

KfK 4700  
November 1990

# **Sicherheitsorientierte LWR-Forschung**

**Jahresbericht 1989**

**Projektgruppe LWR Sicherheit**

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKTGRUPPE LWR-SICHERHEIT

KfK 4700

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1989

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

## Vorwort

Die F+E-Arbeiten des Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK) zur LWR-Sicherheit orientieren sich an aktuellen Fragestellungen, die zum Beispiel im Rahmen probabilistischer Sicherheitsanalysen diskutiert werden. Die konkreten Forschungsthemen und -vorhaben werden mit internen und externen Fachgremien abgestimmt.

Die Schwerpunktthemen, die im Jahr 1989 bearbeitet worden sind, beziehen sich auf Phänomene schwerer Kernschäden und auf Einzelaspekte zum Kernschmelzunfall. Letztere umfassen die Bereiche Aerosolverhalten und Filtertechnik sowie Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen. Verschiedene Beiträge zu ausgewählten, sicherheitsorientierten Fragen eines Fortgeschrittenen Druckwasserreaktors runden das Themenspektrum ab.

Der vorliegende Jahresbericht 1989 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten, die von den folgenden Instituten und Abteilungen des KfK, nämlich

Institut für Material-und Festkörperforschung	IMF
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Reaktorbauelemente	IRB
Institut für Reaktorentwicklung	IRE
Hauptabteilung Ingenieurtechnik	HIT
Hauptabteilung Versuchstechnik	HVT
Laboratorium für Aerosolphysik u. Filtertechnik	LAF

sowie im Auftrag des KfK von externen Institutionen auf dem Gebiet der Sicherheit durchgeführt wurden. Die einzelnen Beiträge stellen den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahres (1989) dar. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Inhaltsverzeichnis		Seite
<b>12.07.01</b>	<b>Untersuchungen zu schweren Kernschäden</b>	1
12.07.01/13A PRS OD5B	Out-of-pile bundle experiments for the investigation of Severe Fuel Damage (CORA-program) Tests CORA-16 and CORA-17 on the BWR-type bundle behavior	1
	Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Versuche CORA-16 und CORA -17 zum Verhalten von SWR-typischen Bündeln	2
12.07.01/14A PRS OD5D	Mechanical and chemical behaviour of LWR fuel rod bundles at high temperatures	28
	Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen	29
12.07.01/16A PRS OD5E	Post-test examination and evaluation of the experiments	57
	Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente	58
12.07.01/18A PRS OD5I	Measurement of gas components in CORA-experiments	73
	Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten	74
<b>12.07.02</b>	<b>LWR-Kernschmelzen</b>	85
12.07.02/05A PRS OD5G	Aerosol Behaviour under Core Meltdown Accident Condition	85
	Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	86
12.07.02/06A PRS OD5H	Behavior of a Core Melt in the LWR Containment	100
	Verhalten einer Kernschmelze im LWR- Containment	101

<b>12.07.03</b>	<b>Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung von Containment-Strukturen</b>	<b>118</b>
12.07.03/03A PRS OD5K	Containment Loading under Accident Conditions	118
	Containmentbeanspruchung unter Störfallbedingungen	119
<b>12.07.06</b>	<b>Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)</b>	<b>125</b>
12.07.06/03A PRS OD5N	Investigation of transient interfacial exchange processes in two-phase flow (NOVA program)	125
	Untersuchung der Phasentransport- und-Verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen	126
<b>12.07.07</b>	<b>Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen</b>	<b>142</b>
12.07.07/05A PRS OD5P	Zeolites for Iodine Removal During Containment Venting	142
12.07.07/05A PRS OD5P	Investigations into the Occurrence of Penetrating Iodine Species	142
12.07.07/05A PRS OD5P	Zeolithe als Sorbens für die Iodabscheidung bei der Druckentlastung	143
	Zur Bestrahlung von Gasgemischen mit organischen Bestandteilen und Iod	150
12.07.07/06A PRS OD5Q	Metal fiber filters for vent systems after accident	156
	Tiefbett-Edelstahlfaserfilter zum Druckabbau bei schweren Reaktorunfällen	157
12.07.07/07A PRSA OD5R	HEPA-Filter Response to Accident Conditions	165
	Schwebstofffilterverhalten unter Störfallbedingungen	166
12.07.07/08A PRS OD5X	Challenges within Ventilation Systems during Accident Situations	173
	Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen	174

