949	1.0569	1.0813
U^{236}/U^{238}	1.025 ± 0.010	1.0403	1.0375	1.0275	1.0292
Pu^{240}/U^{238}	1.019 ± 0.015	1.0688	1.0540	1.0298	1.0434

1) LALINR-Satz modifiziert durch Einführung der Überstreuquerschnitte $\Sigma_i \rightarrow i+1$ aus vorangehender 208-Gruppenrechnung.

3.3. Modifizierter LALINR-Satz:

Um eine bessere Behandlung des Oxidcores 7A zu ermöglichen, wurden in Gruppe 1 bis 14 des LALINR-Satzes die Überstreuerquerschnitte aus der entsprechenden 208-Gruppenrechnung eingeführt $\bar{1}$. Mit dieser Verbesserung erhält man, von den Diskrepanzen bei U^{233} und Pu^{240} abgesehen, nunmehr für beide Systeme eine sehr gute Übereinstimmung mit der Messung. Insbesondere wird, wie Tab. 4 zeigt, die relative Änderung der Messwerte beim Übergang von Anordnung 7A nach 7C innerhalb $\pm 2\%$ richtig beschrieben, während bei Verwendung des Originalsatzes Diskrepanzen von bis zu 7% (bei U^{234} und Pu^{240}) auftraten.

3.4. KFKINR-Satz:

Diesem Satz liegt das aus einer 208-Gruppenrechnung erhaltene detaillierte Wichtungsspektrum des SNR 300 zugrunde, dessen Core oxidischen Brennstoff enthält. Mit dem KFKINR-Satz werden die Messdaten von STARK 7A recht gut wiedergegeben, dagegen findet man für die sauerstofflose Anordnung 7C eine deutliche Verschlechterung gegenüber dem LALINR-Satz.

3.5. Schlußfolgerungen

Die Diskussion der Messergebnisse zeigte, daß die Annahme eines geglätteten Stoßdichtespektrums bei der Erstellung von 26-Gruppensätzen für oxidhaltige Systeme zu merklichen Fehlern im Spektrum oberhalb 300 keV führt, die sich besonders auf die Spaltraten in U^{234} und Pu^{240} auswirken. Zur genaueren Berechnung dieser Größen ist es notwendig, die stark wichtungsabhängigen Überstreuerquerschnitte $\Sigma_{i \rightarrow i+1}$ auf der Grundlage des detaillierten Wichtungsspektrums, z.B. mit Hilfe einer vorangehenden 208-Gruppenrechnung, zu bestimmen.

Mit dieser Verbesserung werden, von U^{233} und Pu^{240} abgesehen, die im STARK 7A und 7C gemessenen Spaltratenverhältnisse richtig berechnet. Die Diskrepanz bei dem Verhältnis U^{233}/U^{235} liegt mit +7% außerhalb der Messfehler und dürfte z.T. darauf beruhen, daß der U^{233} -Spaltquerschnitt im Gegensatz zu den Daten von U^{235} und Pu^{239} beim Übergang zu den neueren Sätzen nicht geändert wurde.

Im Falle des $\text{Pu}^{240}/\text{U}^{238}$ -Verhältnisses wird beim Übergang vom LALINR- zum KFKINR-Satz eine Abnahme der Diskrepanz von -10% auf -5% beobachtet, was auf eine Änderung der Pu^{240} -Daten zurückzuführen ist.

Literaturhinweise zu 1212:

- [1] Meister, H., et al.
Investigation of Reactor Physics Properties of the SNEAK 3A-2 Core in the Fast-Thermal Reactor STARK, Assembly 6
Informal Report May 1971, erscheint als KFK-Bericht.
- [2] Chr. Brückner et al.
Investigation of Integral Parameters of the Fast-Thermal Reactor STARK, Assembly 5
KFK-Bericht 1465 (1971)
- [3] D. Wintzer
Heterogeneity Calculations Including Space Dependent Resonance Self-Shielding.
KFK-Bericht 633 (1967), und
Zur Berechnung von Heterogenitätseffekten in period. Zellstrukturen thermischer und schneller Kernreaktoren
KFK-Bericht 743 (1969)
- [4] L.P. Abagjan, et al.
Gruppenkonstanten schneller und intermediären Neutronen für die Berechnung von Kernreaktoren
KFK-tr-144, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1964)
- [5] E. Kiefhaber
1. PSB-Vierteljahresbericht 1971
KFK-Bericht 1271/1, p. 122-14
- [6] E. Kiefhaber
wird veröffentlicht als PSB-Vierteljahresbericht
- [7] H. Huschke
Die Beschreibung der Datei GRUBA für 208 Energiegruppen
unveröffentlicht

1213 SNEAK

1213.3 Versuche mit der Anordnung SNEAK-7A

(W. Bickel, R. Böhme, E.A. Fischer, E. Korthaus, P. Mc Grath
W. Scholtyssek, H. Walze, IAR)

1. Spektralindizes und Ratenbilanz1.1 Experimente zur Aufstellung der Ratenbilanz

Diese Experimente im Zentrum der Anordnung SNEAK-7A umfassen:

1.1.1 Spektralindizes σ_{f8}/σ_{f5} und σ_{f9}/σ_{f5} mit Folien und Kammern im Corezentrum;

1.1.2 Verhältnis σ_{c8}/σ_{f5} mit Folien und Ge(Li)-Detektormethode;

1.1.3 Reaktivitätswert von Corematerial mit Plättchen reduzierter Dichte;

1.1.4 Reaktivitätswert einer Cf 252-Quelle und absolute Spaltratenbestimmung.

1.1.1 Messung der Spektralindizes σ_{f8}/σ_{f5} und σ_{f9}/σ_{f5}

Diese Indizes wurden mit Folien zwischen einem Brennstoffplättchen und einem Graphitplättchen gemessen; die Messung ist bezogen auf absolut geeichte Parallelplattenkammern, die nahe dem Core-Rand eingebaut waren. Das Verhältnis σ_{f8}/σ_{f5} wurde außerdem im radialen Kanal gemessen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5 angegeben.

Tabelle 5 Gemessene Spektralindizes im Zentrum von SNEAK-7A

Index	Position	Index	Geschätzter Gesamtfehler
$\sigma_{f28}/\sigma_{f25}$	zwischen den Plättchen	$4.34 \cdot 10^{-2}$	1.8 - 3 %
	im rad. Kanal	$4.02 \cdot 10^{-2}$	2 - 3 %
$\sigma_{f49}/\sigma_{f25}$	zwischen den Plättchen	0.994	2.2 - 4 %
$\sigma_{c28}/\sigma_{f25}$	zwischen den Plättchen	0.132	2 - 4 %
$\sigma_{c28}/\sigma_{f49}$	zwischen den Plättchen	0.133	2 - 4 %

1.1.2 Messung des Verhältnisses σ_{c8}/σ_{f5} bzw. σ_{c8}/σ_{f9}

Die Einfangrate in U^{238} wurde mit Folien gemessen. Die γ -Aktivität der 270 keV-Linie wurde mit einem Ge(Li)-Detektor gemessen. Der Detektor wurde durch ein geeichtes Am^{243} -Präparat für Absolutmessungen geeicht. Das Verhältnis zu den Spaltraten wurde über das Monitorsignal bestimmt. Damit wurden σ_{c8}/σ_{f5} und σ_{c8}/σ_{f9} unabhängig voneinander mit etwa dem gleichen Fehler bestimmt. Die Ergebnisse sind ebenfalls in Tabelle 5 angegeben.

1.1.3 Reaktivitätswert von Corematerial im Zentrum

Der Reaktivitätswert von Corematerial wurde in speziellen Elementrohren gemessen, bei denen durch einen Längsschlitz Materialplättchen ausgetauscht wurden. Normale SNEAK-Plättchen wurden gegen Kleinplättchen, die um 17% weniger Material enthalten, ausgetauscht.

Die Reaktivitätsänderung wurde durch Verfahren von Trimm- und Regelstäben kompensiert; aus der Eichung der Stäbe ergibt sich die Größe der Reaktivitätsänderung.

Die Ergebnisse erlauben zwei mögliche Erklärungen, die zu etwas verschiedenen Zellwerten führen. Rechnet man um auf Corematerial, das über das Zellvolumen verschmiert ist, dann erhält man

	Erste Erklärung	Zweite Erklärung
Wert der Plättchen	0.290 μ/cm^3	0.285 μ/cm^3
Korrektur für Stahl (aus PO-Messungen)	-0.003	-0.003
	<u>0.287</u>	<u>0.282</u>

Der erste Wert stimmt gut mit Pile-Oszillator-Messungen überein und wird deshalb weiter verwendet. Der Fehler wird auf 2% geschätzt. Bezogen auf 1g Pu²³⁹ erhält man 0.2744 μ /g Pu⁹ bzw. 0.270 μ /g Pu⁹.

1.1.4 Reaktivitätswert einer Cf²⁵²-Quelle und absolute Spaltratenbestimmung

Der Reaktivitätswert einer Cf²⁵²-Quelle wurde im Corezentrum bei gegebener Leistung gemessen [1]. Die Leistung ist durch den Ionisationskammerstrom J bestimmt.

Zusätzlich wurde die absolute Spaltrate von Pu²³⁹ im Corezentrum mit Folien gemessen.

Durch Kombination der beiden Messungen und Umrechnung auf die Gesamtspaltrate in allen Isotopen erhält man

$$\beta_{vF} = \frac{(\sum_{f9} \phi) S \phi^+ Cf}{(\sum_f \phi) (\sum_{f9} \phi / J) (\rho_{Cf}^J) (\chi \phi^+)}$$

Die Messung ergab

$$\beta_{vF} = 470 \text{ cm}^3/\text{g} .$$

Dieser Wert ist um 19% höher als der berechnete von 394. Der in [1] angegebene vorläufige experimentelle Wert ist zu hoch.

1.2 Bestimmung der Leckrate

Das Verhältnis Leckrate/Spaltrate in Pu²³⁹ läßt sich aus den angegebenen Experimenten bestimmen.

Das gesuchte Verhältnis $DB^2_{\phi} / \sum_{f9} \phi$ folgt durch Kombination der drei gemessenen Größen

$$\frac{DB^2_{\phi}}{\Sigma_{f9}^{\phi}} = \frac{\rho_{\text{Core}}}{\left(\frac{\rho_{\text{Cf}}}{S_{\text{Cf}}}\right) \left(\frac{\Sigma_{f9}^{\phi}}{J}\right)} \frac{\phi^+_{\text{Cf}}}{\chi^{\phi^+}}$$

wobei der Korrekturfaktor $\phi^+_{\text{Cf}}/(\chi^{\phi^+})$ berechnet werden muß. Man erhält

$$\frac{DB^2_{\phi}}{\Sigma_{f9}^{\phi}} = 1.642 \pm 3.2\%$$

1.3 Berechnung der Spektralindizes und Vergleich mit dem Experiment

Die Spektralindizes wurden mit dem Programm KAPER [2] mit gruppenabhängigen Bucklings berechnet; sie wurden nach einer DIXY-Rechnung aus der Krümmung im Zentrum bestimmt. Der MOXTOT-Satz wurde verwendet. Die Rechnung ergibt die für die Bilanz wichtigen Indizes im Brennstoffplättchen und außerdem die Werte in der Meßposition. Die Ergebnisse sind im folgenden zusammengestellt.

Tab. 6 Berechnete Spektralindizes

	Brennstoffplättchen	Meßposition	Brennst.Plättch./Meßpos.
σ_{f8}/σ_{f5}	0.0352	0.0347	1.015
σ_{f9}/σ_{f5}	0.900	0.900	1.000
σ_{c8}/σ_{f5}	0.1308	0.1360	0.965

Die Verhältnisse "Rechn./Exp." sind

	Rechn./Exp.
σ_{f8}/σ_{f5}	0.803
σ_{f9}/σ_{f5}	0.905
σ_{c8}/σ_{f5}	1.030

Tabelle 7

Ratenbilanz im Zentrum von SNEAK-7Aa) Überschüsse

	<u>Experiment</u>	<u>Rechnung</u>
v_9^{-1}	1.971	1.971
$(v_8^{-1}) \frac{R_{f8}}{R_{f9}}$	0.244+3%	0.214
$(v_5^{-1}) \frac{R_{f5}}{R_{f9}}$	0.033+3%	0.037
$(v_{40}^{-1}) \frac{R_{f40}}{R_{f9}}$	0.047	0.047
$(v_{41}^{-1}) \frac{R_{f41}}{R_{f9}}$	0.023	0.023
	<u>2.318</u>	<u>2.292</u>

b) Verluste

$\frac{R_{c8}}{R_{f9}}$	0.388+3%	0.440
$(R_{c40} + R_{c41}) / R_{f9}$	0.023	0.023
$\frac{R_{cStr}}{R_{f9}}$	0.042	0.042
$\frac{R_L}{R_{f9}}$ ⁺⁾	1.642+3.2%	1.527
$\alpha_9 = R_{c9} / R_{f9}$	0.216 ⁺⁺⁾ +20%	0.253
	<u>2.318</u>	<u>2.292</u>

+) R_L = Leckrate

++) Aus der Bilanz

1.4 Aufstellung der Ratenbilanz

Die Ratenbilanz unter Verwendung der angegebenen experimentellen Ergebnisse ist in Tabelle 7 zusammengestellt.

Die berechneten Größen wurden durch eine KAPER-Rechnung erhalten. Die verwendeten berechneten v -Werte sind

$$\begin{array}{ll} v_9 = 2.971 & v_8 = 2.821 \\ v_5 = 2.475 & v_{40} = 3.16 \\ v_{41} = 2.95 & \end{array}$$

Die gemessenen Größen sind unterstrichen. Sie wurden zur Aufstellung einer gültigen Bilanz mit dem berechneten Verhältnis "Brennstoffplättchen/Meßposition" korrigiert. In der linken Spalte wird α_9 aus der Bilanz bestimmt. Der Fehler beträgt etwa 20%, die Bestimmung von α_9 ist also sehr ungenau. Die Übereinstimmung mit der Rechnung innerhalb der Fehlergrenzen bedeutet eine Überprüfung der Konsistenz der Messungen innerhalb ihrer Fehlergrenzen.

2. Traversenmessungen und Bestimmung des Normierungsintegrals in SNEAK-7A

In der Anordnung SNEAK-7A wurden zur Bestimmung des Normierungsintegrals folgende Traversenmessungen durchgeführt:

- 1) Spaltratentraversen von Pu^{239} und U^{238} mit Kammern und Folien.
- 2) Importance-Traversen mit einer Cf^{252} -Quelle
- 3) Materialwert-Traversen mit Pu^{239} (nur radial)

Alle Rechenergebnisse wurden mit dem zweidimensionalen Diffusionsprogramm DIXY mit dem MOXTOT-Satz erhalten. Die axialen Traversen wurden in RZ-Geometrie berechnet, die radialen in XY-Geometrie; bei den letzteren sind die Kontrollstäbe exakt berücksichtigt, also nicht verschmiert. Korrekturen für Heterogenitäts- und Transporteffekt sind durchweg klein, sie wurden vernachlässigt.

Die gemessenen Traversen verlaufen fast alle etwas flacher als die berechneten; nur die Cf²⁵²-Traversen stimmen gut mit der Rechnung überein.

Zur Bestimmung des Normierungsintegrals werden berechnete und gemessene Traversen durch Polynome approximiert, und die Integrale im Corebereich werden untereinander verglichen. In radialer Richtung wird das Verhältnis der Integrale:

	$\frac{\text{Exp. Integral}}{\text{Ber. Integral}}$	im Corebereich
$R_{f9}(\chi\phi^+)$	1.034	
$R_{f8}(\chi\phi^+)$	1.035	
$SS^+ = v(\Sigma_f\phi)(\chi\phi^+)$	1.034	
ρ_{Korr}	1.065	

Dabei sind die R_f Spaltraten, S ist die Spaltquelle, S^+ die (mit der Cf²⁵²-Quelle gemessene) Importance. ρ_{Korr} ist die SS^+ -Traverse, wie sie durch Korrektur der Materialwerttraverse von Pu²³⁹ für die Absorption und Diffusion erhalten wird. Das Integral darüber ist um 3% höher als das über das Produkt aus Spaltraten und Importance. Jedoch ist die Traverse ρ_{Korr} wegen der verschiedenen Korrekturen nicht sehr zuverlässig.

In axialer Richtung wird das Verhältnis der Integrale:

	$\frac{\text{Exp. Integral}}{\text{Ber. Integral}}$	im Corebereich
$R_{f9}(\chi\phi^+)$	1.006	
$R_{f8}(\chi\phi^+)$	1.013	
SS^+	1.006	

Die Rechnung mit dem DIXY-Programm in RZ-Geometrie ergibt das Normierungsintegral

Corebereich	36520 cm ³
Blanket	<u>1980 cm³</u>
	38500 cm ³

Wird das Integral über den Corebereich mit den oben angegebenen Faktoren multipliziert, d.h. um 4% erhöht, dann erhält man für das experimentell korrigierte Normierungsintegral den Wert 39960 cm³.

Referenzen zu 1213.3:

- [1] R. Böhme, E.A. Fischer, E. Korthaus
Zur Bestimmung von β_{eff} in schnellen Reaktoren
Tagung des Deutschen Atomforums 1971
- [2] P. Mc Grath und E.A. Fischer
KFK-Bericht (in Vorbereitung)

1213.4 SNEAK-8

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

1. Einleitung

Die Anordnung SNEAK-8 ist ein reines Uran-Core mit einer zentralen Testzone, in der k_{∞} etwa gleich 1 ist. Die Testzone enthält außer den Elementrohren nur Uran, dessen Anreicherung dadurch definiert ist, daß $k_{\infty} = 1$ wird.

Der Aufbau dieser Anordnung wurde von der Winfrith-Gruppe angeregt, die in der Anlage ZEBRA ein ähnliches Core untersucht hatte. Ziel dieser Anordnung ist einmal ein Vergleich der Karlsruher Meßmethoden mit den englischen, zum anderen die Gewinnung von Information über die Streumatrix von U^{238} . Außerdem erlaubt das k_{∞} -Experiment eine Überprüfung der Kalibrierung der Ratenmessungen. Die wichtigsten Messungen sind Zellwert-, Raten- und Spektrumsmessungen.

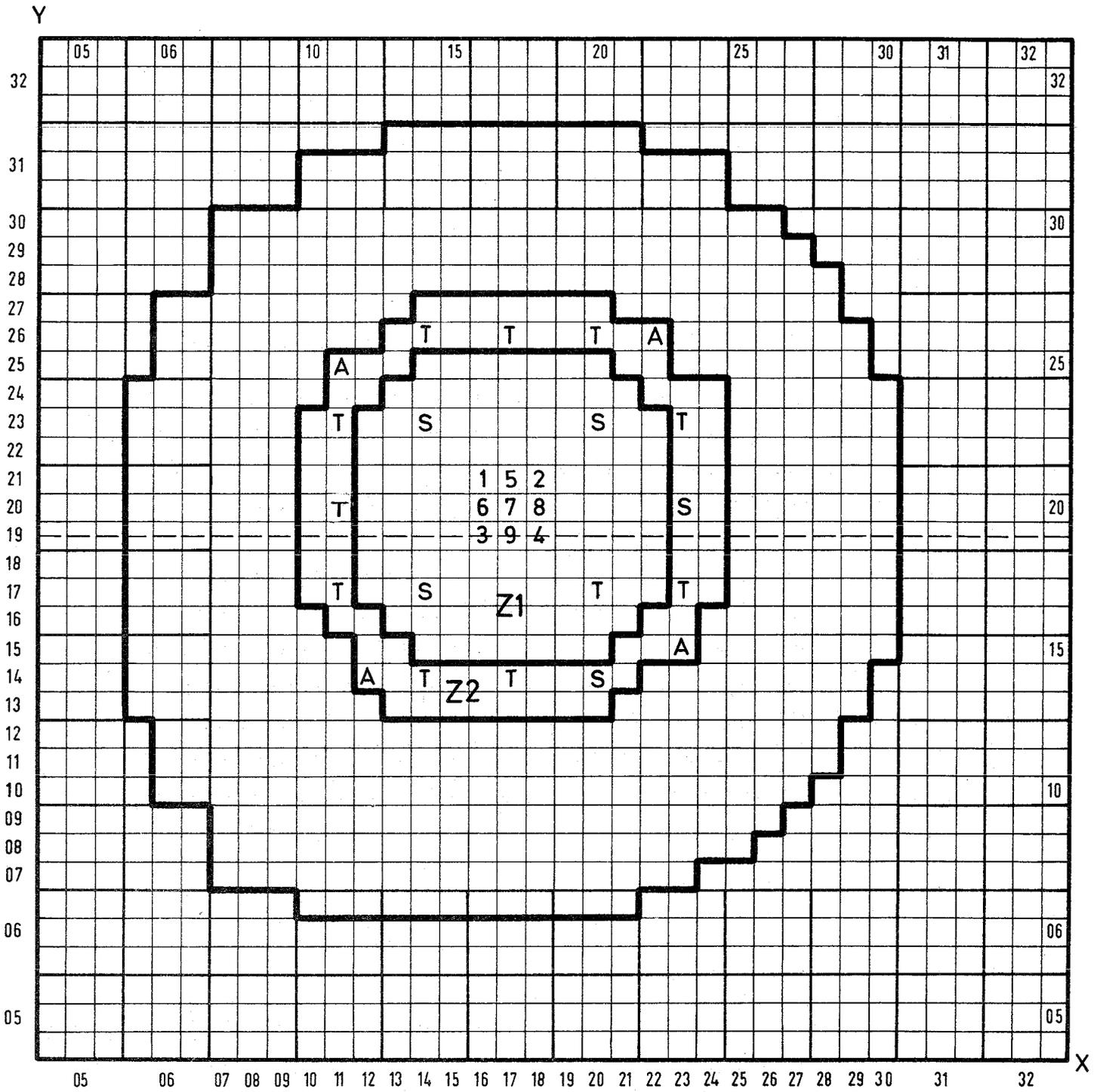
2. Aufbau

Die Zelle der Testzone besteht aus 2 Plättchen U-20%, 5 Plättchen U_{nat} und 1 Plättchen U_{abg} . Die mittlere Anreicherung beträgt 5.87%. Die Höhe beträgt 58.8 cm.

Die Driverzone ist wesentlich höher angereichert; sie enthält 35% angereichertes Uran und Graphit. Der Aufbau der Anordnung ist in Abb. 3 dargestellt.

3. Zellwert-Messungen und Bestimmung von k_{∞}

Zur Bestimmung von k_{∞} wurde im Zentrum der Testzone der Reaktivitätswert der Einheitszelle und des Rohrmaterials gemessen.



SNEAK - 8

- Z1 Testzone
- Z2 Driverzone
- T Trimmstab
- S Sicherheitsstab
- A Driver-Element mit verminderter Spaltstoffbeladung
- 1-4 4 Elemente für Zellwertmessung
- 1-9 9 Elemente für Zellwertmessung

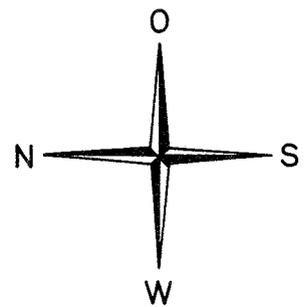


Abb. 3

Die Messung geschah mit Spezialelementen, die mit einem Längsschlitz versehen sind, durch den in der axialen Mitte Corematerial bis zu etwa 20 cm Höhe entnommen werden kann.

Die Messung erfolgte in 1, 4 und 9 Elementen. Die Messungen in 1 Element zeigen jedoch große statistische Fehler und werden nicht weiter verwendet. Die Reaktivität wurde mit einem geeichten Regelstab bestimmt. Die Reproduzierbarkeit betrug etwa 0.02 ϵ . Innerhalb der Meßgenauigkeit wurde keine Abhängigkeit von Form und Größe der entleerten Zone festgestellt.

Nach der Messung zeigte sich, daß in dem Referenzcore, das etwa 25 ϵ überkritisch war, ein leichter axialer Flußgradient von etwa 0.2%/cm vorhanden war. Dieser Gradient kommt daher, daß die Trimmstäbe im oberen Teil etwas ausgefahren waren, d.h. daß die obere Driverzone etwas schwächer war als die untere. Um sicherzustellen, daß dieser Flußgradient das Ergebnis nur unwesentlich beeinflusst, wurden die Experimente mit 4 Elementen in einem bereinigten Core wiederholt, das nur etwa 8 ϵ überkritisch war. Im bereinigten Core sind sämtliche gemessenen Reaktivitätswerte etwas kleiner; das Endergebnis wird jedoch nur unwesentlich beeinflusst.

Die Endergebnisse sind:

	<u>Reakt.Wert pro Zelle, $10^{-4} \epsilon$</u>
a) Überkritisches Core: 4 Elemente	544 \pm 4
9 Elemente	538 \pm 3
Mittelwert	540 \pm 3
36.8g SS	- <u>398\pm5</u>
	142 \pm 6
b) Bereinigtes Core: 4 Elemente	531 \pm 4
36.8g SS	<u>384\pm7</u>
	147 \pm 8

Man berechnet nun k_{∞} als Funktion des Wertes von Corematerial,

normiert auf den Wert von U^{235} . Es ergibt sich

$$k_{\infty} = 1.006 \pm 0.001$$

in beiden Fällen. Die Rechnung mit dem MOXTOT-Satz ergab

$$k_{\infty} = 0.9835.$$

1213.9 Zur Aussagekraft von Na-Void-Experimenten in Zonenan-
ordnungen

(F. Helm, IAR)

Messungen des Natrium-Void-Koeffizienten in kritischen Anordnungen müssen aus Mangel an bestimmten Materialien in manchen Fällen in Testzonen durchgeführt werden, die so klein sind, daß die Aussagekraft des Experiments zweifelhaft wird. Da der Natrium-Void-Koeffizient oft die relativ kleine Differenz kompensierender Effekte darstellt und in seinem Moderationsanteil stark von Energiegradienten des adjungierten Flusses abhängt, können spektrale Transienten, die ihren Ursprung außerhalb der Testzone haben, das Meßergebnis empfindlich stören.

Um den Einfluß der Testzonengröße auf das Meßergebnis zu ermitteln, wurden an ZPR-6 und 9 sowie an SNEAK vergleichende Messungen in Testzonen verschiedener Größe, aber gleicher Komposition durchgeführt. Zu diesen Experimenten zählen Void-Messungen, bei denen in bestimmten Zonen leere gegen gefüllte Na-Plättchen ausgetauscht wurden, und Pile-Oszillator-Messungen mit Na-Proben.

Drei Gruppen von Messungen sollen untersucht werden, deren wichtigste Kennzeichen im folgenden kurz zusammengestellt sind. Die genauen Daten der verschiedenen Anordnungen sind an anderer Stelle bereits ausführlich dokumentiert.

Aus den Ergebnissen dieser Versuche wird eine allgemeine Abschätzung des Einflusses der Zonengröße auf das Meßergebnis abgeleitet.

1. Meßreihe ZPR-9-11, ZPR-12, ZPR-6-4Z, ZPR-6-5 (Ref. 1-4)

Die ersten drei genannten Anordnungen sind Zonencores, während bei ZPR-6-5 das gesamte Core aus der Testkomposition aufgebaut ist. (Die etwas niedrigere U-Konzentration in der Nähe der radialen Coregrenze ist hier ohne Bedeutung.) Diese Komposition entspricht einem Urangraphitreaktor mit Na-Kühlung. Die drei Zonenanordnungen arbeiten mit Puffer und hochangereichertem Driver. Der Puffer enthält U^{238} und Graphit zur Moderierung des harten Driverspektrums, bei ZPR-9-11 und 12 auch Na zum besseren spektralen Angleich und schließlich (nur bei ZPR-9-11) auch Bor, da in diesem Core der Driver sehr viel Graphit enthält und zu viele niederenergetische Neutronen produziert.

2. Meßreihe SNEAK-6A, SNEAK-6B (Ref. 5-7)

Diese beiden Anordnungen (Corehöhe jeweils 90 cm) wurden entworfen, um die axialen Verhältnisse in der zentralen Zone des SNR zu untersuchen. Beide haben eine zentrale Zone von 37.3 cm Durchmesser mit SNEAK-Plutonium Brennstoff. In SNEAK-6A schließt sich an diese Zone über 2/3 der Höhe eine MASURCA-Pu-Zone an, mit einem Außenradius von 49.1 cm und einer Höhe von 60 cm (symmetrisch zur Mittelebene). Die äußerste Zone für beide Cores benutzt Uranbrennstoff und hat etwa das gleiche B_m^2 wie die Pu-Zonen. Obwohl die MASURCA-Pu-Zone in SNEAK-6A gelegentlich als Puffer bezeichnet wurde, repräsentiert sie ihrer Komposition nach eher eine Erweiterung der Testzone. Auf einen eigentlichen Puffer zwischen Uran und Plutoniumzonen wurde verzichtet. In SNEAK-6A und 6B wurden zentrale Na-void-Messungen und Probenmessungen durchgeführt, sodaß man hier Aufschluß über den Einfluß der Zonengröße auf den Meßeffect für den Fall sehr großer Testzonen erhält.

3. Meßreihe SNEAK-6A mit Pu^{240} -Zonen (Ref. 8)

Um den Einfluß höherer Plutoniumisotope auf Kritikalität, Natrium-

Void-Effekt und Kontrollstabwirksamkeit zu untersuchen, wurde ins Zentrum von SNEAK-6A eine kleine Testzone eingebracht, in der Plutonium mit erhöhtem Pu^{240} -Gehalt verwendet wurde. Hierfür standen folgende Plättchensorten zur Verfügung:

- 1.) 5 kg Pu mit 22% Pu^{240} in der Form von Mischoxyd mit dem gleichen Spalt-:Brutmaterialverhältnis wie bei normalen SNEAK-Pu-Plättchen. Diese Plättchensorte wurde im Corezentrum an Stelle von normalen SNEAK-Pu-Plättchen eingebracht.
- 2.) 12 kg Pu-Metallplättchen mit 19% Pu^{240} -Gehalt. Es wurde eine Zelle konstruiert, die bei Verwendung dieser Plättchen die Normalkomposition möglichst gut annähert. Dieses Material wurde zur Erweiterung der Testzone in axialer und radialer Richtung verwendet.

Der Na-Void Effekt wurde im Referenz-Core und in der einfachen und erweiterten Testzone durch Austauschexperiment in jeweils 4 Elementen gemessen.

Die Ergebnisse dieser Messungen sowie detailliertere geometrische Daten sind in Tab.8a aufgeführt. Da bei den einzelnen Experimenten sehr unterschiedliche Geometrien und Kompositionen verwendet wurden, können die Ergebnisse nicht unmittelbar zueinander in Beziehung gesetzt werden. Hinzu kommt, daß die Referenzmessung in einem Core, das ganz aus der Testkomposition bestand, nur im Fall von ZPR-6-5 durchgeführt werden konnte, während insbesondere im Fall des Pu^{240} -Experiments die Meßreihen lange vor Erreichen eines asymptotischen Werts abgebrochen werden mußten.

Dennoch gibt ein sorgfältiger Vergleich der Meßwerte größenordnungsmäßige Hinweise, welche Abweichungen vom asymptotischen Wert für verschiedene Testzonengrößen zu erwarten sind. Tab.8b zeigt eine solche Abschätzung, die auf allen drei hier betrachteten Meßreihen basiert. Auf eine Darstellung der Meßgenauigkeit in Prozenten des Gesamteffekts wurde hierbei bewußt verzichtet; eine solche Darstellung ergibt in Fällen, wo der Gesamteffekt sehr klein ist, prozentual besonders hohe Abweichungen und vermittelt daher ein verzerrtes Bild.

Tab. 8a

	Core	Testzone		Puffer		Treiberzone	Messung durch Materialaustausch ^{b)}		Reaktivitäts- wertmessung mit kleinen Proben ^{b)}		
		Material	Höhe (cm)	Radius (cm)	Material	Dicke (cm)	Material	Void-Größe (cm ³)	Effekt 10 ⁻⁵ Δk/kg	Proben- gewicht (g)	Effekt 10 ⁻⁵ Δk/kg
1. Meßreihe ^{c)}	ZPR 9-11		91.44 ^{a)}	20.89	U _{abg} , Na, C, B 7.1	U _{ang} , Ni, C					3.40
	ZPR 9-12	U _{ang} , Na, C	91.44 ^{a)}	25.83	U _{abg} , Na, C	6.7 U _{ang} , Na, C	17.2x17.2x10.2	2.96	51.38		2.10
	ZPR 6-4Z		121.92 ^{a)}	41.53	U _{abg} , C	6.0 U _{ang} , Na, C	17.2x17.2x10.2	2.37		2.12	
	ZPR 6-5		142.24 ^{a)}	76.3	--	-	--	17.2x17.2x10.2		2.41	1.67
2. Meßreihe	SNEAK-6B	PuO ₂ UO ₂ , U _{abg} , Na, Stahl	90 ^{a)}	37.3			U _{ang} , Al, Al ₂ O ₃ ,	10.9x10.9x18.4	13.73	30	13.14
	SNEAK-6A		90 ^{a)}	49.11			Na, C, Stahl	10.9x10.9x18.4	13.63	10	12.96
3. Meßreihe	SNEAK-6A mit 5kg Pu-40 Testzone	PuO ₂ UO ₂ , U _{abg} , Na, Stahl		18.4	11.07			10.9x10.9x18.4	14.77		
	SNEAK-6A mit erweiterter (19kg Pu-40) Testzone			30.64	17.36		SNEAK-6A		10.9x10.9x18.4	17.01	

121-32

- a) Testzone erstreckt sich axial durch das gesamte Core
- b) Die systematischen Diskrepanzen zwischen den Ergebnissen von Austausch und Oszillatormessungen können aus der unterschiedlichen Heterogenität der jeweiligen Versuchsanordnungen erklärt werden
- c) Die Ergebnisse der ZPR-Meßreihe sind auf das Normierungsintegral von ZPR 6-5 normiert. Bei den anderen Meßreihen unterscheiden sich die Normierungsintegrale der einzelnen Anordnungen nur um vernachlässigbare Beträge.

Tab. 8b

Fehlerabschätzung für den zentralen Na-void-Koeffizienten in Abhängigkeit von der Testzonengrenze.

