



KfK 2750  
Oktober 1979

# **Projekt Nukleare Sicherheit**

**Halbjahresbericht 1978/2**

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



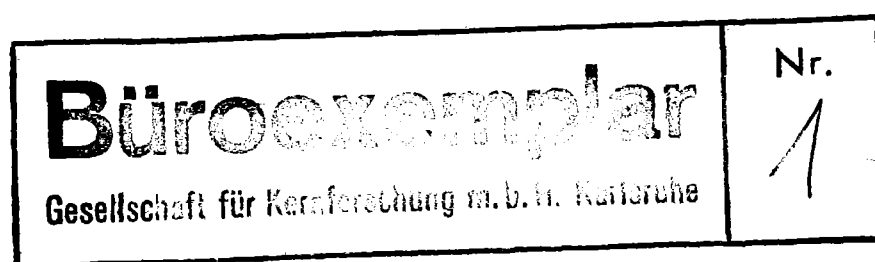
KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 2750

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

14. Halbjahresbericht / 2. Halbjahr 1978



Als Manuskript vervielfältigt  
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH

ISSN 0303-4003

ISSN 0340-4463



## Vorwort

Im Rahmen des Projekts Nukleare Sicherheit (PNS) arbeiten die folgenden Institute und Abteilungen der Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH zusammen:

Institut für Datenverarbeitung in der Technik	IDT
Institut für Heiße Chemie	IHCH
Institut für Material- und Festkörperforschung	IMF
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Reaktorbauelemente	IRB
Institut für Reaktorentwicklung	IRE
Institut für Radiochemie	IRCH
Abteilung Ingenieurtechnik	IT
Abteilung Sicherheit	AS
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	LAF
Laboratorium für Isotopentechnik	LIT

Die Forschungs- und Entwicklungsarbeiten des PNS sind Bestandteil des Reaktorsicherheitsforschungsprogramms des BUNDESMINISTERS FÜR FORSCHUNG UND TECHNOLOGIE (BMFT) und werden in Zusammenarbeit mit der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS), Herstellern und Betreibern, Gutachtern, Genehmigungsbehörden sowie anderen Forschungsinstitutionen durchgeführt.

Der vorliegende 14. Halbjahresbericht 2/78 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten des PNS, die von den Instituten und Abteilungen der KfK und den im Auftrag der KfK arbeitenden externen Institutionen auf dem Gebiet der nuklearen Sicherheit durchgeführt werden. Er enthält neben den KURZFASSUNGEN in deutsch (S. 1 - 58 ) und englisch (S. 59 - 114 ), in denen über

- Durchgeführte Arbeiten
- Erzielte Ergebnisse
- Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang

jedes einzelnen Forschungsvorhabens zusammengefaßt informiert wird, detaillierte Beiträge zu allen Vorhaben, die den Stand der Arbeiten zum Ende des 2. Kalenderhalbjahres 1978 beschreiben.

Der Bericht wurde von der Projektleitung zusammengestellt.

Zum Druck eingereicht: September 1979



NUCLEAR SAFETY PROJECT

SECOND SEMIANNUAL REPORT 1978

---

The 14th semi-annual report 2/78 is a description of work within the Nuclear Safety Project performed in the second six months of 1978 in the nuclear safety field by KfK institutes and departments and by external institutes on behalf of KfK. It includes for each individual research activity short summaries (pp. 59 - 114) on

- work completed,
- essential results,
- plans for the near future.

This report was compiled by the project management.



<u>Inhaltsverzeichnis</u>	<u>Seite</u>
KURZFASSUNGEN	1
SUMMARIES	59
DETAILLIERTE BERICHTE	
06.01	SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW
PNS-Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchungen von Reaktor- komponenten	
06.01.01	HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Bean- spruchung von Reaktoreinbauten 4100-1
06.01.01/01B /01C PNS 4115	Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR- Blowdown-Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von Reaktordruckbehältereinbauten 4100-1
06.01.01/02A /02B PNS 4116	Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynami- schen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktor- druckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR- Blowdown-Versuche 4100-9
06.01.02	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynami- schen Beanspruchung von RDB-Einbauten 4100-17
06.01.02/01A PNS 4125	Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid- strukturdynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR 4100-17
06.01.02/02A PNS 4126	Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdyna- mischen Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangs- phase bei Kühlmittelverluststörfällen 4100-32
06.01.03	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten 4100-35
06.01.03/03A PNS 4137	Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrommessverfahren 4100-36

## PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zum BE-Verhalten bei Störfällen	4200-1
06.01.04/01A bis 04A PNS 4231	Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen und speziellen Transienten	4200-1
06.01.04/05A PNS 4234	Bestimmung der Nachzerfallswärme von 235-U im Zeitbereich 10 - 1000 sec	4200-24
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Störfällen	4200-32
06.01.06/01A PNS 4235.1	Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-Hüllmaterial	4200-32
06.01.06/02A PNS 4235.2	Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy-4-Hüllrohren	4200-48
06.01.06/03A PNS 4235.3	Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Zry- Hüllrohren bei LWR-Störfalltransienten	4200-71
06.01.06/04A 05A PNS 4235.4	Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)	4200-84
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-91
06.01.07/01A 02A PNS 4236	Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten unter gesteuerten thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)	4200-91
06.01.08	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200-97
06.01.08/01A PNS 4237	Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverluststörfalles.	4200-97
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flut-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles (REBEKA-Programm)	4200-109
06.01.09/01A PNS 4238	Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm)	4200-109

06.01.10	Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200-145
06.01.10/01A PNS 4239	Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)	4200-145
PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf von hypothetischen LWR-Kernschmelzenunfällen		
06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300-1
06.01.11/01A PNS 4311	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und Aerosolen in LWR-Containments	4300-1
06.01.11/02A PNS 4314	Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien beim Kernschmelzen	4300-13
06.01.11/03A PNS 4315	Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen	4300-24
06.01.11/04A PNS 4316	Entwicklung und Betrieb von Anlagen zur Untersuchung der Spaltproduktfreisetzung beim LWR-Kernschmelzen	4300-36
06.01.12	Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation großer Kernschmelzen	4300-46
06.01.12/01A PNS 4321	Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von UO <sub>2</sub> -Zircaloy-Brennelementen bei versagender Notkühlung	4300-46
06.01.12/02B PNS 4322	Bestimmung von Liquidus- und Solidustemperaturen von Beton-Corium EX3-Schmelzen (wird im hierauf folgenden HJB miterfaßt)	-
06.01.12/03A PNS 4323	Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen und Beton	4300-61
06.01.13	Modellentwicklungen zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen	4300-68
06.01.13/01A PNS 4331	Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton	4300-68
06.01.13/02A PNS 4332	Modellexperimente zum Kernschmelzen	4300-79

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung  
und Reduktion der Strahlenbelastung

06.01.14	Abluftfilterung an Reaktoren	4400-1
06.01.14/01A PNS 4414	Bestimmung von Jodkomponenten in der Abluft kerntechnischer Anlagen	4400-1
06.01.14/02A PNS 4415	Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für Störfallbedingungen	4400-17
06.01.14/03A PNS 4416	Alterung und Vergiftung von Jodsorptionsmaterialien	4400-20

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFAR-  
BEITUNGSANLAGEN

## PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01	Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufar- beitungsanlage (WA)	4500-1
06.02.01/02A PNS 4513	Untersuchung ausgewählter Störfälle im Bereich der Extraktion	4500-1

PNS-Teilprojekt 4600 - Abgasreinigung für Wiederaufarbeitungs-  
anlagen

06.02.02	Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufar- beitungsanlagen	4600-1
06.02.02/01A PNS 4611	Verfahrensentwicklung und Optimierung der Filter zur Auflöserabgasreinigung	4600-1
06.02.02/02A PNS 4612	Entwicklung und Bau einer Abgasfilteranlage für große Wiederaufarbeitungsanlagen	4600-4
06.02.03	Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung	4600-8
06.02.03/01A PNS 4621	Untersuchung des Verfahrens (und Analytik) der Tiefemperatur-Rektifikation zur Kr-85-Abtrennung	4600-8
06.02.03/02A PNS 4622	Entwicklung der NO <sub>x</sub> - und O <sub>2</sub> -Entfernung zur TTR- Vorreinigung	4600-13



	<u>Seite</u>	
06.02.03/03A PNS 4623	Verfahrenstechnische Entwicklung der TTR zur 85-Kr- Abtrennung	4600-20
06.02.03/04A PNS 4624	Krypton-85-Lagerung	4600-26
06.02.03/05A PNS 4625	Ozonanalytik	4600-34
06.03	EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN	
PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung freigesetzter nuklearer Schadstoffe		
06.03.01	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800-1
06.03.01/01A PNS 4811	Untersuchungen zur Radioökologie des <sup>129</sup> J	4800-1
06.03.01/02A PNS 4812	Untersuchungen des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radio- nuklide in der Umwelt - Am, Cm, Pu	4800-10
06.03.02	Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800-13
06.03.02/01A PNS 4821	Atmosphärische Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im lokalen Bereich bei Emissionshöhen $\leq$ 100 m	4800-13
06.03.02/02A PNS 4822	Atmosphärische Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im regionalen Bereich ( $>$ 15 km Entfernung)	4800-22
06.03.02/03A PNS 4823	Atmosphärische Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im lokalen Bereich bei Emissionshöhen $>$ 100 m	4800-28
06.03.03	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichts- punkten	4800-33
06.03.03/02A PNS 4831	Berechnung der radiologischen Folgen unter Berück- sichtigung von Schutz- und Gegenmaßnahmen	4800-33
Anhang: Veröffentlichungen und Berichte zu Arbeiten im 2. Halbjahr 1978		1



# KURZFASSUNGEN



06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten

06.01.01 HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten

06.01.01/01 B Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-  
/01 C Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von Reak-  
PNS 4115 tordruckbehältereinbauten  
(E. Erb, J. Kadlec, F. Katz, R. Krieg, K.H. Lang, A. Ludwig,  
H. Mösinger, W. Olbrich, P. Philipp, H. Schnauder, U. Schumann,  
E. Wolf, IRE)

Durchgeführte Arbeiten

Die Temperaturschichtversuche wurden abschließend ausgewertet und dokumentiert. Mit dem Code STRUYA wurde der Einfluß der Heißwasser-Absaugvorrichtungen im Ringraum auf den Blowdown untersucht. Die Konstruktion der Spannvorrichtung zur Schwingungsanregung des HDR-Kernmantels wurde fertiggestellt. Die Angebotsphase zur Vergabe ist abgeschlossen. Die Instrumentierung wurde bestellt. Die Übertragung von Ergebnisdaten der Rechenprogramme gemäß PNS 4125 auf die ZMA (Zentrale Meßdatenerfassungs-Anlage) wurde vorbereitet. Die Bruchauslösung am Blowdown-Stutzen wurde überprüft. Vorläufige Blowdown-Versuche wurden spezifiziert.

Erzielte Ergebnisse

Die Stabilität der Temperaturschichtung erscheint als gesichert. Die Absaugvorrichtungen stören die Druckwellen beim Blowdown local um ca. 1 bar. Die Spannvorrichtung ist bei kaltem Betrieb an zwei Stellen des Kernmantels einsetzbar; darüber hinaus kann sie bei heißem Betrieb zur Überprüfung der Funktionstüchtigkeit der Blowdown-Instrumentierung eingesetzt werden. Beschleunigungsaufnehmer für die Schwingungsversuche wurden erfolgreich getestet. Es bestehen Zweifel bezüglich der Einhaltung einer Bruchöffnungszeit von 3 ms bei den Blowdown-Experimenten. Für vorläufige Blowdown-Versuche wurde ein stark reduzierter Meßstellenplan vorgeschlagen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die hydraulische Spannvorrichtung soll bis April 1979 zur Verfügung stehen und wird dann einem Probetrieb unterworfen. Die Montage, Inbetriebnahme und erste Vorversuche in der HDR-Anlage sind auf Juni 1979 geplant. Die geplanten Versuchs-

bedingungen der Schwingungsversuche werden bis März 1979 festgelegt, so daß dann endgültige Vorausrechnungen möglich sind. Die Paßstücke für die Einspannung des Kernmantelflansches werden ausgelegt. Der Datentransfer von Rechenergebnissen zur ZMA wird dokumentiert.

06.01.01/02A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Verhaltens  
/02B der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im  
PNS 4116 Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche  
(K.D. Appelt, IRE)

### Durchgeführte Arbeiten

In der Autoklav-Testanlage wurden sechs Beschleunigungsaufnehmerprototypen, ein Wegaufnehmerprototyp und drei Druckaufnehmerprototypen getestet. Eine Einrichtung für die dynamische Kalibrierung von Beschleunigungsaufnehmern bei hohen Temperaturen wurde gebaut und in Betrieb genommen. Ein Primärbericht über Qualifizierungsuntersuchungen eines Beschleunigungsaufnehmerprototyps wurde fertiggestellt.

### Erzielte Ergebnisse

Die bei früheren Untersuchungen festgestellten Mängel an den Meßaufnehmerprototypen wurden weitgehend behoben. Zwei Beschleunigungsaufnehmertypen und ein weiterer Wegaufnehmertyp haben sich für den geplanten Einsatz bei den RDB-E-Blowdown-Versuchen qualifiziert. Die Absolut- und Differenzdruckaufnehmerprototypen konnten bisher noch nicht qualifiziert werden.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Bestellung der Weg- und Beschleunigungsaufnehmer sowie der Dehnungsmeßstreifen für die RDB-E-Blowdown-Versuche; Beschaffung der entsprechenden Kalibrierungsanlagen. Abschluß der Qualifizierungsuntersuchungen der Druckaufnehmer und ggf. Bestellung der Absolut- und Differenzdruckaufnehmer.

06.01.02 Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten

06.01.02./01A Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid-struktur-dynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR.

(H.H. Bechler, G. Enderle, B. Göller, G. Hailfinger, F. Katz, R. Krieg, A. Ludwig, H. Mössinger, W. Olbrich, E.G. Schlechtendahl, U. Schumann, IRE)

### Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

Mit dem Zweiphasencode DRIX-2D wurden nach Einführung von Modellverbesserungen Untersuchungen zu lokalen Massenstrom- und Geschwindigkeitsverteilung ausgeführt. In Zusammenarbeit mit der Universität Karlsruhe wurde der Dimensionalitätseinfluß von Fluidmodellen untersucht und als wesentlich bestätigt. Die Berechnung von HDR-Blowdownversuchen mit dem Code FLUST wurde abgeschlossen. Die vorbereitenden Arbeiten zum Einbau von FLUX in FLUST haben begonnen.

Mit dem neuen Code CYLDY3 zur Schalendynamik des Kernmantels ist es gelungen, quasi-exakte Eigenwerte (Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen) für dieses Bauteil zu bestimmen. Der Vergleich mit Finite Element-Ergebnissen zeigt, daß eine ausreichend genaue Darstellung der Schalenkrümmungen an den Einspannstellen sowie eine ausreichend genaue Beschreibung höherer Schwingungsformen eine sehr große - mitunter das Mögliche überschreitende - Anzahl von Finiten Elementen erfordern würde.

Mit dem Code STRUYA wurde der Einfluß bestimmter numerischer Parameter untersucht. Es wurde ferner festgestellt, daß die Einbauten im Ringraum des HDR den Blowdownvorgang nicht wesentlich beeinflussen. Das im FLUX-Code enthaltene Modell wurde anhand eindimensionaler analytisch lösbarer Testfälle erfolgreich überprüft. Erste Arbeiten zur Modellierung von Zweiphasengemischen in FLUX ergaben im Fall von DWR einen deutlichen Einfluß der Zweiphasigkeit auf die maximale Kernmantelbeanspruchung.

Mit dem Code SING-S für gekoppelte fluid-strukturdynamische Probleme in dreidimensionaler, weitgehend beliebiger Geometrie wurden eine Reihe von Parameterrechnungen zu den Kugelschalenschwingungen eines Siedewasserreaktor-Containments mit Druckunterdrückungssystem durchgeführt. Für verschieden schnell kollabierende Dampfblasen im Wasserpool des Druckunterdrückungssystemes konnten die maximalen Schalenauslenkungen bestimmt werden. Außerdem gelang es, den Einfluß einer im Pool befindlichen zusätzlichen, nicht kollabierten Dampfblase zu berechnen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die theoretischen Arbeiten zum Drift-Flux-Verfahren werden zu einem ersten Abschluß gebracht und dokumentiert. Die Untersuchungen zu integralen Bilanzgleichungen der Fluidmechanik werden fortgeführt.

Auf der Basis der mit CYLDY3 ermittelten, sehr genauen Eigenwerte für das dynamische Verhalten des Kernmantels sollen auch die Verformungen und Spannungen als Funktion der Zeit entsprechend genau bestimmt werden.

Die Koppelung von FLUST und FLUX wird vollzogen. Im übrigen verlagert sich das Schwergewicht der Arbeiten von der Codeentwicklung auf die HDR-Versuche (06.01.01/01A).

Für die Kugelschalenschwingungen des Siedewasserreaktor-Containments sollen auch die Spannungen bestimmt werden. Maximale Biegespannungen werden an der Verbindungsstelle der Kugelschale mit dem Boden der Kondensationskammer erwartet.

06.01.02/02A Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdynamischen  
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen  
(F. Eberle, J. Kadlec, F. Kedziur, R. Krieg, E. Wolf, IRE)

#### Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

Im Rahmen der Laborexperimente zur Zweiphasenströmung wurde die erste Serie von 100 Versuchen mit der Düsenteststrecke des IRB-Versuchskreislaufes durchgeführt. Mit der Auswertung der 34 Signale je Versuch wurde begonnen. Erste Ergebnisse liegen vor. Sie zeigen gute Signalqualität und recht gute Übereinstimmung mit dem Drift-Flux-Modell.



Das Studium über die konstruktiven Details der Reaktordruckbehältereinbauten wurde vertieft. Es ergab sich, daß die Art der Simulation der verschiedensten Reaktorbauteile bei den Laborexperimenten vom Blowdown-Type entscheidend von den als zweckmäßig erachteten theoretischen Modellen abhängt.

Für die Laborexperimente mit periodischer Anregung wurden die erforderlichen Einrichtungen beschafft bzw. bestellt und die parallel hierzu durchzuführenden Rechnungen (Fluid-Struktur-Koppelung) in Angriff genommen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Auswertung der ersten Versuchsserie der Laborexperimente zur Zweiphasenströmung (Düsenexperimente) soll in Zusammenarbeit mit dem LIT abgeschlossen werden. Eine zweite Versuchsserie ist geplant, in der mit etwas modifizierter Meßtechnik und veränderten Einbauten u.a. auch die Tracer-Messungen nachgeholt werden.

Vor der Durchführung der Laborversuche vom Blowdown-Type sind insbesondere für die Core-Einbauten die theoretischen Modelle einschließlich ihres Detaillierungsgrades soweit als möglich festzulegen.

Die Laborexperimente mit periodischer Anregung sind für den Versuchstyp a durchzuführen und für weitere Versuchstypen vorzubereiten. Auch die Berechnungen sind entsprechend weiterzuführen.

06.01.03            Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und  
Anwendung bei den Blowdown-Experimenten

06.01.03/03A    Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren  
PNS 4137            verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren  
(J. Reimann - IRB)

#### Durchgeführte Arbeiten

- a) Auswertung der Tests der LOFT-Massenstrom-Instrumentierung (EG&G, Idaho, USA) sowie des Radionuklidverfahrens (PNS 4136). Der Abschlußbericht wird in Kürze fertiggestellt.
- b) Test des True Mass Flow Meters (PNS 4236) in Dampf-Wasser-Strömung bei Drücken zwischen 2,5 und 10 MPa.
- c) Versuche zur stark beschleunigten Zweiphasenströmung (Düsenströmung, PNS 4126) bei Luft-Wasser sowie Dampf-Wasser-Strömung.
- d) Optimierung von Einbauten (Battelle Frankfurt) zur Homogenisierung einer waagerechten Zweiphasenströmung.

#### Erzielte Ergebnisse

- Zu a): Die Meßergebnisse der LOFT-Instrumentierung (DTT kombiniert mit Gamma-Densitometer) ergaben zum Teil erhebliche Abweichungen von den Referenzwerten, abhängig von der Phasenverteilung im Strömungsquerschnitt. Das Radionuklid-Verfahren, kombiniert mit dem LOFT-Gamma Densitometer, besaß, unabhängig vom Strömungszustand, eine sehr viel höhere Genauigkeit.
- Zu b): Die Tests bei Massenströmen bis zu 3,5 kg/s und Dampfgehalten bis zu 55% ergaben einen mittleren Meßfehler von 3,4% bezogen auf den Meßbereich mit einer Standardabweichung von 2,2%.
- Zu c): Die bisher ausgewerteten Versuche werden im Beitrag des Vorhabens PNS 4126 vorgestellt.
- Zu d): Mit Hilfe einer speziellen Plexiglasteststrecke wurden Erfahrungen gesammelt über den qualitativen Einfluß verschiedener Einbauten auf die Phasenverteilung. Im Hinblick auf die späteren Versuche wurde

erfolgreich der Einsatz eines 5-Strahl-Gamma Densitometers erprobt zur quantitativen Messung der Phasenverteilung hinter den Einbauten.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

- Planung eines Versuchsstandes für instationäre Versuche.
- Optimierung von Strömungshomogenisatoren; Test des Drag Body in homogener Strömung.
- Dokumentation der Tests der EG & G-Massenstrom-Instrumentierung.

06.01                    SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.04                Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems (SSYST)

06.01.04/01A          Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei  
                  02A            Kühlmittelverluststörfällen und Speziellen Transienten  
                  03A  
                  04A          (R. Meyder, IRE; H. Borgwaldt, INR; H. Unger, IKE, S. Malang, IRB)  
PNS 4231

### Durchgeführte Arbeiten

#### Entwicklung von SSYST:

Zur flexibleren Handhabung von SSYST wurde eine erste Version des Moduls VARIO (Variablen Initialisierung zur Objektzeit) erstellt. Er wird eine wesentliche Unterstützung des Benutzers bei der Erstellung von Eingaben bringen. Die im letzten Halbjahr begonnene Umstellung von Moduln auf die in ihrer Rechenzeit beschleunigte Version von SSYST wurde mit Ausnahme einiger selten benötigter Moduln abgeschlossen. Diese beschleunigte Version wird inzwischen für routinemäßige Rechnungen eingesetzt. Der ebenfalls im letzten Halbjahr erstellte Modul AZI zur Behandlung einer Exzentrizität zwischen Hülle und Brennstoff wurde in seinem mechanischen Teil verbessert und so erweitert, daß es jetzt möglich ist, die Exzentrizität zwischen Pellet und Hüllrohr transient zu variieren. In diesem Zusammenhang wurde auch die Möglichkeit zur Berücksichtigung einer azimuthal variierenden Wärmeübergangszahl ins Kühlmittel und des Strahlungswärmetransports an die Umgebung geschaffen.

Das im Rahmen dieses Vorhabens entwickelte Modell zur Beschreibung des Kriechens von Zry bei hohen Temperaturen (NORA) konnte so erweitert werden, daß der Einfluß des Sauerstoffes vor und während der Transienten modelliert ist. Damit verlagert sich der Schwerpunkt dieser Arbeit von der Kriechmodellentwicklung zur Gewinnung eines Berstkriteriums. Die dazu aufgebaute Datenbasis ZYBDA wurde erweitert und in einem ersten Durchgang analysiert.

Zur Bereitstellung von besseren Randbedingungen für das Brennstabverhalten im Kühlkanal ist in Karlsruhe der Modul ZETHYD in Betrieb genommen worden. Ferner wurde zur genaueren Bestimmung des Anfangszustandes im Brennstab COMETHE IIIJ von Belgo Nucleaire übernommen und lose an SSYST gekoppelt. Zur besseren Simulation des Primärsystemverhaltens wurde RELAP4 mod6 von EG & G übernommen. Bei der Übersetzung dieser Quelle mit unserem FORTRAN-H Extended Compiler wurden eine Reihe von Fehlern entdeckt und verbessert. Zur graphischen Darstellung der RELAP-Ergebnisse wurde eine Verbindung zu REGENT hergestellt. Die von EG & E mitgelieferten 8 Testbeispiele wurden erfolgreich gerechnet.

#### Anwendung von SSYST:

Die zur Erstellung einer 'response surface' für das Brennstabverhalten notwendigen Rechnungen wurden in einem ersten Durchgang abgeschlossen. Die Nachrechnung der Experimente LOC11, COSIMA und REBEKA wurde fortgeführt.

#### Kühlung in stark verformten Bündeln:

Bei der Untersuchung der Kühlbarkeit stark verformter Stabbündel wurde nach den radialen Leitfähigkeitsuntersuchungen das Kühlpotential einer axialen Durchströmung der Restkanäle mit Dampf abgeschätzt.

#### Erzielte Ergebnisse

Die Berücksichtigung des Sauerstoffs im Kriechmodell für Zry ergab für 2-F-LOCA typische Belastungszeiten und Temperaturen keinen großen Einfluß. Bei länger andauernden Transienten hingegen wird der verfestigende Einfluß des Sauerstoffs deutlich spürbar.

Aus den Nachrechnungen der COSIMA Versuchsanlage und aus den Rechnungen zum statistischen Bündelverhalten zeigte sich, daß die Enddehnung der Hüllen mit zunehmendem absoluten Wert immer empfindlicher auf kleine Störungen bzw. Änderungen reagiert. D.h. daß insbesondere die Enddehnungen der Stäbe in stark verformenden Zonen große Streubreiten aufweisen und eine genaue Vorhersage ihrer Enddehnung hohe Anforderungen insbesondere an die Anfangs- und Randbedingungen stellt. Ebenfalls von Bedeutung für die Enddehnung erweist sich die Berücksichtigung der möglichen Exzentrizität zwischen Brennstoff und Hülle. Sie führt stets zu größeren Enddehnungen als im symmetrischen Fall, wenn im symmetrischen Fall keine Berstbedingungen erreicht werden. Im Falle des Berstens jedoch liegt im exzentrischen Fall der Berstzeitpunkt früher und die Berstdehnung wesentlich tiefer. Variationen der angenommenen Exzentrizität zwischen 100 % und 70 % erwiesen sich für den Berstzeitpunkt als wichtig, für die Enddehnung hingegen konnten nur geringe Einflüsse festgestellt werden (REBEKA).

Die Anwendung des Moduls ZETHYD auf die COSIMA Versuchsanlage ergab, daß mit ZETHYD die Hüllrohrtemperaturen zu hoch berechnet werden, Die Ursache wird in den Wärmeübergangsmodellen von ZETHYD vermutet. Daß auch die Wärmeübergangslogik von RELAP4-mod2 einer näheren Überprüfung zu unterziehen ist, ergab sich auch aus der Nachrechnung von COSIMA bei vorgegebenen Wärmeübergangszahlen und Temperaturen im Kühlmittel nach RELAP. Hier war zur Nachrechnung eines blähfähigen Stabes mit den Randbedingungen eines nicht blähfähigen Stabes eine Verdopplung der Wärmeübergangszahl ins Kühlmittel notwendig, um den experimentellen Befund auch in dem Rechenmodell zu erhalten.

Die Abschätzung der Möglichkeit, stark verformte Stabbündel durch axiale Durchströmung von Restkanälen mittels Dampf zu kühlen, ergab, daß unter den Annahmen: Treibende Druckdifferenz über den verformten Bereich entsprechend einer Wassersäule gleicher Länge ( $x=0$ ) und ein ausreichendes Dampfangebot am Eintritt der Restkanäle ca. 20 % des Ausgangskühlkanalquerschnittes zur Kühlung ausreichend sind. Hierbei sind allerdings Temperaturspitzen, die durch azimutale Variation der Kühlbedingungen am Stab denkbar sind, nicht erfaßt.

### Verifizierung von SSYST:

Mit dieser von der Programmentwicklung unabhängigen, systemorientierten Verifizierung von SSYST wurde 1978 begonnen. Zunächst wurde die Organisation einer rechnergestützten Datenbank, in der alle zur Verifizierung heranzuziehenden experimentellen Ergebnisse abgelegt und verarbeitet werden können, festgelegt. Die erforderlichen Rechenprogramme zur Organisation der Daten sowie zum Ausdrucken von Tabellen und zum Plotten von Diagrammen wurden fertiggestellt.

Mit der Einarbeitung in das Programmsystem SSYST wurde begonnen.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Für das nächste Halbjahr steht die Bereitstellung der Version SSYST-2 und die Gewinnung eines ersten Versagenskriteriums von Zry im Vordergrund der Arbeiten.

06.01.04/05A Messung der Nachzerfallswärme von  $^{235}\text{U}$  im Zeitbereich  
PNS 4234 10 - 1000 sec  
(K. Baumung, INR)

### Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurde die Versuchsanlage in ihrer endgültigen Form aufgebaut und im inaktiven Versuchsbetrieb erprobt. Es wurden Eichmessungen zur Bestimmung des thermischen Einschwing- und Regelverhaltens sowie der Empfindlichkeit des Kalorimeters durchgeführt.

### Erzielte Ergebnisse

Nachdem die Funktionsfähigkeit der Versuchsanlage demonstriert werden konnte und sie nunmehr alle von KTB/FR2 geforderten Sicherheitsvorschriften erfüllt, wurde die Betriebserlaubnis erteilt.

Mit simulierten Brennstoffproben wurde die Relaxationszeit des Kalorimeters zu 2 s, die des adiabatischen Mantels zu 1 s gemessen. Die Regelgenauigkeit der Temperatur des adiabatischen Mantels liegt bei  $\pm 2 \cdot 10^{-3}$  K, die Empfindlichkeit des Kalorimeters bei 0,1 mW gegenüber zu erwartenden Meßwerten von 200 - 50 mW.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Als nächstes sind die Bestrahlungsexperimente geplant. Parallel dazu werden Eichmessungen zur Bestimmung der integralen Spaltraten der Proben durchgeführt.

06.01.06            Materialverhalten von Zircaloy bei Störfalltransienten

06.01.06/01A    Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-  
PNS 4235.1      Hüllmaterial  
                  (M. Boček<sup>V</sup>, IMF II)

### Durchgeführte Arbeiten

- 1) Temperatur- und lasttransiente Zugverformungsversuche an Zircaloy-4
- 2) Die Berechnung der Standzeiten für überlagerte Temperatur-Spannungsrampen
- 3) Zugkriechversuche von Zircaloy-4 in oxidierender Atmosphäre
- 4) Untersuchungen zum kavitationshemmenden Einfluß von  $ZrO_2$ -Oberflächenschichten im Zircaloy
- 5) Untersuchungen zum elastischen Verhalten von mit Innendruck beaufschlagten  $ZrO_2/Zry-4$  Verbundrohren (Oxidschicht an Rohraußenwand)

### Erzielte Ergebnisse

- 1) Im 1.HJB 1978 wurde berichtet über Ergebnisse von Berechnungen der Lebensdauer von Werkstoffen, die während eines zeitlinearen Temperatur- bzw. Lastanstiegs plastisch verformt werden. Die Rechnungen erfolgten unter der Annahme der Gültigkeit der Summenregel der Lebensanteile (SRL). Um diese Annahme für den Fall von Zircaloy zu prüfen, wurden im Berichtszeitraum entsprechende Zugverformungsversuche an Zircaloy-4 durchgeführt. Zum anderen sind auch bereits



vorliegende Ergebnisse von Rohrberstversuchen mit Rechnungen verglichen worden. Diese Untersuchungen zeigten, daß es im Prinzip möglich ist, mit Hilfe der SRL Versagenstemperaturen und Versagensdrucke als Funktion der Beanspruchungsbedingungen, zumindest für den oberen  $\alpha$ -Phasenbereich von Zircaloy-4, vorherzusagen.

- 2) Unter Anwendung der SRL wurde die Lebensdauer von Werkstoffen bestimmt, die überlagerten zeitlinearen Temperatur- und Last-rampen ausgesetzt sind. Als wesentliche Erkenntnis folgt, daß gemäß dem Verhältnis Spannungsanstieg/Temperaturanstieg zwei Fälle zu unterscheiden sind. Für kleinen Spannungsanstieg wird die Lebensdauer allein durch die Temperaturrampe (bei konstanter Last) bestimmt. Hingegen bei großem Spannungsanstieg beeinflussen die Lebensdauer beide Rampen. Dies hat praktische Konsequenzen für LOCA-typische Hüllrohrbeanspruchungen.
- 3) Nach entsprechendem Umbau von Kriechanlagen wurde im Berichtszeitraum mit Zugkriechversuchen an Zircaloy-4 in oxidierender Atmosphäre begonnen. Diese Untersuchungen sollen Aufschluß geben über den Einfluß von Luft-atmosphäre auf den Kriechvorgang und sind Ergänzungsversuche zu bereits abgeschlossenen Vakuumversuchen.
- 4) Gegenstand dieser Studie war der duktilitätssteigernde Einfluß von Oxidschichten, der im oberen  $\alpha$ -Phasenbereich von Zircaloy-4 zu beobachten ist (s. 1. HJB 1977, KfK 2500, DEZ. 1977, S.270). Die Erklärung dieses Effekts beruht darauf, daß während der Zugverformung der zylindrischen Einfaserverbundprobe  $ZrO_2/Zry-4$  eine Radialspannung im metallischen Substrat entsteht, die das Porenwachstum während der Verformung unterdrückt. Sie entsteht durch die unterschiedlich starke Querkontraktion der beiden auf Zug beanspruchten Komponenten der Verbundprobe. Der Einfluß der Rißbildung in der Oxidschicht auf diese Radialspannung kann quantitativ beschrieben werden.
- 5) Im Zusammenhang mit obigem Punkt 4) dieses Berichts ergab sich die Frage, ob die auch an Rohren beobachtete duktilitätssteigernde Wirkung von  $ZrO_2$ -Schichten eine Eigenschaft des innendruckbeaufschlagten rohrförmigen Verbundwerkstoffes ist. Dazu wurden Rechnungen durchgeführt, die gezeigt haben, daß unter obigen Bedingungen Radialdruckspannungen in der Zircaloy-Hüllrohrwand wirksam werden können. Es ist im weiteren zu klären, wie die Spannungs-komponenten des Verbundwerkstückes im einzelnen von den elastischen Konstanten beider Komponenten, von der Rohrgeometrie sowie von der Oxidschichtdicke abhängt.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

- Zugverformungsversuche mit überlagerten Temperatur- und Last-rampen.
- Wiederaufnahme von Berstversuchen in der "TUBA"-Anlage.
- Auswertung von Berstversuchen in der "FABIOLA"-Anlage; Vergleich von Verformungsdaten mit Modellrechnungen.
- Untersuchung des Kavitationsverhaltens von Zircaloy sowie der Oxidschicht-Rißmorphologie in innendruckbeaufschlagten  $ZrO_2$ / Zry-4 Verbundrohren.
- Nachuntersuchungen von in-pile verformten Hüllrohren.

06.01.06/02A      Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation  
PNS 4235.2      von Zircaloy-Hüllmaterial  
  
(S. Leistikow, IMF/II)

Durchgeführte Arbeiten

Zur Aufklärung geringfügiger Diskrepanzen in den gemessenen Schichtstärkenverhältnissen, aber auch zum Vergleich der Versuchs- und Untersuchungsmethoden wurde Zircaloy 4-Hüllmaterial des Oak Ridge National Laboratory (ORNL) oxidationskinetischen Untersuchungen bei 1000 °C, 1 - 90 min unterworfen.

In einer Serie von Oxidationsversuchen mit speziellen temperatur-transienten Verläufen wurde versucht, die mit der  $ZrO_2$ -Umwandlung (tetragonal  $\leftrightarrow$  monoklin) verbundenen kinetischen Anomalien nachzuweisen. Das Versuchsprogramm umfaßte insgesamt 22 Temperaturverläufe mit je 2 Versuchen.

Isotherm/isobare Rohrinndruck-Zeitstandversuche wurden fortgesetzt: In Ergänzung der bisherigen Arbeiten wurden die Kriechberst-Funktionen bei 600, 650, 700, 750 und 850 °C sowohl in Argon wie in Dampf gemessen. Gleichermaßen wurde auch 2 Std, 800 °C voroxidiertes Rohrmaterial in Dampf untersucht. Damit erhöht sich die Zahl der über die vergangenen Jahre durchgeführten isotherm/isobaren Kriech-Berst-Versuche insgesamt auf etwa 420.

Die bei 800 °C durchgeführten 25 Kriechexperimente wurden einer vertieften metallographischen und rasterelektronenmikroskopischen Nachuntersuchung unterzogen, um im wesentlichen die Rißstruktur als Funktion des Innendrucks zu studieren.

Temperatur-transiente/isobare Zeitstandversuche waren auf den Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit auf die Bersttemperatur sowie auf den Einfluß des Blowdown-Peaks im Vergleich zum blossen Rampen-Temperaturverlauf ausgerichtet.

### Erzielte Ergebnisse

Unsere Untersuchungen ergaben für das ORNL-Hüllmaterial eine mit zunehmender Zeit oxidativer Einwirkung abnehmende Tendenz und für sehr lange Zeiten - verbunden mit dem "Breakaway-Effekt" - einen steilen Anstieg des  $ZrO_2/O_2$ -stab.  $\alpha$ -Phasen-Schichtdickenverhältnisses. Diese Effekte scheinen im wesentlichen versuchsspezifischer Art zu sein. Andere methodischen Ursachen wurden kritisch geprüft.

Der Einfluß der  $ZrO_2$ -Phasenumwandlung (monoklin  $\leftrightarrow$  tetragonal) auf die Hochtemperatur-Oxidationskinetik wurde auch im transienten Temperaturverlauf qualitativ nachgewiesen und bei verzögerter Sauerstoffaufnahme auf eine überwiegende Bildung monoklinen Oxids zurückgeführt.

Die Kriechberstexperimente im Temperaturbereich der  $\alpha$ -Phase zeigten schwächer als im Bereich der Umwandlung oder der  $\beta$ -Phase die Tendenz zu - mit wachsender oxidativer Einwirkung - verstärkter Festigkeit und verminderter Dehnung. Bei der Auswertung der Kriechproben 800 °C ergab sich erneut der Zusammenhang zwischen Prüfdruck und Rißdichte resp. Rißbreite, wie er bereits für 900 °C berichtet worden war: Je höher der Druck, umso zahlreicher und weniger breit waren die Risse.

Bei den temperatur-transienten/isobaren Rampentests wurde ein nur geringfügiger Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit (5 und 10 °C/s) und des der Auffüllphase vorgelagerten Blowdown-Peaks auf das beim Bersten der Proben ( $> 950$  °C) erreichte Temperaturniveau festgestellt.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Metallographische Auswertung der temperatur-transienten Nachoxidation vorkorrodierter Rohrabschnitte. Isotherme/isobare Kriechberstuntersuchungen bei 750-900°C, 50-120 bar, d.h. während sehr kurzer Standzeiten. Messung von Kriechkurven 800° + 1000°C in Luft und Vergleich mit Verhalten in Dampf. Temperatur-transiente, isobare Kriechberstuntersuchungen (Temperaturrampen) bei schneller Aufheizgeschwindigkeit (z.B. 30°/s).

06.01.06/03A            Untersuchungen zum Einfluss des Oxidbrennstoffes und  
PNS 4235.3            von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften  
                          von Zry-Hüllrohren bei LWR-Störfalltransienten

(P. Hofmann, IMF I)

### Durchgeführte Arbeiten

- Berstexperimente mit vorgeschädigten und fehlerfreien Zry-4-Hüllrohren zur Bestimmung des Einflusses von Spaltproduktelementen und -verbindungen auf das Verformungs- und Bruchverhalten der Hüllrohre.
- Fortführung der Berstexperimente mit fehlerfreien und innen voroxidierten Zry-4-Rohrproben zur Bestimmung der kritischen Jodkonzentration, oberhalb der es zum Versagen des Zry infolge Spannungsrißkorrosion kommt.
- Untersuchung der Gefügeänderung von Zry-4 in Abhängigkeit der Temperatur und Glühzeit.
- Zerstörende Nachuntersuchung (Metallographie) von geborstenen Brennstäben des PNS-Vorhabens 06.01.08/01A (PNS 4237), in dessen Rahmen in-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall durchgeführt werden.
- Glühversuche an isotherm bestrahlten UO<sub>2</sub>-Proben und Proben aus dem PNS-LOCA-Brennstab F6 (PNS-Vorhaben 06.01.08/01A).

- Chemisch analytische Untersuchungen zur Bestimmung des Sauerstoffgehaltes von  $\text{UO}_2$ - und Jod-gefüllten Zry-4-Rohrproben nach Berstversuchen.

#### Erzielte Ergebnisse

- Die Berstexperimente erfolgten mit  $\text{CsJ}$ ,  $\text{J}$ ,  $\text{Cs}_2\text{O}$ ,  $\text{Cs}_2\text{ZrO}_3$ ,  $\text{Cs}_2\text{MoO}_4$ ,  $\text{ZrJ}_4$ ,  $\text{TeJ}_4$ ,  $\text{ZrTe}_2$ ,  $\text{Cs}_2\text{Te}$ ,  $\text{Cd}$ ,  $\text{Sb}$ ,  $\text{Sn}$ ,  $\text{Te}$ ,  $\text{Se}$  und  $\text{J}_2\text{O}_5$  gefüllten Rohrproben unter Schutzgas bei etwa  $800^\circ\text{C}$ . Die angegebenen Elemente und Verbindungen führten alle zu einer Abnahme der Berstdehnung der Zry-4-Hüllrohre im Vergleich zu den nur mit Argon gefüllten Rohrproben. Jedoch nur die Versuchsproben, die elementares Jod oder Jodverbindungen enthielten, mit Ausnahme von  $\text{CsJ}$ , ließen eine ausgeprägte Verminderung der Hüllbruchdehnung bei  $800^\circ\text{C}$  infolge Spannungsrißkorrosion erkennen.
- Die kritische Jodkonzentration, oberhalb der es zum verformungsarmen Versagen des Zry-4 infolge Spannungsrißkorrosion kommt, hängt hauptsächlich von der Zry-Temperatur sowie der Gegenwart von Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenoberfläche ab. Wird die kritische Jodkonzentration überschritten, so versagen die Zry-4-Hüllrohre unterhalb  $850^\circ\text{C}$  unter ausgeprägter Verminderung der Hüllbruchdehnung. Oberhalb  $850^\circ\text{C}$  hat Jod keinen merklichen Einfluss auf die Berstdehnung mehr. Dünne Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenoberfläche bewirken eine geringfügige Verschiebung der kritischen Jodkonzentration zu kleineren Werten.
- Der Gefügestand von Zry-4 im spannungsfreien Zustand hängt von der Temperatur und Glühzeit ab. Eine Abschätzung der Zry-4-Hüllmaterialtemperatur bei out-of-pile- und in-pile-Experimenten anhand des Gefügestandes erscheint daher im Prinzip möglich.
- Der geborstene Brennstab A2.1, der einer Kühlmittelverluststörfalltransiente im FR 2-Reaktor unterworfen wurde, ist u.a. im Hinblick auf das Ausmaß der Innenkorrosion metallographisch nachuntersucht worden. Wie die Ergebnisse zeigen, erfolgt die Oxidation der Hüllrohrinnenoberfläche axial und radial nicht gleichmäßig. In der Umgebung der Berststelle ist die Innenoxidation des Hüllrohres am stärksten; in größeren Entfernungen von der Berststelle sind z.T. Bereiche vorhanden wo keine Oxidation erfolgte. Sehr wahrscheinlich erfolgt die Innenoxidation des Hüllrohres hauptsächlich durch den nach dem Bersten in den Brennstab eindringenden Wasserdampf.

- $\text{UO}_2$ -Proben, die bei Temperaturen von max.  $1000^\circ\text{C}$  bis zu hohen Abbränden bestrahlt worden waren, zerbröckelten während der Glühung bei  $1200$  und  $1600^\circ\text{C}$ .  $\text{UO}_2$ -Proben die bei Temperaturen von maximal  $1000^\circ\text{C}$  bis zu 1% Abbrand bestrahlt worden waren, zeigten nach einer zweistündigen Glühung bei  $1600^\circ\text{C}$  eine Schwellung von ca. 2%.

$\text{UO}_2$ -Proben aus dem PNS-Brennstab F6 (2,4% mittlerer Abbrand) wurden bei Temperaturen zwischen  $1200$  und  $1600^\circ\text{C}$  verschieden lang geglüht. Die gefundene maximale Schwellung lag bei 4,3% nach einer dreistündigen Glühung bei  $1500^\circ\text{C}$ . Die Schwellung bei  $1200^\circ\text{C}$  betrug nur 0,4%. Die Schwellung hängt auch von den Bestrahlungsbedingungen ab.

- Es wurde der Einfluß von Jod auf die Sauerstoffaufnahme von Zry-Hüllrohren beim Einsatz unter Störfallbedingungen untersucht. Es wurde festgestellt, daß, unter ansonsten gleichen Versuchs-Bedingungen, voroxidierte Zry-Hüllrohre und solche, die überstöchiometrisches  $\text{UO}_2$ -Pulver enthalten, in Gegenwart von Jod einen deutlich niedrigeren Sauerstoffgehalt aufweisen als Versuchsproben, die kein Jod enthalten. Dieser Effekt ist nach Einsatz bei Temperaturen oberhalb  $700^\circ\text{C}$  stärker ausgeprägt und wird offensichtlich durch ein leichteres Abplatzen der gebildeten Oxidschicht in Gegenwart von Jod verursacht. Möglicherweise wird bei den  $\text{UO}_{2+x}$ -pulverhaltigen Proben die Oxidschichtbildung durch die Gegenwart von Jod stark behindert.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

- Weiterführung der Versuche mit vorgeschädigten und fehlerfreien Zry-4-Hüllrohren zur Ermittlung des Einflusses von Jod und anderen flüchtigen Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften der Hüllrohre bei simulierten speziellen LWR-Transienten.
- Zerstörende Nachuntersuchung von bestrahlten Brennstäben aus dem PNS-Vorhaben 06.01.08/01A (PNS 4237).
- Isotherme Glühversuche mit bestrahltem  $\text{UO}_2$  zur Messung der Brennstoffschwellung und die Spaltgasfreisetzung bei verschiedenen Temperaturen.

- Fortführung der Untersuchungen zur Gefügeänderung von Zry-4 in Abhängigkeit von der Temperatur und Glühzeit.
- Chemische analytische Untersuchungen des Zry-Hüllmaterials, des Brennstoffes und der simulierten Spaltprodukte.

06.01.06/04A            Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter  
06.01.06/05A            kombinierter mechanisch-chemischer Beanspruchung  
PNS 4235.4            ( FABIOLA - Programm)  
  
                          ( L. Schmidt, S. Leistikow, IMF )

#### Durchgeführte Arbeiten, erzielte Ergebnisse

Alle für die Dampfversorgungsanlage erforderlichen Komponenten konnten fertiggestellt und geprüft werden. Die Montage und das Verlegen der Dampfleitungen zur Teststrecke wurden in Angriff genommen.

Die Installation der elektrischen Meß-, Regel- und Leistungseinheiten ist nahezu abgeschlossen.

Zur Erfassung der relevanten Meßgrößen einschließlich der on-line Dehnungsmessung auf der vorhandenen Rechenanlage wurde ein spezielles Programmsystem spezifiziert. Für die graphische Darstellung dieser Meßwerte unmittelbar nach jedem Versuch wird die Anlage um ein Plottersystem erweitert, welches spezifiziert und bestellt wurde.

Die Röntgenkinematographie-Anlage zur Erfassung des Aufbeulvorganges konnte termingerecht beim Hersteller einer Funktionsprüfung unterzogen werden. Für ihren Betrieb innerhalb der FABIOLA-Versuchsanlage ist eine zusätzliche, den behördlichen Auflagen genügende Bleiabschirmung erforderlich. Diese wurde konstruktiv ausgearbeitet und in die Fertigung gegeben.

Ein on-line TV-Breitenmeßsystem mit Rechnerkopplung zur digitalen Speicherung der Dehnungsmeßwerte wurde spezifiziert und die Beschaffung in die Wege geleitet. Mit diesem System wird es möglich sein, sofort nach einem Experiment den zeitlichen Verlauf der Hüllrohrdehnung darzustellen.

Zur Bereitstellung von Brennstabsimulatoren wurde eine Serie von einseitig verschweißten Zircaloy-Hüllrohren angefertigt und mehrere Innenheizer hergestellt. Sie können je nach Bedarf kurzfristig montiert, mit Pellets beladen und verschweißt werden.

Überlegungen zum Versuchsprogramm sehen vor, nach der Inbetriebnahmephase zunächst Referenzversuche zu den REBEKA-Einzelstabexperimenten zu fahren.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

- Fertigstellung der FABIOLA-Testeinrichtung.
- Inbetriebnahme und Erprobung der Röntgeneinrichtung einschließlich Einholung der erforderlichen behördlichen Genehmigungen.
- Inbetriebnahme und Erprobung der kompletten FABIOLA-Anlage.
- Vorversuche zur azimutalen Temperaturverteilung unter Originalbedingungen.
- Referenzversuche zu den REBEKA-Einzelstabexperimenten.
- Nachuntersuchungen an den geborstenen Zircaloy-Hüllrohren.
- Beschaffung und Inbetriebnahme des TV-Breitenmeßsystems.
- Inbetriebnahme des Plotter-Systems.

06.01.07            Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles

06.01.07/01A      Brennstabverhalten unter gesteuerten Blowdown-Bedingungen  
06.01.07/02A      (COSIMA-Programm)  
PNS 4236.1/2      (G. Class, IRE; K. Hain, IT)

### Durchgeführte Arbeiten

Der Experimentierbetrieb mit COSIMA wurde im Berichtszeitraum planmäßig weitergeführt, wobei 18 Blowdown-Versuche gefahren wurden. Es stehen nunmehr alle vorgesehenen Typen von Brennstabsimulatoren, nämlich die "blähfähigen" Simulatoren SIM mit  $Al_2O_3$ - bzw.  $ThO_2$ -Ringpellets und der instrumentierte Simulator WUS zur Messung von Wärmeübergangszahlen, ausgetestet zur Verfügung und wurden in Hauptversuchen eingesetzt.

Ein weiterer Schwerpunkt der Arbeiten war die Weiterentwicklung der Sondermeßverfahren für die berührungslose Messung der Hüllrohrtemperatur und für die Messung des transienten Zweiphasenmassenstromes.

Die theoretischen Arbeiten zur Nachrechnung der COSIMA-Versuche mit dem Rechenprogramm RELAP4-002 (17) wurden fortgeführt.

### Erzielte Ergebnisse

Aus den COSIMA-Hauptversuchen wurden verschiedene Versuchstypen zur Simulation kalt- und heißseitiger Primärkreisbrüche, mit und ohne Hüllendeformation, sowie Versuche mit dem Simulator WUS für die Versuchsauswertung zur Verfügung gestellt.



In direkten Vergleichsmessungen wurde mit dem mit Thermoelementen instrumentierten Simulator WUS die Meßgenauigkeit der berührungsfreien Hüllrohrtemperaturmessung mittels Pyrometern überprüft. Dabei erweist sich die Meßgenauigkeit der Pyrometer und der in das Hüllrohr eingearbeiteten Thermoelemente als vergleichbar. Die Arbeiten zur Optimierung des True-Mass-Flow-Meters (TMFM) führten zu einer weiteren Verbesserung der Meßgenauigkeit und der Betriebssicherheit bei der Messung transienter Zweiphasen-Massenströme. Die Meßunsicherheit bewegt sich unabhängig vom Dampfgehalt und vom Massenstrom im Bereich von  $\pm 3\%$ , bezogen auf den Nenndurchsatz.

Nach Durchführung einiger Modifizierungen an RELAP4-002 (17) wurde eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung erzielt.

Folgende Änderungen seien erwähnt:

- Die DNB-Kriterien für Drücke über 70 bar mußten nach oben korrigiert werden.
- Bei Strömungsstagnation wurde für hohe Dampfvolumentanteile ein Wärmeübergangsmodus "freie Konvektion und Strahlung" eingefügt.
- Die Interpolation der Wärmeübergangszahlen bei hohem Dampfvolumenteil zum Heißdampf hin wurde abhängig vom Dampfgehalt gemacht, der Anwendungsbereich der Filmsiedekorrelationen wurde auf Dampfgehalte über 0,15 beschränkt.
- Die Stoffdaten für Wasserdampf werden aus MAPLIB entnommen.
- Die Moody-Tafeln wurden durch die Tabelle nach Henry-Fauske mit zusätzlicher Ausweitung auf den unterkühlten Bereich ersetzt.
- Die Blasenauftiegs geschwindigkeit im Phasentrennungsmodell wird in Abhängigkeit vom Dampfvolumenteil berechnet.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Im kommenden Halbjahr wird voraussichtlich der COSIMA-Versuchsbetrieb zugunsten einer Weiterentwicklung des True-Mass-Flow-Meter für größere Massenströme und stationären Einsatz zurückgestellt. Mit dem bisher vorhandenen Versuchsmaterial werden hingegen die theoretischen Arbeiten verstärkt vorangetrieben, insbesondere auch im Hinblick auf die Rückkopplung zwischen Thermohydraulik und Hüllrohrdeformation, die sich als wesentlich erwiesen hat.

06.01.08 In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2

06.01.08/01A Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der 2. Aufheiz-  
PNS 4237 phase eines Kühlmittelverluststörfalls.

(B. Räßle, E. Karb, IT)

### Durchgeführte Arbeiten

Die seit dem Jahre 1969 im FR2-Core befindlichen Teile der Teststrecke - Druckrohr, Tauchrohr - hatten die höchstzulässige Strahlendosis erreicht und mußten ausgebaut werden. Neue Teile wurden beschafft, eingebaut und mit BSS 14 im Probetrieb erfolgreich getestet. Der Versuchsbetrieb mit dem neuen Druck- und Tauchrohr wurde bereits wieder aufgenommen.

Mit BSS 14 wurden ferner weitere Verbesserungen an der Instrumentierung der Stabhülle getestet: Platingehülste Thermoelemente, die bei diesem Stab in axialer Nähe des Meßpunktes "direkt" an das Zry-Hüllrohr gepunktet worden waren.

Im Versuch B 1.7 wurde ein nicht vorbestrahlter Prüfling eingesetzt, bei dem 4 Thermoelemente ca. 5 cm unterhalb der Brennstoffoberkante, also an gleicher axialer Position, am Umfang verteilt angebracht waren. Zwei weitere TE lagen gezielt in kurzen Abständen oberhalb der Brennstoffzone. Beabsichtigt war,

- Einflüsse von TE-Befestigungen und an der Versagensstelle vorbeilaufenden Thermokabeln auf das Beulverhalten möglichst auszuschließen,
- azimuthale Temperaturunterschiede zu messen,
- den transienten Hülltemperaturverlauf unmittelbar oberhalb der Brennstoffzone zu erfassen.

Das Versuchsprogramm für Prüflinge hohen Abbrandes wurde mit fünf Stäben der Abbrandstufe 35 000 MWd/t<sub>U</sub> (Versuche G 2.1; 2,2; 3.1 bis 3.3) wie vorge-  
sehen abgeschlossen.

Die Vorausberechnungen der transienten Temperaturen für den unverformten Brennstabsimulator im IKE Stuttgart wurde auf eine Bandbreite von 30 bis 60 W/cm spezifischer Stabileistung ausgedehnt. Die abschließende Dokumentation für den elektrisch beheizten Stab im DK-Loop des FR2 wurde begonnen.

Eigene Rechnungen zur Plenumsauslegung der Versuchsstäbe wurden abgeschlossen.

### Erzielte Ergebnisse

Mit BSS 14 konnten die Versuchsdaten von BSS 7 und 11 ergänzt und bestätigt werden. Danach ist mit der "Direktschweißung" der TE eine Verringerung des Absolutwertes und der Unsicherheit des Temperaturmeßfehlers von früher 75 ± 35 K auf 10 ± 10 K erreicht worden.

Entsprechend dem aktuellen Stand der Nachuntersuchungen von B 1.7 liegen bisher die Berstdaten (61,4 bar, 840 °C), Temperatur-Meßwerte und NERA-Aufnahmen vor. Danach wurde ein azimutales  $\Delta T$  von  $\sim 40$  K (stationär und transient) gefunden, die Beule liegt nahe der Prüflingsmitte, also außerhalb des instrumentierten Teiles, und scheint keine außergewöhnliche Form zu haben. Die Temperaturen im Bereich außerhalb des Brennstoffs nahmen den erwarteten transienten Verlauf.

Bei den Tests G 2.1 bis G 3.3 ergaben sich - wie bereits schon bei den vorangegangenen Versuchen mit vorbestrahlten Prüflingen - wiederum Berstdrucke und -temperaturen, die mit den Berstdaten nicht vorbestrahlter Stäbe und mit Out-of-pile-Versuchsergebnissen gut übereinstimmen. Auch bei der Bruchstruktur der Brennstofftabletten nach der Vorbestrahlung bzw. nach der Transiente ist eine Übereinstimmung festzustellen.

Bei den Berechnungen zur Plenumsauslegung bestätigte sich, daß die Simulationsqualität des gegenüber dem DWR-Stab verkürzten Versuchsstabes gut ist, wenn das Plenum etwa in gleicher Größe ausgeführt wird wie beide Plena des Reaktorstabes zusammen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Vorrangig werden die Versuche mit vorbestrahlten Prüflingen weitergeführt, zunächst mit fünf Stäben des niedrigsten geplanten Zielabbrandes 2 500 MWd/t<sub>U</sub>. Die Vorbestrahlung dieser Stäbe soll im Februar/März 1979 durchgeführt werden.

Zusätzlich sind ca. vier weitere Versuche mit Simulatoren bzw. nicht vorbestrahlten Nuklearstäben vorgesehen.

06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase  
eines Kühlmittelverluststörfalles (REBEKA-Programm)

06.01.09/01A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden  
PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung

(K. Wiehr, F. Erbacher, IRB)

#### Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte auf der Durchführung folgender Arbeiten:

- Auswertung des Bündelversuchs 2 und Vergleich der Ergebnisse mit Bündelversuch 1

- theoretische Untersuchungen zum Einfluß der Kühlung auf Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang
- Ermittlung des Einflusses von auf der Hülle befestigten Thermoelementen auf die Genauigkeit der Temperaturmessung in der Flutphase und auf das Benetzungsverhalten der instrumentierten Hüllrohre
- Planungsarbeiten zur Erweiterung der REBEKA-Versuchsanlage für 49-Stabbündel einschließlich rechnergesteuerter Meßdatenerfassungsanlage.
- Vorbereitung und Durchführung des Bündelversuchs 3

#### Erzielte Ergebnisse

Die Bündelversuche 1 und 2 mit Fluten an einer 5x5-Stabanordnung mit Brennstabsimulatoren voller Länge und axialem Leistungsprofil dienten der Untersuchung des Einflusses der Kühlung auf die Hüllrohrdeformation. Die Zwangsflutung von unten wurde bei den beiden Versuchen zu unterschiedlichen Zeiten eingeleitet und löste die während der Aufheizphase vorhandene Dampfströmung von oben nach unten ab. Bei Versuch 1 setzte die Flutung relativ früh bei einer maximalen Hüllrohrtemperatur von  $760^{\circ}\text{C}$  ein, so daß die überwiegende Deformation der Hüllrohre unter ausgeprägter Kühlwirkung des Zweiphasengemisches während der Flutphase erfolgte. Bei Bündelversuch 2 erfolgte die Flutung erst später bei einer maximalen Hüllrohrtemperatur von  $850^{\circ}\text{C}$ , so daß die gesamte Hüllrohrdeformation bis zum Bersten aller Hüllrohre während der Aufheizrampe unter relativ geringer Kühlwirkung durch Dampfströmung von oben und unten erfolgte.

In beiden Bündelversuchen trat eine Verschiebung der Dehnungsmaxima in Strömungsrichtung zum nächsten Abstandshalter hin auf. Im Versuch 2 ist dies die Folge der Dampfüberhitzung der einphasigen Dampfkühlung, im Versuch 1 das Ergebnis einer infolge thermodynamischen Ungleichgewichts zwischen Dampf und Wasser in der Zweiphasenströmung entstehenden Überhitzung des Dampfes. Das hierdurch hervorgerufene axiale Profil der Hüllrohrtemperaturen führt zu einer Lokalisierung der maximalen Hüllrohrdeformation im heißen Bereich und verhindert axial ausgedehnte Umfangsdehnungen.

Die Verteilung der Wandstärkenverschwächung auf dem Hüllrohrumfang war beim Bündelversuch 1 sehr ungleichförmig, was auf azimutale Temperaturdifferenzen hinweist. Hierdurch bleibt die maximale Wandstärkenverschwächung auf den heißen Bereich des Hüllrohrumfangs begrenzt, wodurch große Umfangsdehnungen verhindert werden und eine maximale Kühlkanalversperrung von um 25 % resultierte.

Bei Versuch 2, bei dem im Vergleich zu Versuch 1 eine geringe Kühlung vorlag, traten relativ gleichförmige Wandstärkenverschwächungen auf dem Hüllrohrumfang auf als Folge von relativ kleinen azimutalen Temperaturdifferenzen, was zu einer maximalen Kühlkanalversperrung von 60 % führte.

Dies ist ein Hinweis darauf, daß die aufgrund von exzentrischer Lage der Pellets im Hüllrohr vorhandenen azimutalen Temperaturdifferenzen durch die beim Fluten sich verstärkt ausbildende Kühlwirkung des Zweiphasengemisches vergrößert und infolgedessen große Umfangsdehnungen und Kühlkanalversperrungen verhindert werden. Dieser experimentelle Befund konnte durch theoretische Untersuchungen bestätigt werden.

Die zur Messung der Hüllrohrtemperatur der Zirkaloyhüllrohre verwendeten aufgepunkteten Thermoelemente erfassen aufgrund ihrer Kühlrippenwirkung und der Anbringung auf der Hüllrohroberfläche nicht die wahre Hüllrohrtemperatur. Vergleiche von aufgepunkteten mit in die Hülle von Brennstabsimulatoren mit Inconelhülle eingelegten Thermoelementen zeigten, daß die mit den aufgepunkteten Thermoelementen gemessene Hüllrohrtemperatur in der Flutphase um bis zu 40°C zu niedrig angezeigt werden kann.

Ein Vergleich der Meßwerte von aufgepunkteten mit in die Hülle eingelegten Thermoelementen ergab, daß das Benetzungsverhalten der Inconel-Hüllrohre der Umgebungsstäbe nicht durch die aufgepunkteten Thermoelemente beeinflusst wird.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

- Einzelstabversuche an verkürzten Brennstabsimulatoren unter definierten Randbedingungen zur Ermittlung einer Beziehung für die Bersttemperatur, zur Anwendung auf Stoffgesetze für plastische Verformung von Zirkaloyhüllrohren sowie zur Erstellung eines Berstkriteriums.

- Detaillierte Auswertung der bisherigen drei Bündelversuche, insbesondere im Hinblick auf den Einfluß der Thermohydraulik auf die Hüllrohrdeformation sowie das Benetzungsverhalten von Brennstabsimulatoren mit Inconel- und Zirkaloyhülle und unterschiedlichem Spalt zwischen Pellets und Hüllrohr (u.U. Einzeleffekt-Versuche).
- Bündelversuch mit Brennstabsimulatoren voller Länge und axialem Leistungsprofil an einer 5x5-Stabanordnung unter Fluten und mit einem Regelstabhführungsrohr anstelle des Zentralstabes zur Untersuchung des Einflusses kalter Regelstabhführungsrohre auf das Deformations- und Benetzungsverhalten im Stabbündel.
- Erweiterung der REBEKA-Versuchsanlage für 7x7-Stabbündelversuche einschließlich autarker rechnergesteuerter Datenerfassungsanlage.
- Begleitende theoretische Arbeiten,

06.01.10            Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung

06.01.10/01A        Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)

PNS 4239            (P. Ihle - IRB)

#### Durchgeführte Arbeiten

Die Experimente mit der 5-Stab-Reihe zur qualitativen Untersuchung des Einflusses der Blockadeform wurden mit einer Versuchsreihe abgeschlossen, bei der eine plattenförmige Blockade mit einer gleichmäßigen Kühlkanalversper- rung von 62% eingesetzt war. Sie war erforderlich geworden, um einen direkten Vergleich verschiedener Blockadeformen ohne überlagerten Einfluß von Teststreckenunterschieden und Verschiedenheiten der axialen Anfangstempera- turen zu ermöglichen. In Druckverlustversuchen mit Wasser wurden die Druck- verlustbeiwerte der plattenförmigen und hülsenförmigen 62%-Blockade für einphasige Strömung ermittelt. Die Experimente wurden vergleichend ausge- wertet. Zur Messung der Dampfüberhitzungstemperatur im instationären Zwei- phasengemisch wurden parallel Sonden unterschiedlicher Konstruktion einge- setzt und deren Signale analysiert.

### Erzielte Ergebnisse

Aus dem Vergleich von Experimenten, die mit verschiedenen Blockadekörpern bei weitgehend gleichen Anfangs- und Randbedingungen durchgeführt wurden, ergibt sich folgendes Bild vom Einfluß der Blockadeform auf die Kühlung in der gleichmäßig versperrten Anordnung:

Ein Hindernis im Kühlkanal kann bei Zwangsdurchströmung zu einer Verbesserung der Kühlung in einem axial begrenzten Abschnitt hinter dem Hindernis führen. Das Ausmaß dieser Verbesserung und die Länge des beeinflussten Abschnitts hängen vom Wassergehalt des zweiphasigen Kühlmittels und von der geometrischen Form des Hindernisses ab. Der Wassergehalt des Kühlmittels wächst mit der Flutgeschwindigkeit; scharfkantige Hindernisse üben einen deutlich größeren Einfluß aus als schlanke, abgerundete Blockaden. Ausgehend von einer bevorzugt gekühlten Stelle kann sich eine zusätzliche Benetzungsfrent ausbreiten. Die Ergebnisse zeigen, daß bei kleiner Flutgeschwindigkeit (2 cm/s) der Einfluß einer abgerundeten, hülsenförmigen 62%-Blockade kaum wahrzunehmen ist und nicht zum Entstehen einer zusätzlichen Benetzungsfrent führt. Bei gleicher Flutgeschwindigkeit verursacht jedoch eine plattenförmige 62%-Blockade in einem Abschnitt von mindestens 300 mm hinter der Blockade etwas geringere Maximaltemperaturen und das Entstehen und Fortpflanzen einer neuen Benetzungsfrent. Bei einer größeren Flutgeschwindigkeit (6,7 cm/s) ist auch für die hülsenförmige Blockade eine verbesserte Kühlung mit etwas reduzierten Maximaltemperaturen in einem jedoch nur weniger als 100 mm langen Abschnitt nach dem Hülsenende zu beobachten. Hinter der plattenförmigen Blockade ergibt sich dagegen bei dieser Flutgeschwindigkeit eine starke Erhöhung der Kühlung über mehr als 300 mm mit von Flutbeginn an fallenden Temperaturen und sehr frühzeitig einsetzendem Benetzen. Die hülsenförmigen und plattenförmigen Blockaden hatten einphasige Druckverlustbeiwerte von gleicher Größenordnung und die Ergebnisse sind daher auch bei der Anwendung auf ein teilblockiertes Bündel vergleichbar.

Diese Ergebnisse bestätigen die PWR-FLECHT-Resultate mit blockierten Anordnungen bezüglich der verbesserten Kühlung hinter plattenförmigen Blockaden. Zugleich zeigt sich aber auch, daß es unumgänglich ist, mit schlank auslaufenden, abgerundeten Blockaden, die dem verformten Brennstab ähnlich sind, zu experimentieren, weil nur so vermieden werden kann, daß eine ungernechtigt günstige Wirkung der Blockade angenommen wird.

Die bislang schwierig zu ermittelnde lokale Dampfüberhitzung kann inzwischen mit einer in FEBA-Versuchen optimierten Sonde bestimmt werden. Innerhalb der ersten Hälfte der Flutphase bei Flutgeschwindigkeiten kleiner als 5 cm/s kann die Dampfüberhitzung auf ca. 10% genau gemessen werden. Während zu Beginn der Flutphase bei allen untersuchten geometrischen Anordnungen die Dampftemperatur in Bündelmitte ca. 100°C unter der Staboberflächetemperatur lag, ist ihr weiterer Verlauf stark von der axialen Ebene und der eingesetzten Blockade abhängig. Bei Flutgeschwindigkeiten kleiner als 3 cm/s wird ein Teil des oberen Bündelendes während der ersten Hälfte der Flutphase durch den aus dem mittleren Bündelbereich stammenden, überhitzten Dampf trotz der Anwesenheit von Wassertropfen noch aufgeheizt.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

In einem 25-Stab-Bündel werden die oben beschriebenen Ergebnisse aus der 5-Stabreihe bei reduziertem Wandeinfluß mit einer kleinen Anzahl von Versuchen quantitativ überprüft. Außerdem wird der Einfluß der Abstandshalter auf den axialen Verlauf der Kühlwirkung des Zweiphasengemisches im Bereich hinter den Abstandshaltern vermessen. Als Überleitung zu Blockadeexperimenten in einem 50-Stab-Bündel wird in kleinem Umfang auch im 25-Stabbündel die Umströmung von Teilblockaden untersucht.

Ein in die 25-Stab-Teststrecke eingesetztes 16-Stabbündel mit sehr langer umströmter Blockade dient einem Vortest zum Problem Langzeitkühlung.



06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf von hypothetischen LWR-Kern-  
schmelzenunfällen

06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim  
Kernschmelzen

06.01.11/01A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und  
PNS 4311 Aerosolen in LWR-Containments  
(H. Bunz, C. Sack, W. Schöck, LAF I)

Durchgeführte Arbeiten

Die Versuche zur Kondensation von Wasserdampf am Aerosol wurden fortgesetzt, wobei Partikelgröße, Temperatur, Zusammensetzung der Atmosphäre variiert wurden, um das gesamte Feld von Parametern abdecken zu können und die Statistik der experimentellen Ergebnisse zu verbessern. Weiterhin wurde ein Modell zur Berücksichtigung des Kondensationsformfaktors entwickelt und in das Modell eingebaut.

Erzielte Ergebnisse

Die Tendenz, die sich bereits in den früheren Versuchsserien gezeigt hatte, wurde bestätigt, daß die heterogene Kondensation des Wasserdampfs an den Partikeln fast ausschließlich von ihrer geometrischen Struktur und vom Material abhängt. Dies drückt sich in dem unterschiedlichen Kondensationsverhalten von frischem und gealtertem Aerosol aus. Die Kondensation setzt am frischen Aerosol früher und an kleineren Partikeln ein als beim gealterten. Dies läßt sich durch die erheblich ausgeprägtere Aggregatstruktur des frischen Aerosols im Vergleich zum alten Aerosol erklären, das eine mehr kugelförmige Gestalt hat. Trotzdem zeigen die parallel zu den Experimenten durchgeführten Rechnungen, daß die Abweichungen im Kondensationsverhalten von dem von Wassertröpfchen durch einen einzigen materialspezifischen Formfaktor beschrieben werden können. Der Einbau des Formfaktors in das Modell NAUA-Mod 3 brachte keine starke Änderung im Vergleich zu Rechnungen ohne Formfaktor. Ob dies generell gilt oder mit der in der Rechnung verwendeten speziellen Wasserdampfquellfunktion zusammenhängt, muß noch geklärt werden.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Zur Vervollständigung des Formfaktormodells werden einige weitere Experimente mit löslichen Aerosolen durchgeführt. Der Schwerpunkt der Arbeiten liegt aber auf der Bestimmung des Einflusses der Containmentwände auf die Kondensation am Aerosol. Hierbei ist insbesondere die Aufteilung des Wasserdampfs zwischen Partikeln und Wand von Bedeutung.

06.01.11      Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim  
                 Kernschmelzen

06.01.11/02A    Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien  
PNS 4314        beim Kernschmelzen  
                 (H.Holleck, A.Skokan, IMF I)

### Durchgeführte Arbeiten

- Durch Tiegelschmelzversuche an Proben aus voroxidiertem Corium und silikatischem bzw. karbonatischem Beton wurde das Oxidationsverhalten von Spaltprodukten, insbesondere von Mo und Ru, durch aus dem Beton freigesetztes  $H_2O$  und  $CO_2$  bei höheren Sauerstoffpartialdrücken untersucht.
- Die Erstarrungscharakteristik der metallischen und der oxidischen Corium/Beton-Schmelzenfraktionen wurde an Proben unterschiedlichen Oxidationsgrades für Corium (A+R) und Corium (E+R) mit silikatischem bzw. karbonatischem Beton experimentell ermittelt.
- Thermoanalytische Untersuchungen an rein silikatischem bis rein karbonatischem Beton wurden zur Aufklärung der Reaktionsmöglichkeit zwischen  $CaO$  und  $SiO_2$  bei der Beton aufheizung durchgeführt.

### Erzielte Ergebnisse

- Im Verlauf der Oxidation der metallischen Coreschmelzenfraktion durch Betonwasser und -kohlendioxid (bei Karbonatbeton) bleibt Molybdän (und damit ebenso Tc) solange metallisch, bis ein erheblicher Teil des Eisens zu Eisenmonoxid aufoxidiert wurde. Erst bei Vorgabe des Fe als  $FeO$  konnte der Beginn der Mo-Oxidation experimentell nachgewiesen werden. Ruthenium (und damit auch Rh und Pd) war auch bei diesem Sauerstoffpotential ( $\sim -272$  kJ/Mol  $O_2$ ) bei 2000 K) erwartungsgemäss noch metallisch.

- Die Erstarrungstemperatur der metallischen Schmelzenfraktion sinkt durch die Zr-Oxidation von  $\approx 2025$  K auf  $\sim 1700$  K ab. Von da an ändert sie sich im Verlauf der Cr- und Fe-Oxidation nicht mehr signifikant.

Die Erstarrungstemperatur der oxidischen Schmelzenfraktion ( $\sim 2800$  K für eine  $UO_2$ - $ZrO_2$ -Lösung vor der Stahloxidation und Betonauflösung) sinkt bei silikatischem Beton mit zunehmender Betonauflösung und steigendem FeO-Gehalt kontinuierlich auf  $\sim 1525$  K (für reinen Silikatbeton) ab. Bei karbonatischem Beton durchläuft sie mit zunehmender Betonauflösung ein Minimum und steigt ab  $\sim 60$  Gew.% Beton wieder an (auf  $\sim 2375$  K für reinen Karbonatbeton). Eine Coreschmelze wird also in karbonatreichem Beton eher erstarren als in karbonatarmem Beton.

- Eine exotherme Reaktion zwischen  $CaO$  und  $SiO_2$  wurde beim Aufheizen von karbonat- und silikathaltigem Beton knapp unterhalb des Schmelzpunktes qualitativ nachgewiesen. Die Wärmetönung reicht nach Aussage der DTA-Kurve allerdings nicht zur Kompensation des endothermen  $CaCO_3$ -Zerfalls aus.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

- Untersuchungen zum Abdampfverhalten von Schmelzen des Typs Corium A und E und Corium (A+R) bzw. (E+R) mit Beton.
- Corium/Beton- und Nickel/Beton-Schmelzversuche in oxidierender Atmosphäre mit induktiver Heizung (SASCHA) im Temperaturbereich  $1775 - 2275$  K.

06.01.11/03A Untersuchungen zur Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-  
PNS 4315 produkten beim Kernschmelzen

(H. Albrecht, IRCH)

### Durchgeführte Arbeiten

Nach einer längeren Umbauphase der Schmelzanlage SASCHA wurde gegen Ende des 3. Quartals 1978 mit der Stufe II des Versuchsprogrammes begonnen, in der die Freisetzung aus Schmelzproben von 100 bis 500 g Masse untersucht werden soll. Die auf 250 KW erhöhte Leistung des Hochfrequenzgenerators erlaubt es, anstelle von einzelnen Brennstoff-Pellets jetzt Brennstoff-Prüflinge einzusetzen, die aus jeweils 6 Pellets in einer geschlossenen Zircaloy-Hülle bestehen. Dadurch können auch Einflüsse auf die Freisetzung erfaßt werden, die durch Reaktionen zwischen dem Hüllmaterial und dem Brennstoff bzw. den Spaltprodukten zustande kommen.

Bei den ersten Versuchen zeigte sich, daß der zusätzlich zum Schmelzgut gehörende Stahlanteil induktiv am besten ankoppelte und daß sich deshalb eine ungleichmäßige Temperatur-Verteilung im Schmelztiegel einstellte. Um diesen Effekt so gut wie möglich abzuschwächen, wurde der Tiegel außen von einem Kranz von Wolfram-Stäben umgeben, die nun die Ankopplung an das HF-Feld übernehmen (Suszeptorwirkung) und die Wärme durch die Tiegelwand hindurch auf das Schmelzgut übertragen. Bei zusätzlicher Isolierung der W-Stäbe gegenüber der Atmosphäre erwies sich diese Heizmethode auch unter Luft bis zu Schmelzguttemperaturen von mindestens 2.500°C als anwendbar.

### Erzielte Ergebnisse

Mit der beschriebenen Heizmethode wurden 5 Freisetzungsversuche unter Luft mit Maximaltemperaturen von 1920 bis 2.480°C durchgeführt. Die Schmelzgutmasse betrug in zwei Fällen 300 g, in den anderen Fällen 148 g. Für die relativ leicht flüchtigen Spaltprodukte J, Cs, Se und Cd konnte durch eine on-line Meßtechnik die Temperatur-Abhängigkeit der Freisetzung bestimmt werden. Für die Elemente Zr, Mo, Ru, Ag, Sb, Ba, Ce, Nd sowie für Fe, Cr, Co und Mn wurde die integrale Freisetzung über die Gesamtzeit jedes Versuches ermittelt. Nachfolgend sind einige Ergebnisse für die radiologisch wichtigsten Spaltprodukte aufgeführt:

- a) Die Freisetzung von Cäsium und Jod liegt bei Temperaturen bis  $1.200^{\circ}\text{C}$  noch unter 1 %; dies läßt darauf schließen, daß beide Elemente nicht in elementarer Form im Brennstoff vorliegen. Eine quantitative Freisetzung wird bei realistischen Aufheizraten ( $1-2^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ ) in Luft für J erst bis  $2.000^{\circ}\text{C}$  und für Cs bis ca.  $2400^{\circ}\text{C}$  erreicht.
- b) Selen zeigt ein stark verändertes Freisetzungsverhalten, wenn es mit dem Zircaloy-Hüllrohr reagieren kann, als beim Entweichen aus einem freistehenden Pellet. Im 2. Fall ist die Freisetzung bis  $1.800^{\circ}\text{C}$  mit 24 % etwa 10 mal so hoch wie im 1. Fall. Für Tellur, das ein homologes Element des Selens ist, wird ein ähnliches Verhalten erwartet.
- c) Ruthen wurde bis  $2.400^{\circ}\text{C}$  nur zu 0,02% freigesetzt; das bedeutet, daß sich leichtflüchtige Oxide (  $\text{RuO}_2$ ,  $\text{RuO}_3$ ,  $\text{RuO}_4$  ) nur in sehr geringem Umfang gebildet haben, was sicher nicht vom Sauerstoff-Angebot im Schmelztiegel, sondern von der Schutzwirkung der Zircaloy-Hülle und der Aufheizgeschwindigkeit abhing.
- d) Barium liegt im Gegensatz zu Ru im Brennstoff mit Sicherheit nicht im metallischen Zustand vor, da die Freisetzung bis  $2.400^{\circ}\text{C}$  nur 0,4% betrug (Spkt. von Ba :  $1.638^{\circ}\text{C}$ ).

#### Ausblick auf den weiteren Verlauf der Arbeiten

- a) Weiterführung der Versuchsserie mit 150 - 300 g Schmelzgut unter Luft zur Beantwortung der folgenden Fragen:
- Wie hängt die Freisetzung von den Parametern Aufheizgeschwindigkeit, Haltezeit bei konstanter Temperatur und Atmosphärendruck ab?
  - In welchem Temperatur-Bereich und für welche Spaltprodukte kommt durch die Zircaloy-Hülle ein besonderer Rückhalte-Effekt zustande?
  - Welches Transport- und Ablagerungsverhalten zeigen die Spaltprodukte nach der Freisetzung?
  - Welche Größenverteilung und Elementzusammensetzung weisen die gebildeten Aerosol-Partikeln auf?
- b) Vorbereitung von Freisetzungsversuchen
- mit gleicher Schmelzgutmasse wie oben unter Wasserdampf
  - mit Schmelzgutmassen von 1 - 3 kg unter Einschluß von Beton

06.01.11/04A Entwicklung und Betrieb von Anlagen zur Untersuchung  
PNS 4316 der Spaltproduktfreisetzung beim LWR-Kernschmelzen  
(D. Perinić, H. Knauß, B. Stuka, IT)

#### Durchgeführte Arbeiten

An der Anlage SASCHA wurden Umbauarbeiten durchgeführt. Der Versuchsbetrieb wurde aufgenommen.

#### Erzielte Ergebnisse

Die Arbeiten an der Umrüstung der Versuchsanlage SASCHA für Schmelzen in Kilogrammaßstab wurden soweit abgeschlossen, daß der Versuchsbetrieb der Anlage unter Luft- bzw. Inertgasatmosphäre anfangen konnte.

Die koaxiale Stromdurchführung für den Betrieb mit Wasserdampf wurde neu konstruiert und bestellt.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die neue koaxiale Durchführung wird in die Anlage SASCHA eingebaut. Anschließend erfolgt die Abnahme der Anlage, Probe- und Versuchsbetrieb mit Kilogrammschmelzen.

06.01.12 Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation  
großer Kernschmelzen

06.01.12/01A Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von  
PNS 4321  $UO_2$ -Zircaloy-Brennelementen bei versagender Notkühlung  
(S. Hagen, IT)

Durchgeführte Arbeiten

Im 2. Halbjahr 1978 wurde der Einfluß der Absorberstäbe auf das Abschmelzverhalten von DWR-Brennelementen untersucht. Das 16 x 16-Brennelement enthält an 20 Positionen an Stelle der Brennstäbe Absorberabführungsrohre aus Chrom-Nickel-Stahl. In diesen Führungsrohren befinden sich "schwarze" Absorberstäbe aus Ag/In/Cd (80/15/5), graue Absorberstäbe aus Inconel 600 und in der ersten Reaktorphase auch Borosilikatglasstäbe als Abbrandgift. Bei mehr als der Hälfte der BE stehen die auch als BE-Skelett benötigten Führungsrohre ohne Absorber.

Es wurden daher Abschmelzexperimente mit Ag/In/Cd-Legierung, Inconel 600, Borosilikatglas und leeren Chromnickelstahl-Führungsrohren durchgeführt. Für die Bündelversuche wurden die original Absorberstabmaterialien mit einer Länge von 30 cm im Zentrum eines 3 x 3 Bündels aus Brennstabsimulatoren aufgeheizt. Diese Bündel waren zur Wärmeisolation mit dem üblichen Mantel aus Keramikfaserisolation umgeben,

Erzielte Ergebnisse

Der Beginn der Materialbewegung im Brennelement durch Schmelzprozesse der Absorberstäbe ist im wesentlichen durch das Chrom-Nickel-Stahl-Hüllrohr bestimmt.

Die schon bei ca. 800° C schmelzende Ag-In-Cd-Legierung bzw. das im gleichen Temperaturbereich erweichende Borosilikatglas wird durch das Chrom-Nickel-Stahl-Hüllrohr eingeschlossen und auf seinen ursprünglichen Bereich beschränkt. Erst wenn bei ca. 1400° C das Chrom-Nickel-Stahl-Hüllrohr versagt, tritt das flüssige Material aus. Bei der Ag/In/Cd-Legierung erfolgt der erste Austritt wegen des starken Druckaufbaues infolge des hohen Dampfdruckes des Indiums sehr heftig.

Dieses erste Schmelzgut und das danach mit sich ausbreitender Temperatur vom Restabsorber und vom Hüll- und Führungsrohr abschmelzende Material, erstarrt im unteren Bereich des Bündels in einem zusammenhängenden Klumpen.

Ein ähnliches Verhalten - mit Ausnahme des heftigen Ausspritzens - haben wir auch beim Borosilikatglas, beim Inconel 600 und bei den leeren Hüllrohren beobachtet. Bei allen Versuchen war der untere Bereich des 3 x 3 Bündels durch einen Klumpen geschmolzenen Materials verstopft. Bei der Übertragung dieser Ergebnisse auf die BE-Konfiguration ist aber zu berücksichtigen, daß nur ungefähr die Hälfte der Brennstäbe in direkter Nachbarschaft zu einem Absorberstab stehen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Experimente wurden 1978 abgeschlossen. Für sich neu ergebende Fragestellungen im Bereich des Abschmelzverhaltens bleibt der experimentelle Aufbau aber voll erhalten und einsatzfähig.

06.01.12/03A Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen  
PNS 4323 und Beton  
(D. Perinić, W. Höhn, A. Mack, IT)

#### Durchgeführte Arbeiten

Die Arbeiten des Vorhabens wurden in folgende Gruppen aufgeteilt:

- A Vorversuche mit Thermitschmelzen in Betontiegeln
- B Entwicklung und Beschaffung der Anlage BETA 1
- C Entwicklung und Beschaffung der Anlagenmeßtechnik
- D Durchführung der Baumaßnahmen einschließlich des Genehmigungsverfahrens
- E Versuchsbetrieb der Anlage BETA 1

Es wurden Arbeiten zu B, C und D durchgeführt.

#### Erzielte Ergebnisse

Nach der Fertigstellung der Spezifikation für die Versuchsanlage BETA 1 wurde die Anlage im November 1978 ausgeschrieben. Die Angebotseröffnung erfolgt im Januar 1979.



Es wurden Entwürfe folgender meßtechnischer Anlagen erstellt:

- Fernbedienbare Eintauchsondenanlage zur Messung der Schmelzbadtemperatur
- Fernbedienbares Periskop mit Fernseh- und Filmkameras für Beobachtung bzw. Aufzeichnung des Schmelzraumes.

Weiterhin wurden in Zusammenarbeit mit der Abt. Bauwesen der KfK und mit auswärtigen Büros Vorentwürfe der Versuchshalle für die Anlage BETA 1 angefertigt und Kostenanalysen durchgeführt.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Versuchsanlage BETA 1 einschließlich der Anlagenmeßtechnik wird bestellt. Das Genehmigungsverfahren für die Baumaßnahmen wird eingeleitet.

Vorversuche mit Thermitschmelzen in Betontiegeln werden vorbereitet.

- 06.01.13 Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von  
Kernschmelzenunfällen
- 06.01.13/01A Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung  
PNS 4331 einer Kernschmelze mit Beton
- (M. Reimann, H. Alsmeyer, IRB)

#### Durchgeführte Arbeiten

- Verbesserungen am Code WECHSL, Dokumentation.
- Erarbeitung eines Grenzschnittmodells zur Berechnung des Temperaturabfalls in der Flüssigkeit, die an den Gasfilm angrenzt.
- Begleitende Modellexperimente mit Trockeneis in Wasser, 86.5 % Glycerin-Wasser-Mischung und 98 % Glycerin.

#### Erzielte Ergebnisse

Wie durch die Modellexperimente mit Trockeneis in Glycerin in Übereinstimmung mit den Berechnungen gezeigt werden konnte, findet bei Flüssigkeiten mit steigenden Prandtl-Zahlen ein zunehmender Temperaturabfall von der Pooltemperatur auf die Temperatur der dem Gasfilm zugewandten Flüssigkeitsoberfläche statt. Daraus folgt eine erhebliche Reduktion des Gesamtwärmeübergangs. Deshalb muß bei oxidischen Schmelzen die Flüssigkeitsgrenzschnittschicht berücksichtigt werden. Bei Flüssigkeiten mit niedrigen Prandtl-Zahlen (Wasser, metallische Schmelzen) ist der Einfluß der Flüssigkeitsgrenzschnittschicht auf den Gesamtwärmeübergang gering.

Berücksichtigt man zusätzlich, daß bei turbulenter Filmströmung der Reibungsbeiwert an der Phasengrenze proportional der Viskosität der Flüssigkeit ist, so ergibt sich gute Übereinstimmung der Theorie mit den Ergebnissen der Modellversuche.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

- Weiterentwicklung der physikalischen Modelle in WECHSL, Ersetzen der empirischen Ansätze durch physikalisch fundierte Modelle.
- Umprogrammierung von WECHSL in ein modulares System
- Voraus- und Nachrechnungen von Simulationsexperimenten.
- Vergleich verschiedener Codes durch Nachrechnung von Standardbeispielen.

06.01.13/02A

Modellexperimente zum Kernschmelzen

PNS 4332

(H. Werle, INR)

### Durchgeführte Arbeiten

Es wurde der Wärmeübergang zwischen den beiden Phasen (Oxid, Metall) einer Kernschmelze in Kontakt mit Beton mittels Modellexperimenten untersucht. In den Experimenten wurde die schwerere Phase (Wood-Metall) beheizt, die leichtere (Silikonöl) gekühlt. Die bei der Betonzersetzung freiwerdenden Gase wurden durch einen von unten über Düsen injizierten Gasstrom simuliert. Gemessen wurde der Wärmefluß über die Grenzfläche der beiden nichtmischbaren Flüssigkeiten als Funktion der Temperaturdifferenz zwischen den beiden Schichten und des Gasstroms.

### Erzielte Ergebnisse

Durch einen Gasstrom wird der Grenzflächenwärmefluß merklich erhöht (um den Faktor 8 bei  $v = 0.63 \text{ cm/s}$ ,  $v = \text{Gasvolumenstrom/Grundfläche}$ ). Das untersuchte System (Silikonöl/Wood-Metall) ist in den wichtigsten Eigenschaften einer Kernschmelze relativ ähnlich, so daß man auch dort eine merkliche Vergrößerung des Grenzflächenwärmeflusses durch die Gasfreisetzung erwarten kann. Verglichen mit dem früher untersuchten System Silikonöl/Wasser ist der Einfluß des Gasstroms jedoch erheblich kleiner, was zeigt, daß das Dichteverhältnis der beiden Phasen eine wichtige Rolle spielt.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Untersuchungen werden durch einige weitere Experimente am System Silikonöl/Wood-Metall abgeschlossen.

06.01.13/03A Theoretische Arbeiten zur Beschreibung der Aktivitäts-  
PNS 4333 freisetzung beim Kernschmelzen  
(E. Fischer, INR)

### Durchgeführte Arbeiten

Die Spaltprodukte Ruthenium und Cäsium liefern potentiell hohe Beiträge zu den von einem Kernschmelzunfall verursachten Spätschäden. Im Hinblick darauf wurde eine Abschätzung des Freisetzungsgrades durchgeführt, wobei die chemischen Reaktionen dieser Elemente im einzelnen berücksichtigt wurden.

Das im PNS vorgeschlagene Modell für den Massentransport aus einer homogenen Schmelze in die Atmosphäre wurde auf ein SASCHA-Experiment mit Corium E angewandt.

### Erzielte Ergebnisse

Bei einem Kernschmelzunfall wird Ru nur bei solchen Unfallpfaden, bei denen eine Dampfexplosion angenommen wird, in signifikantem Umfang freigesetzt. Dabei spielt die Bildung flüchtiger Oxide im Temperaturbereich 1000 - 1850 K eine wichtige Rolle. Aus einer Analyse des Abkühlprozesses von fragmentiertem Brennstoff nach einer Dampfexplosion läßt sich eine obere Grenze für die Freisetzung von Ru von 3 % angeben. Diese Zahl ist wesentlich kleiner als in WASH-1400. Für Cs wurde, unter Berücksichtigung der Bildung chemischer Verbindungen, eine relativ grobe Abschätzung durchgeführt, die etwa 65 % Freisetzung ergab.

Die Anwendung des genannten Modells auf ein Experiment mit Corium E ergab, daß die Freisetzung verschiedener Elemente (Fe, Cr, Mn, Sb, Sn) im Mittel um etwa eine Größenordnung überschätzt wird. Dieses Ergebnis steht im Gegensatz zu der guten Übereinstimmung, die für die Sb-Freisetzung in einem SASCHA-Experiment mit Fissium gefunden wurde.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Im weiteren wird zunächst versucht werden, die vorliegende Überschätzung zu klären. Gegebenenfalls muß das Modell modifiziert werden. In der weiteren Entwicklung soll der Einfluß der Atmosphäre auf die Freisetzung aus einem Schmelzbad untersucht werden.

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung und  
Reduktion der Strahlenbelastung

06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren

06.01.14/01A Bestimmung von Iodkomponenten in der Abluft kerntechnischer  
PNS 4414 Anlagen  
(H. Deuber, G. Birke, LAF II)

Durchgeführte Arbeiten

Es wurden Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern in der Kaminfortluft und den verschiedenen Abluftströmen eines Kernkraftwerks (DWR 3) durchgeführt.

Die parametrischen Versuche zur Abscheidung von  $^{131}\text{I}$  in Form von HIO (hypoiodige Säure) und  $\text{CH}_3\text{I}$  (Methyliodid) an verschiedenen Iod-Sorptionsmaterialien wurden fortgesetzt.

Erzielte Ergebnisse

In der Kaminfortluft des DWR 3 war während des Leistungsbetriebs der Anteil des elem.  $^{131}\text{I}$  am größten, während der Revision der Anteil des org.  $^{131}\text{I}$ . Insgesamt (Meßzeit 1 Jahr) überwog der Anteil des elem.  $^{131}\text{I}$  (ca. 60 %). Die  $^{131}\text{I}$ -Abgabe mit der Kaminfortluft betrug 5 mCi während dieses Zeitraums. (Damit war die Abgabe an elem.  $^{131}\text{I}$  bedeutend niedriger als 50 % der genehmigten  $^{131}\text{I}$ -Abgabe.) Die Hauptquelle für elem.  $^{131}\text{I}$  war während des Leistungsbetriebs die Digestorienabluft, während der Revision das Gemisch aus Ringraumabluft und Spülluft.

Am  $\text{I}_2$ -Sorptionsmaterial DSM 11 schied sich HIO bei typischen Kaminfortluftbedingungen bei langen Spülzeiten (Größenordnung: h) in vernachlässigbarem Maße ab. (Bei langen Spülzeiten wird also eine ausreichende Trennung der Iodkomponenten  $\text{I}_2$  und HIO erreicht.) Die Abscheidung von HIO an Iod-Sorptionsmaterialien wurde durch die Imprägnierungsmittel praktisch nicht beeinflusst.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern im DWR 3 werden abgeschlossen. Die Entwicklung eines diskriminierenden Iodsammlers, der in stickoxidhaltiger Abluft eingesetzt werden kann, wird fortgesetzt. Es werden erste Messungen in der Abluft einer Wiederaufarbeitungsanlage durchgeführt.

06.01.14/02A Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für  
PNS 4415 Störfallbedingungen  
(H.G. Dillmann, M. Feil, H. Pasler, LAF II)

### Durchgeführte Arbeiten

Der Plasma-Aerosolgenerator wurde am Prüfstand TAIFUN angebaut. Nach Abschluß aller Montagearbeiten wurde eine Funktionsprüfung durchgeführt. Die Rückwirkung der Plasmaenergie auf die Gaszustände im Kreislauf wurde untersucht.

### Erzielte Ergebnisse

Bei den bisher untersuchten Betriebsbedingungen traten auch bei längerem Betrieb des Generators keine wesentlichen Absenkungen der relativen Luftfeuchte auf.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Im nächsten Berichtszeitraum werden marktgängige Schwebstofffilter-Elemente unter erhöhten Belastungen auf ihren Abscheidegrad untersucht.

06.01.14/03A Alterung und Vergiftung von Iod-Sorptionsmaterialien  
PNS 4416 (J. Furrer, R. Gerhard, R. Kaempfer, J.G. Wilhelm, LAF II)

### Durchgeführte Arbeiten

Die Beaufschlagung von Aktivkohle zur Radioiodabscheidung mit der Anlagenraumabluft eines DWR-KKW brachte weitere Ergebnisse für den Betrieb eines MWS-Filters.

Zusätzlich wurden die zehn wichtigsten Filterschadstoffe in der Anlagenraumabluft während eines 6monatigen Zeitraums mit einem kontinuierlich arbeitenden Gaschromatographen quantitativ gemessen.

### Erzielte Ergebnisse

Erst nach 10monatiger Dauer der Beaufschlagung ist die Zone der schwerflüchtigen Lösungsmittel in die durch ein Vorfilter geschützte Iod-Sorptionsschicht eines 2stufigen Probefilters eingedrungen. Der integrale Abscheidegrad des Nachfilters sank von 99,999 % auf 99,1 %.

Die Auswertung der Gaschromatogramme der Anlagenraumabluft zeigte, daß bei Normalbetrieb des KKW die Konzentrationen der organischen Lösungsmittel ca. 6 - 10 mg/m<sup>3</sup> betragen. Während und kurz nach der Interventionsphase des KKW wurden Konzentrationen an Lösungsmittel bis zu 63 mg/m<sup>3</sup> gemessen.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Beaufschlagung von Probefiltern mit einer Auslegung, die MWS-Filtern entspricht, die Bestimmung der Abscheidegrade sowie die GC-Analyse der Filter-Eluate und Anlagenraumabluft wird fortgesetzt, um weitere, für die Optimierung benötigte Daten zu erhalten. Diese Arbeiten werden durch die kontinuierliche gaschromatographische Messung von Filterschadstoffen in der Anlagenraumabluft ergänzt.

06.02            SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGS-  
ANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01        Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungs-  
anlage (WA)

06.02.01/01A   Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungs-  
PNS 4511        analge (Explosionen)

(L. Calderola, B. Dorr, K. Schleisiek, P. Schwab,  
H. Wenzelburger, A. Wickenhäuser, IRE)

Durchgeführte Arbeiten

Methodische Grundlagen der Fehlerbaumanalyse:

Inzwischen wurde das neue analytische Rechenprogramm zur Auswertung von Fehlerbäumen aus Komponenten mit zwei und mehr Zuständen sowie statistisch abhängigen Komponenten soweit kodiert und getestet, daß erste Beispiele mit Erfolg behandelt werden konnten. Es sind jedoch noch nicht alle Teile der gegenwärtigen Version des Programms vollständig überprüft.

Mit dem vorliegenden Rechenprogramm kann insbesondere über die in der Praxis wichtige Frage entschieden werden, ob zwei zunächst verschieden erscheinende Fehlerbäume ein und desselben Systems gleich sind. Dies geschieht, indem die Primimplikanten der beiden Fehlerbäume miteinander verglichen werden, die mit Hilfe des Nelson-Algorithmus für allgemeine Boolesche Funktionen, die nicht notwendigerweise kohärent zu sein brauchen, ermittelt worden sind.

Es ist nicht möglich, diesen Vergleich mit der konventionellen Fehlerbaumanalyse auszuführen, da dort lediglich die Minimalschnitte berechnet werden können.

Physikal.-Chem. Grundlagen von Explosionen:

Um herauszufinden, welche der in WA beteiligten Stoffe unter welchen Bedingungen zu explosionsartigen Vorgängen führen, wurde das Studium der einschlägigen Theorien vertieft.

Dabei ergab sich, daß in WA explosive Gemische insbesondere mit Wasserstoff und Kohlenwasserstoffen der Paraffinkette auftreten können.



Für diese Stoffe wurde begonnen, die für Explosionen charakteristischen Kenn-  
daten zu sammeln.

### Erzielte Ergebnisse

Folgende Aufgaben wurden mit dem neuen analytischen Rechenprogramm bear-  
beitet:

1. Vergleich von drei gänzlich verschiedenen Fehlerbäumen ein- und desselben  
Systems, die von drei verschiedenen Personen unabhängig voneinander er-  
stellt worden sind.  
Es ergab sich, daß alle drei Fehlerbäume derselben Booleschen Struktur-  
funktion äquivalent sind.
2. Auswertung eines Systems mit den in der Praxis am häufigsten vorkommenden sta-  
tistisch abhängigen Komponenten. Dabei handelt es sich um Common Mode Fehler,  
Komponenten, deren Ausfallrate vom Eintritt eines zufälligen Ereignisses  
abhängig sind und den Fall zweier Komponenten, in dem die Reparatur der  
einen den Betrieb der anderen beeinflusst.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

#### Methodik der Fehlerbaumanalysen:

Die erste Version des neuen analytischen Rechenprogramms zur Auswertung von  
Fehlerbäumen wird vollends ausgetestet und eine zweite Version für die Berech-  
nung der Ausfallintensität von Systemen aus Komponenten mit mehreren Zuständen  
wird erstellt. Die Methode zum automatischen Bau von FB wird weiter verbessert.

#### Untersuchung der WA auf explosive Vorgänge:

Die Sammlung von Kenndaten über explosive Vorgänge wird so erweitert, daß sie  
auf die prozeßtechnischen Begebenheiten der großen WA angewandt werden kann.

06.02.01/02A Untersuchung ausgewählter Störfälle im Bereich  
PNS 4513 der Extraktion  
(R. Avenhaus, K. Nagel, IDT)

#### Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurde die Analyse von als wichtig erkannten Störfällen im Bereich der Extraktion in Zusammenarbeit mit Vertretern der WAK am Beispiel der WAK in Angriff genommen. Es wurden Zündquellen, Brandgutarten sowie Möglichkeiten für größere Brände in den Zellen und deren Ausbreitung über die Zellen hinaus aufgelistet, und es wurde mit der Detailanalyse eines speziellen Störfalles (Knallgasexplosion und anschließender Brand in der 2BX-Batterie) begonnen.

#### Erzielte Ergebnisse

Es wurde ein Fehlerbaum erstellt mit den zu einer Knallgasexplosion in der 2BX-Batterie führenden Bedingungen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Es sollen für den erwähnten Störfall vollständige Fehlerbäume bzw. Ereignisbäume für die Knallgasexplosion und für einen möglichen Kerosinbrand aufgestellt werden, und es soll die Möglichkeit der Ausbreitung eines Kerosinbrandes über die ursprüngliche Zelle hinaus quantitativ untersucht werden.

06.02            SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGS-  
ANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4600 - Abgasreinigung für Wiederaufarbeitung

06.02.02        Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufarbeitungs-  
anlagen

06.02.02/01A    Verfahrensentwicklung und Optimierung der Filter zur  
Auflöserabgasreinigung

PNS 4611        (J. Furrer, R. Kaempffer, J.G. Wilhelm, LAF II)

Durchgeführte Arbeiten

Zur Auflöserabgasreinigung wurde die prototypische Abgasreinigungsanlage PASSAT mit fernbedienbaren Tropfenabscheidern, Schwebstofffiltern und Iodfiltern unter simulierten Auflöser-Abgasbedingungen in Betrieb genommen. Dabei wurde die Funktion der Gas-Simulationsanlage, die Probenaufgaben und Probenahmen getestet, geeicht und anschließend das Versuchsprogramm begonnen.

In Laborversuchen wurde der Einfluß von Stickstoffmonoxid in reinem Stickstoff auf die Abscheideleistung des Iod-Sorptionsmaterials AC 6120-12 % Ag untersucht.

Erzielte Ergebnisse

Die Betriebsaufnahme an der PASSAT-Anlage verlief ohne große technische Schwierigkeiten, so daß das Versuchsprogramm aufgenommen werden konnte. Die Eichung der Geräte zur Tropfenerzeugung und Messung wurde durchgeführt. Erste Abscheideuntersuchungen mit Tropfen von ca. 1 - 10 µm Durchmesser am untersuchten Prototyp-Faserpaket-Einsatz ergaben hohe Rückhaltefaktoren für Wassertropfen.

Bei Stickstoffmonoxidkonzentrationen bis 1 Vol.% in reinem Stickstoff als Trägergas und einer Einwirkungsdauer von 24 h wurden bei Testbett-Temperaturen von 130 und 150°C keine wesentlichen Auswirkungen auf Beladepazität und Iodabscheidung des Iod-Sorptionsmaterials AC 6120-12 % Ag festgestellt.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Weiterführung des PASSAT-Versuchsprogramms mit der Untersuchung der Prototyp-Faserpaketabscheider-Einsätze und der Schwebstofffilter der Klasse S.

06.02.02/02 A      Technische Entwicklung der Filteranlage zur  
PNS 4612            Auflöserabgasreinigung  
                      (K. Jannakos, H. Hoffmann, H. Jochim, W. Lange,  
                      H. Mock, G. Potgeter, G. Zabel, IT)

### Durchgeführte Arbeiten

Nach Fertigstellung und Anschluß der PASSAT-Anlage an die Energie- und Medieneinspeisesysteme wurden die Regelkreise optimiert, der Probetrieb durchgeführt und erforderliche Änderungen an Anlagenkomponenten vorgenommen. Anschließend wurde mit dem Versuchsbetrieb begonnen.

Das Filtergehäuse sowie die Fernbedienungseinrichtungen für das Auswechseln und Ein/Ausschleusen der Filterpatronen wurden im Rahmen des Versuchsprogramms erprobt.

### Erzielte Ergebnisse

PASSAT-Anlage:

Mit der PASSAT-Anlage konnten alle für die Durchführung der Versuche erforderlichen Betriebsdaten eingestellt werden. Die 4-wöchigen ununterbrochenen Versuchszyklen verliefen störungsfrei.

Die gemessenen Leistungsdaten entsprachen bis auf die elektrische Leistung der Begleitheizung den Auslegungsdaten. Die Gesamtdruckverluste der Anlage bei Nenndaten lagen auslegungsgemäß niedriger als die vom Gebläse erzeugte Druckdifferenz.

### Jodfilter und Fernbedienungseinrichtungen:

Die mechanische Funktionsbereitschaft der Filter und der Fernbedienungseinrichtungen war während des Versuchsbetriebs stets vorhanden. Die durchgeführten Filterwechsel sowie das Ausschleusen der verbrauchten Filterpatronen mit Verschraubung des Abfallfasses (ca. 20 mal) sind erwartungsgemäß verlaufen und haben die Richtigkeit des gewählten Konzeptes bestätigt.

Die erforderliche Dichtheit des Jodfilters, die  $\leq 10^{-3}$  Torr l/s betragen soll, (Dichtheit nach außen sowie zwischen Filtertrommel mit Filtergehäuse roh- und reinluftseitig) wurde nach dem Filterwechsel sowie während des Betriebes stets überprüft. Sie entsprach immer dem o.g. Wert.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Um Langzeitaussagen bezüglich der Dichtheit der Jodfilter sowie der Zuverlässigkeit der Fernbedienung für Filter, Schleuse und Verschraubungseinrichtung zu erhalten, sind weitere Erprobungen erforderlich und auch vorgesehen.

Für eine realistische Einstellung von Versuchsdaten an der PASSAT-Anlage gemäß den Auslegungsdaten des DEZ sind Erweiterungen an der PASSAT-Anlage, wie z.B. das Vorschalten einer  $\text{NO}_x$ -Waschkolonne vorgesehen.

06.02.03 Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung

06.02.03/01A Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung

02A (R. von Ammon, IHCH; E. Hutter, IT/PA

03A

PNS 4621/22/23

### Durchgeführte Arbeiten

An den im Verbund geschalteten Versuchsanlagen ADAMO und KRETA wurde eine sechswöchige Versuchskampagne im Dauerbetrieb durchgeführt. Dabei wurde die analytische Meßtechnik auf die neu hinzugekommene Gaskomponente

Argon angepaßt und erweitert. Die Anlage ADAMO wurde außerdem getrennt von KRETA vier Wochen betrieben, um die Durchbruchzeit von  $\text{CO}_2$  und  $\text{H}_2\text{O}$  durch die beiden Betten einer Adsorberstraße zu bestimmen.

Die Laborversuche zur Gewinnung von dynamischen Adsorptionsdaten wurden mit  $\text{N}_2\text{O}$  und  $\text{CO}_2$  als Adsorptiven und verschiedenen Molekularsieb-Typen und Silicagel fortgesetzt.

Die Laborversuche zur Minimierung der am Reduktionskatalysator auftretenden, in der TTR störenden Gaskomponenten wurden mit verbesserter Spurengasanalytik an verschiedenen Katalysator-Typen fortgesetzt.

### Erzielte Ergebnisse

Maßnahmen, die zur Temperaturerhöhung im Eintrittsbereich des Speisegases der ersten KRETA-Kolonnen führen, verringern erwartungsgemäß die Neigung des Xenons zur Desublimation. Zwei untersuchte Maßnahmen sind: die Zugabe von ca. 1 % Argon zum Speisegas (Temperaturerhöhung 1-2 K am Boden über dem Speisegaseintritt) und Druckerhöhung von 5 auf 6 bar (Temperaturerhöhung 2-3 K).

Aus der Edelgasbilanz während des mehrwöchigen KRETA-Versuchsbetriebs errechnete sich ein Dekontaminationsfaktor über die ganze Anlage für Krypton von ca. 25. Als Haupt-Leckstellen wurden dabei die analytischen Probenahmestellen erkannt. Die an einer Adsorberstrecke von ADAMO gemessenen Durchbruchzeiten für  $\text{CO}_2$  und  $\text{H}_2\text{O}$  entsprechen den Erwartungen für die Adsorbentien Silicagel und Molekularsieb 10A.

Das im Auflöser-Abgas enthaltene Stickoxid  $\text{N}_2\text{O}$  besitzt einen Adsorptionskoeffizienten in der Größenordnung von dem des  $\text{NH}_3$  oder  $\text{CO}_2$ . Seine adsorptive Rückhaltung bereitet daher keine Schwierigkeiten.

Die Bildung von  $\text{CH}_4$  aus  $\text{CO}_2$  ist unter den zu erwartenden Betriebsbedingungen des Reduktionskatalysators in einer echten Abgasstrecke (ca.  $550^\circ\text{C}$ ,  $\text{H}_2$ -Überschuß ca. 1000 vpm) verschwindend gering. Sowohl an Ru wie an oxidischen Katalysatoren wurden Werte  $\leq 1$  vpm gemessen. Die oxidischen Kontakte bilden vergleichsweise mehr  $\text{NH}_3$  aus NO.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

An der ersten KRETA-Kolonne werden konstruktive Veränderungen an den Einbauten (Siebböden) im Einspeisebereich vorgenommen, um Verstopfungen durch desublimiertes Xenon bei höheren Xenon-Konzentrationen im Speisegas zu verhindern. Nach diesem Umbau wird der Versuchsbetrieb wieder aufgenommen.

Die Akkumulation von  $O_2$  in der Kolonne soll experimentell untersucht und mit vorhandenen Rechnungen verglichen werden.

Die Laborversuche zur Sammlung von Adsorptionsdaten werden fortgesetzt und um Untersuchungen zur Salzbildung aus  $NO_x$  und  $NH_3$  erweitert.

Sobald die baulichen Maßnahmen für den neuen Standort der Versuchsanlage REDUKTION durchgeführt sind, wird mit der endgültigen Montage die Inbetriebnahme der Anlage vorbereitet.

In die Laboruntersuchungen zur katalytischen Abgasreinigung wird die Oxidation von Kohlenwasserstoffen mit aufgenommen.

06.02.03/04A Untersuchung zur Kr-85-Lagerung bei der TTR  
PNS 4624 (R.D. Penzhorn, IRCH)

### Durchgeführte Arbeiten

Erste Ergebnisse über die Korrosion von Rb und  $Rb_2O$  an der Innenwand von Edelstahlbehältern (Werkstoff-Nr. 1.4306 und 1.4301) sowie an dem Schweißgut 1.4316 wurden nach 3000 h Standzeit bei 100 bar Argon-Druck und  $150^\circ C$  ermittelt.

Als Alternativverfahren zur Kr-85-Lagerung in Druckgasbehältern wurde die Edelgasfixierung in Zeolithen untersucht.

### Erzielte Ergebnisse

Insgesamt befinden sich 27 aus den Werkstoffen 1.4301, 1.4306 und 1.0305 hergestellte Behälter in Trockenschränken bei 150 bzw.  $200^\circ C$ . Für die Versuche wurden fast immer 3er-Gruppen gleichartiger Druckgefäße und

Ventile zusammengenommen. Das erste Gefäß enthielt nur Argon (100 bar), das zweite Rb (bzw. Na) unter Ar (100 bar) und das dritte Rb + Rb<sub>2</sub>O (bzw. Na + Na<sub>2</sub>O) unter Ar (100 bar). Als Versuchsparameter gelten die Versuchsdauer, die Temperatur und die Rb<sub>2</sub>O-Konzentration (Simulierung einer O<sub>2</sub>-Verunreinigung). Die bisherigen Versuche ergaben keine negativen Änderungen der mechanischen Eigenschaften (Streckgrenze, Bruchgrenze und Bruchdehnung). Metallographisch ist praktisch keine Korrosion an dem Werkstoff 1.4306 durch Rb nach 3000 h bei 150°C feststellbar. Die angeätzten Schliifproben zeigen jedoch, daß interkristalline Korrosion und Lochfraß auftreten, wenn die Proben O<sub>2</sub> enthalten (740 ppm O im Rb).

Ziel der Kr-Verfestigungsversuche ist die Prüfung, ob durch Fixierung von Spaltkrypton in Zeolithen eine Erhöhung der Sicherheit während der Kr-85-Langzeitlagerung bzw. des Transports erreicht werden kann. Mehr als 30 verschiedene Zeolithe wurden mit Edelgas beladen und auf thermische Stabilität, Strahlen- und Feuchtebeständigkeit untersucht. Dabei konnten mehrere Zeolithe gefunden werden, die, wie sich aus Langzeitversuchen bei 200° und 400°C ergab, außerordentlich stabil sind. Einige der erfolgversprechenden Proben wurden einer Bestrahlung von  $3 \cdot 10^8$  rad ausgesetzt, ohne daß dabei negative Effekte auffielen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Fortführung der Rb-Korrosionsversuche und Ermittlung von Auslegungsdaten für einen Kr-85-Lagerungsbehälter. Die Korrosionsexperimente sollen auf zusätzliche Werkstoffe erweitert werden. Als hinzukommende Versuchsparameter gelten die radioaktive Strahlung und bisher nicht berücksichtigte evtl. Verunreinigungen im Kr (N<sub>2</sub> und H<sub>2</sub>O).

Weitere systematische Edelgaseinpressungen in Zeolithen sind geplant, insbesondere im Hinblick auf die Optimierung der Beladungsbedingungen, der thermischen Stabilität und des Wärmetransports.



06.02.03/05A Untersuchungen zur Ozon-Sicherheit bei TTR  
PNS 4625 (R.D. Penzhörn, IRCH)

### Durchgeführte Arbeiten

Die Reaktionsgeschwindigkeit des thermischen Ozonzerfalls wurde als Funktion des Oberflächen/Volumen-Verhältnisses bei niedrigen Temperaturen in Glas- und Edelstahlbehältern gemessen. Zur Auslegung einer Kr-85-Entsorgungsstrecke wurde die Krypton-Adsorption an Aktivkohle untersucht.

Zur Eichung eines Kryostaten wurden p-T-x-Messungen für das System  $\text{CHF}_3/\text{O}_2$  durchgeführt. Mit Versuchen zur Bestimmung von Zündgrenzen ozonreicher Sauerstoff-/Edelgasgemische in der Gasphase ist begonnen worden.

### Erzielte Ergebnisse

Während bekanntlich der homogene Zerfall des Ozons bei Temperaturen über  $100^\circ\text{C}$  nach der 2. Ordnung verläuft, ist er bei Temperaturen im Bereich  $-25$  bis  $25^\circ\text{C}$  nur von der Ordnung 1.5. Die Reaktion ist in Glasbehältern sehr langsam; Ozon kann auch nach Wochen noch gemessen werden. An Metalloberflächen findet eine katalytische Zerlegung statt, die um Größenordnungen schneller und behälterspezifisch ist. Zur Erprobung der Ozonanalytik unter heißen Bedingungen wurde, für die Auslegung einer Aktivkohlestrecke zur Kr-85-Entsorgung, die Abhängigkeit der Kr-Durchbruchskurven von der Behälterdimensionierung, Strömungsgeschwindigkeit und Kr/ $\text{N}_2$ -Gaszusammensetzung gemessen.

Anhand von p-T-X-Messungen an dem System  $\text{CHF}_3/\text{O}_2$  wurden die Eichmessungen (Volumen-, Temperatur- u. Druckbestimmungen) an dem Kryostaten des IRCH fortgesetzt. Erste Untersuchungen über das Zündverhalten von  $\text{O}_3/\text{O}_2$  und  $\text{O}_3/\text{Kr}$ -Gasgemischen sind erfolgt. Die in der Literatur für  $\text{O}_3/\text{O}_2$  angegebene Ozonzündgrenze konnte experimentell bestätigt werden. Die Fortpflanzung der Druckwelle erfolgt im Kr schneller als im Sauerstoff.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Im Vordergrund steht die Erprobung der Ozonanalytik unter heißen Bedingungen. Weiterhin soll untersucht werden, ob Entmischungen an dem flüssigen System  $\text{O}_3/\text{O}_2/\text{Edelgas}$  stattfinden. Die Zündexperimente sollen unter Einbeziehung von KWS fortgeführt werden.

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung  
freigesetzter nuklearer Schadstoffe

06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens  
biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt

06.03.01/01A Untersuchung zur Radioökologie des  $^{129}\text{J}$   
PNS 4811 (H. Schüttelkopf, AS)

Durchgeführte Arbeiten

1978 wurde J-129 in Prozesslösungen der WAK bestimmt. Ebenso wurde J-129 in Ziegenmilch und in Erdproben aus der Umgebung der WAK gemessen. Stabiles Jod wurde in Boden- und Grasproben gemessen. In der Umgebungsluft von Karlsruhe wurde  $\text{CH}_3^{127}\text{J}$  bestimmt.

Erzielte Ergebnisse

Mit den oben angeführten Experimenten wurde das Forschungsprogramm Ende 1978 abgeschlossen. Es wurden folgende Ergebnisse erhalten:

- Extrem empfindliche analytische Methoden für  $^{129}\text{J}$  in verschiedenen Probenmaterialien wurden entwickelt.
- Das Verhalten von  $^{129}\text{J}$  in der WAK und seine Emission aus der WAK wurden vollständig untersucht.
- Eine Langzeitgefährdung durch  $^{129}\text{J}$  existiert nicht, da eine vorhandene  $^{129}\text{J}$ -Kontamination mit der Halbwertszeit von 0,3 a abgebaut wird. Die Belastung durch  $^{129}\text{J}$  über den Weide-Kuh-Milch-Pfad wurde bisher um mindestens den Faktor 45 überschätzt.
- $\text{J}_2$  und Aerosoljod in der Umgebungsluft von Kiel, Stade, Karlsruhe, Gundersheim und München wurden gemessen.  $\text{CH}_3^{127}\text{J}$  wurde in der Umgebung von Karlsruhe gemessen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Das Forschungsprogramm wurde im Dezember 1978 abgeschlossen.

06.03.01/02A  
PNS 4812

Untersuchungen des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt - Am, Cm, Pu.

H. Schüttelkopf, M. Pimpl

### Durchgeführte Arbeiten

Eine extrem empfindliche Analysenmethode für Pu wurde erarbeitet. Erste Experimente zur automatischen Trennung von Pu, Am und Cm mit HPLC wurden durchgeführt. Die Emission von Pu mit dem Abwasser und der Abluft der WAK wird monatlich gemessen. Eine grosse Zahl von Pu-Analysen mit Umgebungsproben wurde durchgeführt.

### Erzielte Ergebnisse

Mit der Analysenmethode für Pu können von einem Laboranten 4 Analysen pro Tag durchgeführt werden. Chemische Ausbeute: 70 - 80 %. Nachweisgrenze:  $<0,1$  fCi/g. Die monatlich gemessenen Pu-Emissionen mit der Abluft der WAK schwanken über mehrere Größenordnungen. Die Gesamtemission von Pu-238 und Pu 239+240 liegt wesentlich unter der Gesamtalphaemission. Im Abwasser werden im Durchschnitt  $0,1 - 1$  pCi Pu gefunden. Pu-Konzentrationen wurden gemessen in Boden-, Pflanzen-, Sediment-, Luft-, Tier- und Wasserproben.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

1979 wird die Entwicklung analytischer Methoden für Am und Cm fortgesetzt. Die Aktinidenfreisetzungen aus der WAK und Konzentrationen der Aktiniden in Proben aus der Umgebung der WAK werden gemessen werden.

- 06.03.02            Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer  
Schadstoffe im Nah- und Fernbereich
- 06.03.02/01A      Theoretische und experimentelle Untersuchung der atmosphärischen  
PNS 4821           Ausbreitung radioaktiver Gase im lokalen Bereich (bis 15 km  
Entfernung bei Emissionshöhen  $\leq 100$  m)  
(M. Becker, J. Hiller, W. Hübschmann, K. Nester,  
H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vogt, AS)

### Durchgeführte Arbeiten

Die Auswertung der Ausbreitungsexperimente mit Emissionshöhen  $\leq 100$  m wurde abgeschlossen.

### Erzielte Ergebnisse

Die aus den Meßwerten der Ausbreitungsversuche ermittelten Ausbreitungsparameter wurden zu je einer Kurvenschar für  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$  zusammengefaßt. Die  $\sigma$ -Kurven hängen vom Quellabstand und der Ausbreitungskategorie ab. Der Verlauf der Kurven wurde aufgrund theoretischer Überlegungen geglättet; die Lage der kategorienspezifischen Einzelkurven wurde dem Schwerpunkt der  $\sigma_\phi$ -Werte (Turbulenzkriterium) der jeweiligen Kategorie zugeordnet.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Das Vorhaben wird mit der Veröffentlichung der Ergebnisse im Jahre 1979 abgeschlossen.

06.03.02/02A Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung radioaktiver  
PNS 4822 Stoffe im regionalen Bereich (über 15 km Entfernung)

(W. Hübschmann, P. Thomas, S. Vogt, AS)

#### Durchgeführte Arbeiten

Eine kleine Testserie der Transponder wurde entsprechend den Spezifikationen von der Herstellerfirma gefertigt und in einer ortsfesten Anordnung getestet. Bei einer durch elektronische Dämpfung simulierten Entfernung von 74 km war der Transponder noch einwandfrei zu orten. (Gefordert wird eine Entfernung von 50 km).

#### Erzielte Ergebnisse

Die Tetroon-Trajektorien wurden hinsichtlich der Turbulenz-Parameter ausgewertet. Es konnte gezeigt werden, daß die Zeitkonstante der Vertikal-schwingungen sowie der horizontale Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  - abgeleitet aus den Trajektorien aufeinanderfolgender Flüge - in den aufgrund theoretischer Überlegungen erwarteten Bereich fallen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Die Tetroonflüge werden fortgesetzt. Die Fertigung der Transponder wurde in Auftrag gegeben.

06.03.02/03A Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung radioaktiver  
PNS 4823 Stoffe im lokalen Bereich (bis 15 km Entfernung) bei  
Emissionshöhen > 100 m

(M. Becker, J. Hiller, W. Hübschmann, K. Nester,  
H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vogt, AS)

### Durchgeführte Arbeiten

Es fanden 5 Ausbreitungsversuche bei den Kategorien A/B, C und D statt. Dabei wurden simultan die Tracer  $\text{CF}_2\text{Br}_2$  bzw.  $\text{CFCl}_3$  von der 160-m- bzw. der 195-m-Plattform des meteorologischen Mastes freigesetzt. Die automatische Probenahme erfolgte in zwei Perioden à 30 min Dauer an mehr als 50 Positionen im Lee des Mastes.

In der Nähe der Ortschaft Spöck ist auf einem Wiesengelände (Rauhigkeitsstufe II) ein Kurbelmast aufgestellt. Dort werden die Meßwerte  $\sigma_\phi$  und  $\sigma_\theta$  der in 15 m Höhe montierten Vektorfahne analog registriert. Zur Meßdatenerfassung soll ein tragbares netzunabhängiges und wetterfestes Gerät verwendet werden. Die Erprobung dieses Gerätes und seine Ertüchtigung wurden fortgesetzt.

### Erzielte Ergebnisse

Auf der Basis der Ausbreitungsexperimente wurde je eine vorläufige Kurvenschar der Parameter  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$  für Emissionshöhen über 130 m ermittelt. Weitere Experimente sind erforderlich, um diese Kurvenscharen abzusichern.

Die  $\sigma_\phi$ -Verteilung der Meßwerte in Spöck wurde mit derjenigen des KfK (Meßmast, 100 m Höhe) verglichen. Wie zu erwarten, wurden wesentlich kleinere  $\sigma_\phi$  bei labilen Situationen, etwas kleinere bei neutralen und etwa gleiche bei stabilen Situationen gemessen.

### Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Ausbreitungsversuche werden mit Emissionshöhen über 100 m fortgeführt.

- 06.03.03            Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen  
                      unter probabilistischen Gesichtspunkten
- 06.03.03/01A        Unfallfolgenmodell der Deutschen DWR Risikostudie  
                      02A
- PNS 4831/32        (D.Aldrich<sup>+</sup>, A.Bayer, K.Burkart, M.Schückler, INR;  
                      W.Hübschmann, H.Knüppel, S.Vogt, HS; F.Horsch, PNS-PL)

#### Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

Alle Rechnungen für die Phase A der Druckwasserreaktor-Risikostudie sind abgeschlossen. Erste Rechenläufe mit variierten Eingangsdaten wurden vorgenommen, um die Fehlerbreiten der o.e. Ergebnisse abschätzen zu können. Zusätzlich wurde mit der Analyse des Einflusses verbesserter Teilmodelle für die Phase B auf die Endergebnisse begonnen.

#### Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang

Das Unfallfolgenmodell der Phase A wird unter Einschluß aller Verbesserungen, die bis jetzt erkannt worden sind, überarbeitet werden.

<sup>+</sup> Delegierter des Sandia Laboratoriums, Albuquerque NM (USA)





S U M M A R I E S

.



06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER  
PLANTS

PNS-Subproject 4100 - Dynamic Loads and Strains of Reactor Components  
under Accident Conditions

06.01.01 HDR-Blowdown-experiments on dynamical loadings on reactor internals

06.01.01/01B Design, precomputation and evaluation of the HDR-blowdown experi-  
PNS 4115 01C ments on dynamical loadings and deformations of reactor-pressure-  
vessel internals

(E.Erb, J.Kadlec, F.Katz, R.Krieg, K.H.Lang, A.Ludwig, H.Mösinger,  
W.Olbrich, P.Philipp, H.Schnauder, U.Schumann, E.Wolf, IRE)

Work performed

The experiments on the temperature distribution have been finally evaluated and documented. By means of the code STRUYA the influence of hot water sucking-off-devices in the downcomer on the blowdown has been examined. The design of the hydraulic deflection device for the snapback experiments has been completed, tenders have been collected and transducers have been ordered. The data transfer from the codes to the ZMA (central computer for experimental data processing) has been prepared. The break mechanism at the blowdown-nozzle has been reexamined. Preliminary blowdown tests have been specified.

Essential results

The stability of the temperature distribution seems to be assured. The sucking-off-devices disturb pressure waves during blowdown locally by about 1 bar. The deflection device can be used under cold conditions at two positions of the core barrel. Furthermore it can be employed under hot conditions for performance tests of the blowdown transducers. Acceleration transducers for the snapback experiments have been tested and found to be suited. Doubts arose whether the break mechanism allows for break times below 3 ms in the blowdown-tests. For preliminary blowdown-tests, a highly reduced instrumentation has been specified.

Plans for the near future

The hydraulic deflection device will be delivered in April 1979 and tested thereafter. The mounting, first operation and some tests in the HDR reactor are planned for June 1979. The planned conditions for the snapback experiments will be specified by March 1979 so that final precomputations can be performed thereafter. The fitting parts for clamping the core barrel flange will be determined. The data transfer between computer codes and ZMA will be documented.

06.01.01/02A  
PNS 4116 02B

Experimental Data Acquisition and Processing of the  
Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals  
in the HDR-Blowdown-Experiments

(K.D. Appelt, IRE)

#### Work performed

Qualification tests of six accelerometer prototypes, one displacement transducer prototype and three pressure transducer prototypes were performed in the autoclave-shaker test facility. Development of a facility for high-temperature dynamic calibration of accelerometers was completed and the facility has started operation. The primary report on the qualification tests of one accelerometer prototype was completed.

#### Essential results

Transducer defects found in previous qualification tests have been widely eliminated. Two accelerometer models and one additional displacement transducer model qualified as suitable for the performance of the RDB-E-blowdown tests. So far, neither the absolute pressure transducer prototype nor the differential pressure transducer prototypes qualified as suitable.

#### Plans for the near future

Ordering of accelerometers, displacement transducers and strain gauges for the RDB-E-blowdown tests; provision of corresponding calibration facilities. Conclusion of qualification tests of pressure transducer prototypes and possibly ordering of absolute and differential pressure transducers for the RDB-E-blowdown tests.

06.01.02 Development und Verification of Codes for Dynamic Stress Analysis  
of Reactor Components

06.01.02/01A Development and Verification of coupled fluid-structure-dynamics  
PNS 4125 codes for analysis of dynamic stresses and deformations of  
reactor vessel internals during LOCA.

(H.H. Bechler, G. Enderle, B. Göller, G. Hailfinger, F. Katz,  
A. Ludwig, H. Möisinger, W. Olbrich, E.G. Schlechtendahl,  
U. Schumann, IRE)

Work performed and results

After a number of model enhancements the two phase code DRIX-2D was used to investigate the local mass flow distribution in the blowdown nozzle. In a cooperative effort with the university of Karlsruhe the influence of model dimensionality in fluid dynamics codes has been studied and its importance has been assessed. Predictive calculations with the code FLUST for HDR blowdown experiments have been completed. Work has begun on implementing FLUX in FLUST.

With the code CYLDY3 which was recently developed for shell dynamics of the core barrel, eigenvalues (eigenfrequencies and mode shapes) of high accuracy has been obtained. Comparisons with other results showed that, using finite elements, an adequate description of the shell bending close to the boundaries as well as a sufficient representation of high order mode shapes would be either extremely costly in terms of the number of elements or even impracticable.

With the STRUYA code the influence of numerical integration parameters was studied. Furthermore, the equipment built into the HDR downcomer for flow and temperature control purposes was found to have a negligible influence on blowdown. The model basis of the FLUX code was successfully checked against one-dimensional test cases for which analytical solutions can be obtained. Work has begun on modeling of two fluid phases in FLUX. For a DWR case a strong influence upon the maximum stresses in the core barrel was found.

With the code SING-S for coupled fluid structural dynamics in any three-dimensional geometry parameter calculations has been carried through for the oscillations of the spherical containment of a boiling water reactor with pressure

suppression system. For different collapsing steam bubbles in the water pool of the pressure suppression system the maximum shell elongations have been calculated. Furthermore, the influence of an additional not collapsing steam bubble in the water pool could be determined.

#### Plans for the near future

The drift flux theory will reach a stage of completion with documentation. Work on integral balance equations for fluid dynamics will continue.

On the basis of the high accuracy CYLDY3 results for the eigenvalues of the core barrel dynamics also the deformations and stresses versus time will be calculated. Coupling of FLUX and FLUST will be achieved. Efforts will be shifted from code development to HDR experiments (06.01.01/01A).

The stresses, resulting from the oscillations of the spherical boiling water reactor containment will be determined. Maximum bending stresses are expected at the interconnection between the spherical containment and the bottom cone of the condensation chamber.

06.01.02/02A Laboratory Experiments for validation and enhancement of  
PNS 4126 fluid/structure dynamics codes relevant to initial phases  
of LOCA.

(F. Eberle, J. Kadlec, F. Kedziur, R. Krieg, E. Wolf, IRE)

#### Work performed und results

The first series of 100 two-phase flow tests with the converging nozzle have been performed. Analysis of the 34 signals per tests have begun. First results have been obtained. They show good signal quality and indicate fairly good predictability by the drift flux model.

Investigations on the constructive details of the pressure vessel internals have been intensified. It turned out, that simulation of these internals during experiments of blowdown type depends strongly on the theoretical models which will be used.

For experiments with periodic excitation the required equipment is available or has been ordered. Calculations parallel to these experiments (fluid-structural-coupling) are in preparation.

Plans for the near future

Interpretation of the first series of two-phase flow tests in collaboration with LIT will be finished. A second series of tests is planned with some modifications of the test setup and the transducers.

Before carrying through the experiments of blowdown type, more knowledge is required about the theoretical models which are going to be verified.

The experiments with periodic excitation will be carried through for type a and prepared for additional types. Also the calculations will go on in the same time scale.

06.01.03        Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques  
                  and Application at Blowdown Experiments

06.01.03/03A    Joint Test Facility for Tests and Calibration of Different  
PNS 4137        Methods of Two Phase Mass Flow Measurement  
                  (J. Reimann - IRB)

Work performed

- a) Evaluation of the tests of the LOFT mass flow rate instrumentation (EG&G, Idaho, USA) and the radiotracer technique (PNS 4136). The final report will be completed in the near future.
- b) Test of the True Mass Flow Meter (PNS 4236) in steam-water flow at pressures between 2.5 and 10 MPa.
- c) Experiments with highly accelerated two-phase flow (nozzle flow, PNS 4126) including both air-water and steam-water fluids.
- d) Optimization of flow homogenizers (Battelle Frankfurt) for horizontal two phase flow.

### Essential results

To a): Some of the results obtained with the LOFT-instrumentation (DTT combined with a gamma densitometer) deviated strongly from the reference values, depending on the phase distribution in the pipe cross-section. The radiotracer technique combined with the LOFT Gamma Densitometer showed a much better accuracy, independent of flow regime.

To b): The TMFM tests performed at mass flow rates up to 3.5 kg/s and qualities up to 55% showed a mean measuring error of 3.4% of the maximum measuring range with a standard deviation of 2.2%.

To c): The experiments evaluated up to now are described in the project PNS 4126 of this report.

To d): By using a special lucite test-section experience was gained on the qualitative influence of various flow homogenizers on the phase distribution. A 5 beam gamma densitometer was successfully tested to measure quantitatively the phase distribution downstream of the homogenizer in the subsequent experiments.

### Plans for the near future

- Layout of a test facility for transient experiments.
- Optimization of flow homogenizers; test of a drag body in homogenized flow.
- Documentation of the tests of the EG&G mass flow rate instrumentation.



06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER  
PLANTS

PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Transient Conditions

06.01.04 Development and Verification of the Code System SSYST  
PNS 4231

06.01.04/01 A Theoretical Investigation of the Fuel Rod Behaviour under  
02 A Accident Conditions  
03 A (R. Meyder, IRE; H. Borgwaldt, INR; H. Unger, IKE Stuttgart;  
04 A S. Malang, IRB)

Work performed

Development of SSYST

For an easier use of SSYST a first version of the module VARIO (VARIABlen Initialisierung zur Objektzeit) is completed. It will bring an essential support for users in specifying an SSYST-input. The adaptation of modules to the accelerated version of SSYST is completed for all important modules. This accelerated version, in the meanwhile, is used for normal runs.

The module AZI which models the effect of excentricity between pellet and clad was improved in its mechanical part, and extended so that the excentricity can now be varied during a run. Azimuthal variations of coolant heat transfer and the radiation heat transfer to the environment are included in AZI now also.

The NORA model for zircaloy creep at high temperatures was extended to describe the effect of oxygen on strain rates. The data base ZYBDA for development of a burst criterion was extended and analyzed in a first step.

To get better boundary conditions in the subchannel for rod analysis the module ZETHYD was attached to SSYST in Karlsruhe. For more precise initial conditions within the fuel rod, COMETHE III J, from Belgo Nucleaire, was implemented and coupled to SSYST. For an improved simulation of the primary system RELAP4 mod 6 from EG&G was transferred to Karlsruhe. The translation of the received source deck with our compiler FORTRAN-H-Extended showed up a number of errors which have been corrected. For plotting RELAP results a link was made to REGENT. The 8 test samples supplied by EG & G have been verified.

## Application of SSYST

The runs necessary for generation of a response surface are completed in a first cut. The recalculation of LOC-11, COSIMA and REBEKA have been continued.

## Cooling of strongly deformed bundles

The investigation of the coolability of strongly deformed zones considered the potential of cooling by an axial steam flow through the residual channel.

## Essential results

The inclusion of oxygen effects in the NORA creep model for Zry showed only a small influence for loadings typical for a 2-F-LOCA. For long lasting transients however the oxygen influence becomes important.

Recalculation of COSIMA experiment and the runs for the response surface show, that the variance of cladding strain has a strong increase with increased values for expected strain. I.e., especially the final strain of rods in areas of great strains has a big error band and a precise prediction asks for very precise initial and boundary conditions.

Also for the final strain the excentricity between pellet and cladding is important. Excentricity leads to higher strains than a symmetrical case if the symmetrical case is not close to rupture. In the case of rupture for the symmetrical rod rupture time is smaller and rupture strain is much smaller for the excentric case. Variation of excentricity between 100 % and 70 % showed to be important in the first REBEKA experiment for burst time but has only small influence on final strain.

The application of the module ZETHYD to COSIMA experiment showed that cladding temperatures according to ZETHYD are higher than the measured ones. The reason is assumed to be in the heat transfer models of this module. That the heat transfer models in our RELAP4 mod 2 version have to be checked also showed up, when RELAP boundary conditions of an unpressurized rod were

applied via SSYST to an identical rod with internal pressure. The heat transfer had to be doubled to match the experimental results.

An estimate of the potential of cooling a strongly deformed zone by axial steam flow through residual channels showed, that with the assumptions: driving force equal to a water column of the same Height ( $x=0$ ) and an unlimited steam source at blockage entrance, about 20 % of the initial flow area are sufficient to cool the bundle. Not considered in this case are temperature spikes caused by azimuthal variation of cooling conditions.

#### Verification of SSYST:

The independent, system-oriented verification of SSYST has been started in 1978. In a first step the organisation of a computer-based data bank has been selected. All experimental data which are necessary for the verification work can be stored in this data bank. A number of subroutines have been developed and tested to reduce, print and plot the experimental data together with the results of the analysis.

#### Plans for the near future

The release of SSYST-2 and the development of a burst criterion for Zry cladding will be the most important tasks for the next future.

06.01.04/05A Decay Heat Measurements of  $^{235}\text{U}$  in the Time Period from  
PNS 4234 10 to 1000 Seconds  
(K. Baumung, INR)

#### Work performed

During the report period, the experimental facility was built up in its final version and tested in "cold" runs. Measurements were performed in order to determine the dynamic and regulation characteristics and the sensitivity of the calorimeter.

#### Essential results

With all security requirements of the reactor operator met and the proper function of the apparatus demonstrated in a test run, the operating permission was granted.

With dummy samples the time constant of the calorimeter was determined to be 2 s. The time constant of the adiabatic jacket was found to be 1 s, the accuracy of its temperature control being  $\pm 2 \cdot 10^{-3}$  K. The sensitivity of the calorimeter reaches  $10^{-4}$  W compared with expected powers of 200 - 50 m W.

#### Plans for the near future

The irradiation experiments will be performed next. In parallel, calibration experiments for the determination of the total fission rates will be done.

06.01.06 Material Behaviour of Zry-4 under Accident Conditions

06.01.06/O1A Investigation on the Behavior of Zircaloy Cladding Material  
PNS 4235.1 (M. Boček, IMF II)

#### Work completed

- 1) Tensile experiments on Zircaloy-4 with temperature and load ramps respectively.
- 2) Calculation of the life time for structures subjected to superimposed temperature-load ramps.
- 3) Tensile creep of Zircaloy-4 in an oxidizing atmosphere.
- 4) Investigation of the influence of  $ZrO_2$  -layers on cavitation in Zircaloy.
- 5) The elastic behaviour of pressurized  $ZrO_2$ /Zry-4 composite cladding (oxide layer on the outer surface).

#### Essential results

- 1) In the 1st SAR (semianual Report) 1978 results are reported about calculations of the life time of structures plastically deformed by applying temperature or load ramps respectively. The calculations were based on the assumption that the life fraction rule (LFR) is obeyed. To check the validity of the assumption for the case of Zircaloy-4, appropriate tensile experiments have been performed. Moreover results of some burst experiments have been compared with calculations. These investigations have shown that principally it is possible to predict on the basis of the LFR - at least for the upper  $\alpha$ -Phase range of Zircaloy-4 - the failure temperature as well as the failure stress as functions of the loading conditions.

- 2) Assuming the validity of the LFR the life time was calculated for structures subjected to superimposed linear (in time) temperature and load ramps. As an essential results it follows therefrom that according to the ratio stress rate/temperature rate between two cases can be distinguished. For small stress rates the life time is determined solely by the temperature ramp whereas for high stress rates both the ramps influence the life time. In praxis this bears consequences for Zircaloy cladding subjected to LOCA-typical loading conditions.
- 3) After reconstruction of creep apparatus tensile creep experiments in air atmosphere were initiated on Zircaloy-4. The intention is to examine the influence of a steady oxidizing atmosphere on creep. These experiments complete a serie of similar preceding examinations in vacuum, the aim of which was to verify the constitutive models for inelastic behaviour of Zircaloy.
- 4) It was the aim of this investigation to explain the influence of  $ZrO_2$  -coatings upon the ductility of Zircaloy in the upper  $\alpha$ -phase region (see 1. SAR 1977, KfK2500, Dec. 1977, p. 270). It is shown that the effect is due to a radial compression of the metallic substrate when the cylindrical  $ZrO_2/Zry-4$  composite is loaded by tension. This stress component which suppresses the growth of cavities in grain boundaries is caused due to the different contractile properties of both the components of the composite. The model describes quantitatively the influence of cracks in the oxide layer upon the decisive radial stress component.
- 5) In correlation to the Point 4) above the question arose whether the increase of ductility observed on Zircaloy cladding with oxide layers is due to the same effect as responsible for the increase of ductility of tensile specimens. For this purpose calculations were performed showing that a compressive radial stress component in the Zircaloy can be generated when a tubular  $ZrO_2/Zry-4$  composite is internally pressurized. Presently investigations are on the way to determine the influence of elastic constants, cladding geometry and oxide thickness upon the stress components in the composite.

Plans for the near future

- Tensile experiments for superimposed ramp loading conditions.
- Restart of burst experiments in the "Tuba" equipment.
- Evaluation of burst experiments performed in the "Fabiola" equipment. Comparison of deformation data with those for model calculations.
- Examination of the cavitation behaviour of Zircaloy and the fracture morphology of oxide layers for internally pressurized  $ZrO_2/Zry-4$  composite cladding.
- Postexaminations of in-pile ballooned cladding.

06.01.06/02A      Investigation of the High Temperature Steam Oxidation  
PNS 4235.2        of Zircaloy 4 Cladding Tubes  
                    (S. Leistikow, IMF/II)

Work completed

Zircaloy 4 cladding tubes of Oak Ridge National Laboratory (ORNL) were tested in steam at 1000 °C during 1 - 90 min to compare the applied test methods and to explain minor divergencies in the proportion of  $ZrO_2/\alpha$ -layers as function of exposure time.

Other experiments were directed towards the reproduction of the so-called anomalous oxidation effect caused by the hysteresis of the monoclinic to tetragonal  $ZrO_2$ -phase transformation and its feed-back on oxidation kinetics.

Isothermal/isobaric capsule testing was continued and the creep-rupture functions were measured for 600, 650, 700, 750, and 850 °C in argon and steam. In addition preoxidized capsules were tested in steam. The total number of creep-rupture experiments performed during the last years under isothermal/isobaric conditions now sums up to about 420 tests. The creep test specimens 800 °C were evaluated by metallography and scanning electronmicroscopy.

Temperature-transient/isobaric tests were performed for testing - at a given internal pressure - the influence of various heating rates and of the blowdown-peak on time-and temperature - at - rupture.

#### Essential results

Also for the ORNL Zircaloy 4 cladding material, an intermediate decrease of the proportion of the  $ZrO_2/\alpha$ -phase layer was found, followed by an drastic increase when the breakaway of the  $ZrO_2$ -scale occurred. Other reasons for small divergencies were evaluated, for instance temperature and time measurements, metallographic evaluation of layer thicknesses, consequences of one-sided (ORNL) and double-sided (KfK) oxidation. The so-called anomalous effect of steam oxidation during temperature transients was reproduced qualitatively and-in case that a reduced gain of oxygen was observed-explained by the predominant existence of the monoclinic oxide phase.

The creep-rupture tests below 800 °C showed a moderate prolongation of time-to-rupture when the tests were performed in steam (or after preoxidation in steam) instead of argon. Also slightly reduced maximum circumferential strain could be measured.

The post-test evaluation of numerous creep specimens in the ruptured and non-ruptured condition confirmed the pressure dependence of the superficial oxide crack pattern: at equal strain high internal pressure caused the formation of a high crack density of small width, at lower pressure a low density of broad cracks could be observed.

During some temperature-transient/isobaric ramp tests no remarkable influence of the heating rates (5 and 10 °/s) and of the blowdown-peak on temperature - at - rupture (> 950 °C) could be detected.

#### Plans for the near future

Metallographic evaluation of temperature-transient oxidation of preoxidized tube sections. Isothermal/isobaric creep-rupture tests at 750 - 900 °C, 50 - 120 bar. Creep tests at 800 and 1000 °C in air and comparison with those in steam. Temperature-transient/isobaric creep-rupture tests (ramp tests) at higher heating rates (10 - 30 °/s).

06.01.06/03A Investigations on the Influence of Oxide Fuel and Fission  
PNS 4235.3 Products on the Mechanical Properties of Zry-4 Cladding Tubes  
under Transient LWR-Conditions  
(P.Hofmann, IMF I)

#### Work performed

- Burst experiments on pre-damaged and as-received Zry-4 cladding tubes to evaluate the influence of fission product elements and compounds on the deformation and rupture behavior of the cladding tubes.
- Continuation of the burst experiments on as-received and on the innerside preoxidized Zry-4 tube specimens to determine the critical iodine concentration above which Zry will fail as a result of stress corrosion cracking.
- Investigation on the change of the structure of Zry-4 in dependence of temperature and annealing time.
- Destructive post-irradiation-examinations (metallography) of burst fuel rods of PNS task 06.01.08/01A (PNS 4237) under which in-pile experiments are carried out on the fuel rod behavior in a loss-of-coolant accident.
- Annealing experiments with irradiated  $UO_2$  both isothermally irradiated samples and samples from the PNS-LOCA-fuel rod F 6 (PNS-task 06.01.08/01A).
- Analytical chemical investigations to determine the oxygen concentration of Zry-4 tube specimens filled with  $UO_2$  and iodine after burst experiments.

#### Essential results

- The burst experiments with CsI, I,  $Cs_2O$ ,  $Cs_2ZrO_3$ ,  $Cs_2MoO_4$ ,  $ZrI_4$ ,  $TeI_4$ ,  $ZrTe_2$ ,  $Cs_2Te$ , Cd, Sb, Sn, Te, Se and  $I_2O_5$  filled tube specimens were performed under inert gas conditions at about  $800^\circ C$ . All the above mentioned elements and compounds yielded a decreased burst strain of the Zry-4 cladding tubes in comparison to the argon filled reference specimens. However, only the tube specimens that contained elemental iodine or iodine compounds, with the exception of CsI, failed in a brittle mode at  $800^\circ C$  due to stress corrosion cracking of the Zry.



- The critical iodine concentration, above which the Zry-4 cladding tube fails due to stress corrosion cracking, depends primarily on the Zry-temperature and on the presence of oxide layers on the inner cladding tube surface. If the critical iodine concentration is exceeded, the Zry-4 cladding tubes fail at temperatures below  $850^{\circ}\text{C}$  with a pronounced reduction at the burst strain. Above  $850^{\circ}\text{C}$  iodine has a negligible influence on the burst strain of the Zry-4 tubing. Thin oxide layers on the inner cladding tube surface (7-15  $\mu\text{m}$   $\text{ZrO}_2$ -layer) cause an insignificant shift of the critical iodine concentration to smaller values.
- The structure of Zry free of stress depends on the temperature and annealing time. An assessment of the cladding material temperature by means of structure examinations seems therefore possible.
- The burst fuel rod A2.1 exposed to a loss-of-coolant accident transient in the FR-2 reactor has been subjected to metallographic examinations to determine the extent of inner corrosion. It becomes evident from the test results that the cladding tube inner surface does not undergo uniform axial and radial oxidation. In the vicinity of the burst region the inner oxidation of the cladding tube is strongest; at greater distances from the burst region there exist some zones free from oxidation. The inside oxidation of the cladding tube is due mainly to the steam penetrating into the fuel rod after bursting.
- $\text{UO}_2$  samples irradiated at  $1000^{\circ}\text{C}$  to high burnups crumbled during annealing at  $1200$  and  $1600^{\circ}\text{C}$ .  $\text{UO}_2$  samples irradiated at  $\leq 1000^{\circ}\text{C}$  to 1% burnup showed an additional swelling of about 2% after annealing for 2 hrs at  $1600^{\circ}\text{C}$ .  
  
 $\text{UO}_2$  samples of the PNS rod F 6 (2,4% mean burnup) were annealed at different times at temperatures between  $1200$  and  $1600^{\circ}\text{C}$ . The maximum swelling was found to be 4.3% after 3 hrs at  $1500^{\circ}\text{C}$ . The swelling at  $1200^{\circ}\text{C}$  was only 0.4%. The swelling depends on the irradiation conditions, too.
- The influence of iodine on the oxygen uptake of Zry-4 cladding tubes have been studied under transient LWR-conditions. The results show that iodine causes a lower oxygen uptake of preoxidized and  $\text{UO}_{2+x}$ -filled Zry-4 cladding tube specimens in comparison to specimens free

of iodine. The influence of iodine is more pronounced at temperatures above 700°C where the  $ZrO_2$ -layers spall off more easily. Possibly, iodine also prevents the oxide layer formation in the case of the  $UO_{2+x}$ -filled Zry-tube specimens.

Plans for the near future

- Continuation of the experiments on pre-damaged and as-received Zry tubes on order to evaluate the influence of iodine and other volatile products on the deformation and rupture behaviour of the cladding tubes during simulated LWR-transients.
- Destructive examination of irradiated fuel rods of PNS task 06.01.08/01A (PNS 4237).
- Isothermal annealing experiments with irradiated  $UO_2$  at various temperatures in order to determine the fuel swelling and fission gas release behaviour.
- Zry-4 cladding tube structure examinations in dependence of temperature and annealing time.
- Analytical chemical investigations of Zry-4, oxide fuel and simulated fission products.

06.01.06/04 A      Burst-Tests of Zircaloy Cladding Tubes under  
06.01.06/05 A      Mechanical and Chemical Load (FABIOLA PROGRAM)  
PNS 4235.4          ( L. Schmidt, S. Leistikow, IMF )

Work completed, essential results

All necessary components of the steam generation system were completely mounted and tested. The assembling of this system and the connection of the steam leading tubes to the test section was started.

The installation of the electrical control and measure devices and the

power supply units was almost finished.

A special computer program for recording the important test data, including the on-line measurement of creep deformation, was set up. For the graphic plotting of these test data the available computer will be supplemented by a plotting system, which was specified and ordered.

The function test of the X-ray cinematographic device, measuring the tube expansion continuously, could be performed at the producers factory. An additional lead screen for shielding this device was designed according to the public safety regulations and given into fabrication.

An on-line TV-width analyzer, with computer interface, for digital storage of the cladding tube expansion values, was specified and its purchase was prepared. This system allows to plot the creep curve immediately after an experiment.

For the production of fuel rod simulators a series of Zircaloy tubes one-sided closed by welding and some internal heaters were manufactured. So it is possible to assemble and weld the complete fuel rod simulators within a short time.

An experimental program was set up and a matrix was achieved to begin after start-up and testing of the basic functions of the FABIOLA-test facility with REBEKA-single rod reference tests.

#### Plan for the near future

- Complete assembling of the FABIOLA-test facility.
- Start-up and testing of the x-ray cinematography including all necessary licensing.
- Start-up and check-up of the FABIOLA-test facility in total.
- Pretests to measure the azimuthal temperature distribution under original conditions.
- REBEKA-single rod reference experiments.
- Post-test analysis of the ruptured Zircaloy tubes.
- Order of the TV-width analyzer.
- Testing of the plotting system.

06.01.07 Fuel Behavior in the Blowdown Phase of a LOCA

06.01.07/01A Fuel Rod Behavior under Controlled Blowdown Conditions

06.01.07/02A (COSIMA PROGRAM)

PNS 4236.1/2 (G. Class, IRE; K. Hain, IT)

#### Work performed

COSIMA experimental operation was continued during the period of reporting with 18 blowdown tests performed. All the envisaged types of fuel rod simulator, i.e. the simulators capable of ballooning containing  $Al_2O_3$  and  $ThO_2$  ring pellets, respectively, and the instrumented simulator for measurement of the heat transfer coefficients, have now undergone complete testing and have meanwhile been inserted in the main tests.

Another central subject of activities consisted in the advancement of the special methods for non-contact measuring of the cladding tube temperature and for measurement of the transient two-phase mass flow.

Theoretical work was continued to recalculate the COSIMA tests by means of the RELAP4-002 (17) computer code.

#### Essential results

From the COSIMA main tests several types of testing for simulation of PWR primary loop ruptures on the cold and hot sides, accompanied or not by cladding tube deformation, as well as tests with the WUS (measurement of heat transfer coefficients) simulator have been made available for evaluation.

In direct comparison measurements the WUS simulator instrumented by thermocouples was used to check the accuracy of non-contact measurement of the cladding tube temperature by means of pyrometers. The accuracies of measurement of the pyrometers and of the thermocouples embedded in the cladding tube proved to be comparable. Work on the optimization of the true-mass flowmeter (TMFM) resulted in a further improvement of the accuracy and availability during measurement of transient two-phase mass flows. Independent of the steam quality and of the mass flow, the inaccuracy of measurement lies within  $\pm 3\%$ , related to the nominal flow rate.

After some modifications of RELAP4-002 (17) satisfactory agreement was obtained between the measurement and the computation. The following changes will be given as examples:

- The DNB criteria for pressures above 70 bar had to be corrected to higher heat fluxes.
- In case of stagnant flow a "free convection and radiation" mode of heat transfer was introduced for a high volume fraction of steam.
- The interpolation towards superheated steam of the heat transfer coefficients at high volume fraction of steam was made to depend on the steam quality; the application of the film boiling correlations was restricted to steam qualities of more than 0.15.
- The material data for water vapor were taken from MAPLIB.
- The Moody charts were substituted by the table according to Henry-Fauske, furthermore extended to the range of subcooling.
- The bubble rising velocity in the model of phase separation is calculated as a function of the steam volume fraction.

#### Plans for the near future

It is intended to postpone in the coming half year the COSIMA test operation in favor of the development of the true-mass flowmeter for application for higher massflows and under steady-state conditions. However, using the test material so far available, theoretical work will be intensified in future, above all as regards ackfeeding between thermohydraulics and cladding tube deformation.

06.01.08            In-pile Experiments in the DK Loop of the FR2 Reactor  
06.01.08/01A        Investigations on Fuel Behavior During the Second  
PNS 4237            Heatup Phase of a Loss-of-Coolant Accident.  
                      Nuclear and Reference Tests  
                      (B. Räßle, E. Karb, IT)

#### Work completed

The in-pile section of the test loop, which had been in the reactor core since 1969 had to be replaced when reaching its maximum tolerable irradiation dose. After a successful trial with simulator BSS 14 the regular operation was resumed.

With BSS 14 improvements of the clad instrumentation were tested: Thermocouples spot welded directly to the cladding at the cylindrical part of the platinum jacket.

In test B1.7 an unirradiated rod was used having a special cladding instrumentation in order to meet the following objectives:

- exclude the influence of TC attachments and TC leads on the deformation
- measure azimuthal temperature variations
- investigate the cladding temperature history immediately above the fuel stack

The experimental program with high burnup samples was completed according to schedule with 5 rods irradiated to 35,000 MWd/t<sub>U</sub> (tests G2.1; 2.2; 3.1 - 3.3).

Cladding temperature pre-test calculations for undeformed BSS were extended to linear rod power rates ranging from 30 to 60 W/cm. Final documentation of the analytical work for the electrically heated simulator was started. An analysis concerning the proper plenum size for short length test rods was completed.

#### Essential results

The BSS 14 test confirmed the data of BSS 7 and BSS 11: Spot welding the 1 mm OD thermocouples to the cladding at the cylindrical part of the platinum jacket resulted in a reduction of the measuring error from previous  $75 \pm 35$  K to now  $10 \pm 10$  K.

Measured in test B1.7 with 4 TC's at the same axial location, 5 cm below the upper edge of the fuel stack, and 90° apart, the maximum circumferential temperature variation was found to be approx. 40 K (steady-state as well as transient). From neutrographies the balloon of B1.7 was determined to be close to the rod mid plane i.e. not within the instrumented section, its shape is not unusual.

Burst pressures and burst temperatures found during the test series G2/3 did not show an influence of the nuclear parameters. Like the failure data of the B tests (unirradiated rods), of the F tests (20,000 MWd/t<sub>U</sub>), and of the G1 tests, the G2/3 data lie well within the scattering band of the burst pressures and temperatures obtained out-of-pile by various investigators.

As experienced with the F and G1 rods, neutrografies of the G2/3 rods show that the fuel pellets, already cracked during previous steady-state irradiation, disintegrated during the transient or during subsequent handling at those rod sections where major clad lifting or ballooning occurred.

The plenum calculations confirmed that the simulation quality of a short length test rod is sufficient, with a plenum having approximately the same free volume as the sum of upper and lower plenum volumes of a full length PWR rod.

#### Plans for the near future

Continuation of the tests with previously irradiated samples has priority; 5 tests are scheduled with the lowest target burnup: 2,500 MWd/t<sub>U</sub>. Pre-irradiation of these rods is planned for Feb./March 1979.

In addition 4 tests with simulators or unirradiated nuclear rods are envisaged.

Hot Cell post-test examination and evaluation of the results will be continued.

- 06.01.09 Fuel Rod Behavior in the Refilling - and Reflooding Phases of  
a LOCA  
(REBEKA-Program)
- 06.01.09/01A Investigations of the Interaction between Ballooning  
PNS 4238 Zry Claddings and Emergency Core Cooling (REBEKA-Program)  
(K. Wiehr, IRB, F. Erbacher, IRB)

#### Work completed

In the period under review most of the effort was concentrated upon the implementation of the following activities:

- Completion of bundle test 3 with flooding in a 5x5 rod configuration with full length fuel rod simulators of an axial power profile to study the influence of cooling on deformation
- Evaluation of bundle test 2 and comparison with the results of bundle test 1
- Theoretical studies on the influence of cooling on temperature differences on the cladding circumference
- Investigations on the influence of surface mounted clad thermocouples on the accuracy of the temperature measurement and the rewetting behaviour of the cladding tubes
- Design work to extend the REBEKA test loop and data acquisition system for 7x7-rod bundles.

#### Essential results

Two full-length bundle tests with flooding (test 1 and 2) were evaluated to study the influence of cooling on deformation. The flooding from bottom was initiated at a different timing following a steam flow from top to bottom during the heat-up phase. In test 1 with relatively early flooding at 760°C maximum cladding temperature, most deformation occurred during the reflooding phase under pronounced two-phase cooling. In test 2 with relatively late flooding at 860°C maximum cladding temperature, all deformation was generated during the heat-up phase under moderate cooling of steam flow from top to bottom.

In both tests an axial shift of the maximum strains was observed and it is

evident that an axial cladding temperature profile exists. In test 2 this is a consequence of a superheating of the single-phase steam cooling during deformation in the heat-up phase. The axial deformation profile of test 1 in which the deformation occurred under two-phase flow during the reflood-phase suggests that there is no thermodynamic equilibrium between steam and water during the reflooding phase and a substantial superheating of the steam which results in an axial cladding temperature difference between the grid spacers. Such axial temperature profiles promote a localization of maximum strains on the hot area and prevent axially extended ballooning.

In test 1 the distribution of the wall weakening of the zircaloy cladding tubes is in no way uniform and suggests a pronounced temperature non-uniformity on the cladding circumference with the consequence of relatively small strains and a small coolant channel blockage ratio of only 25%. In contrast to test 1 the bundle cross section of test 2 exhibits a relatively uniform circumferential wall weakening of the cladding tubes as a consequence of fairly uniform temperature distributions on the cladding circumference which resulted in a coolant channel blockage ratio of 60%.

This suggests that the increasing cooling efficiency during the reflooding phase enhances existing azimuthal temperature differences and contributes to a limitation of the circumferential strains and the resulting coolant channel blockage in a rod bundle. This experimental evidence has been proved by a theoretical analysis.

The surface mounted thermocouples used to measure the cladding temperature are not able to determine the true temperature owing to the fin cooling effect and the attachment on the surface. Comparisons between fin and embedded thermocouples of guard fuel rod simulators with Inconel claddings have shown that the temperature recorded during reflooding by a fin thermocouple is lower by up to 40°C.

Comparing the quench times indicated by surface mounted and embedded thermocouples of guard fuel rod simulators gives no evidence that the rewetting behaviour of the Inconel cladding is influenced by fin thermocouples.



Plans for the near future

- Further single rod tests
- Detailed evaluation of bundle tests 1, 2 and 3
- Performance of bundle test 4 comprising a passive cold control rod guide tube in the centre
- Extension of the REBEKA-test loop and the computer controlled data acquisition system for 7x7-bundle configurations
- Theoretical work

06.01.10            Influence of Coolant Channel Blockages upon Core Cooling in  
                         the Reflood Phase of a LOCA

06.01.10/01A      Flooding Experiments with Blocked Arrays (FEBA)  
PNS 4239            (P. Ihle - IRB)

Work completed

A final series of experiments was performed in a 5-rod-row with plate-type blockages in 62% of the cross sectional coolant channel area to investigate qualitatively the influence of the shape of blockages. This additional series was necessary to render possibly a direct comparison between different blockage shapes and the unblocked configuration without superimposed influences from different test section characteristics and initial temperature distributions. Single phase pressure drop coefficients were measured in water for the sleeve-type and plate-type 62 % blockages. The evaluation of experimental results was continued. In order to measure steam superheat in transient two-phase flow, three probes of different design were used in equivalent channel positions and their signals were analysed.

### Essential results

Comparing experiments with different blockage configurations performed for nearly the same initial and boundary conditions one gets the following picture of the influence of blockage shapes on cooling effectiveness in a uniformly blocked rod configuration:

Unter forced feed conditions an obstacle in the coolant channel may cause improved cooling effectiveness in a region of axially limited length behind the obstacle. The degree of the improvement and the length of the region depend on the water content in the two-phase flow and on the geometrical shape of the obstacle. The water content increases with increasing flooding rate; obstacles with sharp edges cause a significantly stronger influence than slim rounded blockages. Starting from a spot of emphasized cooling an additional quench front may spread.

The results show that at low flooding rates (2 cm/s) the influence of a rounded sleeve type 62% blockage is hardly detectable and does not produce an additional quench front. However, at the same flooding rate a plate-type 62% blockage causes somewhat lower turnaround temperature in a region of at least 300 mm downstream from the blockage and the initiation of a new quench front. At higher flooding rates (6.7 cm/s) also the sleeve-type blockage leads to somewhat reduced turnaround-temperature but in a region of less than 100 mm only behind the upper end of the sleeve. At this flooding rate the plate-type blockage causes a strong cooling improvement over more than 300 mm with decreasing rod temperature from the start of reflooding and with very early quenching.

Since the single phase pressure drop coefficients of the sleeve- and plate-type blockages were in the same order of magnitude the results can be applied to partly blocked bundles also if the flow redistribution is taken into account.

These results confirm PWR-FLECHT blocked bundle data as far as improved cooling behind plate-type blockages is concerned but they further show that it is important to perform blockage experiments with slim rounded blockage sleeves similar to ballooned fuel rods, in order to avoid taking unjustified high credit for the cooling effect of a blockage.

The local steam superheat temperature, difficult to investigate until now, can be measured within the first part of the reflood phase at flooding velocities less than 5 cm/s with an accuracy of about 10%. The steam probe was developed within the FEBA-program. During the first seconds of the reflood phase, near the mid plane of the bundle at all arrays investigated, the steam temperature was about 100°C lower than the correspondent cladding temperature. Later in the transient, as expected, the steam temperature - clad temperature - difference was dependant on the axial level and the blockage type used. At flooding velocities less than 3 cm/s the superheated steam leaving the mid plane region of the bundle was heating up part of the upper end of the bundle. This effect was observed within the first half of the reflood phase inspite of the presence of water droplets.

#### Plans for the near future

The results for a 5 rod row described in the preceding paragraph will be checked quantitatively with a small number of tests in a 25 rod bundle with reduced wall effects. In addition the influence of spacer grids on the axial distribution of the two-phase heat transfer coefficients will be measured. As a bridge to blockage experiments in a 50 rod bundle some tests in a nonuniformly blocked 25 rod bundle will also be performed.

Experiments with a long blockage in a 16 rod bundle for blockage bypass mounted in the 25 rod bundle housing, serve as screening tests to investigate long term cooling problems.

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER  
PLANTS

PNS-Subproject 4300 - Investigation and Control of LWR Core-Meltdown  
Accidents

06.01.11 Reaction Behavior, Activity Release and Transport of  
Fission Products during Core-Meltdown

06.01.11/01A Investigations on the Interaction of Fission Products  
PNS 4311 and Aerosols in LWR-Containments

(H. Bunz, C. Sack, W. Schöck, LAF I)

Work performed

The experiments concerning the condensation of steam onto aerosol particles were continued varying particle size, temperature, composition of the atmosphere to cover the whole field of parameters necessary and to improve the statistics of the experimental results. Furthermore a formula was developed to take the condensation shape factor into account.

Essential results

The tendency shown already in the former experiments was confirmed that the heterogeneous condensation of the steam onto the particles is dominated by their geometrical structure and their material. This fact can be seen by the different condensation behaviour of new and aged aerosol. The condensation onto new aerosol begins earlier and involves smaller particles than in the case of an aged aerosol. This can be explained by the aggregate structure which is far more distinct in the case of the new aerosol than in the case of the aged aerosol with a more spherical shape. Nevertheless the calculations made parallel to the experiments show that the difference between the condensation velocities of the aerosols and of water droplets can be accounted for by a single probably material dependent shape factor. The insertion of the shape factor into the model NAUA-Mod 3 did not change the results very much compared to calculations without the shape factor. If this fact is generally valid or depends only on the special steam source function which was used in the calculations has to be investigated in the future.

### Plans for the near future

To improve the shape factor model some more experiments with soluble aerosol particles are necessary. The main subject of the near future work, however, will be the quantification of the influence of wall effects on the aerosol system. Especially the partitioning of steam between walls and particles will be measured.

- 06.01.11            Reaction Behavior, Activity Release, and Aerosol Behavior during Core Meltdown
- 06.01.11/02A      Constitution and Reaction Behavior of LWR Materials at Core Melting Conditions  
PNS 4314
- (H.Holleck, A.Skokan, IMF I)

### Work completed

- Crucible melting experiments were performed with mixtures of pre-oxidized corium and basaltic or limestone concrete in order to investigate the oxidation behavior of the fission products, esp. Mo and Ru, at elevated oxygen partial pressures by H<sub>2</sub>O and CO<sub>2</sub> released from concrete.
- The solidification behavior of the metallic and oxide fractions of corium (A+R) and corium (E+R) in the course of the interaction with basaltic or limestone concrete was investigated by crucible experiments.
- Thermoanalytical investigations were performed with concrete of different types ranging from pure basaltic to pure limestone aggregates in order to test the possibility of reactions between CaO and SiO<sub>2</sub> during the heating up period.

### Essential results

- In the course of the oxidation of the metallic fraction of the core melt by the oxidizing agents released from the concrete structures - water and (in the case of limestone concrete) carbon dioxide - molybdenum (as well as Tc) remains metallic until a considerable amount of iron has been oxidized to FeO. The oxidation of Mo was experimentally shown to start when FeO was used in the samples instead of Fe. As it was expected, Ruthenium (as well as Rh and Pd) remained metallic at the prevailing oxygen potential  $\lambda \approx -272$  kJ/mole O<sub>2</sub> (at 2000 K).

- The solidification temperature of the metallic fraction of the corium melt decreases from  $\sim 2025$  K to  $\sim 1700$  K as a result of the oxidation of Zr. From this time onwards it does not change significantly in the course of the oxidation of Cr and Fe.

The solidification temperature of the oxide fraction of the corium melt (initially  $\sim 2800$  K regarding a  $UO_2$ - $ZrO_2$  solution) decreases continuously with increasing FeO concentration and with increasing admixture of basaltic concrete to about 1525 K (concerning pure basaltic concrete). Admixture of limestone concrete results in a reincrease above  $\sim 60$  w/o concrete (upto  $\sim 2375$  K concerning pure limestone concrete). The core melt is therefore expected to solidify sooner with the increasing amount of limestone aggregates in the concrete.

- An exothermic reaction between CaO and  $SiO_2$  was shown to occur just below the melting temperature when concrete with a mixture of basaltic and limestone aggregates was heated up. According to the DTA curve the thermal effect was insufficient to compensate the endothermic effect of the dissociation of  $CaO_3$ .

#### Plans for the near future

- Investigations concerning the vaporization behavior of corium A and E type melts and corium (A+R) and (E+R) together with concrete.
- Melting experiments of corium components (Ni) together with concrete in oxidizing atmosphere at temperatures between 1775 and 2275 K using induction heating (SASCHA).

06.01.11/03A Investigations of Fission Product Release During LWR Core  
PNS 4315 Meltdown  
(H. Albrecht, IRCH)

#### Work completed

After reconstruction of the melting plant SASCHA, stage II of the experimental program has been started which is aimed at release investigations from corium samples with masses of 100 to 500 g. Since the electric power of the high-frequency generator has been increased to 250 kW, it is now possible to melt fuel rod specimens of 65 mm length which contain 6 pellets in closed zircaloy tubes. By that means, the influence of chemical reactions between the cladding material and the fission products or the fuel is more realistically covered than in previous experiments.

During the first tests, however, it was found that the temperature distribution of the samples within the melting crucible was very inhomogeneous because of the different coupling properties of the corium components. In order to reduce this effect as far as possible, the  $\text{ThO}_2$  crucible was encompassed by a tungsten susceptor conducting the heat through the crucible walls to the melt material. By additional isolation of the susceptor against the furnace atmosphere it was possible to apply this heating method in air up to temperatures of at least 2500°C.

#### Essential results

Five release experiments have been carried out under air with maximum temperatures ranging from 1920°C to 2400°C. The mass of the corium samples was 300 g in two cases and otherwise 148 g. For I, Cs, Se, and Cd, temperature-dependent release curves could be determined by use of an on-line measurement technique. For Zr, Mo, Ru, Ag, Sb, Ba, Ce, Nd as well as for Fe, Cr, Co, and Mn, the integral release was measured for each experiment. Some results for the most significant fission products are summarized below:

- a) The release of cesium and iodine is less than 1 % for temperatures up to 1200°C. It can be concluded, therefore, that both elements are present in the fuel as compounds. A total release is obtained for I up to 2000°C and for Cs up to 2400°C when realistic heat-up rates (1-2°C/sec) are applied.

- b) The behavior of selenium is quite different if a reaction with the zircaloy cladding material can take place than in the case where the fuel pellet is not encapsulated in zircaloy. In the second case the fractional release was 24 % for temperatures up to 1800°C whereas it was one order of magnitude less in the first case. For tellurium, a similar chemical reaction and hence a similar reduction of release is expected, since Te is a homologous element of Se.
- c) The fractional release of ruthenium up to 2400°C was 0,02% which indicates that high volatile oxides ( $\text{RuO}_2$ ,  $\text{RuO}_3$ ,  $\text{RuO}_4$ ) have been formed only to a small extent. This was not caused by a lack of oxygen supply within the crucible but rather by the shielding effect of the cladding, by the thermal instability of these oxides, and by the heat-up rate (cf. a)).
- d) The chemical form of barium is apparently not metallic, because the fractional release up to 2400°C was only 0,4% and the boiling point of elemental barium is 1638°C.

#### Plans for the near future

- a) Continuation of the experiments in air with melt masses of 150/300 g of corium for answering the following questiones:
- What dependence exists between the fractional release of the most significant elements and the parameters heat-up rate, time at maximum temperature, and system pressure?
  - What fission products are preferably retained by the zircaloy cladding? What is the effective temperature range for that retention?
  - What are the transport and deposition characteristics of the fission products after being released?
  - What are the size distribution and chemical composition of the resulting aerosol particles?
- b) Preparations for release experiments
- in steam atmosphere with sample masses of 150/300 g
  - with further increased masses of 1-3 kg and with addition of concrete to the corium samples.



06.01.11/04A Development and Operation of Facilities for  
PNS 4316 Studying Fission Product Releases in LWR Core  
Meltdowns

(D. Perinić, H. Knauß, B. Stuka, IT)

Work completed

Conversion work was performed in the SASCHA facility.

Experimental operation has already been started.

Essential results

Work on conversion of the SASCHA experimental facility for melts on a kilogram scale has been completed to such an extent as to allow experimental operation of the system to be started in air and inert gas atmospheres, respectively.

The coaxial power penetration for operation on water vapor has been redesigned and ordered.

Plans for the near future

The new coaxial penetration will be installed into the SASCHA facility. The facility will then be accepted; acceptance will be followed by trial and experimental operations on kilogram melts.

06.01.12 Meltdown Behaviour of Fuel Rods and Simulation of large  
Core Melts.

06.01.12/01A Experimental Investigations of the Meltdown Phase of  
PNS 4321  $UO_2$ -Zircaloy Fuel Rods under Conditions of Failure of  
Emergency Core Cooling  
(S. Hagen, IT)

Work completed

In the second half of 1978 we have investigated the influence of the absorber rods on the meltdown behaviour of PWR-fuel elements. The 16 x 16 rod cluster contains at 20 positions guide tubes for absorber rods. Inside this tubes, made of chrome-nickel steel, we may have "black" absorber rods consisting of Ag/In/Cd-alloy (80/15/5), "grey" absorber rods made of Inconel 600 or the burnable poison borosilicate glas. More than a half of the guide tubes are empty.

Therefore meltdown experimentes were done with Ag/In/Cd-alloy, Inconel 600, Borosilicate glas and empty chrome-nickel steel guide tubes. We have heated original absorber rods in 30 cm length in the centre of 3 x 3 bundles of fuel rod simulators. The bundles were surrounded by a fibre ceramic isolation.

Essential results

The beginning of material transport by melting of the absorber rods is determined by the chrome-nickel steel tubes. The Ag/In/Cd-alloy melting at 800<sup>o</sup> C and the Borosilicate glas softening at the same temperatur are inclosed inside the tubes and restricted to its original region. Only when 1400<sup>o</sup> C is reached, than the chrome-nickel steel tube failes and the liquified material is pouring out. The first eruption of Ag/In/Cd-alloy is quite violent, in consequence of the strong vapour pressure of indium. This primary melt and the molten material of absorber, can and guide tube, coming down when the hot temperatur region is spreading out, is refreezing in the lower region of the bundle in the form of a lump.

A similar behaviour - with the exception of the violent first outburst of the molten material - we have found for the Borosilicate glass, Inconel 600 and the empty tubes. In all experiments in the lower region of the bundle there has formed a lump of frozen material. Regarding the fuel-element one has to remember that only half of the fuel rods is in close neighbourhood to an absorber rod.

Plans for the near future

The experiments are completed at the end of 1978. But the experimental arrangement is kept available for operation, if there is the necessity for further experiments in the region of core meltdown.

06.01.12/03A      Experiments on the Interaction of Steel  
PNS 4323           Melts and Concrete  
  
                    (D.Perinić, W.Höhn, A.Mack, IT)

Work completed

The activities making up the project were subdivided into the following categories:

- (A) Preliminary experiments with thermite melts in concrete crucibles.
- (B) Development and procurement of the BETA 1 facility.
- (C) Development and procurement of the measuring systems of the facility.
- (D) Execution of building construction measures including the licensing procedure.
- (E) Trial operation of the BETA 1 facility.

Work has been performed under (B), (C) and (D) above.

Essential results

After completion of the specification for the BETA 1 test facility the tendering procedure for the facility was started in November 1978. The bids will be evaluated in January 1979.

Design drafts of the following measuring systems were completed:

- Immersion probe system for remote measurement of the temperature of the molten pool.
- Periscope for remote operation with TV- and cine-cameras for observation and recording, respectively, of the melting chamber.