12.07.08	<b>Development of methods for assessing and reducing the radiological consequences of nuclear accidents</b>	180
12.07.08	<b>Entwicklung von Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen</b>	181
12.07.08/03A PRS OD5S	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen	181
12.07.08/04A PRS OD5T	Entwicklung eines rechnergestützten Entscheidungshilfe-Instrumentariums für kerntechnische Notfälle	181
50.02.01	<b>Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen zu einem FDWR</b>	185
50.02.01/06A PRS ON1B	Development of Calculational Procedures for the Neutron Physics Design of Advanced Reactors	185
50.02.02	<b>Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen zu einem FDWR-Kern</b>	220
50.02.02/08A PRS ON1D	Evaluation of Critical Heat Flux and Flooding Experiments for High Conversion PWR'S	220
50.02.02/09A PRS ON1E	Investigations in Freon on Critical Heat Flux in an APWR (KRISTA-Program)	250
	Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heizflächenbelastung eines FDWR (KRISTA-Programm)	251
50.02.03	<b>Brennelementverhalten eines FDWR bei Kühlmittelverluststörfällen</b>	271
50.02.03/10A PRS ON1H	Investigations of the Reflooding Behaviour in Tight Lattice Rod Bundles in the Frame of the FLORESTAN-program (FLORESTAN-Materialtest)	271
	Untersuchungen zum Flutverhalten enger Bündelanordnungen im Rahmen des FLORESTAN-Programmes (FLORESTAN-Materialtest)	272
	Literatur	285

## 12.07.01      Untersuchungen zu schweren Kernschäden

12.07.01/13A    Out-of-pile bundle experiments for the investigation of Severe  
PR5 OD5B      Fuel Damage (CORA-program),  
Tests CORA-16 and CORA-17 on the BWR-type bundle behavior

(S. Hagen, R. Döbele, A. Grünhagen, R. Heine, W. Hering,  
H. Malauschek, N. Paroth, F. Seibert, L. Sepold, K.P. Wallenfels; HIT  
H. Benz, K. Vogel, H. Gießmann, C. Grehl, O. Heil, W. Rötzel,  
H.J. Röhling, Ph. Pfann; HVT; 1989)

The out-of-pile bundle experiments with electric heated rods are performed in the CORA-facility. 15 experiments are planned. 8 tests with  $\text{UO}_2$ -pellets are performed up to the end of 1989: 6 on PWR and 2 on BWR fuel element behavior. In this paper the results of the BWR-type bundles CORA-16 and CORA-17 are discussed.

In the bundles of CORA-16 and CORA-17 the  $\text{B}_4\text{C}$ -absorber in stainless steel and the Zircaloy channel box walls together with the fuel rod simulators are simulated. Besides the final quenching in test CORA-17 the test conduct is the same in both tests: Constant Ar-flow of 8 g/s for the whole test and power input between 6 and 23 KW and 2 g steam flow between 3000 and 4800 s.

The melt formation starts at about 1200 °C in the upper part of the bundle in the absorber material.  $\text{B}_4\text{C}$  interacts eutectical with the stainless steel. The liquefied steel penetrates the Zircaloy wall and is distributed within the bundle. In contact to the fuel rod, the zircaloy of the cladding is liquefied and starts to dissolve the  $\text{UO}_2$ .

In CORA-17 we got the same behavior as in CORA-16 up to the start of the quenching. During the quench phase before final cooling a remarkable increase of the temperature was found, which was connected to a strong increase of the hydrogen production. The reason for the temperature increase and hydrogen production was the increase of the Zr/steam reaction due to the improved access of the steam to the metallic Zircaloy as a result of cracks in the protecting  $\text{ZrO}_2$ -layer of the cladding. The quench test CORA-17 resulted in additional fragmentation with a wide spectrum of fragments from very fine powder to pieces in the order of 10 mm.