Testzonenradius \bar{r}_{cm}	Größenordnung des Fehlers $\bar{r}_{10^{-5} \frac{\Delta k}{kg}}$
10	5
20	2
30	0.5
40	0.2

Referenzen zu 1213.9:

- [1] R.A. Karam, et al.
Reactor Physics Division Annual Report 1965/66,
ANL-7210, p. 137
- [2] R.A. Karam, et al.
Reactor Physics Division Annual Report 1966/67,
ANL-7310, p. 167
- [3] R.A. Lewis, L.G. LeSage and R.A. Karam, *ibid.*, p. 190
- [4] R.A. Karam, et al.
Conf. on Fast Critical Experiments and their Analysis,
Argonne, Oct. 1966, ANL-7320, p. 403
- [5] G. Jourdan, H. Reichel
Private Mitteilungen
- [6] F. Plum, E.A. Fischer
Private Mitteilungen
- [7] G. Jourdan, et al.
KFK-Bericht über SNEAK-6 Experimente (in Vorbereitung)
- [8] Projekt Schneller Brüter
2. Vierteljahresbericht
KFK-Bericht 1270/2, p. 121-34

Veröffentlichungen zu 1213:

- (1) R. Böhme, R. Buyl, E. Korthaus, M. Müller, J. Woite
Messung von Reaktionsraten im Schnellen Nulleistungsreaktor SNEAK
Atomwirtschaft - Atomtechnik, Vol. 16 7/1971 S. 360-361
- (2) S. Pilate, M. Billaux, A. Charlier/Belgonucléaire
G. Buckel, P. Mc Grath, F. Plum/GfK
A three-dimensional Synthesis Method tested and applied in fast breeders
KFK-Bericht 1345 (August 1971)
- (3) G. Günther
Arbeiten an Festkörperspaltspurdetektoren
KFK-Bericht 1461 (August 1971)
- (4) P. Mc Grath/GfK and W.K. Foell/Univerity of Wisconsin
Integral Transport Theory Analysis of Central Reactivity Worth
Measurements
Nucl. Sci. and Engin. Vol. 45, No. 3 (Sept. 1971) p. 237-244

1215. Wirkungsquerschnittsmessungen1215.1 Van-de-Graaff-Beschleuniger1215.11 Resonanzen mittelschwerer Kerne (H. Beer, R.R. Spencer, F.H. Fröhner, IAK)

Die während des 2. Vierteljahres 1971 gemessenen Gesamtquerschnitte von ^{62}Ni , ^{64}Ni , ^{50}Cr , ^{52}Cr und ^{54}Cr wurden zum großen Teil auf Resonanzparameter hin analysiert. Die bisherigen Ergebnisse sind in Tab. 1a zusammengestellt.

Ferner wurde die Analyse der Anfang 1970 gemessenen Einfangdaten weitergetrieben. Dabei geht es vor allem um die Ermittlung der Strahlungsbreite Γ_γ für die s-Wellen-Resonanzen und um die Ermittlung des Produkts $g \Gamma_n \Gamma_\gamma / \Gamma$ aus der Flächenanalyse der zahlreichen beobachteten p-Wellen-Resonanzen. Das Endziel ist die vollständige Parametrisierung des s-Wellen-Einfangquerschnitts und die Bestimmung der Flächen bzw. der Beiträge zum Resonanzintegral für die p-Wellen-Resonanzen. Dieses Ziel ist für ^{60}Ni und ^{61}Ni weitgehend erreicht, die Auswertung bei ^{58}Ni steht kurz vor dem Abschluß. Die bisherigen vorläufigen Ergebnisse sind in Tab. 2 zusammengefaßt.

Tab.9a Multiniveau-Parameter aus Formanalyse von Transmissionsdaten

Nuklid	R' (fm)	S	E_0 (keV)	$g\Gamma_n$ (keV)	l
^{64}Ni	6.5 ± 1.1	$(1.3 \pm 1.1) 10^{-4}$	14.3 ± 2.2	2.90 ± 0.50	0
			33.7 ± 2.2	9.70 ± 0.06	0
			106.5 ± 1.1	0.11 ± 0.03	1
			129.3 ± 1.1	1.31 ± 0.05	0
			142.0 ± 2.2	0.17 ± 0.03	1
			148.8 ± 2.2	0.095 ± 0.015	0
			154.9 ± 1.1	3.75 ± 0.16	0
			163.2 ± 1.1	0.14 ± 0.02	0
			177.6 ± 1.1	0.51 ± 0.03	0
			191.5 ± 2.2	0.16 ± 0.03	1
			205.3 ± 1.1	0.095 ± 0.02	0
			214.7 ± 2.2	0.082 ± 0.025	1
			219.8 ± 1.1	0.03 ± 0.02	0
			226.9 ± 3.3	0.12 ± 0.03	0
			231.9 ± 1.1	3.77 ± 0.09	0
			237.9 ± 2.2	0.32 ± 0.04	1
			255.7 ± 3.3	0.17 ± 0.03	1
269.7 ± 1.1	2.21 ± 0.20	0			
283.5 ± 3.3	0.35 ± 0.08	0			
^{50}Cr	4.2 ± 1.1	$(.5 \pm .2) 10^{-4}$	28.43 ± 0.05	0.41 ± 0.01	0
			37.32 ± 0.08	2.24 ± 0.03	0
			54.99 ± 0.05	0.28 ± 0.01	0
			64.80 ± 0.06	0.043 ± 0.06	0
			94.76 ± 0.06	1.67 ± 0.04	0
			111.79 ± 0.15	0.09 ± 0.02	0
			114.78 ± 0.14	0.120 ± 0.018	0
			129.10 ± 0.12	0.55 ± 0.04	0
			156.55 ± 0.06	1.19 ± 0.07	0
			162.46 ± 0.07	$.72 \pm 0.05$	0
			185.20 ± 0.10	3.50 ± 0.12	0
			218.54 ± 0.40	$.16 \pm 0.04$	0
			231.71 ± 0.10	$.92 \pm 0.06$	0
245.66 ± 0.36	$.20 \pm 0.04$	0			
276.72 ± 0.17	1.72 ± 0.13	0			

Tab. 9a(Fortsetzung)

Nuklid	R (fm)	S	E_{λ} (keV)	g_n^{Γ} (keV)	I
^{52}Cr	$4.5 \pm .2$	$(.02 \pm .1) 10^{-4}$	$22.92 \pm .01$	$.005 \pm .001$	1
			$31.615 \pm .009$	$.0146 \pm .0013$	0
			$50.189 \pm .011$	$1.714 \pm .011$	0
			$57.577 \pm .011$	$.079 \pm .004$	1
			$96.23 \pm .03$	$6.40 \pm .05$	0
			$106.00 \pm .10$	$.0598 \pm .012$	1
			$111.61 \pm .10$	$.0597 \pm .011$	1
			$118.1 \pm .2$	$.031 \pm .011$	0
			$121.38 \pm .02$	$.612 \pm .018$	0
			$130.10 \pm .05$	$.216 \pm .015$	1
			$139.71 \pm .07$	$5.43 \pm .24$	0
			$141.33 \pm .23$	$.66 \pm .22$	0
			$233.95 \pm .58$	$.297 \pm .13$	1
			$235.83 \pm .17$	$1.07 \pm .13$	1
			$242.6 \pm .4$	$.22 \pm .05$	1
			$246.29 \pm .15$	$1.01 \pm .06$	1
			$249.26 \pm .21$	$.55 \pm .05$	0
$256.67 \pm .30$	$.31 \pm .05$	1			
$281.89 \pm .30$	$.55 \pm .08$	1			
^{62}Ni	$6.2 \pm .3$	$(6 \pm 2) \cdot 10^{-4}$	$12.879 \pm .008$	$.310 \pm .03$	0
			$56.907 \pm .015$	$.056 \pm .004$	1
			$77.226 \pm .026$	$.0698 \pm .0067$	0
			$78.422 \pm .039$	$.048 \pm .007$	1
			$94.742 \pm .020$	$2.680 \pm .037$	0
			$105.674 \pm .032$	$4.884 \pm .066$	0
			$149.31 \pm .10$	$.136 \pm .017$	0
			$188.21 \pm .23$	$.092 \pm .018$	0
			$214.65 \pm .16$	$.194 \pm .023$	0
			$229.50 \pm .04$	$6.18 \pm .08$	0
			$243.23 \pm .08$	$.776 \pm .038$	0
			$281.05 \pm .10$	$4.82 \pm .22$	0
	~ 288	~ 1.0	0		

Tab. 9: Vorläufige Ergebnisse der Flächenanalyse von Einfangdaten

Nuklid	E_{α} (keV)	Γ_n (keV)	Γ_{γ} (eV)	$g \Gamma_n \Gamma_{\gamma} / \Gamma_{\gamma}$ (eV)	l
^{58}Ni	$15.3 \pm .1$	1.14	$2.1 \pm .3$		0
	$58.6 \pm .1$			$0.50 \pm .05$	1
	$60.1 \pm .1$			$0.45 \pm .05$	1
	$61.8 \pm .1$			$0.75 \pm .08$	1
	$62.8 \pm .1$	3.6	$3.2 \pm .5$	\pm	0
	$66.4 \pm .1$			$0.40 \pm .05$	1
	$105.4 \pm .2$			$1.87 \pm .40$	1
	$107.7 \pm .2$	1.14	$3.8 \pm .8$		0
	$110.7 \pm .2$			$1.37 \pm .25$	1
^{60}Ni	$12.5 \pm .1$	2.6	$3.4 \pm .5$		0
	$28.5 \pm .1$	1.1	$1.2 \pm .3$		0
	$42.9 \pm .1$.077	$0.91 \pm .15$		0
	$65.3 \pm .1$.39	$1.8 \pm .3$		0
	$86.2 \pm .2$.33	$2.1 \pm .4$		0
	$88.05 \pm .2$			$0.64 \pm .12$	1
	$93.7 \pm .2$			$0.63 \pm .14$	1
	$97.1 \pm .2$	1.0	$1.1 \pm .3$		0
	$99.0 \pm .2$			$0.70 \pm .20$	1
	$108.0 \pm .2$.75	$1.33 \pm .25$		0
	$111.5 \pm .2$			$2.4 \pm .3$	1
	$161.7 \pm .2$	1.4	$2.3 \pm .3$		0
	$166.8 \pm .2$			$2.0 \pm .3$	1
	$182.5 \pm .5$	6.0	5.0		0
	$194.6 \pm .5$	3.1	4.9		0

1216 SEFOR

(H. Bogensberger, L. Caldarola, D. Wintzer, IAR;
F. Mitzel, INR; M. Audoux, IRE)

1. Stand des Experimentierprogramms

Das Experimentierprogramm für das 1. SEFOR-Core konnte im September des Jahres abgeschlossen werden. Die letzten Phasen des Experimentierprogramms (nach Abschluß der BOE-Balanced Oscillator Experiments) enthielten:

- Erste Transientenversuche bei geringen (40 ϵ und 50 ϵ) Exkursionsreaktivitäten (Familiarisation Tests) im April
- Unter-promptkritische Transientenexperimente (1. Mai - 13. Juni).

Die Ausgangsleistungen betragen dabei 2 MW, 5 MW und 10 MW, die eingeschossenen Reaktivitäten (durch Ausschluß eines B_4C -Absorbers) maximal 0.965 β .

- Über-promptkritische Transientenexperimente (August) mit Ausgangsleistungen von 2 MW, 5 MW und 8 MW und mit Exkursionsreaktivitäten von 1.19 β und 1.30 β .

2. Stand der GfK-Analyse der SEFOR-Experimente

Parallel zur Auswertung der Transientenexperimente durch GE (Sunnyvale), an der zwei GfK-Delegierte intensiv mitarbeiteten, wurde eine erste Analyse der unterprompt-kritischen Transientenexperimente in Karlsruhe durchgeführt. Ferner

wurde eine Serie nuklearer Doppler-Rechnungen beendet, die die Bedeutung einiger Korrekturen herausstellt und einen Vergleich verschiedener Querschnittssätze hinsichtlich ihrer Doppler-Aussagen ermöglicht.

Die Ergebnisse der BOE hatten zu dem Verdacht geführt, daß das dynamische Verhalten der Kühlkreisläufe in SEFOR nicht genügend verstanden sei. Dieses Verhalten wurde in einer detaillierten Studie untersucht, ebenso die Rückwirkungen auf die BOE.

Einzelheiten dieser Arbeiten werden in den folgenden Abschnitten beschrieben.

3. Analyse der unterprompt-kritischen Transientenexperimente

Bei den Transientenexperimenten erfolgt die externe Reaktivitätszufuhr durch pneumatisches Herausschießen eines B_4C -Absorbers aus dem Core. Die Versuchseinrichtung dazu (FRED = Fast Reactor Excursion Device) ist so ausgelegt, daß die gesamte Reaktivitätszufuhr ρ_F variiert und die Position des Absorbers als Funktion der Zeit t nach dem Abschluß gemessen werden kann. Eine zusätzliche Messung der Reaktivität des Absorbers als Funktion der Position liefert dann die Beziehung zwischen zugeführter Reaktivität ρ_Z und Zeit. Ein typisches Beispiel ist in Abb. 4 dargestellt. Zu den Problemen der Analyse gehört die Unsicherheit der Funktion $\rho_Z(t)$ - weniger in der Form der Kurve als in der Amplitude ρ_F .

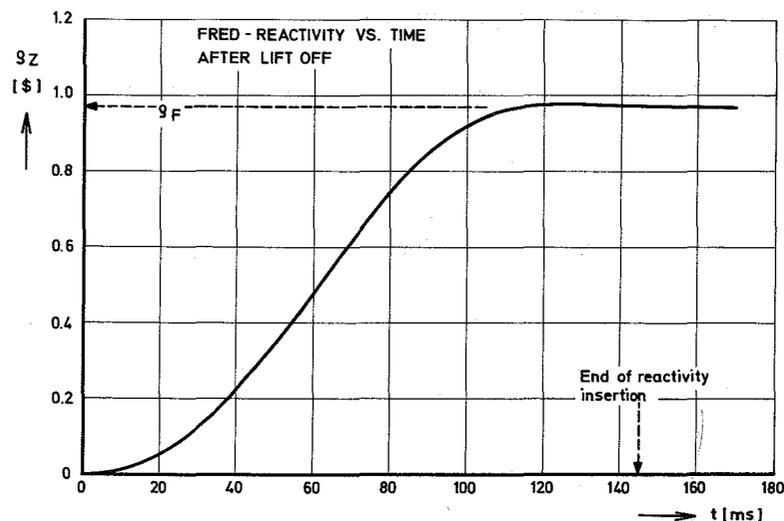


Abb. 4

Während der Reaktivitätszufuhr steigt die Leistung rasch um etwa einen Faktor $1/(1-\rho_F)$ an (vergl. Abb. 5 und Abb. 6). Der weitere Verlauf wird durch die konkurrierende Wirkung verzögerter Neutronen einerseits und Reaktivitätsrückwirkungen durch Temperaturerhöhungen (vorwiegend Dopplereffekt) andererseits bestimmt. Beide Wirkungen wachsen mit der während der Leistungsänderung entwickelten Energie. Die Experimente liefern Information über den Doppler-Energiekoeffizienten γ_D (er beherrscht etwa 88% der Reaktivitätsrückwirkung) und damit über die Dopplerkonstante A_D . Die Verknüpfung zwischen beiden zeigt Gleichung (1)

$$\gamma_D = \frac{1}{E} \ln \left(1 + \frac{\epsilon A_D E}{\rho_F V_F C_F (\bar{\theta} + R_f P_o)} \right) = \frac{\epsilon A_D}{\rho_F V_F C_F (\bar{\theta} + R_f P_o)} \quad (1)$$

Dabei bedeuten:

$$E = \int_0^t (P - P_o) dt' = \text{Transientenenergie}$$

$$\epsilon = \text{Bruchteil von } E, \text{ der im Brennstoff absorbiert wird}$$

$$\bar{\theta} = \text{mittlere Na-Temperatur im Core}$$

$$R_f P_o = \text{mittlere Temperaturdifferenz zwischen Brennstoff und Na bei der stationären Leistung } P_o$$

$$\rho_F V_F = \text{Brennstoffmasse im Core}$$

$$C_F = \text{spezifische Wärme des Brennstoffs}$$

In den nachfolgend beschriebenen Schritten der Auswertung wird von der Unsicherheit in der Beziehung zwischen Reaktivitätsrückwirkung und A_D zunächst abgesehen.

Comparison of Measured and Calculated Transient Results
(Fitted Parameters)

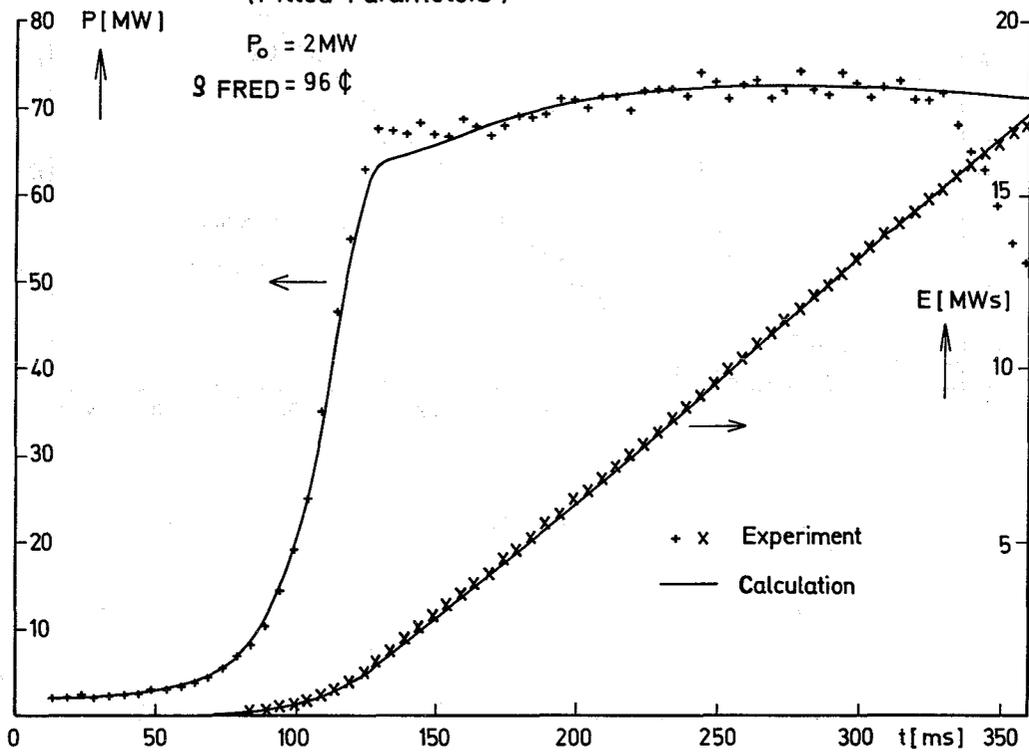


Abb. 5

Comparison of Measured and Calculated Transient Results
(Fitted Parameters)

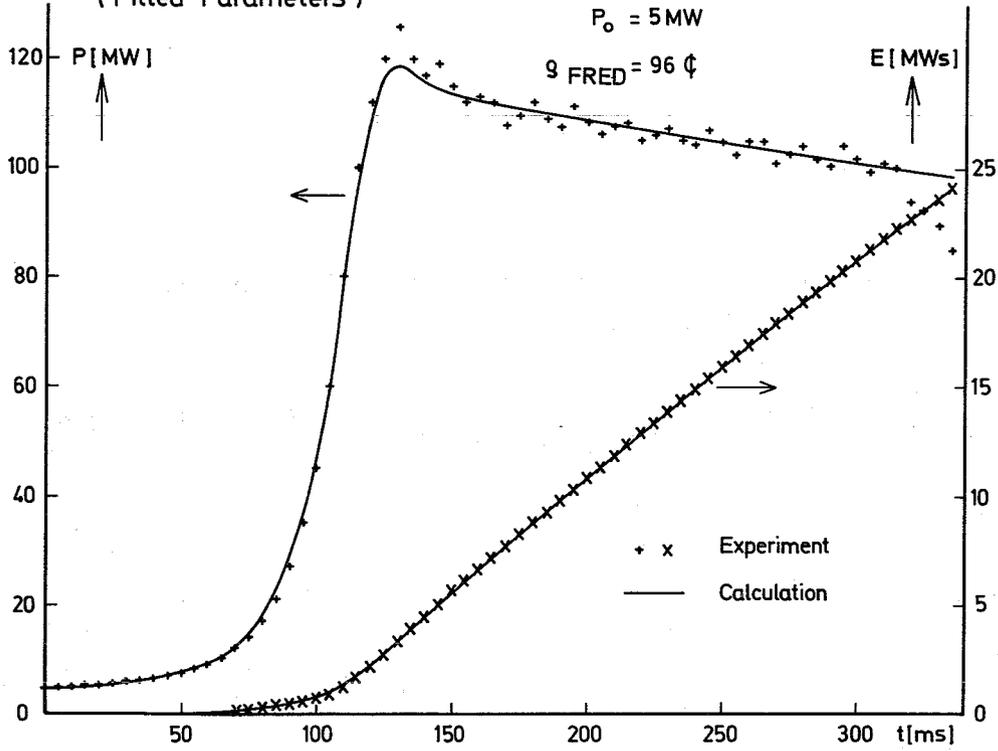


Abb. 6

RMS Deviations between Calculation and Experiment
Subprompt Transient No. 3

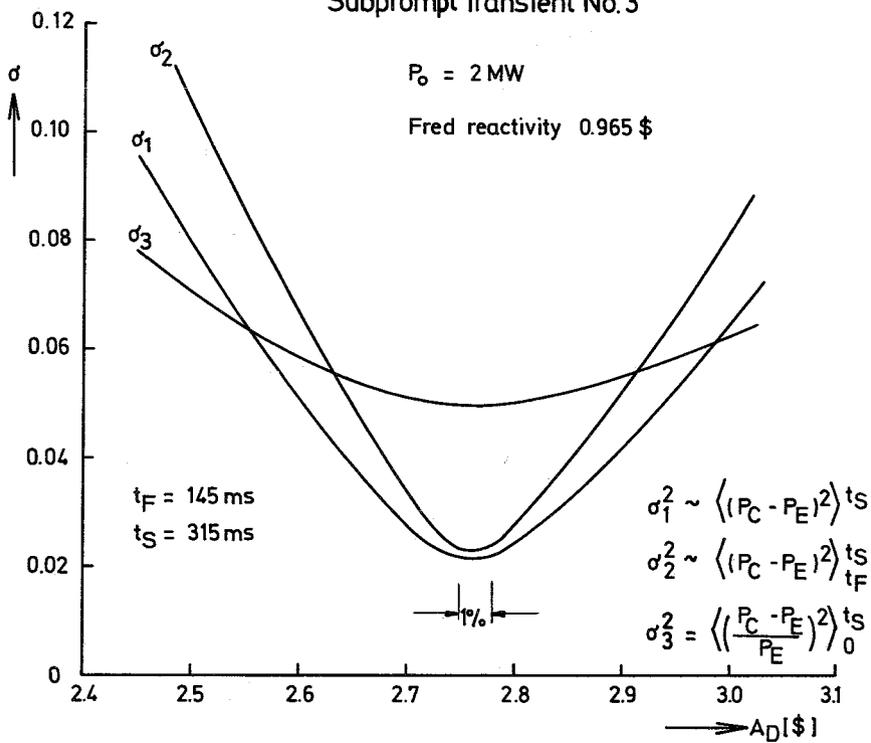


Abb. 7

Die Hauptschritte sind: Lösung der kinetischen Gleichungen mit $\rho_Z(t)$ als Eingangsinformation - Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Leistungsverlauf, Berechnung mittlerer quadratischer Abweichungen - Variation von A_D, ρ_F und von Parametern verzögerter Neutronen - Anpassung der Parameter.

Die Rechnungen wurden mit dem Punktkinetik-Code AIREKA durchgeführt, nachdem dieser Code für den speziellen Zweck der Transientenanalyse erweitert wurde.

Die Abb. 5 und 6 zeigen den Grad der Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment, der auf dem skizzierten Wege erreichbar ist. Die Unterschätzung der Leistung bei $t = 135$ ms weist auf ein etwas stärkeres Überschwingen der zugeführten Reaktivität hin als es bei den statischen Reaktivitätsmessungen (vergl. Abb. 4) festgestellt wurde. Es sei auf die gute Übereinstimmung zwischen berechneter und gemessener Transientenenergie hingewiesen, die für Schlüsse auf den Energiekoeffizienten der Rückwirkungsreaktivität wichtig ist und durch die ungenaue Leistungsberechnung bei $t = 135$ ms kaum gestört wird.

Abb. 7 demonstriert, daß verschiedene Kennzahlen (σ_1, σ_2 und σ_3) für den Grad der Abweichung zwischen Rechnung und Experiment zu der gleichen Aussage über die Dopplerkonstante führen, wenn die übrigen unsicheren Parameter festgehalten werden. Die schärfste Aussage liefert der Vergleich nach Beendigung der FRED-Reaktivitätszufuhr (Zeit t_F) bis zur automatischen Abschaltung des Reactors durch Scram (Zeit t_S).

Bei vorgegebenen Parametern für die verzögerten Neutronen erhält man eine Parameterkombination A_D und ρ_F ("Amplitude" der Reaktivitätszufuhr), die zu einem Optimum der Übereinstimmung zwischen Modell und Experiment führt (Abb. 8).

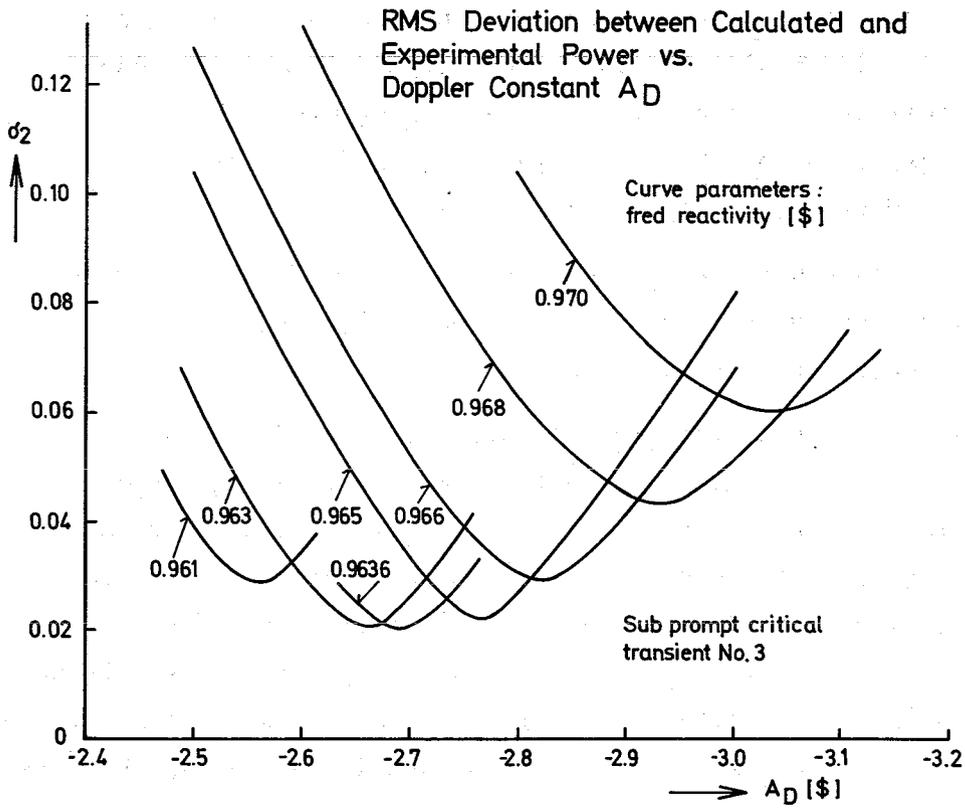


Abb. 8

RMS Deviation vs. Doppler Constant
Curve Parameter is Effective
Time Constant $\bar{\lambda}$ of Delayed Neutrons

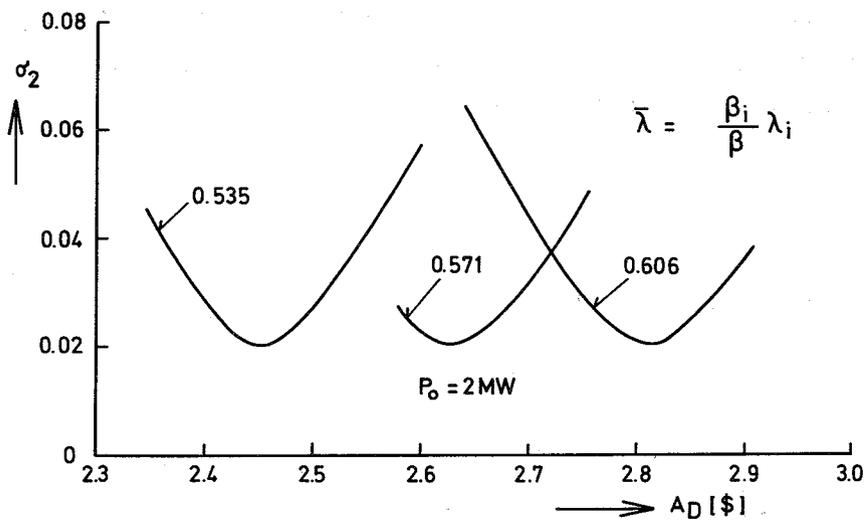


Abb. 9

Es müssen jedoch Unsicherheiten in den berechneten Parametern für die verzögerten Neutronen in Betracht gezogen werden, die im wesentlichen drei Quellen haben:

- Unsicherheiten im Anteil β_9 verzögerter Neutronen bei Pu^{239} -Spaltungen
- Unsicherheiten im Anteil β_8 verzögerter Neutronen bei U^{238} -Spaltungen
- Unsicherheiten im Verhältnis der Spaltraten von U^{238} und Pu^{239}

Die erwähnten Unsicherheiten schlagen sich in der mittleren Zerfallskonstante

$$\bar{\lambda} = \sum_i \lambda_i \beta_i / \beta$$

nieder, die den Verlauf der Leistung nach Beendigung der äußeren Reaktivitätszufuhr maßgebend mitbestimmt. Abb. 9 demonstriert, daß der gleiche Grad an Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment mit verschiedenen Kombinationen von A_D und $\bar{\lambda}$ erreichbar ist. Die sich ergebende Beziehung zwischen beiden ist in Abb. 10 dargestellt.

Bei wachsender Ausgangsleistung P_0 wird der Leistungsverlauf nach Abschluß der Reaktivitätszufuhr in wachsendem Maße von der Reaktivitätsrückwirkung, d.h. von A_D , bestimmt. Die experimentelle Aussage über A_D wird dabei weniger von $\bar{\lambda}$ abhängig. In Abb. 10 kommt das in einer geringeren Neigung der für $P_0 = 5$ MW gefundenen Kurve gegenüber der 2 MW-Kurve zum Ausdruck. Der Schnittpunkt der beiden Kurven liegt bei $A_D = 2.81$ \$ bzw. $\text{Tdk}/dT = -.0089$.

Inwieweit der Schnittpunkt durch die übrigen Transientenexperimente bestätigt und inwieweit er durch die Unsicherheit in der Ausgangsleistung in Frage gestellt wird, bleibt zu klären.

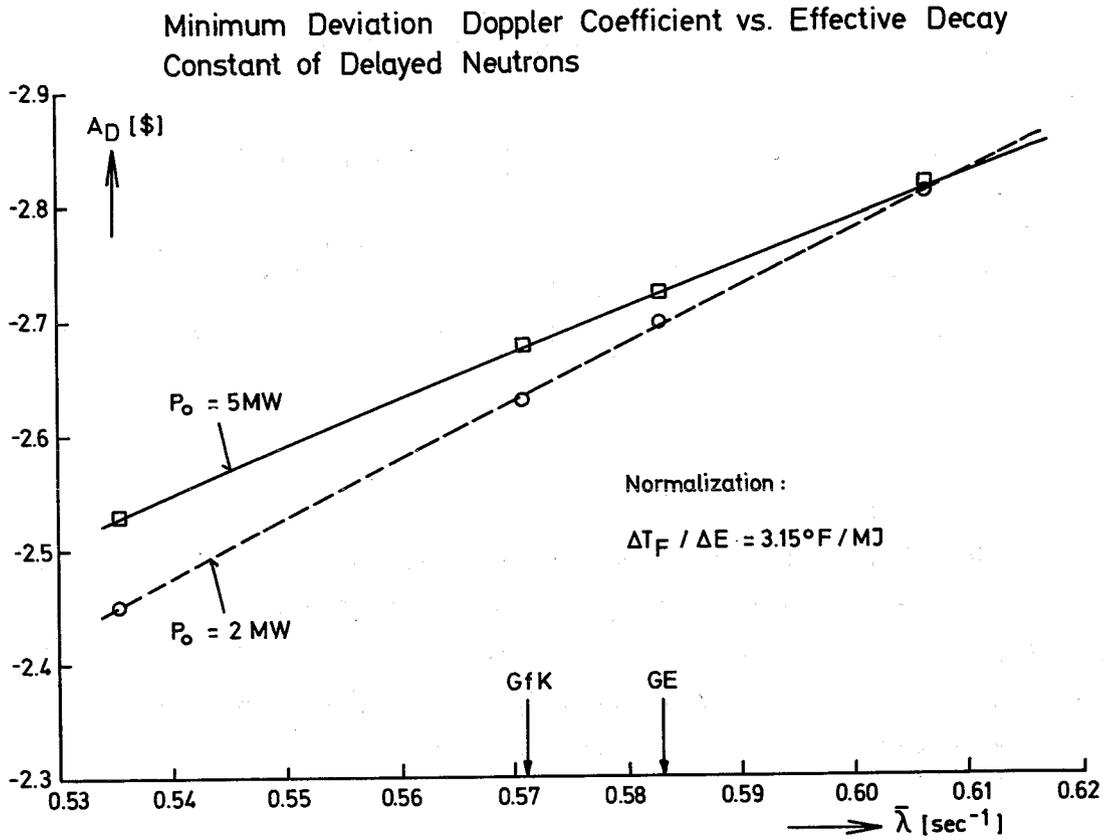


Abb.10

4. Nukleare Doppler-Rechnungen für SEFOR

Für die Extrapolation der SEFOR-Doppleraussagen auf andere schnelle Reaktoren sowie für den direkten Vergleich mit Rechnungen ist es wichtig zu wissen, welchen rechnerischen Aufwand man dabei treiben muß.

Tab. 10 verdeutlicht die Abhängigkeit des berechneten Ergebnisses von der Art des gewählten Geometriemodells sowie von der Zahl der berücksichtigten Korrekturen. Alle Werte wurden mit dem 26-Gruppen-MOXTOT-Satz berechnet.