Moreover, preliminary drafts of the experimental hall for the BETA 1 facility were completed in cooperation with the Civil Engineering Department of KfK and outside bureaus, and cost analyses were performed.

Plans for the near future

The BETA 1 test facility including the measuring systems will be ordered. The licensing procedure for the building construction measures will be initiated.

Some preliminary experiments with thermite melts in concrete crucibles will be prepared.

06.01.13 Model Development for the Analytical Description of Core Melt Down Accidents

06.01.13/01A Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of PNS 4331 a Core Melt with Concrete

(M. Reimann, H. Alsmeyer, IRB)

#### Work completed

- Improvements of the WECHSL code, documentation.
- Development of a boundary layer model for calculating the temperature drop in the liquid adjacent to the gas film.
- Model experiments with dry ice in water, 86.5 % glycerine-water-mixture and 98 % glycerine.

#### Essential results

As shown by the model experiments with dry ice in glycerine in accordance with the results of the boundary layer model, a considerable temperature drop takes place from the pool temperature to the liquid surface adjacent to the gas film at liquids with high Prandtl numbers. This results in a considerable reduction of the total heat transfer. Therefore, at least in the oxidic layer, the liquid boundary layer must be taken into consideration. For liquids with low Prandtl numbers (i.e. water, molten metals), the influence of the liquid boundary layer on the total heat transfer is low.

By including additionally a viscosity dependent friction factor at the gas/liquid interface in the turbulent gas film analysis, good agreement between the theory and the model experiments is found.

#### Plans for the near future

- Continued development of the physical models in WECHSL, improvement of the empirical constants through model experiments.
- Transcription of WECHSL in a modular system.
- Before and after calculations of simulation experiments.
- Comparison of different codes by standard examples.

06.01.13/02A  
PNS 4332

Simulation experiments concerning  
core melt down

(H. Werle, INR)

#### Work completed

The heat transfer between the two phases (oxid, metal) of a core melt in contact with concrete has been investigated by simulation experiments. In the experiments the heavier phase (wood metal) has been heated, the upper phase (silicon oil) cooled. The gases released during the decomposition of the concrete were simulated by injecting a gas stream through nozzles from below. The interfacial heat flux was determined as a function of the temperature difference between the two immiscible layers and of the gas stream.

#### Essential results

A gas stream causes a remarkable increase in the interfacial heat flux (by a factor of 8 for  $v = 0.63$  cm/s,  $v$  = gas volume flux / horizontal area). The most important characteristics of the system investigated (silicon oil / wood metal) are relatively similar to those of a core melt. Therefore a remarkable increase of the interfacial heat transfer by the gas release may be expected also for a core melt. Compared with earlier investigations at the system silicon oil / water the influence of a gas stream is nevertheless remarkably lower for silicon oil / wood metal. This shows that the density ratio plays an important role.

#### Plans for the near future

After some further experiments with the system silicon oil / wood metal the work will be finished.

06.01.13/03A Theoretical Work on the Description of Activity Release in a  
PNS 4333 Core Meltdown Accident  
(E. Fischer, INR)

#### Work performed

The fission products ruthenium and cesium may contribute significantly to the damage potential caused by a core meltdown accident. Therefore, the release of Ru and Cs was estimated, taking into account the chemical reactions they may undergo.

The model suggested earlier in PNS for the mass transport from a homogeneous molten pool into the atmosphere was used to analyze a SASCHA experiment with Corium E.

#### Essential results

Considering core meltdown accidents, only those accident paths for which a vapour explosion is assumed to occur lead to a significant release of Ru. In these cases, release occurs via the formation of volatile oxides, in the temperature range 1000 - 1850 K. From the analysis of the cooling-down process of fragmented fuel after a vapour explosion, an upper limit of 3 % is obtained for the release of Ru. This result is lower than in WASH-1400. An estimate of the Cs release was also obtained, taking into account the formation of chemical compounds; the result is about 65 %.

The application of the model mentioned above to an experiment with Corium E resulted in an overestimation of the release of different elements (Fe, Cr, Mn, Sb, Sn), which is, on average, about one order of magnitude. This result is in disagreement with the good prediction reported earlier for the release of Sb in a SASCHA experiment with fissium.

#### Plans for the near future

An attempt will be made to explain the existing overestimation of the release. It may be necessary to modify the model. Further on, it is planned to study the influence of the atmosphere on the release.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS

PNS-Subproject 4400 - Improvement of Fission Product Retention and  
Reduction of Radiation Load

06.01.14 Offgas Filters in Nuclear Stations

06.01.14/01A Determination of the Radioiodine Species in the Exhaust  
PNS 4414 Air of Nuclear Facilities  
(H. Deuber, G. Birke, LAF II)

Work completed

In the stack effluent and in the various exhaust streams of a nuclear power plant (PWR 3) measurements with radioiodine species samplers were performed.

Parametric experiments on the removal of  $^{131}\text{I}$  in the form of  $\text{HIO}$  and  $\text{CH}_3\text{I}$  by various iodine sorbents were carried out.

Essential results

During power operation the fraction of elemental  $^{131}\text{I}$  was predominant in the stack effluent of PWR 3. During refueling outage the fraction of organic  $^{131}\text{I}$  was predominant. In total (measurement time 1 year) the fraction of elemental  $^{131}\text{I}$  prevailed (ca. 60 %). The  $^{131}\text{I}$  stack release amounted to 5 mCi during this period. (Thus, the release of elemental  $^{131}\text{I}$  was considerably lower than 50 % of the permitted total  $^{131}\text{I}$  release.) During power operation the main source of elemental  $^{131}\text{I}$  was the hood exhaust of the sampling stations for primary coolant. During refueling outage the mixture of the annular compartment exhaust and the containment purge contributed most of the elemental  $^{131}\text{I}$ .

$\text{HIO}$  was retained by the  $\text{I}_2$  sorbent DSM 11 at typical stack effluent conditions and long purging times (order of magnitude: h) to a negligible extent. (Thus, at long purging times a sufficient separation of the iodine species  $\text{I}_2$  and  $\text{HIO}$  is attained.) The removal of  $\text{HIO}$  by iodine sorbents was practically not influenced by the impregnants of the sorbents.



Plans for the near future

The measurements with radioiodine species samplers will be terminated in PWR 3. The development of a radioiodine species sampler applicable to the exhaust air of reprocessing plants will be continued. First measurements in the exhaust air of a reprocessing plant will be carried out.

06.01.14/02A Development and Improvement of Exhaust Air Filters for  
PNS 4415 Accident Conditions  
(H.G. Dillmann, M. Feil, H. Pasler, LAF II)

Work completed

The plasma aerosol generator was attached to the TAIFUN test bench. The performance was tested after the assembly work had been terminated. The repercussion was investigated of plasma energy on the gaseous states in the circuit.

Essential results

Under the operating conditions previously investigated the relative humidity has not significantly decreased, not even during extended operation of the generator.

Plans for the near future

During the next period of operation commercial aerosol filter units will be examined for their removal efficiencies under increased loads.

06.01.14/03A Aging and Poisoning of Iodine Sorption Materials  
PNS 4416 (J. Furrer, R. Gerhard, R. Kaempffer, J.G. Wilhelm, LAF II)

Work completed

Aging of impregnated carbon test filters for radioiodine removal in the room exhaust air of a PWR nuclear power station furnished further results on the operation of a multiway sorption (MWS) filter.

In addition, the ten most important filter pollutants in the room exhaust air were measured quantitatively during a six months period using a continuously operating gas chromatograph.

Essential results

Only after ten months of exposure the zone of the solvents with low volatility had penetrated into the second carbon bed of a 2-stage test filter. The integral removal efficiency of the second carbon bed decreased from 99.999 % to 99.1 %.

Evaluation of the gas chromatograms of the room exhaust air showed that during normal operation of the nuclear power station the concentration of the organic solvent amounts to about 6 - 10 mg/m<sup>3</sup>. During or shortly after the phase of intervention of the nuclear power station solvent concentrations up to 63 mg/m<sup>3</sup> were measured.

Plans for the near future

The loading of test filters designed similar to MWS filters, the determination of the removal efficiencies and the gas chromatographic analysis of the filter eluates and the room exhaust air will be continued so as to obtain more data which are required for optimization. This work will be supplemented by the continuous gas chromatographic measurement of filter pollutants in the room exhaust air.

06.02. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS

PNS-Subproject 4500 - Safety of the Reprocessing

06.02.01 Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant

06.02.01/01A Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant  
(explosions)  
PNS 4511

(L. Caldarola, B. Dorr, K. Schleisiek, P. Schwab,  
H. Wenzelburger, A. Wickenhäuser, IRE)

Work completed

Methodology of fault tree analysis

A new analytical computer code to analyse systems made of multistate components and containing components which are statistically dependent has been established and tested to a degree allowing the successful treatment of some simple examples. However, the actual version of the code has not yet been completely tested.

The new code allows to decide e.g. whether two apparently different fault trees of one system are identical, a question being of practical importance. This is done by comparing the prime implicants of both fault trees which have been obtained by the Nelson algorithm for general Boolean functions, not necessarily coherent. This is not possible using conventional fault tree analysis. In this case only the minimal cut sets can be calculated.

Physico-chemical conditions for explosions

To identify the materials and conditions which may lead to explosive processes in reprocessing plants, the relevant theories have been studied further. It was stated that explosive mixtures are especially formed by hydrogen and paraffinic hydrocarbons. The compilation of the properties of these materials relevant for explosions has been started.

Essential results

The new computer code for fault tree analysis was applied to the following problems:

1. Comparison of three different fault trees for a system having been established by different authors. The result was that the three fault trees are equivalent to the same Boolean structure function.
2. Evaluation of a system with statistically dependent components which are usually met in practice. The first is common mode failure. The second is the case of components characterized by a failure rate whose value depends upon the occurrence of particular events. The third is the case of two components in which the repair of one effects the operation of the other.

Plans for the near future

Methodology of fault tree analysis:

The testing of the first version of the new computer for fault tree analysis will be completed. A second version will be established to calculate the failure intensity of a system of multistate components. The methods for computerized fault tree construction will be further investigated.

Explosions in fuel reprocessing plants:

The compilation of characteristic data of explosive processes will be enlarged to enable applications to reprocessing plants.

06.02.01/02 A Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant  
PNS 4513 (Extraction)  
(R. Avenhaus, IDT, K. Nagel, IDT)

Work performed

In the report period the analysis of important incidents in the extraction area has been started in collaboration with WAK (= Karlsruhe Reprocessing Plant) representatives. Ignition sources, ignitable substances, possible fires and the possible propagation of these fires within and beyond the cells were reviewed. The detailed analysis for a special incident was started.

Essential results

A fault tree was constructed for the conditions leading to an oxyhydrogen explosion in the 2 BX battery.

Plans for the near future

For the a.m. incident complete fault and / or event trees will be constructed. The possibility of the propagation of kerosine fires beyond the original cell will be investigated quantitatively.

06.02 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS

PNS-Subproject 4600 - Off Gas Cleaning for Reprocessing Plants

06.02.02 Safety and Protection of the Environment of Reprocessing Plants

06.02.02/01A Process-Development and Improvement of Off Gas Filters for  
PNS 4611 Reprocessing Plants

(J. Furrer, R. Kaempffer, J.G. Wilhelm, LAF II)

Work completed

The PASSAT prototype offgas purification system equipped with remotely operated droplet separators, aerosol filters and iodine filters started operation for dissolver offgas purification under simulated dissolver offgas conditions. The function of the gas simulation facility, sample introduction and collection were tested and the filter testing program was started subsequently.

In laboratory scale tests the influence was investigated of nitrogen monoxide in pure nitrogen on the removal efficiency of the AC 6120-12 % Ag iodine sorption material.

Essential results

The PASSAT facility was commissioned without major technical problems. The equipment for droplet generation and measurement could be calibrated. First investigations of the removal by prototype fiber package units, using droplets of about 1 - 10  $\mu\text{m}$  diameter, yielded high retention factors for water droplets.

At nitrogen monoxide concentrations up to 1 vol.% in pure nitrogen as the carrier gas and with 24 h of exposure at test bed temperatures of 130°C and 150°C noticeable effects have not been found on the loading capacity and iodine removal of the AC 6120-12 % Ag iodine sorption material.

Plans for the near future

Continuation of the PASSAT test program including the investigation of the prototype fiber package removal units and the category S aerosol filters.

O6.O2.O2 /02A Technical Development of the Filter System for  
PNS 4612 Dissolver Offgas Cleanup  
(K. Jannakos, H. Hoffmann, H. Jochim, W. Lange,  
H. Mock, G. Potgeter, G. Zabel, IT)

Work performed

After completion and connection to the power and media supply systems of the PASSAT system the control circuits were optimized, trial operation was performed and the necessary modifications in plant components were made. After these steps trial operation was begun.

The filter housing and the remote operating systems for exchanging and bagging-in and bagging-out of filter elements were tested within the framework of the experimental program.

Essential results

PASSAT System:

All operating data necessary for implementation of the experiments were set with the PASSAT system. The test cycles, which ran continuously over a period of four weeks, proceeded without any incidents.

The performance data measured corresponded to the design data, except for the electric output of the trace heating. The overall pressure losses of the system at design data were lower than the differential pressure generated by the blower, which is in accordance with the design.

Iodine Filter and Remote Operating Systems:

The filters and remote operating systems were mechanically ready for use throughout the experiment. The filter exchanges performed and bagging-out of the spent filter elements to-

gether with the attachment of the screw lid of the waste drum (approx. 20 times) proceeded according to expectations and corroborated the correctness of the concept chosen.

The required tightness of the iodine filter, which is to be  $\leq 10^{-3}$  Torr l/s (external leak and tightness between the filter drum with the filter housing, i.e., on the polluted and clean air sides), was always checked after filter exchanges and during operation. It always corresponded to the level referred to above.

#### Plans for the near future

Further tests are necessary, and are planned, in order to obtain longterm information with respect to the leak tightness of the iodine filters and the reliability of the remote operating systems for filters, bagging systems and screw-on facilities.

For realistic setting of test data in the PASSAT facility according to the design data of the German Back End Fuel Cycle Facility some extensions to the PASSAT system are planned, such as the upstream connection of a  $\text{NO}_x$  scrubber column.

06.02.03 / Development of the Krypton and Xenon Separation

01A (R. v. Ammon, IHCH; E. Hutter, IT/PA)

02A

03A

PNS 4621/22/23

#### Work Completed

A test campaign of six week duration without interruption was conducted at the test facilities ADAMO and KRETA. The analytic instrumentation was extended to the determination of Argon which was an additional gas component. ADAMO was operated separately during an additional four weeks period for the determination of the breakthrough curves of  $\text{CO}_2$  and  $\text{H}_2\text{O}$  through the adsorption beds.

The laboratory studies for the collection of dynamic adsorption data were continued with  $N_2O$  and  $CO_2$  as adsorptives.

The laboratory studies on the minimization of gas components passing the reduction catalyst forming potential hazards in the first cryogenic column were continued. The trace analytical instrumentation was improved.

### Essential Results

Operations leading to a temperature increase in the vicinity of the feed entry into the first KRETA column reduce the tendency of Xenon to desublime according with theory.

Two such measures are: addition of approximately 1 % Argon to the feed gas (temperature increase: 1-2 K at the sieve plate above the feed entry) and pressure increase from 5 to 6 bar (temperature increase: 2-3 K).

From the mass balance of the rare gases fed into the KRETA plant during the campaign and bottled at the end, a Kr decontamination factor for the whole plant of 25 was obtained. Main points of the leakage are the sampling lines.

The breakthrough times for  $CO_2$  and  $H_2O$  measured at an adsorption line of the ADAMO plant follow the expectations for the adsorption materials silicagel and molecular sieve 10A.

The dynamic adsorption coefficient of nitrous oxide ( $N_2O$ ) which is a minor component of the dissolver offgas is comparable to  $CO_2$  and  $NH_3$ . Its retention by an adsorptive method poses therefore no problem.

Under the operational conditions to be expected for the reduction catalyst in a real offgas system ( $550^{\circ}C$ , excess of  $H_2$ : appr. 1000 ppm) the formation of  $CH_4$  from  $CO_2$  is exceedingly small. Values as low as  $\leq 1$  ppm were measured on ruthenium and oxidic catalysts. Oxidic catalysts form more  $NH_3$  from NO than noble metals.



Plans for the near future:

Presently constructive changes at the interior of the first KRETA column (sieve plates) near the feed entrance are being carried out in order to prevent plugging by desubliming Xenon, if the feed gas contains higher Xenon concentrations.

After completion of these changes the plant will be operated again.

The accumulation of oxygen contained in the feed gas in small amounts will be studied experimentally in the plant. The results are to be compared with calculations.

The laboratory study for the collection of adsorption data are continued. Additionally, the possible formation of solid salts from  $\text{NO}_x$  and  $\text{NH}_3$  will be investigated.

As soon as the hall and the gas storage for the pilot plant REDUCTION at the new site is constructed, the plant will be mounted and prepared for the start of operation.

The laboratory studies concerning catalytical offgas cleaning methods will be continued. They will include the oxidation of hydrocarbons.

06.02.03/04A Investigation for the 85-Kr Storage  
PNS 4624 (R.-D. Penzhorn, IRCH)

#### Work completed

First results on the corrosion by Rb and  $\text{Rb}_2\text{O}$  on the inner wall of stainless steel pressure cylinders (material Nr. 1.4306 and 1.4301) and welds (material Nr. 1.4316) under 100 bar Ar pressure after 3000 h at  $150^\circ\text{C}$  were obtained.

The fixation of noble gases in zeolites was investigated as an alternative to the storage of Kr-85 in pressure cylinders.

#### Essential results

A total of 27 small pressure cylinders (material Nrs. 1.4301, 1.4306 and 1.0305) have been kept at temperatures of 150 and  $200^\circ\text{C}$  for up to more than 8000 h. In general groups of 3 cylinders, one filled with Ar (100 bar) one filled with Rb (or Na) and Ar (100 bar) and one filled with Rb (or Na),  $\text{Rb}_2\text{O}$  (or Na 20) and Ar (100 bar) were compared. The parameters under investigation are: temperature, concentration of the alkali oxide (simulation of an eventual  $\text{O}_2$  impurity in the Kr) and time. First results on some of the materials show that the mechanical properties (yield point, tensile strength and point of max. elongation) are not significantly altered. Metallographic inspection indicated no corrosion of the material 1.4306 by Rb after 3000 h at  $150^\circ\text{C}$ . In the presence of  $\text{O}_2$ , however, pitting and intercrystalline corrosion become apparent.

#### Plans for the near future

The Rb corrosion experiments as well as work destined to develop a Kr-85 storage vessel will be continued. Additional materials will be examined for Rb corrosion. The possible effect of radiation as well as other up to now not investigated impurities ( $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{N}_2$ ) will be incorporated into the research program.

The work on the fixation of Kr in zeolites will be continued, with the objective of improving the loading conditions as well as the thermal stability and heat transport of the loaded pellets.

06.02.03/05A Investigation of the Ozon Safety at the Cryogenic 85-Kr  
PNS 4625 Separation  
(R.D. Penzhorn, IRCH)

Work completed

The reaction rate of the thermal decomposition of ozone was measured in glass and steel vessels as a function of the surface/volume relationship at various low temperatures. The adsorption of Kr on active charcoal was investigated, in order to carry out the "Entsorgung" of Kr-85.

For the calibration of the IRCH cryostat, several p-T-x measurements were carried out on the CHF<sub>3</sub>/O<sub>2</sub> system. The explosion limits and characteristics of several O<sub>3</sub>/O<sub>2</sub>/noble gas mixtures were determined in the gas phase.

Essential results

Whereas ozone decomposes homogeneously at temperatures above 100°C after the 2nd order, the reaction becomes of the order 1.5 in the temperature range  $\pm 25^{\circ}\text{C}$ . The reaction is very slow in glass vessels. In metal vessels an additional catalytic decomposition occurs that is specific to each vessel and orders of magnitude faster.

In preparation of our experiments to analyse ozone under radioactive conditions, it was necessary to investigate the adsorption of Kr on active charcoal as a function of the container dimensions, the gas flow velocity and the composition of the feed gas.

The IRCH cryostat was calibrated (volume determination, temperature and pressure measurements) on the basis of the CHF<sub>3</sub>/O<sub>2</sub> system.

First laboratory experiments on the explosion limits of O<sub>3</sub>/O<sub>2</sub> and O<sub>3</sub>/Kr mixtures confirmed previous results from the literature. It was found that the explosion wave propagates faster in krypton than in oxygen.

Plans for the near future

Primary objective of the future work is to test the analysis of ozone under hot conditions. Furthermore, it will be investigated whether ozone is completely soluble in liquid Xe-Kr mixtures at low temperatures. The possible effect of HC on the explosion limits of ozone rich gaseous mixtures will also be subject of investigation.

06.03. MITIGATION OF CONSEQUENCES

PNS-Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of Released  
Nuclear Pollutants

06.03.01 Investigation of the Physical and Chemical Behavior  
of Radionuclides Characterized by a Particular Biological  
Effectiveness in the Environment

06.03.01/01A Investigation of the Radioecology of I 129  
PNS 4811 (H. Schüttelkopf, AS)

Work Performed

Samples from WAK process solutions were checked for I-129. In 1978 goats' milk and soil samples were analyzed which had been taken in the environment of WAK. I-127 concentrations were measured in soil and grass samples  $\text{CH}_3^{127}\text{I}$  concentrations in the environmental air were measured in Karlsruhe.

Essential results

Having performed the mentioned experiments the project was finalized at the end of 1978. The following results were obtained:

- Very sensitive analytical methods for I-129 were developed for different sample materials.
- The behaviour of I-129 in the Karlsruhe reprocessing plant and its release was completely investigated.
- A longterm risk for the population caused by I-129 is not expected. An existing environmental contamination with I-129 is reduced by a half-life of 0,3 y. The exposure of the population via the pasture-cow-milk path until now was overestimated at least by a factor 45.
- In the environmental air of Kiel, Stade, Karlsruhe, Gundremmingen and Munich elemental iodine and iodine aerosols were measured. In the environmental air of Karlsruhe  $\text{CH}_3^{127}\text{I}$  was determined.

Plans for the near future

The project was finalized in December 1978.

06.03.01/02A  
PNS 4812

Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behaviour of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness - Pu, Am, Cm

(H. Schüttelkopf, M. Pimpl, AS)

#### Work completed

A very sensitive analytical method for the determination of Pu was developed. First experiments to achieve automatical separation of Pu, Am and Cm by means of HPLC were performed. The releases of plutonium with gaseous and liquid effluents of the Karlsruhe reprocessing plant were measured monthly. The determination of plutonium in numerous environmental samples was performed.

#### Essential results

Using the developed analytical method for Pu, a technician is able to perform 4 analyses per day. Chemical yield: 70 - 80 %. Lower detection limit: < 0,1 fCi/g. The monthly determined releases of plutonium in the gaseous effluents of Karlsruhe reprocessing plant range over several orders of magnitude. The released Pu-238 and Pu-239+240 remains below the releases of gross alpha activity. The plutonium concentrations in liquid effluents range in the average between 0,1 - 1 pCi Pu/l. Concentrations of Pu were measured in: soil, plants, sediments, air, animals and water.

#### Plans for the near future

1979 the development of analytical methods for Am and Cm will be continued. Releases of actinides from Karlsruhe reprocessing plant and actinide concentrations in environmental samples will be measured.

06.03.02        Investigations on the Spreading Behavior of Nuclear  
Pollutants in the Short Range and the Mesoscale

06.03.02/01A   Analytical and Experimental Investigation of the Atmospheric  
PNS 4821        Dispersion of Radioactive Gases in the Local  
Range (up to 15 km distance, emission height  $\leq$  100 m )  
(M. Becker, J. Hiller, W. Hübschmann, K. Nester,  
H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vogt, AS)

Work performed

The tracer experiment series at normal diffusion situations and emission heights  $\leq$  100 m is completed.

Essential results

The diffusion parameters evaluated from the single experiments have been combined into parameter sets for  $\sigma_y$  and  $\sigma_x$  respectively. The  $\sigma$  curves depend from the source distance and the diffusion category. The curve families have been smoothened and centered in order to refer to the most frequent turbulence intensity in each diffusion category.

Plans for the near future

The project is completed. The results are being published yet in 1979.

06.03.02/02A Investigation of the Atmospheric Dispersion of Radioactive  
PNS 4822 Gases and Aerosols in the Mesoscale (more than 15 km distance)

(W. Hübschmann, P. Thomas, S. Vogt, AS)

#### Work performed

A small test series of transponders has been manufactured by the contractor according to the specifications and has been tested in a stationary arrangement (without tetron). The increasing distance to the radar has been simulated by electronic damping. At a simulated distance of 74 km the transponder communicated clearly with the radar. (A minimum distance of 50 km is required).

#### Essential results

The tetron tracks have been evaluated with respect to atmospheric parameters. It is shown that the time constant of the vertical oscillations as well as the horizontal diffusion parameter  $\sigma_y$ , derived from several consecutive tetron flights, fall within the expected range.

#### Plans for the near future

Transponders will be tested further and go into series production. Tetron flights will be continued in the Rhine Valley.



06.03.02/03A Investigation of the Atmospheric Dispersion of Radioactive  
PNS 4823 Gases and Aerosols in the Local Range (up to 15 km Distance)  
at Emission Heights above 100 m

(M. Becker, J. Hiller, W. Hübschmann, K. Nester,  
H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vogt, AS)

#### Work performed

5 diffusion experiments have been performed during the diffusion categories A/B, C and D. In these experiments the tracer substances  $\text{CF}_2\text{Br}_2$  and  $\text{CFC1}_3$  have been emitted simultaneously from the 160 m and the 195 m platform of the meteorological tower. Air samples have been taken automatically during two 30 minute periods at more than 50 locations downwind of the tower.

In a pasture area (roughness grade II) close to the Spöck village a mobile mast is erected. A vector vane is mounted at 15 m height. Its turbulence parameters  $\sigma_\phi$  and  $\sigma_\theta$  are recorded. It is intended to install an automatic battery-driven data recorder, which is still being tested and improved.

#### Essential results

On the basis of the tracer experiments a preliminary curve family of the diffusion parameters  $\sigma_y$  and  $\sigma_z$  for emission heights  $> 130$  m has been compiled. Further experiments are necessary to confirm this curve family.

The  $\sigma_\phi$  frequency distribution of the Spöck data has been compared to those of the KfK (100 m height at the meteorological tower). As could be expected, much smaller  $\sigma_\phi$  data have been measured at unstable, somewhat smaller at neutral, and about the same at stable situations.

#### Plans for the near future

The tracer experiments and the field measurements are continued in 1979.

- 06.03.03 Investigation of the Radiologic Impact of Reactor  
Accidents under Probabilistic Aspects
- 06.03.03/01A Consequence Model of the German PWR Risk Study  
02A (D. Aldrich<sup>+</sup>, A. Bayer, K. Burkart, M. Schückler, INR;  
PNS 4831/32 W. Hübschmann, H. Knüppel, S. Vogt, AS; F. Horsch, PNS-PL)

Work performed and essential results

All calculations for phase A of the PWR risk study have been completed. Preliminary computer runs with varied input data for estimating error bars of the a.m. results have been performed. In addition the analysis of the influence of some improved models for phase B on the final results has been started.

Plans for the near future

The phase A consequence model will be revised including all improvements which have been recognized up till now.

+ Delegate from Sandia Lab., Albuquerque NM (USA)

DETAILLIERTE BERICHTE



06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten

06.01.01	HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten	4100-1
06.01.02	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten	4100-17
06.01.03	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown-Experimenten	4100-35



06.01.01. HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten

06.01.01/01 B Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-  
/01C Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von  
PNS 4115 Reaktordruckbehältereinbauten

(E.Erb, J.Kadlec, F.Katz, R.Krieg, K.H.Lang, A.Ludwig, H.Mösinger, W.Olbrich, P. Philipp, H.Schnauder, U.Schumann, E.Wolf, IRE)

Einleitung

Mit Hilfe der HDR-Blowdown-Experimente sollen insbesondere die dynamischen Beanspruchungen des Kernmantels in einem Druckwasserreaktor bei einem angenommenen plötzlichen Bruch des kalten Stranges der Primärrohrleitung (Blowdown) simuliert werden. Das Vorhaben umfaßt den Beitrag zur Vorbereitung, Durchführung und Auswertung der Versuche, wobei besonders die im Vorhaben 06.01.02 verfügbar gemachten Codes zum Einsatz kommen.

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

1. Temperaturschichtung

Im Zeitraum Mai/Juni 78 wurden im HDR-Druckbehälter Versuche zur Stabilität der Temperaturschichtung durchgeführt. Dabei galt es einerseits die Temperaturverteilung im Behälter bei eingebautem Kernmantel mit möglichst hoher Auflösung zu messen, andererseits die Reproduzierbarkeit der einzustellenden Referenzzustände zu überprüfen. Aufgrund theoretischer Überlegungen ergaben sich vier Referenzbetriebszustände, bei denen die Temperaturverteilung an ca. 120 Meßpositionen mit Widerstandsthermometern Pt100 gemessen wurde (s.Abb.06.01.01/01 -1). Die Auswertung der Versuchsergebnisse ist abgeschlossen und dokumentiert [1]. Ein Ergebnis der Versuche war es, daß sich im Druckbehälter ein quasistationärer Temperaturzustand einstellen läßt, der zur Korrektur von systematischen Fehlern herangezogen werden kann. Aufgrund dieser Ergebnisse und durch umfangreiche Eichungen und Abgleich der Meßketten mit hochgenauen Meßgeräten (0.01%) ließ sich eine Meßgenauigkeit von ca.  $\pm 0.3K$  erzielen.



Abb. 06.01.01/01 -1:

Einbau der Meßeinrichtung für die Temperaturschichtungsversuche.  
In den bereits instrumentierten Kernmantel (54 Meßpositionen)  
wird die zentrale Meßblanze (33 Meßpositionen) eingesetzt.



Bei allen Versuchen wurde eine gewisse Leckage-Strömung vom Innenraum in den Ringraum festgestellt, die offenbar am oberen Kernmantel-Flansch auftritt. Da der Kernmantel bei diesen Vorversuchen nicht fest eingespannt ist, sind Spalte am Auflager von einigen Zehntel Millimetern möglich. Spalte dieser Größenordnung genügen, um die berechneten Leckagen zu erklären.

Die Temperaturschichtversuche sind abgeschlossen. Eine Wiederholung mit garantiert abgedichtetem Kernmantelflansch ist aus Zeit- und Kostengründen nicht möglich und in Anbetracht der Ergebnisse auch nicht notwendig. Entsprechend der Zielsetzung ergeben sich folgende Schlußfolgerungen:

- 1) Die Schichtung ist räumlich und zeitlich stabil.
- 2) Die Schichtung ist bis auf ca.  $\pm 3$  K reproduzierbar.
- 3) Die Genauigkeit der Temperaturmessung beträgt  $\pm 0,3$  K. Die Ortsdiskretisierung ist auch nach Ausfall von ca. 20% der vorgesehenen Meßkette noch ausreichend.
- 4) Die Übertragbarkeit kann durch Verwendung einiger Temperaturlaufnehmer in den Blowdown-Versuchen sichergestellt werden.
- 5) Die gewünschten Temperaturunterschiede zwischen Innen- und Ringraum (bis zu 45 K) sind einstellbar.
- 6) Der in den Vorversuchen im Bypass eingestellte Massenstrom bildet die untere Grenze des Erforderlichen.

Maßnahmen hinsichtlich

- Leckage und Entlüftungseinsätze
- frühestmöglichem Auslösen des Blowdown nach Beginn des Abschieberns
- Aufnahme eines "isothermen" Ausgangszustandes in das Blowdown-Programm

sind weitere Konsequenzen aus den gewonnenen Erfahrungen.

## 2. Schwingungs-Versuche(Snapback)

Ein verbesserter konstruktiver Entwurf der hydraulischen Spannvorrichtung zur Schwingungsanregung des HDR-Kernbehälters wurde erarbeitet. Die Vorrichtung kann wahlweise am unteren Ende des Kernbehälters (RDB-Stützen "T") zur Anregung der Biegemodes und oben in Nähe der Kernbehälter einspannung (RDB-Stützen "A2") zur Anregung typischer Schalenmodes montiert werden (Abb.06.01.01/01 -2). Sie besteht im wesentlichen aus einem Hydraulikzylinder und einem einarmigen Hebel, die auf einer Flanschplatte am Stützen T bzw. A2 montiert sind. Die am Hebel eingeleitete Kraft wird durch einen druckdicht geführten Stößel auf

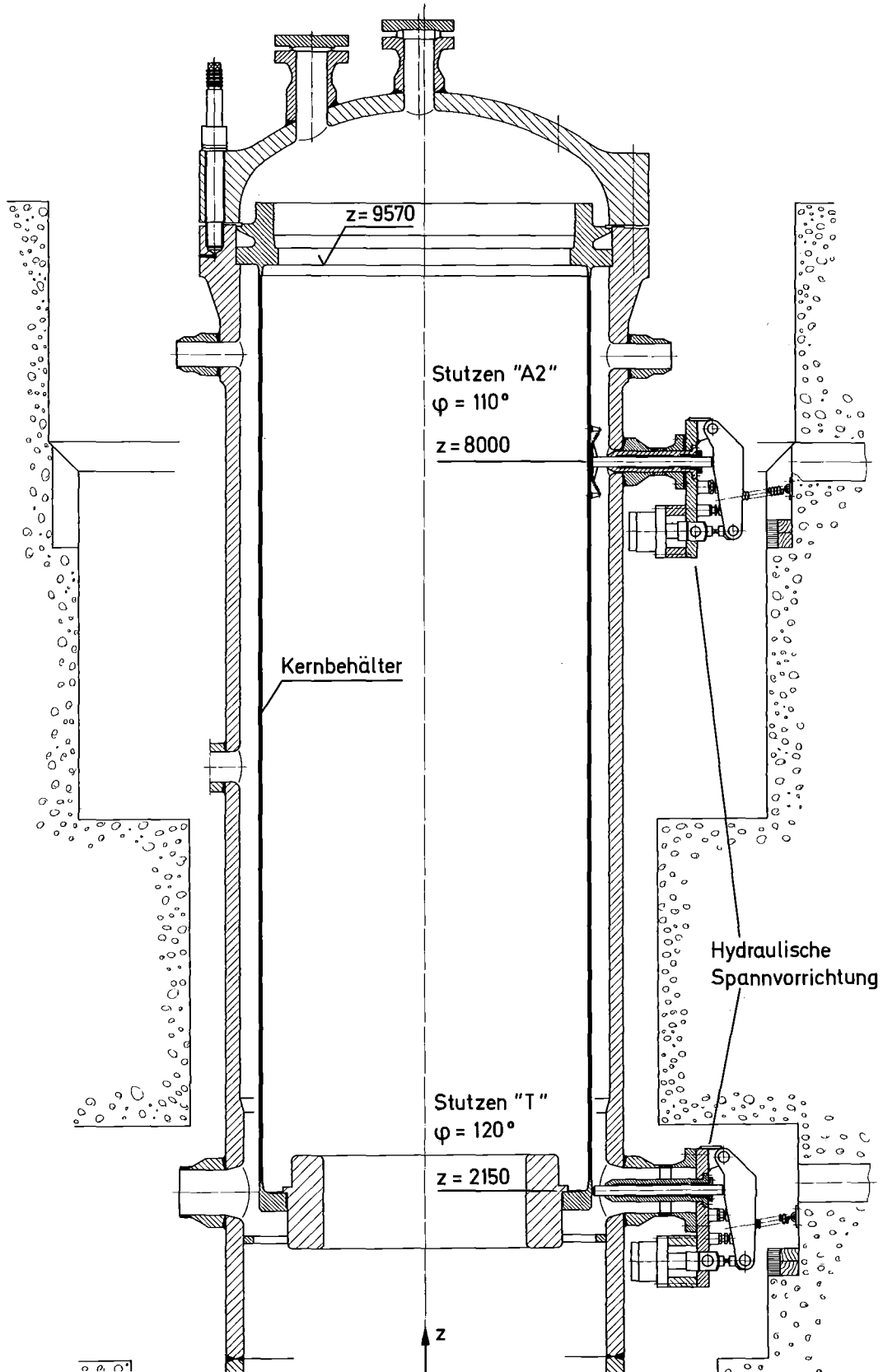


Abb. 06.01.01/01 -2:

Anordnung der hydraulischen Spannvorrichtung am HDR- Reaktor-  
druckbehälter

den Kernbehälter übertragen und lenkt diesen aus seiner Ruhelage aus. Die Schwingungsanregung erfolgt dadurch, daß die zwischen Hydraulikzylinder und Hebel angeordneten Zugbolzen durch Überbeanspruchung zum Bruch gebracht werden und somit der Kernbehälter zurückschwingen kann.

Die Snapback-Versuche werden bei kaltem Betrieb der HDR-Anlage durchgeführt. Die Spannvorrichtung ist jedoch konstruktiv so ausgeführt, daß sie auch bei heißem Betrieb zur Überprüfung der Funktionsfähigkeit der späteren Blowdown-Instrumentierung eingesetzt werden kann.

Die Angebotsphase zur Vergabe der Vorrichtung ist abgeschlossen. Für die Detailkonstruktion wird es allerdings noch erforderlich sein, die Umgebungs-Istmaße am A2-Stützen zu überprüfen, da eine Begehung vor Ort ergeben hat, daß die Raumverhältnisse sehr beschränkt sind.

Die Spannvorrichtung soll bis April 1979 für einen Probetrieb zur Verfügung stehen. Die Montage-Inbetriebnahme und erste Vorversuche sind für Mitte 1979 geplant.

Für die meßtechnische Erfassung der transienten dynamischen Antwort des Modellkernmantels wurden induktive Wegaufnehmer Type W10TSS (für die niederfrequenten Biegemodes) und piezoresistive bzw. piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer Type GA-813-2000 bzw. N2276M10A-98 (für die hochfrequenten Schalenmodes) ausgewählt. Die Meßsignalübertragungseigenschaften von einigen Aufnehmerprototypen wurden gemessen und die Dichtheit des jeweiligen Aufnehmergehäuses mit dem entsprechenden Meßkabel wurde überprüft. Aufgrund positiver Resultate dieser Untersuchungen wurden entsprechende Meßwertaufnehmer bestellt.

### 3. Einfluß geplanter Einbauten im HDR-Ringraum auf den Druckverlauf beim Blowdown

Zur Stabilisierung der Enthalpieschichtung im HDR-Ringraum sind am oberen Ende, 90 Grad rechts und links vom Bruchstützen angeordnet, Wasserabsaugvorrichtungen vorgesehen. Dadurch wird in einem Teilbereich des Ringraumes seine Dicke in etwa halbiert. Rechnungen mit STRUYA zeigen, daß diese Einbauten bei der Blowdownsimulation im Druckverlauf etwas verstärkte Oberwellen erzeugen, es ist jedoch kein wesentlicher Einfluß auf die Hauptamplitude des Druckes zu erkennen, siehe Abb. 06.01.01/01 -3.

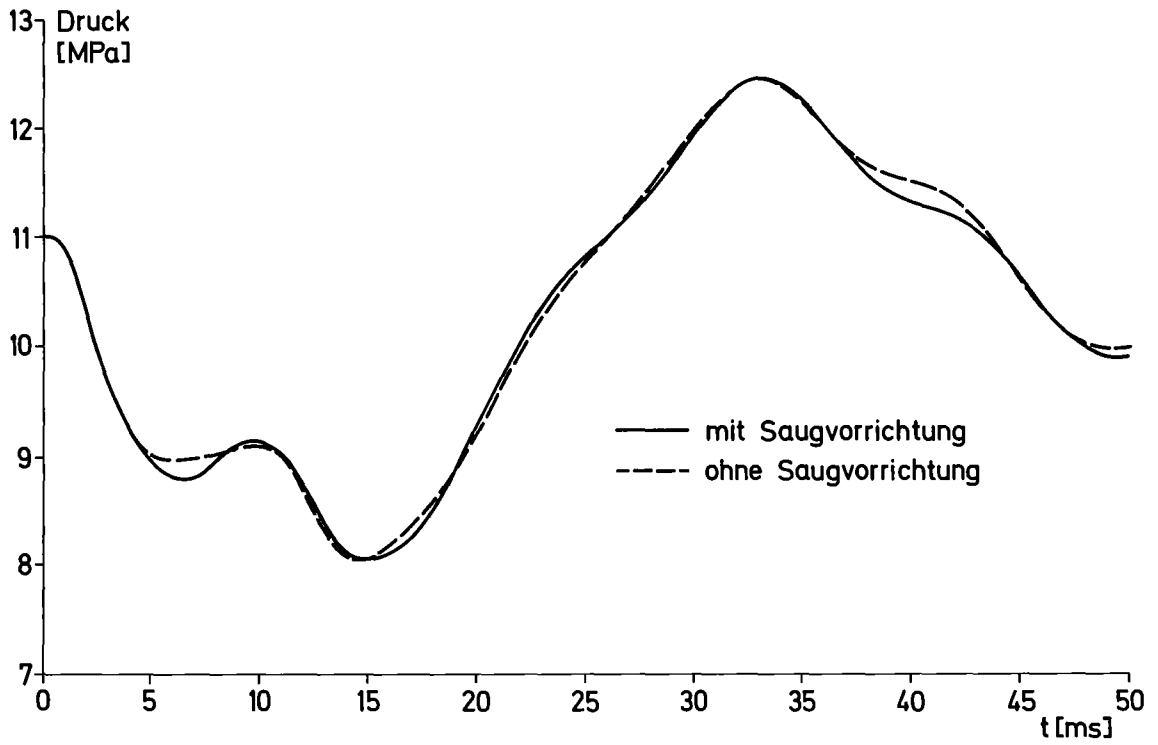


Abb. 06.01.01/01 -3:

Druckverlauf im HDR-Ringraum mit und ohne Saugvorrichtung  
(STRUYA-Rechnung)

#### 4. Bersteinrichtung für HDR-RDB-Einbauten-Blowdownversuche

Bei Prüfung der Bruchcharakteristik der Zwei-Scheiben-Bersteinrichtung für die HDR-RDB-Einbautenversuche aufgrund der bei Battelle durchgeführten Vorversuche wurde seitens des IRE festgestellt, daß die Bruchöffnungszeit bis zu 10 ms betragen kann und damit zu groß sein kann. Außerdem muß befürchtet werden, daß das Bruchöffnungsverhalten und die dadurch vorgegebene Druckentlastung nicht reproduzierbar sind. Bei den Canon Experimenten Nr.2 wurden nicht zufriedenstellende Erfahrungen mit einer 2-Scheiben-Bersteinrichtung gemacht. Es wurde daher im IRE ein Konstruktionsvorschlag für eine neue Bersteinrichtung vorgelegt, bei der der Bruch durch Vergrößerung der effektiven Druck-Beaufschlagungsfläche eingeleitet wird.

Zwecks Prüfung des tatsächlichen Verhaltens der Bruchmembranen werden bei den gegenwärtig am HDR laufenden Experimenten ergänzende Messungen durchgeführt.

#### 5. Vorläufige Blowdown-Versuche

Für vorläufige Blowdown-Versuche wurde ein abgemagerter Meßstellenplan für RDB und Kernmantel erstellt. Ziel dieser Versuche soll sein:

1. Bestimmung der tatsächlichen Belastungen der Meßwertaufnehmer
2. Funktionstest der Aufnehmer
3. Vergleich einiger zur Wahl stehender Druckaufnehmer
4. Überprüfung der Bruchöffnungszeit
5. Überprüfung der Temperaturschichtung hinsichtlich Leckage bei eingespanntem Flansch
6. Messung von Orientierungsdaten für weitere Versuchsplanung und Code-Verifizierung

Hierfür wurden folgende Meßstellen vorgesehen:

- 8 schnelle Druckaufnehmer
- 3 Differenzdruckaufnehmer
- 8 schnelle Temperaturfühler
- 5 Weg- und
- 4 Beschleunigungsaufnehmer sowie
- 6 Dehnmeßstreifen

Über die tatsächliche Durchführung dieser vorläufigen Blowdown-Versuche ist noch zu entscheiden.

## 6. Datenübertragung zur ZMA

Um eine einheitliche und simultane Darstellung von errechneten und gemessenen Daten zu ermöglichen, wurde der Datentransfer von Rechenergebnissen zur zentralen Meßwerterfassungsanlage (ZMA) vorbereitet. Hierzu wurde das Format einer Reihe von Dateitypen spezifiziert und entsprechend Lese- und Konvertierungsprogramme erstellt. Folgende Dateien wurden definiert:

Datei 1: Meßstellenplan in maschinenlesbarer Form

- dies ist die Eingabe zu den Rechenprogrammen

Datei 2: Rechenergebnisse, z.B. Verformung an einer Meßstelle als Funktion der Zeit

- diese Datei wird z.B. von FLUX2 erzeugt und kann mit Plotprogrammen verarbeitet werden. Ein Konvertierungsprogramm setzt diese Datei in ein ZMA-gerechtes Format um.

Für ein einfaches Beispiel wurde auf diese Weise ein Band erzeugt und an die ZMA zum Lesen weitergegeben.

### Literatur:

- [<sup>-</sup>1<sub>]</sub> SCHUMANN,U.; MOESINGER,H.; SCHNAUDER,H.  
Ergebnisse des Temperaturschichtversuches als Vorversuch zu den Experimenten mit RDB-Einbauten.  
2. Statusbericht des Projektes  
HDR-Sicherheitsprogramm des Kernforschungszentrums Karlsruhe,Karlsruhe,  
24.Oktober 1978. S.3/58-3/82
- [<sup>-</sup>2<sub>]</sub> ROUSSEAU, J.C.; RIEGEL, B.  
Super Canon Experiments. paper E 8,  
Second CSNI Specialists' Meeting on Transient Two Phase Flow,  
Paris (1978)

06.01.01/02 A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Ver-  
/02 B haltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB)  
PNS 4116 des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche

(K.D.Appelt, F.Eberle, J.Kadlec, G.Lang, R.A.Müller, P.Philipp)

Im Rahmen der Voruntersuchungen zur Einsetzbarkeit der Meßwertaufnehmer für die HDR-Reaktordruckbehältereinbauten-Blowdown-Versuche wurden sechs Beschleunigungsaufnehmerprototypen, ein Wegaufnehmerprototyp und drei Druckaufnehmerprototypen in der Autoklav-Testanlage des IRE getestet. Zu den untersuchten Aufnehmerprototypen gehören: zwei piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer Typ A/52/F, ein piezoelektrischer Beschleunigungsaufnehmer Typ Z10295, ein piezoelektrischer Beschleunigungsaufnehmer Typ Z10315, zwei piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer Typ N2276M10A-98, ein induktiver Wegaufnehmer Typ W10TSS, ein induktiver Absolutdruckaufnehmer Typ P1S und zwei induktive Differenzdruckaufnehmer Typ PD1S.

Ziel der Untersuchung war die Überprüfung der Einsetzbarkeit der Aufnehmer unter HDR-Blowdown-Bedingungen (vollentsalztes Wasser, Anfangstemperatur 310 °C, Anfangsdruck 110 bar, max. Druckgradient bis 10 000 bar/sec, max. Temperaturgradient ca. 10 °C/sec), sowie die experimentelle Bestimmung ihrer wichtigsten Meßsignalübertragungseigenschaften (Linearität, Empfindlichkeit, Frequenzgangfunktion, Temperaturdrift des Nullpunktes und der Empfindlichkeit und Reproduzierbarkeit). Folgende Ergebnisse wurden erzielt:

1. Ein piezoelektrischer Beschleunigungsaufnehmerprototyp A/52/F (Ser.-Nr. 272) hat 15, ein anderer (Ser.-Nr. 271) 20 Blowdown-Tests überstanden. Die gemessenen Meßsignalübertragungseigenschaften sind akzeptabel. Nachteilig ist die nicht ganz einwandfreie Reproduzierbarkeit der Empfindlichkeit und eine Tendenz zur starken Signalverfälschung bei Querschleunigung. Deshalb kann dieser Aufnehmertyp für den vorgesehenen Einsatz nur als bedingt qualifiziert betrachtet werden (back-up-Lösung).
2. Der modifizierte piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmerprototyp Z10315 (Ser.-Nr. 102208) hat 15, der Prototyp Z10295 (Ser.-Nr. 102202) 20 Blowdown-Tests überstanden. Die gemessenen Meßsignalübertragungseigenschaften sind einwandfrei. Eine Tendenz zur Signalverfälschung bei Querschleunigung wurde ebenfalls festgestellt, aber die dafür benötigten Amplituden und Frequenzen liegen oberhalb der Grenzwerte die für die RDB-E-Blowdown-Versuche relevant sind (10 g und 500 Hz). Deshalb

kann dieser Aufnehmertyp für den vorgesehenen Einsatz als qualifiziert betrachtet werden.

3. Im Falle der Beschleunigungsaufnehmerprototypen N2276M10A-98 (Ser.-Nr. AC60 und AC61) wurde nur das Phänomen der Signalverfälschung bei Querbeschleunigung ausführlich untersucht. Dabei wurde ein ähnliches Verhalten festgestellt wie im Falle der beiden Prototypen Z10.
4. Der induktive Wegaufnehmerprototyp W10TSS (Ser.-Nr. 12909) hat ein einwandfreies Meßsignalübertragungsverhalten ausgewiesen und 15 Blowdown-Tests überstanden. Für den vorgesehenen Einsatz kann er als qualifiziert betrachtet werden.
5. Die modifizierten Druckaufnehmerprototypen P1S (Ser.-Nr. 8283) und PD1S (Ser.-Nr. 4053 und 3596) haben einwandfreies Meßsignalübertragungsverhalten ausgewiesen. Das vor der Modifikation beobachtete Hysteresisverhalten konnte weitgehend eliminiert werden. Die Standfestigkeitsuntersuchung mit den zwei Prototypen (Ser.-Nr. 8283 und 4053) in der Autoklavtestanlage wurde nach dem achten Blowdown-Test wegen dem Verlust des Isolationswiderstandes beider Prototypen unterbrochen. Deshalb können diese Aufnehmertypen bisher noch nicht als qualifiziert betrachtet werden.

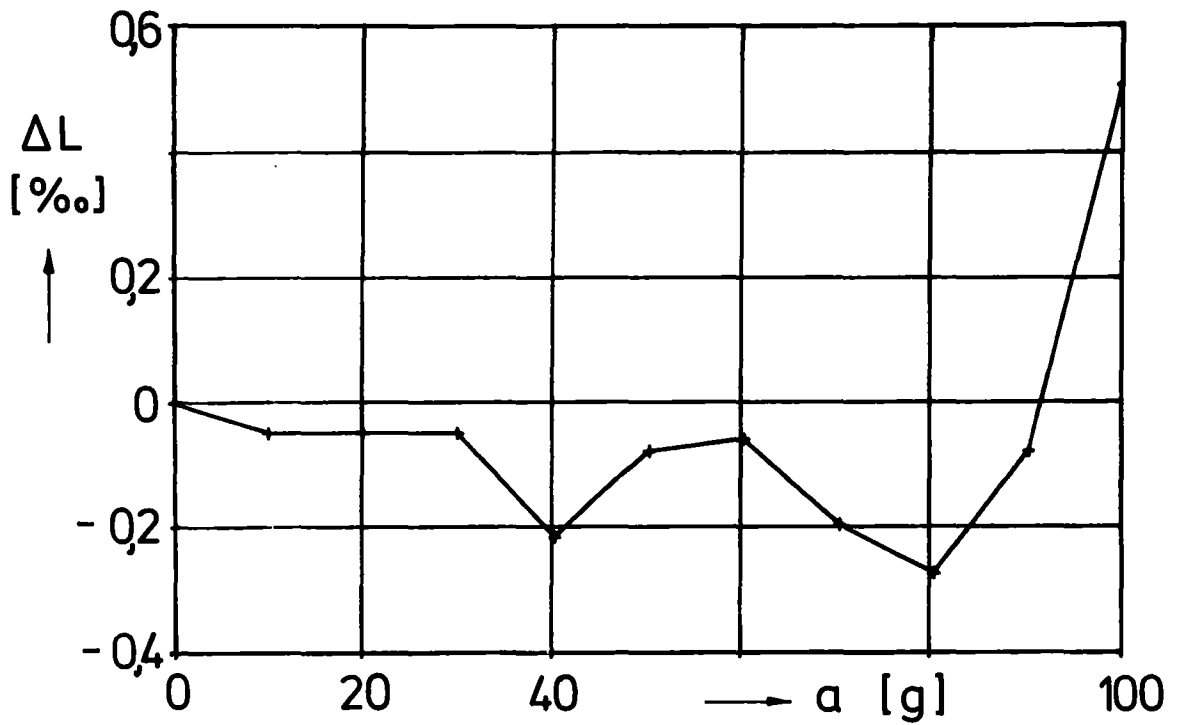
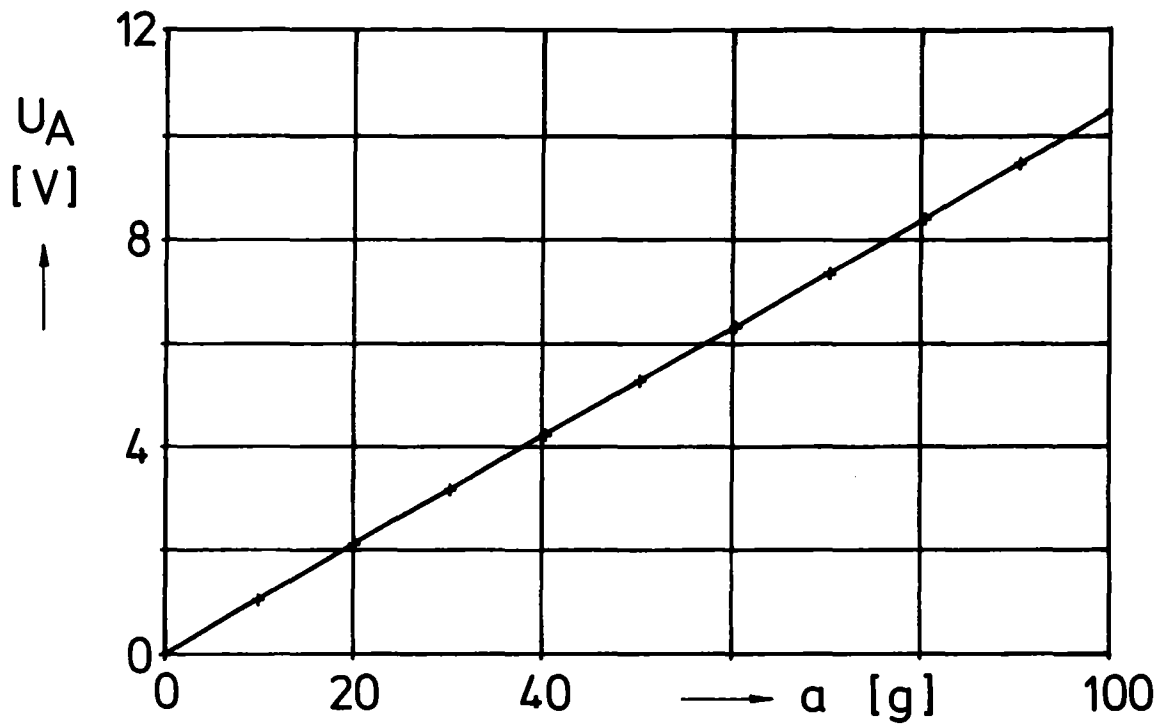
Die Meßsignalübertragungseigenschaften des modifizierten Beschleunigungsaufnehmers Type Z10315 illustrieren die Abbildungen 06.01.01/02 -1 und -2. Das obere Diagramm in Abb. 06.01.01/02 -1 zeigt die bei 310 °C aufgenommene Kennlinie; im unteren Diagramm sind die Abweichungen  $\Delta L$  von der entsprechenden Regressionsgerade über die Beschleunigung  $a$  aufgetragen. In diesem Diagramm kann man erkennen, daß die maximale Abweichung weniger als 0,6% beträgt. In Abb. 06.01.01/02 -2 ist die Zunahme der Empfindlichkeit  $\Delta E_{20}$  ( $\%$ ) als Funktion der Temperatur  $\vartheta$  aufgezeichnet. Im Temperaturbereich 265 bis 310 °C, welcher für die RDB-E-Blowdown-Versuche relevant ist, ist nur eine leichte Zunahme der Empfindlichkeit in den Grenzen 1,6 bis 2,5% zu erkennen.

Die im Berichtszeitraum für die Zwecke der Hochtemperatur-Kalibrierung der Beschleunigungsaufnehmer entwickelte Vorrichtung zeigt Abb. 06.01.01/02 -3. Sie wird auf den elektrodynamischen Schwingungserreger aufgesetzt. Die bei 310 °C aufgenommene Kennlinie des Wegaufnehmerprototyps W10TSS und das Diagramm der Abweichungen zeigt Abb. 01.01.01/02 -4. Im unteren Diagramm ist ein leichtes Hysteresisverhalten zu erkennen, die entsprechende Maximalab-



weichung ist kleiner als 0,6%. Die Zunahme der Empfindlichkeit  $\Delta E_{20}(\%)$  mit der Temperatur  $\vartheta$  ist in Abb. 06.01.01/02 -5 illustriert. Bei 265 °C beträgt die Empfindlichkeitsänderung 0,35%/°C; bei 310 °C ist sie praktisch Null.

Im folgenden Berichtszeitraum werden die Qualifizierungsuntersuchungen der Druckaufnehmer abgeschlossen, die Meßwertaufnehmer für die RDB-E-Versuche bestellt und ihre Kalibrierung vorbereitet.



KJK

Abb. 06.01.01/02 -1: Kennlinie des Beschleunigungsaufnehmers Type Z10315  
( $t_s = 310$  °C)

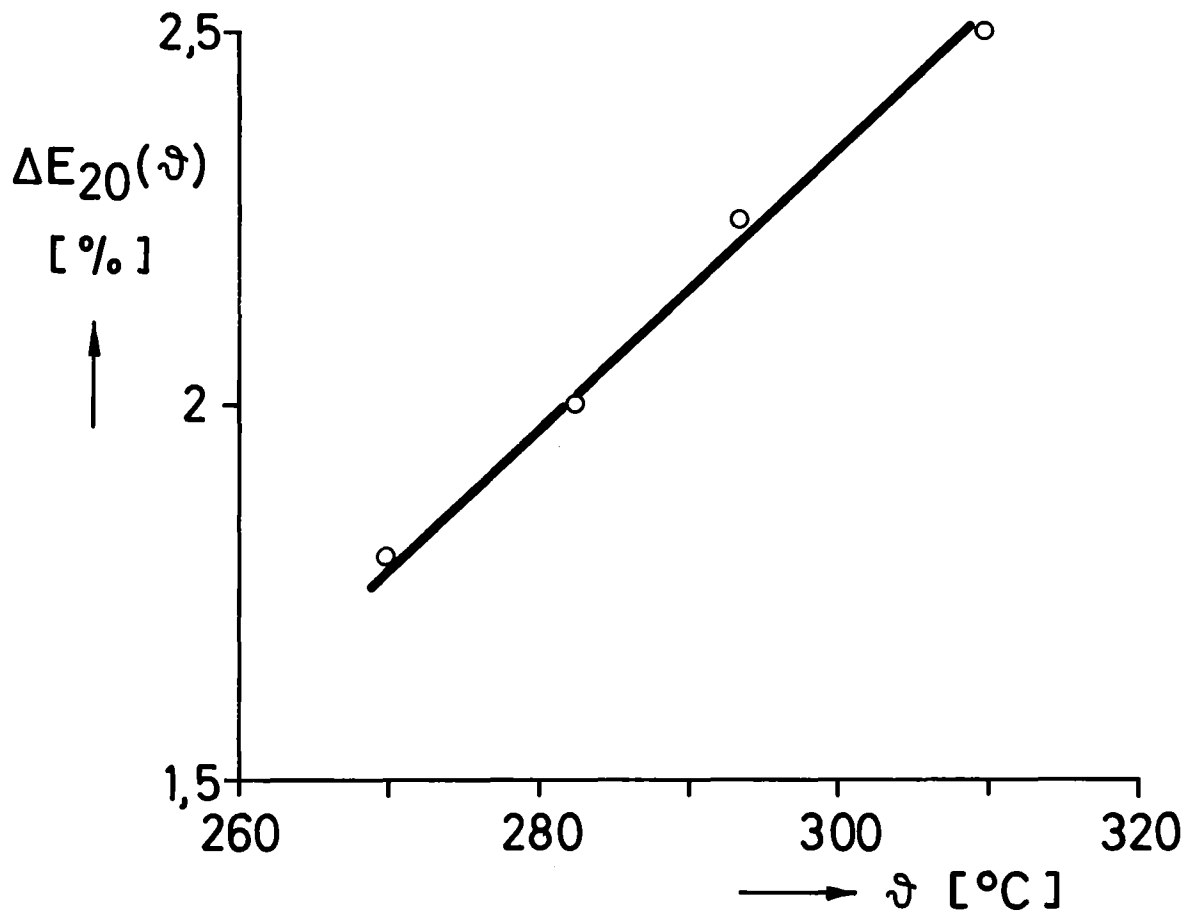
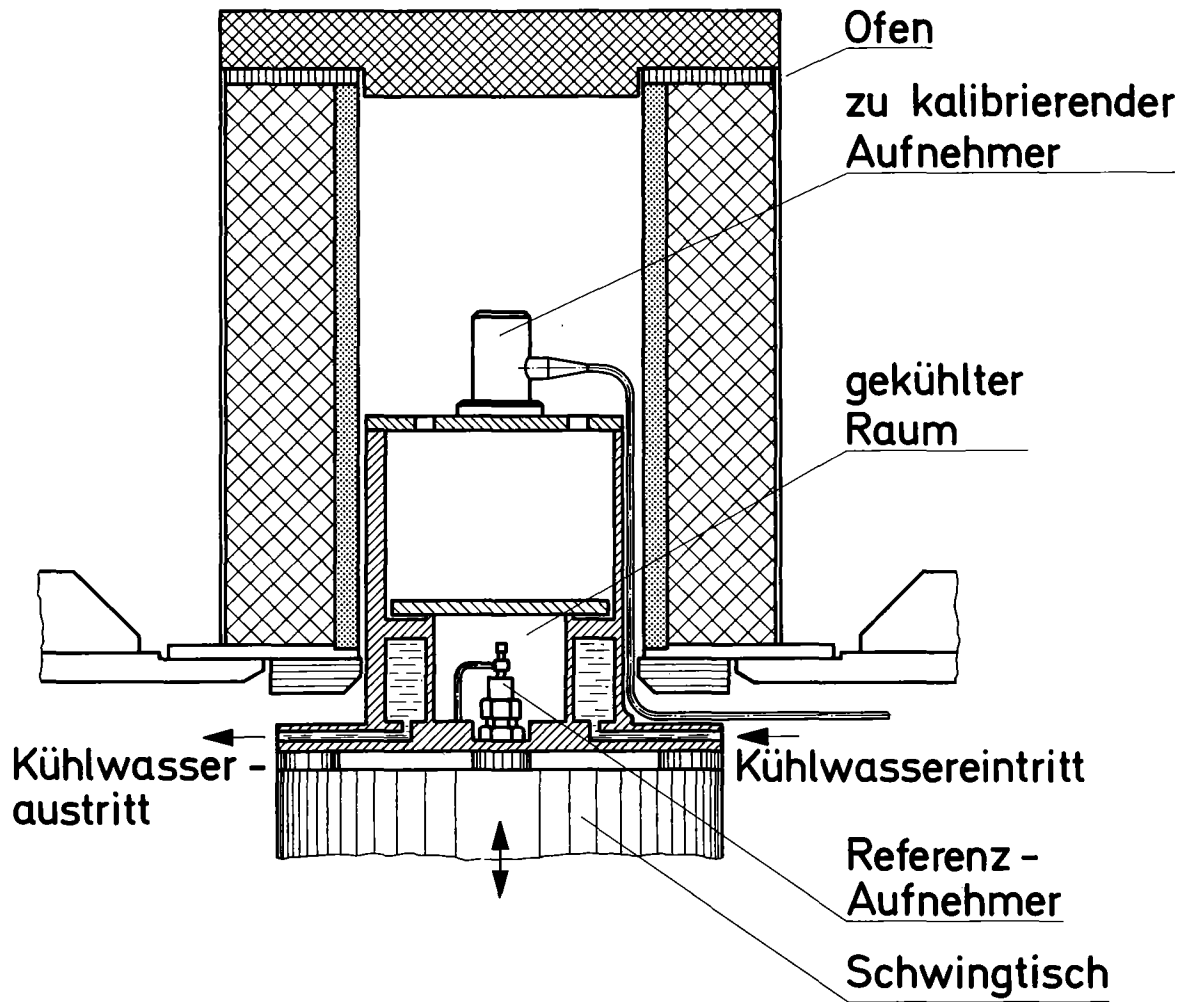


Abb. 06.01.01/02B-2: Empfindlichkeitszunahme des Beschleunigungsaufnehmers  
Type Z10315 als Funktion der Temperatur



KFK

Abb. 06.01.01/02 -3: Vorrichtung für die Hochtemperaturkalibrierung von Beschleunigungsaufnehmern

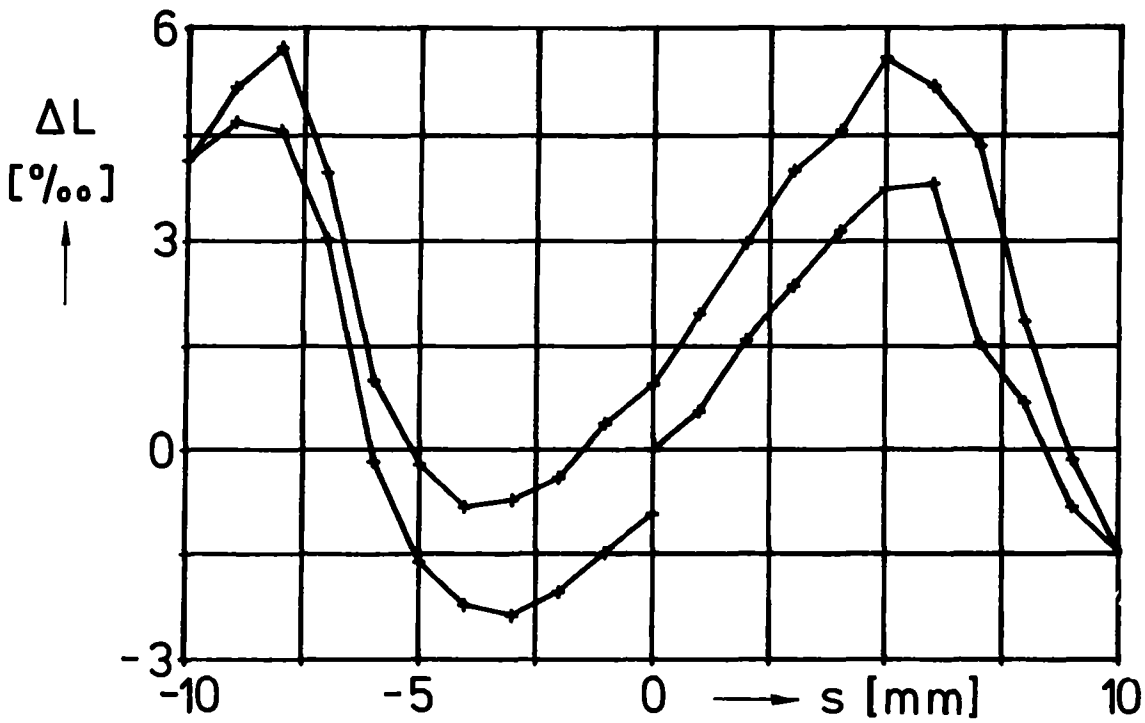
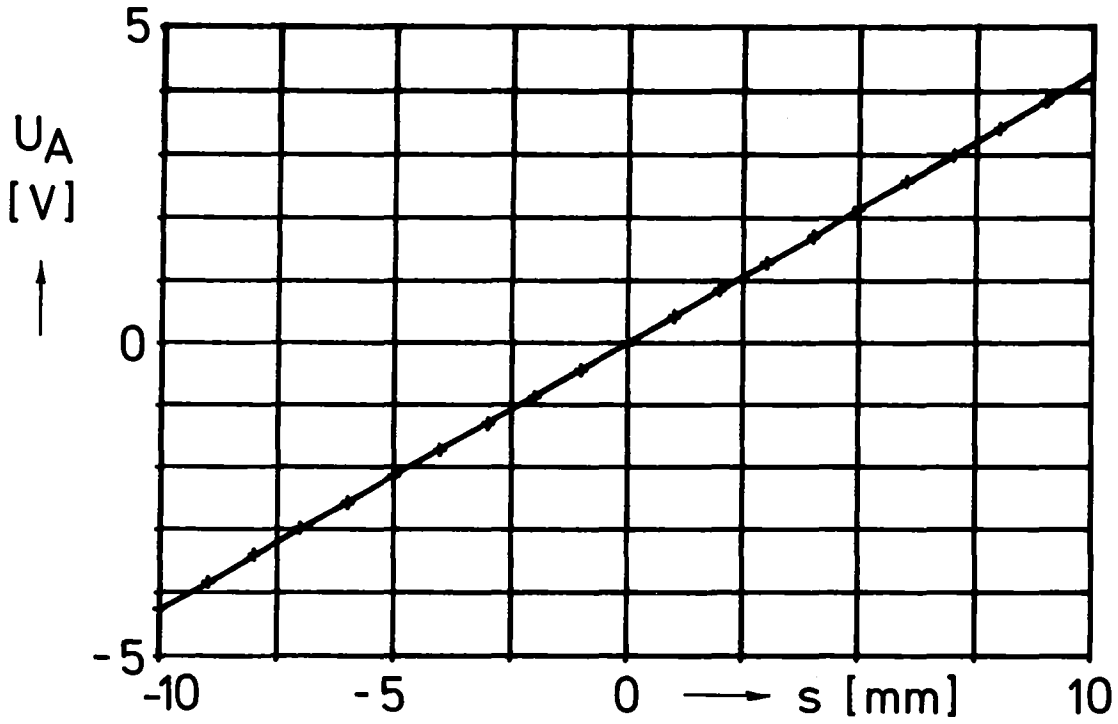


Abb. 06.01.01/02 -4: Kennlinie des Wegaufnehmers Type W10TSS  
(Ser.-Nr. 12909,  $\vartheta = 310^\circ\text{C}$ )

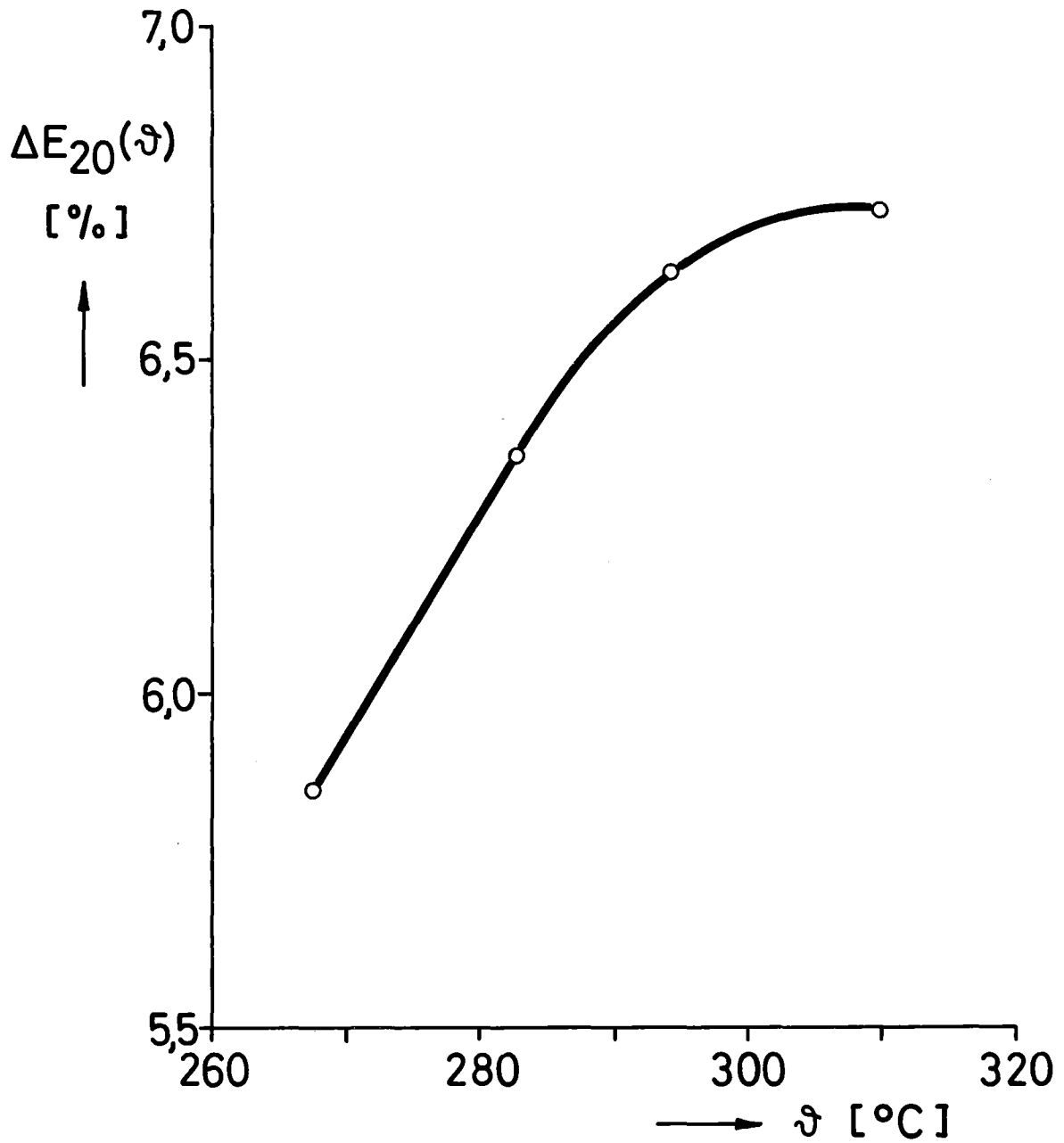


Abb. 06.01.01/02 -5: Empfindlichkeitszunahme des Wegaufnehmers  
Type W10TSS (Ser.-Nr. 12909) als Funktion  
der Temperatur

06.01.02      Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten

06.01.02/01A Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid-struktur-  
PNS 4125      dynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR.

(H.H. Bechler, G. Enderle, B. Göller, G. Hailfinger, F. Katz, R. Krieg, A. Ludwig, H. Mössinger, W. Olbrich, E.G. Schlechtendahl, U. Schumann, IRE)

### Einleitung

Das Vorhaben umfaßt die begleitenden theoretischen Arbeiten zu den HDR-Blowdown-Versuchen 06.01.01, insbesondere die Entwicklung fluid-strukturdynamischer Codes. Die Durchführung ergänzender Laborversuche erfolgt unter 06.01.02./02A.

### Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

#### 1. Fluiddynamik

Der 2-Phasencode DRIX-2D wurde modellmäßig weiter verbessert. Es wurde ein sehr allgemein anwendbares Reibmodell nach [1] implementiert. Die beim Übergang aus der unterkühlten Wasserphase in den Zweiphasenbereich aufgetretenen, physikalisch nicht sinnvollen Druckstöße konnten durch Anpassung der Schallgeschwindigkeiten von unterkühltem Fluid und Zweiphasengemisch beseitigt werden. (Siehe Abb. 06.01.02/01A-1)

Anwendungsrechnungen wurden für HDR-Blowdownexperimente durchgeführt. Insbesondere wurden dabei die Einflüsse von Stutzenlänge, Anfangsunterkühlung, Rohrreibung und 2-D-Effekte untersucht. Ein interessantes Ergebnis der 2-D-Rechnung ist z.B. die starke radiale Abhängigkeit von Geschwindigkeit und Massenstrom, die nicht allein durch Rohrreibung erklärt werden kann (Abb. 06.01.02/01A-2). An der Dokumentation dieser Untersuchungen wird gegenwärtig gearbeitet.

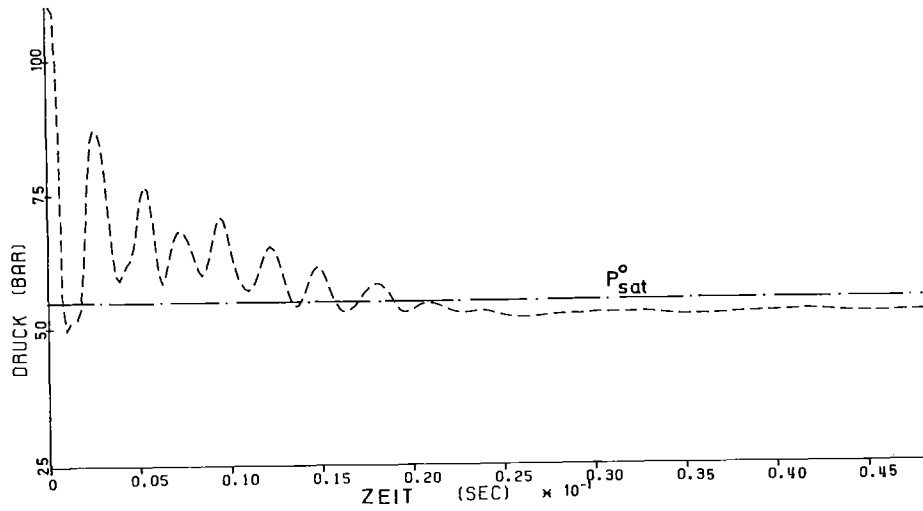
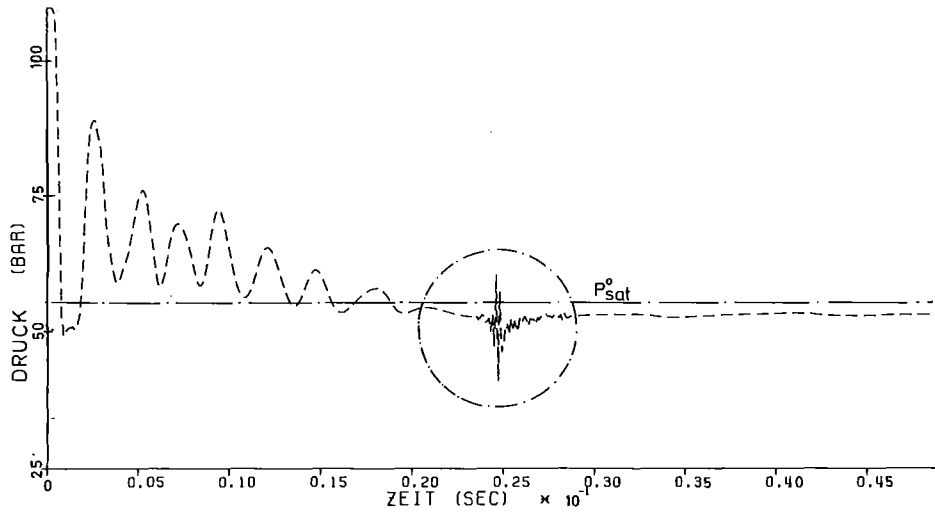


Abb. 06.01.02/01A-1 Druckhistorie in einem Blowdownrohr, gerechnet mit fester Umschaltgrenze (oben) und dynamischer Umschaltgrenze (unten)

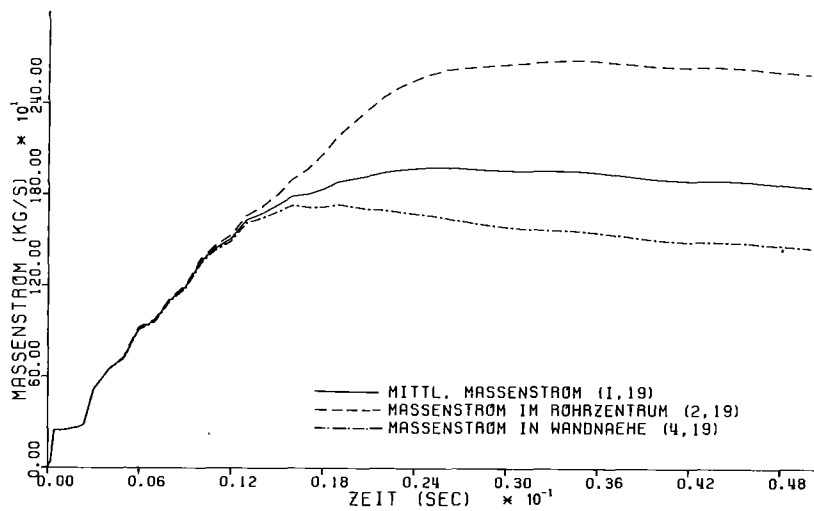


Abb. 06.01.02./01A-2 Massenstrom bei einem HDR-Blowdown (Stutzenlänge 1 m, Anfangsdruck 110 bar, Anfangstemperatur 270 °C)



In Zusammenarbeit mit der Uni Karlsruhe wurde die Untersuchung über den Einfluß der Dimensionalität in Rechnungen mit mehrdimensionalen Codes fortgeführt. Am Beispiel einer idealen Gas-Strömung durch eine Überschall-Düse wurden STRUYA und ein Charakteristiken-Programm verglichen. Als Basis des Vergleiches diente eine analytische Lösung. Aufgrund der geringen geometrischen Konvergenz der Düse trat der 2D-Effekt in den Hintergrund [2]. Während das Charakteristiken-Verfahren die analytische Lösung recht gut nachvollzieht, weist STRUYA eine erhebliche numerische Dämpfung auf (s. Abb. 06.01.02/01A-3).

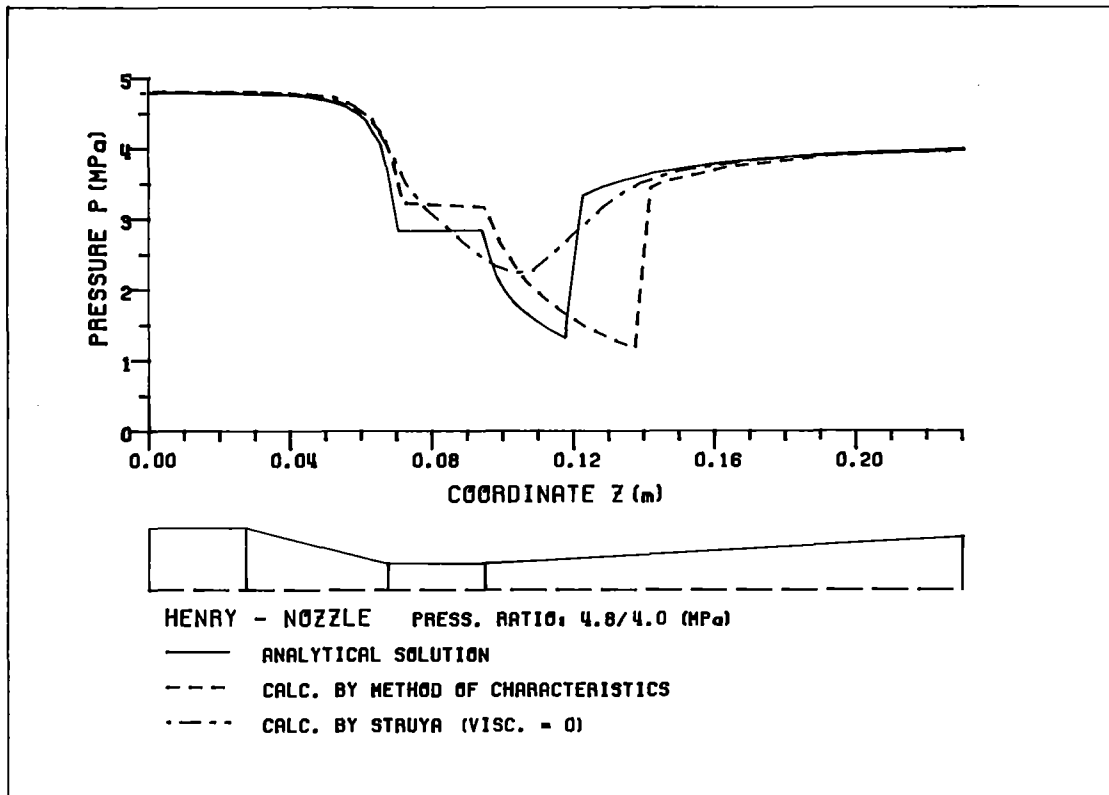


Abb. 06.01.02/01A-3 Druckverlauf in der HENRY-Düse; Vergleich zwischen analytischer Lösung, Charakteristikenverfahren und STRUYA-Rechnung

Abgesehen von den großen Rechenzeiten, die zur transienten Errechnung einer stationären Strömung nötig sind, erscheint STRUYA daher für derartige Anwendungsfälle als nicht geeignet. Eine Dokumentation ist in Vorbereitung.

Die Arbeiten zur Ableitung von Erhaltungsgleichungen aus den Bilanzgleichungen integraler Größen (Masse, Impuls, Drall, Schwerpunkt, Energie) wurden fortgesetzt. Erstmals wurde auch die Energiegleichung untersucht. Dabei erwies es

sich als zweckmäßig, neben der bekannten Bilanzgleichung für die Gesamtenergie eine Bilanz der kinetischen Energie als eigenständiges Axiom einzuführen. Ferner ergab sich, daß anstelle des bisher verwendeten Volumenmittelpunktes der Schwerpunkt als Bezugspunkt für die Drallgleichung geeigneter ist. Die Arbeiten werden fortgesetzt.

Die Vorausberechnungen der HDR-Blowdown-Versuche 1 und 3 mit berechneten Anfangsbedingungen (Code FLUST) wurden abgeschlossen [3]. Die Dokumentation der 2D-Version von FLUST enthält die Beschreibung des Lösungsverfahrens, den Programmaufbau, Testrechnungen und die Ergebnisse der HDR-Vorausrechnungen. Abb. 06.01.02/01A-4 zeigt den Einfluß der verwendeten Zustandsgleichung bei der Berechnung von HDR-Blowdownversuch 3. In einem Fall wurde eine Zustandsgleichung benutzt, die die Gleichgewichtswerte der Wassertafel liefert, im anderen Fall eine linearisierte Zustandsgleichung.

Die 1D-Version von FLUX wurde in FLUST integriert und getestet. Die Koppelung eines eindimensionalen Bereiches, der von FLUX-1D berechnet wird, an einen zweiten Bereich, der von FLUST-2D zeitlich synchron berechnet wird, wurde in Angriff genommen. Die Eingliederung von FLUX-1D in FLUST ist eine Vorstufe zum Einbau der dreidimensionalen FLUX-Version. Sie dient vor allem zur Untersuchung der Probleme, die beim Aneinanderkoppeln der unterschiedlichen Lösungsverfahren entstehen.

## 2. Strukturdynamik

Da die Integrität des Kernmantels während der Blowdownvorgänge besonders wichtig ist, stellt die detaillierte Untersuchung des schalendynamischen Verhaltens dieses Bauteils einen wesentlichen Teil der Arbeiten dar. Zu diesem Zweck wurde früher das Schalenmodell CYLDY2 entwickelt. Die Auslenkungen ergeben sich durch Superposition von Eigenschwingungsformen, die unter Zuhilfenahme der bekannten Balkenschwingungsformen approximiert werden. Die Amplituden der Eigenschwingungen ergeben sich durch Anwendung eines Variationsprinzips. Beim Vergleich mit verschiedenen Finite Element-Rechnungen ergaben sich jedoch mitunter erhebliche Diskrepanzen, nicht nur gegenüber CYLDY2, sondern mehr noch bei den Finite Element-Ergebnissen untereinander.

Eine neuere Entwicklung, CYLDY3, vermeidet deshalb die approximativen Ansatzfunktionen und löst die Schalen-Differentialgleichungen von Flügge quasi exakt. Bezüglich der möglichen Randbedingungen bestehen nur unwesentliche Einschränkungen. Wichtige Schwingungsformen (Axialschwingung, Biegeschwingung), die in CYLDY2 nicht richtig erfaßt wurden, sind mit CYLDY3 berechenbar geworden.

Abb. 06.01.02/01A-5 zeigt beispielhaft als Ergebnis von CYLDY3 den axialen Verlauf dreier Eigenschwingungsformen des HDR-Kernmantels aus dem Bereich der nullten und ersten Umfangsordnung. Die erste ist eine niederfrequente, rotationssymmetrische Schwingungsform, bei der die Vertikalbewegung  $u$  des schweren Endrings überwiegt. Auffallend ist die von der Querdehnung verursachte radiale Einschnürung  $w$  der Schale, die in der Nähe der Schalenenden starke Krümmungen hervorruft. Die Umfangsverschiebung  $v$  verschwindet definitionsgemäß. Die zweite Schwingungsform gehört zur niedersten Eigenfrequenz des Kernmantels und stellt die erste sog. "Balkenbiegeschwingungsform" dar. Die Abweichung der Umfangsverschiebung  $v$  von der Radialverschiebung  $w$  in der Nähe der oberen Einspannung zeigt jedoch, daß hier - anders als in der elementaren Balkentheorie - infolge der Querkontraktion auch der Schalenquerschnitt verformt wird. Die dritte dargestellte Form ist die 7. Ordnung des Balkenbiegemodes. Neben der Vertikalbewegung  $u$  ist hier die Kippbewegung des unteren Endringes interessant. Seine Querbewegungen ( $v$  und  $w$  am Schalenende) verschwinden nahezu. Die Schalenkrümmungen (Krümmungen von  $w$ ) sind an den Schalenenden wieder sehr stark ausgeprägt.

In Tabelle 06.01.02/01A-1 werden die tiefsten Eigenfrequenzen des HDR-Kernmantels, die mit anderen Rechenmodellen ermittelt wurden, anhand der quasi exakten CYLDY3-Ergebnisse überprüft.

Aufgrund dieses Vergleiches lassen sich folgende Aussagen machen:

- Das bisher eingesetzte CYLDY2-Modell ist bei höheren Umfangsordnungen recht gut.
- Finite Elemente beschreiben dagegen die ganz einfachen Schwingungsformen besser als CYLDY2.
- Mit sehr hohem Diskretisierungsaufwand lieferte eine frühere Finite-Element-Rechnung mit STRUDL annehmbare Ergebnisse auch bei mittleren Schwingungsordnungen.

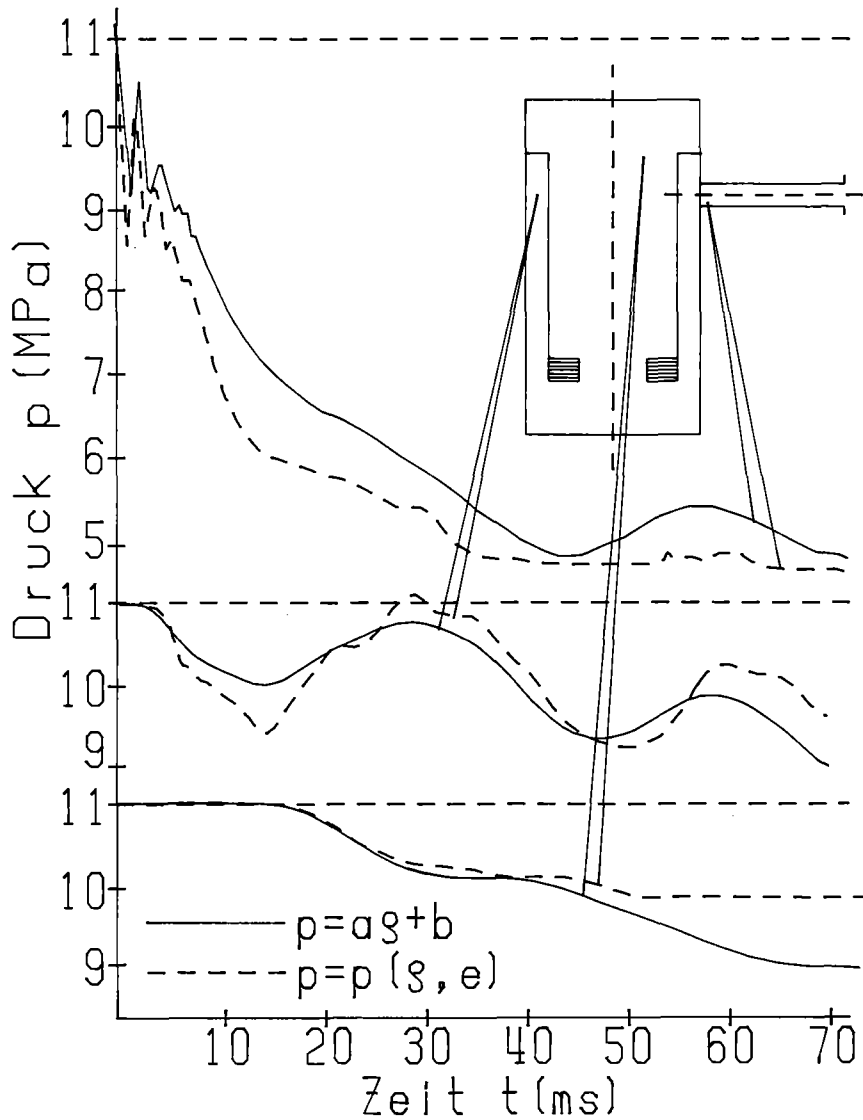


Abb. 06.01.02/01A-4

Druckverlauf im HDR, Versuch 3, Vergleich lineare und genaue Wassergleichung

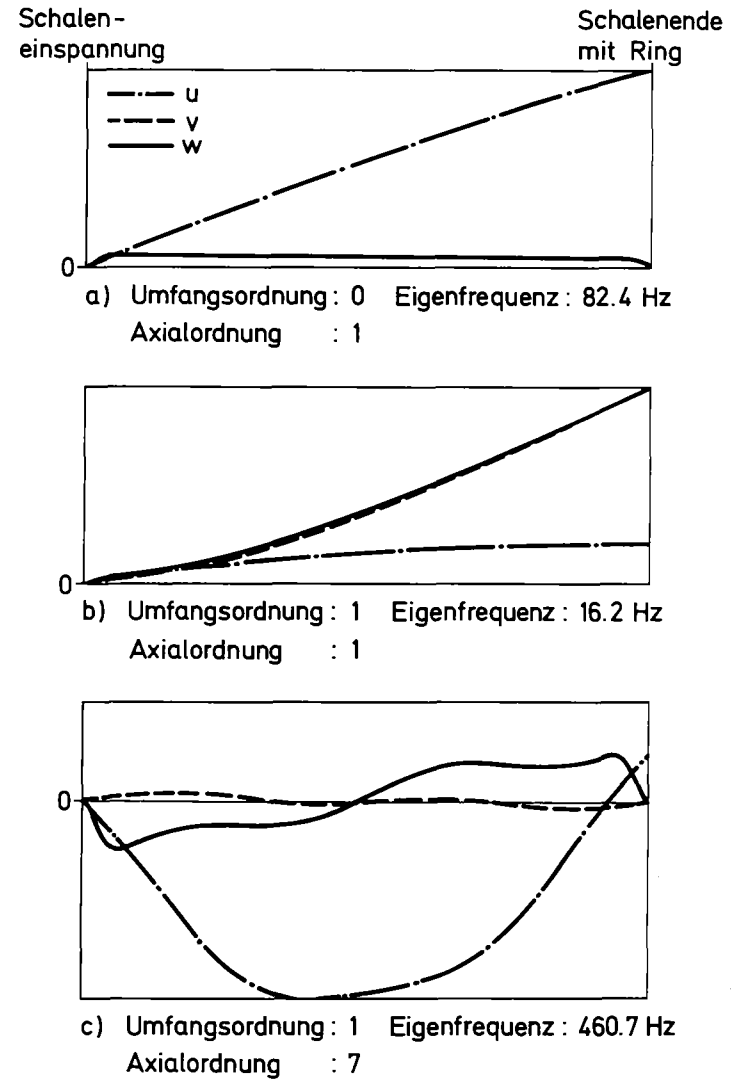


Abb. 06.01.02/01A-5

Ausgewählte Eigenschwingungsformen des HDR-Kernmantels, berechnet mit CYLDY3

Tab. 06.01.02/01A-1 Eigenfrequenzen des HDR-Kernmantels [Hz] der unteren Umfangs- und Axialordnungen

Umfangs- ordnung	Axial- ordnung	Finite Elemente				
		CYLDY3	CYLDY2	STRU DL	SAPIV	ASKA
0 (Torsion)	1	61,4	-	-	-	-
	2	217.0	-	-	-	-
0 (Atmung)	1	82.4	-	84.7	85.4	-
	2	328.6	-	-	-	-
1 (Biegung)	1	16.2	18.9	16.4	17.1	17.3
	2	104.2	160.8	101.2	101.9	-
	3	220.7	394.8	208.5	191.9	-
2	1	62.0	65.8	62.9	67.5	57.0
	2	135.8	147.2	-	145.5	-
	3	218.7	229.3	-	-	-
3	1	41.4	42.8	44.7	72.8	44.8
	2	85.2	90.7	93.5	115.0	-
	3	141.3	149.2	-	184.5	-
4	1	49.0	49.4	50.7	127.7	55.1
	2	70.5	72.8	78.6	149.8	57.8
	3	106.3	110.7	120.9	206.3	-
5	1	72.4	72.6	72.5	-	-
	2	82.2	83.1	87.6	-	57.8
	3	102.4	104.5	116.0	-	-
6	1	104.1	104.3	102.8	-	-
	2	109.7	110.2	112.2	-	57.2

Die unterschiedlichen Ergebnisse der Finite-Element-Rechnungen dürften weniger auf die Verschiedenheit der Programme als auf ihre unterschiedliche Anwendung (Diskretisierung) zurückzuführen sein.

- Mit dem üblichen Diskretisierungsaufwand lieferten dagegen Finite Element Rechnungen mit ASKA- und SAPIV, die von anderer Seite durchgeführt wurden, unbefriedigende Ergebnisse.

Keines der Näherungsmodelle konnte die Randzonen richtig beschreiben, die nach CYLDY3-Resultaten teilweise sehr starke Schalenkrümmungen aufweisen. Gerade in diesen Randzonen sind aber Spannungsmaxima zu erwarten. Die CYLDY2/3-Rechenzeiten liegen um 2-3 Größenordnungen unter den STRUDL-Rechenzeiten.

### 3. Fluid-Struktur-Kopplung

#### Code STRUYA:

Für den HDR-Blowdown-Versuch Nr. 3 wurden mit dem modifizierten STRUYA die Einflüsse einiger Parameter (mit Strukturkopplung, ohne Strukturkopplung, Diskretisierung des Modells, Variation der Bruchöffnungsfläche und einige Parameter des numerischen Integrationsverfahrens) berechnet. Als besonders wichtig erwies sich ein als "Knotenkopplung" bezeichneter Parameter, der im numerischen Verfahren zur Lösung des Fluidodynamikproblems zur Vermeidung von Instabilitäten eingeführt ist. Wegen der großen Rechenzeiten bei einer STRUYA-CYLDY-Kopplung wurde der Einfluß verschiedener Parameter zunächst mit einem etwas einfacheren Modell von 6 x 13 Maschen und 5 x 6 Modes untersucht. Schließlich wurde noch für ein feiner aufgelöstes Modell mit 15 x 19 Maschen und 10 x 11 Modes ein Blowdown über 100 msec simuliert. Einige Ergebnisse für das einfache Modell zeigt Tabelle 06.01.02/01A-2

Tab. 06.01.02/01A-2 Globale Ergebnisse für ein Modell mit 6 x 13 Fluidmaschen und 5 x 6 Strukturmoden (Strukturrückkopplung: WF = mit, NF = ohne)

	Parameter der Knotenkopplung = 0 %					
	1 x F-Bruch		2 x F-Bruch		5 %	
	WF	NF	WF	NF		
erstes Druckminimum	8.5	8.5	7.2	7.0	9.0	MPa
Druckmaximum	12.0	12.0	11.5	11.3	11.0	MPa
max. Auslenkung	1.0	1.5	2.0	2.5	0.4	mm

Deutlich erkennbar ist, daß die Extremwerte in Druck und Auslenkung durch den numerischen Integrationsparameter (Knotenkopplung) stärker beeinflusst werden können als durch physikalisch relevante Modellgrößen.

Mit STRUYA wurde ferner untersucht, ob die im Ringraum untergebrachten Einbauten zur Einstellung der Temperaturschichtung einen wesentlichen Einfluß haben. Für die Einstellung der Temperaturschichtung im HDR-Ringraum sind am oberen Ende, 90 Grad rechts und links vom Bruchstutzen angeordnet, Wasserabsaugvorrichtungen vorgesehen. Dadurch wird in einem Teilbereich des Ringraumes seine Dicke etwa halbiert. Rechnungen mit STRUYA zeigen, daß diese Einbauten bei der Blowdownsimulation im Druckverlauf etwas verstärkte Oberwellen erzeugen. Es ist jedoch kein wesentlicher Einfluß auf die Hauptamplitude des Druckes zu erkennen.

Code FLUX:

Zwecks Überprüfung der Genauigkeit des numerischen Verfahrens wurden Vergleichsrechnungen zwischen einer eindimensionalen FLUX2-Variante ("FLUX1D") und analytisch ermittelten Lösungen durchgeführt. Es handelt sich um die in Abb. 06.01.02/01A-6 dargestellte Konfiguration. Neben transienten Vorgängen wurden

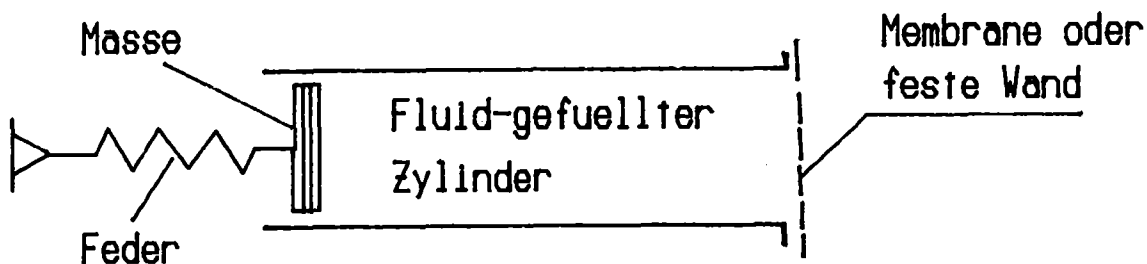


Abb. 06.01.02/01A-6 Das eindimensionale Problem

auch die Eigenlösungen des Systems bestimmt. Die Ergebnisse sind in [7] dokumentiert. Anhand der analytischen Vergleichslösungen wurde u.a. festgestellt:

- a) Ein numerisches Integrationsverfahren zweiter Ordnung in der Zeit liefert unrealistische Schwingungen, wenn die Randbedingungen zeitliche Unstetigkeiten enthalten, wie z.B. eine "plötzliche" Druckänderung an der Bruchmembran. Hier ist schon aus Konvergenzgründen die Vorgabe einer endlichen Bruchöffnungszeit notwendig. Bei Verfahren erster Ordnung treten derartige Schwingungen zwar nicht auf, dafür aber zeigen diese eine numerisch bedingte Dämpfung.
- b) Die Atmungsschwingungen der Kernmantelschale mit kompressiblem Fluid im Ringraum lassen sich mit diesem Modell berechnen. Benutzt man bei der numerischen Analyse dieser Schwingung über die Ringraumbreite nur eine Masche, so kann man sich fragen, welcher Anteil  $\alpha$  der Fluidmasse der Schalenmasse zuzuschlagen ist. Beispielsweise wird in STRUYA hier der Wert  $\alpha = 1/3$ , in FLUX  $\alpha = 1/2$  verwendet. Durch Vergleich mit der analytischen Lösung wurde festgestellt, daß der optimale Wert dazwischen liegt. Im Falle des HDR ist  $\alpha = 0.351$  optimal und die Eigenfrequenz dieser Schwingungsform beträgt 1778 Hz.
- c) Die Struktur kann insbesondere dann zu Schwingungen größerer Amplitude angeregt werden, wenn der Energieinhalt im Fluid anfangs groß ist. Dies ist insbesondere der Fall bei stark kompressiblem Fluid. Insofern sind bei Berücksichtigung von Zweiphasen-Effekten größere Schwingungen möglich als in unterkühltem Wasser.

Die letztere Erkenntnis bildete die Anregung zu folgenden Untersuchungen mit dem eigentlichen dreidimensionalen Programm.

In FLUX2 darf die Schallgeschwindigkeit räumlich zumindest bereichsweise unterschiedlich sein. Diese Möglichkeit wurde genutzt, um den Einfluß des Aufdampfens im Innern des RDB näherungsweise zu untersuchen. Bei kleinen Dampfmassengehalten ist der wesentliche Effekt des Auftretens eines Zweiphasengemisches die Reduktion der Schallgeschwindigkeit. Typisch ist eine Reduktion von über 1000 m/s auf ca. 50 m/s. Dementsprechend werden Vergleichsrechnungen durchgeführt, wobei a) überall mit der hohen Schallgeschwindigkeit  $a_1$  ( $\approx 1000$  m/s) des unterkühlten Wassers und b) mit dem Wert  $a_2 = 50$  m/s im Innenraum (innerhalb des Kernmantels) gerechnet wurde. Verglichen wurden die dabei resultierenden maximalen Spannungen im Kernmantel (Abb. 06.01.02/01A-7a).



Im Falle des HDR ist die maximale Spannung in beiden Fällen etwa gleich groß. Im Falle eines typischen DWR ergibt sich ein wesentlich größerer Unterschied, wie in Abb. 06.01.02/01A-7b zu sehen ist. Hier wachsen die Spannungen im "Zweiphasen-Modell" stark an. Mögliche Ursachen sind die relativ hohen Strömungsgeschwindigkeiten und die damit verbundenen Druckänderungen (nach Bernoulli) oder eine Resonanz des Kernmantels bezüglich der im Ringraum auf- und aboszillierenden Wellen.

Diese Rechnungen wurden mit einem groben Maschennetz durchgeführt. Außerdem ist keinerlei Dämpfung berücksichtigt. Insofern sind diese Rechnungen als vorläufig zu betrachten. Immerhin folgt aus diesen Ergebnissen, daß der Ausbildung einer Zweiphasenströmung im RDB eine erhöhte Aufmerksamkeit zu schenken ist.

Aus diesem Grund wurden erste Untersuchungen darüber angestellt, wie in FLUX2 eine vom aktuellen Druck und der lokalen Temperatur abhängende Schallgeschwindigkeit numerisch erfaßt werden kann, ohne daß die Vorteile des auf lineare Probleme abgestimmten Lösungsverfahrens verloren gehen. Erste Ergebnisse mit einer eindimensionalen Variante liegen vor. Es wurde festgestellt, daß ein numerisch effektiv lösbares Modell entsteht, wenn man nur zwei verschiedene Schallgeschwindigkeitswerte zuläßt. Das entstehende Gleichungssystem ist dann zwar nichtlinear, läßt sich aber mit wenigen Iterationen lösen.

#### Code SING-S:

Ein recht interessantes, gekoppeltes fluid-strukturdynamisches Problem stellen die Kugelschalenschwingungen eines Siedewasserreaktor-Containments mit Druckunterdrückungssystem dar. Hierzu wurden mit dem Code SING-S eine Reihe von Parameterrechnungen durchgeführt. Variiert wurden die Anzahl der Freiheitsgrade, der als flexibel angenommenen Containmentbereich und die Systemanregung. Eine Erhöhung der Anzahl der Freiheitsgrade im Bereich der Fluid-Struktur-Kopplung von 48 auf 138 führte - wie erwartet - zu Eigenfrequenz-Erniedrigungen in der Größenordnung von 5 %. Die Unterdrückung der Kugelschalen-Flexibilität in Bodennähe der Kondensationskammer, was in etwa den Gegebenheiten im Siedewasserreaktor Brunsbüttel entspricht, hatte dagegen Eigenfrequenzerhöhungen bis zu 40 % zur Folge. Mit dieser geänderten Kugelschalen-Flexibilität stimmt die in Brunsbüttel experimentell bestimmte tiefste Schaleneigenfrequenz

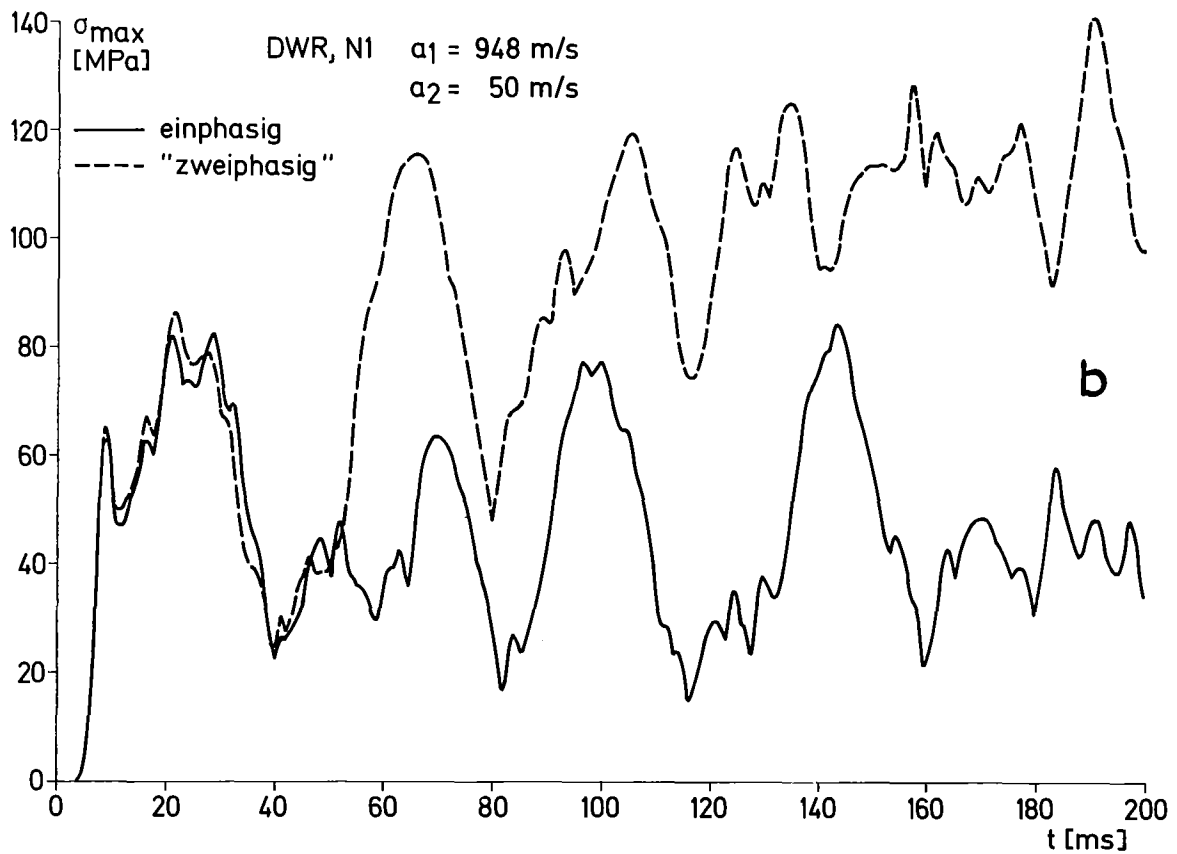
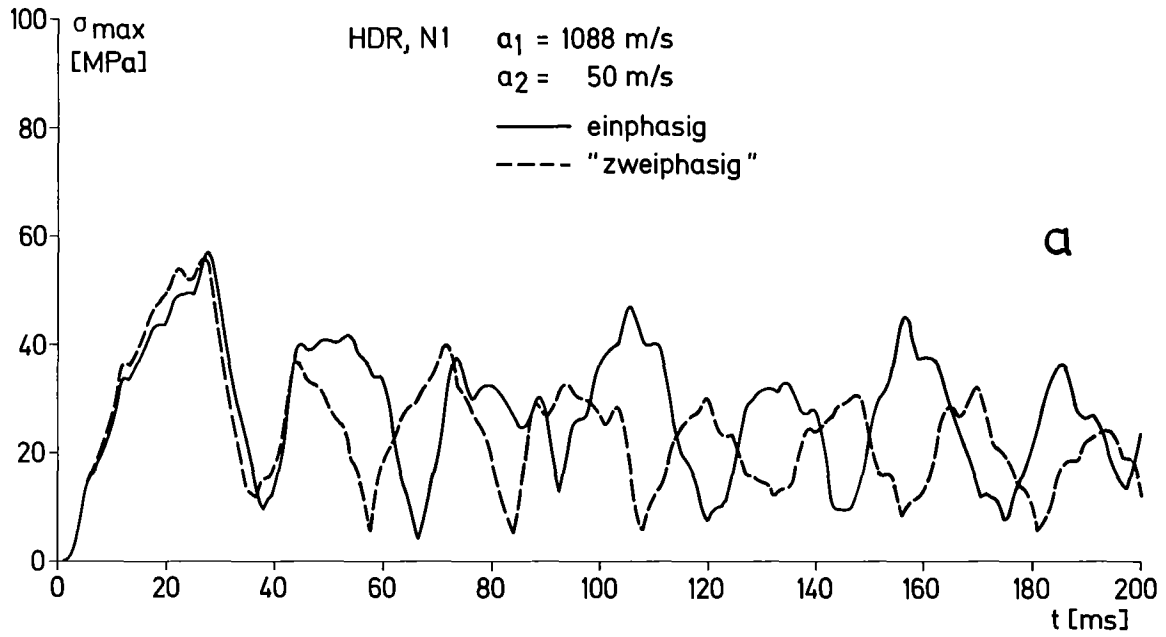


Abb. 06.01.02/01A-7: Maximale Spannung im Kernmantel als Funktion der Zeit für HDR und DWR, wobei entweder überall die hohe Schallgeschwindigkeit des unterkühlten Wassers verwendet wird ("einphasig") oder abweichend im Innenraum eine sehr viel kleinere Schallgeschwindigkeit zur Simulation eines "zweiphasigen" Gemisches angenommen wird.

im Rahmen der Meßgenauigkeit mit den Rechenergebnissen überein. Einzelheiten siehe Tab. 06.01.02/01A-3. Die Systemanregung durch kollabierende Dampfblasen wurde durch Volumensenken an der Mündung je eines inneren und äußeren Kondensationsrohres simuliert. Die den Volumensenken zugeordneten zeitlichen Verläufe entsprachen vier verschiedenen Dampfblasenkollapszeiten. Die maximalen Radialauslenkungen  $S$  der Kugelschale bei einem Blasenknall an einem äußeren Kondensationsrohr betragen:

$$S = 5.9 \text{ mm (V/m}^3\text{) bei 100 msec Dampfblasenkollapszeit}$$

$$S = 8.6 \text{ mm (V/m}^3\text{) bei 80 msec Dampfblasenkollapszeit}$$

$$S = 13.3 \text{ mm (V/m}^3\text{) bei 50 msec Dampfblasenkollapszeit}$$

$$S = 16.3 \text{ mm (V/m}^3\text{) bei 25 msec Dampfblasenkollapszeit}$$

$V$  ist das Volumen der Dampfblase. Bei einem Dampfblasenkollaps an der Mündung eines inneren Kondensationsrohres betragen die maximalen Radialauslenkungen nur 50-60 % der oben genannten Werte. Außerdem ist es gelungen, neben einer kollabierenden Dampfblase auch den Einfluß einer gleichzeitig vorhandenen, noch nicht kollabierten Dampfblase zu untersuchen. Selbst wenn die nicht kollabierende Dampfblase einen Durchmesser von 0,5 m hat (Kugelform) und sich an der Mündung eines äußeren Kondensationsrohres, d.h. nahe an der Kugelschale befindet, ist der Einfluß auf die Eigenfrequenzen unterhalb 1 %. Dagegen werden die Schalenauslenkungen bei einer nicht kollabierten Blase an einem äußeren Kondensationsrohr und einer kollabierenden Blase an dem nächsten inneren Kondensationsrohr um etwa 50 % reduziert. Die geringe Verschiebung der Eigenfrequenzen erlaubt in etwa lineare Extrapolationen dieser Reduktion auf ein geringes Volumen einer nicht kollabierten Dampfblase.

#### Geplante Weiterarbeit

Die theoretischen Arbeiten zum Drift-Flux-Verfahren werden zu einem ersten Abschluß gebracht und dokumentiert. Die Untersuchungen zu integralen Bilanzgleichungen der Fluidmechanik werden fortgeführt.

Auf der Basis der mit CYLDY3 ermittelten, sehr genauen Eigenwerte für das dynamische Verhalten des Kernmantels sollen auch die Verformungen und Spannungen als Funktion der Zeit entsprechend genau bestimmt werden.

Tabelle 06.01.02/01A-3 Eigenfrequenzen der Kugelschale

	voll flex. Kugelschale	Starre Kugelschale in Bodennähe der Kondensationskammer			
	48 Freiheitsgrade im Kopplungsbereich		138 Freiheitsgrade im Kopplungs- bereich		
	mit Wasserbeaufschlagung		mit Wasser und nicht kollab. Blase 0.5 m Ø		ohne Wasserbe- aufschlagung
1	9,36 Hz	13,12 Hz	12,49 Hz	12,62 Hz	51,97 Hz
2	13,01	15,81	14,90	15,03	56,01
3	17,52	19,27	17,87	17,90	58,82
4	17,81	22,42	20,45	20,40	59,10
5	19,31	23,30	21,50	21,51	59,50
6	21,44	24,31	22,30	22,31	60,05
7	21,92	25,39	22,79	22,79	60,23
8	24,40	25,96	23,62	23,62	60,87
9	24,77	27,89	24,98	24,98	60,93
10	24,96	28,27	25,05	25,05	61,11
11	25,06	30,14	26,62	26,62	61,24
12	26,46	31,01	27,09	27,09	61,61
13	27,93	31,39	28,30	28,30	61,63
14	28,06	31,86	28,39	28,39	61,70
15	28,51	32,58	28,79	28,79	62,12
16	28,61	32,71	29,21	29,21	62,47
17	29,06	33,66	29,53	29,54	62,72
18	30,24	33,83	30,13	30,13	62,79
19	30,99	35,18	30,49	30,49	62,94
20	31,16	35,39	31,44	31,44	63,04

Tiefste am Siedewasserreaktor Brunsbüttel gemessene Eigenfrequenz der Kugelschale

11.5 ± 1.0 Hz

Die Koppelung von FLUST und FLUX wird vollzogen. Im übrigen verlagert sich das Schwergewicht der Arbeiten von der Codeentwicklung auf die HDR-Versuche (06.01.02/01A).

Für die Kugelschalenschwingungen des Siedewasserreaktor-Containments sollen auch die Spannungen bestimmt werden. Maximale Biegespannungen werden an der Verbindungsstelle der Kugelschale mit dem Boden der Kondensationskammer erwartet.

#### Literatur

- / 1 / Kedziur, F.: Vorschlag zur Berechnung der Rohrreibungskraft bei zweidimensionalen Fluid-Dynamik-Rechencodes. (Feb. 78) unveröffentlicht +
  - / 2 / Kedziur, F.; Möisinger, H.: Vergleich zwischen ein- und zweidimensionaler Berechnung einer Wasser-Dampf-Düsenströmung. KfK-2623 (Okt. 78)
  - / 3 / Enderle, G.: FLUST-2D - Ein Programm zur Berechnung der zweidimensionalen Strömung eines kompressiblen Mediums in aneinandergesetzten Rechteckbereichen. KfK 2679, 1978
  - / 4 / Enderle, G.; Katz, F.; Möisinger, H.; Schlechtendahl, E.G.; Stölting, K.: Core Barrel Loadings During PWR-Blowdown. International Topical Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Bruxelles, 1978
  - / 5 / Enderle, G.; Katz, F.; Möisinger, H.; Schlechtendahl, E.G.; Stölting, K.: Belastung eines DWR-Kernmantels nach dem Bruch der Hauptkühlmittelleitung. Reaktortagung, 1978, Hannover
  - / 6 / Krieg, R.: Coupled fluid structural dynamics in blowdown suppression systems: numerical schemes and applications. Lecture Notes for Advanced Course on Structural Dynamics, Ispra, Oct. 12, 1978
  - / 7 / Schumann, U.: Fluid-Structure Interactions in one-dimensional linear cases. KfK 2723B (1979)
  - / 8 / Schumann, U.: Effektive Berechnung dreidimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors - FLUX. KfK 2645 (1979).
  - / 9 / Ludwig, A.; Schumann, U.: Eigenschwingungen eines Druckwasser-Reaktor-Kernmantels in Vakuum und Wasser. Reaktortagung 1978, Hannover
- + Eine zur Verfügungstellung der Berichte ist nach entsprechender einzelvertraglicher Vereinbarung über die Nutzung des darin enthaltenen know how (know how-Vertrag) möglich. Entsprechende Anfragen sind an die Abteilung Patente und Lizenzen des KfK zu richten.

06.01.02/02A Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdynamischen  
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühl-  
Mittelverluststörfällen

Eberle, Kadlec, Kedziur, Krieg, Wolf, IRE

### Einleitung

Das Vorhaben stellt eine Ergänzung der HDR-Blowdown-Experimente dar und dient zusammen mit diesen der Verifizierung gekoppelter fluid-strukturdynamischer Codes, die unter 06.01.02/01A entwickelt werden. Im Mittelpunkt stehen Details wie z.B. Core-Einbauten, die in den HDR-Großversuchen nicht in der notwendigen Detaillierung untersucht werden können.

### Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

#### 1. Laborexperimente zur Zweiphasenströmung

Im Zeitraum August/September 78 wurde die erste Versuchsserie an der Zweiphasenteststrecke des IRB erfolgreich durchgeführt (Abb. 06.01.02./02A-1). Das geplante experimentelle Programm (siehe Versuchsmatrix im 1. Halbjahresbericht) konnte voll abgedeckt werden; einige Versuchspunkte wurden zugunsten neuer, interessanter Aspekte verändert (s. Abb. 06.01.02/02A-2). Insgesamt waren bei ca. 100 Versuchen jeweils 34 Signale aufzuzeichnen. Durch Ausfälle der von anderen Versuchen übernommenen Elektronik kam es wiederholt zu Verzögerungen. Problematischer als ursprünglich angenommen war die Einstellung der gewünschten Strömungsform am Eintritt der Düse. Die thermische und mechanische Durchmischung der beiden Phasen in der Mischkammer des IRB-Kreislaufes war unbefriedigend und mußte von speziellen Einbauten im Teststreckenvorlauf übernommen werden. Die geplanten Tracer-Messungen des LIT mußten auf eine zweite Versuchsserie verschoben werden.

Mit der Auswertung der Daten wurde begonnen. Nach der Digitalisierung, Korrektur mittels Eichsignalen und Mittelung folgt der eigentliche Vergleich mit den zu verifizierenden Rechenprogrammen.

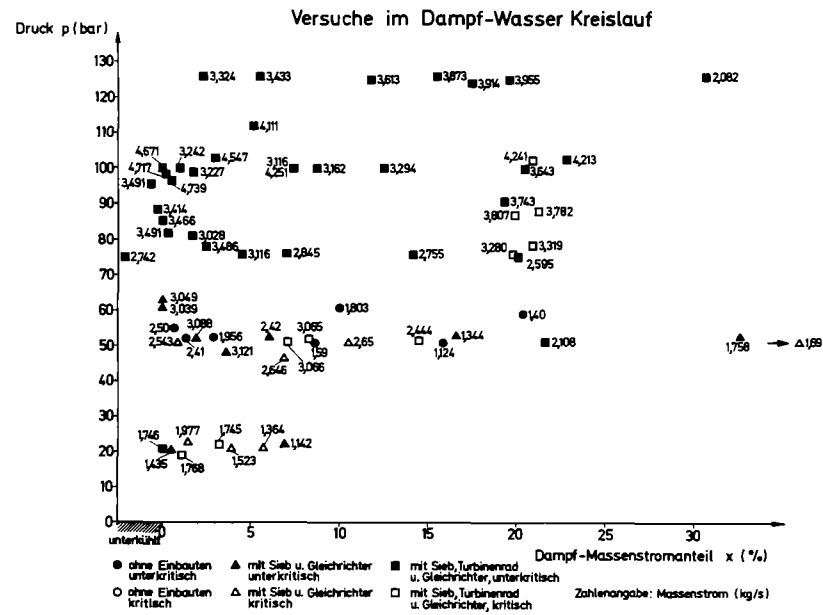


Abb. 06.01.02/02A-1 Versuche im Dampf-Wasser Kreislauf

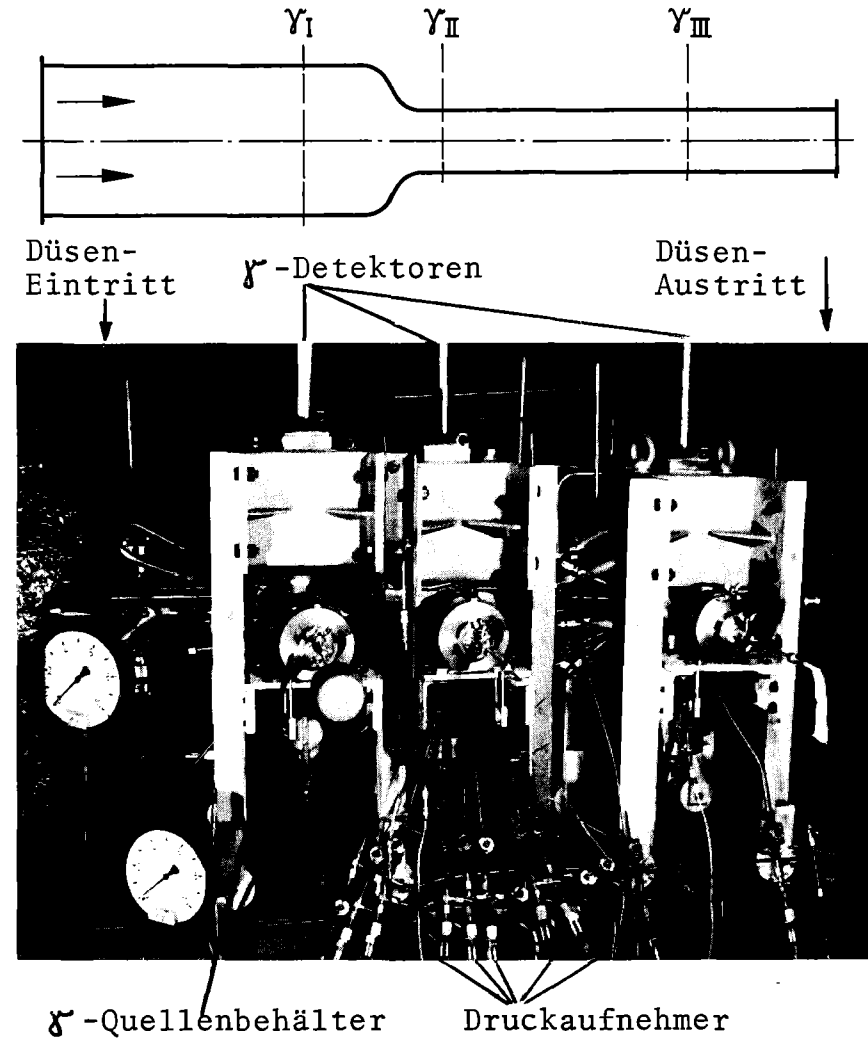


Abb. 06.01.02/02A-2 Komplett installierte Zweiphasen-teststrecke im IRB - Dampf/Wasser-kreislauf

Erste Gegenüberstellungen lassen folgende Tendenzen erkennen:

- Die Qualität der Messungen liegt bis auf wenige Ausnahmen im Rahmen der Erwartungen.
- Der in Voraussrechnungen aufgezeigte 2D-Effekt ist tatsächlich vorhanden.
- Bei hohen Massenströmen tritt am Düsenhals eine kurze Einschnürung auf.
- Bei der Auswertung ist für die Rohrreibung sowie in besonderem Maße für die Dichte- und Voidwerte (Auswertung im LIT) die Beachtung der jeweiligen Strömungsform wichtig. Sie konnte dank des  $\gamma$ -Absorptionsverfahrens und der Strömungs sonden gut detektiert werden.
- Ungeklärt ist noch die Ursache dafür, daß bei überkritischem Druckverhältnis und schichtenförmiger Zuströmung der Massenstrom geringer ist als bei homogener Phasenverteilung.
- Der für transiente Strömungen entwickelte Code STRUYA ist nicht geeignet zur Nachrechnung der stationären Versuche (große Rechenzeiten, hohe numerische Dämpfung, Massenverlust, kein Rohrreibmodell), während das bereits zur Auslegung benutzte Programm DUESE unter Berücksichtigung des 2D-Effektes ohne nennenswerte Anpassungsschwierigkeiten die bisher behandelten Versuche gut nachvollzieht.

## 2. Laborexperimente vom Blowdown-Type

Das Studium über die konstruktiven Details der Reaktordruckbehältereinbauten wurde vertieft. Insbesondere wurden die Recherchen auf beide in der Bundesrepublik aktuellen Druckwasserreaktor-Typen ausgedehnt. Es ergab sich, daß die Art der Simulation der verschiedensten Reaktorbauteile und der Umfang der durchzuführenden Messungen entscheidend von den als zweckmäßig erachteten theoretischen Modellen abhängen.

## 3. Laborexperimente mit periodischer Anregung

Der dünnwandige Kreiszyylinder zur experimentellen Untersuchung der fluid-struktur-dynamischen Wechselwirkung wurde angefertigt. Die Meßwertaufnehmer, der zur periodischen Anregung erforderliche Shaker, sowie die zur Auswertung der Meßdaten erforderliche Software wurden bestellt. Abschätzungen zu alternativen Anregungsmechanismen ergaben, daß die Impulsanregung wohl für einen leeren, weniger aber für einen flüssigkeitsbeaufschlagten Kreiszyylinder in Frage kommt.



Die Meßergebnisse sollen mit Rechenergebnissen des Codes SING-S verglichen werden. Die Diskretisierung in Oberflächenelementen für den fluiddynamischen Teil der Rechnungen zum Versuchstyp a ist abgeschlossen. Es wurden etwa 520 Panels und etwa 130 Freiheitsgrade im Fluid-Struktur-Wechselwirkungsbereich vorgesehen.

### Geplante Weiterarbeit

Die Auswertung der ersten Versuchsserie der Laborexperimente zur Zweiphasenströmung (Düsenexperimente) soll in Zusammenarbeit mit dem LIT abgeschlossen werden. Besonders aussagekräftige Experimente sind zur Verifizierung von DRIX-2D vorgesehen. Eine zweite Versuchsserie ist geplant, in der mit etwas modifizierter Aufnahmetechnik, veränderten Einbauten u.a. auch die Tracer-Messungen nachgeholt werden.

Vor der Durchführung der Laborversuche vom Blowdown-Type sind insbesondere für die Core-Einbauten, die theoretischen Modelle einschließlich ihres Detaillierungsgrades soweit als möglich festzulegen.

Die Laborexperimente mit periodischer Anregung sind für den Versuchstyp a durchzuführen und für weitere Versuchstypen vorzubereiten. Auch die Berechnungen sind entsprechend weiterzuführen.

### Literatur

- [1] F. Kedziur: Investigation of Strongly Accelerated Two-Phase Flow.  
ICHMT-Conf. on Momentum, Heat & Mass Transfer in Twophase Energy and Chemical Systems, Dubrovnik, Jugoslavia, 2-9 Sept. 1978
- [2] F. Kedziur, H. Mösinger: Vergleich zwischen ein- und zweidimensionaler Berechnung einer Wasser-Dampf Düsenströmung; KFK 2623, Oktober 1978

06.01.03      Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und  
Anwendung bei den Blowdown-Experimenten

06.01.03/01A      Entwicklung eines Radionuklidverfahrens zur Massenstrom-  
/02A  
PNS 4135/36      messung instationärer Mehrphasenströmungen

- Für den Berichtszeitraum 2.Halbjahr 1978  
wurde kein Bericht erstellt -

06.01.03/03A    Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren ver-  
PNS 4137            schiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren

(J. Reimann; H. John; A. Demski; R. Good (EG&G, Idaho)<sup>1)</sup>;  
H. Hassenpflug (Battelle Frankfurt)<sup>4)</sup>; F. Kedziur (IRE)<sup>3)</sup>;  
R. Löffel (LIT)<sup>1)3)</sup>; R. Meininger (EG&G, Idaho)<sup>1)</sup>; L. Pawlak;  
C. Solbrig (EG&G, Idaho)<sup>1)</sup>; A. Stephens (EG&G, Idaho)<sup>1)</sup>;  
K.-H. Wagner (RBT)<sup>2)</sup>; E. Wanner IRB )

Bei Experimenten zum Kühlmittelverluststörfall ist die genaue Kenntnis des zweiphasigen Massenstromes von großer Bedeutung. Zielsetzung dieser Arbeit ist der Test, die Kalibrierung und der Vergleich verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren. Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte bei der Durchführung folgender Arbeiten:

#### 1. Tests der LOFT-Massenstrom-Instrumentierung und des Radionuklid-Verfahrens

Die im 4. Quartal 1977 durchgeführten Tests wurden ausgewertet. Der von allen Beteiligten erarbeitete Abschlußbericht /9/ wird in Kürze fertiggestellt. Im folgenden werden einige wesentliche Ergebnisse dieser Tests bei horizontaler Dampf-Wasser-Strömung bei  $p \approx 40$  und  $p \approx 75$  bar vorgestellt.

##### 1.1 Teststreckengeometrie und Anordnung der Meßgeräte

Die LOFT-Massenstrom-Instrumentierung (EG&G, Idaho, USA) besteht im wesentlichen aus einem örtlich messenden (free field) Drag Disc Turbine Transducer (DTT) und einem 3-Strahl-Gamma-Densitometer. (Abb. 06.01.03/03A-1) zeigt schematisch die Anordnung der LOFT-Instrumentierung sowie die Positionen der KfK-LIT-Tracer-Injektionsventile und -Detektor Meßebenen für beide Teststrecken mit Innendurchmessern von 103 mm (5" Pipe) und 66 mm (3" Pipe). Die Strömungsformen bzw. Phasenverteilungen wurden mit diversen KfK-IRB-Impedanzsonden bestimmt. Eine detaillierte Darstellung der Versuchsanordnung sowie der Versuchsmatrix ist in /1/, /2/ enthalten.

- 1) Mitbeteiligt am Abschnitt 1
- 2) Mitbeteiligt am Abschnitt 2
- 3) Mitbeteiligt am Abschnitt 3
- 4) Mitbeteiligt am Abschnitt 4

## 1.2 Strömungszustand in der Teststrecke

Die Versuche mit der 5" Teststrecke wurden bei Massenstromdichten bis zu  $\dot{G}_{\max} \approx 600 \text{ kg/m}^2\text{s}$  durchgeführt. Dabei wurde folgende Versuchsmatrix angestrebt: superficial velocity des Dampfes  $v_{sg}$ : 1; 5; 10 m/s bei Variation der superficial velocity des Wassers  $v_{sl}$ : 0,05; 0,1; 0,25; 0,5 m/s. Bei diesen Versuchen waren die Phasen im Strömungsquerschnitt i.a. sehr stark separiert; der Schlupf nahm Werte bis zu  $S \approx 6$  an. Der Schwerpunkt der Versuche mit der 3" Teststrecke lag bei höheren Massenstromdichten ( $\dot{G}_{\max} \approx 1500 \text{ kg/m}^2\text{s}$  mit  $v_{sg,\max} \approx 10 \text{ m/s}$ ,  $v_{sl,\max} \approx 1,7 \text{ m/s}$ ). Hier war i.a. die Phasenseparation weniger stark ausgeprägt, der Schlupf war  $S \lesssim 3$ .

Abb. 06.01.03/03A-2 zeigt die mit Hilfe der Impedanz-Sonden-Signale aufgebaute Strömungskarte. Schwallströmung wird erst bei recht hohen Werten für  $v_{sl}$  ( $v_{sl} \gtrsim 1,3 \text{ m/s}$ ) erreicht und das auch nur bei Drücken von 40 bar und kleiner. Der Übergang zur Schwallströmung bei recht hohen Werten von  $v_{sl}$  im Vergleich zu anderen Strömungskarten (z.B. /3/) ist zum Teil durch die exzentrischen Übergangsstücke am Teststreckenbeginn bedingt; daß bei  $p = 75 \text{ bar}$  der Bereich der Schwallströmung sehr klein wird, wurde von /4/ auch bei einem Teststreckendurchmesser von 50 mm beobachtet.

Da die Meßgeräte an verschiedenen Positionen der Teststreckenachse angeordnet waren, ist die Kenntnis der axialen Abhängigkeit der Strömungsgrößen von Interesse. Hierzu wurden mit dem Radionuklidverfahren in mehreren Meßebenen die Phasengeschwindigkeiten  $v_g$  und  $v_l$  gemessen. Abb. 06.01.03/03A-3 zeigt eine zum Teil starke Umverteilung der Phasengeschwindigkeiten im vorderen Bereich der Teststrecke.

## 1.3 Ergebnisse

Die Massenstromdichten wurden nach folgenden Beziehungen ermittelt:

$$\dot{G}_{\gamma-T} = \rho_{\gamma} V_T \quad (1)$$

$$\dot{G}_{\gamma-DD} = (\rho_{\gamma} (\rho V^2)_{DD})^{0,5} \quad (2)$$

$$\dot{G}_{\gamma-DD} = (\rho V^2)_{DD} / V_T \quad (3)$$

$$\dot{G}_{\text{Rad-}\gamma} = \alpha_{\gamma} \rho_g V_g + (1 - \alpha_{\gamma}) \rho_l V_l \quad (4)$$

mit  $\rho_\gamma$  bzw.  $\alpha_\gamma$  aus Densitometer-Signal  
 $V_T$  aus Turbinendurchflußmesser-Signal  
 $(\rho V^2)_{DD}$  aus Drag Disc Signal  
 $V_g, V_l$  aus Laufzeit-Messung der Radionuklid-Injektionen

Die Abbn. 06.01.03/03A-4 bis 7 zeigen Ergebnisse aufgetragen über der Referenzmassenstromdichte  $\dot{G}_{Ref}$ . Ein senkrechter Strich bei einem Symbol in den Abbn. 4 bis 6 kennzeichnet die mit dem Nuklid-Verfahren gemeinsam durchgeführten Versuche. Die Abbildungen zeigen zum Teil beträchtliche Abweichungen der mit dem DTT gemessenen Werte vom Referenzwert. Das KfK-LIT-Radionuklid-Verfahren kombiniert mit dem LOFT-Densitometer ergibt eine sehr viel höhere Genauigkeit. Die Tabelle 1 enthält eine Zusammenfassung dieser Ergebnisse.  $\bar{x}$  ist der Mittelwert,  $\gamma$  die Standardabweichung, N gibt die Zahl der Experimente an. Die Spalten a beinhalten alle Ergebnisse, bei denen die Einzelsignale meßtechnisch sinnvoll waren (z. B. Drag Disc bzw. Turbine nicht außerhalb des Meßbereichs). Die Spalten b berücksichtigen diejenigen Versuchspunkte aus a, bei denen alle Meßverfahren getestet wurden.

#### 1.4 Diskussion der Ergebnisse

##### 1.4.1 Auswertebeziehungen

Selbst für die idealisierenden Annahmen, daß

- a) die Turbine den gesamten zweiphasigen Volumenstrom mißt,
- b) das Gamma-Densitometer den Querschnittsmittelwert der Dichte (apparent density) bzw. des Dampfvolumentanteils mißt,
- c) der Drag Disc den gesamten Impulsstrom mißt

sind die Beziehungen (1) bis (3), wie z.B. in /5/ gezeigt, nur für eine homogene Strömung ( $S \equiv 1$ ) gültig. Abb. 06.01.04/03A-8 zeigt das Verhältnis dieser Beziehungen zur allgemein gültigen Beziehung (rechte Seite von Gl. (4)) als Funktion des Schlupfes für Dampf-Wasser-Strömung bei  $p \approx 40$  bar. Während Beziehung (1) mit wachsendem Schlupf sehr starke Abweichungen ergibt, ist Beziehung (2) am unempfindlichsten bezüglich der Abhängigkeit vom Schlupf.

Abb. 06.01.03/03A-9 zeigt den Schlupf S (berechnet aus Gamma Densitometer und Referenzwerten) aufgetragen über dem Dampfvolumenteil  $\alpha$  (Gamma Densitometerwert). Wie später gezeigt wird, sind bei einem Teil der Versuche mit

hohen S-Werten die Annahmen a) und b) in guter Näherung erfüllt, so daß die Abweichungen im wesentlichen durch die Beziehung (1) verursacht werden.

Die Meßsignale wurden auch nach dem Void Fraction, Aya- und Rouhani-Modell (vgl. z. B. /6/) ausgewertet. Diese Modelle, die im Prinzip Beziehung (4) verwenden, sind insgesamt jedoch nicht befriedigender, da aufgrund der geschichteten Phasenverteilung wesentliche Modellannahmen nicht erfüllt sind.

#### 1.4.2 Meßwerte der einzelnen Instrumente

Die einzelnen Meßwerte sollen charakteristisch sein für die über dem Querschnitt gemittelten Werte. Dies wird je nach Meßgerät in unterschiedlichem Maße erreicht.

##### 1.4.2.1 Gamma Densitometer

Das Gamma Densitometer dient zur Messung der mittleren Dichte  $\rho_\gamma$  bzw. Dampf-volumenanteils  $\alpha$ . Auch bei exakter Messung der Einzelstrahlen kann aufgrund der inhomogenen, i.a. nicht genau bekannten Phasenverteilung ein fehlerhafter Mittelwert gebildet werden. Der Mittelwert wurde durch arithmetische Mittelung der längengewichteten Einzelstrahlen gebildet. Für eine ideal geschichtete Strömung ergibt eine Abschätzung folgende Fehler:

5" Teststrecke:  $\alpha = 0,6: \Delta\alpha = +10\%$ ,  $\alpha = 0,9: \Delta\alpha = +2,5\%$

3" Teststrecke:  $\alpha = 0,6: \Delta\alpha = -11\%$ ,  $\alpha = 0,8: \Delta\alpha = -5\%$

Das unterschiedliche Vorzeichen der Abweichungen wird durch die fast spiegelbildliche Anordnung von Quelle und Detektoren bei dem 5" Rohr gegenüber dem 3" Rohr zur Waagerechten verursacht.

Der Fehler bei der Mittelwertbildung läßt sich durch eine verfeinerte Auswertung (nach /7/) noch verringern, so daß die Genauigkeit dieses Meßgerätes i.a. als sehr befriedigend angesehen werden kann.

Aus der Dichtemessung kann man die Höhe des Wasserspiegels berechnen (Interface Level) bei Annahme, daß die Phasen ideal geschichtet sind. Ist diese Annahme i.a. auch nicht genau erfüllt, so ist dieser Interface Level doch eine wertvolle Hilfsgröße für die Interpretation der DTT-Signale.

#### 1.4.2.2 Turbine Meter

Abb. 06.01.03/03A-10 zeigt, daß in allen 5" Versuchen der Interface Level unterhalb der Unterkante der Turbine lag. Wie auch die Impedanz-Sonden-Signale zeigten, war die Turbine immer von Dampf umgeben, der in einigen Versuchen einen geringen Tropfenanteil enthielt. Die Turbine zeigt mit guter Genauigkeit die Phasengeschwindigkeit  $v_g$  an, die ca. 5-10 % oberhalb der volumetrischen (homogenen) Geschwindigkeit ( $v_{sg} + v_{sl}$ ) lag. Die Symbole bei  $(y/d)_{IF} > 0,1$  mit sehr viel kleineren Werten gehören zu Versuchspunkten mit  $v_{sg} \approx 1$  m/s. Hier war die Turbine deutlich unterhalb des Meßbereichs.

Bei den 3" Versuchen lag der Interface Level meist im Bereich der Turbine. Hier zeigte die Turbine im Mittel 80% des gesamten Volumenstromes an. Bei höherem Dampfgehalt (niederer Interface Level) zeigte die Turbine wie bei 5" Versuchen einen Wert an, der der Phasengeschwindigkeit  $v_g$  entspricht.

#### 1.4.2.3 Drag Disc

Da die Wasserphase (von einigen Tröpfchen abgesehen) unter dem Drag Disc vorbeiströmt, ist das Verhältnis von gemessenem Impuls  $(\rho v^2)_{DD}$  zu Gesamtimpuls  $(\rho v^2)_{tp}$  i.a. kleiner 1 (Abb. 06.01.03/03A-11). Die Versuchspunkte bei  $v_{sg} \approx 1$  m/s ( $(y/d)_{IF} \approx 0,2$ , in Abb. 06.01.03/03A-11 nicht enthalten) ergaben unsinnige Werte zwischen 5 und 20. Hier war das Drag Disc Signal unterhalb des Meßbereiches ( $(\rho v^2)_{DD, \min} \approx 350$  kg/ms<sup>2</sup>). Bildet man das Verhältnis  $(\rho v^2)_{DD}$  zu Impuls der Dampfphase  $\rho_g v_g^2$ , so ergibt sich mit relativ kleiner Streuung ein Wert etwas über 1. Aus dem Drag Disc und dem Gamma Densitometer Signal läßt sich eine Geschwindigkeit  $v_{DD-\rho_g} = ((\rho v^2)_{DD} / \rho_g)^{0.5}$  bilden. Die Werte  $v_{DD-\rho_g} / v_{sg} + v_{sl}$  zeigten ein ähnliches Verhalten wie das Verhältnis der Impulskräfte. Bildet man jedoch die Geschwindigkeit mit der Gasdichte  $v_{DD-\rho_g} = ((\rho v^2)_{DD} / \rho_g)^{0.5}$ , so erhält man in sehr guter Näherung die Werte, die auch von der Turbine gemessen werden.

Bei den 3" Versuchen sind die Phasen besser durchmischt. Dennoch ist das Verhältnis von gemessenem Impuls zu Gesamtimpuls nicht 1 sondern im Mittel 0,57 bei  $(y/d)_{IF} < 0,5$  und 1,2 für  $(y/d)_{IF} > 0,5$ .

#### 1.4.2.4 Radionuklid Verfahren

Ein Vergleich der direkt gemessenen Phasengeschwindigkeiten  $v_g$  und  $v_l$  mit indirekt bestimmten Phasengeschwindigkeiten (z.B. aus Gamma Densitometer und Referenzwerten) ist wenig nützlich, da sich die Fehler der Vergleichsgrößen besonders ungünstig auswirken. Eine qualitative Beurteilung der Messungen kann über den Vergleich der gemessenen Massenströme zu den Referenzwerten erfolgen.

Bei den 3" Versuchen wurde aus den bei den axialen Positionen  $\overline{D3-D5}$  und  $\overline{D5-D8}$  (Abb. 06.01.03/03A-3) auf die Werte an der Densitometerposition interpoliert. Die gemessenen Massenströme liegen bis auf eine Ausnahme immer höher als die Referenzwerte (Abb. 06.01.03/03A-7). Diese Abweichungen könnten zum Großteil durch die Mittelwertbildung für den Dampfvolumenteil  $\alpha$  erklärt werden, die wie in 1.4.2.1 beschrieben, auf zu kleine  $\alpha$ -Werte führt (und damit nach Gl. (4) auf zu große  $\dot{G}_{\text{rad-}\gamma}$ ).

Bei den 5" Versuchen ergeben sich zwei gegenläufige Tendenzen: Zum einen verursacht ein etwas zu großes  $\alpha$  (siehe 1.4.2.1) einen zu kleinen Massenstrom, zum andern wurden die Phasengeschwindigkeiten der Meßebe  $\overline{D5-D7}$  (Abb. 06.01.03/03A-3) benutzt, was auf zu hohe Werte führt, falls die Strömung noch nicht voll entwickelt ist. Eine Extrapolation der Geschwindigkeiten auf die Position des Gamma Densitometers wurde nicht durchgeführt, weil die zeitlich gemittelten Werte der einzelnen Meßebenen nicht immer einen solchen physikalisch erklärbaren Kurvenverlauf ergaben wie in Abb. 06.01.03/03A-3 dargestellt. Der Grund dafür (und natürlich auch für eine Abweichung im gemessenen Massenstrom) ist ein statistischer Fehler, der dadurch entstand, daß bei einigen Betriebspunkten die Zahl der Injektionen pro Nuklid (manchmal 5 und kleiner) nicht groß genug war, um einen genauen Mittelwert zu bilden.

Es sei erwähnt, daß die Messung der axialen Verteilung der Phasengeschwindigkeiten wesentlich zum Verständnis der Zweiphasenströmung speziell im Bereich des Teststreckenansfangs beitrug.

#### 1.5 Diskussion der gemessenen Massenströme

Vorteilhaft für diese Diskussion ist eine Auftragung der Massenstromverhältnisse über dem Interface Level. Zusammenfassend kann festgestellt werden:

### 1.5.1 Versuche mit der 5" Teststrecke (Abb. 06.01.03/03A-13)

Diese Versuche sind gekennzeichnet durch eine stark separierte Zweiphasenströmung, i.a. bei hohem Dampfgehalt und zum Teil großen Schlupf-Werten.

#### 1.5.1.1 Kombination Gamma Densitometer - Turbine Meter

Beide Meßgeräte messen hier in guter Näherung die entsprechenden Querschnittsmittelwerte. Die zum Teil extremen Abweichungen sind hauptsächlich durch die Auswertebeziehung (1) bedingt.

#### 1.5.1.2 Kombination Gamma Densitometer - Drag Disc

Hier sind zwei gegenläufige Trends vorhanden: Die Beziehung (2) ergibt zu hohe Werte (allerdings in sehr viel geringerem Maße als Beziehung (1)). Diese Abweichungen werden mehr oder weniger kompensiert durch die Drag Disc-Messung, die i.a. zu kleine Werte ergibt. Da der Drag Disc Wert radiziert in Beziehung (2) eingeht, ist der Meßfehler nur zu 50% von Einfluß auf den Massenstrom.

#### 1.5.1.3 Kombination Turbine Meter - Drag Disc

Beziehung (3) führt auf zu kleine Werte. Die Drag Disc Messung verstärkt diesen Fehler, in sehr viel geringerem Maße auch das Turbine Meter.

#### 1.5.1.4 Kombination Radionuklid Verfahren - Gamma Densitometer

Ist im wesentlichen bereits in Abschnitt 1.4.2.4 enthalten.

### 1.5.2 Versuche mit der 3" Teststrecke (Abb. 06.01.03/03A-14)

Im Vergleich zu den 5" Versuchen ist die Strömung i.a. weniger stark separiert, der Dampfgehalt und Schlupf i.a. kleiner. Die Turbine überdeckt einen größeren Anteil des Strömungsquerschnittes.



#### 1.5.2.1 Kombination Gamma Densitometer - Turbine

Beziehung (1) verursacht zu hohe Werte (allerdings nicht so ausgeprägt wie in 1.5.1.1 wegen des kleineren Schlupfes). Falls der Interface Level im Bereich der Turbine liegt, wird dieser Fehler teilweise kompensiert dadurch, daß die Turbine i.a. eine Geschwindigkeit anzeigt, die kleiner ist als die homogene Geschwindigkeit.

#### 1.5.2.2 Kombination Gamma Densitometer - Drag Disc

Der Fehler, verursacht durch Beziehung (2), ist bei den vorhandenen Schlupfwerten nahezu vernachlässigbar. Der Fehler im Massenstrom ist daher hauptsächlich durch den radizierten Meßfehler des Drag Disc bedingt, wobei der Meßfehler positiv ist für einen Interface Level oberhalb des Drag Disc bzw. umgekehrt.

#### 1.5.2.3 Kombination Turbine Meter - Drag Disc

Für einen Interface Level unterhalb des Drag Disc ergibt die Verwendung von Beziehung (3) als auch die Drag Disc Messung einen zu kleinen Wert, kompensiert etwas durch das Turbine Meter. Für einen Interface Level oberhalb des Drag Discs überwiegen die Meßfehler von Drag Disc und Turbine Meter.

#### 1.5.2.4 Kombination Radionuklid Verfahren - Gamma Densitometer

Siehe Abschnitt 1.4.2.4. Bei diesem Verfahren geht die Genauigkeit der Bestimmung des Dampfvolumentanteils  $\alpha$  sehr stark ein (Term  $(1-\alpha)\rho_1$ ). Hier macht sich deshalb eine höhere Genauigkeit durch eine verfeinerte Bildung des  $\alpha$  Mittelwertes am meisten bemerkbar.

#### 1.5.2 Abschließende Bemerkungen

- Die besten Ergebnisse ergab die Kombination Radionuklid Verfahren - Gamma Densitometer, wobei die Meßgenauigkeit in erster Näherung unabhängig von der Strömungsform war.

- Bei Verwendung des DTT ergab die Kombination Gamma Densitometer - Drag Disc sowohl den besten Mittelwert als auch die kleinste Standardabweichung. Bei Verwendung eines Drag Screens anstelle des Drag Discs sollte die Genauigkeit noch höher sein.
- Die Verwendung von Auswertemodellen für die DTT- und Gamma Densitometer-Signale, die auch für  $S > 1$  gültig sind (Aya, Rouhani, Void Fraction Modell), ergab bei diesen Versuchen keine Verbesserung der Ergebnisse.
- Die Aussagen dieser Untersuchungen speziell bei Verwendung eines DTT sind sicherlich nicht übertragbar auf sehr hohe Massenstromdichten ( $\dot{G} > 10^4 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ ), bei denen normalerweise sehr viel homogenere Strömungsformen (dispersed flow,  $S \approx 1$ ) auftreten. Allerdings können bei hohen Massenstromdichten Phasenseparationen durch Umlenkungen (Krümmern, Querschnittsänderungen) entstehen.

## 2. Test des True Mass Flow Meters (TMFM)

Das vom IRE und RBT-IT entwickelte TMFM (siehe entsprechenden Bericht des Vorhabens PNS 4236) wurde in Dampf-Wasser-Strömung getestet bei Drücken bis zu 100 bar, zweiphasigen Massenströmen bis zu 3,4 kg/s und Dampfgehalten bis zu 55%. Abb. 06.01.03/03A-15 (aus /8/) zeigt die Meßfehler bezogen auf den Nennbereich von 5 kg/s sowie den Druckverlust des TMFM. Der Meßfehler beträgt im Mittel -3,5 % mit einer Standardabweichung von 2,2%. Das Zustandekommen eines etwas zu kleinen Wertes ist im wesentlichen darauf zurückzuführen, daß für die Berechnung des Massenstromes die Beziehung für die ideale Strömungsmaschine (Schaufelwirkungsgrade  $\eta \equiv 1$ ) verwendet wurde. Es ist anzunehmen, daß bei einer verfeinerten Auswertung des Meßsignals (Berücksichtigung von  $\eta < 1$ ) die Genauigkeit noch erhöht wird.

Mit einer stromauf des TMFM-Eintritts angeordneten Impedanz-Sonde konnte gezeigt werden, daß die Versuchsmatrix Versuchspunkte bei sowohl stark pulsierender Strömungsform (Kolbenströmung) als auch zeitlich homogenen Strömungsformen (Disperse Blasen bzw. Tropfenströmung) beinhaltete. Die Ergebnisse zeigen jedoch keine ausgeprägte Abhängigkeit der Meßgenauigkeit vom Massenstrom und Dampfgehalt bzw. der Strömungsform.

Der Druckverlust des TMFM ist bei einem Großteil der Versuche kleiner als 5 bar. Wesentlich höhere Druckverluste ( $p \approx 12$  bar) wurden bei Versuchspunkten mit  $\dot{m} > 2,5$  kg/s und hohen Werten des Dampfgehaltes  $x$  gemessen. Für diese Versuchspunkte war die Schaufelgeometrie des getesteten TMFM nicht ausgelegt worden (ursprüngliche Auslegung des TMFM für die Cosimaversuche:  $\dot{m}_{\max} = 2,5$  kg/s). Eine Verdoppelung des Meßbereichs für diese Tests wurde durch die Versteifung der Meßfedern erreicht ohne Änderung der Strömungsgeometrie.

Das getestete TMFM wurde für den Einsatz bei instationären Versuchen (PNS 4236) entwickelt mit Meßzeiten von ca. 30 s. In diesem Zeitraum tritt keine nennenswerte Erwärmung des Gehäuses auf, entsprechend einfach ist die Kühlung ausgelegt. Bei den stationären Tests durfte daher das TMFM ebenfalls nur für eine Meßzeit von ca. 1 min durchströmt werden, die übrige Zeit wurde die Strömung durch einen Bypass am TMFM vorbeigeführt.

Bei diesen Tests wurden viele Erfahrungen gesammelt für die Auslegung von TMFM für andere Massenstrombereiche bei Forderung kleiner Druckverluste, kleiner Ansprechzeiten (instationäre Strömung), lange Meßzeiten (stationäre Strömung).

### 3. Versuche zur stark beschleunigten Zweiphasenströmung

In Zusammenarbeit mit dem Vorhaben PNS 4126 wurden Experimente zur stark beschleunigten Zweiphasenströmung durch eine Düse durchgeführt. Dabei wurden ca. 100 Versuchspunkte bei sowohl Luft-Wasser-Strömung ( $p \leq 10$  bar) und Dampf-Wasser-Strömung ( $p \leq 130$  bar) eingestellt. Eine ausführliche Darstellung von Versuchsaufbau, Meßtechnik, Versuchsmatrix und Ergebnissen ist im Beitrag des Vorhabens 4126 enthalten.

### 4. Test von Einbauten zur Homogenisierung von horizontalen Zweiphasenströmungen

Für spätere Tests des Drag Bodies (Battelle Frankfurt) in homogenisierter horizontaler Zweiphasenströmung sind entsprechende Einbauten zu entwickeln, die bei verschiedenen Strömungsformen bei möglichst kleinem Druckverlust optimal die Strömung homogenisieren. Zu diesem Zweck werden derzeit verschiedene, von Battelle Frankfurt entwickelte Einbauten wie: Siebe verschiedener Maschenweite,

Lochblenden, asymmetrische Einbauten sowie Kombinationen davon getestet. Zur qualitativen Beurteilung der Phasenumverteilung durch diese Einbauten wurden zunächst Versuche mit einer Plexiglas-Teststrecke gemacht. Abb. 06.01.03/03A-16 zeigt für verschiedene Strömungsformen die ungestörte Strömung (links) und die Strömung hinter den Einbauten (rechts). Im Mittelstück befinden sich die Einbauten, die hier aus einer Kombination aller oben erwähnten Elemente bestanden.

Die Beispiele a) und b) zeigen Schwallströmungen; bei Werten der superficial velocities von  $v_{sg} \gtrsim 2\text{m/s}$  und  $v_{sl} \gtrsim 2\text{ m/s}$  ist im zeitlichen Mittel eine starke Homogenisierung beobachtbar. Bei disperser Blasenströmung (Beispiel c), die an sich schon recht homogen ist, wären die Einbauten nicht erforderlich; gerade bei dieser Strömungsform können jedoch die Einbauten recht hohe Druckverluste verursachen. Bei ungestörter Ringströmung (Beispiele d) und e), links) ist der "Flüssigkeitsring" im unteren Wandbereich sehr viel dicker als im oberen Bereich. Stromab der Einbauten scheint die Strömung sehr viel "homogener" zu sein; ob jedoch aus der exzentrischen Ringströmung nur eine zentrische Ringströmung wurde, d.h. die Phasen immer noch stark über dem Strömungsquerschnitt separiert sind, geht aus der visuellen Beobachtung nicht hervor.

Zur quantitativen Messung der Umverteilung der Phasen wurde der Einsatz des 5-Strahl-Gamma Densitometers (KfK-IRB) erprobt. Das Densitometer war stromab der Plexiglasstrecke so angeordnet, daß der mittlere Strahl horizontal und die anderen Strahlen paarweise spiegelbildlich zur Horizontalen sind. Diese Meßtechnik hat sich sehr bewährt, das Densitometer soll daher für die folgenden Versuche dicht hinter den Einbauten in der Meßebeine eingebaut werden, in der sich bei den daran anschließenden Versuchen der Drag Body befindet.

Literatur

- /1/ Reimann, J. et al.:  
Beitrag des Vorhabens 4137 zum PNS-Halbjahresbericht 77/2; KfK 2600.  
(S. 240-247)
- /2/ Reimann, J. et al.:  
Beitrag des Vorhabens 4137 zum PNS-Halbjahresbericht 78/1; KfK 2700.
- /3/ Govier, G.W.; Aziz, K.:  
The Flow of Complex Mixtures in Pipes; Van Nostrand-Reinhold, New York,  
1972, p. 503.
- /4/ Reimann, J., John, H.:  
Measurements of the Phase Distribution in Horizontal Air-Water- and  
Steam-Water-Flow. Specialists' Meeting on Transient Two-Phase Flow,  
Paris, June 12-14, 1978.
- /5/ Reimann, J.:  
Massenstrommeßverfahren für Zweiphasenströmungen (Dampf/Flüssigkeit)  
KTG-Fachtagung: Experimentiertechnik auf dem Gebiet der Reaktor-Fluid-  
dynamik; Berlin, 10-12.März 1976.
- /6/ Estrada, H.; Sheppard, J.D.;  
Some Aspects of Interpreting Two-Phase Flow Measurements in  
Instrumented Piping Spool Pieces. NUREG-0280, 1977.
- /7/ Lassahn, D.G.:  
LOFT Three-Beam Densitometer Data Interpretation; THREE-NURG-1111; 1976.
- /8/ Wagner, K., Reimann, J., Class, G., John, H., Schloss, F.:  
Transient and Steady-State Two-Phase Mass Flow Measurements with a  
True Mass Flow Meter; European Nuclear Conference, May 6-11, 1976, Hamburg.
- /9/ Reimann, J.; Solbrig, C.W.; et. al.:  
EG & G Mass Flow Rate Instrumentation Tests at Kernforschungszentrum  
Karlsruhe, Vol I: Test of LOFT Production DTT and a LOFT Type Gamma  
Densitometer  
KfK 2784, 1979.