12.07.01/13A PRS OD5B Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Versuche CORA-16 und CORA-17 zum Verhalten von SWR-typischen Bündeln

(S. Hagen, R. Döbele, A. Grünhagen, R. Heine, W. Hering, H. Malauschek, N. Paroth, F. Seibert, L. Sepold, K.P. Wallenfels; HIT H. Benz, K. Vogel, H. Gießmann, C. Grehl, O. Heil, W. Rötzel, H.J. Röhling, Ph. Pfann; HVT; 1989)

### Einleitung

Die Out-of-pile Bündelexperimente des CORA-Programms mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren untersuchen die Schadensmechanismen an LWR-Brennelementen im Temperaturbereich zwischen Auslegungsstörfall (1200°C) und Beginn des unkontrollierten Kernschmelzens (ca. 2000°C). Die Versuche erlauben die Überprüfung der Fähigkeit der Rechenprogramme, das integrale Verhalten der Brennstäbe bei schweren Kernschäden zu beschreiben.

Für die Durchführung der Experimente unter den Randbedingungen für das Auftreten schwerer Kernschäden wurde die Versuchsanlage CORA /1/ aufgebaut. CORA erlaubt neben dem Temperaturanstieg der elektrisch beheizten Brennstabbündel im Dampf auch die richtigen Druckverhältnisse, das Quenchen des Bündels und die Simulation der verschiedenen Strukturmaterialien des Brennstabbündels.

Insgesamt sind nach der jetzigen Versuchsmatrix (Abb. 1) 15 Versuche vorgesehen. Bis zum Ende des Jahres 1989 wurden 8 Experimente durchgeführt. Die Versuche CORA-2 und CORA-3 enthielten nur Brennstabsimulatoren /2/. Sie dienten als Referenz für spätere Versuche, bei denen zusätzlich der im DWR-Brennelement vorhandene Absorberstab (AgInCd) enthalten ist. Als Abstandshaltermaterial wurde Zirkaloy (oben und unten) und Inconel (Mitte) verwendet. Diese Experimente lieferten damit Information über das Verhalten von UO<sub>2</sub>-Pellets in Zry-Hüllrohren, die in Kontakt mit einem Inconel-Abstandshalter sind. Die Schadensentwicklung beginnt mit der eutektischen Wechselwirkung zwischen Inconel und Zirkaloy. Das durch diese Wechselwirkung verflüssigte Zirkaloy beginnt schon unterhalb der Schmelztemperatur des Zirkaloys auch das UO<sub>2</sub> der Pellets aufzulösen.

Der Einfluß der AgInCd-Absorberstäbe wurde im Versuch CORA-5 /3/ untersucht. Der zusätzliche Einfluß bei gleichem Bündelaufbau durch Quenchen, erhöhtem Stabinnendruck (60 b) und erhöhtem Systemdruck (10 b) wurde in den Versuchen

CORA-12, CORA-15 und CORA-9 betrachtet: Das Silber des bei ca. 800°C schmelzenden Absorbermaterials löst nach Versagen seiner Edelstahlhülle das Zirkaloy des Führungsrohres auf und verteilt sich dann im Bündel. Die eutektische Wechselwirkung mit dem Hüllmaterial des Brennstabs führt wiederum zur Verflüssigung des Zirkaloys, das seinerseits das  $\text{UO}_2$  auflöst.

In diesem Bericht sollen die Ergebnisse der Versuche CORA-16 und CORA-17 beschrieben werden, die der Untersuchung des SWR-Verhaltens im Bereich schwerer Kernschäden dienen. CORA-16 betrachtet den Schadenseinfluß des für das SWR-Brennelement typischen  $\text{B}_4\text{C}$ /Edelstahlabsorbers. CORA-17 diente der Untersuchung des Quenchverhaltens von Siedewasserreaktor-typischen Bündeln.

Abb. 2 zeigt die Anordnung des Absorberkreuzes im BWR-Brennelement: Die mit Borkarbid gefüllten Edelstahlrohre, gehalten durch die Edelstahlwandung dieses Kreuzes, werden von den Zirkaloy-Wandungen der Brennelementkästen umgeben. Die Problematik der Schadensentwicklung ergibt sich aus den Wechselwirkungen, die sich zwischen diesen Materialien entwickeln. Borkarbid ist mit steigender Temperatur nicht mehr stabil in Kontakt zum Edelstahl und führt ab ca. 1200°C durch eutektische Wechselwirkung zur Verflüssigung seiner Edelstahlwände. Flüssiger Edelstahl würde bei Kontakt eutektisch mit der Zirkaloy-Wandung des Brennelements reagieren. In das Bündel eindringende Schmelze wiederum könnte zur Verflüssigung der Zirkaloy-Hüllwände der Brennstäbe, und damit zum Anlösen der  $\text{UO}_2$ -Pellets führen.