TABELLE 10

ERGEBNISSE NUKLEARER DOPPLER-BERECHNUNGEN

GEOMETRIE MODELL	BEMERKUNGEN	$A_D [x 10^{-3}]$	KORREKTUR [%]	KORREKTUR SCHRITT	QUERSCHNITTS SATZ
KUGEL (DIFFUSION)		-6.10			MOXTOT
			+ 10		
ZYLINDER (DIFFUSION)		-6.70			MOXTOT
			+ 2.5		
2 DIMENS. (DIFFUSION)		-6.86			MOXTOT
	MITTLERER		+ 11		
2 DIMENS. (DIFFUSION)	WERT	-7.61		REMO	MOXTOT
	ZWISCHEN		+ 5.6		
	300°K				
2 DIMENS. (DIFFUSION)	UND	-8.04		HETEROG.	MOXTOT
	900°K		+ 5.4		
2 DIMENS. (DIFFUSION)		-8.45		TRANSPORT	MOXTOT
			- 7.5		
2 DIMENS. (DIFFUSION)	1000°K	-7.88		EXTRAPOL. ZU 1000°K	MOXTOT
			+ 7.5		
2 DIMENS. (DIFFUSION)	1000°K	-8.45		DIREKTE BE- RECHNUNG VON $d\Sigma_a/dT$	MOXTOT

Zwei Korrekturen müssen erläutert werden: Die Transportkorrektur wurde durch Vergleich von axialen und radialen Diffusionsrechnungen (mit stromgewichteten Transportquerschnitten) mit S_8 -Rechnungen (mit flußgewichteten Transportquerschnitten) ermittelt. Der Unterschied zwischen der vorletzten und der letzten Zeile in der Tabelle ist der Übergang von der Temperaturinterpolation tabellierter Selbstabschirmungsfaktoren zu direkter Berechnung der Temperaturableitung der Querschnitte, wie sie in dem von J. Siep [2] modifizierten Dopplerprogramm von R. Froehlich [1] durchgeführt wird. Interpolationsfehler werden dabei vermieden.

Der sich mit allen aufgeführten Korrekturen ergebende Wert $A_D = -0.00845$ ist konsistent mit den bisher experimentell ermittelten Zahlen, die im Bereich zwischen -0.007 und -0.0095 liegen.

Tab. 11 zeigt, inwieweit die mit einer Reihe von Querschnittssätzen berechneten Dopplerkonstanten für SEFOR von der mit dem MOXTOT-Satz als willkürlicher Vergleichsbasis berechneten abweichen. Die Zahlen für die vier letzten Querschnittssätze der Tabelle fußen auf Rechnungen von O'Dell [3], die nach Vergleichsrechnungen mit dem von O'Dell benutzten Geometriemodell an den MOXTOT-Wert angeschlossen wurden.

Es muß betont werden, daß die in der Tabelle aufgeführten prozentualen Unterschiede nur als Anhaltspunkte aufgefaßt werden können, da die Vergleichsrechnungen mit einem einfachen Geometriemodell und ohne Einschluß von Korrekturen durchgeführt wurden.

Tabelle 11 Vergleich von Ergebnissen bei Verwendung verschiedener Querschnittssätze

MOXTOT		(Basis)
NAPPMB	- 5 %	
ABN (GfK)	- 11 %	
ABN (GfK)	+ 10 %	Ohne Pu ²³⁹
NOD. ENDFB/II	+ 12 %	
ABN (1964)	+ 21 %	
ENDF/B-II	+ 15 %	
FTR III	+ 35 %	

5. Analyse der statischen SEFOR-Experimente - Analyse der Balanced Oszillator-Experimente und des dynamischen Verhaltens des Kühlsystems

5.1 Analyse der statischen Experimente

Die Analyse der statischen Experimente bis 20 MW wurde abgeschlossen. Das hierbei von der GfK benutzte analytische Modell enthält 2 Parameter: die Dopplerkonstante A_D und den Proportionalitätsfaktor L zwischen der zentralen Brennstofftemperatur T_c und der Leistungsdichte q (s.u.). (General Electric hat dagegen ein numerisches Modell mit 4 Parametern benutzt: A_D und die 3 Wärmeübergangskoeffizienten Brennstoff \rightarrow Hülle).

Abb. 11 zeigt die Temperaturen an der Oberfläche (T_s), im Zentrum (T_c) und den Mittelwert (T_{av}) im Brennstoffpellet als Funktion der Leistungsdichte bei verschiedenen Kühlmitteltemperaturen. Sie wurden mit Hilfe des SATURN-Codes⁺⁾ berechnet. Das herausstechende Resultat ist, daß T_c eine lineare Funktion der Leistungsdichte ist. Die Ursache dafür liegt darin, daß der thermische Widerstand zwischen Zentrum und Oberfläche mit wachsender Leistungsdichte steigt, während der thermische Widerstand zwischen Oberfläche des Pellets und Brennstoffhülle sinkt (vergl. Abb. 12).

+) Vgl. S. 112-1

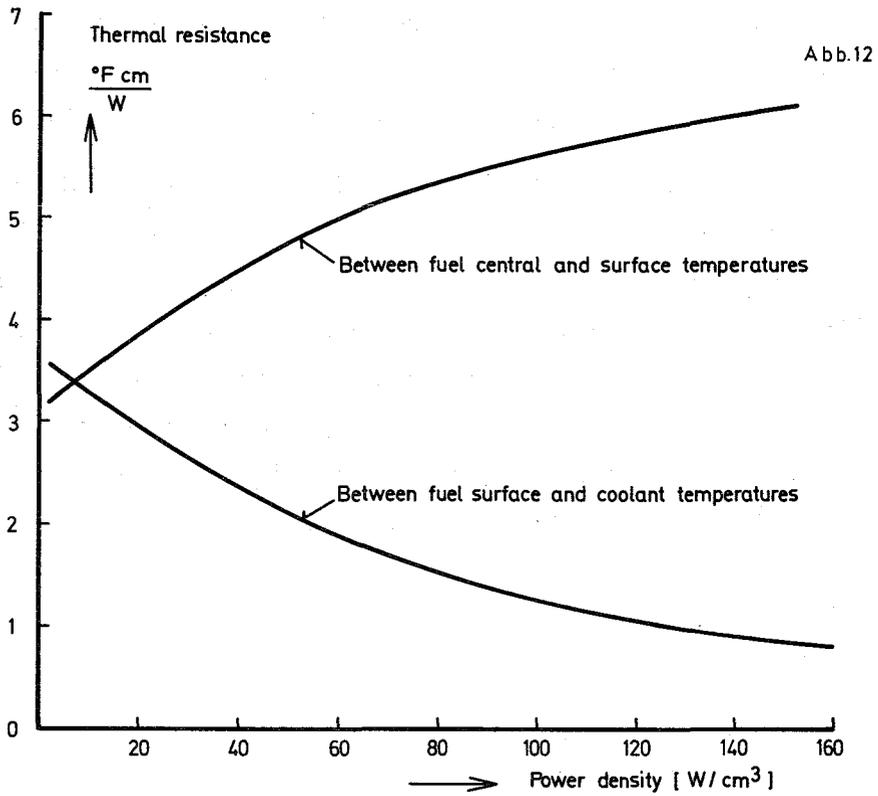
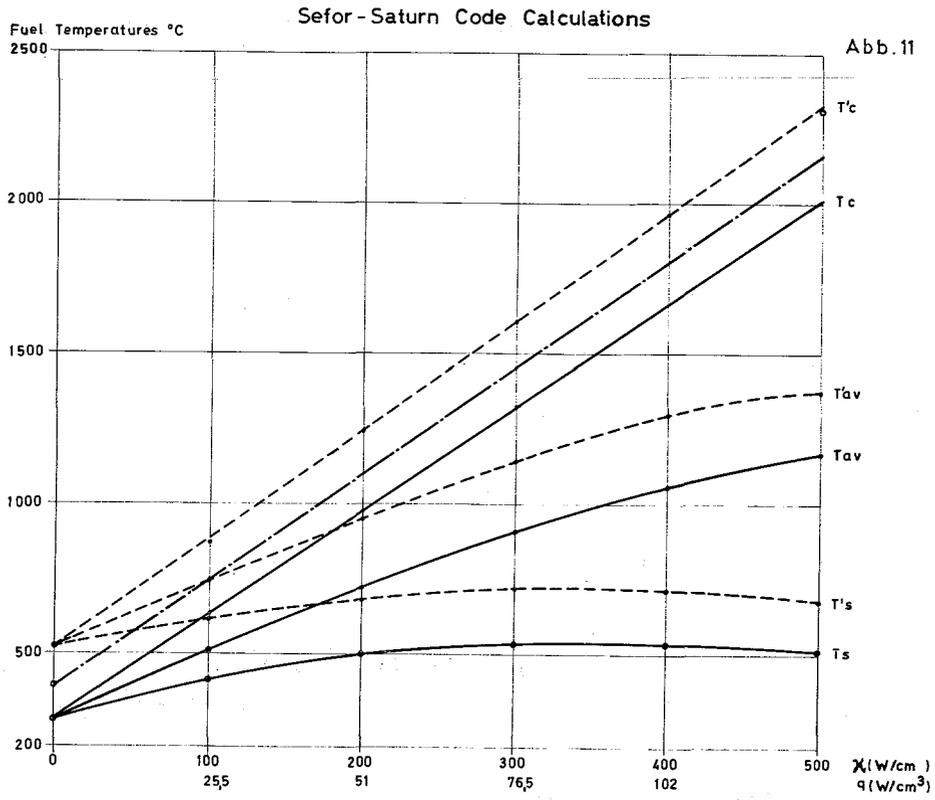


Abb. 13 zeigt eine Modellkurve durch die experimentellen Punkte, die sich mit $A_D = -0.0083$ und $L = 26^\circ\text{F}/(\text{Watt}/\text{cm}^3)$ ergibt.

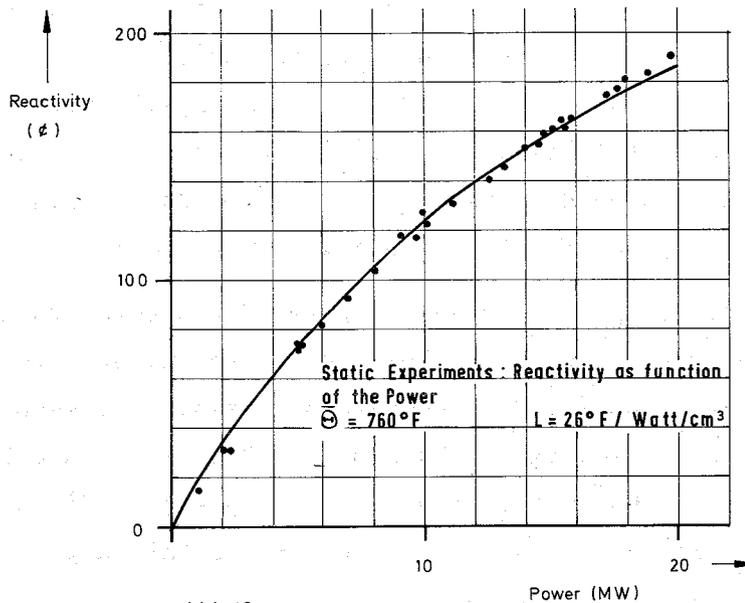


Abb.13

5.2 Analyse der Balanced Oszillator-Experimente (BOE) und der Dynamik des SEFOR-Kühlsystems

Folgende Fragestellungen wurden behandelt:

- 1) Vergleich der Ergebnisse des 1. BOE und der konventionellen Oszillatorversuche;
- 2) Analyse der Übertragungsfunktion zwischen Kühlmitteldurchsatz und Leistung;
- 3) Erklärung der bei kleiner Frequenz während des 2. BOE gefundenen niedrigen Amplitude der mittl. Coretemperatur;
- 4) Erklärung der Schwierigkeiten bei der Regelung der Reaktoreintrittstemperatur mittels der Sekundärströmung;
- 5) Ergebnisauswertung des 2. BOE.

Bei der Analyse der Oszillatorexperimente wurde ein Modell benutzt, das im Gegensatz zu früheren Modellen die Leistungsabhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Brennstoffoberfläche und Hülle berücksichtigt.

In Abb. 14 sind GE- und GfK-Resultate für den Doppler-Leistungskoeffizienten verglichen, die aus den konventionellen Oszillatormessungen (Conv.) und dem ersten Typ der Balanced Oszillatorexperimente (B.O.E.) erhalten wurden. Die Tabelle zeigt deutlich, daß die B.O.E. Resultate wesentlich besser mit denen der statischen Experimente übereinstimmen als das Resultat der konventionellen Oszillatorexperimente.

Zu der gleichen Schlußfolgerung gelangt man bei der Untersuchung der Brennstoff-Zeitkonstanten (Abb. 15). Das GfK-Verfahren, auf die Zeitkonstante zu schließen, dürfte die Verhältnisse besser erfassen, da das Verhältnis zwischen Temperaturschwankung im Brennstoff und Leistungsschwankung angemessener behandelt wird. In Abb. 15 ist θ_0 die Na-Temperatur, T_{av} die mittlere Brennstofftemperatur, P die Leistung, $V_f \rho c$ die gesamte Wärmekapazität des Brennstoffs.

Abb. 16 zeigt die Phase der Transferfunktion zwischen Kühlmitteldurchsatz und Leistung (für ein B.O.E. bei $P_0 = 10$ MW). Man erkennt, daß ein Modell mit $K = 0.3$ für den Wärmeübergang zwischen Brennstoff und Hülle die experimentellen Daten besser beschreibt als ein älteres Modell mit $K = 0$. K ist definiert durch
$$K = 1 - \frac{T_{so}}{P_0} \cdot \frac{P_0}{T_{so} - \theta_0} .$$

Abb. 17 zeigt Ergebnisse einer Analyse der Experimente der B.O.E. II-Serie. Dabei wurden alle Rückwirkungskoeffizienten der Reaktivität mit Ausnahme des radialen Strukturausdehnungskoeffizienten α_{Str} als bekannt angenommen. α_{Str} wurde als Übertragungsfunktion zwischen einer Reaktivitätsdifferenz $\Delta k(j\omega)$ und der mittleren Na-Temperatur berechnet. $\Delta k(j\omega)$ ist die Differenz zwischen gemessener und berechneter (ohne σ_{Str}) Reaktivitätsrückwirkung. Die Tabelle deutet auf eine Überschätzung von α_{Str} durch die Rechnung hin.

P _o (MW)	$\bar{\theta}_o$ (°F)	Doppler Power coefficient (¢/MW)				
		G. E.			Khe	
		Conv.	B.O.E.	Calc.	B.O.E.	Calc.
10	560		9.65		9.55	9.3
19	760	4.2	4.9	5.1	4.8	4.9

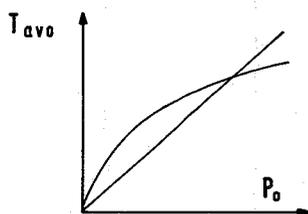
Difference between measured and calculated power coefficient at 19 MW

CONV ~ 15%

B.O.E. ~ 1%

Abb.14

P _o (MW)	$\bar{\theta}_o$ (°F)	Fuel time constant (sec.)				
		G. E.			Khe	
		Conv.	B.O.E.	Calc.	B.O.E.	Calc.
10	560		27.1		27.7	26.7
19	760	24.5	22.1	26.5	19	19.7



$$\text{G.E. } \tau = \frac{T_{avo} - \bar{\theta}_o}{P_o} V_f \rho c$$

$$\text{Khe } \tau = \frac{\delta T_{avo}}{\delta P_o} V_f \rho c$$

Difference between calculated and measured time constant at 19 MW

CONV 23%
B.O.E. 3%

Abb.15

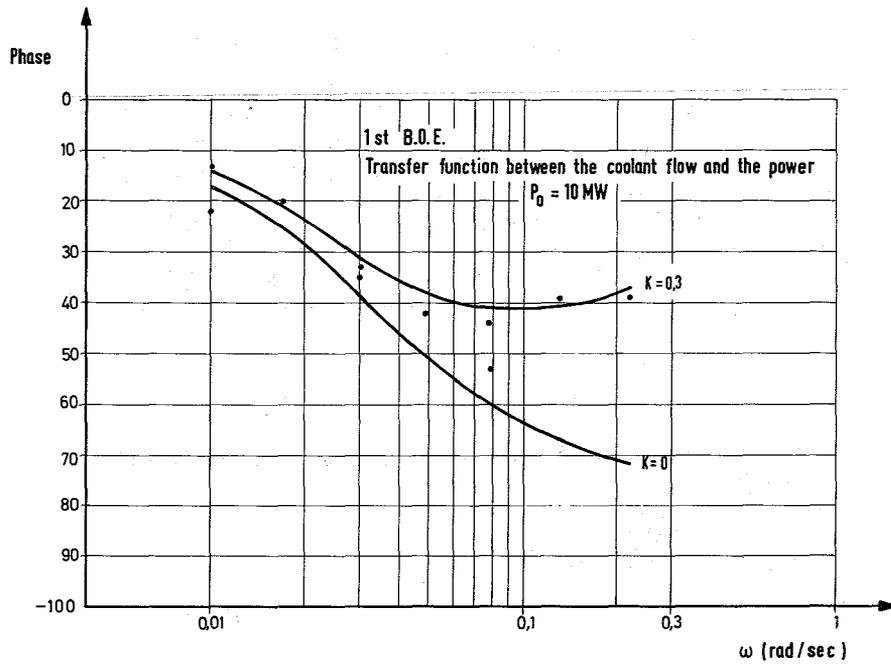


Abb.16

2nd B.O.E.
Transfer Function between Remaining radial Reactivity and Average Coolant Temperature

ω (rad/sec)	Amplitude (ϕ / °F)		Phase	
	10 MW	19 MW	10 MW	19 MW
0.031	0.069	0.041	-14	-19°
0.031	0.055	0.044	-17	-43°
0.049	0.083	0.062	-41	-39°
0.049	0.061	0.062	-55	-39°
0.079	0.081		-67	
0.079	0.077	0.077	-73	-65°
0.079	0.077	0.078	-76	-61°
0.13	0.052	0.080	-103°	-91°
0.13		0.084		-86°
0.22	0.027 x	0.071	-75 x	-120°

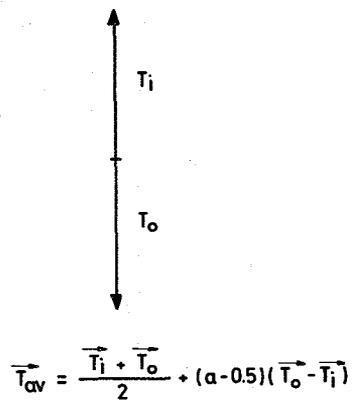


Abb.17

Predicted structure radial expansion coefficient 0.135 ϕ / °F
 x The amplitude of the coolant temperature was small

Alle Oszillatorexperimente scheinen auf die Existenz eines Strukturreaktivitätskoeffizienten hinzuweisen, der bei den Meßfrequenzen durch eine sehr große Zeitkonstante nur gedämpft zur Wirkung kommt.

Abb. 18 enthält ein vereinfachtes Modell für die Oszillation der Core-Ein- und Austrittstemperatur T_i und T_o im Natrium. Es gilt für den Fall, in dem die Na-Austrittstemperatur des Wärmetauschers zwischen Na und Luft konstant gehalten wird. Aus den Gleichungen kann man ablesen, daß T_i und T_o bei Oszillation des Durchsatzes im Primärkreislauf bei niedrigen Frequenzen in Gegenphase sind, nicht aber bei hohen Frequenzen. Verantwortlich für dieses Verhalten sind die Verzögerungszeiten im Primärkreislauf. Dieses Resultat wird (Abb. 19) durch detailliertere Rechnungen mit dem Programm SEFAN bestätigt, das speziell für die SEFOR-Kreislaufanalyse geschrieben wurde.

Abb. 20 zeigt ein vereinfachtes Modell für die Beziehung zwischen T_i und Oszillationen des Durchsatzes im Sekundärkreislauf. In Abb. 21 sind Beziehungen zwischen T_i und Primär- sowie Sekundärdurchsatz zusammengestellt.

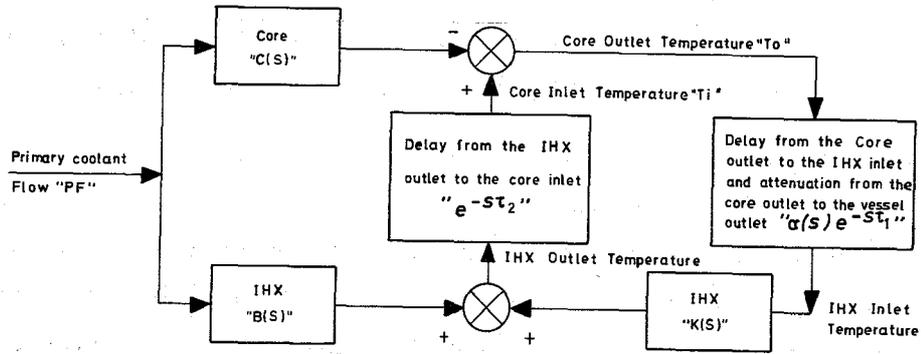
Man erkennt die Bedeutung der durch den Parameter α bestimmten Dämpfung für das Verhältnis der Auswirkung von Durchsatzoszillationen im Primärkreislauf bzw. Sekundärkreislauf auf T_i . Die Regelung der Na-Eintrittstemperatur T_i durch Oszillation des Sekundärdurchsatzes ist nur wenig effektiv, wenn starke Dämpfung vorliegt.

Die Dämpfung der Na-Temperaturoszillationen zwischen Reaktoreintritt und -austritt wird durch die gemessene Transferfunktion zwischen beiden demonstriert (Abb. 22 und Abb. 23).

SEFAN-Rechnungen (Abb. 24) bestätigen die Aussagen des vereinfachten Modells.

Abb. 25 zeigt die Verhältnisse für den Fall, in dem die Austrittstemperatur des Na am Na-Luft-Wärmetauscher nicht künstlich konstant gehalten wird. In diesem Fall kann T_i auch nicht bei geringer Dämpfung durch Oszillation des Sekundärdurchsatzes effektiv geregelt werden.

Abb. 18



Core average coolant Temperature $\bar{T} = \frac{T_i + T_o}{2}$ $\tau = \tau_1 + \tau_2$ $s = j\omega$

$$\frac{T_o}{PF} = -C \frac{1 - \frac{B}{C} e^{-st_2}}{1 - \alpha K e^{-st}}$$

$$\frac{T_i}{PF} = B e^{-st_2} \frac{1 - \frac{\alpha K C}{B} e^{-st}}{1 - \alpha K e^{-st}}$$

1st Case At low frequency $\leftarrow \frac{T_o}{T_i} \rightarrow$ 2nd Case $\left\{ \begin{array}{l} \text{If } \tau_1 = \tau_2 \\ \text{at } \omega = \frac{\pi}{\tau_1} \end{array} \right. \leftarrow \frac{T_o}{T_i} \rightarrow$

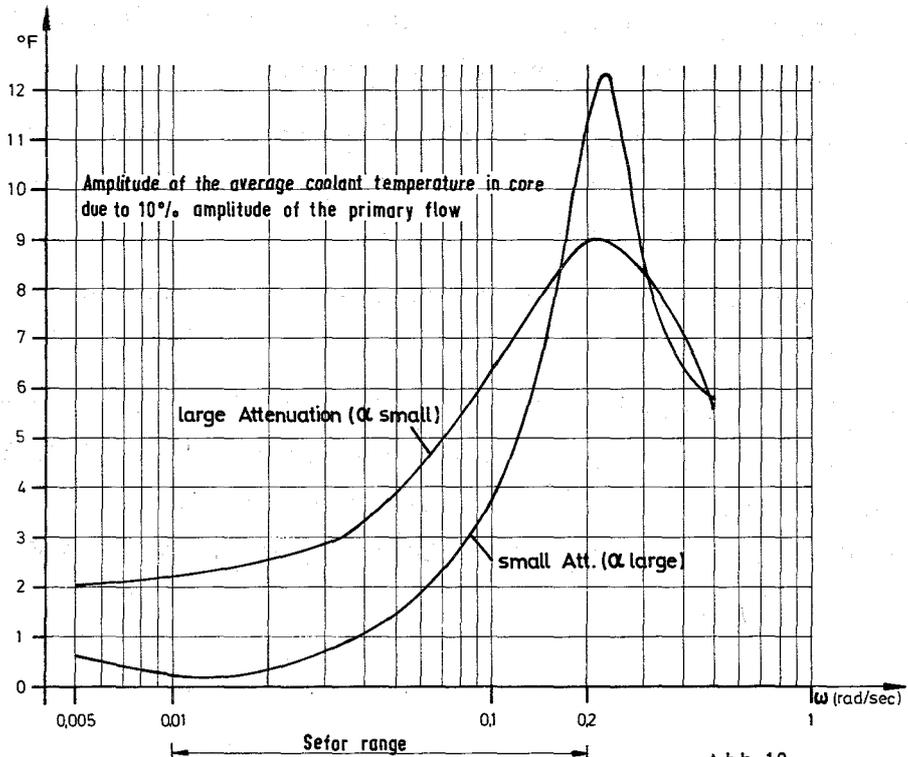
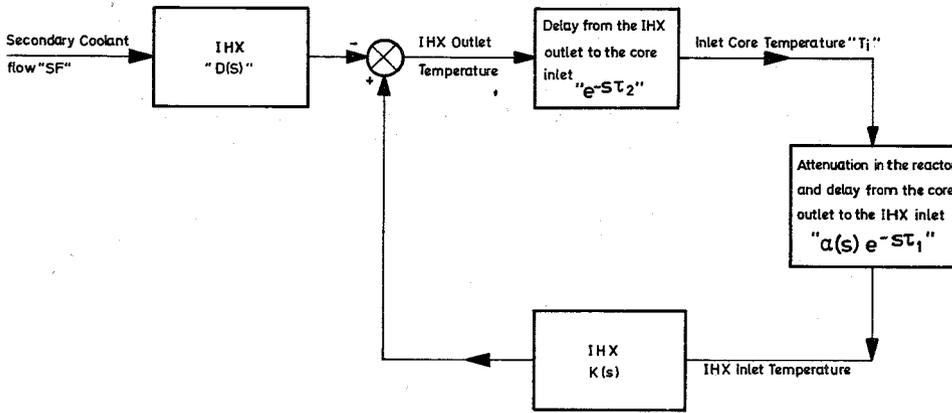


Abb. 19



$$\frac{T_i}{SF} = - \frac{De^{-s\tau_2}}{1-\alpha K e^{-s\tau}} \quad \text{with } \tau = \tau_1 + \tau_2$$

Abb. 20

Abb. 21

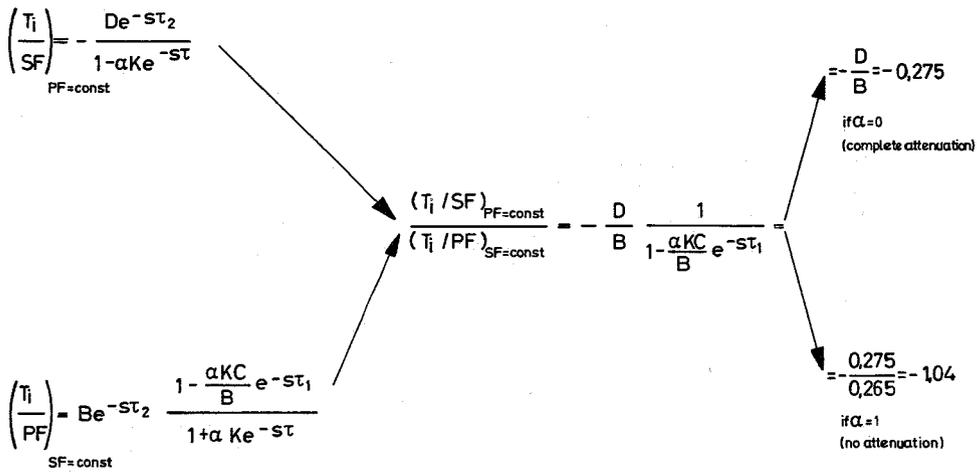


Abb.22

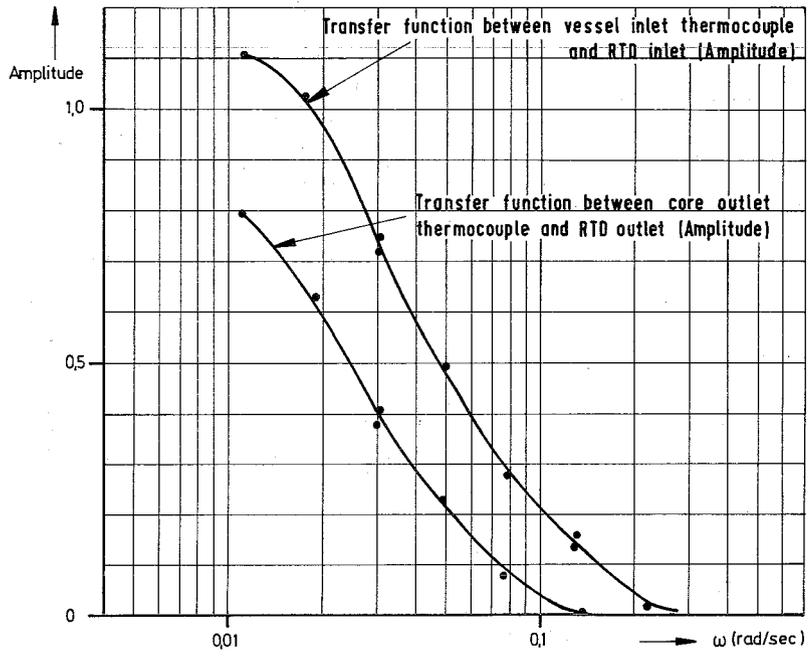
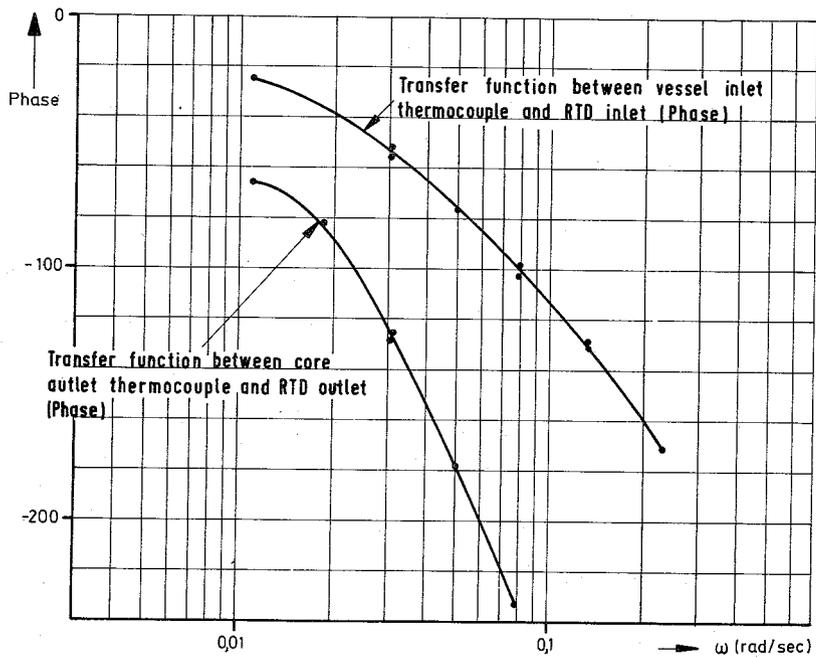
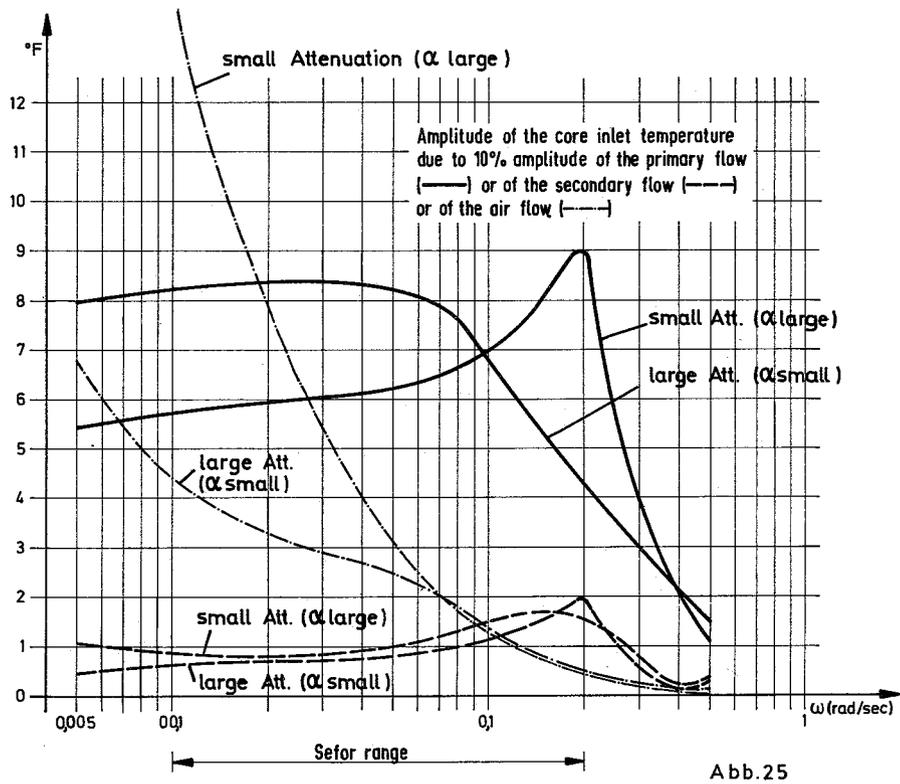
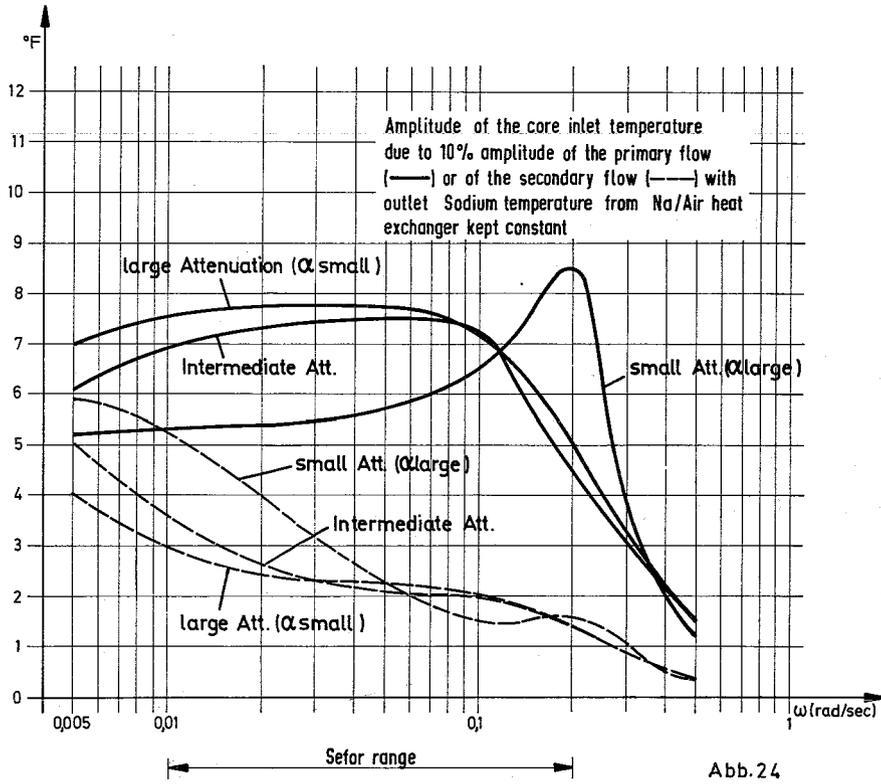


Abb.23





Referenzen zu 1216:

[1] R. Froehlich
KFK-Bericht 367 (1965)

[2] J. Siep
Persönliche Mitteilung

[3] L.D. O'Dell
Persönliche Mitteilung

122. REAKTORTHEORIE1221. Wirkungsquerschnitte und GruppenkonstantenEinfluß des Spaltspektrums auf die Berechnung nuklearer Reaktoreigenschaften (E. Kiefhaber, D. Thiem, INR)

In einem früheren Vierteljahresbericht [1] wurde bereits darauf hingewiesen, daß es bei der genauen Bestimmung der Kritikalität notwendig ist, die Unterschiede in den Spaltspektren von U-235 und Pu-239 zu berücksichtigen. Im folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse einer in der Zwischenzeit durchgeführten, umfangreicheren Untersuchung mitgeteilt.