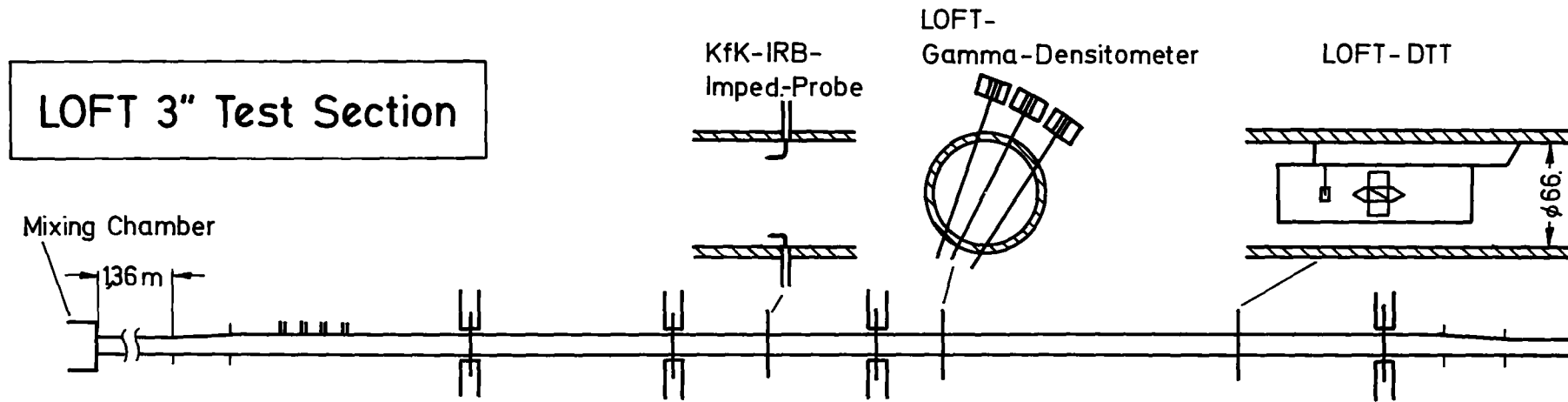
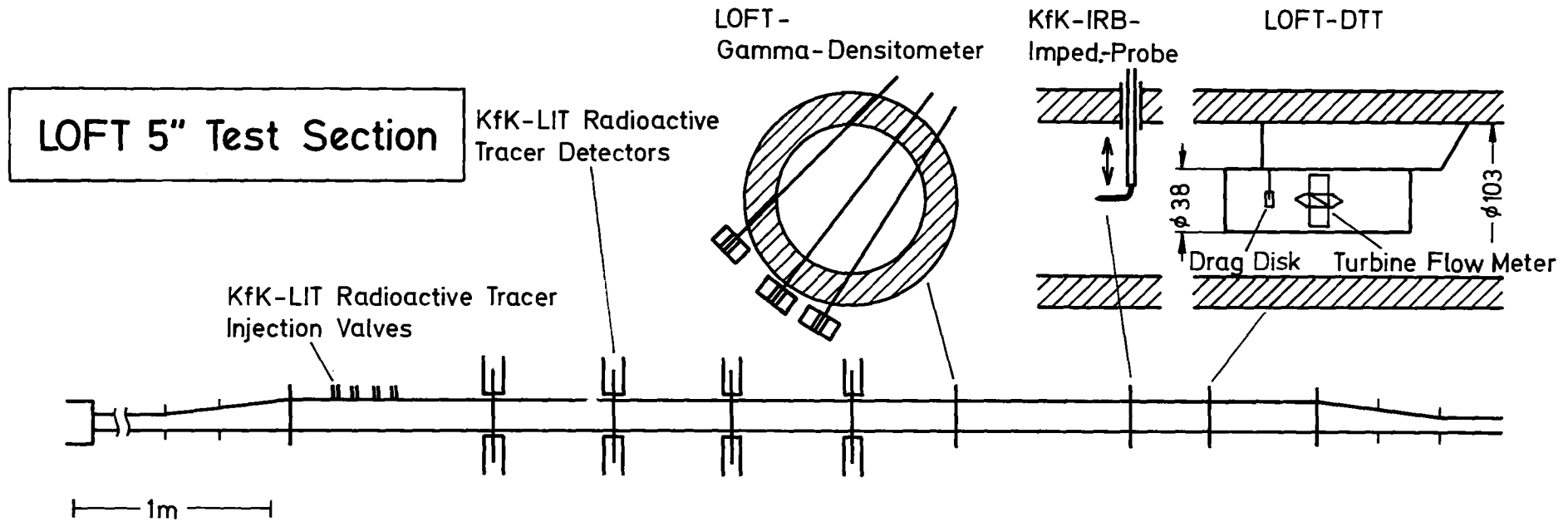
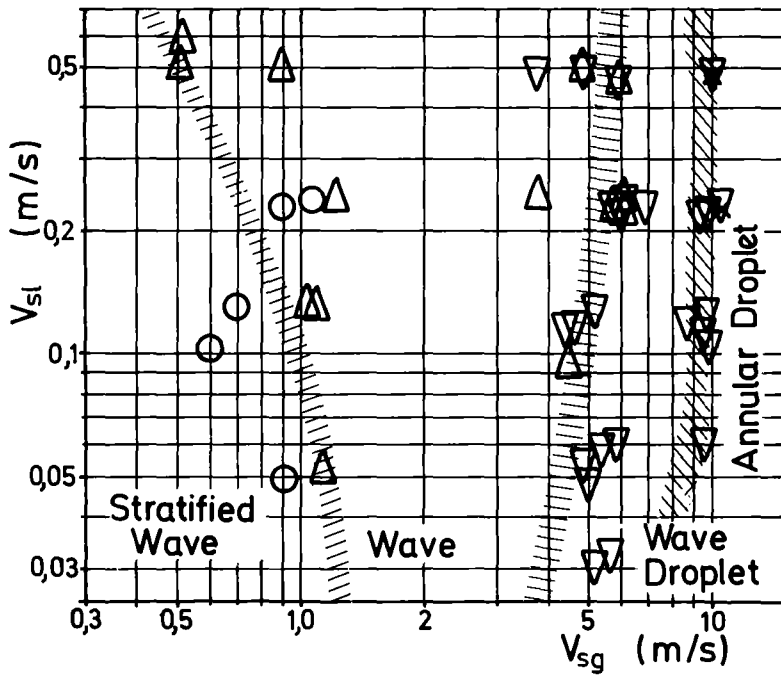


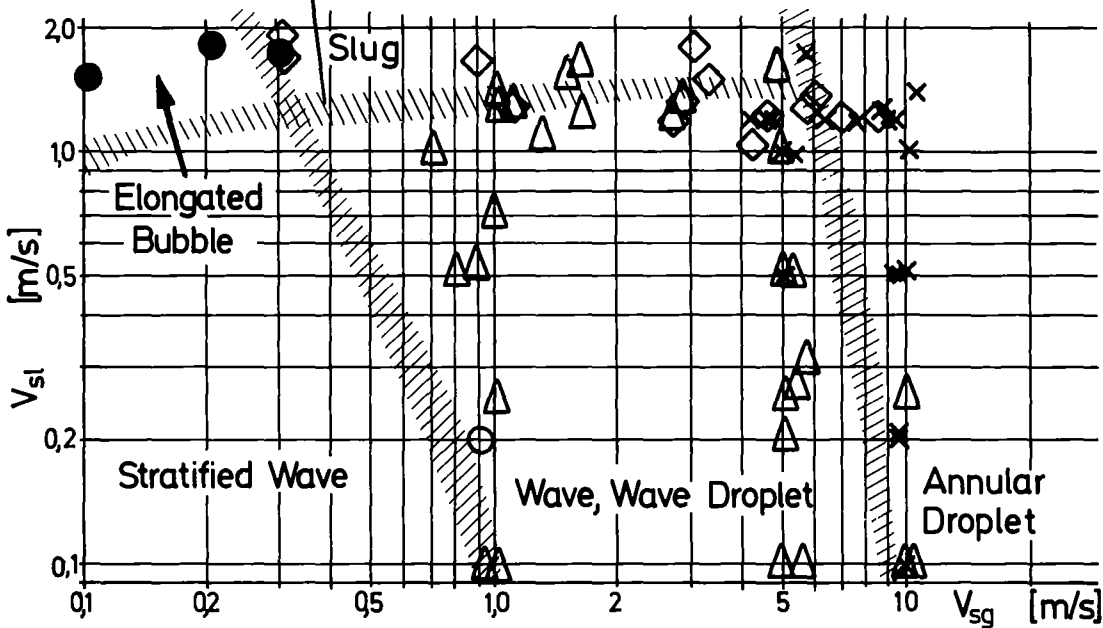
ABB. 06.01.03/03A-1 SCHEMATISCHE DARSTELLUNG DER TESTSTRECKEN UND DER MASSENSTROM-INSTRUMENTIERUNG



"o"=Stratified Wave Flow  
 "●"=Elongated Bubble Flow  
 "◇"=Slug Flow  
 "△"=Wave, Wave Droplet Flow  
 "x"=Annular Droplet Flow  
 Flow Chart from Experiments

↑ 5" Pipe Tests  
 ↓ 3" Pipe Tests

Boundary for P=40bar; at P=75bar no Slug Flow



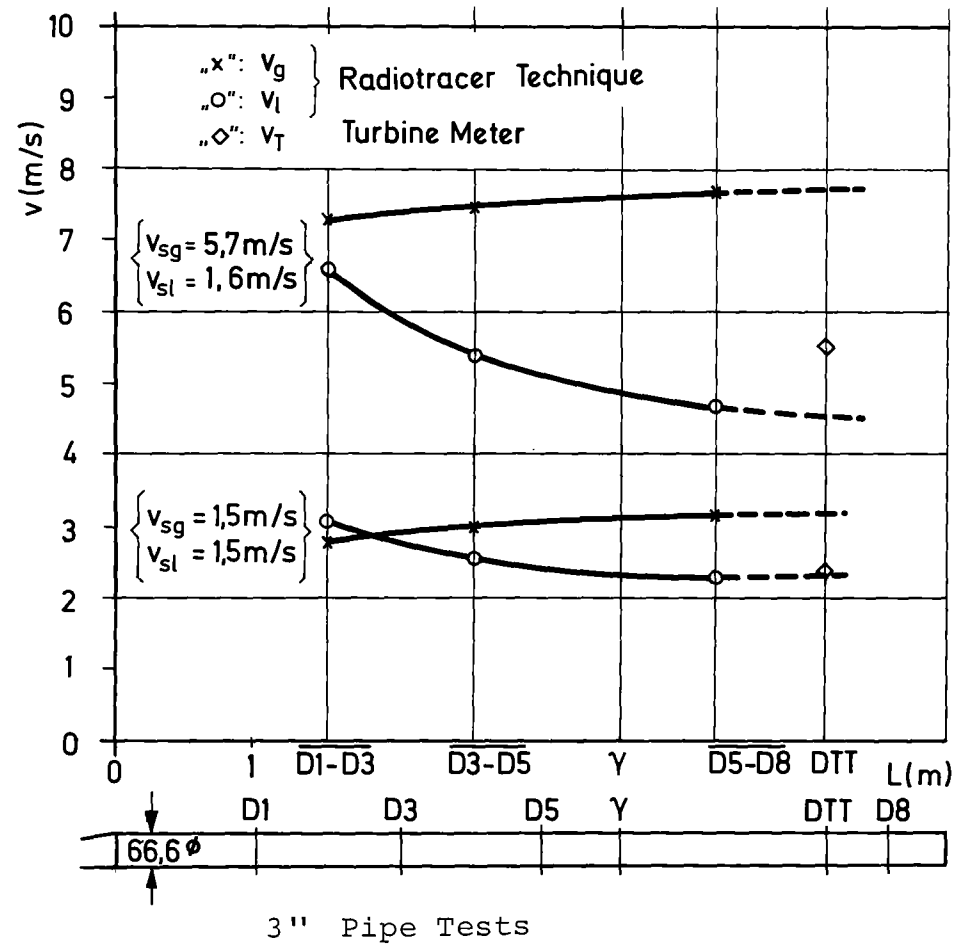
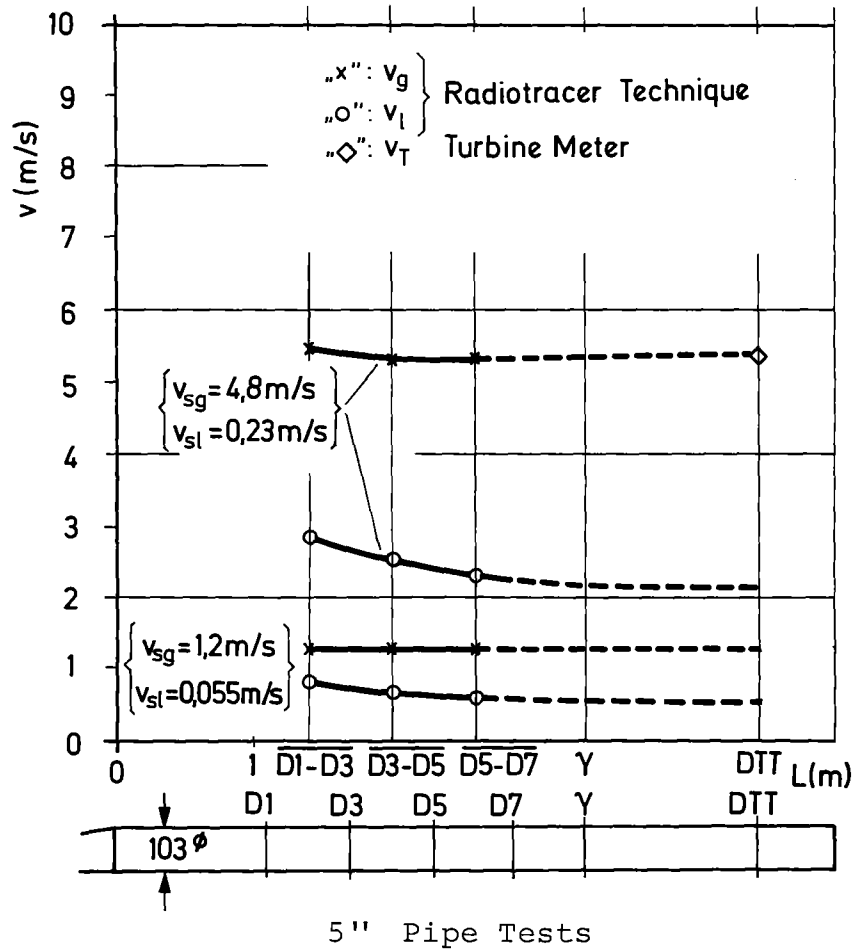


ABB. 06.01.03/03A-3 AXIALE VERTEILUNG DER PHASENGESCHWINDIGKEITEN



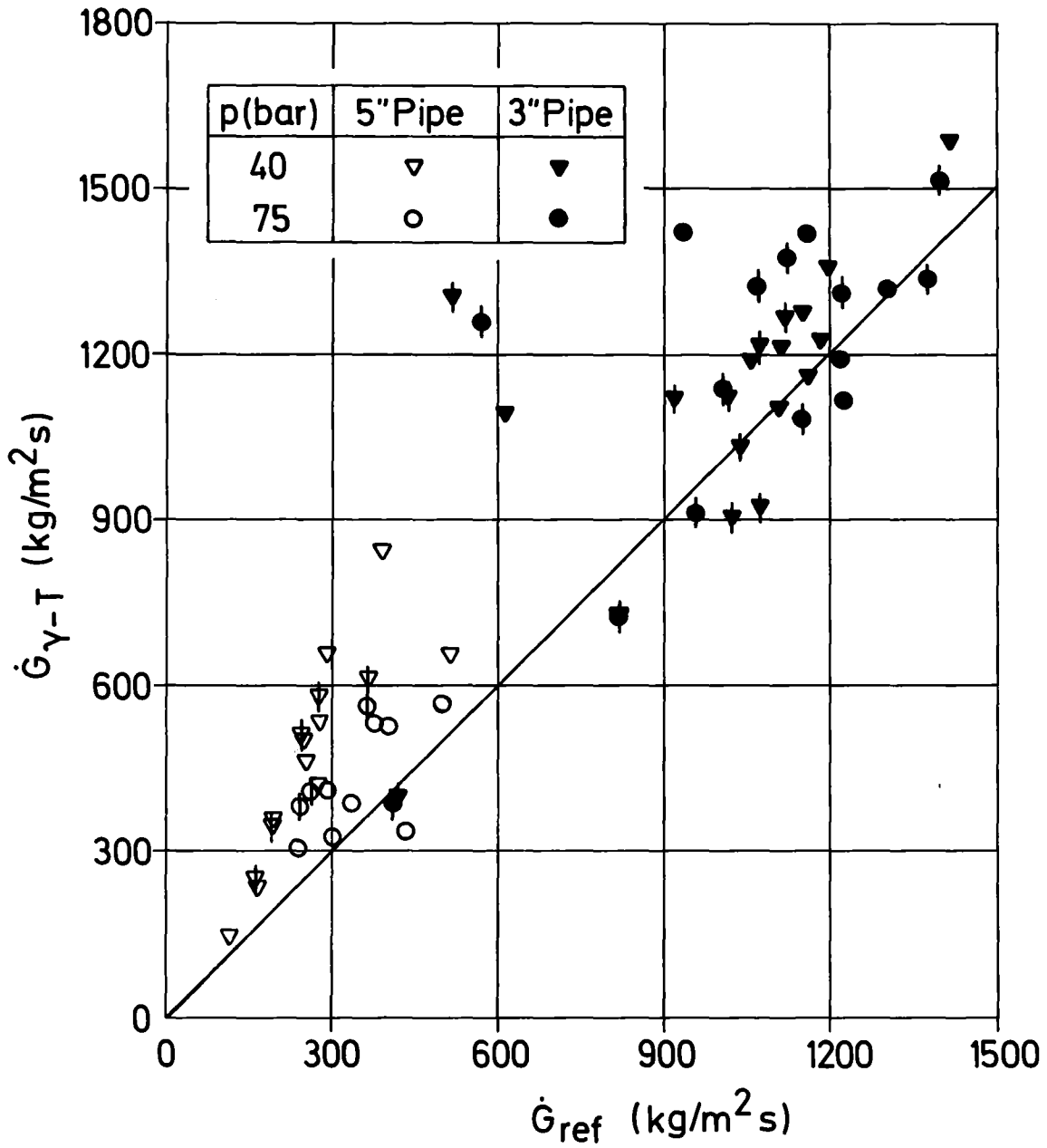


ABB. 06.01.03/03A-4 VERGLEICH DER GEMESSENEN MASENSTROMDICHTEN (KOMBINATION GAMMA DENSITOMETER UND TURBINE METER) MIT DEN REFERENZ-WERTEN

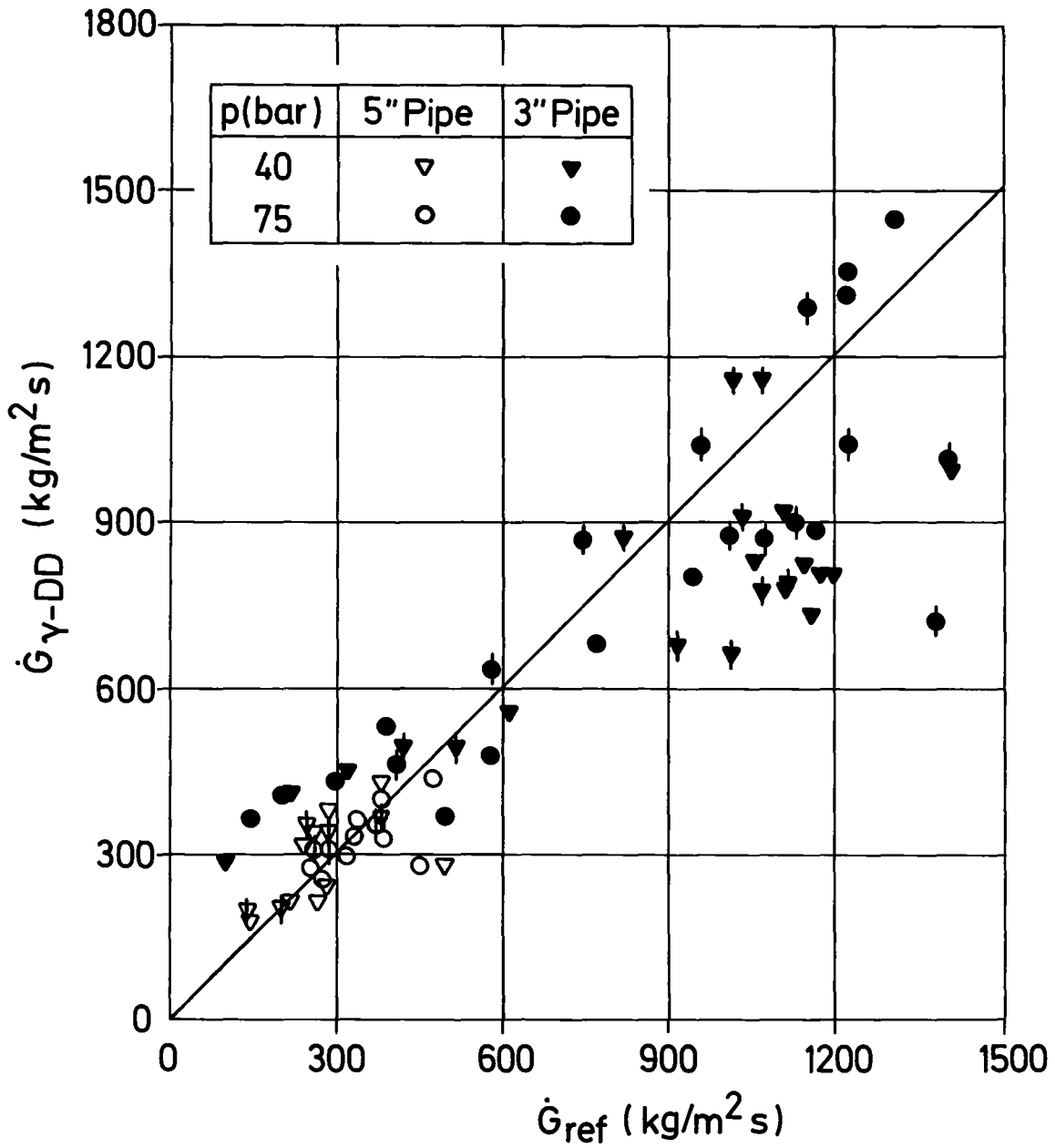


ABB. O6.01.03/03A-5 VERGLEICH DER GEMESSENEN MASENSTROMDICHTEN  
(KOMBINATION GAMMA DENSITOMETER-DRAG DISC)  
MIT DEN REFERENZWERTEN

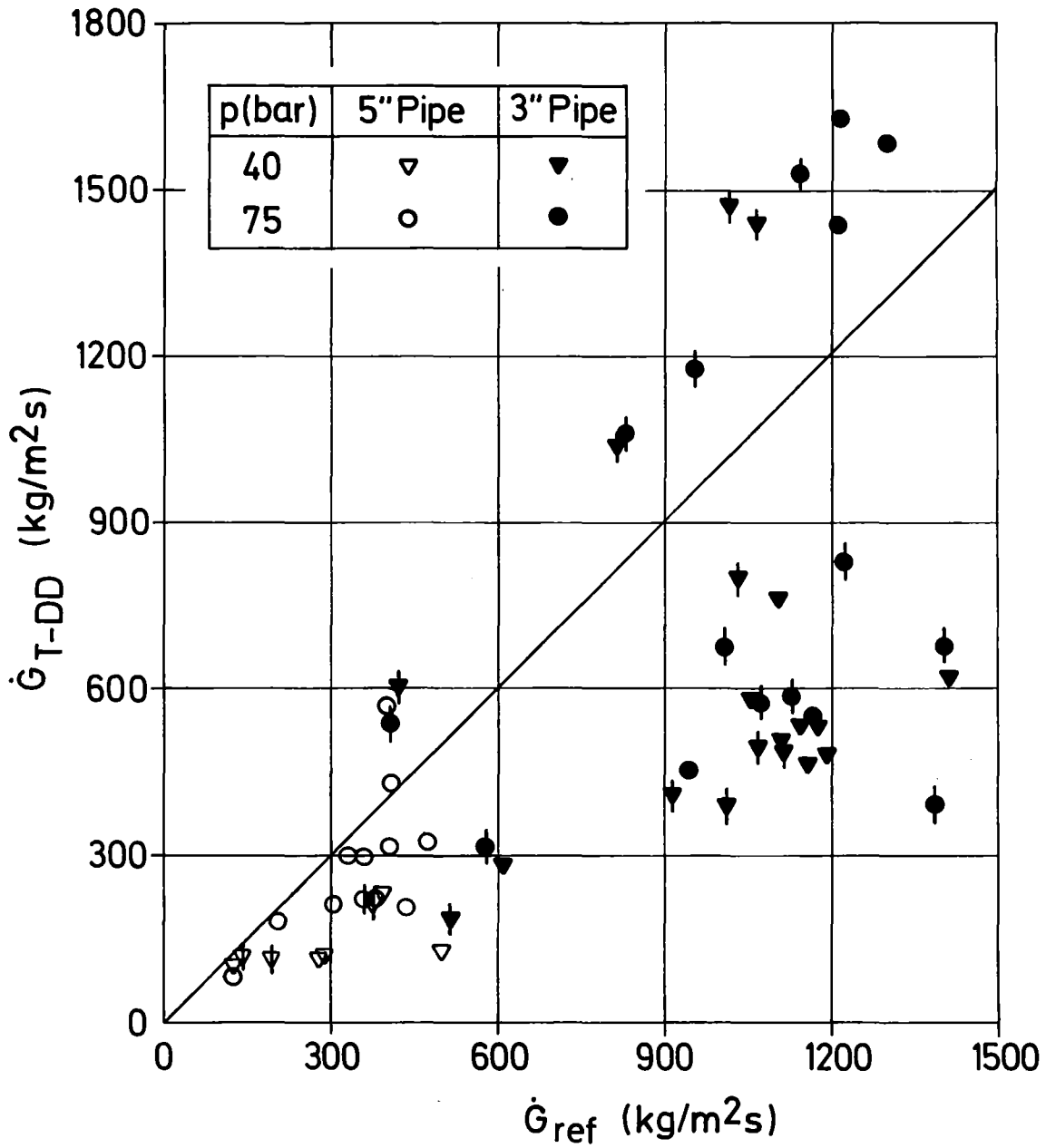


ABB. 06.01.03/03A-6 VERGLEICH DER GEMESSENEN MASENSTROMDICHTEN (KOMBINATION TURBINE METER-DRAG DISC) MIT DEN REFERENZWERTEN

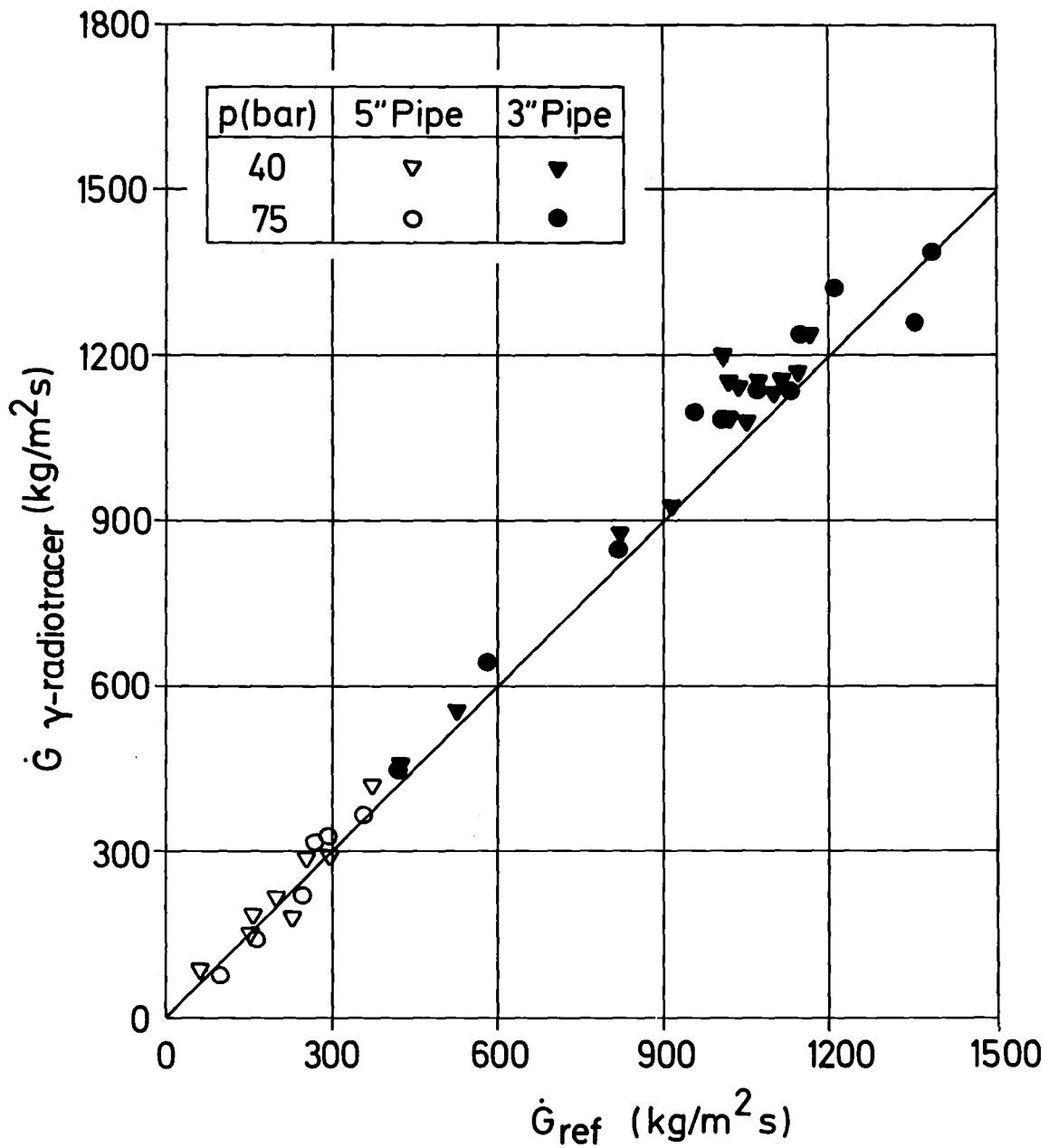
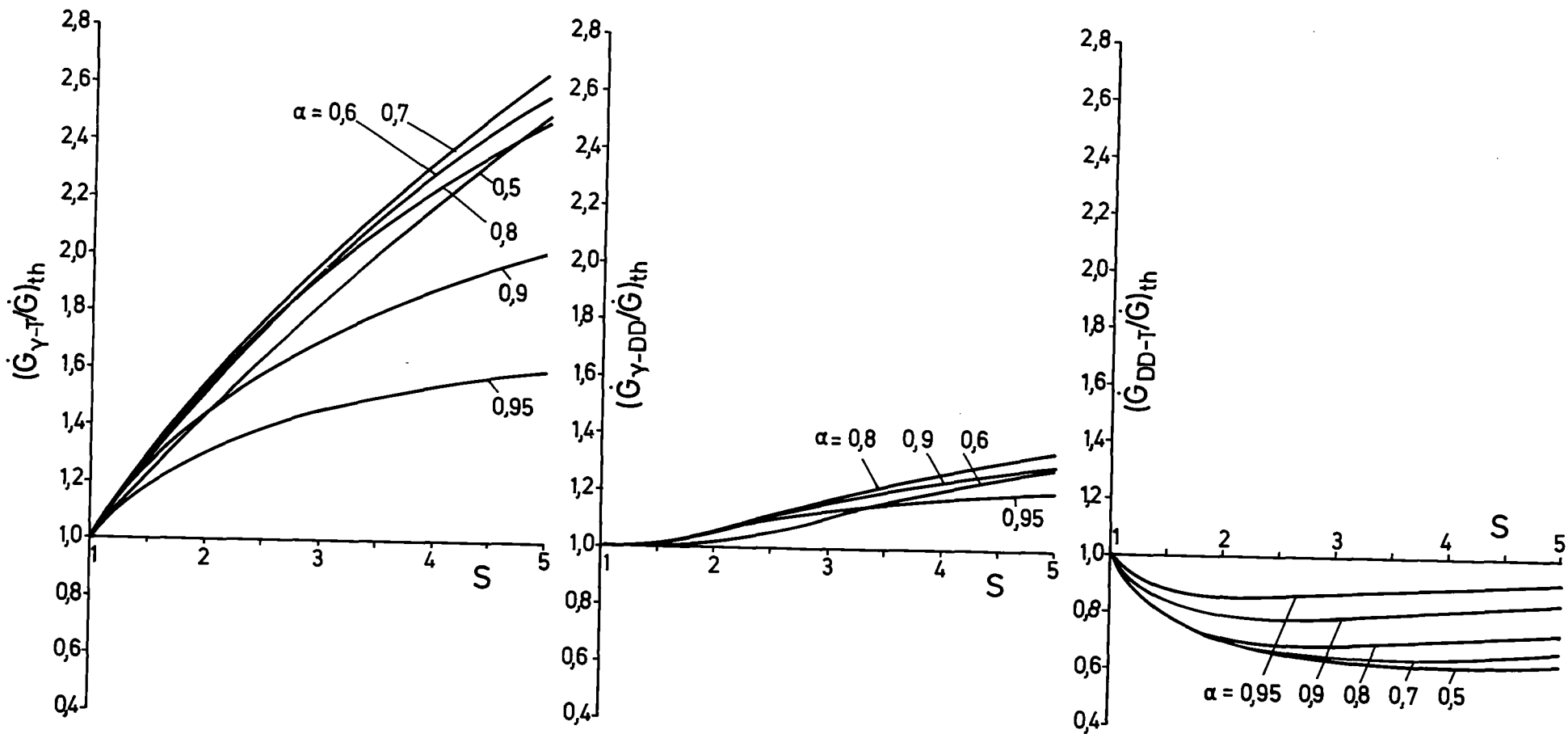


ABB. O6.01.03/O3A-7 VERGLEICH DER GEMESSENEN MASENSTROMDICHTEN  
(KOMBIKATION RADIONUKLIDVERFAHREN-DENSITOMETER)  
MIT DEN REFERENZWERTEN

		$\frac{\dot{G}_{Y-T}}{\dot{G}_{Ref}}$	$\frac{\dot{G}_{Y-DD}}{\dot{G}_{Ref}}$	$\frac{\dot{G}_{T-DD}}{\dot{G}_{Ref}}$	$\frac{\dot{G}_{Rad-Y}}{\dot{G}_{Ref}}$	
5" Teststrecke	x <sub>l</sub>	a	1,60	1,03	0,69	1,04
		b	1,79	1,13	0,72	1,05
	σ	a	0,39	0,20	0,18	0,09
		b	0,24	0,15	0,14	0,10
	N	a	27	27	27	13
		b	8	8	8	8
3" Teststrecke	x <sub>l</sub>	a	1,16	0,89	0,76	1,07
		b	1,15	0,89	0,78	1,07
	σ	a	0,35	0,17	0,40	0,06
		b	0,38	0,17	0,40	0,06
	N	a	35	35	35	26
		b	26	26	26	26

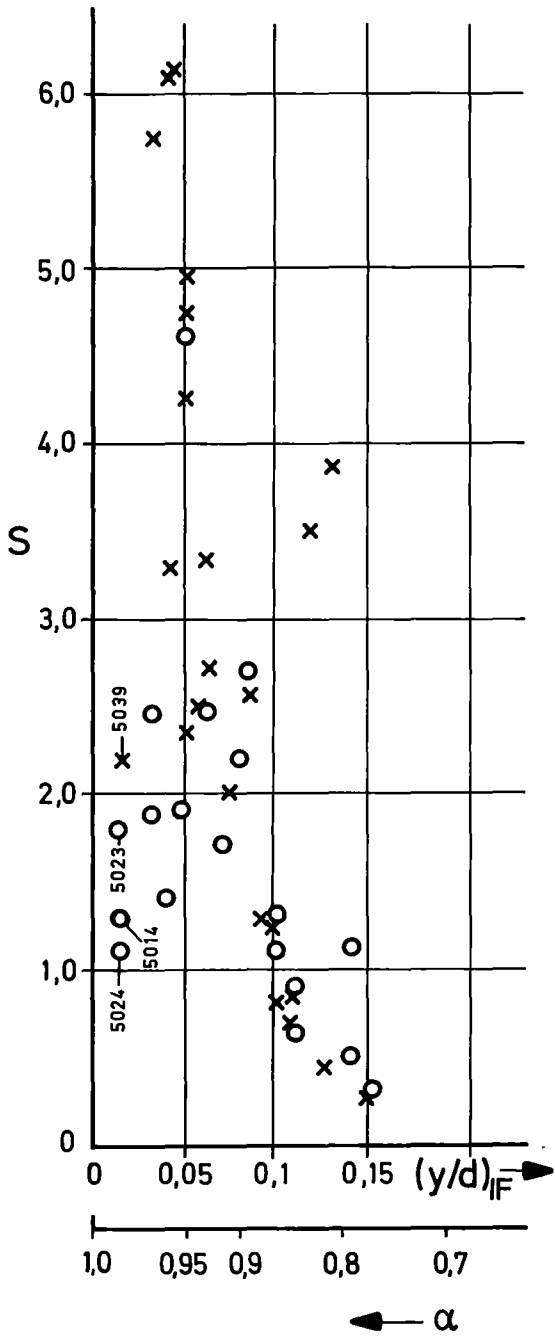
Tabelle: Vergleich der Mittelwerte der Massenströme  
(Horizontale Dampf-Wasser-Strömung p = 40 und 75 bar)



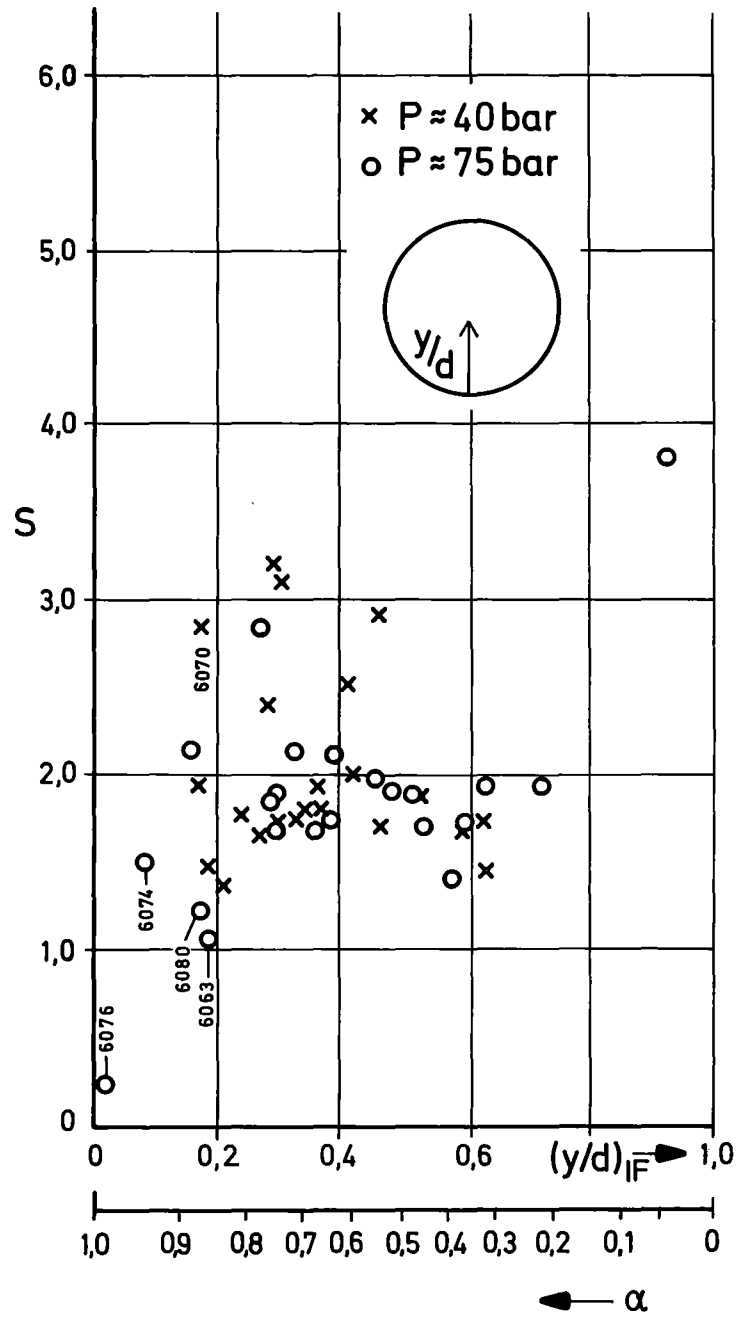
- 4100-56 -



ABB. 06.01.03/03A-8 ABWEICHUNGEN DER GLEICHUNGEN (1) BIS (3) IN ABHÄNGIGKEIT VOM SCHLUPF S  
(DAMPF-WASSER-STRÖMUNG,  $p = 40$  BAR)

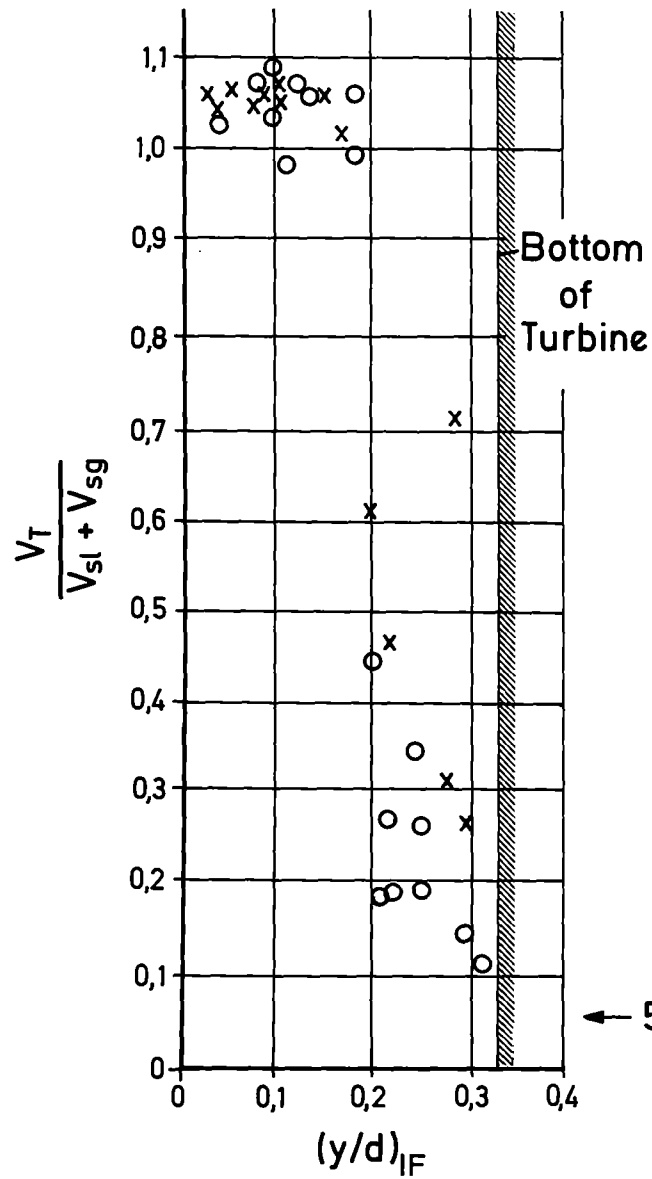


5" Pipe Tests

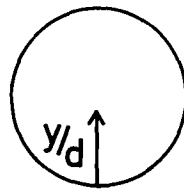


3" Pipe Tests

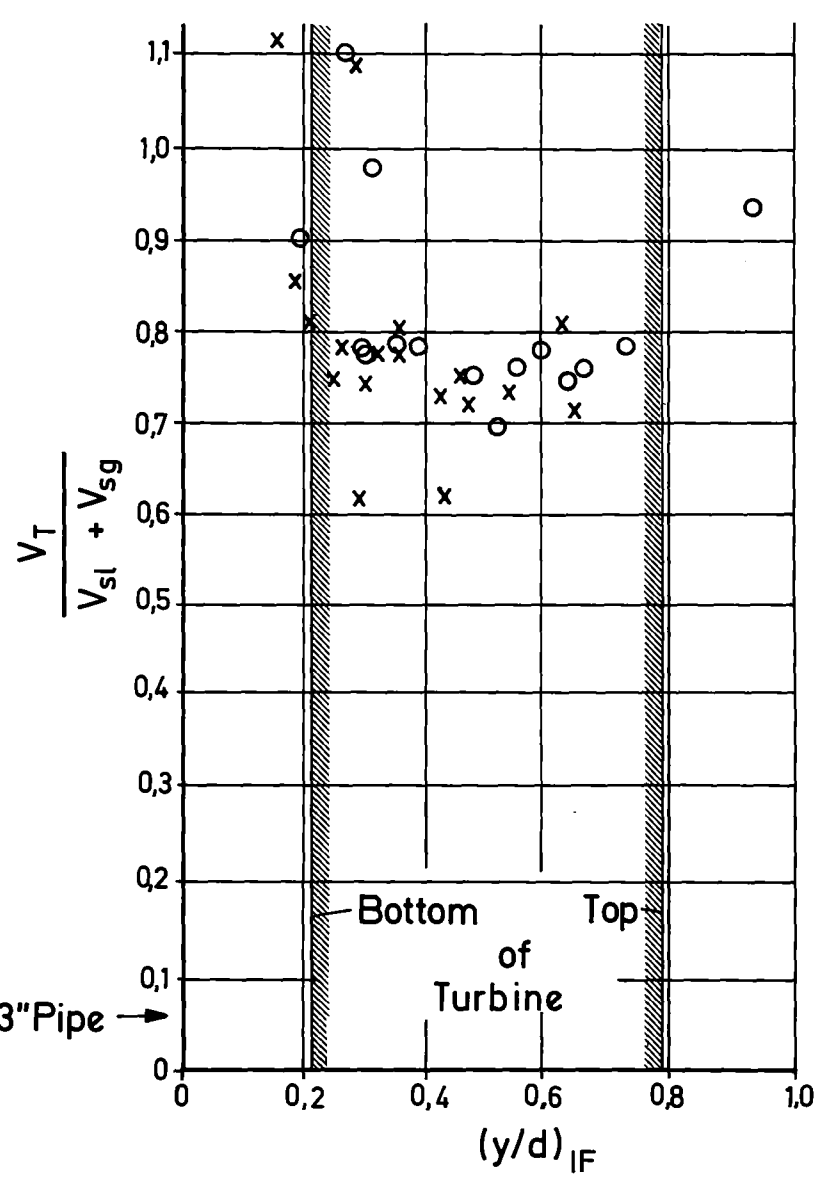




x P ≈ 40bar  
 o P ≈ 75bar



← 5" Pipe

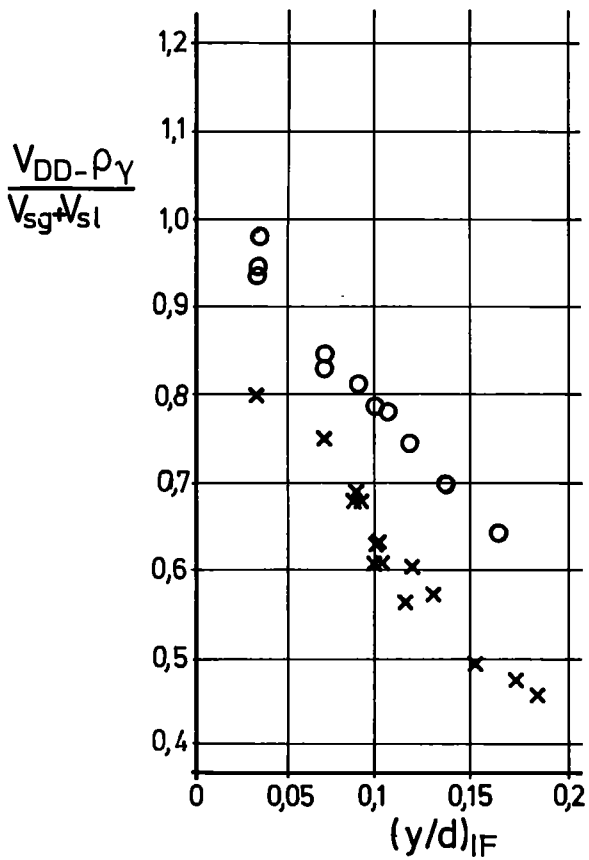
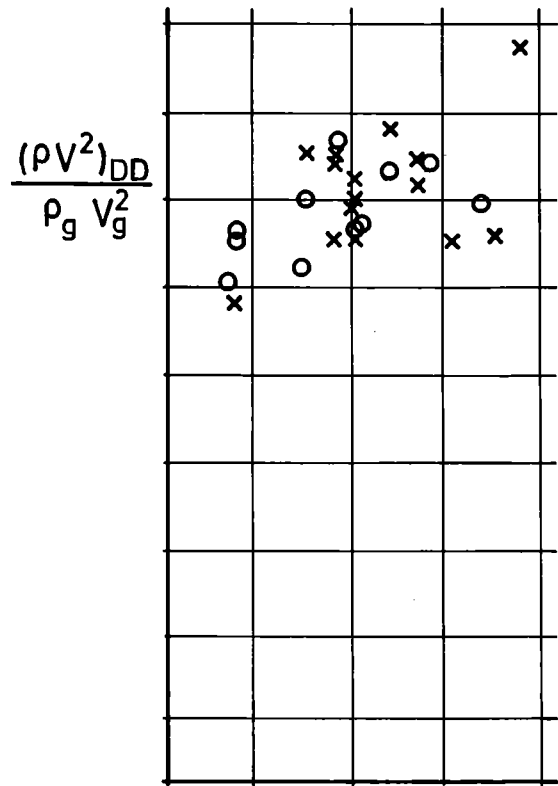
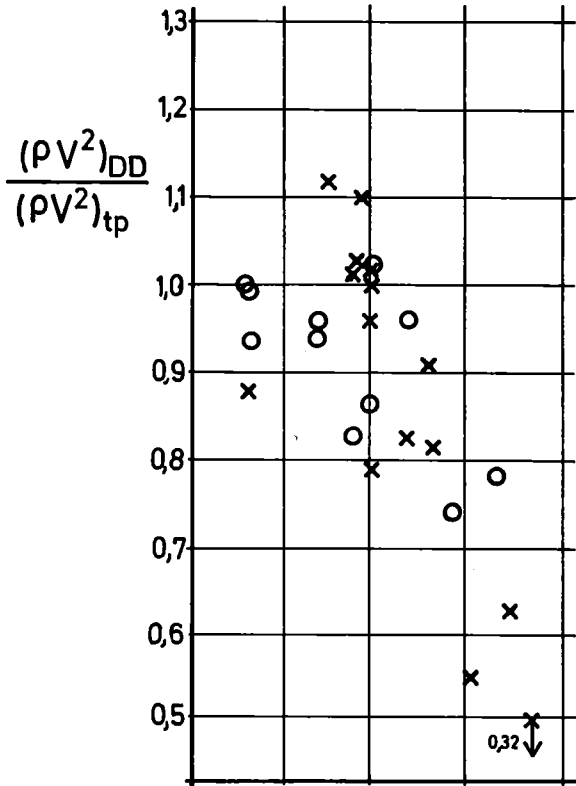


→ 3" Pipe



ABB. 06.01.03/03A-10 TURBINE METER GESCHWINDIGKEIT IN ABHÄNGIGKEIT VOM INTERFACE LEVEL





"x" P=40bar  
 "o" P=75bar

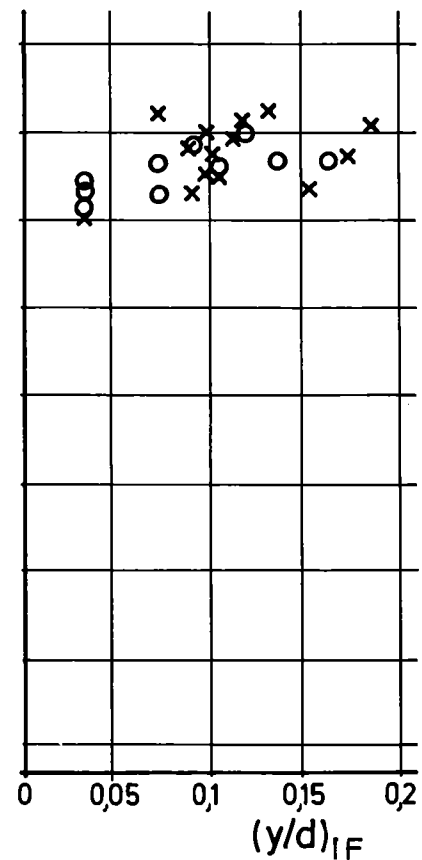
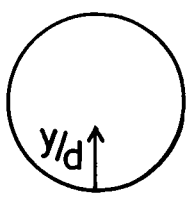


ABB. 06.01.03/03A-11 DRAG DISC MESSWERT IN ABHÄNGIGKEIT VOM INTERFACE LEVEL (5" TESTSTRECKE)

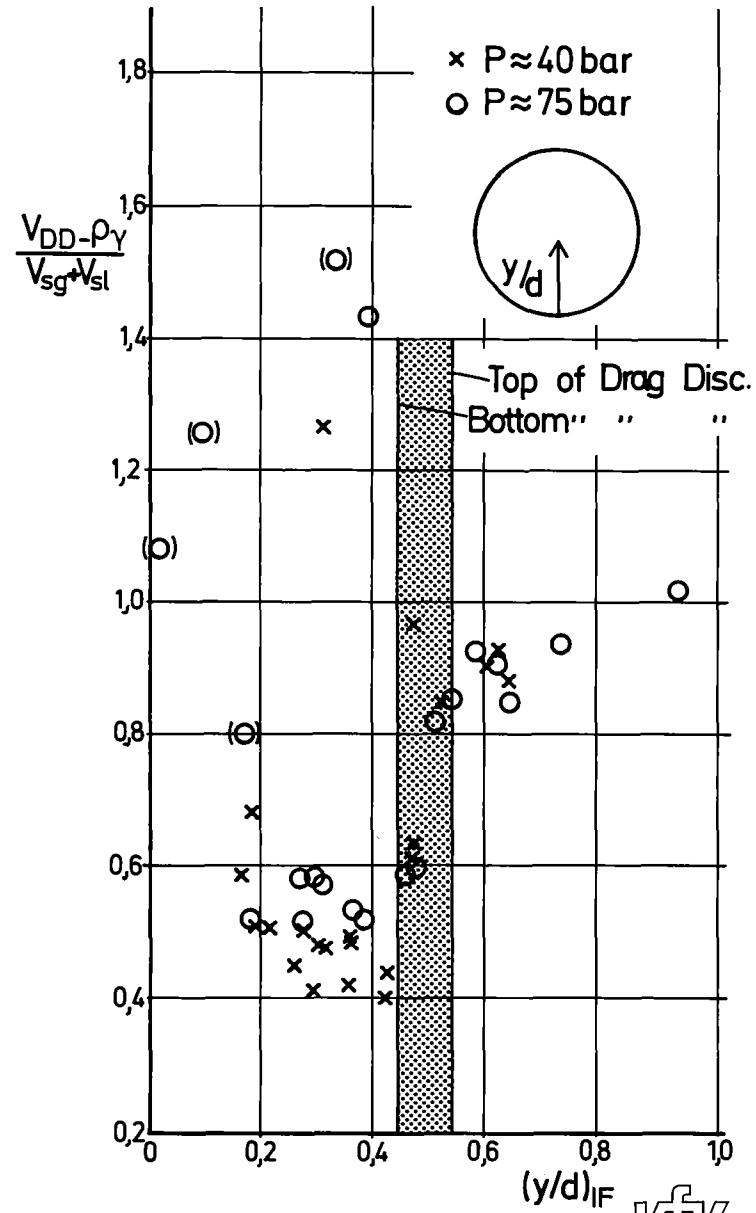
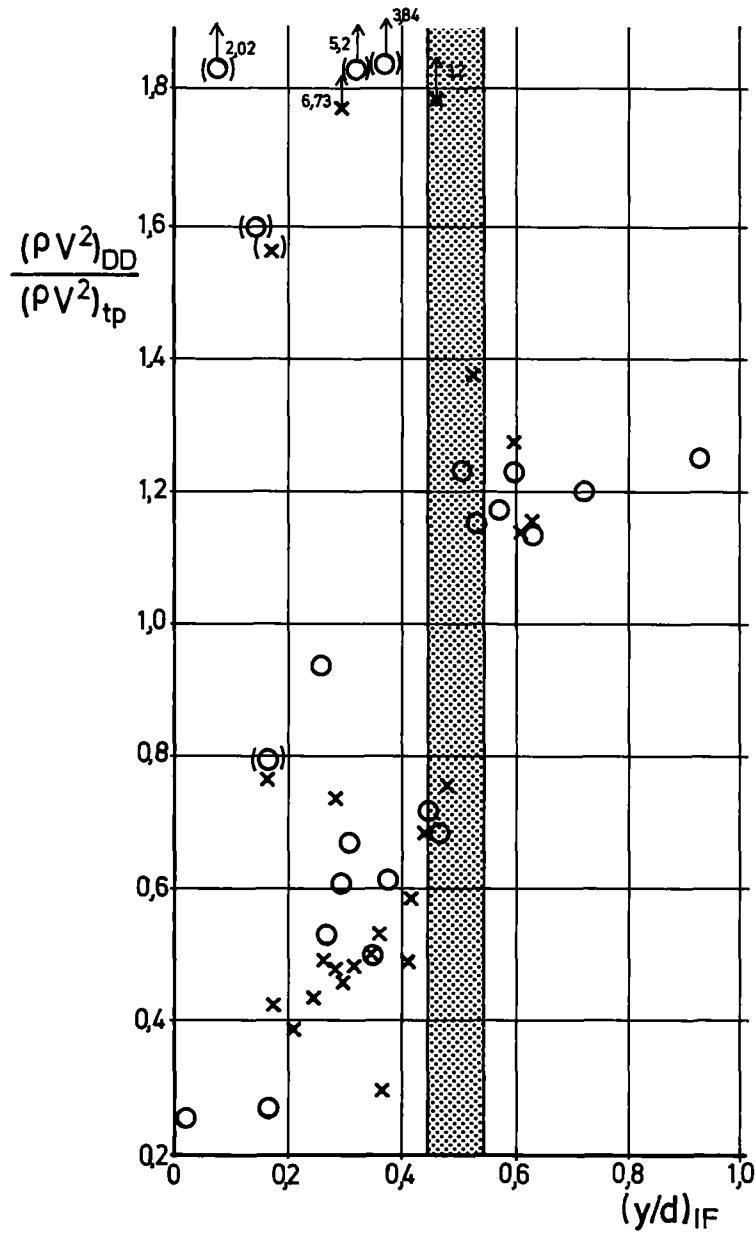


ABB. 06.01.03/03A-12 DRAG DISC MESSWERT IN ABHÄNGIGKEIT VOM INTERFACE LEVEL (3" TESTSTRECKE)



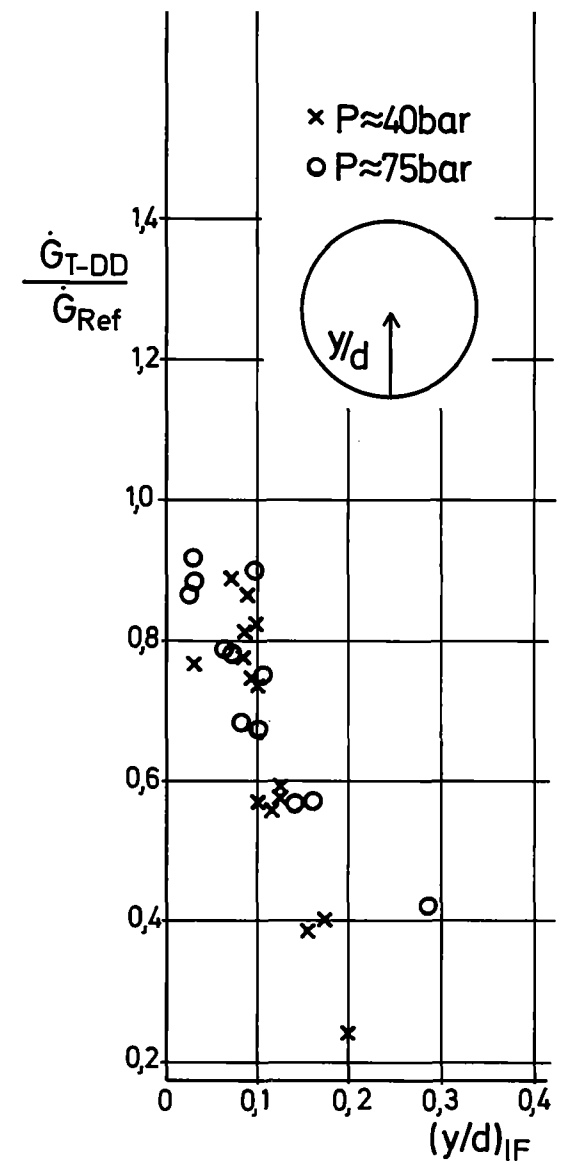
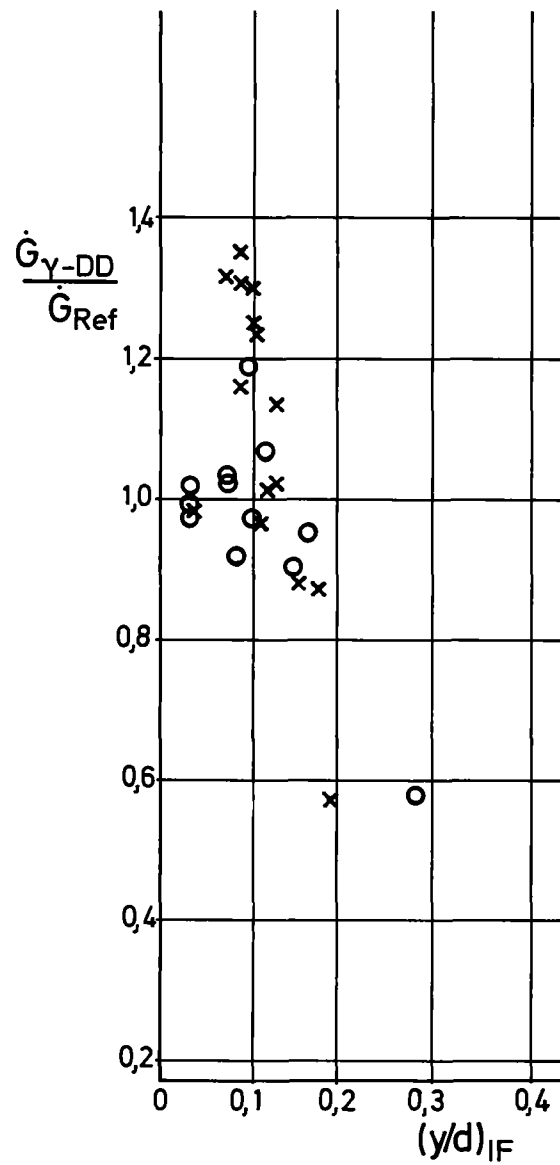
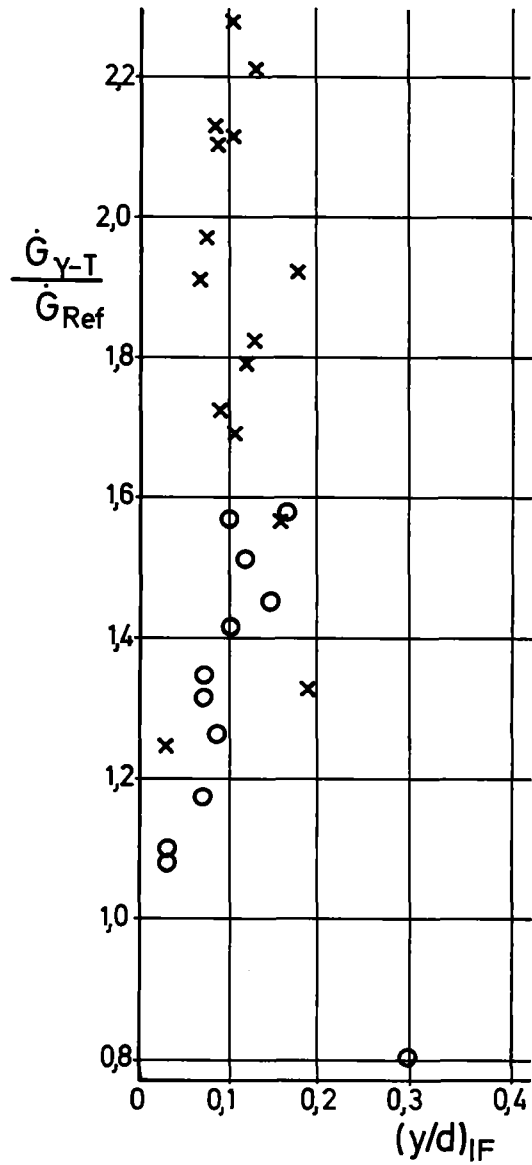


ABB. O6.01.03/03A-13 DIVERSE MASSENSTRÖME IN ABHÄNGIGKEIT VOM INTERFACE LEVEL (5" TESTSTRECKE)

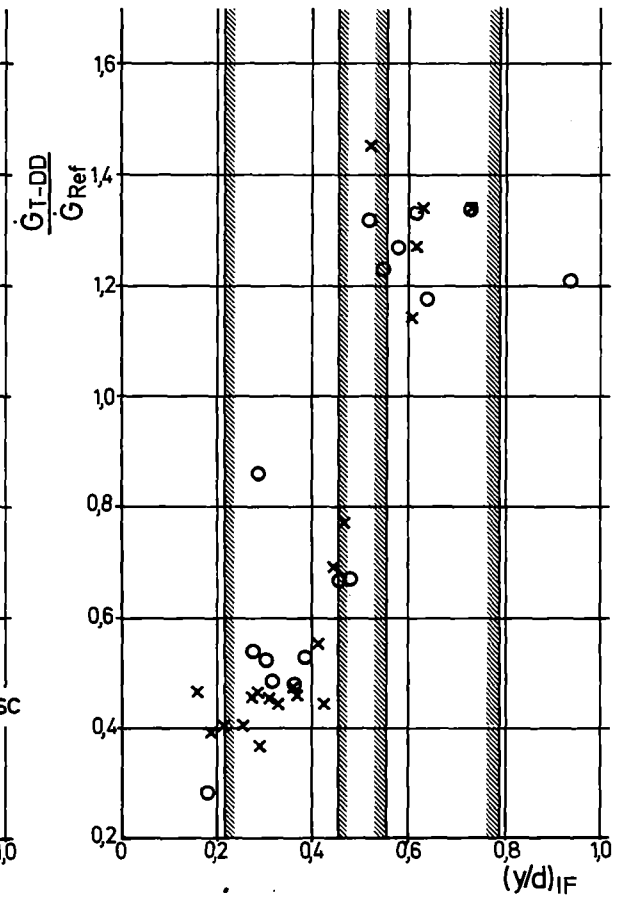
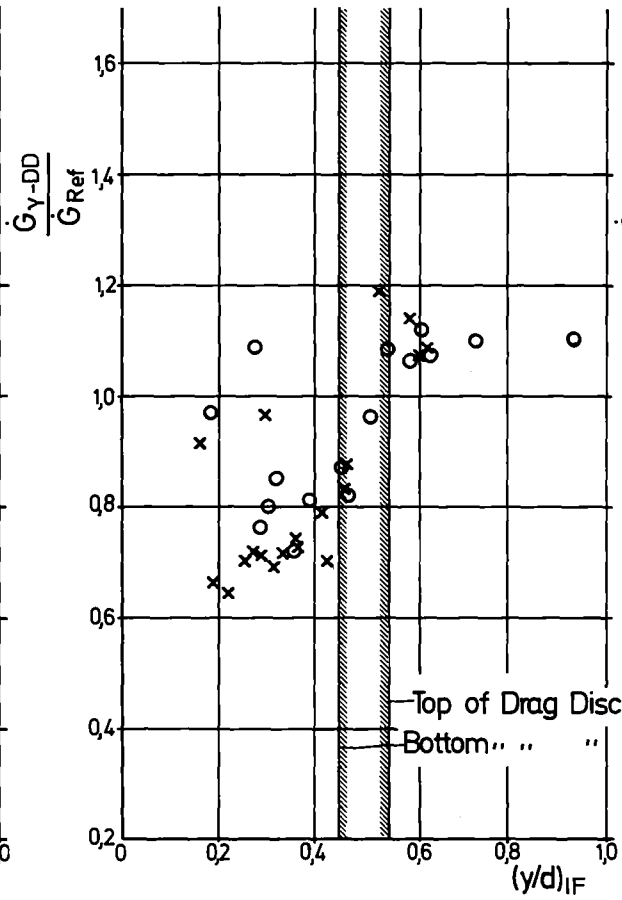
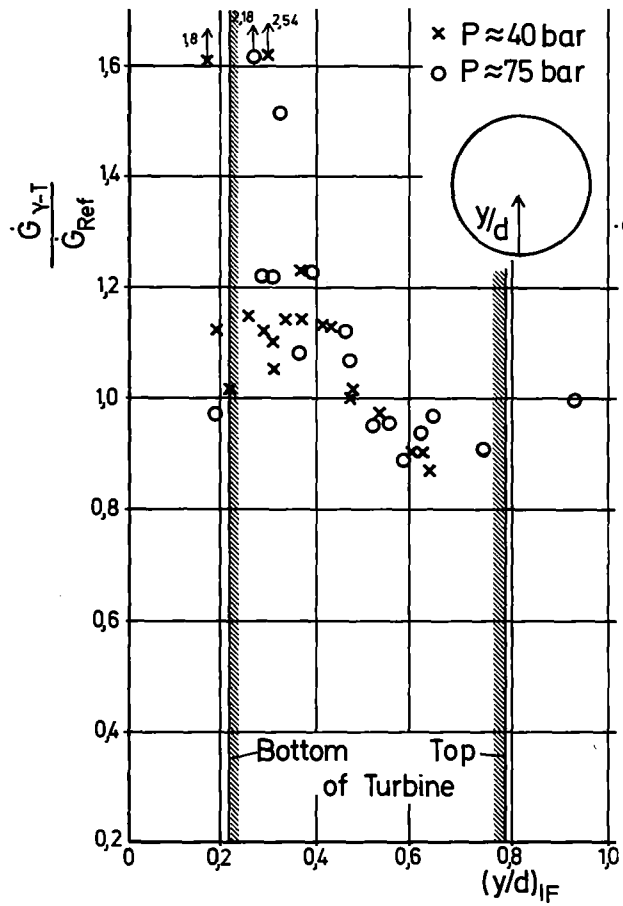


ABB. 06.01.03/03A-14 DIVERSE MASNSTRÖME IN ABHÄNGIGKEIT VOM INTERFACE LEVEL (3" TESTSTRECKE)

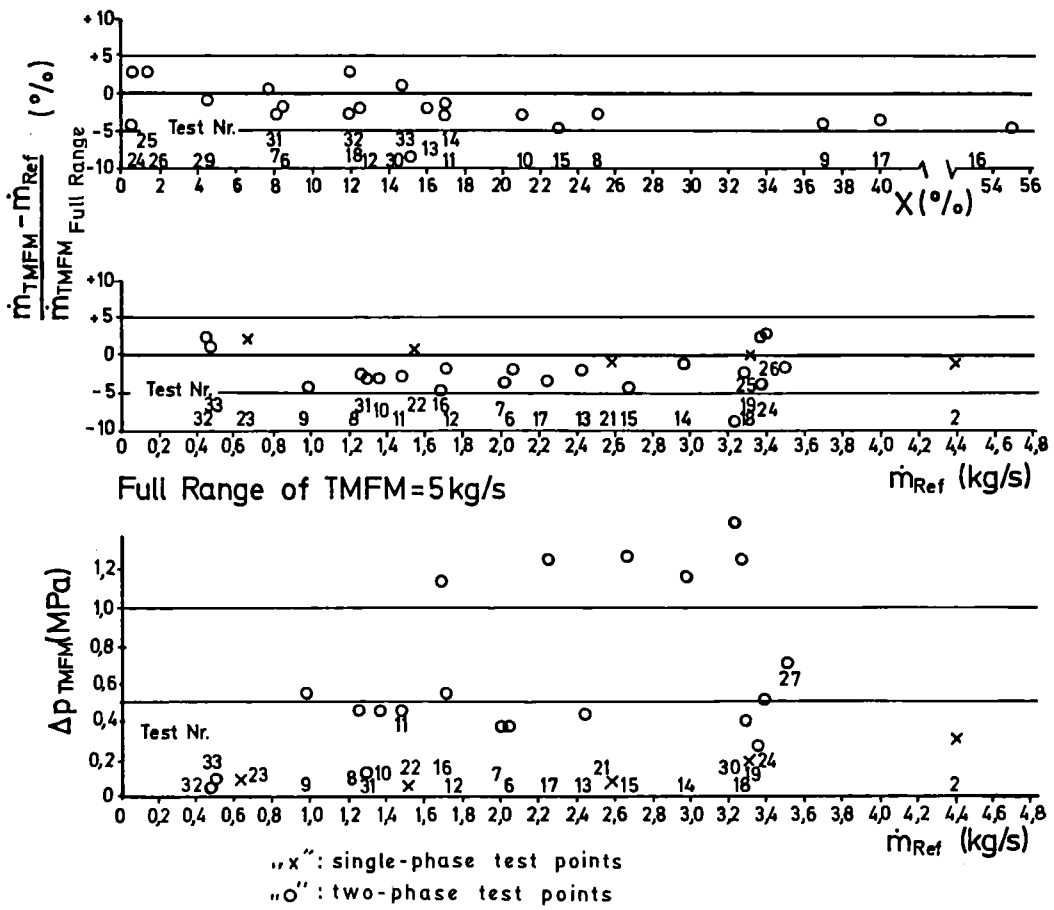
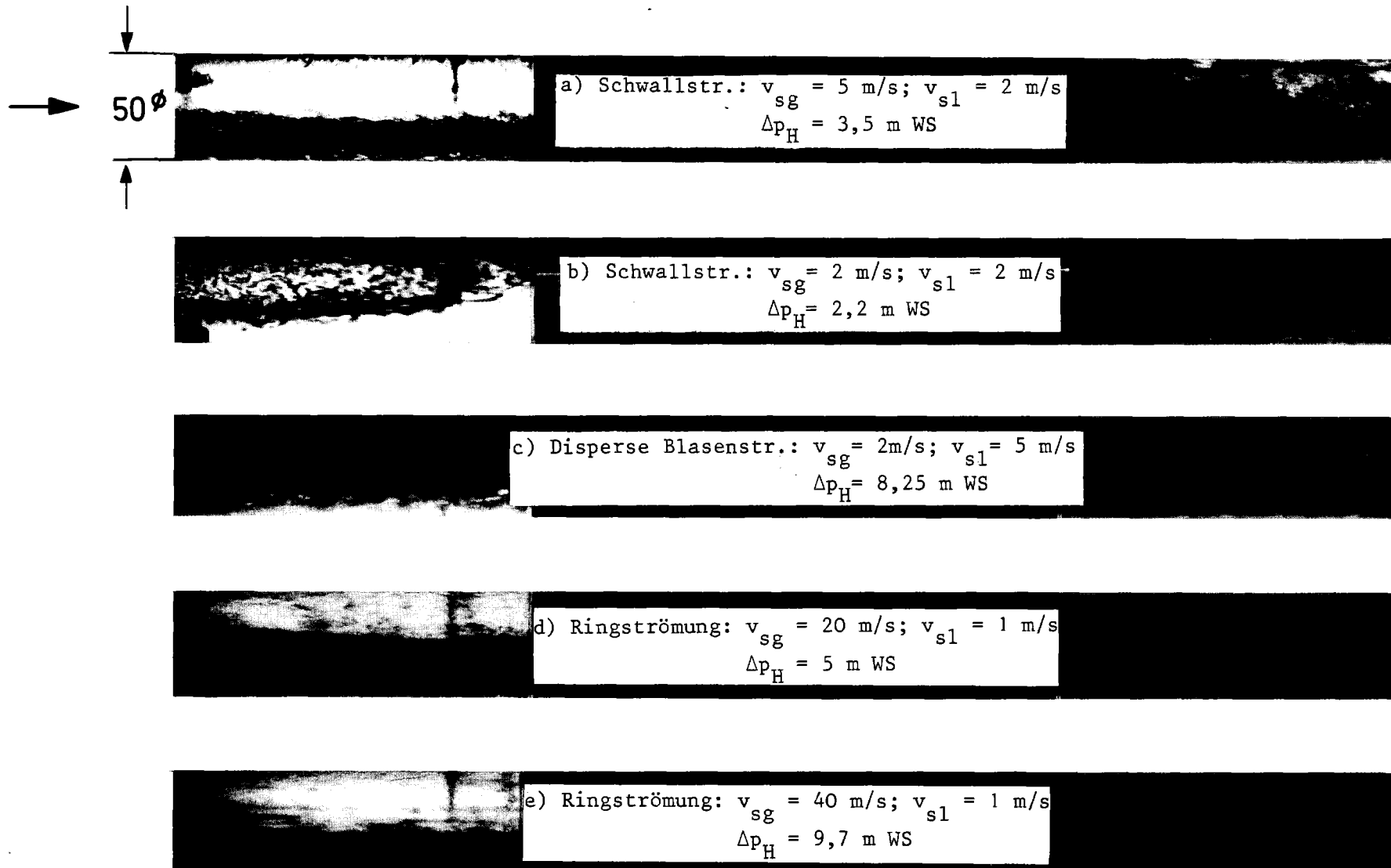


ABB. 06.01.03/03A-15 MESSFEHLER UND DRUCKVERLUST DES TMFM  
 (DAMPF-WASSER-STRÖMUNG 25 < p < 100 BAR)



- 4100-64 -



ABB. 06.01.03/03A-16 PHASENUMVERTEILUNG DURCH EINBAUTEN BEI VERSCHIEDENEN STRÖMUNGSFORMEN

06.01	SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW	
	PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen	
06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zum BE-Verhalten bei Störfällen	4200-1
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Störfällen	4200-32
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-91
06.01.08	Inpile-Experimente im DK-Loop des FR 2	4200-97
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles (REBEKA-Programm)	4200-109
06.01.10	Auswirkungen von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200-145





- 06.01.04            Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zum  
PNS 4231            BE-Verhalten bei Störfällen (SSYST)
- 06.01.04/01 A      Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei  
02 A                Kühlmittelverluststörfällen und Speziellen Transienten  
03 A  
04 A                (R. Meyder, IRE; H. Borgwaldt, INR; S. Malang, IRB;  
                      H. Unger, IKE Stuttgart)

Die Zielsetzung der theoretischen Untersuchungen zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall von Leichtwasserreaktoren ist in KFK 1787 beschrieben. Die vorliegenden theoretischen Arbeiten werden in enger Zusammenarbeit zwischen den KfK-Instituten IRE, INR, IRB und dem Institut für Kernenergetik der Universität Stuttgart (IKE) durchgeführt.

Im Berichtszeitraum wurden vorwiegend Anwendungs- und Vergleichsrechnungen mit SSYST und anderen Programmen sowie Modellverbesserungen und Weiterentwicklungen von SSYST-Moduln durchgeführt.

## 1. Modellentwicklung

### 1.1 Entwicklung von SSYST

#### 1.1.1 Weiterentwicklung von SSYST, DV-Seite

Bearbeiter: H. Borgwaldt, W. Höbel, INR

Die Arbeiten zur Weiterentwicklung des Programmsystems SSYST in Karlsruhe haben zwei Ziele: (1) Erstellung einer schnellen IBM-Version für Standard-LOCA-Analysen, (2) Bereitstellung eines Moduls VARIO für die erleichterte Erzeugung von aktualisierten SSYST-Eingaben aus Standard-Eingabeblocken. Nach Abschluß soll die so verbesserte IBM-Version Mitte 1979 freigegeben werden.

Die im letzten Berichtszeitraum begonnenen Arbeiten für eine beschleunigte IBM-Version von SSYST wurden fortgesetzt. Das ausgetestete Verfahren, SPEICHER-Blöcke von SSYST-Steuerworten interpretiert in den Arbeitsspeicher abzubilden, wurde durch Maßnahmen gegen Überschreiben, zur dynamischen Freigabe von Arbeitsspeicher (garbage collection) etc. voll betriebssicher gemacht. Änderungen mußten generell erfolgen bei allen Steuerworten mit erweiterten Parameterfeldern. Durch Umstellungen für 50 Steuerworte (von 136)

wurde eine schnelle Arbeitsversion von SSYST erstellt. Die Implementation der noch etwa 15 nicht aufrufbaren Steuerworte erfolgt zügig, nach Wichtigkeit. Die neue IBM-Version enthält eine Reihe kleiner Assembler-Routinen (MOVELG, REC, WEC, GTRCRD) für die sehr häufigen Datentransfer-Operationen im Kernspeicher. Erleichterungen für den Benutzer ergeben sich durch die dynamische Definition von Direktzugriffdaten über die normale Eingabe (Routine DEFI) sowie erhebliche Verbesserungen in der Fehlerdiagnostik. Eine speziell entwickelte Assembler-Routine CALSEQ wurde in den Systemkern eingefügt, um bei Fehlerbedingungen in Subroutinen ein vollständiges Protokoll der Aufruf-Folge (trace back) zu erhalten.

Mit dieser Arbeitsversion wurde (von Sengpiel, IRE) eine große Zahl von LOCA-Analysen störungsfrei durchgeführt, welche auch den erwarteten Rechenzeitgewinn von 60 % bestätigten.

SSYST-Anwendungen zu LOCA-Analysen und Experimentnachrechnungen sind in der Regel umfangreich und erfordern einige hundert Eingabekarten. Für den Benutzer, insbesondere für den noch SSYST-unerfahrenen, beeinträchtigen zusätzlich die spärliche Verwendung leicht lesbarer Schlüsselwörter, die Formatbindung und die starre Fixierung des mathematischen Modells seines Anwendungsfalls sowohl Übersichtlichkeit als auch Fehlersuche und erschweren Eingabeänderungen.

Der neu entwickelte Modul VARIO (= Variablen-Initialisierung zur Objektzeit) stellt einen ersten Schritt in Richtung Eingabeerleichterung dar.

VARIO geht davon aus, daß sog. Standard-Eingabeblöcke für einzelne Anwendungsbereiche, z.B. für eine Parameterstudie zu einem nachzurechnenden Experiment, in der Form von SPEICHER Blöcken in einer der SSYST-Bibliotheken abgespeichert sind. In diese Standardeingaben können unter Beachtung einfacher Syntaxregeln folgende Typen von Variablensymbolen als Platzhalter für aktuelle Eingabewerte eingebaut sein:

x.....a<sub>i</sub>.....x, 1 ≤ i ≤ 10 Variablensymbole für je einen Eingabewert  
§.....b<sub>j</sub>.....§, 1 ≤ j ≤ 10 Feldsymbole für Folgen aktueller Eingabekarten.

Dabei sind a<sub>i</sub>, b<sub>j</sub> jeweils Buchstaben des Alphabets. Ein- und dasselbe Variablen- bzw. Feldsymbol darf mehrfach vorkommen.

Die aktuelle Eingabe für einen Rechenauftrag besteht dann nur aus einer Liste von Zuordnungen

Variablensymbol  $\Leftrightarrow$  aktueller Wert bzw. aktuelle Kartenfolge

VARIO überträgt zu Beginn der Ausführung eines solchen SSYST Laufs alle aktuellen Daten in eine Kopie des benutzten Standard-Eingabeblocks (Initialisierung zur Objektzeit) und führt diese initialisierte Eingabe der SSYST-Kontrolle zu. VARIO ist anhand von LOCA-Eingaben getestet. Bevor der Modul endgültig in SSYST integriert wird, soll er dahingehend erweitert werden, daß einfache arithmetische Verknüpfungen der Variablen auf Ebene der Standardeingabe erlaubt sind.

### 1.1.2 Modellentwicklung

Zur Entwicklung des Moduls ZETHYF

Bearbeiter: R. Schützle, IKE Stuttgart

Im Bereich der Tropfenströmung treten Überhitzungen der Dampfphase in der Zweiphasenströmung auf. Dies macht es erforderlich, ein sog. "Two-Step"-Modell anzuwenden, das primär den Wärmeübergang Wand-Dampf und Dampf-Tropfen berücksichtigt sowie außerdem die Wärmeübertragung Wand-Tropfen und Strahlung. Die dazu benötigten Modelle und Ergänzungen der Strömungsgleichungen sind in /1/ dargestellt.

Die Lösung der Strömungsgleichung für die Tropfenströmung erfolgt auf ähnliche Weise wie in den anderen Strömungsbereichen /2/. Aus der Gesamtenthalpiebilanz und den Wärmeströmen wird die Verdampfungsrate bestimmt und mit Hilfe der Kontinuitätsgleichungen für Dampf und Wasser und einer zusätzlichen Energiegleichung für die Dampfblase die fehlenden Massenströme, Dampfanteile und Überhitzungen ermittelt. Die Lösung des Gleichungssystems erfolgt iterativ nach Newton-Raphson.

Entwicklung des Moduls AZI

Bearbeiter: R. Meyder, W. Sengpiel, IRE

Der in /3/ vorgestellte Modul AZI, zur vereinfachten Beschreibung der Folgen einer maximalen Exzentrizität zwischen Brennstoff und Hülle wurde im Berichtszeitraum u.a. auf einen DWR Brennstab angewendet. Da nicht klar ist, von welchem Zeitpunkt an das exzentrische Modell angeschaltet werden muß, wurden zwei Fälle betrachtet: a) die Exzentrizität liegt schon im

stationären Zustand vor, b) die Exzentrizität liegt erst am Ende der Druckabbauphase vor. Zur Einordnung dieser Ergebnisse in die üblichen rotations-symmetrischen Analysen wurde letzterer noch als Fall c hinzugezogen; die Ausgangsspaltweite war dabei ca.  $40 \mu$  radial.

Der Vergleich der gesamten Umfangsdehnung ( $guD$ ) in diesen Fällen ergab, daß im Fall a die kleinste und im Fall b die größte Dehnung ( $guD$ ) auftreten. Dies macht deutlich, daß die Folgen einer Exzentrizität auch davon abhängen kann, wann sie auftritt. Um diesen Effekt besser untersuchen zu können, wurde der Modul AZI so ergänzt, daß das Ausmaß der Exzentrizität transient vorgegeben werden kann. Zusätzlich kann jetzt auch der Wärmeübergang von der Hüllensoberfläche ins Kühlmittel und der Strahlungswärmeaustausch an die Umgebung zeitlich und azimuthal variierend vorgegeben werden. Zur Vervollständigung der Dehnungsanalyse wurde noch die thermische und elastische Dehnung der Hülle in das Modell aufgenommen. Als ersten Test für den so überarbeiteten Modul AZI wurde das erste REBEKA Bündelexperiment nochmals gerechnet, wobei im Gegensatz zu der früher gezeigten Rechnung /3/ die Verschiebung des Brennstoffes gegenüber der Hülle an der Engstelle nicht maximal d.h. 100 % sondern nur 70 % beträgt. Dabei zeigte sich, daß diese neue Annahme wenig Einfluß auf die Enddehnung hat. Es ergaben sich anstatt  $\epsilon \sim 30 \%$  jetzt Dehnungen von  $\epsilon \sim 35 \%$ . Dagegen hat sich aber der Berstzeitpunkt mit dieser Annahme von bisher ca. 100 sec auf 150 sec verschoben. Dieser Wert liegt sehr nahe bei dem im Experiment beobachteten Berstzeitpunkt von 140 sec. Im Zuge weiterer Untersuchungen und Vergleiche mit Experimenten muß nun versucht werden, Erfahrungswerte über eine realistische Vorgabe dieser Exzentrizität zu gewinnen.

## 1.2 Entwicklung des Deformationsmodells NORA

Bearbeiter: S. Raff, IRE

Zur Berücksichtigung des Einflusses des Sauerstoffs auf die Deformationseigenschaften wurde ein Sauerstoffmodell entwickelt /4/. Es ist in der Lage, den Einfluß der Voroxidation sowie der Oxidation während der Deformation zu beschreiben, sofern der integrale Sauerstoffanteil nicht größer als 0.8 Gewichts % beträgt (dies ist bei den zu betrachtenden LOCA-Störfällen überwiegend der Fall). Das Modell ist in allen 3 Phasenzustandsbereichen ( $\alpha$ ,  $\alpha/\beta$ ,  $\beta$ ) gültig.

Basis des Modells ist das pseudobinäre Phasenzustandsdiagramm (06.01.04/01A-1)

mit den hier interessierenden Gebieten  $\alpha$ ,  $\alpha/\beta$  und  $\beta$ , die durch die Phasengrenzen  $T_\alpha$  und  $T_\beta$  definiert sind und deren Verlauf eine Funktion der Sauerstoffkonzentration  $c_{\text{ox}}$  ist.

Im Modell wird eine homologe Temperatur  $T_H$

$$T_H = \begin{cases} T/T_\alpha & \text{für } T \leq T_\alpha \\ \frac{T - T_\alpha}{T_\beta - T_\alpha} & \text{für } T_\alpha < T < T_\beta \\ T/T_\beta & \text{für } T \geq T_\beta \end{cases}$$

definiert. Ferner wird postuliert, daß Materialien mit gleicher homologer Temperatur gleiche Deformationseigenschaften haben. Die Gültigkeit dieser Hypothese läßt sich unter anderem mit Meßwerten aus /5/ belegen; so sind z.B. in Abb. 06.01.04/01A-1 gleiche Bruchspannungswerte  $\sigma_{\text{UTS}}$  bei unterschiedlichem Sauerstoffgehalt eingetragen. Sie liegen auf Kurven konstanter homologer Temperatur.

Das NORA-Modell basiert auf Daten, die aus Versuchen eines bestimmten Sauerstoffgehaltes gewonnen werden (Basiskoeffizienten). Sollen nun die NORA-Koeffizienten für ein Material mit anderem Sauerstoffgehalt bestimmt werden, so wird entsprechend des Postulats diejenige Temperatur  $T_e$  (effektive Temperatur) bestimmt, für die die Basiskoeffizienten des Modells die gleichen Deformationseigenschaften ergeben

$$T_e = \begin{cases} T_H \cdot T_\alpha^V & \text{für } T \leq T_\alpha \\ T_H \cdot (T_\beta^V - T_\alpha^V) + T_\alpha^V & \text{für } T_\alpha < T < T_\beta \\ T_H \cdot T_\beta^V & \text{für } T > T_\beta \end{cases}$$

wobei  $T_\alpha^V$  und  $T_\beta^V$  die Phasengrenztemperaturen für die Sauerstoffkonzentration der Basiskoeffizienten sind.

Bei höherem Sauerstoffgehalt als dem der Basiswerte ergibt sich eine Effektivtemperatur, die niedriger als die thermodynamische ist. Dementsprechend ergibt sich ein härtender Einfluß des Sauerstoffs, wie er auch im Vergleich von Zugversuchen in Vakuum und Luft beobachtet wird, und zwar wird sowohl der Spannungsexponent als auch die Vorkonstante des Ansatzes für die Deformationsgeschwindigkeit ( $\dot{\epsilon} = A \sigma^n$ ) verändert.

Der quantitative Einfluß des Sauerstoffs läßt sich mit Hilfe des Modells aus dem Zweiphasenzustandsdiagramm ablesen:

Befindet man sich in der Nähe der unteren Phasengrenzlinie  $T_{\alpha}$ , so ist der Einfluß des Sauerstoffs entsprechend der geringen Steigung der Grenzlinie nicht sehr groß. Hinzu kommt, daß bei diesen Temperaturen die Oxidationsrate ohnehin nicht groß ist, so daß für LOCA-relevante Zeiten unter 800 C ein größerer Sauerstoffeinfluß nur dann zustande kommt, wenn die Voroxidation groß ist.

Befindet man sich näher bei der oberen Phasengrenzlinie  $T_{\beta}$ , so ist der Einfluß entsprechend der größeren Steigung der  $T_{\beta}$ -Linie sehr viel größer und die Sauerstoffaufnahme während der Verformung ist infolge der exponentiellen Temperaturabhängigkeit der Reaktionsrate von großer Bedeutung.

So haben Nachrechnungen von REBEKA-Berstversuchen (frische Zry-4 Hüllrohre in Dampfatmosphäre) mit Bersttemperaturen  $T_{\beta} < 850$  C gezeigt, daß hier der Einfluß des Sauerstoffs kleiner als der der Temperaturmeßgenauigkeit ist, während die Nachrechnung von Rohrkapselversuchen in Dampf bei Temperaturen  $T \geq 900$  C einen deutlichen Einfluß des während des Versuches wachsenden Sauerstoffgehalts aufweisen.

### 1.3 Entwicklung eines Versagensmodelles

Bearbeiter: S. Raff, IRE

Die Umfangsberstdehnung von Zry-Hüllrohren hängt sehr stark von der Temperaturverteilung in Umfangsrichtung ab. Diese Temperaturverteilung wird von der Beheizungsart des Rohrs (Ofenbeheizt, direkt beheizt, Brennstabsimulatoren) und der Kühlung außen bestimmt.

Bei dem zu entwickelnden Berstkriterium wird eine Unabhängigkeit von der Temperaturverteilung angestrebt, d.h. es wird ein örtliches Berstkriterium (z.B. örtliche Dehnung) entwickelt. Die letztlich erreichte Berstumfangsdehnung wird dann im Mechanikmodell (SSYST-Modul AZI) durch Aufsummieren der örtlichen Dehnungen entsprechend der zu simulierenden Temperaturverteilung bestimmt.

Dem Berstkriterium werden deshalb im wesentlichen Experimente zugrundegelegt, die infolge der Beheizungs- und Kühlungsart keine Temperaturvariation in Umfangsrichtung aufweisen.

Im Berichtszeitraum wurde die Berstdatenbank ZYBDA mit isothermen Rohrberst-  
daten des IMF (Leistikow und Mitarbeiter) erweitert, sodaß den nun vorliegen-  
den Analysen ca. 300 Rohrexperimente zugrunde liegen.

Wie bereits im letzten Halbjahresbericht /3/ anhand von isothermen Zugver-  
suchen festgestellt, zeigt sich auch bei isothermen Rohrversuchen eine Ab-  
hängigkeit der Berstdehnung von der Verformungsgeschwindigkeit, die sich  
abhängig vom Phasenzustand wie folgt auswirkt:

- im  $\alpha$ - und  $\beta$ -Gebiet wächst die Berstdehnung mit zunehmender Deformations-  
geschwindigkeit
- im 2 Phasenmischgebiet  $\alpha/\beta$  nimmt die Berstdehnung mit wachsender Ver-  
formungsgeschwindigkeit ab.

Abb. 06.01.04/01A-2 zeigt diese Abhängigkeit für Temperaturen 750 - 1100 C  
für Rohrversuche in Argonatmosphäre (ohne Voroxidation). Die effektiven  
wahren Berstdehnungen der Schalenmittelebene wurden dabei über einer ge-  
mittelten Deformationsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_M = \epsilon_{\text{Berst}}/t_{\text{Berst}}$  aufgetragen. Dieser  
Sachverhalt kommt auch in /6/ Abb. 06.01.06/02A-5 bei der dort gewählten  
Darstellung Berstdehnung über der Berstzeit zum Ausdruck. Im Zweiphasenge-  
biet ist dies der bekannte Effekt des superplastischen Verhaltens, bei dem  
bei kleinen Dehngeschwindigkeiten sehr große Dehnungen erreicht werden.

Aus der Abhängigkeit der Berstdehnung von der Dehngeschwindigkeit ergeben  
sich 2 Schlußfolgerungen:

- im gesamten betrachteten Temperaturbereich können bei entsprechendem  
Rohrinnendruck (und damit sich einstellender Dehngeschwindigkeit) große  
Dehnungen erreicht werden (d.h. der jeweils störfalltypische Druckver-  
lauf entscheidet auch wesentlich über die bei entsprechender Temperatur  
erreichbare Enddehnung)
- die in /3/ festgestellte Datenstreuung von isothermen Versagensdehnungen  
läßt sich bei Berücksichtigung der Dehngeschwindigkeitsabhängigkeit auf  
etwa die Hälfte verringern. Für LOCA-relevante Berstdehnungen wird diese  
Reduktion der Streubreite besonders im Temperaturbereich 850 C augenfällig.

Wie bereits berichtet /3/ reduziert der von Zry-4 aufgenommene Sauerstoff die Bruchdeformation. Dieser Effekt überlagert sich der oben beschriebenen Dehngeschwindigkeitsabhängigkeit. Der Phasenübergangsbereich verschiebt sich entsprechend der aufgenommenen Sauerstoffmenge bei nicht zu starker Oxidation entsprechend dem Phasenzustandsdiagramm Zr-O zu höheren Temperaturen.

## 2. Bereitstellen von Rand- und Anfangsbedingungen

### 2.1 Die Implementierung von RELAP4/MOD6

Bearbeiter: G. Jacobs, G. Arnecke, INR

Das uns von EG & G Idaho Mitte Sept. 78 übergebene Material für die RELAP4/MOD6-Implementierung auf IBM-Maschinen bestand aus einem Magnetband mit den benötigten Codes, Daten nebst 8 "Sample"-Problemen, einem Begleitzettel mit Durchführungshinweisen sowie Mikrofilmkarten mit Druckausgaben der 8 Beispielrechnungen.

Der Loadmodul, bei INEL auf einer IBM/360-75/OS mit FORTRAN-H-"Compiler" erzeugt, funktionierte bei uns erst nachdem in einigen Assemblerrouinen der Umgebungsbibliothek Aufrufe von IHC-Routinen des OS-Betriebssystems durch aktuelle, im MVS-System lösbare Referenzen, ersetzt wurden und eine Änderung in der Routine IBCOM gemäß Begleitzettel vorgenommen wurde. Mit einer behelfsmäßigen "Overlay"-Struktur wurde dann am 8.10.78 das erste Musterbeispiel in exakter Übereinstimmung mit dem EG & G - Original auf Mikrofilm gerechnet.

Die Übersetzung des PRELOAD-Codes, der abhängig vom jeweiligen Rechenfall aus einer Basis-"Overlay"-Struktur einen speicherplatzsparenden gekürzten "Overlay" erzeugt, gelang reibungslos. Hingegen deckte die Neuübersetzung einiger benötigter Routinen aus der Umgebungsbibliothek mit G-"Compiler" echte FORTRAN-Fehler auf. Nach Korrektur dieser und einer Modifikation der Ausgabe der Kontrollbefehle für den "Link Editor" konnten alle 8 mitgelieferten Musterbeispiele verifiziert werden, einschließlich der "Restart"-Fälle 2 bis 4, und zwar mit vorgeschaltetem PRELOAD.

Zur Neuübersetzung des RELAP4-Codesystems mußte zunächst der Basis Quellcode, aus dem sowohl die CDC- als auch die IBM-Version hergestellt werden kann, in die übersetzbare IBM-Version übersetzt werden. Es zeigte sich hierbei bereits, daß der Quellcode in einer nicht ausgetesteten Form vorlag. Vom G-"Compiler" wurde eine ganze Reihe von zum Teil gravierenden FORTRAN-Fehlern diagnosti-



ziert. Die Übersetzung der Umgebungsprogramme einschließlich der Assemblerprogramme verlief dagegen verhältnismäßig unproblematisch. Mit dem neu erstellten Loadmodul wurden die Beispielprobleme 5 bis 8 fehlerfrei gerechnet. Die Beispielrechnung 1 mißlang indessen völlig infolge eines in der Routine HTS 2 lokalisierten Fehlers. Daraufhin wurde HTS 2 hinsichtlich der Umwandlung von CDC-einfachgenauen Konstanten auf doppeltgenaue für IBM sorgfältig bereinigt, so daß schließlich auch Übereinstimmung für Beispiel 1 samt der anschließenden Restartfälle erzielt werden konnte.

Bei der anschließenden Neuübersetzung mit dem H-EXTENDED-"Compiler" wurden weitere FORTRAN-Sprachfehler ausgemerzt. Außerdem wurden einige Unrichtigkeiten in der Subroutine WILSON, die auch von EG & G inzwischen entdeckt wurden, beseitigt. Im Flutbeispiel 8 trat ein "Divide Check"-Fehler in dem Unterprogramm MOVES auf, der durch eine Falschübersetzung des H-EXTENDED-"Compiler" verursacht wurde. Nach Abfangen dieses "Compiler"-Fehlers wurde am 17.1.79 auch das noch ausstehende Beispiel 8 erfolgreich gerechnet, womit die Implementierungsarbeiten zu einem gewissen Abschluß gekommen waren.

Die Plotroutinen des RELAP4-Systems wurden nicht implementiert. Stattdessen wurde von Herrn Olbrich (IRE) zum Plotten vom Plot-Restartfile ein Subsystem von REGENT erstellt, worüber an anderer Stelle berichtet wird.

Für statistische Zwecke wurde in RELAP4 noch eine Logbuch-Subroutine eingebracht, die Buch führt über künftige RELAP4/MOD6-Rechenläufe.

Damit steht RELAP4/MOD6 zur allgemeinen Benutzung im KfK zur Verfügung für weitere Testrechnungen als auch für erste Anwendungsrechnungen.

## 2.2 Ankopplung von COMETHE III J

Bearbeiter: R. Meyder, U. Marek, IRE

Zur Bereitstellung von realistischen Anfangsbedingungen, insbesondere für Brennstäbe mit mittlerem Abbrand, wurde das Rechenprogramm COMETHE III J von Belgonucleaire übernommen. Dabei wurde das Programm so erweitert, daß es SSYST-kompatible Datenblöcke ausgeben kann.

Die Überprüfung der Kompatibilität von Modellen in SSYST und COMETHE erfolgt schrittweise. Als erstes wurde für den Modul ZET-ID unter Verwendung von Eingabedaten aus COMETHE (Radien, Wärmeübergangszahl im Spalt und Kühlkanalrandbedingungen) die Übereinstimmung der Ergebnisse der Wärmeleitrech-

nungen nachgewiesen.

### 2.3 Berechnung der 3-D-Abbrand- und Leistungsverteilung in Druckwasserreaktoren

Bearbeiter: W. Bernnat, W. Neubauer, IKE Stuttgart

Die zur Berechnung der Leistungs- und Abbrandverteilung notwendigen mikroskopischen bzw. makroskopischen 2-Gruppen-Wirkungsquerschnitte werden mit dem RSYST-Modul WQPMAX /7/ erstellt. Dabei wird das in Abb. 06.01.04/01A-3 dargestellte Abbrandmodell mit den 10 Isotopen U235, U236, U238, Pu239, Pu240, Pu241, Pu242, Am241, Xe135, Sm149 und einem Pseudospaltprodukt verwendet. Die makroskopischen Wirkungsquerschnitte der 10 im Abbrandmodell explizit verwendeten Isotope werden in Abhängigkeit der Parameter Abbrand, Anfangsanreicherung, Borkonzentration und Leistung berechnet. Die Abbrandverteilung wird über ein Polynom n-ten Grades berücksichtigt.

Dadurch, daß der Modul WQPMAX für alle in der Statikrechnung und Abbrandrechnung unterschiedlichen Zonen fertige Querschnitte erstellt, ist die Kopplung Statik-Abbrandrechnung relativ einfach. Der prinzipielle Aufbau des gekoppelten Systems ist in Abb. 06.01.04/01A-4 dargestellt. Die Statikrechnung wird vom Modul QUABOX/CUBOX /8/, die Abbrandrechnung vom Modul ABBRAND /9/ durchgeführt. Die Querschnittserstellung geschieht mit WQPMAX, leistungsformfaktoren werden mit LEISPI /10/ berechnet. Mit dem Modul SCHRITT wird der zeitliche Ablauf der gekoppelten Rechnungen gesteuert.

## 3. Anwendung von SSYST

### 3.1 Nachrechnung des Blowdown-Experiments LOC 11-C mit SSYST

Bearbeiter: W. Gulden, IKE Stuttgart

Für den dritten deutsch-amerikanischen Workshop über das Brennstabverhalten (29.5. bis 2.6.78 in Karlsruhe) wurde das im PBF-Reaktor durchgeführte Blowdown-Experiment LOC 11-C ausgewählt. Da die Vorab- und Nachrechnung der Thermohydraulik mit den Programmen RELAP4/MOD5, RELAP4/MOD6 sowie einigen Spezialversionen von RELAP4 Schwierigkeiten bereitete, wurde von amerikanischer Seite zusätzlich ein zweiter Satz von thermohydraulischen Randbedingungen spezifiziert: Temperatur des Kühlmittels und Wärmeübergangszahlen zwischen Brennstabhülle und Kühlmittel als Funktion der Zeit.

Mit diesen Daten konnte zwar eine gute Übereinstimmung zwischen SSYST- und FRAP-T-Ergebnissen erzielt werden, die Übereinstimmung mit dem Experiment jedoch war nicht ganz befriedigend. (Vermutlich stimmen die Randbedingungen aus RELAP4 mit denen des Experiments nicht gut überein.)

Für die stationären SSYST-Rechnungen bei vorgegebener Kühlmitteltemperatur und Wärmeübergangszahl wurden folgende Moduln eingesetzt: WUEZ, STT-2D, SPAGAD, STADEF.

Für die erste transiente Rechnung wurden folgende Moduln eingesetzt: STEP, RANDM, SPAGAD, ZETHYD, STADEF, WUEZ, BERST, ZWERG.

Die vorliegenden Eingabedaten Massenstrom, Enthalpie und Druck im Kühlmittel als Funktion der Zeit lieferten wesentlich höhere Hüllrohrtemperaturen als das Experiment.

Für die alternative transiente Rechnung mit vorgegebenem Wärmeübergang Hülle-Kühlmittel wurden folgende Moduln eingesetzt: STEP, RANDM, SPAGAD, ZET-1D, STADEF, WUEZ, BERST, ZWERG.

Bei dieser Rechnung tritt nach 19 s Bersten auf, die Deformation selbst erstreckt sich über einen Zeitraum von ca. 7 s. Diese Ergebnisse stimmen gut mit denen der FRAP-T Rechnung überein. Einen Überblick über die von SSYST berechnete Historie der Hüllrohrtemperaturen  $T(z,t)$  und des zeitlichen Ausbildens der Beulenform geben die Abb. 06.01.04/01A-5,6.

Die unterschiedlichen Ergebnisse aus den beiden transienten SSYST-Rechnungen lassen sich am einfachsten durch den Vergleich der Wärmeübergangszahlen  $\alpha_K$  Hülle-Kühlmittel erklären. Während bei vorgegebenem  $\alpha_K$  eine drastische Verschlechterung des Wärmeübergangs nach etwa 1.5 s eintritt, werden aus den vorgegebenen (mit RELAP4 berechneten) Massenströme und Enthalpien vom Modul ZETHYD kleine Wärmeübergangszahlen bereits nach 0.75 s errechnet.

Dieser Zeitpunkt hängt entscheidend von der Beziehung ab, nach der die kritische Wärmestromdichte berechnet wird. Die unterschiedlichen Ergebnisse lassen sich deshalb auf die in RELAP bzw. ZETHYD verwendeten unterschiedlichen Wärmestromdichte zurückführen.

### 3.2 Nachrechnung der COSIMA Experimente

Bearbeiter: R. Meyder, S. Stefanova, IRE

Die COSIMA Experimente wurden inzwischen auf drei verschiedene Arten nachgerechnet. Nämlich a) Vorgabe der gemessenen Hüllrohrtemperatur, b) Vorgabe von Wärmeübergangszahlen und Unterkanaltemperatur nach RELAP und c) Vorgabe von Massenstrom und Eintrittsenthalpie nach RELAP. Über den Stand dieser Arbeiten wird in /11/ berichtet. Es wird daher an dieser Stelle, in Fortführung der Berichterstattung in /3/ nur über die Nachrechnung nach b) (Wärmeübergangszahlen und Unterkanaltemperatur nach RELAP) berichtet.

Im letzten Bericht wurde darauf hingewiesen, daß zur guten Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung unrealistisch große Spaltweiten angenommen werden müssen. Dies führte zur systematischen Überprüfung aller verwendeten Eingabegrößen. Dabei stellte sich heraus, daß im Experiment nicht wie vermutet reine  $Al_2O_3$  Pellets verwendet wurden, sondern solche mit ca. 4 % Verunreinigung. Diese geringe Verunreinigung wirkt sich aber so auf die Leitfähigkeit des Materials aus, daß der Temperaturverlauf für den Versuch 44 jetzt mit realistischen Ausgangsspaltweiten von ca. 5 - 10  $\mu$  erfolgreich nachgerechnet werden kann.

### 3.3 Probabilistische Analyse des DWR-Brennstabverhaltens unter LOCA-Bedingungen

Bearbeiter: W. Sengpiel, IRE

Im Rahmen der SSYST-Entwicklung wurden unter der Bezeichnung PROFAN (Pro-babilistic Failure Analysis of Nuclear Fuel Rods) Moduln entwickelt zur Analyse des DWR-Brennstabverhaltens unter probabilistischen Aspekten /12/. Im folgenden wird über die Anwendung auf das thermische und mechanische Verhalten des Hüllrohrs eines "heißen" Brennstabes berichtet.

Auf der Basis von ca. 60 SSYST-Simulationen sind für einen rotationssymmetrischen Stab über Regressionsanalysen "Response Surfaces" für Hüllrohrtemperatur und -dehnung an der thermisch/mechanisch höchstbelasteten axialen Position bestimmt und mittels Monte Carlo Analysen deren Wahrscheinlichkeitsdichteverteilungen ermittelt worden.

Für den Fall eines sich nicht rotationssymmetrisch verhaltenden Stabes mit azimuthal variierenden Hüllrohrtemperaturen und -dehnungen sind einige zusätz-

liche Rechnungen mit dem SSYST-Modul AZI durchgeführt worden (s. Beitrag Abschn. 1.1.2), um den Einfluß einer Pellet-Hüllrohr-Exzentrizität auf die mittlere Hüllrohrenddehnung zu untersuchen.

Über die der statistischen Analyse zugrundeliegenden Annahmen (Reaktortyp, Störfallbedingungen, Art der als statistisch verteilt angesehenen Einflußvariablen und Modellparameter) ist in /3/ und /13/ berichtet worden. Ausführlich wird darauf in /12/ eingegangen werden.

Der betrachtete Stab hat eine stationäre nominelle maximale spezifische Stableistung von ca. 400 W/cm (100 % Reaktorleistung). Bei simultanem Zusammentreffen aller leistungsbezogenen Unsicherheiten am hot spot kann er eine maximale spezifische Stableistung von ca. 500 W/cm erreichen.

Die Abbildungen 06.01.04/01A-7,8 zeigen für die höchstbelastete axiale Position (etwa Brennstabmitte) die Wahrscheinlichkeitsdichteverteilungen von Peak Cladding-Temperatur und max. Cladding-Umfangsdehnung (rotationssymmetrischer Stab). Für die Dehnung in Abb. 06.01.04/01A-8 sind Konfidenzintervalle zur Konfidenzzahl 0.85 angegeben, d.h. beispielsweise: Mit einem Vertrauenslevel von 0.85 liegt die Wahrscheinlichkeit, daß die Umfangsdehnung  $\epsilon \geq 30\%$  ( $\epsilon = \text{rad} - \text{rad}_0 / \text{rad}_0$ ) beträgt, im Intervall (0.11, 0.34). Die Abb. 06.01.04/01A-7 zugrundeliegenden Hüllrohrtemperaturen sind einschließlich mechanischer Rückkopplung über die Hüllrohrdehnung ermittelt worden. Hüllrohrbersten ist temperaturunabhängig generell bei  $\epsilon = 100\%$  angenommen worden.

In Abb. 06.01.04/01A-9 sind für einen ausgesuchten Fall aus den 60 SSYST-Simulationen die transienten Hüllrohrdehnungen an der höchstbelasteten axialen Position des betrachteten heißen Stabes für rotationssymmetrisches und exzentrisches Dehnen (Modul AZI, Spaltweite 5  $\mu$  an der heißen Stelle) dargestellt. In einer Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung für die mittlere Hüllrohrenddehnung, die symmetrisches und asymmetrisches Dehnen berücksichtigt, muß die Häufigkeit des Auftretens asymmetrischen Dehnens (d.h. dessen Eintrittswahrscheinlichkeit) als Parameter eingeführt werden.

### 3.4 Verifikation von SSYST

Bearbeiter: L. Ehnis, IKE Stuttgart; S. Malang, M. Politzky, IRB

Mit der von der Programmentwicklung unabhängigen, systemorientierten Veri-

fizierung von SSYST wurde 1978 begonnen. Zunächst wurde die Organisation einer rechnergestützten Datenbank, in der alle zur Verifizierung heranzuziehenden experimentellen Ergebnisse abgelegt und verarbeitet werden können, festgelegt. Die erforderlichen Rechenprogramme zur Organisation der Daten sowie zum Ausdrucken von Tabellen und zum Plotten von Diagrammen wurden fertiggestellt.

Es ist beabsichtigt, bei der Verifizierung von SSYST eine Reihe von Vergleichsrechnungen mit anderen Rechenprogrammen durchzuführen. Deshalb wurde das NRC-Programm FRAP-T4 Version 07/21 auf der CD 6600 der Universität Stuttgart implementiert. Es zeigte sich, daß das Programm einschließlich der Hilfsroutinen (Environmental Subroutine Package) einen Kernspeicherbedarf von 320 K<sub>8</sub> hat. Erste Testläufe wurden erfolgreich durchgeführt.

Mit der Einarbeitung in die Benutzung von SSYST wurde begonnen.

#### 4. Absichernde Analysen zur Kühlbarkeit stark verformter Stabbündel

##### 4.1 Temperaturfelder bei reiner Wärmeleitung

Bearbeiter: L. Ehnis, IKE Stuttgart; S. Malang, IRB

Die Untersuchung des Temperaturfeldes in stark verformten Stabbündeln wurde auf zwei verschiedene Arten durchgeführt. In einem Fall wurde durch die Bestimmung von Ersatzleitfähigkeiten, im anderen durch eine relativ feine Knotenaufteilung im Stabbündel (ca. 2000 Knoten auf 16 Stäbe) mit Hilfe des Rechenprogrammes WALE-2D /14/ das Temperaturfeld ermittelt. Im Rahmen der mit den Annahmen verbundenen Unsicherheiten kommen beide Analysen etwa zum selben Ergebnis, daß nämlich die auf diese Art kühlbare Bündelgröße etwa bei 5x5 bis 7x7 Stäben liegt.

In einer weiteren Untersuchung wurde versucht, eine Zeitkonstante für die Schadensfortpflanzung von Stab zu Stab zu gewinnen. Dabei wird im Modell angenommen, daß die aufblähende Hülle eines Stabes ein Winkelsegment eines Nachbarstabes abdeckt, und somit lokal die Wärmeabfuhr dort verhindert. Dabei zeigte sich, daß die Hüllrohrtemperatur sehr rasch (ca. 1s) auf die Brennstoffoberflächentemperatur aufgeheizt wird, und dann etwa mit der Zeitkonstanten des Brennstoffs langsam weitersteigt, bis die Wärme durch die sich aufbauenden azimuthalen Gradienten abgeführt werden kann /1/.

#### 4.2 Abschätzung des Kühlpotentials bei axialer Durchströmung von Restkanälen

Bearbeiter: W. Baumann, INR

Beim LOCA in Druckwasserreaktoren können durch Aufblähen der Hüllrohre im Reaktorkern Kühlkanalblockaden entstehen, die die Abfuhr der Nachwärme beeinträchtigen und so zu Temperatursteigerungen in den Brennelementen führen. Diese Temperatursteigerungen hängen von der Größe der Blockade, d.h. von der Anzahl der verengten Kühlkanäle, ihrem Versperrungsgrad und von der Länge der Blockade ab.

Als hypothetisch ungünstigster Fall ist anzunehmen, daß zwischen den bis zum gegenseitigen Kontakt aufgeblähten und verformten Brennstäben wegen endlicher Hüllrohrradien kleine Strömungsquerschnitte verbleiben, die sich von den ursprünglichen Kühlkanälen um etwa eine Größenordnung unterscheiden.

Zur Vorplanung eines Experiments wurde anhand eines Rechenmodells untersucht, ob diese partiellen Kühlkanalblockaden eine ausreichende Kühlung zulassen. Hierzu wurde vereinfacht ein repräsentativer Strömungskanal mit hydraulisch glatten Wänden und kreisförmigem Querschnitt betrachtet, dessen Länge der Blockadenlänge BL entspricht.

Das Rohr ist senkrecht in einem mit Wasser erfüllten System angeordnet, dem der Druck  $P_{\text{sys}}$  und die zugehörige Siedetemperatur  $T_s$  aufgeprägt sind.

Im Kanal befindet sich Wasserdampf, der aufgrund des zur äußeren Wassersäule vorhandenen Druckunterschiedes nach oben strömt und sich dabei durch die im Kanal zugeführte Stabileistung  $\chi$  von der Satttdampf Temperatur  $T_s$  auf die Austrittstemperatur  $T_{F_{\text{max}}}$  überhitzt. Am unteren Ende des Kanals soll stets eine genügend große Menge Satttdampf existieren, so daß sich im Kanal eine stationäre Dampfströmung einstellen kann.

Der Druckverlust der Kanalströmung wurde aus Anfangsbeschleunigung, Strömungseintritt, Reibung, Beschleunigung und geodätischer Höhenänderung bestimmt. Der Eintrittsverlustkoeffizient wurde mit  $\zeta = 0.2$  angenommen; der Reibungsbeiwert ergab sich im laminaren Fall aus  $\lambda = 64/Re$ , im turbulenten Fall aus einer impliziten Form nach NIKURADSE. Die Wandtemperaturen wurden im laminaren Fall nach

$$Nu = 1.86 (Re \cdot Pr \cdot D/L)^{1/3} (\eta_F/\eta_w)^{0.14} \quad (1)$$

und im turbulenten Fall nach (Hütte I, 1955)

$$\text{Nu} = 0.024 \text{ Re}^{0.8} \text{ Pr}^{0.33} \quad (2)$$

berechnet, wobei in (1) vereinfacht  $\eta_F = \eta_w$  gesetzt wurde.

Die Rechnung wurde mit einem digitalen Rechenprogramm und den Wasser- und Dampfstoffwerten des MAPLIB-Systems in folgenden Bereichen durchgeführt:

$$\begin{aligned} 1 &\leq P_{\text{sys}} \leq 4 \text{ bar,} \\ 20 &\leq BL \leq 40 \text{ cm,} \\ 10 &\leq \chi \leq 20 \text{ W/cm und} \\ 400 &\leq T_{F\text{max}} \leq 700^\circ\text{C.} \end{aligned}$$

Die Stableistung wurde konstant angenommen, die Anzahl der axialen Rechenabschnitte war 10. Der für die Blockade repräsentative Rest-Strömungsquerschnitt (RQ) bezieht sich auf quadratische Stabanordnung mit  $P = 14.3 \text{ mm}$  und  $D = 10.75 \text{ mm}$ .

Wie die Ergebnisse zeigen, genügen etwa 20 % Restquerschnitt, um die auftretende Nachwärme bei 4 bar Systemdruck sicher abführen zu können (Abb. 06.01.04/01A-10). Auf Änderungen der Einflußparameter reagiert das System zunehmend empfindlicher bei kleineren Restquerschnitten, so daß bereits geringe Abnahmen des Strömungsquerschnittes oder geringe Zunahmen der Stableistung bzw. der Blockadelänge zu erheblichen Temperatursteigerungen führen. Mit wachsendem Druck bewegt sich das System in einen Bereich niedriger Temperaturen und damit geringerer Empfindlichkeit. Die im Kanal auftretenden relativ hohen Dampfgeschwindigkeiten lassen es jedoch notwendig erscheinen, die als Grundlage der Rechnung geltende Annahme genügend großer Sattdampfentwicklung am Kanaleintritt kritisch zu überprüfen.



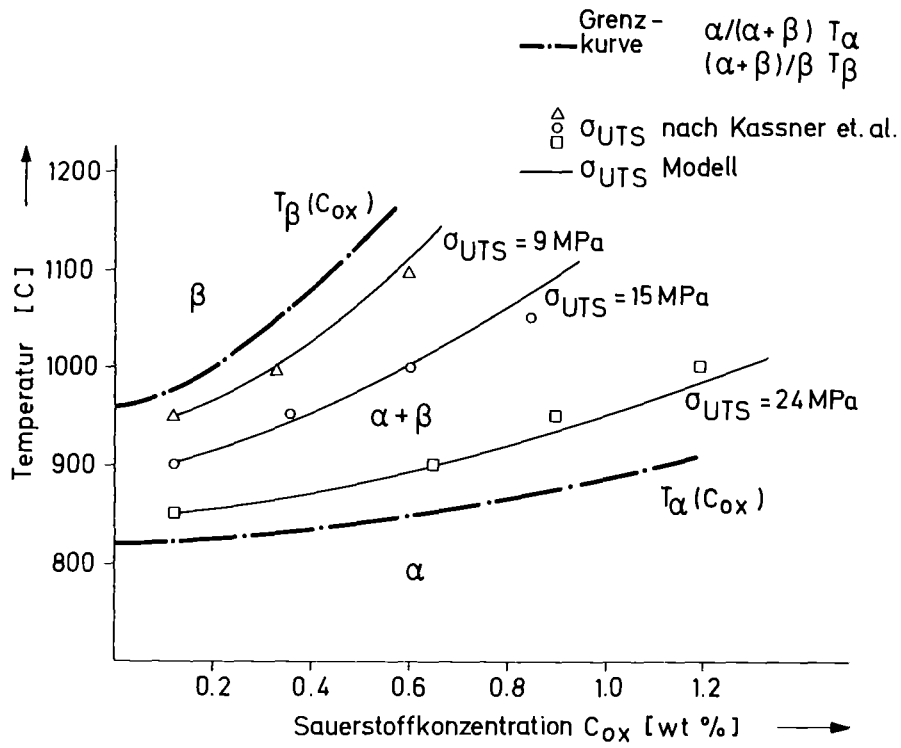


Abb. 06.01.04/01 A-1

Pseudobinäres Zirkon-Sauerstoffphasenzustandsdiagramm mit Kurven konstanter Bruchspannungswerte  $\sigma_{UTS}$

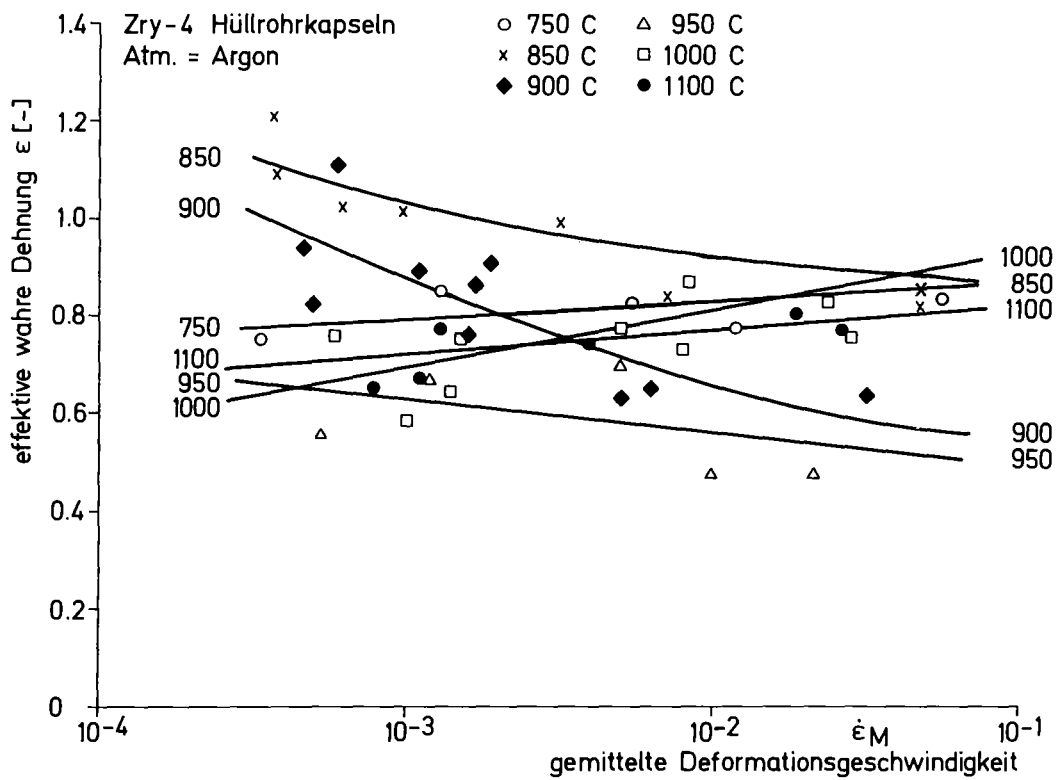


Abb. 06.01.04/01 A-2

Berstdehnung von Zry-4 Hüllrohrkapselversuchen in Argon

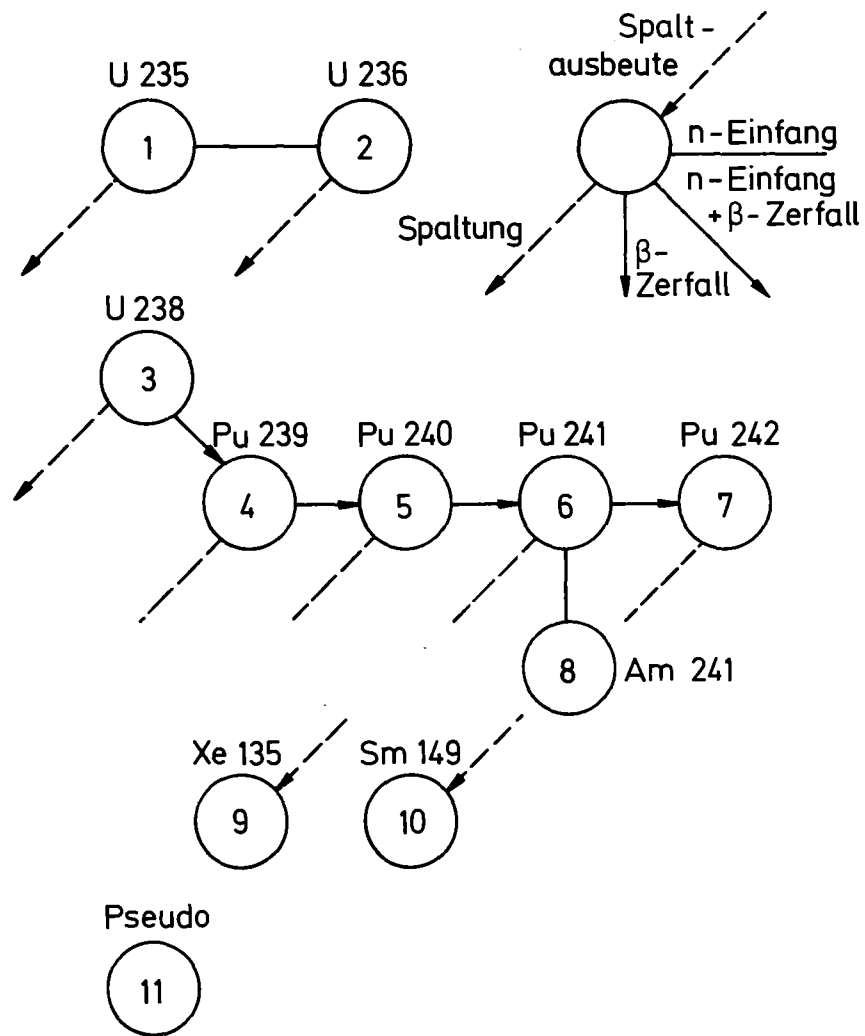


Abb. 06.01.04/01 A-3  
Vereinfachtes 10-Nuklide-Abbrandmodell

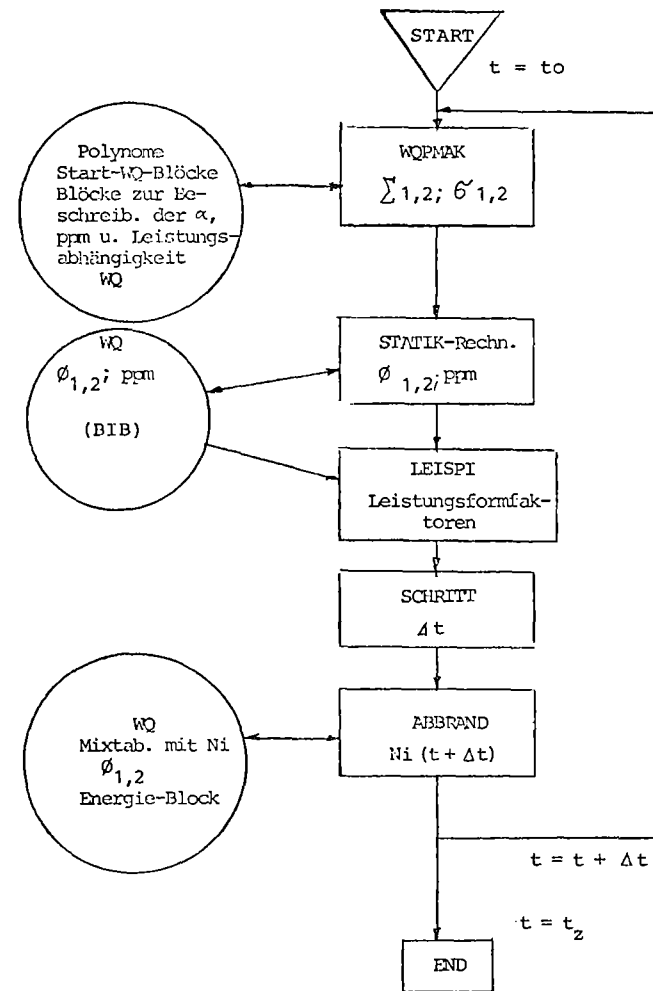


Abb. 06.01.04/01 A-4  
Ablaufschema der gekoppelten Statik-Abbrandrechnungen

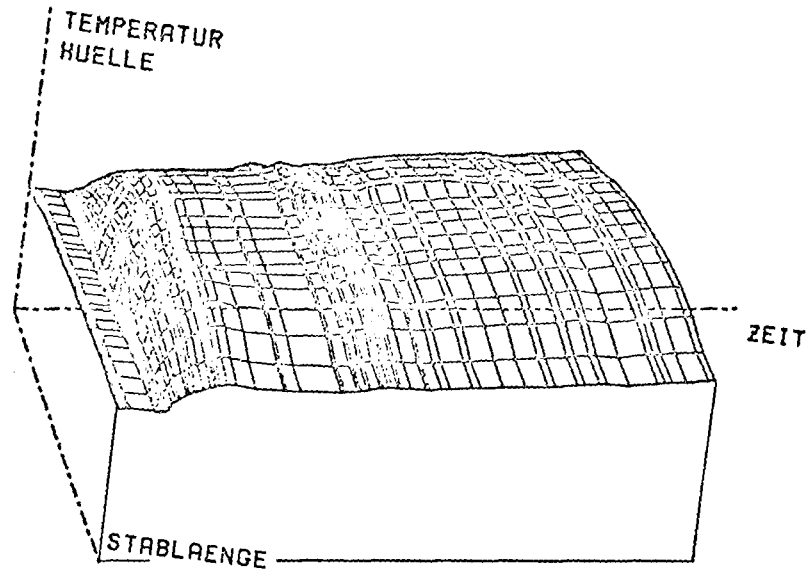


Abb. 06.01.04/01 A-5  
Hüllrohrtemperatur  $T(z, \text{Zeit})$  ( $t_K$  vorgegeben)

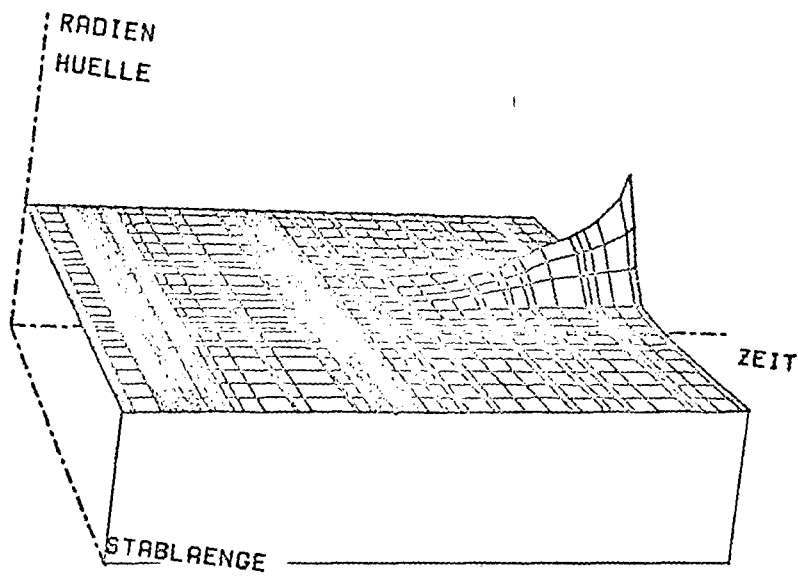


Abb. 06.01.04/01 A-6  
Hüllrohr-Radius als Funktion von Ort und Zeit ( $t_K$  vorgegeben)

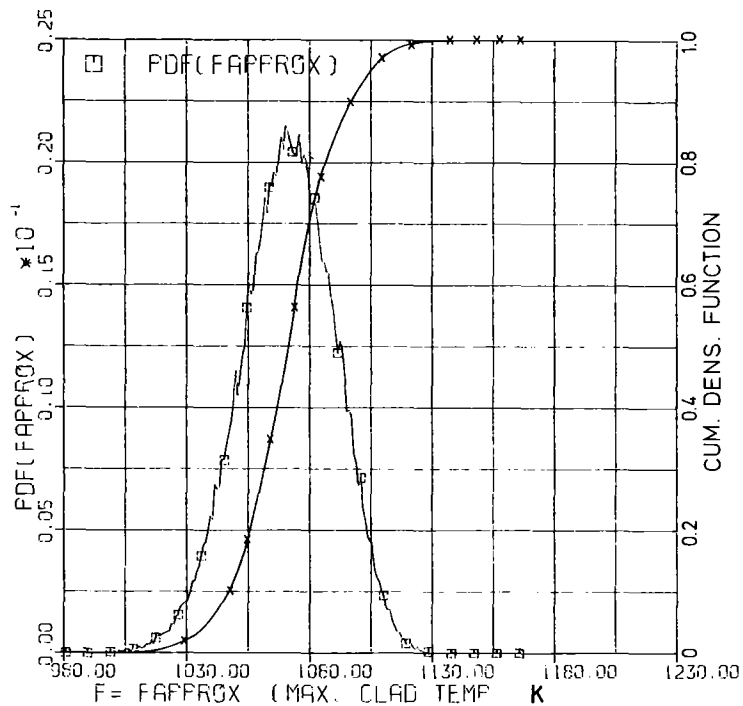


Abb. 06.01.04/01 A-7  
 Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung und kumulative Häufigkeit  
 für die Peak Cladding-Temperatur eines heißen DWR-Stabes  
 (symmetrisches Stabmodell)

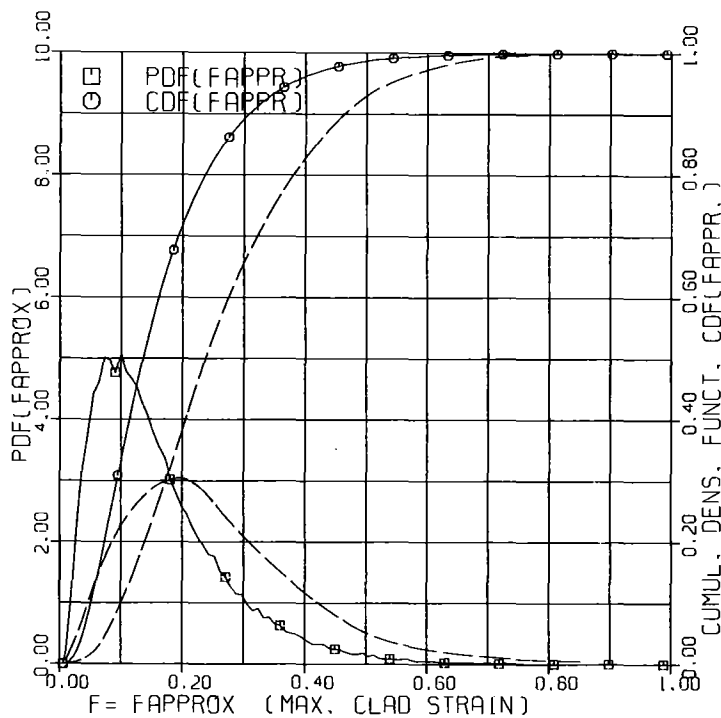


Abb. 06.01.04/01 A-8  
 Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung und kumulative Häufigkeit  
 der max. Cladding-Umfangsdehnung mit Konfidenzintervallen zur  
 Konfidenzzahl  $\alpha = 0,85$  (symmetrisches Stabmodell)

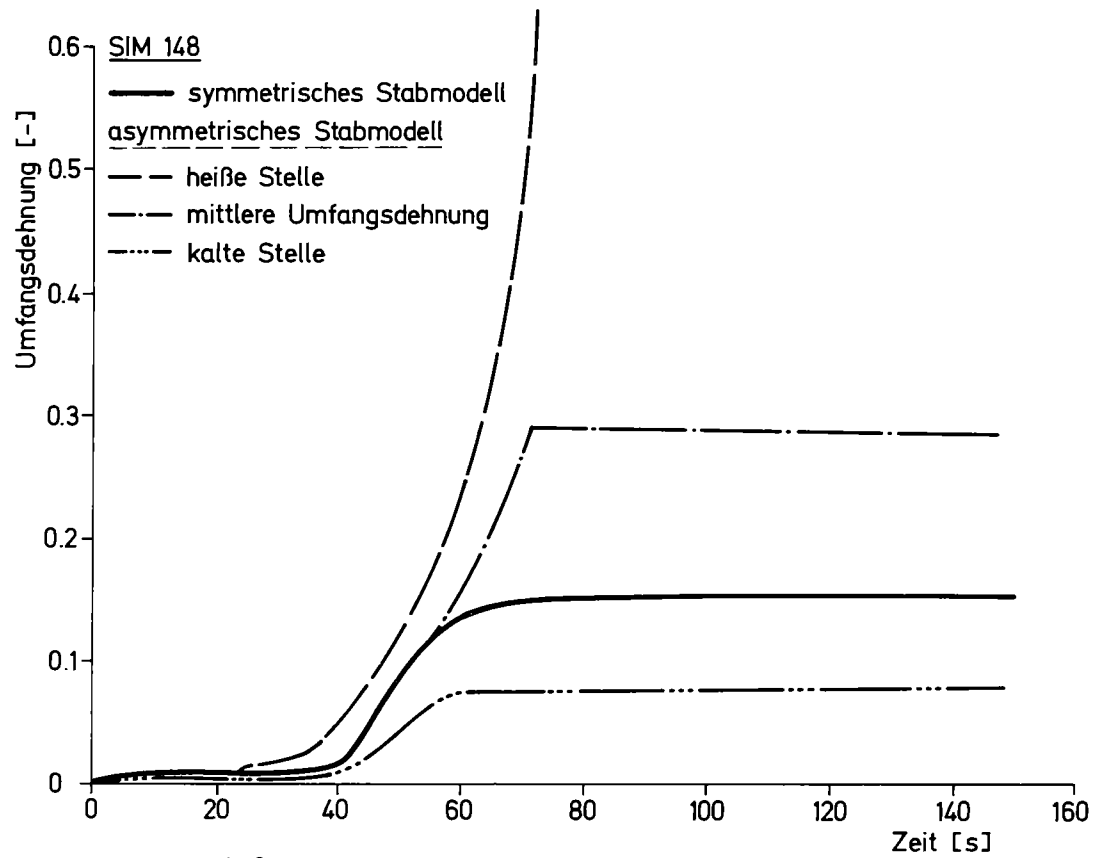


Abb. 06.01.04/01 A-9  
 Vergleich des transienten Verlaufes der Cladding-Umfangsdehnung an höchstbelasteter axialer Stabposition für symmetrisches und asymmetrisches Stabmodell

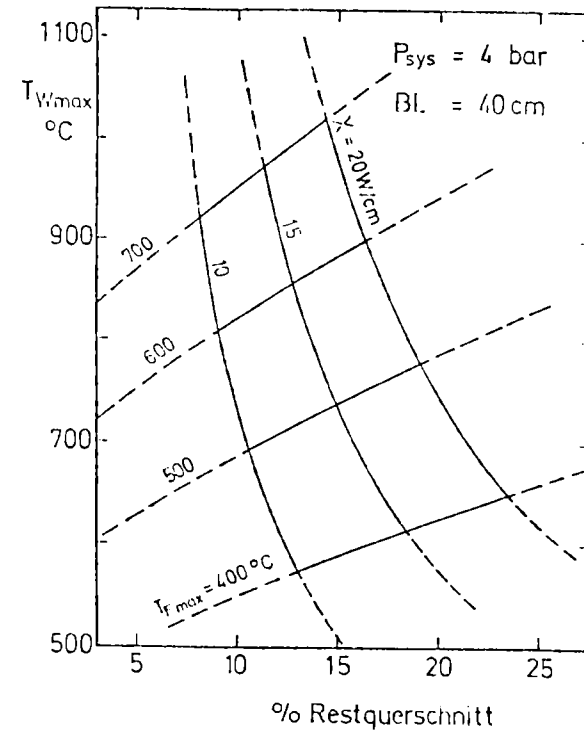


Abb. 06.01.04/01 A-10  
 Maximale Hüllrohrtemperatur in axial durchströmten Restkanälen stark verblockter Bündelausschnitte

Literatur

- /1/ R. Schützle:  
Darstellung der Tropfenströmung in ZETHYF  
unveröffentlicht +
- /2/ R. Schützle, M. Schindler:  
Lösung der Strömungsgleichungen bei Tropfenströmung in ZETHYF  
unveröffentlicht +
- /3/ R. Meyder, H. Borgwaldt, H. Unger:  
Beiträge zum Halbjahresbericht  
PNS I/78 (KfK 2700)
- /4/ S. Raff:  
Development of a Zry Deformation Model to Describe the Zry-4  
Cladding Tube During Accidents  
ENS/ANS International Topical Meeting on Nuclear Power Reactor Safety  
October 16 - 19, 1978 Brussels, Belgium
- /5/ A.M. Garde, H.M. Chung, T.F. Kassner:  
Uniaxial Tensile Properties of Zircaloy Containing Oxigen:  
Summary Report, ANL-77-30
- /6/ S. Leistikow, H.v. Berg, R. Kraft, E. Pott, G. Schanz:  
Beiträge zum Halbjahresbericht  
PNS I/78 (KfK 2700)
- /7/ W. Neubauer:  
WQPMAX, RSYST-Modul zur Berechnung von makroskopischen, abbrand-  
abhängigen 2-Gruppenquerschnitten  
IKE-Bericht in Vorbereitung
- /8/ S. Langenbuch, W. Maurer, W. Werner:  
Coarse Mesh Flux - Expansion Method for the Analysis of Space  
Time Effects in Large Light Water Reactor Cores  
Nucl. Science Engng. (63) S. 437-456, 1977

- /9/ H. Wohland, R. Rühle:  
Abbrand, ein Modul für Abbrandrechnungen in RSYST-I  
IKE 4-10 (1972)
- /10/ W. Neibauer:  
LEISPI, RSYST-Modul zur Berechnung von Leistungsformfaktoren  
aus mehrdimensionalen Leistungsverteilungen  
IKE-Bericht in Vorbereitung
- /11/ S. Stefanova, R. Meyder:  
SSYST Nachrechnungen der COSIMA Blowdownexperimente  
unveröffentlicht +
- /12/ W. Sengpiel:  
Probabilistische Analyse des Brennstabverhaltens eines heißen  
Stabbündels bei einem hypothetischen DWR Kühlmittelverluststörfall  
unveröffentlicht +
- /13/ R. Meyder, H. Unger:  
Beiträge zum Halbjahresbericht  
PNS II/77 (KfK 2600)
- /14/ L. Ehnis:  
Numerische Lösung der mehrdimensionalen stationären Wärmeleit-  
gleichung in Festkörpern  
IKE 4-19 (1973)
- + Eine zur Verfügungstellung der Berichte ist nach entsprechender  
einzelnvertraglicher Vereinbarung über die Nutzung des darin ent-  
haltenen know how (know how-Vertrag) möglich. Entsprechende Anfragen  
sind an die Abteilung Patente und Lizenzen des KfK zu richten.

06.01.04/05A  
PNS 4234

Bestimmung der Nachzerfallswärme von  $^{235}\text{U}$  im  
Zeitbereich 10 - 1000 s

(K. Baumung, INR)

## Durchgeführte Arbeiten, erzielte Ergebnisse

### 1. Rohrpostanlage

Im Berichtszeitraum wurde die Rohrpostanlage, mittels der die Brennstoffproben in die Bestrahlungsposition in der thermischen Säule des FR2 transportiert und während der Bestrahlung gekühlt werden, technisch abgenommen. Bei laufender Kühlung stellt sich eine stationäre Temperatur des Kühlgases von  $18\text{ }^{\circ}\text{C}$  ein, so daß mit Probertemperaturen von  $25 - 30\text{ }^{\circ}\text{C}$  zu rechnen ist. Der Sicherheitsbericht wurde nach einigen Änderungen genehmigt und die Betriebserlaubnis erteilt.

### 2. Das rechnergesteuerte adiabatische Mikrokalorimeter

#### 2.1 Meßprinzip

Im Mikrokalorimeter wird die Wärmefreisetzung in bestrahlten Brennstoffproben aufgrund der radioaktiven Zerfälle der Spaltprodukte bestimmt. Dazu werden die Proben, die mit einer axialen Sackbohrung versehen sind, auf einen Temperaturfühler gestülpt und in einen adiabatischen Mantel eingebracht, wo der Temperaturanstieg als Funktion der Zeit gemessen wird. Er ist der in den Proben freigesetzten Nachzerfallsleistung proportional.

#### 2.2 Temperaturmessung

Um die langen Zeitkonstanten üblicher Wärmeleistungskalorimeter zu vermeiden, in denen Thermoelementsäulen eingesetzt werden, um eine hohe Empfindlichkeit zu erreichen, wurde hier ein anderer Weg beschritten:

Die Temperaturmessung erfolgt über eine Messung des stark temperaturabhängigen elektrischen Widerstands  $RT$  von Thermistoren. Thermistoren zeichnen sich durch



eine relativ geringe thermische Trägheit und eine hohe Empfindlichkeit aus. Die thermischen Relaxationszeiten (Zeit bis zum Erreichen von  $1/e$  des Endwertes eines Temperatursprungs) liegen in der Größenordnung  $1\text{ s}$ , die relative Empfindlichkeit bei  $4\text{ \%/K}$ . Ein Nachteil der Thermistoren, der ihre breitere Anwendung verhindert hat, ist in der Tatsache zu sehen, daß im Gegensatz etwa zu den genormten Kennlinien von Thermoelementen wegen der Streubreite der Kenngrößen für jedes Exemplar eine eigene Eichkurve erstellt werden muß. Im vorliegenden Fall wurden Eichkurven für den interessierenden Temperaturbereich  $20 - 60\text{ }^{\circ}\text{C}$  mit Hilfe eines Präzisionsquecksilberthermometers aufgenommen und in der Form  $R_T = R_0 \cdot \exp (A(T-T_0) + B(T-T_0)^2)$  durch Anpassung der drei Parameter  $R_0$ ,  $A$  und  $B$  dargestellt. Diese Darstellung gibt den Verlauf mit einer Standardabweichung  $< 0.01\text{ \%}$  wieder.

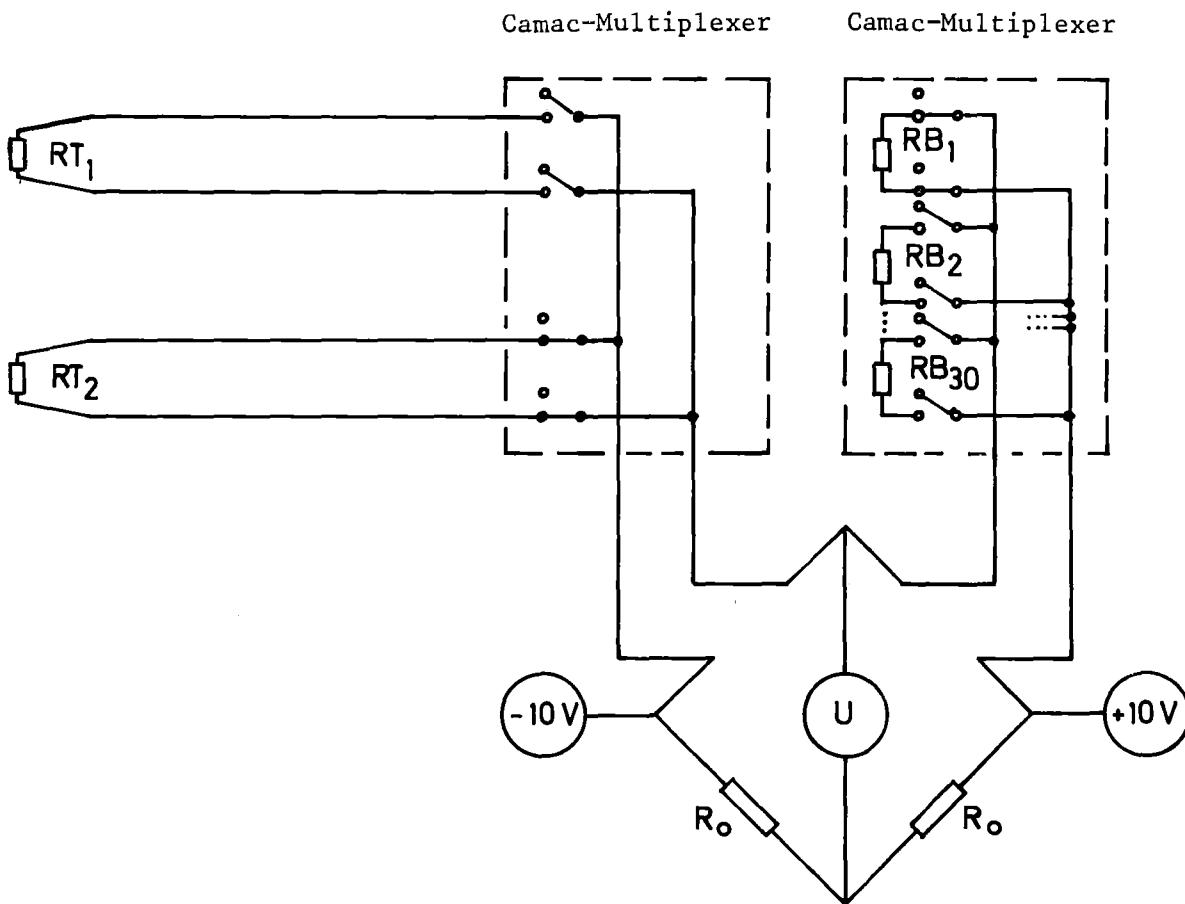


Abb. 06.01.04/05A-1: Blockschaltbild der Temperaturmeßelektronik

Zur Messung der Temperatur werden die Brennstoffproben, wie schon erwähnt, auf einen Thermistor gestülpt. Da die Messung unter Vakuum abläuft, wird der Wärmekontakt durch Einbringen einiger  $\text{mm}^3$  einer Wärmeleitpaste auf dem Boden der Sackbohrungen hergestellt. Man erhält so eine thermische Zeitkonstante von etwa 2 s. Die Temperatur des adiabatischen Mantels (vergl. 2.4) wird mit einem Thermistor gemessen, der mit einem wärmeleitenden Kleber in eine Nut auf der Außenseite des Kupferzylinders eingeklebt wurde und eine Zeitkonstante von nur 1 s aufweist.

Der elektrische Widerstand wird mittels einer modifizierten Wheatstone-Brücke (Abb. 06.01.04/05A-1) gemessen. Der eine Zweig der Brücke besteht aus zwei auf gleichen Wert ausgesuchten Metallschichtwiderständen  $R_0$  von etwa 120 k $\Omega$ m. Im anderen Zweig liegen der Thermistor (Widerstand bei Raumtemperatur etwa 600 k $\Omega$ m) sowie ein Metallschichtwiderstand  $R_B$ , der aus einem Satz von 30 geeignet abgestuften Werten so ausgewählt wird, daß die Brückenfehlspannung  $U$  in das Intervall  $\pm 0.120\ 000\ \text{V}$  zu liegen kommt, welches dem empfindlichsten Meßbereich eines hochauflösenden Digitalvoltmeters entspricht. Die Steuerung des Voltmeters und der Brücke sowie der Temperatur des adiabatischen Mantels (vergl. 2.4) erfolgt über einen Camac-Datenweg von einem 8k-Kleinrechner HP 2115 A aus.

Die Messungen werden im Abstand von 1 s abwechselnd an der Probe und am Kalorimetermantel ausgeführt. Dieses Zeitintervall ist durch die Dauer der Rechenoperationen, der Integrationszeit (250 ms) des Voltmeters sowie der Datenausgabe über eine Lochstreifenstanze festgelegt. Um den Einfluß von Einschwingvorgängen beim Schalten der Meßleitungskapazitäten (1 nF) auf den Spannungsmesswert zu unterdrücken, wird der Meßzyklus des Voltmeters jeweils zu einer definierten Zeit (100 ms) nach dem Schalten der Thermistoren und Brückenwiderstände gestartet. Aus dem Temperaturanstieg der letzten drei Meßpunkte wird in einem Unterprogramm der zu erwartende nächste Meßwert extrapoliert und der entsprechende Brückenwiderstand und ggf. der Meßbereich des Voltmeters bestimmt. Die Referenzspannungen von  $\pm 10.0\ \text{V}$  für die Meßbrücke werden dem Voltmeter entnommen, wodurch Drifteffekte ausgeschlossen sind.

Das Auflösungsvermögen des Voltmeters beträgt  $10^{-6}\ \text{V}$  im verwendeten Meßbereich, was einer Temperaturdifferenz von etwa  $5 \cdot 10^{-6}\ \text{K}$  entspricht. Die reproduzierbare Genauigkeit wird vom Hersteller zu  $10^{-5}\ \text{V}$  angegeben, was einer Temperaturdifferenz von  $5 \times 10^{-5}\ \text{K}$  entspricht. Die Langzeitreproduzierbarkeit der

Thermistorkennlinien wurde nicht explizit untersucht. Jedoch kann man aus vorliegenden Daten, die bei der Untersuchung der Strahleneinwirkung auf Thermistoren am  $\gamma$ -Bestrahlungsloop des FR2 gewonnen wurden, schließen, daß sie besser als 0.1 % ist. Unter Verwendung des theoretischen Temperaturwiderstands-Zusammenhangs  $R \sim \exp(E/2kT)$  kann man zeigen, daß dies zu einer Reproduzierbarkeit bei der Messung von Temperaturdifferenzen, die man zu verschiedenen Zeiten durchführt, von besser als 0.02 % führt. Die Genauigkeiten der Brückenwiderstände und der Eichkurven der Thermistoren liegen ebenfalls bei etwa 0.02 %, so daß man im vorliegenden Fall, wo Temperaturdifferenzen, die in kurzen zeitlichen Abständen gemessen werden, die gesuchten Größen sind, folgende maximale Unsicherheiten angeben kann:

- Temperaturdifferenzen von mehr als 350 mK können mit einer Unsicherheit von  $\pm 0.035$  % gemessen werden
- Temperaturdifferenzen von weniger als 350 mK sind mit einer Unsicherheit von  $\pm 7 \cdot 10^{-5}$  K behaftet.

### 2.3 Aufbau des Kalorimeters

Das Kalorimeter besteht aus einem Temperaturfühler, der die Probe aufnimmt und einem sie umgebenden adiabatischen Mantel, dessen Temperatur so geregelt wird, daß der Energieaustausch der Probe mit der Umgebung Null wird.

Die verwendeten Temperaturfühler bestehen aus einem temperaturabhängigen Widerstand von etwa 0.5 mm Durchmesser, der in der ausgezogenen Spitze eines Glasröhrchens von 2.2 mm eingeschmolzen ist, durch das die Meßleitungen führen. Das Problem bei der Konstruktion des Kalorimeters war es nun, die Proben mit Massen zwischen 8 - 50 g schnell und schonend auf den Fühler und in das Kalorimeter zu transportieren.

Da es bei der Messung der Nachzerfallswärme auf die Erfassung kurzer Abklingzeiten ankommt, wurde das Kalorimeter in die Rohrpostanlage an der thermischen Säule des FR2 integriert. Zum Ausfahren der Probe aus der Bestrahlungsposition wird ein Schieberventil zwischen Fahrrohr und dem Rezipienten geöffnet, in dem das Kalorimeter untergebracht ist, und bei laufender Vakuumpumpe das Fahrrohr vom anderen Ende her belüftet. Die Proben werden automatisch aus dem Fahrzeug ausgeklinkt und fallen frei in den Rezipienten, der nach Schließen des Schiebers durch die weiterlaufende Pumpe evakuiert wird, um den Wärmeaustausch der Probe mit der Umgebung zu reduzieren.

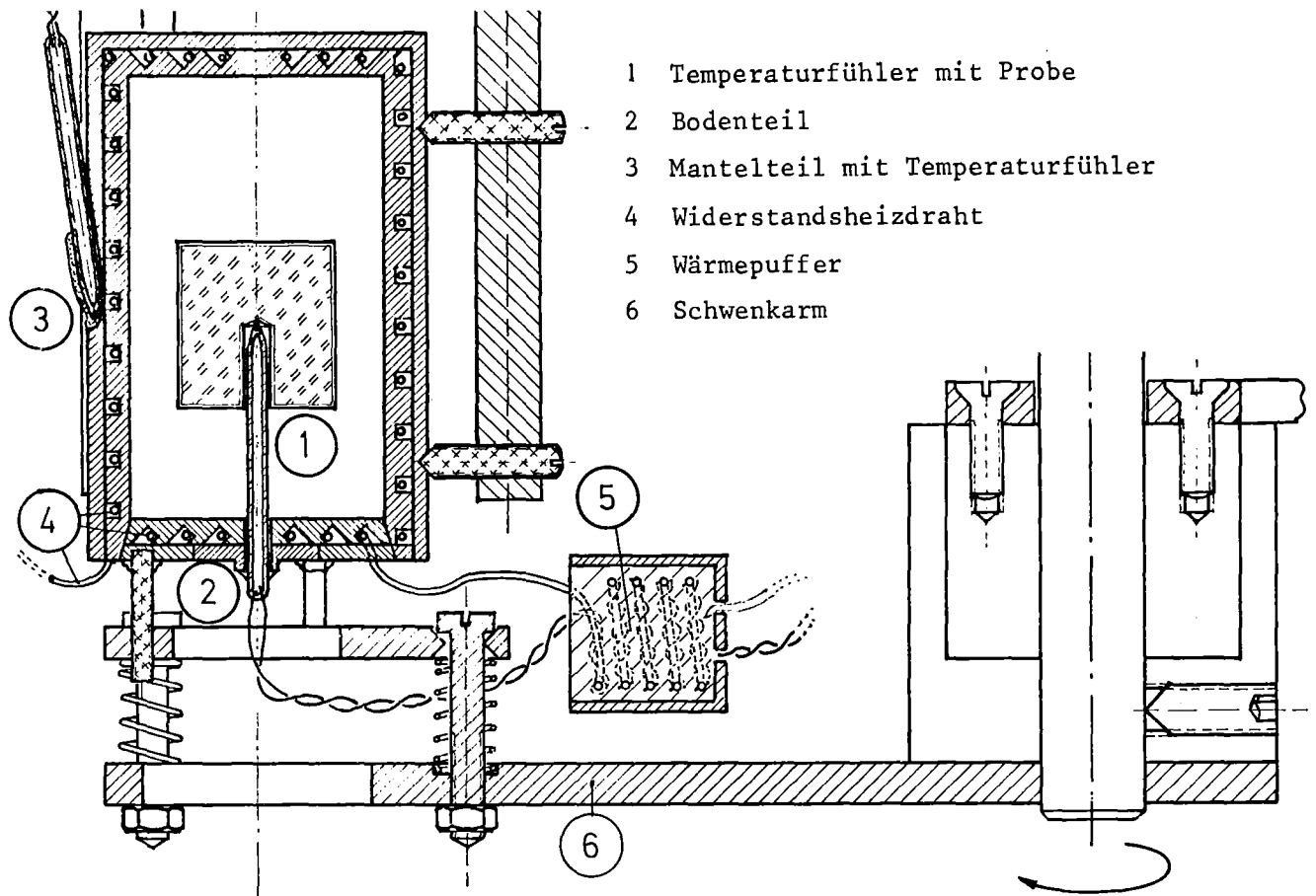


Abb. 06.01.04/05A-2: Querschnitt durch das Mikro-Kalorimeter

Die Proben fallen in einen Trichter, in dem sie durch einen Elektromagneten in einer definierten Stellung festgehalten und von dem Temperaturfühler übernommen werden können. Das Kalorimeter besteht aus einem zylindrischen Gefäß aus Kupfer, dessen konisch eingepaßter Boden auf einem schwenkbaren Arm montiert ist und den Temperaturfühler für die Probe trägt (vergl. Abb. 06.01.04/05A-2). Dieser Boden ist zur Verringerung der Wärmeverluste an die Umgebung mittels dreier Polyamidstifte von 2 mm Durchmesser auf einer Tragplatte aus Aluminium befestigt. Diese Platte ist mit drei Schrauben so befestigt, daß der Temperaturfühler axialen Kräften und in einem gewissen Winkelbereich auch Kippmomenten nachgeben kann, ohne zerstört zu werden. Dadurch können kleine Ungenauigkeiten in der azimuthalen Positionierung des Schwenkarms, auf dem der Fühler sitzt, ausgeglichen werden. Der Arm kann pneumatisch um 40 mm abgesenkt und dann mittels eines von Endschaltern kontrollierten Getriebemotors auf drei verschiedene, um  $120^{\circ}$  versetzte Positionen geschwenkt werden. Bei hochgefahrenem Arm befindet sich der Temperaturfühler in der mittleren Stellung im Kalorimeter. In der einen Endposition wird der Temperaturfühler genau in die Sackbohrung der im Auffangtrichter fixierten Probe eingeführt und übernimmt diese nach Abschalten des Halte-

magneten ohne dynamischen Belastungen ausgesetzt zu sein. In der zweiten Endposition kann die Probe auf einem Tischchen abgesetzt und durch einen manuell betätigten Schieber ausgeschleust werden. Der topfförmige Hauptteil des adiabatischen Mantels ist mit 6 Madenschrauben aus Polyamid ebenfalls wärmeisoliert fest montiert.

Beide Teile des Kalorimeters, Töpfchen und Boden bestehen aus Kupfer und sind doppelwandig ausgeführt. In die inneren, 2.5 mm dicken Teile wurden äquidistante Nuten von quadratischem Querschnitt gedreht (1.5 x 1.5 mm), in die ein lackierter Widerstandsdraht von 0.5 mm Durchmesser und 2.5 Ohm/m eingelegt und mit Weichlot gut wärmeleitend umgeben wurde. Auf diese inneren Teile wurden dann 1.5 mm starke Teile weich aufgelötet. Ein Ende des Widerstandsdrahtes wurde jeweils aus dem Boden und dem Töpfchen herausgeführt, das andere Ende mit dem Kupferkörper verlötet. Durch die äußerst dünne, aber bis 250 °C temperaturbeständige Isolierlackschicht erhält man eine wesentlich bessere Wärmeableitung aus dem Heizdraht in das umgebende Lot als bei üblichen, mit Aluminiumoxid isolierten Heizdrähten und kann zudem viel kleinere Krümmungsradien realisieren. So konnte eine Zeitkonstante von nur 1 s für den Wärmeübergang bis in den Temperaturfühler erreicht werden, mit dem die Temperatur des Kalorimeters überwacht wird. Legt man an die beiden Enden eine elektrische Spannung an, so fließt beim Einfügen des Bodens in den Topf derselbe Heizstrom durch beide Teile und sorgt für eine homogene Erwärmung, weil die Wärmekapazitäten der beiden Teile den Spannungsabfällen an den beiden Widerstandsdrahtstücken angepasst wurden.

Der Innenraum des Kalorimeters wurde wie auch die Proben elektrolytisch hochglanzvernickelt (Emissionsvermögen  $\epsilon = 0.04$ ), um auch den Energieaustausch zwischen Probe und adiabatischem Mantel aufgrund der Wärmestrahlung zu minimalisieren.

#### 2.4 Steuerung des Kalorimeters

Zur Gewährleistung adiabatischer Verhältnisse muß die Temperatur des Kalorimeters zu Beginn der Messung möglichst schnell an die Probentemperatur angeglichen und dieser dann laufend nachgeführt werden.

Die Messung und Steuerung der Kalorimetertemperatur erfolgt über einen Camac-Datenweg vom Kleinrechner aus. Da man es im vorliegenden Fall immer mit einem Temperaturanstieg in den Proben zu tun hat, wurde auf eine Kühlbarkeit des

Kalorimeters verzichtet und zugunsten einer kurzen Zeitkonstante eine elektrische Widerstandsheizung verwendet.

Durch Messung der Temperaturanstiegsrate als Funktion der angelegten Heizspannung und der Temperaturdifferenz zur Umgebung wurden Steuerparameter gewonnen, mittels derer in einem Unterprogramm die zur Kompensation der Wärmeverluste an die Umgebung einerseits und zur Anhebung der Temperatur andererseits nötige Heizleistung berechnet wird. Diese wird von einem 12 bit DAC in eine Steuerspannung umgesetzt und einem Leistungsverstärker zugeführt. Da eine in äquidistanten Schritten einstellbare Spannung an einem Ohm'schen Widerstand "quadriert" wird, erhält man eine in quadratischen Stufen steuerbare Leistung. Deshalb wurde ein analoger Radizierbaustein eingesetzt, der die Quadratwurzel aus der Ausgangsspannung des DAC zieht, bevor sie auf einen Ausgangswert verstärkt dem Leistungsverstärker zugeführt wird. Auf diese Weise erhält man eine in äquidistanten Stufen einstellbare Heizleistung, die zwischen 30 mW und 120 W variiert werden kann. Dies entspricht Temperaturanstiegen des Kalorimeters zwischen 0.4 mK und 1.5 K pro Sekunde bzw. 0.8 mK bis 3 K pro Meßzyklus.

Zunächst war vorgesehen, die Heizung mit dem aus der Temperaturdifferenz zum Sollwert berechneten Wert solange zu betreiben, bis dieser erreicht ist und sie dann bis zum neuerlichen Unterschreiten auszuschalten. Trotz der kurzen Zeitkonstante von 1 s mit der die Temperaturanzeige des Kalorimeters einer zugeführten Wärmemenge folgt, kam es dabei beim ersten Anfahren des Sollwertes zu großen Überschwingern. Auch der Versuch, die Heizleistung jeweils für einen der 1 s-Meßzyklus auszuschalten, führte zu keinem befriedigenden Ergebnis. Daraufhin wurde das Zeitverhalten des Systems gemessen, wobei sich herausstellte, daß die Temperaturerhöhung aufgrund der in einem Meßzyklus zugeführten Wärmemenge mit einer Zeitkonstante von 1 s ihrem Endwert zustrebt. Deshalb wird im Steuerprogramm jetzt der noch wirksame Anteil der in den vier zurückliegenden Zeitintervallen zugeführten Heizleistungen bei der Berechnung der zum Erreichen des nächsten Solltemperaturwertes nötigen Heizleistung mitberücksichtigt. Damit ist es möglich, steilen Temperaturtransienten, wie sie beim Einbringen einer warmen Probe in das Kalorimeter nötig werden, optimal und ohne Überschwingen zu folgen, sowie die Temperatur des Kalorimeters bei einem langsamen Temperaturanstieg von z.B. 0.1 K/s mit einer Genauigkeit von  $\pm 2$  mK der Solltemperatur nachzuführen.

Bei Tests mit inaktiven Proben wurde festgestellt, daß stationäre, d.h. adiabatische Verhältnisse nicht bei Temperaturgleichheit von Kalorimeter und Probe, sondern nur bei merklich niedrigeren Probentemperaturen vorlagen. Der Grund dafür liegt in dem unterschiedlichen Verhältnis von zugeführter Heizleistung zu der durch Wärmeleitung und Strahlung verlorenen Energie der beiden Teile des Kalorimeters. Die Länge der Heizdrähte und damit die Heizleistung in den beiden Teilen (Topf- und Bodenteil) wurde deren Wärmekapazität angepaßt, um die gleiche Temperaturanstiegsrate zu erhalten. Der relative Anteil der Verluste, gemessen an der zugeführten Energie, ist bei dem kleinen Bodenteil viel größer. Durch Anbringen einer schwarzen Lackschicht auf die Außenwand wurden die Strahlungsverluste des Topfes erhöht und durch Einbetten der zum Bodenteil führenden elektrischen Leitungen in einen vom selben Heizstrom durchflossenen Temperaturpuffer dessen Verluste so reduziert, daß bei adiabatischen Verhältnissen nur noch eine Temperaturdifferenz von 2 % des Unterschiedes zur Umgebungstemperatur auftritt.

Abweichungen der Kalorimetertemperatur von  $\pm 0.1$  K vom Sollwert bewirken eine Temperaturdrift von  $10^{-5}$  K/s, was Wärmeströmen von etwa 0.05 mW entspricht, die damit über der Meßgenauigkeit des Kalorimeters von 0.1 - 0.2 mW pro Meßintervall liegt. Daraus ist zu entnehmen, daß bei einer entsprechenden Korrektur der Sollwerte der Kalorimetertemperatur bezüglich der oben erwähnten Temperaturdifferenz, die zur Einstellung stationärer Verhältnisse nötig ist, mit der erreichbaren Regelgenauigkeit von  $\pm 2$  mK, die "adiabatische Bedingung" mit einer Genauigkeit eingehalten wird, die um Größenordnungen über der dynamischen Meßgenauigkeit (d.h. bezogen auf einen Meßzyklus) liegt.

06.01.06 Materialverhalten von Zircaloy bei Störfällen

06.01.06/01A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von  
PNS 4235.1 Zircaloy Hüllmaterial (M. Boček, K. Dindorf,  
M. Jamil (Doktorand), C. Petersen, H. Schneider,  
W. Schweiger und B. Seith, IMF II

1. Temperatur- und lasttransiente Zugverformungsversuche an Zircaloy-4.

Im 1. HJB 1978 [1] wurde berichtet über die Ermittlung der Lebensdauer von Werkstoffen, die während eines zeitlinearen Temperatur- bzw. Lastanstiegs plastisch verformt werden. Die entsprechenden Rechnungen erfolgen unter der Annahme der Gültigkeit der Summenregel der Lebensanteile (SRL).

Das Modell liefert für den Temperatur-Rampen-Versuch bei konstanter Nominalspannung  $\sigma_0$  die Beziehung

$$\frac{P \cdot c \cdot \tau_0}{T_0} + 1 = \left( \frac{\tilde{T}_B}{T_0} \right)^2 e^P \left( 1 - \frac{T_0}{\tilde{T}_B} \right), \quad \tilde{T}_B \neq T_0 \quad (1)$$

wo  $T_0$  die "Start"-Temperatur der Rampe und  $c = \frac{\Delta T}{dt} = \text{konst.} \neq f(T)$  die Temperaturänderungsgeschwindigkeit ist.  $\tau_0$  bedeutet die Lebensdauer (ISO-Standzeit) des Werkstoffs bei der Spannung  $\sigma_0$  (=konst) und bei konstanter Temperatur  $T_0$  (=konst). Für den Larsen-Miller Parameter gilt  $P = \frac{Q}{RT_0}$ , wo  $Q$  die Aktivierungsenergie des Kriechvorganges und  $R$  die Gaskonstante bedeuten.

Für die Versagensspannung folgt aus dem selben Modell

$$\tilde{\sigma}_B = \left\{ \sigma_0^n \left[ b \tau_0^{(n+1)} + \sigma_0 \right] \right\}^{\frac{1}{n+1}} \quad (2)$$

wo  $-\frac{1}{n}$  die Neigung der Zeitstandlinie im  $\log \sigma_0 - \log \tau$  Diagramm und  $b = \frac{\Delta \sigma}{\Delta t} = \text{konst} \neq f(\sigma)$  die Spannungsänderungsgeschwindigkeit bedeuten.



### 1.1 Die Temperatur-Rampe

Zry-4 Flachproben wurden in der Instron-Zerreißmaschine 1251 einem Zugkriechversuch unter konstanter Last unterzogen, dessen Ablauf schematisch in Abb. 06.01.06/01A-1 dargestellt ist. Die Heizung erfolgte in einem Strahlungs-Hochtemperatur-Vakuumofen. Die Temperaturmessung wurde mittels eines in der Nähe der Probenmitte befindlichen Thermoelements (TM) vorgenommen. Die Versuchsergebnisse sind zusammen mit den Rechenergebnissen gemäß GL (1) in der Abb. 06.01.06/01A-2 wiedergegeben.

Die Übereinstimmung ist, wie zu erwarten, bei kleineren Heizraten besser als bei höheren. Die tatsächliche Probentemperatur ist bedingt durch die Versuchsanordnung im allgemeinen niedriger (Wärmeabfuhr durch das Zuggestnge) als die des TM. Diese Temperaturdifferenz wird mit wachsender Heizrate zunehmen. Dieser Umstand kann durch eine entsprechende Korrektur der Meßwerte berücksichtigt werden. Die Temperaturdifferenz  $\Delta\tilde{T}_B$  wird festgelegt durch  $\tilde{T}_{B,EXP} - \tilde{T}_B$  ( $T_{B,EXP}$  bedeutet die am TM gemessene Versagenstemperatur und  $\tilde{T}_B$  die gemäß GL (1) berechnete). Aus GL (1) folgt unter Zuhilfenahme der  $\sigma_o(\tau)T_o$ -Funktion [2] näherungsweise

$$- \frac{\Delta\sigma_o}{\sigma_o} \doteq \frac{1}{cn\tau_o} e^{P(1-T_o/\tilde{T}_B)} \cdot \Delta\tilde{T}_B \quad (3)$$

Der oben definierte  $\Delta\tilde{T}_B$ -Wert wird zusammen mit dem  $\sigma_o$ - und dem aus GL (1) berechneten  $\tilde{T}_B$ -Wert in GL (3) eingesetzt und daraus dann  $\sigma_o$  ermittelt. Die so korrigierten ursprünglichen Meßwerte sind in der Abb. 06.01.06/01A-2 wiedergegeben. Die Korrektur verbessert im allgemeinen die Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung. Die gleichen Ergebnisse sind in der Darstellung  $\sigma_o(\tilde{\tau}_\sigma)_c$  in der Abb. 06.01.06/01A-3 wiedergegeben.

Die Darstellung der Ergebnisse von Rohrberstversuchen erfolgt häufig z. B. wie in Abb. 06.01.06/01A-4 in Form des empirischen Zusammenhangs zwischen Berstinnendruck  $p_{i,B}$  und Bersttemperatur  $\tilde{T}_B$ . Dieser Zusammenhang kann jedoch auch mittels der in

Abb. 06.01.06/01A-2 (bzw. Abb. 06.01.06/01A-3) verwendeten Darstellung analytisch beschrieben werden, so fern für den Berstversuch gilt  $\sigma_o \approx \tilde{\sigma}_B$  falls eine Druckveränderung während der Rohrverformung keinen wesentlichen Einfluß hat auf  $\tilde{T}_B$  (s. Kapitel 2). Den in der Abb. 06.01.06/01A.4 dargestellten anhand von GL (1) (mit  $P = 43$ ,  $T_o = 600^\circ\text{C}$ ) berechneten  $p_{i,B}$  ( $\tilde{T}_B$ ) -Kurven liegt die Annahme zugrunde, daß  $\sigma_o = \tilde{\sigma}_B$ . Die Umrechnung der Zugvergleichsspannung  $\sigma_{o,EFF}$  auf den Innendruck  $p_i$  erfolgte anhand von

$$\sigma_{o,EFF} = p_{i,o} \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{R_M}{h} = p_{i,o}^\alpha \quad (4)$$

(wo  $R_M$  den mittleren Radius und  $h$  die Wandstärke bedeuten). Die experimentellen Werte [3] in der Abb. 06.01.06/01A-4 beziehen sich auf BIBLIS-A Rohre für die  $\alpha = 0.59$  ist. Die Rechnung beschreibt die experimentellen Befunde sehr zufriedenstellend, bedenkt man, daß dieser Vergleich ohne Anpassungsverfahren vorgenommen wird.

In der Abb. 06.01.06/01A-5 sind ebenfalls Ergebnisse von Berstversuchen an Zry-4 Hüllrohren (s. dazu [4 - 6]) Rechnungen gegenübergestellt. Die Rohre wurden im gegebenen Fall durchweg ohmisch beheizt. Abgesehen von den ANL-Werten, ist die Übereinstimmung von Rechnung und Experiment wiederum sehr gut. Die bessere Übereinstimmung der KWU-Werte im Vergleich zu jenen des ANL könnte auf den Umstand zurückzuführen sein, daß im ersten Fall die Temperaturmessung pyrometrisch erfolgte, wo hingegen im zweiten aufgeschweißte TM verwendet wurden.

## 1.2 Die Lastrampe

In der Abb. 06.01.06/01A-6 sind Ergebnisse von Zugversuchen mit für Spannungsrampen berechneten Werten (s. GL (2)) gegenübergestellt. Die beste Übereinstimmung zeigen Versuche, die bei  $T = 1073$  K durchgeführt wurden. Unterschiede bestehen für niedrigere Temperaturen und  $b \geq 1$  MPa/sec. Aus dem Vergleich von

Ergebnissen an rekristallisierten mit jenen an nicht rekristallisierten Proben tritt der Einfluß der Rekristallisation auf  $\tilde{\sigma}_B$  deutlich zu Tage. Jedoch weichen auch Ergebnisse an rekristallisierten Proben von den berechneten Werten ab, was auf die während des Zugversuchs (dynamische) Rekristallisation zurückzuführen ist.

## 2. Die Berechnung der Standzeiten für überlagerte zeitlineare Temperatur-Spannungsrampen

Zur Lösung dieses Problems wurde wiederum die Gültigkeit der SRL angenommen. Ferner wurden beide Rampen als voneinander unabhängig angenommen.

Die Grundgleichung lautet für diesen Fall

$$\frac{1}{c} \int_{T_0}^{s_{\tilde{T}_B}} \frac{dT}{\tau[T(t)]_{\sigma}} + \frac{1}{b} \int_{\sigma_0}^{s_{\tilde{\sigma}_B}} \frac{d\sigma}{\tau[\sigma(t)]_T} = 1 \quad (5)$$

wobei die Unbekannten  $s_{\tilde{T}_B}$ ,  $s_{\tilde{\sigma}_B}$  die Gleichung erfüllen

$$s_{\tilde{T}_B} = T_0 + \frac{c}{b} \left[ s_{\tilde{\sigma}_B} - \sigma_0 \right] \quad (6)$$

Die Lösung der GL (5) ergibt näherungsweise [1]

$$\frac{c}{b} = \frac{\frac{P\sigma_0}{T_0(n+1)} \left[ \frac{s_{\tilde{T}_B} - T_0}{\sigma_0} \right]^2}{2 \left[ \frac{P\tau_0 c}{T_0} - \frac{P}{T_0} \frac{s_{\tilde{T}_B} - T_0}{(n+1)} - \left( \frac{s_{\tilde{T}_B}}{T_0} \right)^2 e^{P(1-T_0/s_{\tilde{T}_B})} \right]} \quad (7)$$

Für gegebene Randbedingungen ( $T_0, \sigma_0, \tau_0, n, P, c$ ) kann anhand von GL (7)  $s_{\tilde{T}_B}$  (bzw. aufgrund von GL (6) auch  $s_{\tilde{\sigma}_B}$ ) als Funktion des Verhältnisses  $\frac{c}{b}$  bestimmt werden. Dies ist in Abb. O6.01.06/O1A-7 veranschaulicht.

Aus GL (7) folgt für den Fall, daß

$$\frac{\sigma_o}{s\tilde{T}_B - T_o} \gg \frac{b}{c} \quad (8)$$

Mit Gleichung (1), d. h.

$$s\tilde{T}_B = \tilde{T}_B \quad (9)$$

mittels der Beziehung GL (8) kann folglich der Einfluß der Spannungsrampe auf die Versagenstemperatur der überlagerten Rampe beurteilt werden. Zweckmäßigerweise bedient man sich dabei der in Abb. 06.01.06/01A-8 verwendeten Darstellung. Die Gerade für

$$\frac{\sigma_o}{s\tilde{T}_B - T_o} = \frac{b}{c} = 0.2 \quad (10)$$

(z. B. mit  $\sigma_o \approx 40$  MPa,  $s\tilde{T}_B = 800^\circ\text{C}$ ,  $T_o = 600^\circ\text{C}$ ) trennt die (b,c)-Ebene in zwei Bereiche. Punkte oberhalb oder auf dieser Geraden repräsentieren den Fall, daß beide Rampen den  $s\tilde{T}_B$ -Wert bestimmen, wohingegen Punkte entsprechend unterhalb dieser Geraden den Fall bezeichnen, für den eine Spannungsänderung während der T-Rampe den  $\tilde{T}_B$ -Wert nicht beeinflußt. Im ersten Fall erfolgt die Bestimmung von  $s\tilde{T}_B$  gemäß GL (7), im zweiten gemäß GL (1), wobei im gegebenen Fall von GL (10) die Werte  $P = 43$ ,  $n = 7,1$  und  $\tau_o = 1 \times 10^5$  sec zu verwenden wären. Die gute Übereinstimmung von Rohrberstdaten mit Rechnungen wie sie sich aus der Darstellung in der Abb. 06.01.06/01A-4 ergibt, ist offensichtlich auch auf den Umstand zurückzuführen, daß die meist nicht stationären Druckverhältnisse während der Berstversuche der Bedingung von GL (8) entsprachen und somit die tatsächliche Bersttemperatur  $s\tilde{T}_B$  mit der nach GL (1) berechneten  $\tilde{T}_B$  übereinstimmt. Eine Analyse der Empfindlichkeit des Einflusses der Versuchsparameter auf  $\tilde{T}_B$  bzw.  $\tilde{\sigma}_B$  sowie die Berechnung von Versagensdaten für andere Rampenbeanspruchungen findet der Leser in [2].

### 3. Zugversuche an Zircaloy-4 in oxidierender Atmosphäre

Nach Adaptation von Kriechanlagen wurde im Berichtszeitraum mit Zug-Kriechversuchen an Zircaloy begonnen. Diese Untersuchungen sollen Aufschluß geben über den Einfluß von kontinuierlicher Sauerstoffaufnahme auf den Ablauf des Kriechvorgangs. Sie ergänzen die bereits abgeschlossenen Vakuumkriechversuche. Über die Ergebnisse dieser Untersuchung wird an anderer Stelle (06.01.04) berichtet werden.

### 4. Untersuchungen zum kavitationshemmenden Einfluß von $ZrO_2$ -Oberflächenschichten an Zircaloy

Wie bereits im 1. HJB 1977 [7] berichtet, wird die Duktilität von Zircaloy im oberen  $\alpha$ -Phasenbereich durch  $ZrO_2$ -Oberflächenschichten wesentlich erhöht. Die als Zunahme der Bruchdehnung verstandene Duktilitätserhöhung erfolgt bei abnehmender Kavitation, die verantwortlich ist für die Reduktion des effektiven Probenquerschnitts. Die Schutzwirkung dieser Schichten ist am wirkungsvollsten, wenn die plastische Verformung in oxidierender Atmosphäre erfolgt. Dieser unerwartete Einfluß von Oxidation auf die Duktilität von Zircaloy ist damit zu erklären, daß eine der Zugspannung überlagerte iso-statische Druckspannung das Wachstum der Poren unterdrückt. Gemäß einem Modell für kompakte zylindrische Ein-Faser Verbund-Werkstoffe (EFVW) [8] entsteht in der metallischen Faser eine die Zugspannung überlagernde radiale Spannungskomponente  $S_R$  allein durch die elastische Dehnung des Werkstoffs. Das Vorzeichen dieser Spannung ist durch die Differenz der Querkontraktionszahlen  $\Delta v$  für die Oxidschicht  $v_{ox}$  und des Metalls  $v$  bestimmt. Für  $\Delta v = v_{ox} - v > 0$  ist  $S_R < 0$ . Diese Druckspannungskomponente bewirkt die Reduktion des Porenwachstums.

Im Berichtszeitraum wurden Berechnungen der Spannungskomponente  $S_R$  durchgeführt [9] für den Fall eines NICHT-KOMPAKTEN zylindrischen EFVW d. h. eines EFVW's mit quer zur Zugrichtung gerissener Oxidschicht. In der Abb. 06.01.06/01A-9 ist die Spannungskomponente

$S_R$  für den EFVW  $ZrO_2/Zry-4$  als Funktion des Verhältnisses Probenradius (b): Radius der metallischen Komponente (a) für zwei Fälle wiedergegeben. Für den nicht-kompakten EFVW wurde eine Reißdichte  $N = 150 \text{ cm}^{-1}$  und eine Reißweite  $d = 10^{-3} \text{ cm}$  zugrundegelegt, was im konkreten Fall einer bei  $700^\circ\text{C}$  um ca. 20 % im Vakuum gedehnten EFVW-Probe entspricht. Die Radialspannung  $S_R$  für den nicht-kompakten EFVW ist im gegebenen Fall etwa nur ein Drittel der Komponente des kompakten EFVW. Die erste Komponente hängt bei sonst gleichen Bedingungen von der Reißmorphologie ab. Wie gezeigt werden kann, nimmt  $S_R$  mit wachsender Reißdichte  $N$  ab. Der in Abb. 06.01.06/01A-9 dargestellte Befund macht verständlich, warum die Duktilitätserhöhung größer ist für Proben, die in oxidierender Atmosphäre gedehnt wurden, als Vergleichswerte für jene im Vakuum gedehnten Verbundproben.

#### 5. Untersuchungen zum elastischen Verhalten von mit Innendruck beaufschlagten $ZrO_2/Zry-4$ Verbundrohren (Oxidschicht an Rohraußenwand)

Die Ausführungen des vorangehenden Abschnitts 4 bezüglich des Einflusses von  $ZrO_2$ -Schichten auf die Duktilität von Zircaloy-4 Zugproben treffen gleichermaßen zu auf Zry-Hüllrohre (s. [7]).

Die Abb. 06.01.06/01A-10 zeigt einen Ausschnitt eines geborstenen Hüllrohres (senkrecht zur Rohrachse an der Stelle maximaler Umfangsdehnung). Die Porendichte nimmt offensichtlich mit dem Radius zu. Gemäß den Rechnungen von Bailey [10] entsteht in der Rohrwand bei starker Wandreduktion eine radiale Spannungskomponente  $\Sigma_R$ , deren positiver Gradient in Richtung des Radius orientiert ist. Die aus der Überlagerung von  $\Sigma_R$  mit der tangentialen Komponente  $\sigma_\theta$  resultierende Spannung ist wahrscheinlich das Gegenstück zur Zugspannungskomponente  $\sigma_a$ , die im Zugversuch das Porenwachstum bestimmt. In diesem Zusammenhang erhebt sich ferner die Frage nach der Existenz jener Spannungskomponenten, die bei der Aufblähung des Verbund-Hüllrohres  $ZrO_2/Zry$  möglicherweise der Kavitation entgegenwirken könnten.

Dazu wurden Rechnungen durchgeführt, indem ein (unendlich langes) beiderseitig verschlossenes mit Innendruck  $p_i$  beaufschlagtes Zircaloy-Hüllrohr der Dicke  $t$  betrachtet wurde, auf dessen Außenwand eine homogene zylindrische  $ZrO_2$ -Schicht der Dicke  $t'$  fest haftet. Ausgehend von einem für den zylindrischen EFVW verwendeten Ansatz [11] lauten die aus den Gleichgewichtsbedingungen abgeleiteten Grundgleichungen für den gegebenen Fall

$$\begin{aligned} u' &= c_1 R + \frac{c_2}{R} \\ u &= c_3 R + \frac{c_4}{R} \end{aligned}$$

wo  $R$  den (laufenden) Radius und  $c_1, c_2, c_3, c_4$  die aus den Randbedingungen zu ermittelnden Konstanten sind.  $u'$  und  $u$  sind die radialen Verschiebungen in der Oxidschicht, bzw. im Metall.

Eines der zunächst wesentlichen Ergebnisse dieser Untersuchung ist die Tatsache, daß in der metallischen Wand von innendruckbelasteten  $ZrO_2/Zry-4$  Verbundhüllrohren eine radiale Druckspannungskomponente  $\sigma_R$  aufgebaut wird. Das Vorzeichen dieser Spannung ist - im Gegensatz zur Spannung  $S_R$  (s. Abschnitt 4) - unabhängig vom Vorzeichen der Differenz  $\Delta v = v_{ox} - v$ . Die Abb. 06.01.06/O1A-11 zeigt den Verlauf dieser Spannung in der Hüllrohrwand für zwei  $ZrO_2$ -Schichten unterschiedlicher Dicke.