### Versuchsanordnung

Die Simulation der wesentlichen Komponenten des SWR-Brennelements im CORA-Bündel ist im Querschnitt (Abb. 2b) wiedergegeben. 11 original  $\text{B}_4\text{C}$  gefüllte Edelstahlrohre werden durch einen Edelstahlkasten zusammengehalten, der die Wandung des Absorberkreuzes simuliert. Die Brennstabsimulatoren sind gegen den Absorber durch eine Zry-Wand getrennt, die die Wandung des SWR-Brennelementkastens ersetzt. Die Bündelanordnung ist wie bei allen CORA-Bündeln von einem Zry-Kasten und der  $\text{ZrO}_2$ -Faserisolierung umgeben. Der Aufbau der Brennstabsimulatoren und die Anordnung des Bündels im Hochtemperaturschirm sind in Abbildung 3 wiedergegeben. Der Dampfeintritt befindet sich am unteren Ende des Bündels. Er ist ebenfalls im linken Bild der Abb. 4 zu erkennen, in dem das SWR-typische Bündel ohne Isolation wiedergegeben ist. Diese Abb. 4 zeigt auch die Fenster im Bündelkasten und der Bündel-

isolierung, die die Beobachtung der Schmelzerscheinungen während der Versuche durch ein im Hochtemperaturschirm installiertes Videosystem ermöglichen.

Für den Quenchversuch wird ein mit Wasser gefüllter Zylinder von unten über das Bündel geschoben. Der Hochtemperaturschirm kann vor und nach dem Versuch in den unteren Teil der Anlage abgesenkt werden. In Abb. 10 ist der teilweise abgesenkte Hochtemperaturschirm mit dem Quenchzylinder in mittlerer Position wiedergegeben.

### Versuchsablauf

Um den Schadensverlauf des SWR-typischen Bündels mit steigender Temperatur bei fehlender Kühlung zu untersuchen, wurde das Bündel nach einer Gleichgewichtsphase derart elektisch aufgeheizt, daß sich ein anfänglicher Temperaturgradient von ca. 1 K/s einstellte.

Der Versuchsablauf kann dabei in 3 Phasen unterteilt werden (Abb. 5). In den ersten 3000 s wird das Bündel von dem im Dampfüberhitzer auf ca. 500°C vorgeheizten 8 g/s Argon durchspült. Der Überdruck im System betrug während des gesamten Versuchs 1,2 bar. Im Zeitbereich von 3000 s bis 4800 s wird die linear steigende elektrische Leistung eingegeben (Abb. 5).

Ab 3300 s wird zusätzlich zum Argon überhitzter Dampf (ca. 2 g/s) eingespeist. Die transiente Phase wurde durch Leistungsreduktion und Beendigung der Dampfeinspeisung gestoppt. Beim Versuch CORA-17 wurde zusätzlich der Quenchprozeß durch Anheben des Quenchzylinders mit einer Geschwindigkeit von 1 cm/s eingeleitet.

### Ergebnisse Versuch CORA-16

#### Temperaturmessungen

Für die Temperaturmessung im Bündel wurden WRe-Thermoelemente mit HfO<sub>2</sub>-Isolierung in Ta/Zry-Hülle im Innern der unbeheizten Brennstäbe und auf der Hülle der beheizten Stäbe verwendet. Der Temperaturverlauf in den unbeheizten Stäben ist in Abb. 6 dargestellt. Auch für die SWR-typischen Bündel zeigt sich der charakteristische Verlauf für von Stäben mit Zircaloy-Hülle in Wasserdampf:

Während der ersten 1000 s der Transiente bei Temperaturen unter 1000°C wird die Erwärmung durch die elektrische Aufheizung bewirkt. Durch den Wärmetransport infolge des aufsteigenden Argons und Wasserdampfes stellen sich in der oberen Hälfte höhere Temperaturen ein im Vergleich zur unteren Hälfte des symmetrisch aufgebauten Bündels. Während dieser Phase ergibt sich in der oberen Hälfte ein Anstieg von ca. 1 K/s.