Das Spaltspektrum wird meistens in einer der beiden folgenden analytischen Darstellungen angegeben:

A) WATT-Verteilung:

$$\chi_W(E) = c \cdot \exp(-aE) \cdot \sinh \sqrt{bE}$$

mit der Normierungskonstanten

$$c = 2a \cdot \sqrt{a/\pi b} \cdot \exp(-b/4a)$$

B) MAXWELL-Verteilung:

$$\chi_M(E) = K \cdot \sqrt{E} \cdot \exp(-E/\theta)$$

mit der Normierungskonstanten

$$K = 2/(\theta\sqrt{\pi\theta})$$

KEDAK benutzt die WATT-Verteilung mit den folgenden Parametern:

Isotop	1/a	a	b
U-235	0.965	1.036269	2.29
Pu-239	1.0	1.0	2.0

ENDF/B benutzt die MAXWELL-Verteilung mit folgenden Werten für den Parameter θ :

$$\text{U-235: } \theta = 1.30 \text{ MeV; Pu-239: } \theta = 1.41 \text{ MeV}$$

In Abb. 1 ist das ENDF/B-Spaltspektrum für U-235 angegeben. Der Vergleich mit dem entsprechenden KEDAK-Spaltspektrum zeigt, daß dieses im allgemeinen etwas "härter" ist mit Ausnahme des Bereichs ganz hoher Energien ($E > 6 \text{ MeV}$). Ein Vergleich der Gruppenintegrale, die in den Multigruppenrechnungen verwendet werden, zeigt, daß das KEDAK- und das ENDF/B-Spaltspektrum etwas weicher sind als das üblicherweise benutzte ABN-Standard-Spaltspektrum.

Abb. 2 zeigt die analoge Darstellung für die Spaltspektren von Pu-239. Das ENDF/B-Spektrum ist "härter", das KEDAK-Spektrum "weicher" als das Standard-Spektrum. Die experimentellen Ergebnisse von Werle (1) unterstützen, neben anderen Messungen, die ENDF/B-Darstellung. Die folgende Tabelle gibt die Gruppenintegrale an, die statt des ABN-Standard-Spaltspektrums in den Multigruppenrechnungen benutzt werden sollten:

Gruppenintegrale des Spektrums der Spaltneutronen

Gruppe	Energiebereich	ABN-Standard Spaltspektrum	U 235 $\theta=1.30 \text{ MeV}$	Pu 239 $\theta=1.41 \text{ MeV}$	U 238 $\theta=1.35 \text{ MeV}$
1	6.5-10.5 MeV	0.018	0.018609	0.026561	0.02199
2	4.0- 6.5 MeV	0.095	0.08579	0.1021	0.09328
3	2.5- 4.0 MeV	0.188	0.1742	0.1862	0.1800
4	1.4- 2.5 MeV	0.269	0.2625	0.2605	0.2619
5	0.8- 1.4 MeV	0.198	0.2045	0.1933	0.1994
6	0.4- 0.8 MeV	0.137	0.1473	0.1352	0.1416
7	0.2- 0.4 MeV	0.059	0.06567	0.05921	0.06260
8	0.1- 0.2 MeV	0.023	0.02610	0.02331	0.02477
9	46.5- 100 keV	0.009	0.01035	0.009201	0.009799
10	21.5-46.5 keV	0.003	0.003397	0.003014	0.003213
11	10.0-21.5 keV	0.001	0.001584	0.001404	0.001448

Der Parameter $\theta = 1.35$ MeV für U-238 wurde aus den Messungen von BARNARD [2] bestimmt.

Benutzt man die angegebenen Spaltspektren in Form der Multigruppenintegrale statt des ABN-Standard-Spaltspektrums, so erhält man in nulldimensionalen Multigruppen-Diffusionsrechnungen mit dem MOXTOT-Gruppenkonstantensatz für die in [1] untersuchten Änderungen Kritikalitätsänderungen von -0.9% bis + 0.6%. Dabei wurde nur jeweils das Spaltspektrum des dominierenden spaltbaren Materials (U-235 bzw. Pu-239) verwendet. Die Berücksichtigung des U-238-Anteils bei der Erzeugung der Spaltneutronen führt bei einigen kritischen Anordnungen zu weiteren Kritikalitätsänderungen bis zum Betrag von 0.3%.

Der Einfluß des Spaltspektrums auf Reaktionsraten und Reaktionsratenverhältnisse ist im allgemeinen gering mit Ausnahme von Schwellreaktionen. Für R_f^8/R_f^5 , das Spaltratenverhältnis von U-238 zu U-235, wurden in den kritischen Anordnungen Änderungen von -6% bis +4% festgestellt, wenn man anstelle des ABN-Standard-Spaltspektrums jeweils das Spaltspektrum des Hauptspaltstoffs benutzt. Die Berücksichtigung des U-238-Anteils bewirkt weitere Änderungen von etwa 1%.

Der Einfluß des Spaltspektrums auf die Berechnung der Materialwerte von spaltbaren Materialien mit Hilfe der Störungsrechnung wurde näherungsweise bestimmt. Dabei ergab sich, daß eine korrekte Berücksichtigung des Spaltspektrums das Materialwertverhältnis von Pu-239 zu U-235 bis zu 5% verändern kann. Dieses Ergebnis weist darauf hin, daß es auch bei der Auswertung von Substitutionsexperimenten (siehe z.B. [4]) wesentlich sein kann, den Einfluß des Spaltspektrums zu berücksichtigen.

Der Einfluß des Spaltspektrums auf Reaktionsraten-Traversen ist im allgemeinen nicht sehr ausgeprägt: im Bereich des Cores wurden in einem Beispiel Änderungen von etwa 1%, im Blanket-Bereich bis zu etwa 5% insbesondere für die Spaltung in U-238 festgestellt.

Für ein vereinfachtes Modell eines großen (1000 MWe) Leistungsreaktors [5] wurde eine Kritikalitätsänderung von etwa 1% festgestellt, wenn man anstelle des Pu-239-Spaltspektrums dasjenige von U-235 benutzte. Daraus ist ersichtlich, daß eine genaue Kenntnis des Spaltspektrums und dessen Berücksichtigung in den Reaktorberechnungen nicht nur für die Auswertung der Experimente in kritischen Anordnungen, sondern auch für eine zuverlässige Berechnung der Leistungsreaktoren erforderlich ist.

Die vorliegenden Ergebnisse zeigen, daß es für genaue Reaktorberechnungen notwendig ist, für jede Mischung ein eigenes Spaltspektrum zu benutzen. Ein Programm zur Erzeugung von mischungsabhängigen Spaltspektren durch Berücksichtigung der Anteile der verschiedenen Isotope an der Produktion von Spaltneutronen ist bereits unter der Nummer 02296 in das NUSYS-Programmsystem eingefügt worden. Darüberhinaus ist es jedoch notwendig, die meisten Programme zur Berechnung der Neutronenflußverteilung derart zu modifizieren, daß die Berücksichtigung mischungsabhängiger Spaltspektren möglich wird. Vermutlich werden auch in den Verarbeitungsprogrammen (Bilanzen- und Störungsrechnung, Importance-Traversen) sowie in den Heterogenitätsprogrammen ZERA [5] und KAPER [6] entsprechende Änderungen vorzunehmen sein.

Literatur

- [1] E. Kiefhaber
KFK-Bericht 1271/1 EUR 4579 d p. 122 - 14 (1971)
- [2] R. Barnard, et al.
Nucl. Phys. 71, 228, 1965
- [3] F. Helm
KFK-Bericht 975, 1969
- [4] A.R. Baker, A.D. Hammond
TRG Report 2133 (R), 1971
- [5] D. Wintzer
KFK-Bericht 633, SM 101/13, EUR 3677e, (1967) und
KFK-Bericht 743, EUR 3725d
- [6] P. Mc Grath
KFK-Bericht 1271/1 EUR 4579d p. 122 - 23 (1971)

Veröffentlichungen:

- (1) H. Werle and H. Bluhm
to be published in J. Nucl. Energy (1971)

Abb.1

The fission spectrum of U235
for thermal-neutron induced fission

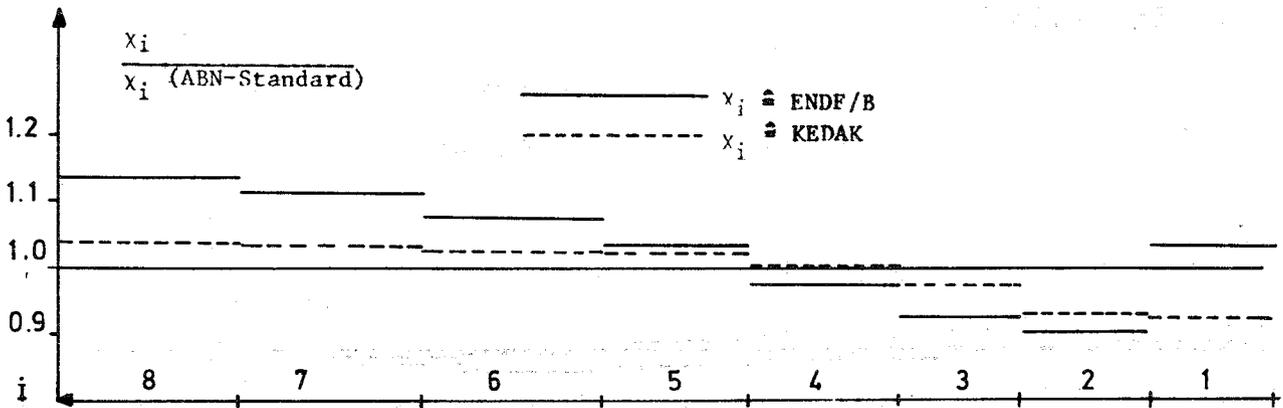
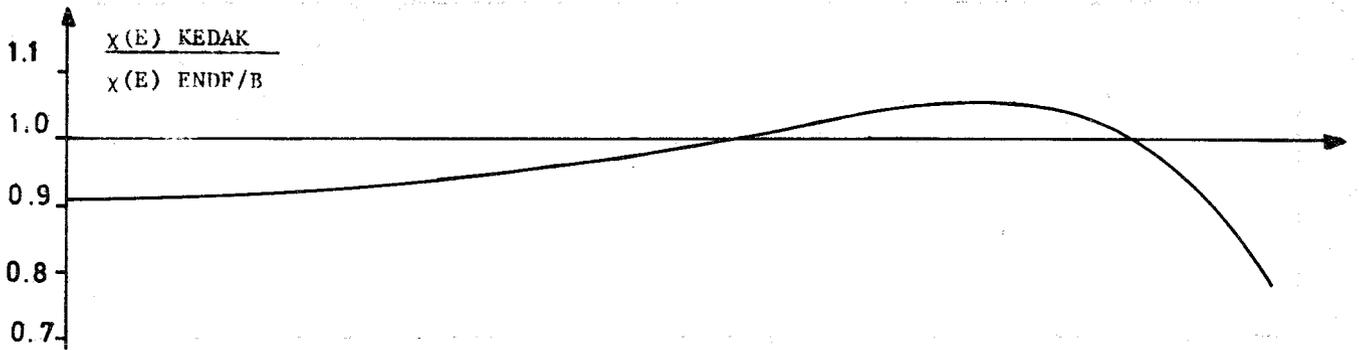
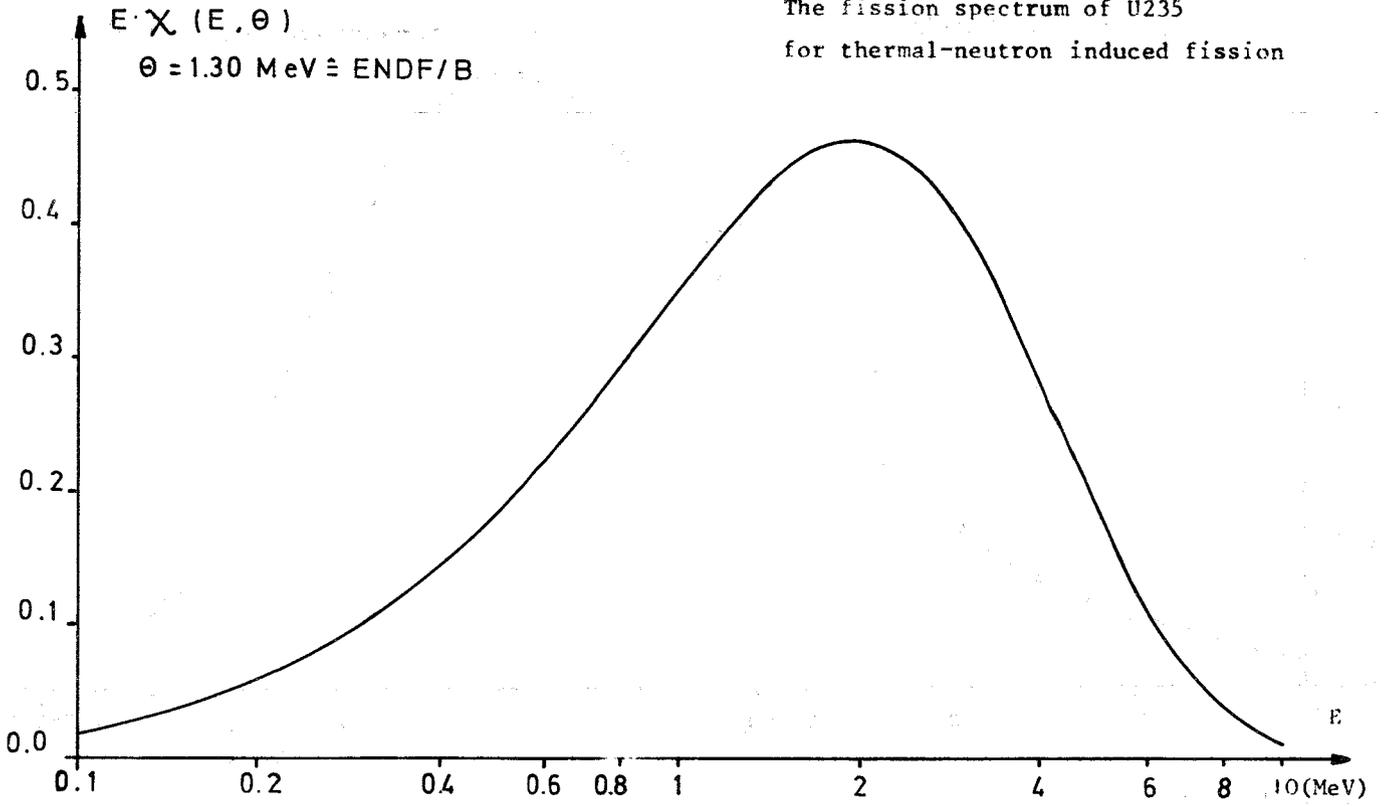
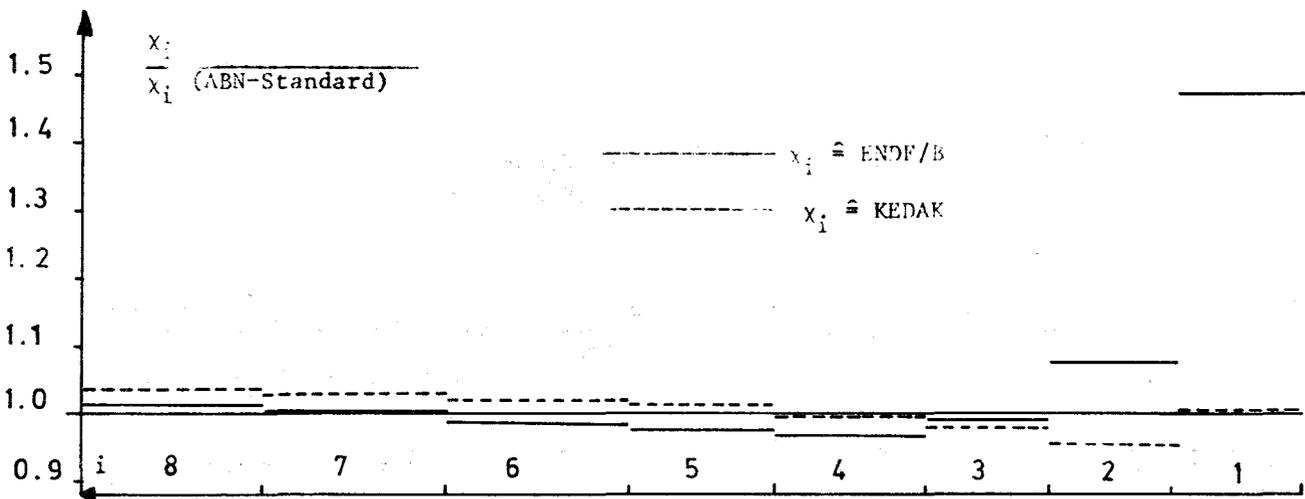
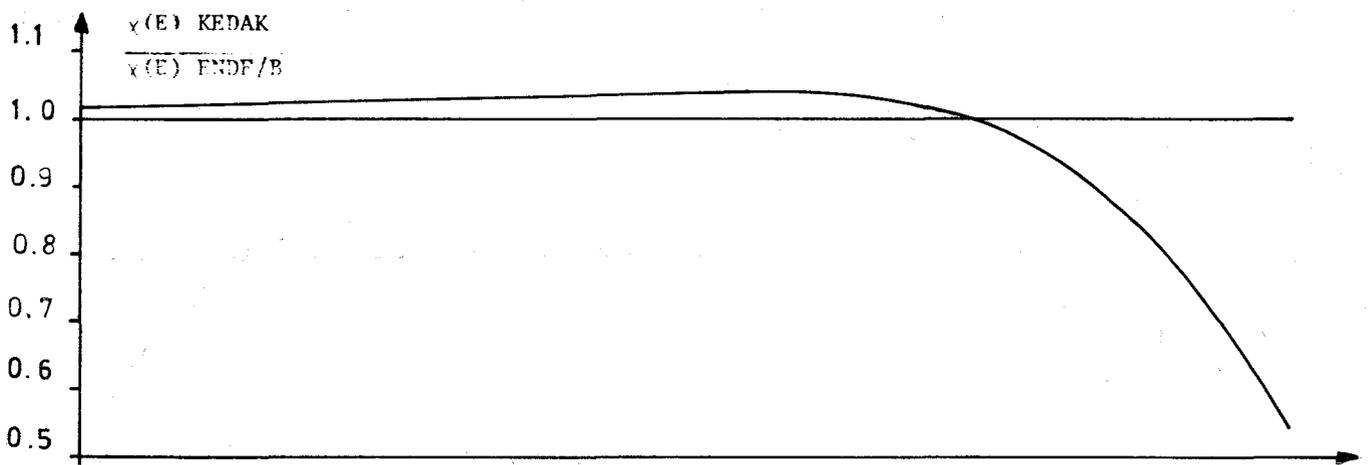
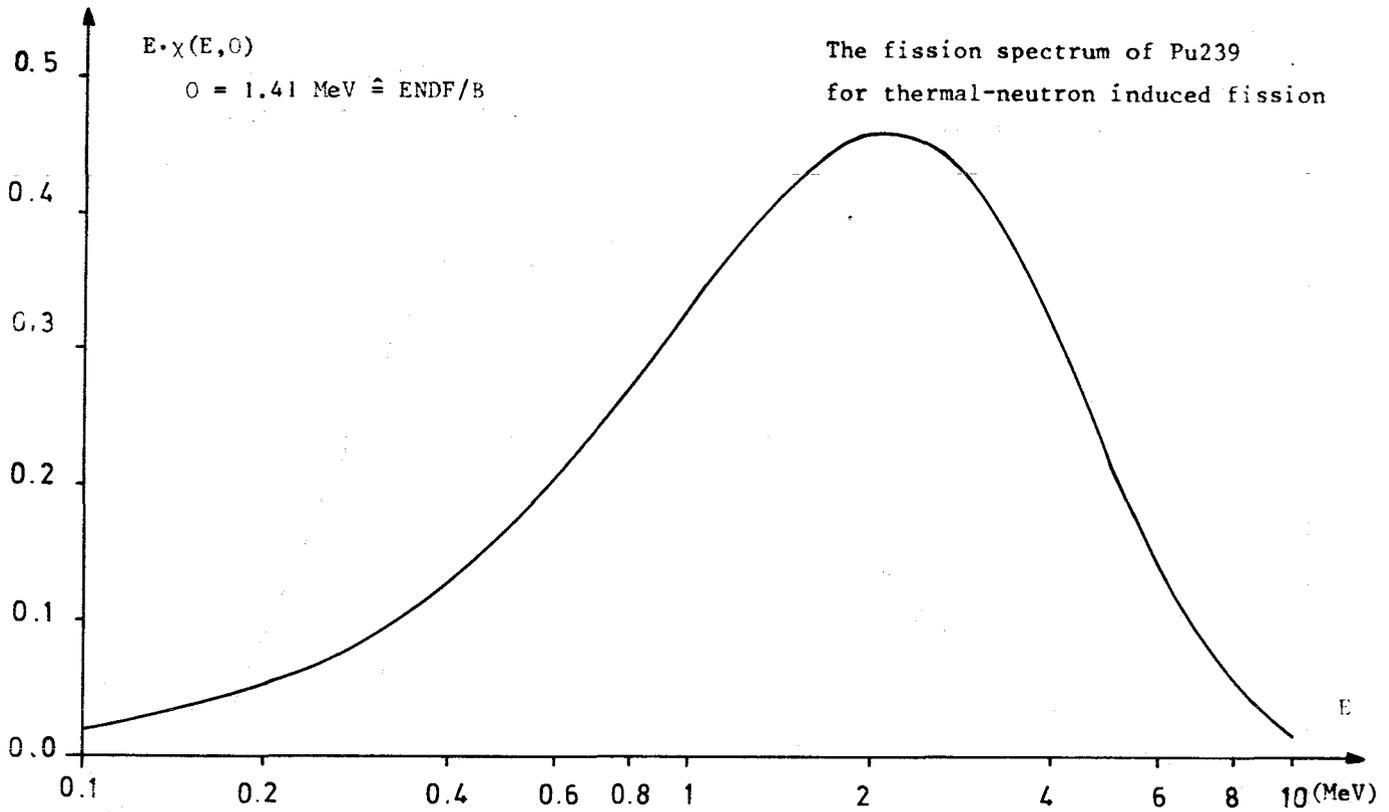


Abb. 2



1222. FlußberechnungenDer statistische Fehler von Quotienten in Monte-Carlo-Rechnungen

(V. Brandl, INR)

Bei der Berechnung von neutronenphysikalischen Problemen werden u.a. auch Quotienten berechnet: Erwartungswerte und Varianzen von Zähler und Nenner der Quotienten werden im identischen Zufallswanderungsprozess berechnet. Beispiele dafür sind: Integrale Größen (k_{eff} , Lebensdauer, Generationsdauer) und Normierungen.

Die Berechnung des Quotienten ist nur dann sinnvoll, wenn man auch seinen statistischen Fehler angeben kann. Es wurden deshalb theoretische Untersuchungen mit folgendem Ergebnis durchgeführt:

- 1.) Wahrscheinlichkeitstheoretische Überlegungen gestatten es, die Wahrscheinlichkeitsdichte $f(z)$ für den Quotienten in analytischer Form zu berechnen. $f(z)$ enthält als Parameter λ_i ($i = 1, \dots, 5$) Erwartungswerte, Varianzen und Korrelationskoeffizient von Zähler und Nenner.
- 2.) Für den in Monte-Carlo-Rechnungen interessierenden Parameterteilbereich (der λ_i) kann die Quotientendichte $f(z)$ durch eine Funktion $g(z)$ hinreichend gut approximiert werden. Die Funktion $g(z)$ kann im Unterschied zu $f(z)$ analytisch integriert werden. Daraus resultiert der statistische Fehler des Quotienten (durch Auflösen der Gleichung $P = \int_{\Delta} g(z)$ nach Δ). Δ ist Funktion der λ_i und kann ohne großen Aufwand im Laufe der Monte-Carlo-Rechnung für jeden Quotienten berechnet werden.
- 3.) Aus der Struktur der Formel für Δ - und im Einklang mit früheren Ergebnissen aus der Monte-Carlo-Praxis - folgt die folgende für die Anwendung sehr bedeutsame Tatsache: Der statistische Fehler des Quotienten geht, bei fest vorgegebenen Fehlern von Zähler und Nenner, gegen Null, wenn der Korrelationskoeffizient gegen 1 strebt.

Eine Veröffentlichung der Untersuchung wird vorbereitet.

Weiterentwicklung des Monte-Carlo-Codes

(H. Borgwaldt, INR)

Nach der Bereitstellung des Karlsruher Monte-Carlo-Codes KAMCCO [1] zeigten erste Anwendungen befriedigende Ergebnisse. Jedoch fiel auf, daß die Rechenzeit des Codes im Standardfall, d.h. bei Kopplung der Routinen für Zufallswanderung (mit wenigen integralen Schätzungen) und für die detaillierten Schätzungen, erheblich höher war als für den rechenintensiven Zufallswanderungscode allein. Die Ursache lag bei unvorteilhaften Programmier-techniken im Zusammenhang mit dem Daten-Transfer zwischen den Codes. Die Verwendung zweifach indizierter Größen und andere Adreß-Rechnungen wirkten sich erheblich ungünstiger als erwartet auf die Rechenzeit aus.

Auf Grund dieser Erkenntnisse wurde inzwischen eine Testversion für einen beschleunigten KAMCCO-Code erstellt. Für den zu Vergleichszwecken gewählten Testfall (SUAK UIB, Berechnung von je 2 Orts- und Energieverteilungen, 2 Einzelschätzungen und einer Reihe integraler Parameter) zeigt diese neue Version bis jetzt gegenüber dem Standard-KAMCCO eine Reduzierung der Rechenzeit um einen Faktor 2. Es wird erwartet, daß einige weitere Umprogrammierungen von häufig benutzten Subroutinen einen weiteren nennenswerten Rechenzeitgewinn liefern werden.

Die KAMCCO-Testversion wurde zusätzlich mit einer Option ausgestattet, um bei zeitabhängigen Problemen in einem Lauf Schätzungen für mehrere Zeitintervalle durchführen zu können.

KAMCCO hat den Stand erreicht, daß für schnelle, kleine Anordnungen eine Nachrechnung von Benchmarkproblemen und die Überprüfung von Daten möglich ist. Für Anordnungen mit weichen Spektren sind voraussichtlich Verbesserungen am Code notwendig, speziell für den Bereich statistischer Resonanzen.

Eine Nachrechnung von GODIVA mit vorläufigen Querschnittsdaten ergab beispielsweise $k = 1,040 \pm 0,3\%$ in 7 min. auf der IBM/360-85. Das Ergebnis ist von der Rechengenauigkeit her sehr gut, zeigt aber auch deutlich die Notwendigkeit zur Überprüfung der nuklearen Daten für Monte-Carlo-Rechnungen.

Literatur:

[1] G. Arnecke et al.

KFK-Bericht 1270/4 S. 122 - 13

123 SICHERHEIT SCHNELLER REAKTOREN1231 Theoretische Untersuchungen zur Reaktordynamik1231.1 Untersuchungen zur ortsabhängigen Dynamik

(D. Struwe, B. Kuczera, IRE)

Die Arbeiten zur Erstellung eines Programmsystems zur Behandlung der ortsabhängigen Dynamik, RADYVAR 2, wurden mit intensiven Testrechnungen der zusammenschalteten Programmblöcke EGAVAR und VARADY fortgeführt. Erste Tests des neu entwickelten Rückwirkungsteils, der die Anwendung von Materialverschiebungsvektoren zur Beschreibung der Ausdehnung des Reaktors bei festem Ortsnetz vorsieht, verliefen erfolgreich. Der Einbau der Integrationsroutinen ist abgeschlossen. Erste Produktionsläufe zur Störfalluntersuchung am Core des schnellen Brutreaktors SNR sind in Vorbereitung, die Konsistenz-Iteration des stationären Reaktors für drei Lastzustände ist abgeschlossen.

1232 Spannungs- und Verformungsanalysen von Reaktorbauteilen

(R. Liebe, R. Krieg, T. 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 Brennstabhüllrohren und sonstigen Komponenten1. Hüllrohre für Na-gekühlte Reaktoren

Der Computercode EVA2, der die Berechnung des ebenen Verzerrungszustandes bei viskosem Materialverhalten (Kriechen) erlaubt, wurde getestet. Einige Rechenbeispiele für längsberippte Brennstabhüllrohre, welche durch Innendruck, Wärmedehnungen und strahlungsinduziertes Schwellen beansprucht werden, wurden durchgeführt.

Über den Aufbau und die Ergebnisse des Computercodes EVAL, der nur bei linear-elastischem Materialverhalten einsetzbar ist, wurde auf der "First Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology", Berlin, 20. - 24. September 1971, vorgetragen (1).

2. Hüllrohre für gas- oder dampfgekühlte Reaktoren

Der Abschlußbericht über die Entwicklung allgemeiner Variationsprinzipien der Kriechmechanik sowie über die Spezialisierung dieser Prinzipien auf dünnwandige, viskose Schalen und ihre Anwendung auf das Kriechkollapsproblem von Brennstabhüllrohren wurde weitgehend fertiggestellt. Über Teilaspekte dieser Arbeit wurde auf der "First Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology", Berlin, vorgetragen (2).

3. Verhalten eines Brennelementkastens beim Kriechen und Schwellen

Für die mechanische Auslegung des Kerns und die Beschreibung seines Betriebsverhaltens muß man zunächst den zeitlichen und örtlichen Verlauf der Belastungen und Deformationen am einzelnen Brennelementkasten kennen. Dieses Brennelementverhalten wird weitgehend vom thermischen Kriechen sowie vom strahlungsinduzierten Kriechen und Schwellen bestimmt, wobei die Kriech- und Schwellparameter selbst temperaturabhängig sind.

Der mehrfach gelagerte Brennelementkasten stellt näherungsweise einen Biegebalken dar, für den feldweise das Prinzip der virtuellen Kräfte in Matrixform formuliert wurde. Diese flexible und zugleich kompakte Formulierung erleichtert die Anwendung des Verfahrens der schrittweisen linear-elastischen Näherung, bei der innerhalb eines Zeitschrittes die Spannungen iteriert werden. Die Methode gestattet damit die nichtlineare Berechnung des zeitlichen und örtlichen Verlaufes der Schnittlasten, Deformationen, Lagerreaktionen und Spannungen im BE.

Stand der Arbeit: Literaturstudien, Formulierung des Verfahrens und aller Gleichungen sowie Aufstellung eines Rechenprogrammes sind abgeschlossen. Programmteile zum linear-elastischen Teil und Schwellen sind erfolgreich getestet; erste Testläufe zum Kriechen wurden beendet.

1233 Lokale Kühlungsstörungen1233.1 Untersuchungen zur Strömungs- und Temperaturverteilung hinter lokalen Störungen (D. Kirsch, IRE)

Zur Beobachtung der Strömungsform hinter lokalen Kühlkanalblockaden in Stabbündelgeometrien wurden Versuche mit dem Modell eines in Längsrichtung halbierten Brennelements (sonst SNR-Abmessungen) im Wasserkreislauf des IRE durchgeführt. Eine Mittelebene dieses Brennelementmodells war als durchsichtige Wand ausgeführt, die Strömung wurde mit Luftbläschen sichtbar gemacht. Es zeigte sich, daß bei undurchlässiger Blockade auch in der Stabbündelgeometrie - wie erwartet - eine ausgeprägte Rezirkulationszone mit Strahleinschnürung ausgebildet wird. Die Auswertung dieser Versuche ist noch nicht abgeschlossen.

Theoretische Überlegungen führen zu der Vermutung, daß bei hohen Re-Zahlen (SNR: $Re \approx 10^5$) Temperaturverteilungen hinter lokalen Kühlkanalblockaden, die in einem beheizten, von Wasser durchströmten Testbündel gemessen werden, auf ein von Natrium durchströmtes Brennelement-Stabbündel umgerechnet werden können, wenn ähnliche Geometrie und gleiche Re-Zahl gegeben sind, und wenn man sich auf Temperaturen in einiger Entfernung von festen Wänden beschränkt (d.h. im Stabbündel z.B. auf die Temperaturen in der Mitte der Unterkanäle).

Eine Auswertung von Versuchen mit dem beheizten Negativbündel (vgl. 1233.2), bei dem Temperaturen sowohl in Wasser als auch in Natrium gemessen werden konnten, bestätigt diese Vermutung.

Versuche mit einem beheizten Brennelementmodell mit SNR-Abmessungen werden für den Wasserkreislauf des IRE vorbereitet.