Diese zur tangentialen Spannung  $\sigma_\theta$  transversale Komponente  $-\sigma_R$  ist das Gegenstück zur Komponente  $-S_R$  (Zugversuch). Sie wird jener Komponente entgegenwirken, die das Porenwachstum im Rohr bestimmt. Als solche kommt eigentlich nur  $\sigma_\theta$  in Frage.

Bekanntlich bilden sich an Zircaloy-Hüllrohren auch während des Normaleinsatzes im Reaktor  $ZrO_2$ -Schichten nicht nur an der äußeren Oberfläche, gelegentlich werden solche (je nach Abbrand) auch an der Innenwand gefunden. Dies gibt Anlaß, das im Betrieb befindliche Hüllrohr als ein 3-Schichten Verbundrohr zu betrachten und dessen elastische Eigenschaften zu untersuchen. Dies erfolgt in Erweiterung dieses Vorhabens.

## 6. Geplante Weiterarbeit

- Zugverformungsversuche mit überlagerten Temperatur- und Lastrampen.
- Wiederaufnahme von Berstversuchen in der "TUBA"-Anlage.
- Auswertung von Berstversuchen in der "FABIOLA"-Anlage; Vergleich von Verformungsdaten mit Modellrechnungen.
- Untersuchung des Kavitationsverhaltens von Zircaloy sowie der Oxidschicht-Rißmorphologie in innendruckbeaufschlagten  $ZrO_2/Zry-4$  Verbundrohren.
- Nachuntersuchungen von in-pile verformten Hüllrohren.



## 7. Literatur

- [1] M. Boček et al.  
1. Halbjahresbericht 1978, PNS, KfK 2700, Nov. 1978
- [2] M. Boček et al.  
Creep Rupture at Non Steady Stress and Temperature  
Loading Conditions, KfK 2699, Okt. 1978
- [3] E. Karb  
KfK-Ext. 28/78-1, Sept. 1978, S. 94
- [4] B. D. Clay, T. Healey und G. B. Redding  
Proceedings of Specialist Meeting on "The Behavior of Water  
Reactor Fuel Elements under Accident Conditions", Spåtind,  
Norwegen, 13. - 16. Sept. 1976, CSNI Report No. 13, Vol. I,  
Session 1, Paper No. 9.
- [5] H. M. Chung, A. M. Garde, E. I. H. Lin und T. F. Kassner  
ANL-76-15, 1975, S. 53.
- [6] G. Cheliotis und H. G. Weidinger  
"Sicherheitsaspekte beim LWR-Brennstab", 1976, S. 25,  
Hrsg.: S. B. I. Krawczynski und B. Hürttlen.
- [7] M. Boček et al.  
1. Halbjahresbericht 1977, PNS, KfK 2500, Dez. 1977, S. 270.
- [8] L. J. Ebert, S. S. Hecker und C. H. Hamilton  
Journal of Composite Materials 2, 458 (1968)
- [9] M. Boček und C. Petersen  
Journal of Nuclear Materials, im Druck.
- [10] R. W. Bailey  
Proc. Inst. Mech. Engrs. 131, 131 (1935)
- [11] L. J. Ebert und J. T. Gadd  
Fibre Composite Materials  
Am. Soc. Met., Metals Parc Ohio, 1965, S. 89.

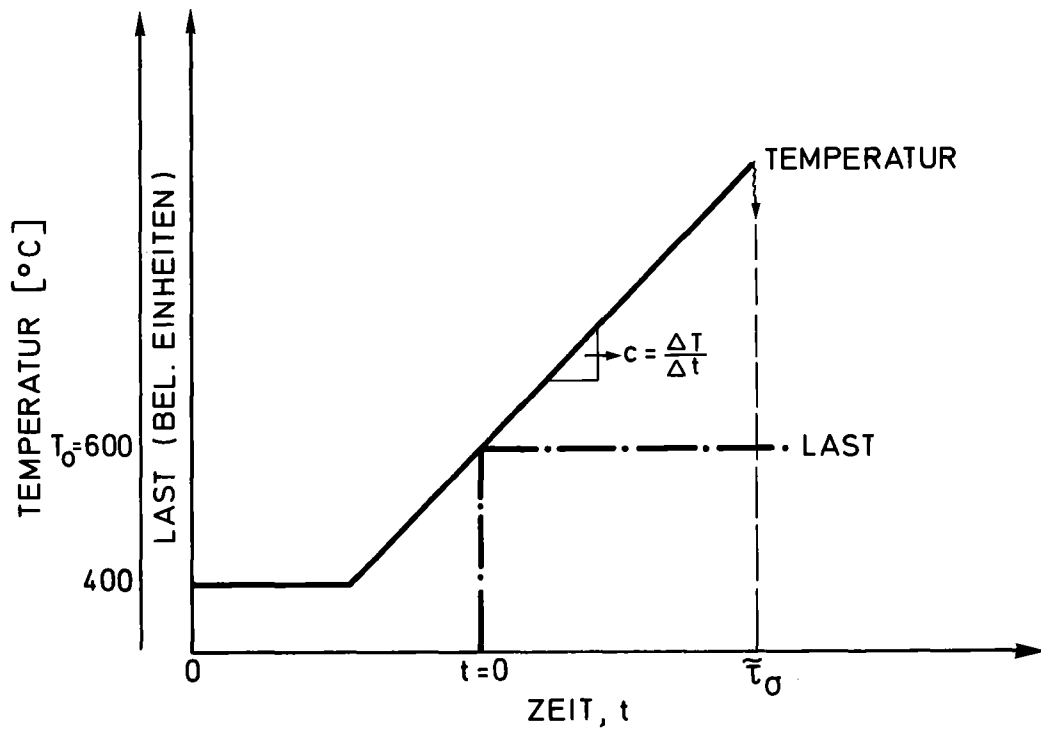


Abb. 06.01.06/01A-1:

Schematischer Zeitablauf von Temperaturrampen-Zugkriechversuchen

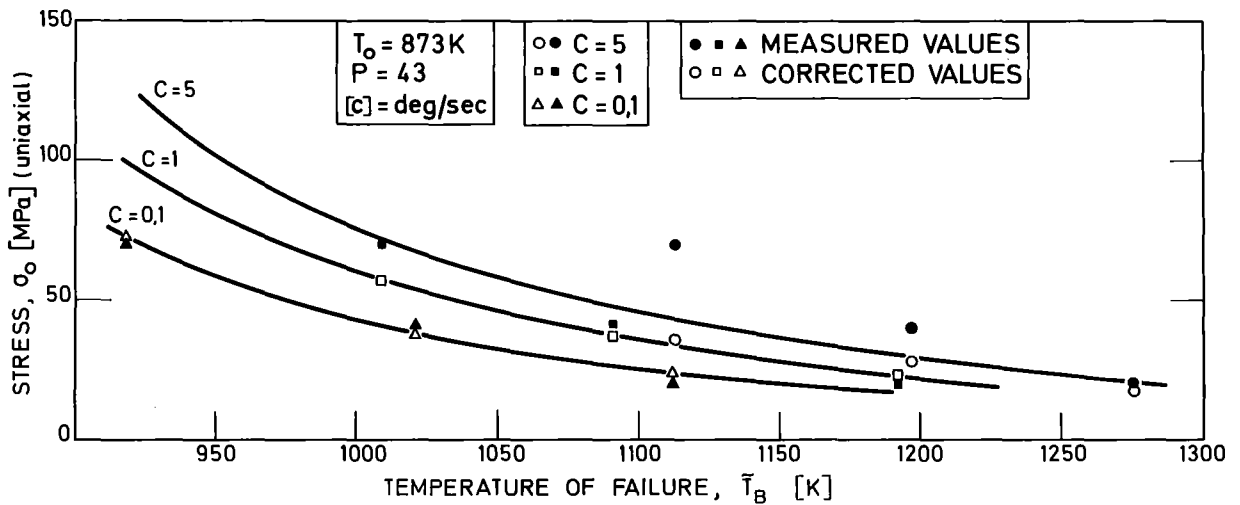


Abb. 06.01.06/01A-2:

T-Rampe; Bruchtemperatur gegen Spannung; Korrektur der experimentellen Werte für Temperaturunterschiede (Kurven sind gerechnet)

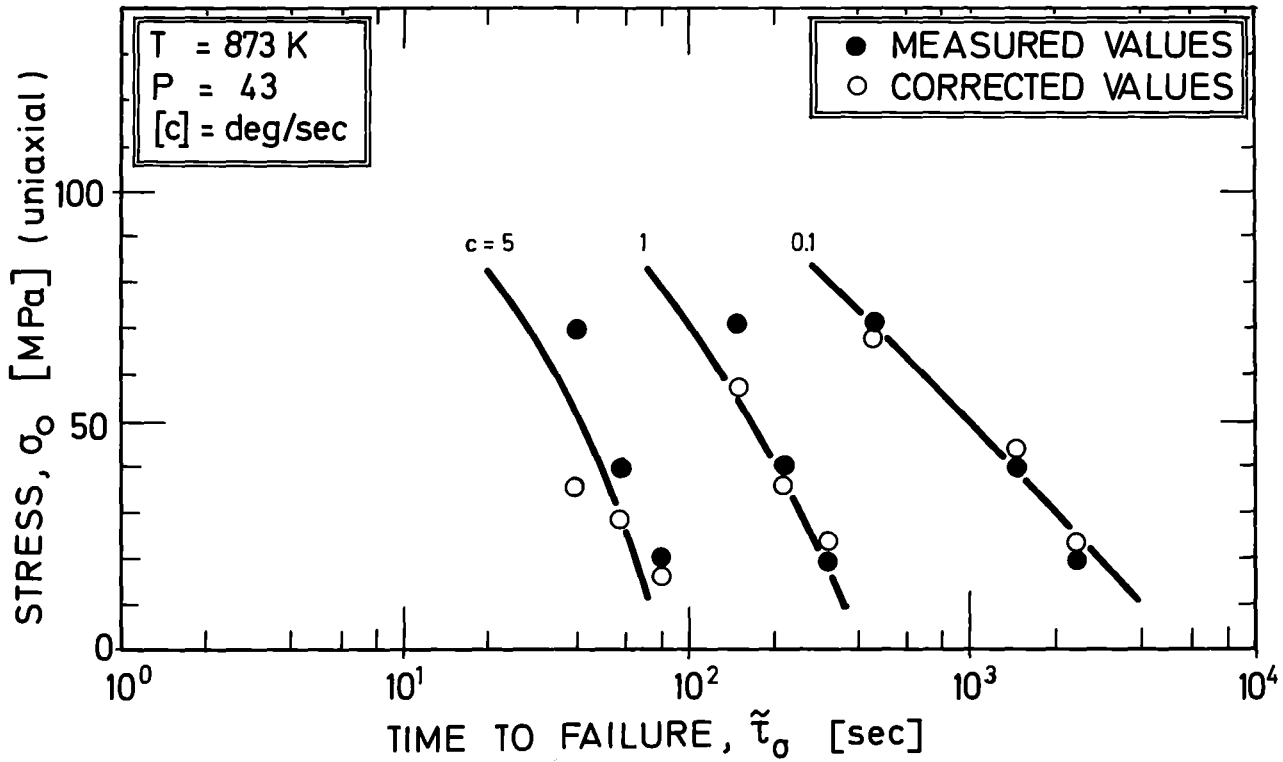


Abb. 06.01.06/O1A-3:

T-Rampe; Bruchzeit gegen Spannung; Korrektur der experimentellen Werte für Temperaturunterschiede (Kurven sind gerechnet)

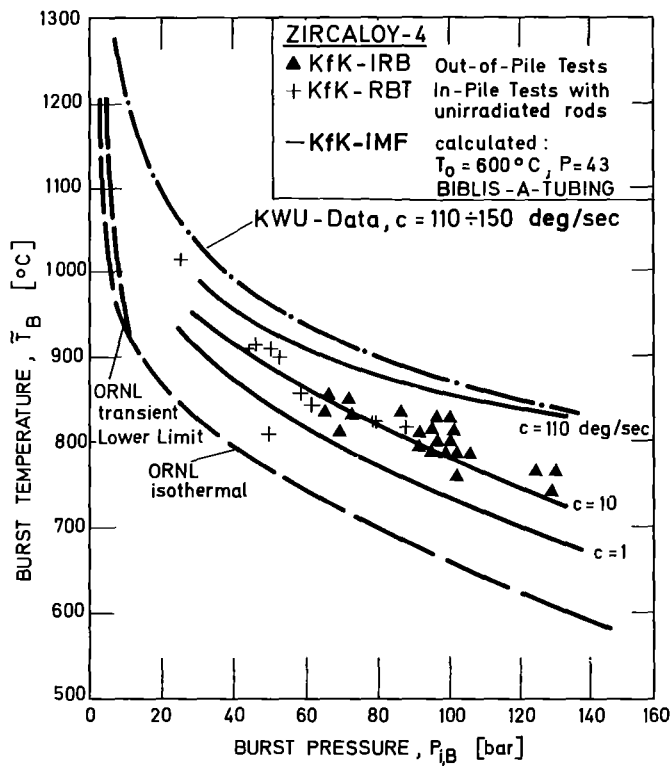


Abb. 06.01.06/O1A-4:

Vergleich experimenteller Berstdaten mit Rechnungen

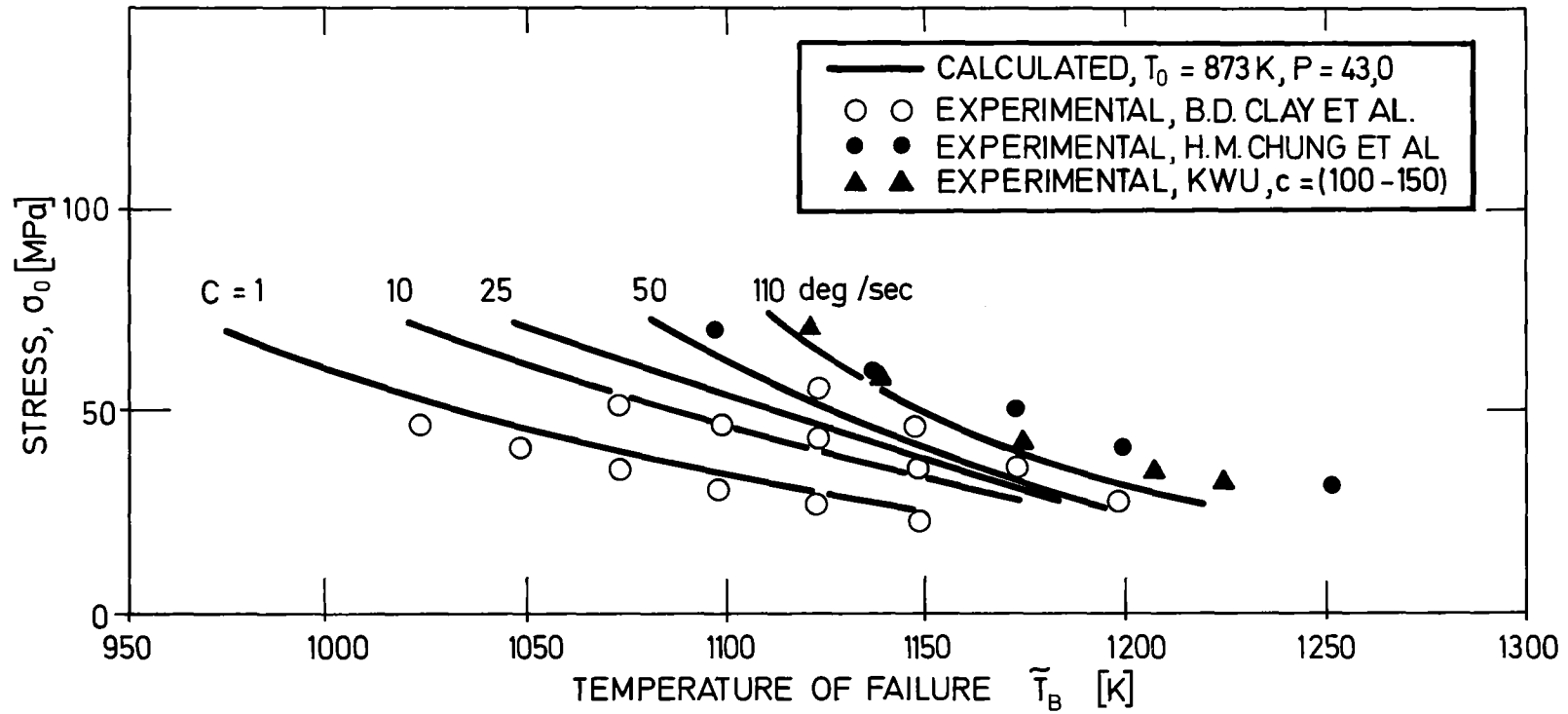


Abb. 06.01.06/01A-5:

T-Rampe; Bruchtemperatur gegen Spannung (Kurven sind gerechnet)

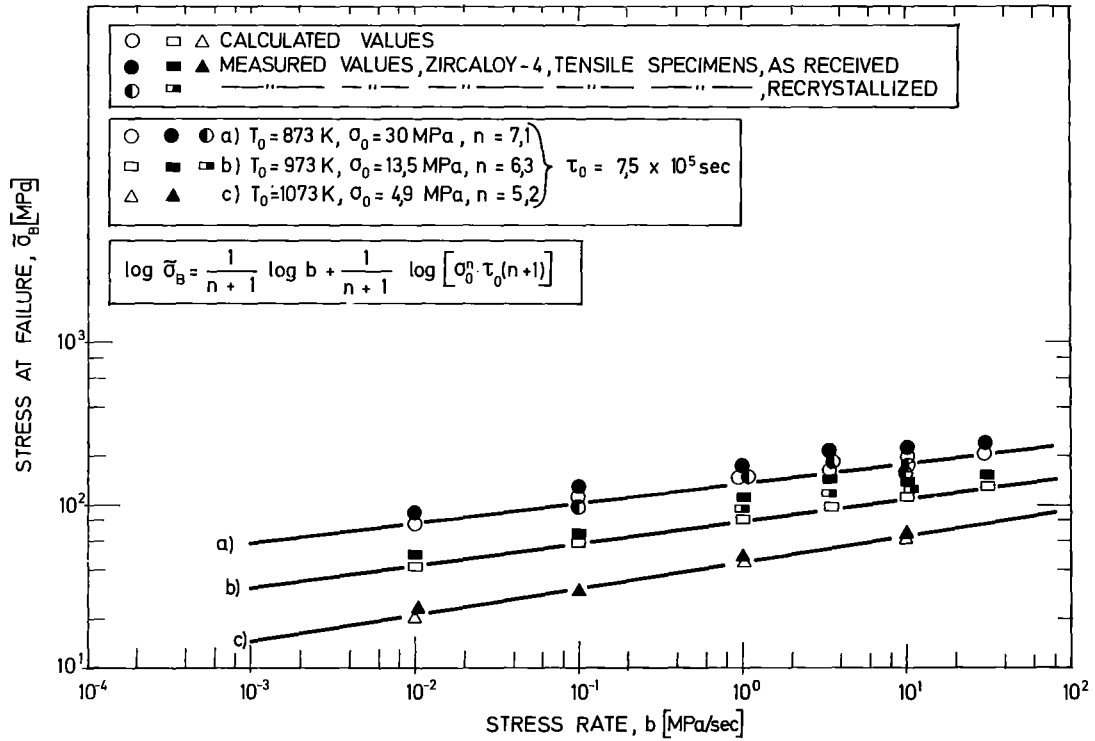


Abb. 06.01.06/01A-6:

$\sigma$ -Rampe; Bruchspannung gegen Belastungsgeschwindigkeit (Kurven sind gerechnet)

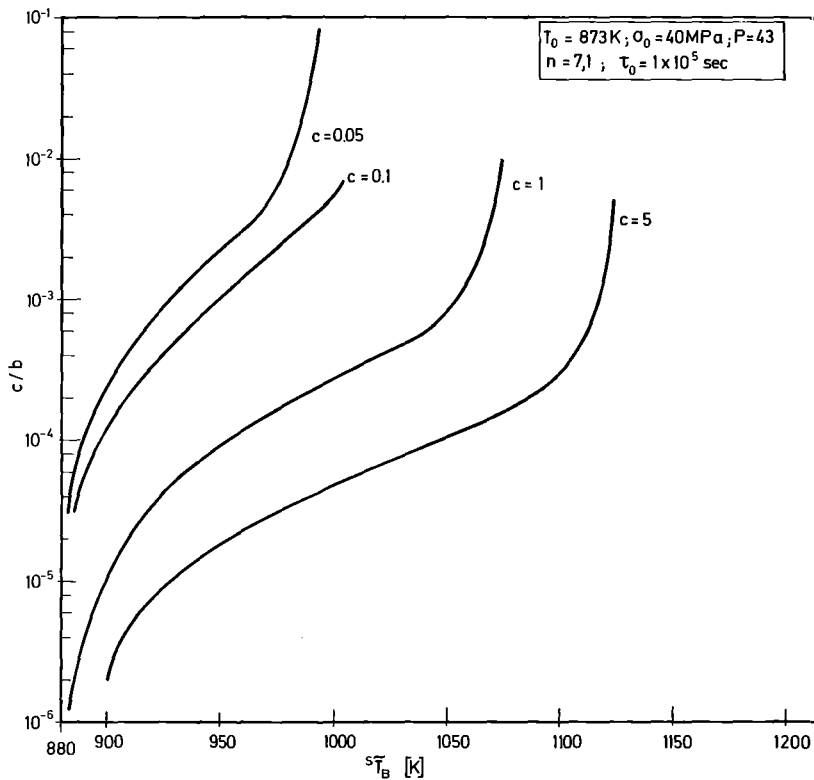


Abb. 06.01.06/01A-7:

Überlagerte Rampen; Bruchzeit gegen Verhältnis aus Belastungsgeschwindigkeit/Aufheizgeschwindigkeit

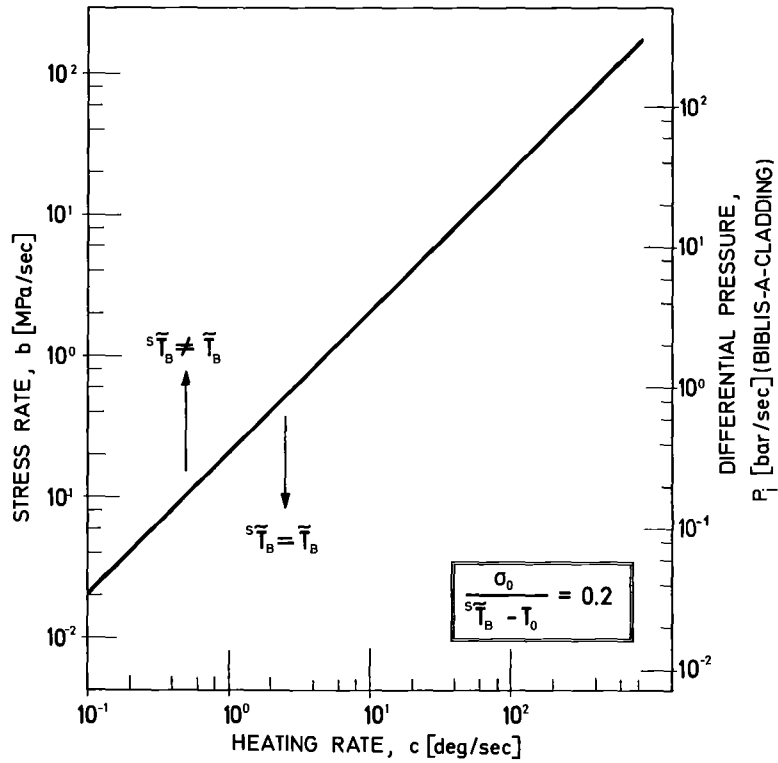


Abb. 06.01.06/O1A-8:

Überlagerte Rampen; Graphische Darstellung des Kriteriums nach GL (8)

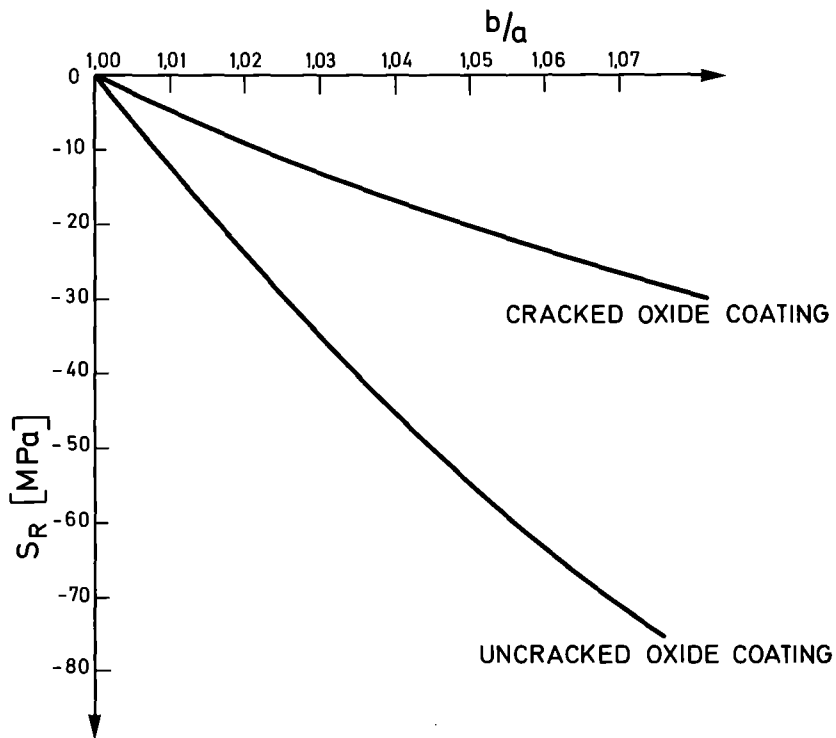


Abb. 06.01.06/O1A-9:

Der isostatische Druck gegen das Verhältnis: Probenradius b/Radius der metallischen Komponente a

ZRY-4, CLADDING TUBE, T=700°C, P<sub>i</sub>=10MPa  
 TIME TO RUPTURE: 60 sec.



CROSS SECTION NORMAL TO THE TUBE  
 AXIS AT MAXIMUM CIRCUMFERENTIAL  
 STRAIN: 0,86

INNER AND OUTER ATMOSPHERE: ARGON

Abb. 06.01.06/01A-10:

Kavitation in Zry-4 Hüllrohren

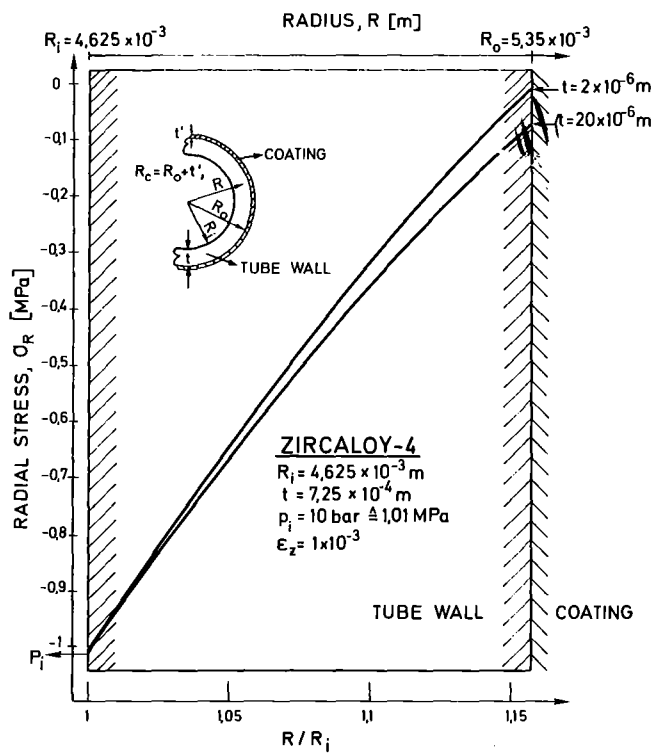


Abb. 06.01.06/01A-11:

Radiale Spannungskomponente in der oxidierten Zry-4 Hüllrohrwandung

06.01.06/02A                      Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-  
PNS 4235.2                        Oxidation von Zircaloy 4-Hüllrohren  
  
(S. Leistikow, H. v. Berg, R. Kraft, E. Pott,  
G. Schanz, IMF II)

1. Oxidationskinetische Untersuchungen an ungespannten Rohrabschnitten  
in Wasserdampf

1.1 Oxidationskinetische Untersuchungen

1.1.1 Vergleichende isotherme Oxidationsversuche unter Verwendung von Zircaloy 4-Hüllrohrmaterial des ORNL

Die eigenen kinetischen Ergebnisse zur isothermen Dampfoxidation des Zircaloy 4 stimmen generell gut mit entsprechenden Untersuchungen im Oak Ridge National Laboratory (ORNL), USA, überein. Die relativ größten Diskrepanzen betreffen im Bereich um 1000°C das Schichtstärkenverhältnis Oxid/ $\alpha$ -Phase. Während nach ORNL-Ergebnissen dieses Verhältnis eine mit der Versuchszeit steigende Tendenz zeigt und im Bereich 1,15-1,70 liegt, ergaben die eigenen Versuche eine mit wachsender Zeit zunächst fallende Tendenz im Bereich 0,70-1,13 und für sehr lange Zeiten im Zusammenhang mit dem Auftreten des Breakawayeffekts einen steilen Anstieg auf Werte bis ca. 10.

Von ORNL zur Verfügung gestelltes Rohrmaterial wurde daher in Oxidationsversuchen von 1-90 min Dauer bei 1000°C mit dem eigenen Material verglichen, für das entsprechende Ergebnisse vorliegen. Dazu wurden Proben von 50 mm Länge abgetrennt, gebeizt und im Rohrofen in der üblichen Weise im strömenden Dampf der Oxidation unterworfen.

Eindeutig wurde auch für dieses Material ein Breakaway gefunden, der mit hohen Werten des Schichtstärkenverhältnisses verbunden ist, aber mit besonders niedrigen Werten eingeleitet wird. Die Ursache dafür scheinen Hohlräume zu sein (1), die zunächst das Wachstum der Oxidschicht verzögern, während im weiteren Verlauf der Oxidation das Oxid durch die Bildung offener Porosität seine Schutzwirkung verliert und durch rasches Wachstum die  $\alpha$ -Schicht nahezu aufzehrt. Damit scheinen diese Effekte weniger materialspezifisch als versuchsspezifisch zu sein. Aus Tab. 06.01.06/02A-1 sind die gemessene Sauerstoffaufnahme, die Schichtstärken und deren Verhältnis zu entnehmen.

Als Ursachen auch weiterhin existierender, geringer Divergenzen können ange-



sehen werden: die KfK-Methode der doppelseitigen (im Gegensatz zu ORNLs einseitiger) Oxidation, die lokal vorgenommene, über den Probenumfang als gültig erachtete, äußere KfK-Temperaturmessung, die im Gegensatz steht zu der lokalen Temperaturmessung von ORNL auf der inneren Rohroberfläche, Verfahren zur Korrektur der Versuchszeit wegen transienter Versuchsführung und Überschwingens, Ätzverfahren bei der Auswertung metallographischer Schliffe auf  $\alpha$ -Schichtdicke. Schließlich wäre zu erwähnen, daß sich auch die Meßgrößen selbst unterscheiden = KfK mißt die Gewichtszunahme der Proben und macht auch metallographische Schichtdicken-Bestimmungen zu Kontrollzwecken, ORNL mißt die Schichtdicken in den den Thermoelementen nahegelegenen Bereichen und berechnet daraus die Gewichtszunahme.

Stellt man diese Unterschiede in Rechnung, ist der existierende Grad der Übereinstimmung sehr zufriedenstellend (Abb. 06.01.06/02A-1)

#### 1.1.2 Anomalien der Oxidationskinetik bei transienten Temperaturverläufen

In dem für den Kühlmittelverluststörfall interessanten Temperaturbereich sind zwei Modifikationen des Zirkonoxids bekannt: das tetragonale Hochtemperaturoxid und das monokline Tieftemperaturoxid. Die Phasenumwandlung ist in beiden Richtungen vom martensitischen Typ, sodaß sich dabei innere Spannungen aufbauen. Daraus folgt, daß die Umwandlung bei Temperaturwechseln mit einer Hysterese verbunden ist und bei isothermer Umwandlung eine entsprechende zeitliche Verzögerung existiert. Die beiden Phasen können daher im Bereich von etwa 800-1200°C nebeneinander koexistieren. Die tetragonale Phase kann unterhalb ihres normalen Existenzbereichs durch hohe Druckspannungen, eine hohe Defektkonzentration und Feinkörnigkeit stabilisiert werden (1).

Zur Erklärung des verzögerten Wachstums der Oxidschicht bei isothermen Versuchen im Bereich 700-1000°C war angenommen worden (2), daß sich auch bei tiefen Oxidationstemperaturen spannungstabilisiert zunächst das tetragonale Oxid bildet und allmählich in das defektärmere und daher stärker oxidationshemmend wirkende monokline Oxid umwandelt. In einer Serie von Oxidationsversuchen mit speziellen temperaturtransienten Verläufen wurde nunmehr versucht, die mit der Oxidumwandlung tetragonal-monoklin verbundenen kinetischen Anomalien nachzuweisen. Das Versuchsprogramm umfaßte insges. 22 Temperaturverläufe mit je zwei Versuchen. Die Temperaturverläufe und die dabei erzielte Sauerstoffaufnahme sind Tab. 06.01.06/02A-2 zu entnehmen.

In stufenweise isothermen Versuchen wurde zunächst 2, 5 bzw. 15 min bei 800, 900 und 950°C und anschließend jeweils 2 min bei 1100°C oxidiert. Es wurde erwartet, daß das zunächst gebildete tetragonale Oxid in einem von Temperatur und Zeit abhängigen Ausmaß in monoklines Oxid übergeht, und daß die anschließende Erhöhung der Temperatur auf 1100°C aufgrund der Umwandlungshysterese keine vollständige Rückumwandlung in tetragonales Oxid bewirkt, so daß der kinetische Einfluß monoklinen Oxids deutlich werden sollte. Die Ergebnisse wurden mit theoretischen Werten verglichen, die sich durch Integration (graphisch) aus der kinetischen Beziehung  $\tau [\text{g/cm}^2] = 0,724 \sqrt{t} \exp(-10481/T)$  (3) ( $\tau$  = Sauerstoffaufnahme) ergaben. Im Vergleich zu diesen wurde eine starke Streuung beobachtet. Anomal geringe Oxidation wurde für die Versuche 15 min 900°C + 2 min 1100°C und 5 min 950°C + 2 min 1100°C registriert (Abb. 06.01.06/02A-2). Im Einklang mit früheren isothermen Ergebnissen kann daher angenommen werden, daß nach 15 min 900 bzw. 5 min 950°C monoklines Oxid existiert, das auch die Erhitzung auf 1100°C übersteht. Die Streuung der Ergebnisse der anderen Versuche kann einerseits die Folge einer unbefriedigenden Temperaturkonstanz aufgrund der HF-Heizung sein. Andererseits ist jedoch denkbar, daß zweiphasige (tetragonal + monoklin) Oxidgemische hohe Defektkonzentrationen und entsprechend geringe Schutzwirkung besitzen.

In KVS-ähnlichen Versuchen von 2 min Gesamtdauer mit 1. Peak von 950 bzw. 1200°C, Zwischenabkühlung auf 600 bzw. 750°C und anschließendem Halten bei 1100°C ergaben sich mit einer Ausnahme stets geringere Werte für die Sauerstoffaufnahme im Vergleich zu den theoretisch zu erwartenden Werten. Daraus ist zu schließen, daß das während des 1. Peaks gebildete tetragonale Oxid durch die Zwischenabkühlung auf 600 bzw. 750°C (für 750°C evtl. nur unvollständig) in monoklines Oxid übergeht, das sich auch bei Erhitzung auf 1100°C nicht rückumwandelt.

Eine Serie weiterer Versuche wurde zunächst mit einer raschen Erhitzung auf 1000°C begonnen und mit einem Halten bei 700, 800, 900, 1000 und 1100°C abgeschlossen. Bei einem Teil der Versuche wurde eine Zwischenabkühlung auf 600°C bzw. nach einer solchen eine Zwischenerhitzung auf 1200°C eingeschaltet. Damit sollte eine Umwandlung in monoklines Oxid erzielt bzw. wieder rückgängig gemacht werden. Im Vergleich zu der theoretisch für diese Verläufe zu erwartenden Oxidation war die beobachtete Sauerstoffaufnahme meist vergleichbar oder höher. Anomal niedrige Oxidation ergaben nur die Versuchsverläufe

1000/600/1100°C und 1000/600/1000°C, für die im Einklang mit den Ergebnissen der vorigen Versuchsserie anzunehmen ist, daß bei 600°C monoklines Oxid gebildet wird.

Mit diesen Ergebnissen ist der Einfluß der Phasenumwandlung des Oxids auf die Oxidationskinetik auch im temperaturtransienten Fall nachgewiesen. Da das Fortschreiten dieser Umwandlung von vielen Parametern abhängig ist und während der Oxidation meßtechnisch äußerst schwierig zu verfolgen wäre, ist der Einfluß auf die Kinetik nicht quantitativ gesetzmäßig erfaßbar. Es kann lediglich folgendes Ergebnis festgehalten werden: Im Vergleich zu der vom tetragonalen Oxid bestimmten Hochtemperatur-Oxidationskinetik ist die Oxidation wahrscheinlich dann beschleunigt, wenn Anteile monoklinen Oxids vorhanden sind, während sie beim Überwiegen des monoklinen Oxids deutlich verzögert wird.

## 2. Rohrinnendruck-Zeitstand- und Kriechversuche an Rohrkapseln

### 2.1 Isotherm/isobare Versuche in Rohröfen

#### 2.1.1 Kriechberst-Experimente 600-750°C

In Ergänzung der bislang im Temperaturbereich von 800-1300°C in Argon und Wasserdampf durchgeführten isotherm/isobaren Kriechberstversuche, über die seit 1975 im Rahmen der Halbjahresberichterstattung des PNS laufend berichtet wurde, wurden gleichartige Versuche bei 600, 650, 700 und 750°C ausgeführt. Gleichermaßen wurde auch 2 Stunden bei 800°C voroxidiertes Rohrmaterial in Dampf untersucht.

Die Schar der in Abb. 06.01.06/02A-3,4,5 dargestellten Kriechberst-Funktionen ist nunmehr um die des Temperaturbereichs 600-750°C ergänzt worden. Hinsichtlich des Festigkeitsverhaltens läßt ein Vergleich der Ergebnisse einerseits zwischen den Testmedien Argon und Dampf sowie andererseits zwischen dem metallischen und voroxidierten Ausgangszustand im Versuchsmilieu Dampf folgendes erkennen: bei 600°C, 130 bar steigen beispielsweise die Standzeiten wie folgt an: Ar 1409 sec; Dampf 2233 sec; Dampf nach Voroxidation 3554 sec.

Bei 650°C, 130 bar verkürzen sich die Standzeiten aufgrund erhöhter Prüftemperatur, verlängern sich diese jedoch im Vergleich der Medien resp. Ausgangszustände zueinander: Ar 165 sec; Dampf 225 sec; Dampf nach Voroxidation 372 sec.

Bei 700 °C, 130 bar herrscht der gleiche Trend vor: Ar 30 sec, Dampf 33 sec, Dampf nach Voroxidation 53 sec.

Zusammenfassend kann also festgestellt werden, daß bei relativer Ähnlichkeit der im oberen  $\alpha$ -Bereich gemessenen Resultate ein Trend zu steigender Festigkeit stets dann erkannt werden konnte, wenn die Kriechbeanspruchung in Dampf vollzogen wurde und eine weitere Betonung erfährt, wenn statt des metallischen der voroxidierte Zustand (2 h, 800 °C) gewählt wurde.

Die in Abb. 06.01.06/02A-6 wiedergegebene Gesamtdarstellung des im Kriechberst-Versuch ermittelten Dehnungsverhaltens zeigt auch im oberen  $\alpha$ -Zr-Bereich recht hohe Dehnungswerte (z.B. bei 700 °C Maximalwerte von  $\epsilon_B = 118\%$  [Ar] und 98 % [Dampf]). Im Temperaturbereich 600 - 750 °C wurden die höchsten maximalen Umfangs-Berstdehnungen in gereinigtem Argon beobachtet. Die Gesamtheit der gemessenen Werte lag hierbei um und z. T. über  $\epsilon_B = 100\%$ , im Mittel bei 95 %. In Dampf wurden Dehnungen von 100 % nicht überschritten. Der Mittelwert aller Resultate lag in Dampf bei 82 %. Im Fall der Berst-Tests voroxidierter Proben wurde ein weiterer Abfall der Umfangs-Berstdehnungen, im Mittel auf 50 %, gefunden.

Einige Proben, vor allem bei 700 °C, kamen beim Bersten auf der dem Riß gegenüberliegenden Stelle in kurzzeitige, schlagende Berührung mit dem die Probe umgebenden Metallrohr und zeigten nach Entnahme eine abgeflachte Stelle, die eine lokale, leichte Dehnungsbehinderung vermuten läßt.

Zusammenfassend ist also festzustellen, daß bei Kriech-Berstversuchen im Temperaturbereich 600 - 750 °C je nach Medium und Vorbehandlung unterschiedliche Gruppen von Dehnungswerten gefunden worden sind. Ihr Niveau lag mit in Argon gemessenen Maximalwerten von über 100 % sehr hoch, erfuhr jedoch für den Fall der Beanspruchung in Dampf resp. nach Voroxidation in Dampf eine spürbare Ermäßigung.

Die Abb. 06.01.06/02A-7 zeigt den Trend des Dehnungsverhaltens durch Auftragung der Kriechdehnung gegen die Standzeit (Medien = Argon und Dampf). Mit Ausnahme gewisser Gegenläufigkeiten in dem Temperaturbereich der  $\alpha/\beta$ -Umwandlung, in dem trotz Zunahme des Oxidationsgrads ein Ansteigen der Dehnung beobachtet wurde, ist der allgemein vorherrschende Trend: die mit der Zunahme oxidativer Einwirkung verminderte Kriechdehnung. Das gilt verständlicherweise im  $\beta$ -Bereich in sehr ausgeprägter Form.

### 2.1.2 Kriech-Experimente 800°C

Wie bereits mitgeteilt (4), wurden fünf verschiedene Kriechkurven (Abb. 06.01.06/02A-8) bei 800°C, 32-70 bar in Dampf durch eine Vielzahl unterbrochener Einzelversuche aufgenommen. Im folgenden soll über die photographische, metallographische und rasterelektronenmikroskopische Auswertung berichtet werden. Beispielsweise gibt Abb. 06.01.06/02A-9 das äußere Erscheinungsbild der Proben der Versuchsreihe bei  $p_i = 60$  bar wieder und zeigt den Dehnungsverlauf, der nach spätestens 38 sec den Übergang in die Tertiärdehnung erkennen läßt. Nach etwa 1 Minute kam es zum Bersten der Proben. Erst dann konnte eine offensichtlich asymmetrische Ausbeulung und die bananenförmige Verbiegung der Proben auftreten.

Im rasterelektronenmikroskopischen Bild der Gesamtheit gedehnter oder/und geborstener Proben (Abb. 06.01.06/02A-10) liegt die Betonung der Darstellung auf der Rißstruktur, d.h. auf der Rißdichte und Rißbreite, aber auch auf der Wiedergabe des Rißfortschritts, als Funktion der Standzeit. Dieser läßt sich jedoch noch besser im metallographischen Querschliff prüfen. Abb. 06.01.06/02A-11 gibt die Rißstrukturen der Gesamtheit geborstener Kapseln wieder. Erneut wird der Zusammenhang zwischen dem Prüfdruck und der Rißdichte resp. Rißbreite erkennbar, wie er bereits für die Kriechexperimente bei 900°C berichtet worden ist (5): je höher der Prüfdruck umso größer ist die Rißdichte und umso geringer ist ihre Breite, je niedriger der Prüfdruck umso geringer ist die Rißdichte und umso größer ist die Rißbreite. Dieser Befund wird auch in der Darstellung der metallographischen Querschliffe der geborstenen Kapseln (Abb. 06.01.06/02A-12) voll bestätigt. Erste Anrisse der Oxidschicht treten weitgehend unabhängig vom Prüfdruck oberhalb etwa 5% Dehnung auf (Abb. 06.01.06/02A-13).

### 2.2 Temperatur-transiente/isobare Versuche unter induktiver Beheizung

Die mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten (5° und 10°/sec) durchgeführten Rampentests ergaben die in Abb. 06.01.06/02A-14+15 ausgewiesenen Ergebnisse. Hierin sind die durchfahrenen Temperatur-Transienten und als Meßpunkte jeweils die erreichten Standzeiten mit den bis dahin anstehenden Innendrücken  $p_i$  und die an den geborstenen Kapseln gemessenen maximalen Umfangsdehnungen  $\epsilon_B$  wiedergegeben. Es zeigte sich, daß das Bersten der Proben bei gleichem Innendruck weitgehend unabhängig ist von der Aufheizgeschwindigkeit und bis 1000°C auf demselben Temperaturniveau eintrat. Bei der höheren

Aufheizgeschwindigkeit verschob sich das Berstereignis zwischen 1000 und 1200°C zu etwa höheren Temperaturen.

In anderen temperatur-transienten/isobaren Experimenten (Abb. 06.01.06 / 02A-15) wurde geprüft, welchen meßbaren Einfluß der KVS-Verlauf mit Blowdown-Peak im Gegensatz zu einem isobaren Rampentest auf das Materialverhalten ausübt. Dabei wurde bestätigt, daß der einzig meßbare Unterschied der ist, daß bei Innendrücker  $P_i \geq 15$  bar bereits im Blowdown-Peak ein Bersten eintreten kann, was sich jedoch gelegentlich bis in den 2. Temperaturanstieg verlagert. Da jedoch in einem hypothetischen temperatur- und drucktransienten KVS-Verlauf der volle Innendruck erst nach 20-30 sec ansteht, ist eine angenähert maßstäbliche Prüfung praktisch nur auf zwei Wegen möglich: entweder soweit wie möglich und realistisch druck- und temperatur-transient oder isobar bei Unterdrückung des Blowdown-Peaks und bereits voll anstehendem Innendruck. Die erzielten Ergebnisse lassen im übrigen, d.h. oberhalb der Blowdown-Peak-Temperatur, die Vergleichbarkeit hinsichtlich des bei gegebenem Innendruck erreichten Temperaturniveaus und der aufgetretenen Umfangs Kriechdehnung erkennen.

### 2.3 Temperatur- und drucktransiente Versuche unter induktiver Beheizung in Dampf

Die oben erwähnten temperatur-transienten/isobaren Versuche stellen prinzipiell nur Vorversuche zu temperatur- und drucktransienten Untersuchungen in KVS-ähnlichen Verläufen dar. Dieser Versuchstyp wurde in der für obige Versuche verwendeten Apparatur dadurch verwirklicht, daß der Druckaufbau in der Prüfkapsel zuerst nur bis zu etwa 1/3 des gewünschten End- resp. Prüfdruckes bei einer Standby-Temperatur von 350°C vorgenommen und der maximale Enddruck sodann während 20 - 30 s (mit einer Geschwindigkeit der Druckbeaufschlagung von etwa 3 bar/s) eingestellt wurde. Damit erreichte der Prüfdruck erst nach Ablauf des Blowdown seinen Maximalwert. Auf diese Weise wurde es möglich, die Standzeiten von den druckbeaufschlagten Hüllrohren unter angenähert realistischen KVS-Temperaturdruck-Zeit-Verläufen zu prüfen.

Die Versuche hatten die in Tab. 06.01.06/02A-3 wiedergegebenen Ergebnisse.

1. Im Temperaturverlauf 650 - 550 - 650°C wurde ein Bersten der Proben innerhalb von KVS-Zeiten ( $\leq 180$  sec) erst oberhalb etwa 120 bar beobachtet, niedrigere Drücke (z.B. 117 bar) führten innerhalb des genannten Zeitraums nicht zum Versagen. Die Anwendung höherer Prüfdrücke als 135 bar wurde als nicht sinnvoll angesehen und deshalb unterlassen. Die maximalen Berstdehnungen lagen bei 63 und 73 %.

2. Im Temperatur-Verlauf 750 - 650 - 700°C lagen die innerhalb von 180 s zum Bruch führenden Innendrucke bei 75 - 116 bar, die gemessenen Berstdehnungen verminderten sich mit ansteigender Standzeit von 73 auf 55 %.

3. Im Temperatur-Verlauf 800 - 650 - 800°C wurde das Bersten der Proben innerhalb der in Frage kommenden Standzeiten von 180 s bei Innendrücken von 46 - 114 bar beobachtet. Die entsprechenden maximalen Umfangsdehnungen verminderten sich über die Zeit von 68 auf 54 %.

Mit zunehmender Höhe des geprüften Temperaturniveaus fiel also der innerhalb von KVS-Zeiten zum Bruch führende minimale Innendruck etwa wie folgt: von 120 über 80 auf 40 bar. Die maximalen Umfangsberstdehnungen lagen in ihrer Gesamtheit zwischen 50 und 75 %.

### 3. Literatur

- (1) J. P. Pemsler  
Electrochem. Techn. 4 (1966) 128/131
- (2) S. Leistikow et al.  
KfK 2600 (1978) 324/342
- (3) S. Leistikow, G. Schanz u. H. v. Berg  
KfK 2587 (1978)
- (4) S. Leistikow et al.  
KfK 2700 (1978) 4200-47/63
- (5) S. Leistikow u. R. Kraft  
Proc. 6th European Congress Metallic Corrosion,  
London 1977, S. 577/584

Tab. 06.01.06/02A - 1

Ergebnisse der isothermen Oxidation von Zircaloy 4 -  
Rohmaterial des ORNL bei 1000 °C

Vers.-Dauer (min)	O <sub>2</sub> -Aufn. (mg/dm <sup>2</sup> )	Schichtstärke Oxid Mittel- wert (Streuber.) [µm]	Schichtstärke α-Phase Mittel- wert (Streuber.) [µm]	Verhältnis Oxid / α- Phase
1	143.8	6.5 (6.0 - 6.9)	6.4 (5.6 - 7.4)	1.02 (0.89 - 1.19)
2	233.7	11.4 (10.3 - 12.4)	12.8 (10.9 - 15.5)	0.90 (0.78 - 0.95)
5	334.6	15.5 (14.8 - 16.4)	16.2 (15.2 - 17.1)	0.96 (0.89 - 1.05)
10	448.7	24.0 (22.4 - 25.0)	20.5 (19.5 - 21.5)	1.17 (1.04 - 1.25)
15	475.4	23.3 (22.3 - 24.2)	33 (32.0 - 33.8)	0.71 (0.67 - 0.76)
30	671.1	31.6 (30.8 - 32.4)	44 (42.4 - 45.8)	0.72 (0.69 - 0.75)
60	1209	78.5 (72.8 - 86.4)	39 (34.1 - 41.7)	2.04 (1.75 - 2.41)
90	2294	117 (105 - 134)	26 (21 - 30)	4.5 (3.5 - 5.2)



Tab. 06.01.06/02A-2

Versuche zum Anomalie-Einfluß der oxidischen Phasenumwandlung (tetragonales in monoklines  $ZrO_2$ ) auf die Oxidationskinetik von Zircaloy 4

Temperaturverlauf ( $^{\circ}C$ ) (1. Aufheizung ca. $100^{\circ}C/s$ , Endabkühlung beginnt mit ca. $50^{\circ}C/s$ und verlangsamt sich)			Sauerstoffaufn. [ $mg/dm^2$ ]	theor. $O_2$ -Aufnahme [ $mg/dm^2$ ]	
2 min 950	2 min 1100		437.2	465.8	419
5 min 950	2 min 1100	Zwischenaufheizung	329.2	441.4	453
15 min 950	2 min 1100	jeweils mit $100^{\circ}C/s$	525.1	576.3	520
2 min 900	2 min 1100		588.4	468.2	400
5 min 900	2 min 1100		733.2	416.4	417
15 min 900	2 min 1100		376.1	386.2	458
2 min 800	2 min 1100		496.6	472.1	387
5 min 800	2 min 1100		493.8	450.8	389
15 min 800	2 min 1100		405.0	550.1	396
16 s 950	4 s 600	60 s 1100	259.7	241.6	299
16 s 950	16 s 750	60 s 1100	327.4	243.0*	300
4 s 1200	4 s 600	60 s 1100	251.2	286.2	347
4 s 1200	16 s 750	60 s 1100	248.9	311.1	348
4 s 1000	4 s 600	85 s 700	68.4	47.2**	69
4 s 1000	4 s 600	81 s 800	85.4	83.1	79
4 s 1000	4 s 600	77 s 900	109.2	84.2	105
4 s 1000	4 s 600	73 s 1000	127.8	124.2	177
4 s 1000	4 s 600	4 s 1200	318.8	241.4***	248
113 s 1000		53 s 1000	297.8	225.9	176***
4 s 1000	4 s 600	69 s 1100	336.6	262.9	307
4 s 1000	4 s 600	4 s 1200	379.3	438.7	328
40 s 1000	69 s 1100	57 s 1100	459.5	435.5	326

\* Haltezeit bei  $750^{\circ}C$  8 s

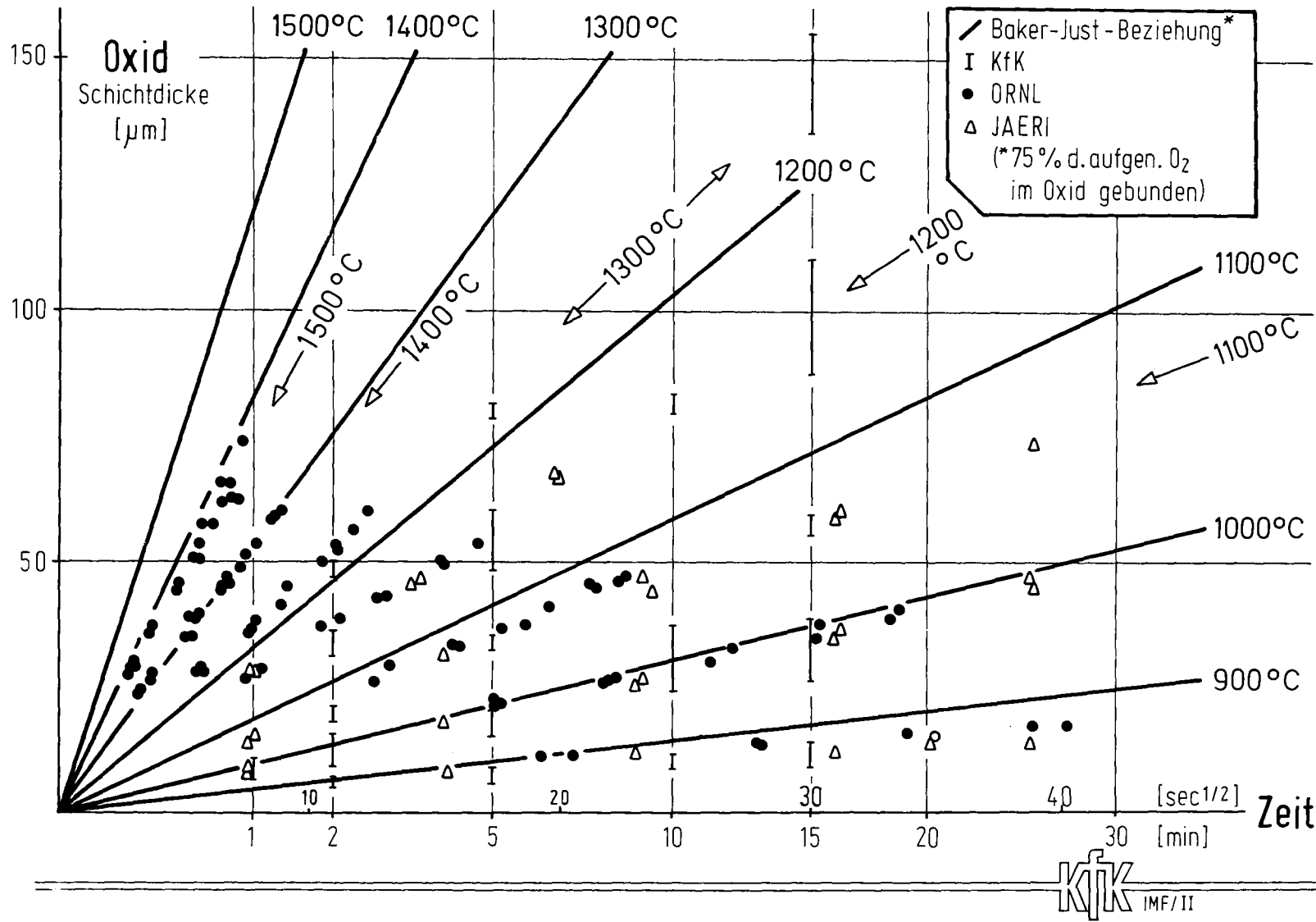
\*\* keine Haltezeit bei  $1000^{\circ}C$

\*\*\* von  $1200^{\circ}C$  abgekühlt, nicht bei  $1000^{\circ}C$  gehalten

Tab. 06.01.06/02A-3 Ergebnisse der temperatur- und drucktransienten Untersuchungen unter induktiver Beheizung in Dampf

Temperaturverlauf $T$ [°C]	Innendruck $p_i$ [bar]	Standzeit $t_B$ [min, s]	Umf. Dehnung $\epsilon_B$ [%]
650-550-650	117 124 135	3 min 2 17 s 1 32	36 ±) 62 73
750-650-700	76 84 95 100 107 111 116	3 2 29 1 3 1 27 42 41 44	33 ±) 55 69 65 70 64 73
800-650-800	46 56 64 70 114	2 43 1 26 1 4 1 40	54 66 57 66 68

±) kein Bersten innerhalb des wiedergegebenen Versuchszeitraums

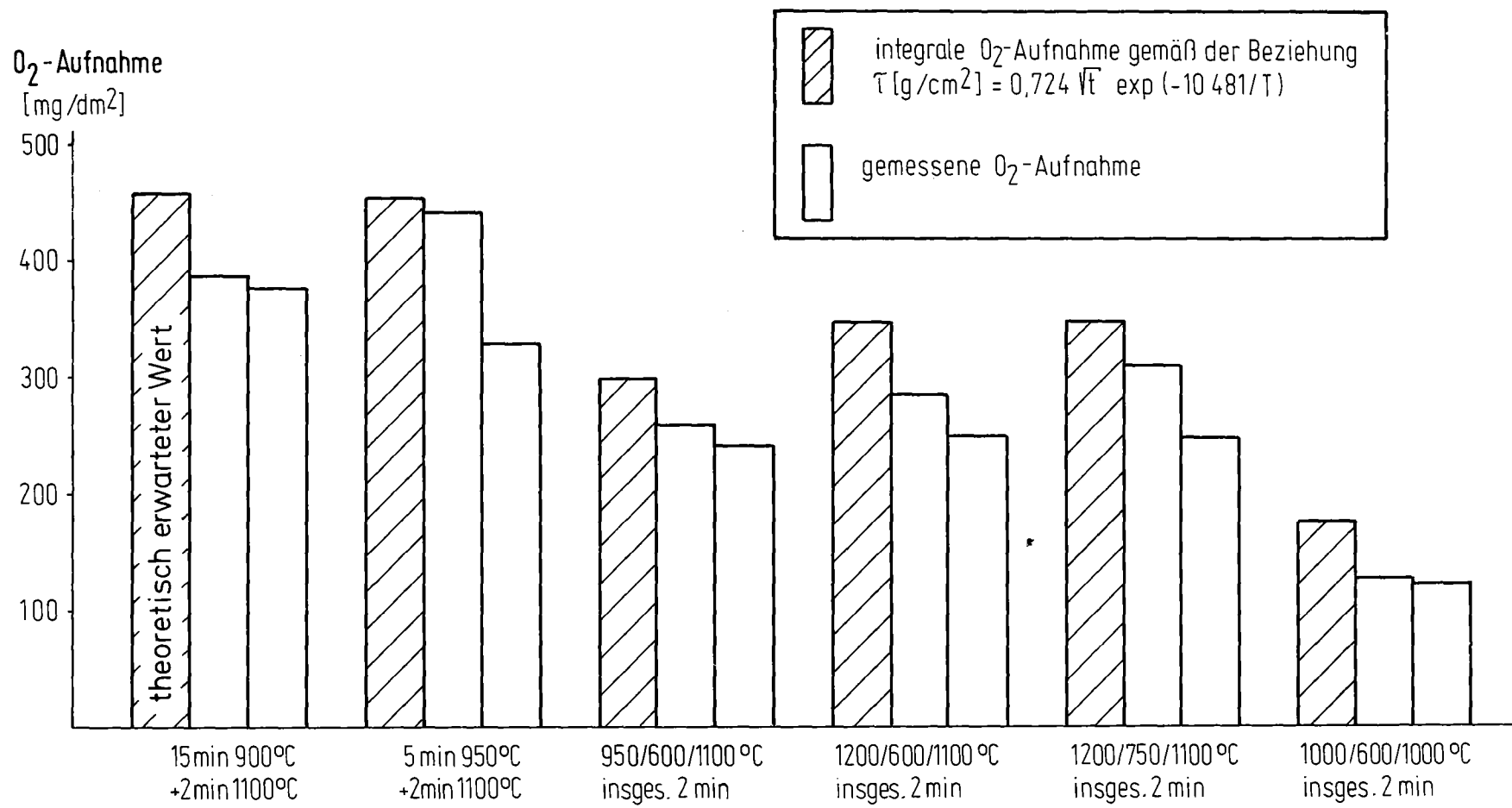


- 4200-59 -

Isotherme Oxidation von Zircaloy 4 in Dampf - Vergleich internationaler Werte

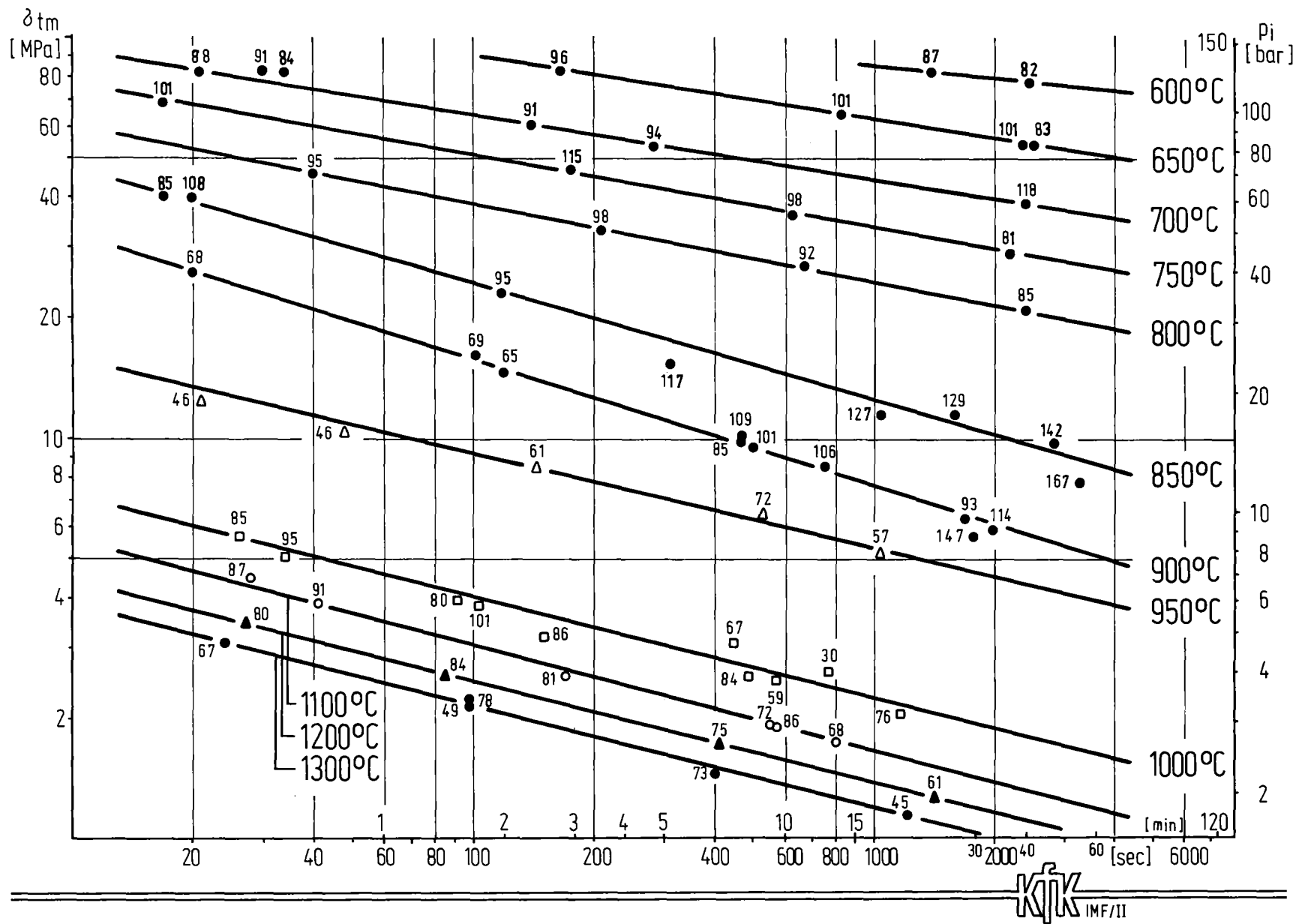
Abb. 06.01.06/02A-1





- 4200-60 -

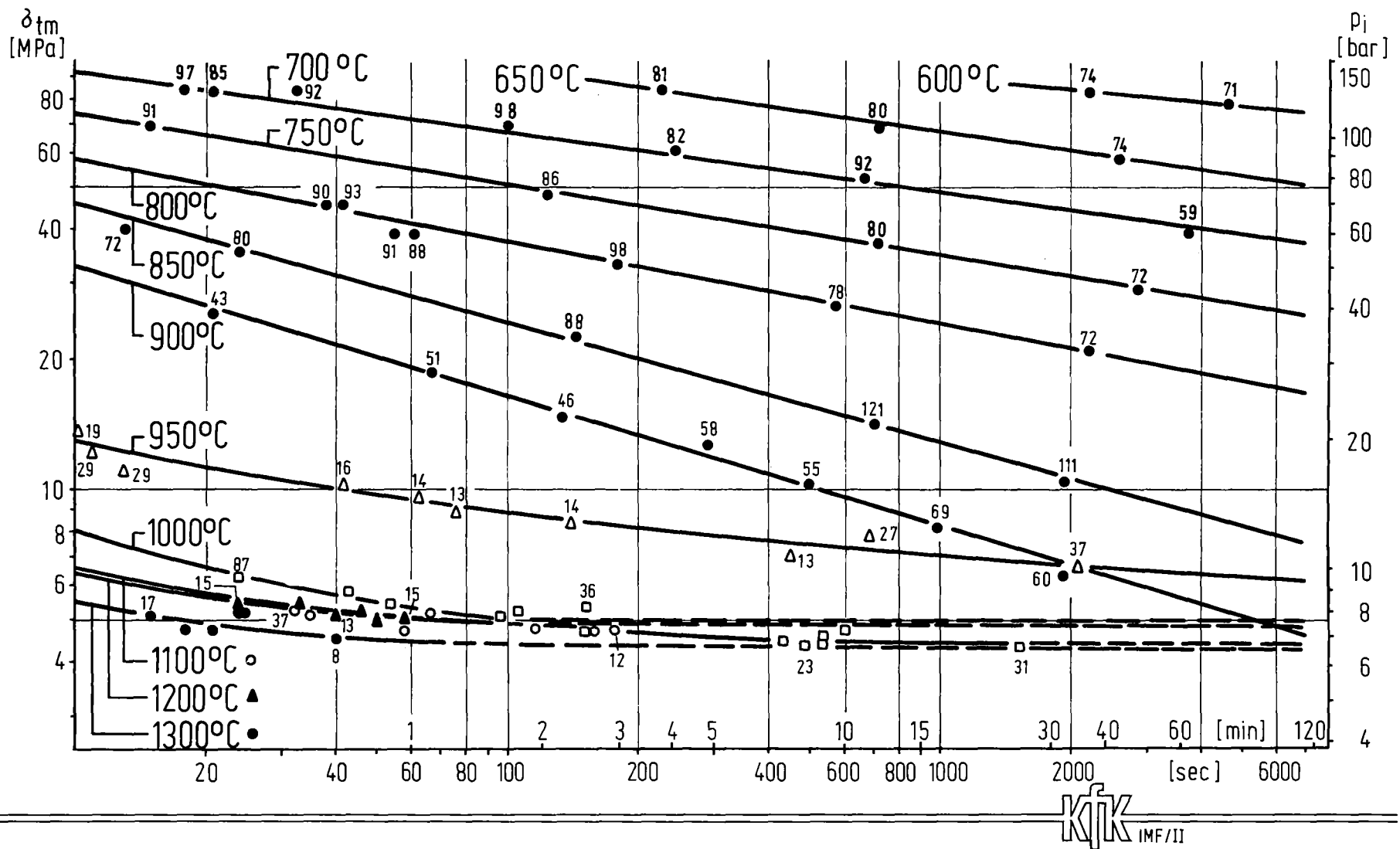
Zircaloy 4-Dampf Hochtemperatur-Oxidation. Anomal geringe Oxidation aufgrund der Hysterese der Phasenumwandlung tetragonal → monoklin des ZrO<sub>2</sub>



- 4200-61 -

Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Argon (mit Angabe der Dehnung in %)

Abb. 06.01.06/02A-3

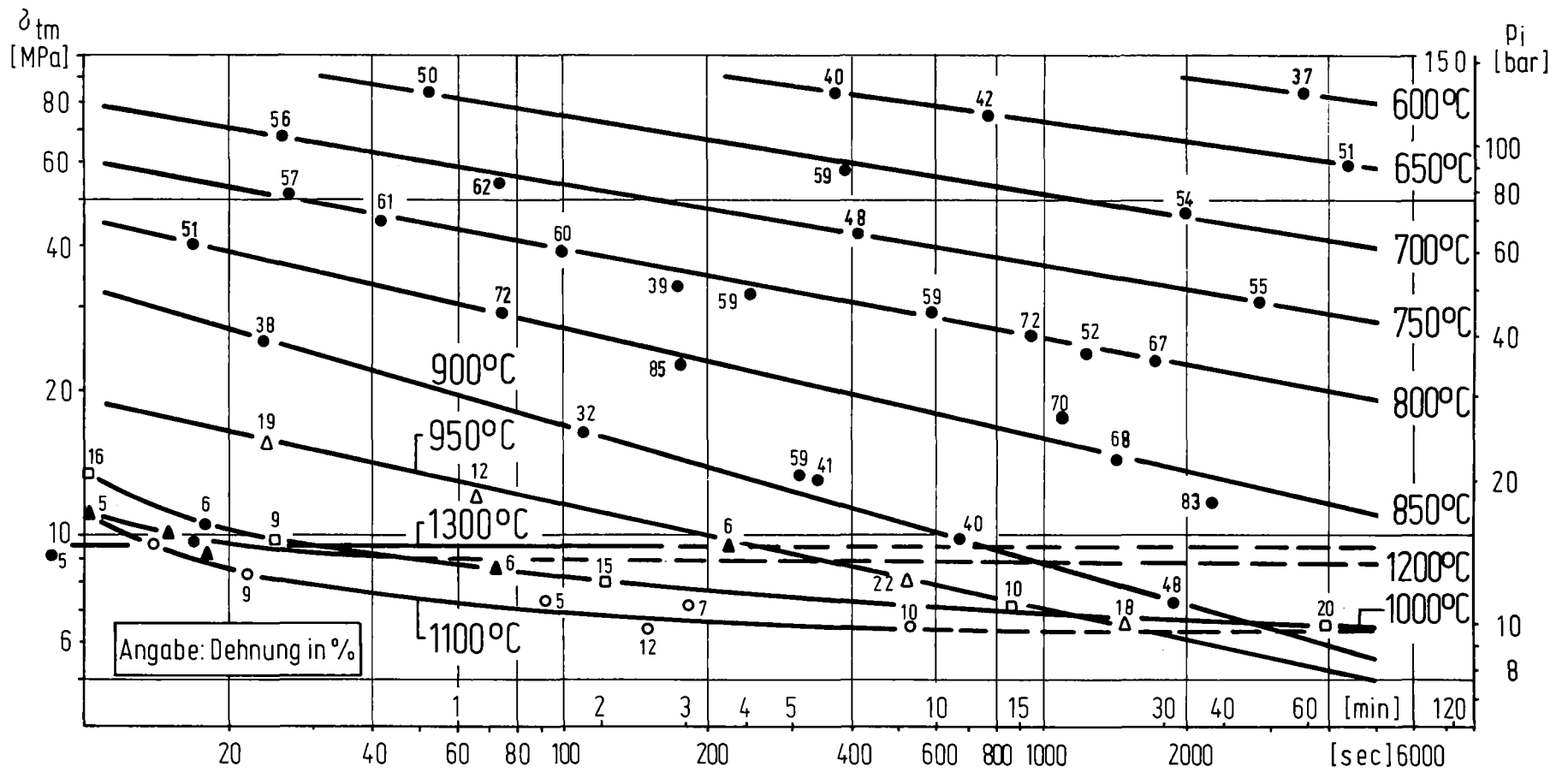


-4200-62 -



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf (mit Angabe der Dehnung in %)

Abb. 06.01-06/02A-4

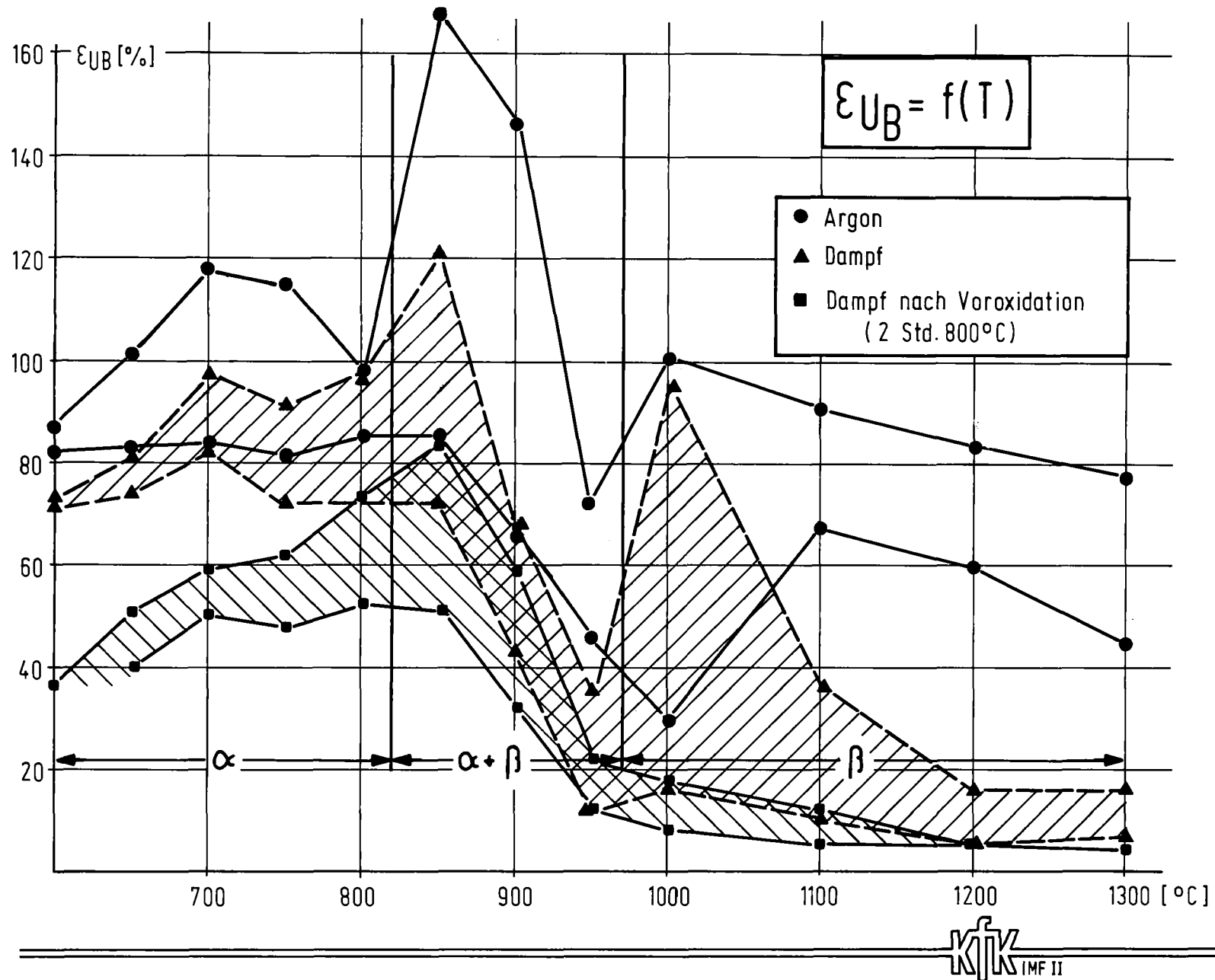


- 4200-63 -



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf nach Voroxidation (2 h, 800°C)

Abb. 06.01.06/02A-5

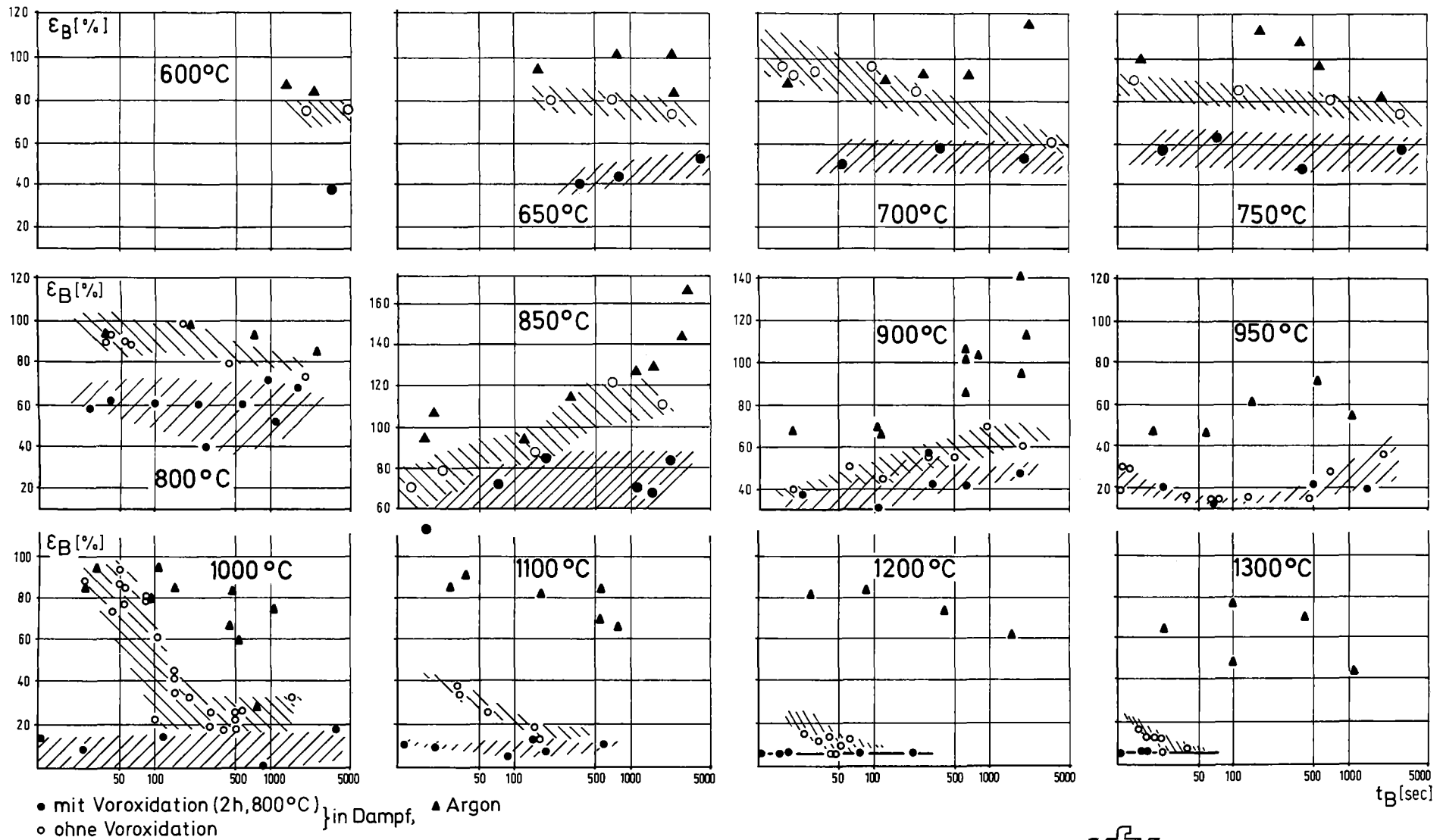


- 4200-64 -

Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 - Rohrkapseln in Argon und Dampf

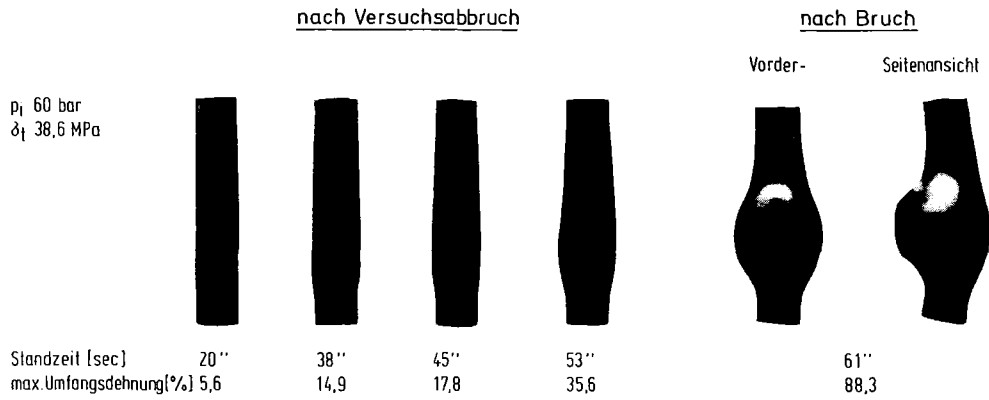
Abb. 06.01.06/02A-6





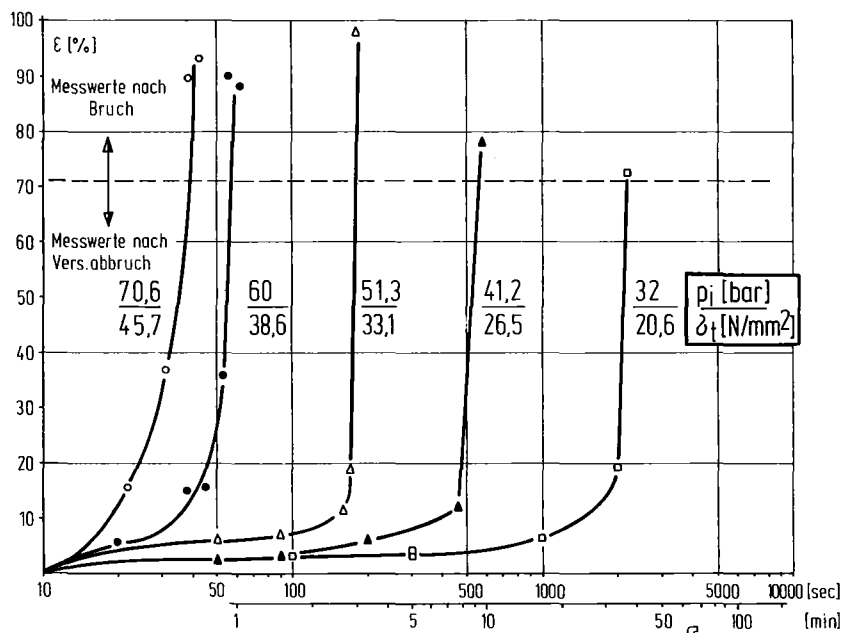
Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf und Argon. Maximale Umfangsdehnung geborstener Proben in Abhängigkeit von der Standzeit, Temperatur und Voroxidation

Abb. 06.01.06/02A-7



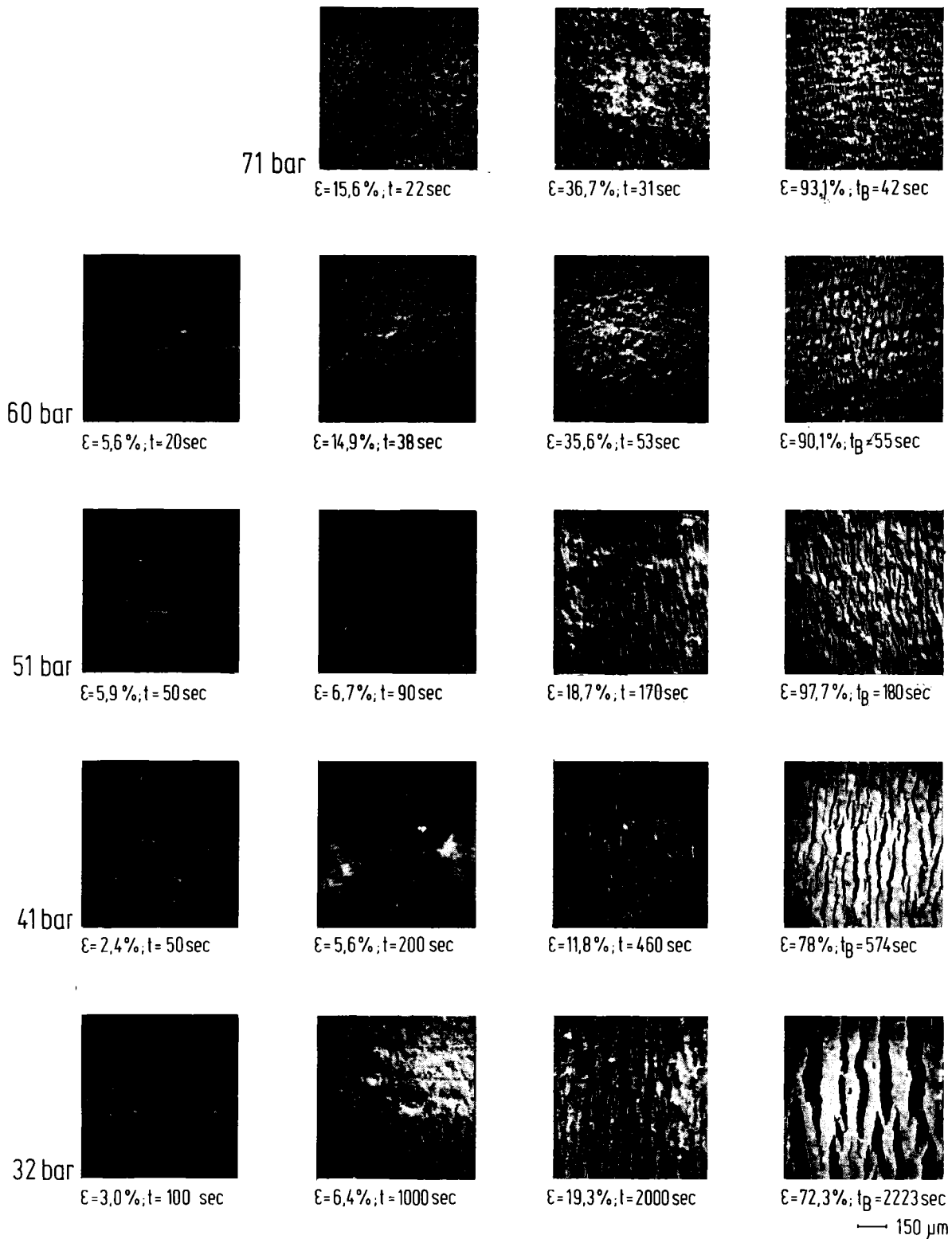
Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf bei 800°C

Abb. 06.01.06/02A-9



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Dampf bei 800°C

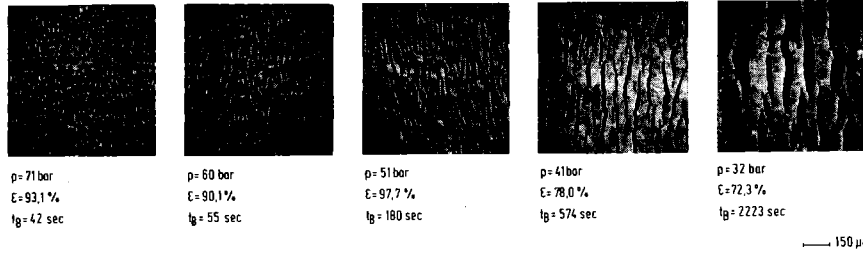
Abb. 06.01.06/02A-8



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Dampf (800°C, 32-71 bar). Auswertung von REM-Oberflächenaufnahmen

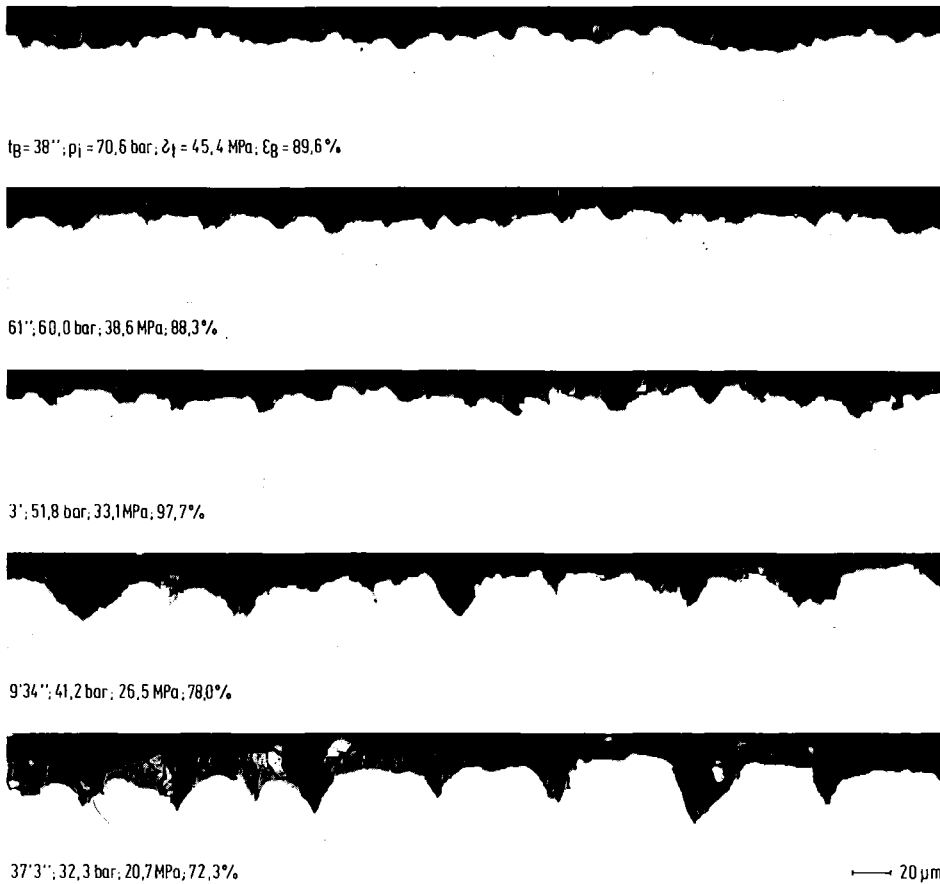
Abb. 06.01.06/02A-10

Auswertung von REM - Oberflächenaufnahmen



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Dampf (800°C, 32-71 bar)

Abb. 06.01.06/02A-11



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 -Rohrkapseln in Dampf bei 800°C

Abb. 06.01.06/02A-12



t = 20'';  $\epsilon = 5,6\%$



t = 38'';  $\epsilon = 14,9\%$



t = 45'';  $\epsilon = 15,8\%$



t = 53'';  $\epsilon = 35,6\%$



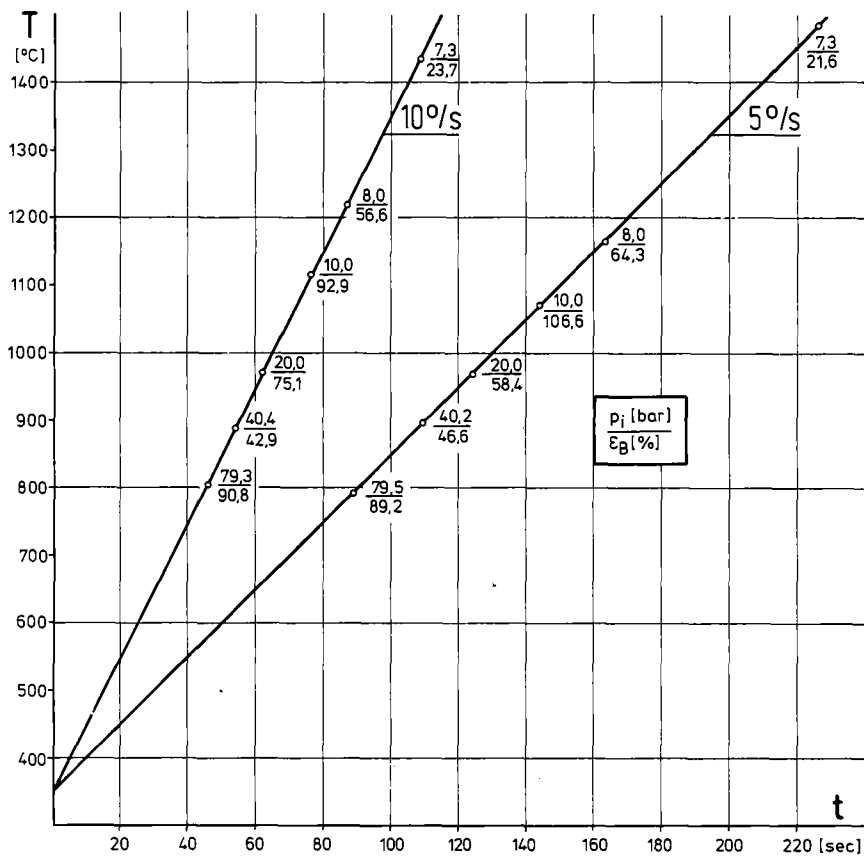
t<sub>B</sub> = 61'';  $\epsilon_B = 88,3\%$

10 μm



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf bei 800 °C  
Metallographische Querschliffe im Bereich maximaler Kapseldehnung ( $p_j = 60,0$  bar,  $\lambda_t = 38,6$  MPa)

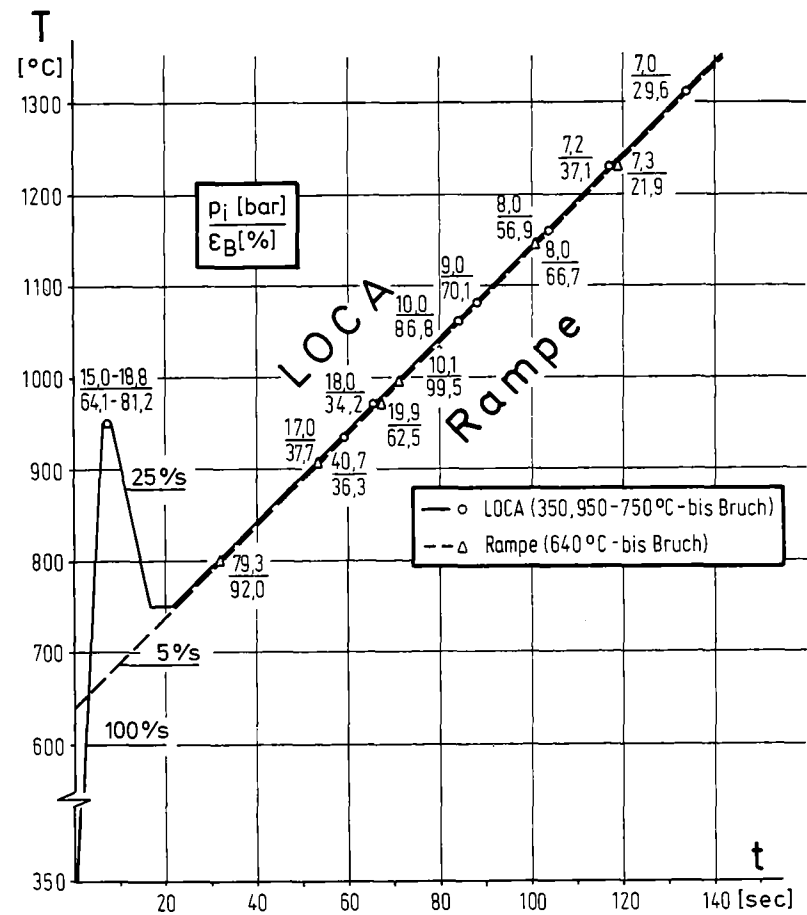
Abb. 06.01.06/02A-13



17 **KfK** IMF/IT

Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf. Temperaturtransiente, isobare Versuche mit unterschiedlicher Aufheizgeschwindigkeit

Abb. 06.01.06/02A-14



17 **KfK** IMF/IT

Rohrinnendruck-Kurzzeitstandversuche von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf. Vergleich LOCA-Verlauf / Temperaturrampe

Abb. 06.01.06/02A-15

06.01.06./03A Untersuchungen zum Einfluss des Oxidbrennstoffes und von  
PNS 4235.3 Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Zry-  
Hüllrohren bei LWR-Störfalltransienten

(P.Hofmann, H.Schneider, H.Zimmermann, J.Burbach, G.Gaus-  
mann, H.Metzger, H.T.Müller, E.Nold, G.Reiser, B.Scheckel;  
IMF I)

### 1. Einfluss von simulierten Spaltprodukten und Spaltproduktverbindungen auf die mechanischen Eigenschaften von Zry-4-Hüllrohren

Im Rahmen dieser Untersuchungen soll ermittelt werden, ob neben elementarem Jod auch andere flüchtige Spaltprodukte bzw. Spaltproduktverbindungen einen Einfluss auf das Verformungs- und Bruchverhalten von Zry-4 Hüllrohren bei hohen Temperaturen besitzen. Bei früheren Versuchen wurde bereits gezeigt, dass elementares Jod unterhalb  $850^{\circ}\text{C}$  zu einer starken Abnahme der Duktilität des Zry-4-Hüllmaterials führt /1, 2,3/. Voraussetzung ist jedoch, dass eine ausreichend grosse Jodkonzentration in den Zry-Rohrproben vorhanden ist (s. Abschnitt 2).

Die ersten Berstexperimente mit  $\text{CsJ}$ ,  $\text{Cs}_2\text{O}$ ,  $\text{Cs}_2\text{ZrO}_3$ ,  $\text{Cs}_2\text{MoO}_4$ ,  $\text{ZrJ}_4$ ,  $\text{TeJ}_4$ ,  $\text{ZrTe}_2$ ,  $\text{Cs}_2\text{Te}$ ,  $\text{Cd}$ ,  $\text{Sb}$ ,  $\text{Sn}$ ,  $\text{Te}$ ,  $\text{Se}$  und  $\text{J}_2\text{O}_5$  gefüllten Rohrproben erfolgten unter Schutzgas. Die Rohrrinnendrucke betragen bei Raumtemperatur einheitlich 70 bar. Diese Vorinnendrucke führten während des Aufheizens im Temperaturbereich zwischen  $770$  und  $830^{\circ}\text{C}$  zum Bersten der Rohrproben. Die Standzeiten variierten zwischen 70 und 100 s.

Die untersuchten Elemente und Verbindungen führten alle zu einer Abnahme der Berstdehnung der Zry-4-Hüllrohre im Vergleich zu den nur mit Argon gefüllten Vergleichsproben. Aber nur diejenigen Rohrproben, die Jodverbindungen enthielten, mit Ausnahme von  $\text{CsJ}$ , liessen eine ausgeprägte Verminderung der Hüllrohrbruchdehnung bei ca.  $800^{\circ}\text{C}$  infolge Spannungsrisskorrosion erkennen. Die Berstdehnungen der jodhaltigen Versuchsproben betragen  $\leq 15\%$  gegenüber 60 bis 105% bei den nicht jodhaltigen Rohrproben und etwa 110% für die spaltproduktfreien Referenzproben. Eine Vorschädigung der Zry-Hüllrohre durch eine ca.  $60\ \mu\text{m}$  tiefe Kerbe in der Hüllrohrinnenoberfläche hatte eine weitere Abnahme der Berstdehnungen der Hüllrohre zur Folge, speziell bei den Proben die  $\text{ZrJ}_4$ ,  $\text{TeJ}_4$  und  $\text{J}_2\text{O}_5$  enthielten.

Im Gegensatz zu CsJ besitzen  $J_2O_5$ ,  $TeJ_4$  und  $ZrJ_4$  eine geringe thermische Stabilität. Bereits beim Hochheizen zersetzen sich z.T. diese Verbindungen, und es entstehen ausreichend hohe Jodpartialdrücke im System, die zur Spannungsrisskorrosion des Zry-4 führen können. CsJ ist dagegen bei niedrigen Sauerstoffpotentialen eine sehr stabile Verbindung. Der Jodpartialdruck von CsJ reicht nicht aus, um Spannungsrisskorrosion zu bewirken. Höhere Sauerstoffpotentiale, wie sie sich z. B. durch leicht überstöchiometrischen Brennstoff ( $O/U > 2,02$ ) in den Versuchsproben einstellen, sind aber ausreichend, das CsJ unter Bildung von thermodynamisch stabileren Cs-O-Verbindungen aufzuspalten, wodurch Jod freigesetzt wird.

## 2. Bestimmung der kritischen Jodkonzentration

Im Rahmen dieser Experimente soll die kritische Jodkonzentration in den Rohrproben bestimmt werden, oberhalb der es zum verformungsarmen Versagen der Zry-Hüllrohre infolge Spannungsrisskorrosion kommt. Es wurden Berstversuche und Zeitstandexperimente im Temperaturbereich zwischen 700 und 950°C unter Schutzgas durchgeführt. Die Rohrproben kamen im Anlieferungszustand und innen voroxidiert ( $ZrO_2$ -Schicht: 7 bis 15  $\mu m$ ) zum Einsatz. Die Jodkonzentration in den Rohrproben variierte zwischen etwa 0,01 und 100  $mg/cm^3$ .

Wie die Versuchsergebnisse zeigen, hängt die kritische Jodkonzentration hauptsächlich von der Zry-Temperatur sowie der Anwesenheit von Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenoberfläche ab. Bei Bersttemperaturen zwischen 760 und 830°C beträgt die kritische Jodkonzentration für die nicht voroxidierten Rohrproben etwa 0,6  $mg/cm^3$  (Abb. 06.01.06/03A - 1). Dünne Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenoberfläche verringern die kritische Jodkonzentration um etwa eine Größenordnung. Nach Überschreitung der kritischen Jodkonzentration kommt es zu einer starken Abnahme der Berstdehnung der Zry-Hüllrohre infolge Spannungsrisskorrosion. Die Berstdehnung nimmt dabei von etwa 105% auf Werte <20% ab und erreicht dann ein Plateau, das unabhängig von der Jodkonzentration ist. Die Berstdehnungen der innen voroxidierten Rohrproben sind generell kleiner als diejenigen Proben, die im Anlieferungszustand zum Einsatz kamen (Abb. 06.01.06/03A - 1). Bei Bersttemperaturen ober-



halb 850°C hat Jod, auch in sehr hohen Konzentrationen, keinen Einfluss mehr auf die Berstdehnung der Hüllrohre (Abb. 06.01.06/03A - 2). Oberhalb 850°C haben bei Berstversuchen auch dünne Oxidschichten, unabhängig von der untersuchten Jodkonzentration, praktisch keinen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Zry. Bei Zeitstanduntersuchungen kommt es dagegen zu einer geringen Versprödung der Zry-Hüllrohre infolge Sauerstoffdiffusion von der Oxidschicht in das Zry. Die Gegenwart von Jod führt jedoch auch bei Zeitstandversuchen oberhalb 850°C zu keiner weiteren Versprödung des Zry.

Es ist anzumerken, dass es sich bei den experimentell ermittelten kritischen Jodkonzentrationen um Maximalwerte handelt. Bereits beim Hochheizen der Versuchsproben reagiert ein Teil des elementaren Jods mit dem Zry unter Bildung von Zirkonjodiden, wodurch der Jodpartialdruck im System reduziert wird. Trotzdem sind die so bestimmten Jodpartialdrücke immer noch deutlich grösser als die theoretisch abgeschätzten Jodpartialdrücke, die im Brennelement zu erwarten sind. Weitere Untersuchungen sind daher notwendig, diese Diskrepanz aufzuklären.

### 3. Abhängigkeit der Zry-Gefügestruktur von der Temperatur und Zeit

Bei out-of-pile und in-pile-Experimenten mit LWR-Brennstabsimulatoren treten axiale und radiale Temperaturgradienten im Zry-Hüllrohr auf. Da man jedoch nur an einer begrenzten Anzahl von Stellen die Hüllmaterialtemperatur mittels Thermoelementen nennen kann, muss man die Hüllmaterialtemperatur an den übrigen Stellen anhand der Zry-Gefügestruktur (Phasenzusammensetzung, Korngrösse) abschätzen. Um gut definierte Gefügestrukturen für Vergleichszwecke zu besitzen, sind Glühexperimente mit Zry unter sauberen Randbedingungen erforderlich. Neben der Temperatur und Glühzeit wird der Gefügezustand des Zry auch vom Spannungszustand im Hüllrohr sowie dem Sauerstoffgehalt des Zry abhängen.

Zur Ermittlung der Gefügestruktur von Zry-4 im spannungsfreien Zustand wurden daher erste Glühexperimente mit kurzen Rohrabschnitten unter Schutzgas durchgeführt. Die isothermen Glühungen erfolgten in

der TUBA zwischen 800 und 1000°C. Die Glühzeiten betragen 1, 10, 100 und 1000 s; die Aufheizgeschwindigkeit betrug einheitlich 20°C/s.

Bei der Aufheizung von Zry findet zwischen etwa 830 und 960°C eine Gefügeumwandlung von der  $\alpha$ -Phase (hexagonal) in die  $\beta$ -Phase (kubisch) statt. Diese Gefügeumwandlung ist diffusionsgesteuert und daher neben der Temperatur stark zeitabhängig. Das kann man den Aufnahmen der Abb. 06.01.06/03A - 3 entnehmen, die das Zry-4-Gefüge bei 1000°C in Abhängigkeit der Glühzeit zeigen. Eine vollständige Gefügeumwandlung erfolgt erst nach Glühzeiten >10 s. Beim Abkühlen aus der  $\beta$ -Phase erhält man die  $\alpha'$ -Phase, die eine Widmanstätten-Struktur aufweist.

#### 4. Zerstörende Nachbestrahlungsuntersuchungen von LWR-Brennstäben des PNS-Vorhabens 06.01.08/01A (4237)

##### 4.1 Allgemeines

Im DK-Loop des FR 2 wurden in-pile Experimente zum LWR-Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall sowohl mit frischem, d.h. nicht vorbestrahltem als auch bestrahltem Oxidbrennstoff durchgeführt (s. Abschnitt 06.01.08/01A). Im Berichtszeitraum erfolgten metallographische Nachuntersuchungen an dem nicht vorbestrahlten Brennstab A2.1 /4/. Die zerstörenden Nachuntersuchungen sollen Auskunft über das mechanische Verhalten des Zry-4-Hüllrohres, die Hüllrohroxidation und das Ausmass der Innenkorrosion während der LOCA-Transiente geben. Im Rahmen dieses Beitrages soll ausschliesslich die Innenkorrosion des Hüllrohres durch das  $UO_2$  beurteilt werden. Die Beurteilung des mechanischen Verhaltens des Zry-4-Hüllrohres sowie der Aussenoxidation durch den Wasserdampf erfolgte im Rahmen der Vorhaben 06.01.06/01A und 06.01.06/02A.

##### 4.2 Beurteilung der Hüllrohrinnenkorrosion

Aufgrund der thermodynamischen Instabilität zwischen dem  $UO_2$  und Zry finden chemische Wechselwirkungen zwischen dem Brennstoff und Zry statt, besonders bei höheren Temperaturen. Da während der LOCA-Transiente i.a. nicht mit einem guten Festkörperkontakt zwischen dem  $UO_2$  und Zry zu rechnen ist, werden die Reaktionen bevorzugt über die Gasphase ablaufen. Dabei wird Sauerstoff vom  $UO_2$  unter Reaktion mit

dem Zry abgegeben. Es kommt daher zu einer Oxidation der Hüllrohrinnenoberfläche.

Der Anteil der durch das  $UO_2$  während des Versuchs verursachten Oxidationsreaktionen auf der Hüllrohrinnenoberfläche ist aber nach dem Bersten des Hüllrohres nicht mehr eindeutig feststellbar, da Wasserdampf in den Brennstab eindringt und mit dem Zry reagiert. Eine Oxidation des Zry-4-Hüllrohres von innen konnte nicht an allen untersuchten Schliffebenen festgestellt werden, insbesondere nicht an den von der Berststelle am weitesten entfernten Schliffebenen /4/. Sehr wahrscheinlich wird der in den geborstenen Brennstab eindringende Wasserdampf bereits in der Umgebung der Berststelle durch das Zry und  $UO_2$  abgebunden oder das Hüllmaterial hat zum Zeitpunkt, da der Wasserdampf diese Ebenen erreicht, infolge Abschreckung (Fluten) des Brennstabes, eine zu niedrige Temperatur. Die Dicke der Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenseite ist i.a. kleiner als die auf der Hüllrohraussenseite und ist radial und axial nicht gleichmässig. Das Aussehen der inneren Oxidschichten deutet darauf hin, dass diese erst nach dem Bersten der Hüllrohre durch den eindringenden Wasserdampf entstanden sind, da innen - im Gegensatz zu aussen - keine Risse in der Oxidschicht festzustellen sind.

#### 4.3 Mechanisches Verhalten des Brennstoffes

Im Hinblick auf das mechanische Verhalten des Brennstoff-Pellets ist bei den Versuchen mit nicht vorbestrahltem BS festzustellen, dass die  $UO_2$ -Pellets während der LOCA-Transiente entweder überhaupt nicht oder nur in wenige grosse Bruchstücke zerfallen. Zu welchem Zeitpunkt während der LOCA-Transiente der Brennstoff in Stücke zerbricht, ist nicht eindeutig festzustellen. Da die  $UO_2$ -Pelletbruchstücke hauptsächlich im Beulenbereich beobachtet werden, liegt die Vermutung nahe, dass die Pellets infolge mechanischer Einwirkung zu Bruch gehen. Der Brennstab wird sehr wahrscheinlich nach dem Bersten an das ihn umgebende Dampfführungsrohr geschlagen, wobei die Pellets zerbrechen. Mechanische Spannungen in den  $UO_2$ -Pellets, die durch den Temperaturgradienten im Brennstoff entstehen, spielen bei dem Bruchverhalten der Pellets während der LOCA-Transiente offenbar eine untergeordnete Rolle.

## 5. Glühversuche zur Untersuchung des Spaltgasverhaltens in UO<sub>2</sub> bei Kühlmittelverlustunfällen

### 5.1 Versuchsdurchführung

Ziel der Untersuchungen ist die Ermittlung der Spaltgasfreisetzung und der Schwellung von teilabgebranntem UO<sub>2</sub> bei Temperaturerhöhungen infolge Kühlmittelverlustes. Dazu werden vorbestrahlte UO<sub>2</sub>-Proben geglüht und die dabei auftretende Spaltgasfreisetzung und Schwellung als Funktion der Glühtemperatur, der Glühzeit und der Bestrahlungsbedingungen bestimmt.

Die Glühungen erfolgen unter Ar-Atmosphäre in verschweissten Mo- oder Nb-Kapseln in einem Rohrofen. Das Untersuchungsprogramm umfasst:

- Dichtebestimmungen vor und nach der Glühung zur Ermittlung der Schwellung,
- Bestimmung des freigesetzten Spaltgases,
- Bestimmung des Poren- und Gitterspaltgases zwecks Untersuchung der Spaltgasumverteilungsvorgänge im Brennstoff während der Glühung,
- keramographische Untersuchungen zur Feststellung evtl. Gefügeänderungen.

Parallel zu den Untersuchungen an den geglühten Proben werden die zerstörenden Untersuchungen, Bestimmung des gebundenen Spaltgases und Keramografie, auch an ungeglühten Vergleichsproben durchgeführt, um den Ausgangszustand charakterisieren zu können.

### 5.2 Versuchsexperimente

#### 5.2.1 Experimente mit isotherm bestrahlten Proben

Aus früheren Experimenten stand eine Reihe bestrahlter UO<sub>2</sub>-Ringpellets mit folgenden Daten zur Verfügung:

Pelletdurchmesser, aussen/innen:	5,1 / 2,1 mm
Pellethöhe:	1 mm
Dichte:	90, 98% TD
U-235-Anreicherung:	15, 20%
Abbrand:	1, 11%
Bestrahlungstemperatur:	≤1000°C
Spaltungsrate:	~5·10 <sup>13</sup> cm <sup>-3</sup> s <sup>-1</sup>

Die folgende Übersicht zeigt die durchgeführten Glühbehandlungen und die wichtigsten Ergebnisse

Glühung	Probe	Ergebnis
2 h - 1600°C	1% Abbrand	ca. 2% Schwellung, kein Kornwachstum
	11% Abbrand	Probe zerbröckelt
1 h - 1200°C	11% Abbrand	Probe zerbröckelt

Die Proben mit 1% Abbrand zeigten nach einer zweistündigen Glühung bei 1600°C eine Schwellung von  $2 \pm 0,3\%$ . Ein systematischer Einfluss der Ausgangsdichte und der Probenstruktur auf die Schwellung war nicht erkennbar. Rissbildung während der Glühung trat nicht auf. Ein Kornwachstum fand nicht statt; im Gegensatz dazu zeigten unbestrahlte Vergleichsproben nach der gleichen Glühbehandlung ein deutliches Kornwachstum. Der Anteil der Poren mit Durchmessern  $< 10 \mu\text{m}$  hat sich während der Glühung etwas erhöht.

Sämtliche Proben mit 11% Abbrand sind bei den Glühungen in Teilchen mit Durchmessern zwischen 0,1 und 1 mm zerbröckelt.

### 5.2.2 Experimente mit Proben des PNS-Brennstabes F6

Der mittlere radiochemisch bestimmte Abbrand des Brennstabes F6 beträgt 2,4%. Das axiale Abbrandprofil zeigt eine nahezu lineare Abhängigkeit von der axialen Position mit ca. 2,65% Abbrand am unteren Brennstoffende und ca. 2,15% am oberen Brennstoffende.

Unter Zugrundelegung einer Spaltgasentstehungsrate von 0,31 Gasatomen pro Spaltung beträgt die Spaltgasfreisetzung des Stabes F6 3,5%. Die mittlere Brennstoffdichte nach Bestrahlung liegt bei  $10,50 \text{ g/cm}^3$  (95,8% TD). Bei einer Ausgangsdichte von  $10,35 \text{ g/cm}^3$  (94,4% TD) ergibt sich eine integrale Dichtezunahme von 1,4% während der Bestrahlung, d.h. der Betrag der Nachverdichtung war bis zu einem Abbrand von 2,4% unter den gegebenen Bedingungen höher als der Schwellbetrag.

Tab. 06.01.06/03A - 1: Übersicht über die 1978 durchgeführten  
Glühversuche

Glühbehand- lung min.	°C	Proben- abbrand %	Schwel- lung %	Spaltgas- freisetzg. %	Gebund. Spaltgas 10 <sup>-3</sup> Atome/U-Atom		Keramo- grafie
					P	G	
15	1600	2,22	2,4	-	1)	1)	1)
55	1600	2,14	2,9	-	1)	1)	1)
115	1600	2,42	3,5	25,0	3,65	1,61	2)
15	1525	2,51	2,1	13,9	1)	1)	1)
30	1510	2,49	1,5	15,3	1)	1)	2)
58	1500	2,48	1,5	15,1	1)	1)	2)
120	1500	2,55	3,0	17,7	1)	1)	2)
180	1500	2,25	4,3	14,6	1)	1)	1)
120	1200	2,52	0,1	1,8	1)	1)	2)
240	1200	2,54	0,4	0,9	1)	1)	1)

1) noch keine Ergebnisse

P = Porensplattgas

2) nicht vorgesehen

G = Gittersplattgas

### 5.3 Diskussion

Die Ergebnisse zeigen, dass das Brennstoffverhalten unter Störfallbedingungen eine Funktion der sich einstellenden Temperatur, der Zeit und der vorangegangenen Bestrahlungsbedingungen ist. Quantitative Angaben zur Temperatur- und Zeitabhängigkeit der transienten Spaltgasfreisetzung und Schwellung können aufgrund der wenigen bisher vorliegenden Ergebnisse noch nicht gemacht werden. Die Zeitabhängigkeit der Freisetzung scheint gekennzeichnet zu sein durch einen sehr raschen Anfangsanstieg - vermutlich bedingt durch Aufreißen von Korngrenzen - und durch einen nur noch sehr langsamen weiteren Anstieg. Die Schwellrate scheint ebenfalls zu Beginn am höchsten zu sein; jedoch tritt hier mit zunehmender Zeit noch eine merkliche Zunahme der Schwellung ein. Diese Aussagen gelten zunächst für Temperaturen, die deutlich über der steady-state-Bestrahlungstemperatur liegen. Bei Temperaturen, die nur wenig höher sind als die Bestrahlungstemperatur, scheinen im wesentlichen nur Diffusionsvorgänge die Zeitabhängigkeit zu bestimmen. Einen bedeutenden Einfluss auf die Reaktion des Brenn-

stoffes auf Temperaturerhöhungen hat sein momentaner Zustand, wobei in erster Linie an den Spaltgasgehalt der Korngrenzen zu denken ist.

#### 6. Zum Einfluss von Jod auf den Sauerstoffgehalt von Zry-Hüllrohren nach unterschiedlichem Versuchseinsatz

Im Rahmen der Untersuchungen zum Einfluss von Spaltprodukten auf die Innenkorrosion und die mechanischen Eigenschaften von Zry-Hüllrohren wurden Versuche mit Zry-Rohrproben unter Störfallbedingungen in Gegenwart bzw. Abwesenheit von Jod durchgeführt. Von einer Reihe solcher Proben wurden die Durchschnittsauerstoffgehalte bestimmt. In der nachfolgenden Tabelle sind die Sauerstoffgehalte der Zry-Rohrproben zusammengestellt. Man erkennt, dass bei den voroxidierten Proben und den Versuchsproben die überstöchiometrisches  $UO_2$ -Pulver enthalten, die Gegenwart von Jod i.a. zu einem niedrigeren Sauerstoffgehalt im Zry-Hüllmaterial führt. D.h. die Sauerstoffaufnahme des Zry wird offenbar durch Jod stark reduziert bzw. bereits vorhandene Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenoberfläche platzen durch die Einwirkung von Jod ab. Dieser Effekt ist bei höheren Temperaturen deutlicher ausgeprägt. So liegt z.B. der Sauerstoffgehalt der voroxidierten Zry-Probe nach Einsatz bei  $900^{\circ}C$  in Abwesenheit von Jod bei 0,63% und in Gegenwart von Jod bei 0,26%. Bei nicht voroxidierten Zry-Proben zeigt sich in Abwesenheit eines Sauerstoffspenders ( $UO_2$ ) kein signifikanter Unterschied im Niveau des Sauerstoffgehalts des Zry in Gegenwart bzw. Abwesenheit von Jod (Tabelle 06.01.06/03A - 2).

Einige Versuchsproben, zum Teil solche, bei denen die innere Oxidschicht abgeplatzt war und teilweise solche, bei denen die Oxidschicht mechanisch entfernt worden war, wurden unter Anwendung der Auger-Elektronenspektroskopie-Profilanalyse hinsichtlich des Sauerstoffgehalts in den Randzonen untersucht. Signifikante Niveauunterschiede ergaben sich bei den bei unterschiedlichen Temperaturen eingesetzten Proben nicht. Insgesamt konnte jedoch festgestellt werden, dass der Sauerstoffgehalt in diesen Randschichten bei  $\geq 5\%$  liegt und in Richtung Matrix allmählich abnimmt /5/. Bei den in Gegenwart von Jod eingesetzten Zry-Proben konnte in allen Fällen Jod deutlich nachgewiesen werden.

Tab. 06.01.06/03A - 2: Integraler Sauerstoffgehalt von as-received, voroxidierten und  $UO_2$ -haltigen Zry-4-Rohrproben nach unterschiedlichen Glühbedingungen

Probentyp	Versuchstemperatur °C	ohne Jod Gew.% O	mit Jod Gew.% O
Zry-Hüllrohr (as-received)	700	0,14/0,15	0,16/0,18
	800	0,27/0,23	0,16/0,16
	900	0,17/0,15	0,15/0,16
	1000	0,16/0,14	0,14/0,15
Zry-Hüllrohr (voroxidiert)	700	0,73/0,68	0,54/0,53
	800	0,74/0,76	0,30/0,31
	900	0,63/0,63	0,26/0,27
	1000	0,57/0,59	0,32/0,38
Zry-Hüllrohr + $UO_{2,03}$ -Pulver	700	0,24/0,25	0,25/0,29
	800	0,47/0,45	0,20/0,20
	900	0,48/0,50	0,24/0,22
	1000	0,49/0,44	0,30/0,32
Zry-Hüllrohr voroxidiert + $UO_2$ -Pellet	700		0,72/0,72
	800		0,19/0,21
	900		0,20/0,22
Zry-Hüllrohr + $UO_2$ -Pellet	1000	0,15/0,15	0,16/0,18

Literatur

/1/ P.Hofmann et al.

2. PNS-Halbjahresbericht 1977, KfK 2600, S. 343

/2/ P.Hofmann et al.

1. PNS-Halbjahresbericht 1978, KfK 2700



/3/ P. Hofmann

Einfluss des Spaltproduktelementes Jod auf das Verformungs- und Bruchverhalten von Zry-4-Hüllrohren bei Temperaturen zwischen 600 und 1000°C  
KfK 2661 (1978)

/4/ P.Hofmann, C.Petersen, G.Schanz

In-pile Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall; Teilbericht über den Nuklear Versuch A2.1: Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchung (1978, unveröffentlicht) +

/5/ H.Schneider

Einsatz der Auger-Elektronenspektroskopie zur Bestimmung von Sauerstoff-Konzentrationsprofilen in Zry-Oberflächenschichten und deren Quantifizierung

9. Colloquium on Metallurgical Analysis, Wien, Oktober 1978

+ Eine zur Verfügungstellung der Berichte ist nach entsprechender einzelvertraglicher Vereinbarung über die Nutzung des darin enthaltenen know how (know how-Vertrag) möglich. Entsprechende Anfragen sind an die Abteilung Patente und Lizenzen des KfK zu richten.

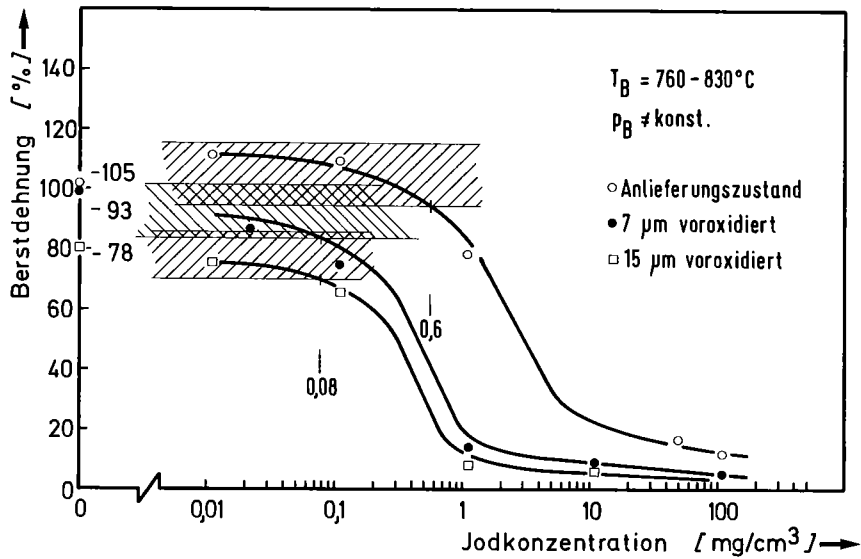


Abb.06.01.06/03A-1: Berstdehnung von Zry-4-Hüllrohren in Abhängigkeit der Jodkonzentration bei Temperaturen zwischen 760 und 830°C. Es wurden Hüllrohre im Anlieferungszustand und innen voroxidierte Hüllrohre untersucht

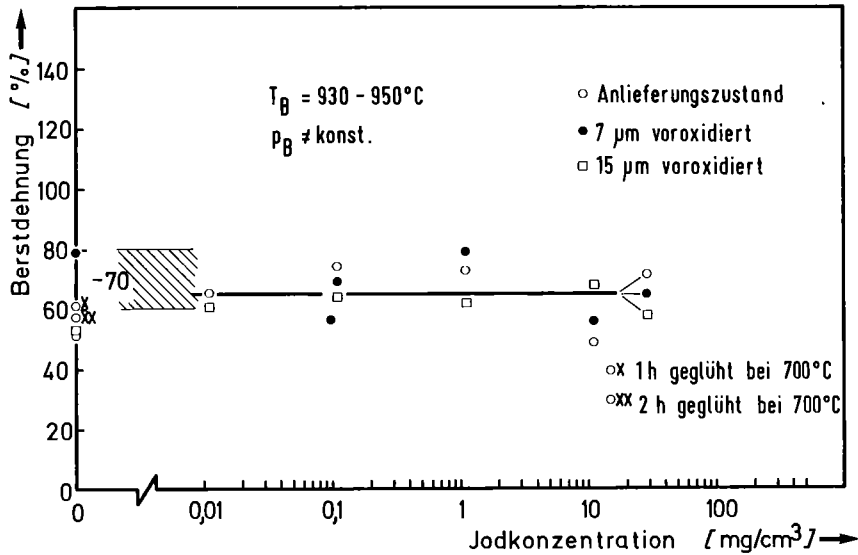


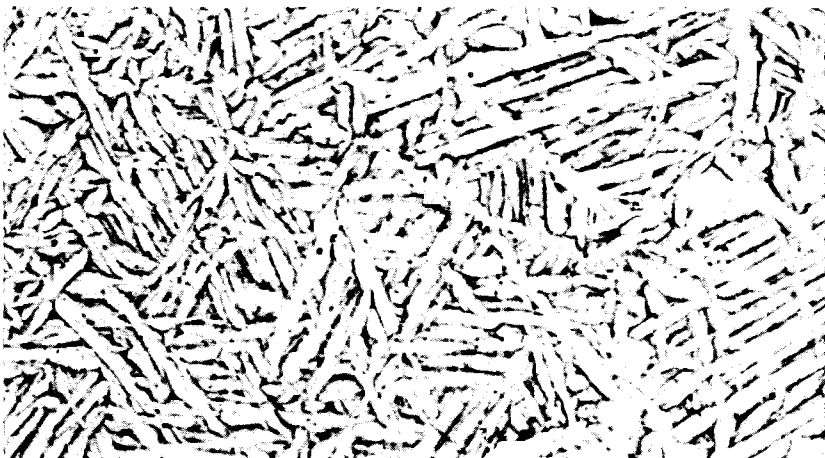
Abb.06.01.06/03A-2: Berstdehnung von Zry-4-Hüllrohren in Abhängigkeit der Jodkonzentration bei Temperaturen zwischen 930 und 950°C. Die Gegenwart von Jod hat keinen Einfluss auf die Berstdehnung



a



b



c

Abb.06.01.06/03A-3: Zry-4-Gefügestruktur nach Glühung bei 1000°C für unterschiedlich lange Glühzeiten:  
a) 1 s, b) 10 s und c) 100 s. Proben geätzt;  
Vergrößerung: 500x

06.01.06/04A Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter  
06.01.06/05A mechanisch-chemischer Beanspruchung ( FABIOLA )  
PNS 4235.4  
( L. Schmidt, H. Lehning, K. Müller, D. Piel,  
H. Schleger, IMF III  
S. Leistikow, D. Jennert, IMF II )

#### 1. Dampfversorgungsanlage und Teststrecke der FABIOLA-Versuchseinrichtung

Die Versuchseinrichtung FABIOLA, die zur Untersuchung des Dehnungs- und Berstverhaltens von Zircaloy-Hüllrohren unter störfalltypischen Bedingungen dient, wird zur Zeit in der Technikumshalle des IMF aufgebaut. Im Berichtszeitraum konnten alle für die Dampfversorgungsanlage erforderlichen Apparate, Armaturen sowie die elektrischen Versorgungs- und Meßeinrichtungen bereitgestellt werden.

Die Betriebsweise der Anlage für die zunächst entsprechend dem Versuchsprogramm vorgesehenen Heißstab-Experimente ist kurz folgende: Vom Verdampfer strömt der Dampf durch eine Überhitzereinheit in die Teststrecke. Von dort wird der stark überhitzte Dampf über einen Kühler in den Kondensator geleitet. Bei den Normalstab-Experimenten und auch bei Experimenten mit einer schnellen Abkühlphase nach dem Bersten des Hüllrohres werden die Überhitzer durch eine Bypassleitung umfahren.

An die der Teststrecke nachgeschalteten dampfführenden Bauteile müssen aus Sicherheitsgründen hohe Dichtheitsanforderungen gestellt werden, da beim Bersten der mit  $UO_2$ -Pellets beladenen Zircaloy-Hüllrohre Uran-Kontamination nicht ausgeschlossen werden kann. Daraus ergeben sich auch besondere Anforderungen an die Kühlsysteme von Dampfkühler und

Kondensator. Der Dampfkühler ist sekundärseitig an das instituts-eigene Preßluftnetz angeschlossen mit einem Absolutfilter in der Austrittsleitung. Der Kondensator wird mit einem vorhandenen geschlossenen Wasserkreislauf gekühlt. Dieser wurde speziell vom IMF III als Hilfskreislauf für andere Sicherheitsexperimente mit Natururan erstellt.

Die Teststrecke konnte inzwischen fertiggestellt und am Aufstellungs-ort installiert werden. Während das Dampfführungsrohr im Bereich des Brennstabsimulators direkt beheizt wird, sind alle anderen dampfführenden Rohre und Stutzen mit Begleitheizungen ausgerüstet. Diese ermöglichen ein schnelles Anfahren des Systems und sollen insbesondere an den für die pyrometrische Temperaturmessung erforderlichen Quarzglasfenstern Dampfkondensation verhindern. Abbildung 06.01.06/05A-1 zeigt die Teststrecke während der Montage.

## 2. Röntgenkinematographie-Anlage

Die Röntgenkinematographie-Anlage zur Erfassung des Aufbeulvorganges konnte termingerecht beim Hersteller einer Funktionsprüfung unterzogen werden. Für ihren Betrieb innerhalb der FABIOLA-Versuchsanlage ist eine zusätzliche Bleiabschirmung erforderlich. Diese muß gemäß den einschlägigen Vorschriften der Röntgenverordnung ausgeführt werden und gewährleistet einen Versuchsbetrieb ohne Strahlenbelastung der Umgebung. Das notwendige Genehmigungsverfahren ist eingeleitet worden.

## 3. Meßdatenerfassung und -verarbeitung

Während der Berstversuche sollen die für die Versuchsauswertung relevanten Meßgrößen mit der vorhandenen Datenerfassungsanlage on-line erfaßt und auf Magnetplatten gespeichert werden. In Tabelle 06.01.06/05A-1 sind die Meßgrößen zusammengestellt. Abbildung 06.01.06/05A-2 zeigt den Aufbau des Datenerfassungssystems. Die Meßwerte werden dem Rechnersystem über zwei Interface-Einheiten zugeführt. Die Temperatur, druck- und Durchsatz-Meßwerte sind über einen vorhandenen 8-Kanal-A/D-Wandler einer Interface-Einheit zugeordnet. Für die on-line Messung der Hüllrohrdehnung wurde ein TV-Breitenmeßsystem spezifiziert, welches der zweiten Interface-Einheit zugeordnet ist. Die Übernahme der Meßdaten wird durch einen im A/D-Wandler erzeugten Zeittakt gesteuert. Durch einen Impulsteiler ist die Möglichkeit gegeben, die Meßwertfolgefrequenz variabel zu gestalten zwischen ca. 0,2 und 750 Hz. Die Meßwerte Q1, P2, P4, T14, T15 werden außerdem auf einem Punktdrucker registriert.

Das bereits erwähnte TV-Breitenmeßsystem besteht aus einer Präzisions-TV-Kamera mit hoher Auflösung, einem Bildabtastsystem mit Breitenanalysator sowie einem Video-A/D-Konverter. Die TV-Kamera übernimmt das Röntgenbild vom Bildverstärker. Gemessen wird die äußere Kontur des Hüllrohres mit einer Auflösung in axialer Richtung ( Stabausschnitt ca. 200 mm ) von 256 Zeilen und in radialer Richtung von 1024 Spalten bezogen auf das projizierte Bild. Dies entspricht einer radialen Auflösung von 0,2 mm. Dieser Wert deckt sich auch in etwa mit dem Auflösungsvermögen des Röntgenbildverstärkers. Zur Redundanz wird parallel zur TV-Kamera über einen halbdurchlässigen Spiegel der Aufbeulvorgang mit einer Zeit-Dehn-Kamera aufgezeichnet. Diese ist mit einer internen Zeitmarkierung ausgerüstet, die durch das Rechnersystem angesteuert wird. Das Bildabtastsystem erlaubt eine maximale Bildfolge von 20 Bildern pro Sekunde. Das entspricht ca.  $10^4$  Meßwerten pro Sekunde bei Vollbildübernahme. Diese hohe Frequenz würde in ca. 100 Sekunden die Speicherkapazität der Magnetplatten erschöpfen. Längere Meßzeiten lassen sich erzielen durch Änderung der Bildfolgefrequenz und durch Zeilensprünge. Voruntersuchungen haben gezeigt, daß bei der Übernahme jeder vierten Zeile eine genügend genaue Wiedergabe der Hüllrohrkontur gegeben ist. Dadurch wird dann die Meßzeit auf 400 Sekunden erhöht. Verringert man zusätzlich die Bildfolgefrequenz, so läßt sich die Meßzeit noch weiter verlängern.

Die Meß- und Bilddaten werden nach dem Experiment konvertiert und auf Magnetband übertragen. Das Band ist die Schnittstelle zur detaillierten mathematischen Auswertung auf dem Großrechner mit verschiedenen Rechen-codes.

Die erweiterte Graphic-Software erlaubt eine graphische Auswertung auf der vorhandenen Prozeßrechenanlage unmittelbar nach dem Versuch. Nach einer ersten Sichtung auf einem Bildschirmgerät werden die Daten sortiert und zwischengespeichert. Anschließend können sie dann mit einem Plotter-System graphisch dargestellt werden. Es ist möglich, in verschiedenen Ebenen z.B. im Bereich der Temperaturmeßstellen oder des Beulmaximums den zeitlichen Dehnungsverlauf rechnerisch zu ermitteln und auch graphisch darzustellen.

#### 4. Geplante Weiterarbeit

- Fertigstellung des FABIOLA-Versuchsstandes, Inbetriebnahme und Erprobung der Anlage.
- Inbetriebnahme und Erprobung der Röntgenkinematographie-Einrichtung und Beschaffung der erforderlichen behördlichen Genehmigungen.
- Beschaffung und Inbetriebnahme des TV-Breitenmeßsystems.
- Inbetriebnahme und Erprobung der Datenerfassungsanlage einschließlich des Plotter-Systems.
- Vorversuche zur azimuthalen Temperaturverteilung unter Originaltestbedingungen.
- Referenzversuche zu den REBEKA-Einzelstabexperimenten.
- Nachuntersuchungen an den geborstenen Brennstabsimulatoren.

Meßstelle	Meßgröße	Meßort	Meßfühler	Meßbereich
TP 1 TP 2 TP 3	Temperatur	Brennstab- simulator- Oberfläche	Pyrometer	550 bis 1.000°C
TE 14 TE 15	Dampf- Temperatur	Teststrecke Eintritt Austritt	NiCr/Ni-Thermoelement	0 bis 1.200°C
Q 1	Dampfdurchsatz	Überhitzer ÜH 2	$Q = \frac{P}{\Delta T}$	0 bis 5 kg/h
P 2	Druck	Dampf in der Teststrecke	Druckaufnehmer induktiv	0 bis 3 bar
P 4	Druck	Brennstabsimulator- Innendruck	Druckaufnehmer induktiv	0 bis 200 bar
HD	Hüllrohr- dehnung	Zircaloy-Hüllrohr	Röntgenkinematographie- system	0 bis > 100 %

Tabelle 06.01.06/05A-1:

Zircaloy-Hüllrohr-Berstversuche ( FABIOLA )

Relevante Meßgrößen für die on-line Datenerfassung



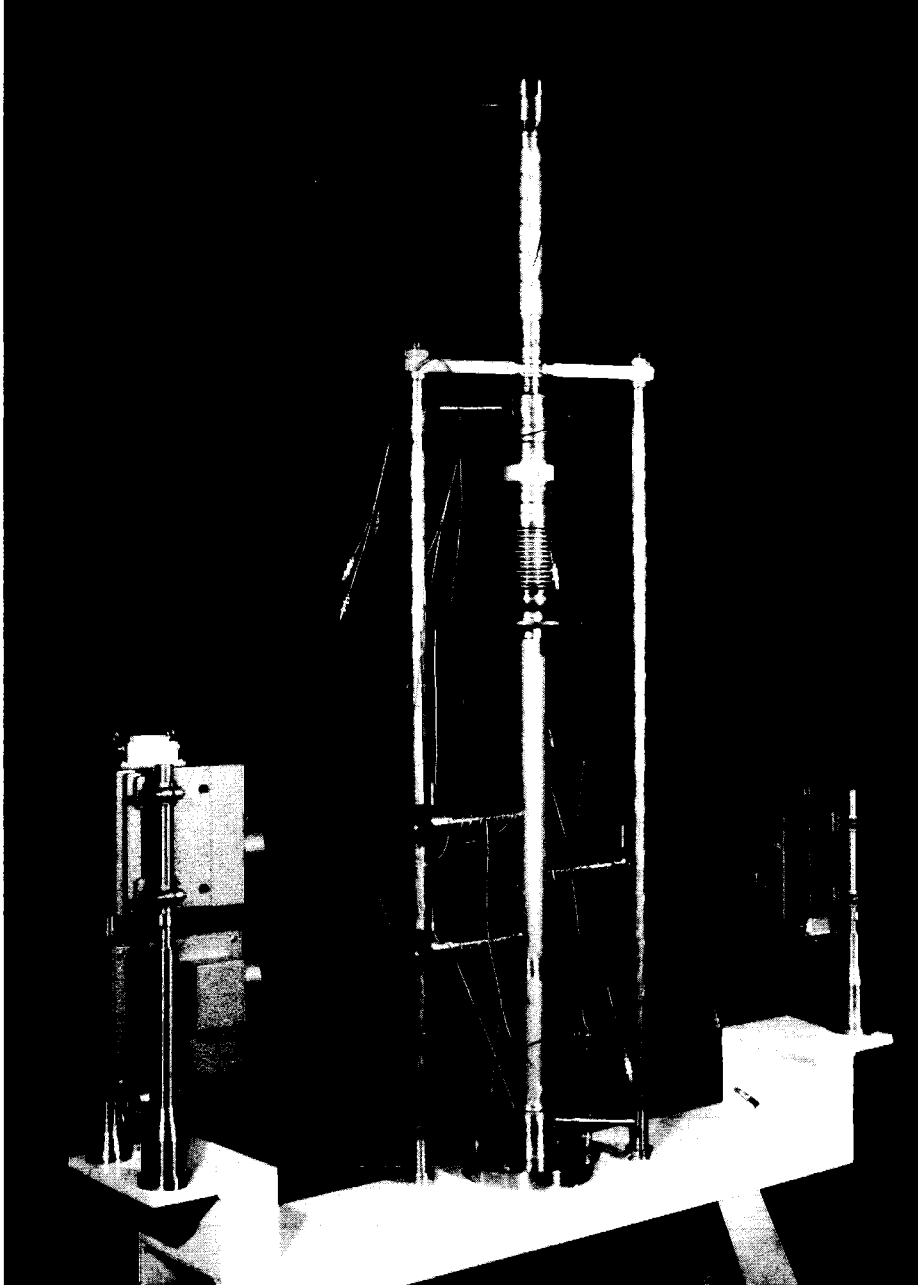


Abb. 06.01.06/05A-1: FABIOLA-Teststrecke mit Heizern, Thermoelementen und Pyrometern während der Montage

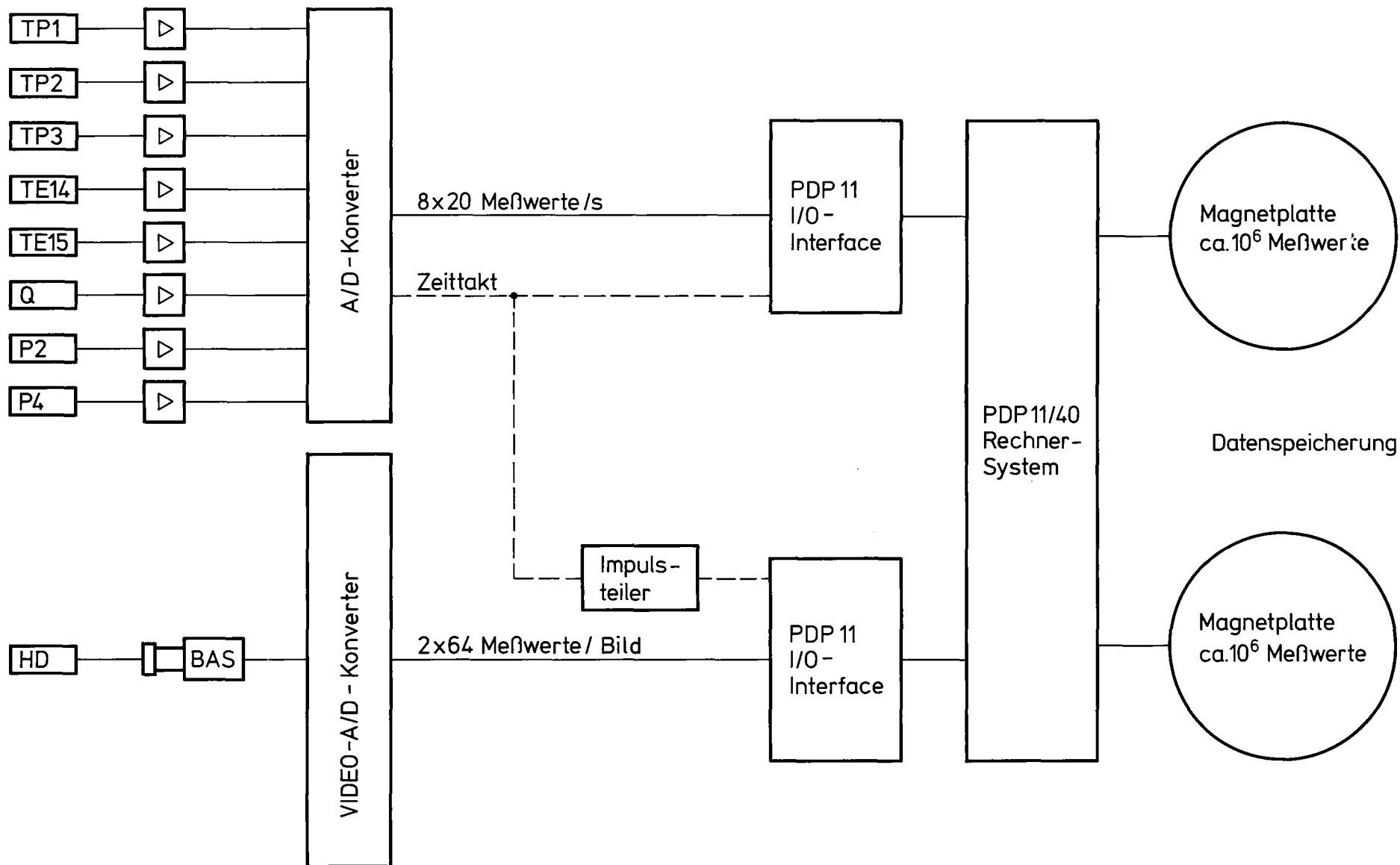


Abb. 06.01.06/05A-2: Meßdatenerfassungssystem für die Zircaloy-Hüllrohr-Berstversuche ( FABIOLA )

- 06.01.07 Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines KVS
- 06.01.07/01A Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten unter gesteuerten  
06.01.07/02A thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)
- PNS 4236 (G. Class, D. Fömpe, IRE;  
K. Hain, F. Brüderle, F. Schloß, T. Vollmer, K. Wagner, IT)

Der Experimentierbetrieb mit COSIMA wurde im Berichtszeitraum planmäßig weitergeführt, wobei 18 Blowdown-Versuche gefahren wurden [1].

Die Entwicklung des SIM II-Simulators mit  $\text{ThO}_2$ -Ringpellets, die wegen ihrer besseren Simulationsqualität gegenüber den  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Ringpellets eingesetzt werden sollen, konnte abgeschlossen und diese Stabvariante erfolgreich transient getestet werden. Bei einem Hauptversuch mit diesem Stabtyp, einem Stabinnen-  
druck von etwa 120 bar (P 18, Z-Symbol in der Abb.06.01.07/o2A-1 und DWR-Bedingungen als Ausgangsbetriebswerte für den Blowdown, der zum Zeitpunkt  $t = 25$  s eingeleitet wurde, ist die Hülle nach 7,2 s geborsten. Die Stabileistung in der Aufheizphase betrug dabei 640 W/cm und die pyrometrisch gemessene Hüllrohrtemperatur in der Nähe der Berststelle zum Berstzeitpunkt (IN3,  $\bar{x}$ -Symbol) 1040 K. Mit dem gleichzeitig im Diagramm aufgetragenen Systemdruck (P 6, x-Symbol) während der Transiente, läßt sich der Berstüberdruck zu 69 bar ermitteln.

Ebenfalls entwickelt und erprobt wurde der nicht blähfähige Wärmeübergangsstab WUS, der mit seinen bündig mit der Staboberfläche eingelöteten Thermoelementen zur Ermittlung der Wärmeübergangszahlen in der Blowdown-Phase eingesetzt wird. Eine erste Blowdown-Serie, mit der gleichzeitig die Funktionsfähigkeit und Betriebssicherheit dieses wiederverwendbaren Stabtyps nachgewiesen wurde, konnte abgewickelt werden. Die Auswertung dieser Versuche steht jedoch noch aus.

Ein weiterer Schwerpunkt der Arbeiten lag auf der Weiterentwicklung der Sondermeßverfahren für die berührungslose Hüllrohrtemperaturmessung und für die Messung des transienten Zweiphasenmassenstromes.

Bei der pyrometrischen Hüllrohrtemperaturmessung wurden die speziell für dieses Vorhaben entwickelten druck- und temperaturfesten Aufnehmer der ersten Generation durch den Typ II ersetzt und einem Vergleichstest mit dem instrumentierten Stab WUS II im Blowdown-Betrieb unterzogen. Beide Aufnehmertypen erlauben eine Oberflächentemperaturmessung der Hülle während der

Transiente, ohne daß die thermodynamischen Vorgänge oder das Hüllrohr selbst in irgend einer Weise beeinflußt werden. Die Meßgenauigkeit mit diesen Pyrometern ist mit derjenigen der in das Hüllrohr eingearbeiteten Thermoelemente vergleichbar, wie die erwähnten Vergleichsversuche ergeben haben.

Die Optimalisierungsarbeiten am True-Mass-Flow-Meter (TMFM), dem derzeit einzigen den Zweiphasenmassenstrom direkt messenden Gerät für Blowdown-Vorgänge, konnte soweit vorangetrieben werden, daß nun für die COSIMA-Anlage ein Meßgerät mit hoher Meßgenauigkeit und guter Betriebssicherheit vorliegt.

Eichmessungen mit dem TMFM, Typ I, die im Zweiphasen-Testkreislauf des IRB durchgeführt wurden, ergaben eine ausgezeichnete Übereinstimmung zwischen den dort getrennt gemessenen Massenströmen Dampf/Wasser und der Anzeige des TMFM, wie das obere Diagramm der Abb. 06.01.07/02A-2 zeigt. Die Abweichungen bewegen sich in einem Toleranzfeld von  $\pm 3\%$  und sind praktisch unabhängig vom Massendurchsatz und auch wie das weitere Diagramm zeigt, vom Dampfgehalt  $x$  im untersuchten Betriebsbereich.

Damit ist eine gute Voraussetzung für den Bau eines TMFM mit größerem Meßbereich und längerer Meßzeit gegeben, das wie geplant, als Standardmeßgerät für die Eichung anderer Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren in einem großen Versuchsstand für instationäre Tests eingesetzt werden soll.

Die theoretischen Arbeiten zur Nachrechnung der COSIMA-Versuche mit dem Rechenprogramm RELAP4-002 (17) wurden fortgeführt. Aus den COSIMA-Hauptversuchen wurden hierzu verschiedene Versuchstypen mit Simulation kalt- und heißseitiger Primärkreisbrüche, mit und ohne Hüllendeformation, sowie Versuche mit dem Simulator WUS ausgewählt.

Da RELAP4 keine mechanische Hüllrohrverformungen nachbilden kann, wurde zur thermohydraulischen Versuchsinterpretation und zur Verbesserung der Rechenmodelle vorzugsweise das Experiment mit der geringsten plastischen Dehnung, COSIMA-Versuch Nr. 44, herangezogen.

Eine befriedigende Übereinstimmung der Meßdaten und Rechenergebnisse konnte erst nach verschiedenen Modifizierungen des Programmes erreicht werden. Die Änderungen sind im wesentlichen:

- 1) Die in RELAP vorhandenen DNB-Kriterien für Drücke  $p > 70$  bar erwiesen sich als zu konservativ. Deshalb werden die mittels B&W-2 bzw. Barnett-Korrelation berechneten kritischen Heizflächenbelastungen zur besseren Anpassung an das Experiment mit einem Faktor  $K=2,0$  multipliziert.

- 2) Mit zunehmendem Dampfgehalt liefert die Berenson-Korrelation (pool-film-boiling) eher zu hohe Wärmeübergangskoeffizienten. Im Überhitzungsfall strebt bei Strömungsstagnation die nach Dittus-Boelter berechnete Wärmeübergangszahl gegen Null.  
Deshalb wird für Strömungsstagnation bei Dampfvolumentanteilen  $\alpha > 0,6$  ein Wärmeübertragungsmodus "freie Konvektion und Strahlung" eingefügt, der realistischere Wärmeübergangszahlen liefert (untere Begrenzung).
- 3) Ab Dampfvolumenteil  $\alpha > 0,8$  interpolierte RELAP den Wärmeübergangskoeffizienten hin zu den Werten für den Wärmeübergang an Heißdampf. Für Dampfgehalte  $x \lesssim 0,8$  ergab dies mit fallendem  $x$  zu hohe Wärmeübergangszahlen. Deshalb wird die Interpolation nun in Abhängigkeit vom Dampfgehalt durchgeführt. Um eine teilweise Wiederbenetzung bei niedrigen Dampfgehalten zu berücksichtigen, wird der zulässige, in die Berechnung eingehende Dampfgehalt für die Filmsiedekorrelationen auf  $x \gtrsim 0,15$  beschränkt.
- 4) Die  $H_2O$ -Stoffdaten für Wasserdampf werden in RELAP teilweise nur sehr grob nachgebildet (fehlende Druckabhängigkeit). Bei Temperaturen  $T > 250 \text{ }^\circ\text{C}$  führt dies zu zu niedrigen Filmsiede-Wärmeübergangszahlen. Zur besseren Darstellung der Kühlmittleigenschaften werden dessen Daten der MAPLIB entnommen.
- 5) Die Moody-Tafeln für kritischen Massenstrom liefern bei niedrigen Dampfgehalten zu geringe, bei mittleren  $x$ -Werten zu hohe Werte. Deshalb wurde die Tabelle durch eine solche nach Henry-Fauske ersetzt. Diese Tafel erfuhr eine Ausweitung auf den unterkühlten Bereich.
- 6) In RELAP ist die Blasenauftiegs geschwindigkeit  $v_B$  im Phasentrennungsmodell konstant. Zur besseren Nachbildung der Ausdampfungsvorgänge wird  $v_B$  nun in Abhängigkeit vom Dampfvolumenteil berechnet. Das Phasentrennungsmodell selbst kann zur Berücksichtigung einer durch starke Zuströmung aus dem Kanal hervorgerufenen heftigen Turbulenz im Plenum ein- und ausgeschaltet werden (zusätzliche Option). Indizien hierfür können bei der Versuchsnachrechnung aus den Versuchsschrieben abgeleitet werden.
- 7) Die Scram-Funktionen von SIM und Teststreckenheizern wurden entkoppelt.

Mit diesen Änderungen des Rechenprogrammes RELAP konnten auch andere Versuchsläufe (SIM mit relativ kleinen Hüllendeformationen, WUS) recht befriedigend nachgerechnet werden. Eine Verallgemeinerung der Modifikationen ist jedoch erst nach weiterer Überprüfung anhand verschiedenartiger Versuche in COSIMA (heiß- und kaltseitige Brüche verschiedener Bruchgröße) möglich.

Im kommenden Halbjahr wird voraussichtlich der COSIMA-Versuchsbetrieb zugunsten einer Weiterentwicklung des True-Mass-Flow-Meter für größere Massenströme und stationären Einsatz zurückgestellt. Mit dem bisher vorhandenen Versuchsmaterial werden hingegen die theoretischen Arbeiten verstärkt vorangetrieben, insbesondere auch im Hinblick auf die Rückkopplung zwischen Thermohydraulik und Hüllrohrdeformation, die sich als wesentlich erwiesen hat.

[ 1 ] G.Class, K.Hain, R.Meyder:

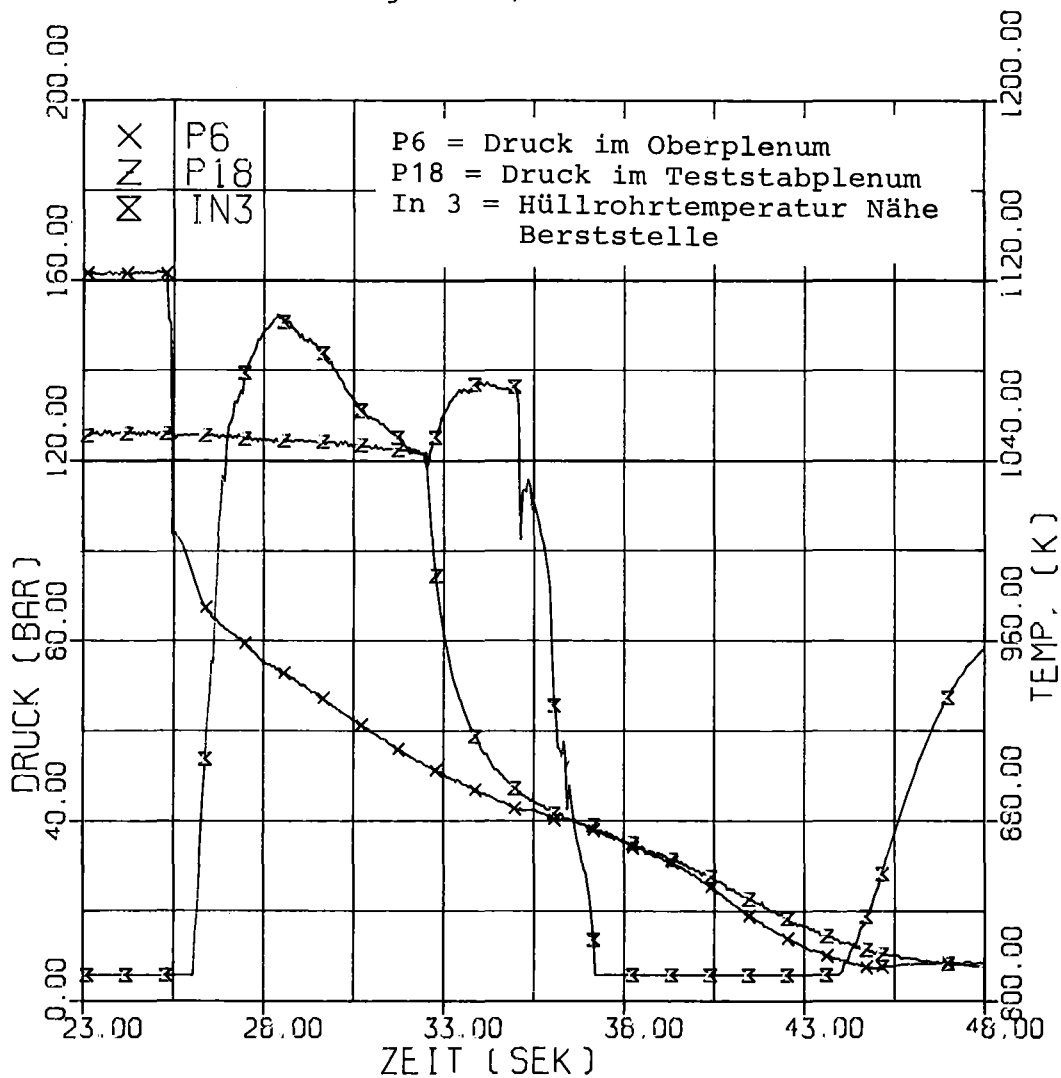
Thermohydraulisch gesteuerte Blowdown-Versuche in der Versuchsanlage COSIMA zum DWR-Brennstabverhalten: Experimentelle und theoretische Ergebnisse.

In KFK 2770, PNS-Jahreskolloquium 1978



Rißlänge 9 mm, max. Rißbreite 1,5 mm

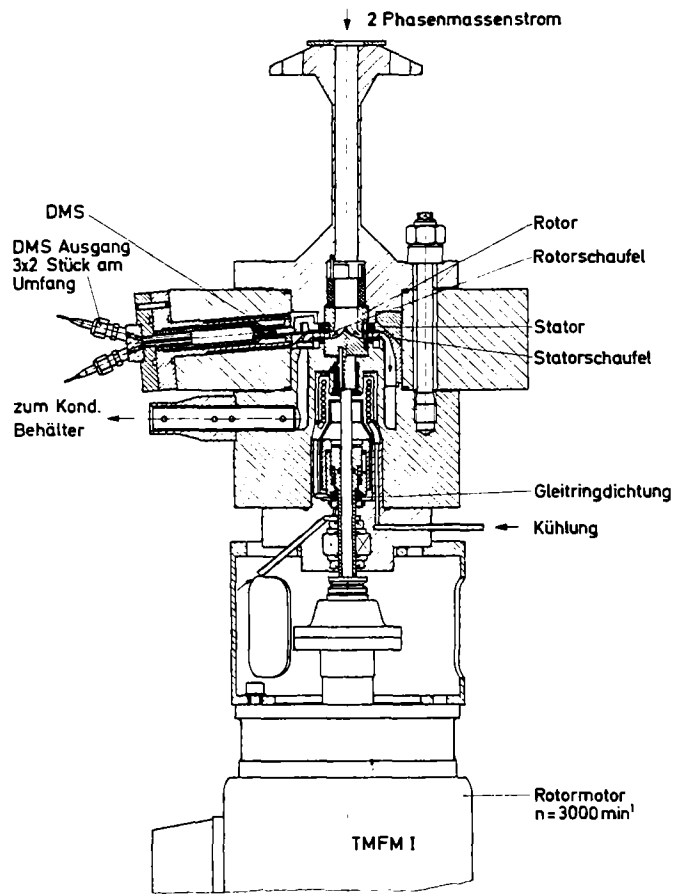
Stabinnendruck 120 bar  
 Blowdown aus 160 bar, 594/579 K  
 Stableistung 640 W/cm



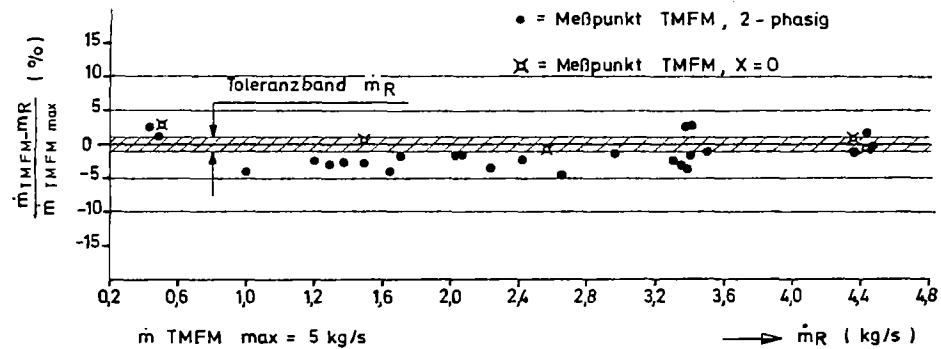
IT-1978

BLOWDOWN VERSUCHSANLAGE COSIMA, PNS 4236  
 SIM II- THO<sub>2</sub>-PELLETS, VERSUCH NR. 64, BRUCH 2F-KALT

ABB.: 06.01.07/02A-1

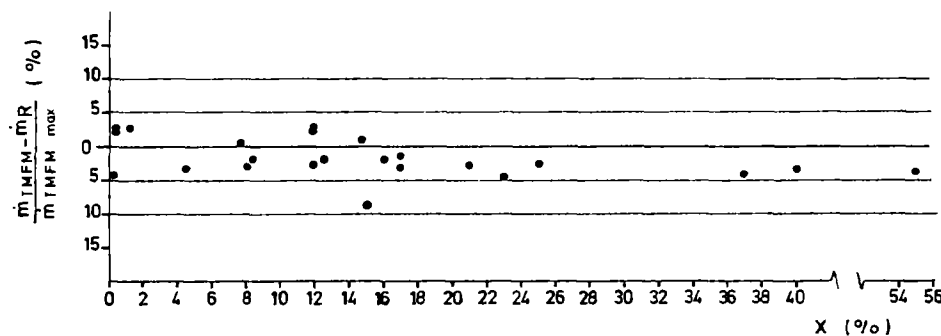


Prinzipschnitt



Eichmessungen des TMFM, Typ I in Abhängigkeit des Referenzmassendurchsatzes  $\dot{m}_R$

Testläufe im IRB - Zweiphasen - Wasser/Dampf - Kreislaufl ,  
Druckbereich  $p = 25 + 100$  bar



Eichmessungen des TMFM, Typ I in Abhängigkeit des Dampfgehaltes X

**BLOW - DOWN - VERSUCHSANLAGE COSIMA**  
**PNS 4236, TRUE - MASS - FLOW - METER, Typ I**



IT - 1978

ABB.: 06.01.07/02A-2



- 06.01.08            In-pile-Experimente im DK-Loop des FR 2
- 06.01.08/01A       Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der 2. Aufheiz-  
PNS 4237            phase eines Kühlmittelverluststörfalls  
                      (B.Räpple, E.Karb, K.Baumgärtner, A.Grünhagen, G.Harbauer,  
                      M.Hespeler, W.Knappschneider, W.Legner, W.Leiling,  
                      H.Lukitsch, M. Prüßmann, K.Wagner, IT)

### 1. Durchgeführte Arbeiten

#### Versuchsanlage

Die seit dem Jahre 1969 im FR2-Core befindlichen Teile der Teststrecke - Druckrohr, Tauchrohr - hatten die höchstzulässige Strahlendosis erreicht und mußten ausgebaut werden. Neue Teile mit erweiterter Instrumentierung wurden beschafft, eingebaut und mit BSS 14 im Probetrieb erfolgreich getestet. Der Versuchsbetrieb mit dem neuen Druck- und Tauchrohr wurde bereits wieder aufgenommen.

#### Simulatorversuche

Wegen der begrenzten weiteren Verfügbarkeit des FR2 stellte sich erneut die Frage, ob bei den Simulatorversuchen auf die beim Nuklearbetrieb durch Strahlungsabsorption erzeugte Wärme in den dampfführenden Teilen des Kreislaufs verzichtet werden kann. Interessant war vor allem der Dampfzustand im Druckrohrfuß bei stationärem Kreislaufbetrieb. Mit der am neuen Druckrohr zusätzlich angebrachten Instrumentierung waren Messungen hierzu erstmals möglich. Die entsprechenden Daten wurden im Versuchs- bzw. Erprobungsbetrieb mit BSS 14 aufgenommen.

Mit BSS 14 wurde außerdem die mit BSS 7 und BSS 11 begonnene Erprobung der verbesserten Hüllrohr-Instrumentierung (siehe Abb. 06.01.08/01A-1, rechtes Bild) fortgesetzt und zum Abschluß gebracht, der Temperaturmeßfehler dieser Anordnung wurde definiert.

#### Nuklearversuche

Vor der Weiterführung des Versuchsprogramms mit vorbestrahlten Prüflingen wurde mit B 1.7 im neuen Druckrohr noch ein frischer Brennstab getestet. Er diente der Erprobung der neuen Loopein-

bauten im Nuklearbetrieb. Zusätzlich war jedoch beabsichtigt, bei diesem Versuch

- Einflüsse von TE-Befestigungen und an der Versagensstelle vorbeilaufenden Thermokabeln auf das Beulverhalten möglichst auszuschließen,
- azimutale Temperaturunterschiede zu messen,
- den transienten Hülltemperaturverlauf unmittelbar oberhalb der Brennstoffzone zu erfassen. Damit sollen die Überlegungen zur Brennstoffverlagerung beim Versuch F 1 durch Meßwerte gestützt werden.

Die Instrumentierung wurde diesen Zielen angepaßt durch

- Anordnung von 4 am Umfang verteilten Thermoelementen, die auf gleicher axialer Position ca. 5 cm unterhalb der Brennstoffoberkante angebracht wurden,
- Anordnung von 2 Thermoelementen in kurzen Abständen oberhalb der Brennstoffoberkante.

Die TE wurden in "neuer" Art angebracht, also am zylindrischen Teil der Platinhülse angepunktet.

Das Versuchsprogramm mit vorbestrahlten Prüflingen wurde mit 5 Stäben der Abbrandstufe 35.000 MWd/t<sub>U</sub> (G 2.1; G 2.2; G 3.1 bis 3.3) weitergeführt. Beim Versuch G 3.1 wurde in der Weise verfahren, daß Bersttemperatur und Maximaltemperatur möglichst nahe beieinander liegen, beim Versuch G 3.3 war Bersten in der  $\alpha$ -Phase von Zry 4, also bei  $\leq 800$  °C beabsichtigt. Der Versuchsstab G 3.3 wurde daher mit erhöhtem Innendruck von 126 bar (bei stationärer Betriebstemperatur) gefahren.

#### Nachuntersuchungen, Auswertung

Neutronenradiografien nach der Vorbestrahlung wurden von allen Stäben der G 2/3-Serie hergestellt, das Radiografieren dieser Prüflinge nach der Transiente wurde begonnen. Von Prüfling B 1.7 liegen die NERA-Aufnahmen bereits komplett vor (Zustand vor und nach dem Versuch).

Von den Heißen Zellen wurden 6 Stäbe zur Nachuntersuchung übernommen. Damit sind bisher 26 Prüflinge zu den Heißen Zellen gelangt, weitere 8 Stäbe stehen zum Transport in die HZ kurzfristig bereit.

### Rechnungen

Die Vorausberechnungen der transienten Temperaturen für den unverformten Brennstabsimulator im IKE Stuttgart wurden auf eine Bandbreite von 30 bis 60 W/cm spezifischer Stableistung ausgedehnt. Die abschließende Dokumentation für den elektrisch beheizten Stab im DK-Loop des FR2 wurde begonnen.

Eigene Rechnungen zur Plenumsauslegung der Versuchsstäbe wurden abgeschlossen.

### 2. Ergebnisse

Die im Stationärbetrieb ermittelten Dampfdaten haben erwiesen, daß in der Teststrecke an allen Stellen die Sattedampftemperaturen überschritten wurden, z.B. im Durckrohrfuß bei Beginn der Transiente im Versuch Nr. 344.2 (Meßstelle T 114 im Druckrohrfuß): 291,7 °C bei Dampfdrücken von 62,5 bar (P 60) bzw. 58,8 bar (P 61). Zum Vergleich: Die Sattedampftemperatur bei 65 bar ist 280,8 °C. Damit ist die bereits früher (2. Halbjahresbericht 1976) gezogene Schlußfolgerung, nach der für die Referenzversuche kein Reaktorbetrieb erforderlich ist, durch Meßwerte direkt bestätigt worden.

Mit BSS 14 konnten die Versuchsdaten von BSS 7 und BSS 11 zur Ermittlung des Temperaturmeßfehlers ergänzt und bestätigt werden. Bezogen auf 50 W/cm elektrischer Leistung ergibt sich daraus ein Korrekturwert für die Temperaturmeßwerte von  $10 \pm 10$  K.

Der Meßfehler wird verstanden als Unterschied der im Versuch gemessenen Werte zwischen den aufgepunkteten Thermoelementen und daneben in der Zry-Wand eingebetteten 0,5 mm-TE.

Die verbesserte Art der Instrumentierung wurde bei den Nuklearversuchen mit Prüfling G 1.5 eingeführt. Die frühere Korrektur von  $75 \pm 35$  K bei 40 W/cm nuklearer Leistung für die transienten Hüllrohrtemperaturen wurde dementsprechend von diesem Versuch an durch  $10 \pm 10$  K ersetzt.

Aus dem Versuch B 1.7 liegen bisher die Berstdaten, Temperaturmeßwerte und NERA-Aufnahmen vor. Die Beule und die Berststelle liegen nahe der Prüflingsmitte (Mitte Riß = 25,5 cm von UKF) und damit außerhalb des instrumentierten Bereichs. Größe und Form der Beule sind nicht ungewöhnlich (Abb. 06.01.08/01A-2), d.h. eine Beeinflussung des Beulvorganges durch Thermoelemente bei den übrigen In-pile-Versuchen ist nach der bisherigen Auswertung dieses Versuchs nicht offenkundig.

Der Prüfling ist bei 61,4 bar Innendruck und einer korrigierten und extrapolierten Wandtemperatur von  $840^{\circ}\text{C}$  geborsten.

Bei der spezifischen Prüflingsleistung des B 1.7 von  $\sim 40$  W/cm ergab sich stationär und transient ein azimuthaler Temperaturunterschied von  $\sim 40$  K. Der transiente Temperaturanstieg an den Meßstellen außerhalb des Brennstoffbereichs belief sich auf

T 135:  $\sim 3$  K/s (Abstand von OKF = 1,5 cm)

T 136:  $\sim 2$  K/s (Abstand von OKF = 4 cm)

Bei den Tests G 2.1 bis G 3.3 ergaben sich - wie bereits schon bei den vorausgegangenen Versuchen mit vorbestrahlten Prüflingen - wiederum Berstdrücke und -temperaturen, die im gleichen Streuband liegen wie die der In-pile-Versuche mit unbestrahlten Prüflingen und wie die von Out-of-pile-Experimenten. Auch bei der Bruchstruktur der Brennstofftabletten nach der Vorbestrahlung und der Brennstoffverlagerung nach der Transiente ist eine Übereinstimmung mit den bisherigen Versuchen mit vorbestrahlten Stäben festzustellen (Abb. 06.01.08/01A-3 und -4).

Das Diagramm für die Berstdaten (Abb. 06.01.08/01A-5) wurde ergänzt durch die neu gewonnenen Ergebnisse. Die Maximaltemperatur im Versuch G 3.1 stieg nach dem Bersten und der Leistungsabschaltung noch um ca. 20 K auf 920 °C an. Dies ergibt einen korrigierten Wert von 930 °C an Meßstelle T 135 - 12 cm oberhalb der Beulenmitte - gegenüber der korrigierten Bersttemperatur von 900 °C an der Versagensstelle. Im Versuch G 3.3 ist mit einer Wandtemperatur von 740 °C das Bersten im  $\alpha$ -Bereich gelungen.

Ergebnisse der zerstörungsfreien NBU und der Versuchsdaten folgender Stäbe wurden in Primärberichten dokumentiert (siehe unter 4.): A 2.1, A 2.2, B 1.1, B 1.2. Zusätzlich wurde der bereits erwähnte Zwischenbericht über die Versuchsergebnisse der Reihen F und G 1 erstellt.

Der aktuelle Untersuchungsstand der Stäbe in den Heißen Zellen ist folgender:

	Zerstörungsfreie NBU	Zerstörende NBU
fertig	A 1.1, 1.2, 2.1, 2.2, 2.3, B 1.1, 1.2, 1.3, 1.5, 1.6, 3.1, 3.2, F 1, 2, 3, 4, 5, 6 G 1.1, 1.5, 1.6 BSS 11	A 1.1, 2.1, 2.2, 2.3 B 1.1, 1.2, 1.3, 1.5, 1.6, 3.1, 3.2 F 1, 6
begonnen	G 1.2, 1.3, 1.4 BSS 12	F 2, 3, 4
in Vorbereitung	--	A 1.2 F 5 G 1.1, 1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6 BSS 11, 12

Die Auswertung und Dokumentation des Materials aus den zerstörenden HZ-Nachuntersuchungen wird größtenteils im IMF (PNS 4235) bearbeitet.

Aus der Erfassung und Summierung der Leistungsdaten des Vorbestrahlungseinsatzes F (Zielabbrand 20.000 MWd/t<sub>U</sub>) wurde der mittlere Abbrand zu 20.600 MWd/t<sub>U</sub> bestimmt. Die radiochemische Untersuchung des Stabes F 6, der keiner Transiente unterzogen wurde, ergab 22.600 MWd/t<sub>U</sub>. Der Abbrand ist am unteren Stabende ca. 20 - 25 % größer als am oberen Ende. Aus der kalorimetrischen Erfassung des Abbrandes des Vorbestrahlungseinsatzes G 1 (Zielabbrand 35.000 MWd/t<sub>U</sub>) wurde ein mittlerer Abbrand von 36.200 MWd/t<sub>U</sub> errechnet.

Bei den Berechnungen zur Plenumsauslegung bestätigte sich, daß die Simulationsqualität des gegenüber dem DWR-Stab verkürzten Versuchsstabes gut ist, wenn das Plenum etwa in gleicher Größe ausgeführt wird wie beide Plena des Reaktorstabes zusammen.