Die Energieerzeugung durch die exotherme Zirkaloy/Dampf-Reaktion nimmt exponentiell mit der Temperatur zu und resultiert in einer Temperatureskalation, wie sie in dem steilen Temperaturanstieg ab ca. 4200 s zu erkennen ist. Die Eskalation startet in der oberen Hälfte des Bündels oberhalb von 1200°C und pflanzt sich dann zum unteren Ende fort. Die Videoaufnahmen zeigen, daß die Schmelzentwicklung am Absorberkasten in der oberen Hälfte des Bündels beginnt.

#### Nachuntersuchungen

Der Zustand des Bündels CORA-16 nach Entfernen der Faserisolation ist in Abb. 7 wiedergegeben. Diese Abbildung zeigt Photographien aus 4 jeweils um 90° zu einander versetzten Richtungen. Aus den schematischen Querschnitten kann man die Lage des Absorberkastens im Bündel erkennen. Den Einfluß des Absorbermaterials auf die Schadensentwicklung kann man deutlich aus diesen Aufnahmen erkennen. Die Wände des Dampfführungskastens sind in den Richtungen 120° und 300° stärker zerstört. Auf diesen Seiten hat das Absorbermaterial direkten Zugang zur Zry-Wandung, wie man aus den Querschnitten erkennen kann. Die Aufnahmen aus diesen Richtungen zeigen ferner, daß der Absorberkasten in der oberen Hälfte des Bündels weggeschmolzen ist. Man kann den Hintergrund im oberen Bereich erkennen.

Das Fehlen des Absorbers im oberen Bereich des Bündels ist noch deutlicher im linken Bild der Abb. 8 zu erkennen. Das rechte Bild von Abb. 8 zeigt darüber hinaus, daß nicht nur der Absorberkasten sondern auch die Zry-Wand, die zwischen Absorber und Brennstäbe vorhanden war, verschwunden ist.

Nach dem Versuch wurde das Bündel in der Anlage mit einem Plexiglaskasten umgeben und in Epoxidharz eingegossen. Danach konnten mit einer Diamantsäge horizontale und vertikale Querschnitte angefertigt werden. Abb. 9 zeigt

einen Teil dieser Aufnahmen. Die mittlere Photographie zeigt den Blick auf das Bündel in der Richtung von 120°.

Die horizontalen Querschnitte bestätigen das Fehlen des Absorberkastens im oberen Bereich des Bündels. Ein weiterer in Abb. 9 nicht gezeigter Schnitt ergibt, daß in 1145 mm Höhe der Absorberkasten und die Zry-Wandung noch intakt sind. In 1057 mm Höhe sehen wir die Wechselwirkung zwischen B<sub>4</sub>C/Edelstahl-Absorberkasten und der Zry-Wandung, die zur Zerstörung der Zry-Wandung geführt hat. Die Zry-Hüllrohre der beheizten Stäbe, die die auslösende Wärmequelle darstellen, sind dagegen noch intakt. Die Auflösung der Zry-Wandung muß also durch Wechselwirkung mit dem Edelstahl des Absorbers erfolgt sein. In 956 mm ist der Absorberkasten praktisch vollkommen weggeschmolzen. Hier sind nur noch die Reste einer verformten Zirkaloywand vorhanden. Merkliche Mengen Absorbermaterial sind erst wieder in dem Schnitt in 512 mm Höhe zu finden. Bei dem Schnitt in 724 mm Höhe handelt es sich nur um eine Blockade von relativ kurzer axialer Ausdehnung.

In der unteren Hälfte des Bündels sind noch deutlich erkennbar Reste der Borkarbidstäbe vorhanden. Zwischen 200 mm und 100 mm hat sich die Blockade durch erstarrtes Material auch in den Bündelbereich ausgebreitet.

Aus den Temperaturmessungen, den Beobachtungen mit den Videoskopen und den Nachuntersuchungen ergibt sich folgendes Erscheinungsbild für das Versagen des SWR-typischen Bündels: Der Schmelzprozeß beginnt im oberen Bereich des Bündels mit der Wechselwirkung zwischen dem B<sub>4</sub>C und dem Edelstahl des Absorbers ab ca. 1200°C. Die entstehende Schmelze löst bei Kontakt mit der Zry-Wand dieselbe auf und breitet sich im Bündel aus.