1233.2 Untersuchungen zum lokalen Sieden im Natrium-Siedekreislauf (W. Pepler, K. Schleisiek, IRE)

Im 1. Vierteljahresbericht 1971 wurde über die Messung der Temperaturverteilung hinter einer lokalen Blockade in der als "Negativbündel" bezeichneten Testanordnung berichtet. Von den sechs Unterkanälen dieser Teststrecke waren vier durch eine Platte vollständig verschlossen. Die Temperaturerhöhung des Totwassers gegenüber der gesunden Strömung war jedoch so gering, daß lokales Sieden in dieser Anordnung nicht möglich war. Aus diesem Grunde wurde ein größeres, aus 16 Unterkanälen bestehendes Negativbündel konstruiert. Hierbei sind 12 Unterkanäle blockiert. Die Versuche mit dieser Teststrecke werden im 4. Quartal 1971 durchgeführt.

Über das transiente Sieden von Natrium in engen Kanälen wurde ein 16 mm-Film gedreht und vertont. In Film- und Trickaufnahmen werden die wichtigsten Ergebnisse der Siedeeperimente mit Natrium und Simulationsflüssigkeiten gezeigt (3).

1233.3 Brennelementverhalten unter Siedeverzug (BEVUS)

(M. Cramer, IRE)

Im Berichtszeitraum wurden die Montagearbeiten an der BEVUS-Anlage weitgehend abgeschlossen. Im einzelnen wurden folgende Arbeiten ausgeführt:

Das Heizelement wurde festiggestellt und auf Dichtigkeit geprüft. Dabei ergab sich eine Leckrate kleiner 10^{-4} Torr·l/sec, was im Vergleich zu dem in der vorangegangenen Versuchsserie eingesetzten Element eine wesentliche Verbesserung darstellt.

Das Heizelement wurde mit den Meßeinrichtungen versehen und in den Versuchsbehälter eingebaut.

Oberhalb des Elementes wurde ein neuartiger Durchflußmesser eingebaut. Dieser Durchflußmessertyp ist für den Einsatz beim SNR vorgesehen und wird bei diesen Versuchen einem Erprobungstest unterzogen.

Am Versuchsbehälter wurde zusätzlich ein Ultraschalldetektor installiert. Dieser soll zum Nachweis von Siedegeräuschen dienen.

Weiterhin wurde im Berichtszeitraum der Schutzbehälter montiert. Mit dem Test der Meßwertaufnehmer wurde begonnen.

Die Steuerung des Versuchsablaufes wurde durch eine zusätzliche Steuereinheit an der Warte teilweise automatisiert, um Bedienungsfehler während des Versuches auszuschalten (4).

1233.4 Untersuchungen zum lokalen Sieden in großen Bündeln und SNR-Bündelausschnitten (F. Huber, IRE)

Ein isothermes Natrium-Loop soll so konzipiert werden, daß mit ihm Siedeeperimente in originaler SNR-Bündelgeometrie durchgeführt werden können. Es wurde ein Entwurf zur Beurteilung der technischen Ausführbarkeit ausgearbeitet. Als wesentliches Merkmal dieses Entwurfes ist vorgesehen, den gesamten Kreislauf in den Schutzbehälter der BEVUS-Versuchseinrichtung einzubauen und die in der Teststrecke freigesetzte Wärme über einen Wärmetauscher

an das Natrium der NABEA abzuführen. Bei einer Versuchsdauer von 5 min kann auf diese Weise eine Heizleistung von 1 MW in der Teststrecke aufgebracht werden. Mit der Konstruktion soll im nächsten Quartal begonnen werden. Der Kreislauf wird frühestens 1974 für Experimente zur Verfügung stehen.

1233.5 Theoretische Untersuchungen zum lokalen Sieden

(K. Gast, IRE)

Über das theoretische Modell zum lokalen Sieden und die Ergebnisse von Rechnungen nach diesem Modell wurde auf dem "Seminar on Heat Transfer in Liquid Metals" in Trogir, Jugoslawien, berichtet. Die Rechnungen lassen erwarten, daß lokales Sieden nicht zu einer raschen Ausbreitung örtlicher Störungen infolge Dryout oder hydrodynamischer Instabilität führt (5, 6).

1237 Natriumbrandversuche

(F. Huber, IRE)

Nach Abschluß der baulichen Arbeiten wurde die Versuchseinrichtung weitgehend aufgebaut, so daß mit den Versuchen voraussichtlich im Oktober begonnen werden kann. Zur Erprobung und Einregulierung der eingebauten Absaugung wurden Versuche mit Rauchpulver durchgeführt. Die Versuche zeigten, daß die Absaugleistung zwar ausreichend ist, in der verhältnismäßig kleinen Halle jedoch keine einheitliche Strömungsrichtung zu erzielen ist. Da bei den Versuchen auch mögliche Auswirkungen auf die Umgebung berücksichtigt werden müssen, wird bei den ersten Versuchen die verbrannte Natriummenge zunächst auf 1 - 2 kg begrenzt.

1238 Sicherheitstechnische Verfolgung der SNR-Entwurfsarbeiten

1238.2 Zuverlässigkeitsuntersuchungen an Anlagensystemen schneller Reaktoren

(G. Weber, IAR)

Die Untersuchungen dieses Forschungsvorhabens haben sich im Berichtszeitraum vorwiegend auf Detailfragen der analytischen Auswertung von Fehlerbäumen, welche den Ausfall komplexer Systeme beschreiben, konzentriert.

Ein auswärtiges analytisches Programm, das für den genannten Problembereich zunächst ideal schien, erwies sich bei näherer Untersuchung für die meisten derjenigen Fälle als unbrauchbar, in denen es um die Berechnung von reparierbaren Komponenten geht. Es wurde darum nach anderen analytischen Lösungen gesucht. Eine Entwicklung, welche die Erwartungswerte der Anzahl der Komponenten- und Subsystemausfälle betrachtet, erscheint aus zwei Gründen vorzuziehen:

- a) Sie ermöglicht eine richtige Ermittlung der Komponenten- und Systemcharakteristiken
- b) Sie erlaubt es darüber hinaus, die von uns für den nichtreparierbaren Fall entwickelten Methoden auszudehnen.

Veröffentlichungen zu 123:

(1) R. Krieg

Die Spannungsverteilung in längsberippten Brennstabhüllrohren.
First International Conference on Structural Mechanics in Reactor
Technology, Berlin, 20. - 24.9.1971

(2) T. Malmberg

Zur Anwendung von Variationsprinzipien der Kriechmechanik auf das Problem
des Kriechbeulens von Brennstabhüllrohren
First International Conference on Structural Mechanics in Reactor
Technology, Berlin, 20. - 24.9.1971

(3) D. Kirsch, K. Schleisiek

Flow and Temperature Distribution around Local Coolant Blockages in
Sodium Cooled Fuel Elements.

W. Peppler, K. Schleisiek
Hydrodynamic Instability in Parallel Channels with Sodium Two-
Phase Flow.

W. Peppler

Experimental Investigation of Dry Out at Sodium Boiling in Narrow
Channels.

G.F. Schultheiss

Aspects of Liquid Metal Superheat and the Effects on Dynamic Boiling
"International Seminar on Heat Transfer in Liquid Metals"
Trogir, Jugoslawien, 6. - 11.9.1971

- (4) M. Cramer, R.A. Müller, B. Dorr

~~Experimentelle Untersuchung der Beanspruchung von Brennelementkästen~~
durch Siede- und Kondensationsstöße in Natrium

Ist Internat. Conf. on Struct. Mechanics in Reactor Technology,
Berlin, Sept. 20-24, 1971

- (5) K. Gast

Die Ausbreitung örtlicher Störungen im Kern Schneller Natriumgekühlter
Reaktoren und ihre Bedeutung für die Reaktorsicherheit

KFK-Bericht 1380

- (6) K. Gast

Local Boiling in Rod Bundles - A Theoretical Model

International Seminar on Heat Transfer in Liquid Metals,

Trogir, Jugoslawien, 6.-11.9.1971

124 ENTWICKLUNG DER INSTRUMENTIERUNG UND SIGNALVERARBEITUNG ZUR KERN-
ÜBERWACHUNG

1241 Nachweis von Durchflußstörungen an Brennelementen

1241.3 Temperaturfluktuation am elektrisch beheizten Brennelement

(L. Krebs, G. Weinkötz, IRB)

Die erste Versuchsserie mit einem 61-Stabbündel im NW-80-Kreislauf des IRB⁺⁾ hatte zwei Fragen unbeantwortet gelassen:

1. Sind der Kreislauf sowie die vorhandene Teststrecke geeignet, um aussagekräftige Versuche zur Erfassung von Kühlkanalblockagen durch Messung der Temperaturfluktuation durchführen zu können?
2. Welche Ursache haben die bei der Auswertung festgestellten sinusförmigen Überlagerungen des Temperatursignals?

Die inzwischen durchgeführte zweite Versuchsserie, deren Auswertung noch nicht vollständig abgeschlossen ist, hat im Hinblick auf die oben genannte Fragestellung bisher folgende Ergebnisse geliefert:

1. In Übereinstimmung mit der Literatur hat sich gezeigt, daß eine Mindestheizleistung erforderlich ist, um turbulente Temperaturschwankungen von 1 - 3 °C zu erhalten. Diese Mindestheizleistung wird bei der mit einem beheizbaren Stab ausgestatteten Teststrecke nicht erreicht. Daher sind die bei etwa 0,5 °C liegenden Amplituden der Temperaturschwankungen mit der vorhandenen Datenerfassungsanlage meßtechnisch nur sehr schwer einwandfrei zu erfassen.
2. Gezielte Untersuchungen über den Stör-Einfluß der Meßleitung und der Daten-Erfassungsanlage haben gezeigt, daß die in der ersten Versuchsserie festgestellten sinusförmigen Überlagerungen schon vom Geber (Thermoelement) stammen müssen. Allerdings haben entsprechende Versuche bei der digitalen Auswertung (z.B. Verminderung der Anzahl der berechneten Punkte von 2000 auf 200) ergeben, daß die Frequenz des sinusförmigen Signals durch die Wahl der Abtastfrequenz beliebig geändert werden kann. Durch ungeradzahlige Wahl der Abtastzeitpunkte ist es sogar möglich, regelrechte Schwebungen zu erzeugen.

+) KFK-Bericht 1271/1, S. 124-3

Dies deutet darauf hin, daß die mit der jetzigen Datenerfassungsanlage erreichbare Abtastgeschwindigkeit von maximal 15 Messungen/sec zu niedrig ist, d.h. daß durch die geringe Abtastgeschwindigkeit vom Geber her vorhandene höhere Frequenzanteile in niedere Frequenzbereiche transformiert werden.

Die hier kurz skizzierten Ergebnisse haben zu der Vorbereitung einer dritten Versuchsserie geführt, die durch folgende wesentliche Merkmale gekennzeichnet ist:

- 1.) Erhöhung der Anzahl der heizbaren Stäbe von 1 auf 3,
- 2.) Aufnahme der Messungen mittels eines analogen Bandgerätes, einmal um die vollständige Signalinformation zur Verfügung zu haben, zum anderen, um die Höhe der erforderlichen Abtastgeschwindigkeit bestimmen zu können.
- 3.) Bereits weitgehend durchgeführte Vereinfachungen bei der digitalen Auswertung (Speicherung auf Digitalband, Verbesserung der Auswertprogramme) sollen die für die Verarbeitung einer Versuchsserie erforderliche Zeit wesentlich verkürzen.

1242 Hüllenüberwachung von Brennelementen

Untersuchung des Durchmischungs-Wirkungsgrades eines Zyklonabscheiders

(H. Will, IRE)

Über die im IRE durchgeführte Entwicklung des Hülschadendetektors wurde in KFK-Bericht 1380 (s. Veröffentlichung unter 123) abschließend berichtet. Die dort beschriebene Zyklonabscheideranordnung wurde im Berichtszeitraum bezüglich ihrer Eigenschaften zur Durchmischung des Kühlmittelstroms untersucht. Insbesondere sollte ermittelt werden, wie weit Temperaturgradienten im Kühlmittel am BE-Austritt abgebaut werden und mit welcher Genauigkeit eine mittlere Temperatur meßbar ist.

Diese Versuche wurden mit folgenden Ergebnissen abgeschlossen:

- Die hinter dem Zyklonabscheider im Bereich des Thermoelements zu erwartenden Temperaturunterschiede sind vernachlässigbar gering ($< 1^{\circ}\text{C}$).
- Es wurde nachgewiesen, daß die Randzonen des Kühlmittelstroms (also die Stromfäden mit den größten Temperaturunterschieden zur mittleren Kühlmitteltemperatur) besonders intensiv durchmischt werden.
- Der Durchmischungsgrad ist nur gering von der Größe des Durchsatzes abhängig.

Hüllenüberwachung durch Nachweis verzögerter Neutronen

(S. Jacobi, G. Schmitz, LEM)

Ausgehend von den Ergebnissen eines Monte-Carlo-Programmes wurde ein Monitor zum Nachweis verzögerter Neutronen im Natrium konzipiert.

Der Monitor besteht von außen nach innen betrachtet aus dem 1 mm starken Kadmiumblech, dem 25 cm starken Bleimantel, dem Polyäthylenblock mit den Kantenlängen 30 x 27 x 12 cm und den drei Neutronenzählrohren. Abb. 1 zeigt den teilweisen Aufbau eines Monitors im Labor, während des Reaktorbetriebes befindet sich neben dem Monitor der vom Primärnatrium durchströmte Probenbehälter mit einem Volumen von ca. 1,5 l. Das Cadmiumblech absorbiert thermische Störneutronen aus dem Aufstellungsraum. Der Bleimantel schwächt die 2,75 MeV-Gammastrahlung des Na-24 aus dem Probebehälter und aus dem Aufstellungsraum derart, daß die Erzeugung von Photoneutronen im Polyäthylenblock vernachlässigbar klein ist. Der Polyäthylenblock thermalisiert die beim Zerfall der Spaltprodukte Brom und Jod entstehenden Neutronen mit Primärenergien von 250 bis 500 keV. Während der Erprobungsphase befinden sich im Monitor Detektoren für Gammastrahlung und Temperatur.

Zur Kontrolle der mit dem Rechenprogramm ermittelten Neutronennachweisempfindlichkeit $\eta = \text{Zählrohrimpulse pro ermittelltes schnelles Neutron}$ wurden im Labor ausführliche Kontrollmessungen durchgeführt. Obwohl die verwendete (Ra + Be)-Quelle von 5 mCi Neutronen mit Energien von 1 bis 10 MeV emittiert und die Rechnungen für 0,3 und 0,7 MeV-Neutronen durchgeführt wurden, konnte hinreichende Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment nachgewiesen werden. Danach liegen die Neutronennachweisempfindlichkeiten η wie folgt:

Art der Anordnung	$\eta \left[\frac{\text{Imp}}{\text{Neutron}} \cdot 10^{-2} \right]$	
	Theorie	Experiment
Polyäthylen, ohne Blei, ein He 3-Zählrohr 3,7 ata	8,1	
Polyäthylen, ohne Blei, ein BF ₃ -Zählrohr 0,5 ata		0,6, extrapoliert auf ein He-3-Zählrohr ca. 3,4
Polyäthylen, mit Blei, ein BF ₃ -Zählrohr 0,5 ata		0,043, extrapoliert auf drei He-3-Zählrohre ca. 0,73

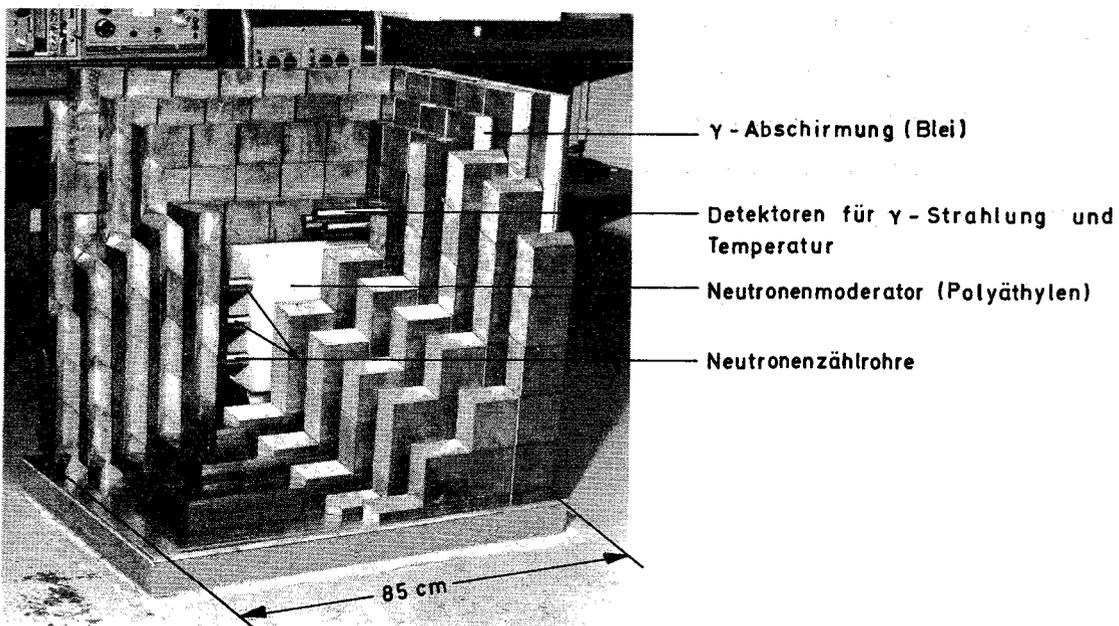


Abb. 1. Monitor zur Messung verzögerter Neutronen im Natrium

1244 Ultraschall-Meßtechnik in Natrium

(H. Rohrbacher, R. Bartholomay, H. Arnswald, IRE)

Eine Reihe 5 m langer Koppelstäbe aus W.St.Nr. 4571 mit einseitig angebrachten piezoelektrischen Wandlerscheiben aus reinem SiO_2 wurde in einem Wasserversuch eingesetzt. Durch Schrägschnitte am zweiten Ende konnte eine Schallfeldabstrahlung um 90° erreicht werden. Nachteilig und störend für die Signalauswertung waren die Vielfachechos, wie sie durch Umwandlungen der longitudinalen Wellen in Querwellen an den Stabrandzonen entstehen. Aus diesem Grunde konzentrierten sich die Untersuchungen auf den Direkteinsatz der Piezowandler bei höheren Temperaturen und auf die damit zu erwartende Strahlungsbelastung. Die in diesem Zusammenhang notwendig gewordene Löttechnik wird derzeit untersucht; erste an die Innenwand eines VA-Schutz-Rohres gelötete Wandler wurden bereits mit Erfolg in einem Wasserversuch erprobt. Mehrfachechos treten hierbei nicht mehr auf, so daß die Ortungsgenauigkeit durch Nebenechos oder Mehrfachreflexionen nicht mehr beeinträchtigt wird. Zur Zeit sind SiO_2 -Wandler mit einem Curie-Punkt von 572°C im Einsatz, deren Betriebstemperatur-Verträglichkeit $\geq 400^\circ\text{C}$ (Herstellerangaben) beträgt. Eine mechanische Vorrichtung zur Messung des Öffnungswinkels des Schallfeldes in einem bereits vorhandenen Wassertank wird augenblicklich vorbereitet. In Kürze folgt ein zusammenfassender Bericht über die bisher erprobten Koppelstäbe und Schallsensoren bei unterschiedlichen Piezo-Materialien und Temperaturbedingungen.

1246. Untersuchungen zur Signalverarbeitung für das ReaktorschutzsystemAuswerteverfahren für die Überwachung der BE-Austrittstemperaturen

(C. Broeders, INR)

Zur Vermeidung von Überhitzung des Corematerials und des Natriums werden die Austrittstemperaturen der Brennelemente in Na-gekühlten Reaktoren mit Thermoelementen überwacht. Abnormale Temperaturerhöhungen sollen dabei möglichst früh angezeigt werden. Für einen zuverlässigen und wirtschaftlichen Betrieb des Reaktors dürfen durch die vorhandenen stochastischen Temperaturschwankungen (Temperaturrauschen) falsche Abschaltungen nicht zu häufig auftreten. Es wurde eine Methode ausgearbeitet, mit der aus den am Thermoelement vorliegenden Rauschsignalen eine optimale Temperaturschwelle für die Detektion von Temperaturstörungen bestimmt wird. Dabei wird die Schwelle gerade so niedrig angesetzt, daß die Häufigkeit falscher Alarme durch das vorliegende Rauschen einen vorgegebenen Wert nicht überschreitet. Unter realistischen Annahmen für die auftretenden Parameter findet man dabei für diesen Schwellwert ΔT_d Werte um 10°C , was wesentlich geringer ist als die bisher angenommenen Werte. Um die Möglichkeiten dieser optimalen Detektorschwelle ausnutzen zu können, wurde ein Modell mit analogen Komponenten für die Erzeugung eines dynamischen, d.h. dem Reaktorbetrieb angepassten Temperatursollwertes untersucht (Abb. 2).

Dabei ergab sich, daß mit Hilfe eines Filters mit extremer Tiefpasscharakteristik ein dynamischer Sollwert erzeugt werden kann, wobei die Detektoreigenschaften gegenüber dem Modell mit festem Sollwert (Abb. 1) nicht wesentlich beeinträchtigt werden. Wegen dieser Forderung eines Filters mit extremer Tiefpasscharakteristik und der großen Zahl der zu verarbeitenden Thermoelementensignale ist eine digitale Signalverarbeitung vorzuziehen.

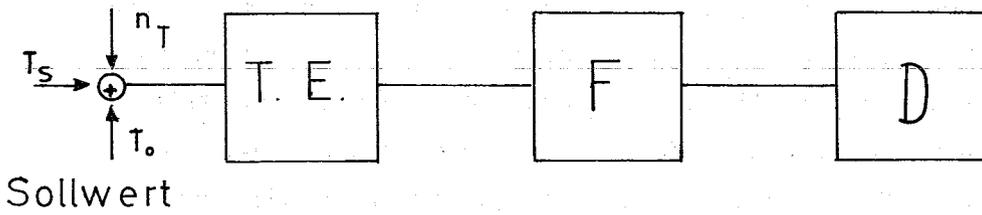


Abb. 2a

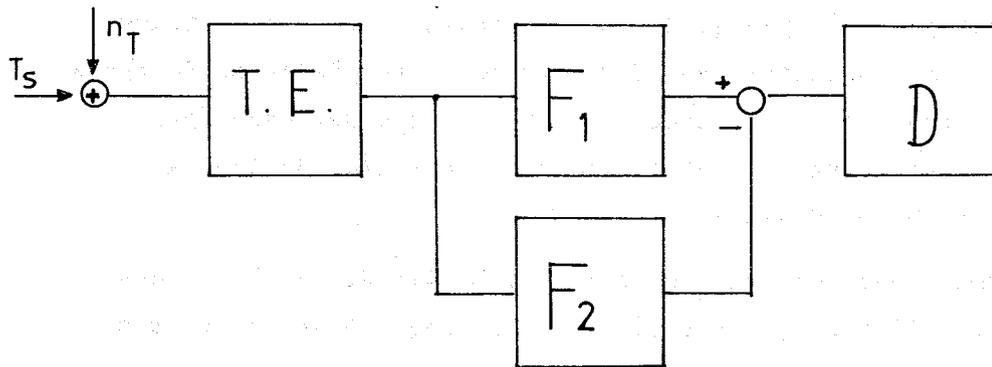


Abb. 2b

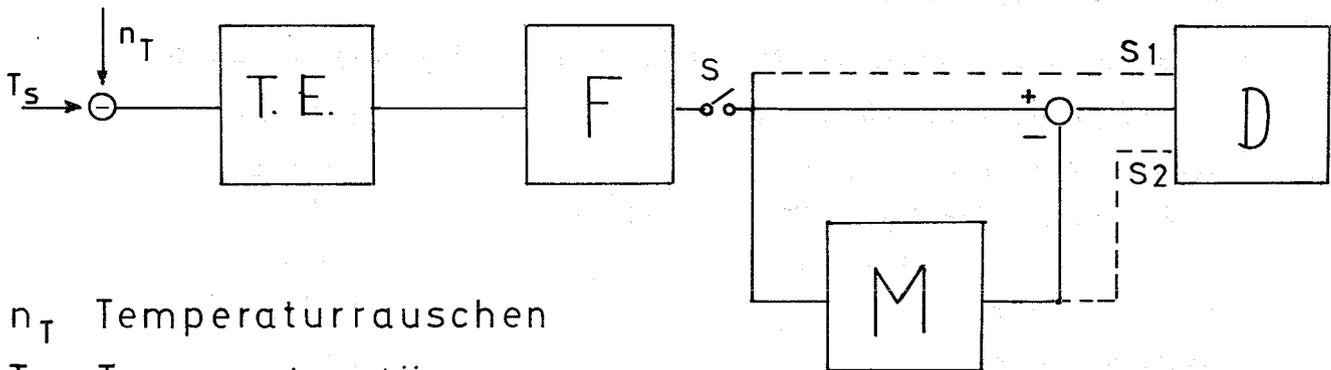


Abb. 3

- n_T Temperaturrauschen
- T_s Temperaturstörung
- TE Thermo- Element
- F, F_1 , F_2 Analoge Filter
- D Diskriminator
- M Mittelwert- Bildung, Digitales Filter
- S Sampler
- S_1 , S_2 Absolute Schwelle

Es werden daher Konzepte für digitale Signalverarbeitung untersucht. Ausgegangen wird dabei vom Modell von Abb. 3. Es wurde ein FORTRAN-IV Programm für die IBM/360 erstellt, womit alle Signale und Funktionen dieses Modells simuliert werden können. Dabei können die auftretenden Rauschsignale wahlweise als digitalisierte Meß-Signale auf Magnetband vorliegen oder mit einem Rechenprogramm simuliert werden. Die bisherigen Untersuchungen wurden mit simulierten digitalen Signalen durchgeführt. Die möglichen Abschaltverzögerungen durch die vorhandenen Rauschsignale wurden dadurch untersucht, daß in einem Rauschsignal von genügend langer Zeitdauer (z.B. 0.5 Stunden für ein Rauschsignal mit Grenzfrequenz 3 Hz) zu beliebig gewählten Zeitpunkten Temperaturstörungen simuliert werden. Die Verteilung der benötigten Abschaltzeiten für diese Störung gibt Information über die mögliche Abschaltverzögerung durch das Rauschen.

Da für die Bestimmung der optimalen Detektionsschwelle das Spektrum des Rauschsignals erforderlich ist, wurde ein Auswerteprogramm erstellt, das für Meß-Signale, die in digitalisierter Form auf Magnetband gespeichert sind, Korrelationsfunktionen und Leistungsdichtespektren bestimmen kann. Dieses Auswerteprogramm ist eine leicht modifizierte Version von dem in [1] beschriebenen Programmsystem.

Abb. 4 zeigt einen simulierten Abschaltvorgang für folgende Parameter:

Steilheit der Temperaturrampe		0.3°C/sec
Thermoelementzeitkonstante		1.6 sec
Rauschsignal: Varianz	$\overline{\Delta T^2} =$	17.2°C ²
Grenzfrequenz	$2\pi f_g =$	10 sec ⁻¹
Häufigkeit falscher Alarmer		10 ⁻⁹ sec ⁻¹
Samplingfrequenz		2 Hz

Sollwertbestimmung: Jedes 2. Sample wird dazu benutzt; der Mittelwert der letzten 60 Sollwertsamples ist der Sollwert.

Abb. 5 zeigt eine Verteilung der Abschaltzeiten für 200 Simulationen wie Abb. 4. Die Temperaturrampe begann zu beliebig gewählten Zeitpunkten in einem Rauschsignal mit der Länge 600 sec.

In Abb. 6 schließlich ist das Leistungsdichtespektrum dargestellt für ein simuliertes Signal am Detektoreingang. Die Thermoelementzeitkonstante beträgt hier 1 sec.

Literatur:

[1] P. Tack

Program to Compute Correlation Coefficients, Spectral Density Functions and Cross Spectral Density Functions