### 3. Weiteres Vorgehen

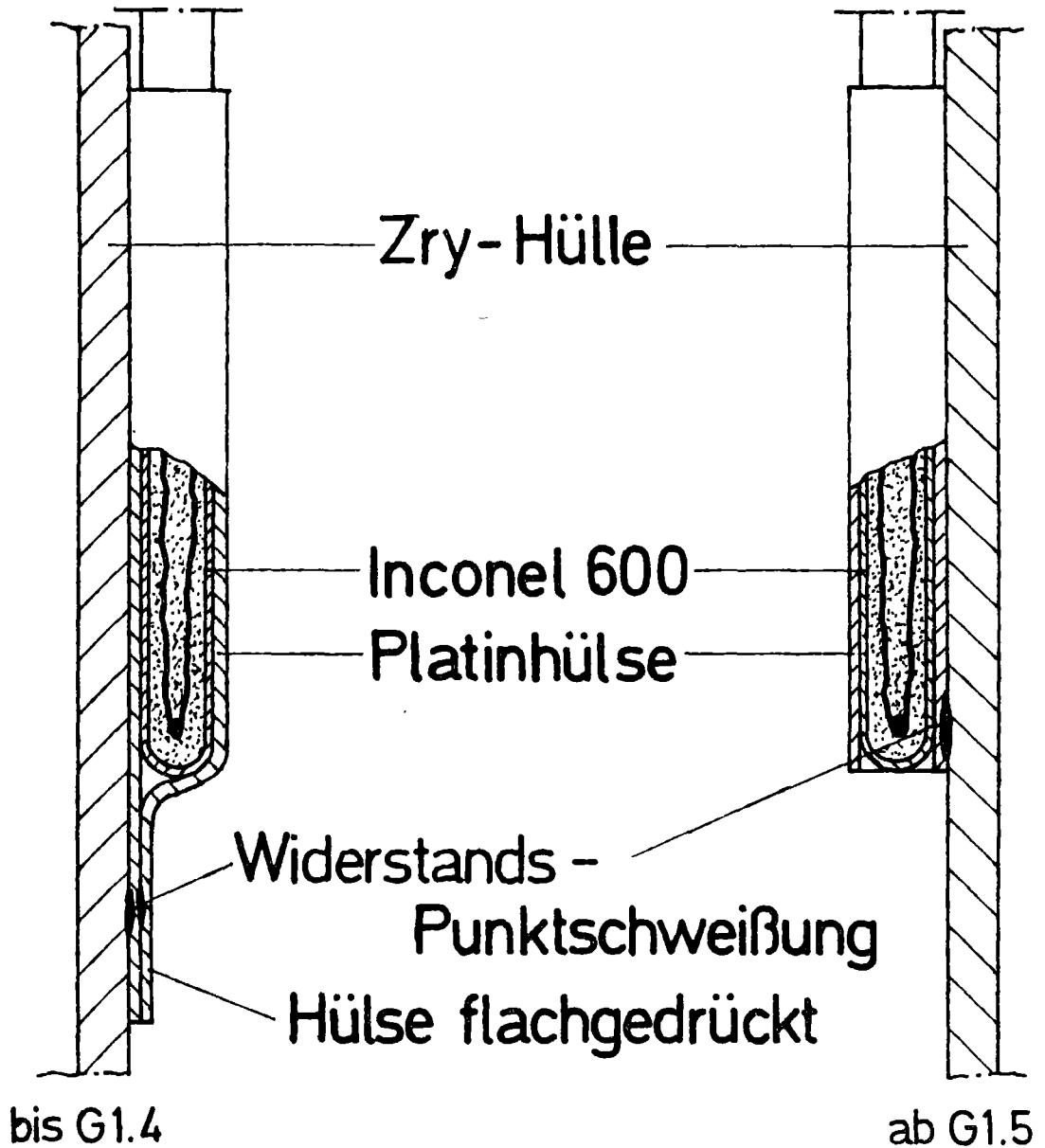
Vorrangig werden die Versuche mit vorbestrahlten Prüflingen weitergeführt, zunächst mit fünf Stäben des niedrigsten geplanten Zielabbrandes 2.500 MWd/t<sub>U</sub>. Die Vorbestrahlung dieser Stäbe soll im Februar/März 1979 durchgeführt werden.

Zusätzlich sind weitere Versuche mit Simulatoren bzw. nicht vorbestrahlten Nuklearstäben vorgesehen.

### 4. Veröffentlichungen

E. Karb: Results of the FR2 Nuclear Tests on the Behavior of Zircaloy Clad Fuel Rods.

6th WRSR Inf. Mtg., Nov. 1978, Gaithersburg, Md, USA

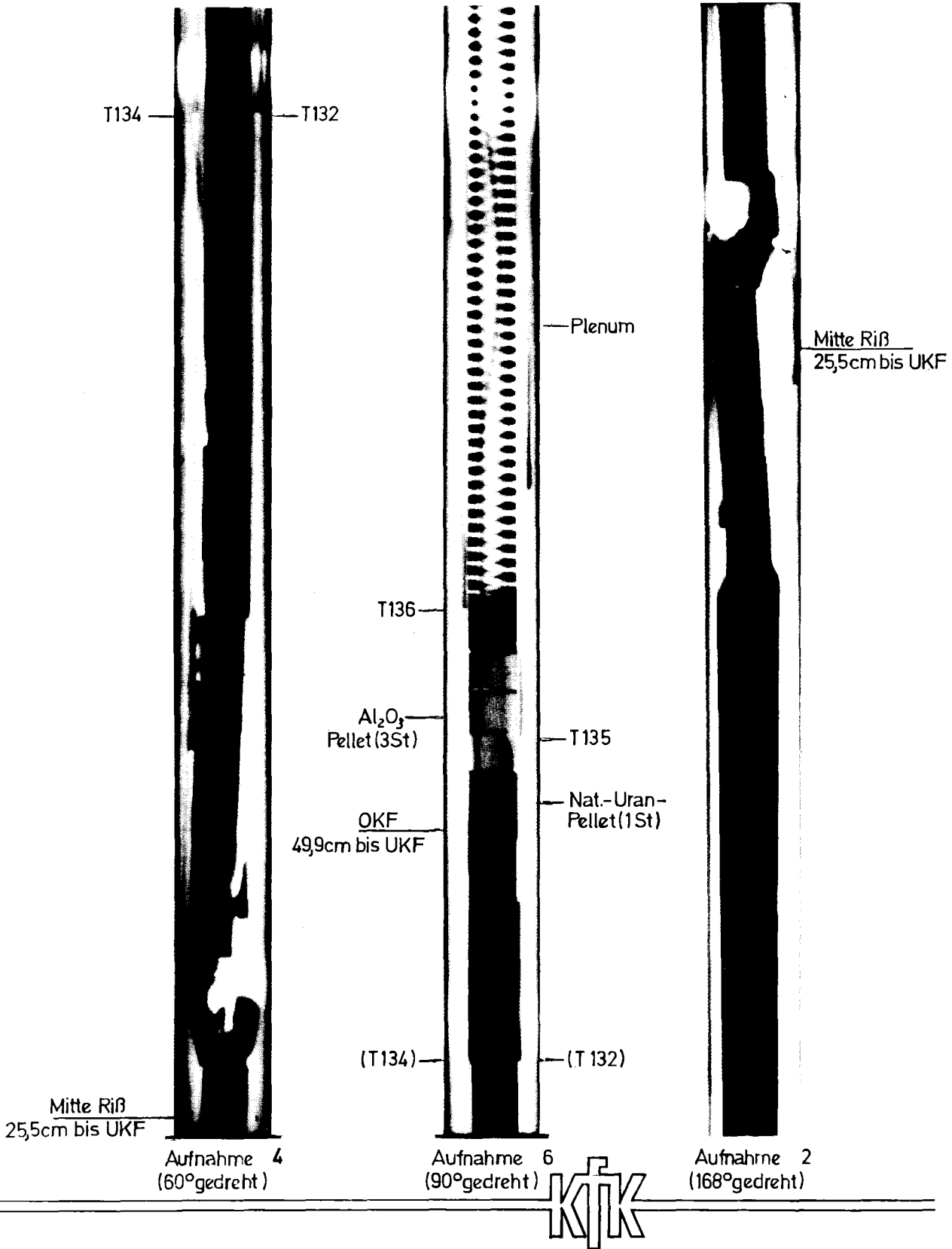


KfK  
IT 78  
PNS 4237-92.4

## Thermoelemente am Prüflings-Hüllrohr

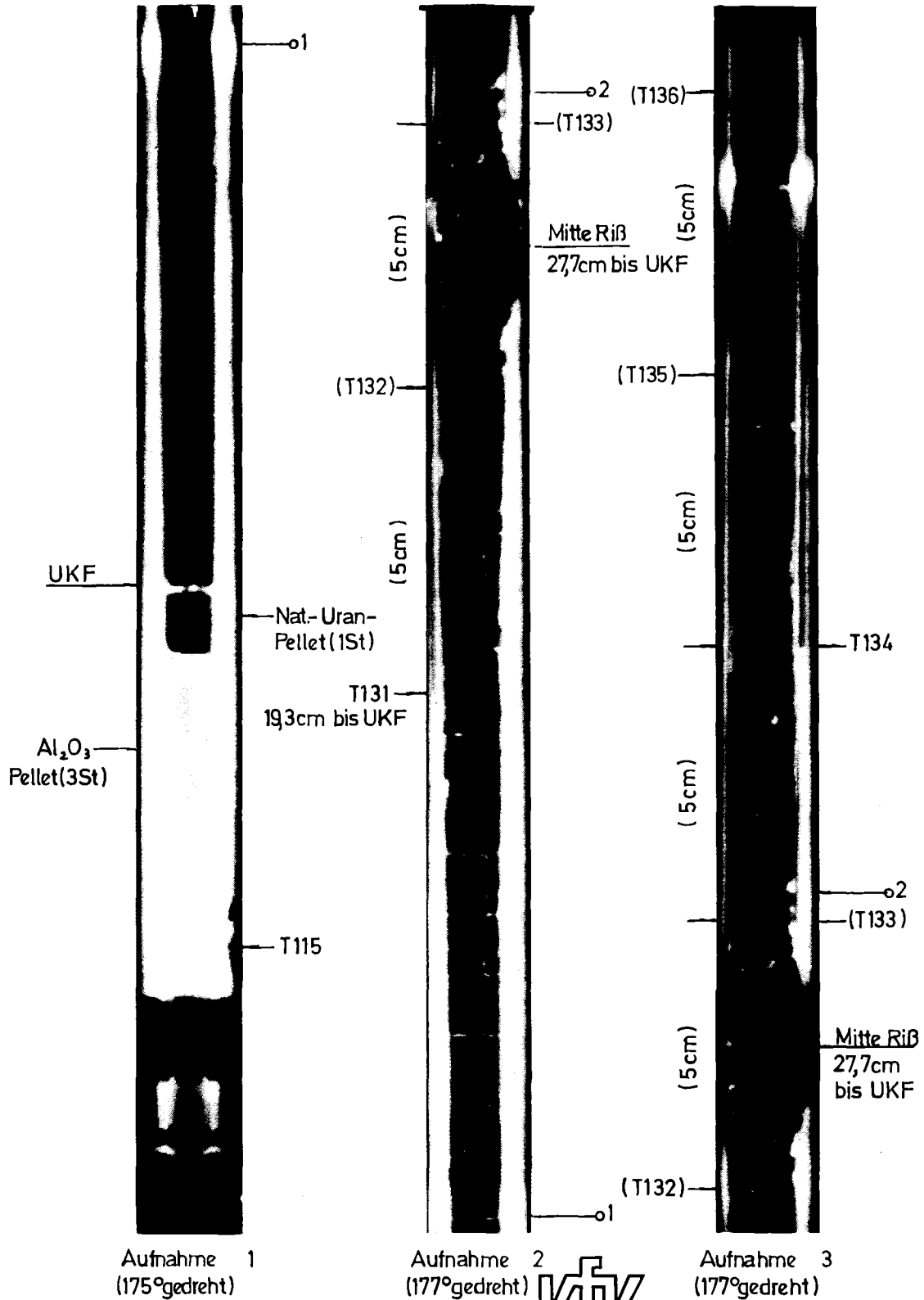
ABB. 06.01.08/01A-1





Neutronenradiografie B1.7  
nach Versuch

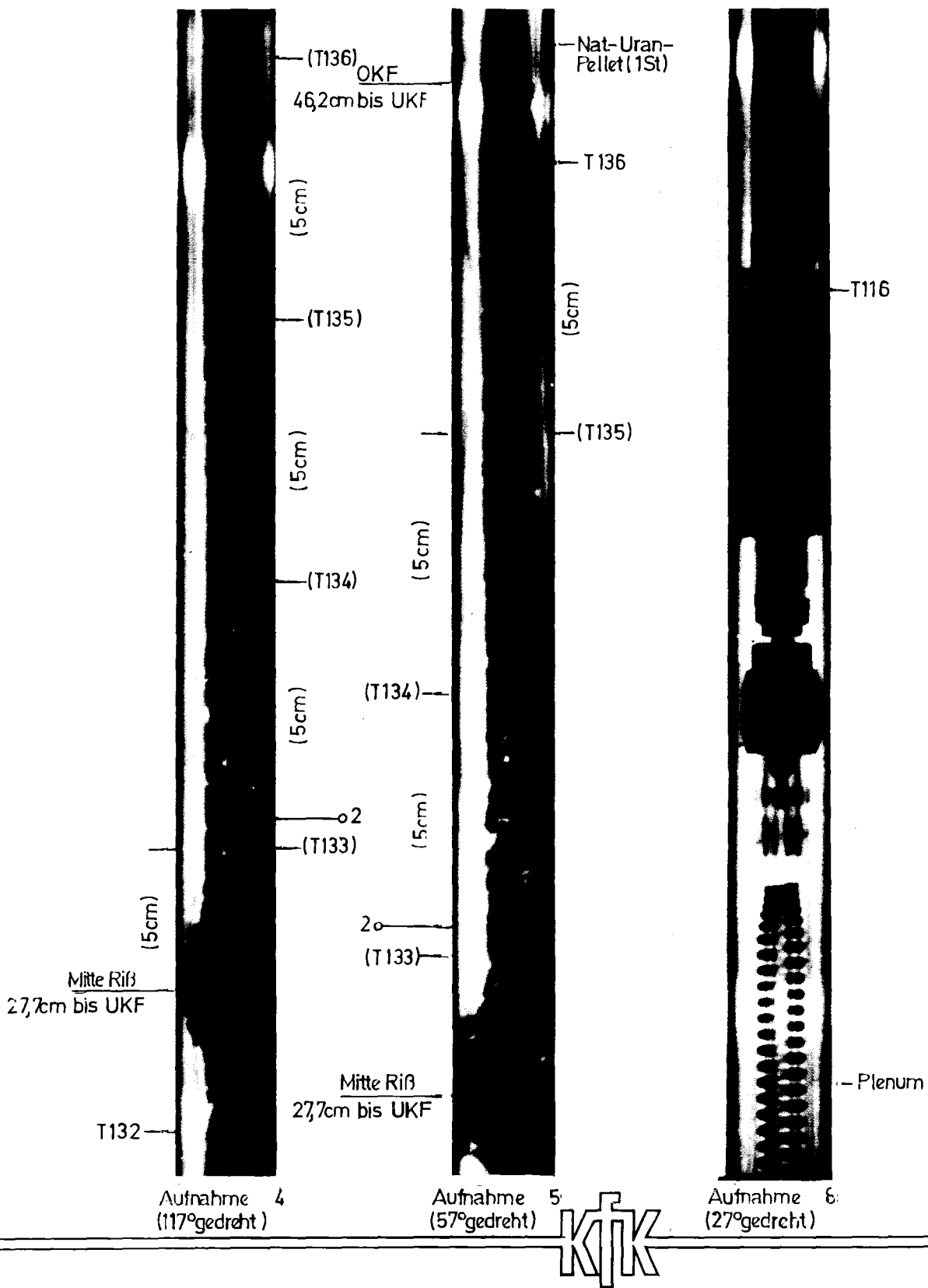
ABB. 06.01.08/01A-2



Neutronenradiografie G 2.2  
nach Versuch

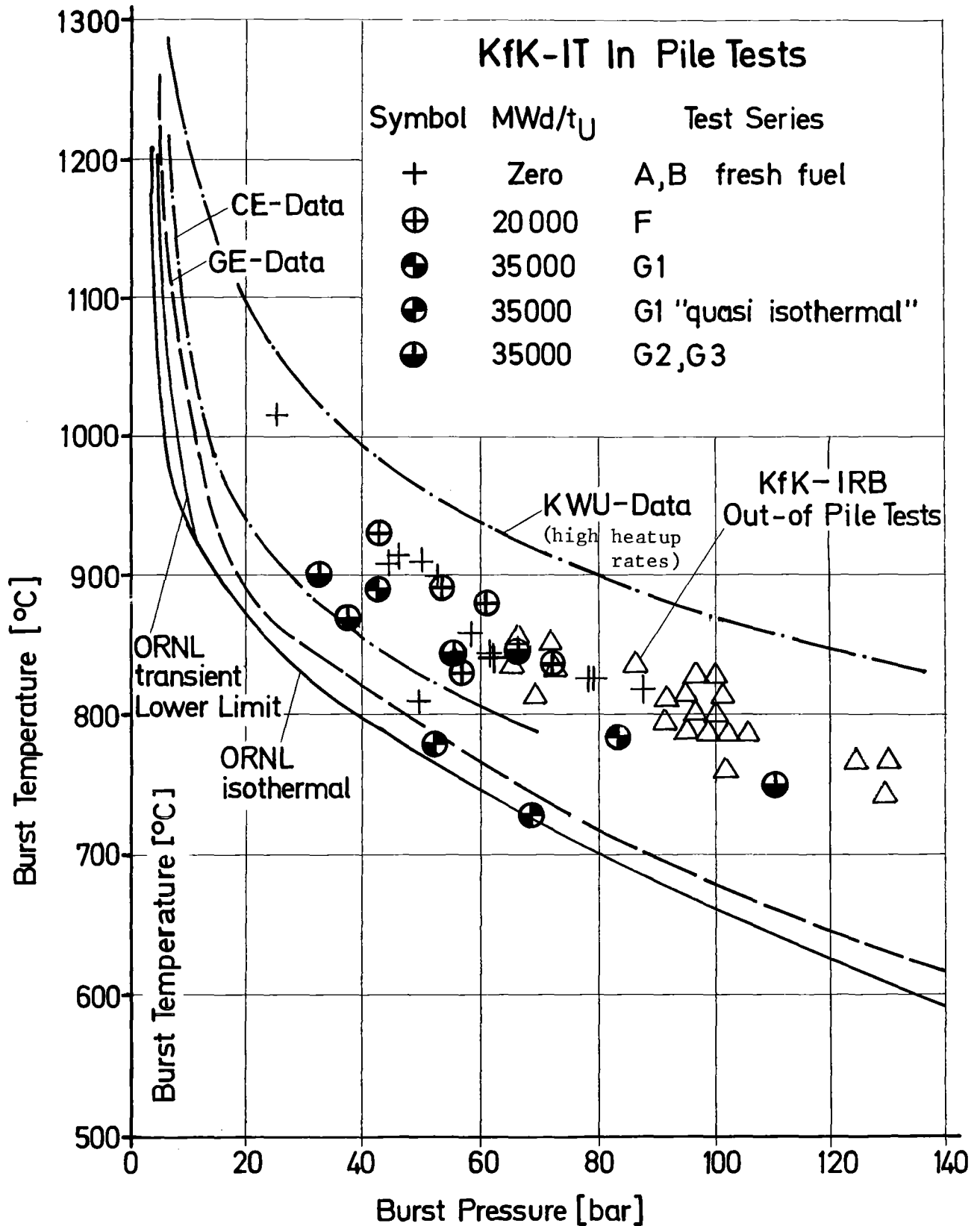
Bl.1

ABB. 06.01.08/01A-3



Neutronenradiografie G2.2  
nach Versuch

Bl.2  
ABB. 06.01.08/01A-4



PNS4237-60.58  
IT 78

## Burst Temperature vs. Burst Pressure

ABB. 06.01.08/01A-5

- 06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles (REBEKA-Programm)
- 06.01.09/01A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden  
PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung  
(REBEKA-Programm)  
(K. Wiehr, F. Erbacher, U. Harten, W. Just, H.J. Neitzel,  
P. Schöffner, He. Schmidt, IRB)

Zielsetzung des Vorhabens ist die Erarbeitung experimenteller Informationen über den Aufblähvorgang von Zircaloyhüllen während der Niederdruckphase eines Kühlmittelverluststörfalles. Einzelstab- und Bündelexperimente liefern Meßwerte zur Überprüfung und Weiterentwicklung von Rechenprogrammansätzen des Codesystems SSSYST zur Beschreibung des Brennstabverhaltens.

Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte auf der Durchführung folgender Arbeiten:

- Auswertung des Bündelversuchs 2 und Vergleich der Ergebnisse mit Bündelversuch 1
- theoretische Untersuchungen zum Einfluß der Kühlung auf Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang
- Ermittlung des Einflusses von auf der Hülle befestigten Thermo-  
elementen auf die Genauigkeit der Temperaturmessung in der Flutphase  
und auf das Benetzungsverhalten der instrumentierten Hüllrohre
- Planungsarbeiten zur Erweiterung der REBEKA-Versuchsanlage für  
49 Stabbündel einschließlich rechnergesteuerter Meßdatenerfassungs-  
anlage.
- Vorbereitung und Durchführung des Bündelversuchs 3

---

Die im Text genannten Abbildungsnummern 1-21 beziehen sich auf die  
Bilderserie 06.01.09/01A-1 bis 21.

## 1. Auswertung des Bündelversuchs 2 und Vergleich der Ergebnisse mit Bündelversuch 1

### 1.1 Versuchsführung

Die Bündelversuche 1 und 2 mit Fluten an einer 5x5 Stabanordnung mit Brennstabsimulatoren voller Länge und axialem Leistungsprofil dienten der Untersuchung des Einflusses der Kühlung auf die Hüllrohrdeformation.

Abb. 1 zeigt die Testdaten und die Versuchsführungen beider Versuche. Schematisch dargestellt sind die Unterschiede der Hüllrohrtemperaturverläufe in Stabmitte, sowie der Innendruckverläufe.

Zum Zeitpunkt 0 Sekunden stehen die Brennstabsimulatoren mit Zirkaloyhülle bereits unter einem Innendruck von 70 bar, Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang, die sich möglicherweise in der Aufheizphase auf 550°C, ausgebildet haben könnten, sind wieder ausgeglichen und die Leistung wird wieder zugeschaltet. Die Wiederaufheizphase beginnt. Während dieser Phase herrscht eine abwärtsgerichtete Dampfströmung von ca. 2 m/s, die einen Wärmeübergangskoeffizienten von ca. 30 W/m<sup>2</sup>K ergibt.

Bei Versuch 1 setzte die Flutung relativ früh bei einer mittleren Hüllrohrtemperatur auf dem höchstbelasteten mittleren Stabbereich von 760°C ein (FB 1). Durch eine unbeabsichtigte zu hohe Flutrate über einen Zeitraum von zwei Sekunden unmittelbar nach Flutbeginn entstand ein überhöhter Wärmeübergang zum Flutbeginn. Dadurch wurde ein weiterer Hüllrohrtemperaturanstieg in der Flutphase abgefangen. Dies hatte zur Folge, daß die überwiegende Deformation der Hüllrohre unter ausgeprägter Kühlwirkung des Zweiphasengemisches erfolgte.

Beim Bündelversuch 2 setzte die Flutung erst später und zwar bei einer maximal erreichten Hüllrohrtemperatur von 850°C, ein, (FB 2) so daß praktisch die gesamte Hüllrohrdeformation bis zum Bersten aller Hüllrohre während der Wiederaufheizphase unter relativ geringer Kühlwirkung der abwärtsgerichteten Dampfströmung stattfand.

## 1.2 Ergebnisse

### 1.2.1 Zweites Bündelexperiment

Findet die plastische Verformung unter Verhältnissen statt, wie sie beim 2. Bündelexperiment vorlagen, nämlich, Verformung unter nahezu konstantem Anstieg der Hüllrohrtemperatur in der Wiederaufheizphase bei nur schwacher Kühlung, so treten folgende zu erwartende Ergebnisse ein:

- das Bersten aller Hüllrohre erfolgt innerhalb weniger Sekunden (s. Abb. 2)
- Die sich maximal bis zum Berstzeitpunkt ausbildenden axialen Temperaturunterschiede zwischen zwei Abstandhaltern sind relativ klein (etwa 20 K - s. Abb. 3).
- Die sich während der plastischen Verformung ausbildenden, bzw. vergrößernden Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang sind ebenfalls relativ klein (s. Abb. 4)
- Das Benetzungsverhalten der verschiedenen Brennstabsimulatoren ist unterschiedlich. Abb. 5 zeigt die Temperaturverläufe der axialen Mittelpositionen von 5 Stäben in einer Bündeldiagonale. Die Stäbe 17 und 21 sind Eckstäbe und benetzen deutlich später als die Stäbe mit geborstenen Zirkaloyhüllen. Stab 40, ebenfalls ein Brennstabsimulator mit Zirkaloyhülle (BSS) zeigt jedoch gegenüber allen übrigen BSS ein abweichendes Verhalten im Hüllrohrtemperaturverlauf. Sämtliche Stäbe mit Zirkaloyhülle verlieren ihren Innendruck im Zeitraum zwischen der 51,8. und der 55,8. Sekunde, auch Stab 40 (s. Abb. 2). Alle Stäbe bersten mit einer weit aufreißenden Berstöffnung, bis auf Stab 40, dessen Hülle nur ein ca.  $1 \text{ mm}^2$  großes Loch aufweist. Durch diese Öffnung kann die Vermischung des Heliums mit Wasserdampf nur sehr viel langsamer erfolgen, als bei den übrigen BSS. Da die Dehnung der Hülle des Stabes 40 in axialer Mitte (= Meßebeine) geringfügig kleiner ist, als die der übrigen BSS-Hüllen, ist auch der Spalt zwischen Pellet säule und Hülle geringer. Der Wärmewiderstand im Spalt zwischen Wärmequelle und Zirkaloyhülle, ist also überwiegend wegen der höheren Wärmeleitfähigkeit des Heliums (gegenüber  $\text{He} - \text{H}_2\text{O}$  Dampfgemisch) und nur geringfügig wegen der kleineren Spaltweite wesentlich niedriger, was zu dem völlig andersartigen Hüllrohrtemperaturverlauf mit späterem Benetzen führt.
- Abb. 6 zeigt die Verformungen zwischen den inneren Abstandhaltern, wobei

die Brennstabsimulatoren der Umgebung (BSU) entfernt sind. Bereits dieses Bild vermittelt den Eindruck, daß im zweiten Bündelversuch die Dehnungen deutlich größer sind als im ersten.

Abb. 7 gibt die Berstdaten von Bündelversuch 2 an. Die in den inneren Brennstabsimulatoren angegebenen mm-Werte sind axiale Höhenangaben der Berststelle, wobei der Beginn des oberen beheizten Endes mit 0 mm zu setzen ist. Berstdruck und Bersttemperatur sind gemittelte Werte.

### 1.2.2 Vergleich zwischen 1. und 2. Bündelexperiment

In Abb. 8 ist ein Vergleich der Haupttestparameter und der wesentlichen Ergebnisse der beiden Bündelexperimente wiedergegeben.

#### 1.2.2.1 Umfangsdehnung und Gesamtkühlkanalversperrung

Die Abb. 9 und 10 zeigen die Verläufe der Umfangsdehnung aller 9 Zirkaloyhüllen und die daraus resultierende Gesamtkühlkanalversperrung über die gesamte beheizte Länge von Experiment 1 und 2.

Folgende Hauptergebnisse lassen sich hieraus als Folgewirkung der Kühlung auf die Hüllrohrverformung ablesen;

- mäßige Dehnungen um die Abstandshalter
- eine axiale Verschiebung der Dehnungsmaxima jeweils zwischen zwei Abstandshaltern gegen den in Strömungsrichtung nächst höheren Abstandshalter hin.
- eine maximale Berstumfangsdehnung von 32 % im 1. Test und 64 % im 2. Test.
- eine maximale Kühlkanalversperrung von 25 % in Test 1 und 60 % in Test 2.

#### 1.2.2.2 Axiales Deformationsprofil

In beiden Bündelversuchen trat eine Verschiebung der Dehnungsmaxima in Strömungsrichtung zum nächsten Abstandshalter hin auf. Abb. 11 zeigt die



axialen Deformationsprofile zwischen den beiden innersten Abstandshaltern von Test 1 und 2.

Die etwas unerwartete Verschiebung des Dehnungsmaximums in Test 1 war, wie bereits berichtet, die Folge eines thermodynamischen Ungleichgewichts in der zweiphasigen Strömung während der Flutphase, d.h. es existierte trotz Anwesenheit von Wasser überhitzter Dampf und zwar mit steigendem Überhitzungsgrad zwischen zwei Abstandshaltern in Strömungsrichtung. Im Bündeltest 2 lag während der plastischen Verformung nur einphasige Dampfkühlung vor, jedoch auch mit steigendem Überhitzungsgrad zwischen den Abstandshaltern in Strömungsrichtung. Das in beiden Fällen durch die Dampfüberhitzung hervorgerufene axiale Temperaturprofil führte zu einer Lokalisierung der maximalen Hüllrohrdeformationen im heißen Bereich und verhinderte axial ausgehende, große Umfangsdehnungen.

#### 1.2.2.3 Azimutales Deformationsprofil

Abb. 12 vergleicht den Bündelquerschnitt von Test 1 und 2 jeweils an der Stelle maximaler Kühlkanalversperrung.

Die Verteilung der Wandstärkenverschwächung auf dem Hüllrohrumfang war beim Test 1 sehr ungleichförmig, was auf azimutale Temperaturdifferenzen hinweist. Bei gleichen Wandstärkenverteilungen auf dem Umfang wurden bei Einzelstabexperimenten, die unter vergleichbaren Kühlbedingungen durchgeführt wurden, azimutale Temperaturdifferenzen zur Berstzeit von etwa 70 K gemessen. Dabei bleibt die maximale Wandstärkenverschwächung auf den heißen Teil des Hüllrohres begrenzt, wodurch große Umfangsdehnungen und größere Kühlkanalversperrungen verhindert werden.

Bei Bündelversuch 2 herrschte während der Phase der plastischen Verformung nur eine relativ geringe Kühlung. Es konnten sich dadurch auch nur relativ kleine azimutale Temperaturunterschiede bis zum Berstzeitpunkt ausbilden (s. Abb. 4), was eine recht gleichmäßige Wandstärkenverschwächung auf dem ganzen Umfang zur Folge hatte. Dies führte zu deutlich höheren Berstumfangsdehnungen und zu einer maximalen Kühlkanalversperrung von 60 %.

Dies ist ein Hinweis darauf, daß die aufgrund von exzentrischer Lage der

Pellets im Hüllrohr vorhandenen azimuthalen Temperaturdifferenzen durch die beim Fluten sich verstärkt ausbildende Kühlwirkung des Zweiphasengemisches vergrößert und infolgedessen große Umfangsdehnungen und Kühlkanalversperrungen verhindert werden. Dieser experimentelle Befund konnte durch theoretische Untersuchungen bestätigt werden.

## 2. Theoretische Untersuchungen zum Einfluß der Kühlung auf Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang

In Abb. 13 ist das Ergebnis einer abschätzenden theoretischen Untersuchung zum Einfluß von exzentrischer Lage zwischen Pellet und Hülle sowie der Wärmeübergangszahl im Kühlmedium auf die azimuthale Temperaturdifferenz des Hüllrohres dargestellt.

Die Untersuchung wurde unter folgenden Annahmen durchgeführt:

Stationärer Wärmetransport; eindimensionale Betrachtung; Anliegen des Pellets auf der einen Seite, Spalt zwischen Pellet und Hülle auf der anderen Seite; Wärmewiderstände in Hülle und Pellet sehr viel kleiner als der des Helium-Spaltens.

Für einige Punkte des Diagramms wurde die abschätzende Rechnung mit einem genaueren Rechenmodell wiederholt und bestätigt.

Als Ergebnis ist folgendes festzuhalten:

Die Temperaturdifferenz  $\Delta T_{az}$  auf dem Hüllrohrumfang steigt logischerweise bei festgehaltenem Wärmeübergangskoeffizienten  $h$  (und festgehaltenen  $T_{f1}$ ) des Kühlmediums mit wachsendem einseitigen Spalt  $S$ .

Bei festgehaltenem  $S$  und wachsendem  $h$  weist  $\Delta T_{az}$  ein Maximum auf. Das anfängliche Ansteigen von  $\Delta T_{az}$  ist allein eine Folge der Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit  $k_{He}$  des Heliums. Wäre  $k_{He}$  eine Konstante, so würde  $\Delta T_{az}$  mit steigendem  $h$  fallen, wie man an der in der Abbildung angegebenen Formel ablesen kann. Nun ist es jedoch so, daß bei größerem  $h$  des Kühlmediums die Temperatur des Heliums kleiner und damit  $k_{He}$  ebenfalls kleiner ist. Eine Vergrößerung von  $h$  steht folglich einer Verkleinerung von  $k_{He}$  gegenüber. Dies hat das Auftreten eines Maximums im  $\Delta T_{az}$ -Verlauf zur Folge.

Als wesentlicher Punkt ist festzuhalten, daß für Wärmeübergangskoeffizienten im Kühlmedium etwa im Bereich bis zu  $150 \text{ W/m}^2\text{K}$  die azimutale Temperaturdifferenz auf der Hülle mit wachsendem Wärmeübergangskoeffizienten steigt.

Der untere Teil der Abb. 14 veranschaulicht dies noch einmal:

Im Falle einer exzentrischen Ausgangslage der Pellets in der Hülle und einer sich dadurch ausbildenden Temperaturdifferenz auf dem Hüllrohrumfang vergrößert eine in der Flutphase ansteigende Wärmeübergangszahl diese azimutalen Temperaturunterschiede und führt dann zu kleineren Umfangsdehnungen der Hüllrohre.

Der obere Teil der Abb. 14 zeigt, wie auch bei Zweiphasenkühlung über thermodynamisches Ungleichgewicht und die turbulenz erhöhende Wirkung der Abstandshalter ein axiales Hüllrohrtemperaturprofil auftreten kann, welches axial ausgedehnte größere Umfangsdehnung verhindert.

### 3. Vergleich der Temperaturverläufe von eingebetteten und aufgepunkteten Thermoelementen auf Brennstabsimulatoren

In den bisher durchgeführten drei Bündelexperimenten in 5x5-Stabanordnung wurden jeweils zwei Typen von Brennstabsimulatoren verwendet.

- Die inneren 9 Stäbe sind mit Zirkaloyhülle und Helium-Innendruck versehene blähfähige Brennstabsimulatoren (BSS)
- Die äußere Stabreihe besteht aus 16 Brennstabsimulatoren, die eine Hülle aus Inconel 600 besitzen, die sich während des Versuchsablaufs nicht verformt (BSU). Diese Stäbe dienen der Simulation der thermischen Umgebung.

#### 3.1 Temperaturmessung der BSU-Hülle

Die ein Millimeter starke Inconel-600-Hülle des BSU wird mit Mantelthermoelementen mit Inconelmantel von 0,5 mm Außendurchmesser instrumentiert. Die Thermopaarung ist NiCr/Ni, die Isolierung MgO, die Spitze isoliert. Die Thermoelemente sind in Nuten der Hüllrohre eingelegt, zugestemmt und im Bereich der Meßspitze von ca. 30 mm mit Microbraze 900 eingelötet.

Abb. 15 zeigt einen Schnitt durch einen BSU. In der Außenhülle sind 2 eingelegte Thermoelemente zu erkennen. Links im Bild ist eine Ausschnittsver-

größerung eines solchen eingelegten und eingelöteten Thermoelementes zu sehen.

### 3.2 Temperaturmessung der Zirkaloyhülle

Zur Messung der Temperaturen der Zirkaloyhüllen werden Mantelthermoelemente verwendet, deren vorderes Ende an der Meßspitze mit einer etwa 30 mm langen Platinhülle versehen ist (s. Abb. 16). Es handelt sich dabei ebenfalls um NiCr/Ni-Mantelthermoelemente mit isolierter Meßspitze und einem Außendurchmesser von 0,5 mm, über die jedoch ein Platinröhrchen der Abmessung 0,75x0,12 mm geschoben und auf einen Enddurchmesser von 0,72 mm  $\phi$  heruntergehämmert wird. Dieses Thermoelement wird mit Hilfe einer kleinen Spezialpunktschweißmaschine durch fünf Punktschweißungen im Bereich der Platinhülle auf der Hülle befestigt, wodurch ein enger Kontakt zwischen Brennstabsimulatorhülle, Platinhülle und Thermoelement entsteht. Der Schweißstrom fließt dabei überwiegend durch die Platinhülle, ohne das Thermoelement zu beschädigen. Das nach unten bzw. oben aus der Platinhülle austretende Mantelthermoelement wird auf kürzestem Wege in die äußeren Kühlkanäle des Bündels geführt, um zwischen der BSU-Außenseite und der Kastenwand das Bündel zu verlassen. Rechts in Abb. 15 ist eine Ausschnittsvergrößerung eines mit Platinhülle versehenen Thermoelementes gezeigt. Die wiedergegebene Schnittstelle liegt zwischen zwei Punktschweißungen. Sie zeigt einen guten Kontakt in diesem Fall zwischen BSU-Hülle, Platinhülle und Thermoelement.

### 3.3 Vergleichende Temperaturmessung zwischen eingebettetem und aufgepunktetem Thermoelement am BSU

Zur Klärung der Frage, welchen Meßfehler eine Anordnung eines auf die Hülle aufgepunkteten Thermoelementes und dies speziell in der Flutphase mit sich bringen kann, werden bei jedem Bündelexperiment auf einem bzw. auf zwei Brennstabsimulatoren mit Inconelhülle zusätzlich zu den eingebetteten TE's je ein Thermoelement mit Platinhülle aufgepunktet. Das Aufpunkten auf der Inconelhülle erfolgt nach den gleichen Richtlinien wie bei der Zirkaloyhülle, d.h. es sollen möglichst ähnliche Kontaktverhältnisse bei der Anbringung der TE's gewährleistet sein.

Abb. 16 gibt zwei Arten der Lage des eingebetteten TE's zum aufgepunkteten

TE mit Platinhülse an. Die linke Seite der Abb. 16 zeigt die Anordnung, wenn beide TE's nach unten aus dem Bündel geführt werden. Beide Thermo-elementmeßspitzen sitzen auf gleicher axialer Höhe, jedoch um  $45^{\circ}$  versetzt. Die rechte Seite der Abb. 16 zeigt die Anordnung der beiden TE's, wenn die Meßspitzen auf einer gemeinsamen Mantellinie der BSU-Hülle sitzen. Der axiale Abstand der beiden Meßspitzen voneinander beträgt dann 15 mm. Durch diese Anordnung wird erreicht, daß das aufgepunktete Thermoelement den Meßwert des eingebetteten möglichst wenig beeinflusst, falls dieses unter extremen Bedingungen als Kühlrippe wirken sollte.

### 3.4 Meßergebnisse

#### Temperaturunterschied zwischen eingebettetem und aufgepunktetem Thermoelement

##### 3.4.1 Erster Bündelversuch

Die Abb. 17 soll nur der Vollständigkeit halber gezeigt werden, ohne jedoch noch einmal diskutiert zu werden.

##### 3.4.1 Zweiter Bündelversuch vom 1.6.78

Die Abb. 18 zeigt drei Verläufe von Temperaturen über der Zeit. TH 82/1 und TH 82 A befinden sich auf einer gemeinsamen Mantellinie des BSU Nr. 82, wobei die Meßspitze des aufgepunkteten Thermoelementes TH 82 A 15 mm unterhalb derjenigen des eingebetteten Thermoelementes TH 82/1 (axiale Mitte) sitzt (s. Abb. 15 rechte Seite). TH 22 zeigt den Temperaturverlauf des diesen beiden TE's gegenüberstehenden BSU Nr. 22 ebenfalls in axialer Stabmitte. In diesem Experiment findet die plastische Verformung sowie das Bersten der Zirkaloyhüllen in der Wiederaufheizphase statt. Der Berstbereich sämtlicher Zirkaloyhüllen liegt zwischen der 52. und 56. Sekunde, der Beginn der Flutphase liegt bei 56 Sekunden. In dem Zeitraum zwischen der 82. und 85. Sekunde quenchen die axialen Mitten von acht Zirkaloyhüllen (bis auf Hülle des Stabes 40). Kurz nach Beginn der Wiederaufheizphase (0 sec) zeigt der Temperaturverlauf des TH 82/1 zwischen 10 und 20 Sekunden einen unkorrekten Verlauf, dessen Ursache noch nicht völlig geklärt werden konnte. Der weitere Verlauf (nach 20 sec) kann jedoch als korrekt angesehen werden.

Die Abb. 18 zeigt eine um ca. 10 K höher verlaufende Temperatur des aufgekuppelten TE's gegenüber dem eingebetteten in der Wiederaufheizphase. Die höher verlaufende Temperatur des TH 82 A ist erklärlich, da der benachbarte Stab 22 eine deutlich höhere Temperatur zeigt, und somit das aufgekuppelte TE durch Strahlungswärme höher aufgeheizt wird als das eingebettet. Mit einsetzendem Fluten wird die Differenz deutlich kleiner. Die abgehobene Zirkaloyhülle des Stabes 22 ist geplatzt, demzufolge von ihrer Wärmequelle stark entkoppelt, und die Temperatur der Hülle zeigt eine stark fallende Tendenz. Mit abnehmender Temperatur des TH 22 sinkt die Temperatur von TH 82/A unter die von TH 82/1. Mit dem Quenchen der Hülle des Stabes 22 vergrößert sich die Temperaturdifferenz zwischen dem eingebetteten und aufgekuppelten Thermoelement auf Stab 82 auf einen nahezu konstanten Wert. Unmittelbar vor dem Wiederbenetzen der Staboberfläche des Stabes 82 in axialer Mitte wird diese Differenz noch etwas größer. Die Hüllrohroberfläche an der Stelle des aufgekuppelten TE's benetzt etwa 0,5 sec früher, da die Meßspitze 15 mm tiefer sitzt als die des eingebetteten.

Abb. 19 zeigt eine weitere Paarung von eingebettetem und aufgekuppeltem TE auf Stab 15 sowie den Temperaturverlauf des benachbarten Stabes 40. Alle Thermoelemente sitzen auf dem höchstbelasteten Stabbereich, jedoch etwa 150 mm oberhalb der axialen Mitte. Diese axiale Position benetzt auch etwa 30 Sekunden später als die Mittelposition dieses Stabes.

Die Temperaturverläufe von TH 15/3 und TH 15/A zeigen ein stark abweichendes Bild gegenüber den Verläufen von TH 82/1 und TH 82/A der Abb. 18 aus demselben Experiment. Verantwortlich dafür ist, der völlig unterschiedliche Temperaturverlauf des Nachbarstabes, der nicht wie die Hüllen aller anderen Zirkaloystäbe zwischen der 82. und 85. Sekunde benetzt. Er verliert zwar seinen Innendruck ebenfalls durch Hüllrohrversagen, im gleichen Zeitintervall (52.-56. Sekunde) wie die übrigen Stäbe, jedoch nicht durch eine weitauflaffende Berststelle, sondern nur durch ein relativ kleines Loch von ca. 1 mm  $\phi$ . Dies führt dazu, daß die Abnahme der Wärmeleitfähigkeit des Heliums durch Vermischung mit dem Dampf nur sehr viel langsamer vor sich geht. Die Folge davon ist ein sehr viel späteres Wiederbenetzen dieser Zirkaloyhülle. Hierdurch sieht der Stab 15 über eine längere Zeitspanne in der Flutphase eine hohe Temperatur seines Nachbarstabes. Zum einen wird dadurch der Charakter des Temperaturverlaufs von Stab 15 beeinflusst, zum

anderen ist die sich ausbildende Temperaturdifferenz zwischen eingebetteten und aufgepunkteten TE sehr viel kleiner. Erst mit dem Benetzen der Hülle des Stabes 40 wächst die Temperaturdifferenz. Bei etwa 233 Sekunden benetzt das aufgepunktete TE vorzeitig, obwohl die axiale Position der Hülle erst etwa 87 Sekunden später zum Benetzen kommt. Bei Demontage des Bündels wurde festgestellt, daß sich die Punktschweißung an der Spitze des TH 15/A gelöst hatte und damit ein vorzeitiges lokales Benetzen der Spitze des TE möglich war. Solange die Hülle selbst an dieser Stelle noch nicht benetzt ist, zeigt auch das TH 15/A noch Temperaturspitzen über Sattedampftemperatur.

Abb. 18 und 19 zeigen, daß selbst nach mehr als 100 Sekunden andauernder Flutphase der Temperaturverlauf und die Temperaturdifferenz zwischen eingebettetem und aufgepunktetem Thermoelement auf einem BSU von dem Temperaturverlauf des Nachbarstabes beeinflußt werden.

### 3.4.3 Dritter Bündelversuch vom 25.10.78

Abb. 20 zeigt die Temperaturverläufe von einem eingebetteten und einem unter  $45^\circ$  versetzt aufgepunkteten Thermoelement auf Stab 82 (siehe auch linke Seite der Abb. 15). Zusätzlich ist der Temperaturverlauf des BSS Nr. 22 geplottet. Alle Temperaturmeßstellen befinden sich auf gleicher axialer Höhe in Stabmitte.

Der Stab 22 zeigt zum Zeitpunkt 0 sec bereits eine um etwa  $20^\circ\text{C}$  höhere Temperatur als der Stab 82, die er auch während der Wiederaufheizphase und zu Beginn der Flutphase aufweist. Es ist zu erkennen, daß das auf Stab 82 außen aufgepunktete Thermoelement TH 82/A gegen Ende der Wiederaufheizphase eine etwa  $5^\circ\text{C}$  höhere Temperatur als TH 82/2 angenommen hat. Zum Beginn der Wiederaufheizphase lag kein Temperaturunterschied zwischen eingebettetem und aufgepunktetem TE auf Stab 82 vor. Dies macht deutlich, daß in Phasen geringer Kühlwirkung, das aufgepunktete TE sogar höhere Temperaturen anzuzeigen vermag, als ein eingebettetes, falls die Umgebung also Nachbarstäbe höhere Temperaturen aufweisen. Kurz vor dem Bersten berührt die Zirkaloyhülle von Stab 22 sogar die Inconelhülle von Stab 82. Die Dehnungsmaxima liegen beim Bündeltest 3 nämlich praktisch in der axialen Mittelposition. Zwischen der 67. und 89. Sekunde bersten alle Stäbe (Berstintervall). Eine klare Zuordnung der Temperaturverläufe ist in dieser Phase der erhöhten

Strömungsturbulenzen nicht möglich. Im weiteren Verlauf der Flutphase (nach 90 sec) wird der Temperaturverlauf des auf den Stab 82 aufgepunkteten TE's wieder durch den Nachbarstab beeinflusst. Das Thermoelement TH 82/A sitzt in einem Keil, gebildet von Stab 82 und der stark gedehnten Hülle des Stabes 22, berührt jedoch die Zirkaloyhülle direkt nicht.

Etwa um die 200. Sekunde benetzen sämtliche BSS in der Nachbarschaft des Stabes 82 und er sieht nun die kältere Umgebung. Das Bild ändert sich sofort und im weiteren Verlauf der Flutphase zeigt nun, wie man dies auch erwartet, das aufgepunktete Thermoelement TH 82 A die niedrigere Temperatur gegenüber dem eingebetteten TH 82/2 an.

Abb. 21 zeigt Temperaturverläufe von einer weiteren Paarung eines eingebetteten und aufgepunkteten TE's zusammen mit dem Temperaturverlauf des benachbarten Umgebungsstabes. Die Meßspitze des aufgepunkteten TE's sitzt etwa 15 mm höher als diejenige des eingebetteten in axialer Mittelposition.

In der Wiederaufheizphase zeigt auch hier der Nachbarstab (TH 40) eine etwas höhere Temperatur, so daß auch hier das aufgepunktete TE gegen Ende der Wiederaufheizphase einen geringfügig höheren Wert zeigt, als das eingebettete TE. Mit einsetzender Flutphase zeigen TH 40 und TH 15/4 nahezu gleiche Temperaturen und TH 15/A einen geringfügig niedrigeren Wert und zwar bis zum Einsetzen des Berstens der Zirkaloyhüllen. Die Zirkaloyhülle des Stabes 40 hat sich in der axialen Mittelposition, der Meßebene, ebenfalls so stark gedehnt, daß sie das Thermoelement TH 15/A berührt. Die niedrigere Temperatur der Zirkaloyhülle beeinflusst nun zusammen mit dem Zweiphasengemisch den weiteren Temperaturverlauf des TH 15/A maßgeblich. Mit dem Wiederbenetzen der Hülle des Stabes 40 vergrößert sich die Temperaturdifferenz zwischen TH 15/4 und TH 15/A weiter, um kurz vor dem Benetzen des Stabes 15 sogar etwa 100°C aufzuweisen. Die sich einstellende Temperatur von TH 15/A ist das Ergebnis der Wärmezufuhr von Stab 15 und dem Wärmeentzug von Stab 40.

Da TH 15/4 etwa 15 mm tiefer sitzt als TH 15/A, benetzt das eingebettete TE auch früher als das aufgepunktete.



### 3.5. Schlußfolgerungen

Eine Bemerkung vorweg:

Gemäß der Aufgabenstellung dieses Vorhabens, den Aufblähvorgang der Zirkaloyhüllen, und der ist mit dem Bersten beendet, zu untersuchen, haben die aufgepunkteten Thermolemente auf der Zirkaloyhülle die Aufgabe, die Zirkaloyhüllrohrtemperatur bis zum Berstzeitpunkt möglichst genau zu messen. Die Doppelinstrumentierung auf den Umgebungsstäben mit eingebettetem und aufgepunktetem Thermolement soll bis zu diesem Zeitpunkt eine mögliche, durch Kühlrippenwirkung hervorgerufene Temperaturdifferenz zwischen gemessener und wahrer Hüllrohroberflächentemperatur aufzeigen.

Schlußfolgerung aus den 3 bisherigen Bündeltests:

- Der für den ersten Bündeltest ermittelte Korrekturfaktor von  $+40^{\circ}\text{C}$  auf die gemessene Bersttemperatur ist möglicherweise zu hoch, da die Vergleichsmeßebeine etwa 950 mm unterhalb der zu korrigierenden Bersttemperaturmeßebeine lag, und sich damit zu gleichen Zeiten in einer Zone intensiver Kühlung, d.h. mit höheren Wasseranteilen und geringeren Dampfüberhitzungsgraden befand. Außerdem lag die Vergleichsebene auf niedrigerem Leistungsniveau. Die Vergleichsmessung muß auf jeden Fall auf gleicher axialer Höhe wie die zu korrigierende Temperaturmessung liegen, wie dies im Bündeltest 2 und 3 der Fall ist.
- Die Hüllrohrtemperaturmessungen im Bündeltest 2 sind nicht zu korrigieren.
- Die Hüllrohrtemperaturkorrektur für Bündeltest 3 ist kleiner als  $+20^{\circ}\text{C}$ .
- Die detaillierte Betrachtung hat gezeigt, daß für eine sehr genaue Bersttemperaturbestimmung jedes einzelnen Stabes, jeweils die Temperatur der Umgebung mit ins Calcul einbezogen werden muß.
- Das Benetzungsverhalten der Brennstabsimulatoren mit Inconelhülle (BSU) wird durch die aufgepunkteten Thermolemente nicht beeinflußt (die mittlere Benetzungszeit aller BSU ohne äußere TE's lag z.B. im 3. Bündeltest bei 320 Sekunden und ist zeitgleich mit derjenigen der Stäbe 82 und 15).

Wichtige Fragen bleiben jedoch noch offen:

- Unter welchen Verhältnissen (z.B. äußere Kühlung, stark verformtes Hüllrohr) tritt eine ausgeprägte Kühlrippenwirkung durch die Anbringung eines aufgepunkteten TE's auf der Zirkaloyhülle auf ?

- Kann ein aufgepunktetes TE auf einer geborstenen Zirkaloyhülle das Benetzungsverhalten dieser Hülle beeinträchtigen ? Unter welchen Verhältnissen und wenn ja, in welcher Größenordnung ?

Eine Teilbeantwortung der ersten Frage liefert Bündelversuch 3. Anhand von gemessenen Temperaturverläufen auf Inconel- sowie Zirkaloyhüllen (im Bereich großer Verformungen) kann bis zum Berstzeitpunkt keine Kühlrippenwirkung festgestellt werden. Wie dies jedoch bei intensiver Kühlung aussieht ist bisher unbekannt.

Zur Klärung dieser und der zweiten Frage wird ein zusätzliches speziell auf diese Fragestellung zugeschnittenes Bündelexperiment durchgeführt werden.

#### 4. Planungsarbeiten zur Erweiterung der REBEKA - Anlage für 49-Stabbündel

Die konstruktiven Arbeiten an der Teststrecke für das 49-Stabbündel wurden abgeschlossen und die neue Teststrecke bestellt.

Eine geeignete rechnergesteuerte Meßdatenerfassungsanlage wurde ausgewählt und ebenfalls bereits bestellt.

#### 5. Vorbereitung und Durchführung des Bündelversuchs 3

Während der Vorversuche für Bündelversuch 3 konnte eindeutig die Ursache für die erhöhte Flutrate über 2 Sekunden unmittelbar nach Flutbeginn beim Bündelexperiment 1 festgestellt werden. Der untere Teil der Teststrecke wurde daraufhin umgebaut.

Der Bündelversuch 3 wurde mit gleichen Bedingungen durchgeführt wie der Bündelversuch 1, jedoch mit konstanter kalter Flutwassersteiggeschwindigkeit über die gesamte Flutphase. Die Instrumentierung an Brennstabsimulatoren mit Zirkaloyhülle wurde erweitert, z.B. auf axiale und azimutale Temperaturmessung an Zirkaloyhüllen im höchstbelasteten Stabbereich. Eine Thermoelement-Instrumentierung an Abstandshaltern (AH) zur Beantwortung der Frage nach dem Mechanismus der Dampfenthitzung an den AH's wurde montiert.

Der Versuch fand am 25.10.78 statt. Alle 9 Zirkaloyhüllrohre barsten, wobei die Berstumfangsdehnungen erwartungsgemäß geringer waren als beim Bündelversuch 2. Die genaue Auswertung der Meßergebnisse ist im Gange.

- Stabinnendruck 70 bar
- Nachwärmeleistung in Mittelzone 20 W/cm
- Wärmeübergangszahl in Aufheizphase  $\sim 30 \text{ W/m}^2 \text{ K}$
- Flutrate, kalt (bei Flutbeginn erhöht)  $\sim 3 \text{ cm/s}$
- Flutwassertemperatur  $130 \text{ }^\circ\text{C}$
- Systemdruck 4 bar

— Versuch1: Flutbeginn bei  $760 \text{ }^\circ\text{C}$  (FB1)  
→ Hüllrohrverformung überwiegend während Flutphase

- - - - Versuch2: Flutbeginn bei  $850 \text{ }^\circ\text{C}$  (FB2)  
→ gesamte Hüllrohrverformung während Aufheizphase

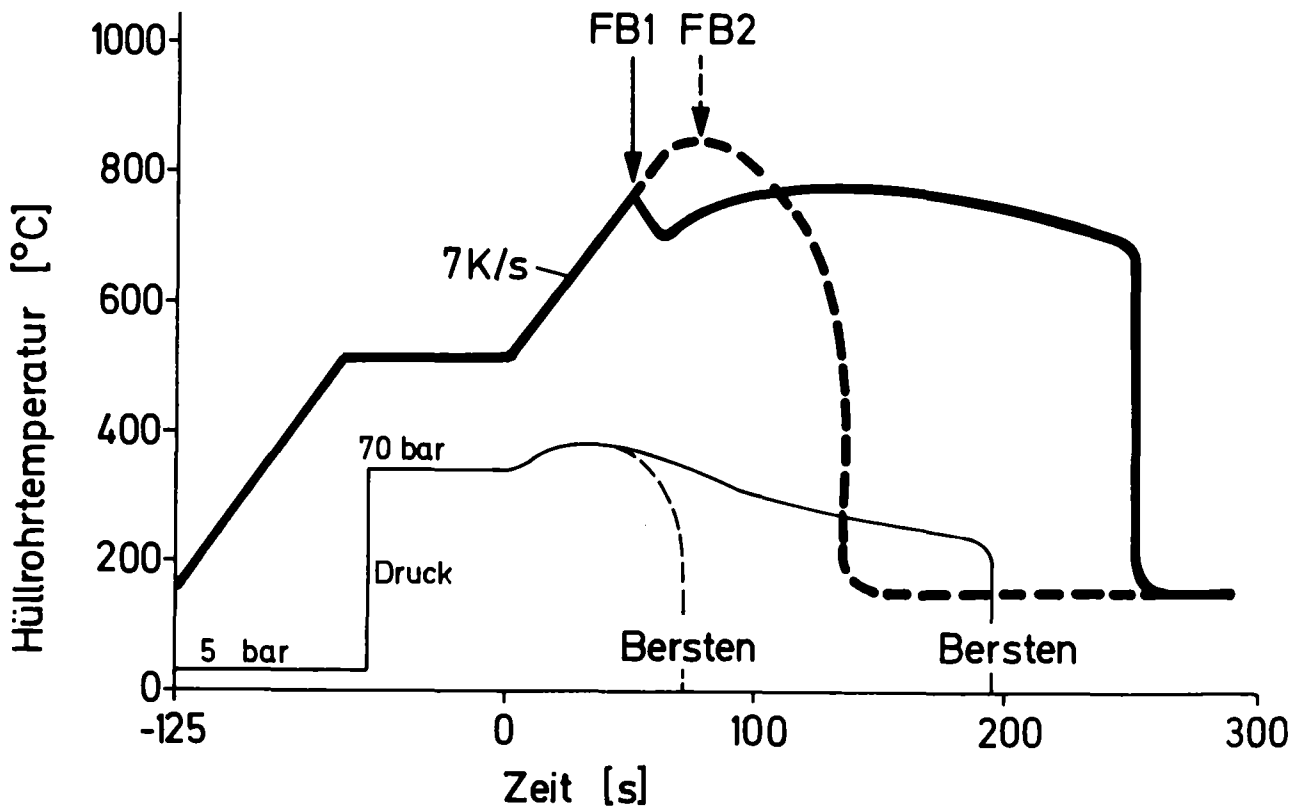
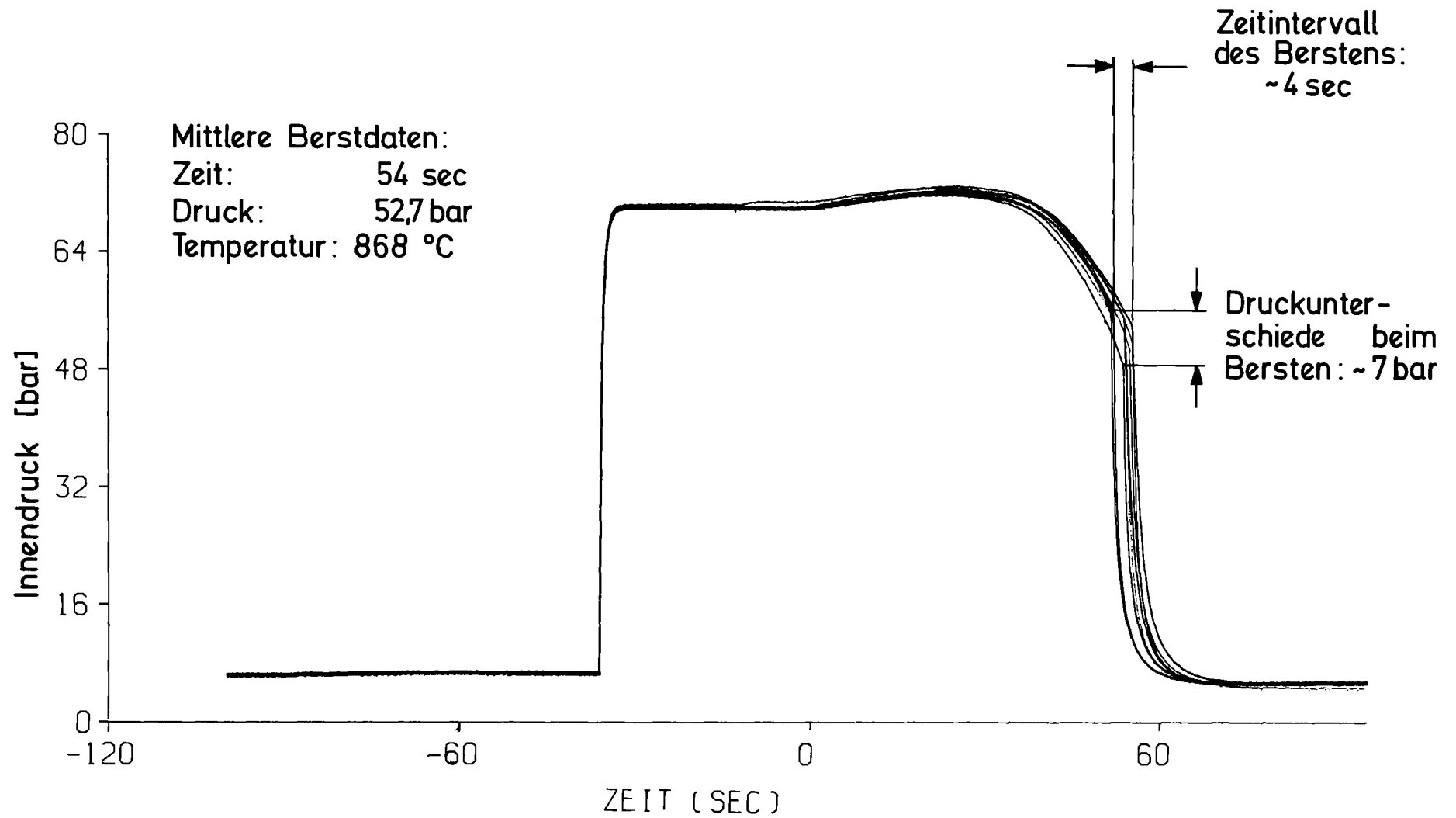


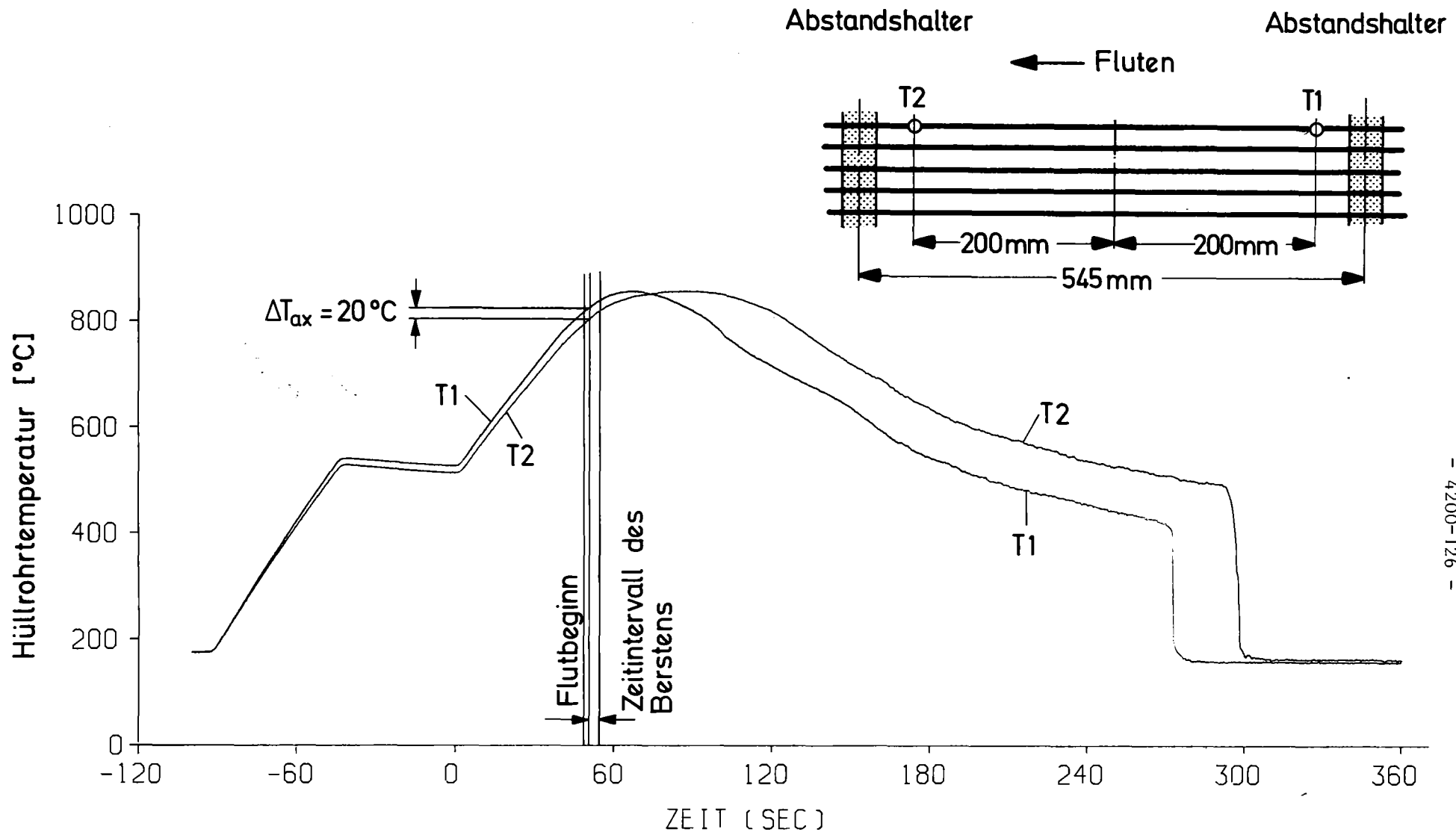
Abb. 06.01.09/01A-1; REBEKA-Bündelversuche 1 und 2. Versuchsrandbedingungen und schematische Versuchsführung.



- 4200-125 -

KfK

Abb. 06.01.09/01A-2: REBEKA 2; Innendruckverläufe aller 9 Brennstabsimulatoren.



- 4200-126 -



Abb. 06.01.09/01A-3: REBEKA 2; Verlauf der axialen Hüllrohrtemperaturen im mittleren Abstandshalterbereich des Stabes 16.

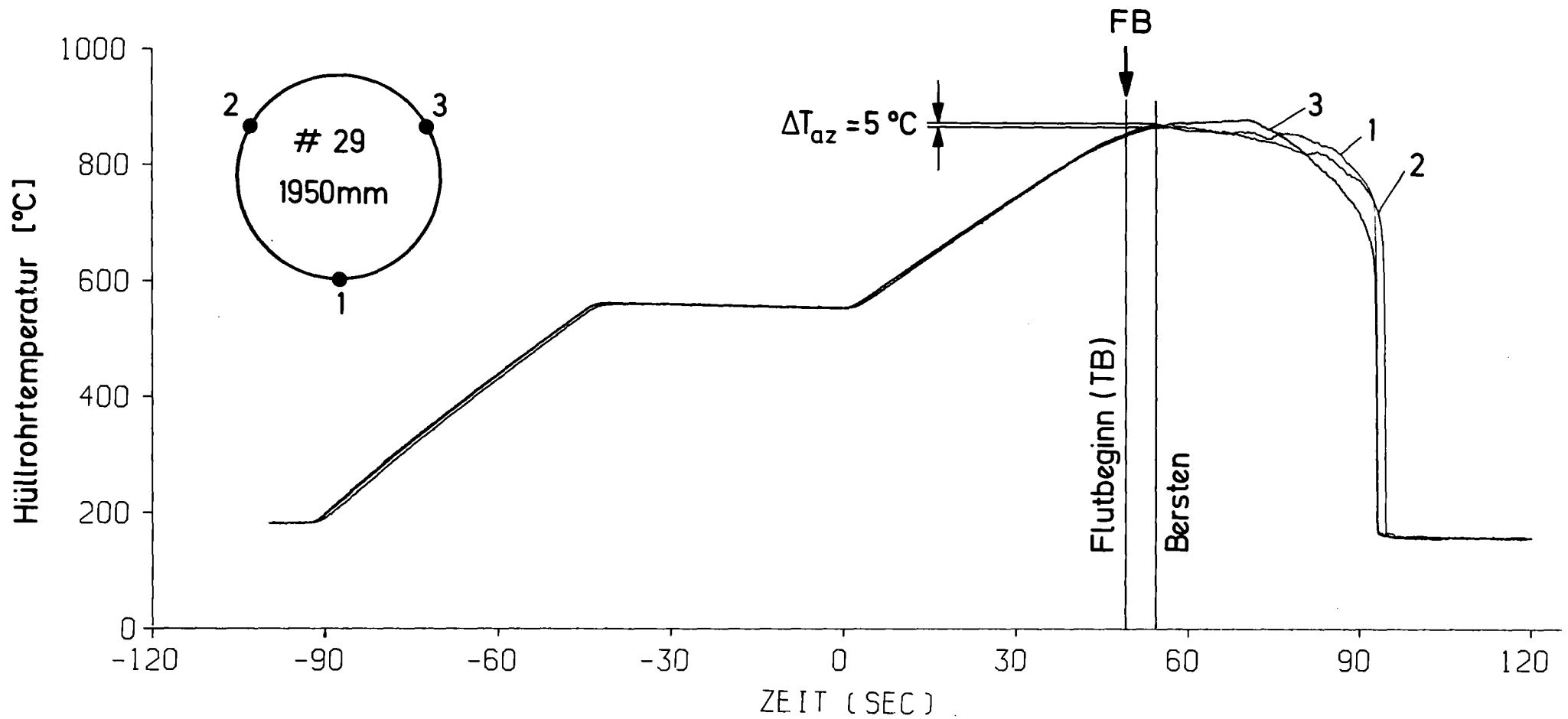
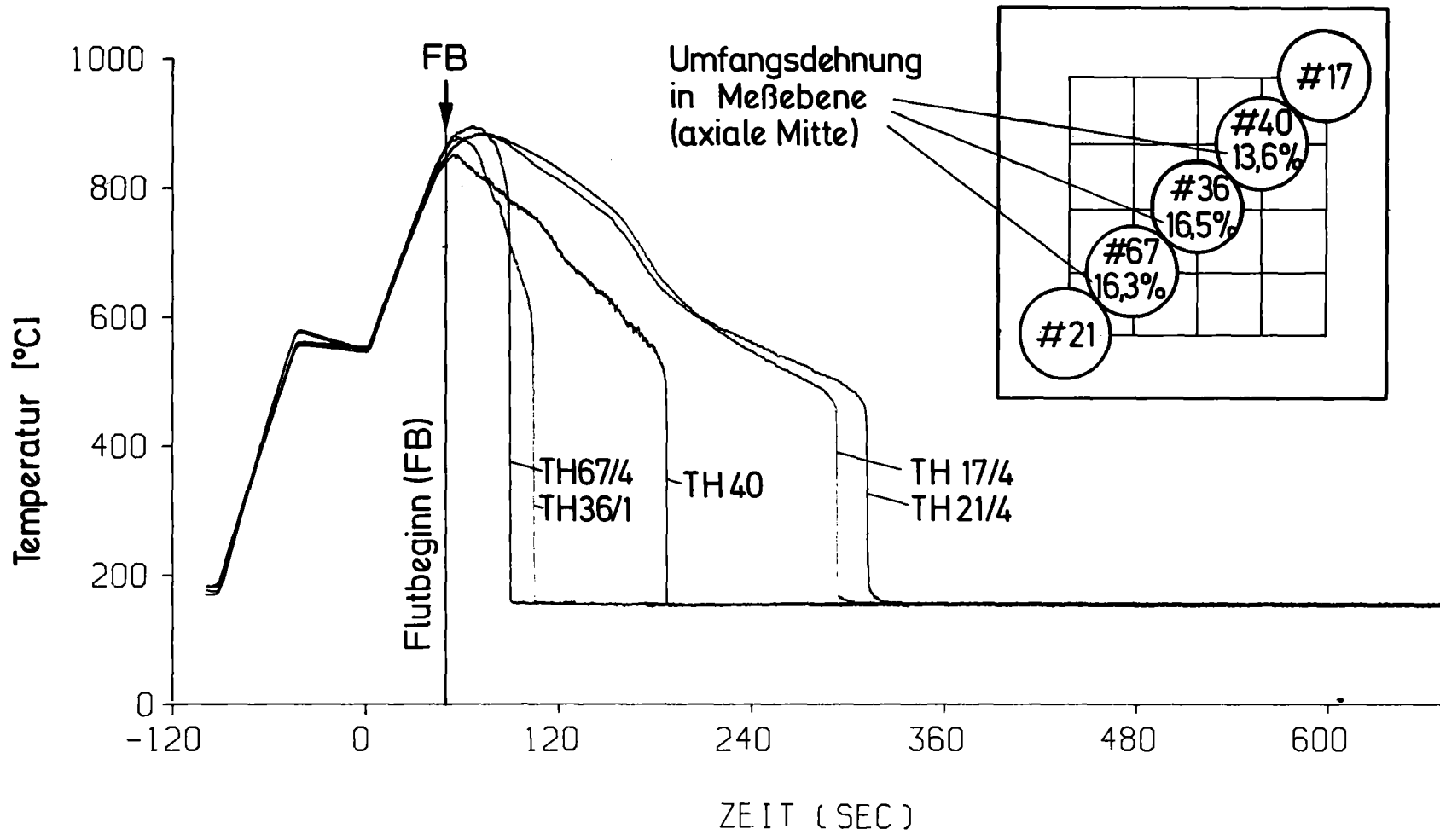


Abb. 06.01.09/01A-4: REBEKA 2; Verlauf der Hüllrohrtemperaturen auf dem Umfang  $120^\circ$  versetzt von Stab 29 in axialer Mittelposition.

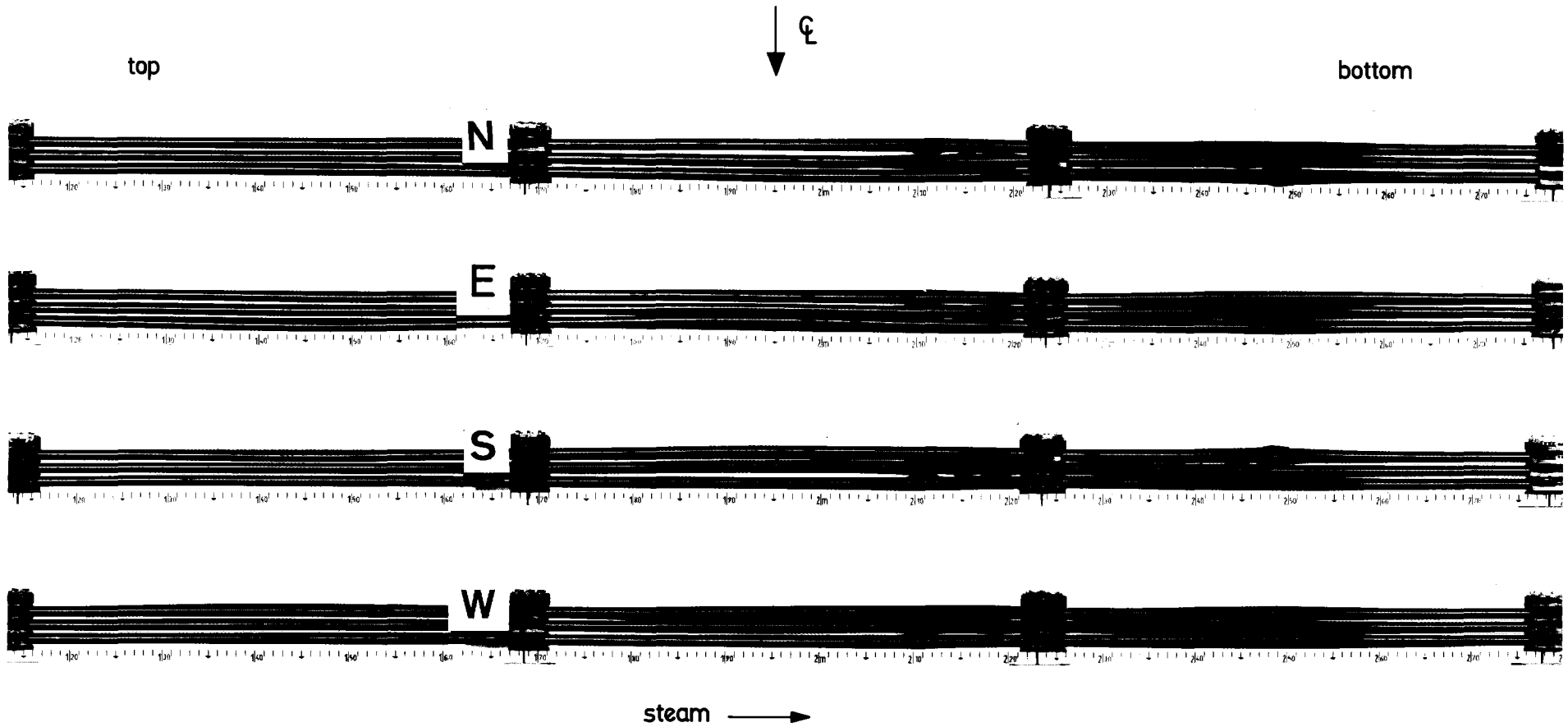


- 4200-128 -



Abb. 06.01.09/01A-5: REBEKA 2; Unterschiede im Benetzungsverhalten von Brennstabsimulatoren mit Inconel- bzw. Zirkaloyhülle (axiale Mittelposition).





- 4200-129 -

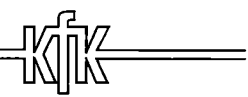


Abb. 06.01.09/01A-6: REBEKA 2; Bündelverformung zwischen den mittleren Abstandshaltern, äußere Reihe der Brennstabsimulatoren (BSU) entfernt.

Drücke:

- Anfangsdruck 70bar
- Maximaldruck ~73bar
- Berstdruck ~55bar

- Berst-Zeitintervall 4s
- Bersttemperatur -870°C

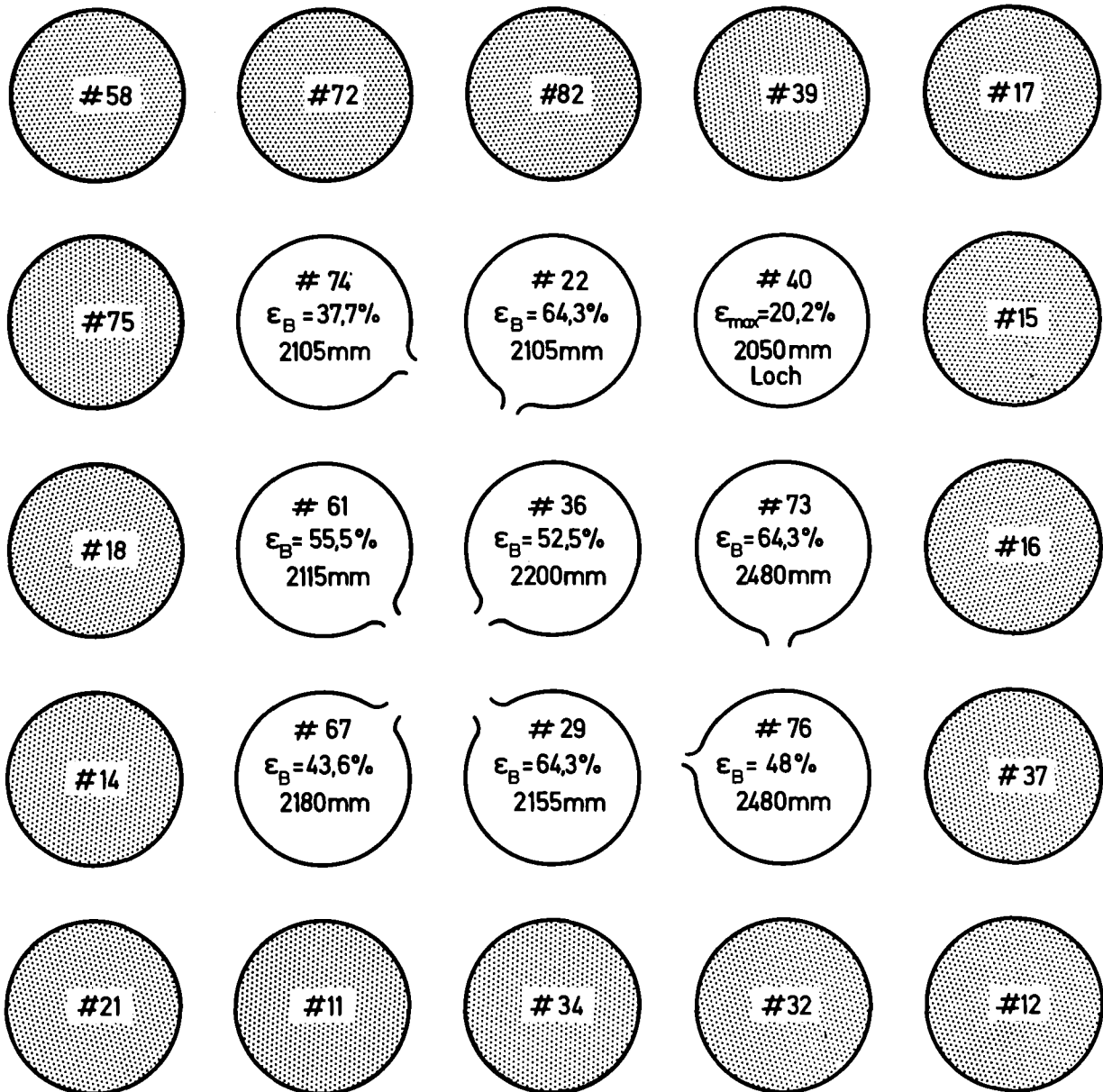


Abb. 06.01.09/01A-7: REBEKA 2; Berstumfangsdehnungen und Lage der Berststellen.

Haupt-Merkmale	Bündel Test 1	Bündel Test 2
Haupt-Testgegenstand	Einfluß der Kühlung auf die Verformung	Einfluß der Kühlung auf die Verformung
Haupt-Testparameter	frühzeitiges Fluten	spätes Fluten
Verformungsgeschichte	überwiegend Verformung während der Flutphase	gesamte Verformung während der Wiederaufheizungsphase, Bersten bei Flutbeginn
Kühlung während der Verformung	starke Kühlung (Nebekühlung) Fluten von unten	gemäßigte Kühlung (überhitzter Dampf) Dampfstrom von oben
Axiale Temperaturdifferenz zwischen zwei Abstandshaltern	50°C beim Bersten Verschiebung des Temperaturmaximums in Strömungsrichtung (Flutrichtung) gegen den nächsten Abstandshalter	20°C beim Bersten Verschiebung des Temperaturmaximums in Strömungsrichtung gegen den nächsten Abstandshalter
azimutale Temperaturdifferenz	nicht gemessen (~70°C)	5°C/20°C
maximale Berstumfangsdehnung	32 %	64 %
maximale Gesamt-Kühlkanalversperrung	25 %	60 %
<b>REBEKA Bündel Test 1 und 2</b> <b>Vergleich der Haupt-Test-Daten</b>		

Abb. 06.01.09/01A-8: REBEKA 1-2; Gegenüberstellung der Haupttestparameter und der wesentlichen Ergebnisse.

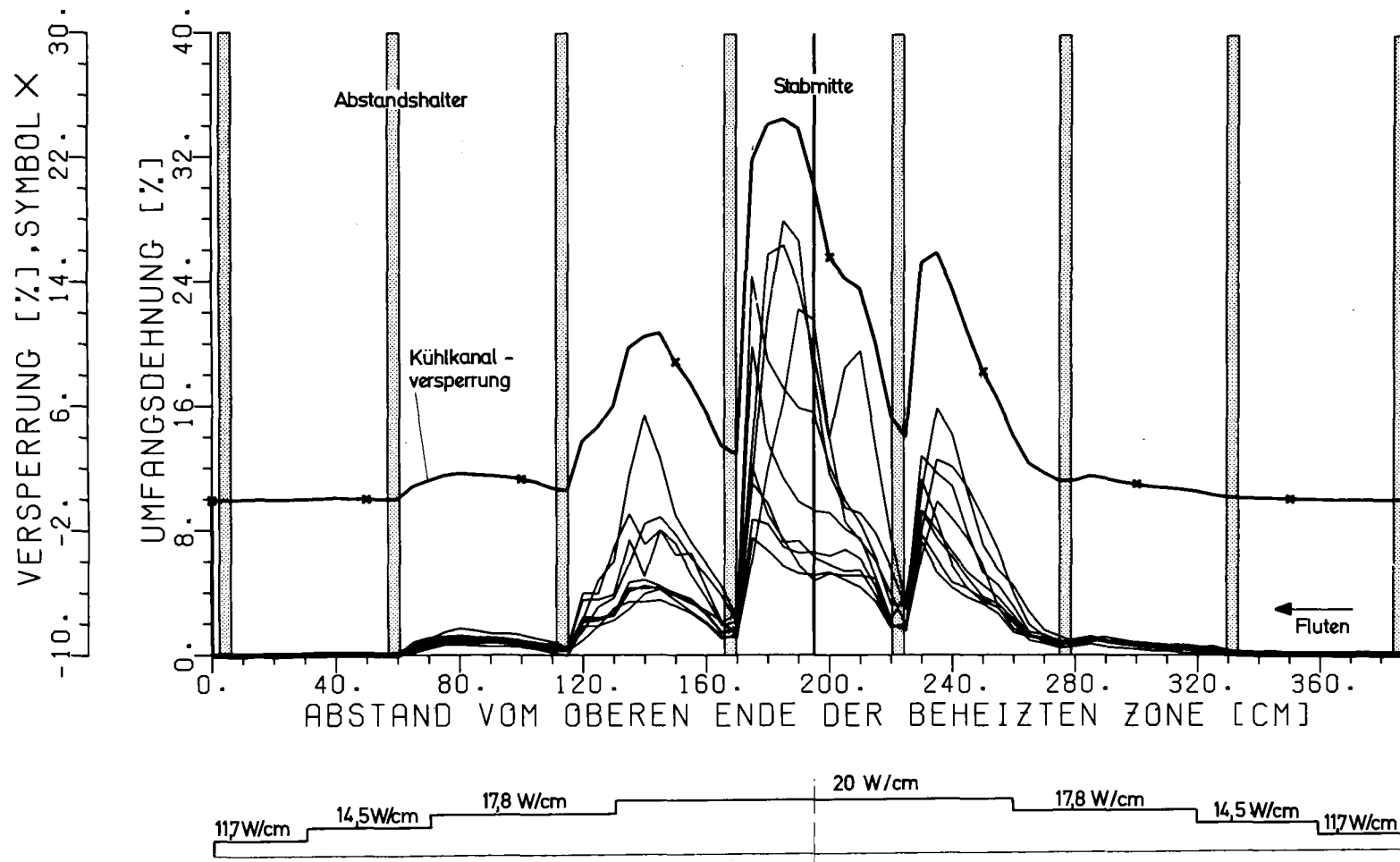


Abb. 06.01.09/01A-9: REBEKA 1; Umfangsdehnung der 9 Zirkaloyhüllrohre und Kühlkanalversperrung.

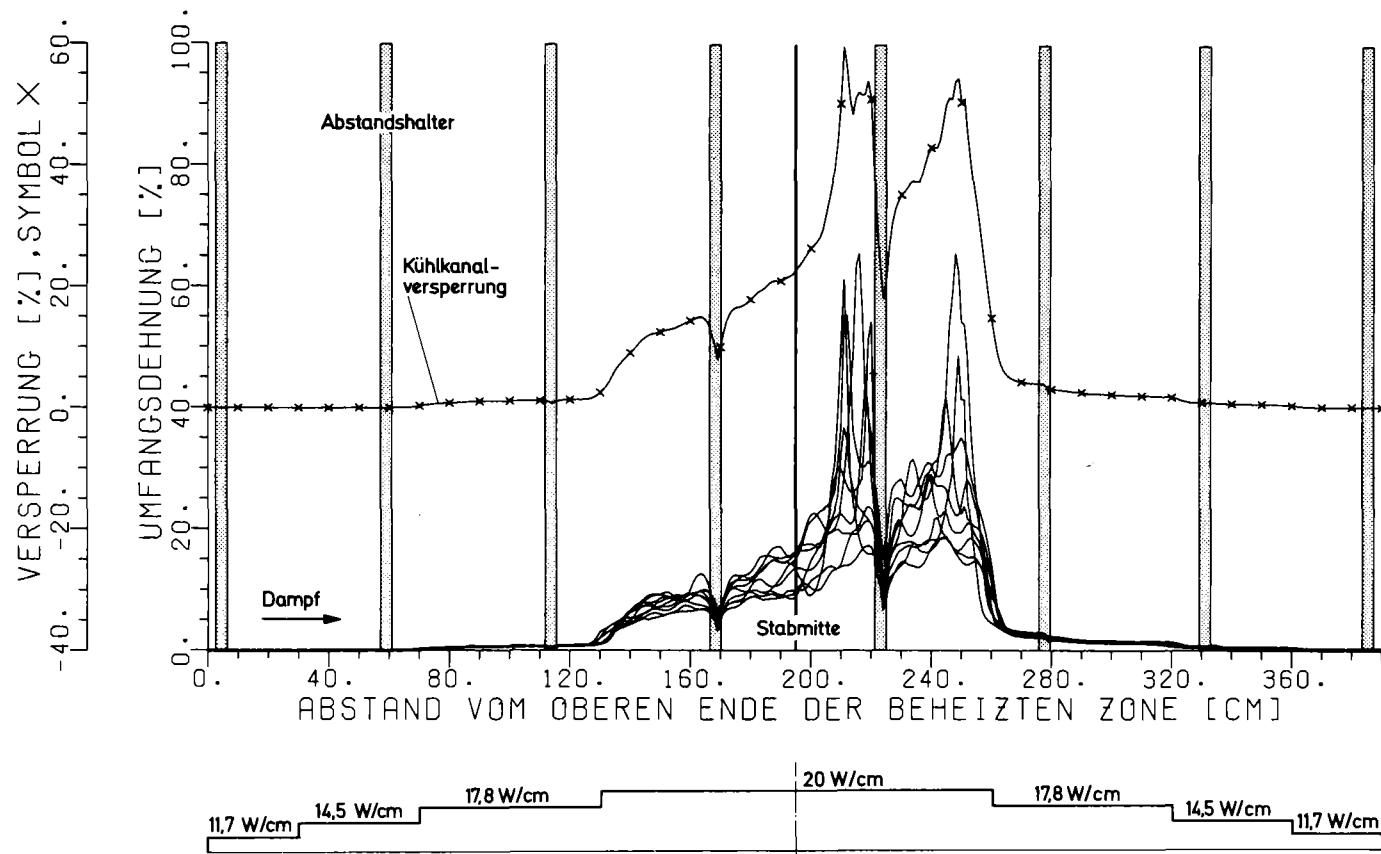
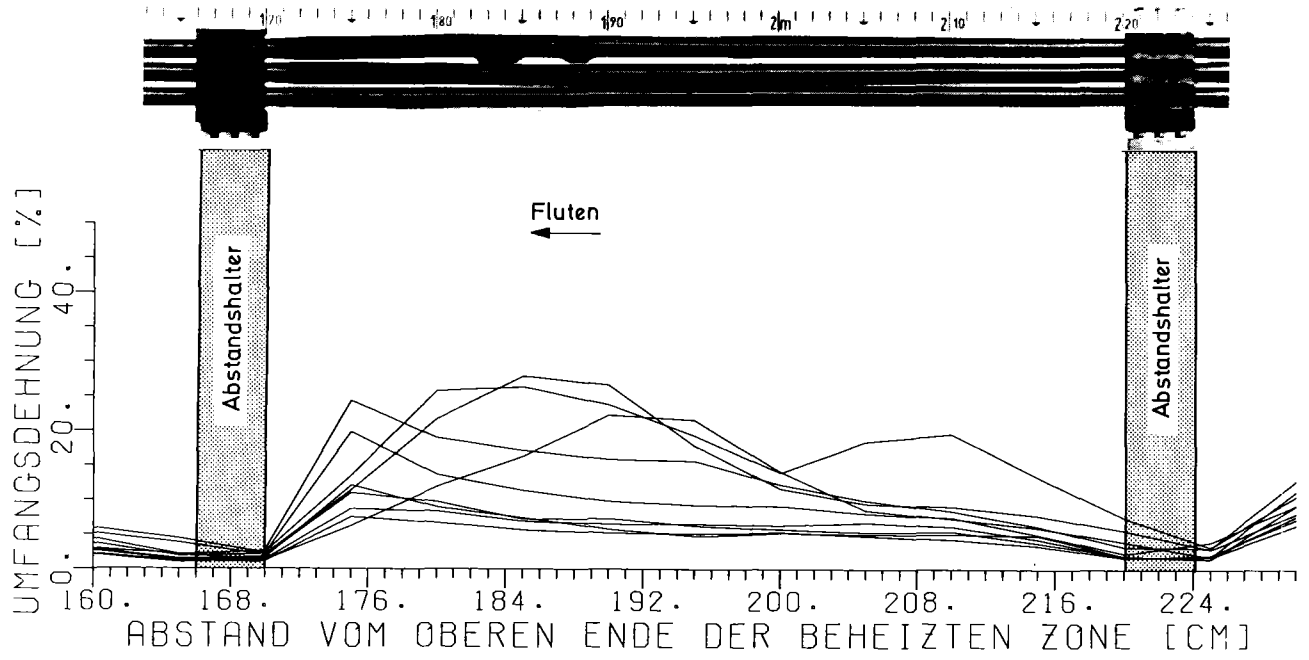


Abb. 06.01.09/01A-10: REBEKA 2; Umfangsdehnung der 9 Zirkaloyhüllrohre und Kühlkanalversperrung.

REBEKA 1



REBEKA 2

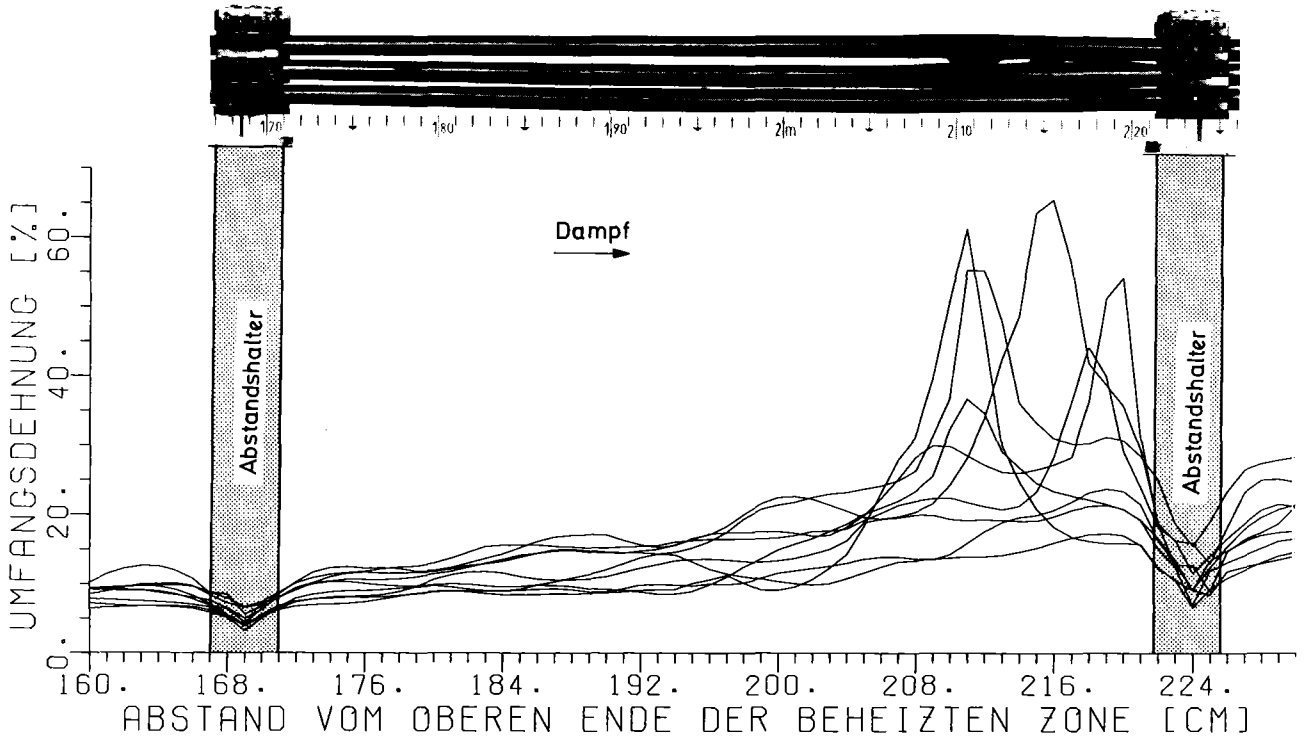
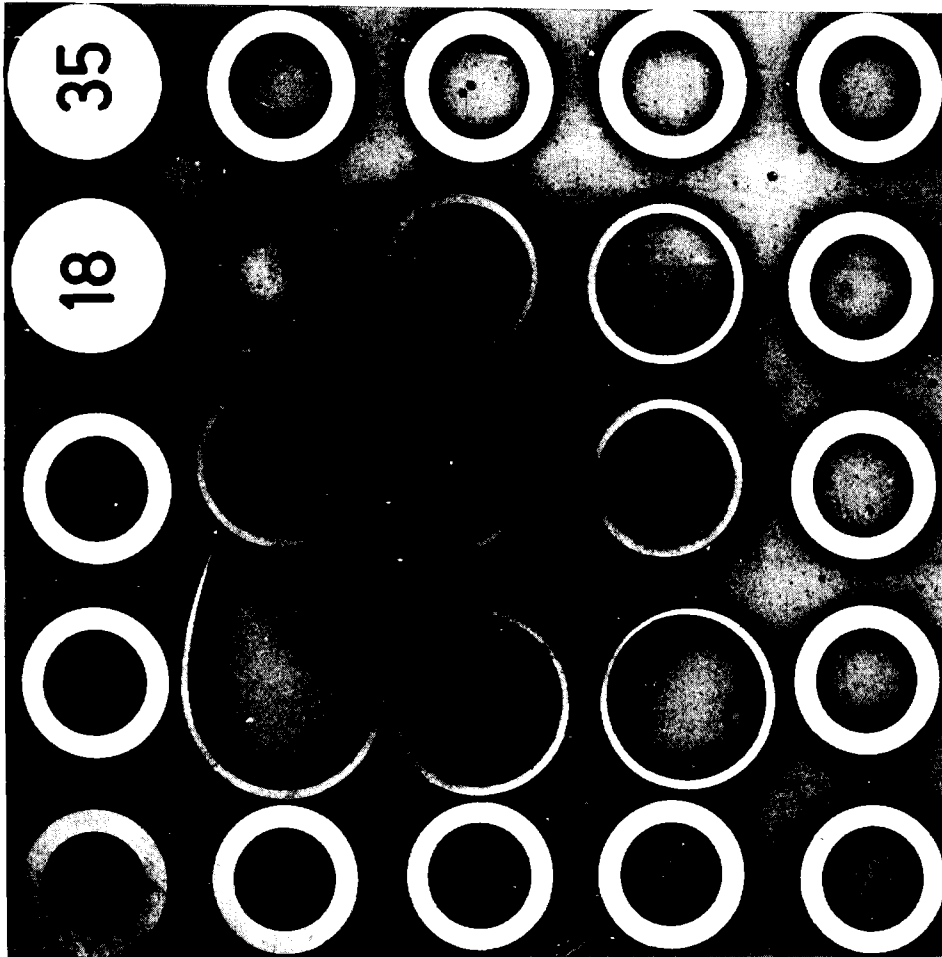
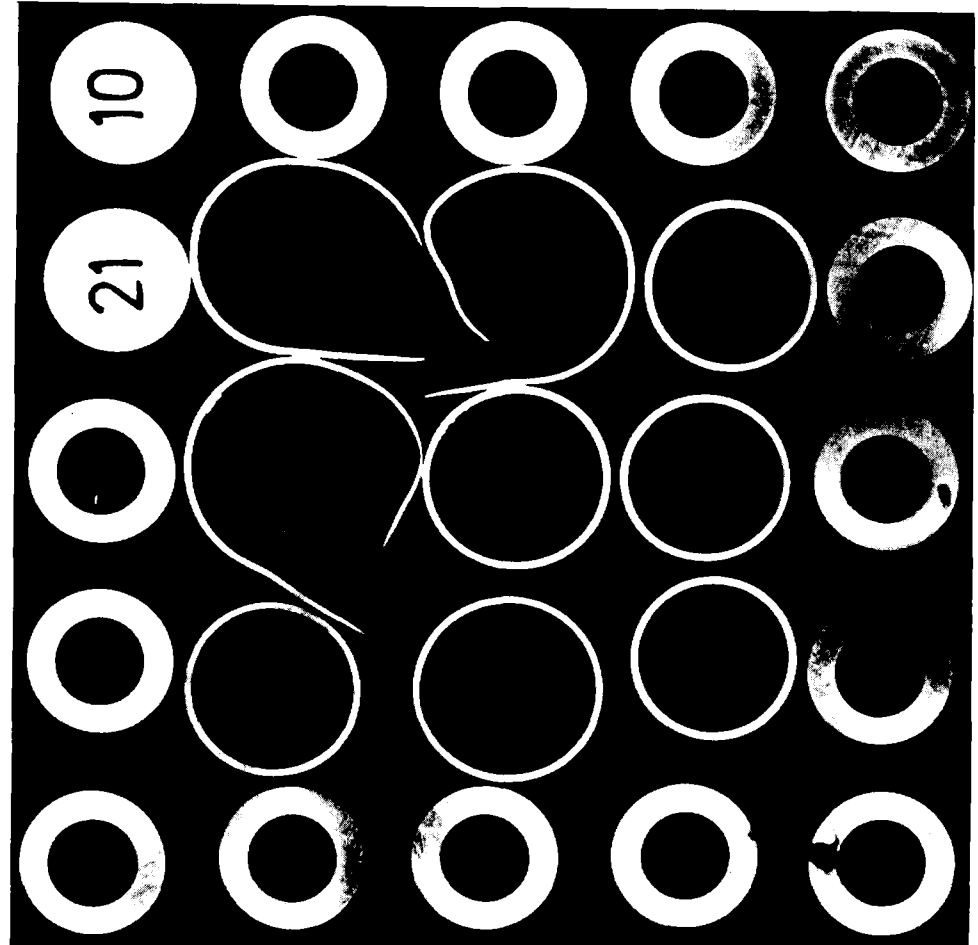


Abb. 06.01.09/01A-11: REBEKA 1-2; axiale Verformungsprofile zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern.



test 1, blockage ratio: 25%



test 2, blockage ratio: 60%



Abb. 06.01.09/01A-12: REBEKA 1-2; Bündelquerschnitte bei maximaler Kühlkanalversperrung.

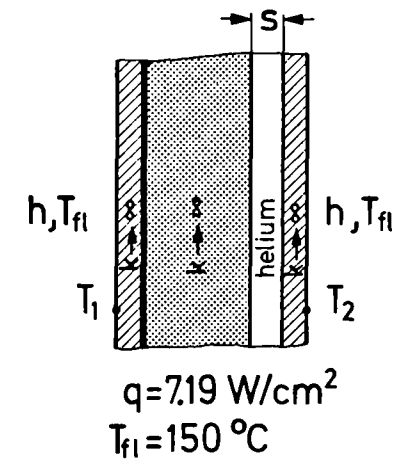
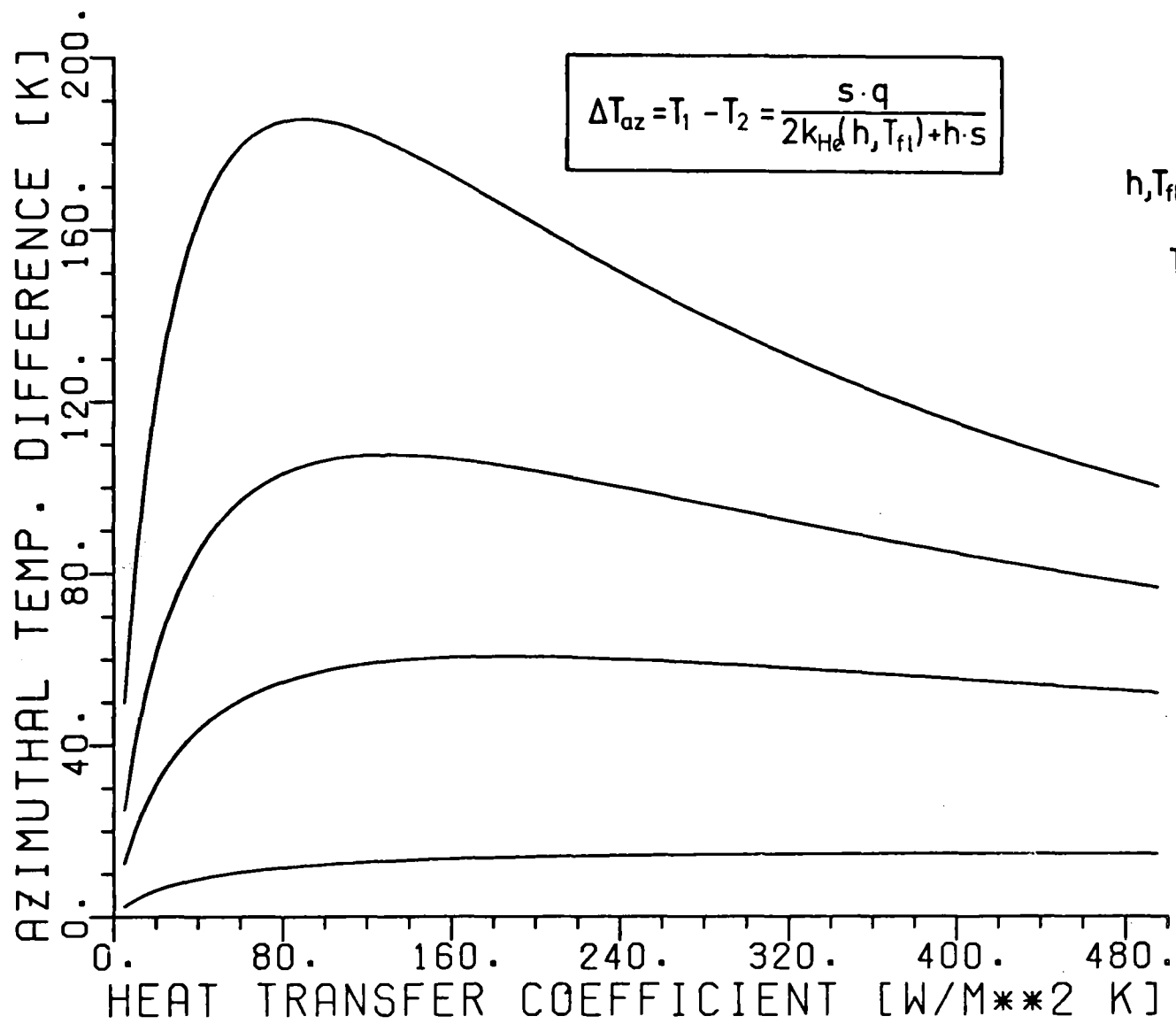


Abb. 06.01.09/01A-13: Einfluß der Kühlung (Wärmeübergangszahl) auf azimutale Temperaturunterschiede.



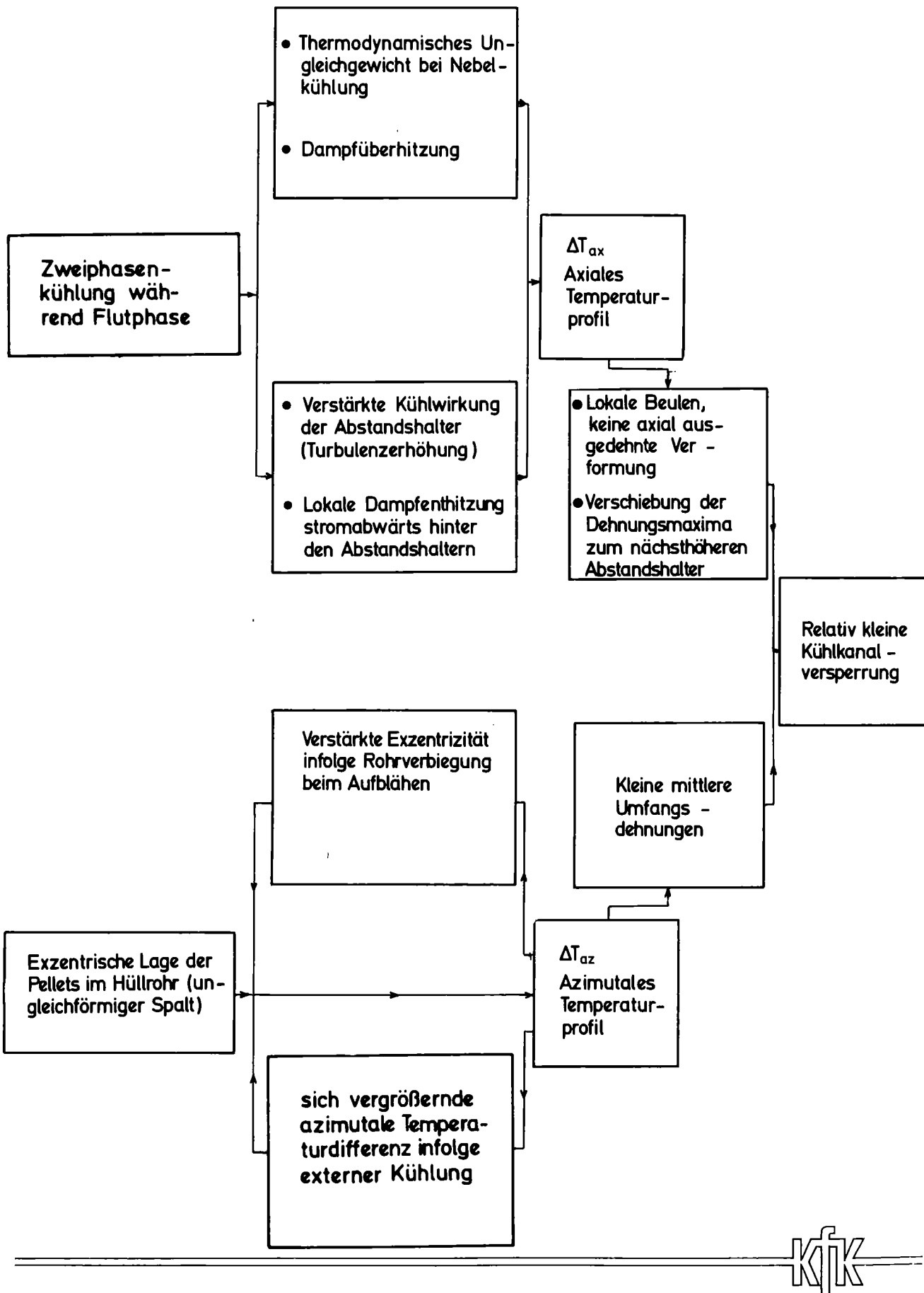
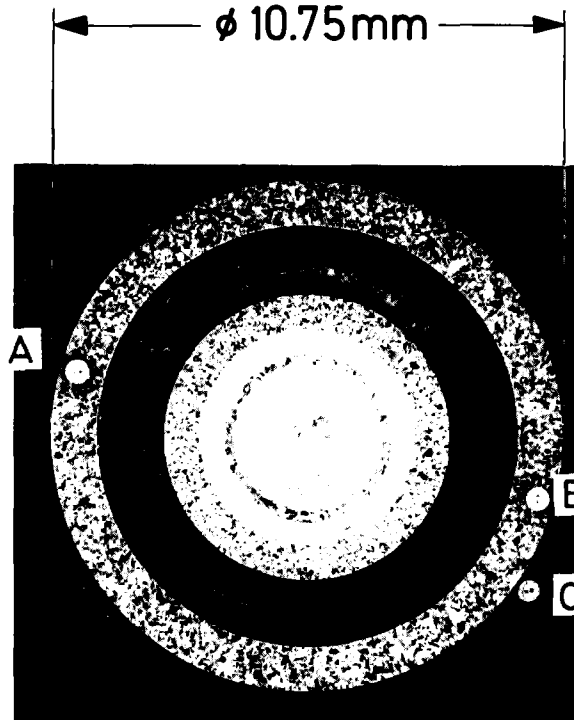


Abb. 06.01.09/01A-14: Einfluß der Kühlung auf die Kühlkanalversperrung.



detail A,B: thermocouple  
brazed in clad groove



guard fuel rod  
simulator with  
Inconel cladding



detail C: thermocouple  
spot welded with  
Platinum sheath

KIK

Abb. 06.01.09/01A-15: Schnitt durch einen Brennstabsimulator mit in die Inconelhülle eingebetteten TEs sowie einem aufgetupftem TE.

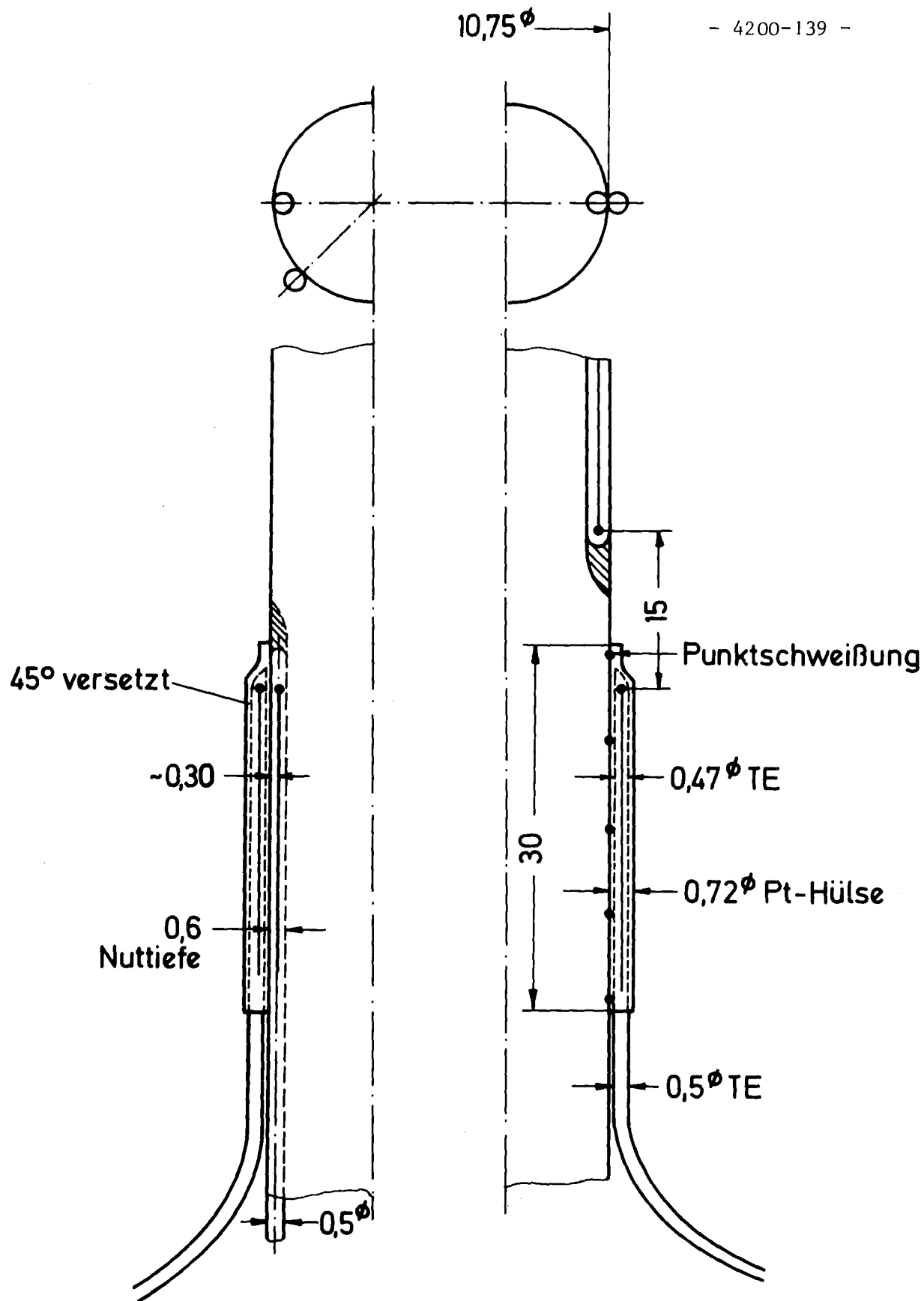
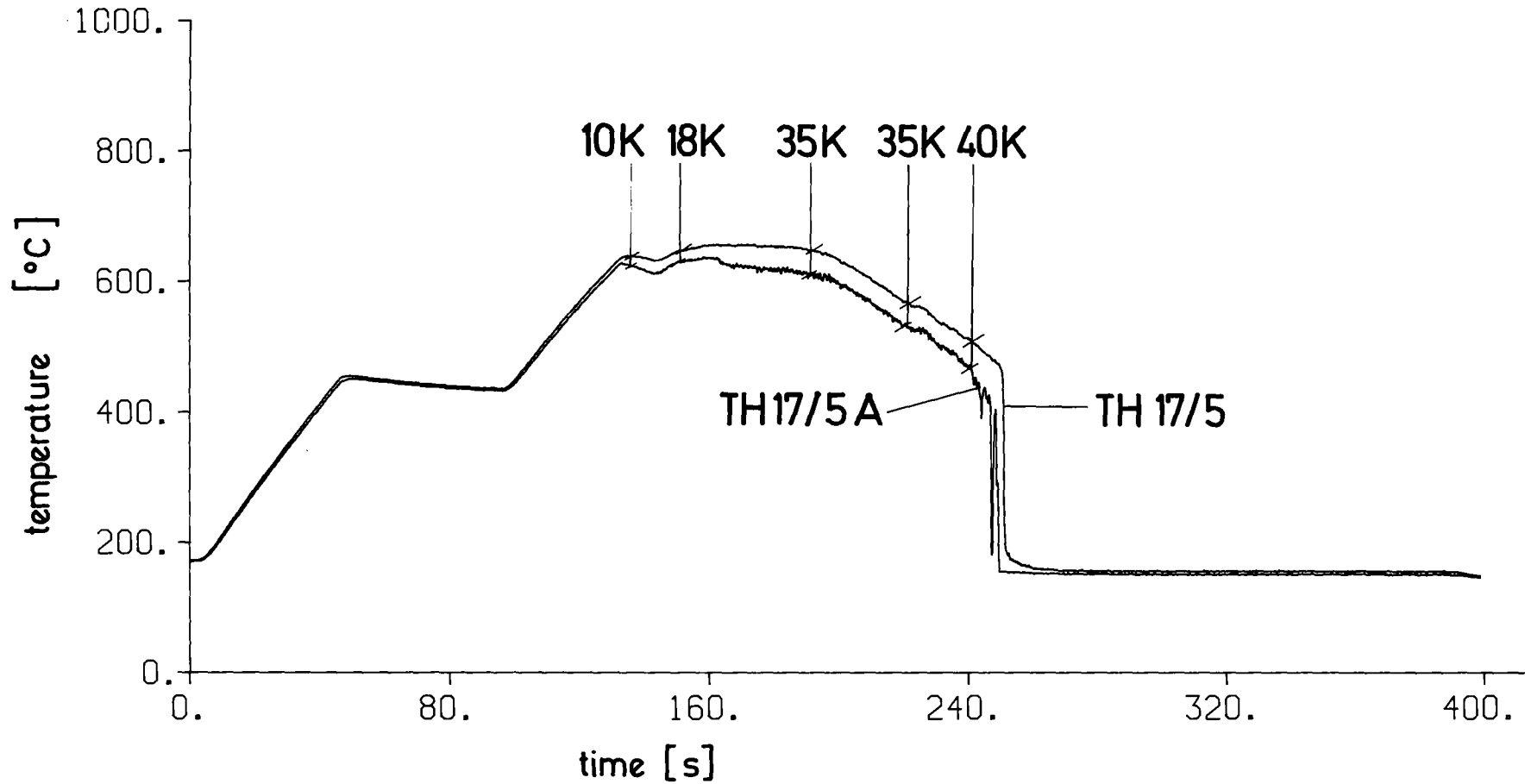


Abb. 06.01.09/01A-16: Lage des eingebetteten zum aufgepunkteten TE.

location of measurement: 950 mm below midpoint of tube  
lower power rating step: 17.8 W/cm



- 4200-140 -



Abb. 06.01.09/01A-17: REBEKA 1; Unterschiede im Temperaturverlauf von eingebettetem und aufgepunktetem TE auf Stab Nr. 17.

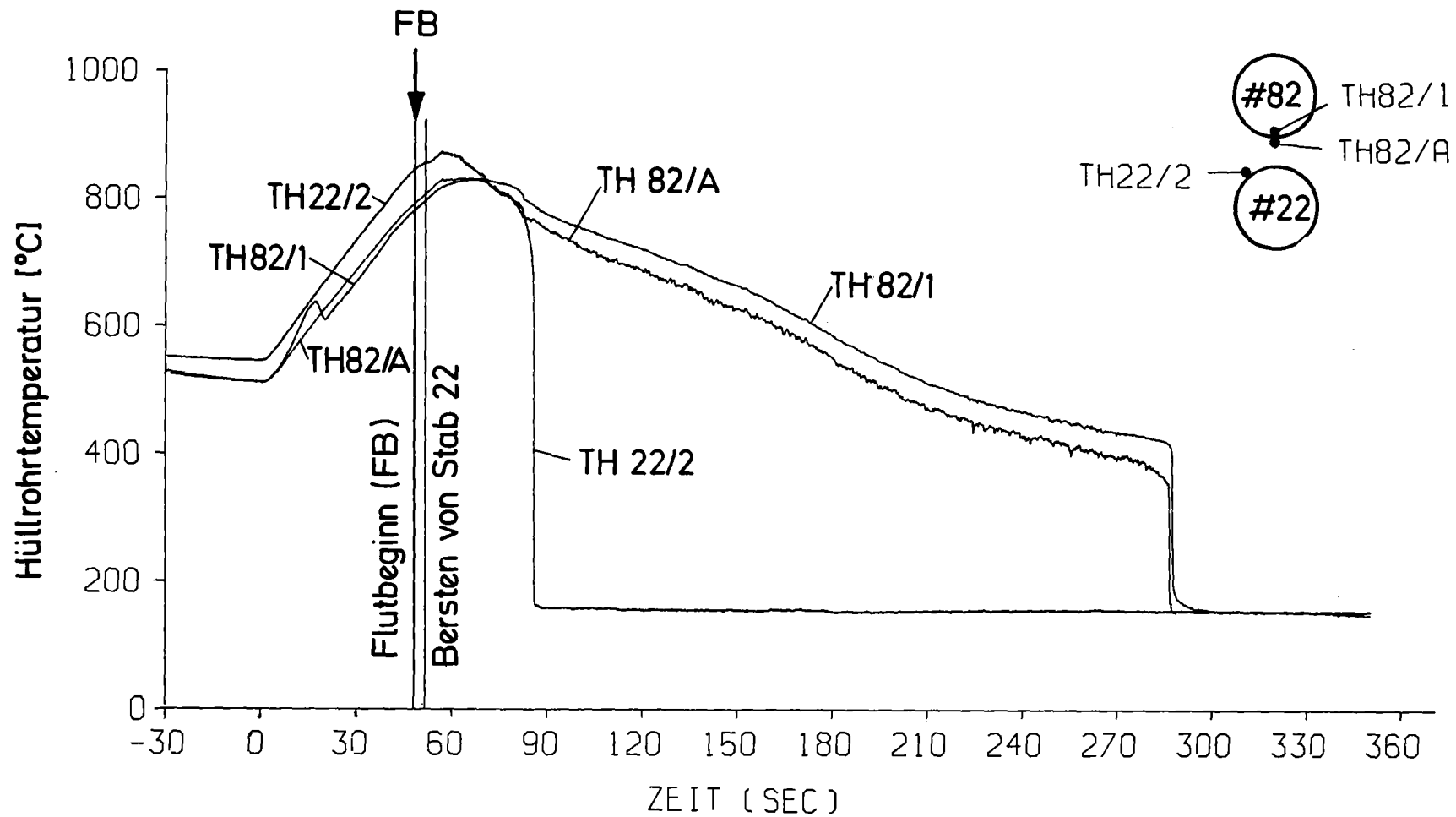


Abb. 06.01.09/01A-18: REBEKA 2; Einfluß der direkten Umgebung auf Unterschiede im Temperaturverlauf vom eingebetteten und aufgepunkteten TE

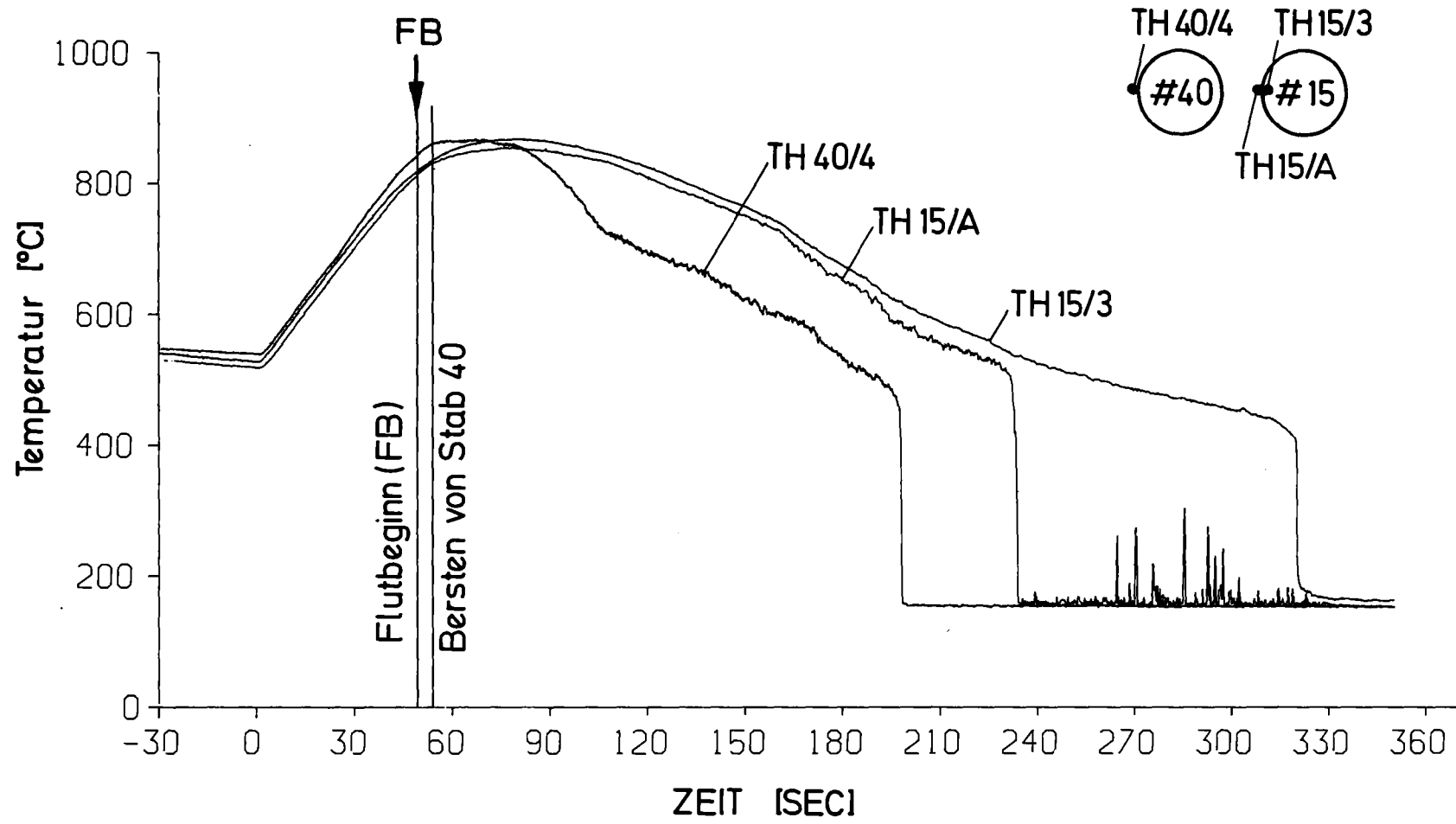


Abb. 06.01.09/01A-19: REBEKA 2; Einfluß der direkten Umgebung auf Unterschiede im Temperaturverlauf vom eingebetteten und aufpunkteten TE

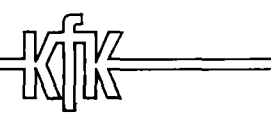
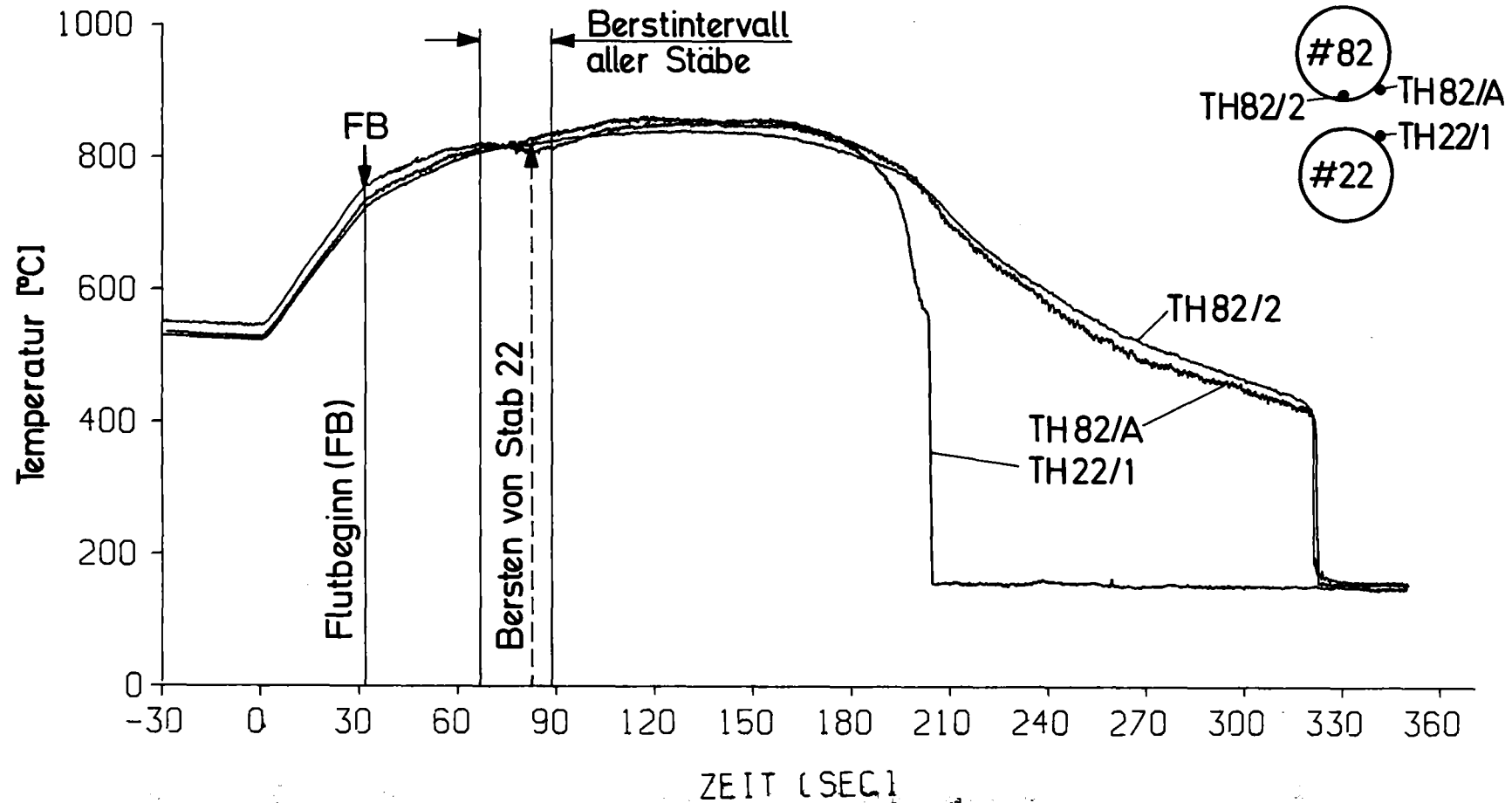
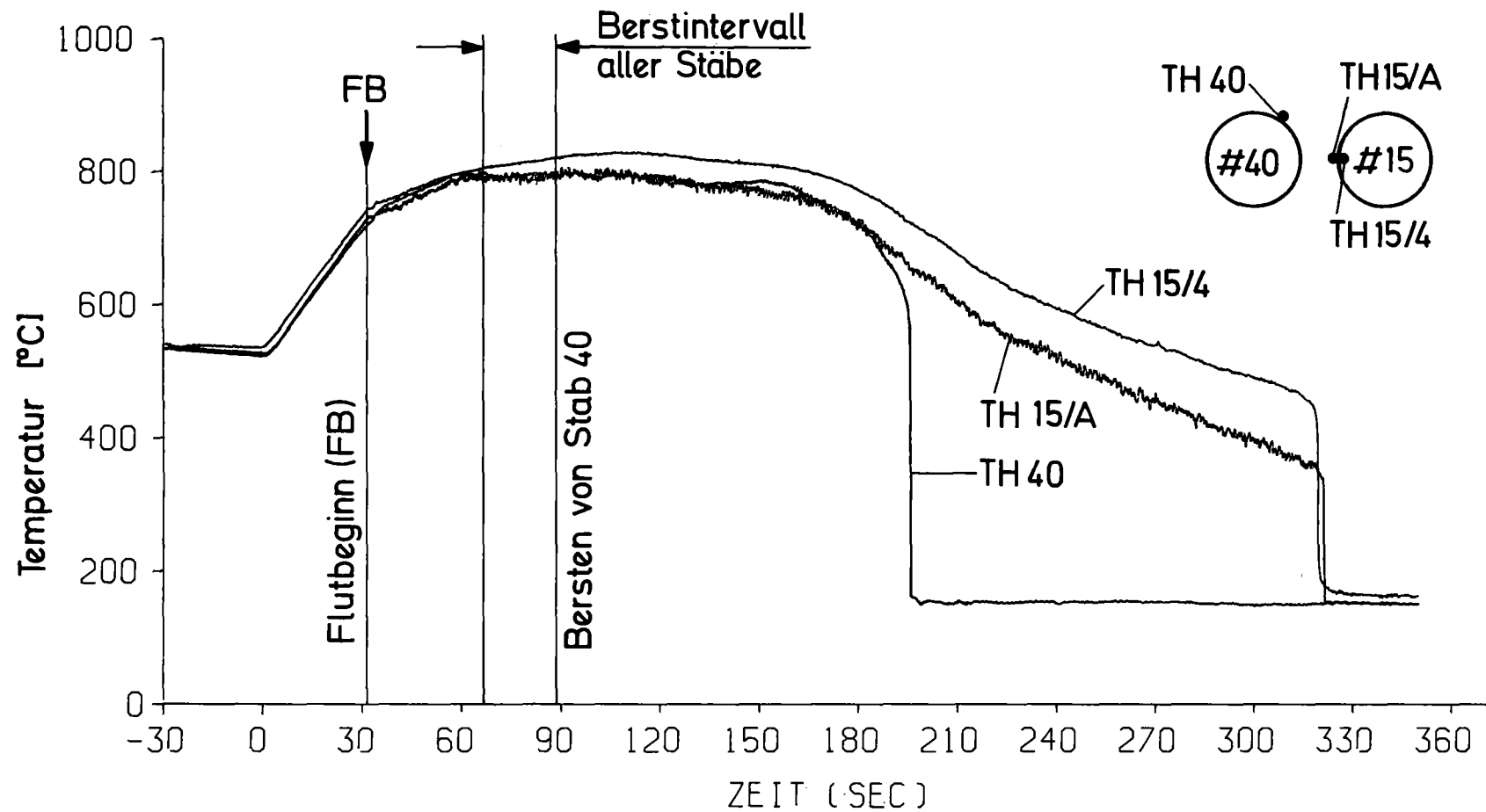


Abb. 06.01.09/01A-20: REBEKA 3; Einfluß der direkten Umgebung auf Unterschiede im Temperaturverlauf vom eingebetteten und aufpunkteten TE



- 4200-144 -



Abb. 06.01.09/01A-21: REBEKA 3; Einfluß der direkten Umgebung auf Unterschiede im Temperaturverlauf vom eingebetteten und aufgepunkteten TE



06.01.10            Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung

06.01.10/01A    Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)

PNS 4239

(P. Ihle, W. Götzmann, G. Hofmann, H. Kreuzinger, K. Rust,  
H. Schneider, S. Malang, IRB)

Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluß einer durch aufgeblähte Brennstabhüllen entstandenen Kühlkanalblockade auf die Kühlwirkung während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu bestimmen. Die Größe und die Form der Blockade werden variiert, während der einzelnen Versuche jedoch konstant gehalten.

## 1. Arbeiten im Berichtszeitraum

Abgeschlossene Arbeiten:

- Ergänzungstests zur Untersuchung des Formeinflusses von Blockaden

Laufende Arbeiten:

- Auswertung aller Experimente der Versuchsgruppe 1, 5-Stab-Reihe und Vergleich der mit platten- und hülsenförmigen Blockaden gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich
  - Stabtemperaturtransienten
  - Wärmeübergangszahlen (auf Sättigungstemperatur bezogen)
  - Fluidtemperaturtransienten
  - Phänomene in der Zweiphasenströmung
- Beschreibung der Rechenprogramme zur Reduktion und graphischen Darstellung der Meß- und Rechendaten
- Auswertung der in der 5-Stab-Reihe gewonnenen Meßdaten zur Bestimmung der lokalen Dampfüberhitzung und Optimierung einer entsprechenden Sonde.
- Vorbereitung der Flutexperimente mit 25-Stab-Bündel
- Vorbereitung eines Experiments zum Problem Langzeitkühlung

## 2. Ergebnisse

### 2.1 Zusammenfassung

Aus dem Vergleich von Experimenten, die mit verschiedenen Blockadekörpern bei weitgehend gleichen Anfangs- und Randbedingungen durchgeführt wurden, ergibt sich folgendes Bild vom Einfluß der Blockadeform auf die Kühlung

in der gleichmäßig versperrten Anordnung:

Ein Hindernis im Kühlkanal kann bei Zwangsdurchströmung zu einer Verbesserung der Kühlung in einem axial begrenzten Abschnitt hinter dem Hindernis führen. Das Ausmaß dieser Verbesserung und die Länge des beeinflussten Abschnitts hängen vom Wassergehalt des zweiphasigen Kühlmittels und von der geometrischen Form des Hindernisses ab. Der Wassergehalt des Kühlmittels wächst mit der Flutgeschwindigkeit; scharfkantige Hindernisse üben einen deutlich größeren Einfluß aus als schlanke, abgerundete Blockaden. Ausgehend von einer bevorzugt gekühlten Stelle kann sich eine zusätzliche Benetzungsfront ausbreiten.

Die Ergebnisse zeigen, daß bei kleiner Flutgeschwindigkeit (2 cm/s) der Einfluß einer abgerundeten, hülsenförmigen 62%-Blockade kaum wahrzunehmen ist und nicht zum Entstehen einer zusätzlichen Benetzungsfront führt. Bei gleicher Flutgeschwindigkeit verursacht jedoch eine plattenförmige 62%-Blockade in einem Abschnitt von mindestens 300 mm hinter der Blockade etwas geringere Maximaltemperaturen und das Entstehen und Fortpflanzen einer neuen Benetzungsfront. Bei einer größeren Flutgeschwindigkeit (6,7 cm/s) ist auch für die hülsenförmige Blockade eine verbesserte Kühlung mit etwas reduzierten Maximaltemperaturen in einem jedoch nur weniger als 100 mm langen Abschnitt nach dem Hülsenende zu beobachten. Hinter der plattenförmigen Blockade ergibt sich dagegen bei dieser Flutgeschwindigkeit eine starke Erhöhung der Kühlung über mehr als 300 mm mit von Flutbeginn an fallenden Temperaturen und sehr frühzeitig einsetzendem Benetzen (s. Kapitel 2.2.1 und 2.2.3). Die hülsenförmigen und plattenförmigen Blockaden hatten einphasige Druckverlustbeiwerte von gleicher Größenordnung. Die Ergebnisse aus den verschiedenen Flutversuchen sind daher auch bei der Betrachtung der Verhältnisse in einem teilblockierten Bündel verwendbar (s. Kapitel 2.2.2).

In den hier diskutierten Versuchen liegt die Ebene der gleichmäßigen Versperrung aller Unterkanäle in der Mittenebene der Anordnung. Die benachbarten Abstandshalter befinden sich 150 mm vor und 350 mm hinter dieser Ebene.

Die gewählte Anordnung Blockadeebene zu Abstandshalterebene hat zur Folge, daß die maximale Stabtemperatur bei allen betrachteten Flutversuchen mit

und ohne Blockade in derselben Ebene auftritt: unmittelbar vor Eintritt der Strömung in den 350 mm hinter der Blockade liegenden Abstandshalter, im letzten Viertel der Zone maximaler Stabileistung (stufenförmig). Innerhalb dieser Zone weist die genannte Ebene die kleinsten Wärmeübergangszahlen auf. Bildet man in verschiedenen Ebenen das Verhältnis Wärmeübergangszahl in der blockierten zu Wärmeübergangszahl in der unblockierten Anordnung ergeben sich weitere Einblicke in den Flutablauf (s. Kapitel 2.2.3).

Die lokale Dampfüberhitzung kann inzwischen mit einer in FEBA-Versuchen optimierten Sonde bestimmt werden. Innerhalb der ersten Hälfte der Flutphase bei Flutgeschwindigkeiten kleiner als 5 cm/s kann die Dampfüberhitzung mit einer geschätzten Genauigkeit von 10 % gemessen werden. Während in der beginnenden Flutphase bei allen untersuchten geometrischen Anordnungen die Dampftemperatur in Bündelmitte ca. 100°C unter der Staboberflächentemperatur lag, ist ihr weiterer Verlauf stark von der axialen Ebene und der eingesetzten Blockade abhängig. Bei Flutgeschwindigkeiten kleiner als 3 cm/s wird ein Teil des oberen Bündelendes während der ersten Hälfte der Flutphase durch den aus dem mittleren Bündelbereich stammenden, überhitzten Dampf trotz der Anwesenheit von Wassertropfen noch aufgeheizt (s. Kapitel 2.2.4).

## 2.2 Einzelergebnisse

### 2.2.1 Einfluß der Blockadeform bei 62 % Kanalversperrung

Im letzten Halbjahresbericht /1/ ist der Einfluß hülsenförmiger Blockaden auf den Wärmeübergang und den Benetzungsvorgang hinter der Blockade ausführlich dargestellt worden. Im vorliegenden Bericht werden die Auswirkungen hülsenförmiger und plattenförmiger Blockaden, die jeweils 62 % des Kühlkanalquerschnitts versperren, verglichen. Dazu werden Versuche herangezogen, die in der 5-Stab-Reihe ohne Blockade, mit hülsenförmiger Blockade und mit plattenförmiger Blockade unter sonst gleichen Anfangs- und Randbedingungen durchgeführt wurden. Die Anfangs- und Randbedingungen werden als ausreichend gleichwertig betrachtet, wenn bei den zu vergleichenden Versuchen sich die Systemdrücke und die Flutraten nicht mehr als 3 %, die Anfangstemperaturen nicht mehr als 50°C und die Flutwassertemperaturen nicht mehr als 4°C voneinander unterscheiden.

Bei den Experimenten waren die Blockadekörper axial so angeordnet, daß die oberen Ränder von Hülse und Platte sich in gleichen axialen Positionen und

damit in gleichem Abstand von den dahinterliegenden Meßstellen befanden.

Die hier berichteten Ergebnisse beschreiben den Blockadeeinfluß bei fest vorgegebenem Massenstrom und gleichförmiger Blockade in allen Kühlkanälen; für die Anwendung auf eine teilblockierte Bündelanordnung sind diesen Ergebnissen die Effekte der Strömungsumverteilung zu überlagern.

In den Abbildungen, auf die nachfolgend Bezug genommen wird, ist als Abszisse die Zeit nach Flutbeginn aufgetragen. Die Bewertung der Unterschiede orientiert sich an den Steigungen der Temperaturverläufe während der ersten etwa ein bis zwei Minuten des Flutvorganges, weil in diesem Zeitraum die für die Hüllrohrschädigung wichtige maximale Temperatur durchlaufen wird. Außerdem werden die Benetzungszeitpunkte und Benetzungstemperaturen verglichen, die wegen der dann bereits weit gefallenen Temperatur zwar keine Bedeutung für die Schädigung der Hülle haben, die aber Auskunft über das Fortschreiten der Benetzungsfronten und den Gesamtablauf des Flutvorganges geben.

Kleine Flutgeschwindigkeit (2 cm/s; 4,5 bar):

-----

In Abb. 06.01.10/01A-1 ist in je einem Diagramm für vier verschiedene axiale Meßebenen dargestellt, wie sich die Temperaturverläufe für die unblockierte, die hülsenblockierte und die plattenblockierte Anordnung unterscheiden, wenn die kalte Flutgeschwindigkeit nur 2 cm/s beträgt.

An der Meßstelle unterhalb der Blockade (Teilbild A) sind die Temperaturverläufe bis zum Temperaturmaximum fast deckungsgleich; der einzige größere Unterschied im weiteren Verlauf ist das frühzeitige Benetzen unterhalb der Plattenblockade, das unter den meisten Randbedingungen auftrat und in einem der folgenden Abschnitte näher betrachtet wird. Die etwas höhere Temperatur unterhalb der Hülse im mittleren Zeitbereich könnte von der Nähe der durch die Hülse vergrößerten Stabmasse herrühren.

Etwa 50 mm hinter dem oberen Blockaderand (Teilbild B) ist der Blockadeeinfluß am deutlichsten ausgeprägt. Sowohl Platte als auch in geringerem Umfang Hülse verursachen im Vergleich zur unblockierten Anordnung durch verbesserte Kühlung in der Anfangsphase einen verminderten Temperaturanstieg

und eine geringere Maximaltemperatur. Bei der Hülse verschwindet der Einfluß im weiteren Verlauf wieder völlig, so daß sich das Gesamtverhalten von der unblockierten Anordnung nur wenig unterscheidet. Bei der Platte dagegen, wächst der Kühleinfluß im weiteren Verlauf und führt zum sehr frühzeitigen Entstehen und Fortschreiten einer zusätzlichen Benetzungsfront. Wie weiter unten gezeigt wird, entsteht die erste Benetzung an der Platte und breitet sich von dort aus, so daß an der hier betrachteten Meßstelle der Verlauf von einer relativ hohen Temperatur abknicken kann, weil die axiale Wärmeleitung zur unterhalb bereits vorhandenen Benetzung an der Wärmeabfuhr beteiligt ist.

An den Meßstellen 100 und 300 mm hinter der Blockade (Teilbilder C und D) ist der Einfluß der Hülse klein und, bedingt durch unterschiedliche Anfangsbedingungen, liegt die lokale Temperatur bei der Hülse sogar etwas höher (siehe Teilbild A). Der Einfluß der Platte wird ebenfalls zunehmend kleiner, ist aber noch deutlich und führt zu etwas geringeren Maximaltemperaturen und wesentlich früherem Benetzen der Meßstellen.

Zusammenfassend kann daher festgehalten werden, daß bei einer kleinen Flutgeschwindigkeit von 2 cm/s die Hülse eine Zone von weniger als 100 mm Länge nur geringfügig beeinflusst, während die Platte eine Zone von mehr als 300 mm stärker beeinflusst und zu vorzeitigem Benetzen führt.

#### 2.2.1.2 Erhöhte Flutgeschwindigkeit (6,7 cm/s; 4,5 bar):

-----

In Abb. 06.01.10/01A-2 ist in vier zur vorigen Abbildung analogen Diagrammen dargestellt, wie sich die Temperaturverläufe für die verschiedenen Blockaden unterscheiden, wenn die kalte Flutgeschwindigkeit auf 6,7 cm/s erhöht ist.

Unterhalb der Blockade (Teilbild A) gibt es, abgesehen von der frühzeitigen Benetzung vor der Platte, wieder keine Unterschiede.

Etwa 50 mm hinter dem oberen Blockaderand (Teilbild B) ist die Kühlung ab Flutbeginn sowohl bei der Platte als auch bei der Hülse deutlich intensiver als in der unblockierten Anordnung; auf die Maximaltemperatur ist dieses Verhalten jedoch ohne Einfluß, weil bei der erhöhten Flutgeschwindigkeit ohnehin an keiner Stelle des Bündels ein Temperaturanstieg stattfindet,

nachdem das Fluten begonnen hat. Die Platte führt zu sehr schnellem Benetzen in dieser Meßebeue und auch die Hülse löst bei dieser erhöhten Flutgeschwindigkeit einen vorzeitigen Benetzungsvorgang hinter der Blockade aus.

An den Meßstellen 100 und 300 mm hinter der Blockade (Teilbilder C und D) ist zu erkennen, daß der Blockadeeinfluß mit zunehmendem Abstand nachläßt. Von der Hülse geht schon nach 100 mm ein nur kaum noch wahrnehmbarer Einfluß aus, aber die hinter der Hülse entstandene zusätzliche Benetzungsfront erreicht diese Stelle noch vorzeitig. Der Kühleinfluß der Platte ist jedoch noch 300 mm hinter der Blockade erkennbar, und die früh hinter der Platte entstandene Benetzung führt auch noch 300 mm weiter oben zum frühen Abknicken der Temperatur.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß bei erhöhter Flutgeschwindigkeit auch die beulenähnliche Hülsenblockade einen Einfluß auf die Kühlung auswirkt, daß dieser Einfluß aber wesentlich kleiner ist als der der Platte und auf einen Abschnitt von nur etwa 100 mm hinter der Hülse beschränkt bleibt. Zudem wird der Effekt der Hülse erst bei Flutgeschwindigkeiten wirksam, bei denen die Temperaturen nach dem Flutbeginn nicht mehr weiter ansteigen.

#### 2.2.1.3 Erhöhter Systemdruck (2 cm/s; 5.5 bar):

-----

Die Randbedingungen für die in Abb. 06.01.10/01A-3 wiedergegebenen Temperaturverläufe unterscheiden sich von denen zu Abb. 06.01.10/01A-1 durch einen um 1 bar erhöhten Systemdruck. Bei einem Vergleich fällt auf, daß durch die Erhöhung des Druckes die Kühlungsunterschiede zwischen den Blockaden und der unblockierten Anordnung fast völlig verschwinden. Die einzige noch bleibende Blockadeauswirkung ist das vorzeitige Benetzen hinter der Platte aber auch das ist weniger ausgeprägt und breitet sich nicht in den Bereich unterhalb der Platte aus. Es ist anzunehmen, daß die mit der größeren Dampfdichte verbundene kleinere Dampfgeschwindigkeit zu einem verminderten Wassermittels führt, so daß die vom Wassergehalt abhängigen Vorgänge an der Blockade nicht so stark wirksam werden können. Bei höheren Flutgeschwindigkeiten, bei denen der Wassermittels deutlich größer ist, ist der hier beschriebene Druckeinfluß weniger ausgeprägt.

#### 2.2.1.4 Benetzungsvorgang im Bereich der Blockadeplatte:

-----

In die Blockadeplatte war im Bereich zwischen dem Zentralstab und der Kastenvand von oben kommend ein Thermoelement eingebaut, dessen Meßstelle etwa 10 mm unterhalb des oberen Randes der Blockade lag. In Abb. 06.01.10/01A-4 ist die Anzeige dieses Thermoelementes im Vergleich zu einigen Meßstellen unterhalb und oberhalb der Platte für Flutgeschwindigkeiten von 2 und 6,7 cm/s dargestellt. Bei beiden Flutgeschwindigkeiten zeigt diese Meßstelle, daß die Blockadeplatte trotz der erhöhten Masse und der damit größeren gespeicherten Wärme schneller als die Stäbe abgekühlt wird und früher als die Nachbarstellen an den Stäben benetzt. Bei der erhöhten Flutgeschwindigkeit in Teilbild B ist die intensivere Kühlung der Platte besonders augenfällig; sie setzt sofort nach Flutbeginn ein und läßt die Temperatur der Platte steil abfallen. Aus der vorhandenen Meßinformation läßt sich nicht erkennen, an welcher Oberfläche im Bereich der Platte die Kühlung bevorzugt angreift; aus drei hier nicht wiedergegebenen Meßstellen läßt sich aber entnehmen, daß die Benetzung nicht vom Kasten auf die Platte übergreift, denn der Kasten benetzt erst wesentlich später, daß eine ca. 8 mm oberhalb der Platte angeordnete Meßstelle sich ähnlich wie eine 50 mm hinter der Platte liegende Meßstelle verhält und schlechter gekühlt ist als die Platte selbst, und daß eine wenige Millimeter unterhalb des oberen Blockaderandes (d.h. unter der Platte) in den Stab eingebettete Meßstelle eine der Platte sehr ähnlichen Temperaturverlauf zeigt.

In Teilbild A ist bei etwa 60 Sekunden eine auffallende Temperaturschwankung vorhanden, die an allen Meßstellen zu finden ist, die wahrscheinlich durch den ungleichmäßigen Benetzungsvorgang im unteren Bündelbereich verursacht wird und die mit einem kurzfristigen starken Absinken der gemessenen Fluidtemperatur einhergeht. Daß diese Schwankung in der Blockadeplatte und am Stab unter der Platte mit besonders großer Amplitude gemessen wird, zeigt ebenso wie das vorzeitige Benetzen, daß der Plattenbereich über einen besonders guten Wärmeübergang enger an das Fluid gekoppelt ist als eine beliebige andere Stelle am Stab.

Vom Plattenbereich ausgehend breitet sich die Benetzung besonders nach oben aber auch nach unten aus, während sich die Hauptbenetzungsfront noch im unteren Teil des Bündels befindet. Es muß allerdings beachtet werden, daß

vom vorzeitigen Benetzen kein Einfluß auf die Maximaltemperatur an irgendeiner Stelle des Bündels ausging.

### 2.2.2 Druckverlustbeiwerte bei 62 % Kanalversperrung

Nachdem im vorangehenden Abschnitt gezeigt wurde, wie die Blockadeform den Wärmeübergang bei Zwangsdurchsatz in der gleichmäßig blockierten Stabanordnung beeinflusst, wird hier für die beiden Blockadetypen auf die Druckverlustbeiwerte eingegangen, von denen die Durchsatzumverteilung in einem nur teilweise blockierten Bündel abhängt.

Die beiden in der 5-Stab-Reihe untersuchten Blockadetypen mit 62 % Kanalversperrung sind:

- Plattenblockade aus einer über die Stäbe geschobenen, 23 mm dicken Metallplatte, deren Bohrungen mit scharfkantigem Ein- und Auslauf 38 % Restquerschnitt offen lassen.
- Hülsenblockade aus über die Stäbe geschobenen zylindrischen Hülsen von 80 mm Länge und 14,3 mm Durchmesser und mit 15° kegelig auslaufenden Enden. Die Hülsen und entsprechende auf die Kastenwand aufgesetzte Füllkörper berühren sich.

Bei gleichmäßiger Blockade aller Kanäle der 5-Stab-Reihe wurde im Druckverlustversuch mit Wasser der Druckverlustbeiwert für einen 230 mm langen Abschnitt bestimmt. Die Druckentnahmen waren jeweils 60 mm vor und 170 mm hinter der Blockademitte angebracht. Der gemessene Beiwert enthält sowohl den Formdruckverlust an den Blockadekörpern als auch die Reibungsdruckverluste im Bündelabschnitt und an der Kastenwand. Die Druckverlustbeiwerte wurden ermittelt aus der Beziehung

$$\lambda = \frac{2 \cdot \Delta p}{\rho \cdot \omega^2}$$

Dabei sind  $\Delta p$  der gemessene Druckunterschied und  $\omega$  die mittlere Wassergeschwindigkeit im unblockierten Bündel, mit der auch die Re-Zahl bestimmt wurde.

Für die größte eingestellte Re-Zahl  $Re=12000$  ergaben sich



$$\lambda_{\text{Platte}} = 8.4$$
$$\lambda_{\text{Hülse}} = 7.0$$

Der um nur 20 % höhere Druckverlustbeiwert im Blockadebereich der Platte zeigt, daß die beiden Blockadetypen bezüglich der Umverteilung in einem teilblockierten Bündel fast gleichwertig sind, denn wenn man annimmt, daß in dem die Blockade enthaltenden Bündelabschnitt von 230 mm Länge kein Queraustausch zwischen blockierten und unblockierten Kanälen stattfindet, und wenn man außerdem mit den üblichen Wärmeübergangsbeziehungen für turbulente einphasige Strömungen  $\alpha \sim \omega^{0,8} \sim \lambda^{0,4}$  ansetzt, ergibt sich für die Teilblockade durchsatzbedingt vor und hinter der verwendeten Hülse ein nur etwa 7% höherer Wärmeübergang als bei der Platte.

Daraus ist zu schließen, daß die im gleichmäßig blockierten Bündel für die Hülse und Platte ermittelten Formeffekte auf den Wärmeübergang im teilblockierten Bündel nicht durch Umverteilungsunterschiede zugedeckt werden. Radiale Ablenkungs- und Rezirkulationseffekte können in teilblockierten Bündeln aber eine Rolle spielen und müssen im größeren Bündel untersucht werden.

### 2.2.3 Wärmeübergangszahlen in der 5-Stab-Reihe

Die aus Versuchen mit blockierten Anordnungen ermittelten Wärmeübergangszahlen werden mit den Werten der unblockierten Anordnung verglichen. Drei Meßebenen oberhalb der Mitten- bzw. Blockadeebene eignen sich hierfür (+135, +335 und +1120). Der Wärmeübergang vor den Blockaden entspricht dem des unblockierten Falles. In Abb. 06.01.10/01A-5 sind die Lage der Blockaden, die Abstandshalter- und Meßebenen und die Stabileistungszonen skizziert und die wesentlichen Transienten dargestellt. Die in Teil A der Abb. gezeigten Transienten der Stabhüllentemperaturen wurden in der Zone zwischen den beiden Abstandshaltern unterhalb und oberhalb der Mittenebene in der unblockierten Anordnung gemessen. Die daraus ermittelten Wärmeübergangszahlen, als ausgezogene Kurven in Teil B der Abbildung erkennbar, werden ergänzt durch Grenzwerte, die sich bei blockierten Anordnungen in den gekennzeichneten Ebenen ergeben haben (gestrichelte Linien bzw. schraffierte Bereiche). Es wird deutlich, daß durch die Wahl der Blockadeebene in Bezug auf die Abstandshalterebenen und die Leistungszonen im Bündel die

Heißstellenebene bei allen untersuchten Blockadevariationen und Flutparametern da zu finden ist, wo sie auch in der unblockierten Anordnung liegt. Es ist zu wiederholen, daß für diese Untersuchungen nicht blähfähige Brennstabsimulatoren verwendet worden sind, die außerdem keinen Spalt zwischen Hülle und Stabinnenteil haben (siehe auch /3/). Würde z.B. die Stabhülle nach einsetzender Flutung eine Verformung erleiden, würde diese vorzugsweise in der genannten heißen Ebene stattfinden. Die heiße Ebene würde dadurch eine zunächst undefinierte Verschiebung erfahren.

Bezieht man die in den blockierten Anordnungen gefundenen Wärmeübergangstransienten auf die entsprechenden Transienten der unblockierten Anordnung, so erhält man für die o.g. Ebenen die in Abb. 06.01.10/01A-6 dargestellten Verhältnisse. Aus den Abbildungsteilen C und B ist ersichtlich, daß zu Beginn der Flutphase hinter den Blockaden eine Kühlungsverbesserung gegenüber der unblockierten Anordnung erfolgt, die jedoch besonders bei Hülsenblockaden wieder abklingt. Am oberen Bündelende verläuft diese Änderung umgekehrt. Der zum Vergleich herangezogene Versuch mit der 62 % Hülsenblockade scheint bei Betrachtung der gezeigten Transienten im oberen Bündelbereich nicht zu den beiden anderen Versuchen zu passen, wie aus den Teilbildern A und B besonders zu erkennen ist. In Teilbild A liegt das zeitlich gemittelte Verhältnis der Wärmeübergangszahlen (Hülse 62 % zu unblockiert) zu hoch über 1,0, in Teilbild B zu tief. Diese Verschiebung wurde im wesentlichen durch das bei diesem Versuch etwas abweichende axiale Anfangstemperaturprofil verursacht. Das um ca. 50°C zu heiße untere Bündelende führte nach 125 sec Flutzeit zu einer Maximaltemperatur von 915°C statt 900°C in den Vergleichsfällen Hülse 28 %, unblockiert und Platte 62 %. Bei besserer Übereinstimmung der Randbedingungen liegt die Transiente "Hülse 62 %" auf Niveau +335 (Teilbild B) insgesamt höher und zeigt ebenfalls einen peak zu Beginn des Flutvorgangs, wie andere hier nicht gezeigte Versuche bestätigen.

#### 2.2.4 Fluidtemperaturen

Die im letzten Halbjahresbericht /1/, /5/ und in /6/ erwähnten Messungen zur Bestimmung der transienten Zweiphasenströmung wurden fortgesetzt, vorwiegend mit dem Ziel, die lokalen Fluidtemperaturen zu ermitteln. Die Einflüsse von Strahlung, Benetzung durch Wassertropfen und Absenkung

der Dampftemperatur bei Zerstäubung der Wassertropfen an Sondenbauteilen wurden in Tests mit verschiedenen Sondentypen untersucht und konnten eingegrenzt werden. Die Sonden, die alle mit Mantelthermoelementen von 0.25 mm Außendurchmesser bestückt waren, werden einschließlich der gemessenen Signale zu einem späteren Zeitpunkt ausführlich beschrieben. Die lokale Dampfüberhitzung kann bei Flutgeschwindigkeiten kleiner 5 cm/s in der ersten Hälfte der Flutphase auf ca. 10 % genau gemessen werden.

In Abb. 06.01.10/01A-7 sind in mehreren Ebenen gemessene Fluidtemperaturen zusammen mit Stab- bzw. Kastentemperaturen dargestellt. Die Meßebenen gehen aus der Lageskizze am rechten Bildrand hervor. Die in der mittleren Bildspalte dargestellten Dampftemperaturen aus einem Versuch mit 62 %-Plattenblockade zeigen im Vergleich zu den Transienten eines Versuchs ohne Blockade (linke Bildspalte) folgende Unterschiede: Unmittelbar nach der Blockade fällt die Dampftemperatur deutlich steiler ab als im unblockierten Fall. In Ebene +100 ist die Staboberfläche nach ca. 170 sec bereits benetzt, der vorbeiströmende, aus dem Bündelbereich vor der Blockade stammende Dampf ist jedoch noch überhitzt. Am oberen Bündelende, außerhalb der beheizten Stabzone heizt der überhitzte Dampf in beiden Fällen Stäbe und Kasten trotz der Anwesenheit von Wassertropfen von 300 auf über 400°C auf. Die Fluidsonde zeigt im blockierten Fall Überhitzung über einen längeren Zeitraum. Offensichtlich hat hier der Wasseranteil aufgrund der größeren Zerstäubung und Verdampfung im Bereich hinter der Blockade stärker abgenommen als im unblockierten Fall. Das Sondensignal bei Niveau -940 zeigt nach Flutbeginn zunächst Benetzung der Sonde an. Dampfüberhitzung liegt jedoch noch vor. Während einer etwa 7 sec dauernden Phase mit geringerem Wassermitriß 40-47 sec nach Flutbeginn (Sonde nicht benetzt) steigt die Dampftemperatur im gesamten Bündel an und mit ihr die Stabtemperatur. Darauffolgender, plötzlich einsetzender Wassermitriß senkt Dampf- und damit Stabtemperaturen kurzfristig ab. Gleichzeitig steigt der Systemdruck (hier nicht dargestellt) und fällt nach ca. 10 sec wieder auf den ursprünglichen Wert. Dieses Phänomen wurde in vielen Versuchen (trotz Zwangsfluten und Konstanthaltung des Systemdrucks durch Puffer und Druckregler nach dem oberen Bündelplenum) beobachtet. Es führte vor allem bei niedrigeren Drücken (2 bar) zu länger anhaltenden Druckschwingungen im Frequenzbereich 0,4 bis 0,08 Hz. Die Wassertemperatur in der Zweiphasenströmung entspricht der Sättigungstemperatur. Erst längere Zeit nachdem der untere Teil des

Bündels benetzt und die Strömung praktisch einphasig ist fällt die Wassertemperatur z.B. bei Niveau -940 unter die Sättigungstemperatur bei einer Flutwassertemperatur von 40°C am Bündeleintritt (-1450). Beim Fluten ist folglich nicht mit unterkühltem Wasser im Bündel zu rechnen, solange ein nennenswerter Dampfanteil vorhanden ist.

### 3. Rechenprogramme und Versuchsdaten

Die im Rahmen dieses Vorhabens erstellten Rechenprogramme zur Reduktion und graphischen Darstellung der Meß- und Rechen Daten werden z.Zt. dokumentiert. Damit werden die Daten aller Versuche, die in verschiedenen Aufbereitungsstufen auf Band gespeichert sind, für einen größeren Interessenskreis zugänglich.

### 4. Zusammenfassung und Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die berichteten Ergebnisse zeigen, daß ein für die Kühlung positiver Effekt auch bei Zwangsdurchsatz von der Blockade nur dann ausgehen kann, wenn im Dampfstrom ein gewisser Wasseranteil enthalten ist und daß dieser positive Effekt mit der Größe des Wasseranteils wächst. Die Plattenblockade setzt einen bestimmten Wasseranteil in einen deutlich größeren Kühleffekt um als die Hülsenblockade gleichen Versperrungsgrades.

Die beulenähnliche Hülse zeigt ihren Effekt erst deutlich bei Flutraten, die ohnedies groß genug sind, um ein weiteres Ansteigen der Hüllentemperaturen nach Flutbeginn zu verhindern.

Für den Anwendungsfall der umströmten Teilblockade ist aus diesen Ergebnissen zu folgern, daß für die Zone vor und hinter der Blockade nur die Kühlung angesetzt werden kann, die dem reduzierten örtlichen Durchsatz zuzuordnen ist. Bei der schlanken Beulenform gibt es bei Flutgeschwindigkeiten, die einen weiteren Temperaturanstieg in der Flutphase zulassen, keinen so ausgeprägten Blockadeeffekt, wie er bei der Plattenblockade auftritt, der nennenswert dazu beitragen könnte, die Auswirkung der örtlichen Durchsatzreduzierung auszugleichen.

Mögliche Rezirkulationsströmungen, die hinter einer Teilblockade auftreten können und mit Tropfenrückfall verbunden sind, blieben in der bisherigen Anordnung unberücksichtigt. Die Untersuchung ihres Einflusses erfolgt in den anlaufenden Experimenten im 25-Stab- und im geplanten 50-Stab-Bündel. Die oben beschriebenen Ergebnisse aus der 5-Stabreihe für Drücke von 4,5 und 5,5 bar werden in einem 25-Stab-Bündel bei reduziertem Wandeinfluß mit einer kleinen Anzahl von Versuchen quantitativ überprüft und zu kleineren Drücken hin erweitert. Außerdem wird der Einfluß der Abstandshalter auf den axialen Verlauf der Kühlwirkung des Zweiphasengemisches im Bereich hinter den Abstandshaltern vermessen. Als Überleitung zu den Blockadeexperimenten in einem 50-Stab-Bündel wird in kleinem Umfang auch im 25-Stab-Bündel die Umströmung von Teilblockaden untersucht.

Ein in die 25-Stab-Teststrecke eingesetztes 16-Stabbündel mit sehr langer, umströmter Blockade dient einem Test zum Problem Langzeitkühlung /7/, /8/.

## 5. Literatur

- /1/      PNS-Halbjahresbericht 1978/1  
          KfK 2700
  
- /2/      A. Fiege et al.  
          Stand und Ergebnisse der theoretischen und experimentellen  
          Forschungsvorhaben zum LWR-Brennstabverhalten bei Reaktorstörfällen.  
          KfK-Ext. 28/78-1, Sept. 1978
  
- /3/      K. Rust, K. Wiehr, P. Ihle  
          Wärmeübergang in einem 5x5 Stabbündel während der Wiederauffüll-  
          und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles.  
          (unveröffentlicht) +
  
- /4/      U. Harten, P. Ihle  
          Einsatz des rechnergeführten FVD-Systems für das Projekt PNS 4239  
          (unveröffentlicht) +

- /5/ P. Ihle, W. Götzmann, G. Hofmann, H. Kreuzinger, K. Rust, H. Schneider,  
S. Malang, St. Müller, G. Thun  
Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)  
Einfluß der Blockadeform (1. Halbjahresbericht 1978)  
(unveröffentlicht) +
- /6/ P. Ihle, K. Rust  
FEBA-Flutexperimente mit blockierten Anordnungen - Einfluß der  
Blockadeform  
(unveröffentlicht) +
- /7/ S. Malang  
Abschätzung von kritischen Blockadegrößen in Druckwasserreaktoren  
(unveröffentlicht) +
- /8/ W. Baumann  
Abschätzung zur experimentellen Untersuchung partieller Kühlkanal-  
blockaden in einem gefluteten Core  
(unveröffentlicht) +
- + Eine zur Verfügungstellung der Berichte ist nach entsprechender  
einzelvertraglicher Vereinbarung über die Nutzung des darin ent-  
haltenen know how (know how-Vertrag) möglich. Entsprechende Anfragen  
sind an die Abteilung Patente und Lizenzen des KfK zu richten.