Die edelstahlhaltige Schmelze reagiert bei ausreichendem Kontakt mit dem Zry der Brennstabhüllrohre und die entstehende Zry-reiche Schmelze beginnt das UO<sub>2</sub> der Pellets aufzulösen. Dieser Prozeß führt damit schon unterhalb der Schmelztemperatur des Zirkalloys zur Auflösung von UO<sub>2</sub>. Die entstehende Schmelze erstarrt im unteren Bereich des Bündels zwischen 200 und 300 cm.

#### Ergebnisse Versuch CORA-17

Zur Untersuchung der Schadensentwicklung beim Quenchen eines aufgeheizten Bündels wurde im Versuch CORA-17, bei sonst gleichem Verlauf wie in CORA-16, das Bündel nach Abschalten der Leistung geflutet. Hierfür wurde der mit Wasser

gefüllte Quenchzylinder mit einer Geschwindigkeit von 1 cm/s über das Bündel geschoben.

Aus apparativen Gründen erfolgte das Anheben des Quenchzylinders nicht kontinuierlich, sondern schubweise. Nach einer Zeitspanne mit ca. doppelter mittlerer Anstiegsgeschwindigkeit blieb der Quenchzylinder für den entsprechenden Zeitraum stehen. Das Anheben des Zylinders ist in Abb. 11 wiedergegeben. Gleichzeitig ist die durch Differenzdruckmessung bestimmte Lage des Wasserspiegels im Quenchzylinder dargestellt. Der Abfall des Wasserspiegels relativ zur Oberkante des Quenchzylinders zeigt die stark zunehmende Verdampfung beim Überfluten des heißen Bündels.

### Temperaturmessungen

Der Temperaturverlauf im Bündel während der Leistungstransiente hat den gleichen Verlauf wie bei CORA-16. Mit Beginn des Quenchens wird die Temperatur im Bündel aber nicht unmittelbar gesenkt, sondern steigt zuerst wieder an, um dann endgültig abzufallen. Abb. 12 und Abb. 13 zeigen Beispiele dieses Verhaltens auf der Zircaloy-Wand auf der Oberfläche der Bündelisolierung und der Innenwandung des Hochtemperaturschirms.

In Abb. 12 ist zum Vergleich die Wasserstoffproduktion für die Versuche CORA-16 und CORA-17 wiedergegeben. Korreliert mit dem steilen Temperaturanstieg erhalten wir beim Quenchversuch CORA-17 eine starke peakförmige Wasserstoffproduktion im Gegensatz zu dem abklingenden Verlauf in CORA-16.

Wir haben folgende Erklärung für den starken Anstieg der Zirkon/Wasserdampfreaktion beim Quenchvorgang. Die starke Dampfentwicklung führt zum Aufreißen der während des Temperaturanstiegs gebildeten schützenden Oxidschicht. Damit hat der Sauerstoff einen direkten Zugang zum verbliebenen metallischen Zircaloy und ermöglicht einen starken Anstieg der Reaktionsrate.

Dieser starke Anstieg der Zirkon/Wasserdampfreaktion macht sich nicht nur im Temperaturanstieg und in der Zunahme der Wasserstoffproduktion bemerkbar, sondern kann auch in der videoskopischen Beobachtung durch erneute Schmelzbildung festgestellt werden.

Abb. 14 zeigt die Bildung neuer Schmelze während des Quenchvorgangs (Beginn des Quenchens bei 5000 s).

### Nachuntersuchungen Versuch CORA-17

In der Aufheizphase hat sich bei gleicher Versuchsführung der gleiche Schadensverlauf wie beim Versuch CORA-16 ergeben: Der Schmelzvorgang beginnt im oberen Bereich des Bündels am Absorberkasten, dehnt sich auf die Zirkaloy-Wände aus und führt schließlich zur Ausbreitung der Absorberschmelze im Bündel. Abb. 15 zeigt, daß auch bei diesem Versuch der Absorberkasten im oberen Bündelbereich weggeschmolzen ist.

Abb. 16 und 17 bestätigen die schon bei der Videoskop-Beobachtung gewonnenen Ergebnisse, daß in der Quenchphase zusätzlich eine starke Schmelzentwicklung auftritt. Zusammen mit der Fragmentierung ergibt sich daraus eine deutlich stärkere Blockadenausbildung als beim nicht gefluteten Versuch CORA-16.