KFK-Bericht 1237

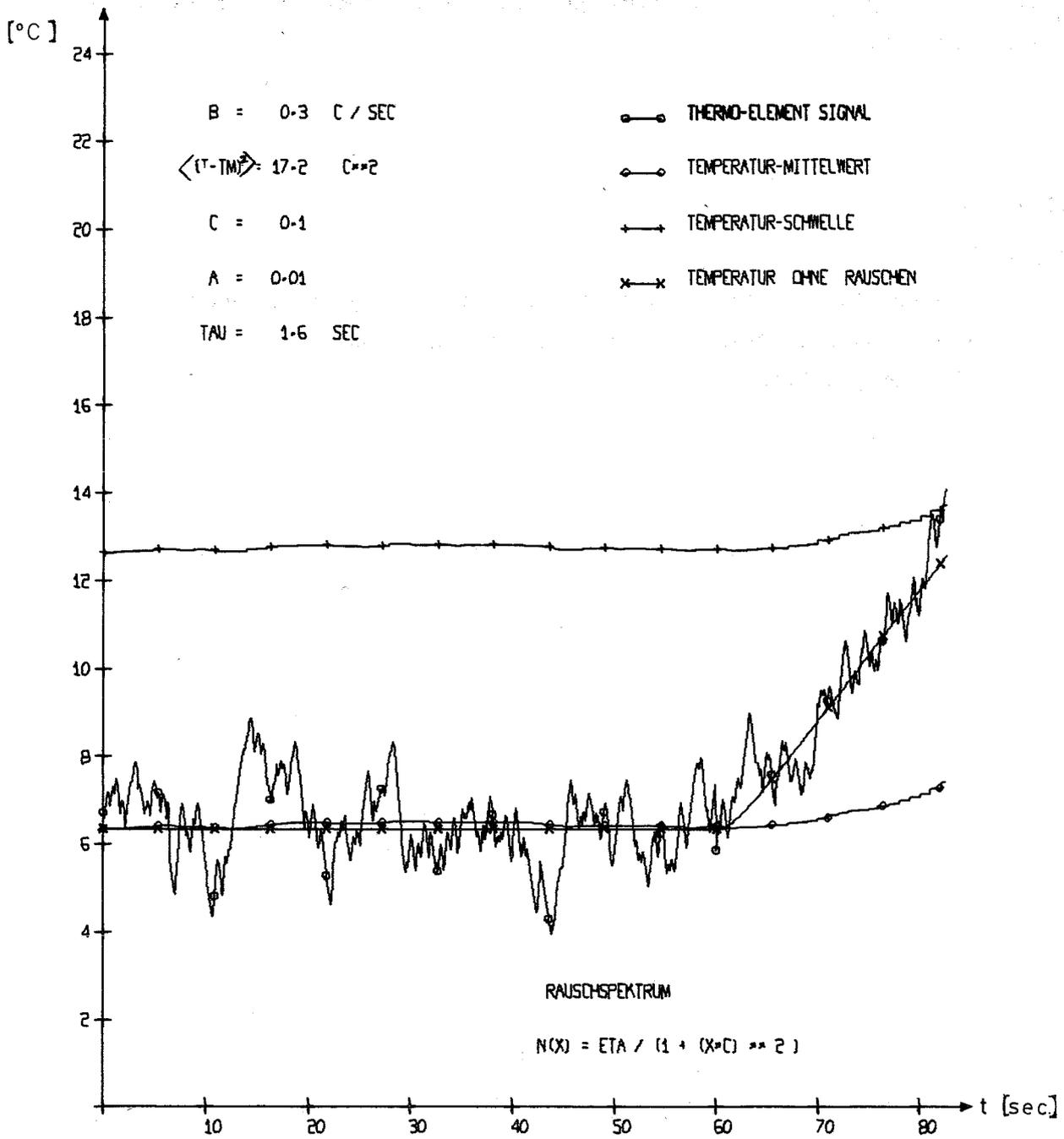


ABB. 4 RAUSCH-EINFLUSS AUF ABSCHALT-ZEIT, $T_S = 0.5$ $M = 60$ $N = 2$

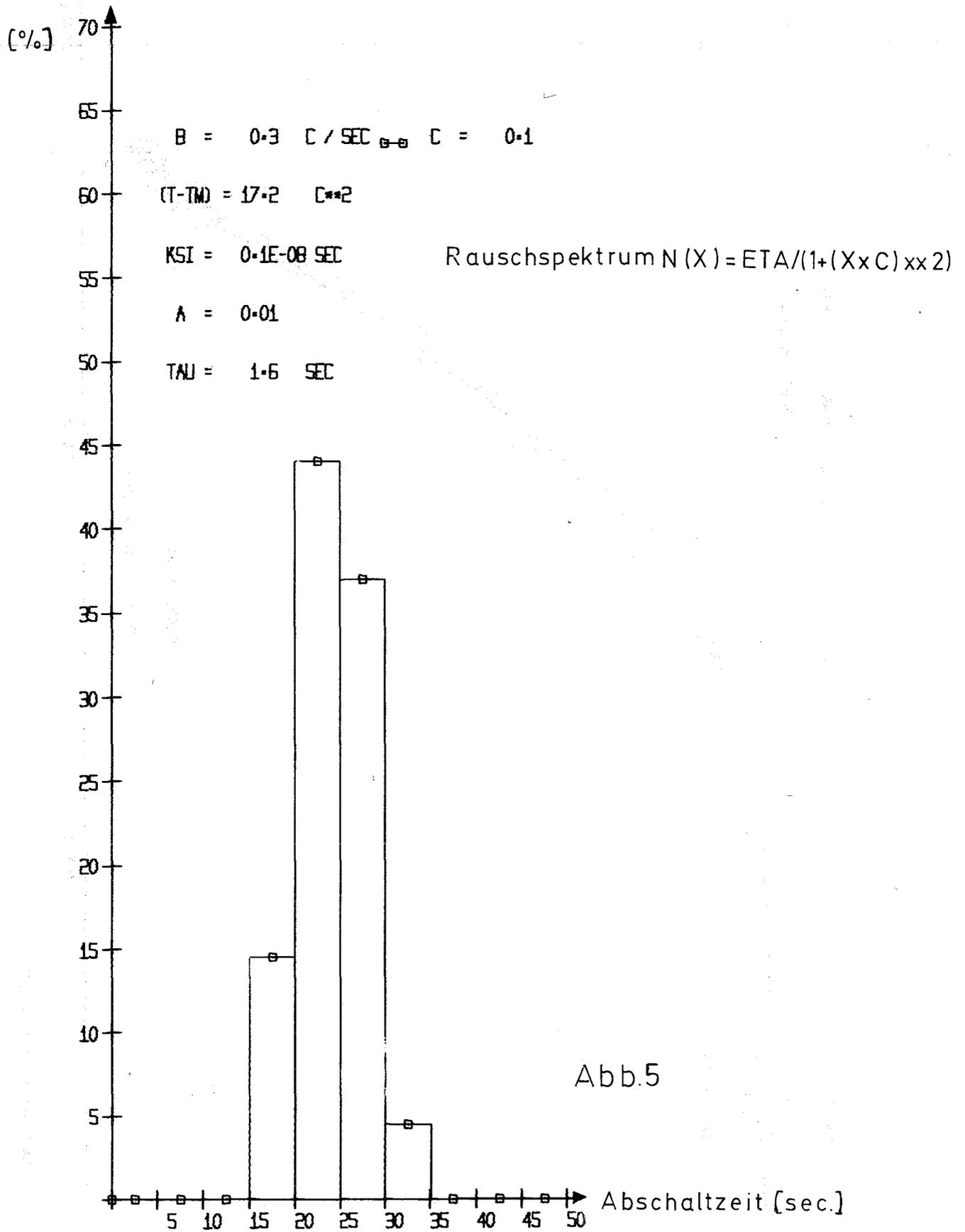


Abb.5

VERTEILUNG DER ABSCHALTUNGEN , $TS = 0.5$ $M = 60$ $N = 2$

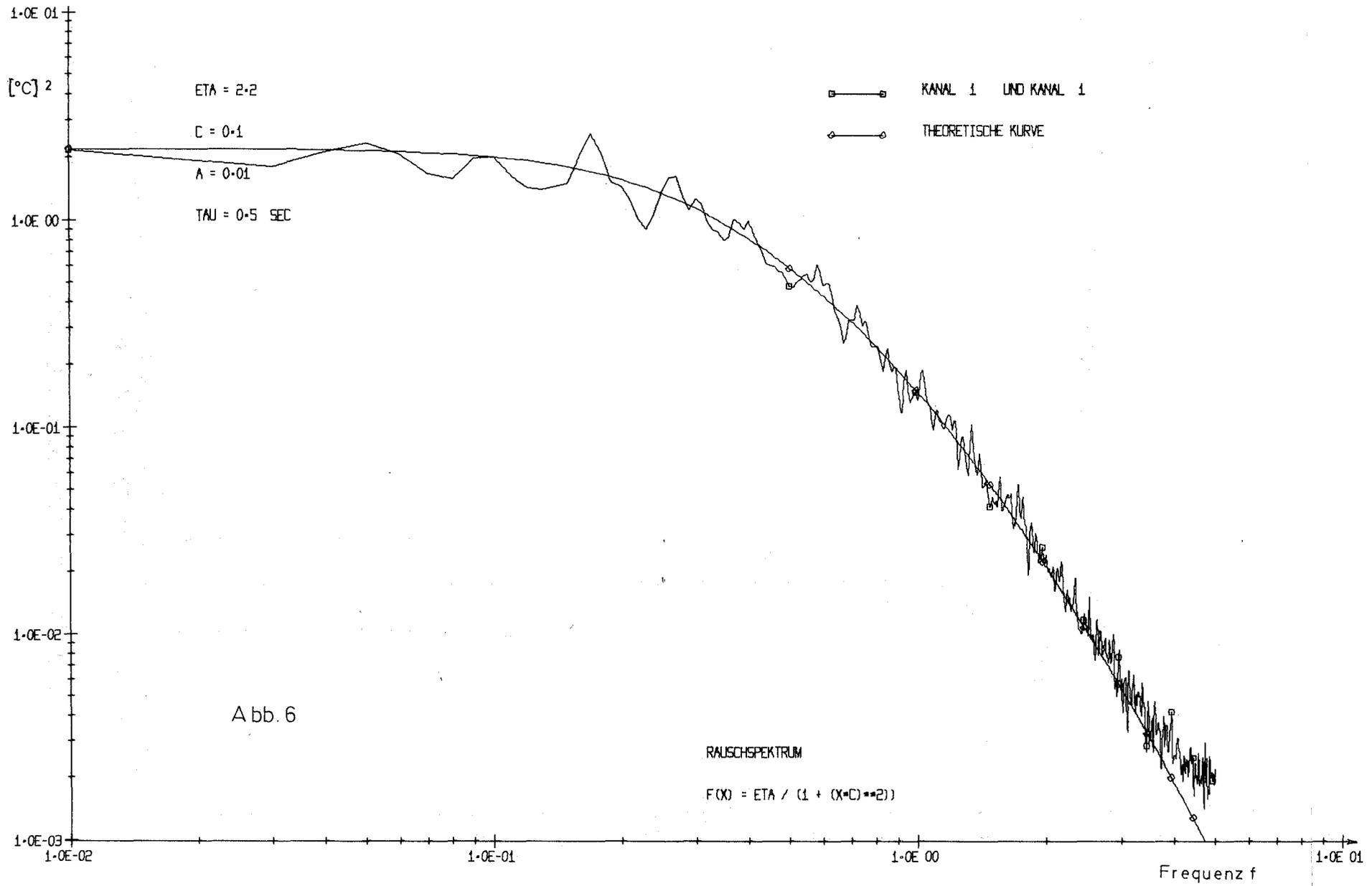


Abb. 6

POWER SPECTRAL DENSITY FUNCTIONS

125. AUSWIRKUNGEN VON REAKTORSTÖFÄLLEN AUF DIE UMWELT, AKTIVITÄTS-
FREISETZUNG

1251 Vergleich von Rechen- und Meßergebnissen von Teilchenkonzentrationen
in Aerosolerzeugungs-Versuchs-Anlagen in Karlsruhe und Petten
(K. Keller, IAR)

In Karlsruhe und Petten wurden in verschiedenen Behältern Brennstoffproben (UO_2) und verschiedene Metalle (Kupfer, Gold) durch Kondensatorentladungen teilweise in Aerosole verwandelt und das zeitliche Verhalten dieser Aerosole untersucht. Im ersten Versuchsabschnitt wurden die Versuche bei konstanter Raumtemperatur durchgeführt. Für diesen Fall wurde ein Rechenprogramm (PARADISEKO 1) entwickelt. Damit wurden hier verschiedene Versuchsergebnisse mit Parametervariation nachgerechnet und die Rechenkurven den Meßkurven angepaßt.

1. Vergleich mit den Karlsruher Meßergebnissen:

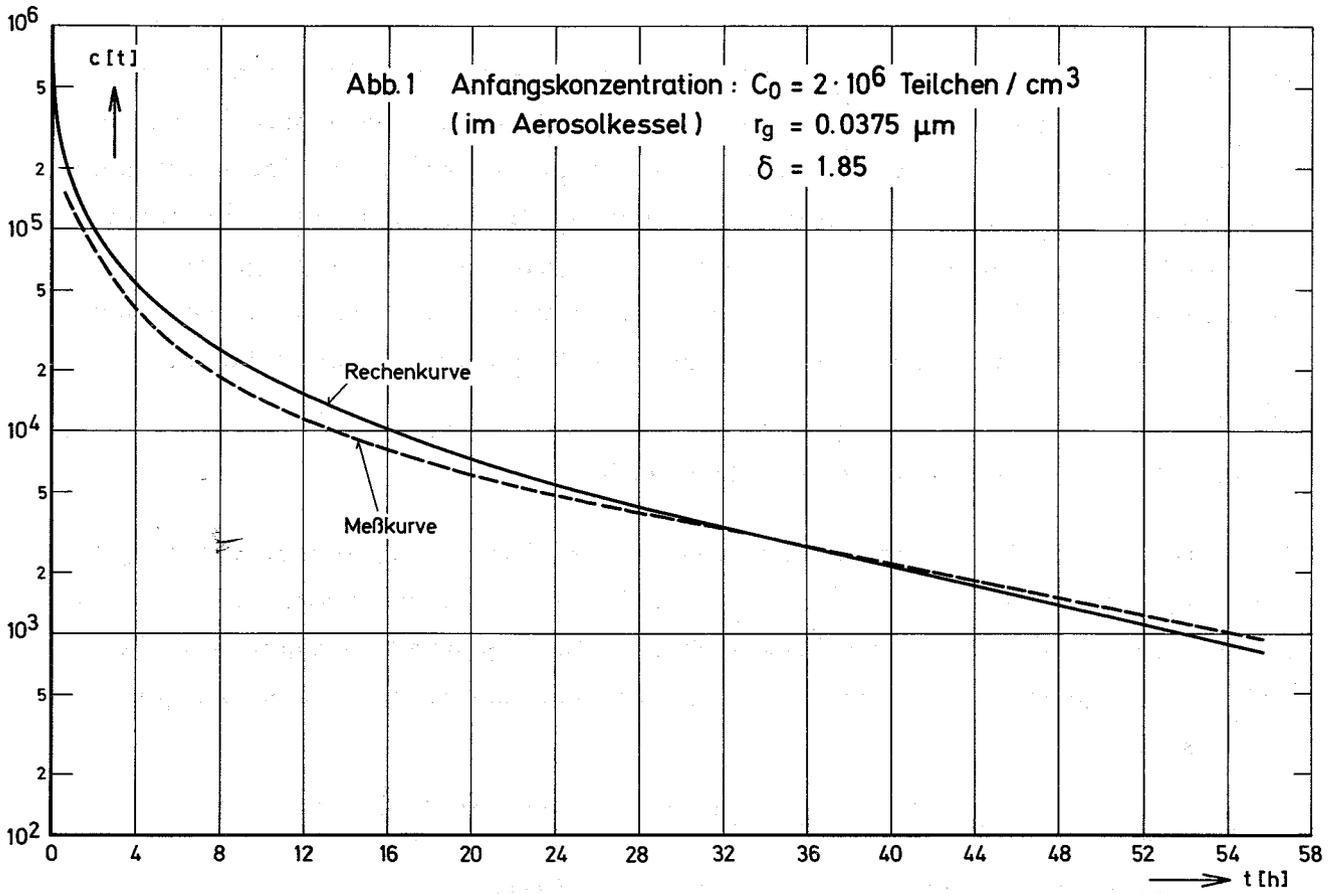
Als Aerosolmeßräume wurden in Karlsruhe ein zylindrischer Kessel mit folgenden Abmessungen: $H = 290$ cm, $R = 50$ cm und die Explosionskammer mit $H = 34$ cm und $R = 15$ cm verwendet. Der Vergleich zwischen Theorie und Experiment ist auf Abb. 1 und Abb. 2 dargestellt. Man erkennt, daß beide Ergebnisse gut übereinstimmen.

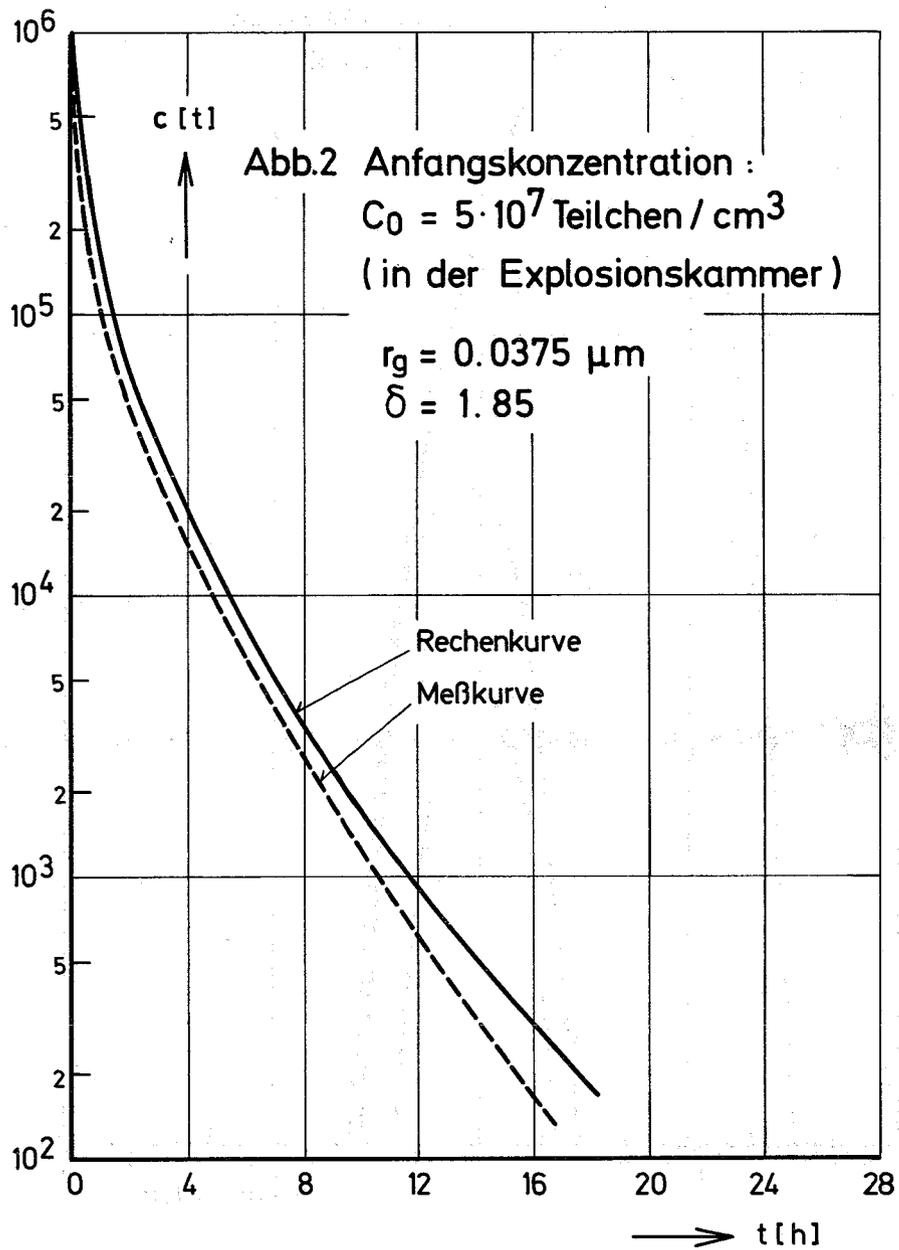
Abb. 3 stellt eine Teilchengrößenverteilung mit der Zeit dar.

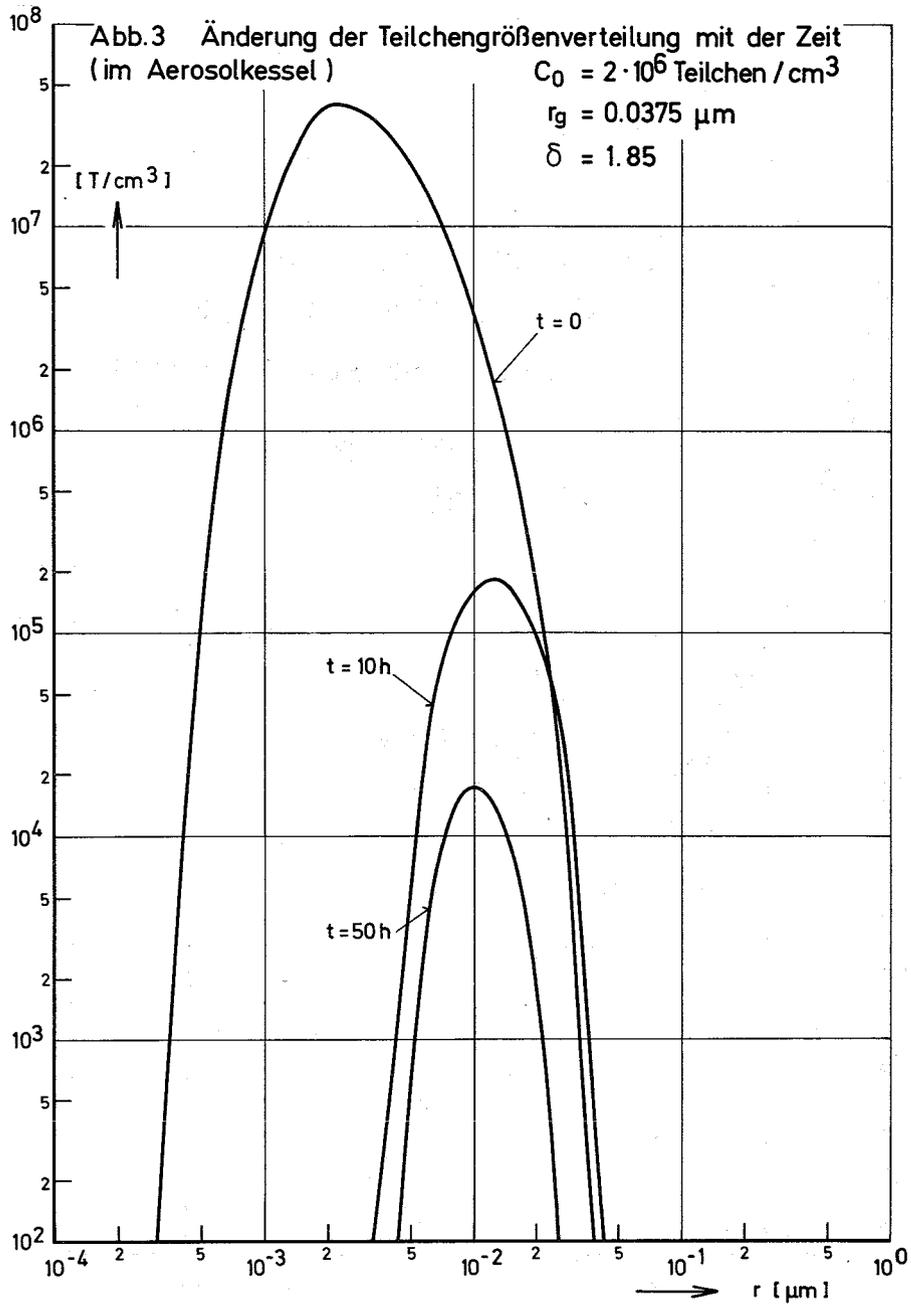
2. Vergleich mit den Versuchsergebnissen aus Petten:

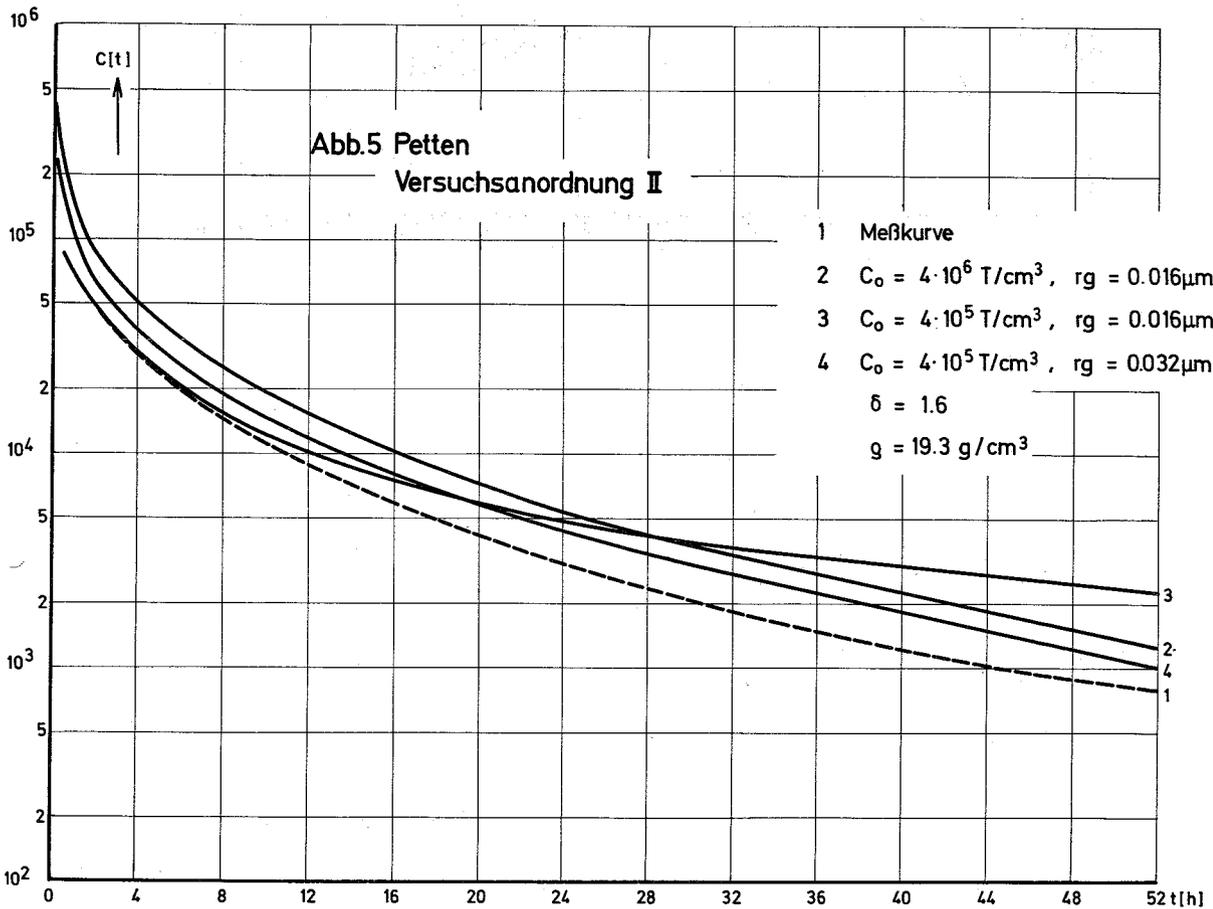
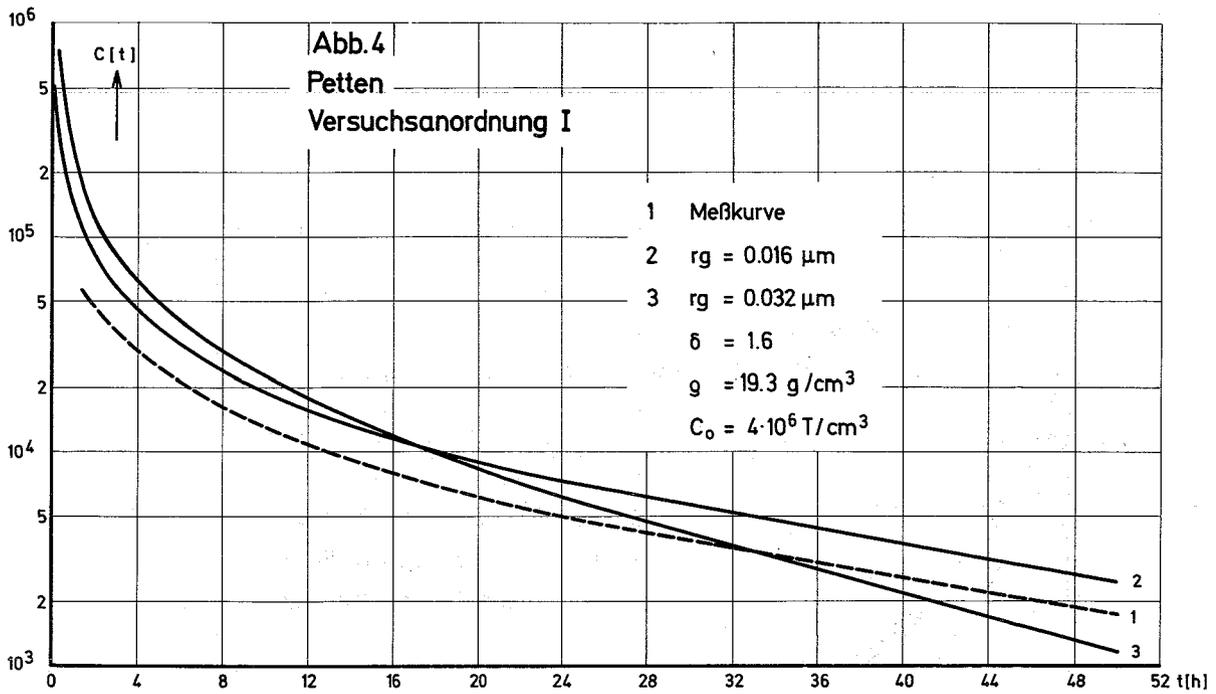
In Petten wurden folgende Aerosolmeßräume verwendet: zylindrischer Kessel (ENAK) $H = 420$ cm, $R = 122$ cm (Versuchsordnung I), Kessel mit rechteckigem Querschnitt $H = 200$ cm, $B = 70,5$ cm (Versuchsordnung II) und Kessel mit rechteckigem Querschnitt $H = 50$ cm, $B = 70,5$ cm (Versuchsordnung III).

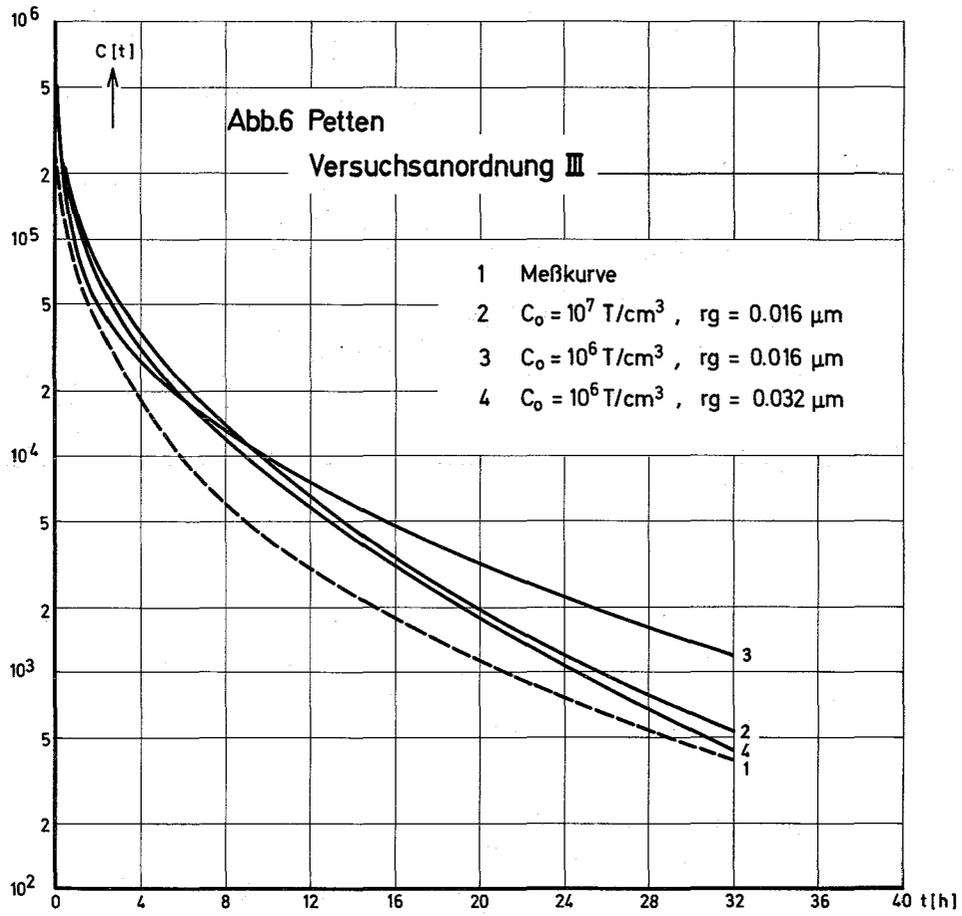
Der Vergleich zwischen Theorie und Experiment ist auf Abb. 4, 5 und 6 dargestellt.











Es zeigte sich, daß auch hier, wie bei den Karlsruher Experimenten, die Kurven mit der theoretischen Dichte des Experimentiermaterials am besten angepaßt werden konnten.

Allgemein kann man sagen, daß in beiden Fällen Experiment und Theorie gut übereinstimmen.

Durch weitere Parametervariationen könnten die theoretischen Kurven noch besser an die experimentellen angepaßt werden; dies ist aber wenig sinnvoll, da die experimentellen Kurven bestimmten Meßgenauigkeiten unterliegen.

1253 Erweiterung des Meßbereiches der Aerosol-Massenkonzentration mit der fluorometrischen Methode (H. Wild, IAR)

1. Einleitung

Die wichtigsten Parameter des mit der Stoßstromtechnik im Versuchsstand TUNA erzeugten UO_2 -Aerosole wurden mit verschiedenen Meßmethoden untersucht. Über die Untersuchungen zur Teilchengrößenverteilung [1] und die Abnahme der Teilchenkonzentration [2] wurde bereits berichtet. Sowohl Größenverteilung als auch Teilchenkonzentration erfahren zu Beginn eine rasche zeitliche Änderung. Während der mittlere geometrische Durchmesser wächst, sinkt die Konzentration. Bei beiden Effekten spielt die Koagulation die dominierende Rolle. Im weiteren Verlauf ändert sich die Verteilung kaum noch, die Teilchenkonzentration nimmt nach einer Übergangsphase exponentiell ab.

Es blieb noch die Frage nach dem Verhalten der Massenkonzentration zu klären. Zu deren Messung wurden früher bereits die gravimetrische Methode und die aktivierungsanalytische Methode verwendet. Während sich bei der gravimetrischen Methode ein "level off" der Konzentration einstellte, konnte dies bei der aktivierungsanalytischen Methode nicht mehr nachgewiesen werden. Diese Frage sollte durch die fluorometrische Meßmethode entschieden werden.

2. Ergebnisse und Diskussion

Die fluorometrische Meßmethode beruht auf der Eigenschaft, daß Uran im Kristallverband bestimmter Substanzen (z.B. Natriumfluorid) eine sehr spezifische Fluoreszenzstrahlung abgibt, die außerdem auch noch eine überaus empfindliche Nachweismethode darstellt. Nach Angaben des Geräteherstellers können bei Ausnutzung der gesamten Fluoreszenzstrahlung noch 0,1 ng U nachgewiesen werden. Die für unsere Zwecke aufgestellte Eichgerade (Abb. 7) reicht von 1 ng U bis 30 000 ng U. Für die Messung ergab sich der in der Abb. 8 dargestellte Verlauf der Massenkonzentration des UO_2 -Aerosols als typisches Beispiel.

Zwei Besonderheiten verdienen Beachtung:

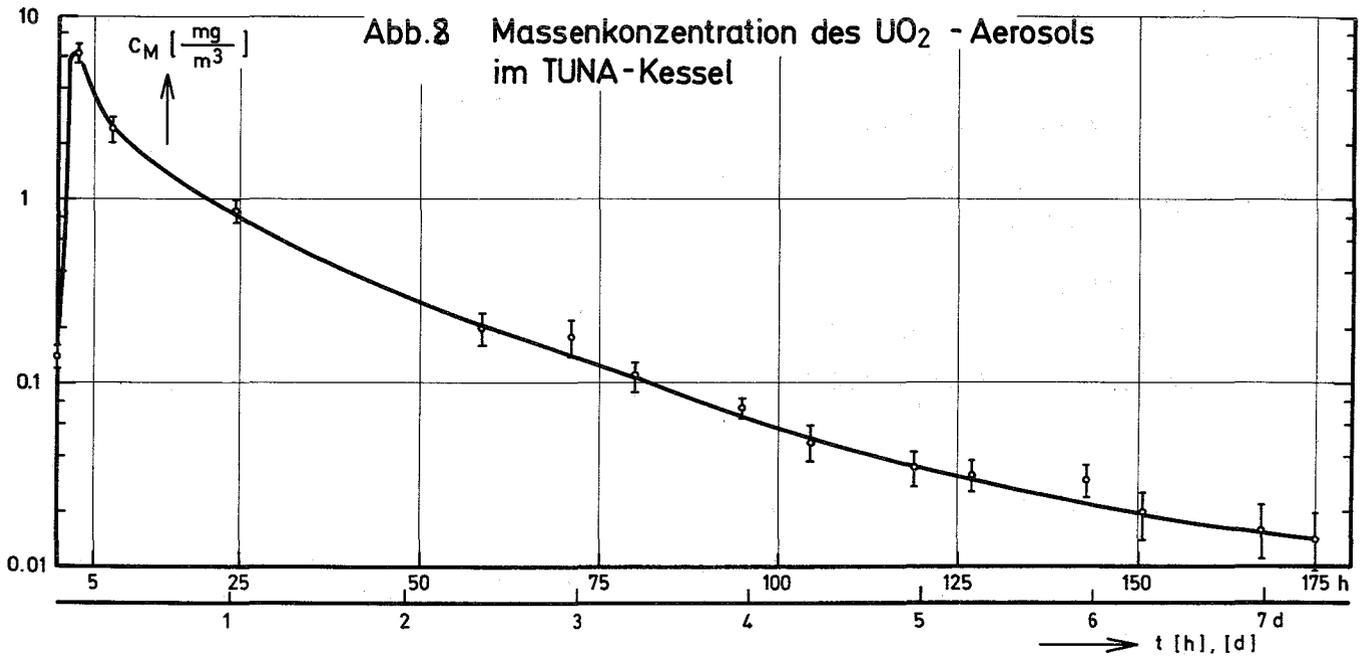
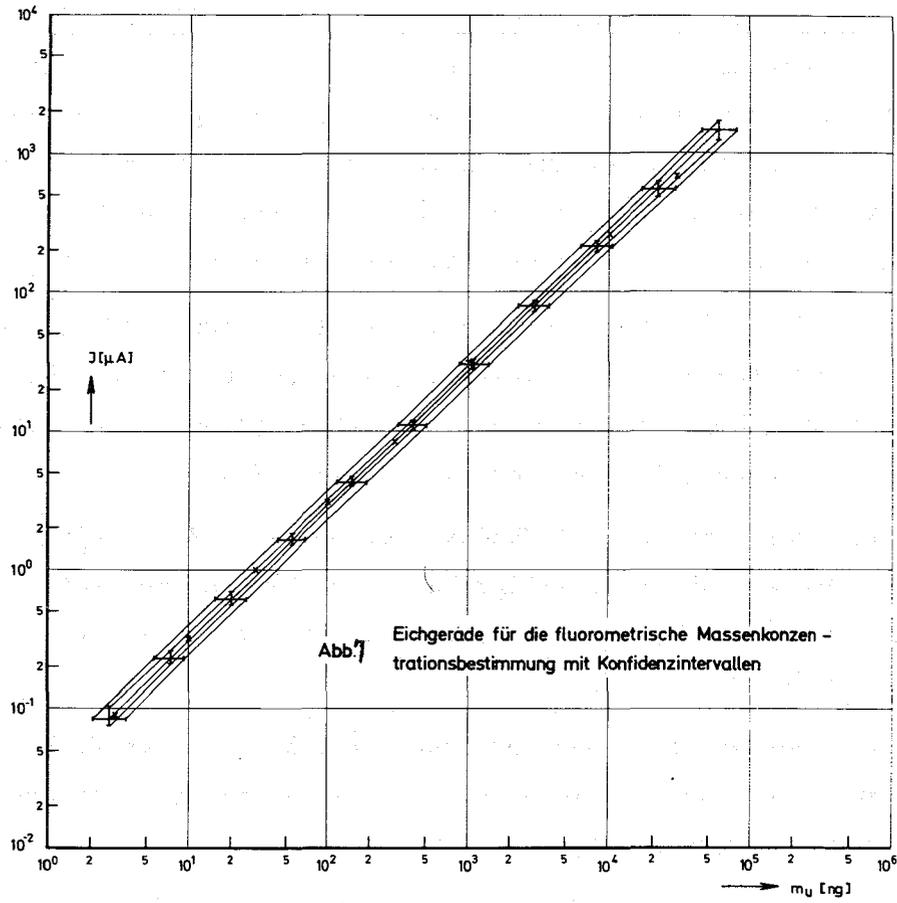
- Der sowohl bei der gravimetrischen als auch bei der aktivierungsanalytischen Methode bereits beobachtete Anstieg zu Beginn bestätigte sich wieder. Das Maximum sollte jedoch noch genauer untersucht werden.
- Die im halblogarithmischen Maßstab aufgetragene Kurve weist bei allen drei Methoden eine konkave Krümmung auf, was auf einen "level off" hindeutet. Die verhältnismäßig starke Abflachung der Meßkurve spricht für die Existenz eines Asymptotenwertes. Wie sich jedoch, sowohl aktivierungsanalytisch als auch fluorometrisch gemessen, herausstellte, liegt dieser Asymptotenwert - sofern er existiert - weit unter dem Wert, den die gravimetrische Methode anzeigt. (Der Grund hierfür liegt in der Hygroskopie der Filter. Der dadurch bedingte systematische Fehler bringt eine weniger hohe Empfindlichkeit als bei der aktivierungsanalytischen und der fluorometrischen Methode mit sich).