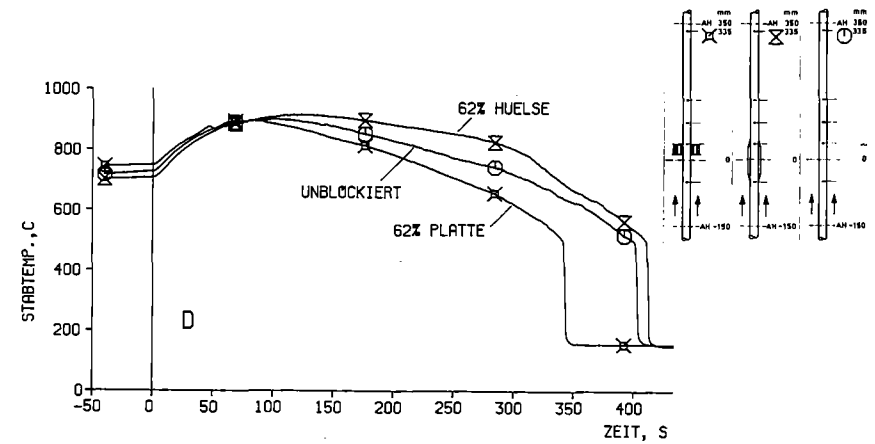
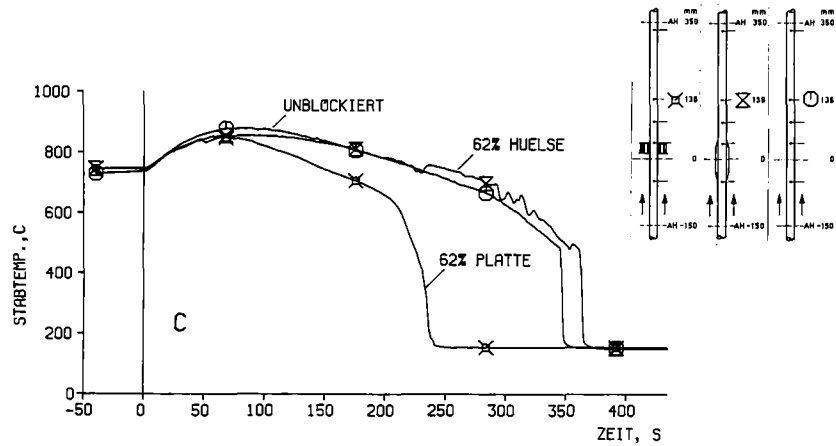
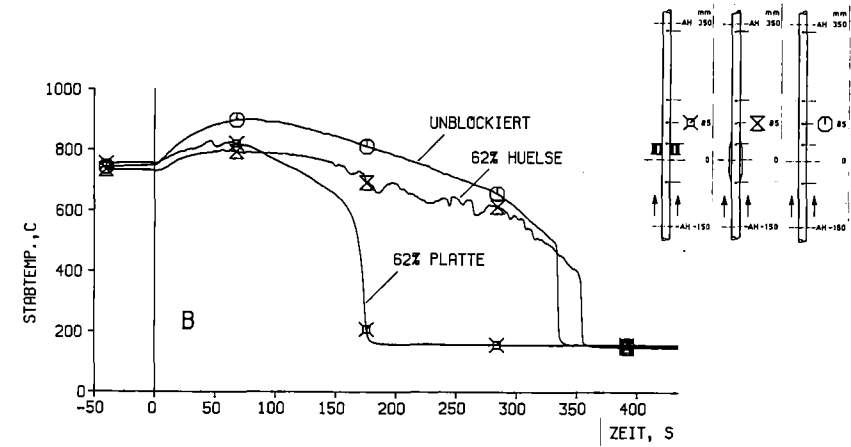
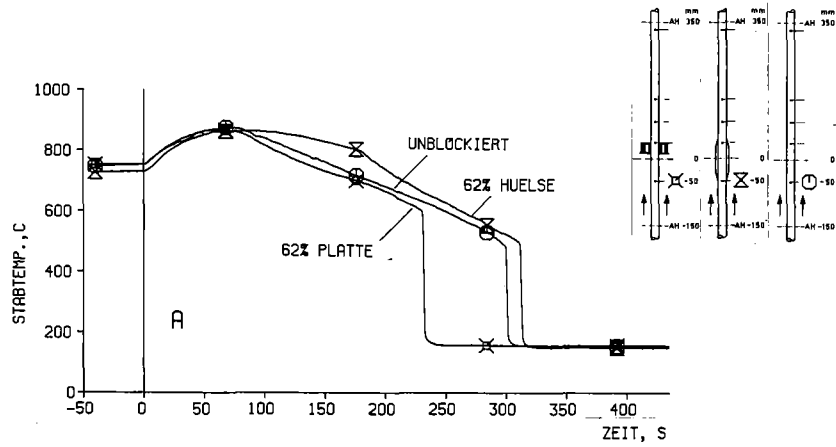


Abb. 06.01.10/01A-1 Einfluß der Blockadeform an  
 4 Meßstellen im Blockadebereich  
 Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 4.5 bar  
 (Versuche 177, 148 und 206)  
 A vor der Blockade  
 B-D hinter der Blockade

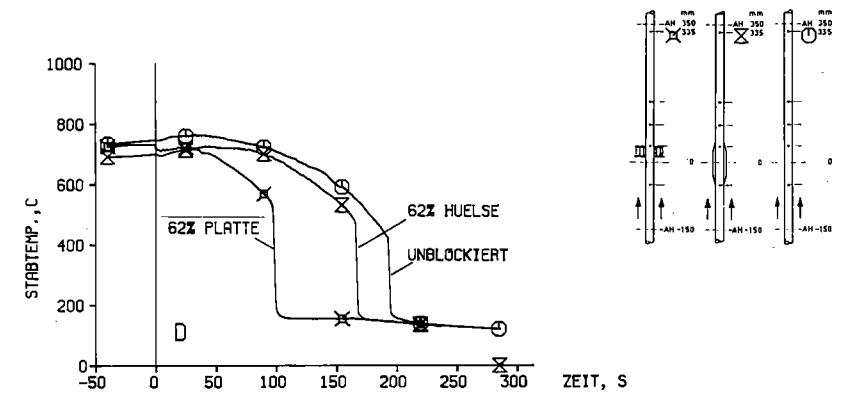
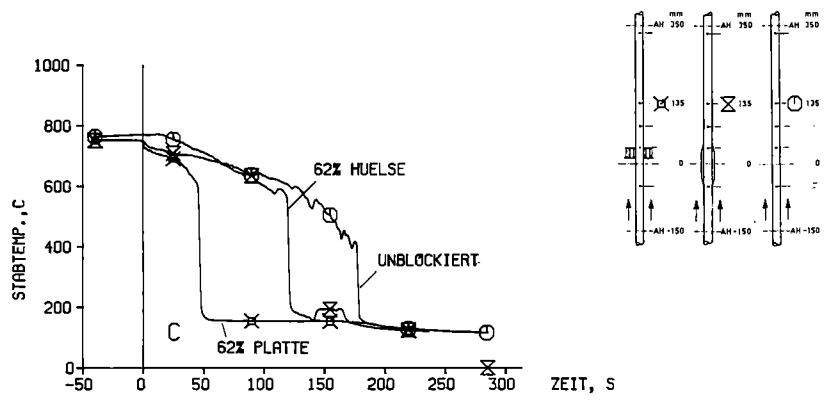
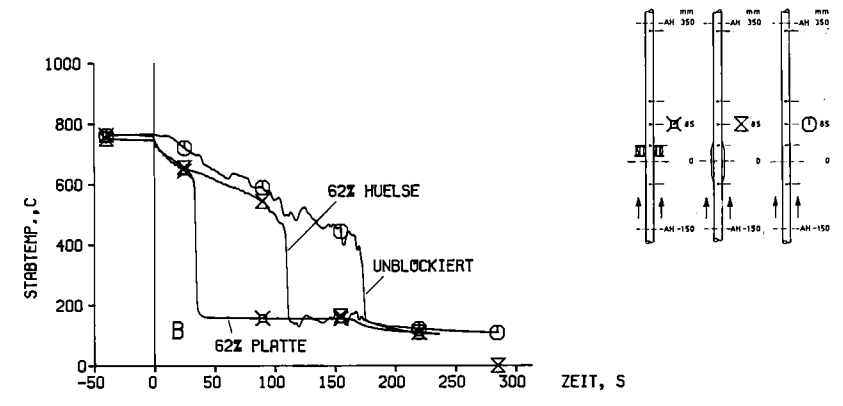
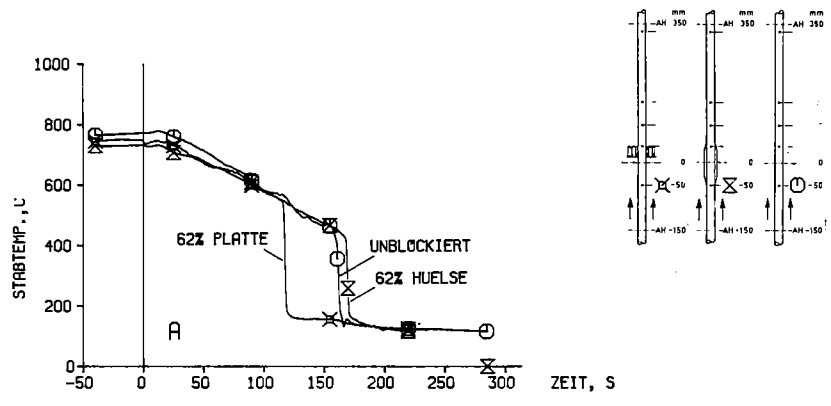


Abb. 06.01.10/01A-2 Einfluß der Blockadeform an  
 4 Meßstellen im Blockadenbereich  
 Flutgeschw.: 6.7 cm/s; Druck: 4.5 bar  
 (Versuche 164, 146 und 202)  
 A vor der Blockade  
 B-D hinter der Blockade



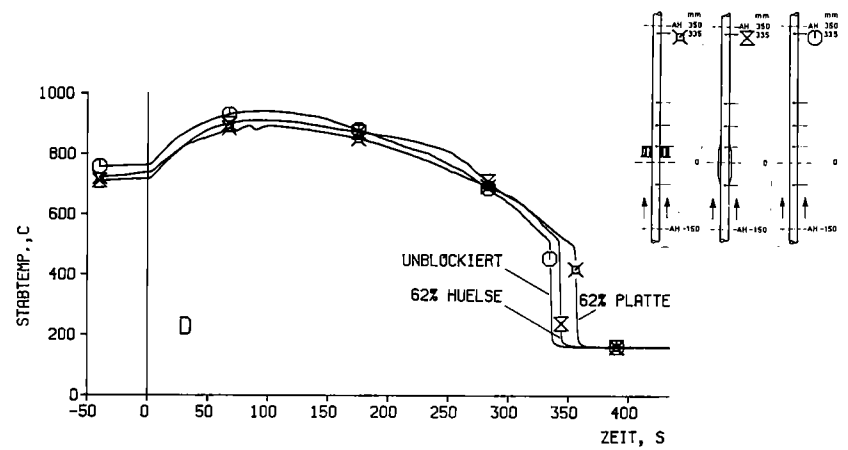
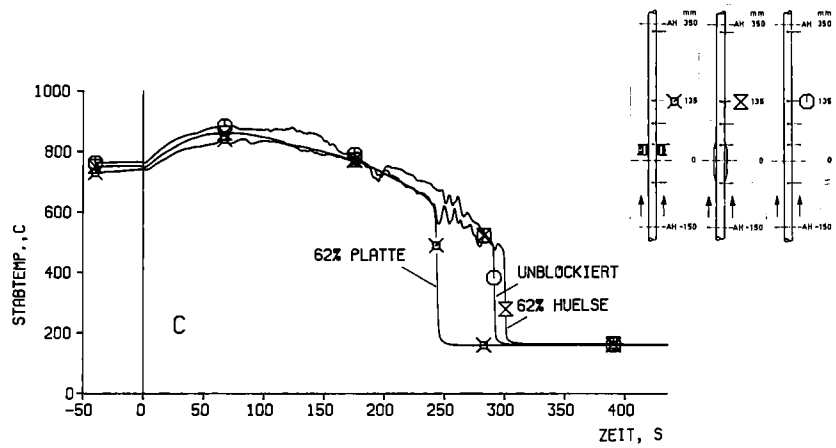
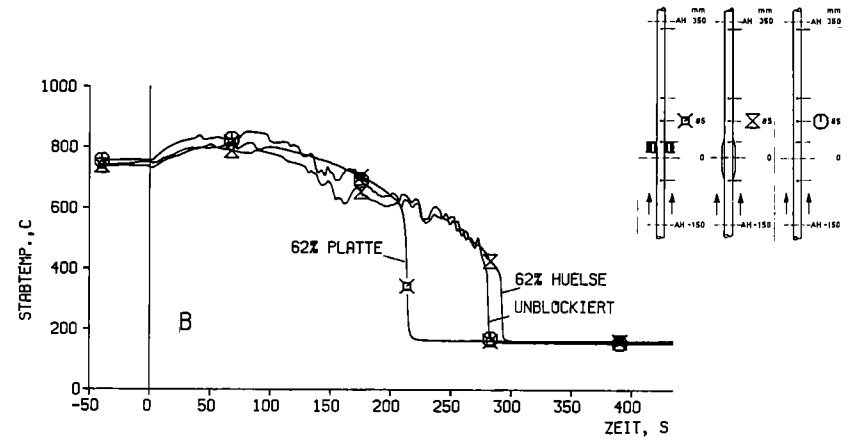
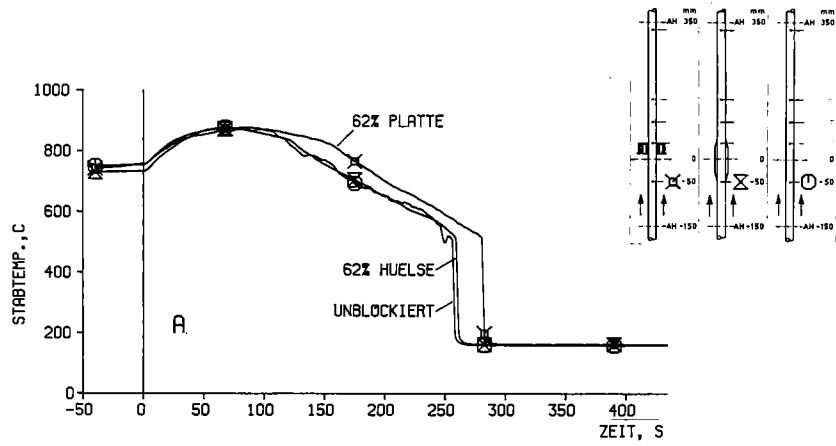


Abb. 06.01.10/01A-3 Einfluß der Blockadeform an  
 4 Meßstellen im Blockadebereich  
 Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck 5.5 bar  
 (Versuche 161, 153 und 198)  
 A vor der Blockade  
 B-D hinter der Blockade

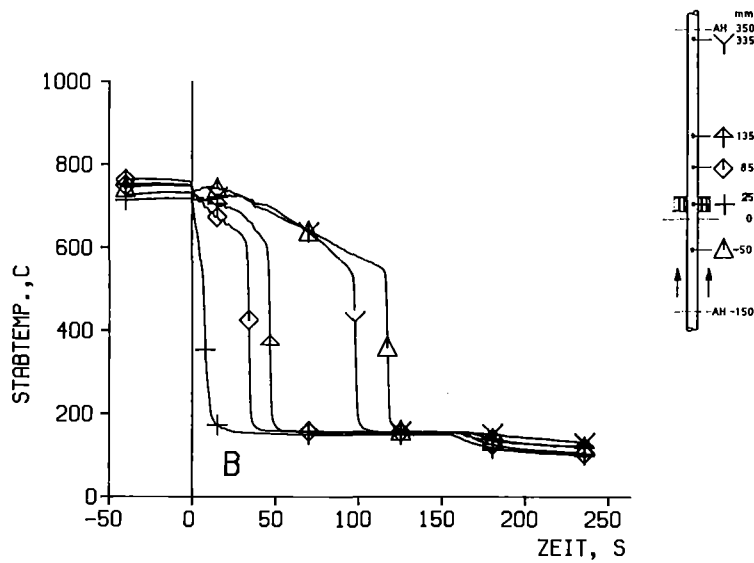
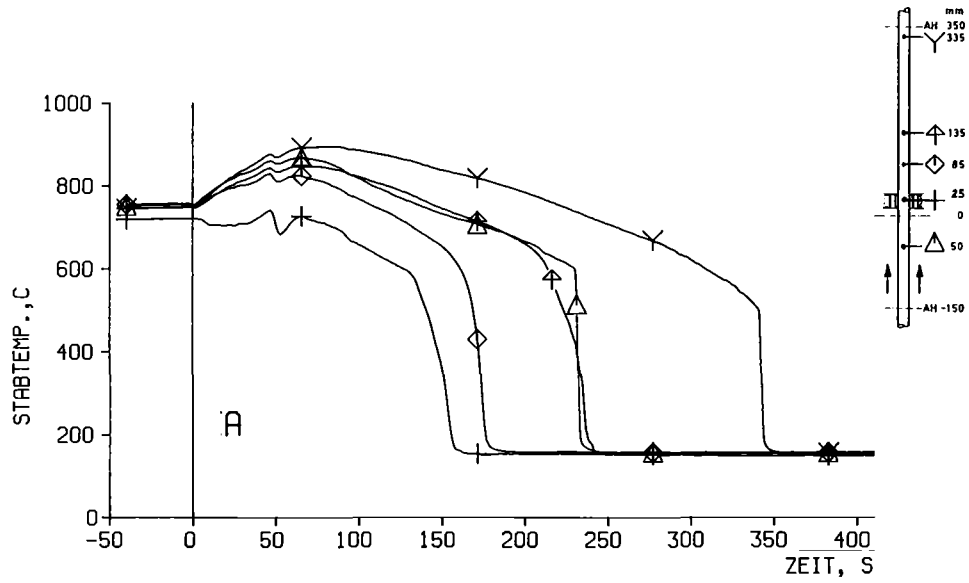


Abb. 06.01.10/01A-4 Temperaturverläufe im Bereich der  
62 % Platten-Blockade  
A Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 4.5 bar (Vers. 206)  
B Flutgeschw.: 6.7 cm/s; Druck 4.5 bar (Vers. 202)

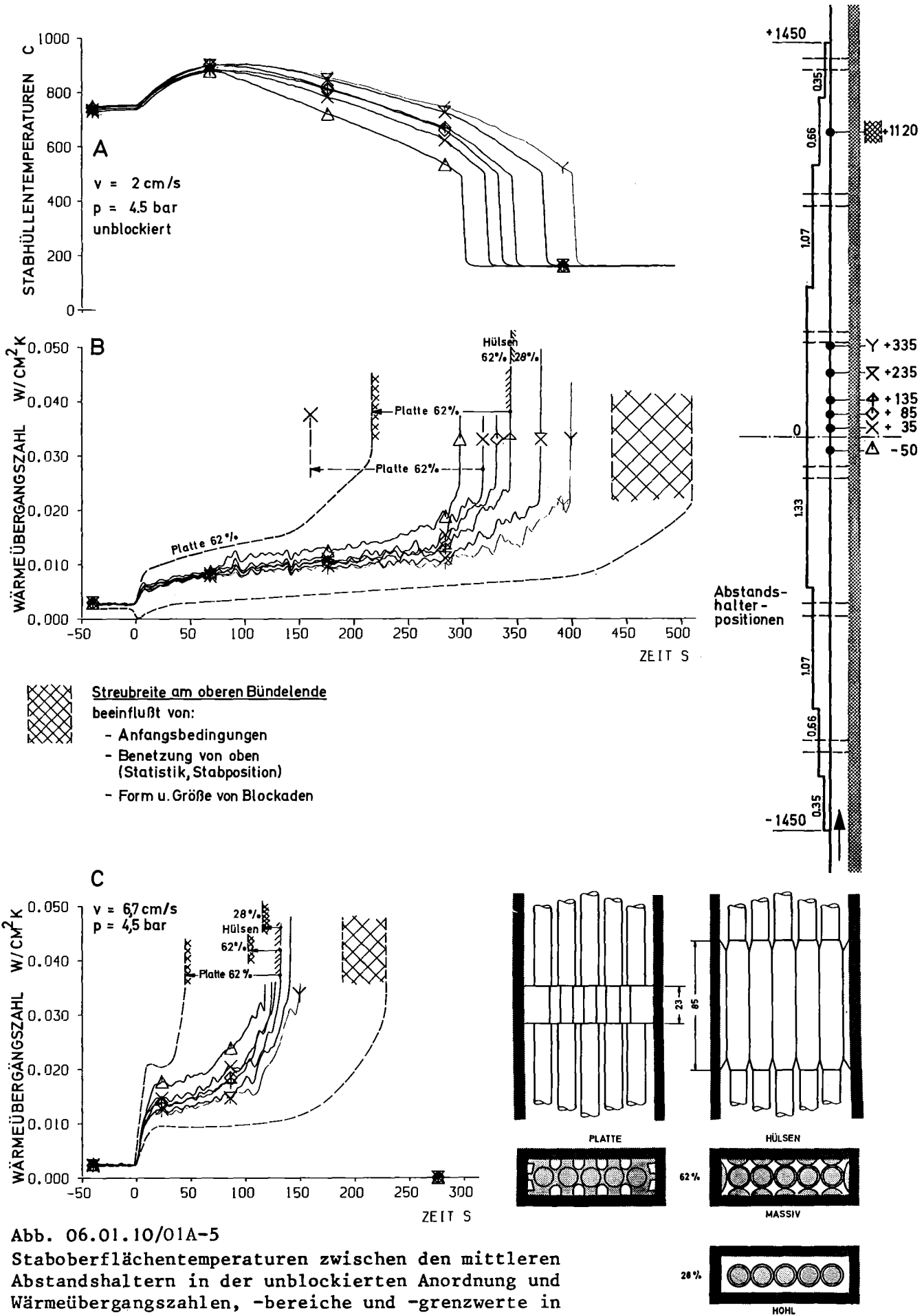
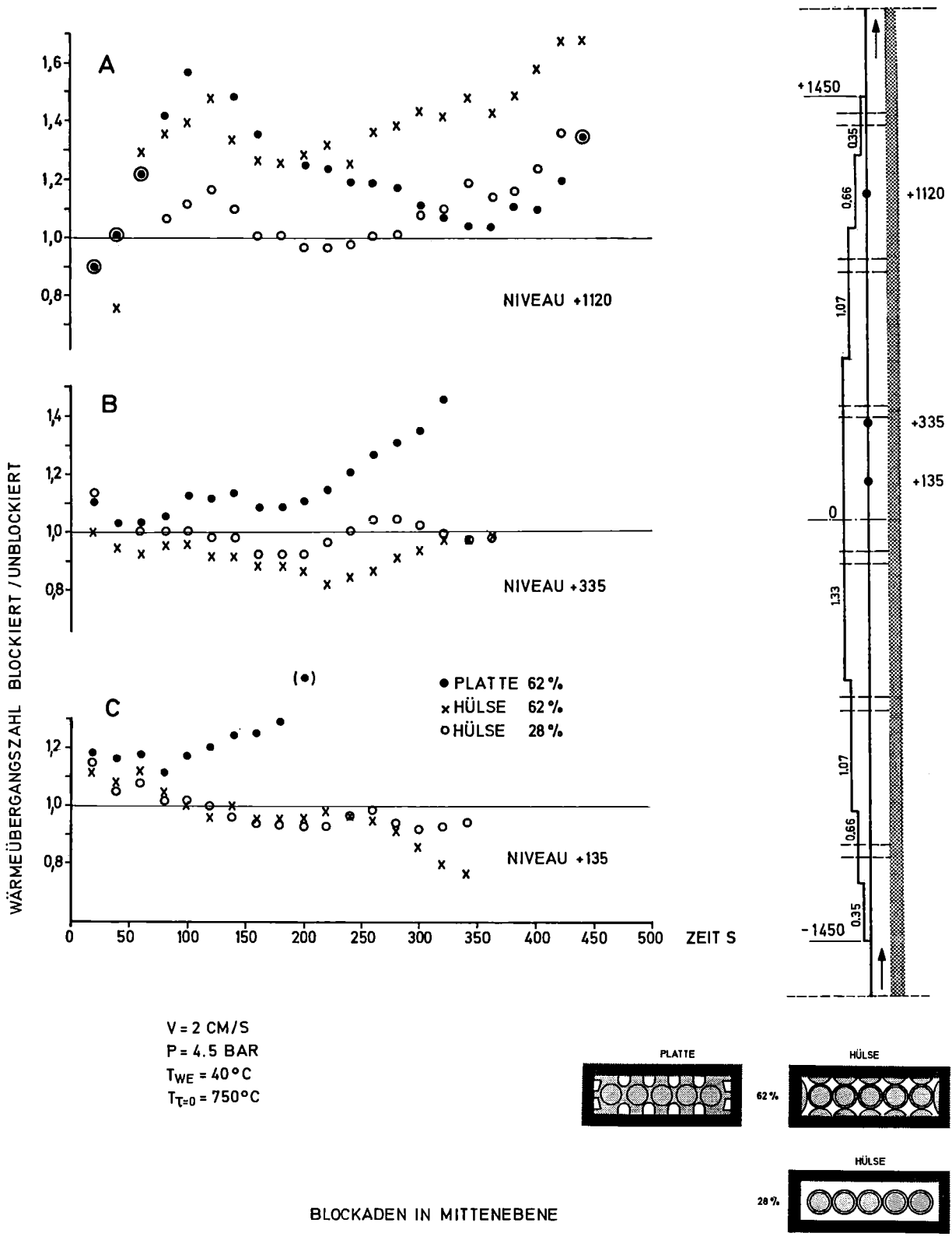


Abb. 06.01.10/01A-5

Staboberflächentemperaturen zwischen den mittleren Abstandshaltern in der unblockierten Anordnung und Wärmeübergangszahlen, -bereiche und -grenzwerte in der 5-Stab-Reihe ohne und mit Blockaden. (Versuche 148, 177, 185, 206, 146, 175, 183, 202 u.a.)



V = 2 CM/S  
 P = 4.5 BAR  
 T<sub>WE</sub> = 40 °C  
 T<sub>T=0</sub> = 750 °C

Abb. 06.01.10/01A-6 Wärmeübergangszahlen in verschiedenen Ebenen nach den diversen Blockaden bezogen auf die lokal und zeitlich entsprechenden Werte in der unblockierten Anordnung. Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 4.5 bar. (Versuche 148, 177, 185 und 206.)

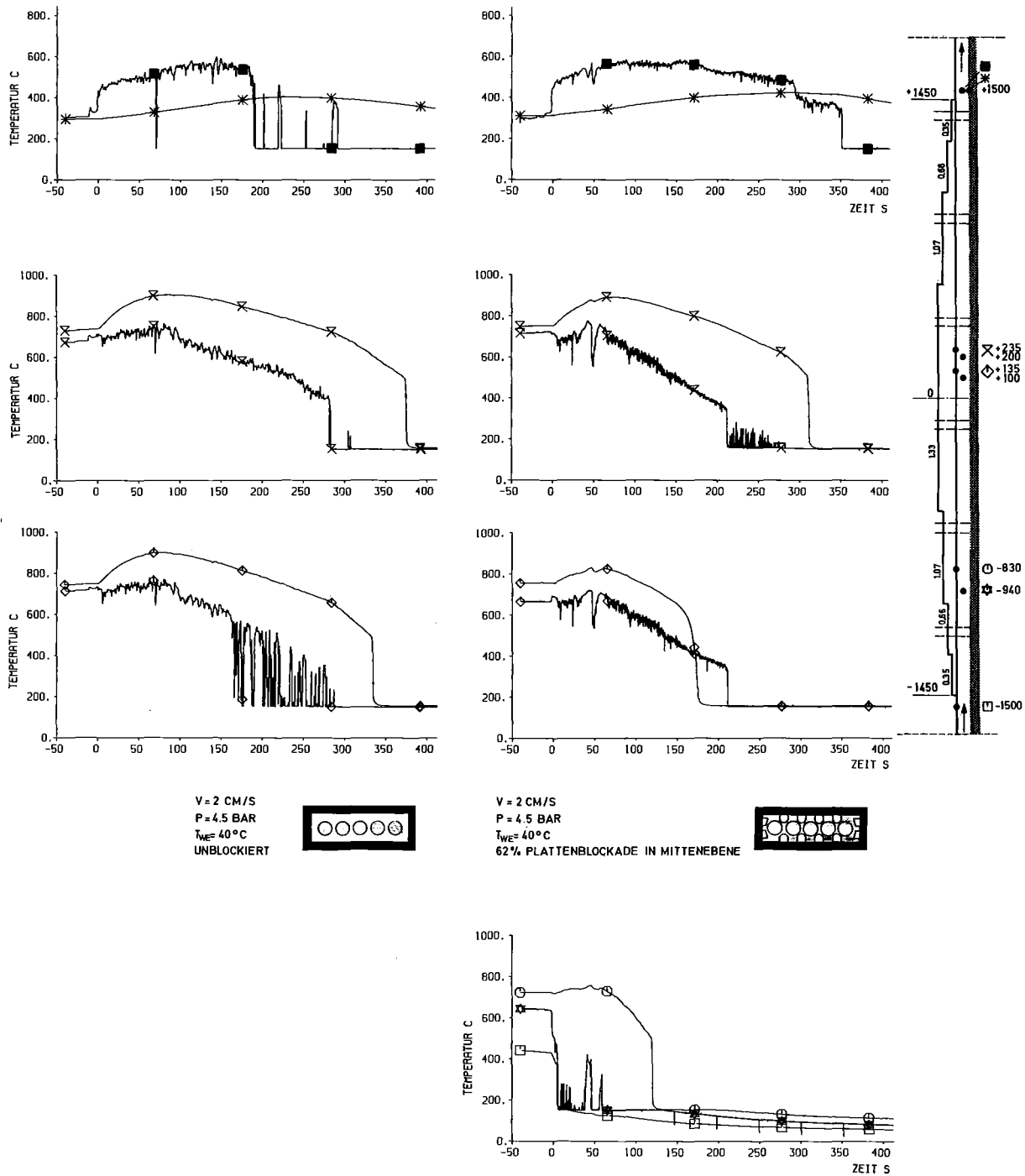


Abb. 06.01.10/01A-7 Lokal gemessene Dampftemperaturen in unblockierter und blockierter Anordnung und zum Vergleich ausgewählte Stab- und Kastentemperaturen.  
 Links: Unblockiert; Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 4.5 bar. (Versuch 177.)  
 Rechts: 62% Plattenblockade; Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 4.5 bar. (Versuch 206.)



06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf von hypothetischen LWR-Kern-  
schmelzenunfällen

06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300-1
06.01.12	Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation großer Kernschmelzen	4300-46
06.01.13	Modellentwicklungen zur analytischen Beschrei- bung von Kernschmelzenunfällen	4300-68





06.01.11      Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten  
                 beim Kernschmelzen

06.01.11/01A   Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten  
PNS 4311        und Aerosolen in LWR-Containments  
                 (H. Bunz, C. Sack, W. Schöck, LAF I)

### 1. Stand des NAUA-Modells

Die Version Mod 3 wurde an einer Reihe von Fällen mit unterschiedlicher Wasserdampf- und Aerosolfreisetzung getestet. Dabei ergab sich, daß neben der Menge des Wasserdampfs auch die Masse der freigesetzten Aerosole das langfristige Verhalten der luftgetragenen Aktivität stark beeinflusst [1]. Als Beispiel kann die Abbildung 06.01.11/01A-1 dienen. Sie zeigt den Abbau des Aktivitätsinventars als Funktion der Zeit bei verschiedenen Anfangsmassenkonzentrationen. Auffällig ist dabei insbesondere, daß der Fall mit der niedrigsten Anfangsfreisetzung langfristig die höchste Massenkonzentration liefert. Dies erklärt sich dadurch, daß in diesem Fall nur relativ wenige Partikeln groß genug sind, um als Kondensationskerne dienen zu können. Deshalb werden sehr schnell sehr große Tröpfchen gebildet, die entsprechend schnell sedimentieren und dadurch eine große Zahl kleiner trockener Partikeln zurücklassen, die nur langsam abgebaut werden. Zugrundegelegt ist bei diesen Fällen die Situation, die wir bisher für alle Parameterrechnungen verwendet haben, nämlich, daß von einer gesättigten Wasserdampfatmosfera ausgehend, kondensierbarer Wasserdampf lediglich durch Temperaturabsenkung der Containmentatmosphäre (Spraysystem) freigesetzt wird. Als Temperaturfunktion wird der Ansatz  $T(t) = 54 + 75 \cdot \exp(-4 t)$  ( $T$  in  $^{\circ}\text{C}$ ,  $t$  in h) verwendet [2].

Da im Berichtszeitraum größere Mengen an experimentellen Daten anfielen, war es notwendig, einen Ansatz für den Kondensationsformfaktor zu finden, der zu einen weitgehend allgemein gültig sein sollte, zum anderen mathematisch einfach zu handhaben. Zustatten kommt dabei, daß der Übergang vom

trockenen Aerosol zu Tröpfchen außerordentlich schnell ist, so daß es auf dessen genaue Beschreibung nicht ankommt. Außerdem zeigt die experimentelle Erfahrung, daß im allgemeinen die Frage nur ist, ob die Partikel als Kondensationskern dienen kann oder nicht. Wenn ja, wächst sie möglicherweise mit unterschiedlicher, auf jeden Fall aber großer Geschwindigkeit zu einem Tröpfchen. Es wurde deshalb folgender modifizierter Mason-Ansatz gewählt [3]:

$$\dot{v} = 4 \pi r (S - \exp (F_K (X) \cdot g_1 (T) / r)) / g_2 (T) \quad (1)$$

mit  $\dot{v}$ : Volumenwachstumsgeschwindigkeit

$r$ : Radius der Partikel

$S$ : Übersättigung

$g_1 (T), g_2 (T)$ : Funktionen der Temperatur  $T$

$X$ :  $v_{H_2O} / v_{Feststoff}$

$$F_K(X) = \frac{f_m + X}{1 + X} \quad (2)$$

$f_m$ : Kondensationsformfaktor

Die Funktion  $F_K(X)$  hat die Eigenschaft, daß sie für  $X = 0$  (d.h. kein Wasseranteil) den Wert  $f_m$  annimmt und für  $X \gg 1$  (d.h. überwiegender Wasseranteil) gegen den Wert 1 konvergiert. Abb. 06.01.11/01A-2 zeigt die Funktion in Abhängigkeit vom Verhältnis  $r/r_0 = \sqrt[3]{X}$  für die drei Anfangswerte  $f_m = 0.7, 1.0$  und  $1.7$ . Man sieht, daß für genügend fortgeschrittene Kondensation ( $X \geq 10$ ) die Funktion stark gegen den unkorrigierten Fall ( $f_m = 1$ ) geht. Es wurde ferner durch Rechnungen mit anderen Funktionsformen festgestellt, daß der Verlauf der Funktion nicht so entscheidend ist wie der Anfangswert  $f_m$  selbst. Die Wahl erfolgte hier hauptsächlich nach numerischen Kriterien.

Der Wert  $f_m$  muß nun experimentell so bestimmt werden, daß Gleichung (1) die Kondensationsgeschwindigkeit an den trockenen Partikeln richtig wiedergibt. Die Bestimmung von  $f_m$  erfolgt mit Hilfe von Rechnungen mit dem Programm NAUEX, die parallel zu den Experimenten durchgeführt werden, wobei der Parameter  $f_m$  solange variiert wird, bis die beste Übereinstimmung

zwischen Experiment und Rechnung erzielt ist. Über die so erzielten Ergebnisse wird im nächsten Abschnitt noch detaillierter berichtet.

Der beschriebene Ansatz wurde auch in das Programm NAUA-Mod 3 eingebaut. Dabei ergab sich allerdings, daß der Effekt auf die Ergebnisse (d.h. insbesondere den Aktivitätsabbau) nur gering ist. Das steht im Gegensatz zu den Messungen, bei denen sehr wohl eine starke Abhängigkeit beobachtet wurde. Die genauen Gründe dafür müssen noch gefunden werden; zwei sehr wahrscheinliche seien aber trotzdem an dieser Stelle aufgeführt. Der erste ist die schon erwähnte Verwendung der Dampfquellfunktion, wie sie sich aus der Rasmussen-Studie ergibt. In Zukunft sollen deshalb Rechnungen durchgeführt werden mit den Wasserdampfquellen und den Temperaturfunktionen, wie sie sich aus neueren Rechnungen für Kernschmelzenunfälle ergeben [4]. Ein zweiter möglicher Grund ist die Vernachlässigung der Rückwirkung der Wasserdampfkondensation auf die Thermodynamik des Containments. Die freiwerdende Kondensationswärme wirkt einer weiteren Kondensation entgegen. Es stellt sich ein Gleichgewicht ein, das sicherlich von den vorhandenen Kondensationsoberflächen Aerosol und Wand abhängt. Der Einfluß des Aerosols wird in den Containment-Codes bisher nicht berücksichtigt, der Einfluß der Wand bisher nicht in NAUA. Als Ergebnis weiterer Rechnungen mit NAUA-Mod 3 könnte sich durchaus die Notwendigkeit einer Berücksichtigung dieser Kopplung, zumindest in vereinfachter Form, ergeben.

Die Ergebnisse der Experimente werden dadurch nicht berührt. Im Versuchsstand ist der Wandeinfluß während der Expansionsexperimente ausgeschaltet, und das NAUEX-Auswertungsprogramm berücksichtigt die Kondensationswärme in Abhängigkeit von den Aerosolparametern.

## 2. Nachrechnung der Kondensationsversuche

Im letzten Halbjahresbericht [5,6] wurde ausführlich über durchgeführte Versuche zur Kondensation an Platinoxidaerosol und deren Auswertung berichtet. Die Versuche deckten den Temperaturbereich bis 130 °C ab und umfaßten weite Bereiche der Parameter Partikelgröße, Partikelkonzentration und Dampfquellfunktion. Es wurde gezeigt, wie sich aus den experimentellen Meßdaten die aerosolphysikalischen Größen des Partikel-Tröpfchen-Systems gewinnen lassen, und wie die gemessenen Zeitverläufe mit dem NAJEX-Programm nachgerechnet werden können.

Im aktuellen Berichtszeitraum wurden diese Rechnungen vervollständigt und physikalisch interpretiert. Dazu waren umfangreiche Arbeiten notwendig, deren Ergebnisse im folgenden dargestellt werden.

Das Programm NAJEX ist eine spezielle Version des NAUA-Modells, das unter Versuchsstandsbedingungen die heterogene Wasserdampfkondensation am Aerosol berechnet. Eingabegrößen sind die geometrischen und thermodynamischen Daten des Versuchs und die Kenngrößen des Aerosols. Das Programm berechnet daraus die zeitabhängige Größenverteilung des entstehenden dreiphasigen Aerosolsystems. Davon interessiert insbesondere die Anzahlkonzentration und Größe der entstandenen Tröpfchen, die direkt mit den Messungen verglichen werden können.

In der Tabelle 06.01.11/01A-1 sind diese Daten für einige Experimente zusammengestellt.  $T_0$  ist die Taupunkttemperatur,  $d^*$  und  $C_n^*$  der mittlere Diffusionsdurchmesser der Platinoxidpartikeln bzw. deren Konzentration vor der Kondensation, und  $C_n$  ist die Tröpfchenkonzentration nach der Kondensation. Vergleicht man  $C_n^*$  mit  $C_n$ , so fällt sofort auf, daß die "Ausbeute" bei den einzelnen Experimenten außerordentlich verschieden ist. Sie reicht von < 10% (Versuch 39) bis zu fast 100% (Versuch 35). Das Problem besteht darin, alle diese Fälle mit einem einheitlichen modelltheoretischen Ansatz zu erklären. Dabei kommt es nicht darauf an, den Zeitverlauf des Kondensationsprozesses während der sehr kurzen heterogenen Phase exakt wiederzugeben. Im Ablauf eines Kernschmelzenunfalls über mehrere Tage spielt die Modellierung dieses Prozesses, der größenordnungsmäßig eine Sekunde dauert, eine untergeordnete Rolle. Wichtig ist nur, daß das Ergebnis, d.h. die Zahl und Größe der entstandenen Tröpfchen, richtig

berechnet wird. Nachdem die Tröpfchen einmal entstanden sind, wird ihr Verhalten vom NAUA-Modell in seiner bisherigen Form bereits richtig beschrieben. Wir haben daher versucht, die Kondensationsgleichung für die kurze heterogene Kondensationsphase mit dem Formfaktor zu korrigieren, der im Abschnitt 1 definiert wurde.

Zur Anpassung an die Experimente wird jeder Versuch mit verschiedenen Werten von  $f_m$  nachgerechnet und die Rechenergebnisse mit den Messungen verglichen. Es ergibt sich daraus ein  $f_m$ , bei dem die Übereinstimmung optimal ist. Dieser Wert ist in der letzten Spalte von Tabelle 06.01.11/01A-1 für jeden Versuch aufgeführt.

Sieht man zunächst von den Versuchen 32 und 48 ab, so liegen alle Formfaktoren zwischen 0.6 und 0.7, ein sehr ermutigendes Ergebnis. Daß die Formfaktoren kleiner als 1 sind, bedeutet eine gegenüber der unkorrigierten Kondensationsgleichung früher einsetzende Kondensation und kann durch Kapillarkondensation in den Zwischenräumen der Aggregatpartikeln erklärt werden. Die deutlichen Abweichungen bei den Versuchen 32 und 48 können dadurch erklärt werden, daß hier das Platinoxidaerosol ganz frisch erzeugt war, während es bei allen anderen Versuchen schon gealtert war. Offensichtlich läßt die Kapillaraktivität des Aerosols zunächst stark nach, ohne sich danach allerdings langfristig noch wesentlich zu ändern. Auch das erscheint plausibel, muß aber noch durch gezielte Untersuchungen quantifiziert werden.

Das Ergebnis, daß alle Experimente mit Platinoxidaerosol zu einem Wert des Formfaktors von  $f_m = 0.6 \dots 0.7$  führen, beweist die Brauchbarkeit des gewählten Ansatzes. Ein "Formfaktor" soll definitionsgemäß nur von der "Form" der Partikeln und nicht von ihrer Größe und Konzentration abhängen. Außerdem ist eine Abhängigkeit vom Partikelmaterial zu erwarten. Platinoxid ist in dieser Hinsicht eine Modellsubstanz für alle schwerflüchtigen Metall- und Oxidaerosole, wie z.B. der Brennstoff und das Strukturmaterial. Ein unterschiedliches Kondensationsverhalten ist sicherlich bei löslichen Aerosolsubstanzen zu erwarten.

Eine Anmerkung zum Wert des Formfaktors muß der Vollständigkeit halber noch gemacht werden:

Der Formfaktor stellt den Zusammenhang zwischen dem gemessenen und dem modelltheoretisch berechneten Kondensationsverhalten her und hängt damit nicht nur von den Partikelparametern selbst, sondern auch mittelbar vom Meßverfahren ab. Im vorliegenden Fall heißt das, daß der gemessene Diffusionsdurchmesser  $d^*$  des Platinoxidaerosols als Grundlage für die Nachrechnungen benutzt wurde. Das NAUA-Modell verwendet hingegen den massenäquivalenten Durchmesser  $d_m$  als Variable.  $d^*$  und  $d_m$  sind wegen unterschiedlicher Definitionen nicht gleich und ihrerseits durch einen weiteren Formfaktor verknüpft. Vor der Übernahme des Formfaktors in das Modell muß diese zusätzliche Korrektur noch gemessen werden. Dieses relativ einfache Problem läßt sich durch direkte Messung lösen und ändert nichts an der Grundsätzlichkeit des Kondensationsformfaktorkonzepts. Nur der Zahlenwert des Formfaktors wird im NAUA-Modell ein anderer sein als er hier aus den Untersuchungen im Versuchsstand folgt.

### 3. Weitere Experimente

Die Auswertung der Kondensationsexperimente bis 130 °C beanspruchte den größeren Teil des Berichtszeitraums, weil das Verfahren und die endgültige Definition des Formfaktors erst gefunden werden mußten. Die anschließend notwendige Vervollständigung der Versuche im Bereich > 130 °C scheiterte dann allerdings an neu aufgetretenen Leckagen im Thermostatisierungssystem. Diese sind mit steigender Temperatur zunehmend; die Funktionsfähigkeit des Versuchsstands erreicht bei 130 °C ihre Grenze. Entsprechende Abhilfemaßnahmen sind bei der Lieferfirma veranlaßt worden; die endgültige Behebung der Mängel wird jedoch nicht vor März 1979 abgeschlossen sein. Außerdem zeigte sich, daß die Messung der Partikelgrößenverteilung des Ausgangsaerosols verbessert werden muß, daß insbesondere eine direkte Messung während der Versuche notwendig ist. Die Beschaffung der notwendigen Instrumentierung ist im Gange.

In der Zwischenzeit wurden einige Experimente der später vorgesehenen Versuchsreihen vorgezogen und zwar orientierende Versuche zur Wandkondensation und Kondensationsversuche mit löslichen Aerosolen.

Bei den Wandkondensationsversuchen ist vorgesehen, nicht die Wand des Versuchskessels selbst zu benutzen, da sie zu träge reagiert. Vielmehr soll

eine gekühlte Kondensationsfläche in den Kessel montiert werden, deren Temperatur genügend schnell einstellbar ist. Dann kann nämlich die Kondensationsrate über den leicht meßbaren Wasserdampfpartialdruck bestimmt werden. Die durchgeführten Vorversuche dienten der Erprobung von Durchführungen für das Kühlmittel durch die Kesselwand und der Bestimmung der notwendigen Wärmeabfuhrleistungen.

Das Hauptproblem bei den Kondensationsexperimenten mit löslichen Aerosolen besteht in deren Erzeugung und in ihren Korrosionseigenschaften. Das zweite ist durch geeignete Materialauswahl lösbar, wobei gleichzeitig Fragen der Löslichkeit und der meßtechnischen Nachweisbarkeit zu berücksichtigen sind. Schwieriger ist das Problem der Erzeugung des Aerosols bei den im Versuchsstand herrschenden Temperaturen und Drücken. Ein geeigneter Generator wurde konstruiert und in einer vorläufigen Version gebaut. Er enthält einen koaxialen Zweistoffdüsenzerstäuber aus Edelstahl, der eine Salzlösung zu Tröpfchen vernebelt. Der Zerstäuber und die Lösung befinden sich unter gleichem Druck in einem Spezialgehäuse, damit konstante Leistung aufrechterhalten wird. Durch Wahl des Luftdurchsatzes, durch Einstellen der Lösungszufuhr und durch die Form des Gehäuses lassen sich die Parameter des Aerosols einstellen.

Die Abb. 06.01.11/01A-3 zeigt das Partikelgrößenspektrum am Ausgang des Generators, gemessen mit einem Streulichtpartikelgrößenspektrometer.

Die Verteilung ist relativ schmal wegen der Abscheidung großer Tröpfchen im Gehäuse. Die Massenverteilung ist daher auch nur wenig zu größeren Durchmessern verschoben. Die hier gezeigte Verteilung stimmt überein mit Ergebnissen spektralfotometrischer Messungen und Partikelkonzentrationsmessungen an demselben Aerosol.

Die Konzentration der Lösung und die chemische Zusammensetzung sind ferner dafür ausschlaggebend, ob das Aerosol im Kessel als Lösungströpfchen oder als eingetrocknete Salzkerne ankommt. Damit ist eine Vielzahl von Parametern einstellbar. Die Erprobung des Generators am Versuchsstand unter Überdruck und hohen Temperaturen hat begonnen. Anfang 1979 können dann die Kondensationsexperimente mit löslichen Aerosolen durchgeführt werden, nach erfolgter Reparatur des Versuchsstands auch bei Temperaturen  $> 130$  °C.

Literatur

- [1] BUNZ, H., SCHÖCK, W.  
Abbau freigesetzter Spaltprodukte in LWR-Sicherheitsbehältern  
6. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit, Karlsruhe,  
28./29. November 1978, KFK 2770 (1979)
- [2] HAURY, G., SACK, C., SCHÖCK, W.  
Parameterrechnungen mit dem NAUA-Modell  
Projekt Nukleare Sicherheit  
Halbjahresbericht 1976/1, KFK 2375 (1976)
- [3] BUNZ, H., SCHÖCK, W.  
Das Verhalten von hochkonzentrierten Aerosolsystemen in  
kondensierender Atmosphäre  
6. Jahreskongress der Gesellschaft für Aerosolforschung, Wien,  
26.-28.9.1978
- [4] ARTNIK, J., HASSMANN, K., JACOBSEN, X.  
Arbeiten zu den Energiebilanzen nach hypothetischem RDB-Versagen  
unter Berücksichtigung der Betonzerstörung  
1. Technischer Fachbericht zu RS 183, Mai 1977
- [5] BUNZ, H., SACK, C., SCHÖCK, W.  
Projekt Nukleare Sicherheit, Halbjahresbericht 1978/1
- [6] BUNZ, H., SCHÖCK, W.  
Aerosol Behavior in the Condensing Steam Atmosphere of a  
Postaccident LWR Containment  
ENS/ANS Topical Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels,  
16-19 October, 1978



Nr.	$T_o$ °C	$d^*$ nm	$C_n^*$ $10^3$ P/cm <sup>3</sup>	$C_n$ $10^3$ T/cm <sup>3</sup>	$f_m$
32	94.0	53	24	7	0.51
33	94.0	66	9.5	2.5	0.62
34	94.0	76	7	2	-
35	95.2	100	1.6	1.5	0.60
36	95.3	49	31	4	0.70
39	94.1	52	100	8	0.67
40	94.0	72	32	6	0.66
46	125.4	-	> 200	40	-
47	123.1	-	~ 28	13	-
48	122.5	48	37	8	0.45

Tab. 06.01.11/01A-1: Gemessene Aerosol- und Tröpfchenparameter bei einigen Kondensationsexperimenten mit Platinoxidaerosol

$T_o$  - Taupunkttemperatur

$d^*$  - mittlerer Durchmesser der trockenen Partikeln

$C_n^*$  - Konzentration der trockenen Partikeln

$C_n$  - Konzentration der Tröpfchen

$f_m$  - Kondensationsformfaktor

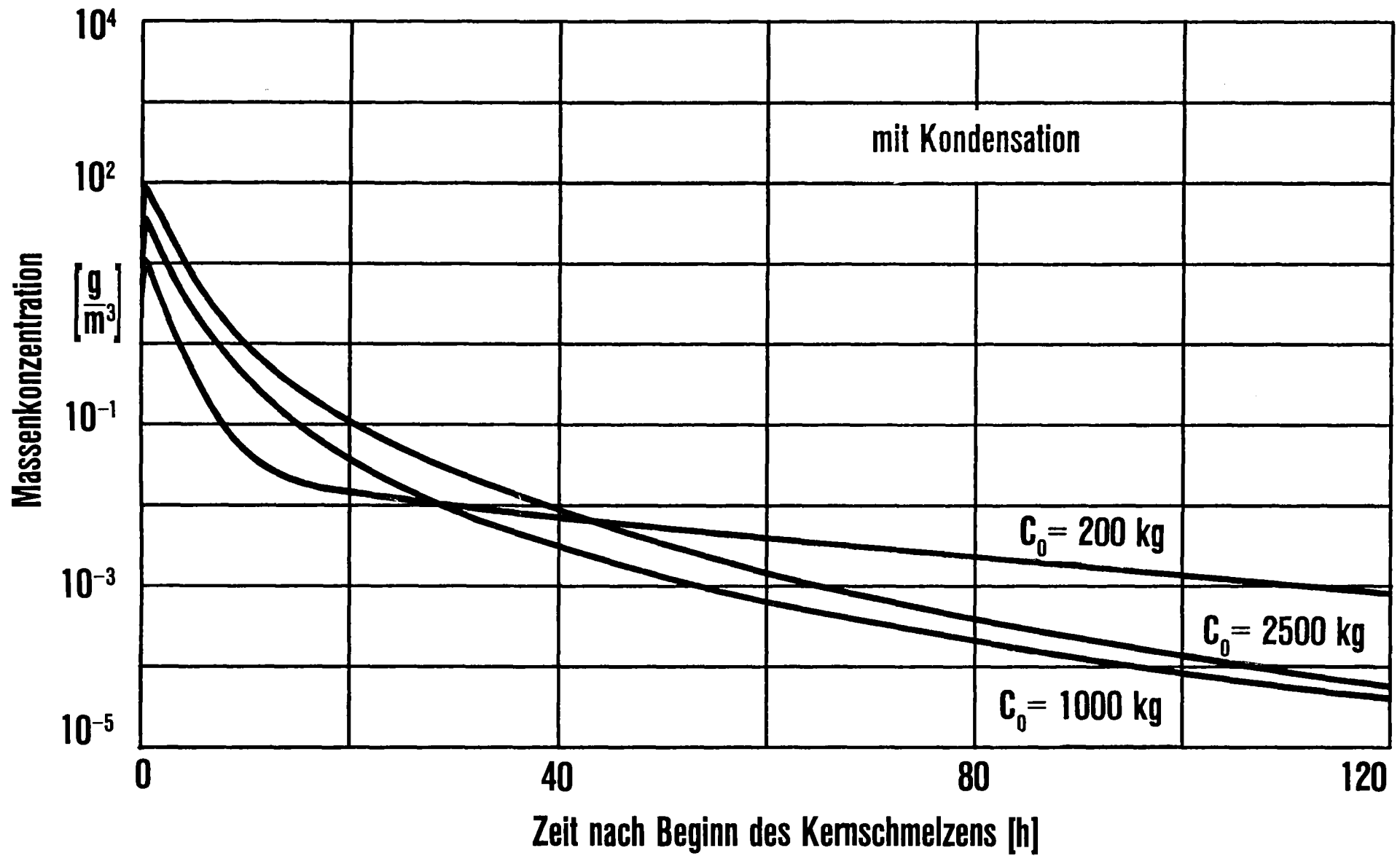


ABB. 06.01.11/01A-1: ABBAU DER MASSENKONZENTRATION IM CONTAINMENT BEI VERSCHIEDENER ANFANGSFREISETZUNG  $C_0$

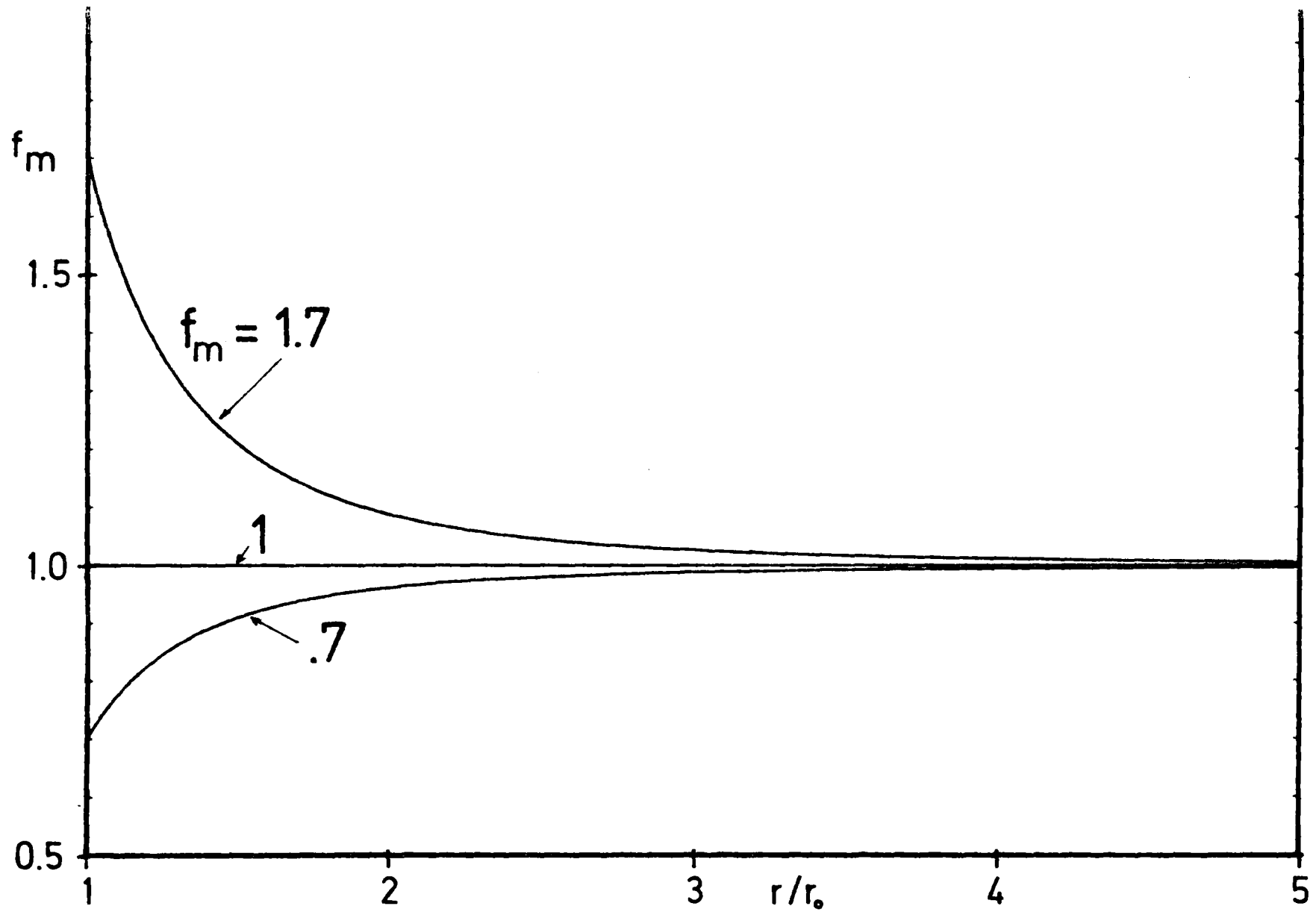


ABB. 06.01.11/01A-2: ABHÄNGIGKEIT DES KONDENSATIONSKORREKTURFAKTORS VOM PARTIKEL-TRÖPFCHEN-GRÖSSENVERHÄLTNIS FÜR VERSCHIEDENE FORMFAKTORANFANGSWERTE  $F_M$

VERTEILUNGSDICHTE

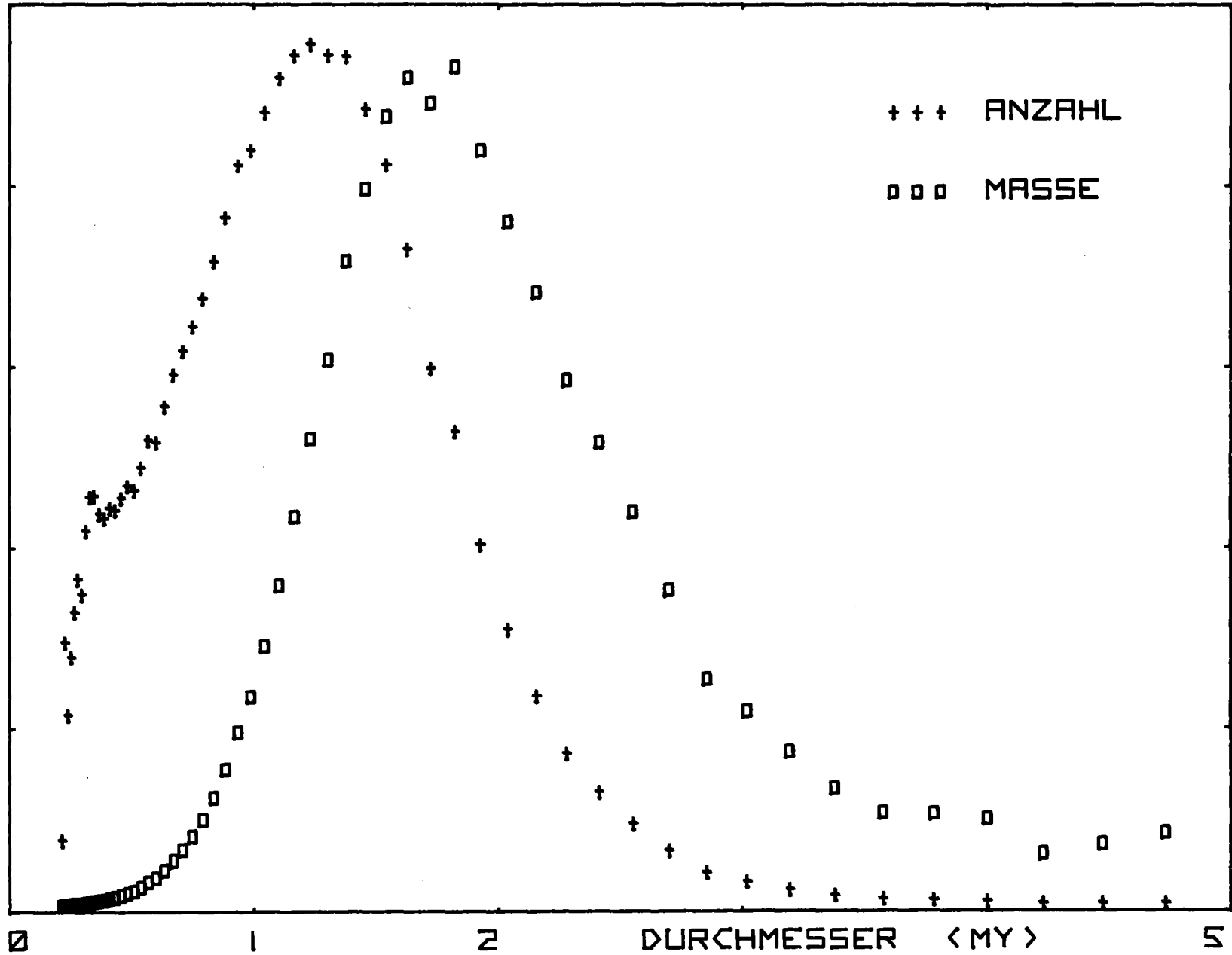


ABB. 06.01.11/01A-3: ANZAHL- UND MASSENSPEKTRUM DES GENERATORS FÜR LÖSLICHE AEROSOLE

- 06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim  
Kernschmelzen
- 06.01.11/02A Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien  
PNS 4314 beim Kernschmelzen  
(H.Holleck, A.Skokan, H.Janzer, G.Schlickeiser, K.Biemüller,  
H.Strömann, E.Nold, A.Schäfer)

Beiträge zum chemischen Reaktionsverhalten in der Beton-Wechselwir-  
kungsphase

1. Spaltproduktoxidation

Das Oxidationsverhalten der Spaltprodukte, die thermodynamisch weniger stabile Oxide bilden (insbesondere Mo und Ru), durch das aus dem Beton freigesetzte Wasser und Kohlendioxid wurde in inerter Atmosphäre an Proben aus unterschiedlich voroxidiertem Corium und silikatischem bzw. karbonatischem Beton untersucht. Es wurden die in Tab. 06.01.11/02A-1 aufgeführten Coriumzusammensetzungen (A+R)2, (A+R)2.1, (A+R)2.2 und (E+R)2, (E+R)2.1, (E+R)2.2 eingesetzt, um steigenden Oxidationsgrad zu simulieren. Die mit Beton homogen vermischten Proben wurden in Wolframtiegeln im Temperaturbereich  $\sim 1600 - 1900^{\circ}\text{C}$  (je nach Liquidustemperatur entsprechend der Zusammensetzung) für 2 bis 5 Minuten aufgeschmolzen und nach Erkalten analysiert.

Wie aufgrund thermodynamischer Überlegungen /1/ zu erwarten war, konnte für Mo und erst recht für Ru keine Oxidation nachgewiesen werden, wenn in den Proben Cr im metallischen Zustand eingesetzt war (entspr. Oxidationszustand 2). Auch bei Vorgabe von Cr als  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  erfolgte noch keine Oxidation des Mo, solange Fe metallisch eingesetzt wurde (entspr. Oxidationszustand 2.1), wie aus Abb. 06.01.11/02A-1 zu entnehmen ist. Erst bei Vorgabe von Fe als FeO (entspr. Oxidationszustand 2.2) wurde der Beginn der Mo-Oxidation nachgewiesen (vgl. Abb. 06.01.11/02A-2), während Ru erwartungsgemäss bei diesem Sauerstoffpotential ( $\sim 270 \text{ kJ/Mol O}_2$  bei 2000 K entsprechend dem Fe/FeO-Gleichgewicht) noch nicht oxidiert wurde. Da die metallischen Einschlüsse neben Ni-, Mo und Ru stets auch Fe enthielten, musste FeO hierbei z.T. reduziert worden sein - vermutlich durch das Tiegelmateriale Wolfram, das in Stichproben in den Oxidphasen nachgewiesen wurde. Anhand der Elementverteilungen

von Mo, Cr und Fe in Abb. 06.01.11/02A-2 und der Form der idiomorphen (von geraden Kanten mit charakteristischen Winkeln begrenzten) Erstausscheidungen in Abb.06.01.11/02A-3 kann auf die Bildung MoO<sub>2</sub>-haltiger Chromit-Spinelle FeCr<sub>2</sub>O<sub>4</sub> geschlossen werden. Diese Vermutung wurde durch Röntgenbeugungsuntersuchungen gestützt.

Der Befund, dass Mo in der Coriumschmelze erst dann oxidiert wird, wenn ein beträchtlicher Anteil des Eisens bereits oxidiert vorliegt, überrascht im Hinblick auf die etwas niedrigere freie Bildungsenthalpie von MoO<sub>2</sub> gegenüber FeO /1/. Dieses Oxidationsverhalten kann möglicherweise durch eine Bildung stabiler Lösungen von Mo in der metallischen Schmelze gedeutet werden.

## 2. Erstarrungscharakteristik

Die beiden Hauptprozesse der chemischen Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton

- I sukzessive Oxidation der metallischen Komponenten
- II Lösung und Vermischung der dadurch anwachsenden oxidischen Schmelzenfraktion mit aufschmelzendem Beton

führen zu einer ständigen Änderung der chemischen Zusammensetzung und damit der Erstarrungstemperatur sowohl der metallischen als auch der oxidischen Schmelzenfraktion bei gleichzeitigem Absinken der Temperatur der Schmelze. Die Kenntnis der Erstarrungstemperaturen der verschiedenen Schmelzenfraktionen in ihren aufeinanderfolgenden Entwicklungsstadien ist erforderlich für eine Berechnung des Zeitpunktes der vollständigen oder einer evtl. partiellen Erstarrung. Für eine zeitliche Zuordnung müssen zusätzliche Informationen aus einem Stahloxidationsmodell und einem Betonpenetrationsmodell verfügbar sein.

Die Erstarrungstemperaturen der metallischen und der oxidischen Schmelzenfraktion wurden in getrennten Versuchsreihen an homogenen, wieder aufgeschmolzenen Proben ermittelt.

Für die Metallschmelze ist der Verlauf der Erstarrungstemperatur mit fortschreitender, sukzessiver Oxidation der Komponenten Zr, Cr und Fe

schematisch in Abb. 06.01.11/02A-4 wiedergegeben. Sie liegt zu Beginn der Betonwechselwirkung je nach Zr-Gehalt der Schmelze (der noch nicht geklärt ist) zwischen  $\sim 1750$  und  $\sim 1900^{\circ}\text{C}$  /2/ und sinkt im Verlauf der Zr-Oxidation, die vermutlich sehr rasch erfolgt, auf  $\sim 1430^{\circ}\text{C}$  ab. Von da ab ändert sie sich im Verlauf der Cr- und Fe-Oxidation nicht mehr signifikant. Die Abhängigkeit der Erstarrungstemperatur der oxidischen Schmelzenfraktion von ihrer chemischen Zusammensetzung ist komplexer. Sie ist in Abb. 06.01.11/02A-5 für die Coriumtypen (A+R) und (E+R) in drei Oxidationszuständen und in Wechselwirkung sowohl mit silikatischem (schraffierte Bereiche) als auch mit karbonatischem Beton (schattierte Bereiche) wiedergegeben. Die Erstarrungstemperatur nimmt von ursprünglich  $\sim 2550^{\circ}\text{C}$  (einer  $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$ -Lösung entsprechend) mit wachsendem Gehalt an Stahloxiden und aufgeschmolzenen Betonkomponenten ab. Die Abnahme erfolgt bei Zumischung von silikatischem Beton kontinuierlich. Für die Proben mit silikatischem Beton wurden als Erstarrungstemperaturen die Temperaturen beginnender Aufweichung (nahe Erweichungspunkt) von glasartig erstarrten Schmelzproben ermittelt, die in diesem Falle relevanter sind als die thermodynamischen Solidustemperaturen, weil silikatreiche Oxidschmelzen unter den angenommenen Unfallbedingungen zu einem glasartigen Körper erstarren. Bei Zumischung von Karbonatbeton durchläuft die Erstarrungstemperatur (hier: Solidustemperatur) ein Minimum bei  $\sim 40 - 60$  Gew.% und steigt zu höheren Betongehalten hin wieder an. Die hohe Erstarrungstemperatur von reinem Karbonatbeton (mit reinen Kalkzuschlägen) von  $\sim 2100^{\circ}\text{C}$  entspricht dem Gleichgewichtszustand, im Gegensatz zu der Betonaufschmelztemperatur von  $\sim 1300^{\circ}\text{C}$  beim ersten Aufheizen. Sie steht in guter Übereinstimmung mit den entsprechenden Solidustemperaturen im System  $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ . Die unterschiedlichen Verläufe der Erstarrungstemperaturen für silikatischen und karbonatischen Beton in Wechselwirkung mit Coriumschmelzen führen zu der Aussage, dass eine Kernschmelze im Beton umso eher erstarren wird, je höher der Kalkanteil in den Zuschlagsgesteinen des Betons liegt (vgl. auch /3/).

Die Erstarrungstemperaturen von Corium (E+R)-Mischungen mit Beton liegen generell niedriger als die von Corium (A+R) mit Beton. Das liegt an ihrem niedrigeren Uran- und Zirkondioxidgehalt und höheren Eisen-

oxidgehalt. Dieser Zusammenhang wird deutlich, wenn man die Erstarrungstemperatur als Funktion des Gewichtsanteils an  $(\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2)$  anstelle des Corium/Beton-Mischungsverhältnisses darstellt (vgl. Abb. 06.01.11/02A-6). Dann ergibt sich eine gemeinsame Kurve für Corium (A+R) und (E+R) in nicht voroxidiertem und teilweise voroxidiertem Zustand (mit  $\lesssim 5$  Gew.% FeO) und eine Kurve für Corium (A+R) und (E+R) in oxidiertem Zustand.

Gleichzeitig mit der Erstarrungstemperatur ändern sich als Folge der Änderung in der chemischen Zusammensetzung der oxidischen Schmelzenfraktion auch deren Eigenschaften im Verlauf der Wechselwirkung. In Abb. 06.01.11/02A-7 ist dies schematisch für die Dichte und die Viskosität einer oxidischen Coriumschmelze in Wechselwirkung mit silikatischem Beton angedeutet.

### 3. Hochtemperaturreaktionen im Beton

Zur Klärung der Frage, ob beim Aufheizen des Betons durch die Kernschmelze exotherme Reaktionen zwischen CaO und  $\text{SiO}_2$  möglich sind, die einen Beitrag zur Zerstörungsenthalpie von karbonatischem Beton liefern können, wurden thermoanalytische Untersuchungen an Beton wechselnder Zusammensetzung durchgeführt. DTA-Kurven von Beton mit rein silikatischem oder rein karbonatischem Beton zeigen keine exothermen Wärmeeffekte. Bei Beton mit gemischten Zuschlägen (50:50 silikatisch und karbonatisch) wurde eine exotherme Reaktion bei einer Aufheizrate von  $20^\circ\text{C}/\text{min}$  knapp unterhalb des Schmelzbereichs (vgl. Abb. 06.01.11/02A-8) nachgewiesen. Die relativ hohe Aufheizrate wurde gewählt, um stärkere Reaktionen zwischen Proben- und Tiegelmaterial ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) möglichst zu verhindern. Bei dieser dynamischen Untersuchungsmethode hängen die Ergebnisse naturgemäß von der Aufheizrate ab, d.h. die Effekte sind bei höherer Aufheizrate stärker zu höheren Temperaturen verschoben als unter Gleichgewichtsbedingungen. Auf diese Weise wird jedoch das Fortschreiten der Wärme front in den Betonstrukturen des Reaktors besser simuliert. Zunehmender Kalkgehalt im Beton führt zu einer geringfügigen Anhebung der Temperatur des ersten Aufschmelzens. Dies ist jedoch nicht die Solidustemperatur des Karbonatbetons (vgl. Abschnitt 2.), sondern die Schmelztemperatur einiger Zementphasen.



Der exotherme Effekt bei Beton mit gemischten Zuschlägen wird möglicherweise durch  $\text{CaO-SiO}_2$ -Reaktionen verursacht. Er kann jedoch den endothermen Effekt des  $\text{CaCO}_3$ -Zerfalls nicht ausgleichen oder gar überkompensieren, wie aus der Grösse der Peaks in der DTA-Kurve (ebenso wie aus theoretischen Abschätzungen) zu schliessen ist. Somit reicht die Annahme der exothermen  $\text{CaO-SiO}_2$ -Reaktionen im karbonathaltigen Reaktorbeton nicht zur Erklärung der Diskrepanzen zwischen abgeschätzter und gemessener integraler Zerstörungsenthalpie aus (vgl. /4/).

#### 4. Literatur

- /1/ PNS-Halbjahresbericht 1977/II, KfK 2600, S.445
- /2/ P.Hofmann, H.Holleck, C.Politis, A.Skokan  
Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Komponenten beim Coreschmelzen  
KfK 2242, Febr. 1976
- /3/ A.Skokan, H.Holleck, M.Peehs  
Chemical Reactions between Core Melt and Concrete and their Effects on the Course and Consequences of a Hypothetical LWR Core Meltdown Accident  
ENS/ANS Intern.Topical Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, 16. - 19.10.1978, Brüssel, Belgien
- /4/ M.Peehs, A.Skokan, M.Reimann  
Investigations in Germany of the Barrier Effect of Reactor Concrete against Propagating Molten Corium in the Case of a Hypothetical Core Meltdown Accident of a LWR  
ENS/ANS Intern.Topical Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, 16. - 19.10.1968, Brüssel, Belgien

Tab.: 06.01.11/02A-1: Chemische Zusammensetzungen verschiedener Corium-Typen in unterschiedlichen Oxidationszuständen

Corium	Oxidationszustand	UO <sub>2</sub>	ZrO <sub>2</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	FeO	Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	NiO	Zr	Cr	Fe	Ni
A	1	65	-	-	-	-	-	18	3	12	2
A	2	61	23	-	-	-	-	-	3	11	2
A	2.1	60	23	4	-	-	-	-	-	11	2
A	2.2	59	22	4	13	-	-	-	-	-	2
A	2.3	58	22	4	-	14	-	-	-	-	2
A	3	58	22	4	-	14	2	-	-	-	-
A+R	1	59	-	-	-	-	-	16	3	20	2
A+R	2	56	20	-	-	-	-	-	3	19	2
A+R	2.1	55	20	4	-	-	-	-	-	19	2
A+R	2.2	53	19	4	22	-	-	-	-	-	2
A+R	2.3	52	18	4	-	24	-	-	-	-	2
A+R	3	51	19	4	-	24	2	-	-	-	-
E	1	35	-	-	-	-	-	10	10	39	6
E	2	34	13	-	-	-	-	-	10	37	6
E	2.1	32	13	14	-	-	-	-	-	35	6
E	2.2	30	11	13	41	-	-	-	-	-	5
E	2.3	28	11	13	-	43	-	-	-	-	5
E	3	28	11	12	-	42	7	-	-	-	-
E+R	1	30	-	-	-	-	-	9	9	47	5
E+R	2	29	12	-	-	-	-	-	9	45	5
E+R	2.1	28	12	12	-	-	-	-	-	43	5
E+R	2.2	25	10	11	50	-	-	-	-	-	4
E+R	2.3	24	10	11	-	51	-	-	-	-	4
E+R	3	24	10	10	-	51	5	-	-	-	-

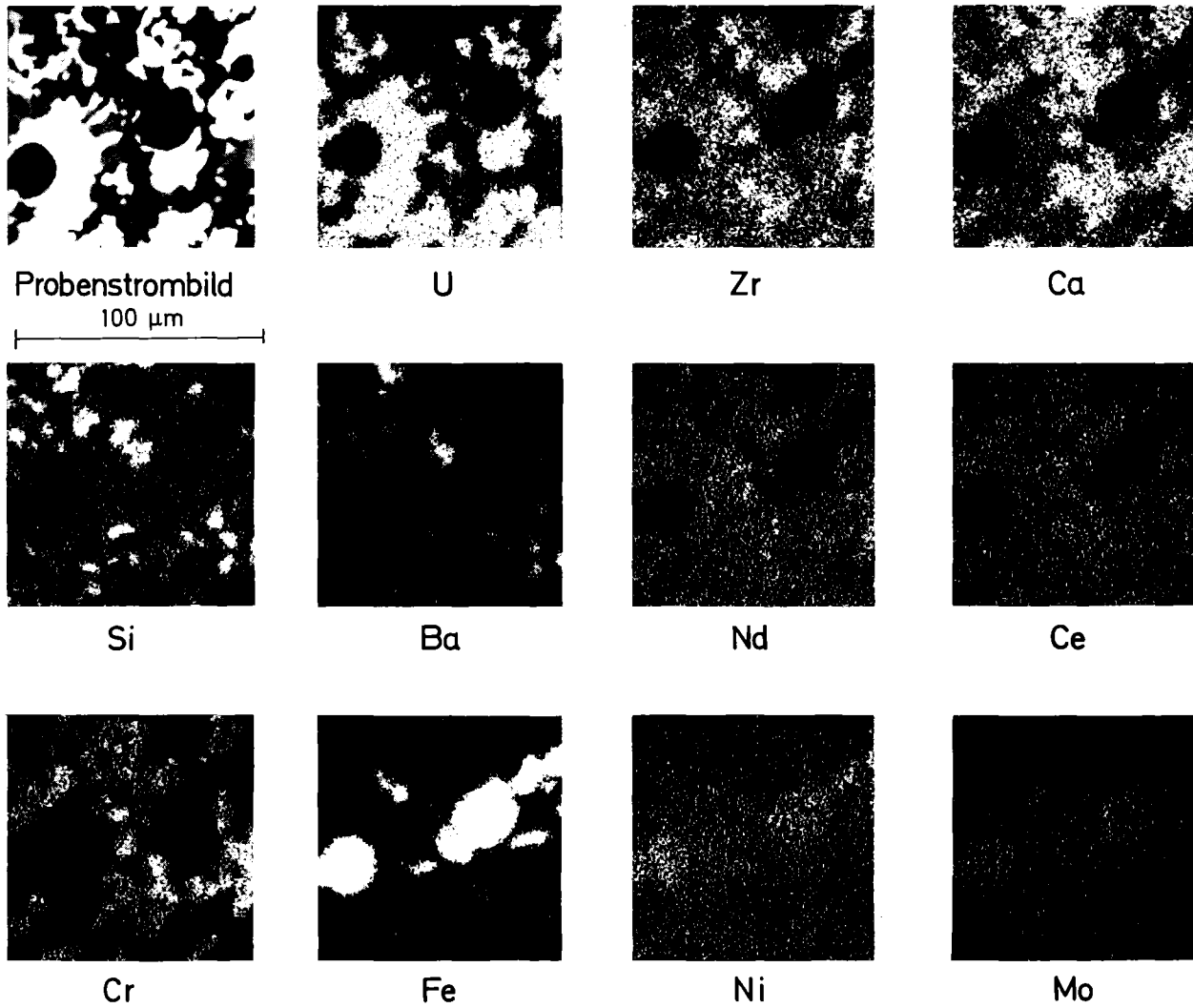


Abb. 06.01.11/O2A - 1: Mikrobereichsanalyse einer Schmelzprobe Corium (A+R), teiloxid. ( $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2 + \text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{Fe} + \text{Ni} + \text{Spaltprodukte}$ ), + silikat.Beton

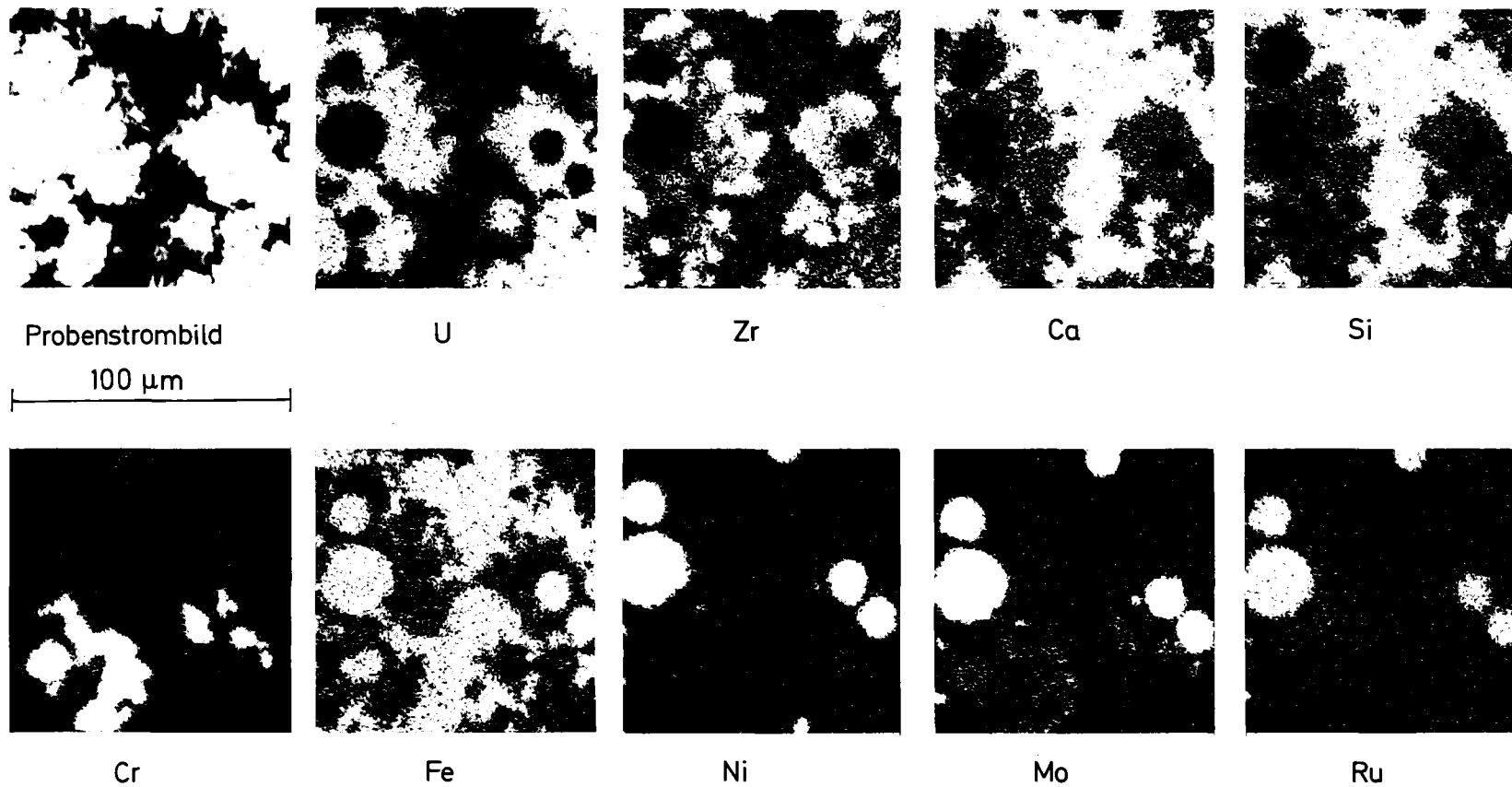


Abb. 06.01.11/02A - 2: Mikrobereichsanalyse einer Schmelzprobe Corium (A+R) voroxidiert  
 ( $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2 + \text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{FeO} + \text{Ni} + \text{Spaltprodukte}$ ) + silikat. Beton

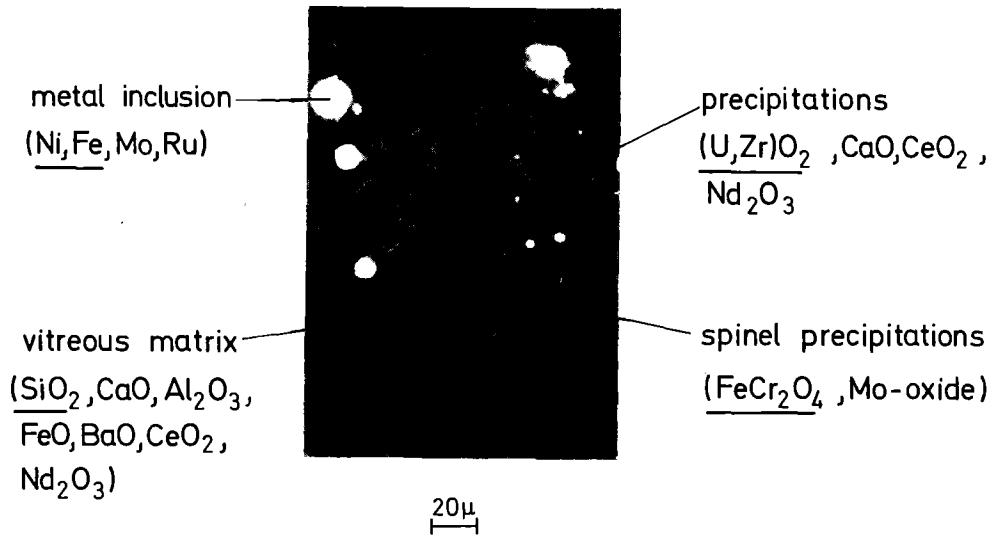


Abb. 06.01.11/02A - 3: Verteilung der Hauptkomponenten und Spaltprodukte in einer Schmelzprobe aus voroxidiertem Corium (A+R) und silikat. Beton. Mikrographie

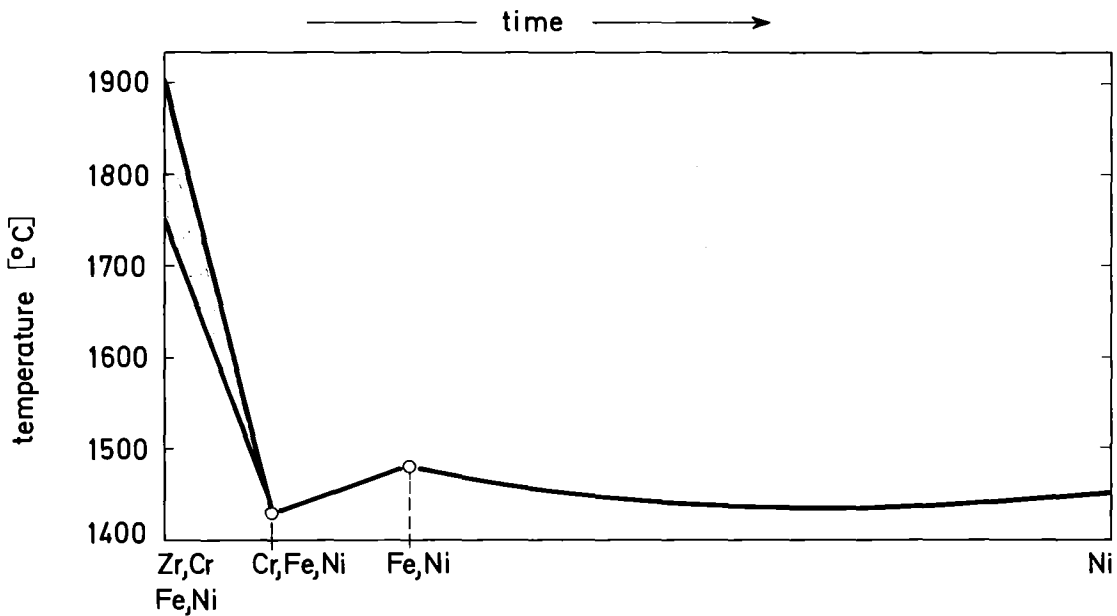


Abb. 06.01.11/02A - 4: Erstarrungstemperatur der metallischen Fraktion einer Corium-Schmelze in Beton im Verlauf der sukzessiven Oxidation von Zr, Cr und Fe

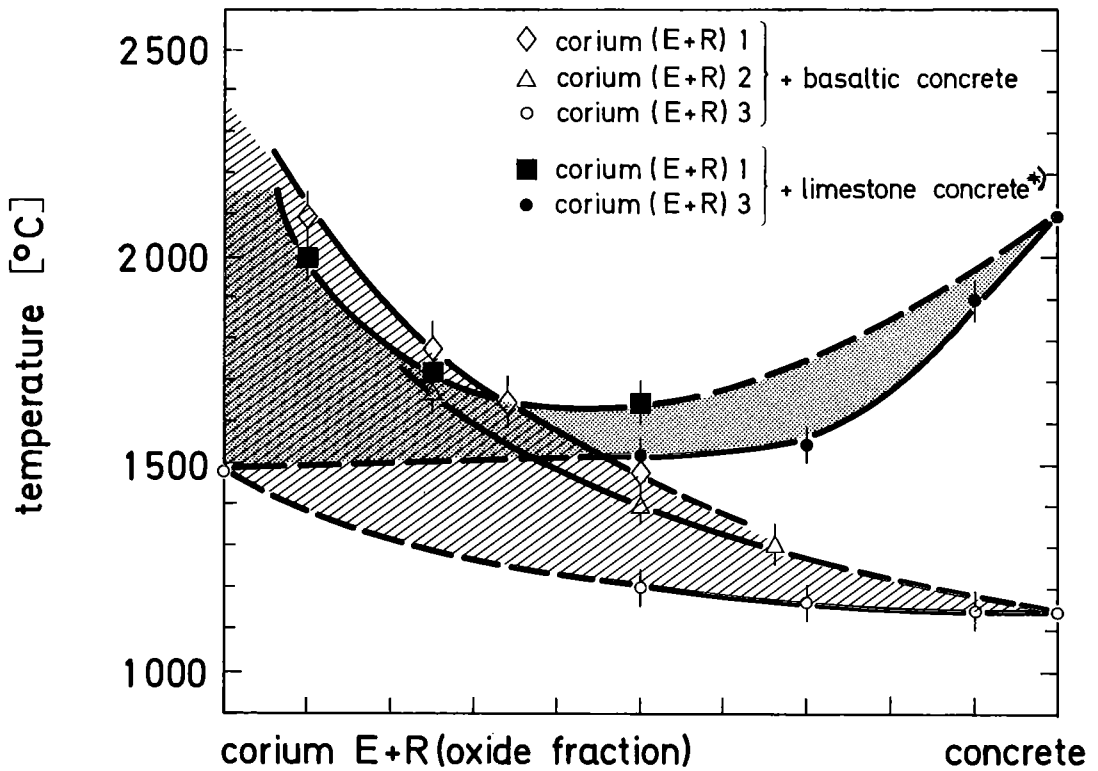
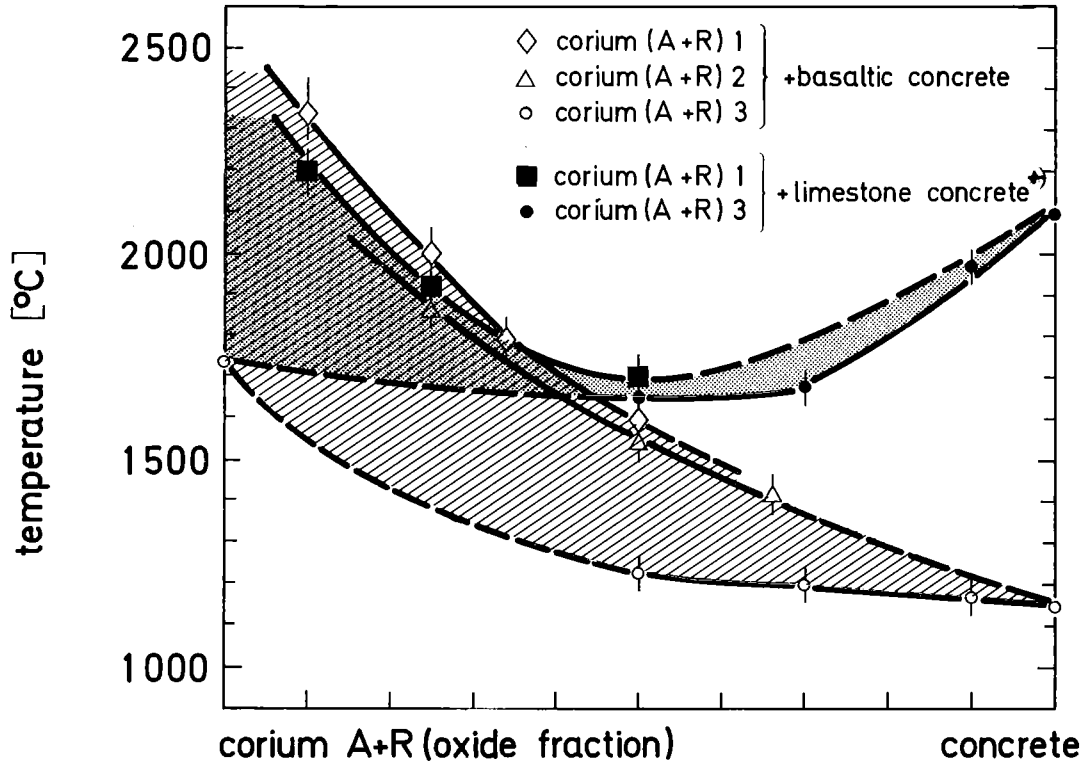


Abb.06.01.11/O2A - 5: Erstarrungstemperaturen von oxidischen Corium/Beton-Schmelzen als Funktion des Oxidationsgrades und des Mischungsverhältnisses. (1,2,3 Oxidationszustände entspr. Tab.06.01.11/O2A - 1)

\*) Die Daten für Karbonatbeton (limestone concrete) beziehen sich in Abweichung von reaktortypischen Verhältnissen auf Beton mit ausschließlich karbonatischen Zuschlägen.

Abb. O6.01.11/O2A - 6:  
Erstarrungstemperaturen von oxidischen Corium/Silikatbeton-Schmelzen als Funktion des  $(\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2)$ -Gehaltes

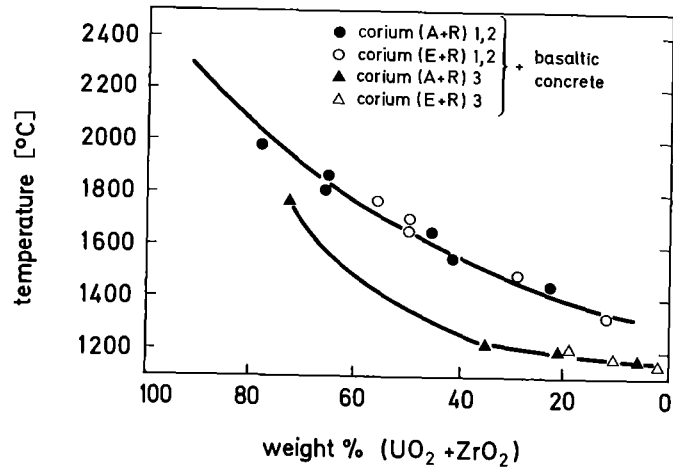


Abb. O6.01.11/O2A - 7:  
Schematische Darstellung der zeitlichen Abhängigkeit von Dichte und Viskosität einer oxidischen Coriumschmelze im Verlauf der Oxidation und Vermischung mit silikat. Beton

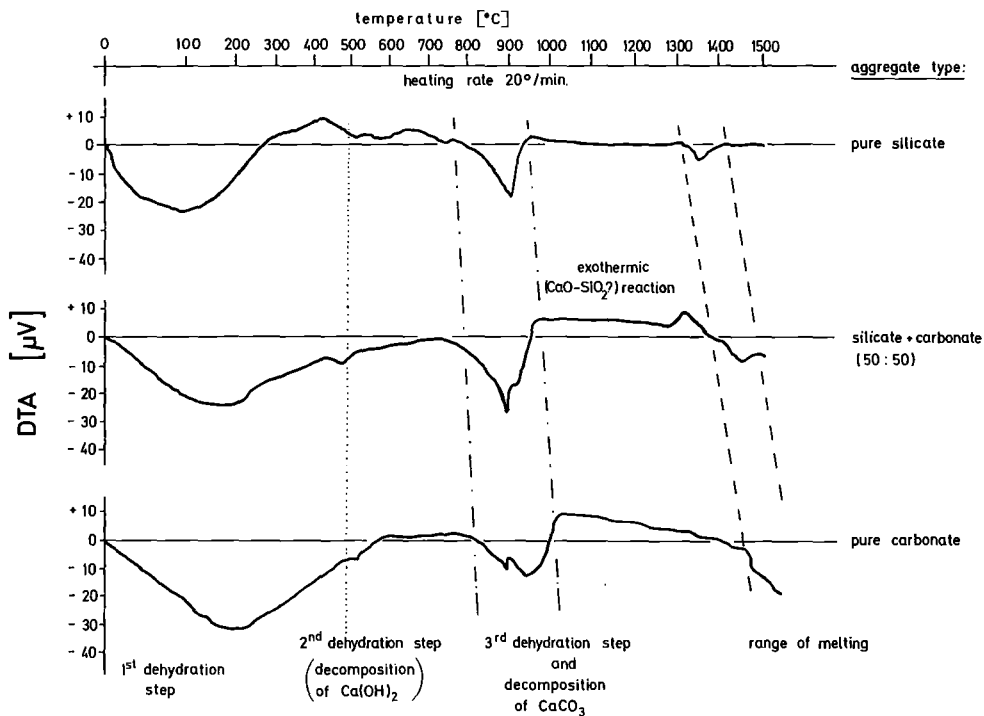
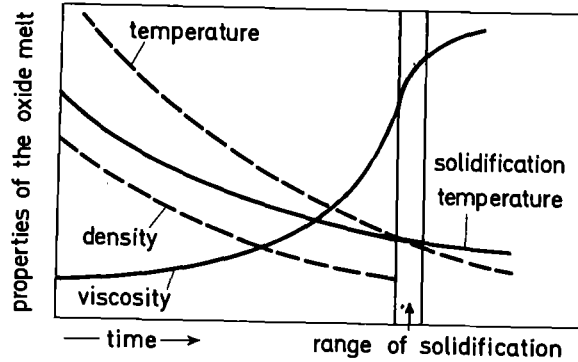


Abb. O6.01.11/O2A - 8: DTA-Untersuchungen an Beton mit unterschiedlichen Zuschlägen

06.01.11/03A    Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-  
PNS 4315        produkten beim Kernschmelzen  
                  (H. Albrecht, V. Matschoß, K. Nolte, H. Wild, Institut für  
                  Radiochemie)

### Einleitung

Nach der Installation eines neuen, in seiner Leistung wesentlich erhöhten Generators für die Schmelzanlage SASCHA konnten Ende September 1978 die Freisetzungsversuche wieder aufgenommen werden. Die Anodenleistung des neuen Generators beträgt max. 250 kW, wodurch sich bei einer Arbeitsfrequenz von 50 kHz eine Heizleistung von über 20 kW in das Schmelzgut einbringen läßt. Da einige technische Probleme bei der elektrischen und thermischen Isolation der Leistungsdurchführung durch die Kesselwand des Ofens noch nicht abschließend geklärt werden konnten, sind zunächst nur Versuche unter Luft und Argon mit Schmelzgutmassen von maximal 500 g möglich.

Die ersten Freisetzungsversuche nach der Inbetriebnahme dienten dazu, die Aufheizcharakteristik des Schmelzgutes zu ermitteln, die Temperaturmessung zu optimieren und die on-line Meßtechnik für die freigesetzten Spalt- und Aktivierungsprodukte weiterzuentwickeln. Diese Technik war bisher erst in 4 Versuchen mit 30 g Schmelzgut eingesetzt worden (1).

#### 1. Versuchsdurchführung

Die experimentelle Anordnung war im wesentlichen die gleiche wie die in (1) beschriebene, vgl. dort Abbildung 4315-3. Änderungen ergaben sich jedoch in folgenden Punkten:

- a) Die Glasglocke über dem Schmelztiegel wurde in ihrem Volumen von 0,5 l auf 4 l vergrößert; wie in (2) ausführlicher begründet, ergeben sich dadurch bei den vergrößerten Schmelzgutmassen realistischere Aerosoldichten über der Schmelze.
- b) Um in dem relativ engen Schmelztiegel (Höhe:Durchmesser = 2:1) eine bessere Wechselwirkung der Atmosphäre mit dem Schmelzgut zu ermöglichen, wurde die Glasglocke auf ihrer Innenseite mit einem Glasrohr



versehen, durch das die Ofenatmosphäre in Form einer gerichteten Strömung auf das Schmelzgut geleitet wird, vgl. Abb. 06.01.11/03A-1.

- c) Wie bereits in (2) beschrieben, befanden sich die  $UO_2$ - bzw. Fissium-Pellets in einer geschlossenen Zircaloy-Hülle von 72 mm Länge. Da sich in Vorversuchen gezeigt hatte, daß diese Hüllen bei Temperaturen von  $900-1200^{\circ}C$  durch den Innendruck schlagartig aufreißen, und die Druckwelle sogar die geometrische Anordnung von Tiegel und Glas Kolben verändern kann, wurden die Brennstabprüflinge an der oberen Stirnseite mit Bohrungen von 1,5 mm Durchmesser versehen, durch die während der Aufheizung ein Druckausgleich erfolgen kann.
- d) Statt der Aufheizung durch direkte Ankopplung der metallischen Schmelzgutbestandteile (Stahl, Zircaloy) an das Induktionsfeld wurde eine indirekte Heizmethode entwickelt, die - besonders bei den jetzt vergrößerten Schmelzgutmassen - eine gleichmäßigere Aufheizung des gesamten Schmelzgutes erlaubt. Bei dieser Methode wird der  $ThO_2$ -Tiegel außen von einem eng anliegenden Kranz von Wolfram-Stäben (4 mm Durchmesser, 70 mm Länge) umgeben, die die Ankopplung an das Induktionsfeld übernehmen (Suszeptorwirkung) und die Wärme durch die Tiegelfwand auf das Schmelzgut übertragen. (In Zukunft wird statt der Stäbe ein W-Zylinder verwendet). Bei zusätzlicher Isolierung des Wolframs gegenüber der oxidierenden Ofenatmosphäre erwies sich diese Heizmethode bis zu Schmelzguttemperaturen von  $2800^{\circ}C$  als geeignet.

Ein strahlenschutztechnisches "Problem" ergab sich dadurch, daß durch die Verwendung von größeren  $ThO_2$ -Tiegeln und mehr  $ThO_2$ -Isoliermaterial (insgesamt 1,5 kg pro Versuch) bei der Aufheizung ein gasförmiges radioaktives Zerfallsprodukt des Thoriums, nämlich Rn-220 (56 sec HWZ) freigesetzt wurde, das sich nicht in der Filterstrecke des Versuchsstandes zurückhalten ließ. Die über die Gebäude-Abluft abgegebene Aktivität betrug zwar nur ca.  $3 \cdot 10^{-8}$  Ci pro Versuch, doch reichte dieser Wert aus, um jedesmal einen Alarm des  $\alpha$ -Monitors auszulösen.

Zur Abhilfe wurde die Abluft des Versuchsstandes über eine mit flüssigem Stickstoff gefüllte Kühlfalle geleitet, in der das Radon (Siedepunkt  $-62^{\circ}C$ ) bis zu seinem Zerfall zurückgehalten wird.

Zusammen mit dem Radon treten bei der Erhitzung des  $ThO_2$  auch Freisetzungsprodukte mit einer nicht zu vernachlässigenden  $\gamma$ -Aktivität auf. Es handelt sich dabei um die Nuklide Ac-228, Pb-212, Bi-212 und Tl-208. Da sie wie die Freisetzungsprodukte des Coriums in der Versuchsstrecke abgeschieden werden,

verschlechtern sie die Nachweisgrenze der freigesetzten Spaltprodukte bei der on-line-Messung.

## 2. Versuchsergebnisse

Eine Übersicht über die 5 bis Ende 1978 durchgeführten Freisetzungsvor-  
suche liefert die Tab: 06.01.11/3A-1. Die zugehörigen Aufheizkurven sind  
in den Abb. 06.01.11/3A-2 und -3 wiedergegeben. Die Versuchsatmosphäre  
war in allen Fällen Luft, der Durchsatz betrug 10 l/min.

### Versuche S-187, S-188

Mit diesen Versuchen wurden die folgenden 3 Ziele verfolgt

- Erprobung der neu entwickelten Heiztechnik (s.o.),
- Ermittlung der Mindestaktivitäten im Schmelzgut, die zum sicheren  
Nachweis der Freisetzungprodukte während und nach dem Experiment  
erforderlich sind,
- Bestimmung der relativen Freisetzung bis zu Temperaturen von 2300<sup>o</sup>C  
bzw. 2500<sup>o</sup>C und Vergleich der Ergebnisse mit früheren Messungen bei  
2700<sup>o</sup>C.

Wie an den Aufheizkurven zu sehen ist, wurden die angestrebten Maximal-  
temperaturen erreicht; im Versuch S-187 allerdings mit einer mittleren  
Aufheizrate von 230<sup>o</sup>C/min. Für on-line-Messungen der Freisetzung ist  
diese Aufheizrate zu hoch, weil sie zwischen 1900<sup>o</sup>C (dem Beginn des Hüll-  
rohrschmelzens) und der Maximaltemperatur nur 2-3 Meßintervalle à 60 sec  
zuläßt. Bei den nachfolgenden Versuchen wurde die Aufheizrate daher auf  
60-120<sup>o</sup>C/min reduziert, wodurch auch eine genauere Zuordnung der gemessenen  
Freisetzungsspektren zu der jeweiligen Schmelzguttemperatur möglich  
war. Letzteres gilt für die Versuche ab S-190. Bei S-187 und S-188 erwies  
sich die Ausgangsaktivität für eine on-line-Messung der freigesetzten  
Aktivierungsprodukte als zu gering; deshalb konnten nur Integralwerte für  
die Freisetzung über die gesamte Versuchszeit bestimmt werden. Dabei zeigte  
sich, vgl. Tabelle 2, daß die Freisetzung der meisten Nuklide (Ausnahme:  
Mn-54) unter 0,3 % lag und in einigen Fällen sogar unter der Nachweisgrenze  
(<0.05 %) des Detektorsystems.

Tabelle G6.01.11/03A-1: Angaben zu den durchgeführten Freisetzungsversuchen; die Atmosphäre war in allen Fällen Luft, der Durchsatz betrug 10 l/min

Versuch	S-187	S-188	S-189	S-191	S-190
Schmelzgut (g)	284	302	149	149	149
davon Stahl	52,8	165,6	23,9	23,7	23,6
UO <sub>2</sub> /Fissium	184	110,5	90,0	90,0	90,0
Zircaloy	47,5	25,8	35,0	35,0	35,0
Druck (bar)	1,0	1,0	1,0	2,0	2,0
T <sub>max</sub> (°C)	2300	2500	2325	2170	2400
Nuklide und Aktivität (µCi) zur Zeit der Versuche	Cr-51: 38,6 Mn-54: 0,13 Fe-59: 1,44 Co-60: 1,8 Zr-95: 223	Cr-51: 90,7 Mn-54: 0,26 Fe-59: 3,9 Co-60: 5,1 Zr-95: 235,5 Sn-113: 3,8	Se-75: 20,5 Mo-99: 104,6 Ag-110 <sup>m</sup> : 1,8 Cd-115: 20,5 Sb-124: 39,2 Cs-134: 64,2	Se-75: 32,2 Ag-110 <sup>m</sup> : 18,0 Cd-115: 62,2 J-131: 83,3 Cs-134: 148,2	Zr-95: 191,5 Ru-103: 161,4 Ba-131: 460,2 Ce-141: 152,4 Nd-147: 637,1
Gesamtaktivität	265 µCi	339 µCi	251 µCi	344 µCi	1602 µCi

Tabelle 06.01.11/3A-2: Relative Freisetzung der Aktivierungsprodukte des Stahls und des Zircaloy in Luft

Versuch	T <sub>max</sub> (°C)	Freisetzung (%)					
		Cr-51	Mn-54	Fe-59	Co-60	Zr-95	Sn-113
S-187	2300	<0,1	3,64	<0,1	<0,1	<0,01	n.a.
S-188	2500	0,254	4,88	<0,13	<0,1	<0,01	1,81
SS <sup>*)</sup>	2700	0,66	10,6	0,51	0,35	n.a.	4,0

\*) SS steht stellvertretend für 4 Versuche (S-51, S-54, S-55 und S-165) mit 30 g Corium und  $T_{\text{max}} = 2700 \pm 100^{\circ}\text{C}$  in Luft von 1,5 bar, deren Ergebnisse gemittelt wurden, vgl. (1).  
n.a. = nicht analysiert

Da man es als ausreichend ansehen kann, wenn die Temperaturabhängigkeit der Freisetzung für jedes Element ab einem Relativwert von 0,1 % ermittelt wird, läßt sich aus den Ergebnissen der beschriebenen Versuche folgendes Fazit ziehen: bei Maximaltemperaturen des Coriums von 2300-2500°C sollte die Gesamtaktivität der Nuklide im Stahl ca. 0,3 mCi und die der Nuklide im Zircaloy ca. 1 mCi betragen. Eine noch weiter erhöhte Gesamtaktivität des Stahls ist unzweckmäßig, weil dadurch die ohnehin schon aufwendigen Dekontaminationsarbeiten nach jedem Versuch noch weiter erschwert würden. Die Aktivierung des Stahls sollte ca. 6 Monate vor dem Versuch stattfinden, damit der anfangs fast 99 % betragende Aktivitätsanteil des Cr-51 im Vergleich zu dem der anderen Nuklide wenigstens auf 90 % abfällt (bei S-187/188 lag ein Zeitraum von 4,5 Monaten zwischen Aktivierung und Freisetzungsversuch).

Die Ergebnisse für die relative Freisetzung der Aktivierungsprodukte des Coriums sind in Tabelle 06.01.11/03A-2 zusammengestellt. Diese Tabelle enthält auch einen Vergleich mit Ergebnissen früherer Versuche, bei denen Corium-Proben von 30 g unter 1,5 bar Luft geschmolzen worden waren (1). Wie man sieht, weisen Mangan und Zinn eine relativ hohe Flüchtigkeit auf, während die Freisetzung von Zirkon bei den betrachteten Temperaturen noch vernachlässigbar gering ist. Nickel als weitere Komponente des Stahls konnte in den Versuchen nicht verfolgt werden, weil bei der Aktivierung der Stahlproben im Reaktor kein Nickel-Nuklid mit geeigneter Halbwertszeit und meß-

baren Gamma-Linien gebildet wird. Aufgrund des sehr ähnlichen Verlaufs der Dampfdruckkurven von Fe und Ni kann jedoch für beide Elemente eine ähnliche Freisetzung angenommen werden.

Versuche S-189, S-191

Bei diesen beiden Versuchen enthielten die Brennstabprüflinge Fission-Pellets mit radioaktiven Tracern der leicht- und mittelflüchtigen Spalt-elemente Se, Mo, Ag, Cd, Sb, J und Cs. Ihre Konzentration entsprach einem Abbrand von 40 000 MWd/t. Weitere Angaben sind in Tabelle 06.01.11/3A-1 enthalten. Die wesentlichen Untersuchungsziele waren:

- Bestimmung der Freisetzung der genannten Spaltelemente als Funktion der Temperatur
- Festlegung geeigneter Traceraktivitäten für nachfolgende Versuche mit denselben Spaltelementen.

Tabelle 06.01.11/3A-3: Die nach Versuchsende ermittelte Verteilung der freigesetzten Spaltprodukte in Prozent vom Ausgangsinventar

Versuch T <sub>max</sub> Druck	Ort	Freisetzung (%)						
		Se	Mo	Ag	Cd	Sb	J	Cs
S-189 2325°C 1 bar	GG	5,41	0,25	6,32	28,31	1,26	-	26,42
	GR	0,17	0,02	0,46	1,76	0,18	-	2,01
	FS	1,15	0,27	5,88	35,77	1,14	-	38,90
	Σ	6,73	0,54	12,66	65,84	2,58	-	67,33
S-191 2170°C 2 bar	GG	5,14	-	0,74	19,18	-	28,56	20,57
	GR	0,25	-	0,04	0,93	-	1,22	0,96
	FS	1,19	-	1,25	40,61	-	67,85	40,17
	Σ	6,58	-	2,03	60,72	-	97,62	61,70

GG = Glasglocke (vgl. Abb. 06.01.11/3A-1)

GR = Glasrohre 1+2 (diese sind an das Austrittsrohr der Glasglocke angeschlossen)

FS = Filtersystem (bei S-191 einschließlich der Aktivkohlefilter)

Der mittlere relative Fehler dieser Ergebnisse beträgt ca. + 10 % für die GG- und FS-Werte und ca. + 20% für die GR-Werte.

In Tabelle 06.01.11/3A-3 ist die Verteilung der Freisetzungsergebnisse auf die verschiedenen Teile der Transport- und Filterstrecke wiedergegeben. Dabei wird deutlich, daß über 90 % der freigesetzten Aktivität auf der Glasglocke bzw. auf dem Filtersystem abgeschieden wird. Der Rest verteilt sich auf die Rohre und Ventile der Transportstrecke bis zu den Filtern. Mindestens die Hälfte davon läßt sich nach Ausbau der beiden Glasrohre, die an die Glasglocke angeschlossen sind, ebenfalls quantitativ bestimmen. Der verbleibende Anteil von ca. 3 % der Gesamtfreisetzung ist meßtechnisch so schwer zugänglich, daß er nicht analysiert wird.

Beim Vergleich der Ergebnisse fällt auf, daß

- trotz der wesentlich höheren Maximaltemperatur bei S-189 die Relativwerte für die Freisetzung der Elemente Se, Cd und Cs bei beiden Versuchen jeweils sehr ähnlich sind (nur die Werte für Ag unterscheiden sich um einen Faktor 6) und
- trotz der bei S-189 wesentlich länger dauernden Versuchsphase bei Temperaturen oberhalb von  $1600^{\circ}\text{C}$  (vgl. Abb. 06.01.11/3A-2) die Elemente Se, Cd und Cs nicht in stärkerem Umfang freigesetzt werden als in S-191.

In den Abbildungen 06.01.11/3A-4 und -5 ist die prozentuale Freisetzung der einzelnen Elemente als Funktion der Temperatur aufgetragen. Dabei ist zu beachten, daß diese Kurven nur den Anteil der Freisetzung wiedergeben, der auf dem Filtersystem registriert wurde. Der Vergleich der Kurven für Se, Cd und Cs von S-189 mit den entsprechenden Kurven von S-191 läßt bei dem Versuch mit höherem Luftdruck bis  $2170^{\circ}\text{C}$  generell eine höhere Freisetzung erkennen.

Ob dieser zunächst unerwartete Befund auf eine verstärkte Oxidation des Brennstoffs oder auf andere Ursachen zurückzuführen ist, läßt sich vorläufig nicht sagen. Deshalb erscheint die weitere Untersuchung dieser Druckabhängigkeit dringend geboten.

Eine besondere Beachtung verdienen auch die Freisetzungsergebnisse für Selen. In früheren Versuchen (S-172/173), bei denen die Fissium-Pellets nicht in einer Zircaloy-Hülle eingekapselt waren, wurde unter vergleichbaren Bedingungen eine Freisetzung von 25-28 % gefunden, bei S-189 und S-191 jedoch nur von 6,73 % bzw. 6,58 %. Die Erklärung für diesen Unterschied liegt wahrscheinlich in einer chemischen Reaktion des Selens mit

dem Zircaloy an der Hüllrohr-Innenseite. Für Tellur, das ein homologes Element des Selens ist, wurde nämlich von Lorenz et al. (3) ein analoger Hüllrohreffekt gefunden. Die gebildete Verbindung ließ sich dabei sogar mittels Röntgenbeugung als  $\text{Te}_3\text{ZrO}_5$  identifizieren.

Der steile Anstieg der Freisetzung der Elemente Cd, J und Cs im Temperaturbereich  $1700-1800^\circ\text{C}$  hängt mit der Öffnung der Zircaloy-Hüllen und der partiellen Freilegung des Brennstoffs zusammen. Diese Öffnung erfolgt im Bereich des unteren Brennstabendes, wo das Zircaloy durch eine Reaktion mit dem geschmolzenen Stahl aufgelöst wird. Bei frei stehenden Brennstoffpellets (wie in den Versuchen S-172/173) tritt dieser Effekt natürlich nicht auf, so daß dann die Freisetzung kontinuierlicher mit der Temperatur zunimmt.

Die eingesetzten Traceraktivitäten erwiesen sich für die on-line-Messung im allgemeinen als geeignet. In einigen Fällen, in denen die Freisetzung auf die Filter  $\lesssim 1\%$  betrug, wie bei Mo in S-189 und Ag in S-191, konnten die entsprechenden Aktivitäten nur off-line, also nach dem Versuch bestimmt werden.

Bei den Elementen Cd, J und Cs war die Ausgangsaktivität für on-line-Messungen schon ab  $1400^\circ\text{C}$  ausreichend. Dies hatte andererseits zur Folge, daß beim Versuch S-191 die stark ansteigende Freisetzung bereits bei  $T = 2100^\circ\text{C}$  zu einer Aktivität von über  $100\ \mu\text{Ci}$  auf dem Meßfilter führte. Dadurch ergaben sich so hohe Totzeiteffekte, daß die on-line-Messung abgebrochen werden mußte.

Bei zukünftigen Experimenten wird man daher die Ausgangsaktivität möglichst genau auf den on-line zu untersuchenden Temperaturbereich (z.B.  $1500-2000^\circ\text{C}$  oder  $2200-2700^\circ\text{C}$ ) und die zu erwartende Freisetzung abstimmen müssen. Die Ergebnisse der beiden beschriebenen Versuche bieten dazu eine gute Voraussetzung.

#### Versuch S-190

In diesem Versuch wurde die Freisetzung der schwerflüchtigen Spaltprodukte Zr, Ru, Ba, Ce und Nd in Luft bis zu einer Temperatur von  $2400^\circ\text{C}$  untersucht (vgl. auch Tab. 06.01.11/3A-1). Da von vorn herein eine wesentlich geringere Freisetzung als in den bisher beschriebenen Versuchen zu erwarten war, wurde bei gleich hohem simulierten Abbrand die Ausgangsaktivität der Spaltprodukte in den Fission-Pellets auf insgesamt  $1600\ \mu\text{Ci}$

erhöht. Dennoch erwies sich die freigesetzte Aktivität bei allen Nukliden bis auf Ba-131 als so gering, daß sie im Bereich der Nachweisgrenzen der Meßanordnung oder sogar noch darunter lagen. Die in der Tab. 06.01.11/3A-4 angegebenen integralen Freisetzungswerte stellen daher - abgesehen von den Ergebnissen für Barium - obere Grenzwerte dar.

Tabelle 06.01.11/3A-4: Die nach Versuchsende ermittelte Verteilung der freigesetzten Spaltprodukte in Prozent vom eingesetzten Inventar

Versuch T <sub>max</sub> Druck	Ort	Freisetzung (%)				
		Zr	Ru	Ba	Ce	Nd
S-190 2400°C 2 bar	GG	<0,005	<0,01	0,15	<0,01	<0,01
	GR	<0,001	<0,001	0,01	<0,001	<0,001
	FS	<0,005	<0,01	0,29	<0,01	<0,01
	Σ	<0,01	<0,02	0,45	<0,02	<0,02

GG = Glasglocke, GR = Glasrohre 1+2, FS = Filtersystem

Aus diesen Ergebnissen lassen sich folgende Schlüsse ziehen:

- Von Ruthen bilden sich offenbar keine leichtflüchtigen Oxide ( $\text{RuO}_2$ ,  $\text{RuO}_3$ ,  $\text{RuO}_4$ ), da die Brennstofftemperatur beim Zutritt von Luft (nach der Hüllrohröffnung bei ca. 1600°C) weit oberhalb des Bereiches der thermischen Stabilität dieser Oxide liegt.
- Barium liegt im Brennstoff mit Sicherheit nicht im metallischen Zustand vor, da sonst wegen des relativ niedrigen Siedepunktes des Elementes (1638°C) eine wesentlich höhere Freisetzung resultieren müßte als in der Tabelle angegeben.
- Die Angaben für Zirkon sind in Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Versuche S-187 und S-188. Cer und Neodym erwiesen sich - wie erwartet - als ähnlich schwerflüchtig wie Zirkon. Bei diesen 3 Spaltelementen gibt es wenig Zweifel darüber, daß sie im Brennstoff in oxidischer Form vorliegen.

Weitere Versuche mit diesen Spaltprodukten sind bis zu Temperaturen von 2700°C bei 2 bar und bis zu 2500°C bei 0,5 bar vorgesehen, u.z. zunächst unter Luft und nach endgültiger Fertigstellung der Schmelzanlage SASCHA auch unter Wasserdampf.



Literatur

- (1) PNS-Halbjahresbericht 1977/1, KFK-2500 (1977) 429
- (2) PNS-Halbjahresbericht 1978/1, KFK-2700 (1978) 4300-19
- (3) R.A. Lorenz et al. "Fission Product Release from Simulated LWR Fuel", NUREG/CR-0274, ORNL/NUREG/TM-154 (Oktober 1978)

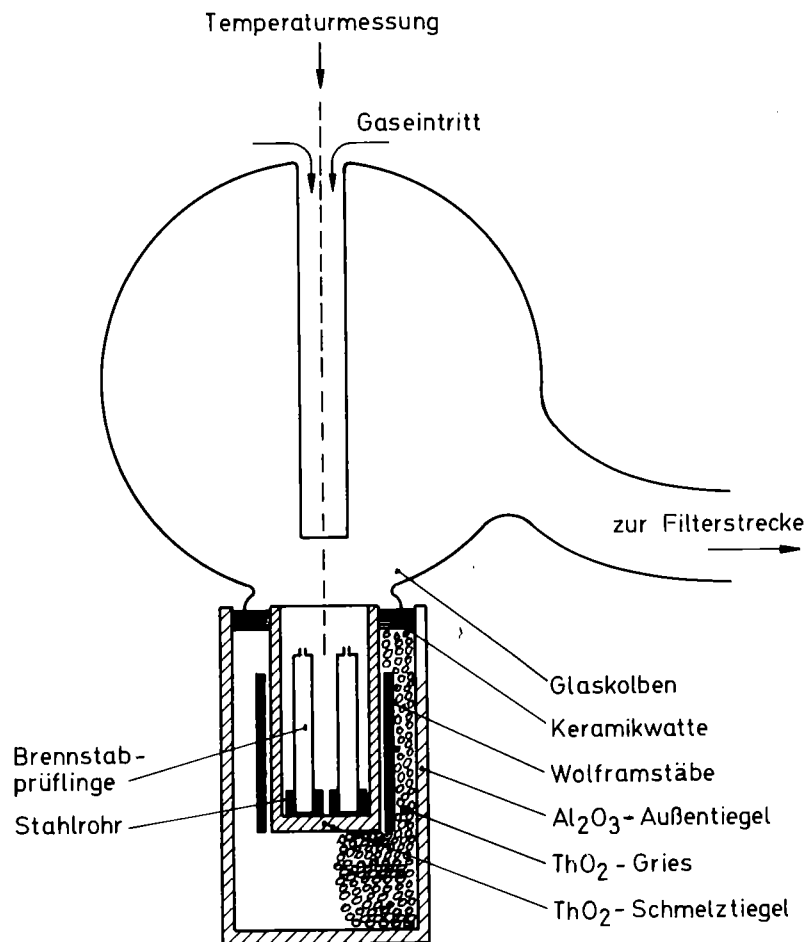


Abbildung 06.01.11/3A-1: Tiegelsystem mit Schmelzgut und Glasglocke

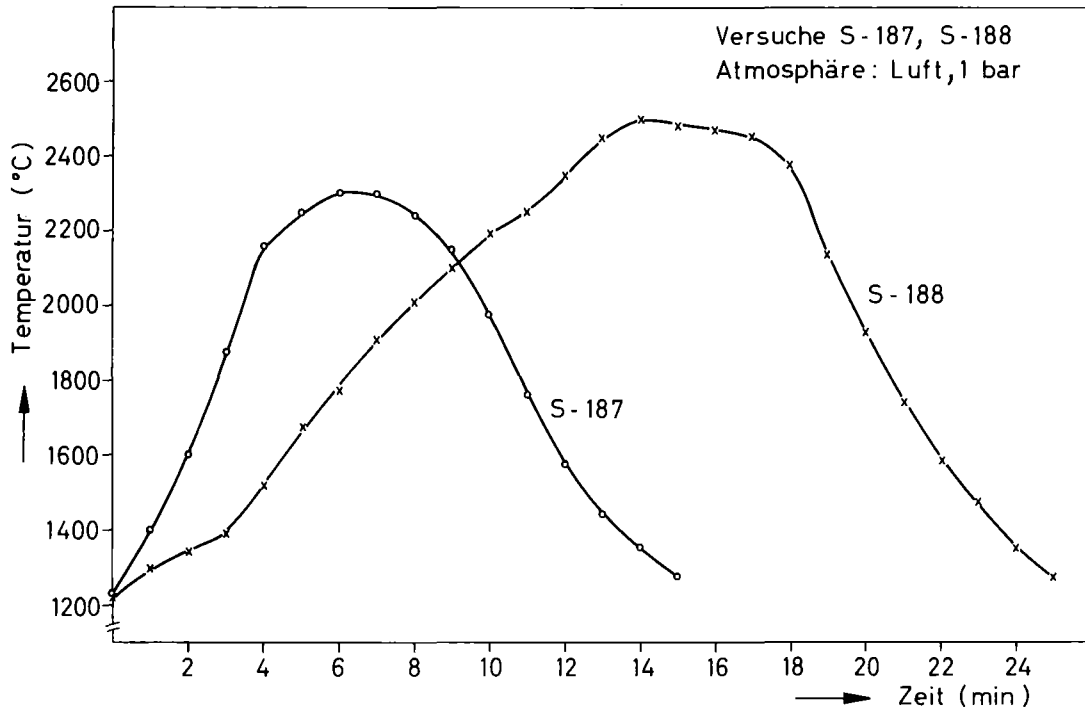


Abbildung 06.01.11/3A-2: Aufheizkurven bei den Versuchen S-187 und S-188

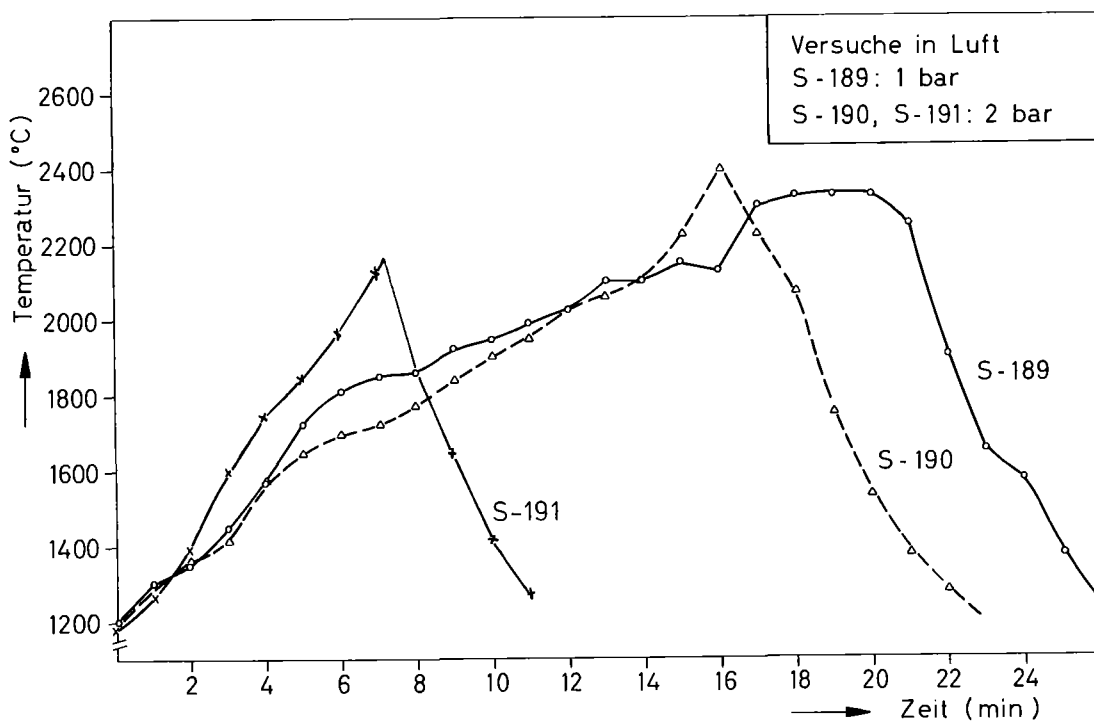
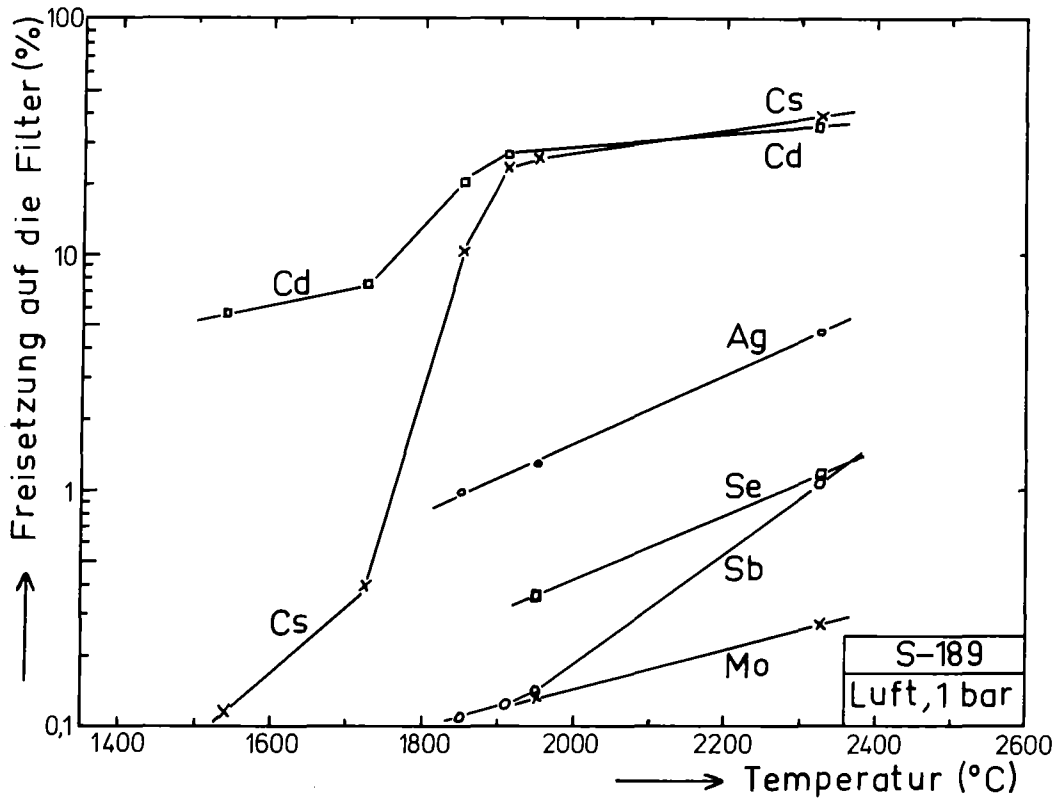
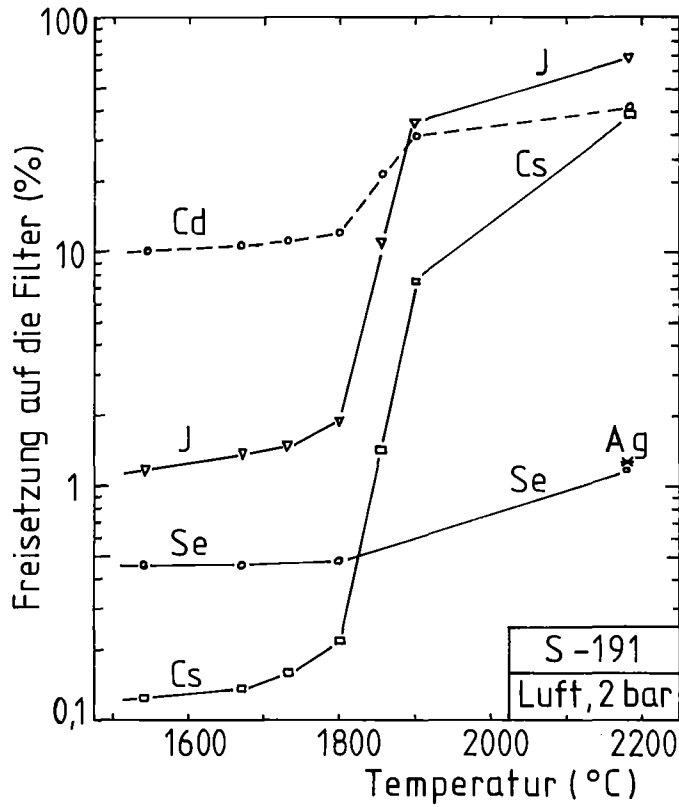


Abbildung 06.01.11/3A-3: Aufheizkurven bei den Versuchen S-189, S-190 und S-191



Abbildungen 06.01.11/3A-4 und -5: Relative Freisetzung der in S-189 und S-191 auf den Filtern gemessenen Spaltprodukte. Die Gesamtfreisetzung liegt jeweils um einen Faktor 1,5 - 2,2 (bei Selen um den Faktor 6) höher.

06.01.11/04 A Entwicklung und Betrieb von Anlagen zur Untersuchung der  
PNS 4316 Spaltproduktfreisetzung beim LWR-Kernschmelzen  
( D. Perinić, H. Knauß, B. Stuka, IT )

## 1. Umbauarbeiten

Die Umbauarbeiten der Schmelzanlage SASCHA zur Erweiterung des Versuchsprogramms für Schmelzen im Kilogrammaßstab konnten nahezu abgeschlossen werden. Hierfür wurden zusätzlich im wesentlichen folgende Großkomponenten beschafft und installiert:

- ein stärkerer Hochfrequenz-Generator bestehend aus Einspeise-, Oszillator- und Schwingkreisschrank, ausgelegt für die Induzierung von 30 kW Wärmeleistung in der Schmelze bei einer Arbeitsfrequenz zwischen 40 und 50 kHz,
- drei neue Kupferinduktoren, aus Vollmaterial spanabhebend gefertigt,
- eine koaxiale Hochfrequenz-Stromdurchführung,
- ein Heißwasser-(Heiz/Kühl)aggregat zur Temperierung und Kühlung der koaxialen Stromdurchführung und des Induktors.

Die Umbauarbeiten wurden im September abgeschlossen, so daß bereits Ende September der Experimentierbetrieb unter Luft- bzw. Inertgasatmosphäre aufgenommen werden konnte. Die Schmelzversuche unter Wasserdampf können erst nach Einbau einer neuen koaxialen Durchführung beginnen.

Die Abb. 06.01.11P04B-1 stellt eine Teilansicht der Anlage SASCHA nach dem Umbau dar.

## 2. Koaxiale Hochfrequenz-Stromdurchführung

Die koaxiale Hochfrequenz-Stromdurchführung hat die Aufgabe, den HF-Strom möglichst verlustarm durch die Ofenbehälterwandung zum Induktor zu übertragen. Außerdem dient die Durchführung als Kühlwasserzuleitung für den Induktor. Aufgrund der Forderung nach einer möglichst geringen Induktivität bei ausreichender Festigkeit, Temperaturbeständigkeit und Dichtheit nach außen ist eine sehr aufwendige Konstruktion notwendig.

Aus Gründen der radiologischen Sicherheit wird eine max. Leckrate von  $<10^{-6}$  mbar·l/s gefordert.

Da zur Temperierung des Induktors bei Schmelzexperimenten unter Wasserdampf-atmosphäre eine Kühlung des Induktors mit Heißwasser (Zulauftemperatur  $130^{\circ}\text{C}$ , Rücklauf-temperatur  $155^{\circ}\text{C}$ ) notwendig ist, ergaben sich Schwierigkeiten bei der Auswahl eines geeigneten Isolationswerkstoffes. Die zur elektrischen Isolierung eingesetzte Siliconkautschukmasse hat die ihr konstruktiv zusätzlich zugeordnete tragende und dichtende Funktion nicht erfüllt. Dies zeigte sich jedoch erst nach der Fertigstellung bei den umfangreichen Dichtheitsprüfungen im heißen Zustand.

Nach Erwärmung auf die Betriebstemperatur von  $140^{\circ}\text{C}$  löste sich bereits durch leichte Spannungen in den Rohrleitungen der Kautschuk vom Cu-Untergrund, was zu unzulässigen Undichtheiten führte. In den folgenden Ertüchtigungsversuchen wurde deshalb die Dichtfunktion auf Vitilan-Rundschnurringe und die tragende Funktion auf laminierte Kunststoffteile mit Isoliereigenschaft übertragen. Selbst die Auswahl des Kunststoffmaterials mit den geforderten dielektrischen Eigenschaften, verbunden mit der nötigen Temperaturbeständigkeit war äußerst zeitraubend. In Anbetracht der inzwischen angespannten Terminalsituation wurde die geänderte Koaxdurchführung den für den  $\text{H}_2\text{O}$ -Dampfbetrieb erforderlichen harten Vorprüfungen jedoch nicht mehr unterzogen, sondern nur

für den Ofenbetrieb unter Luft- bzw. Schutzgasatmosphäre freigegeben.

Parallel dazu wurde deshalb im eigenen Haus eine Neukonstruktion vorangetrieben. Dabei bestehen im Gegensatz zu der bisherigen, mit Siliconkautschuk unter Vakuum vergossenen Version, alle elektrisch isolierenden Teile aus  $Al_2O_3$ -Keramik (Abb. 06.01.11P04B-2). Die Konstruktionsarbeiten sind abgeschlossen, die neue Koaxdurchführung bzw. die Keramikteile sind in Auftrag gegeben. Mit der Fertigstellung wird im ersten Quartal 1979 gerechnet. Die endgültige Abnahme der Gesamtanlage kann erst anschließend erfolgen.

### 3. Hochdruckheißwasser-Heiz/Kühlaggregat

#### 3.1 Verwendungszweck -----

Infolge der HF-Leistungserhöhung ergeben sich an der Kombination Koaxialdurchführung/Induktor (Verbraucher) so hohe Wärmestromdichten (ca.  $70 \text{ W/cm}^2$ ), daß nur Wasser als Kühl- und Temperiermittel verwendet werden kann. Das bisher verwendete Thermalöl-Heiz/Kühlaggregat wird nur noch zur Temperierung der Ofenbehälterwand beibehalten.

Das neu installierte Hochdruckheißwasser-Heiz/Kühlaggregat hat zweierlei Funktionen zu erfüllen:

Vor Einschalten der HF-Leistung dient es zur Temperierung der Induktionsspule auf  $130^\circ\text{C}$ . Hierfür ist im Gerät ein Durchlauferhitzer eingebaut, dessen Heizleistung in Abhängigkeit von der Vorlauftemperatur (Regelgröße) gesteuert wird.

Nach Einschalten der HF-Leistung wird das im Induktorkreislauf auf max.  $155^\circ\text{C}$  aufgeheizte Druckwasser auf eine Vorlauftemperatur von  $130^\circ\text{C}$  rückgekühlt. Zu diesem Zweck wird ein Teil des in der Induktionsspule aufgeheizten Kühlmittelstroms über einen Wärmetauscher geleitet. Als Stellglied dient ein Dreiwegeventil. Dabei bleibt der gesamte Massenstrom, der durch den Verbraucher strömt, unverändert.

Dadurch wird gewährleistet, daß bei Schmelzversuchen unter Wasserdampfatmosphäre an keiner Stelle des gekühlten Induktors Tropfenkondensation auftritt und somit der gewünschte Dampfzustand im Ofenbehälter aufrechterhalten werden kann.

#### Technische Daten des Hochdruckheißwasser-Heiz/Kühlaggregates

---

Vorlauftemperatur (Regelgröße):	Sollwert stufenlos einstellbar im Bereich 80 bis 130°C
Max.Kühlleistung im gesamten Sollwertbereich:	110 kW
Max.Schwankung der Vorlauftemperatur bei Leistungsstellung von 0 auf 100% in 60 sec, bei einer Sollwerteinstellung von 130°C:	120 $<t'< 145^{\circ}\text{C}$
Max. Regelabweichung für gesamten Sollwertbereich:	$\pm 5 \text{ K}$
Überdruckhaltung am Rücklauf:	10,2 bar, entspr. dem Sättigungsdruck für Wasser bei 185°C
Heizleistung der elektrischen Heizer:	12 kW
Kühlwasserverbrauch bei Vollast:	6,6 m <sup>3</sup> /h
Max. Kühlwasseraustrittstemp.:	30°C
Max. zul. Betriebsüberdruck der gesamten Anlage:	20 bar

#### 3.2 Beschreibung des Heißwasserkreislaufs

---

Das Heißwassersystem besteht im wesentlichen aus 5 Komponenten (s. Abb. 06.01.11 P04B-3):

- Durchlauferhitzer
- Wärmetauscher
- Umwälzpumpe
- Kombination HF-Koaxialdurchführung/Induktor
- Ausdehnungsgefäß

Alle Komponenten sind aus betriebs- und montagetechischen Gründen absperrrbar. Aus diesem Grund wurde jede Komponente durch ein entsprechend ausgelegtes Sicherheitsventil separat abgesichert.

Entsprechend ihrer Funktion und Installation wurden die Kombination HF-Koax/Induktor und der Durchlauferhitzer als Zwergdampfkessel betrachtet und nach TRD802 ausgelegt. Für alle übrigen Komponenten gelten die Unfallverhütungsvorschriften Druckbehälter (VBG 17).

Über die durchgeführten sicherheitstechnischen Prüfungen wurde durch den TÜV-Sachverständigen ein Prüfbericht abgefaßt.

Der Durchlauferhitzer ist mit 2 Heizstäben mit je 6 kw Heizleistung ausgestattet. Zur Ausrüstung gehört ein TÜV-geprüftes Sicherheitsventil, ein Strömungswächter und ein Temperaturschalter.

Der zur Rückkühlung des im Induktor hochgeheizten Heißwassers dienende Wärmeaustauscher wird mit Kühlwasser aus dem Gebrauchswassernetz beschickt. Das abströmende Kühlwasser wird in das Regenabwassernetz eingeleitet.

Aus Gründen der Wartungsfreiheit und einer ausreichenden Dichtigkeit nach außen wurde eine Spaltrohr-Motorpumpe für den Heißwasserumlauf eingesetzt.

Die infolge Erwärmung des Kreislaufmediums auftretende Volumenänderung wird mittels eines am Rücklauf angeordneten Ausdehnungsgefäßes kompensiert. Dieser Druckbehälter ist mit den sicherheitstechnischen relevanten Armaturen wie Wasserstandglas, Manometer, Sicherheitsventil, Entlüftungshahn und Grenzkontakt für Alarmzeichen bei zu hohem Druck ausgerüstet.



### 3.3 Besondere Ausrüstungen

-----

Am Eintritt und Austritt des Verbrauchers sind Schnellschließventile angeordnet, welche im Falle eines Lecks an der Induktionsspule den Heißwasserein- und -austritt absperren. Zur Verhütung von Wasserschlägen verbunden mit eventuellen Rohrbrüchen ist das Schnellschließventil am Zulauf ein Dreiwegeventil, wodurch im Schließfall Heißwasser auf einen Bypass umgesteuert wird. Als Schließsignale werden ein oberer Grenzwert des Ofenbehältermanometers und ein oberer Grenzwert des Naßfühlers im Ofenbehältersumpf verwendet.

Aufgrund dieser Absperrmöglichkeit des Verbrauchers vom übrigen Heißwassersystem mußte der Verbraucher gem. TRD gesondert mit einem Sicherheitsventil, einem Manometer, einem Strömungswächter und einer Temperaturanzeige ausgerüstet werden.

Parallel zu dem Dreiwege-Regelventil, das den Mengenstrom durch den Wärmetauscher regelt, wurde ein elektropneumatisch gesteuertes Ventil geschaltet. Dieses zusätzliche Ventil öffnet bei Überschreitung der max. Rücklauftemperatur (z.B. nach Versagen der Regelung), so daß der gesamte Heißwasserstrom über den Wärmetauscher geleitet wird.

Zwecks Minimierung des Kühlwasserverbrauchs wurde in den Kühlwasservorlauf ein Thermostatventil eingebaut, welches den Kühlwasserdurchsatz so steuert, daß die behördlich geforderte maximale Kühlwasseraustrittstemperatur von 30<sup>0</sup>C nicht überschritten wird.

### 4. Experimentierbetrieb

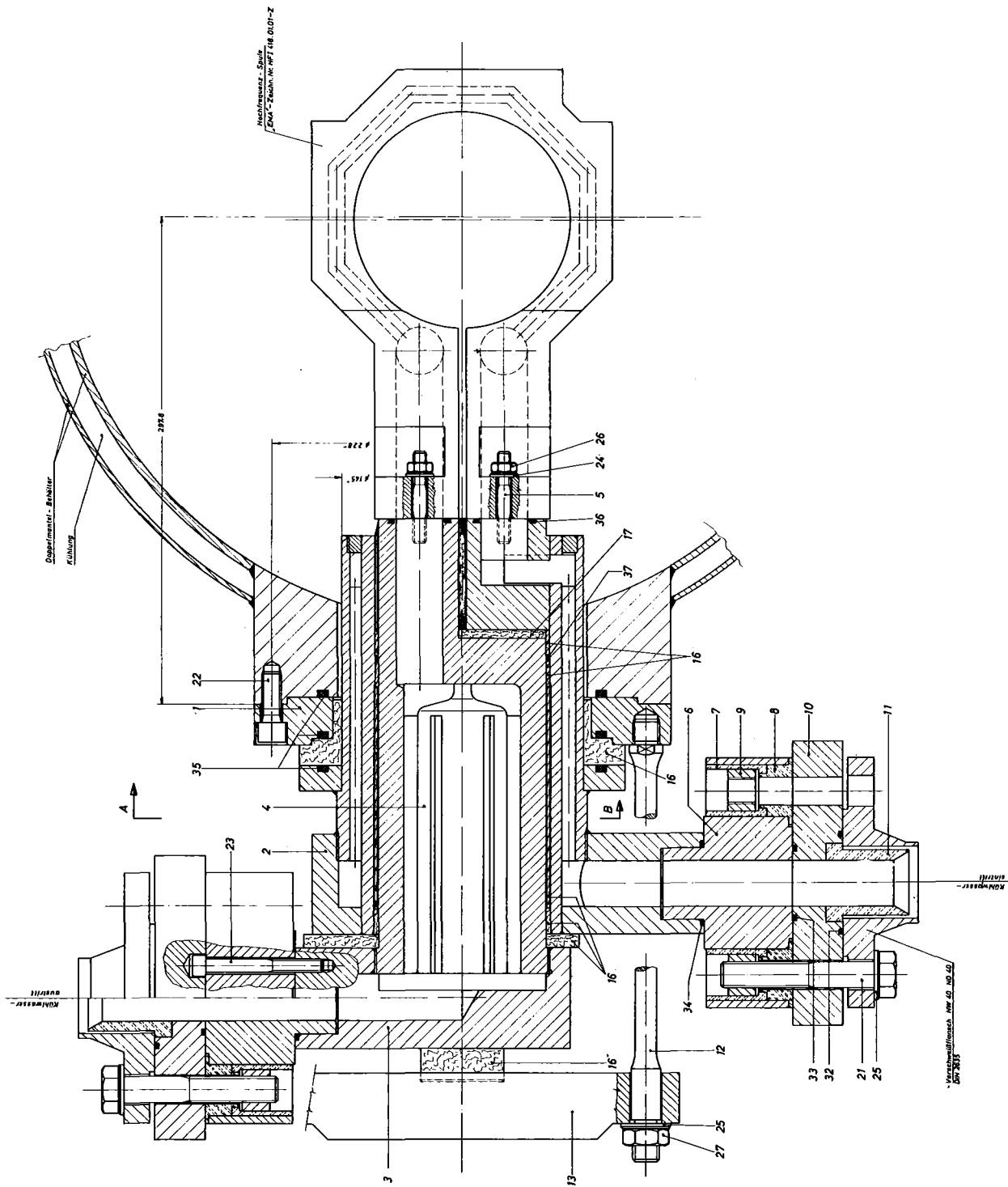
Die atomrechtliche Genehmigung für den Betrieb der umgebauten Anlage wurde vom MAGS, Stuttgart, vorbehaltlich der Erfüllung mehrerer Auflagen erteilt. Die Auflagen wurden inzwischen erfüllt.

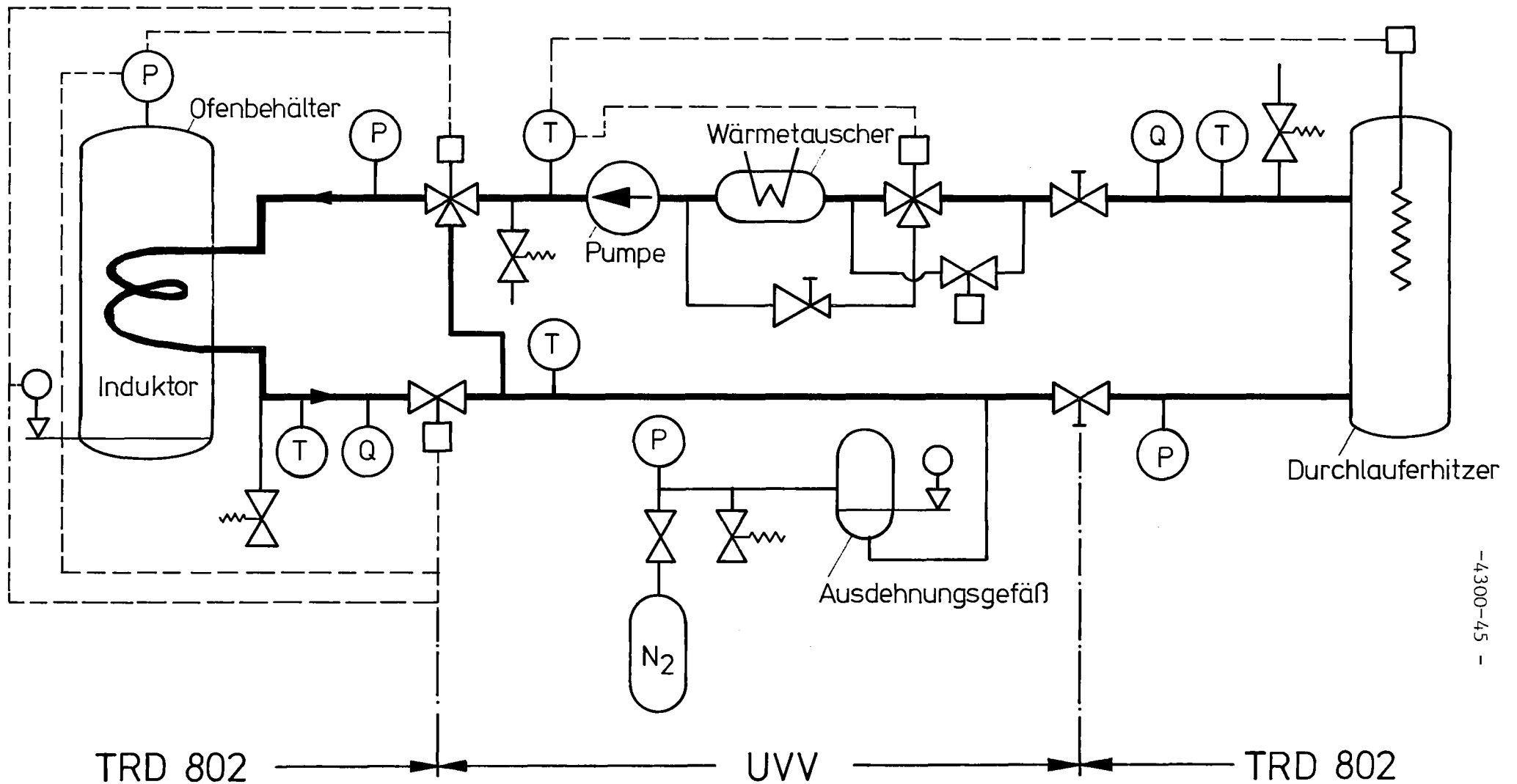
Der Experimentierbetrieb unter Luft- und Inertgasatmosphäre verlief nach der vorläufigen Inbetriebnahme Ende September störungsfrei. Es wurden insgesamt 14 Schmelzversuche zur Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten (siehe 06.01.11/03A) durchgeführt.



06.01.11 P04B - 1

Teilansicht der Schmelzanlage SASCHA  
nach dem Umbau





-4300-45 -

Prinzipschema des Heißwasserkreislaufs

- 06.01.12                    Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation  
                              großer Kernschmelzen
- 06.01.12/01A                Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von  
PNS 4321                    UO<sub>2</sub>-Zircaloy-Brennelementen bei versagender Notkühlung  
                              S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K. Wallenfels, IT.

### Einleitung

Im 2. Halbjahr 1978 wurde der Einfluß der Absorberstäbe auf das Abschmelz- und Erstarrungsverhalten von DWR-Brennelement untersucht. Beim 16 x 16-Brennelement sind an 20 der 256 Positionen Brennstäbe durch Absorberstabhöhlen ersetzt. Diese ermöglichen das Einbringen der Absorberstäbe, dienen aber gleichzeitig auch zusammen mit den 9 Abstandshaltern als Brennelementenskelett (Abb. 1). Die Höhlen sind aus Chromnickelstahl hergestellt.

In diese Höhlen werden schwarze Absorberstäbe aus AgInCd-Legierung, graue Absorberstäbe aus Inconel 600 und in der ersten Betriebsphase des Reaktors auch Borosilikatglasstäbe als abbrennbares Reaktorgift eingebracht. Die Mengen für einen 1200MWe Reaktor an AgInCd-Legierung, Inconel 600 und Borosilikat betragen 2,3; 0,6 und 0,3 t im Vergleich zu 30 t Zr, 116 t UO<sub>2</sub> und 150 t Stahl für die Kerneinbaute. Bei mehr als der Hälfte der BE stehen die Höhlen leer (Abb. 10).

### Durchgeführte Experimente

Es wurden daher Abschmelzexperimente aus Bündeln in Wasserdampf mit AgInCd-Legierung, Inconel 600, Borosilikatglas und leeren Chromnickelstahl-Höhlen durchgeführt. Hierfür benutzten wir die Original-Absorberstahmaterialien in einer Länge von ca. 30 cm. Der schwarze Absorberstab enthält einen Stab aus AgInCd der wegen Korrosionsgründen in einem Chromnickelstahl-Hüllrohr eingeschlossen ist. Das Borosilikatglas wird in Rohrform verwendet. Es ist ebenfalls in ein Hüllrohr eingeschlossen und durch einen zentralen Stab aus Chromnickelstahl gestützt. Beim Inconel 600 handelt es sich um einen Vollstab.

Eine korrosionshemmende Hülle ist hier nicht nötig. Das Chromnickelstahlführungsrohr mit oder ohne Absorberstab war im Zentrum eines 3 x 3 Bündels aus Brennstabsimulatoren angeordnet. Das Bündel war zur Wärmeisolation mit dem üblichen Mantel aus Keramikfaser umgeben.

Experimente mit schwarzen Absorberstäben.

Die AgInCd-Legierung der schwarzen Absorberstäbe hat eine Zusammensetzung von 80% Ag, 15% In und 5% Cd. Der Schmelzbereich dieser Legierung liegt zwischen 775 und 826 °C. Da der Schmelzbereich des Chromnickelstahlhüllrohres bei 1450° C liegt, bleibt die flüssige Legierung zunächst im Hüllrohr eingeschlossen. Bei einer Oberflächentemperatur des Absorberstabführungsrohres von 1400° C versagen die Chromnickelstahlrohre und das Schmelzgut tritt schlagartig aus. Die Schmelze wird hierbei im ganzen Bündel verspritzt. Das erstarrte Material ist sogar auf der Außenseite der Brennstabsimulatoren wiederzufinden, wie Abb. 2 zeigt. In Abb. 2 sind die 4 Seiten des Bündels nach Abbau der Keramikfaserisolation wiedergegeben.

Die Kennzeichnung der Bilder in den Abbildungen hat folgende Bedeutung.

Für alle Versuche sind die 9 innersten Positionen mit den Nummern

31 32 33

24 25 26

17 18 19

bezeichnet.

Bei den hier beschriebenen Absorberstabexperimenten befindet der Absorberstab sich immer an der Position 25. Die Aufnahme-richtung wird durch Angabe der mittelsten Position der jeweiligen Seite wiedergegeben. Die vier Seiten werden also mit A18, A24, A32 und A26 bezeichnet, während die Diagonalrichtungen mit A17, A31, A33 und A19 wiedergegeben werden.

Wie die Aufnahmen A26 und A18 der Abb. 2 zeigen sind am stärksten die Brennstabsimulatoren 19 und 26 mit dem ausgetretenen Schmelzgut behaftet. Es ist daher anzunehmen, daß in Richtung auf diese Stäbe zu das erste Austreten der flüssigen Legierung erfolgt ist.

Bei dem hiergezeigten Bündel war der obere Bereich des Brennstabsimulators 18 freigelassen, um einen direkten Einblick auf den zentralen Stab zu haben.

In der Ansicht A18 sieht man daher das ca. 5 cm lange Reststück des Absorberführungsrohres. Es zeigt das für den Chromnickelstahl typische geschwulstartige Aufblühen der Oberfläche beim Aufheizen in Wasserdampf bis in die Nähe des Schmelzpunktes. Der unter dem Reststück befindliche Bereich des Absorberstabes ist mit dem dort ebenfalls vorhandenen Abstandshalter völlig geschmolzen.

Das mit sich ausbreitender Temperatur von den Chromnickelstahlrohren abschmelzenden Material hat im wesentlichen zu den gleichen geschwulstartigen Auswüchsen beigetragen, die in Mitte des Bündels auf den Ansichten A18 und A24 von Abb. 2 zu erkennen sind. In vergrößerter Darstellung und in Diagonalrichtung ist dieser Bereich der Abbildung 3 wiedergegeben.

Ein merklicher Anteil des austretenden Schmelzgutes zusammen mit dem späten abschmelzenden Material bleibt aber am unteren Ende des heißen Bereiches zwischen den Stäben hängen und führt dort zur Ausbildung eines zusammenhängenden Schmelzklumpen.

Das mittelste Bild von Abb. 3 zeigt das Bündel nach Entfernen der Brennstabsimulatoren von den Positionen 31, 24, 17, 18 und 19. Die Restlänge des Absorberführungsrohres beträgt ungefähr 9 cm. Das in achsialer Richtung nicht symmetrische Temperaturprofil - das obere Reststück hat eine Länge von ca. 5 cm - ist durch den von unten eingebrachten "kalten" Dampf bedingt.

#### Experimente mit grauen Absorberstäben

Das Inconel 600 der grauen Absorberstäbe hat eine Zusammensetzung von 76% Ni, 16% Cr und 7% Fe. Sein Schmelzbereich liegt zwischen 1355-1415 °C. Der graue Absorberstab, der als Vollstab verwendet wird, beginnt ungefähr im gleichen Temperaturbereich zu schmelzen, in dem das Hüllrohr der schwarzen Absorber versagt.

Im Gegensatz zum schwarzen Absorber macht sich das Versagen des grauen Absorberstabs aber nicht durch heftige Austritterscheinungen bemerkbar, sondern es beginnt mit ruhigem Abschmelzen des Inconels. Dies hat zur Folge, daß das Schmelzgut bevorzugt im Inneren des Bündels unterhalb des heißen Bereiches erstarrt.



Abb. 4 zeigt die 4 Seiten dieses Bündels mit grauen Absorberstab. Erstarrte Spritzer fehlen hier vollkommen. Die Schmelznasen sind auch nicht so weit in den äußeren Bereich des Bündels gedrunken. Dafür hat das Schmelzgut aber einen längeren Bereich im Inneren des Bündels, bis zu der unteren Elektrode hin, ausgefüllt.

Das linke Bild der Abb. 5 zeigt das weite Hinablaufen der Schmelze in einer vergrößerten Diagonalansicht des Bündels. Beim mittelsten Photo ist der Stab 19 entfernt und beim rechten Bild die Stäbe 19 und 18. Auch hier kommt es zur Ausbildung eines zusammenhängenden Klumpens am unteren Ende des heißen Bereiches. Über einen längeren Bereich darunter sind die Kanäle noch weitgehend blockiert.

#### Experimente mit Borosilikatglas

Im Borosilikatglas (Durobax) ist 9,6%  $B_2O_3$  enthalten. Die weiteren Hauptbestandteile dieses Materials sind  $SiO_2$  (74,8%) und  $NaO_2$  (6,3%). Sein Erweichungsbereich liegt bei  $800^{\circ} C$ . Das flüssige Material ist aber auch hier in Chromnickelstahlrohren eingeschlossen. Erst beim Aufschmelzen des Hüllrohres kommt es zum Auslaufen des Schmelzgutes. Im Gegensatz zum schwarzen Absorber lief das Borosilikatglas - ähnlich wie das Inconel - ruhig und ohne Verspritzen aus, da der Dampfdruckaufbau zu vernachlässigen ist.

Wie Abb. 6 zeigt hat das Gemisch aus Borosilikatglas und Chromnickelstahl die Tendenz dicht unter dem Bereich zu einem relativ kompakten Klumpen zu erstarren, wobei sich starke Schmelznasen im Außenbereich des Bündels bilden. Das erstarrte Material im Klumpen hat eine glasige Struktur, während die im äußeren Bereich des Bündels bis nach unten gelaufene Schmelznasen einen mehr metallischen Charakter aufweisen.

Die Abb. 7 zeigt Vergrößerungen des unteren Bündelbereiches, wobei beim mittelsten Bild der Stab 31 und beim rechten Photo die Stäbe 31 und 19 entfernt wurden. Man kann hier deutlich die zwischen den Stäben erstarrte Schmelze erkennen.

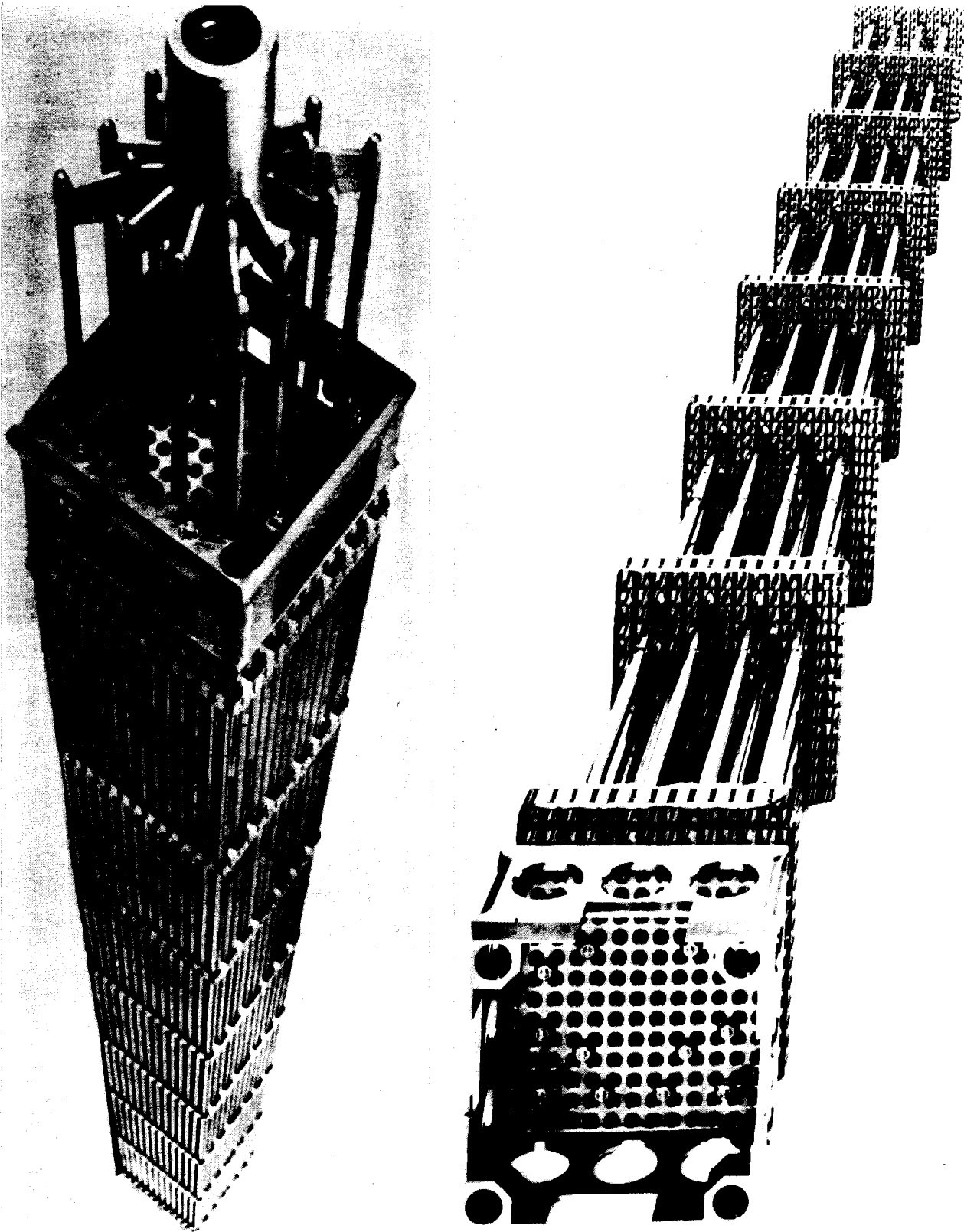
### Experimente mit leeren Führungsrohren

Da in mehr als der Hälfte der Brennelemente die Führungsrohre nur als BE-Skelett dienen, wurden auch Experimente mit leeren Führungsrohren durchgeführt. Abb. 8 zeigt die Außenseite eines Bündels nach Entfernen der Keramikfaserisolation. In Abb. 9 ist durch Entfernen des Brennstabsimulators 17 im linken Bild und von 17 und 18 (und 31) in den beiden rechten Bildern der Blick ins Innere des Bündels freigegeben. Das Abfließen der Schmelze erfolgte auch hier wieder ruhig und ohne Spritzerscheinungen. Die Schmelze erstarrt in einem relativ kurzen Bereich zu einem kompakten Klumpen. Beim linken Bild von Abb. 9 kann man erkennen, wie stark die Haftung zwischen den Klumpen und Stäben werden kann. Beim Brennstabsimulator 17 war dieser Kontakt so innig, daß beim Entfernen dieses Stabes ein Teil der Hülle mit Pellet herausgebrochen ist und am Klumpen kleben blieb.

### Zusammenfassung

Die Versuche mit den verschiedenen Absorberstäben zeigen, daß der Beginn der Materialbewegung durch Schmelzprozesse der Absorberstäbe bei ca.  $1400^{\circ}\text{C}$  liegt. Diese Temperatur ist im wesentlichen durch die Versagenstemperatur des Chromnickelstahl gegeben, da die früher schmelzende Absorbermaterialien in Hüllrohre aus diesen Material eingeschlossen sind. Der Schmelzpunkt des Inconel 600 liegt praktisch im gleichen Temperaturbereich. Bei allen Absorberstäben - einschließlich der leeren Führungsrohre - erstarrt das Material im unteren Bereich der Stäbe unter Bildung zusammenhängender Klumpen. Das Absorberstabmaterial zeigt damit ein anderes Verhalten als das Abstandshaltermaterial allein, das ohne Verklumpung nur in dünner Schicht auf den Stäben haften blieb.

Bei der Verstopfung der Kühlkanäle durch das Absorberstabmaterial ist aber zu beachten, daß die Absorberstabführungsrohre nur an 20 der 256 Positionen im  $16 \times 16$  Brennelement vorhanden sind. Abbildung 10 zeigt die Verteilung der Führungsrohre in BE. Im Innern des BE ist ein Bereich von  $6 \times 6$  Stäbe der frei von Absorberstäben oder Führungsrohre ist. Am Rand des BE ergibt sich für die ohne BE-Kasten zusammenstoßende Einheiten ein freier Streifen einer durchgehenden Breite von 4 Stabreihen, die sich in der Mitte des BE jeweils über eine Länge von 4 Stäbe auf eine Breite von 8 Stäben aufweitet. Zusätzlich ist zu beachten, daß durch die kastenlosen Brennelemente in jeder Höhe ein horizontaler Ausgleich der Kühlmittelströmung zwischen den einzelnen Brennelementen möglich ist.



KfK

ABB. 06.01.12/01A - 1:

DWR-BRENNELEMENT MIT EINGEFAHRENEM ABSORBERSTAB (LINKS)

UND DWR-BRENNELEMENTSKELETT (RECHTS)



A 26



A 18



A 24

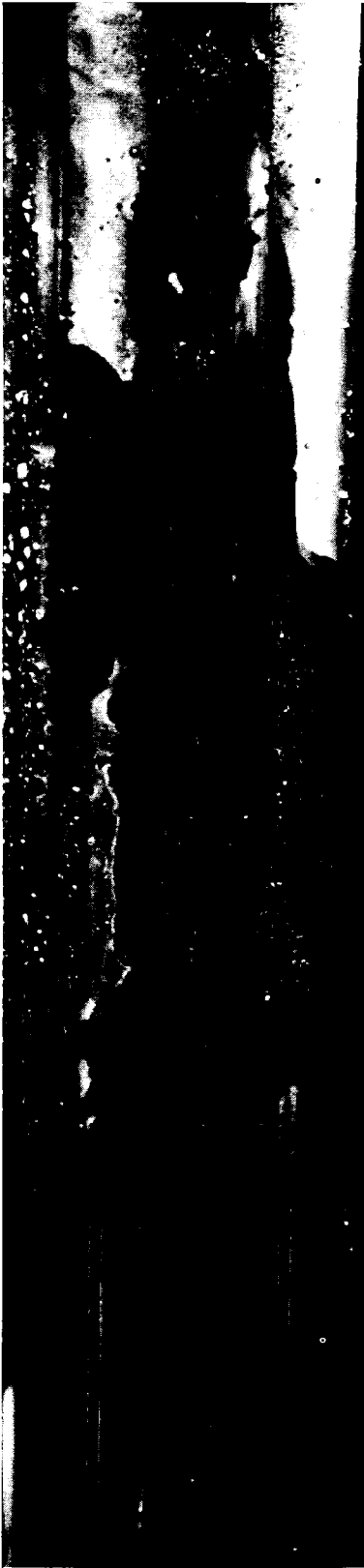


A 32

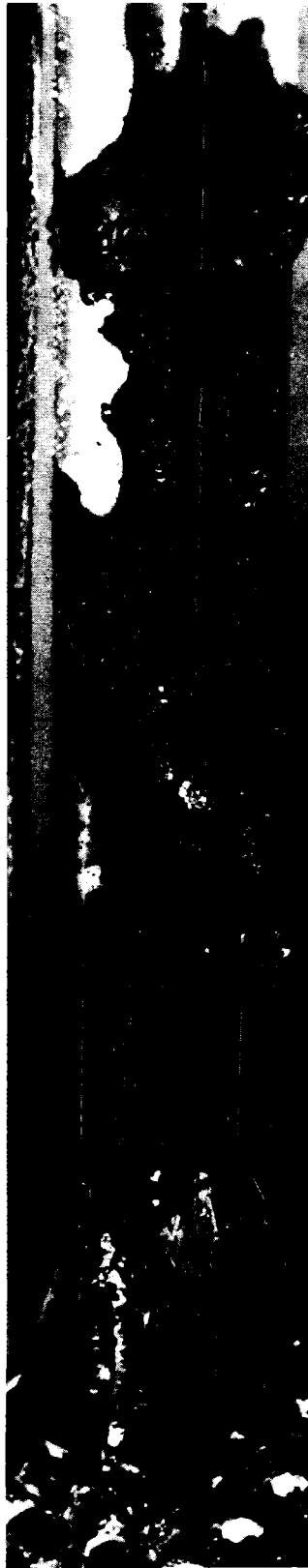
KfK

ABB. 06.01.12/01A - 2:

DIE VIER SEITEN EINES IN WASSERDAMPF AUF  $1700^{\circ}$  C AUFGEHEIZTEN BÜNDELS.  
ZENTRUM: SCHWARZER ABSORBER [AgInCd] MIT FÜHRUNGSROHR.



A 17



A 17

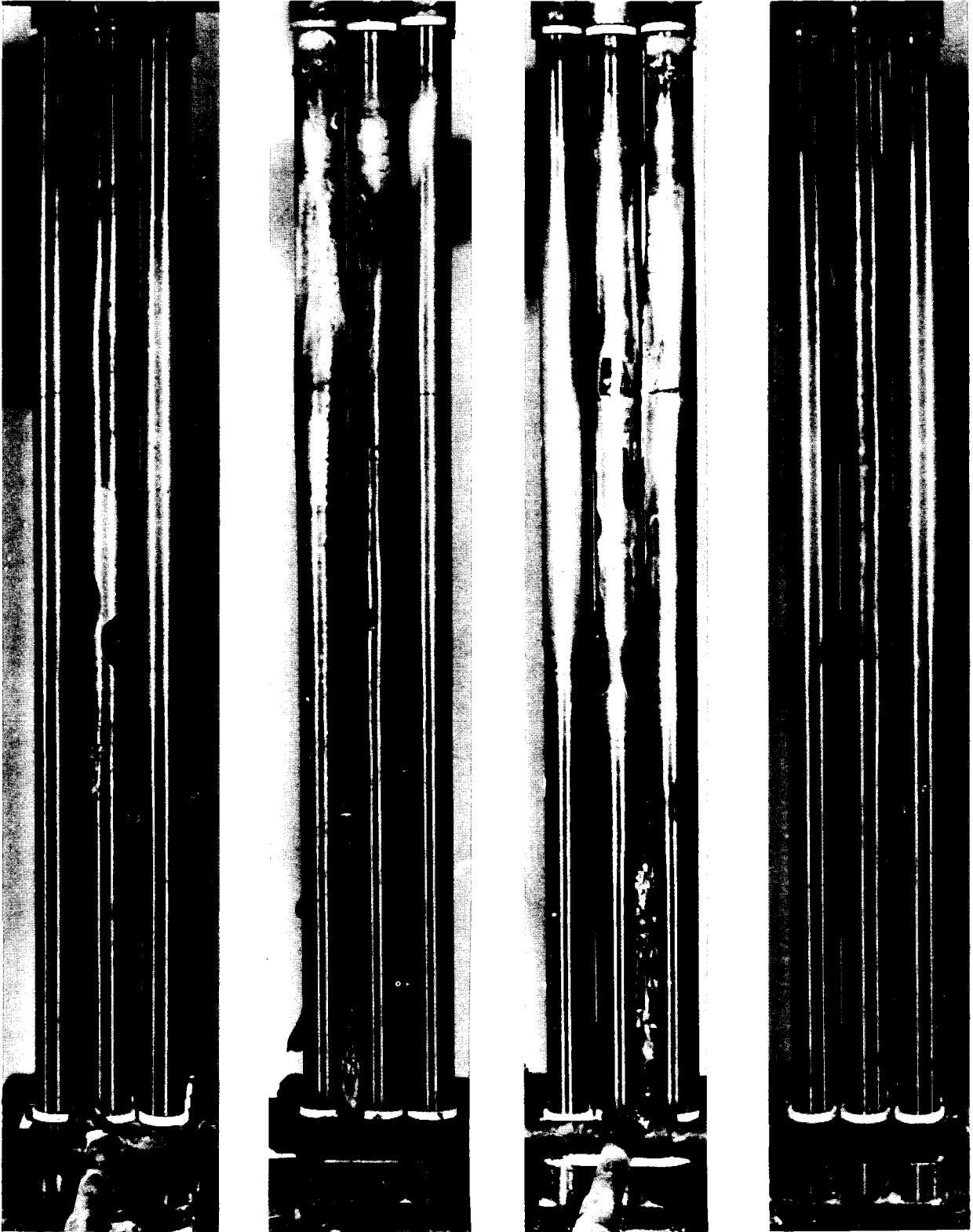


A 17

KfK

ABB. 06.01.12/01A - 3:

VERGRÖSSERUNGEN UND DARSTELLUNGEN DES INNEREN BEREICHES  
DES BÜNDELS MIT SCHWARZEN ABSORBERSTAB.



A 26

A 18

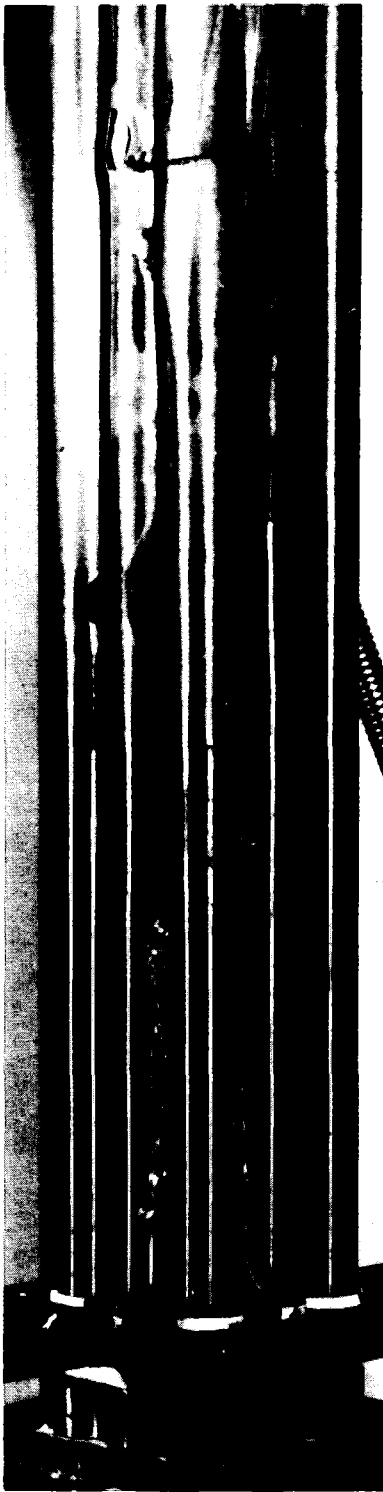
A 24

A 32

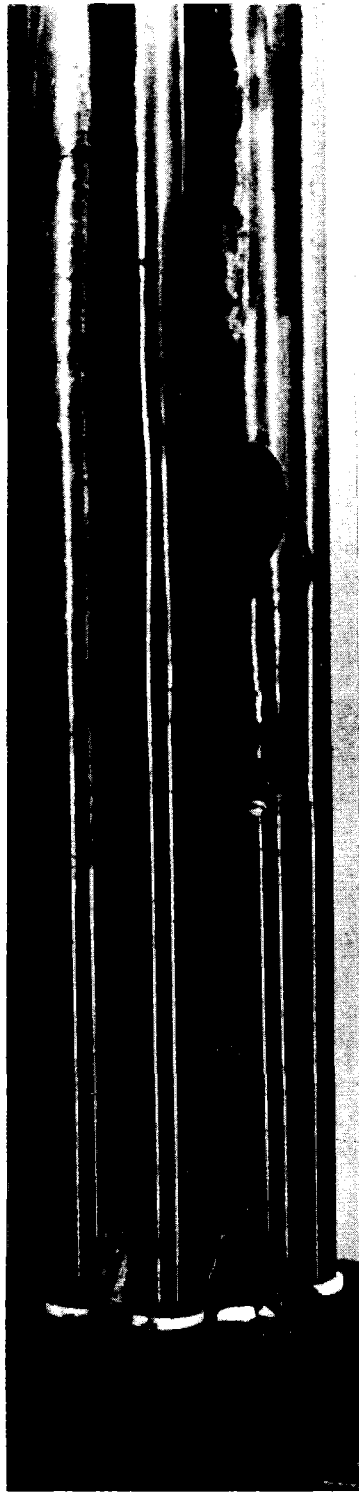


ABB. 06.01.12/01A - 4:

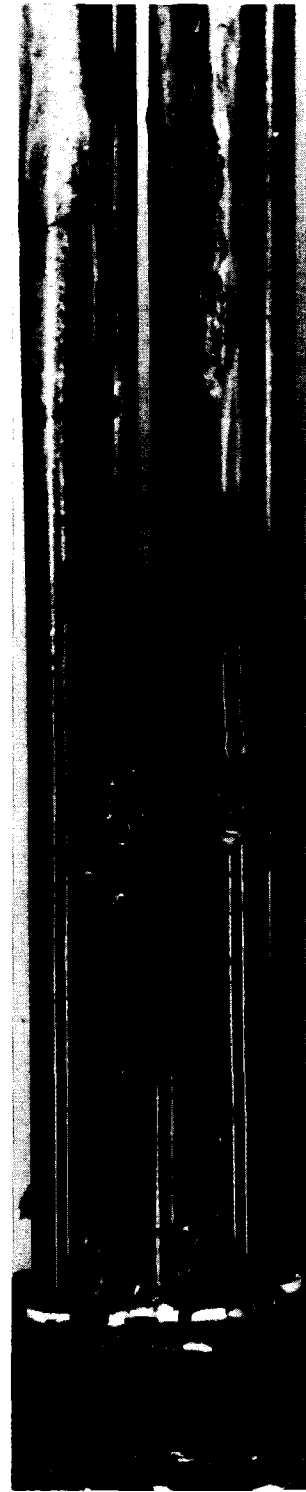
DIE VIER SEITEN EINES IN WASSERDAMPF AUF 1700<sup>0</sup> C AUFGEHEIZTEN BÜNDELS.  
ZENTRUM: GRAUER ABSORBERSTAB (INCONEL 600) MIT FÜHRUNGSRÖHR.



A 17



A 19



A 19



ABB. 06.01.12/01A - 5:

TEILAUSSCHNITTE DES BÜNDELS MIT GRAUEM ABSORBERSTAB.



A 26

A 18

A 24

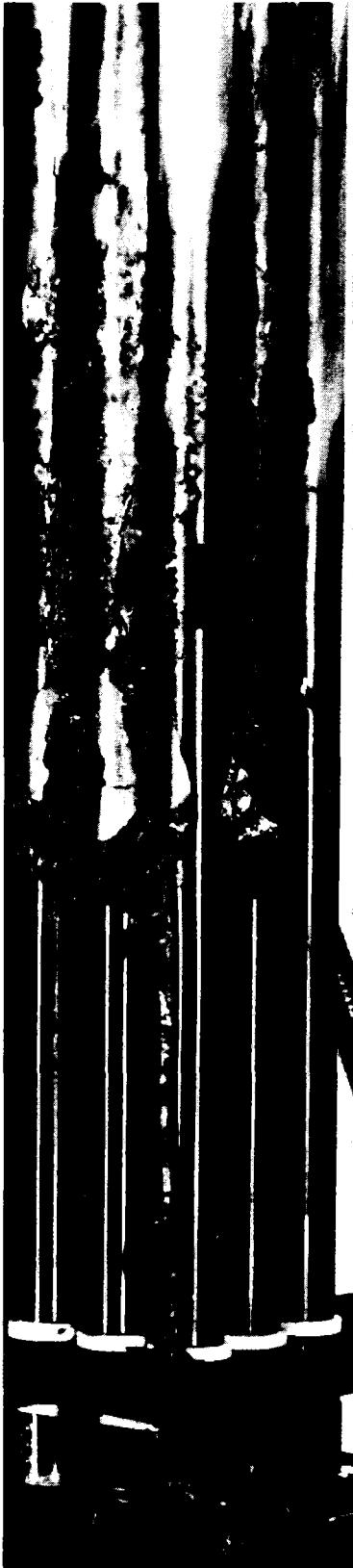
A 32



ABB. 06.01.12/01A - 6:

DIE VIER SEITEN EINES IN WASSERDAMPF AUF 1700° C AUFGEHEIZTEN BÜNDELS.  
ZENTRUM: ABBRENNBARER ABSORBER (BOROSILIKATGLAS) MIT FÜHRUNGSROHR.

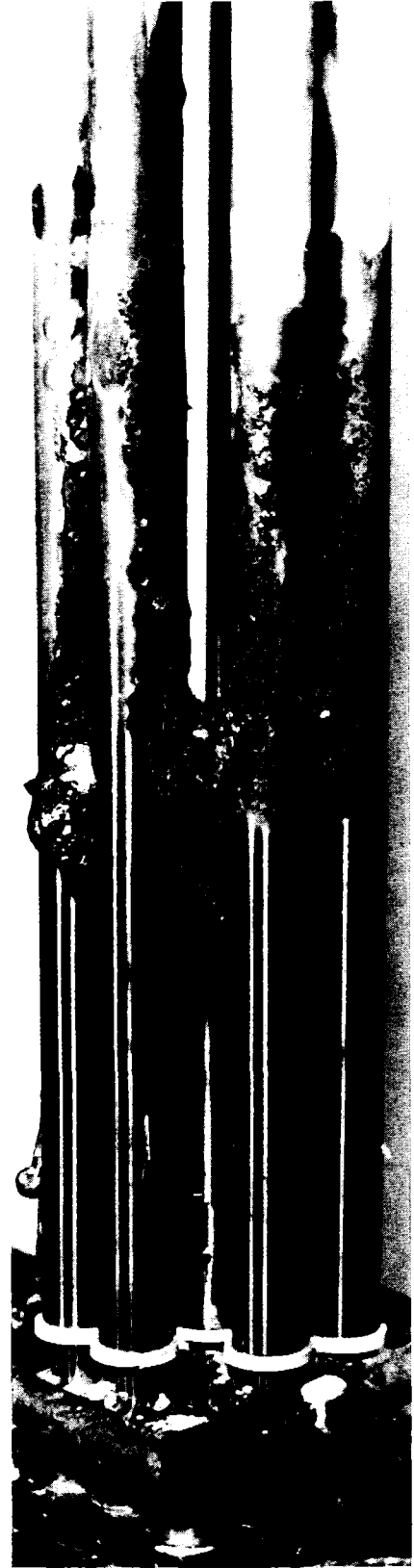




A 17



A 32

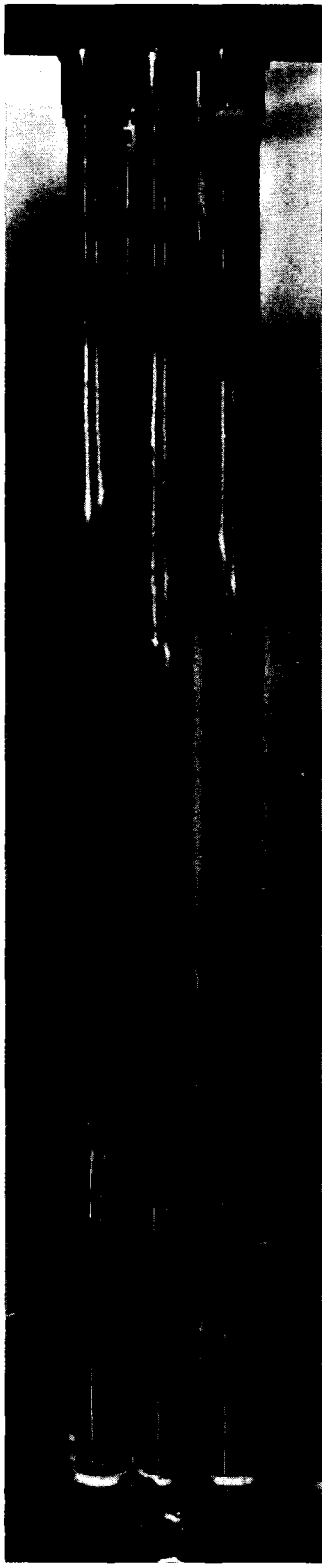


A 19

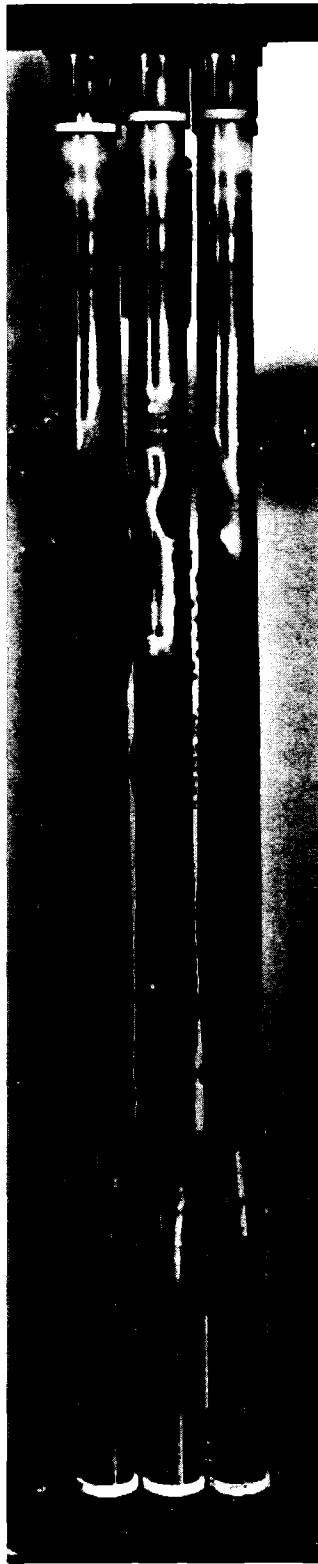


ABB. 06.01.12/01A - 7:

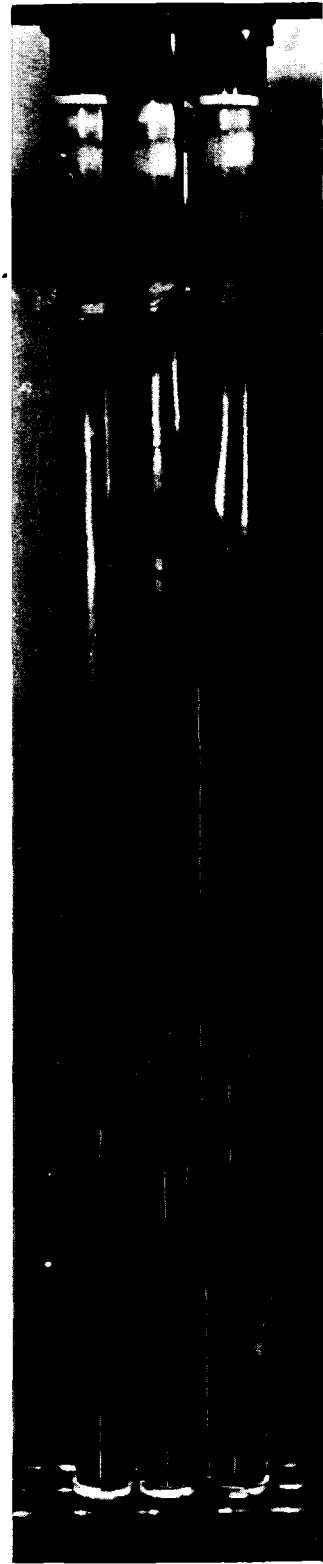
AUFNAHMEN VOM UNTEREN BEREICH DES BÜNDELS MIT BOROSILIKATGLAS IM ZENTRUM.



A 26



A 18

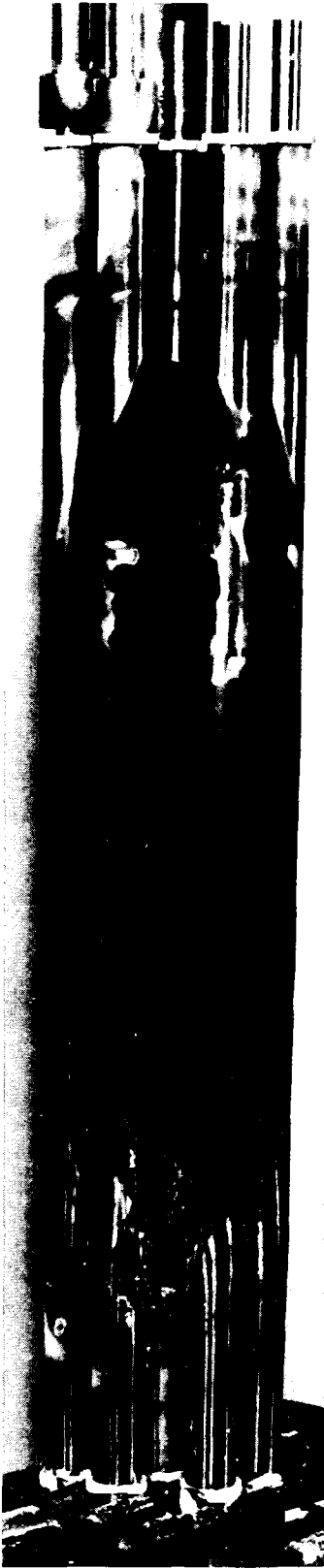


A 32

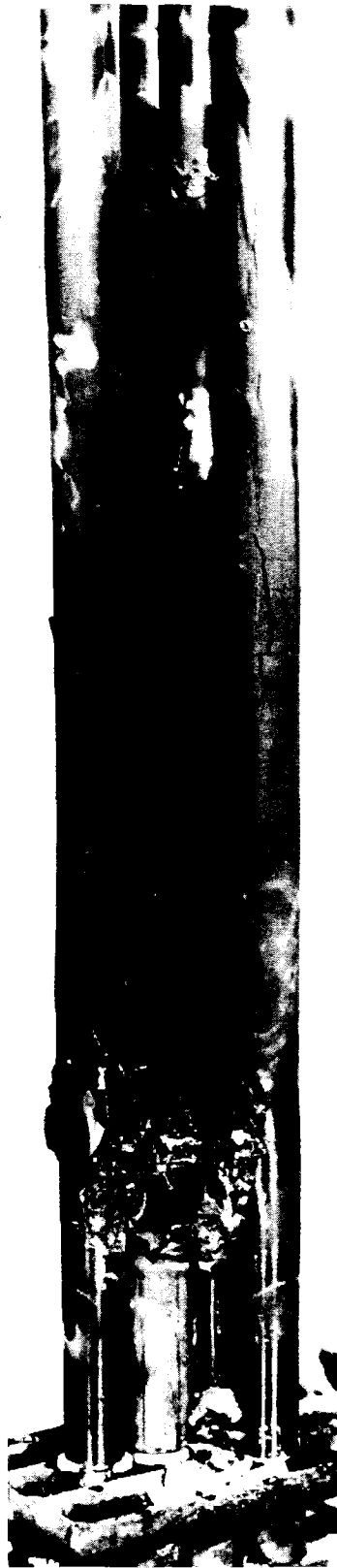


ABB. 06.01.12/01A - 8:

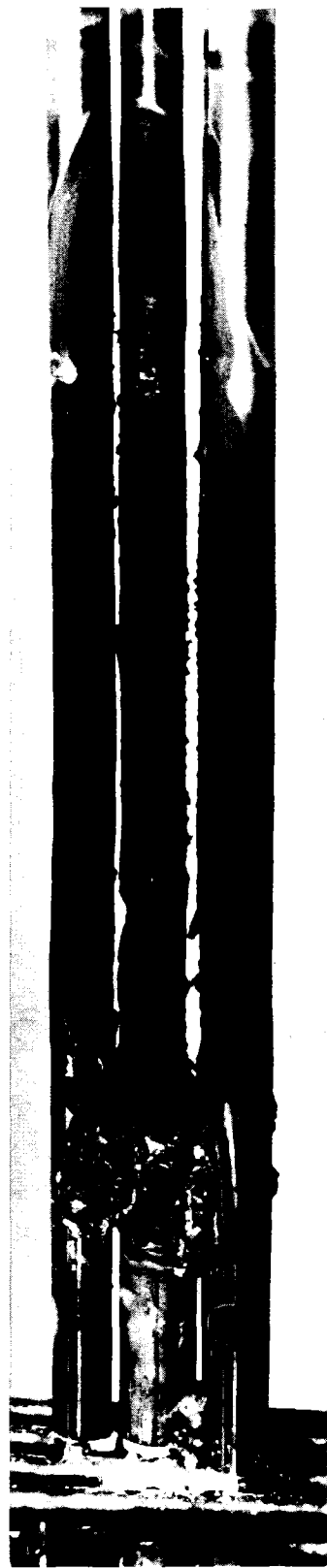
IN WASSERDAMPF AUF 1700° C AUFGEHEIZTE BÜNDEL MIT  
LEEREM CHROMNICKELSTAHL-FÜHRUNGSROHR ALS ZENTRUM.



A 17



A 17



A 18



ABB. 06.01.12/01A - 9:

DER SCHMELZKLUMPEN AUS CHROMNICKELSTAHL IM  
INNEREN DES BÜNDELS MIT LEEREM FÜHRUNGSROHR.

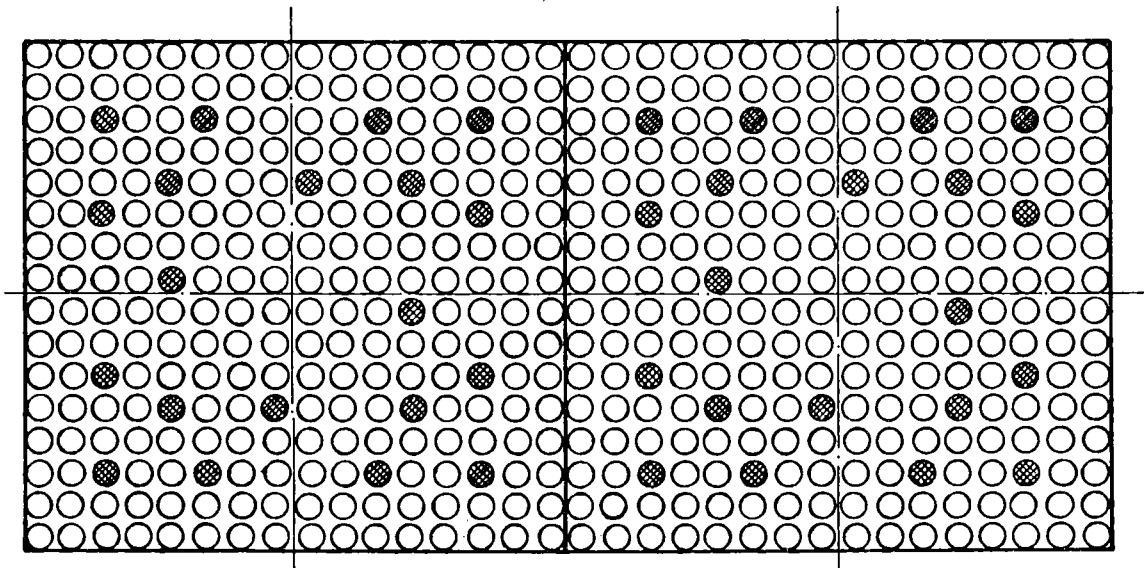
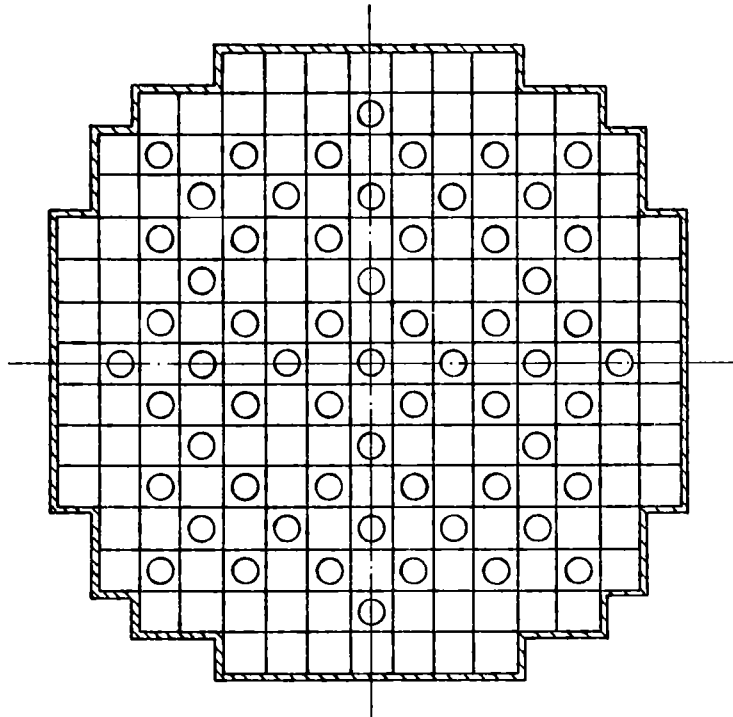


ABB. 06.01.12/01A - 10:

VERTEILUNG DER BRENNELEMENTE MIT ABSORBER IM CORE (OBEN) UND  
POSITIONEN DER ABSORBERFÜHRUNGSROHRE IM BRENNELEMENT (UNTEN).

06.01.12/02B Bestimmung von Liquidus- und Solidustemperaturen von  
PNS 4322 Beton-Corium EX3-Schmelzen

- Bericht wird im hierauf folgenden HJB erfaßt -

06.01.12/03 A Experimente zur Wechselwirkung zwischen  
PNS 4323 Stahlschmelzen und Beton

(D. Perinić, W.Höhn, A.Mack, RBT-IT)

## 1. Einleitung

Die Arbeiten an der Versuchsanlage BETA wurden in folgende Gruppen aufgeteilt:

- 1.1 Vorversuche mit Thermitschmelzen in Betontiegeln zur Entwicklung und Erprobung der Meßtechnik und der Betontiegel.
- 1.2 Konzipierung, Entwicklung und Beschaffung der Schmelzanlage einschließlich der Mittelfrequenzstromversorgung.
- 1.3 Konzipierung, Entwicklung und Beschaffung der Anlagenmeßtechnik.
- 1.4 Durchführung der Baumaßnahmen einschließlich des Genehmigungsverfahrens.
- 1.5 Versuchsbetrieb der Anlage BETA.

Im Laufe des zweiten Halbjahres 1978 wurden Arbeiten zu den Punkten 1.2, 1.3 und 1.4 durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Arbeiten werden nachfolgend näher beschrieben.

## 2. Schmelzanlage

Das in dem vorherigen Halbjahresbericht beschriebene Anlagenkonzept wurde mit den beteiligten internen und externen Arbeitsgruppen diskutiert und abgestimmt. Wegen der sehr ungünstigen induktiven Ankoppelungsverhältnisse von flachen Schmelzen, wurde die Forderung für die Einhaltung der induzierten Leistung zwischen 1,1 und 1,4 MW in der kleinen Schmelzbadmasse (100 kg) als Auslegungsbedingung verworfen. Damit wurde auch die Konstanzhaltung der Schmelzbadtemperatur im Bereich oberhalb von 2000°C hinfällig. Im Bereich zwischen 3000°C und 2000°C hat das Schmelzbad eine geometrie- und leistungsabhängige Abkühlgeschwindigkeit. Mit einer Schmelzbadmasse von max. 300 kg Eisen oder Stahl können die Schmelzbadtemperaturen bei max. 2000°C konstant gehalten werden.

Die endgültigen Ausschreibungsgrundlagen wurden abgefaßt. Die Schmelzanlage wurde im November 1978 ausgeschrieben.

## 3. Anlagenmeßtechnik

Für den sicheren Betrieb der Anlage müssen u.a. folgende Meßwerte erfaßt und in der Schaltwarte angezeigt werden.

- Umrichterausgangsleistung
- Induzierte Leistung
- Kühlwasserdurchsätze
- Kühlwassertemperatur
- Induktorspannung
- Temperatur der Strukturteile
- Lecküberwachung des Induktors
- Thermit-Gießbrinnenstellung
- Thermit-Abgießmasse
- Thermit-Gießstrahltemperatur
- Tiegeldurchbruchüberwachung
- Oberflächentemperatur der Schmelze
- Rammstabposition
- Schmelzbadtemperatur

- Tauchsondenposition
- Wasserstoffkonzentration in der Halle
- Druck in der Abdeckhaube
- TV- und Filmüberwachung

Die erforderliche Instrumentierung für die Erfassung der Meßwerte wird z.T. mit der Schmelzanlage zusammen ausgeschrieben. Die restliche Meßwerterfassung wird gesondert ausgeschrieben.

Die Entwicklung des Meßverfahrens zur Messung der Schmelzbadtemperatur stellt sicherlich eine der schwierigsten Aufgaben der Anlagenmeßtechnik dar. Ein kontinuierliches Verfahren scheidet im Temperaturbereich oberhalb  $2000^{\circ}\text{C}$  wegen der starken Wechselwirkung der Schmelze und der Atmosphäre mit den Tauchsondenmaterialien aus. Ein diskontinuierliches Meßverfahren wurde bereits 1977 bei den Versuchen mit Thermitschmelzen für Massen im Maßstab zwischen 100 und 300 kg eingesetzt. Es wurden mit Quarzglas geschützte Thermopaare aus Wolfram und Rhenium manuell in die Schmelze eingetaucht. Nach einer Eintauchzeit zwischen 5 und 15 s wird die Sättigungsasymptote erreicht. Diese Thermopaare sind bis zu Temperaturen von  $2300^{\circ}\text{C}$  einsetzbar.

Die Erfahrungen aus diesen Versuchen konnten bei der Konzipierung der Tauchsondenanlage für die BETA- Versuche genutzt werden. Für die BETA- Versuche erweist sich jedoch eine fernbedienbare Tauchsondenanlage als notwendig, da wegen der mit einem möglichen Tiegel- und Induktorbruch verbundenen Wasserdampfexplosion die Versuchshalle für die Dauer des Versuchs geräumt werden muß.

Nach technischen Gesprächen mit einschlägigen Firmen und Erstellung eines Konstruktionsentwurfes im eigenen Hause wurden die technischen Lieferbedingungen für die Tauchsondenanlage zusammengestellt. Im folgenden werden einige wichtige Auslegungsbedingungen aufgeführt:

### 3.1 Randbedingungen zur Auslegung der Tauchsondenanlage

#### 3.1.1 Meßposition

Die Temperatur des Schmelzbades soll gleichzeitig in zwei verschiedenen Höhen gemessen werden. Die Höhen werden im Laufe eines Versuches variiert. Sie sollen vor jedem Tauchvorgang auf  $\pm 5$  mm genau voreinstellbar sein. Die Messung muß in folgendem Bereich möglich sein:

1700 bis 3200 mm

unterhalb der Oberkante des zentralen Anschlußflansches auf der Abdeckhaube.

Die Entfernung der beiden Meßköpfe muß vor jedem Versuch im Bereich von 0 bis 1500 mm fest einstellbar sein.

#### 3.1.2 Temperaturmeßbereich

Die Messungen erfolgen im Temperaturbereich zwischen  $1000^{\circ}\text{C}$  und  $2300^{\circ}\text{C}$ . Die Meßgenauigkeit beträgt  $\pm 5$  K.

#### 3.1.3 Eintauchfolgezeit

Die Anlage soll automatische Eintauchmeßvorgänge mit einer variabel einstellbaren Eintauchfolgezeit durchführen. Die schnellste Eintauchfolge beträgt 40 s.

#### 3.1.4 Messungen pro Versuch

Pro Versuch müssen 90 Messungen durchgeführt werden können. Die Versuchsdauer kann bis zu max. 5 h betragen.

#### 3.1.5 Schmelzproben

Anstelle einer Messung mit Temperatursonde soll in vorgegebenen Abständen eine Materialprobe entnommen werden.



### 3.1.6 Zeit-Weg-Diagramm

Zur späteren Auswertung (synchron mit einem vom Schmelzraum aufgenommenen Fernsehbild) ist die Kenntnis der jeweiligen Position der Meßfühler erforderlich. Dazu muß ein Weg-Zeit-Diagramm aufgezeichnet werden, das die Lage des unteren Meßfühlers auf  $\pm 5$  mm genau wiedergibt.

Meßsignal für Weg: 0 bis 20 mA  $\cong$  0 bis 100% Höhe.

### 3.1.7 Einbauposition

Die Tauchsonden werden durch den zentralen Durchbruch auf der Abdeckhaube eingeführt. Die lichte Weite der Öffnung beträgt 200 mm.

### 3.1.8 Einbauraum

Auf der Tiegelhaube sind mehrere Meßapparaturen angeordnet, die den Einbauraum einschränken. Von Oberkante Abdeckhaube bis zum Kranhaken stehen 5000 mm Bauhöhe zur Verfügung. Bis zur Hallendecke steht für bewegliche Teile der Anlage eine weitere Bauhöhe von 2000 mm zur Verfügung.

### 3.1.9 Magazin

Das Magazin muß mindestens 90 Doppelsonden aufnehmen. Es ist so anzulegen, daß Temperaturmeßsonden und/oder Schmelzproben- nahmesonden eingebracht werden können. Nach der Messung müssen die Sonden im Magazin abgelegt werden und für die spätere Auswertung zur Verfügung stehen.

Um eine Aufheizung und Zerstörung der Sonden im Magazin zu verhindern, wird ein Sperrgasstrom durch den Magazinraum in die Ofenatmosphäre geblasen. Der Gasvolumenstrom soll unter  $3 \text{ m}^3/\text{h}$  gehalten werden.

### 3.1.10 Sondenwechseleinrichtung

Bei jedem Meßvorgang müssen die Sonden an das Hubgestänge mechanisch und elektrisch angekoppelt werden. Das Wechseln der Sonden und der Transport in das Magazin muß automatisch erfolgen.

### 3.1.11 Hubvorrichtung

Die Hubbewegung kann pneumatisch oder elektromotorisch ausgeführt werden. Entflammbare Hydrauliköle dürfen nicht verwendet werden. Mit der Hubvorrichtung muß eine vor jedem Eintauchvorgang einstellbare Höhenposition gemäß Pkt. 3.1.1 angefahren werden können.

### 3.1.12 Weg-Zeit-Diagramm

Eine Meßeinrichtung für die Anzeige und Registrierung des Weg-Zeitverlaufes muß vorgesehen werden. Meßgenauigkeit  $\pm 5$  mm, Meßsignal: 0 bis 20 mA  $\cong$  0 bis 100% Höhe.

### 3.1.13 Auslegungsdruck

Der Auslegungsüberdruck für die Tauchsondenanlage beträgt 1,0 bar.

### 3.1.14 Gasdichtheit

In der Abdeckhaube herrscht ein Überdruck von 0 bis 0,1 bar bei einer Gastemperatur von 1200 bis 1500°C. Die gesamte Meßeinrichtung ist gasdicht an die Abdeckhaube anzuschließen.

Die max. zulässige Leckrate beträgt 1 Torr l/s bei Raumtemperatur.

### 3.1.15 Temperaturmeßsonden

Die Temperaturmeßsonden müssen über eine Standzeit von mind. 10 sec, in Kontakt mit dem Schmelzbad, verfügen. Als Thermdraht wird W/Re mit einem Einsatzbereich bis 2300°C eingesetzt.

Die Schlackenkappe ist aus Stahl. Die Länge der schützenden Papphülsen muß so gewählt werden, daß eine Zerstörung des Metallträgerrohres ausgeschlossen wird.

#### 3.1.16 \_\_\_Schmelzprobenahmesonde

Mit den Schmelzprobenahmesonden soll eine Mandolinen-Stäbchen-Probe mit den Abmessungen von ca. 42 x 32 x 8 mm entnommen werden.

Das Probenahmesystem muß bis zu Temperaturen von 2000<sup>0</sup>C einsetzbar und geeignet für die Entnahme von Oxid- und Metallproben sein.

#### 3.1.17 \_\_\_Verriegelungen

Außer der Tauchsonde wird ein Rammstab zum Aufbrechen der Oxidkruste über dem Schmelzbad verwendet.

Die Steuerung der Tauchsonden muß so gesichert sein, daß eine Kollision mit dem Rammstab ausgeschlossen werden kann, d.h. gleichzeitiges Einfahren von Sonde und Rammstab sind steuerungstechnisch zu verriegeln.

- 06.01.13 Modellentwicklungen zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen
- 06.01.13/01A Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer  
PNS 4331 Kernschmelze mit Beton
- (M. Reimann, H. Alsmeyer, IRB)

### 1. Vorbemerkung

Im Berichtszeitraum wurde mit der Dokumentation des Rechencodes WECHSL, der die Betonzerstörung und die Gasfreisetzung in der vierten Phase eines hypothetischen Kernschmelzenunfalls beschreibt, begonnen. Die physikalischen Modelle, die bisher in WECHSL enthalten sind, wurden in /1,2,3/ zusammengefaßt. Eine ausführliche Programmbeschreibung ist in Vorbereitung.

Ferner wurden zahlreiche kleinere Änderungen in den Code eingeführt, um insbesondere die numerischen Eigenschaften zu verbessern. Bei der Berechnung der Viskosität der oxidischen Schmelze, die außerordentlich stark von der Temperatur und vom Silikatgehalt abhängt, wurden neueste Meßergebnisse von Skoutajan /4/ in das vereinfachte VISRHO-Unterprogramm des WECHSL-Codes eingeführt.

Der Schwerpunkt der Arbeiten zur Modellentwicklung lag im Berichtszeitraum auf Untersuchungen zum Einfluß der Art der Schmelze auf den Gesamtwärmeübergang, wenn zwischen Schmelze und Beton ein Gasfilm vorausgesetzt wird. In den folgenden Abschnitten werden Modellexperimente und ein theoretisches Modell für diese Problematik vorgestellt. Ferner werden die Auswirkungen auf den metallischen und den oxidischen Anteil einer Kernschmelze diskutiert.

### 2. Modellexperimente zum Einfluß der Zähigkeit einer Schmelze auf den Gesamtwärmeübergang

Bisher durchgeführte Experimente /5,6/ haben den Wärmeübergang von niedrigviskosen Flüssigkeiten (Wasser) an Trockeneis untersucht. Da Wasser bei Umgebungstemperatur etwa die gleichen Prandtl-Zahlen (Größenordnung  $Pr=7$ ) wie eine metallische Schmelze hat, sind diese Versuche geeignet, die Basis zum Verständnis der Wechselwirkung einer metallischen Schmelze mit Beton zu bilden.

Oxidische Schmelzen, insbesondere mit silikatischen Beimischungen, haben wegen

den extrem hohen Zähigkeiten bis mehr als 100 Poise /4/ und der geringen Wärmeleitfähigkeit Prandtl-Zahlen in der Größenordnung von 500 bis  $10^4$ . Deshalb wurden Modellversuche mit höherviskosen Flüssigkeiten durchgeführt. Es wurden an absublimerendem Trockeneis in einer 86.5 %-igen Glyzerin-Wasser-Mischung und in 98 %-igem Glyzerin Wärmeübergangszahlen gemessen sowie die entsprechenden Strömungsvorgänge beobachtet. Damit liegen die Zähigkeiten der Versuchsflüssigkeiten um den Faktor 100 bzw. 1000 höher als bei Wasser, so daß Prandtl-Zahlen in der Größenordnung der oxidischen Schmelze vorliegen. In den Experimenten wurde der Wärmeübergang an ebenen horizontalen und unter verschiedenen Winkeln geneigten Trockeneisplatten untersucht. Die bisher durchgeführte Auswertung läßt die folgenden Schlußfolgerungen zu:

Die höhere Zähigkeit der Flüssigkeit begünstigt bei ebenen und schwach geneigten Platten die Ausbildung des sehr regelmäßigen Strömungsmusters (Taylor-Struktur) dadurch, daß die durch die Gasblasen verursachte Eigenbewegung des Flüssigkeitsbades stark gedämpft wird. Im Vergleich zu Wasser sind bei Glyzerin Blasenabstände und Blasenketten viel regelmäßiger. Auch bei Neigungswinkeln der  $\text{CO}_2$ -Platten über  $30^\circ$ , gemessen gegen die Horizontale, wird im Gegensatz zu den Verhältnissen bei Wasser noch Blasenablösung im Taylor-Muster beobachtet. Abströmen des freigesetzten  $\text{CO}_2$ -Gases in Form eines anliegenden Films tritt in reiner Form erst bei Winkeln  $\geq 60^\circ$  auf. Dabei erfolgt, ebenso wie bei Wasser, nach einer bestimmten Lauflänge bei Erreichen einer kritischen Filmdicke Umschlag zu turbulenter Filmströmung. Abströmen in Gasblasenform wird durch eine raue Oberfläche begünstigt und kann bei geneigten Platten dann beobachtet werden, wenn der Gasfilm eine bestimmte Dicke überschreitet.

Die Temperaturgrenzschicht in der Flüssigkeit führt, im Vergleich zu Wasser, zu einem früheren Einsetzen der Krustenbildung. Bei horizontalen Platten und bis zu Neigungswinkeln von  $60^\circ$  strömt das freigesetzte Gas noch durch Löcher in der Kruste ab. Bei stärker geneigten Platten bildet sich von der unteren Kante der Platte ausgehend eine durchgehende Kruste aus. Die Existenz von Krusten reduziert den Wärmeübergang stark.

Nach Vorstellung des theoretischen Modells werden quantitative Versuchsergebnisse für die senkrechte Platte im Vergleich mit der Theorie wiedergegeben.

### 3. Grenzschichtmodell für die vom Gasfilm mitgeschleppte Flüssigkeit

Das Grenzschichtmodell wird für den laminaren Strömungsbereich an einer senkrechten Platte entwickelt. Die näherungsweise Verallgemeinerung der Ergebnisse auf beliebige Geometrien und die zusätzliche Berücksichtigung der Wärmestrahlung wird in den Abschnitten 4 bzw. 5 diskutiert.

Mit den Bezeichnungen von Bild 06.01.13/01A-1 folgt aus einer Energiebilanz, daß im Gasfilm (Index g) die Wärmestromdichte

$$q = \frac{k_g (T_i - T_o)}{\delta} \quad (1)$$

(k: Wärmeleitfähigkeit)

durch Wärmeleitung an die Trockeneisoberfläche übertragen wird und dort durch die Aufbringung der Sublimationsenthalpie  $\Delta H_g$  verbraucht wird. Dadurch wird ein spezifischer Massenstrom

$$\frac{\dot{m}}{A} = \rho_g \frac{d}{ds} \int_0^{\delta} w \, dn \quad (2)$$

( $\rho$ : Dichte)

freigesetzt. Die Energiebilanz im Gasfilm ergibt

$$\frac{L}{\delta} = \frac{\rho_g \Delta H_g L}{k_g (T_i - T_o)} \frac{d}{ds} \int_0^{\delta} w \, dn \quad (3)$$

Mit der Grashof-Zahl

$$Gr = \frac{g \rho_g (\rho_f - \rho_g) L^3}{\mu_g^2} \quad (4)$$

( $\mu$ : dynam. Viskosität)

werden die dimensionslosen Parameter

$$\omega = \frac{w L}{v_g} Gr^{-1/2}$$

$$\eta = \frac{n}{L} Gr^{1/4} ; \delta = \frac{\delta}{L} Gr^{1/4} \quad (5)$$

$$\xi = \frac{s}{L}$$

( $v$ : kinemat. Viskosität)

gebildet. Aus der Kontinuitäts- und Impulsgleichung des Gasfilms folgt für die Geschwindigkeit

$$\omega = \frac{\eta}{2} (\phi \delta - \eta), \quad (6)$$

wobei der Parameter  $\phi = 1$  die Flüssigkeit als feste Wand wirken läßt und  $\phi = 2$  die übertragene Schubspannung gleich Null setzt. Die Bestimmungsgleichung für die Filmdicke lautet

$$\delta = \left\{ \frac{3\phi - 2}{16} \text{Pr Ste} \right\}^{-1/4} \xi^{1/4} \quad (7)$$

mit der dimensionslosen Kennzahl

$$\text{Pr Ste} = \frac{\mu_g \Delta H_g}{k_g (T_i - T_o)}. \quad (8)$$

Für die Flüssigkeit lauten die Grenzschichtgleichungen (Index f)

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial s} + \frac{\partial v}{\partial n} &= 0 \\ u \frac{\partial u}{\partial s} + v \frac{\partial u}{\partial n} &= \nu_f \frac{\partial^2 u}{\partial n^2}; \\ u \frac{\partial T}{\partial s} + v \frac{\partial T}{\partial n} &= \frac{\nu_f}{\text{Pr}_f} \frac{\partial^2 T}{\partial n^2}. \end{aligned} \quad (9)$$

Nach Einführung der Stromfunktion  $\Psi$  gilt

$$u = \frac{\partial \Psi}{\partial n}; \quad v = - \frac{\partial \Psi}{\partial s}; \quad (10)$$

damit ist die Kontinuitätsgleichung identisch erfüllt. Führt man zusätzlich zu den in (5) definierten Größen noch

$$\begin{aligned} \Psi &= \frac{\Psi}{\nu_f} \text{Gr}^{-1/4}; \\ t &= \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} \end{aligned} \quad (11)$$

ein, so lauten die Impuls- und die Energiegleichung

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Psi}{\partial \eta} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \eta \partial \xi} - \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \eta^2} &= \frac{\partial^3 \Psi}{\partial \eta^3} \\ \frac{\partial \Psi}{\partial \eta} \frac{\partial t}{\partial \xi} - \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \frac{\partial t}{\partial \eta} &= \frac{1}{\text{Pr}_f} \frac{\partial^2 t}{\partial \eta^2} \end{aligned} \quad (12)$$

Nun wird die Variable der affinen Verzerrung

$$\kappa = \eta G(\xi) \quad (13)$$

eingeführt. Für die Temperatur- und Stromfunktion gelten die Ansätze

$$\begin{aligned} \Psi &= p(\kappa) F(\xi) , \\ t &= t(\kappa) . \end{aligned} \quad (14)$$

Damit folgt aus den Gln. (12)

$$\begin{aligned} (\dot{p}^2 - \ddot{p} p) F' &= \ddot{p} G \\ \dot{t} G &= - Pr_f p \dot{t} F' , \end{aligned} \quad (15)$$

wobei der Punkt Differentiation nach der Variablen  $\kappa$  ( $' \equiv \frac{\partial}{\partial \kappa}$ ) und der Strich Differentiation nach der Variablen  $\xi$  bedeutet ( $' \equiv \frac{\partial}{\partial \xi}$ ).

An der Phasentrennfläche (Index i) gelten die folgenden Verknüpfungsbedingungen:

a) Haftbedingung  $w_i = u_i$  :

$$\dot{p}_i = \frac{\phi - 1}{2} \frac{v_g}{v_f} \frac{\delta^2}{F G} ; \quad (16)$$

b) Schubspannungsgleichgewicht  $\mu_g \frac{\partial w_i}{\partial n} = \mu_f \frac{\partial u_i}{\partial n}$  :

$$\dot{p}_i = \frac{2 \phi - 1}{2} \left( \frac{v_g}{v_f} \right)^2 \frac{\rho_g}{\rho_f} \frac{\delta}{F G^2} ; \quad (17)$$

c) Massenbilanz an der Phasengrenze (Phasengrenze massedicht)  $u_i \frac{\partial \delta}{\partial s} - v_i = 0$ :

$$\dot{p}_i (F G \frac{d\delta}{d\xi} + \kappa_i \frac{G'}{G} F) + p_i F' = 0 ; \quad (18)$$

d) Energiebilanz an der Phasentrennfläche  $\frac{k_g (T_i - T_o)}{\delta} = k_f \left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)$  :

$$\dot{t}_i = \frac{k_g}{k_f} \frac{T_i - T_o}{T_i - T_\infty} \frac{1}{G \delta} . \quad (19)$$

Wählt man die Funktionen

$$\begin{aligned} F(\xi) &= 2 \sqrt{2} \xi^{3/4} ; F'(\xi) = \frac{3 \sqrt{2}}{2} \xi^{-1/4} ; \\ G(\xi) &= \frac{\sqrt{2}}{2} \xi^{-1/4} , \end{aligned} \quad (20)$$

so sind die Dgln. (15) und die Randbedingungen (16) bis (19) von der Variablen  $\xi$  unabhängig, d.h.; der Ähnlichkeitsansatz wurde erfolgreich durchgeführt.

Es gilt:

$$\begin{aligned} \ddot{p} + 3 p \ddot{p} - 2 \dot{p}^2 &= 0 ; \\ \dot{t} &= \dot{t}_i \exp\{-3 Pr_f \int_{\kappa_i}^{\kappa} p d\kappa\} \end{aligned} \quad (21)$$



mit den Verknüpfungsbedingungen

$$\begin{aligned}
 \ddot{p}_i &= \frac{\sqrt{2}}{2} \{(3\phi - 2) \text{Pr Ste}\}^{-1/4} (\phi - 2) \left(\frac{v_g}{v_f}\right)^2 \frac{\rho_g}{\rho_f} ; \\
 \dot{p}_i &= \{(3\phi - 2) \text{Pr Ste}\}^{-1/2} (\phi - 1) \frac{v_g}{v_f} ; \\
 p_i &= 0 ; \\
 P_i &= \int_{\kappa_i}^{\kappa_i} p \, d\kappa = 0 ; \\
 \dot{t}_i &= \frac{T_i - T_o}{T_i - T_\infty} \{(3\phi - 2) \text{Pr Ste}\}^{1/4} \frac{k_g}{k_f} \frac{\sqrt{2}}{2} ; \\
 t_i &= 1 .
 \end{aligned} \tag{22}$$

Das Dgl.-System (21) mit den Randbedingungen (22) kann mit einem Runge-Kutta-Verfahren 4. Ordnung gelöst werden. Eine physikalisch sinnvolle Lösung ist dann erreicht, wenn nach Wahl von  $T_i$  mit entsprechenden Werten von  $T_\infty$  und  $\phi$  die Randbedingungen in großem Abstand von der Phasengrenze

$$\begin{aligned}
 \dot{p}_\infty &\rightarrow 0 \\
 \ddot{p}_\infty &\rightarrow 0 \\
 t_\infty &\rightarrow 0
 \end{aligned} \tag{23}$$

erfüllt werden können.

Für den Wärmeübergang folgt nach Einführung der über die Länge  $L$  gemittelten Nußelt-Zahl

$$\text{Nu}_m = \frac{q_m L}{k_g (T_\infty - T_i)} \quad \text{mit} \quad q_m = \frac{k_g (T_i - T_o)}{\delta_m} \quad \text{und} \tag{24}$$

$$\delta_m = \frac{8}{5} L \{(3\phi - 2) \text{Gr Pr Ste}\}^{-1/4} ;$$

$$\text{Nu}_m = \frac{5}{8} \frac{T_i - T_o}{T_\infty - T_o} \{(3\phi - 2) \text{Gr Pr Ste}\}^{1/4} \tag{25}$$

#### 4. Diskussion der Ergebnisse der Modellversuche

In Tabelle 06.01.13/01A-1 werden die Ergebnisse der durchgeführten Rechnungen dargestellt. Zunächst folgt, daß der Parameter  $\phi$  durchwegs nicht wesentlich vom Wert  $\phi=1$  abweicht. Der früher gewählte Wert  $\phi=1.38$ , der aus Siederversuchen an horizontalen Drähten abgeleitet wurde, kann nicht aufrecht erhalten werden.

Aus Gl. (25) folgt, daß der Wärmeübergang bei verschwindendem Einfluß der

Flüssigkeitsgrenzschicht und mit  $\phi=1$  durch

$$\text{Nu}_m = \frac{5}{8} \{\text{Gr Pr Ste}\}^{1/4} \quad (26)$$

beschrieben werden kann. Die Reduzierung des Gesamtwärmeübergangs durch die Flüssigkeitsgrenzschicht wird durch den Quotienten

$$\theta = \frac{T_i - T_o}{T_\infty - T_o} \quad (27)$$

festgelegt.

Der Quotient  $\theta$  unterschreitet umso mehr den Wert 1, je größer die Prandtl-Zahl der Flüssigkeit ist.

Die bisherigen Ausführungen gelten nur für laminare Strömung des Gasfilms an der senkrechten Platte. Bei den Modellexperimenten tritt jedoch, ebenso wie bei der Kernschmelze, turbulente Strömung auf.

Es wird vereinfachend angenommen, daß die Strömungs- und Temperaturprofile im Gasfilm sowohl bei anderen Neigungswinkeln als auch bei turbulenter Strömung jeweils ähnlich sind, d.h., daß sie jeweils auf ein Grundprofil reduziert werden können. Somit kann die Lösung der Dgln. (21) in erster Näherung verallgemeinert werden, so daß die Phasentrennfläche überall auf der Temperatur  $T_i$  ist. Die Wärmeübergangsverhältnisse können dann mit den Beziehungen für den Gasfilm, wie in /5,6/ für laminare und turbulente Strömung in Abhängigkeit vom Neigungswinkel ausgeführt, mit der Temperaturdifferenz  $T_i - T_o$  als treibendem Temperaturgefälle berechnet werden.

Die mittleren Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$ , die in den Modellexperimenten mit Glyzerin und Wasser ermittelt wurden, differieren jedoch viel stärker, als nach den Quotienten  $\theta$  aus Tabelle 06.01.13/01A-1 zu erwarten wäre. Die experimentellen Ergebnisse können durch die Theorie dann gut wiedergegeben werden (Bild 06.01.13/01A-2), wenn im turbulenten Strömungsgebiet der Reibungsbeiwert  $f_{TP}$  zur Übertragung der Schubspannung vom turbulenten Gasfilm auf die Flüssigkeit proportional der Viskosität der Flüssigkeit gesetzt wird. Im Schrifttum /7/ wurden für Wasser Werte zwischen  $0.01 < f_{TP} < 0.02$  angegeben. Entsprechend der Viskositäten ist für die 86.5 %-ige Glyzerinlösung ein Wert der Größenordnung  $f_{TP} \approx 0.1$  und für 98 %-iges Glyzerin  $f_{TP} \approx 1$  zu wählen.

##### 5. Schlußfolgerungen für metallische und oxidische Schmelzen

Bei heißen Schmelzen muß zusätzlich die Wärmestahlung im Gasfilm berücksichtigt werden. Das geschieht näherungsweise durch Betrachtung von Wärmeleitung

und Wärmestrahlung in einer planparallelen Schicht der Dicke  $\delta_m$ :

$$\begin{aligned}
 q_{\text{tot}} &= q_{\text{rad}} + q_{\text{cond}} \\
 \text{mit } q_{\text{rad}} &= \epsilon_{i0} c_s (T_i^4 - T_o^4) \\
 \text{und } q_{\text{cond}} &= \frac{k_g (T_i - T_o)}{\delta_m} \quad (28)
 \end{aligned}$$

Mit Gl.(24) kann die Wärmestrahlung durch Definition einer effektiven Wärmeleitfähigkeit

$$\begin{aligned}
 k_{\text{eff}} &= k_g + \frac{8}{5} L \left\{ (3\phi - 2) \frac{\mu_g \Delta H_g}{k_{\text{eff}} (T_i - T_o)} \text{Gr} \right\}^{-1/4} \cdot \\
 &\quad \cdot \epsilon_{i0} c_s \{ T_i^3 + T_i^2 T_o + T_i T_o^2 + T_o^3 \} \quad (29)
 \end{aligned}$$

berücksichtigt werden. Gl.(29) ist iterativ zu lösen.

Für die metallische Schmelze folgt aus Tabelle 06.01.13/01A-1, daß die Flüssigkeitsgrenzschicht ebenso wie bei Wasser nur geringen Einfluß auf den Gesamtwärmeübergang hat. Bei der oxidischen Schmelze wird der Quotient  $\theta$  mit abnehmender Temperatur und mit zunehmendem Silikatgehalt immer kleiner. Im turbulenten Strömungsbereich ist eine noch stärkere Reduzierung des Gesamtwärmeübergangs zu erwarten, wenn der Reibungsbeiwert  $f_{\text{TP}}$  wieder proportional zur Viskosität der Schmelze berechnet wird.

Die Ergebnisse dieser Betrachtungen werden zur Zeit in den Code WECHSL übernommen.

### Literatur

- /1/ Reimann, M., Murfin, W.B.: PAHR Information Exchange Meeting, Ispra, Varese, Italy, Oct. 10-12, 1978
- /2/ Reimann, M., Murfin, W.B.: European Nuclear Conference, Hamburg, May 6-11, 1979
- /3/ Murfin, W.B., Reimann, M.: 18th ASME National Heat Transfer Conf., San Diego, Calif., Aug. 5-8, 1979
- /4/ Skoutajan, R.: Persönliche Mitteilung
- /5/ Alsmeyer, H., Murfin, W.B., Reimann, M.: KfK 2600, Juli 1978
- /6/ Reimann, M., Murfin, W.B., Alsmeyer, H.; KfK 2700, Sept. 1978
- /7/ Jordan, D.P.: Advances in Heat Transfer 5 (1968), 55-128

Stoff	$T_i$	$T_\infty$	$\frac{T_i - T_o}{T_\infty - T_o}$	$Pr_w$	$\phi$
Wasser-CO <sub>2</sub>	293	295.57	0.975	6.94	1.0326
$T_o = 194.6$ K	303	305.78	0.977	5.39	1.0351
Stahl- Beton	1750	1758.3	0.955	7.64	1.0100
$T_o = 1573$ K					
86.5% Glyz.	280	288.1	0.913	1891.	1.0052
CO <sub>2</sub>	290	298.0	0.923	993.	1.0060
$T_o = 194.6$ K	300	307.7	0.932	526.	1.0072
	310	317.4	0.940	278.	1.0086
98% Glyz.- CO <sub>2</sub>	303	314.9	0.901	3455.	1.0037
$T_o = 194.6$					
Oxid-Beton					
55% SiO <sub>2</sub>	1750	1796.9	0.791	3465.	1.0011
73% SiO <sub>2</sub>	1750	1827.4	0.696	77800.	1.0005

Tabelle 06.01.13/01A-1: Ergebnisse der Grenzschnittrechnungen

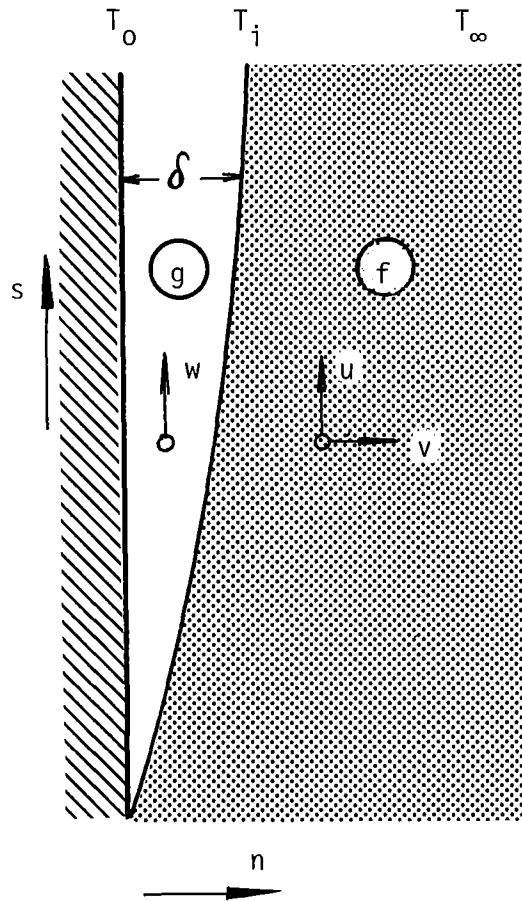
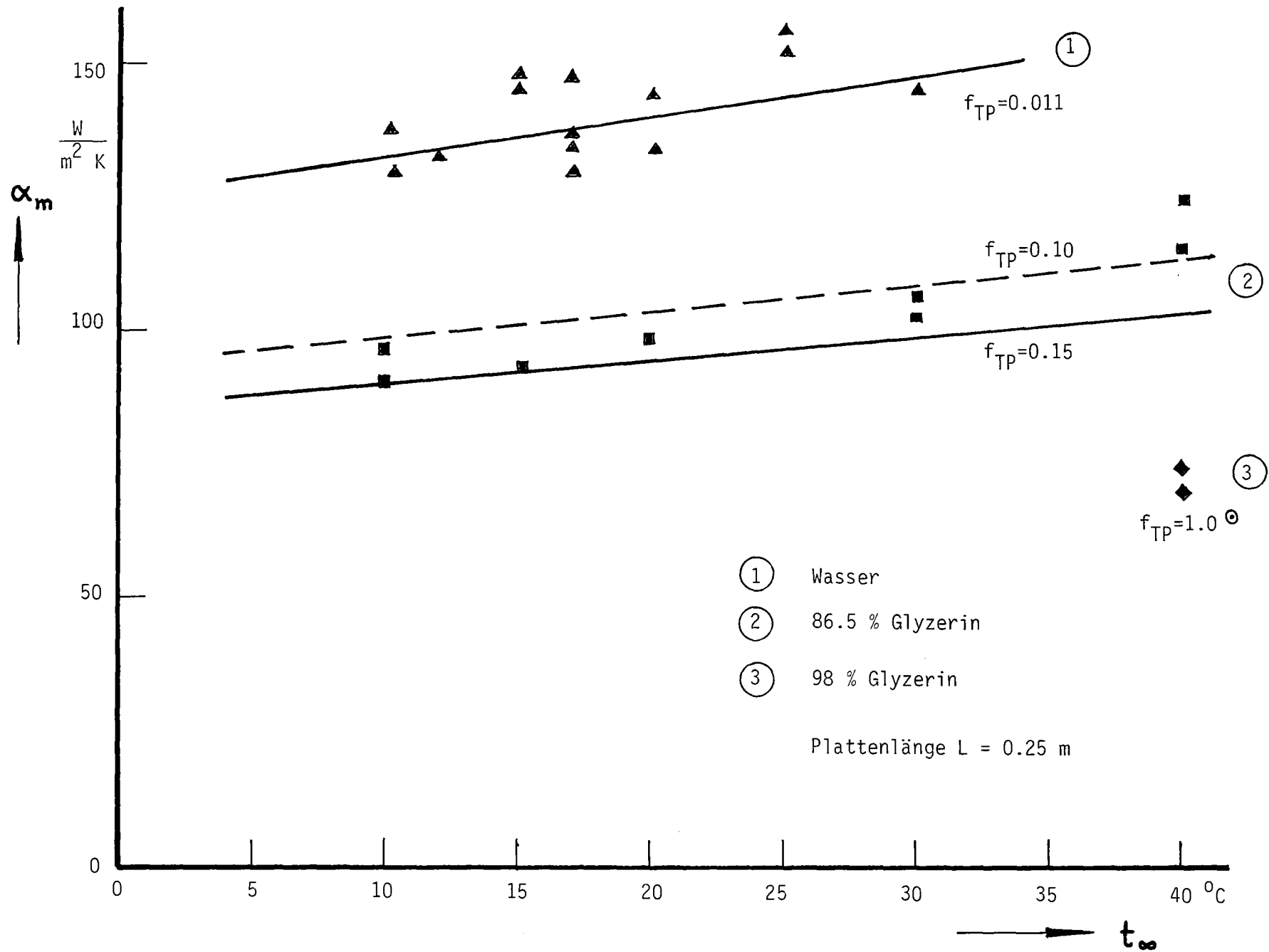


Bild 06.01.13/01A-1: Bezeichnungen für Gasfilm und Flüssigkeitsgrenzschicht

Bild 06.01.13/01A-2: Vergleich der Modelleperimente mit der Theorie



06.01.13/02A

Modellexperimente zum Kernschmelzen

PNS 4332

(H. Werle, INR)

Einfluß eines Gasstroms auf den Wärmeübergang  
zwischen zwei Flüssigkeitsschichten

1. Einleitung

Im Zusammenhang mit der Ausbreitung einer Kernschmelze in Beton ist man insbesondere am Wärmeübergang an den Beton aber auch an dem zwischen den beiden Phasen (Oxid, Metall) der Kernschmelze interessiert. Der Wärmeübergang zwischen den beiden Phasen einer Kernschmelze wurde in Modellexperimenten untersucht. Bei diesen Experimenten muß die bei der Betonzersetzung auftretende Gasproduktion simuliert werden, da sie den Wärmeübergang entscheidend beeinflusst. Das zeigten früher durchgeführte Experimente am System Silikonöl/Wasser /1/, wo bereits relativ kleine Gasflüsse einen Grenzflächenwärmefluß hervorriefen, der um etwa drei Größenordnungen höher ist als der bei rein thermischer Konvektion und bei gleicher Temperaturdifferenz zwischen den beiden Schichten. Es war zu vermuten, daß der Einfluß eines Gasstroms auf den Wärmeübergang stark von dem Dichteverhältnis der beiden Phasen abhängt. Es wurden deshalb, anschließend an das System Silikonöl/Wasser, Untersuchungen an Silikonöl/Wood-Metall durchgeführt. Diese Kombination kommt einer Kernschmelze im Dichteverhältnis und in einigen anderen Eigenschaften relativ nahe. In den Experimenten wird die schwere Flüssigkeit (unten) beheizt, d. h. es wird die Anfangs- (Oxid schwerer und höhere Leistungsdichte als Metall) bzw. die Endphase (durch Vermischung mit Beton Oxid leichter und kleinere Leistungsdichte als Metall) der Schmelze-Beton-Wechselwirkung simuliert.

2. Experimente

Der experimentelle Aufbau ist ähnlich wie in den vorhergehenden Experimenten mit Silikonöl/Wasser /1/. Der Boden des mit Wood-Metall (Schmelzpunkt  $70^{\circ}\text{C}$ ,

Dichte  $9.5 \text{ g/cm}^3$ ) und Silikonöl Ak5 (Dichte  $0.91 \text{ g/cm}^3$ ) gefüllten, seitlich isolierten Plexiglasbehälters (Innendurchmesser 14 cm) besteht aus einer elektrisch beheizten Kupferplatte, durch die über ein regelmäßiges Düsenmuster Stickstoff einströmt. Die eingespeiste, elektrische Leistung wird durch einen spiralförmig gewickelten Wärmetauscher an der Oberfläche der Ölschicht abgeführt.

Gemessen wird bei unterschiedlichen elektrischen Leistungen die stationäre, vertikale Temperaturverteilung in der Flüssigkeitsschichtung (mit Thermoelementen) in Abhängigkeit vom Gasvolumenstrom. Aus der Temperaturverteilung werden mittlere Temperaturen der beiden Schichten und daraus die Temperaturdifferenz  $\Delta T$  zwischen den Schichten ermittelt. Durch Division der elektrischen Leistung und des Gasvolumenstroms ( $\text{cm}^3/\text{s}$ ) mit der Bodenfläche erhält man den (nach oben gerichteten) Wärmefluss  $j (\text{W/cm}^2)$  und die sog. "superficial" Gasgeschwindigkeit  $v (\text{cm/s})$ .

### 3. Ergebnisse und Schlußfolgerungen

Bei rein thermischer Konvektion ( $v=0$ ) besteht zwischen der Temperaturdifferenz  $\Delta T$  zwischen den beiden Schichten und dem Grenzflächenwärmefluss  $j$  folgender Zusammenhang /2/

$$j = h_0^* \cdot \Delta T^{4/3}$$

wobei  $h_0^*$  nur von Materialkonstanten abhängt. In Anlehnung an diesen Ansatz wurden die hier vorliegenden Messungen mittels

$$j = h^*(v) \cdot h_0^* \cdot \Delta T^{4/3}$$

beschrieben. Die Größe  $h^*(v)$  gibt den Faktor an, um den der Wärmefluss bei gegebenen  $\Delta T$  durch einen Gasstrom entsprechend  $v$  vergrößert wird. Die Konstante  $h_0^*$  und die Funktion  $h^*(v)$  werden durch Anpassung an die experimentellen Werte ermittelt.

In Abb. 06.01.13/02A-1 sind die bisher vorliegenden Werte von  $h^*(v)$  für



Silikonöl/Wood-Metall und zum Vergleich auch die früher ermittelte Abhängigkeit für Silikonöl/Wasser dargestellt. Für beide Systeme nimmt der Grenzflächenwärmefluß  $j$  stark mit dem durch  $v$  beschriebenen Gasstrom zu. Bei Silikonöl/Wood-Metall ist der Effekt jedoch, erwartungsgemäß, wegen des größeren Dichteunterschieds, wesentlich kleiner als bei Silikonöl/Wasser.

Das System Silikonöl/Wood-Metall kommt in den wichtigsten Eigenschaften, insbesondere auch im Dichteverhältnis, einer Kernschmelze schon relativ nahe. Die Messungen zeigen, daß bereits relativ kleine Gasströme den Grenzflächenwärmestrom erheblich vergrößern (um den Faktor 8 bei  $v = 0.63$  cm/s). Beim Kontakt von Kernschmelzen mit Beton hat man in der Regel mit noch wesentlich größeren Gasflüssen zu rechnen, so daß man auch dort eine erhebliche Vergrößerung des Grenzflächenwärmeflusses, verglichen mit rein thermischer Konvektion, zu erwarten hat.

/1/ H. Werle, PNS-Halbjahresbericht 1978/I

/2/ R.D. Haberstroh and R.D. Reinders, Int. J. Heat Mass Transfer  
17 (1974) 307

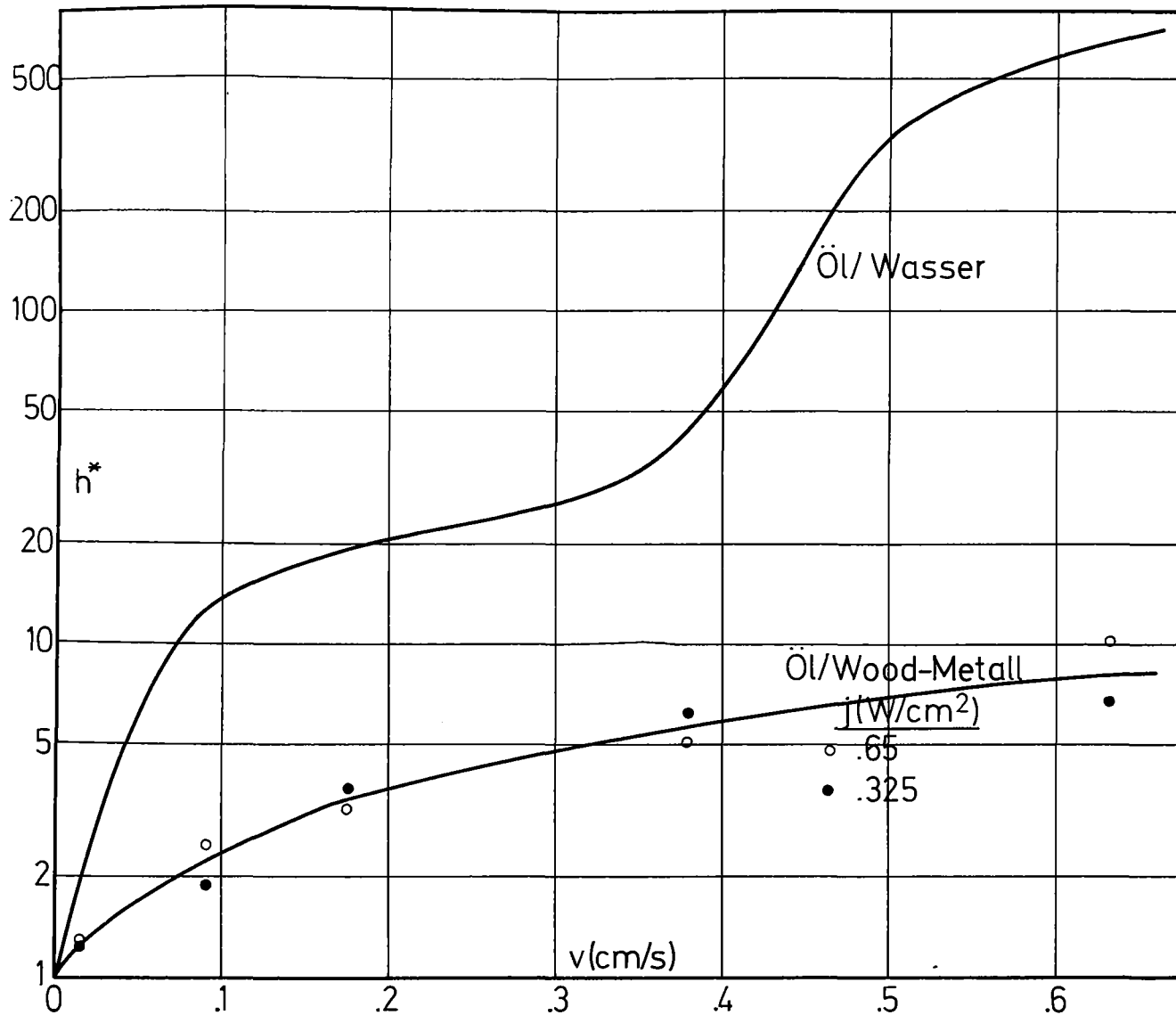


Abb. 06.01.13/02A-1

Grenzflächenwärmefluß  $h^*$  (relativ, bezogen auf rein thermische Konvektion)  
 in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit  $v$  des die Doppelschicht von unten  
 durchströmenden Gases.



06.01                    SICHERHEIT UND UMBEGUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrück-  
haltung und Reduktion der Strahlen-  
belastung

06.01.14            Abluftfilterung an Reaktoren    4400-1



06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren

06.01.14/01A Bestimmung von Iodkomponenten in der Abluft kerntechnischer  
PNS 4414 Anlagen

### 1. Vor-Ort-Versuche

(H. Deuber)

Die Ablagerungsgeschwindigkeiten der Iodkomponenten elementares Iod ( $I_2$ ), schwebstoffförmiges Iod und organisches Iod ( $CH_3I$ ) verhalten sich bei Weidepflanzen etwa wie 100 : 10 : 1. Zur Berechnung der Ingestionsdosen, die aus der Abgabe von Radioiod in die Umgebung von kerntechnischen Anlagen resultieren, sind die Anteile der Radioiodkomponenten in der Kaminfortluft zu bestimmen. Zur Verbesserung der Lüftungskonzepte von kerntechnischen Anlagen ist eine Bestimmung der Radioiodkomponenten in den relevanten Abluftströmen vorzunehmen. Die Messungen werden mit diskriminierenden Iodsammlern durchgeführt.

In einem Kernkraftwerk (DWR 3) wurden während eines halben Jahres (Sammelperioden 10 - 35) Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern in der Kaminfortluft und Digestorienabluft durchgeführt (KFK 2700). Während eines weiteren halben Jahres (Sammelperioden 36 - 61) wurden zusätzlich analoge Messungen in allen weiteren Hauptabluftströmen vorgenommen. Diese gehen aus Tab. 06.01.14/01A-1 hervor. Die Revision des Kernkraftwerks fiel auf die Sammelperioden 47 bis 57. Das Reaktordruckgefäß wurde am Ende der Sammelperiode 48 geöffnet und am Anfang der Sammelperiode 54 wieder geschlossen.

Die während der einzelnen Sammelperioden festgestellten  $^{131}I$ -Konzentrationen und Anteile der  $^{131}I$ -Komponenten sind in den Abb. 06.01.14/01A-1 bis 06.01.14/01A-12 wiedergegeben. Die Anteile des schwebstoffförmigen  $^{131}I$  sind nicht dargestellt, da sie meistens kleiner als 1 % waren.

Tab. 06.01.14/01A-1: Charakteristik der Abluftströme des DWR 3

Abluftstrom	Charakteristik
Abluft der Anlagenraumabluftfilter	Gefilterte Abluft aus den Anlagen- und Betriebsräumen des Reaktorgebäudes a)
Ringraumabluft und Spülluft	Abluft aus dem Ringraum, teilweise zusätzlich gefilterte Abluft aus den Anlagen- und Betriebsräumen des Reaktorgebäudes (Spülluft) b)
Digestorienabluft	Abluft aus den Abzügen, in denen Proben des Primärkühlmittels gezogen und verarbeitet werden
Hilfsanlagengebäudeabluft (G)	Abluft aus den oberen Teilen des Hilfsanlagengebäudes, den Sozialräumen und den Laboratorien
Hilfsanlagengebäudeabluft (H)	Abluft aus den unteren Teilen des Hilfsanlagengebäudes

- a) Abluftfilter während Sammelperioden 49 - 57 teilweise oder vollständig außer Betrieb.
- b) Spülluftanlage nur während Sammelperioden 48 - 56 und 60 - 61 in Betrieb.

(1 Sammelperiode = 1 Woche)

Die genannten Abbildungen lassen erkennen, daß die  $^{131}\text{I}$ -Konzentrationen zu Beginn der Revision in den meisten Abluftströmen stark anstiegen und im weiteren Verlauf der Revision allmählich wieder abfielen. Ein erneuter Anstieg setzte in den meisten Abluftströmen in der Sammelperiode 60 ein, in der der Reaktor abgeschaltet wurde. Bei den Anteilen der  $^{131}\text{I}$ -Komponenten traten bei Beginn der Revision nur in der Abluft des Hilfsanlagengebäudes (Meßstelle G) wesentliche Änderungen ein.

Die Abgaberaten der Abluftströme für die  $^{131}\text{I}$ -Komponenten während des Leistungsbetriebs und während der Revision gehen aus der Abb. 06.01.14/01A-13 bzw. 06.01.14/01A-14 hervor. Bei Leistungsbetrieb war die Digestorienabluft die Hauptquelle des  $^{131}\text{I}$ . Sie lieferte insbesondere die bei weitem größte Menge des radiologisch entscheidenden elem.  $^{131}\text{I}$ . Es läßt sich

zeigen, daß bei echtem Leistungsbetrieb, bei dem die Spülluft nicht eingeschaltet war (Sammelperioden 36 - 46), bei Filterung der Digestorienabluft mit einem Iodfilter von relativ geringer Abscheideleistung (DF für elem.  $^{131}\text{I}$  von 100, für org.  $^{131}\text{I}$  von 10) die rechnerisch ermittelte  $^{131}\text{I}$ -Ingestionsdosis in der Umgebung um einen Faktor von fast 4 niedriger ausgefallen wäre.

Während der Revision war das Gemisch aus Ringraumabluft und Spülluft die Hauptquelle für die  $^{131}\text{I}$ -Komponenten. Es ist davon auszugehen, daß die Spülluft den größten Beitrag lieferte. Der Anteil des elem.  $^{131}\text{I}$  ist in der Spülluft unerklärlich hoch, wenn einwandfreie Filterung vorausgesetzt wird.

Die in der Kaminfortluft während der gesamten Meßzeit von 1 Jahr festgestellten Abgaberaten, Abgaben und Anteile der  $^{131}\text{I}$ -Komponenten gehen aus Tab. 06.01.14/01A-2 und der Abb. 06.01.14/01A-15 bzw. 06.01.14/01A-16 hervor. Es ist folgendes zu erkennen:

1. Während des Leistungsbetriebs war der Anteil des elem.  $^{131}\text{I}$  am größten, während der Revision der Anteil des org.  $^{131}\text{I}$ . Insgesamt überwog der Anteil des elem.  $^{131}\text{I}$  (59 %). Diese Ergebnisse stehen im Gegensatz zu den bei einem Kernkraftwerk (DWR 2) mit ähnlichem Lüftungskonzept erhaltenen Ergebnissen, nach denen insgesamt der Anteil des org.  $^{131}\text{I}$  überwog (KFK 2700).
2. Während des Leistungsbetriebs waren im Vergleich zur Revision die Abgaberaten der  $^{131}\text{I}$ -Komponenten niedriger, die Abgaben der  $^{131}\text{I}$ -Komponenten jedoch höher.
3. Die Jahresabgabe an  $^{131}\text{I}$  betrug ca. 5 mCi und war bedeutend niedriger als die für den Standort genehmigte Jahresabgabe. (Damit war auch die Jahresabgabe an elem.  $^{131}\text{I}$  bedeutend niedriger als 50 % des genehmigten Jahreswertes.)

Die Messungen mit diskriminierenden Iódsammlern werden im DWR 3 im kommenden Berichtszeitraum abgeschlossen. Bis zur Aufnahme von analogen Messungen in einem SWR werden zur Aufklärung des Unterschieds in den Anteilen der  $^{131}\text{I}$ -Komponenten in der Kaminfortluft des DWR 2 und DWR 3 Messungen in den einzelnen Abluftströmen des DWR 2 durchgeführt.

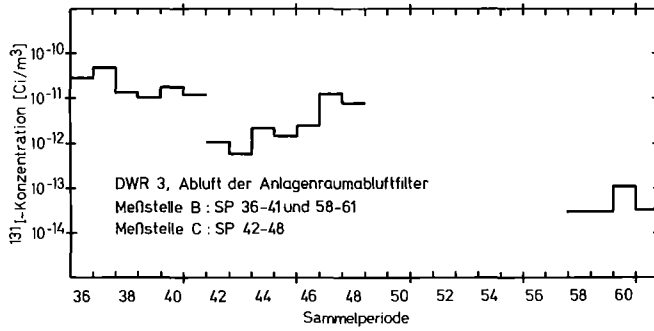


Abb. 06.01.14/01A-1 a)

Zeitlicher Verlauf der <sup>131</sup>I-Konzentration

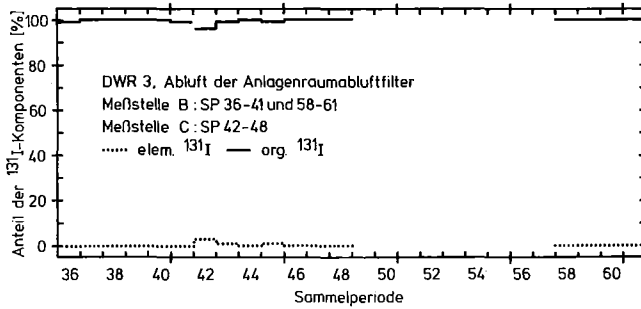


Abb. 06.01.14/01A-2 a)

Zeitlicher Verlauf des Anteils der <sup>131</sup>I-Komponenten

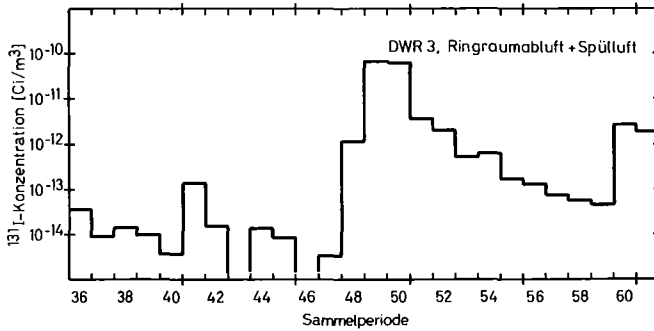


Abb. 06.01.14/01A-3

Zeitlicher Verlauf der <sup>131</sup>I-Konzentration

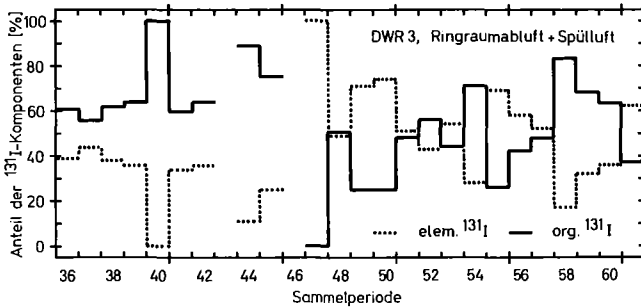


Abb. 06.01.14/01A-4

Zeitlicher Verlauf des Anteils der <sup>131</sup>I-Komponenten

a) Abluftfilter während Sammelperioden 49-57 teilweise oder vollständig außer Betrieb



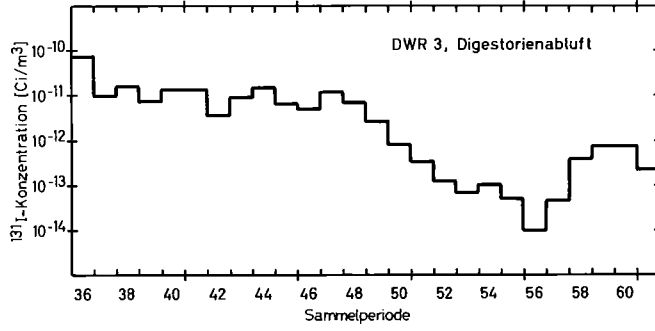


Abb. 06.01.14/01A-5

Zeitlicher Verlauf der <sup>131</sup>I-Konzentration

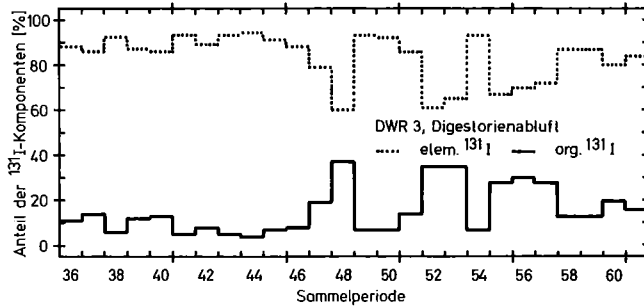


Abb. 06.01.14/01A-6

Zeitlicher Verlauf des Anteils der <sup>131</sup>I-Komponenten

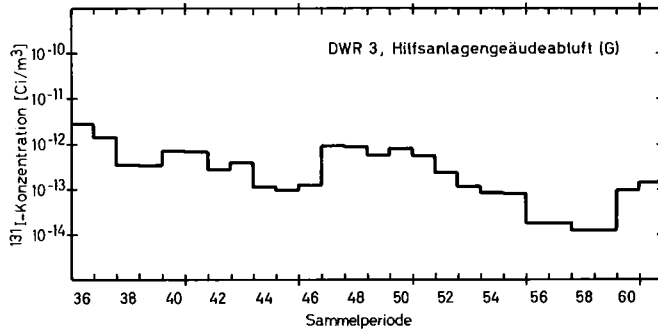


Abb. 06.01.14/01A-7

Zeitlicher Verlauf der <sup>131</sup>I-Konzentration

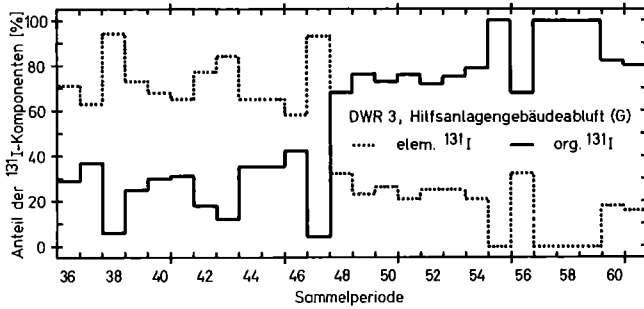


Abb. 06.01.14/01A-8

Zeitlicher Verlauf des Anteils der <sup>131</sup>I-Komponenten

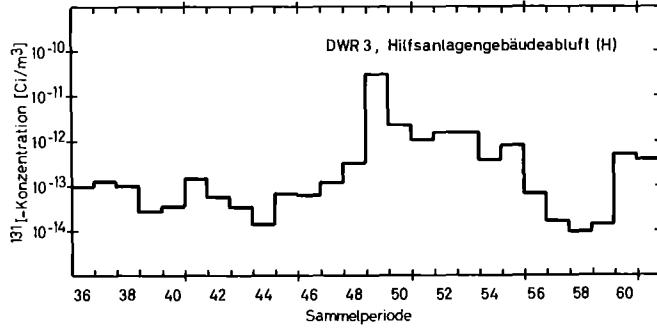


Abb. 06.01.14/01A-9

Zeitlicher Verlauf der <sup>131</sup>I-Konzentration

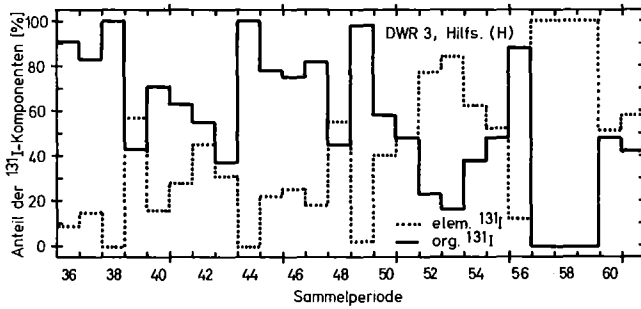


Abb. 06.01.14/01A-10

Zeitlicher Verlauf des Anteils der <sup>131</sup>I-Komponenten

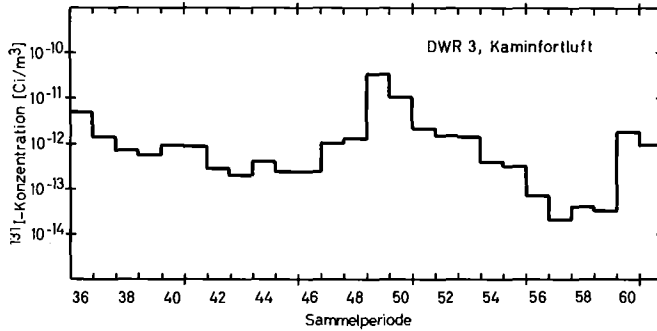


Abb. 06.01.14/01A-11

Zeitlicher Verlauf der <sup>131</sup>I-Konzentration

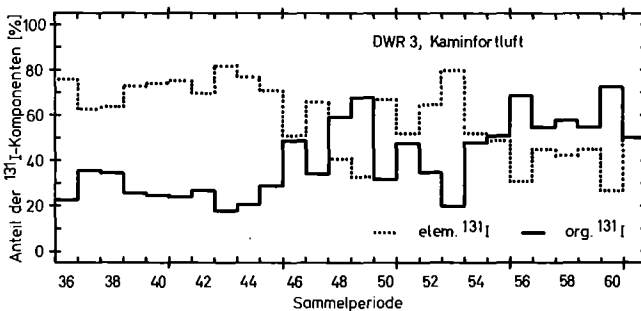


Abb. 06.01.14/01A-12

Zeitlicher Verlauf des Anteils der <sup>131</sup>I-Komponenten

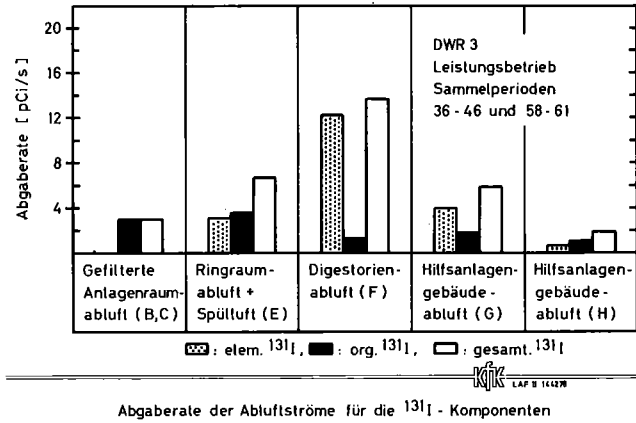


Abb. 06.01.14/01A-13

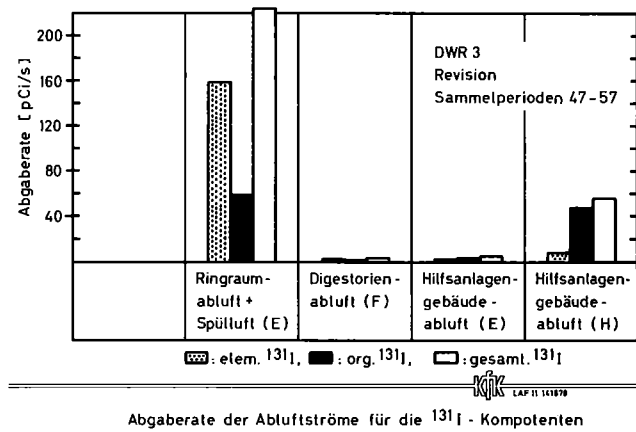


Abb. 06.01.14/01A-14

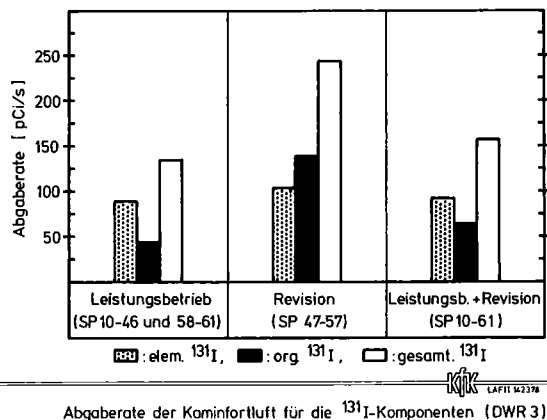


Abb. 06.01.14/01A-15

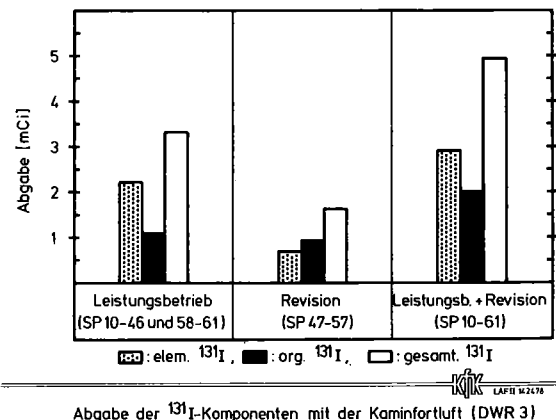


Abb. 06.01.14/01A-16

(SP: Sammelperiode)

Tab. 06.01.14/01A-2:  $^{131}\text{I}$ -Abgaberate,  $^{131}\text{I}$ -Abgabe und Anteil der  $^{131}\text{I}$ -Komponenten in der Kaminfortluft des DWR 3 (Meßzeit: 1 Jahr)

Zeitraum	Betriebszustand <sup>a)</sup>	Sammelperiode	$^{131}\text{I}$ -Abgaberate [pCi/s]	$^{131}\text{I}$ -Abgabe [mCi]	Anteil der $^{131}\text{I}$ -Komponenten [%] b)	
					Elem. $^{131}\text{I}$	Org. $^{131}\text{I}$
1. Meßhalbjahr	L	10-35	186 ± 46	2,9 ± 0,7	67	32
2. Meßhalbjahr	L	36-46 u. 58-61	43 ± 15	0,4 ± 0,1	64	35
	R	47-57	243 ± 155	1,6 ± 1,0	43	57
	L+R	36-61	127 ± 67	2,0 ± 1,1	47	53
1.+2. Meßhalbjahr	L	10-46 u. 58-61	134 ± 31	3,3 ± 0,8	67	33
	R	47-57	243 ± 155	1,6 ± 1,0	43	57
	L+R	10-61	157 ± 40	4,9 ± 1,3	59	41

a) L: Leistungsbetrieb; R: Revision

b) berechnet aus den mittleren Abgaberationen der  $^{131}\text{I}$ -Komponenten

## 2. Laborversuche

### 2.1. Abscheidung von $^{131}\text{I}$ in Form von $\text{CH}_3\text{I}$ an DSM 34

(H. Deuber)

DSM 34 ist als  $\text{I}_2$ -Sorptionsmaterial für diskriminierende Iodsammler vorgesehen, die in der stickoxidhaltigen Abluft von Wiederaufarbeitungsanlagen eingesetzt werden können. Für  $\text{I}_2$  hatte sich bei mittlerer Temperatur und relativer Feuchte ( $40^\circ\text{C}$ , 50 % r.F.) bei einer Verweilzeit von 0,1 s ein hinreichend hoher Abscheidegrad von 98 - 99 % ergeben, auch nach Behandlung mit  $\text{NO}_2$  (1 wöchiges Aufbewahren über rauchender Salpetersäure bei Zimmertemperatur) (KFK 2700). Im Berichtszeitraum wurde die Abscheidung von  $\text{CH}_3\text{I}$  unter diesen und anderen Bedingungen geprüft.

Die Ergebnisse der Versuche gehen aus Tab. 06.01.14/01A-3 hervor. DSM 34, das mit  $\text{NO}_2$  behandelt wurde, weist meistens einen höheren Abscheidegrad für  $\text{CH}_3\text{I}$  auf als nicht mit  $\text{NO}_2$  behandeltes Material. Bei hoher Temperatur ( $70^\circ\text{C}$ ) beträgt der Abscheidegrad bei 0,1 s Verweilzeit ca. 10 %.

Aus den Ergebnissen kann geschlossen werden, daß DSM 34 in stickoxidhaltiger Abluft wahrscheinlich nicht als  $\text{I}_2$ -Sorptionsmaterial eingesetzt werden kann, wenn keine Korrektur für die  $\text{CH}_3\text{I}$ -Abscheidung durchgeführt wird. (Diese läßt sich bei Einsatz mehrerer DSM 34-Betten vornehmen.) Es soll daher versucht werden, durch Änderung der Imprägnierung die  $\text{CH}_3\text{I}$ -Abscheidung an DSM 34 zu vermindern.

Tab. 06.01.14/01A-3: Abscheidegrad von DSM 34 für  $^{131}\text{I}$  in Form von  $\text{CH}_3\text{I}$

Trägerkonzentration:  $10^{-3} \text{ g/m}^3$   
Verweilzeit : 0,1 s/2,5 cm  
Beaufschlagungszeit: 1,0 h  
Vorströmzeit :  $\geq 20,0 \text{ h}$   
Nachströmzeit : 2,0 h

Bett-Temperatur [°C]	Luftfeuchte [%]	Abscheidegrad [%] <sup>a)</sup>	
		nicht mit $\text{NO}_2$ behandeltes DSM 34	mit $\text{NO}_2$ behandeltes DSM 34 <sup>b)</sup>
10	20	0,8	5,2
	80	0,3	0,3
40	50	1,4	1,7
70	20	3,3	11,7
	80	1,6	9,6

a) Verweilzeit 0,1 s; Mittel aus 6 Werten

b) 1 Woche über rauchender Salpetersäure bei Zimmertemperatur  
aufbewahrt

## 2.2. Abscheidung von hypoiodiger Säure (HIO) an anorganischen Sorptionsmaterialien und Aktivkohlen

(G. Birke)

Bei der Untersuchung des Abscheideverhaltens von hypoiodiger Säure (HIO) an anorganischen Sorptionsmaterialien und Aktivkohlen waren zwei wesentliche Fragen offen geblieben:

1. In welchem Ausmaß beeinträchtigt die Abscheidung von HIO an DSM 11 bei niedriger Temperatur und relativer Luftfeuchte die Einsatzfähigkeit dieses Sorptionsmaterials zur selektiven Abscheidung von  $I_2$  neben HIO in einem diskriminierenden Iodsammler?
2. Kann infolge von Desorption ein wesentlicher Anteil des Radioiods, das in Form von HIO auftritt, ein Aktivkohlefilter üblicher Auslegung penetrieren?

Die Klärung dieser Fragen ist Gegenstand dieses Berichts.

### Abscheidung von hypoiodiger Säure an anorganischen Sorptionsmaterialien

Bei geringen Temperaturen und relativen Luftfeuchten sowie kurzen Spülzeiten war eine erhebliche Abscheidung von HIO am Sorptionsmaterial DSM 11 beobachtet worden (KFK 2700). Damit liegt in diesem Bereich keine ausreichende Selektivität des DSM 11 zur Abscheidung von  $I_2$  vor. Die Ursache des Abscheideeffekts und seine Bedeutung für den Einsatz von DSM 11 im diskriminierenden Iodsammler war zu klären.

Zur Orientierung sind in Tab. 06.01.14/01A-4 die integralen Durchlaßgrade einer Filterstrecke mit DSM 11 gegenüber dem beaufschlagten Iod-Verbindungsgemisch, das bei Darstellung gasförmiger HIO entsteht (10 - 20 %  $CH_3I$  + Homologe, 90 - 80 % HIO, < 1 %  $I_2$ ), aufgelistet.

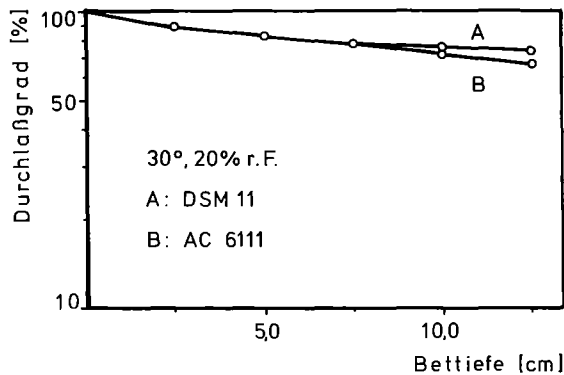
Tab. 06.01.14/01A-4: Integrale Durchlaßgrade von Filterstrecken mit DSM 11 gegenüber dem beaufschlagten Verbindungsgemisch (HIO, CH<sub>3</sub>I)

Bedingungen: Vorströmzeit :  $\geq$  20 h  
 Beaufschlagungszeit : 2 h  
 Nachströmzeit : 2 h  
 lin. Luftgeschwindigkeit: 25 cm/s

Integraler Durchlaßgrad (%) bei Bettiefe (cm)				
% r.F., °C	2,5	5,0	7,5	10,0 cm
2-3, 40	42,5	28,7	26,8	26,0
20, 10	46,4	39,6	38,8	37,8
20, 30	89,7	82,0	78,0	75,3
20, 70	98,7	97,8	96,9	96,1
50, 40	99,6	99,4	99,2	99,0
80, 10	99,3	98,8	98,4	98,2

Die Zunahme des Durchlaßgrades mit steigender Temperatur läßt auf physikalische Adsorption von HIO an dem Sorptionsmaterial schließen. In die Untersuchung mit einbezogen wird deshalb das anorganische Trägermaterial AC 6111, das zur Herstellung von DSM 11 dient. Abb. 06.01.14/01A-17 zeigt Durchlaßprofile von mit HIO/CH<sub>3</sub>I beaufschlagten Sorptionsstrecken von DSM 11 und AC 6111.





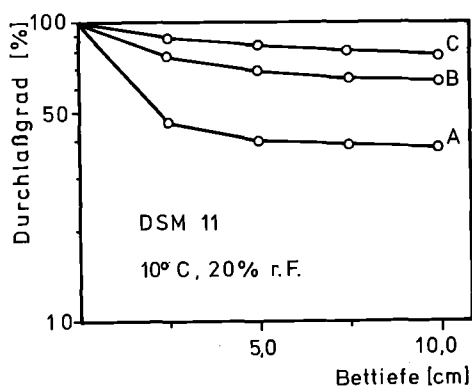
KfK LAF II 1410579  
Durchlaßprofile von Sorptionsstrecken mit DSM 11 und AC 6111 (H <sup>131</sup>I)

Bedingungen: Vorströmzeit :  $\geq 20$  h  
Beaufschlagungszeit: 2 h  
Nachströmzeit : 2 h

Abb. 06.01.14/01A-17

Der gleiche Verlauf der Durchlaßprofile zeigt, daß die Imprägnierung für die Abscheidung von HIO nicht entscheidend ist.

Es wurde berichtet (KFK 2700), daß <sup>131</sup>I-Aktivität, die in Form von HIO auf DSM 11 beaufschlagt wird, bei Anwendung von Luft mittlerer Feuchte schon nach kurzer Zeit vom Sorptionsmaterial quantitativ freigespült werden kann. Diese Desorption von HIO wurde auch bei geringer Luftfeuchte bestätigt, allerdings müssen dann wesentlich längere Nachspülzeiten angewandt werden (Größenordnung: Wochen). Es ist möglich, auch bei 30°C und 20 % r. F. den größten Teil der abgeschiedenen Aktivität in einer Woche freizuspülen. Bei den Verweilzeiten, die im diskriminierenden Iodsammler pro DSM 11-Stufe eingehalten werden (ca. 0,1 s), ist nach 1 Woche Spülzeit praktisch alle Aktivität desorbiert. Selbst bei einer Filterstrecke von 10 cm Länge steigt der Durchlaßgrad unter gleichen Bedingungen von 75 auf 95 %. Abb. 06.01.14/01A-18 zeigt Durchlaßprofile von Sorptionsstrecken, die bei 10°C und 20 % r. F. beaufschlagt und 2, 4 und 72 Stunden unter den gleichen Bedingungen nachgespült wurden.



A: 2 h Nachströmzeit  
B: 4 h  
C: 72 h  
Lin. Luftgeschwindigkeit: 25 [cm/s]



Desorption von HIO vom Sorptionsmaterial  
DSM 11

Abb. 06.01.14/01A-18

Die Desorption von HIO ist offensichtlich. Die am Anfang rasche Desorption verlangsamt sich mit steigender Zeit erheblich. Eine annähernd quantitative Freispülung konnte deshalb unter diesen Bedingungen nicht erreicht werden. Aus experimentellen Gründen wurden Nachspülzeiten von > 72 h nicht realisiert.

Aus den genannten Daten ergibt sich, daß DSM 11 für den Einsatz im diskriminierenden Iodsammler zur selektiven Abscheidung von  $I_2$  neben HIO im Extremfall, nämlich bei  $10^{\circ}C$  und 20 % r. F., untauglich ist. Auch bei  $30^{\circ}C$  und 20 % r. F. können unter bestimmten Bedingungen (Prozentanteil  $HIO \geq I_2$ , kurze Beaufschlagungszeiten, Schwankungen in der Zusammensetzung des Iod-Verbindungsgemisches u. ä.) erhebliche Fehler auftreten.

#### Abscheidung von hypoiodiger Säure an Aktivkohlen

Erste Versuche (Tab. 06.01.14/01A-5) zur Abscheidung von HIO an verschiedenen Aktivkohlen zeigten hohe Abscheidegrade und Unterschiede in der Abscheideleistung von einzelnen Aktivkohletypen. So ergab sich eine bessere Abscheideleistung der KI-imprägnierten Aktivkohle CG 0,8 gegenüber SS 207 B, KI-im-

prägniert, und eine höhere Abscheideleistung der TEDA-imprägnierten Aktivkohle gegenüber der KI-imprägnierten Aktivkohle bei gleicher Grundkohle.

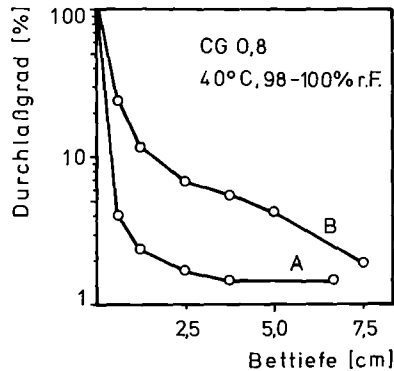
Tab. 06.01.14/01A-5: Abscheidung von HIO/CH<sub>3</sub>I an Aktivkohlen

Bedingungen: Vorströmzeit :  $\geq$  20 h  
 Beaufschlagungszeit : 2 h  
 Nachströmzeit : 2 h  
 lin. Luftgeschwindigkeit: 25 cm/s  
 40°C, 98-100 % r. F.

	Integraler Abscheidegrad (%) bei Bettiefe (cm)			
	2,5	5,0	7,5	10,0 [cm]
CG 0,8 (KI)	98,3	98,5	98,6	98,7
SS 207 B (KI)	92,8	97,8	99,0	99,3
SS 207 B (TEDA)	98,5	99,7	99,7	99,7

Wie berichtet (KFK 2700), führt die Abscheidung von <sup>131</sup>I-Aktivität in Form von HIO an der Aktivkohle CG 0,8 (KI-imprägniert) zunächst nicht zu einer festen Bindung an die Aktivkohle. Die physikalische Adsorption von HIO und Transport durch Desorption durch die Filterschicht wird durch die Durchlaßprofile in Abb. 06.01.14/01A-19 bestätigt. Kurve A entspricht einer Nachströmzeit von 2 h, Kurve B von 360 h.

Obwohl im Fall B eine Nachströmzeit von 360 h eingehalten wurde, ist gegenüber einer Nachströmzeit von 189 h (vergl. KFK 2700) kein weiterer Transport der <sup>131</sup>I-Aktivität zu größeren Bettiefen zu beobachten, d. h. unter den angewandten Bedingungen führt die Desorption von HIO nicht zu einem Durchbruch durch die Filterstrecke, sondern zu einer festen Bindung an die Aktivkohle bei größeren Bettiefen. Wie aus Abb. 06.01.14/01A-19 ersichtlich, kann bei einer Bettiefe von ca. 7,5 cm ( $\hat{=}$  0,3 s Verweilzeit) ein Absinken des Abscheidegrades der Filterstrecke infolge Desorption von HIO verhindert werden.



A: 2 h  
B: 360 h Nachströmzeit  
Lin. Luftgeschwindigkeit: 25 [cm/s]



Desorption von HIO von Aktivkohle CG 0,8 [KI]

Bedingungen: Vorströmzeit :  $\geq$  20 h  
Beaufschlagungszeit: 2 h  
Nachströmzeit A : 2 h  
" B : 360 h  
lin. Luftgeschwindigkeit : 25 cm/s

Abb. 06.01.14/01A-19

Die durchgeführten Untersuchungen haben das Abscheideverhalten von hypoiodiger Säure an anorganischen Sorptionsmaterialien und Aktivkohlen in einigen wesentlichen Punkten geklärt. Weitere Versuche sind über einen erweiterten Parameterbereich geplant (höhere Temperatur), die zusätzliche Informationen über den Abscheidemechanismus liefern können. Da physikalische Adsorption dabei eine wichtige Rolle spielt, muß die Bedeutung von Alterungseffekten bei Aktivkohlen mit in die Betrachtung einbezogen werden.

06.01.14/02A Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für Störfall-  
PNS 4415 bedingungen  
(H.G. Dillmann, M. Feil, H. Pasler, LAF II)

Um den letzten Stand der einschlägigen Forschungsarbeiten berücksichtigen zu können, wurde eine neue Literaturrecherche über Schwebstofffilteruntersuchungen unter hohen Temperaturen, hohen Feuchten, Druckstößen, Beladungen und Strahlenbelastungen durchgeführt. Sie ergab, daß teilweise Einzeluntersuchungen über extreme Einwirkungen vorliegen. Meßdaten zur Wirkung der bei Störfällen in KKW zu erwartenden kombinierten Einflüsse von erhöhter Temperatur, hoher Luftfeuchte und Kondensateinspeicherung auf den Durchlaßgrad von Schwebstofffilter-Elementen sind jedoch nach wie vor nicht vorhanden.

Der AgI-Plasma-Aerosolgenerator mit allen zugehörigen Versorgungseinrichtungen wurde am technischen Filterprüfstand TAIFUN installiert und der Generator mit 28 V und 200 A in Betrieb genommen.

Zur Prüfung des Einflusses der elektrischen Leistung des Plasma-Aerosolgenerators (6 kW) auf die relative Feuchte über eine Temperaturerhöhung in der Prüfstrecke wurden Messungen in Abhängigkeit vom Volumenstrom bei 30°C und 85°C durchgeführt.

Die Meßergebnisse für 30°C und 20 % relativer Feuchte sind in Abb. 06.01.14/02A-1 aufgetragen.

Ein Vergleich der Temperaturerhöhung als Funktion der Temperatur und der relativen Feuchte ist in der Tab. 06.01.14/02A-1 angegeben.

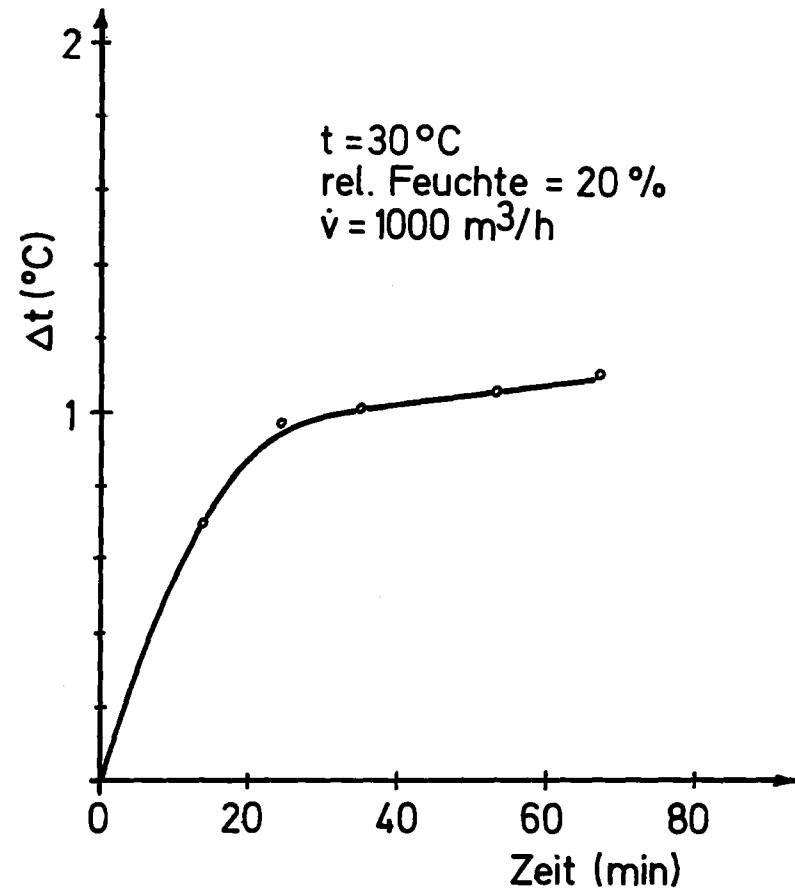
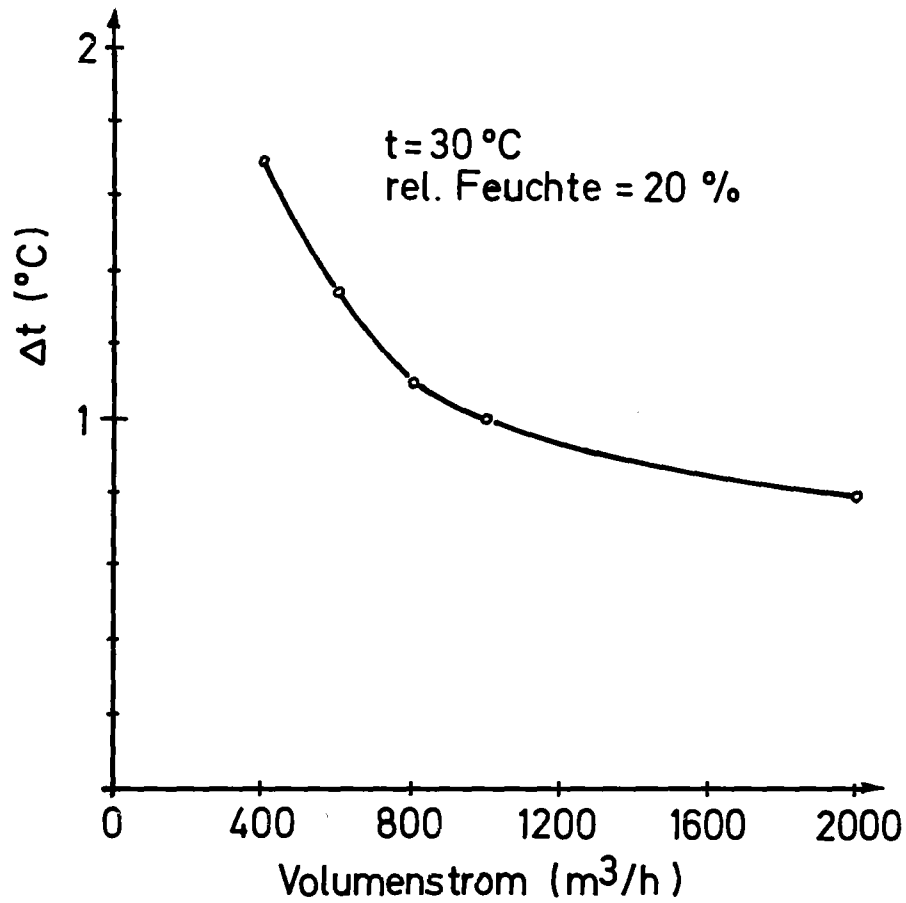


Abb. 06.01.14/02A-1

Temperaturerhöhung im Prüfstand durch den Plasma-Aerosolgenerator

- a. Abhängigkeit vom Volumenstrom
- b. zeitliche Abhängigkeit

Tab. 06.01.14/02A-1: Temperaturerhöhung im Prüfstand durch den Plasma-Aerosolgenerator bei 30°C und 85°C in Abhängigkeit vom Volumenstrom und der relativen Feuchte

Volumenstrom [m <sup>3</sup> /h]		600	1200	2000
Temp. [°C]	rel. Feuchte [%]	Δt [°C]		
30	20	1,35		0,8
	90	0,6	0,35	0,3
85	20	1,1	1,1	
	90	0,3	0,2	

Hieraus ergibt sich eine maximale Absenkung der relativen Luftfeuchte von 2 % in trockener Luft und 3 % in feuchter Luft von 30°C bzw. 0,8 % und 1 % bei Luft von 85°C.

Die Aufnahme der Größenverteilung und die Bestimmung der Massenkonzentration des AgI-Prüfaerosols bei hoher Temperatur und hohen Luftfeuchten im technischen Filterprüfstand TAIFUN sind in Vorbereitung.

Messungen an marktgängigen Filtern im Hinblick auf Feuchte-, Temperatur- und Druckbeständigkeit werden im Anschluß daran vorgenommen.

06.01.14/03A Alterung und Vergiftung von Iod-Sorptionsmaterialien  
PNS 4416 (J. Furrer, R. Gerhard, R. Kaempffer, J.G. Wilhelm, LAF II)

Das Versuchsprogramm zur optimalen Betriebsweise eines MWS-Filters (KFK 2700) wurde in folgenden Punkten fortgesetzt:

1. Bestimmung des Verlustes an Abscheideleistung bei kontinuierlichem Filterbetrieb eines MWS-Filters (Filterbett-Tiefe der Aktivkohle von je 25 cm für Schadstoff-Voradsorption und Iodabscheidung) nach Beaufschlagung der A-Kohlebetten in speziellen Prüfständen mit der Anlagenraumabluft eines DWR-KKW.
2. Bestimmung der Lösungsmittel- und sonstigen Schadstoff-Beladungen der in den Prüfständen eingesetzten Aktivkohle.
3. Qualitative und quantitative Bestimmung der Schadstoff-Komponenten in der Anlagenraumabluft (Filterzuluft) des DWR-KKW mit Hilfe eines kontinuierlich arbeitenden Gaschromatographen.

### Ergebnisse

zu 1. In den Tab. 06.01.14/03A-1u.2 sind die Ergebnisse der Untersuchung von Abscheidegraden unter simulierten Betriebsbedingungen (lineare Luftgeschwindigkeit: 50 cm/s, 40°C, 75 % r. F., Vorkonditionierung: 1 h, Beaufschlagung mit  $\text{CH}_3^{131}\text{I}$  als Prüfmedium) aufgeführt.

Nach 10monatiger Dauer der Beaufschlagung sind die integralen und differentiellen Abscheidegrade gegenüber frischer Kohle erheblich abgesunken. Beispielhaft ist die Verminderung des integralen Abscheidegrades des Nachfilters (entspricht 50 cm Bett-Tiefe) auf 99,1 % gegenüber 99,999 % der frischen Kohle bei 25 cm Bett-Tiefe.

zu 2. Die Abb. 06.01.14/03A-1 zeigt, als Ergebnis der gaschromatographischen Analyse der Aktivkohleneluate, die Verteilung von Lösungsmitteln über die Bett-Tiefe.

Nach 10- und 12monatiger Dauer der Beaufschlagung können über die gesamte Bett-Tiefe von 50 cm schwerflüchtige Lösungsmittel nachgewiesen werden. Dieses Ergebnis erklärt weitgehend die oben beschriebene Erniedrigung der Abscheidegrade.



Tab. 06.01.14/03A-1: Integrale Abscheidegrade von Iod-Sorptionskohlen gegen-  
über  $^{131}\text{I}$  nach der Beaufschlagung mit lösungsmittel-  
haltiger Anlagenraum-Abluft eines KKW

$v_{\text{lin}}$ : 50 cm/s

Einsatz als:	Dauer der Beaufschlagung	Integraler Abscheidegrad der Testbetten in %				
		Bett-Tiefe [cm]				
		5	10	15	20	25
Frische Kohle	keine	93,7	99,6	99,97	99,996	99,999
Vor-Filter Nach-Filter	8 Monate	13,5	45,1	70,2	88,6	95,8
		66,7	90,0	97,2	99,2	99,8
Vor-Filter Nach-Filter	10 Monate	10,0	39,1	64,0	84,9	94,3
		61,8	85,0	94,0	97,6	99,1
Vor-Filter Nach-Filter	12 Monate	7,8	34,3	59,9	83,1	94,6
		76,1	95,2	99,1	99,8	99,97

Prüfbedingungen:

Testbett-Temperatur: 40<sup>0</sup>C; relative Feuchte: 75 %

Einleitungszeit : 1 h; Vorbefeuchtungszeit: 1 h

Nachströmzeit : 1,5 h

Prüfmedium : CH<sub>3</sub>I

Tab. 06.01.14/03A-2: Differentielle Abscheidegrade von Iod-Sorptionskohlen gegenüber  $^{131}\text{I}$  nach der Beaufschlagung mit lösungsmittelhaltiger Anlagenraum-Abluft eines KKW

$v_{\text{lin}}$ : 50 cm/s

Einsatz als:	Dauer der Beaufschlagung	Differentieller Abscheidegrad der Testbetten in %				
		Bett-Tiefe [cm]				
		0-5	5-10	10-15	15-20	20-25
Frische Kohle	keine	93,7	94,4	92,3	84,8	64,2
Vor-Filter Nach-Filter	8 Monate	13,5 66,7	36,5 70,0	45,8 72,3	61,7 72,2	67,5 75,1
Vor-Filter Nach-Filter	10 Monate	10,0 61,8	32,3 60,8	41,0 59,9	58,1 61,0	62,0 62,5
Vor-Filter Nach-Filter	12 Monate	7,8 76,1	28,7 80,0	39,1 81,4	57,8 81,8	67,9 85,6

Prüfbedingungen:

Testbett-Temperatur: 40<sup>0</sup>C; relative Feuchte: 75 %

Einleitungszeit : 1 h; Vorbefeuchtungszeit: 1 h

Nachströmzeit : 1,5 h

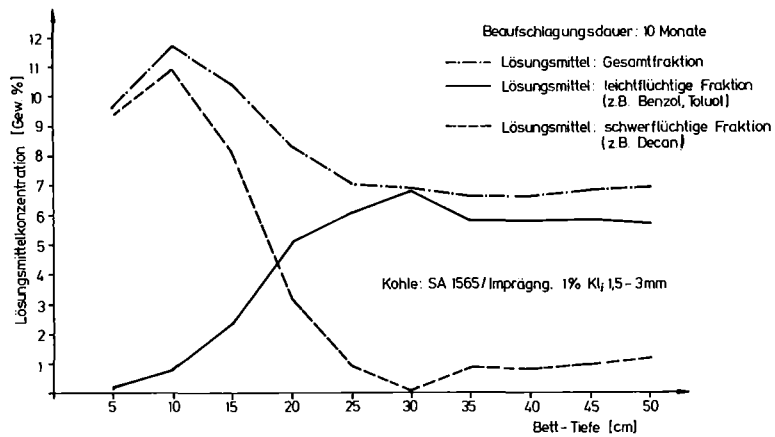
Prüfmedium :  $\text{CH}_3\text{I}$

Tab. 06.01.14/03A-3: Maximal-minimal Konzentrationen von organischen Lösungsmitteln [ $\mu\text{g}/\text{m}^3$ ] in der Anlagenraumabluft eines 1300 MW<sub>e</sub> DWR-KKW (Teil 1)

Datum	24.-30.5.	14.-21.6.	21.-28.6.	28.6.-5.7.	10.-16.8.	16.-23.8.	23.-30.8.	30.8.-6.9.
Aceton	250- 500	470-6000	420- 6000	310- 6000	0- 400	0- 660	130- 530	0- 5900
Benzol	50- 90	90-3500	0- 215	400- 3300	90- 530	90- 350	0- 270	0-10000
Butylacetat	60- 280	50-1100	60- 310	95- 380	30- 230	30- 150	700-1100	100- 1100
Dekan	60- 110	25- 300	30- 130	25- 370	290- 530	70- 130	90- 330	50- 130
Ethylbenzol	420- 500	50- 800	30- 110	25- 730	10- 330	200- 800	500- 660	60- 800
Methylenchlorid	350- 900	490-1100	740-14000	2450-14000	880-4200	660-2600	660-5300	440-25000
Nonan	55- 110	20- 300	50- 170	170- 300	350-2500	1140-1930	1800-5270	350-10000
Toluol	340- 570	50- 200	50- 250	90- 1500	180- 330	200- 340	300- 550	120- 670
Gesamt-Xylol	4400-5100	350- 440	260- 530	260- 7400	700-3400	3100-10000	2880-5200	2800- 9300
Gesamt-lösungsmittel [ $\text{mg}/\text{m}^3$ ]	6,0-8,2	1,6-13,7	1,6-22,0	3,8-34,0	2,5-12,5	5,5-17,0	7,0-19,0	4,0-63,0
Interventionsphase: 2.6. - 12.8.1978 Abstellung der Anlagenraumabluft: 10.7. - 9.8.1978								

Tab. 06.01.14/03A-3: Maximal-minimal Konzentrationen von organischen Lösungsmitteln [ $\mu\text{g}/\text{m}^3$ ] in der Anlagen-  
raumabluft eines 1300 MW<sub>e</sub> DWR-KKW (Teil 2)

Datum	20.-27.9.	27.9.-4.10.	31.10.-9.11.	9.-15.11.	15.-23.11.	23.-29.11.	13.-20.12.
Aceton	400-15000	530- 2100	0- 130	260- 530	0- 800	100- 230	110- 230
Benzol	90- 350	0- 90	0- 180	0- 200	0- 350	70- 140	70- 210
Butyl- acetat	1040- 1100	> 1100	60- 130	150- 250	120- 160	160- 200	200- 300
Dekan	15- 90	20- 40	40- 460	220- 600	40- 120	40- 60	10- 150
Ethyl- benzol	140- 800	> 800	150- 710	250- 760	300- 510	360- 610	220- 280
Methylen- chlorid	1320-25000	2200- 7240	880-1540	440- 900	440-1300	280- 560	550-6750
Nonan	1930- 3420	2720-10000	260-1500	530- 880	180-1050	20- 30	10- 60
Toluol	220- 250	210- 280	80- 260	130- 370	180- 260	130- 300	100-1000
Gesamt- Xylol	2020- 3250	2400- 3800	1600-6700	2800-7800	3100-5300	4700-5000	4800-5000
Gesamt- lösungs- mittel [ $\text{mg}/\text{m}^3$ ]	7,8-49,2	10,0-25,5	3,1-11,6	5,1-12,0	4,4-10,0	5,9-7,1	6,0-14,0



Konzentration der Lösungsmittel in der Adsorptionskohle

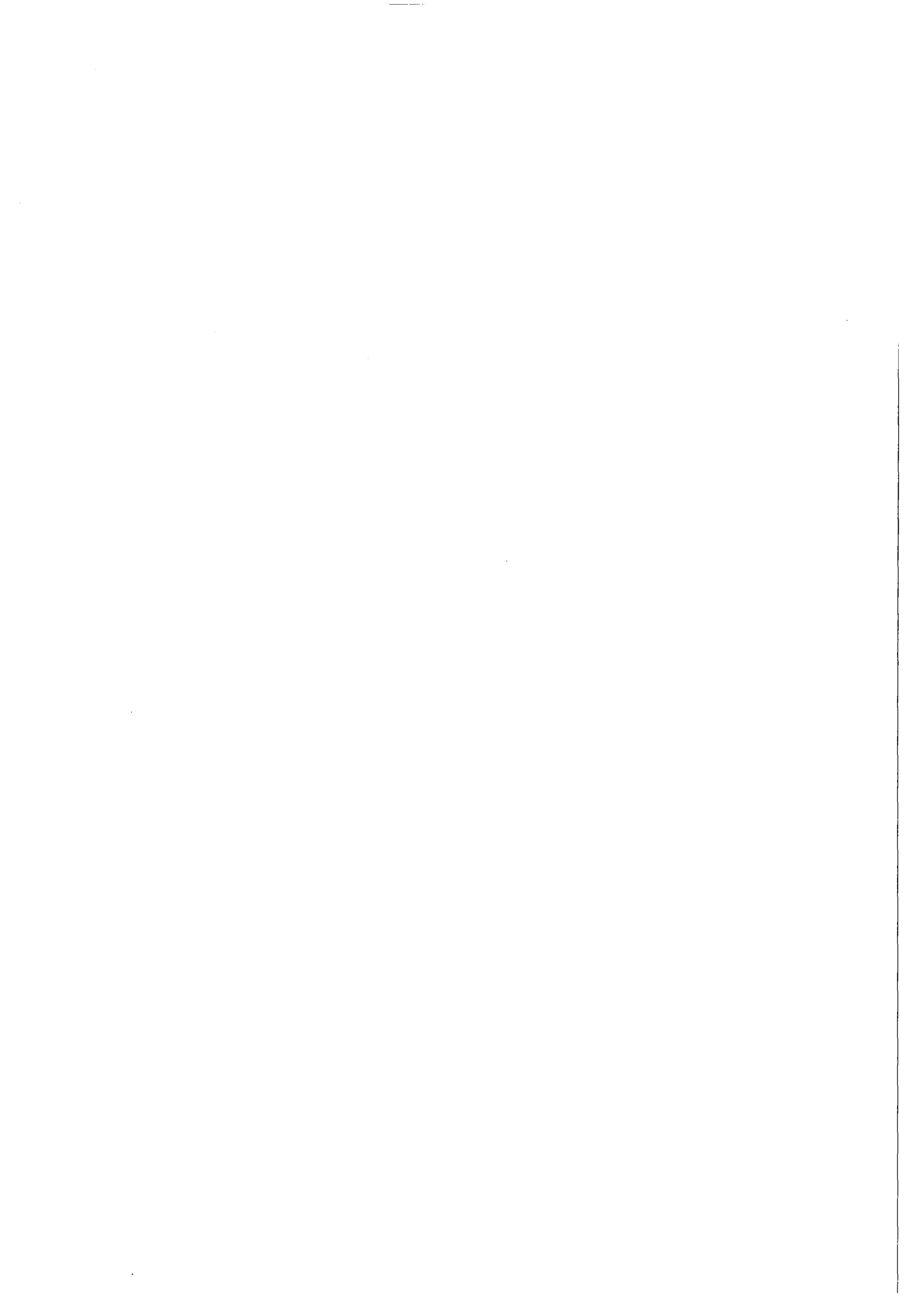
Abb. 06.01.14/03A-1

zu 3. Das gaschromatographische Untersuchungsprogramm mit kontinuierlicher, qualitativer und quantitativer Überwachung der Anlagenraumabluft ist über einen größeren Zeitraum durchgeführt worden.

Die Ergebnisse dieser Überwachung sind Tab. 06.01.14/03A-3 zu entnehmen.

Im Überwachungszeitraum wurde während und kurz nach der Interventionsphase ein starkes Ansteigen der Lösungsmittelkonzentration bis auf  $63 \text{ mg/m}^3$  gemessen.

Als typisch für den Normalbetrieb kann eine Konzentration von  $6 - 12 \text{ mg/m}^3$  angesehen werden.



06.02            SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUF-  
ARBEITUNGSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01        Störfallablaufanalyse für die große Wiederauf-        4500-1  
arbeitsanlage (WA)





06.02.01 Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungsanlage (WA)

06.02.01/02A Untersuchung ausgewählter Störfälle im Bereich der Extraktion  
PNS 4513 (R. Avenhaus, K. Nagel, IDT)

## 1. Einleitung

Entsprechend der Zielsetzung - Analyse ausgewählter denkbarer Störfälle im Bereich der Extraktion in der großen Wiederaufarbeitungsanlage - wurde damit begonnen, die Möglichkeiten für entsprechende Störfälle in der WAK, die sich in mechanisch-hydraulischen Störungen und/oder Bränden auswirken können, quantitativ zu untersuchen, wobei von einer probabilistischen Analyse vorläufig abgesehen wurde. Es wurden Zündquellen und Brandgutarten in den Zellen aufgelistet und es wurden Bedingungen für größere Brände in den Zellen sowie die Ausbreitung über die Zellen hinaus zusammengestellt.

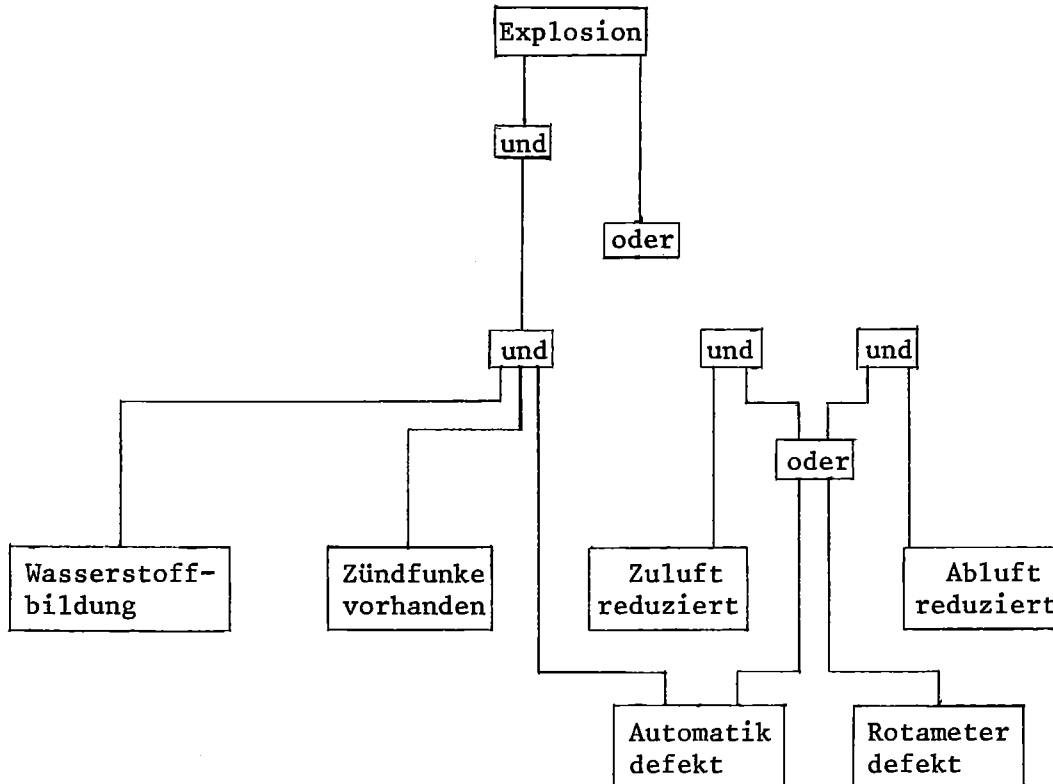
Zur Demonstration der zukünftigen Vorgehensweise wurde auf Vorschlag von Vertretern der WAK damit begonnen, die Möglichkeit einer Knallgasexplosion und ihrer möglichen Folgen in der 2B-Batterie im 2. Pu-Zyklus der WAK zu analysieren.

## 2. Beschreibung der 2B-Batterie

Die 2B-Batterie im Pu-Zyklus hat die Aufgabe, das in organischer Lösung angereicherte Pu in die wässrige Lösung überzuführen. Diese Rückextraktion wurde bisher mit stark verdünnter Salpetersäure in sogenannten Mischabsetzern durchgeführt, wobei das Plutonium als vierwertiges Ion vorlag. Da die Rückextraktion von dreiwertigem Pu jedoch vollständiger als von vierwertigem Pu verläuft, wird diese Batterie gegenwärtig durch die 2B-EMMA (Elektrolytischer Mehrstufen Mischabsetzer) ersetzt, in der das Pu<sup>4+</sup> elektrolytisch zu Pu<sup>3+</sup> reduziert wird. Die Elektrolyse der wässrigen Lösung erzeugt nebenbei Wasserstoff. Ein Vergleich mehrerer Literaturstellen ergab, daß bei 0°C und Normaldruck 0,41 l/Ah Wasserstoff gebildet werden. Knallgasexperimente haben gezeigt, daß Beimengungen von 4-74 Vol % H<sub>2</sub> in Luft zu Explosionen führen. Durch Dimensionierung eines Belüftungs- und Überwachungssystems sollte die Bildung eines explosiven H<sub>2</sub>/Luft-Gemisches vermieden werden. Die Elektrolysezellen werden mit 25 l Spülluft pro Amperestunde gespült, so daß bei Normalbetrieb 2 Vol % H<sub>2</sub> der Luft beigemischt sind.

### 3. Bedingung für eine Knallgasexplosion

Der folgende einfache Fehlerbaum zeigt die Bedingungen, die erfüllt sein müssen, damit es zu einer Knallgasexplosion kommt:



Die folgenden Betrachtungen sind qualitativ und lassen sich nicht direkt auf reale Verhältnisse anwenden.

Eine Explosion in der 2B-EMMA aufgrund eines explosiven  $H_2$ /Luft-Gemisches kann auftreten, wenn die Spannungselektroden bei extremen Werten nicht automatisch abgeschaltet werden und wenn zu wenig Spülluft durch die Batterie strömt. Im einzelnen lauten die Bedingungen für eine Knallgasexplosion also:

- a) Reduzierung der Zuluft unter den Minimalwert und Rotameter oder Automatik defekt  
oder
- b) Reduzierung der Abluft und Rotameter oder Automatik defekt.

Unter der Annahme einer Knallgasexplosion sind hinsichtlich der Auswirkung 2 Fälle zu unterscheiden:

- a) Liegt die Wasserstoff-Beimengung zwischen 4 und 14 Vol %, so treten lokale Explosionen auf, die jede für sich relativ schnell abklingen und somit zu keiner Drucküberhöhung führen. Folglich ist auch die Energiedissipation in das umgebende Medium (Kerosin) nicht sehr groß.
- b) Ist die  $H_2$ -Beimengung größer als 14 Vol %, so treten Detonationswellen auf, die Energiedissipation ist groß und das umgebende Medium fängt an zu brennen. Die an der Begrenzung der Batterie ankommende Druckwelle beträgt etwa 18 atm. Reflektierte interferierende Druckwellen können wesentlich höhere Werte erreichen, so daß es zu mechanischer Zerstörung kommen kann.

#### 4. Weiterführende Arbeiten

Unmittelbare weitere Untersuchungen konzentrieren sich auf folgende Teilbereiche:

- Druckbelastbarkeit der Batterie
- Ausbreitung der Druckwelle im Rohrkanal
- Energiedissipation in das Kerosin
- Einfluß von Verdünnungen ( $Ar$ ,  $O_2$ ,  $H_2$ ,  $N_2$ ) auf die Druckwelle.

Weiterführende Ziele unserer Untersuchungen sind

- die Analyse der Temperaturüberwachung der 2B-EMMA  
sowie
- die Abschätzung eines Lösungsmitteldampfbrandes und seiner Folgen.



06.02            SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGS\_  
                 ANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4600 - Abgasreinigung für Wiederaufarbeitungsanlagen

06.02.02        Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufarbeitungs-      4600-1  
                 anlagen

06.02.03        Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung              4600-8



06.02.02 Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufarbeitungsanlagen  
06.02.02/01A Verfahrensentwicklung und Optimierung der Filter zur Auflöser-  
PNS 4611 abgasreinigung  
(J. Furrer, H. Barth, R. Herrmann, H. Hunsinger, A. Linek,  
R. Oberst, LAF II)

Die im Rahmen von PNS und PWA errichtete Prototyp-Anlage mit Schwebstoff- und Sorptionsfiltern zur Auflöser-Abgasreinigung im technischen Maßstab (PASSAT) wurde termingerecht fertiggestellt und in Betrieb genommen. Nach der TÜV-Abnahme der Filterkomponenten zur Feintropfen-Abscheidung und zur Iod-Sorption beim Hersteller wurden diese in den PASSAT-Filterraum eingebaut, an das Rohrleitungssystem angeschlossen, mit Begleitheizungen versehen und isoliert.

Anschließend wurden Funktions- und Sicherheitsprüfungen an den Anlagengeräten (M- und R-Technik) und der Gesamtanlage gemäß den technischen Liefer- und Abnahmebedingungen durchgeführt. Nach einem 100 Stundenbetrieb mit der Prüfung und Inbetriebnahme der Medieneinspeisevorrichtungen (Luft, Wasser, Dampf) konnte im III. Quartal 1978 nach Beendigung der Nachbesserungsarbeiten und der Installation der Probenaufgabe und Probennahme für Tropfen und Partikel mit dem Versuchsprogramm begonnen werden.

Die erste Versuchsphase diente zur Überprüfung der Funktion der Tropfenaufgabe, -Probenentnahme und Messung (Abb. 06.02.02/01A-1+2).

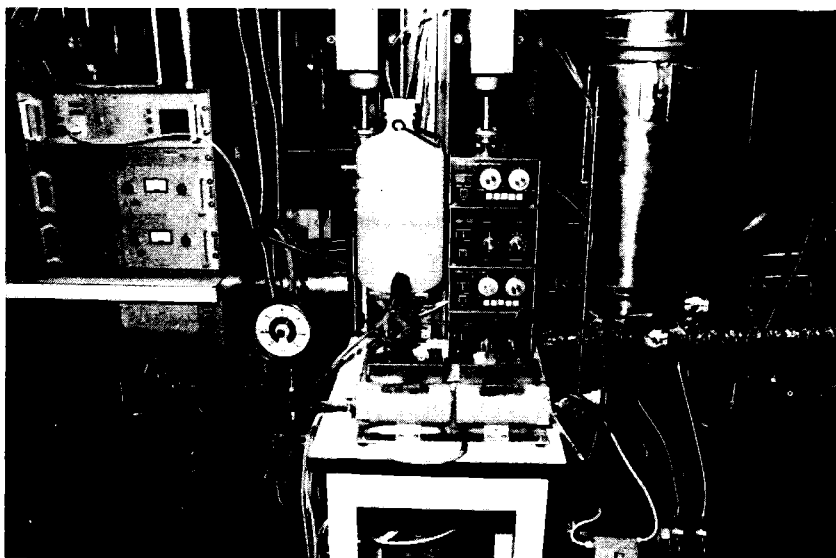


Abb.: 06.02.02/01A-1  
Tropfenmessung am Faserpaketabscheider

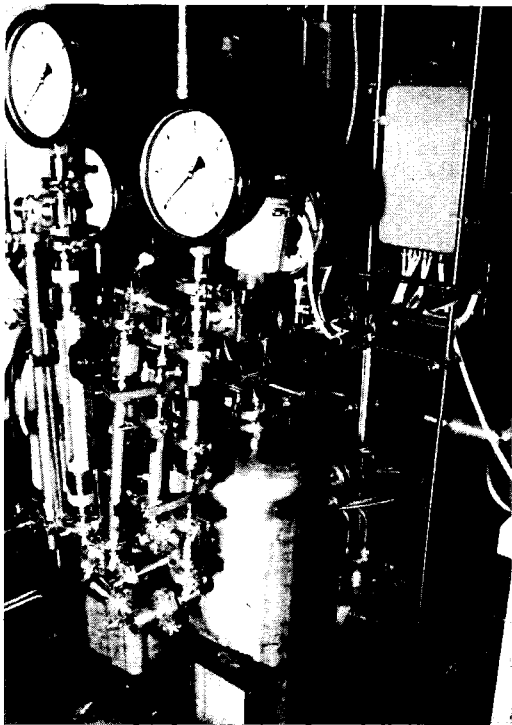


Abb.: 06.02.02/01A-2  
Tropfeinspeisung

Weiterhin wurden die physikalischen und apparatespezifischen Daten der Einzelapparate und der Gesamtanlage bestimmt, wie z. B. das Regelverhalten der Heizer, Kühler und Begleitheizungen, die Aufheiz- und Abkühlzeiten der Komponenten, die Funktion der Sicherheitsabschaltung, der Sicherheitsventile u.a. Anlagenteile.

Einfluß von Stickstoffmonoxid auf die Iod-Rückhaltung mit Iod-Sorptionsmaterial AC 6120-12 % Ag

(J. Furrer, K. Beringer, R. Kaempffer, LAF II)

Bei einer Minimierung des Abgases in der Head end-Prozeßführung einer großen Wiederaufarbeitungsanlage können Abgaszusammensetzungen auftreten, bei denen der durch die Luft zugeführte Sauerstoff nicht zur Oxidation des bei der Auflösung und Absorption entstehenden Stickstoffmonoxids ausreicht. Dadurch können kurzzeitig erhöhte Konzentrationen an Stickstoffmonoxid im Inertgas Stickstoff im Abgas vor den Iod-Sorptionsfiltern auftreten (ca. 1 Vol.%, Zeitdauer: 1 h). Nach T.M. Oza (J. Indian Chem. Soc. 32 [1955] 617/8) reagiert  $\text{NO}$  mit  $\text{AgNO}_3$  in wässriger Lösung aufgrund des Gleichgewichtes  $\text{AgNO}_3 + \text{NO} = \text{AgNO}_2 + \text{NO}_2$ . Bei der Reaktion von  $\text{AgNO}_3$  mit  $\text{NO}$  in der Gasphase, die bei  $\sim 150^\circ\text{C}$  einsetzt und am Schmelzpunkt des Salzes stärker wird



( $F_{\text{AgNO}_3} = 209^\circ\text{C}$ ;  $F_{\text{AgNO}_2} = \text{Zersetzung } 140^\circ\text{C}$ ), bilden sich neben  $\text{AgNO}_2$  und  $\text{NO}_2$  auch geringe Mengen Ag. Nach E. Divers zersetzt sich  $\text{AgNO}_3$  in  $\text{NO}$ -Atmosphäre bei weit niedriger Temperatur als in Luft.

Im Berichtszeitraum wurden Versuche mit Stickstoff als Trägergas unter Zuzumischung von Stickstoffmonoxid zur Abscheidung von elementarem Iod durchgeführt, das in hohen Konzentrationen in der Gasphase vorlag.

Zu klären war:

- Das Ausmaß der Zersetzung der  $\text{AgNO}_3$ -Imprägnierung des Iod-Sorptionsmaterials AC 6120-12 % Ag,
- die daraus folgende Reduktion der Beladungskapazität und des Abscheidegrades gegenüber elementarem Iod.

Tab. 06.02.02/01A-1: Iod-Abscheidung an AC 6120-12 % Ag in Luft und in einem  $\text{N}_2/1\% \text{NO}$ -Gemisch

Testbedingungen : Vorströmzeit: 20 h (Luft bzw.  $\text{N}_2 + 1\% \text{NO}$ )  
Beaufschlagungszeit: 4 h, Nachströmzeit: 20 h, Beladung: 18,1 g  $\text{I}_2$ , getracert mit ca. 1 mCi I-131  
Testbett-Länge : 70 cm, Durchmesser: 2,5 cm  
Verweilzeit ( $130^\circ\text{C}$ ): 1,46 s; ( $150^\circ\text{C}$ ): 1,39 s

Trägergas	Testbett-Temp. [ $^\circ\text{C}$ ]	AgI-Bildung 10 cm Bett-Tiefe [%]
Luft	130	98,1
"	150	97,1
Stickstoff + 1 % NO	130	91,7
	"	94,0
	150	94,9
	"	97,6
"	180	86,7

Bei einer Stickstoffmonoxid-Konzentration von 1 % und einer Einwirkungs-  
dauer von 24 h wurden bei Testbett-Temperaturen von 130 und 150<sup>0</sup>C keine  
wesentlichen Veränderungen der Beladepazität des Iod-Sorptionsmaterials  
AC 6120-12 % Ag in reinem Stickstoff festgestellt. Erst bei Temperaturer-  
höhung der Testbett-Temperatur auf  $t > 180^{\circ}\text{C}$  war eine sichtbare Zersetzung  
der  $\text{AgNO}_3$ -Imprägnierung des Iod-Sorptionsmaterials zu beobachten.

06.02.02/02A Entwicklung und Bau einer Abgasfilteranlage für  
PNS 4612 große Wiederaufarbeitungsanlagen

K.Jannakos, H.Hoffmann, H.Jochim, W.Lange, H.Mock,  
G.Potgeter, G.Zabel - IT

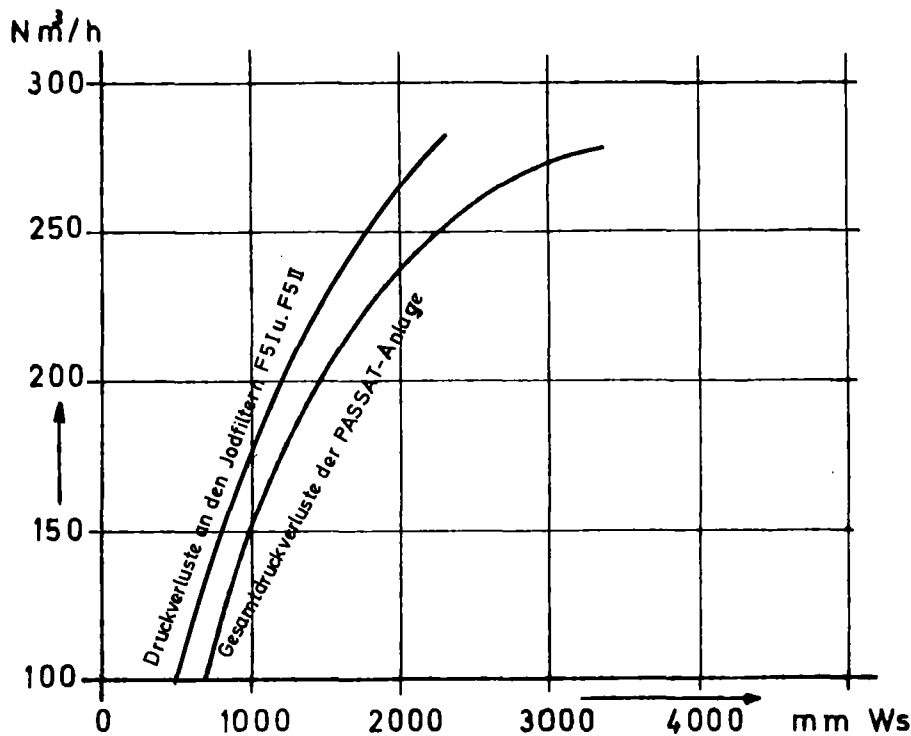
J.Amend - KTB/EA

### 1. Prototyp-Abgasfilteranlage PASSAT

Nach dem Abschluß der Abnahmeprüfungen für die PASSAT-Anlage im  
1. Halbjahr 1978 und der Fertigstellung der Abnahmeprotokolle wurde  
im 2. Halbjahr mit dem Versuchsbetrieb begonnen. Es konnten  
auslegungsgemäß für die Versuchsdurchführung alle erforderlichen  
Betriebsdaten eingestellt werden. Der ununterbrochene 4-wöchige  
Versuchsrhythmus konnte immer eingehalten werden, da alle Anlagen-  
teile einwandfrei funktioniert haben.

Die Gesamtdruckverluste der Anlage bei einem Mengenstrom von  
250  $\text{Nm}^3/\text{h}$  und neu eingesetzten Filterpatronen betragen bei den  
Auslegungstemperaturen der Filter ca. 2200 mmWS. Wenn die Filter-  
patronen beladen sind, erhöht sich der Gesamtdruckverlust auf  
ca. 3000 mmWS. Dieser liegt unterhalb des Auslegungswertes für die  
Druckdifferenz des Gebläses, die 4000 mmWS beträgt.

Der Gesamtdruckverlust der Anlage sowie der Druckverlust der  
Jodfilter in Abhängigkeit vom Gasstrom ist in der Abb. 06.02.02/02-1  
angegeben.



KIK IT-1978

## Druckverluste in Abhängigkeit von der Gasstrommenge

Abb. 06.02.02/02-1

### Abb. 06.02.02/02-1

Der Gasstrom läßt sich mit der vorgesehenen Bypassregelung im Bereich 80 - 300 Nm<sup>3</sup>/h regeln. Die Regelung bleibt stabil trotz Einspeisung von Dampf und Prüfaerosolen in den Gasstrom. Der eingespeiste Dampf wird größtenteils im Gebläsekühler (vor Gebläse) kondensiert und als Kondensat abgeführt.

Die für die Erprobung der Naßabscheider erforderliche Taupunkteinstellung (100 % rel. Feuchte) im Gasstrom für verschiedene Druck- und Temperaturwerte des Gasstromes bereitete Schwierigkeiten.

Die Einstellung der 100 % rel. Feuchte im Gasstrom erfolgt mit Hilfe eines Kühlers. Die Regelung des Kühlers ist so eingestellt, daß die Differenztemperatur zwischen primärem und sekundärem Medium am Ausgang des Kühlers max. 2 °C beträgt. Die Differenztemperatur im primären Medium zwischen Eingang und Ausgang Kühler beträgt max. 10 °C. Die genannten Temperaturwerte sind vor-

gegeben, um örtliche Unterkühlung des Gases zu vermeiden. Vor dem Kühler wird dem Gas Dampf beigemischt, und im Kühler wird der Gasstrom bis auf den gewünschten Taupunkt heruntergekühlt, wobei Kondensat entsteht. Dabei werden vom Gasstrom Kondensattropfen mitgerissen, die im anschließenden Erhitzer verdampft werden und dadurch den nach dem Kühler eingestellten Taupunkt erhöhen. Durch das Anbringen eines Tropfenabscheiders nach dem Kühler W5 soll diese Schwierigkeit behoben werden.

Zwischen Naßaerosolabscheider und Schwebstoffabscheider ist ein Erhitzer installiert, der das Gas aufheizt, um Kondensation im Schwebstofffilter zu vermeiden. Bei dem bisherigen Betrieb mit der PASSAT-Anlage hat sich herausgestellt, daß die Betriebstemperatur der Naßaerosolabscheider so niedrig wie möglich gewählt werden soll, um genügend Abstand zur Betriebstemperatur des Schwebstofffilters zu erreichen. Die Temperaturdifferenz ist abhängig von der Ausführung der Begleitheizung der Rohrleitung zwischen Naßabscheider und Schwebstofffilter (in einer Betriebsanlage nicht unbedingt erforderlich), von der Isolation der Leitung und dem Abstand zwischen Naßabscheider/Erhitzer und Erhitzer/Schwebstofffilter. In der PASSAT-Anlage reicht eine Temperaturdifferenz von ca. 30°C. Der Erhitzer sollte so nah wie möglich nach dem Naßabscheider installiert werden (ohne jedoch die Abscheidung durch Temperaturerhöhung zu beeinflussen), um die Entstehung von Kondensat in der Rohrleitung nach dem Naßabscheider zu vermeiden. In diesem Fall kann in einer Betriebsanlage auf die Begleitheizung wie oben angegeben verzichtet werden. Der Abstand zwischen Erhitzer und Schwebstofffilter (abhängig von der Bauart des Erhitzers) ist erforderlich, um evtl. im Gasstrom vorhandene Naßaerosole vor Erreichen des Schwebstofffilters - aufgrund der Aufheizung des Gasstromes - verdampfen zu können.

Die Taupunkttemperatur wird mit Geräten der Firma Endress & Hauser, Type WMT 9170, gemessen. Diese Geräte messen direkt den Taupunkt. Die Taupunkttemperatur ist die Temperatur des mit einer Kondensatschicht belegten Fühlers. Die Kondensatschicht wird durch Kühlung bzw. Heizung auf eine konstante Dicke geregelt. Die Temperatur des Fühlers wird gemessen und angezeigt. Sie ist gleich der Taupunkttemperatur. Fallen jedoch auf den Fühler Wassertropfen, z.B. bei 100 % rel. Feuchte des Gasstromes, die die Kondensatschicht beeinflussen, dann wird die Messung verfälscht. In solchen Fällen muß der Fühler so in der Strömungsrichtung montiert werden, daß die im Gas vorhandenen Tropfen sich nicht an der Kondensatschicht ablagern bzw. darauf fallende Tropfen vom Gasstrom mitgenommen werden. Eine bessere Lösung - sofern sie den Betrieb einer Anlage nicht beeinträchtigt - wäre, den gesättigten Gasstrom um ca. 10<sup>o</sup>C zu erhitzen, um dann durch Messung mit den o.g. Geräten den Taupunkt genau zu bestimmen.

## 2. Anlagenbetrieb

Im zweiten Halbjahr 1978 wurden zwei Versuchsphasen im Schichtbetrieb gefahren. Hierfür wurden die entsprechenden Betriebsunterlagen erstellt und die erforderlichen Prüfungen gemäß Bedienungsanleitung durchgeführt.

Die Betriebsmannschaft hat alle gemäß Versuchsplan vorgegebenen Betriebsdaten einstellen können. Der Betrieb verlief störungsfrei. In der Abschaltphase wurden Instandhaltungsarbeiten, Änderungen an der Anlage für die nächste Versuchsphase sowie die vorgeschriebenen Dichtheitsprüfungen durchgeführt. Undichtheiten wurden durch Nachspannen der Verbindungsteile beseitigt. Für den Betrieb der PASSAT-Anlage ist der außerhalb der PASSAT-Halle installierte Dampferzeuger erforderlich. Für seine Überwachung wurde in der PASSAT-Warte eine Störungsanzeige installiert. Die für die Durchführung der vorgeschriebenen Prüfungen und Instandhaltungsarbeiten erforderlichen Prüfgeräte und Ersatzteile wurden bestellt.

### 3. Jodfilter und Handhabungseinrichtungen

Im zweiten Halbjahr 1978 wurden die TÜV-Abnahmen der Jodfilter und der Handhabungseinrichtungen abgeschlossen. Eine mechanische Erprobung sowohl des Jodfilters als auch der Handhabungseinrichtungen konnte noch nicht durchgeführt werden. Die für Versuchszwecke durchgeführten Filterwechsel (ca. 20 mal) mit Verschraubung der verbrauchten Filtertrommeln konnten einwandfrei fernbedient durchgeführt werden. Die vorgeschriebene Dichtheit von  $\leq 10^{-3}$  Torr l/s zwischen Filtertrommel und Filtergehäuse wurde während des Betriebes überprüft. Sie blieb während der Versuchs- und Abschaltzyklen unverändert und entsprach dem o.g. Wert.

Die Messungen für Langzeitaussagen sind noch nicht abgeschlossen.

- 06.02.03                    Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung
- 06.02.03/01A              Untersuchung des Verfahrens (und Analytik) der  
PNS 4621                    Tieftemperatur-Rektifikation zur Kr-85-Abtrennung
- (R. v. Ammon, W. Bumiller, H.-G. Burkhardt, G. Franz  
und E. Henrich)

Im letzten Halbjahresbericht (1) hatten wir die Abhängigkeit des Krypton- und damit des Radioaktivitätsinventars von der Verfahrensführung der Tieftemperatur-Rektifikation (TTR) für die Krypton-Abtrennung in vier verschiedenen Verfahrensvarianten untersucht. Es hatte sich dabei gezeigt, daß die kleinsten Inventare dann erhalten werden, wenn das Krypton in der ersten Kolonne durch einen "Hilfsstoff" verdünnt wird. Ein solcher Hilfsstoff kann entweder das gegenüber dem Krypton in ca. 10-facher Menge vorliegende inaktive Xenon sein oder Sauerstoff, falls dieser nicht in der Vorreinigung zur TTR abgetrennt wird.

Da die Minimierung des Krypton-Inventars aus sicherheitstechnischen Gründen höchst wünschenswert ist, liegt der Gedanke nahe, nur die beiden Varianten weiter zu verfolgen, die sich eine dieser Maßnahmen zunutze machen. Tatsächlich wird die erstere Variante mit Vorabtrennung von  $O_2$  und Kondensation des gesamten Kr- und Xe-Gehalts des Abgases im Sumpf der 1. Kolonne derzeit in der Anlage KRETA näher untersucht. Die Variante mit Verflüssigung des Sauerstoffs in der 1. Kolonne wurde dagegen vorerst wegen der beim Umgang mit flüssigem  $O_2$  auftretenden Sicherheitsprobleme und der möglicherweise erhöhten  $O_3$ -Bildung ausgeschieden. Auch die grundsätzlich positiven Erfahrungen mit einem  $O_2$ -Verfahren für die Kr-85-Gewinnung beim INEL (Idaho, USA) können unsere Bedenken bei einer Anwendung auf das Abgas einer großen Wiederaufarbeitungsanlage nicht ausräumen.

Bei der "KRETA-Variante" ist vorerst noch die Erscheinung des Ausfrierens von Xenon aus der Gasphase in der Nähe des Speisegaseintritts bei höheren Xenon-Konzentrationen im Speisegas Gegenstand von Entwicklungsarbeiten (siehe Teil 06.02.03/03A). Bei der Anlage AZUR (Anlage zur Reinigung von Auflöserabgas der WAK) verspricht man sich gewisse Vorteile durch die Rückführung eines Teiles des Krypton-Produkts vom Kopf der 2. Kolonne zur 1. Kolonne. Dadurch erhöht sich das Krypton-Inventar in dieser Kolonne. Diese Erhöhung hält sich jedoch in Grenzen, weil das Edelgasprodukt nicht aus der flüssigen Phase des Sumpfes, sondern aus der im Gleichgewicht damit stehenden Gasphase entnommen wird, d.h., die Krypton-Konzentration verringert sich im flüssigen Sumpf zugunsten der Xenon-Konzentration.

Im folgenden wird eine Verfahrensmodifikation diskutiert, bei der sowohl das Ausfrieren von Xenon aus der Gas- und der Flüssigphase vermieden, als auch Krypton-Inventar relativ klein gehalten wird. Merkmale sind:

- 1) Partielle Vorabtrennung des Xenons;
- 2) Abzug von Krypton-Produkt aus der Gasphase am Akkumulationspunkt in der 1. Kolonne.

In Abb. 06.02.03/01A-1 ist das Grundfließbild des Verfahrens dargestellt: Die Hauptmenge des Xenons wird im Anschluß an das Adsorberbett zur  $H_2O$ -,  $CO_2$ -Entfernung in einem umschaltbaren Ausfrierer festgehalten. Dieser Schritt kann auch durch ein bei tiefer Temperatur (ca.  $-50^\circ C$ ) betriebenes Adsorberbett ersetzt werden, wie er im Verfahrensfließbild der Edelgasabtrennung an der japanischen Wiederaufarbeitungsanlage in Tokai Mura enthalten ist (Konzept der Fa. Airco, USA) (2,3).

Da das so abgetrennte Xenon noch Krypton enthält (bis zu 1 %) (4), muß es nachgereinigt werden; das kann chargenweise in einer gegenüber dem AZUR-Konzept stark verkleinerten 2. Kolonne geschehen. Das Inventar dieser Kolonne besteht hauptsächlich aus inaktivem Xenon. Die geringe, sich am Kopf der Kolonne ansammelnde Kryptonmenge muß in den Hauptgasstrom vor den Xenon-Ausfrierer rezykliert werden. Da dieser Krypton auch beliebige Anteile Xenon enthalten kann, ist zu erwarten, daß das Produkt-Xenon im Kolonnensumpf von hoher Reinheit ist, die möglicherweise zu einer Weiterverwendung ausreicht.

Der Rest des Xenons sammelt sich im Sumpf der 1. Kolonne an. Da er auch Krypton-Anteile enthält, und zwar mehr als das vorabgetrennte Xenon, soll er nicht mit diesem vereinigt, sondern sofort rezykliert werden. Diese Rückführung hätte den Vorteil, evtl. gebildetes Ozon und andere Verunreinigungen, die sich im Sumpf anreichern (z.B.  $\text{NO}_2$ ,  $\text{NH}_3$ ,  $\text{CO}_2$ ) abzuziehen und damit auf einem niedrigen Gleichgewichtsniveau zu halten. Nach der Art dieser Verunreinigungen müßte sich die Stelle im Abgassystem richten, bis zu der die Rückführung erfolgen muß (vor Reduktionskatalysator oder Adsorberbett). Trotz des Xe-reichen Rückführstroms ist die Xenon-Konzentration im Speisegas der Kolonne nunmehr stark verringert. Sie ist gleich dem Xenon-Dampfdruck bei der Temperatur der Ausfrierfalle (bzw. dem Partialdruck über dem Xenon-Adsorber). Nach den Erfahrungen an der 1. KRETA-Kolonne könnte die Temperatur des Ausfrierers sogar etwas über der Temperatur im Eintrittsbereich der Kolonne liegen, ohne daß es dort zu Störungen durch desublimierendes Xenon kommt.

Um zu erreichen, daß der Kolonnensumpf trotz der Xenon-Vorabtrennung reich an Xenon ist, müßte das Krypton aus der Gasphase abgezogen werden. Dazu wird die Kolonne so betrieben, daß sich die Hauptmenge des Kryptions in einer Akkumulationszone ansammelt, die sich über mehrere Böden oberhalb des Sumpfes erstreckt. Aus der Gasphase eines dieser Böden erfolgt der Abzug des Kryptions, das etwas Xe, sowie Spuren von Ar,  $\text{N}_2$  und  $\text{O}_2$  (bzw.  $\text{O}_3$ ) enthalten kann. Falls es die Spezifikationen des Krypton-Produkts erfordern, können die  $\text{O}_2$  - und  $\text{O}_3$ -Spuren auf einfache Weise (z.B. durch "Oxysorb") entfernt werden. Eine rektifizierende Nachreinigung in einer 2. Kolonne erscheint jedoch überflüssig.



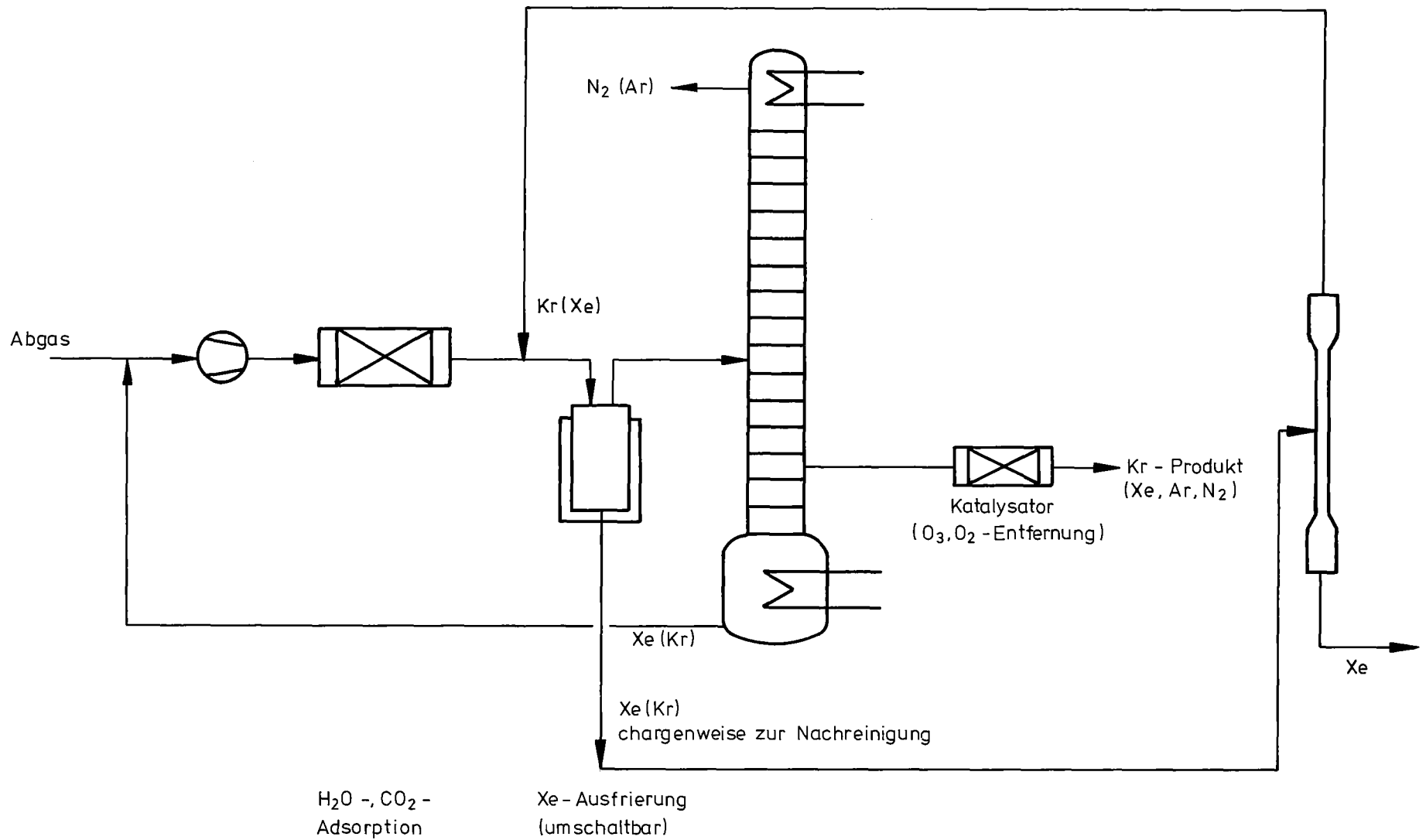
Die Vorteile dieser Verfahrensvariante bestehen darin, daß

- im Bereich des Speisegas-Eintritts der 1. TTR-Kolonne kein Ausfrieren von Xenon zu befürchten ist,
- das Krypton-Inventar im Sumpf der 1. Kolonne gegenüber der Variante mit Krypton-Rückführung verringert wird,
- die 2. Kolonne insgesamt wesentlich verkleinert wird und nur noch chargenweise betrieben werden muß. Das Aktivitätsinventar dieser Kolonne ist sehr gering und die Reinheit (=  $^{85}\text{Kr}$ -Freiheit) des Produkt-Xenons vermutlich sehr hoch.

Nicht geklärt ist die Frage, wie das Betriebsverhalten der Kolonne beim Krypton-Abzug von einem Boden über dem Sumpf ist, d.h. wie dieser Abzug zu regeln wäre, ohne daß sich dabei die Krypton-Front in unerwünschter Weise verschiebt.

#### Literatur

- 1) R. v. Ammon et al., in KfK 2700 (1979)
- 2) U.S. Patent Nr. 4.012.490 (1977)
- 3) T. Kon und S. Motoyama, Techn. Committee on Removal, Storage and Disposal of Gaseous Radionuclides from Airborne Effluents, IAEA, Wien 1976  
Recovery and Storage of Radioactive Noble Gases from the Off-Gas of Fuel Reprocessing Plant in Japan.
- 4) J. Bohnenstingel, M. Heidendael, M. Laser, S. Mastera und E. Merz, IAEA-SM-207/20 (1976)



- 4600-12 -



Abb. 06.02.03/01A-1

## TTR - Verfahrensmodifikation mit Xe-Vorabtrennung

06.02.03                    Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung

06.02.03/02A                Entwicklung der NO<sub>x</sub>- und O<sub>2</sub>-Entfernung zur TTR-  
PNS 4622                    Vorreinigung

(R. v. Ammon und G. Knittel)

#### Wirksamkeit von oxidischen Katalysatoren

Der Katalysator, an dem die Reduktion von O<sub>2</sub> und NO<sub>x</sub> mit H<sub>2</sub> abläuft, soll einerseits diese Reduktion bis auf Restkonzentrationen im ppm-Bereich durchführen, andererseits soll er die Bildung neuer Reaktionsprodukte, die in der TTR stören könnten, möglichst unterdrücken. Zu solchen störenden Nebenreaktionen gehört die Bildung von NH<sub>3</sub> aus NO<sub>x</sub> und die Reduktion von CO<sub>2</sub> zu CO und CH<sub>4</sub>. Letztere ist an Ruthen und anderen Edelmetallen unter bestimmten Bedingungen recht hoch (1,2). Deshalb wurden auch oxidische Katalysatoren auf ihre Aktivität und Selektivität hin im Laborversuch untersucht.

Es kamen die beiden Typen 1000 K und 4041 SG (Kalichemie, Engelhardt) zur Anwendung. Beide sind Mischoxide uns nicht genau bekannter Zusammensetzung auf Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Basis.

#### Versuchsdurchführung

Die Katalysatoren wurden in einer Labor-Kreislaufanlage (3) getestet. In drei Versuchsreihen wurde die Aktivität gegenüber der Reduktion von O<sub>2</sub>, die Aktivität und Selektivität gegenüber der Reduktion von NO und die Aktivität gegenüber der Reduktion von CO<sub>2</sub> untersucht.

Der Trägergasstrom war bei allen Versuchen 440 Nl/h N<sub>2</sub>, der Kreislaufstrom 5 Nm<sup>3</sup>/h; der Verdünnungsfaktor betrug also etwa 10; da das Katalysatorbett 1 l Material enthielt, war die Katalysatorbelastung ebenfalls 5 Nm<sup>3</sup>/l·h.

Entlang dem Reaktionsgefäß befanden sich sechs Temperaturmeßstellen. Bei den Versuchsergebnissen wird jeweils die mittlere Temperatur aus den Meßstellen in der Katalysatorschüttung angegeben.

Die Dosierung von  $O_2$ ,  $H_2$ ,  $CO_2$  und  $NO$  zum Speisegas wurde mit geeichten Durchflußmessern vorgenommen. Außerdem wurden  $CO_2$  und  $H_2$  vor dem Katalysator gemessen.  $CO_2$ ,  $H_2$  und die anderen Komponenten wurden zur Bestimmung des Umsatzes in der Abluft des Kreislaufes bestimmt, und zwar mit folgenden Methoden:  $O_2$ ,  $CH_4$  und  $CO$  gaschromatographisch (Detektor: WLD; Empfindlichkeit für  $O_2$ : 10 vpm, für  $CH_4$ : 50 vpm, für  $CO$ : 100 vpm);  $NH_3$  und  $CO_2$  mit kontinuierlich messendem IR-Gerät (Beckman Modell 865);  $NO$  mit Chemolumineszenz kontinuierlich (Beckman Modell 951);  $H_2$  ebenfalls kontinuierlich nach dem Prinzip der Verbrennungs-Wärmetönung (English Electric Valve Comp. Modell VQ1).

Da die Katalysatoren in ungebrauchtem Zustand eine starke  $H_2$ -Aufnahme zeigten, wurden sie zunächst während ca. 4 Std. mit einem Gasstrom, der ca. 20  $Nl/h$   $H_2$  enthielt, bis zur Konstanz des  $H_2$ -Wertes in der Abluft gesättigt.

## Ergebnisse

### 1. $O_2$ -Umsatz

In Tab. 1 sind die Versuchsdaten bei je vier Temperaturen mit vier verschiedenen  $O_2$ -Konzentrationen im Speisegas angegeben, und zwar wurde mit steigender Temperatur auch der  $O_2$ -Gehalt erhöht.

Beide Katalysatoren setzen gut um, auch bei der niedrigsten verwendeten Temperatur von  $340^\circ C$ , wenngleich der  $O_2$ -Restgehalt mit steigender  $O_2$ -Konzentration im Speisegas zunimmt. Bei den angegebenen Restgehalten in vpm ist der  $O_2$ -Untergrund von Anlage und Probenahmeleitung (35 vpm) bereits abgezogen. Der Temperatursprung im Katalysatorbett beim Beginn der Reaktion, der ebenfalls als Maß für die Aktivität des Kontaktes gelten kann, ist nicht so ausgeprägt wie bei hochaktiven Edelmetallen.

## 2. NO-Umsatz

In Tab. 2 sind die Versuchsergebnisse bei drei verschiedenen Temperaturen aufgezeichnet. Der NO-Gehalt des Speisegases war dabei konstant und betrug 2,2 % bzw. ca. 2300 vpm im Kreislaufstrom vor dem Katalysator. Der Umsatz von NO ist bei Temperaturen  $>300^{\circ}\text{C}$  als sehr gut zu bezeichnen (Restgehalte um 1 vpm). Bei der niedrigeren Temperatur von  $261^{\circ}\text{C}$  wird ein höherer Umsatz allerdings nur mit vergrößertem  $\text{H}_2$ -Überschuß erreicht. Dabei steigt naturgemäß auch die  $\text{NH}_3$ -Bildung an, die bei den höheren Temperaturen überraschend niedrig liegt.

## 3. CO<sub>2</sub>-Umsatz

In Tab. 3 sind die Ergebnisse der  $\text{CO}_2$ -Versuche bei zwei verschiedenen Temperaturen aufgetragen. Die  $\text{CO}_2$ -Konzentration im Speisegas wurde bei allen Versuchen zwischen 890 und 940 vpm gehalten, die  $\text{H}_2$ -Konzentration betrug normalerweise rund das zehnfache (ca. 0,9 %). Bei einigen Versuchen wurde sie aber bis auf 1,8 % erhöht. Bei einigen Versuchen wurden zusätzlich ca. 1000 bzw. 2000 vpm  $\text{O}_2$  zum Speisegas gegeben. Bei beiden Katalysatoren konnte in der Abluft kein  $\text{CH}_4$  nachgewiesen werden ( $\leq 50$  vpm), hingegen war eine deutliche CO-Bildung zu beobachten. Diese nimmt erwartungsgemäß (2) mit steigender Temperatur und steigendem  $\text{H}_2$ -Gehalt zu, bei Anwesenheit von  $\text{O}_2$  und damit Verringerung des  $\text{H}_2$ -Partialdruckes jedoch ab. Die schlechte Bilanz der Analysendaten zwischen  $\text{CO}_2$ -Abnahme und CO-Bildung ist vermutlich mit der rel. hohen Ungenauigkeit der CO-Analysen zu erklären. Eine Verfeinerung unserer Meßtechnik ist in Arbeit.

## Diskussion

Die Aktivität der untersuchten oxidischen Katalysatoren bezüglich der Reduktion von  $\text{O}_2$  und NO ist durchaus mit der des wenigst aktiven Edelmetalls, des Ruthens vergleichbar, jedenfalls dann, wenn das Ruthen auf Träger geringer spezifischer Oberfläche aufgebracht ist (4). Die Selektivität bezüglich der Bildung von  $\text{N}_2$  aus NO ist nicht wesentlich schlechter als am Ruthen, das die beste Selektivität aller Edelmetalle besitzt. Dieser

Befund ist überraschend und war nach Literaturangaben (5,6) nicht erwartet worden.

Bezüglich der Reduktion von  $\text{CO}_2$  verhalten sich die untersuchten Kontakte wesentlich anders als Ruthen. Es ist allerdings noch zu prüfen, ob  $\text{CH}_4$  auch unterhalb der hier erreichten Meßgrenze von 50 vpm nicht gebildet wird. Falls sich das bestätigen sollte, wäre bei einer praktischen Anwendung in einem echten Abgas unter Umständen einem dieser Kontakte, insbesondere dem Typ 1008 K der Vorzug gegenüber Ruthen zu geben, da CO in der nachgeschalteten Tieftemperatur-Rektifikationsstufe weniger stört als  $\text{CH}_4$ .

#### Literatur

- 1) R. v. Ammon et al., in KFK 2600 (1978), S. 178
- 2) R. v. Ammon et al., in KFK 2700 (1979)
- 3) R. v. Ammon et al., in KFK 2500 (1977), S. 161
- 4) R. v. Ammon, K. Strauch, W. Weinländer und W. Wurster, KFK 2437 (1977)
- 5) M. Shelef und H.S. Gandhi, Ind.Eng.Chem.Prod.Res.Develop. 11, 2 (1972)
- 6) G.L. Bauerle und K. Nobe, Ibid. 14, 268 (1975)

Katalysator	Temperatur [°C]	Konzentrationen			
		Speisegas [Vol.-%]		Abluft	
		O <sub>2</sub>	H <sub>2</sub>	O <sub>2</sub> [vpm]	O <sub>2</sub> [%], bez. auf Speisegas
4041 SG	340	2,13	4,3	10	0,047
	352	4,00	8,0	20	0,050
	390	8,48	17,0	75	0,088
	428	11,28	22,6	145	0,13
1008 K	341	2,13	4,3	10	0,048
	353	4,00	8,0	30	0,075
	376	8,48	17,0	90	0,11
	409	11,28	22,6	145	0,13

Tab. 06.02.03/02A-1: Reduktion von O<sub>2</sub> mit H<sub>2</sub> in Abhängigkeit von Temperatur und O<sub>2</sub>-Speisegaskonzentration

Katalysator	Temperatur [°C]	Konzentrationen				
		Speisegas	Abluft x)			
		NO [Vol.-%]	H <sub>2</sub> [vpm]	NO [vpm]	NH <sub>3</sub> [vpm] Umsatz [%]	
1008 K 4041 SG	261	2,2 "	4500 1,5-2 %	2-6 100	≥ 400 ≥ 3000	1,8 13,6
1008 K 4041 SG	336	" "	200 300	1 1	150 230	0,7 1,0
1008 K 4041 SG	381	" "	150 150	1 1-2	60 120	0,3 0,5

Tab. 06.02.03/02A-2: Reduktion von NO mit H<sub>2</sub> in Abhängigkeit von der Temperatur: Umsatz und NH<sub>3</sub>-Bildung

x) Der H<sub>2</sub>-Gehalt im Speisegas wurde hier nicht konstant gehalten, sondern nach möglichst konstantem H<sub>2</sub>-Gehalt in der Abluft geregelt



Katalysator	Temperatur [°C]	Konzentrationen						
		Speisegas			Abluft [vpm]			
		CO <sub>2</sub> [vpm]	H <sub>2</sub> [Vol.-%]	O <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>	CO	CH <sub>4</sub>	
1008 K	337	940	0,9	-	880	400-500	<50	
		"	"	1,12	930	150	"	
		"	"	2,25	930	100	"	
	263	920	0,9	-	890	150	"	
		"	1,8	-	870	350	"	
		"	"	"	"	"	"	
4041 SG	331	890	0,9	-	830	100	"	
		"	1,35	-	820	200	"	
		"	1,8	-	810	350-400	"	
	260	"	0,9	1,12	870	<100	"	
		"	850	0,9	-	850	<100	"
		"	"	1,8	-	830	200	"
"	"	"	1,8	1,12	870	<100	"	

Tab. 06.02.03/02A-3: Reduktion von CO<sub>2</sub> mit H<sub>2</sub> in Abhängigkeit von Temperatur, H<sub>2</sub>- und O<sub>2</sub>-Gehalt

06.02.03/03A      Verfahrenstechnische Entwicklung der TTR  
PNS 4623            zur 85-Kr-Abtrennung  
  
                      (E.Hutter, E.Hauß, G.Neffe, IT  
                      G.Kimmig, KTB)

Mit den Anlagen KRETA und ADAMO wurde eine fünfwöchige Versuchskampagne zur Tieftemperaturrektifikation der Edelgase sowie ein vierwöchiger Betrieb nur mit ADAMO zur Adsorption von CO<sub>2</sub> und H<sub>2</sub>O durchgeführt. Anlagenbetrieb und Einstellen der Versuchsdaten oblag der Mannschaft der KTB/EA.

Die Versuche zur Edelgasabtrennung waren zweigeteilt:

- 1) Neben dem Trennfaktor der ersten Kolonne für Krypton ist der Dekontaminationsfaktor für die gesamte TTR-Anlage einschließlich Abfüllung in die Lagerflaschen von Interesse, da mit diesem Wert die tatsächliche Rückhaltung des Schadstoffs gekennzeichnet wird.