Wegen der Krümmung der Kurve in Abb. 8 kann für die Massenkonzentrationsabnahme keine Halbwertszeit angegeben werden.

3. Fehlerbetrachtung zur fluorometrischen Methode

Der Fehler einer Meßwertangabe, die mit der fluorometrischen Methode ermittelt wurde, setzt sich aus vier Anteilen zusammen:

- Der Fehler der Eichkurve. Dieser Fehler folgt aus der Tatsache, daß die einzelnen Eichpunkte nicht exakt auf einer Geraden liegen (siehe Abb. 7). Aus einer Regressionsanalyse für Eichung und Messung leiten sich die eingezeichneten Konfidenzintervalle mit einer vorgegebenen zweiseitigen 2,5%igen Irrtumswahrscheinlichkeit ab. Diese Grenze ist schon ziemlich streng,



was sich auch aus der Tatsache ablesen läßt, daß keiner der 9 Eichpunkte, die als Kreuze in Abb. 7 eingetragen sind, aus dem Konfidenzintervall für die Eichung herausfällt. Dieses ist durch die senkrechten Balken gekennzeichnet. Für Eichung und anschließende Messung ergibt sich das durch die waagerechten Schranken gekennzeichnete Konfidenzintervall. Eine Abschätzung am Schwerpunkt der Eichgeraden bei 307 ng U liefert bei 95%-iger Eintrittswahrscheinlichkeit eine 20%-ige Unsicherheit für Eichung und Messung.

- Der Fehler, der bei einer Probenahme auftritt. Dieser Fehler setzt sich zusammen aus den Fehlern der Zeitmessung und der Messung des Durchflusses. Die Zeitmessung kann praktisch als fehlerfrei angesehen werden. Der Fehler der Durchflußmessung wird auf maximal 2% geschätzt.
- Der Fehler, der durch die Verdünnung des Aerosols durch die Probenahmen entsteht. Dieser Fehler vergrößert sich von Messung zu Messung und erreicht nach ca. 20 Probennahmen einen Höchstwert von 11%. Als mittlerer Fehler können 5% angenommen werden.
- Der Fehler, der aufgrund der Tatsache entsteht, daß der Wirkungsgrad eines Filters stets kleiner als 100% ist. Dieser Fehler liegt jedoch unter 0,1% und ist daher vernachlässigbar.

Somit ergibt sich eine ungefähre Fehlerangabe von ca. 27%. Dabei ist zu beachten, daß sich insbesondere wegen der Eichgeraden im doppelt-logarithmischen Maßstab und der weitreichenden Probenahmezeit stark streuende Fehlergrenzen ergeben können, die für jeden einzelnen Meßpunkt gesondert berechnet werden müssen.

Literatur:

- [1] W. Schikarski, H. Wild
2. PSB-Vierteljahresbericht 1970
KFK-Bericht 1270/2, S. 125-1
- [2] W. Schikarski, H. Wild
PSB-Zweijahresbericht 1968/69
KFK-Bericht 1269, S. 125-2

126 Na-TECHNOLOGIE-VERSUCHE1262 Untersuchungen von ReaktorbauteilenUntersuchungen zum Verschleiß- und Reibverhalten von Abstandshaltergittern unter Natrium (F. Huber, IRE)

Das erste von der Fa. Interatom angelieferte Brennstabbündelmodell mit Röhren-Abstandshaltern wurde Anfang September in Natrium getestet. Der Versuch ist nach einer Laufzeit von ca. 8 h vorzeitig abgebrochen worden, da die Axialkraft sprunghaft auf ca. den doppelten Wert anstieg. Nach der Demontage wurde festgestellt, daß sich einige Abstandshalter infolge mangelhafter Befestigung in ihrer Lage verschoben hatten und es dadurch zu einem Verklemmen zwischen den Gittern und Stäben kam. Das Bündel wurde zur Reparatur an die Herstellerfirma zurückgegeben. Sowohl das reparierte als auch ein Bündel mit Streifen-Abstandshaltern wurden inzwischen an das IRE ausgeliefert, so daß die Versuche im nächsten Quartal fortgesetzt werden können.

Versuche zur Werkstoffpaarung / Verschweißversuche

(K. Mattes, IRE)

Zur Bestätigung der durch die ersten vier Verschweißversuche der 2. Versuchsphase⁺ entwickelten Modellvorstellung wurden acht weitere Versuche mit ca. 250 Paarungen bei gleichen Versuchsbedingungen (700 °C; 168 h) durchgeführt.

Neben dem zusätzlichen Einsatz einer neuen Probenform (schneidenförmiges Profil der Kontaktstelle) wurden die Kontaktfläche, die Anpreßkraft, die Rauhtiefe (durch Verwendung gedrehter oder geläppter Kontaktflächen) sowie die Spülphase variiert. Während der Spülphase wird zwischen den einzelnen Proben zur Reduktion ihrer oxidischen Oberfläche durch das Natrium ein Spalt von ca. 1 mm aufrechterhalten. Die Spülphase ist definiert durch die Spülzeit und Spültemperatur.

+) KFK-Bericht 1271/1, S. 126-4

Folgende Ergebnisse konnten festgehalten werden:

1. Die Haftkraft geläppter Kontaktflächen (geringe Welligkeit und Rauhtiefe) wurde bei konstanter Anpreßkraft von der Größe der Kontaktfläche beeinflusst. Sie stieg mit wachsender Kontaktfläche.
2. Die Haftkraft gedrehter Kontaktflächen (große Welligkeit und Rauhtiefe) zeigte bei konstanter Anpreßkraft eine von der Größe der Kontaktfläche unabhängige Tendenz. Die Haftkraft streute um einen konstanten Wert. Dieser Wert entsprach den mit Proben mit schneidenförmigem Profil der Kontaktstelle erzielten Werten.
3. Die Anpreßkraft beeinflusste die Haftkraft. Eine geringere Anpreßkraft führte zu geringeren Haftkräften.
4. Bei Versuchen ohne Spülphase zeigte die Haftkraft einen mit steigender Kontaktfläche fallenden Trend.
5. Unter konstanten Versuchsbedingungen war die Haftkraft von dem Verhältnis der Warmfestigkeit zur Bruchfestigkeit der betreffenden Werkstoffe einer Paarung abhängig. Das Verschweißverhalten wurde im wesentlichen bestimmt durch den Werkstoff mit den niedrigeren Festigkeitswerten.

Die bisher erzielten Ergebnisse wurden zwischen Vertretern des SNR-Konsortiums und der GfK diskutiert, und es wurde vereinbart, die Versuche in der bisherigen Form weiterzuführen. Dabei sollen die Einflüsse von Temperatur und Zeit verstärkt untersucht werden. Da die Haftkräfte bei gleichen Versuchsbedingungen von Versuch zu Versuch nicht zu reproduzieren waren, soll versucht werden, die bisher noch nicht bekannten Einflüsse herauszufinden. Ein entsprechendes Versuchsprogramm wurde ausgearbeitet.

Parallel hierzu ist geplant, eine Vorrichtung zu bauen, mit der eine verschweißte Werkstoffpaarung unter Natrium bei Versuchstemperatur auseinandergerissen werden kann. Mit der Konstruktion dieser Vorrichtung ist begonnen worden.

Verschleißuntersuchungen in Natrium

(E. Wild, IRB)

Mit den Gleitpaarungen

Inconel 718 gegen Inconel 718 und

Hastelloy C gegen Hastelloy C

wurden bei Interatom und im IRB Vergleichsversuche durchgeführt, die den Einfluß apparativer Größen auf das Gleit- und Verschleißverhalten von Werkstoffen klären sollten.

Bei unterschiedlichen Probengeometrien und Bewegungsarten wurden die Parameter Belastung, Gleitweg, Gleitgeschwindigkeit und Natriumtemperatur konstant gehalten.

Abb. 1 zeigt graphisch die im IRB gewonnenen Ergebnisse. Ein Vergleich mit den Ergebnissen von Interatom zeigt in einzelnen Fällen Unterschiede in der Größe einer 10er-Potenz. Ursachen für diese Abweichungen wurden diskutiert, deren ausreichende Klärung einige zusätzliche Versuche erforderlich macht. Weitere Untersuchungen zum Einfluß der Oberflächenkorrosion wurden mit der Paarung

Stellit 6H gegen 1.4961

durchgeführt. Bei Versuchen, die nach 24 h Voreintauchzeit (VeZ) gestartet wurden, erfuhren die Stahlproberinge einen 3- bis 5-fach höheren Materialabtrag als bei Versuchen ohne VeZ.

Zur Ergänzung einer im 2. Quartal begonnenen Versuchsreihe mit der Paarung

Inconel 750 gegen 1.4981

wurden weitere Versuche bei variierter Voreintauchzeit durchgeführt.

In der 2. Hälfte des 3. Quartals wurden am Prüfstand NV II die Kaltfalle ausgebaut und gereinigt, sowie die Führungen und Lager der Teststrecken überarbeitet bzw. erneuert.

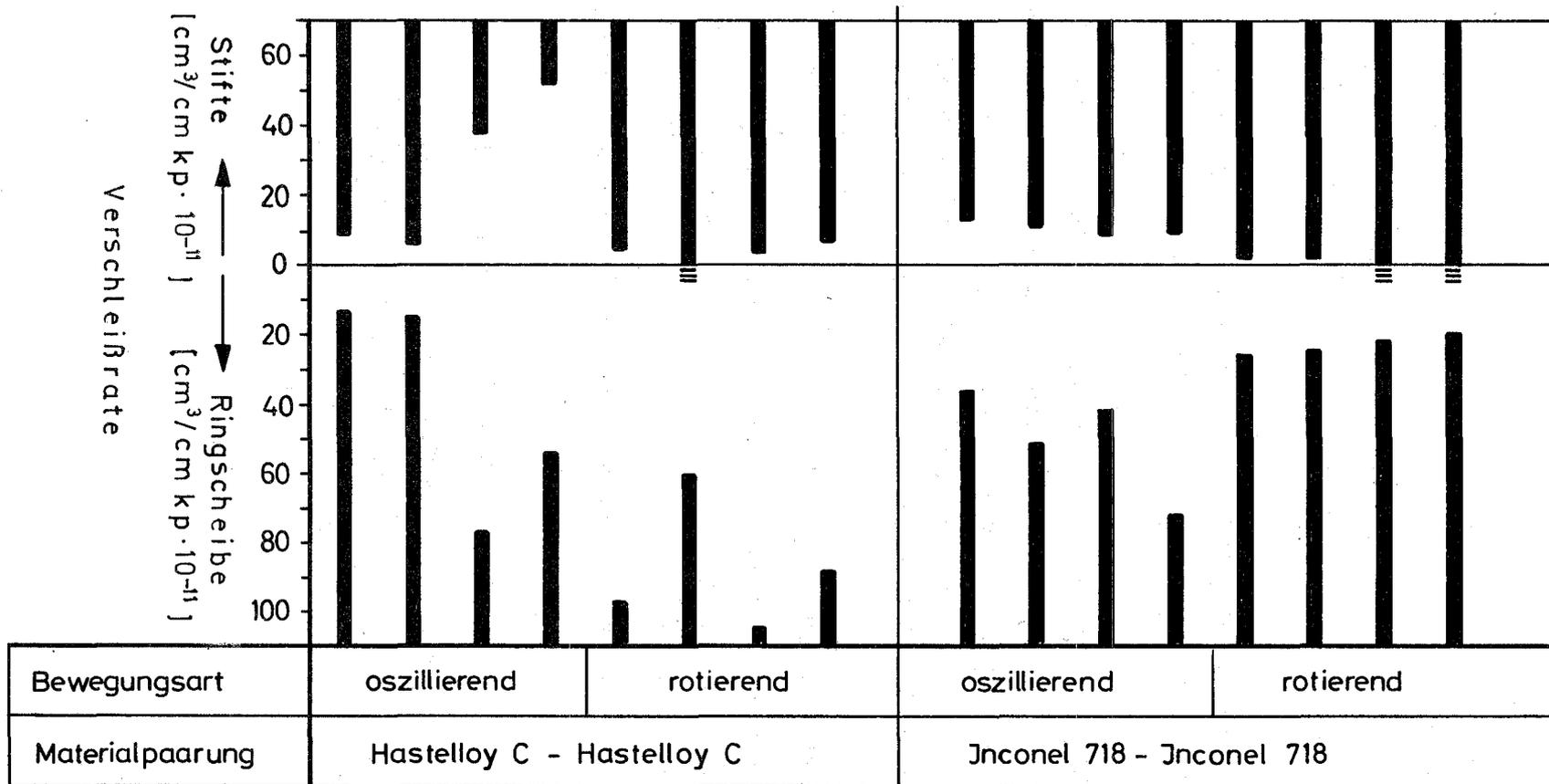


Abb.1 Verschleissrate als Funktion der Relativbewegung

1263 Versuche zur thermo- und hydrodynamischen Core-Auslegung1263.2 Wärmeübergangsmessungen im zentrischen und exzentrischen Ringraum

(P. Donath, S. Fenyi, G. Hennrich, D. Weinberg, IRB)

Die für die Anemometer[†]) notwendige Meßvorrichtung liegt vor (siehe Abb. 2 u. 3). Zur Verschiebung der Anemometer werden besonders konstruierte Mikrometerschrauben eingesetzt. Eine axiale Durchbohrung der Mikrometerspindel mit Hilfe der Funkenerosion muß noch vorgenommen werden.

Die im Natrium-Teststreckeneinsatz eingeschweißten Thermoelemente sind bei einer Nachbehandlung der Teststrecke beschädigt worden. Der Einbau von neuen Thermoelementen wird einige Wochen beanspruchen.

Für diese Na-Teststrecke liegen die ersten Heizstäbe vor. Sie sollen mit Bornitrit-isolierten Thermoelementen versehen werden.

Die Arbeiten für den Anschluß der Begleitheizung sowie der Meßwerterfassung des für die Natriumversuche erstellten Kreislaufs konnten abgeschlossen werden. Außerdem wurden die abnahmepflichtigen Behälter dieses Kreislaufs vom TÜV geprüft und abgenommen. Damit steht vor dem Probelauf des Kreislaufs nur noch die Verdrahtung des Schaltschranks aus.

Die in der Literatur vorhandenen Arbeiten über Temperaturverteilungen im exzentrischen Ringraum wurden kritisch durchgesehen. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse ist in Vorbereitung.

Der größere Teil des Berichtszeitraumes wurde für die numerische Behandlung des exzentrischen Ringraumes genutzt. Hier war es vor allen Dingen die Handhabung des Ansatzes für die turbulente Austauschgröße. Die Lösung des Integralausdruckes wurde mit mehreren Methoden durchgeführt, um ein möglichst optimales Verfahren zu erhalten. Die Bearbeitung des gesamten Problems wird intensiv fortgeführt.

+) Vgl. KFK-Bericht 1271/1, S. 126-11

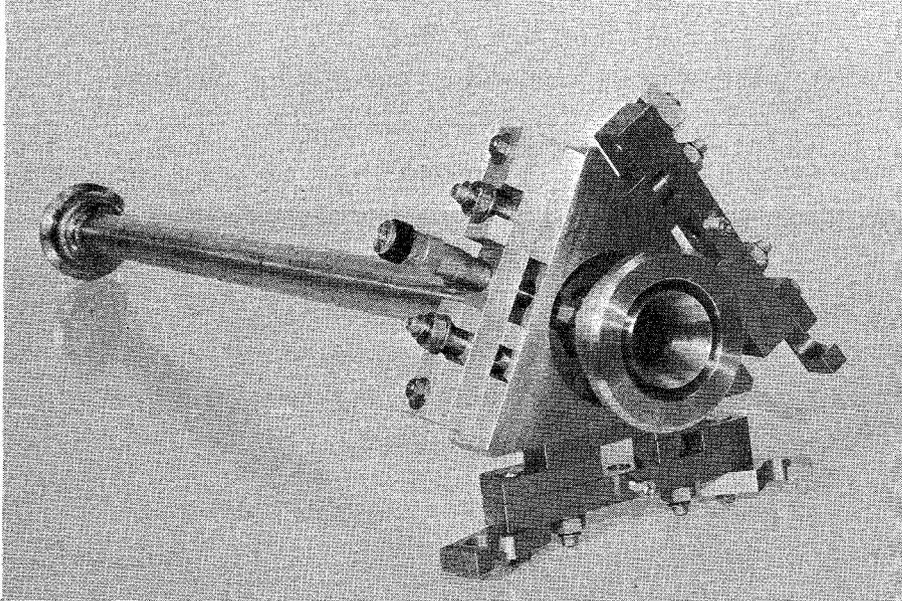


Abb. 2 Teststrecke mit Anemometer-Meßvorrichtung

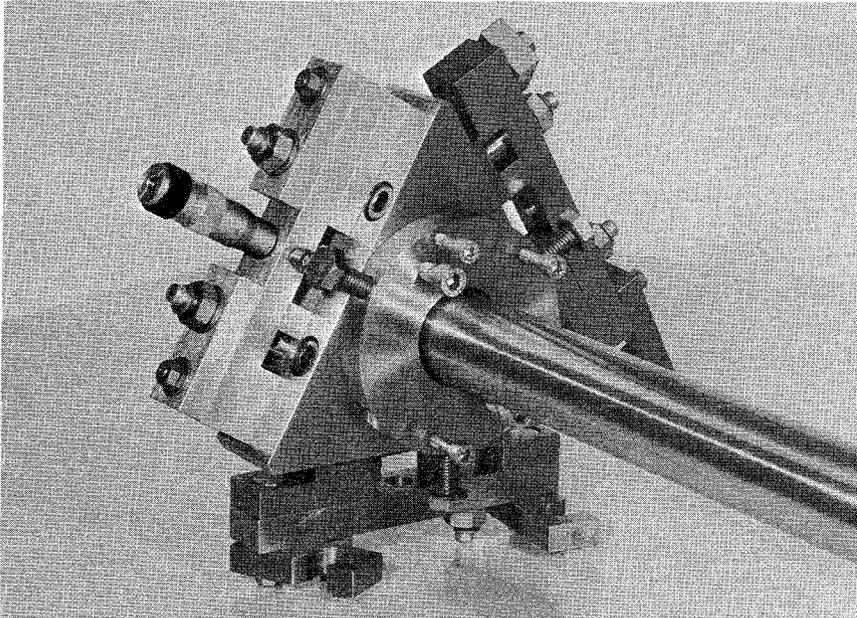


Abb. 3 Meßvorrichtung mit Mikrometer

1263.4 Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischung in Na-gekühlten Brennelementen (W. Baumann, E. Baumgärtner, H. Hoffmann, IRB)

Die Ergebnisse aus experimentellen Untersuchungen der Kühlmittelquervermischung in natriumdurchströmten Brennelementen mit Wendeldraht-Abstandshaltern (1) sollen durch Versuche in Luft und Wasser ergänzt werden. Hierzu wurden erste Messungen an der gleichen Geometrie und Teststrecke, wie sie für die Natrium-Versuche verwendet wurden, durchgeführt. Als Abstandshalter waren im 61-Strabündel wabenförmige Gitter eingesetzt.

Die bisherigen Untersuchungen wurden für ein Stabteilungs-Durchmesser Verhältnis $p/d = 1.32$ durchgeführt. Eine Teststrecke für eine geänderte Bündelanordnung mit $p/d = 1.2$ wurde konstruktiv durchgearbeitet und in die Fertigung gegeben.

1263.5 Entwicklung und Erprobung von Hochleistungsheizstäben

(V. Casal, G. Drechsler, E. Graf, W. Hartmann, G. Henrich, IRB)

Weiterentwicklung von Heizstäben

Es wurden Heizstäbe mit einem rohrförmigen Stromleiter aus Niob hergestellt. Aufbau und Abmessungen entsprachen denen mit Edelstahl-Heizleitern.

Es ist damit erwiesen, daß das im IRB entwickelte Fertigungsverfahren die Herstellung von BN-Heizstäben mit Stromleitern aus austenitischem Stahl, aus Nickelbasislegierung, aus Tantal und Niob zuläßt. Bei keinem der bisher verwendeten Metallen war eine Änderung einzelner Fertigungsschritte notwendig.

Instrumentierung von Heizstäben

Zur Erfassung der Hüllentemperaturen müssen Heizstäbe für thermodynamische Versuche mit Temperaturmeßfühlern ausgestattet werden. Im Berichtszeitraum wurde ein BN-Heizstab hergestellt mit einem Mantelthermoelement (TE) von 0,5 mm Durchmesser. Das TE lag in der BN-Isolierschicht; sein Temperaturfühler war in die Heizstabhülle eingeschweißt. Das TE überstand eine fertigungsbedingte Querschnittsreduktion des Heizstabes von 55%. Die Heizstabhülle zeigte nach der Querschnittsreduktion an der Einschweißstelle des Thermoelementes einen Riß. Dieser wurde wahrscheinlich durch lokale Versprödung der Hülle beim Einschweißen des Thermoelementes verursacht.

In (2) wurde nachgewiesen, daß ein Heizstab mit Thermoelementen, deren Thermodrähte voneinander durch BN isoliert sind, keine unzulässige Störung des Wärmeflusses an den Meßstellen aufweist. In Zusammenarbeit mit der GfK-Hauptwerkstatt wurden Mantelthermoelemente mit BN-isolierter Meßspitze hergestellt.

Durch eine Durchmesserreduktion der Thermoelemente von 0,5 auf 0,4 bis 0,43 mm wurde das BN so verdichtet, daß seine Wärmeleitfähigkeit etwa der von Edelstahl entspricht. Die gemessenen Ansprechzeiten dieser Thermoelemente in Natrium betragen $\tau = 17$ msec gegenüber $\tau = 35$ msec bei MgO-Isolation.

Die gemessenen Ansprechzeiten entsprechen denjenigen von Thermoelementen mit unisolierter Meßspitze (Meßperle mit dem Mantel verschweißt), woraus geschlossen werden kann, daß das BN durch Verdichten etwa die Leitfähigkeit von Edelstahl erreicht hat.

Erprobung von Heizleitern im Natrium-Heizleiterprüfstand

Die Erprobung der über eine Versuchszeit von 500 h eingesetzten Prototyp-Heizstäbe auf ihre Einsetzbarkeit im Hochtemperatur-Korrosionskreislauf wurde abgeschlossen. Bei einer Stabileistung von 3400 Watt wurde die geforderte maximale Natriumtemperatur von 800 °C erreicht. Am Ende der Untersuchung wurden die Heizstäbe am oberen beheizten Ende infolge einer Na-Niveau-Absenkung im Testbehälter zerstört. Die Niveau-Absenkung war auf ein undichtes Ventil am Abblaß-Behälter zurückzuführen.

Es werden z.Zt. Vorkehrungen getroffen, die minimalen Natrium-Höhenstände in den Teststrecken als Auslösesignale für die Schnellabschaltung zu definieren.

1263.6 Mechanisch-hydrodynamische Untersuchungen an natriumgekühlten Brennelementen (E. Baumgärtner, G. Drechsler, IRB)

Der zweite Langzeitversuch an einem 6l-Stabbündel aus Hüllrohren (Material 1.4961) mit 6 Wendelrippen pro Stab als Abstandshalter wurde abgeschlossen. Das Bündel war damit über eine Zeit von 2 x 1000 Stunden Natrium von 600 °C und einer Natrium-Strömungsgeschwindigkeit von 4,8 m/s ausgesetzt.

Die erste visuelle Inspektion ergab:

- Abstützstellen der Stäbe im Bündel sind kaum zu erkennen. Es liegt damit ein ausgezeichnetes Abstützverhalten vor;
- der mittlere Materialabtrag pro Stab durch Korrosion für 1000 Stunden Einsatzzeit betrug rund 1,14 g.

Zu eingehender materialkundlicher Untersuchung wurden Einzelstäbe an das IMF gegeben.

Nach Vorliegen dieser Ergebnisse soll das weitere Vorgehen im Hinblick auf die Bestrahlungsmöglichkeit eines derartigen Bündels im schnellen Fluß entschieden werden.

Veröffentlichungen:

- (1) W. Baumann, H. Hoffmann
Coolant Cross-Mixing of Sodium Flowing In-Line Through Multi-Rod Bundles with Different Spacer Arrangements
1971 International Seminar: 'Heat Transfer in Liquid Metals',
Trogir-Jugoslawien, Sept. 1971
- (2) S. Malang, K. Rust, H. Tschöke
The Influence of Heating Methods and Rod Eccentricities on the Measurement in Sodium Experiments
1971 International Seminar: 'Heat Transfer in Liquid Metals',
Trogir-Jugoslawien, Sept. 1971

Wärmeübergang und Druckverlust an Rohren mit künstlicher Rauigkeit

(E. Meerwald, INR)

Die Ergebnisse der Messungen am Luftversuchsstand des INR sind bereits mitgeteilt worden⁺⁾. Es ergab sich, daß der Rauigkeitsparameter $R(h^+)$ nur eine Funktion der Geometrie der Rauigkeitserhebungen ist.

Es wurde nun die gesamte Literatur über Rauigkeiten ausgewertet, um die eigenen Ergebnisse mit denen anderer Autoren zu vergleichen und eine universelle Abhängigkeit dieses Parameters zu finden. In den Abbildungen 1-6 ist der Rauigkeitsparameter $R(h^+)$ in Abhängigkeit von Abstand P , Höhe h und Breite b dargestellt und zwar sowohl für rechteckförmige Rauigkeiten als auch für von diesen abweichende Formen. Es erwies sich als zweckmäßig, vier Darstellungsformen zu wählen.

$$a) P/h \leq 10; \quad h/b \geq 0.4 \quad : \quad R(h^+) \text{ über } \frac{P^2}{h \cdot b}$$

$$b) h/b < 1.4 \quad R(h^+) = \text{konst.} = 6.5$$

$$c) P/h > 10; \quad 0.4 \leq h/b \leq 1.0 \quad : \quad R(h^+) \text{ über } P/h$$

$$d) P/h > 10; \quad h/b > 1.0 \quad : \quad R(h^+) \text{ über } P/h \cdot \sqrt{b/h}$$

Diese Darstellung gilt für rechteckförmige Rauigkeitserhebungen. Für andere Formen genügt der Parameter P/h . Mit $R(h^+)$ läßt sich der Reibungswert f und dann das Wärmeübergangsverhältnis St nach folgender Beziehung berechnen:

$$St = \frac{f/2}{1 + \sqrt{f/2} \sqrt{G} (h^+ - R(h^+))}$$

^{+) KFK-Bericht 1270/2, S. 127-3}

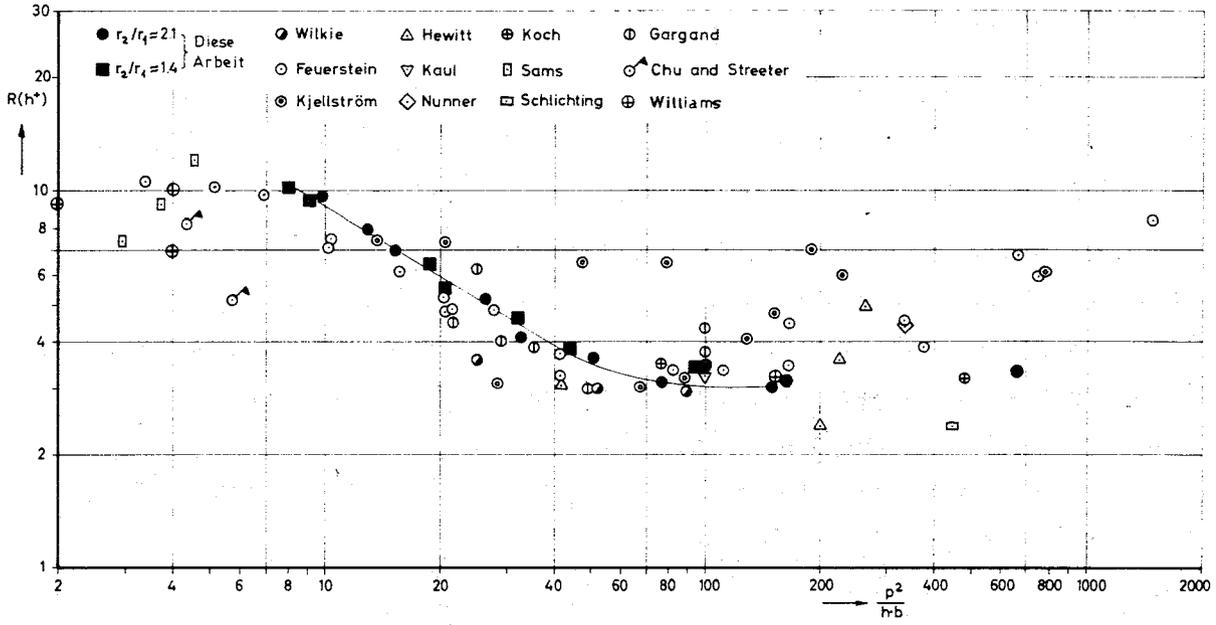


Abb. 1 $R(h^*)$ für rechteckförmige Rauigkeiten

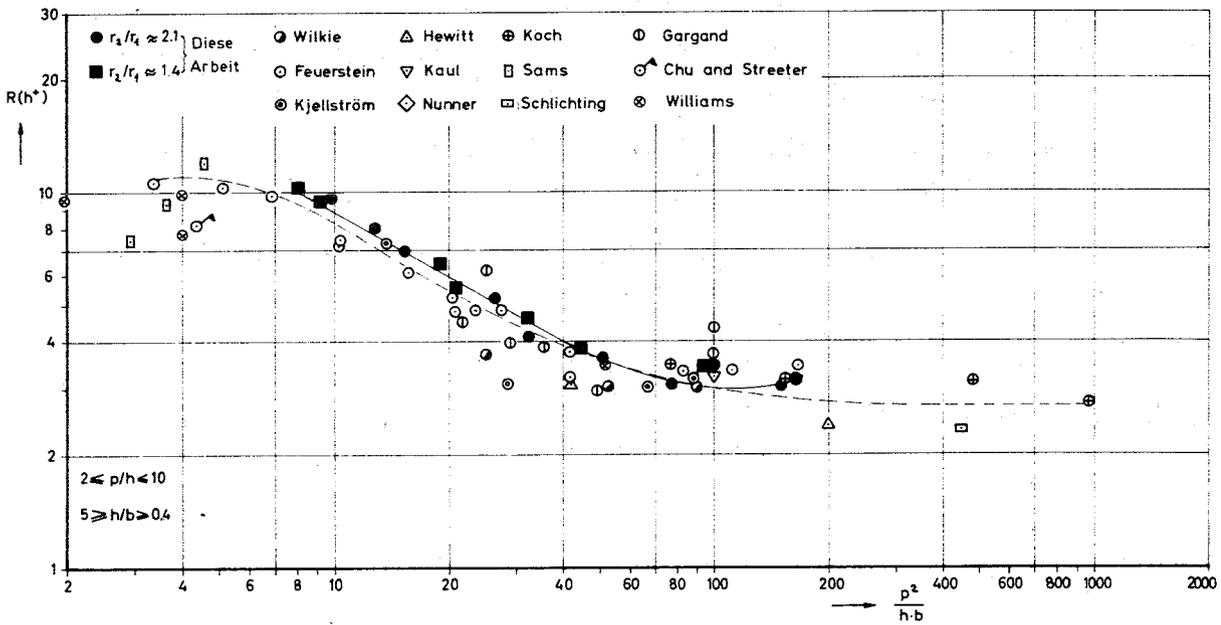


Abb. 2 $R(h^*)$ für rechteckförmige Rauigkeiten (Parametertrennung)

127-3

- Eigene
- Feuerstein
- Paumard
- ⊙ Kjellström
- △ Hewitt
- ▽ Kaul
- ◇ Nunner
- Schlichting

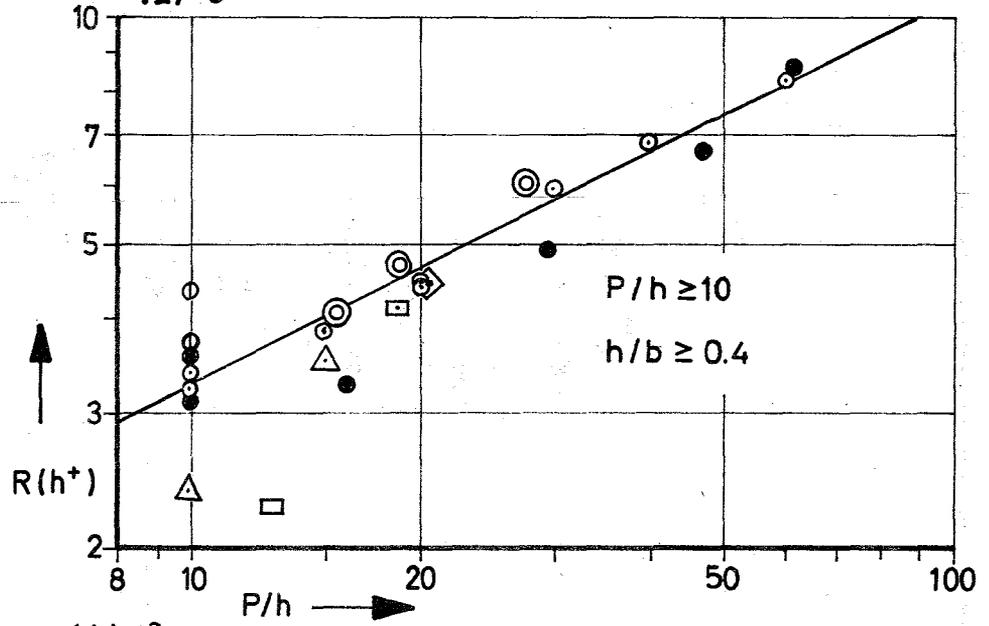


Abb. 3

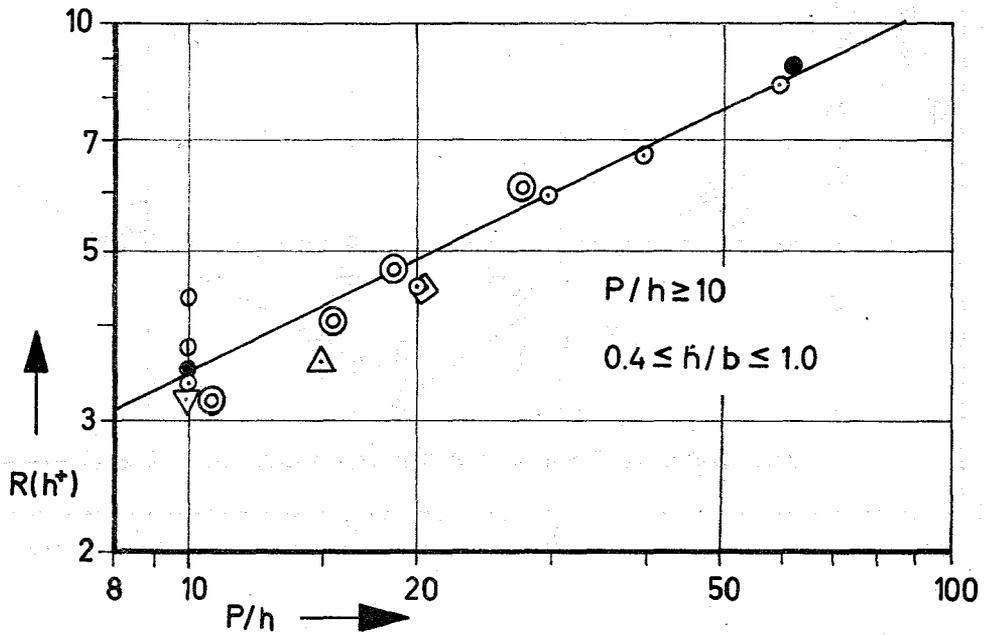


Abb. 4

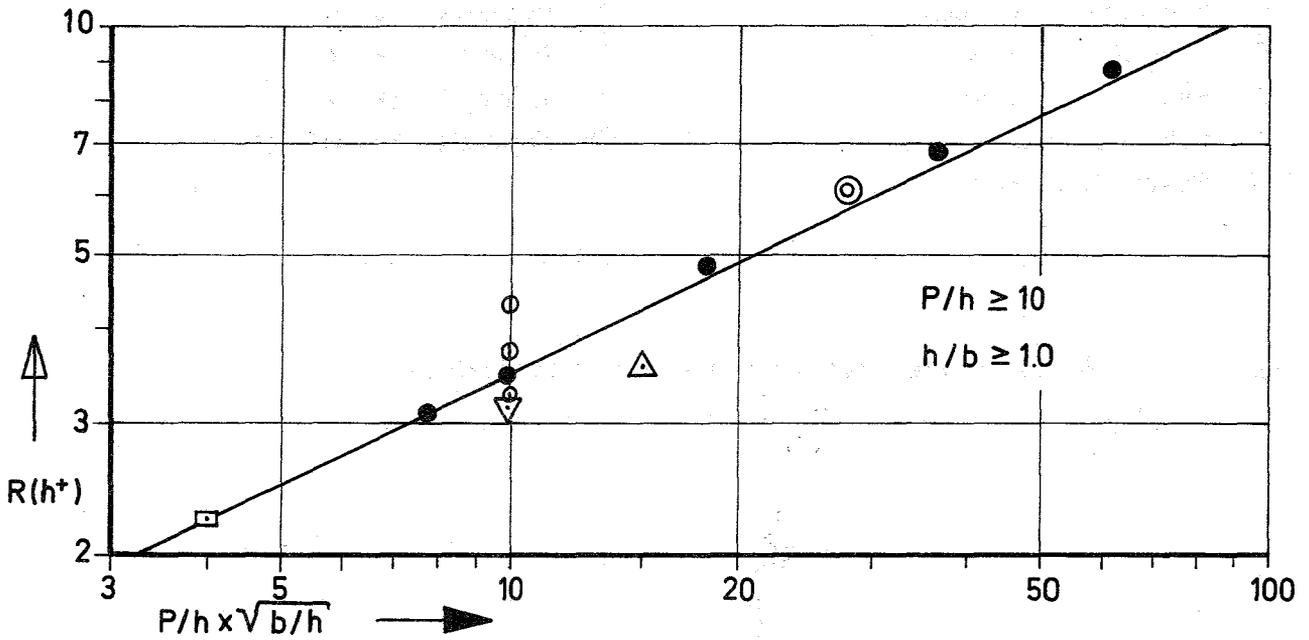


Abb. 5 $R(h^+)$ für Rechteckrauhigkeiten bei $P/h \geq 10$

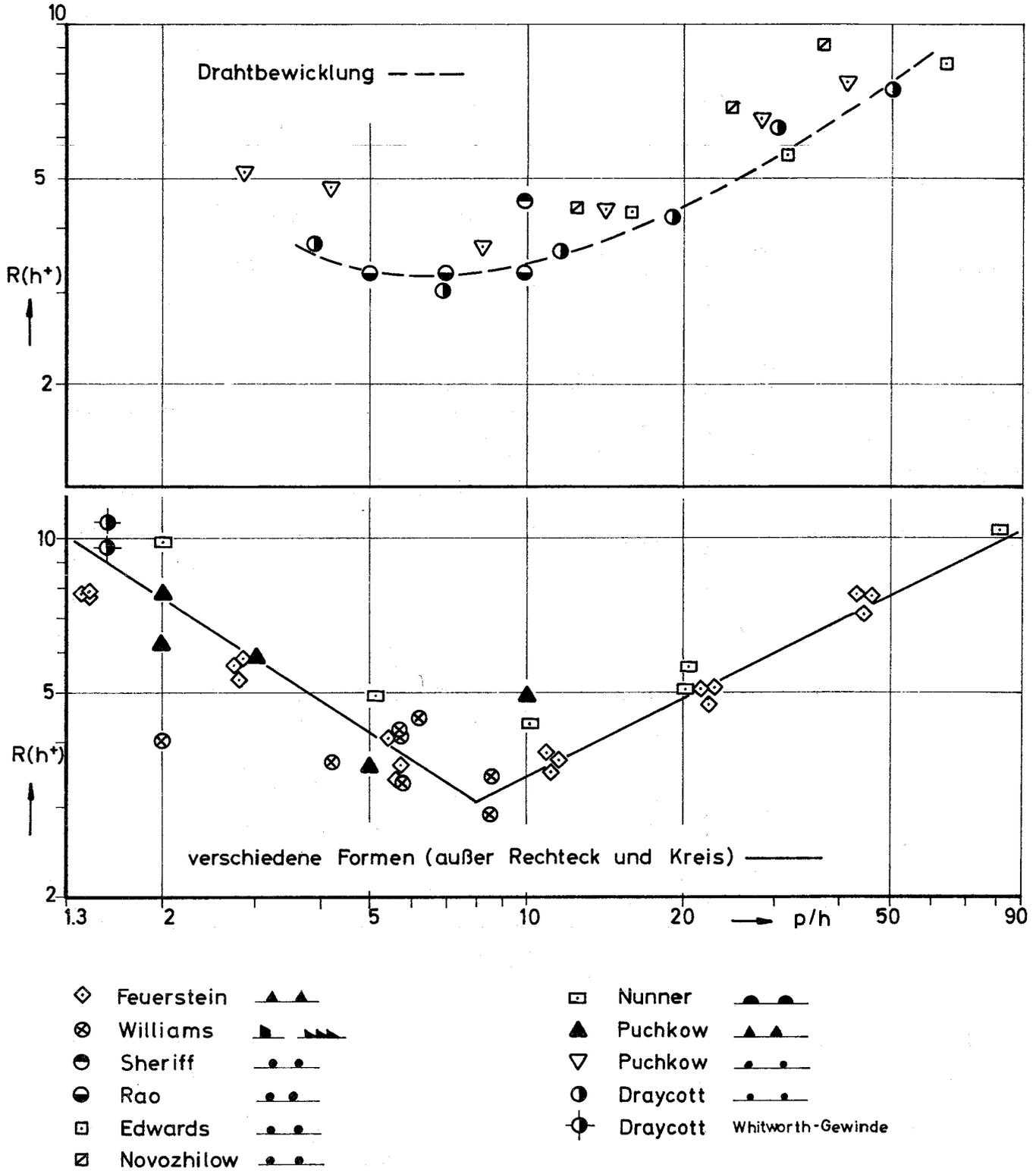


Abb. 6 $R(h^+)$ -Werte für verschiedene Rauigkeiten

$G(h^+)$ läßt sich durch folgende Beziehung ermitteln:

$$G(h^+) = K (h^+)^{0.2} Pr^{0.44} (Tw/TE)^{0.2}$$

$$h^+ = \frac{h}{D} Re \sqrt{f/2} \quad \text{dimensionslose Rauigkeitshöhe}$$

K wurde für die eigenen Versuche zu 5.8 ermittelt und ist nahezu unabhängig von der Rauigkeit. Eine Auswertung der Ergebnisse anderer Autoren zeigt eine zum Teil große Abweichung von diesem Wert. Es konnte festgestellt werden (1), daß K vor allem von der Wärmeleitzahl λ des Materials der Rauigkeitselemente und nur in sehr geringem Maße von der Rauigkeitsgeometrie abhängt. Es wurden folgende Beziehungen gefunden:

$$K \approx 5.2 (P/h)^{0.06} \quad \lambda \leq 0.12 \quad \text{[cal/cm,sec,grad]}$$

$$K \approx 4.0 (P/h)^{0.06} \quad \lambda > 0.12 \quad \text{"}$$

Druckverlust in Stabbündeln

(K. Rehme, INR)

Die bereits erwähnten systematischen Untersuchungen^{+) über den Druckverlust in hexagonal angeordneten Stabbündeln ohne Abstandshalter für inkompressible, isotherme, voll ausgebildete turbulente Strömung wurden abgeschlossen.}

Die Messungen wurden im Wasserversuchsstand des INR an 25 Teststrecken durchgeführt. Als Versuchsparameter wurden variiert:

- a) das Stababstandsverhältnis $P/D = 1.025 - 2.324$
- b) die Anzahl der Stäbe $Z = 7 - 19 - 37 - 61$
- c) die Reynoldszahl $Re = 6 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^5$

Eine Zusammenstellung der Daten der untersuchten Stabbündel gibt Tab. 1.

Als wesentliches Ergebnis der Messungen wurde festgestellt:

- 1) Der Druckverlustbeiwert für Stabbündel liegt - im Gegensatz zu zahlreichen Literaturangaben - auch bei großen Stababstandsverhältnissen nur wenig über den Kreisrohrwerten.

^{+) KFK-Bericht 1269, S.127-1}

Tabelle 1 Daten der untersuchten Stabbündel

Nr.	Stabzahl Z	Stababstand a $\sqrt{\text{mm}}$	Stababstands- verhältn. P/D	Schlüsselweite Kanal SW	Wandabstands- verhältn. W/D	hydraulischer Durchmesser D_h $\sqrt{\text{mm}}$	hydraulischer Durchmesser D_{∞} $\sqrt{\text{mm}}$
1	61	0.30	1.025	98.67	1.060	2.322	1.902
2	37	0.89	1.075	81.27	1.095	3.665	3.291
3	61	1.00	1.084	103.93	1.076	3.693	3.548
4	7	1.50	1.125	38.80	1.142	5.143	4.747
5	19	1.51	1.126	62.19	1.142	5.157	4.776
6	61	1.48	1.124	108.33	1.122	4.88	4.717
7	7	2.77	1.231	43.61	1.251	8.249	8.051
8	19	2.78	1.231	69.23	1.252	8.375	8.051
9	37	2.82	1.235	94.98	1.250	8.420	8.182
10	7	3.35	1.279	45.22	1.276	9.314	9.645
11	19	3.32	1.276	72.44	1.308	9.907	9.544
12	37	3.29	1.275	98.67	1.300	9.783	9.510
13	7	4.15	1.346	48.19	1.342	11.33	11.97
14	19	4.13	1.344	76.05	1.341	11.68	11.90
15	37	4.14	1.345	103.93	1.335	11.78	11.94
16	7	5.05	1.421	51.66	1.422	13.73	14.72
17	19	5.05	1.421	81.27	1.425	14.33	14.72
18	37	5.04	1.420	110.64	1.420	14.43	14.68
19	61	5.00	1.416	139.60	1.411	14.34	14.53
20	19	9.09	1.757	103.93	1.786	26.78	28.85
21	37	9.07	1.756	139.60	1.754	27.03	28.80
22	7	10.40	1.867	72.44	1.902	29.16	34.12
23	19	10.38	1.865	110.64	1.880	30.75	34.02
24	7	15.88	2.324	94.98	2.445	47.47	59.47
25	19	15.78	2.315	139.60	2.306	49.10	58.91

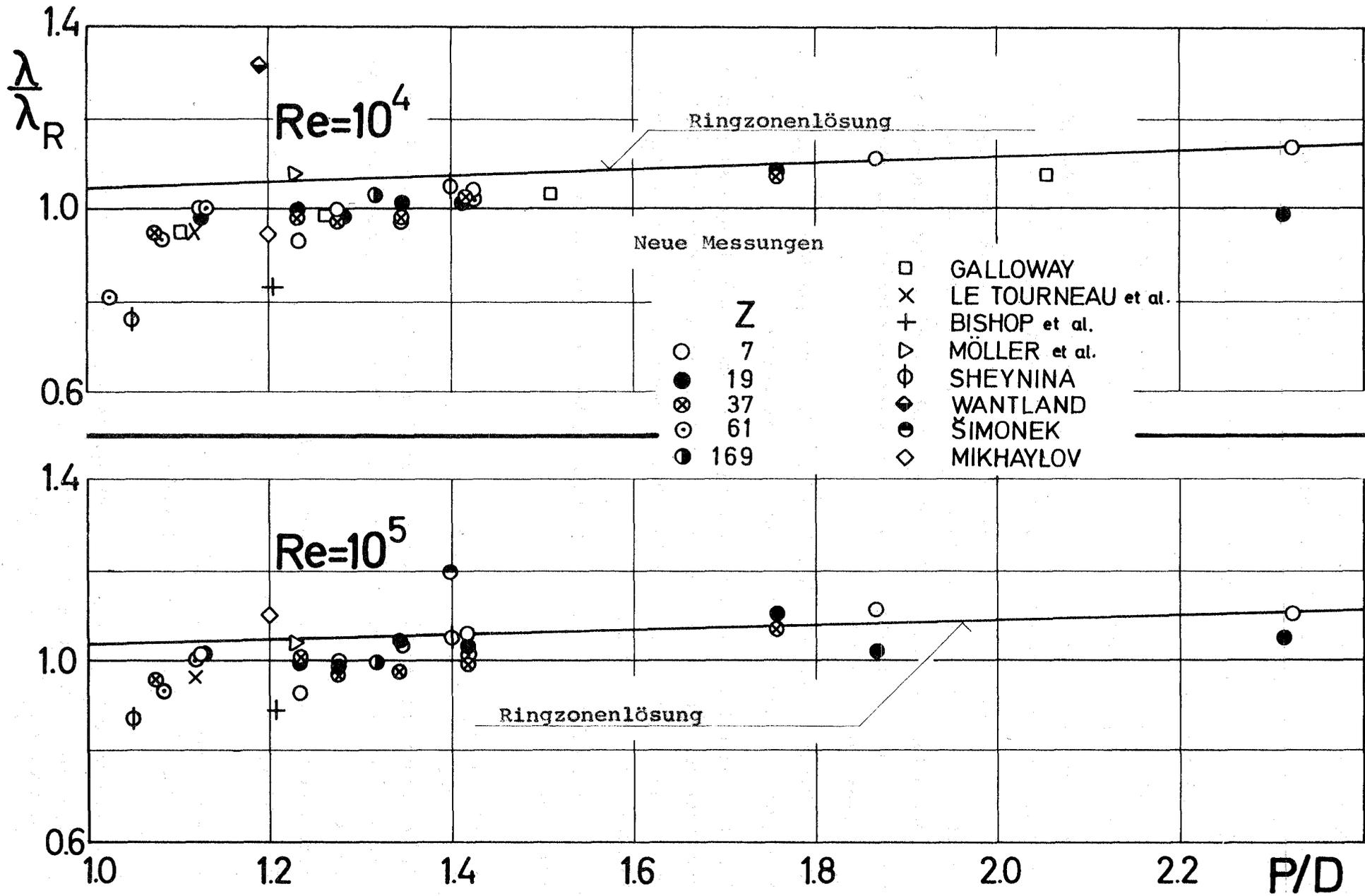


Abb. 7 Gemessene Druckverlustbeiwerte für Stabbündel in Sechskantkanälen

- 2) Ein Umschlag von laminarer zu turbulenter Strömung ist im allgemeinen nicht festzustellen, der Übergang erfolgt allmählich über einen größeren Reynoldszahl-Bereich.
- 3) Die Meßwerte bei laminarer Strömung stimmen mit den berechneten Werten (2) gut überein.
- 4) Ein Einfluß der Anzahl der Stäbe auf den Druckverlustbeiwert liegt innerhalb der Meßungengenauigkeit.

Eine Auswertung der Meßwerte bzw. theoretischen Ergebnisse von 50 Autoren und der mehr als 1000 neuen Meßwerte führte zu den Schlußfolgerungen (Abb. 7):

- 1) Der Druckverlustbeiwert für Stabbündel in hexagonaler Anordnung steigt von etwa 60% des Kreisrohrwertes für $P/D = 1,0$ rasch auf 100% des Kreisrohrwertes für $P/D \approx 1,08$ an. Für größere Stababstandsverhältnisse $P/D > 1,08$ steigt der Druckverlustbeiwert nur noch wenig auf etwa 110% des Kreisrohrwertes für $P/D = 2,0$ an.
- 2) Für unendlich ausgedehnte Stabbündel ist die Ringzonenlösung⁺⁺⁾ für $P/D > 1,2$ eine gute Näherung. Sie ist in Abb. 1 eingetragen.
- 3) Die Druckverlustbeiwerte für Stabbündel mit Kanalwänden liegen stets unter der Ringzonenlösung, und zwar umso tiefer, je ungleichmäßiger die Strömungsverteilung im Stabbündel ist. Die Strömungsverteilung wird durch den Kanalwandabstand bestimmt.

Eine ausführliche Darstellung und Diskussion der Meßergebnisse ist in Vorbereitung (3).

Veröffentlichungen:

- (1) E. Meerwald

Druckverlust und Wärmeübergang an glatten und rauhen Flächen bei hohen Temperaturen und turbulenter Strömung und deren Darstellung durch universelle Gesetze

Dissertation, Universität Karlsruhe 1971

Externer Bericht 4/71-29

- (2) K. Rehme

Laminarströmung in Stabbündeln

Chemie-Ing.-Technik 43, 962-966 (1971)

- (3) K. Rehme

Der Druckverlust für isotherme, inkompressible turbulente Strömung in Stabbündeln mit hexagonaler Stabanordnung

KFK-Bericht 1427 (in Vorbereitung)

++)K.Maubach, Reibungsgesetze turbulenter Strömungen
Chemie-Ing.-Techn.42, 995-1004 (1970)

128 ENTWURFSSTUDIEN FÜR GAS- UND DAMPFGEKÜHLTE BRUTREAKTOREN

Für gas- und dampfgekühlte Schnellbrüter soll in Zusammenarbeit mit den Firmen Siemens AG bzw. AEG-Telefunken je eine Studie ausgearbeitet werden, die hauptsächlich Sicherheitsfragen, vor allem das jeweilige Notkühlproblem, betrifft. Hierzu wird gegenwärtig mit den genannten Firmen über Verträge verhandelt. Die Studien sollen eine vergleichende Bewertung der beiden zugrunde gelegten Konzepte ermöglichen. Im nächsten PSB-Vierteljahresbericht wird darüber berichtet werden.

129 ENTWURFSSTUDIEN ZU NATRIUMGEKÜHLTEN BRUTREAKTOREN1291 Theoretische Arbeiten zum Reaktorkern-Entwurf

(K. Doetschmann, F. Hofmann, IRE)

Thermohydraulik-Programm THESYS

Das Programm THESYS wurde weiterentwickelt. Es ist nun in der Lage, bei der Berechnung der Temperaturverteilung im Brennelement die thermische Wechselwirkung durch Wärmeleitung zwischen den einzelnen Brennelementen des Kernverbandes zu erfassen. Damit ist es möglich, die Temperaturverteilung in der Kastenwand genau zu ermitteln. Die Kenntnis dieser Temperaturverteilung ist Voraussetzung zur Berechnung der Core-Verbiegung, die sich während des Betriebs durch thermische Dehnung und durch neutronenflußbedingtes Schwellen ergibt. Außerdem bewirkt die Wärmeleitung in der Kastenwand eine - allerdings nur mäßige - Reduzierung der Temperaturunterschiede im Inneren des Brennelements.

Geschwindigkeits- und Temperaturfelder bei symmetrischer und asymmetrischer Bündelgeometrie

Die theoretischen Untersuchungen zur turbulenten Strömungsverteilung und zum Wärmetransport in Brennelementen mit sym. und asym. Bündelgeometrie wurden auf den Fall des natriumgekühlten Prototypreaktors SNR angewendet (1). Die Ergebnisse sind in den Abb. 1 bis 4 jeweils für die 3 axialen Zonen: Core-Eintritt, ($z = 9,5$ cm), Core-Mitte ($z = 47,5$ cm), und Core-Ende ($z = 85,5$ cm) dargestellt. Es zeigt sich, daß ähnlich wie schon beim FR 3 bereits kleine Stabauslenkungen größere Temperaturvariationen am Stabumfang bewirken können. Die Maxima der azimuthalen Temperaturdifferenzen zwischen der heißen und kalten Seite des Stabes steigen dabei mit zunehmender Exzentrizität ($\sigma = \text{relat. Exzentrizität}$) in axialer Richtung gegen das obere Stabende hin an. Sie treten damit in Zonen auf, wo bereits bei nomineller Auslegung (sym. Fall) hohe Kühlmittel- und vor allem hohe Hüllentemperaturen vorliegen, was sich besonders im Falle der Hülle u.U. sehr negativ auf deren Belastungsverhalten auswirkt (2). Trotz Berücksichtigung von Austauschvorgängen durch Turbulenz

und Wärmeleitung können diese azimutalen Temperaturdifferenzen in den untersuchten Fällen (relat. Exzentrizität: $\epsilon = 0; 0,1; 0,3$) etwa bis zu maximal $23\text{ }^{\circ}\text{C}$ bei $\epsilon = 0,1$ bzw. $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ bei $\epsilon = 0,3$ in der Hülle ansteigen.

In radialer Richtung, d.h. beim Übergang vom Kühlmittel bzw. Hüllrohr zum Brennstoffzentrum, werden die azimutalen Temperaturvariationen stark gedämpft. Für eine Exzentrizität von $\epsilon = 0,3$ beträgt die maximale azimutale Temperaturdifferenz im Brennstoff auf einem Radius von $r = 1\text{ mm}$ (gemessen vom Brennstoffzentrum aus) nur noch etwa $24\text{ }^{\circ}\text{C}$. Da sie in der Nähe des oberen Stabendes auftritt, wo die Brennstofftemperatur aufgrund der cos-förmigen Leistungsverteilung wieder abfällt, sind die Auswirkungen der ermittelten azimutalen Temperaturschwankungen im Brennstoffbereich gering. Die Schmelztemperatur wird in den untersuchten Fällen daher bei weitem nicht erreicht.

Veröffentlichungen:

(1) F. Hofmann

The Effect of Geometric Eccentricity upon Axial and Azimuthal Temperature Distributions in Coolant, Cladding, and Fuel for Sodium Cooled Rod Bundles. Int. Seminar on Heat Transfer in Liquid Metals, Trogir, Sept. 6-11, 1971

(2) F. Hofmann, R. Krieg

Stresses in Fuel Cladding due to Radial and Peripheral Temperature Gradients in Fuel Elements with Eccentric Geometry. First Int. Conf. on Structural Mech. in Reactor Technology Berlin, 20-24 Sept. 1971

(3) U. Schumann

MAPLIB - Material Properties Program Library
IFIP Congress, Ljubljana, Aug. 23-28, 1971

(4) G. Class, Y.S. Hoang, U. Hitzschke, K. Kleefeldt

Auswirkungen des Strukturmaterialschwellens auf den Entwurf schneller Reaktorkerne
1st Internat. Conf. on Struct. Mechanics in React. Technology
Berlin, 20.-24.9.1971

(5) K.D. Appelt, J. Kadlec, W. Krüger

Schwingungsverhalten von Schnellbrüter-Brennelementen

1st Internat. Conf. on Struct. Mechanics in React. Technology,

Berlin, 20.-24.9.1971

(6) R.A. Müller, D. Smidt

Liquid Metal Cooled Fast Breeder Reactor Development and Its Mechanical -
Structural Requirements and Problems

1st Internat. Conf. on Struct. Mechanics in React. Technology,

Berlin, 20-24.9.1971

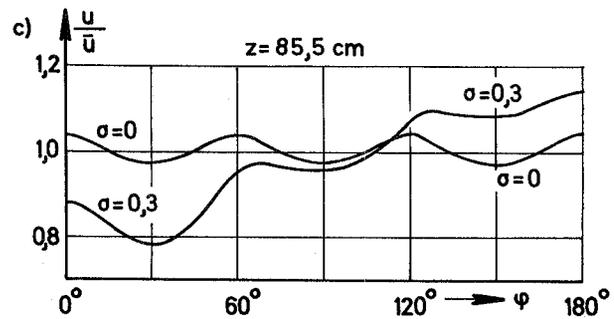
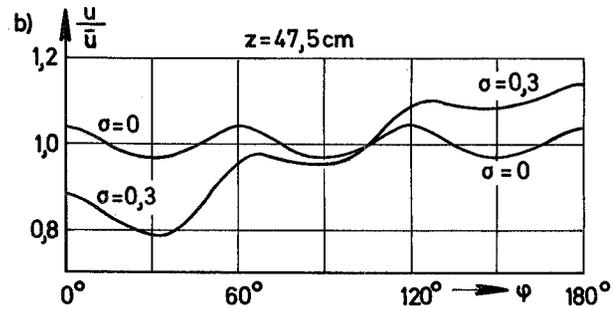
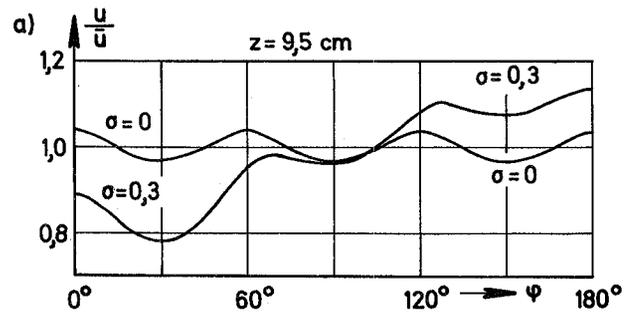


Abb. 1: Azimutale Variation der relativen Kühlmittelgeschwindigkeit u/\bar{u} bei sym. und asym. Stabanordnung. ($\sigma = 0; 0,3$)

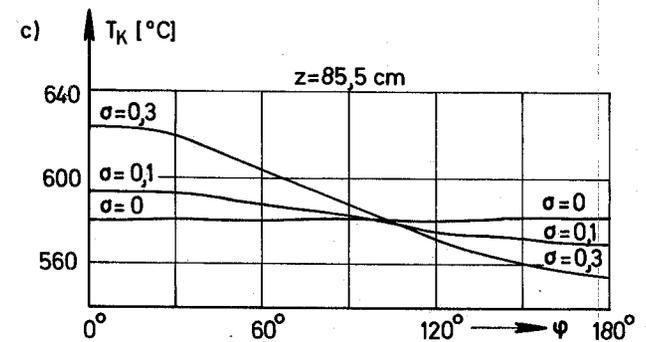
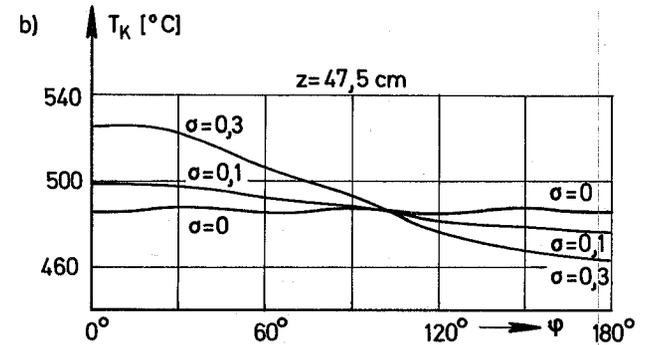
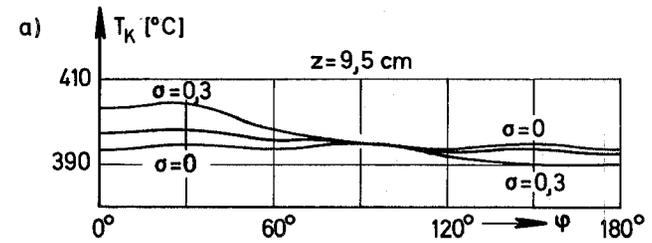


Abb. 2: Azimutale Variation der Kühlmitteltemperatur T_K bei sym. und asym. Stabanordnung. ($\sigma = 0; 0,1; 0,3$)

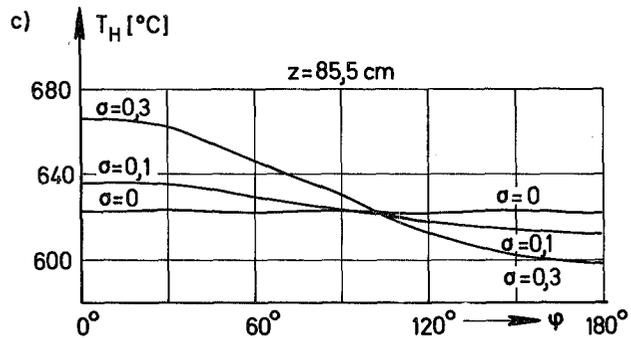
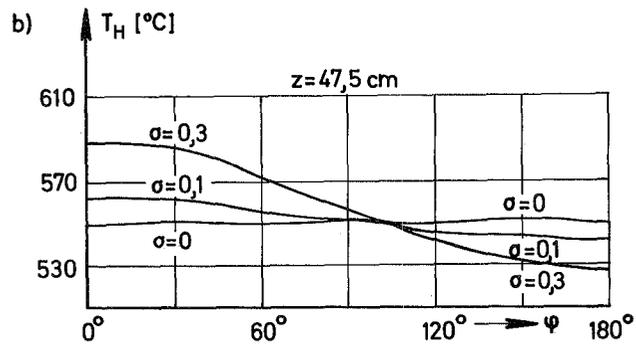
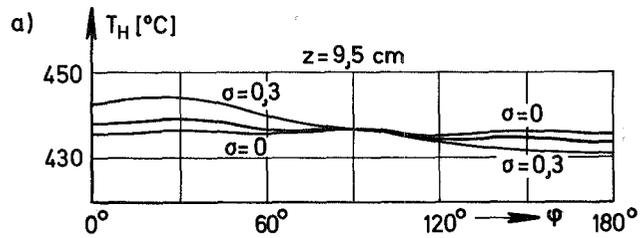


Abb. 3: Azimutale Variation der Hüllentemperatur T_H (Innen-seite) bei sym. und asym. Stabanordnung ($\sigma = 0; 0,1; 0,3$)

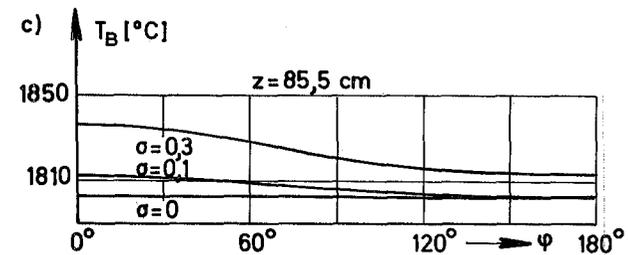
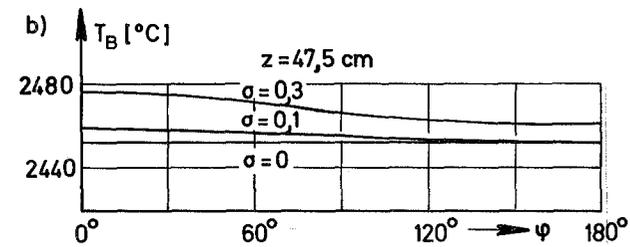
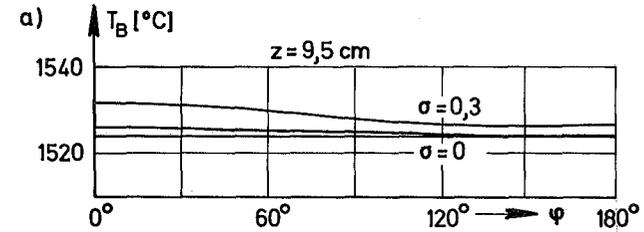


Abb. 4: Azimutale Variation der Brennstofftemperatur auf einem Radius $r = 1$ mm, gemessen vom Brennstoffzentrum aus bei sym. und asym. Stabanordnung ($\sigma = 0; 0,1; 0,3$)

130 SCHNELLER HOCHFLUSS-TESTREAKTOR FR 3.

(Hierzu wird ein Beitrag im nächsten PSB-Vierteljahresbericht erscheinen).