In zweiwöchigem Dauerbetrieb, wobei sich die Analytik nur auf die Überwachung des Kopfproduktes der ersten Kolonne beschränkte, wurden ca. 11000 Nl Krypton durch die Anlage durchgesetzt (Einspeisung aus Flaschen, Abtrennung beim Durchlaufen beider Kolonnen, Sammeln und Abfüllen in Flaschen). Die eingespeisten und rückgewonnenen Mengen wurden durch Gewichtsab- bzw. -zunahme auf Präzisionswaagen (Meßgenauigkeit  $\pm 5$  g) gemessen und die Zusammensetzung durch Analysen der Flascheninhalte (angegebene Fehlergerne  $\pm 2\%$ ) bestimmt. Nach Rückgewinnung des Gases und Abzug bekannter Verluste durch Leitungsspülungen beim Flaschenanschluß (was in einer aktiv betriebenen WA-Anlage nicht vorkommt) wurde eine Differenz von 430 Nl oder ca. 4% zwischen eingespeister und wiedergewonnener Kr-Menge festgestellt.

Bei der Beurteilung dieses Ergebnisses ist zu beachten, daß diese Mengendifferenz in der Fehlerbandbreite der Messung liegt. Dies unberücksichtigt, errechnet sich ein Anlagendekontaminationsfaktor von  $DF \approx 26$ .

Zum Vergleich: DWK unterstellt für die Abgasreinigungsanlage einen Krypton-Gesamtdekontaminationsfaktor von  $DF = 20$  [1]; aus dem von der SSK festgelegten Emissionswert von  $10^6 \text{ Ci/a Kr85}$  ergibt sich bei den aktuellen Brennelementdaten des NEZ ein  $DF \approx 15$ .

Da die Anlage vor ihrer Inbetriebnahme sorgfältig auf Dichtheit geprüft war (auch in kaltem Zustand) und während der Testzeit kein Kr-Durchbruch am Kopf der ersten Kolonne gemessen wurde (Meßgrenze des Spuren-Gaschromatographen:  $0,1 \text{ vpm}$ ), bleiben als mögliche Verlustursachen nur

- unerfaßte Abgaben beim An- und Abkuppeln der Edelgasflaschen an den Einspeise- und Rückfüllstationen (dieser Vorgang ist an der Versuchsanlage im Gegensatz zur WA-Anlage häufig);
- ungünstige Fehlerstatistik bei der Analyse der Flascheninhalte.

Angestrebt wird der Nachweis eines Gesamt- $DF \geq 100$ . Es wurden weitgehend leckfreie Kupplungen beschafft, mit denen ein verbesserter Kuppelvorgang für Krypton-Lagerflaschen erprobt werden soll.

2. Es wurde der Einfluß der Prozeßgaskomponente Argon und der Druckänderung auf die Xenon-Ausfrierung in der Kolonne untersucht.

Der im Speisegas einer WA-Anlage vorhandene Argonanteil von ca. 1% (Luft als Scherenspülgas) bringt eine geringfügige Verbesserung des Kolonnenverhaltens gegen Xe-Ausfrieren aus der Gasphase (Abb. 06.02.03/03A-1). Argon konzentriert sich im Bereich des Speisegaseintritts auf 6 - 8% auf und erhöht dadurch dort die Kolonnentemperatur um ca.  $1,5 \text{ K}$ .

Dies entspricht einer Anhebung des Sättigungsdrucks auf der Xe-Desublimationsdruckkurve von 0,7 mbar auf 0,8 mbar [2]. Damit liegt man aber theoretisch noch um den Faktor 15 - 20, nach den Versuchsergebnissen mit KRETA um den Faktor 3 - 4 von den im Abgas einer WA-Anlage zu verarbeitenden Xe-Konzentrationen als Einspeisewert in die 1. Kolonne entfernt.

Wie schon in [3] angedeutet und durch diesen Versuchsschritt bestätigt, trägt die Anhebung der Kolonnentemperatur im Bereich des Speisegaseintritts zur Verbesserung des Kolonnenbetriebs bei. Der geeignete Einspeisepunkt bei den z.Zt. genannten Xe-Konzentrationen um 2000 vpm im Prozeßgas liegt an einer Stelle, wo die Kolonnentemperatur ca. 117 K beträgt. Dies ist in der Zone der Krypton-Akkumulation wenige Böden über dem Sumpf der Fall (siehe auch 06.02.03/01A). Bei Anwendung dieses Lösungswegs ist jedoch auch das Kolonnenverhalten beim Anfahrvorgang, wo das Krypton noch nicht angereichert ist, zu beachten.

Die Kolonnentemperatur kann auch durch Druckerhöhung angehoben werden. Versuche mit Kolonnendrücken von 4 bar, 5 bar und 6 bar zeigten deutlich die Abnahme der Verlegegeschwindigkeit der Kolonne durch Xenon-Eis (Abb. 06.02.03/03A-1). Eine weitere Drucksteigerung war durch die Betriebsgrenzen des Wasserringkompressors nicht möglich. Eine Problemlösung allein durch Druckerhöhung ist nicht sinnvoll, da aus Gründen der Anlagensicherheit möglichst niedrige Drücke anzustreben sind.

Die teilweise Umrüstung der Sumpfheizung der ersten Kolonne von einer Mantelheizung auf Heizstäbe hat sich bewährt, so daß sämtliche Sumpfheizungen auf dieses direkt in die Flüssigkeit wirkende, praktisch verlustfreie System umgebaut werden. Mit dieser schneller wirkenden Heizung war es möglich, die Wärmebilanz über die Kolonne im Gleichgewicht zu halten und damit das Konzentrationsprofil zu stabilisieren. Pulsationen im Abtriebsteil, wie sie beim Austausch der leichtersiedenden  $N_2$ -Komponente auf einem Boden durch die schwerersiedende

Kr-Komponente auftreten, sind so über lange Zeiten unterdrückbar.

Um die aus den neueren Festlegungen über das Abgas der Wiederaufarbeitungsanlage im Entsorgungszentrum bekannten Xenon-Konzentrationen von 2000 vpm und mehr verarbeiten zu können, ist eine veränderte erste Trennkolonne für KRETA erforderlich. Um noch in der Diskussion befindliche Fragen zu beantworten, die zur optimalen Prozeßvariante bzw. Kolonnenkonfiguration führen sollen, wird schrittweise vorgegangen:

- a) Im Bereich des Speisegaseintritts in die erste KRETA-Kolonne wird ein Schuß mit zwei Böden über dem Gaseintritt auswechselbar gestaltet, so daß verschiedene Bodenkonstruktionen untersucht werden können.

Dies sind insbesondere Siebböden mit größeren Lochdurchmessern (2,0 mm und größer) sowie ggf. Glockenböden. Es wird erwartet, daß eine Anordnung gefunden wird, bei der die Öffnungen nicht mehr durch Xenon verstopft werden.

- b) In einem Versuch soll die Zone aufkonzentrierten Kryptons bis zum Ort des Speisegaseintritts getrieben werden, um so einen tiefer gelegten Eintritt zu simulieren. Dabei ist die Auswirkung auf die Kr-Abgabe über Kopf zu beobachten.
- c) Diese Ergebnisse fließen zusammen mit den bisherigen Erfahrungen in die Auslegung der neuen Kolonne ein, die sich durch effektivere Heiz- und Kühleinrichtungen, veränderte Einbauten, aber auch in der Meßtechnik wesentlich von der ursprünglich eingesetzten unterscheiden wird.

Literatur

- [1] Bericht über das in der BRD geplante Entsorgungszentrum für ausgediente Brennelemente aus Kernkraftwerken.  
2. ergänzte und vollständig überarbeitete Auflage  
Stand September 1977, Herausgeber DWK, Bänteweg 2,  
3000 Hannover 71
- [2] R.v.Ammon et al. in KfK 2500  
(PNS-Halbjahresbericht 1977/1)
- [3] E.Hutter, E.Hauß, G.Kimmig, G.Neffe in KfK 2700  
(PNS-Halbjahresbericht 1978/1, 06.02.03./03A)

# VERLEGUNGSGESCHWINDIGKEIT DES SIEBBODENS AM EINSPEISEORT IN ABHÄNGIGKEIT VON DER XENON-KONZENTRATION

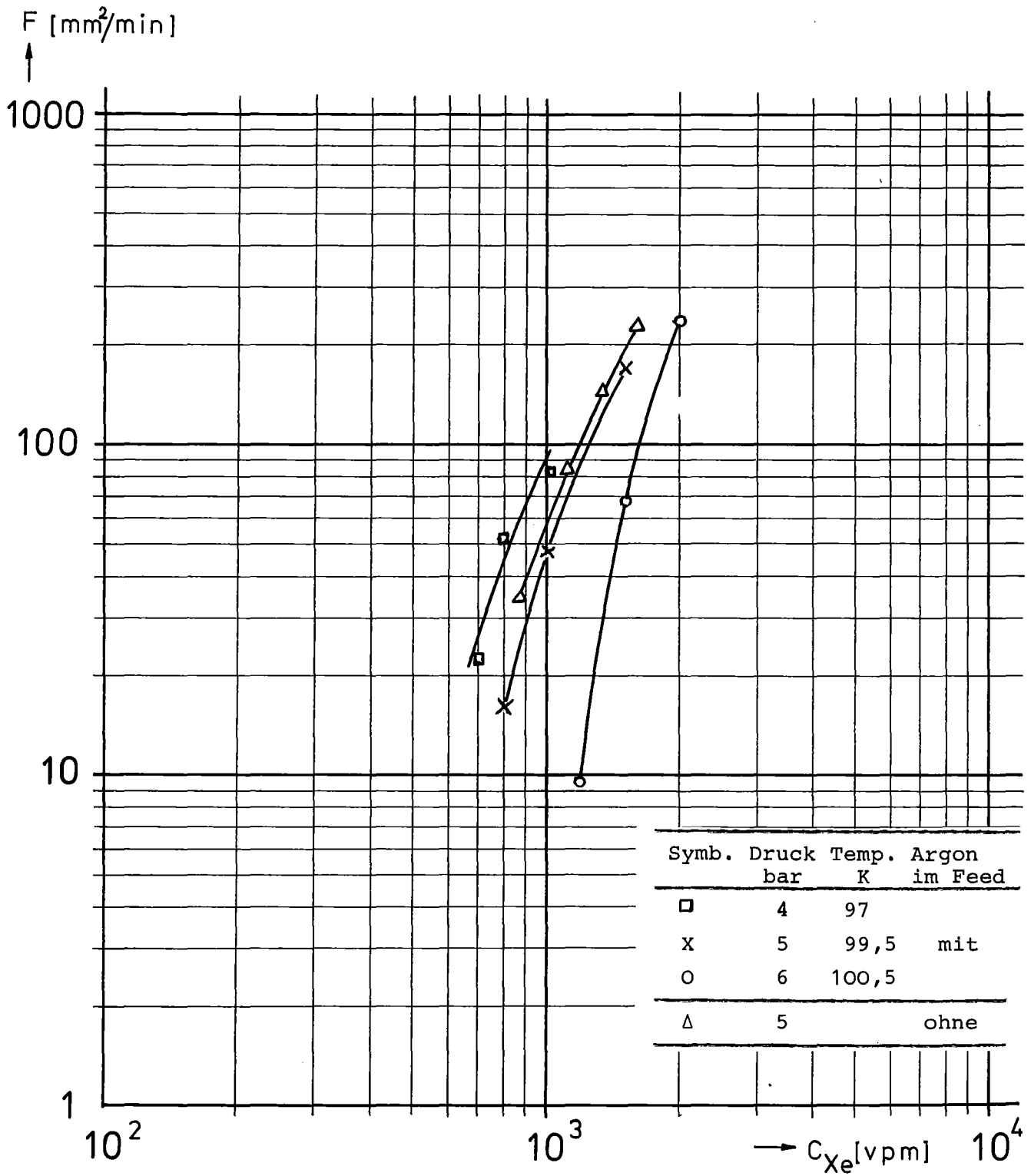


Abb. 06.02.03 / 03 A-1

06.02.03. Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung

06.02.03/04A Krypton-85-Lagerung

PNS 4624

(R.-D. Penzhorn, H.E. Noppel, IRCH; H.U. Borgstedt, IMF II)

Eine für das Spaltkrypton aussichtsreiche Entsorgungsvariante sieht die Langzeitlagerung in Druckgasflaschen vor. Voraussetzung ist der Nachweis, daß die Werkstoffe des Behälters (Behälterwand, Schweißnähte, Ventil, Dichtungen, usw.) über mehrere Jahrzehnte nicht durch das Tochterprodukt Rubidium bzw. durch Substanzen, die aus dem Zusammenwirken von Rb und bestimmten Gasverunreinigungen ( $O_2$ ,  $H_2O$ ,  $O_3$ ) entstehen, in einer die Sicherheit vermindernenden Weise beeinträchtigt werden. Dabei ist zu beachten, daß

- pro 0,1M Ci Kr-85 ca. 260 g Rb gebildet werden (in einer 50 Liter Flasche, die mit 100 bar Kr + 6 % Kr-85 gefüllt ist, wird nach 99 %-igem Zerfall mehr als ein kg gebildet!),
- sich die Aktivität und Wärmeleistung alle 10 Jahre halbiert, das Rb-Inventar hingegen nach 20 Jahren kaum noch zunimmt (s. Abb. 4624-1),
- die Lagerungsbedingungen, hinsichtlich einer evtl. Korrosion durch Rb, während der ersten Jahre am ungünstigsten sind (höchste Temperatur, Rubidium im flüssigem Zustand, höchster Gasdruck und demzufolge Zugspannung auf die Behälterwand),
- das reaktionsfreudige Rubidium mit Verunreinigungen im Kr reagieren kann. Die Konzentration des sich bildenden, meist festen Produktes ist letztendlich von dem Partialdruck der Verunreinigung im Kr abhängig (s. Abb. 4624-2).
- sich das Rb-Inventar in der Druckgasflasche langsam, gemäß der Beziehung

$$N_t(\text{Rb}) = A \cdot N_0 (1 - e^{-0,0644t})$$

$$N_t(\text{Rb}) = \text{Rb-Konzentration in (g) nach Zeit } t$$

$$t = \text{Zeit in (a)}$$

$$A = 0,228 \text{ (g) / (Nm}^3\text{)}$$

$$N_0 = \text{Kr + 6 \% Kr-85 in (Nm}^3\text{)}$$



bildet. Dieses Rb wird zunächst mit gewissen Verunreinigungen, z.B.  $H_2O$ ,  $O_2$ ,  $O_3$  usw. zu Produkten reagieren, mit der Folge, daß über mehrere Monate sehr hohe Konzentrationen im Rb an diesen Substanzen ( $Rb_2O$ ,  $RbOH$  usw.) vorliegen werden (s. Abb. 4624-3).

1977 wurde daher mit einem Versuchsprogramm begonnen, das zum Ziel hat, die Beständigkeit verschiedener, für die Herstellung von Druckgasflaschen in Frage kommender Werkstoffe, gegenüber Rb, auch in Anwesenheit von Verunreinigungen, zu untersuchen. In einem früheren PNS-Halbjahresbericht 1/ ist das Versuchsprogramm erläutert und über erste Ergebnisse berichtet worden. Die im Berichtszeitraum durchgeführten Arbeiten werden im folgenden behandelt.

Querschliffbilder (x 100, x 200 und x 500; Ätzung mit V2A-Beize bei  $40^{\circ}C$ ) und REM-Aufnahmen der Oberfläche (x 20, x 200, x 1000) aus Proben

der Behälterwand (Werkst.-Nr. 1.4306),  
der Schweißnaht (Werkst.-Nr. 1.4316) und  
des Teststreifens (Werkst.-Nr. 1.4306)

von Druckbehältern die mit Ar, Ar/Rb bzw. Ar/Rb/ $Rb_2O$  (740 ppm O) befüllt waren und eine Standzeit von 3000 h bei  $150^{\circ}C$  und 100 bar Gasdruck erreicht hatten, ergaben folgende Ergebnisse:

- 1) Vergleicht man metallographische Querschliffe der Flaschen-Innenwand von Behältern, die allein Ar enthalten, mit solchen, die zusätzlich bis zur halben Höhe mit Rb befüllt wurden, ist festzustellen, daß die Korrosion durch reines Rb sehr gering ist. Bei 500-facher Vergrößerung werden Korn-  
grenzenerweiterung sichtbar (max. Eindringtiefe ca. 6  $\mu m$ ), aber eine Veränderung der Oberflächenform ist nicht erkennbar. Extrapolationen auf längere Lagerungszeiten werden jedoch erst nach Ermittlung des Zeitgesetzes dieser Korrosion möglich. Es ist folglich notwendig, die Ergebnisse aus Versuchen mit längerer Standzeit abzuwarten (einige Proben haben bereits Standzeiten von 11 000 h erreicht).
- 2) Wenn  $O_2$  anwesend ist (in den hier behandelten Versuchen durch Zugabe von  $Rb_2O$  simuliert; entsprechend einer  $O_2$ -Verunreinigung im Edelgas von ca. 10 vpm), dann wird auf den REM-Aufnahmen der Innenwand-

Oberflächen schon bei einer 200-fachen Vergrößerung ein Korngrenzenangriff deutlich. Das Querschliffbild zeigt Lochfraß mit Eindringtiefen von bis zu 20  $\mu\text{m}$ .

- 3) Teststreifen aus dem gleichen Werkstoff wie der der Behälterwand, die sich im Inneren des Behälters befanden und im fl. Rb bzw. Rb/Rb<sub>2</sub>O eingetaucht waren ohne jedoch einer Zugspannung ausgesetzt gewesen zu sein, blieben unverändert. Offensichtlich hat die Zugspannung einen die Korrosion fördernden Effekt.
- 4) An keiner der sich im fl. Rb bzw. Rb/Rb<sub>2</sub>O befindlichen an dem Teststreifen angebrachten Testschweißnähten konnten Veränderungen, weder im Gefüge (Vergrößerung bis zu 500 x) noch an der Oberfläche (Vergrößerung bis zu 500 x), festgestellt werden. Dieser Befund ist nicht vorbehaltlos, da auch die Testschweißnähte keiner Zugspannung ausgesetzt waren. Zusätzliche Versuche sind hier erforderlich.

Zur Erweiterung und Abrundung der in 1/ beschriebenen Korrosionsversuche an Druckbehältern wurden 21 neuartige Testprüfstände entworfen und gebaut (s. Abb. 4624-4). In diesen Prüfständen wird eine zylindrische Stahlprobe, die an beiden Enden mit der Testanordnung fest verschraubt ist, unter Zugbelastung in Anwesenheit von Rubidium und bei 200<sup>o</sup>C Testtemperatur im Dauer-versuch auf Korrosionserscheinungen untersucht. Das zylindrische Mittelstück der Prüflinge wurde gemäß DIN 50125 für Zugversuche gestaltet (6 mm Durchmesser, 41 mm Länge).

Nach Befüllen mit Rb in einer Ar-Handschuhbox werden die Prüfstände, abgedichtet durch Met-X-Dichtungen, verschraubt und ausgeschleust. Die Zugbelastung wird durch Zusammenpressen einer genormten Stahlfeder erzeugt; sie simuliert die auf einer Gasflaschenwand ruhende Druckspannung. Durch Einstellen der Federspannung kann in gewissen Grenzen jede gewünschte Zugbelastung auf den Prüfling ausgeübt werden. Die Prüfstände werden im Trockenschrank auf der geforderten Testtemperatur gehalten. Bei Bedarf können über ein Edelstahlventil Gasproben entnommen werden.

Zur Zeit wird eine eigene Gamma-Bestrahlungseinrichtung im Lagerbecken des FR2 gebaut. Hier werden ganz ähnliche Testprüfstände eingesetzt, um Korrosionsversuche zusätzlich unter  $\gamma$ -Bestrahlung durchführen zu können. Die Versuchstemperatur wird in diesem Fall durch metallisch-keramische Heizwicklungen erzeugt, die von außen gesteuert und durch Thermoelemente überwacht werden.

Literatur

- 1/ R.-D. Penzhorn, H.E. Noppel, H.U. Borgstedt  
KFK-2700, 1978

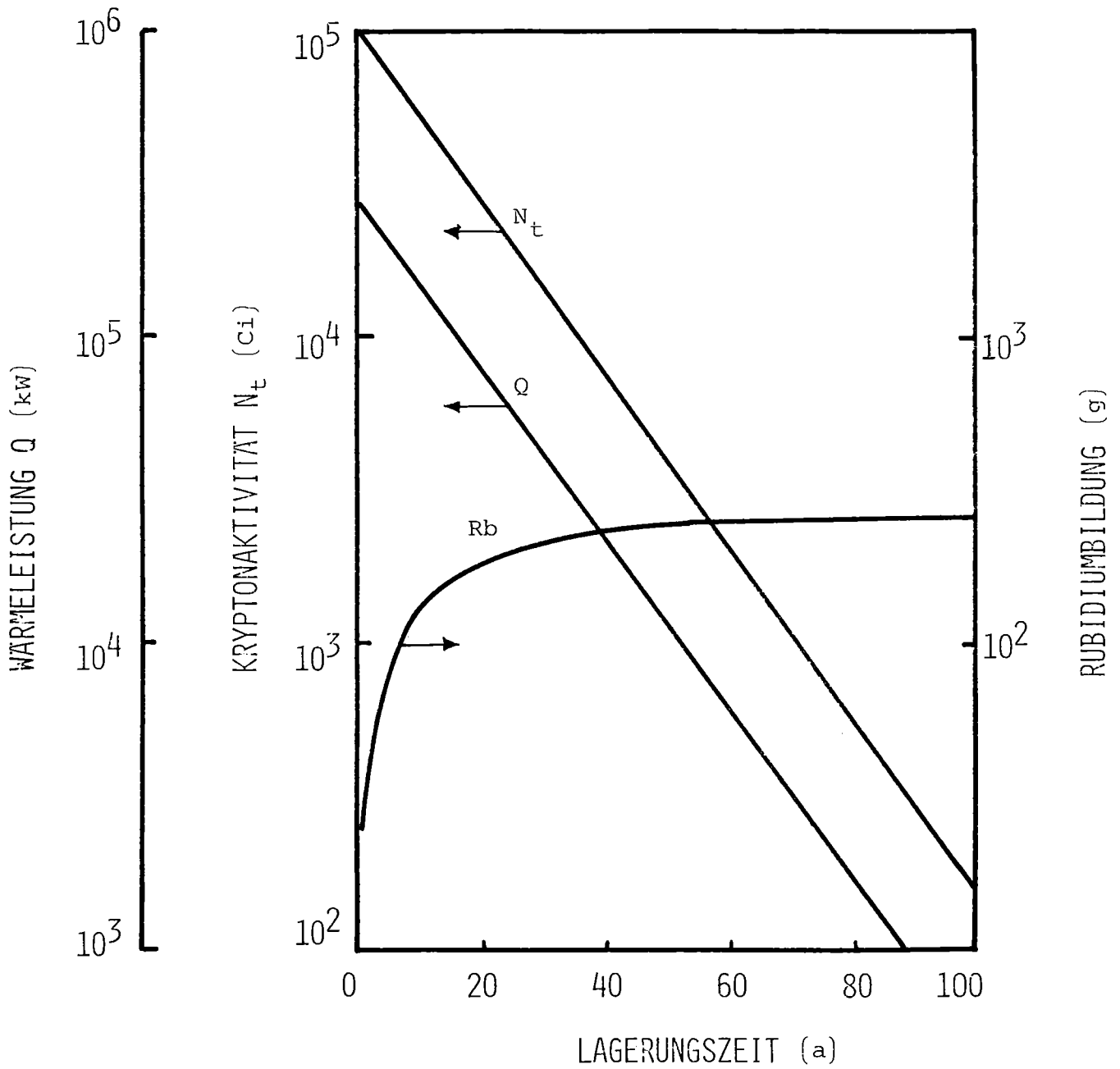
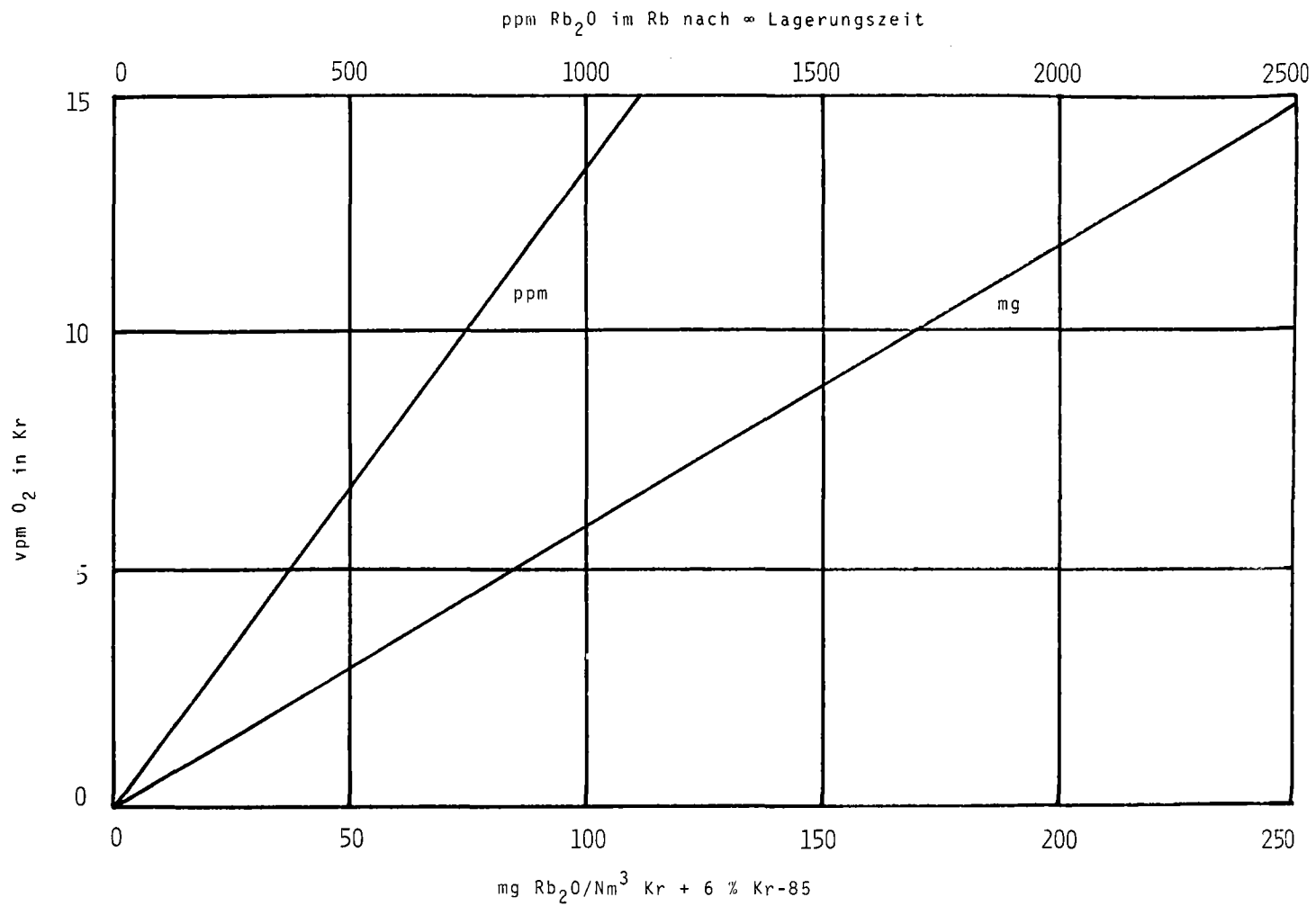


Abbildung  
06.02.03/04A-1

Rb-Bildung, Wärmeleistungs- und Aktivitätsabfall von 0,1mCi Kr-85  
als Funktion der Lagerungszeit



-4600-31-



ABBILDUNG 06.02.03/04A-DIE BILDUNG VON Rb<sub>2</sub>O ALS FUNKTION DES O<sub>2</sub> IM Kr + 6 % Kr-85

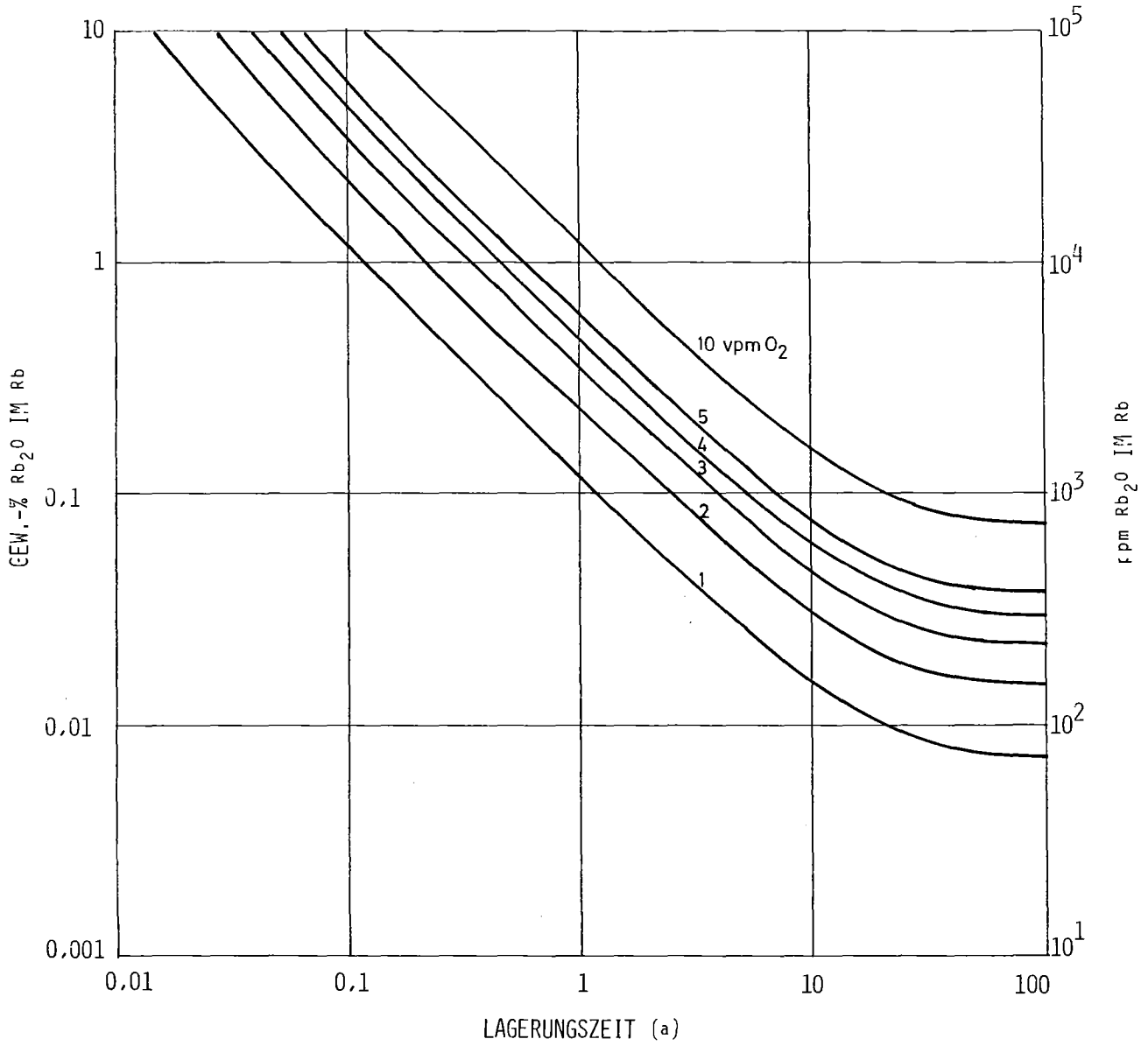
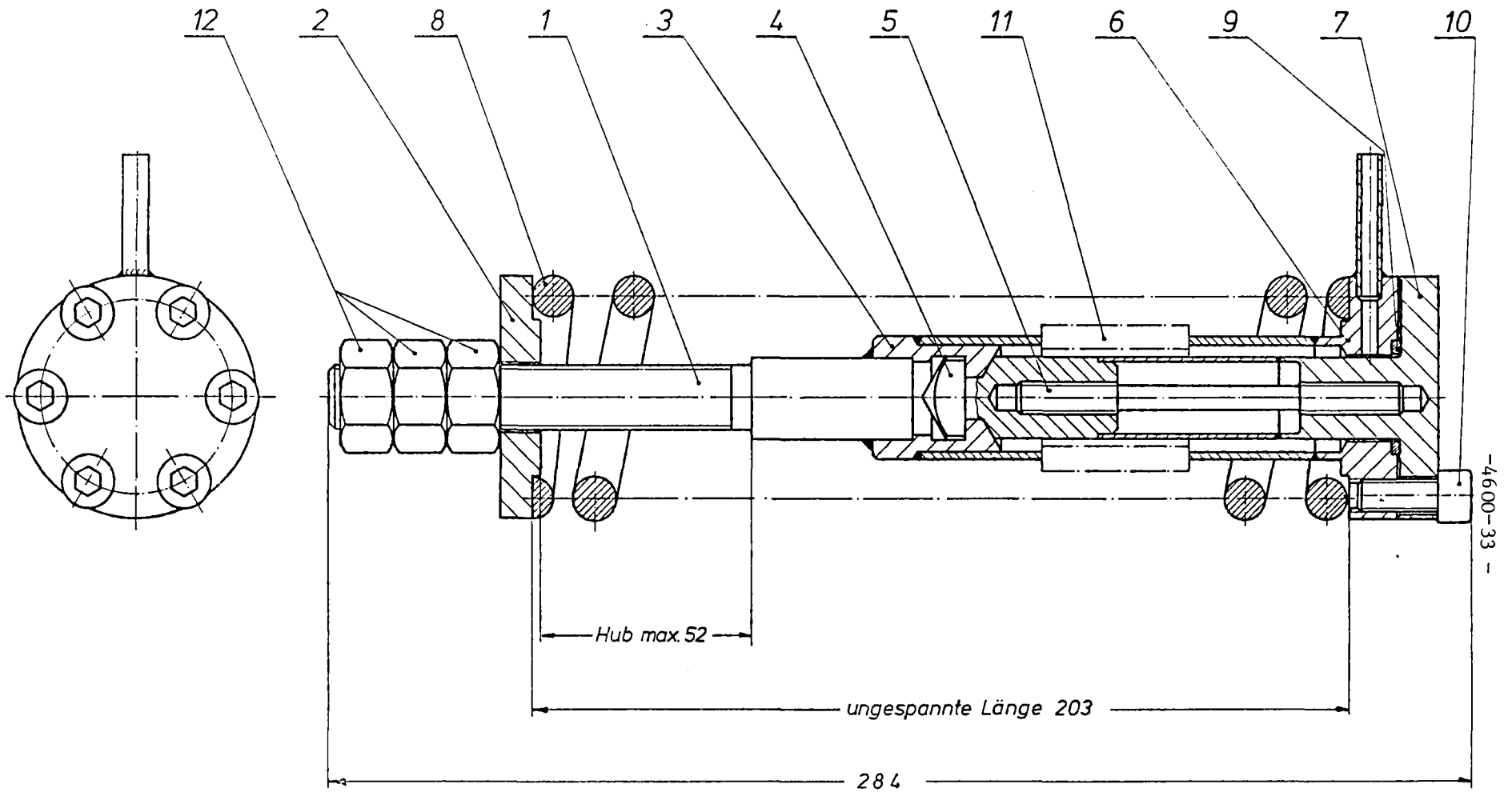


ABBILDUNG ABHÄNGIGKEIT DER Rb<sub>2</sub>O-KONZENTRATION IM Rb VON DER LAGERUNGSZEIT BEI VER-  
06.02.03/04A-3 SCHIEDENEN O<sub>2</sub>-KONZENTRATIONEN IM Kr



Paßmaß	Abmaß

Abbildung 06.02.03/04A-4

Buchstabe	Nummer	Änderung	Tag	Name
-----------	--------	----------	-----	------

Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung	Zeichngs. Nr. Norm					Bemerkung
Oberflächenzeichen		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimaßtoleranz	bis 6	über 6 bis 30				über 1000	
Rauhtiefe max. in µ	1000	40	10	4	1,6	± 0,1		± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2		
19 78	Tag	Name			Werkstoff		Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. 7500 Karlsruhe Postfach 3640			Zugeh. Zeichng.				
gez.	15.9.	H. H. H.			Ko.-B. H.					Ersatz für				
gepr.										Ersetzt durch				
gos.										Zeichnungs Nr.				
Maßstab	Benennung Testprüfstand für Untersuchung von Rb-Einfluß auf Testprobe unter Spannung und 200 (°C) Temperatur								IRCH-3-Pe/0					

06.02.03/05A Ozonanalytik

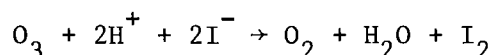
PNS 4625 (R.-D. Penzhorn, K. Günther, P. Schuster, H.E. Noppel, IRCH)

### Einleitung

Während des heißen Betriebes einer Tieftemperatur-Rektifikationsanlage ist, selbst bei vorausgehender Sauerstoff-Vorreinigung, die Bildung von Ozon nicht völlig auszuschließen. Im Rahmen der Arbeiten zur Spaltedelgasabtrennung ist demzufolge die Entwicklung einer Analytik für die Bestimmung von Ozon, das sich in einer radioaktiven Flüssigkeit befindet, notwendig.

### Ozonanalytik

Zur Bestimmung der Ozon-Konzentration während des Betriebes der Spaltedelgas-Kryoabtrennungsanlage in Idaho, ist die jodometrische Methode (Proben aus der TTR wurden in konditionierte Behälter verdampft und analysiert) bereits eingesetzt worden 1/. Die Methode, die in zahlreichen Literaturstellen beschrieben worden ist, beruht auf der Reaktion



und wird hier nicht weiter erläutert 2-4/. Obwohl diese naßchemische Analyse nach eigenen Erfahrungen in einem sehr breiten Konzentrationsbereich eingesetzt werden kann, spricht gegen ihre Anwendung im kontinuierlichen Betrieb

- die erforderliche lange Meßzeit
- die hohe Probemenge
- die schlechte Reproduzierbarkeit und
- die nach Beenden der Analyse nicht mehr mögliche Gasrückführung (Kr-85-Entsorgungsproblem).

Die UV-Absorptionsspektrometrie stellt eine alternative, analytische Methode dar. Ozon hat eine starke UV-Absorptionsbande in der Hartley-Zone (200-300 nm) mit einem max. bei 253,6 nm und eine schwache im sichtbaren Bereich mit



einem max. bei 601 nm 5/. Der hohe Absorptionskoeffizient bei 253,6 nm ( $\epsilon = 131,8 \text{ cm}^{-1} \text{ atm}^{-1}$ ) ermöglicht die Verwendung von optischen Zellen mit kleinem Lichtweg und demzufolge geringem Probevolumen. Werden zwei UV-Absorptionszonen, die mit handelsüblichen Interferenzfiltern erreicht werden können, und zwei verschiedene UV-Zellen zu Grunde gelegt, kann ein sehr breiter Konzentrationsbereich für die Ozonmessung abgedeckt werden (s. Tab. I). Zur Durchführung der Messung ist im IRCH ein sehr einfacher apparativer Aufbau im Baukastensystem verwendet worden, der aus einer Pen-Ray-UV-Punktquelle, einem "shutter", einem Prisma zur Lichtumlenkung, einem Interferenzfilter, einer UV-Zelle und einem 9665 B Photovervielfacher besteht. Zur Inbetriebnahme sind zusätzlich noch eine Lampenversorgung, eine Hochspannungsquelle und ein Registriergerät (Schreiber und/oder Mikrovoltmeter) notwendig. Die Zelle kann aus Metall hergestellt werden mit Suprasil-Fenstern, die im Falle des Betriebs bei überatmosphärischem Druck auch dickwandig sein können. Suprasilfenster sind aufgrund ihrer Strahlenbeständigkeit vorzuziehen (Bestrahlungen von Herasil II-, Suprasil I- und Suprasil III-Rundplatten der Firma Heraeus mit  $1,1 \cdot 10^{15}$  Quanten aus einer Co-Quelle haben gezeigt, daß nur Herasil II-Plättchen eine strahleninduzierte Absorption bei 288 nm entwickelt).

Tabelle I

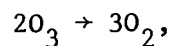
Lichtweg der Zelle (nm)	Bereich der meßbaren Ozonkonzentration <sup>+) (mbar)</sup>	
	253,6 (nm)	302,1 (nm)
1	7,7 - 69,6	305 - 2746
10	0,8 - 7,0	30,5 - 275

<sup>+) OD<sub>min</sub> = 0,1      OD<sub>max</sub> = 0,9</sup>

Im Gegensatz zur naßchemischen Analyse, kann mittels UV-Absorption kontinuierlich, reproduzierbar und rasch an einer kleinen Probemenge die Ozonkonzentration bestimmt werden. Als weiterer Vorteil gilt die Tatsache, daß die Probe nach dieser Messung nicht verändert wird und somit rezykliert werden kann. Die bekanntlich bei 250 nm stattfindende O<sub>3</sub>-Photolyse macht sich mit der oben beschriebenen Meßanordnung, erst nach 15 min ununterbrochener Messung bemerkbar. Auch die thermische und katalytische Zersetzung des Ozons beeinträchtigt die Messung nicht, wenn sie nach ein paar Minuten abgeschlossen wird. Dies gilt auch für in einem Metallbehälter befindlichen Proben. Auf diesen Punkt wird später noch einmal zurückgekommen.

Als problematisch erweisen sich die Unstabilität bzw. begrenzte Lebensdauer der UV-Lampe und die photolytische Entstehung des Ozons aus dem Luftsauerstoff im Lampengehäuse. Diesen Schwierigkeiten kann dadurch vorgebeugt werden, daß vor jeder Messung ein  $I_0$ -Wert (Intensität des einfallenden Lichtes) bestimmt und die Lampe mit einem inerten Gas ( $N_2$  oder Ar) umspült wird. Eine weitere mögliche Störquelle ist die Kr-85-Strahlung. Obwohl der gewählte Photovervielfacher auf  $\gamma$ -Strahlung anspricht, ist die Strahlungsquerempfindlichkeit nur bei sehr niedrigen Ozon-Konzentrationen festzustellen (3 Ci Kr-85 60 mm von den Photovervielfacher entfernt erzeugen ein Signal von 0,8 mV auf dem Schreiber. Der Meßbereich liegt normalerweise im V-Bereich).

Die thermische Zersetzung bzw. Verpuffung des Ozons stellt eine weitere sehr genaue analytische Methode dar, die zur Erfassung der absoluten Menge bzw. zur Eichung sehr geeignet ist. Sie findet besonders dann Anwendung, wenn die Ozonkonzentration 5 mol% überschreitet. Der Methode liegt die Reaktion zu Grunde



die zu einem Druckanstieg führt aus dem der  $O_3$ -Partialdruck ermittelt werden kann. Voraussetzung für eine gute Messung ist, daß sich das  $O_3$  100 %-ig zersetzt und sich das Gas auf Zimmertemperatur abgekühlt hat. Im Konzentrationsbereich von 4-24 mol% Ozon konnte eine sehr gute Übereinstimmung (Abweichung von 1 %) zwischen dieser Methode und der UV-Absorptionsmethode (1 mm Quarzzelle bei 253,6 nm) erzielt werden.

#### Der thermische Ozonzerfall

Muß während des TTR-Betriebes die ozonhaltige Gasprobe von der Probezone bis zur Probenahmestelle einen langen Weg zurücklegen und findet die eigentliche Analyse mit Zeitverzug statt, dann könnte u.U. ein Bruchteil des Ozons zerfallen und zu niedrige Konzentrationen gemessen werden. Aus diesem Grund wurde die Zerfallsgeschwindigkeit des Ozons in Behältern aus Glas und Edelstahl mit verschiedenen Oberfläche/Volumen-Verhältnissen (O/V) bei mehreren niedrigen Temperaturen (<25°C) untersucht. Der in dem Ozongenerator zur Erzeugung des Ozons verwendete Sauerstoff wurde sorgfältig mit einem BTS-Katalysator bei 700°C von Kohlenwasserstoffspuren befreit und die dabei entstehenden Gase,  $H_2O$  und  $CO_2$ , mittels einer Mole-

kularsieb- bzw. KOH-Säule entfernt.

Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- 1) Wird der Ozonzerfall bei 25°C oder gar niedrigerer Temperatur untersucht, dann verläuft die thermische, homogene Reaktion so langsam, daß der Beitrag von heterogenen Prozessen an der Behälterwand (selbst in sehr großen Behältern, z.B. 100 Liter) bzw. durch Spurenverunreinigungen in dem Sauerstoff nicht mehr ausgeklammert werden kann. Der heterogene Beitrag ist in Glas- bzw. Quarzgefäßen sehr gering, in Edelstahlbehältern ist er hingegen bestimmend.
- 2) In Stahlbehältern verläuft der Ozonzerfall nach der 1. Ordnung (katalytische Reaktion). Für Behälter mit der selben Vorgeschichte gilt, daß die Reaktionsgeschwindigkeit des Ozonzerfalls mit dem O/V-Verhältnis beträchtlich zunimmt (s. Tab. 4625-I).

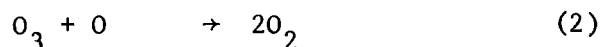
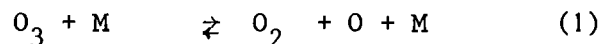
Tab. 06.02.03/05A-I

Behälter				
Vol (cm <sup>3</sup> )	Oberfläche (cm <sup>2</sup> )	O/V (cm <sup>-1</sup> )	CO <sub>3</sub> <sup>O</sup> (mol/l)	k (s <sup>-1</sup> )
4·10 <sup>3</sup>	1,6·10 <sup>3</sup>	0,40	1,97·10 <sup>-5</sup>	9,7·10 <sup>-4</sup>
5·10 <sup>4</sup>	7,9·10 <sup>3</sup>	0,16	2,39·10 <sup>-5</sup>	1,1·10 <sup>-4</sup>
5·10 <sup>4</sup>	7,9·10 <sup>3</sup>	0,16	2,11·10 <sup>-5</sup>	1,5·10 <sup>-4</sup>
5·10 <sup>4</sup>	7,9·10 <sup>3</sup>	0,16	2,05·10 <sup>-5</sup>	1,5·10 <sup>-4</sup>

Obwohl in jedem einzelnen Behälter reproduzierbare Ergebnisse erzielt werden konnten, ist im allgemeinen festzustellen, daß die Zerfallsgeschwindigkeit stark behälterspezifisch ist und demzufolge nur qualitative Schlüsse zulässig sind. Nach Erprobung von mehreren kleinen Edelstahlzellen mit Quarzfenstern konnte eine mit 2 cm<sup>3</sup> Volumen bereitgestellt werden, in der das Ozon eine Halbwertszeit von 2 h erreicht. Somit ist erwiesen, daß die quantitative Bestimmung von Ozon in gewissen kleinen Metallzellen auch nach mehreren Minuten durchaus möglich ist.

- 3) In Glasbehältern verläuft der Ozonzerfall praktisch nach der 2. Ordnung (homogene Reaktion). Experimentell wurde allerdings, im O/V-Bereich von 0,1 bis 4,4 cm<sup>-1</sup>, eine Reaktionsordnung von nur 1,7 ermittelt. Wahr-

scheinlich kommt diese Abweichung durch den Beitrag von reaktionsbeschleunigenden Effekten zustande. Die stattfindenden Reaktionen sind aus der Literatur 6,7,8/ bekannt



M = O<sub>2</sub>, O<sub>3</sub>, Kr, Xe, usw.

Unter der Bedingung, daß  $k_3 O_3 \ll k_2 M O_2$ , erhält man die Geschwindigkeitsgleichung 2. Ordnung

$$-\frac{dO_3}{dt} = \frac{2 k_1 k_3}{k_2 O_2} \cdot (O_3)^2 \quad (1/\text{mol s})$$

$$k_{\text{beob}} = \frac{2 k_1 \cdot k_3}{k_2 \cdot O_2}$$

Zur Ermittlung der Aktivierungsenergie der gesamten Reaktion wurde die Ozonzersetzungsgeschwindigkeit in einem 4 Liter-Glasbehälter bei drei Temperaturen über mehrere hundert Stunden gemessen. In Tabelle 4625-II sind die erhaltenen Geschwindigkeitskonstanten,  $k_{\text{beob}}$ , zusammengestellt. Diese scheinbar von der Oberfläche unabhängigen Reaktionsgeschwindigkeits-Konstanten sind zwar um Größenordnungen höher als die, die man durch Extrapolierung der bei Temperaturen über 100°C durchgeführten Untersuchungen anderer Autoren 6,7/ ermitteln kann, sie stimmen jedoch mit den 2 Messungen, die von Sutphen 8/ bei Zimmertemperatur durchgeführt wurden, innerhalb einem Faktor 2 ( $k_{\text{beob}} = 9 \cdot 10^{-3} (1/\text{mol} \cdot \text{s})$ ) überein. Offensichtlich verläuft die Reaktion in den beiden Temperaturbereichen nach einem anderen Mechanismus ab. Dieses geht auch aus der Aktivierungsenergie der gesamten Reaktion hervor. Während aus den Ergebnissen in Tabelle 4625-II eine Aktivierungsenergie von 34 kJ/mol errechnet werden kann, beträgt sie etwas mehr als das dreifache im höheren Temperaturbereich (>100°C) 6,7/.

Tabelle 06.02.03/05A-II

Temperatur K	$k_{\text{beob}}$ (1/mol s)
253	$1,92 \cdot 10^{-3}$
253	$1,90 \cdot 10^{-3}$
273	$4,44 \cdot 10^{-3}$
295	$1,85 \cdot 10^{-2}$

Schrifttum

- 1/ C.L. Bendixsen, F.O. German  
ICP-1057, (1975)
- 2/ G. Jander, K.F. Jahr  
Massanalyse  
Walter de Gruyter & Co., (1956)
- 3/ R.N. Dietz, J. Pruzansky, J.D. Smith  
Anal. Chem. 45, 402, (1973)
- 4/ D.H. Byers, B.E. Saltzman  
Ozone Chemistry and Technology,  
Adv. Chem. Series 21, 93, (1959)
- 5/ M. Griggs  
J. Chem. Phys. 49, 857, (1968)
- 6/ A. Glissmann, H.J. Schumacher  
Z. Phys. Chem. 21, 21, (1933)
- 7/ S.W. Benson, A.E. Axworthy  
J. Chem. Phys. 26, 1718, (1957)
- 8/ W.T. Sutphen  
Phil. Diss. Stanford U., (1957) order Nr. 13288



06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung  
freigesetzter nuklearer Schadstoffe

06.03.01	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800-1
06.03.02	Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800-13
06.03.03	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800-33





06.03.01      Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens  
biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt

06.03.01/01A Untersuchungen zur Radioökologie des  $^{129}\text{J}$   
PNS 4811      (H. Schüttelkopf, AS)

Im Jahre 1978 wurden die Forschungsarbeiten zur Radioökologie von  $\text{J-129}$  abgeschlossen. Es soll daher ein abschließender Überblick über die durchgeführten Arbeiten, die Ergebnisse und die daraus zu ziehenden Schlußfolgerungen gegeben werden.

Überblick über die durchgeführten Forschungsarbeiten

Die Verlängerung der Kühlzeit von 150 d auf mindestens 210 d bis zur Wiederaufarbeitung von abgebranntem Kernbrennstoff hatte zur Folge, daß  $\text{J-131}$  als umweltbelastendes Radiojodnuklid keine Bedeutung mehr hatte. Das verbleibende Radiojodnuklid,  $\text{J-129}$ , war bis 1972 kaum untersucht worden. Sein Verhalten in der Umwelt sollte in der Umgebung der WAK studiert werden.

Da zu Beginn des Forschungsprogrammes keine analytischen Methoden für die Bestimmung von  $\text{J-129}$  in Umweltproben publiziert waren, mußte zuerst eine Reihe analytischer Verfahren für alle interessierenden Probenmaterialien erarbeitet werden. Da in der Umgebung der WAK extrem kleine  $\text{J-129}$ -Konzentrationen erfaßt werden mußten, wurde die Neutronenaktivierung als empfindlichste Methode der  $\text{J-129}$ -Bestimmung ausgewählt. Analytische Methoden wurden erarbeitet für Boden und Sedimentproben, Pflanzen-, Schilddrüsen-, Fleisch-, Fisch- und Luftproben. Außerdem wurden für hochaktive Abfalllösungen, mittelaktive Abfalllösungen, niederaktive Abfalllösungen und Oberflächenwasser analytische Methoden entwickelt. Die erreichten Nachweisgrenzen werden in Tab. 06.03.01/01A-1 wiedergegeben. Um beurteilen zu können, über welche Wege  $\text{J-129}$  aus der WAK in die Umgebung gelangt, wurde in Zusammenarbeit mit der WAK eine umfangreiche

Tab. 06.03.01/01A-1: Erreichte Nachweisgrenzen für J-129 bei der Neutronenaktivierungsanalyse verschiedener Probematerialien

Art des Probematerials	Probenmenge	Nachweisgrenze für $^{129}\text{J}$
Hochaktive Abfalllösung	1 - 10 ml	5 - 0,5 nCi/m <sup>3</sup>
Mittelaktive Abfalllösung	100 ml	50 pCi/m <sup>3</sup>
Niedrigaktive Abwässer	5 l	1 pCi/m <sup>3</sup>
Abluft	350 m <sup>3</sup>	0,05 pCi/m <sup>3</sup>
Oberflächenwasser		
Grundwasser		
Trinkwasser	1 - 5 l	$5 \cdot 10^{-3}$ - $1 \cdot 10^{-5}$ pCi/l
Regenwasser		
Milch		
Schilddrüsen		
Fleisch	20 g	$3 \cdot 10^{-4}$ pCi/g
Fisch		
Pflanzen		
Boden		
Sedimente	100 g	$5 \cdot 10^{-5}$ pCi/g
Umgebungsluft		
Aerosole	10 000 m <sup>3</sup>	$0,5 \cdot 10^{-6}$ pCi/m <sup>3</sup>
gasförmiges Jod		$1,0 \cdot 10^{-5}$ pCi/m <sup>3</sup>

Untersuchung der Verteilung von J-129 in der WAK durchgeführt, Die Anteile des J-129-Durchsatzes, welche in die hochaktive Abfalllösung gelangen, mit der Abluft und mit dem Abwasser abgegeben werden, wurden bestimmt. Als Ergebnis wurde gefunden, daß der Hauptteil des J-129 mit der Abluft sofort abgegeben wird, Nach Einbau eines Filters sank dieser Anteil auf ca. 1 % des J-129-Durchsatzes, Die Abgaben mit dem Abwasser waren zwar höher, aber nach der in den Dekontaminationsanlagen des KfK erfolgten Reinigung, waren es nur noch 0,04 % des J-129-Durchsatzes, welcher auf diesem Weg in die Umwelt gelangte. Da J-129 in der Abluft wegen des Weide-Kuh-Milch-Pfades als wesentlich gefährlicher anzusehen ist, wurde auf eine Verfolgung des kleinen Anteils, der mit dem Abwasser freigesetzt wird, verzichtet.

In der näheren und weiteren Umgebung wurde J-129 in Schilddrüsen von Haus- und Wildtieren, in Kuh- und Ziegenmilch, in Boden- und in Luftproben bestimmt. Die in den Schilddrüsen gemessenen J-129-Gehalte werden in Tabelle 06.03.01/01A-2 angegeben. Am Hauptbeaufschlagungspunkt durch die Abluftfahne der WAK wird Gras gewonnen und dieses zur Fütterung von Ziegen verwendet. Die Milch dieser Ziegen wurde auf J-129 untersucht, vor dem Einbau eines Jodfilters in das Abluftsystem der WAK und über drei weitere Jahre nach dem Einbau des Filters, Die J-129-Kontamination der Ziegenmilch hat während dieser Zeit mit einer Halbwertszeit von 0,3 a um den Faktor 200 abgenommen. Da die emittierte J-129-Aktivität mit der Abluft konstant bei 2 bis 4 mCi/a lag, war diese Abnahme nicht aus der Veränderung der Emissionsrate erklärbar. Es wurde angenommen, daß die vom früheren Betrieb herrührende Kontamination des Bodens an der Kontamination der Milch beteiligt ist. Es wurde daher 1976 ein umfangreiches Bodenprobenahmeprogramm in der Umgebung der WAK durchgeführt.

In über 100 Bodenproben wurde festgestellt, wieviel J-129 enthalten war. Die höchsten J-129-Kontaminationen des Bodens wurden in der ersten und zweiten Hauptwindrichtung von der WAK aus gefunden. Die Kontamination der obersten 5 cm des Bodens war höher als die der darunterliegenden Schicht von 5 bis 20 cm, An zehn Stellen an der Hauptbeaufschlagung durch die

Tab. 06.03.01/01A-2: J-129-Gehalt in Schilddrüsen von Wild- und Haustieren aus der Umgebung der WAK

Probe Nr.	Tierart	Probenahmedatum	<sup>129</sup> J-Aktivität in der Schilddrüse in pCi
1	Ziegen	April 1977	0,11
2		Juni 1977	3,5
3	Jungziegen	Juli 1977	0,03
4			0,58
5			0,35
6	Kaninchen	April 1975	9,4
7		Mai 1975	0,85
8		Juni 1975	2,0
9		Sept. 1975	3,6
10	Rehe	Juli 1976	4,0
11		Febr. 1976	196
12		Jan. 1976	60
13	Rehkitz	Okt. 1975	2,0
14	Hirsche	Okt. 1975	11
15		Okt. 1977	3,3
16	Wildschwein	Sept. 1976	1,6

Abluftfahne wurde die Bodenprobenahme 1977 und 1978 wiederholt und festgestellt, daß im Mittel die J-129-Kontamination gleich hoch geblieben war (Tab. 06.03.01/01A-3). Aus der Messung des J-129 in einem Vertikalprofil des Bodens konnte gesehen werden, daß ein Abwandern von J-129 in die Tiefe nicht erfolgte (Tab. 06.03.01/01A-4). Aus den Ergebnissen der Bodenuntersuchungen und der exponentiellen Abnahme der Milchkontamination bei gleichbleibender J-129-Emission mit der Abluft wird geschlossen, daß die biologische Verfügbarkeit von J-129 im Boden mit der angegebenen  $T_{1/2} = 0,3$  a abnimmt (Abb. 06.03.01/01A-5). Erfolgt eine ausgedehnte Kontamination der Umgebung einer Wiederaufarbeitungsanlage mit J-129, ist eine Abnahme der Langzeitauswirkung mit dieser Halbwertszeit und nicht mit den  $1,6 \cdot 10^7$  a zu erwarten.

Aus der Milchkontamination und den bekannten Emissionsraten einerseits und üblichen Faktoren des Weide-Kuh-Milch-Pfades andererseits kann man den Dosisfaktor für diese wichtigste Umgebungsbelastung durch J-129 berechnen. Als Ergebnis darf festgestellt werden, daß die Bedeutung von J-129 für die Umgebungsbelastung bisher überschätzt wurde. Wie auch bereits bei Messungen von J-131 in Milch in der Umgebung von Kernkraftwerken beobachtet, sind die nach den in der Bundesrepublik üblichen Rechenmodellen erhaltenen Milchkonzentrationen wesentlich, nämlich um den Faktor 45, höher als die wirklich gefundenen. Um den vorliegenden Fehler im Modell des Weide-Kuh-Milch-Pfades zu identifizieren, wurden Experimente durchgeführt, welche sich mit der Veränderung des Radiojodes zwischen Abluftkamin und Beaufschlagungspunkt in der Umgebung befaßten. Es wurde die Anlagerung an Aerosole der Umwelt und die Konzentration von  $^{129}\text{J}_2$ ,  $\text{CH}_3^{129}\text{J}$  und von J-129-Aerosolen in der Abluft der WAK gemessen. In diesem Zusammenhang erfolgte die Messung von stabilen  $\text{J}_2$  und Aerosolen in der Umgebungsluft. Diese Messungen wurden in Kiel, Stade, Karlsruhe, Gundremmingen und München durchgeführt. Die Messung von stabilem  $\text{CH}_3\text{J}$ , mit dem das Radiojod einen schnellen Isotopenaustausch eingehen könnte und dadurch das für die Deposition bedeutungslose  $\text{CH}_3^{129}\text{J}$  bilden würde, wird z.Zt. in der Umgebungsluft des KfK durchgeführt.

Tab. 06.03.01/01A-3: Mittlere J-129-Kontamination des Bodens im Gebiet der Hauptbeaufschlagung durch die Abluftfahne der WAK

Probenahme	Bodenkontamination in pCi <sup>129</sup> J/m <sup>2</sup>	
	0-5 cm	0-20 cm <sup>1)</sup>
1976	116	216
1977	142	237
1978	171	414

<sup>1)</sup> ein Ausreißer wurde vor der Mittelung ausgeschieden

Tab. 06.03.01/01A-4: J-129 in Bodenproben eines Vertikalprofiles. Probenahme 1978, 1 km Abstand von WAK, Richtung NO

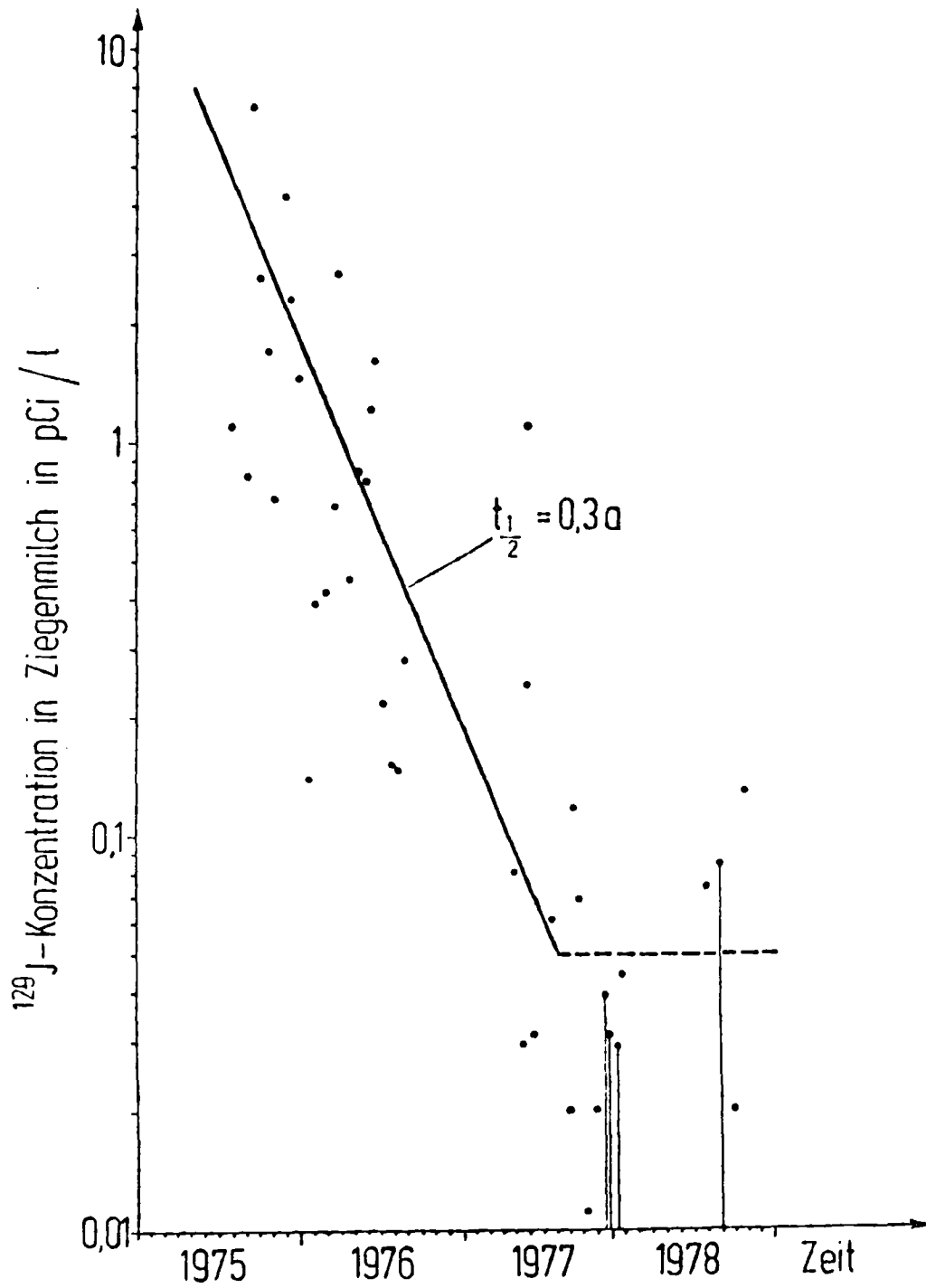
Probenahmetiefe in cm	<sup>129</sup> J-Konzentration in fCi <sup>129</sup> J/g Trockensubstanz
0 - 5	1,5
0 - 10	41,4
10 - 20	0,41
20 - 30	0,32
30 - 40	≤ 0,41
40 - 50	≤ 0,64
50 - 60	≤ 0,78
60 - 70	≤ 0,29
70 - 80	≤ 1,85
80 - 90	≤ 0,41
90 - 100	≤ 0,40
100 - 110	≤ 1,35

### Schlußfolgerung aus den Ergebnissen

Wird J-129 aus einer großen Wiederaufarbeitungsanlage quantitativ emittiert und erfolgt diese Emission über einen 200 m hohen Abluftkamin, so erwartet man nach den Berechnungsgrundlagen 7,9 rem/Jahr für die Schilddrüse eines Kleinkindes, das mit Milch vom Hauptbeaufschlagungspunkt der Abluftfahne dieser Wiederaufarbeitungsanlage ernährt wird. Um das 30 mrem-Konzept einzuhalten, ist daher ein Dekontaminationsfaktor von ungefähr 90 notwendig. Berücksichtigt man, daß die Berechnungsgrundlagen die tatsächliche Kontamination der Milch um mindestens den Faktor 45 überschätzen, so ist für die Einhaltung des 30 mrem-Konzeptes nur ein Dekontaminationsfaktor von 2 notwendig. Es sei erinnert, daß diese Überlegungen auf der Basis von Ziegenmilch erfolgten. Soll die Ernährung des Kindes mit Kuhmilch durchgeführt werden, ist eine weitere Reduktion der zu erwartenden Dosis um den Faktor 2-5 notwendig. Außerdem ist der Ausbreitungsfaktor in den Berechnungsgrundlagen für 200 m hohe Kamine extrapoliert aus den Ergebnissen von Ausbreitungsexperimenten mit Emissionshöhen von 100 m. Dies dürfte eine weitere Überschätzung der Umgebungskontamination um ca. den Faktor 2 bedingen. Die zur Berechnung der Schilddrüsendosis in der Berechnungsgrundlagen verwendeten effektiven Verweilzeiten von J-129 in der Schilddrüse des Kleinkindes sind nach heutiger Ansicht zu hoch. Eine Überschätzung der Dosis um den Faktor 2-4 ist dann schon allein auf dieser Basis zu erwarten. Berücksichtigt man alle diese Faktoren, so ist auch ohne Rückhaltung von J-129 in einer großen Wiederaufarbeitungsanlage das 30 mrem-Konzept einhaltbar.

Aus diesen Ergebnissen soll nicht geschlossen werden, daß auf eine Filteranlage für Radiojod im Abluftsystem vom Auflöser verzichtet wird. Wohl aber sollte überlegt werden, ob bei vorübergehendem Ausfall eines Jodfilters die große Wiederaufarbeitungsanlage unbedingt stillgelegt werden muß. Ebenso ist der Einbau von Jodfiltern in untergeordnete Abluftsysteme einer Wiederaufarbeitungsanlage nur mit der allgemeinen Forderung der Strahlenschutzverordnung "so niedrig wie möglich" aber nicht von dem 30 mrem - Konzept her zurechtfertigen.

Abb. 06.03.01/01A-5: J-129-Gehalt in Ziegenmilch aus der Umgebung der WAK-Forsthaus





Abschließend soll noch darauf hingewiesen werden, daß J-131 entsprechend den Berechnungsgrundlagen eine um den Faktor 6 geringere Radiotoxizität als J-129 aufweist. Dies bedeutet, daß die sehr restriktiven Emissionsraten von J-131 mit der Abluft von Kernkraftwerken ebenfalls neu durchdacht werden sollten.

06.03,01/02A  
PNS 4812

Untersuchungen des physikalischen und chemischen  
Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radio-  
nuklide in der Umwelt - Am, Cm, Pu

H. Schüttelkopf, M. Pimpl, AS

Als Vorbereitung des Studiums des Verhaltens von Pu in der Umwelt (PNS 4812) wird seit Jahren das Abwasser des KfK auf Pu analysiert. In der Abluft der FERAB und der WAK wird ebenfalls seit 1976 Pu bestimmt. Gleichzeitig mit der Pu-Emissionsmessung aus der WAK wurde seit einem Jahr die Immissionsmessung am nächstgelegenen bewohnten Haus in der Hauptausbreitungsrichtung der Abluftfahne der WAK durchgeführt. Mit diesen Daten werden z.Zt. gemessene Langzeitausbreitungsfaktoren bestimmt. Die Pu-Falloutkonzentrationen können wegen des vollständig anderen  $^{238}\text{Pu}/^{239+240}\text{Pu}$ -Aktivitätsverhältnisses, verglichen mit dem von der WAK emittierten Pu, subtrahiert werden. Zur unabhängigen Fall-outmessung wurden im Südschwarzwald Luftproben genommen und analysiert.

Bei dem genannten Haus wurden außerdem Grasproben genommen und auf Pu analysiert. Aus den Luft- und den Graskonzentrationen werden die Depositionsgeschwindigkeit und die effektive Verweilzeit von Pu auf Gras bestimmt werden. Bodenkonzentrationen von Pu wurden an vielen Stellen der Umgebung der WAK gemessen. Tiefenverteilungen wurden erfaßt; im Vergleich mit einer Tiefenverteilung, gemessen im ungestörten Boden des Südschwarzwaldes, der nur mit Falloutplutonium kontaminiert ist, wurden wesentliche Unterschiede festgestellt. So scheint die Erde der Umgebung der WAK an allen untersuchten Stellen umgegraben zu sein und die spezifischen Aktivitäten, wie auch die Flächenkontamination sind im allgemeinen im Schwarzwald höher. In der Umgebung der WAK erlegte Hirsche und Kaninchen wurden auf Pu analysiert; der Pu-Gehalt wurde in vielen Organen gemessen.

Im Altrhein - dieser dient für das KfK-Abwasser als Vorfluter - wurde die Kontamination der Sedimente aus 12 Proben bestimmt, welche im Bereich

von 100 m vor der Abwassereinleitung und 2000 m nach der Abwassereinleitung in gemessenen Abständen entnommen wurden. Aus den Ergebnissen läßt sich erkennen, daß in den ersten 100 m eine exponentiell abnehmende Pu-Kontamination vorliegt, aus deren Verlauf die Ablagerungsgeschwindigkeit von Pu berechnet werden soll. Nach diesen ersten 100 m bleibt im Altrhein die Kontamination konstant und ist etwa 5 mal so hoch wie vor der Einleitung. Entlang dem gesamten Altrhein, rund 18 km, wurden 30 Sedimentproben entnommen, um festzustellen, wie weit der Altrhein mit Plutonium meßbar kontaminiert ist. Die Ergebnisse sind in Abb. 06.03.01/02A-1 dargestellt.

In Muscheln, Wasserpflanzen und Wasserproben wurde ebenfalls Pu bestimmt. In einer großen Zahl von Pflanzen-, Luft-, Boden- und einigen anderen Umweltproben aus dem Südschwarzwald wurde zum Vergleich ein "Nullpegel" von Pu bestimmt. Die Proben wurden im Rahmen eines von der AS übernommenen Forschungsauftrages zur Radioökologie von Ra in der Umgebung eines Uranbergwerkes genommen.

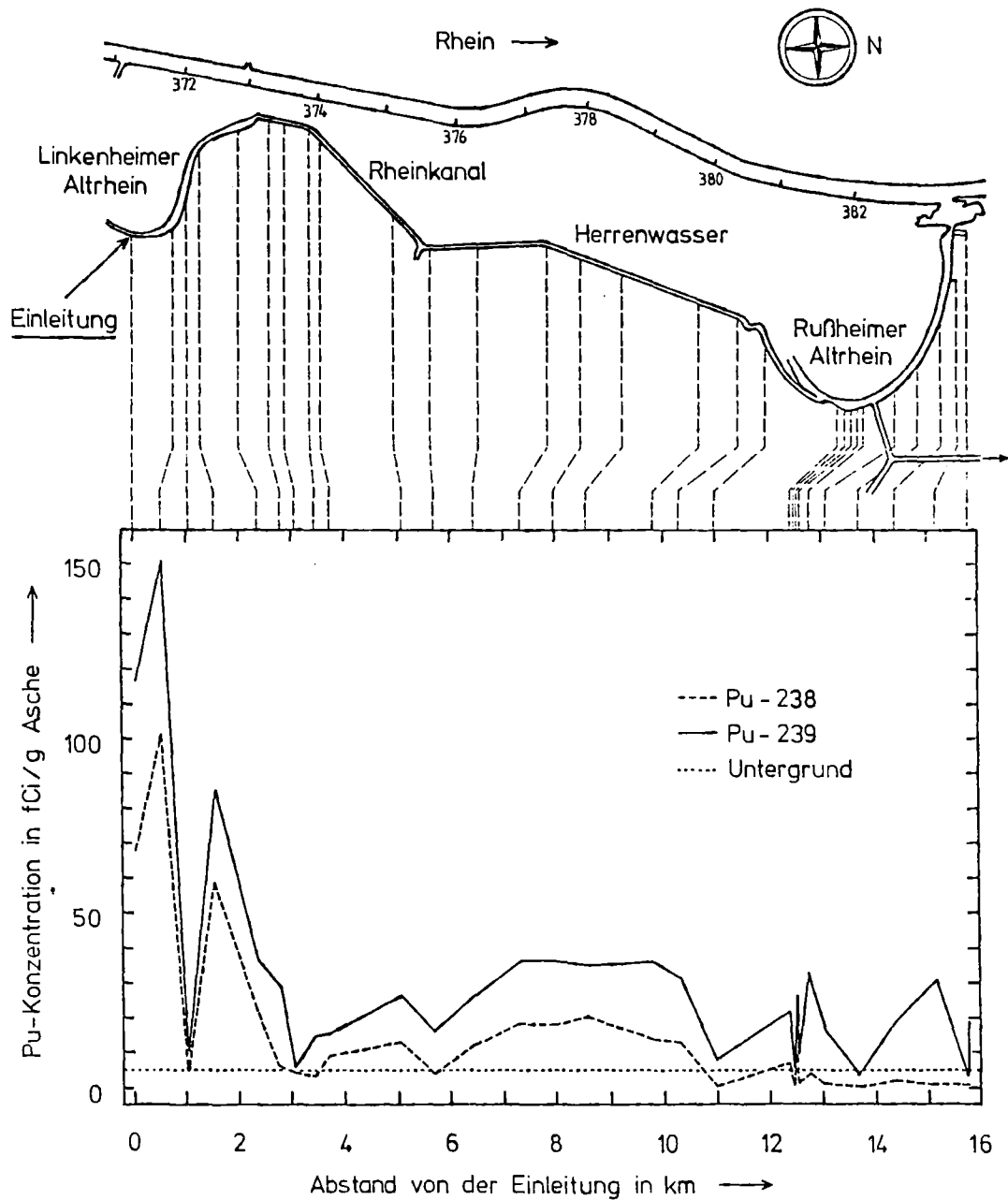


Abb. 06.03.01/01A-1: Plutoniumgehalt in Schlammpföben im Linkenheimer Altrhein, Rheinkanal Herrenwasser und Rußheimer Altrhein, November 1978

06.03.02      Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer  
Schadstoffe im Nah- und Fernbereich

(M. Becker, J. Hiller, W. Hübschmann, K. Nester, H. Schüttel-  
kopf, P. Thomas, S. Vogt, AS)

Gemeinsames Ziel der Untersuchungen ist die Verbesserung der Kenntnis der Schadstoffausbreitung in der Atmosphäre sowie die Entwicklung von Modellen zur Berechnung der Strahlenbelastung in der Umgebung kerntechnischer Anlagen, insbesondere nach störfallbedingter Aktivitätsfreisetzung. Dazu werden folgende Einzelvorhaben durchgeführt:

- 06.03.02/01A Ausbreitung im lokalen Bereich mit Emissionshöhen bis 100 m;
- 06.03.02/02A Ausbreitung im regionalen Bereich (über 15 km Entfernung);
- 06.03.02/03A Ausbreitung im lokalen Bereich mit Emissionshöhen über 100 m.

Das erste Einzelvorhaben wurde am Ende des Jahres 1978 abgeschlossen; die anderen beiden werden in den Folgejahren weitergeführt.

06.03.02/01A Atmosphärische Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im lokalen  
PNS 4821      Bereich bei Emissionshöhen  $\leq$  100 m

(K. Nester, P. Thomas, AS)

1. Ausbreitungsparameter

Ausbreitungsversuche mit Emissionshöhen von 60 m und 100 m wurden bis August 1977 durchgeführt. Tab. 06.03.02-1 zeigt, wieviele auswertbare Versuche bzw. Sammelperioden auf jede Ausbreitungskategorie entfallen. Wurden in derselben Höhe zwei Tracer simultan freigesetzt, so ist dieser Versuch doppelt gezählt.

Zur Bestimmung der Ausbreitungsparameter wurden zunächst die Perioden eines Versuches einzeln ausgewertet und anschließend die Perioden eines Versuches zusammengefaßt und in einem least square fit ausgewertet. Die azimutale

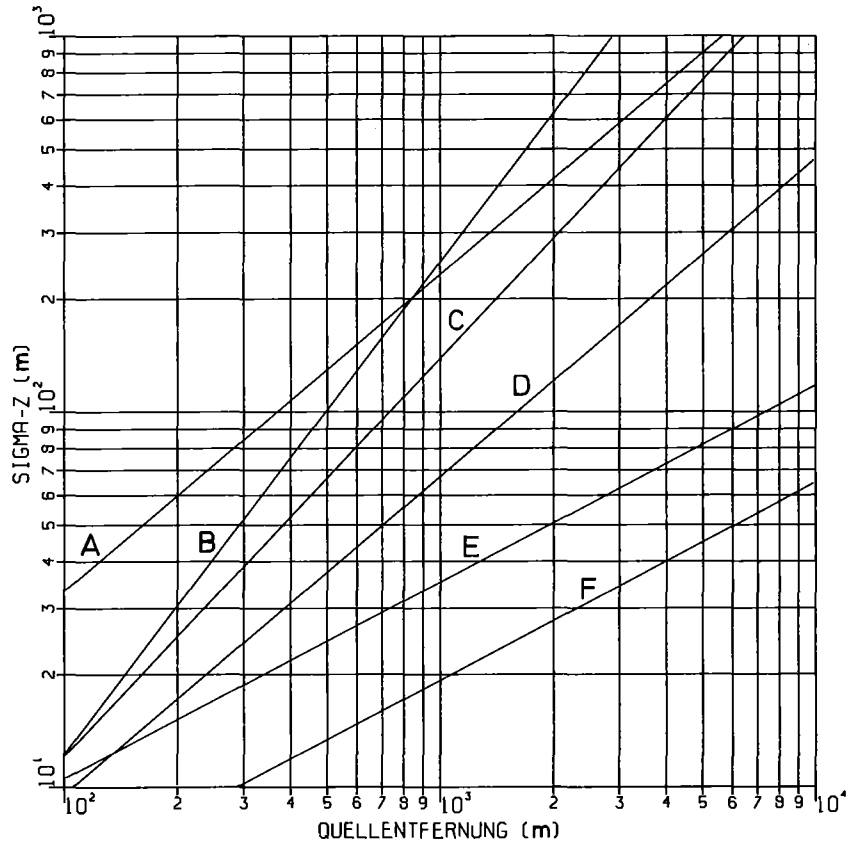
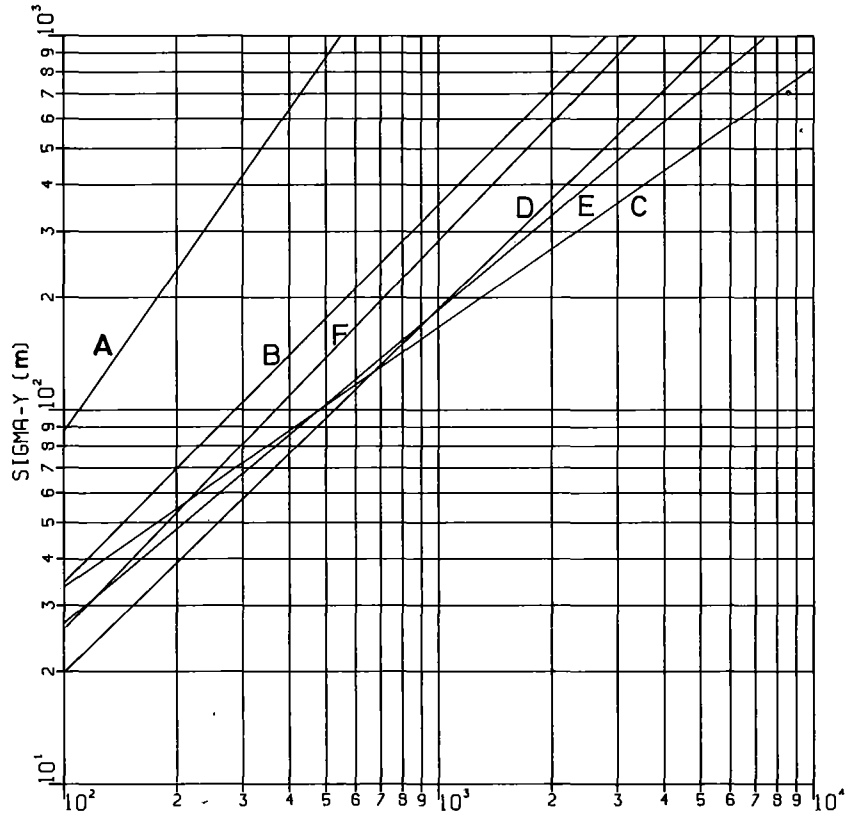
Lage der Probenahmestellen wurde dabei so gedreht, daß die Ausbreitungsrichtungen der einzelnen Perioden aufeinanderfallen. Schließlich wurden alle Versuche der gleichen Kategorie logarithmisch zusammengefaßt.

Die für die Emissionshöhen 60 m und 100 m ermittelten Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$  lassen bezüglich der Abhängigkeit von der Emissionshöhe noch keine einheitlichen Aussagen zu. Um die Ausbreitungsparameter für Ausbreitungsrechnungen verfügbar zu machen und sie auf eine statistisch breite Basis zu stellen, wurden die Parameter beider Emissionshöhen zunächst zusammengefaßt, s. Abb. 06.03.02-1 a und b.

Tab. 06.03.02-1 Auswertbare Ausbreitungsversuche mit Emissionshöhen von 60 m und 100 m

Kategorie	Zahl der Versuche		Zahl der Perioden	
	H = 60 m	H = 100 m	H = 60 m	H = 100 m
A	2	4	4	7
B	1	4	2	7
C	6	4	11	11
D	6	11	10	22
E	3	4	6	6
F	2		4	

Die Exponenten der  $\sigma$ -Kurven, die sich unmittelbar aus den Experimenten ergeben, zeigen in Abhängigkeit von den Kategorien keinen monotonen Verlauf. Für die praktische Anwendung erscheint jedoch ein solcher monotoner Verlauf zweckmäßig. Dieses Ziel könnte durch eine größere Zahl weiterer



Abbn. 06.03.02-1 a und 1 b Aus Experimenten ermittelte Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$ , Emissionshöhen 60 und 100 m (ungeglättet, nicht zentriert)

Experimente erreicht werden; ein solcher Aufwand ist jedoch in Anbetracht der Erfolgsunsicherheit nicht gerechtfertigt. Das sinnvollere Vorgehen besteht in einer geeigneten Glättung der  $\sigma$ -Kurven. Diese Glättung sollte derart erfolgen, daß damit keine Verminderung der Zuverlässigkeit der Ausbreitungsparameter verbunden ist.

Die Unsicherheitsbereiche der  $\sigma$ -Kurven der Einzelversuche zeigen, innerhalb welchen Bereichs die geeignete  $\sigma$ -Kurve liegt. Die errechnete Einzelkurve, die mathematisch zur kleinsten Fehlerquadratsumme führt, stellt lediglich die wahrscheinlichste Lösung dar.

Die Auswertung der Einzelversuche zeigt, daß um das Maximum der Konzentration der Unsicherheitsbereich am kleinsten ist. Bei der Glättung wird deshalb angestrebt, die Lage  $x_{\max}$  und den Betrag  $s_{\max}$  dieses Maximums zu erhalten. Dabei wird im einzelnen wie folgt vorgegangen.

Die  $\sigma$ -Kurven werden in der Form  $\sigma_{yj} = \sigma_{y0j} x^{q_j}$ ,  $\sigma_{zj} = \sigma_{z0j} x^{p_j}$  dargestellt.

- Der Exponent  $p_j$  der verschiedenen Kategorien  $j$  wird in Abhängigkeit von der mittleren Streuung der vertikalen Windrichtung  $(\overline{\sigma_\phi})_E$ , die sich aus den Messungen während der Experimente ergibt, aufgetragen. Die Exponenten der Kategorie C, D und F können durch eine Gerade verbunden werden. Der Verlauf dieser Geraden bestimmt die "geglätteten" Exponenten der Kategorien A, B und E. Dabei wird  $p_j$  aufgrund theoretischer Überlegungen auf die Werte zwischen 1,5 und 0,5 beschränkt.

- Die  $\sigma_y(x)$ -Kurven aus den Einzelversuchen sind mit zum Teil großen Unsicherheiten behaftet. Außerdem variieren die  $q_j$  innerhalb einer Kategorie beträchtlich. Bei der Kategorie D z.B. liegen die Exponenten zwischen 1,8 und 0,4. Aus diesen Gründen wurde für alle  $\sigma_y$ -Kurven als "geglätteter" Exponent der arithmetische Mittelwert der berechneten  $q_j$  aller Experimente festgelegt.

- Die Entfernungen  $x_{\max}$  für eine Quellhöhe von 80 m werden in Abhängigkeit von  $(\overline{\sigma_\phi})_E$  im doppellogarithmischen Maßstab durch eine glatte Kurve angenähert. Diese Kurve bestimmt für jedes  $(\overline{\sigma_\phi})_E$  das zugehörige  $x_{\max}$ . Mit gegebenem  $p_j$  und  $q_j$  wird daraus das zugehörige  $\sigma_{z0j}$  berechnet.

- Analog zu  $x_{\max}$  wird auch mit  $s_{\max}$  verfahren, was die Berechnung der modifizierten  $\sigma_{y0j}$  ermöglicht.



Damit liegen die "geglätteten" Ausbreitungsparameter  $\sigma_z(x)$  und  $\sigma_y(x)$  fest.

Die  $(\overline{\sigma_\phi})_E$ -Werte der einzelnen Kategorien entsprechen nicht den Mittelwerten  $\overline{\sigma_{\phi j}}$  der Kategorien  $j$ , wie sie sich aufgrund der Statistik der Jahre 1973 bis 1977 ergeben. Es erscheint deshalb angebracht, die  $\sigma$ -Kurven so zu verschieben, daß sie den  $\overline{\sigma_{\phi j}}$  zugeordnet sind. Diese "Zentrierung" der Ausbreitungsparameter erfolgt in den entsprechenden Abschnitten des Glättungsverfahrens. Statt  $(\overline{\sigma_\phi})_E$  wird lediglich  $\overline{\sigma_{\phi j}}$  verwendet.

Die durch Glättung und Zentrierung ermittelten  $\sigma$ -Kurven sind in den Abbildungen 06.03.02-2 a und b dargestellt.

## 2. Einfluß der Mittelungszeit auf $\sigma_y$

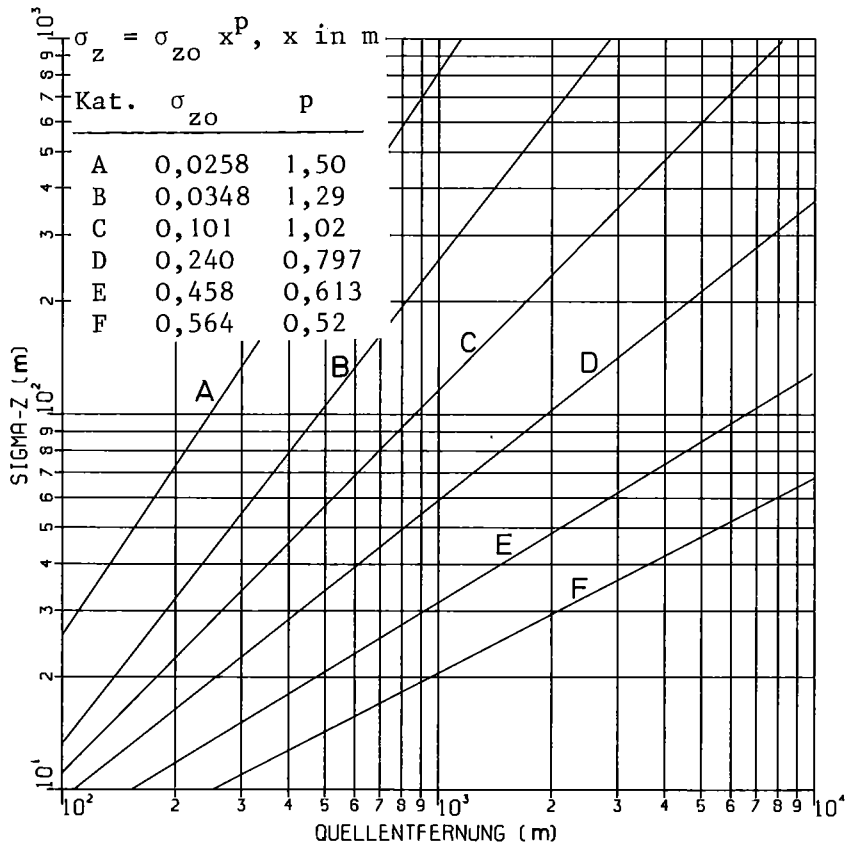
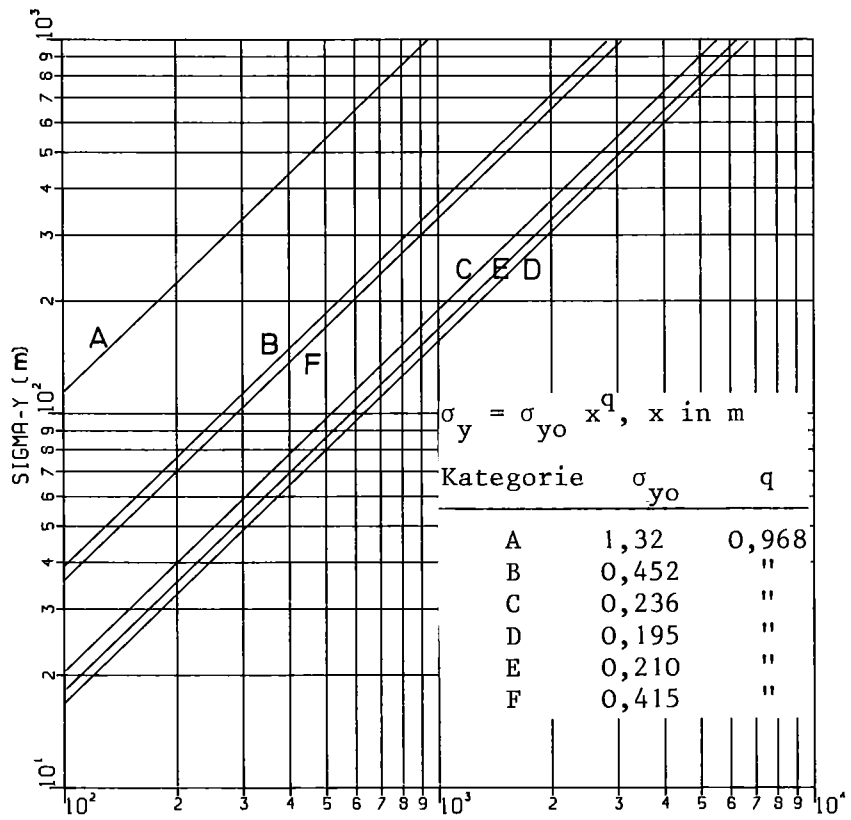
Beim Betrieb kerntechnischer und konventioneller Anlagen gibt es neben kontinuierlichen auch Kurzzeitemissionen. Die Dauer solcher Kurzzeitemissionen beträgt bis zu einigen Stunden. Die Ausbreitungsparameter gelten aber meist für Mittelungszeiten von etwa 0,5 h. Während sich der vertikale Ausbreitungsparameter  $\sigma_z$  bei Mittelungszeiten größer 0,5 h nicht mehr ändert, vergrößert sich im allgemeinen der horizontale Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  mit zunehmender Mittelungszeit. Um die üblichen Ansätze der Ausbreitungsrechnung verwenden zu können, muß der Einfluß der Mittelungszeit auf  $\sigma_y$  bestimmt werden.

Ausgehend von den Messungen der Windrichtung und -geschwindigkeit in 100 m Höhe am meteorologischen Mast des KfK von 1975 wurde die Vergrößerung des  $\sigma_y$  von 0,5 h auf 3 h Mittelungszeit unter der vereinfachenden Annahme eines instationären, aber homogenen Windfeldes berechnet.

Für die verallgemeinerten, mittleren  $\sigma_y$ -Kurven wird der Ansatz

$$\sigma_y(t,x) = \sigma_y(0,5 \text{ h}, x) \cdot V_M(t,x)$$

gemacht. Die Kurven  $V_M(t,x)$  sind in Abbildung 06.03.02-3 dargestellt.



Abn. 06.03.02-2 a und b Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$ , Emissionshöhen 60 und 100 m, geglättet und zentriert

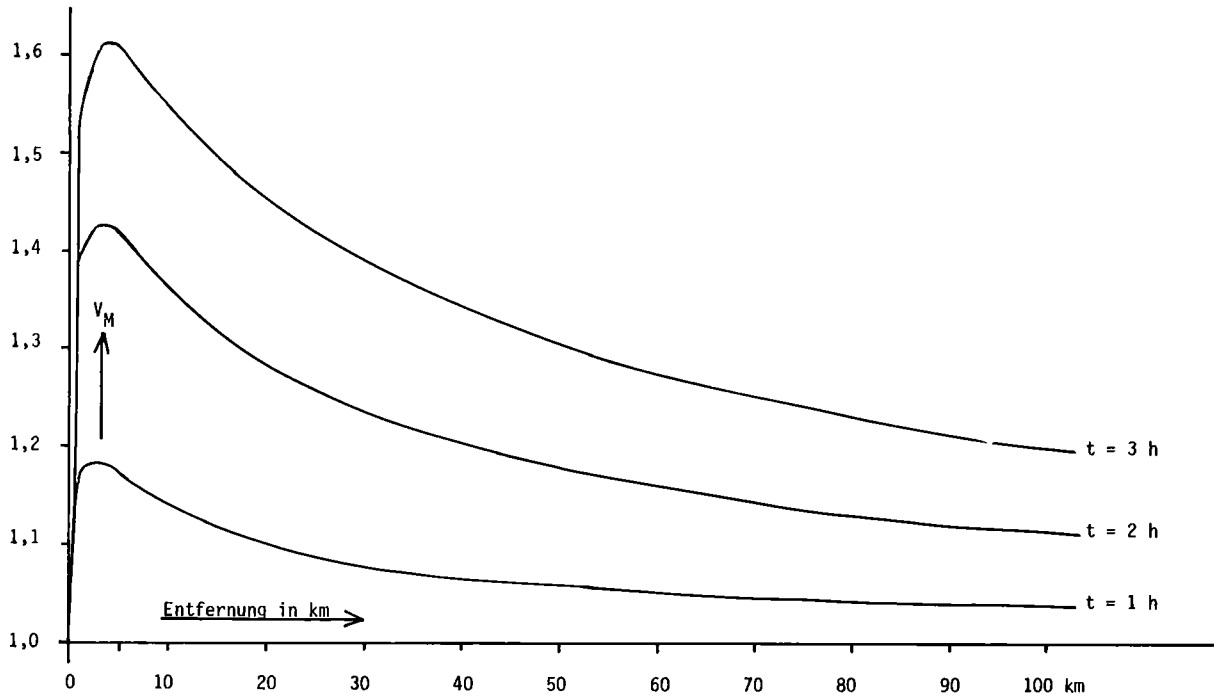


Abb. 06.03.02-3 Kurven zur Berechnung des  $\sigma_y$  für eine Emissionsdauer bis 3 h

### 3. On-line-Berechnung der Umgebungsbelastung nach störfallbedingter Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre

Die bei CALAS abgelegten meteorologischen Daten können in aufbereiteter Form auf Sichtgeräten dargestellt werden. CALAS berechnet u.a. das Integral der bodennahen Aktivitätskonzentration in der Umgebung einer Quelle bei mehrstündiger Aktivitätsfreisetzung. Dabei handelt es sich um die Summe der 10-min-Konzentrationsintegrale, die sich aufgrund der wechselnden meteorologischen Verhältnisse ergeben.

Die Berechnung erfolgt unter der Annahme einer doppelten Gaußverteilung in Entfernungen zwischen 0,1 und 20 km von der Quelle. Die Konzentrationen werden an 3312 Rasterpunkten berechnet und in Zeitschritten von 10 min

aufsummiert. Innerhalb der Schrittdauer von 10 min werden stationäre Ausbreitungsbedingungen angenommen.

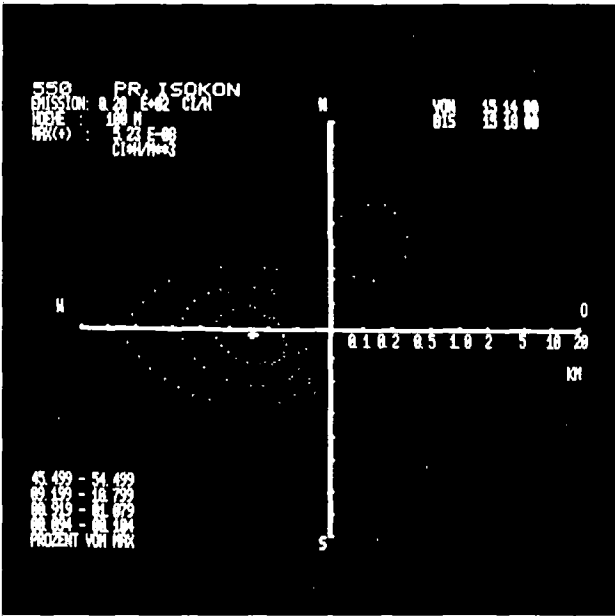
Auf dem Bildschirm werden das Maximum sowie die 50 %-, 10 %-, 1 %- und 0,1 %-Isolinie der Konzentrationsintegrale angegeben. Die Isolinien werden durch diskrete Punkte dargestellt; Am Bildschirm leuchten stets die Rasterpunkte auf, die innerhalb einer bestimmten Bandbreite ein Konzentrationsintegral von 50 %, 10 % usw. des Maximalwertes aufweisen.

Der Operateur ruft das Programm über die Tastatur auf. Anschließend muß er folgende Daten eingeben:

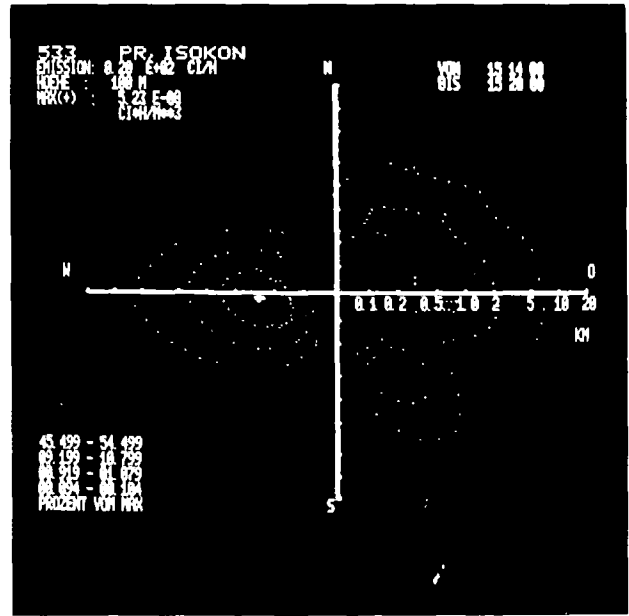
- Bandbreiten der Isolinien
- Emissionsrate
- Anfangsdatum und -zeit
- Enddatum und -zeit, bis zu der das Konzentrationsintegral gebildet werden soll,
- Emissionshöhe.

Nach Beendigung der Rechnung und der Darstellung auf dem Bildschirm kann man jeweils durch Knopfdruck oder automatisch die Integration in 10-min-schritten fortsetzen. Nach jedem 10-min-Schritt wird die neue Verteilung am Bildschirm angezeigt. Das erlaubt, den zeitlichen Aufbau des Konzentrationsintegrals zu beobachten.

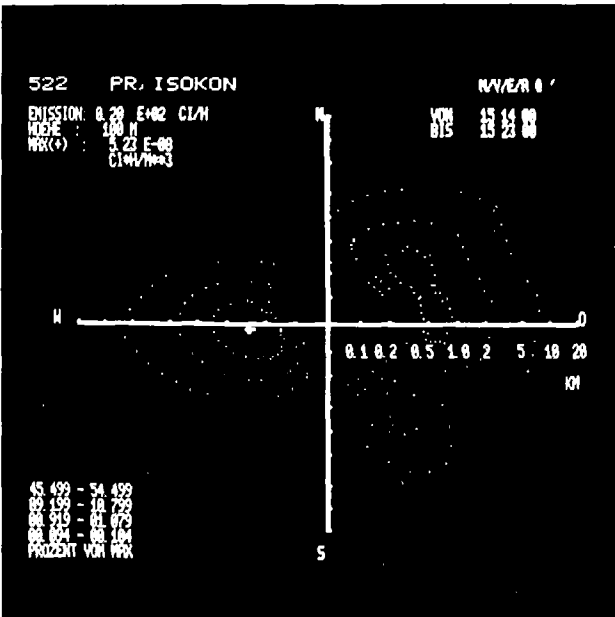
Abbildung 06.03.02-4 zeigt das Konzentrationsintegral bei einer angenommenen Emission von 20 Ci/h aus einem 100 m hohen Kamin mit aktuellen meteorologischen Daten. Die Emission dauerte vom 15.6.1978, 14<sup>00</sup> h bis zum 16.6.1978, 2<sup>00</sup> h. Zu Beginn herrschten östliche Winde, die zu einer maximalen Umgebungsbelastung von  $5,23 \cdot 10^{-8}$  Cih/m<sup>3</sup> 300 m westlich des Schornsteins führten. Kurz nach 18<sup>00</sup> h drehte der Wind nach Südwest und baute die Kontamination im Nordosten der Quelle auf. Dennoch änderte das Maximum weder Betrag noch Lage zwischen 18<sup>00</sup> h und 23<sup>00</sup> h. Am 16.6.1978, 2<sup>00</sup> h, lag das Maximum im Nordosten bei 500 m Quellentfernung. Der Maximalwert war nun auf  $8,54 \cdot 10^{-8}$  Cih/m<sup>3</sup> angewachsen.



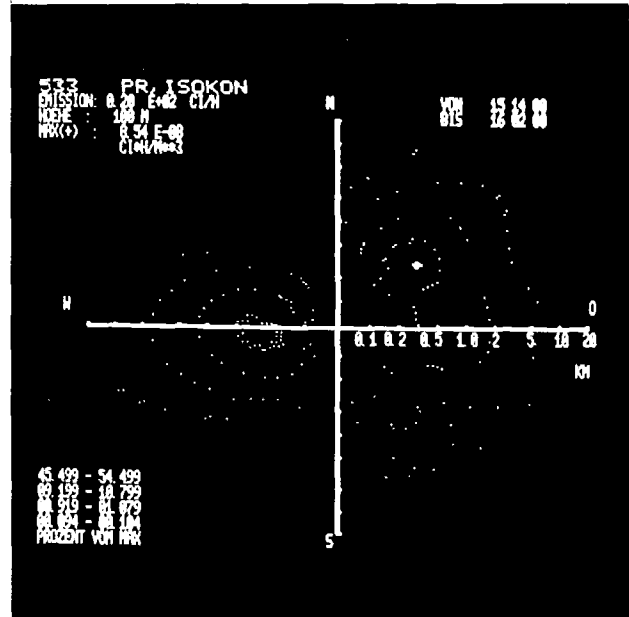
4 h nach Emissionsbeginn



6 h nach Emissionsbeginn



9 h nach Emissionsbeginn



12 h nach Emissionsbeginn

Abb. 06.03.02-4 Sichtgerätdarstellungen des Konzentrationsintegrals, Quellhöhe 100 m, Emissionsbeginn am 15.6.1978, 14 h

06.03.02/02A Atmosphärische Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im regionalen  
PNS 4822 Bereich (> 15 km Entfernung)

(P. Thomas, S. Vogt, AS)

### 1. Auswertung bisheriger Tetroonflüge

Im PNS-Halbjahresbericht 78/I (KfK 2700) wurden die im August 1977 bei Tuttlingen durchgeführten Tetroonflüge dargestellt. Die Flüge einer weiteren Flugserie in der Nähe des Kernforschungszentrums im April 1978 (KfK 2700) wurden ausgewertet.

In Abbildung 06.03.02-5 sind die auf den Erdboden projizierten Flugbahnen dieser Flugserie dargestellt. In Abbildung 06.03.02-6 ist die Flughöhe des am weitesten verfolgten Tetroon Nr. 5/78 über dem überflogenen Gelände-  
profil dargestellt. Die bei allen Flügen mehr oder weniger deutlichen Pendelbewegungen des Tetroons um eine mittlere Flughöhe wurden untersucht. Abbildung 06.03.02-7 zeigt, daß die theoretische Schwingungsdauer eines Luftpaketes in einer stabilen Schichtung derjenigen der Pendelbewegungen der Tetroons im Rahmen der sonstigen Unsicherheiten etwa entspricht.

Aus den Flügen Nr. 5/78 und Nr. 7/78 wurde der horizontale Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  in den Entfernungen 5, 10 und 15 km abgeschätzt: Versuche in den USA zeigten (D.H.Pack; J.K.Angell, Mon.Wea.Rev.91 (1963)), daß die Querdistanz zeitlich nacheinander gestarteter Tetroons stärker von der Flugdauer als von den zeitlichen Intervallen zwischen den Starts abhängt. Die Querdistanz  $\Delta y$ , s. Abbildung 06.03.02-5, ist der seitliche Abstand zweier Tetroons bei jeweils gleichen Entfernungen vom Startplatz. Unabhängig von der Reihenfolge der Starts der Tetroons ist die Lage ihrer Trajektorien statistisch verteilt.

Allgemein kann

$$\sigma_y^2 = (N-1)^{-1} \sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y})^2$$

gesetzt werden:

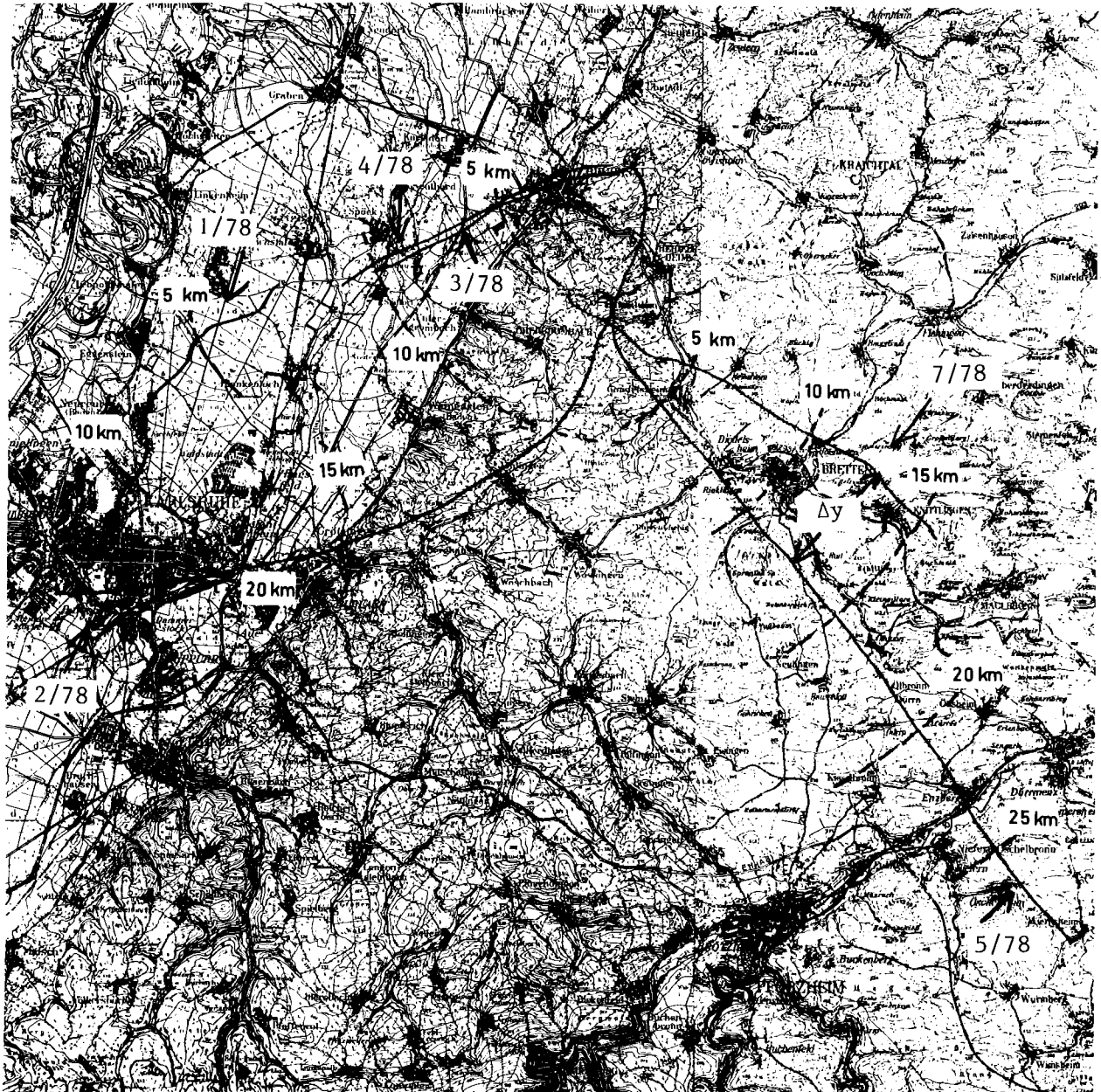


Abb. 06.03.02-5 Auf den Erdboden projizierte Flugbahnen (Meßkampagne im April 1978)

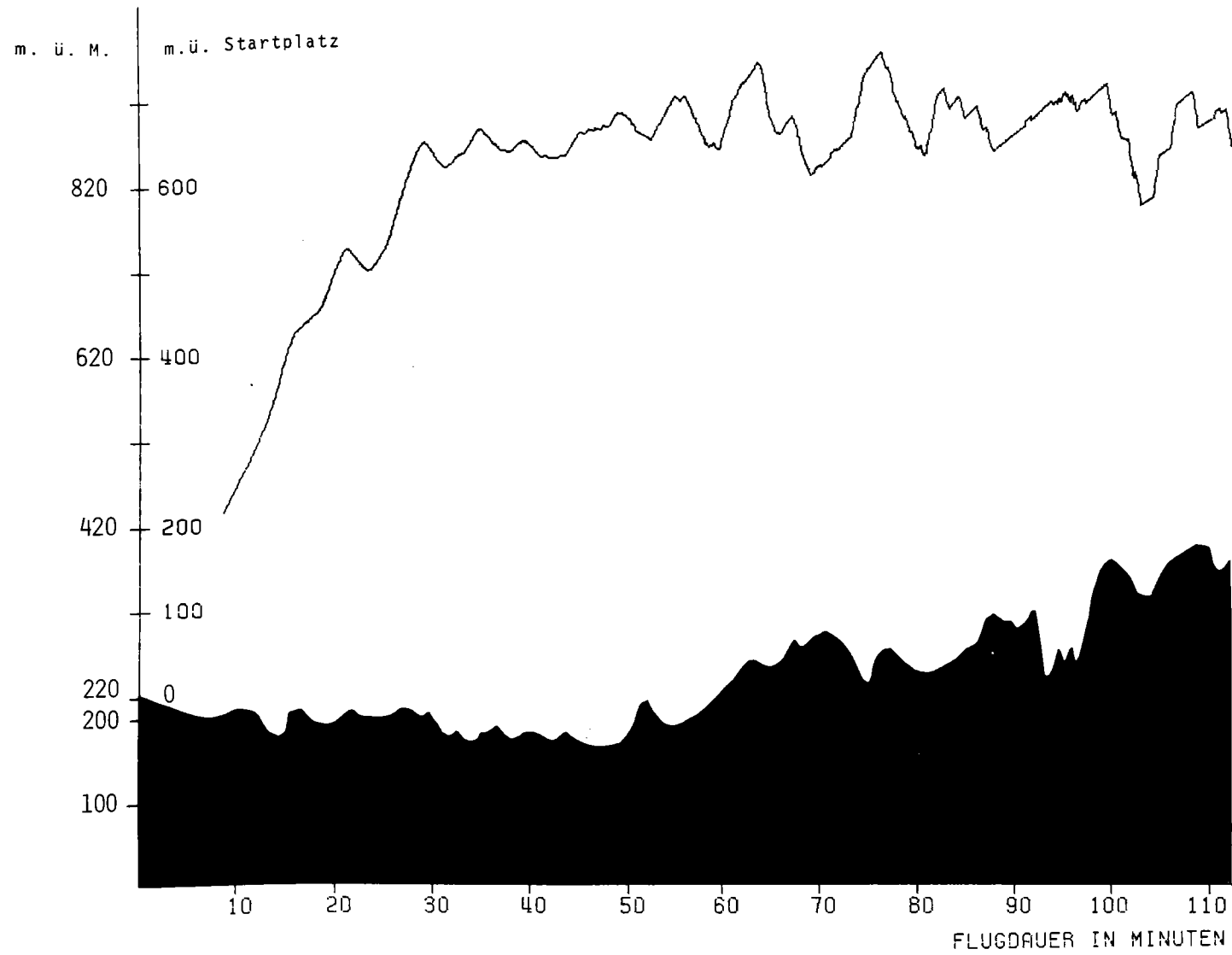


Abb. 06.03.02-6 Flug Nr. 5 in Abhängigkeit der Zeit (Rheintal 1978)



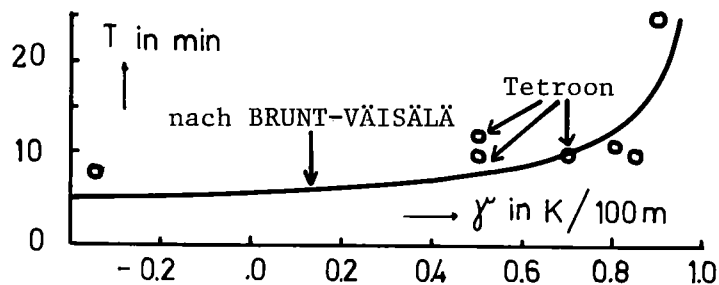


Abb. 06.03.02-7 Vertikale Schwingungsdauer eines Luftpaketes in einer stabil geschichteten Atmosphäre

$\sigma_y$  kann daher aus Paaren nicht gleichzeitig gestarteter Tetroons N=2 bestimmt werden.

$$\sigma_y^2 = \frac{1}{2} \Delta y^2$$

Die  $\sigma_y$ -Werte sind in Abbildung 06.03.02-8 in das Diagramm der  $\sigma_y$ -Kurvenschar des KfK eingetragen. Es herrschte zur Flugzeit die Ausbreitungskategorie C. Die Übereinstimmung ist angesichts des geringen Datenmaterials gut.

## 2. Transponder

Zwecks weiterer Verbesserung der Radarortung sollen die Tetroons mit Transpondern (Sender/Empfänger-Einheit) ausgerüstet werden. Die Firma Elektro-Spezial hat 5 Transponder hergestellt. Diese sind etwa 15 cm hoch; sie haben einen Querschnitt von 6,5 x 6,5 cm<sup>2</sup> und wiegen ca. 480 g. Sie sind mit einer Batterie à 22,5 V und zwei Batterien à 9 V bestückt. Ihre Kapazität reicht für über 12 h Betrieb. Das Blockschaltbild des Transponders zeigt Abbildung 06.03.02-9. Die Signale des Radar, Typ MBVR-120, werden im Detektor gleichgerichtet und einem mehrstufigen Vorverstärker zugeführt. Der folgende Schmitt-Trigger wird mit seiner Schwelle oberhalb des Rauschens eingestellt. Wegen der breitbandig ausgelegten Empfängerein-

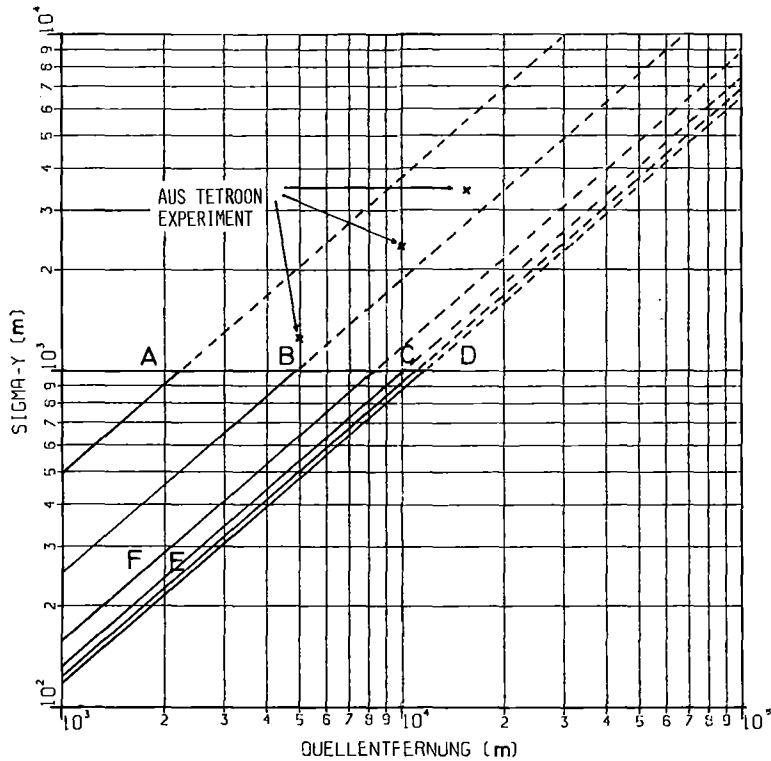


Abb. 06.03.02-8 Horizontaler Ausbreitungsparameter  
(Emissionshöhe 160 m und 195 m)

heit muß verhindert werden, daß andere Radaranlagen den Transponder auslösen. Das den Schmitt-Trigger auslösende verstärkte Empfangssignal wird durch Multivibratoren auf minimale und maximale Pulsbreite und Pulspause untersucht. Liegen diese innerhalb vorgegebener Toleranzen, so wird nach einer gewissen Verzögerung ein Antwortimpuls gesendet, dessen Trägerfrequenz sich von dem des MBVR-Impulses um ca. 50 MHz unterscheidet. Durch die logische Verknüpfung der Multivibratoren untereinander wird die Auslösung des Transponders durch das eigene Sendesignal unterbunden.

Für die Verfolgung von Transpondern wird das MBVR-120 als Sekundärradar betrieben. Um die für die automatische Verfolgung notwendige Zwischenfrequenz von 30 MHz zu erzeugen, muß der Empfängerzug des Radars den veränderten Ver-

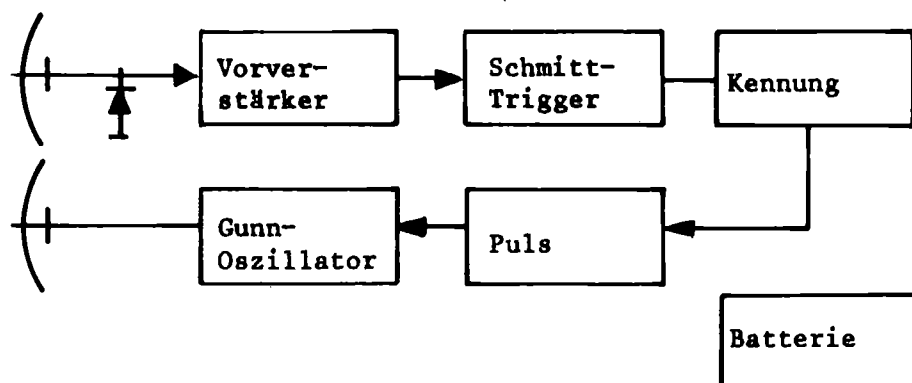


Abb. 06.03.02-9 Blockschaltbild des Transponders

hältnissen angepaßt werden. Dazu sind einmalige Meß- und Einstellarbeiten am MBVR-120 nötig. Die Umschaltung des MBVR-120 von Normal- auf Transponderbetrieb oder zurück läßt sich dann in jeweils ca. 10 min vornehmen.

Der Versuch der Erprobung der Transponder am fliegenden Tetroon scheiterte bisher an zu ungünstigen Bedingungen. Der Tetroon flog in eine Richtung, in der Wald und ein Hügel den Transponder gegenüber dem Radar abschatteten, und ging bei einer Entfernung von 14 km verloren. Die geforderte Mindestreichweite von 50 km konnte durch den ungünstigen Standort des MBVR-120 nicht erreicht werden. Der gestartete Transponder wurde am gleichen Tag in 70 km Entfernung vom Startplatz unversehrt gefunden und an das KfK zurückgeschickt.

Die Lieferfirma demonstrierte jedoch die Leistungsfähigkeit des Transponders folgendermaßen:

Der Transponder wurde in einem Kirchturmfenster in 12 km Entfernung ortsfest montiert. Die Radarantenne konnte optisch auf den Kirchturm ausgerichtet werden. Durch An- und Ausschalten des Transponders ließen sich am Oszillogramm des MBVR-120 die Signale zweifelsfrei dem Transponder zuordnen. Nun wurden in den Empfangs- oder Sendezweig des Transponders verschiedene Dämpfungsglieder eingefügt und damit Entfernungen bis zu 117 km simuliert.

Bei einer simulierten Entfernung von 74 km waren die Signale noch deutlich erkennbar. Bei 117 km wurden sie vom Radar nicht mehr wahrgenommen (Dämpfung beim Empfänger) bzw. verschwanden im Rauschen (Dämpfung beim Sender). Diese Tests wurden zunächst als ausreichend betrachtet, um die Fertigung der Transponderserie in Auftrag zu geben.

06.03.02/03A Atmosphärische Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im lokalen  
 PNS 4823 Bereich bei Emissionshöhen > 100 m

(M. Becker, J. Hiller, K. Nester, H. Schüttelkopf, P. Thomas,  
 S. Vater, S. Vogt, AS)

1. Ausbreitungsversuche

Im zweiten Halbjahr 1978 fanden die fünf in Tabelle 06.03.02-2 zusammengestellten Ausbreitungsversuche statt. Bei allen Versuchen wurden simultan die Tracer  $CF_2Br_2$  bzw.  $CFCl_3$  von der 160-m- bzw. 195-m-Plattform des meteorologischen Mastes freigesetzt. Die Verdampfer wurden mit einer Vorrichtung ausgerüstet, die es erlaubt, die Verdampfungsrate während des Experiments kontinuierlich zu beobachten. Die Probenahme zur Bestimmung der Konzentrationsverteilung erfolgte zwischen 14<sup>00</sup> h und 15<sup>00</sup> h in zwei Sammelperioden à 30 min Dauer an mehr als 50 Positionen im Lee des Mastes. Die Entfernung der Probenahmestellen zum Mast betrug zwischen 0,2 und 9 km.

Tab. 06.03.02-2 Im zweiten Halbjahr 1978 durchgeführte Ausbreitungsversuche

Laufende Nr.	Stabilitäts- kategorie	Datum	Probenahmesektor		Quellentfernung in m	
			Sektormitte	Sektorbreite	min. max.	
59	A	27. 7.	230°	90°	200	3200
60	A/B	5. 9.	60°	120°	250	4000
61	D	27. 9.	225°	90°	600	8000
62	C	27.10.	80°	120°	400	5000
63	D	14.12.	225°	80°	700	9000

Bisher wurden acht Versuche, die den Kategorien A, B (2 Versuche), C (3) und D (2) zugeordnet sind, ausgewertet, siehe Abbildungen 06.03.02-10 a und b. Die Zusammenfassungen der B-, C- und D-Versuche erfolgte logarithmisch. Der Unterschied zwischen den Ausbreitungsparametern der Emissionshöhen 160 m und 195 m ist nur schwach ausgeprägt.

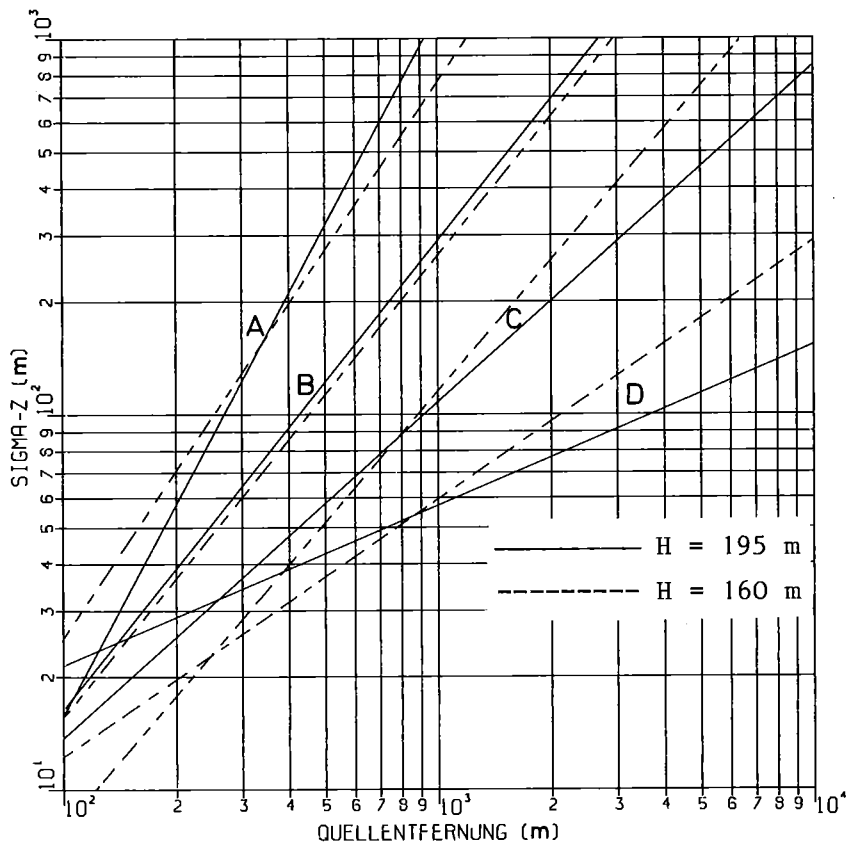
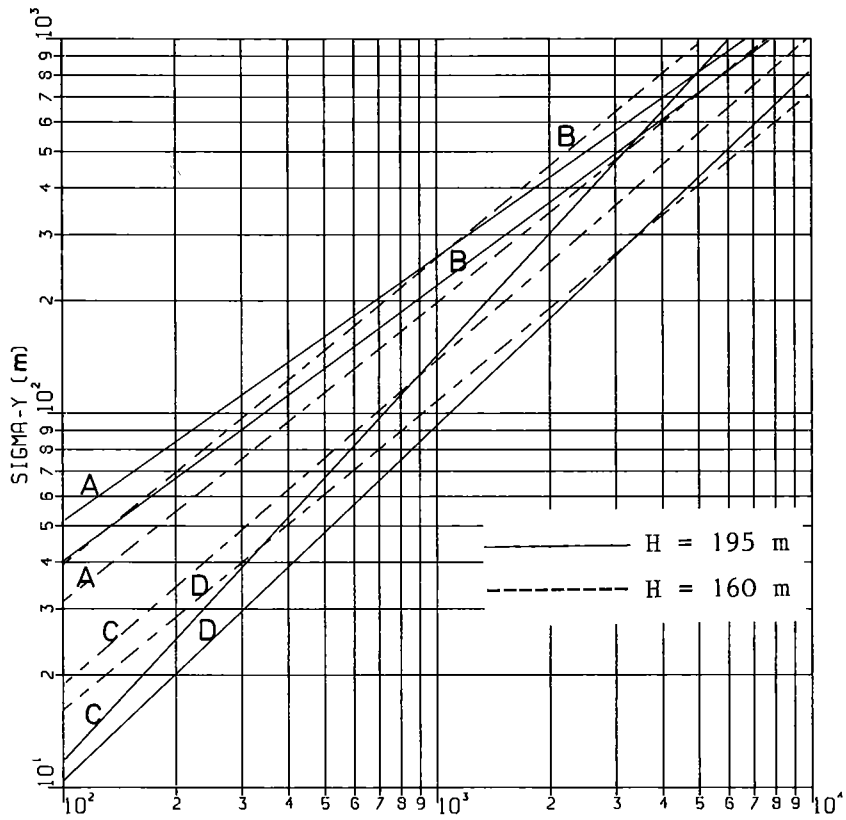
Im Vergleich zu den für die Quellhöhen 60/100 m ermittelten Ausbreitungsparametern läßt sich allerdings feststellen: Bei den größeren Quellhöhen von 160/195 m liegen die  $\sigma_y$  meist niedriger. Die  $\sigma_z$  bleiben bei den Kategorien A und B unverändert; bei den Kategorien C und D liegen sie ebenfalls um ca. eine Kategorienstufe niedriger.

Obwohl die Versuchsreihe noch nicht abgeschlossen ist, wurden wegen des großen Interesses an Ausbreitungsparametern für die Quellhöhen über 100 m die bisherigen  $\sigma_y$ - und  $\sigma_z$ -Parameter für 160 m und 195 m Quellhöhe entsprechend den Methoden für die unteren Quellhöhen bearbeitet. Dabei flossen die Ergebnisse aus diesen Höhen in die Auswertung ein. Die Zuordnung erfolgt über die Quellentfernung des Konzentrationsmaximums. Der einheitliche Exponent der  $\sigma_y$ -Kurven entspricht dem Mittelwert aus allen Einzelauswertungen mit den großen Quellhöhen. Er unterscheidet sich um 0,1 von demjenigen für die niedrigen Quellhöhen. Entsprechend dem Vorgehen für die niedrigen Quellhöhen wurde auch eine Zentrierung der  $\sigma$ -Parameter auf die Mitte der Kategorien über  $\overline{\sigma_{\phi j}}$  vorgenommen. Das Glättungs- und Zentrierungsverfahren unter Verwendung der  $\sigma$ -Parameter, die zu den niedrigeren Quellhöhen gehören, ermöglicht außerdem eine Extrapolation der  $\sigma$ -Parameter für die Kategorien E und F, die nicht experimentell bestimmt werden können.

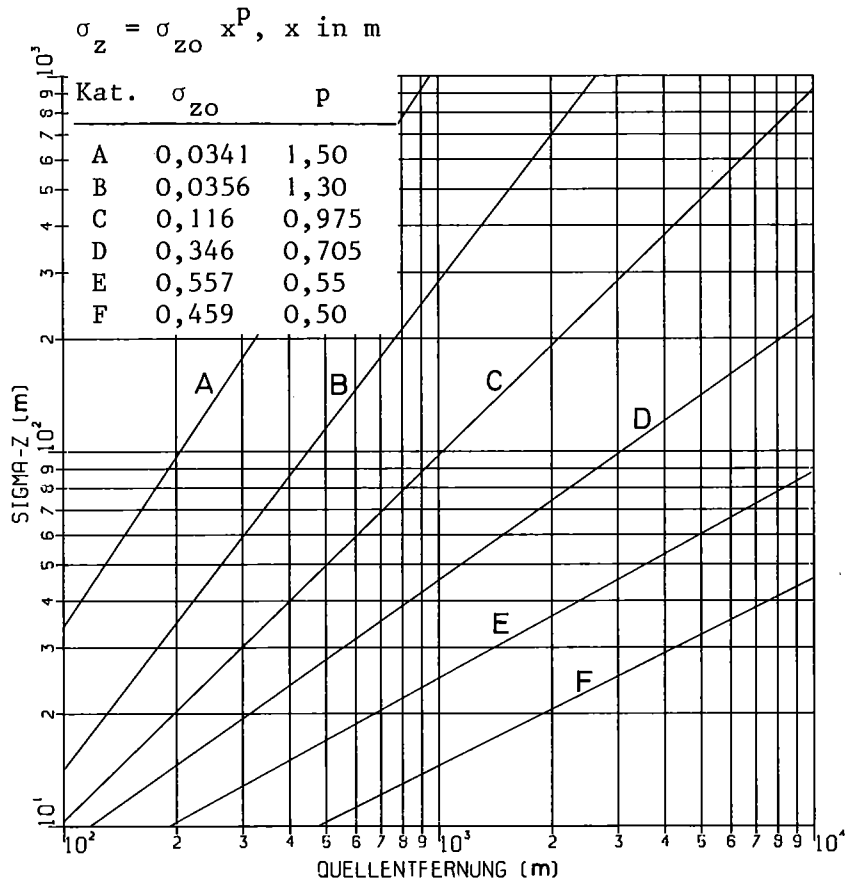
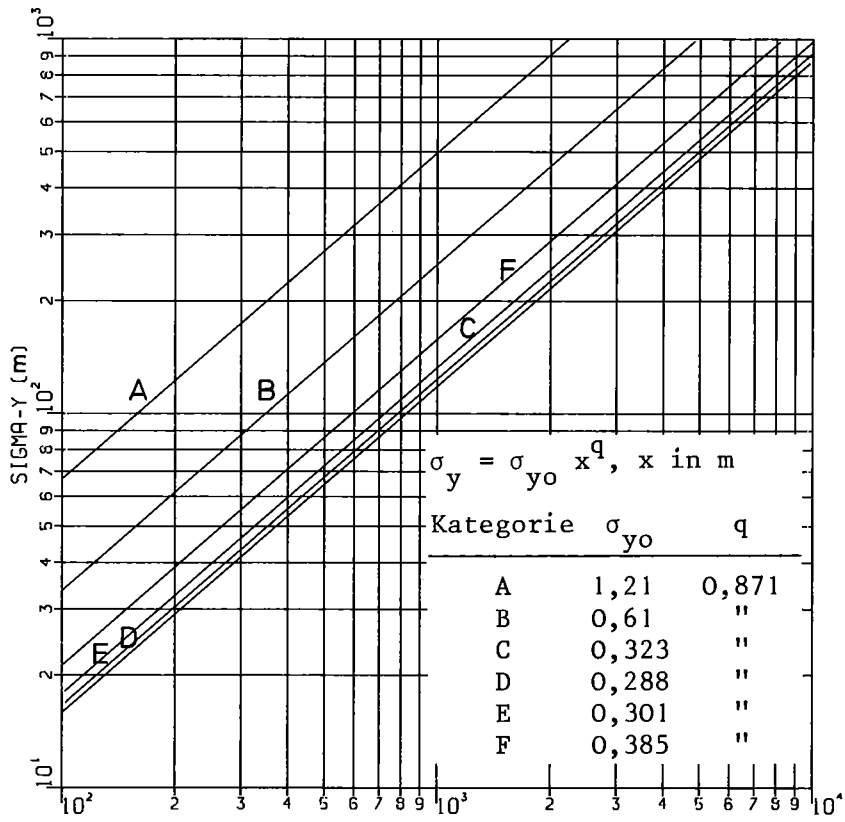
Somit kann auch für die oberen Quellhöhen ein kompletter Satz von Ausbreitungsparametern erstellt werden, der in den Abbildungen 0.6.03.02-11 a und b wiedergegeben ist.

## 2. Feldmessungen

In der Nähe der Ortschaft Spöck ist auf einem Wiesengelände (Rauigkeitsstufe II) ein Kurbelmast aufgestellt. Dort werden die Meßwerte  $\sigma_{\phi}$  und  $\sigma_{\theta}$



Abbn. 06.03.02-10 a und b Aus Experimenten ermittelte Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$ , Emissionshöhen 160 und 195 m (ungeglättet, nicht zentriert)



Abbn. 06.03.02-11 a und b Ausbreitungsparameter  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$ , Emissionshöhen 160 und 195 m, geglättet und zentriert

der in 15 m Höhe montierten Vektorfahne analog registriert.

Bis jetzt wurde die Streuung  $\sigma_\phi$  der Monate Februar 1977 bis Januar 1978 ausgewertet. Dabei wurden die 10-min-Werte aus Spöck nach den im KfK bestimmten Ausbreitungskategorien eingeteilt,

Für die Kategorien A - E ergeben sich 15 m über dem Gelände der Rauheitsstufe II niedrigere  $\sigma_\phi$ -Werte als 100 m über dem Gelände der Rauheitsstufe III. In Abbildung 06.03.02-12, oben, sind sowohl der Mittelwert der  $\sigma_\phi$  der einzelnen Ausbreitungskategorien als auch die Streuung der  $\sigma_\phi$  um diesen Mittelwert angegeben. Um Ausbreitungskategorien auf Grund der Messungen bei Spöck zu definieren, ist es notwendig, dort das Windgeschwindigkeitsprofil zu messen. Entsprechende Untersuchungen sind bei Verwendung eines automatischen Datenerfassungssystems vorgesehen.

Dieses Gerät ist auf stromsparende Spannungsfrequenzwandler umgerüstet worden. Durch den Einsatz von selbstentwickelten Dummy-Karten wurde es möglich, die auf Kassette gespeicherten Daten im IAK zu lesen. Dies mußte bis dahin außerhalb des KfK geschehen. Die Erprobung einer speziellen Energieversorgung für das Gerät ist noch nicht abgeschlossen.

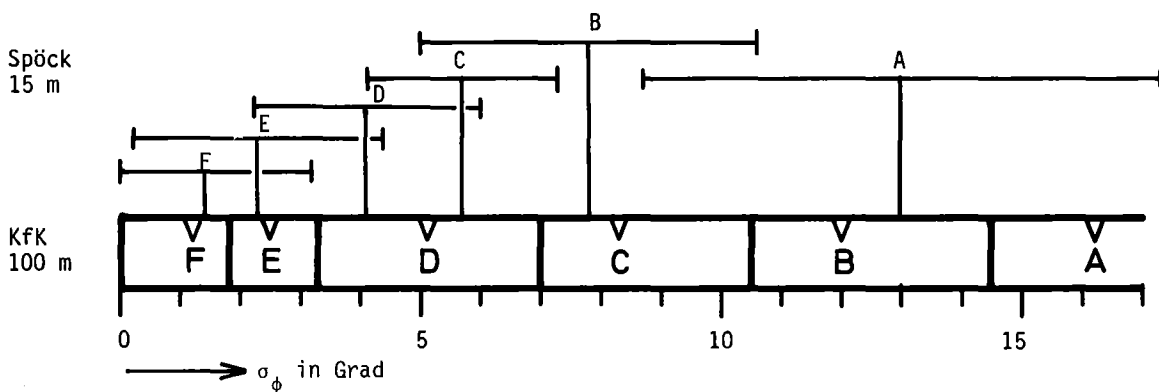


Abb. 06.03.02-12 Vergleich des  $\sigma_\phi$ -Bereiches im KfK (100 m Höhe) und in Spöck (15 m)



06.03.03                    Untersuchung der radiologischen Folgen von  
Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten

06.03.03/02A                Berechnung der radiologischen Folgen unter Berücksichtigung von Schutz- und Gegenmaßnahmen  
PNS 4831

(D. Aldrich <sup>†</sup>, A. Bayer, K. Burkart, M. Schückler; INR)

Die Hauptaufgabe im Berichtszeitraum lag in der Diskussion und endgültigen Festlegung der noch offenen Parameter und Teilmodelle des Unfallfolgenmodells - Phase A (siehe Abb. 06.03.03/02A-1) sowie der Durchführung der erforderlichen Rechnungen. Mit der Dokumentation der angewandten Berechnungsgrundlagen, der dafür erstellten Codes sowie der erzielten Ergebnisse wurde begonnen.

Im einzelnen wurden aufbauend auf den bisherigen Arbeiten zum Unfallfolgenmodell //, folgende Arbeiten durchgeführt:

- Modellmäßige Erfassung der durch atmosphärische Transportvorgänge über große Entfernungen getragenen Aktivität.
- Zusammenstellung und Auswertung von Abschirmfaktoren für Gebäude gegenüber externer Strahlung, hervorgerufen durch die Aktivität der Abluftfahne und der Aktivität des kontaminierten Bodens.
- Überlegungen zur Gegenmaßnahme "Schnelle Umsiedlung" mit besonderem Schwergewicht auf der Festlegung von Fahrzeiten in Abhängigkeit von der Bevölkerungsdichte.
- Überprüfung und Einbau der für ein festgelegtes radiales und azimutales Raster // von "Bonnenberg & Drescher, Aldenhoven" bereitgestellten Bevölkerungsdaten.
- Überlegungen zu den Verteilungsfunktionen der verschiedenen auftretenden Größen sowie zu dem Begriff "ortsabhängiges Risiko".

Eine Kurzfassung der Beschreibung des Unfallfolgenmodells wurde für die "European Nuclear Conference, Hamburg 1979" eingereicht.

---

<sup>†</sup> Delegiert von Sandia Laboratories, Albuquerque NM (USA)

Zur Durchführung der Rechnungen des Unfallfolgenmodells wurde das Programmsystem UFOMOD entwickelt. In Abb. 06.03.03/02A-2 ist dieses System schematisch dargestellt. Zur Aufbereitung der Eingangsdaten werden eine Reihe kleinerer Programme verwendet, die hier als PREPAR zusammengefaßt dargestellt sind. Zum detaillierten Plotten der Ergebnisse dient das Programm UFOPLT. Zur Analyse der Ergebnisse dienen die Programme

UFODOS : Berechnung von Dosiswerten nach den Parametern Unfallkategorie, meteorologische Zone, Wetterablauf, Entfernung, Zeit, Expositionspfad, Organ und Nuklid

DOPLOE : Plotten entfernungsabhängiger Kurzzeit-Knochenmark-Dosen für verschiedene Wetterabläufe

UFO 3 PL : Dreidimensionales Plotten von ortsabhängigen Dosiswerten

In einigen, parallel laufenden Untersuchungen wurde der Einfluß folgender Modelle auf die Endergebnisse untersucht:

- die modellmäßige Erfassung des in azimuthaler Richtung als gaußförmig angenommenen Konzentrationsverlaufs durch Stufenfunktionen mit verschiedener Stufenanzahl und unterschiedlichen Stufenbreiten.
- die Berücksichtigung von Windschwankungen, wobei diese modellmäßig in Form von azimuthalen Verschiebungen der weiterhin radial angenommenen Ausbreitungsrichtung erfaßt wurden.

Eine Kurzfassung der Ergebnisse dieser speziellen Untersuchungen wurde für die "European Nuclear Conference, Hamburg 1979" eingereicht.

Schließlich erschienen in Berichtsform Arbeiten, die bereits früher abgeschlossen wurden.

- Beiträge zu einer Untersuchung der Konsequenzen des großtechnischen Einsatzes der Kernenergie in der Bundesrepublik Deutschland.
- Untersuchungen zur radiologischen Belastung der Bevölkerung der Rhein-Maas-Region durch kerntechnische Anlagen im Normalbetrieb.

Eine zusammenfassende Kurzfassung dieser Untersuchung wurde für die "European Nuclear Conference, Hamburg 1979" eingereicht.

Literatur

- /1/ D. Aldrich, A. Bayer, K. Burkart, M. Schückler  
Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter  
probabilistischen Gesichtspunkten - Berechnung der radiologischen  
Folgen unter Berücksichtigung von Maßnahmen zum Bevölkerungsschutz  
Beitrag zum PNS-Halbjahresbericht 1978/1  
Bericht KfK 2700 (1978)
- /2/ A. Bayer, D. Aldrich, K. Burkart, F. Horsch, W. Hübschmann,  
M. Schückler, S. Vogt  
The Consequence Model of the German Reactor Safety Study  
European Nuclear Conference, Hamburg 1979,  
ANS-Transactions 31 (1979) 347-349
- /3/ D. Aldrich, A. Bayer, M. Schückler  
Effect of Cross-Plume Concentration Model on Calculated Accident  
Consequences  
Bericht KfK-2767 (1979)
- /4/ D. Aldrich, A. Bayer, M. Schückler  
A Proposed Wind Shift Model for the German Reactor Safety Study  
Bericht KfK-2791 (1979)
- /5/ M. Schückler, D. Aldrich, A. Bayer  
Effects of Wind Shift and Cross-Plume Concentration Models on  
Calculated Accident Consequences  
European Nuclear Conference, Hamburg 1979,  
ANS-Transactions 31 (1979) 451-453
- /6/ G. Halbritter, A. Bayer, M. Schückler, et al.  
Umweltauswirkungen von Kernkraftwerken und Anlagen des kerntechnischen  
Brennstoffkreislaufs  
Bericht KfK - 2704 (1978)
- /7/ A. Bayer  
Die radiologische Belastung der Bevölkerung der Rhein-Mass-Region durch  
kerntechnische Anlagen im Normalbetrieb - Elemente für eine Abschätzung  
bis zum Jahre 2000  
Bericht der Europäischen Gemeinschaft V/1647/77-D (1978)

/8/ A. Bayer

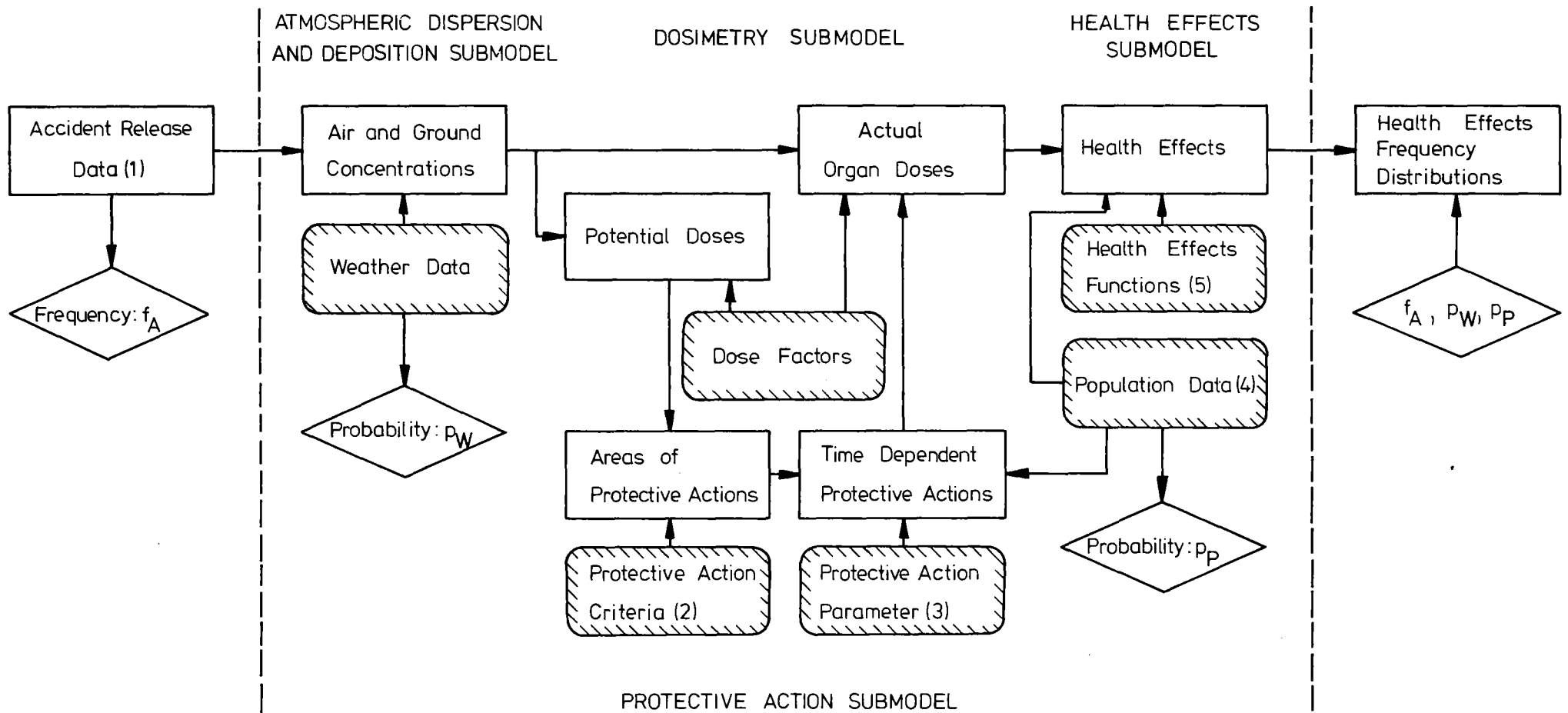
The Radiological Exposure of the Population in the Rhine-Meuse-Region  
by Nuclear Installations during Normal Operation - An Approach to  
Forecasting Doses up the Year 2000

Report of the European Community V/1647/1977-EN (1978)

/9/ A. Bayer, M. Schückler

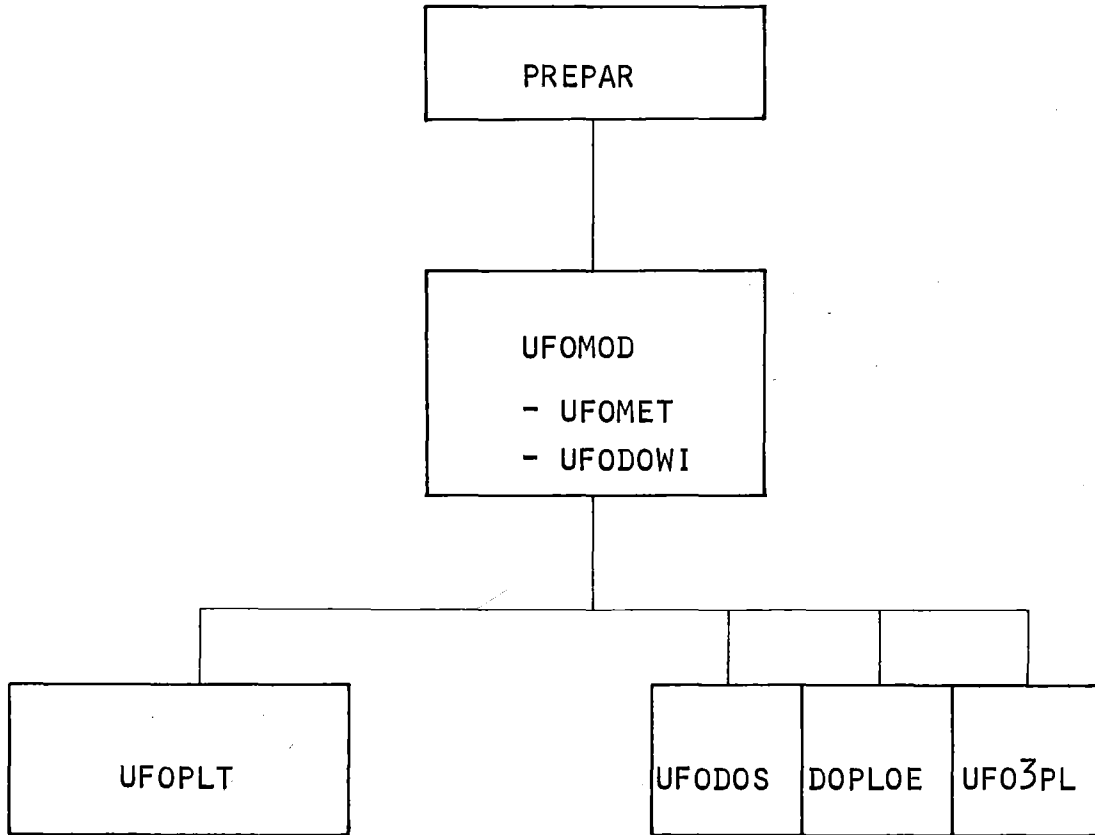
The Radiological Impact of the Rhine-Meuse-Region from Nuclear  
Facilities under Normal Operation

European Nuclear Conference, Hamburg 1979,  
ANS-Transactions 31 (1979) 457-461



- (1) provided by Gesellschaft für Reaktorsicherheit/ Köln und München
- (2) advised by K. H. Lindackers, TÜV-Rheinland/ Köln
- (3) timing parameters are based on protective actions simulation performed by H. Schnadt and J. Storch, Institut für Unfallforschung/ Köln
- (4) compiled by Bonnenberg + Drescher/ Jülich
- (5) advised by W. Jacobi and K. R. Trott, Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung/ Neuherrberg

Abb.: 06.03.03/02A-1: Flußschema des Unfallfolgenmodells



- PREPAR:           Aufbereitung von Eingangsdaten für UFOMOD  
                  (Meteorologische Daten, Bevölkerungsdaten)
- UFOMOD:           Unfallfolgenmodell
- UFOMET:           Modell der atmosphärischen Ausbreitung zur Berechnung ortsab-  
                  hängiger Radionuklid-Konzentrationen, auf die UFODOWI, UFODOS,  
                  DOPLOE und UFO3PL zugreifen
- UFODOWI:          Dosimetrie- und Schadensmodell
- UFOPLT:           Plotten der Verteilungsfunktionen
- Analyseprogramme:
- UFODOS:           Berechnung von Dosiswerten
- DOPLOE:           Plotten entfernungsabhängiger Dosiswerte
- UFO3PL:           Dreidimensionales Plotten ortsabhängiger Dosiswerte

Abb.: 06.03.03/02A-2:    Schematische Darstellung des Programmsystems UFOMOD

A N H A N G





Veröffentlichungen im 2. Halbjahr 1978

13. Halbjahresbericht 1978/1 des Projekts Nukleare Sicherheit,  
KfK 2700 (Nov. 1978)

6. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit, Karlsruhe,  
28.-29. Nov. 1978, KfK 2770 (Nov. 1978)

M. Fischer, M.F. Osborne,  
LWR-Fuel Behavior Research in the Federal Republic of Germany  
Nuclear Safety, Vol. 19, No. 2, March - April 1978

A. Fiege (Hrsg.), M. Bocek, G. Class, F. Erbacher, G. Hofmann,  
P. Hofmann, P. Ihle, E. Karb, S. Leistikow, R. Meyder, S. Raff,  
Stand und Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Forschungs-  
vorhaben zum LWR-Brennstabverhalten bei Reaktorstörfällen. Eine  
Zwischenbilanz, Stand: Dezember 1977,  
KfK-Ext. 28/78-01 (Sept. 1978)

K. Hassmann, J.P. Hosemann, H. Koerber, H. Reineke,  
Status of computer codes developed in the Federal Republic of Germany  
to analyze the course of a hypothetical core-melt-accident for PWR's.  
Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium,  
October 16-19, 1978

H. Schneider,  
Einsatz der Auger-Elektronenspektroskopie zur Bestimmung von Sauer-  
stoff-Konzentrationsprofilen in Zircaloy-Oberflächenschichten und deren  
Quantifizierung.

9. Colloquium on Metallurgical Analysis, Vienna, Austria, Oct. 23-25, 1978

M. Bocek, C. Petersen,  
The influence of oxide coatings on the ductility of Zircaloy-4  
Joint Meeting of the American Nuclear Society and the Atomic Industrial  
Forum, Washington, D.C., USA, Nov. 12 - 17, 1978

P. Hofmann,  
Einfluß des Spaltproduktelementes Jod auf das Verformungs- und Bruch-  
verhalten von Zry-4-Hüllrohren bei Temperaturen zwischen 600 und 1000 °C.  
KfK 2661 (Sept. 1978)

S. Leistikow,

The interaction between creep deformation and steam oxidation of Zircaloy 4 under PWR-loss-of-coolant conditions.

10. Meeting of the Working Group 'Nuclear Corrosion', European Federation Corrosion, Stockholm, Sweden, Sept. 21-22, 1978

M. Bocek,

Creep rupture at non-steady stress and temperature loading conditions, KfK 2699 (Okt. 1978)

A. Skokan, H. Holleck, M. Peehs,

Chemical reactions between core melt and concrete and their effects on the course and consequences of a hypothetical LWR core meltdown accident.

Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium, Oct. 16-19, 1978

H. Werle,

Experimental investigation of heat transfer between two horizontal liquid layers with gas injection.

PAHR Information Exchange Meeting, Ispra, Italy, Oct. 10-12, 1978

I. Gaballah,

Theoretische Untersuchungen zur Gasströmung in aufblähenden LWR-Brennstäben,

KfK 2656 (Sept. 1978)

I. Gaballah,

Ein Beitrag zur theoretischen Untersuchung der Zweiphasenströmung mit Phasenwechsel und Wärmezufuhr in einem Kühlkanal eines LWR-Brennstab-Bündels beim Kühlmittelverluststörfall,

KfK 2657 (Sept. 1978)

I. Michael,

Experimentelle Untersuchungen zum Problem der Primärkreisaktivierung von Druckwasserreaktoren

KfK 2664 (Sept. 1978)

Veröffentlichungen im 2. Halbjahr 1978

13. Halbjahresbericht 1978/1 des Projekts Nukleare Sicherheit,  
KfK 2700 (Nov. 1978)

6. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit, Karlsruhe,  
28.-29. Nov. 1978, KfK 2770 (Nov. 1978)

M. Fischer, M.F. Osborne,  
LWR-Fuel Behavior Research in the Federal Republic of Germany  
Nuclear Safety, Vol. 19, No. 2, March - April 1978

A. Fiege (Hrsg.), M. Bocek, G. Class, F. Erbacher, G. Hofmann,  
P. Hofmann, P. Ihle, E. Karb, S. Leistikow, R. Meyder, S. Raff,  
Stand und Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Forschungs-  
vorhaben zum LWR-Brennstabverhalten bei Reaktorstörfällen. Eine  
Zwischenbilanz, Stand: Dezember 1977,  
KfK-Ext. 28/78-01 (Sept. 1978)

K. Hassmann, J.P. Hosemann, H. Koerber, H. Reineke,  
Status of computer codes developed in the Federal Republic of Germany  
to analyze the course of a hypothetical core-melt-accident for PWR's.  
Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium,  
October 16-19, 1978

H. Schneider,  
Einsatz der Auger-Elektronenspektroskopie zur Bestimmung von Sauer-  
stoff-Konzentrationsprofilen in Zircaloy-Oberflächenschichten und deren  
Quantifizierung.

9. Colloquium on Metallurgical Analysis, Vienna, Austria, Oct. 23-25, 1978

M. Bocek, C. Petersen,  
The influence of oxide coatings on the ductility of Zircaloy-4  
Joint Meeting of the American Nuclear Society and the Atomic Industrial  
Forum, Washington, D.C., USA, Nov. 12 - 17, 1978

P. Hofmann,  
Einfluß des Spaltproduktelementes Jod auf das Verformungs- und Bruch-  
verhalten von Zry-4-Hüllrohren bei Temperaturen zwischen 600 und 1000 °C.  
KfK 2661 (Sept. 1978)

S. Leistikow,

The interaction between creep deformation and steam oxidation of Zircaloy 4 under PWR-loss-of-coolant conditions.

10. Meeting of the Working Group 'Nuclear Corrosion', European Federation Corrosion, Stockholm, Sweden, Sept. 21-22, 1978

M. Bocek,

Creep rupture at non-steady stress and temperature loading conditions, KfK 2699 (Okt. 1978)

A. Skokan, H. Holleck, M. Peehs,

Chemical reactions between core melt and concrete and their effects on the course and consequences of a hypothetical LWR core meltdown accident.

Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium, Oct. 16-19, 1978

H. Werle,

Experimental investigation of heat transfer between two horizontal liquid layers with gas injection.

PAHR Information Exchange Meeting, Ispra, Italy, Oct. 10-12, 1978

I. Gaballah,

Theoretische Untersuchungen zur Gasströmung in aufblähenden LWR-Brennstäben,

KfK 2656 (Sept. 1978)

I. Gaballah,

Ein Beitrag zur theoretischen Untersuchung der Zweiphasenströmung mit Phasenwechsel und Wärmezufuhr in einem Kühlkanal eines LWR-Brennstab-Bündels beim Kühlmittelverluststörfall,

KfK 2657 (Sept. 1978)

I. Michael,

Experimentelle Untersuchungen zum Problem der Primärkreisaktivierung von Druckwasserreaktoren

KfK 2664 (Sept. 1978)

F. Erbacher,

Verhalten der Brennelemente beim Kühlmittelverluststörfall und Wechselwirkung mit der Kernnotkühlung.

KTG-Fortbildungsseminar 'Thermo- und fluiddynamische Auslegung von Kernkraftwerken mit Leichtwasserreaktoren', Offenbach, 10.-12. Mai 1978, KfK 2691 (Sept. 1978)

M. Reimann, W.B. Murfin,

Calculations for the decomposition of concrete structures by a molten pool.

PAHR Information Exchange Meeting, Ispra, Italy, Oct. 10-12, 1978

R. Liebe,

Zur Behandlung strukturdynamischer Probleme in der Reaktorsicherheit.

KfK-Ext. 08/78-05 (Okt. 1978)

R. Krieg,

Coupled fluid structural dynamics in blowdown suppression systems: numerical schemes and applications.

Lecture Notes for Advanced Course on Structural Dynamics, Ispra, October 12, 1978

F. Kedziur, H. Mösinger,

Vergleich zwischen ein- und zweidimensionaler Berechnung einer Wasser-Dampf-Düsenströmung,

KfK 2623 (Okt. 1978)

E.G. Schlechtendahl,

Status of code development in the Federal Republic of Germany concerning fluid-structural dynamic coupling during reactor transients.

6. Information Meeting on Water Reactor Safety Research, Gaithersburg, Md., Nov. 6 - 9, 1978

K.H. Scholl,

Zielsetzung und Stand des Einzelvorhabens 3000: 'Blowdown-Untersuchungen'.

2. Statusbericht des Projektes HDR-Sicherheitsprogramm des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe 24. Okt. 1978, S. 3/0-3/9

U. Schumann, H. Mösinger, H. Schnauder,  
Ergebnisse des Temperaturschichtversuches als Vorversuch zu den Experimenten  
mit RDB-Einbauten.

2. Statusbericht des Projekts HDR-Sicherheitsprogramm des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe 24. Okt. 1978, S. 3/58-3/82

G. Class, K. Hain,  
COSIMA - Gesteuerte Blowdown-Versuche zum LWR-Brennstabverhalten.  
KfK-Nachrichten 10 (1978), No. 2, S. 39-48

G. Enderle, F. Katz, H. Mösinger, E.G. Schlechtendahl, K. Stölting,  
Pressure field and core barrel loadings during PWR-blowdown.  
Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium,  
Oct. 16-19, 1978

S. Raff,  
Development of a Zry deformation model to describe the Zry-4 cladding  
tube during accidents.  
Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium,  
Oct. 16-19, 1978

J. Jüntgen, H.J. Schröter, R. v. Ammon, C.H. Leichsenring,  
Versuche zur adsorptiven Abtrennung von Edelgasen aus dem Abgas  
einer Wiederaufarbeitungsanlage,  
Kerntechnik, 20 Jg. 1978, Heft 10, S. 450 - 456

R. v. Ammon, H.G. Burkhardt, E. Hutter, G. Neffe,  
Development of a cryogenic krypton-separation system for the offgas  
of reprocessing plants.  
15. DOE (Department of Energy) Air Cleaning Conf., Boston, Mass.,  
August 7-10, 1978

H. Albrecht, V. Matschoß, H. Wild,  
Release of fission and activation products during LWR core meltdown.  
Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels,  
Belgium, Oct. 16 - 19, 1978

R.D. Penzhorn, K. Günther, P. Schuster,

On the catalytic removal of ozone produced in radioactive media.

15. DOE (Department of Energy) Air Cleaning Conf., Boston, Mass.,  
August 7 - 10, 1978

R.D. Penzhorn, H.E. Noppel, K. Günther,

Literaturzusammenstellung über Analytik, Eigenschaften und Zerstörungsmethoden von Ozon.

KfK-Ext. 10/78-01 (Juli 1978)

H. Bunz, W. Schöck,

Aerosol behavior in the condensing steam atmosphere of a post accident LWR containment.

Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium,  
Oct. 16-19, 1978.

H. Deuber, J.G. Wilhelm,

Determination of the sources of the airborne physico-chemical I-131 species in a PWR power plant.

Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium,  
Oct. 16-19, 1978

H. Deuber, J.G. Wilhelm,

Determination of the physico-chemical I-131 species in the exhaust and stack effluent of a PWR power plant.

15. DOE (Department of Energy) Air Cleaning Conf., Boston, Mass.,  
August 7-10, 1978

J. Furrer, J.G. Wilhelm, K. Jannakos,

Aerosol- and iodine removal system for the dissolver off gas in a large fuel reprocessing plant.

15. DOE (Department of Energy) Air Cleaning Conf., Boston, Mass.,  
August 7-10, 1978

J.G. Wilhelm,

Developments in Nuclear Air Cleaning in Germany.

15. DOE (Department of Energy) Air Cleaning Conf., Boston, Mass.,  
August 7-10, 1978

E. Karb,

Results of the FR2 nuclear tests on the behavior of Zircaloy clad fuel rods.

6. Information Meeting on Water Reactor Safety Research, Gaithersburg, Md., Nov. 6-9, 1978

H. Bunz, H. W. Schöck,

The Behavior of highly concentrated aerosols in a condensing steam atmosphere.

6. Fachtagung der Gesellschaft für Aerosolforschung, Wien, 26. - 28. Sept. 1978

T.F. Cook, D.L. Hagrman, L.K. Sepold,

Behavior of four PWR rods subjected to a simulated loss-of-coolant accident in the power burst facility.

ANS-Winter Meeting, Washington D.C., Nov. 12-18, 1978



Folgende Berichte enthalten z.T. unveröffentlichte Informationen von vorläufigem und betriebsinternem Charakter. Eine zur Verfügungstellung der Berichte ist nach entsprechender einzelvertraglicher Vereinbarung über die Nutzung des darin enthaltenen know how (know how-Vertrag) möglich. Entsprechende Anfragen sind an die Abteilung Patente und Lizenzen des KfK zu richten.

K. Wagner,

Auslegung des Plenumvolumens für den Nuklearstab bei PNS 4237.1

Juli 1978

S. Nazare, G. Ondracek,

Herstellung und Charakterisierung von Corium EX1-Schmelzproben

Juli 1978

H.J. Neitzel,

Erste Nachrechnungen der zeitlichen Dehnungsverläufe von aufblähenden Zircaloy-Hüllrohren bei Experimenten mit Brennstabsimulatoren

Juli 1978

A. Skokan et al.,

Charakterisierung chemischer Reaktionen während des LWR-Kernschmelzens,

Juli 1978

J. Furrer, R. Kaempffer,

Jod-Generator zur Herstellung und kontinuierlichen Einleitung von elementarem Jod in die PASSAT

Juli 1978

S. Malang, K. Rust,

Simulation von nuklearen Brennstäben durch elektrisch beheizte Stäbe,

Juli 1978

R. v. Ammon, E. Hutter et al.,

Kurzbericht über Ergebnisse der 5. KRETA-Versuchskampagne und Beschreibung des Kolonnenverhaltens

Juli 1978

G. Class, K. Hain,

Blowdown-Versuchsanlage COSIMA - Durchgeführte Arbeiten und  
erste Ergebnisse,

Juli 1978

G. Neffe,

Abschätzung des Gleichgewichtsverhaltens eines Mehrstoffsystems

$N_2$ , Ar,  $O_2$ ,  $CH_4$ , Kr, Xe in verschiedener Zusammensetzung

Aug. 1978

H. Möisinger, H. Schnauder, U. Schumann,

Auswertung der Temperaturschichtversuche am HDR V 58

Aug. 1978

K. Rust, K. Wiehr, P. Ihle,

Wärmeübergang in einem 5 x 5-Stabbündel während der Wiederauffüll-  
und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles,

1. Bündelversuch vom 15.11.1977 im Rahmen von PNS 4238 REBEKA

Aug. 1978

J. Furrer, R. Gerhard, R. Kämpfer,

Analysentechnik beim gaschromatographischen Untersuchungsprogramm der  
technischen Abluft (UTA) eines KKW zur Bestimmung des Gehaltes an  
organischen Lösungsmitteln

Okt. 1978

H. Hahn,

Konstruktive Auslegung und Festigkeitsberechnung der 5-Strahl- $\gamma$ -  
Densitometers nach Zeichnung Nr. R 3.04.00-00-24 bis 0-54

Sept. 1978

U. Harten, P. Ihle,

Einsatz des rechnergeführten UFD-Systems für das Projekt PNS 4239

Sept. 1978

D. Aldrich, A. Bayer, K. Burkart, M. Schückler,

Berechnung der radiologischen Folgen eines kerntechnischen Störfalles  
unter Berücksichtigung von Maßnahmen zum Bevölkerungsschutz.

Sept. 1978

H. Schnauder,

Bilddokumentation zu den Temperaturschichtungsversuchen am HDR.

Sept. 1978

E.G. Schlechtendahl, U. Schumann,

Qualitative und quantitative effects of fluid structural coupling.

Sept. 1978

U. Schumann,

Fast elliptic solvers and 3-dimensional fluid structure interaction  
in a pressurized water reactor,

Sept. 1978

H. Schnauder,

Temperaturmessung und Betriebserfahrungen mit Platin-Widerstands-  
thermometer Pt100,

Sept. 1978

H. Wenzelburger,

Abschätzung kleiner Ausfallwahrscheinlichkeiten von Systemen mit  
Importance-Sampling,

Sept. 1978

H. Wenzelburger,

Optimales Importance-Sampling für die Ausfallwahrscheinlichkeit  
von periodisch inspizierten Parallelsystemen,

Sept. 1978

P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz et al.,

Inpile-Experimente zum LWR-Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-  
störfall.

Teilbericht II über den Nuklear-Versuch A2.1; Ergebnisse der zerstören-  
den Nachuntersuchung (Metallographie),

Aug. 1978

H. Deuber, J.G. Wilhelm,

Determination of the sources of the airborne physico-chemical  $^{131}\text{I}$ -  
species in a PWR Power Plant,

Sept. 1978

H. Deuber, J.G. Wilhelm,

Determination of  $^{131}\text{I}$  species stack release rate of a PWR power plant for different modes of iodine filtration,  
Sept. 1978

K.D. Appelt, F. Eberle, G. Lang, P. Philipp,

HDR-Qualifikationsuntersuchungen des modifizierten Hochtemperatur-Beschleunigungsaufnehmers, Typ Z 10295 von der Fa. Kistler,  
Sept. 1978

H. Werle,

Einfluß eines Gasstroms auf den Wärmeübergang zwischen zwei Flüssigkeitsschichten,  
Sept. 1978

P. Ihle, K. Rust,

FEBA-Flutexperimente mit blockierten Anordnungen - Einfluß der Blockadeform,  
Okt. 1978

M. Prüßmann, G. Harbauer, E. Karb, B. Räßle,

Inpile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.  
Teilbericht I über Nuklearversuch A 2.1,  
Okt. 1978

S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, H. Schülken, K. Wallenfels,  
Experimentelle Untersuchungen der Abschmelzphase von  $\text{UO}_2$ -Zircaloy-Brennelementen bei versagender Notkühlung,  
Okt. 1978

M. Bocek, C. Petersen,

The influence of oxide coatings on the ductility of Zircaloy-4  
Okt. 1978

M. Bocek,

Creep rupture at monotoneous stress- and temperature ramp loading.  
Application to zircaloy.

Okt. 1978

L. Sepold,

7. Monatsbericht (Aug./Sept. 1978) und 11. Delegationsbericht über die  
Aktivitäten im INEL,

Okt. 1978

U. Schumann,

Fluid structure interactions in one-dimensional linear cases,

Okt. 1978

L. Caldarola, A. Wickenhäuser,

Fault tree analysis of multistate systems with multistate components,

Okt. 1978

S. Dagbjartsson,

Bericht über NRC- Fuel Code Review Meeting in Silver Spring, Maryland,  
4.10.1978

Okt. 1978

S. Malang,

Abschätzung von kritischen Blockadegrößen in Druckwasserreaktoren,

Okt. 1978

A. Megerle,

Elektronik für die Meßeinrichtung zur Dichtebefestigung in gasförmigen  
flüssigen 2-Phasen-Gemischen,

Nov. 1978

M. Schückler,

Die Berücksichtigung der Abschirmwirkung von Gebäuden gegenüber externer  
Strahlung in der deutschen Reaktor-Sicherheits-Studie,

Nov. 1978

E. Karb, G. Harbauer, M. Prüßmann, B. Räßple,  
Inpile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-  
störfall.

Teilbericht I: Auswertebereicht für Versuch A.2.2

Nov. 1978

E. Karb, G. Harbacher, M. Prüßmann, B. Räßple,  
Inpile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-  
störfall

Teilbericht I: Auswertebereicht für Versuch B.1.1,

Nov. 1978

D. Perinic, B. Kammerer, H. Knauß, A. Mack, B. Stuka,  
Betontiegelversuche mit Thermitschmelzen,

Nov. 1978

H.M. Politzky,

Zwischenspeichern von XYNETICS-Plot Data-Sets auf Magnetplatte und  
das Reaktivieren derselben,

Nov. 1978

L. Sepold,

8. Monatsbericht und 12. Delegationsbericht über die Aktivitäten  
im INEL,

Dez. 1978

A. Bayer et al.,

Ein Beitrag zur Freisetzung der Spaltprodukte: Ruthenium und Cäsium,

Dez. 1978

M. Schückler,

UFOPLT - Rechenprogramm zur Erstellung von Plots im Programmsystem UFOMOD,

Dez. 1978

M. Schückler,

UFODOS - Rechenprogramm zur Berechnung von Dosiswerten im Programm-  
system UFOMOD,

Dez. 1978

W. Baumann,

Abschätzungsrechnungen zur experimentellen Untersuchung partieller Kühlkanalblockaden,

Dez. 1978

H. Albrecht, V. Matschoß, H. Wild,

Release of fission and activation products during LWR core meltdown,

Dez. 1978

B. Göller,

Schalendynamisches Verhalten des kugelförmigen Containments eines Siedewasserreaktors bei Dampfkondensation im Druckabbausystem,

Dez. 1978

D. Fömpe,

Erste Ergebnisse DWR-typischer Einzelstabexperimente im Versuchsstand COSIMA und deren thermohydraulische Nachrechnung,

Dze. 1978

A. Suppan,

Betriebshandbuch zur Argon-Aktivierungsanlage am FR2,

Dez. 1978

H. Unger et al.,

Bericht über Arbeiten zum Projekt Nukleare Sicherheit der KfK für den Zeitraum April - Juni 1978,

Dez. 1978

H. Unger et al.,

Bericht über Arbeiten zum Projekt Nukleare Sicherheit der KfK für den Zeitraum Juli - Sept. 1978,

Dez. 1978

H. Unger et al.,

Bericht über Arbeiten zum Projekt Nukleare Sicherheit der KfK für den Zeitraum Okt. - Dez. 1978,

Dez. 1978

R. v. Ammon, E. Hutter, G. Neffe,  
Die Versuchsanlage ADAMO - Beschreibung, Betriebserfahrungen,  
Versuchsergebnisse,  
Dez. 1978

L. Sepold,  
9. Monatsbericht Nov./Dez. 1978 und 13. Delegationsbericht über  
Aktivitäten im INEL,  
Dez. 1978