### Zusammenfassung

Die Versuche CORA-16 und CORA-17 wurden zur Untersuchung des Schadensverhaltens von SWR-typischen Brennelementen durchgeführt. Das Schmelzverhalten wird im wesentlichen durch die Wechselwirkung zwischen den Komponenten des Brennelements bestimmt. Der Schmelzbeginn ergibt sich aus der eutektischen Wechselwirkung zwischen Borkabid und Edelstahl im oberen Bereich des Absorberkastens ab ca. 1200°C. Die entstehende Schmelze zerstört durch eutektische Wechselwirkung die Zry-Wand des Brennelementkastens. Die Absorberschmelze kann sich damit im Bündel ausbreiten, und beginnt mit dem Zirkaloy der Brennstabhüllrohre zu reagieren. Das verflüssigte Zirkaloy wiederum kann damit das  $UO_2$  der Pellets bei Temperaturen unterhalb der Schmelztemperatur des Zirkaloy auflösen.

Beim Wiederfluten des aufgeheizten Bündels ergibt sich vor dem endgültigen Abkühlen eine zwischenzeitlich starke Erwärmung, die mit einer starken Wasserstoffproduktion verbunden ist. Somit ist mit dem Quenchvorgang neben der Fragmentierung von Bündelkomponenten auch eine deutliche Zunahme der Schmelzentwicklung verbunden.

Der Vergleich des Verhaltens von SWR- zu DWR-typischen Bündeln ergibt einen sehr ähnlichen Ablauf. Der Schmelzvorgang wird durch das Absorbermaterial ausgelöst: Eutektische Wechselwirkung zwischen Borkarbid und Edelstahl liefert beim SWR die flüssigen Phasen ab 1200°C. Das bei 800°C schmelzende AgInCd wird beim DWR durch das Versagen der Edelstahnhülle je nach Szenario zwischen 1200°C und 1450°C freigesetzt. Beim SWR muß die B<sub>4</sub>C/Stahlschmelze die Zry-Wand des Brennelementkastens durchdringen während beim DWR die AgInCd Absorberschmelze die Zry-Wand des Führungsrohres auflösen muß. Beim DWR werden dann die Brennstabhüllrohre durch das Ag angegriffen während beim SWR die Edelstahlschmelze die Verflüssigung bewirkt. In beiden Fällen beginnt das flüssige Zry mit der Auflösung des UO<sub>2</sub>.

#### Literatur

- /1/ S. Hagen et.al.  
Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage (CORA-Program),  
KfK 3677, 1986
- /2/ S. Hagen et.al.  
Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer  
Kernschäden (CORA-Programm). Sicherheitsorientierte LWR-Forschung,  
Jahresbericht 1987, KfK 4450, 1988 S. 1-34
- /3/ S. Hagen et. al.  
Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden  
(CORA-Programm): Versuche CORA-5 und CORA-12.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung,  
Jahresbericht 1988, KfK 4550, 1989, S. 1-27

Fig. 1 High Priority CORA-Experiments

Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
2	≈ 2000°C	-	UO <sub>2</sub> refer., inconel spacer	Aug. 6, 1987
3	≈ 2400°C	-	UO <sub>2</sub> refer., high temperature	Dec. 3, 1987
5	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	PWR-absorber	Febr. 26, 1988
12	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	quenching	June 9, 1988
16	≈ 2000°C	B <sub>4</sub> C	BWR-absorber	Nov. 24, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	March 2, 1989
17	≈ 2000°C	B <sub>4</sub> C	quenching	June 29, 1989
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	Nov. 9, 1989
7	< 1800°C	Ag, In, Cd	<u>45-rod</u> bundle, slow cooling	
18	< 1800°C	B <sub>4</sub> C	<u>45-rod</u> bundle, slow cooling	
25	≈ 2000°C	B <sub>4</sub> C	10 bar system pressure	
13	≈ 2400°C	Ag, In, Cd	quenching	
26	≈ 2400°C	B <sub>4</sub> C	fast heatup, quenching	
10	≈ 2400°C	(Ag, In, Cd)	10 bar system pressure, lower part of bundle in H <sub>2</sub> O	
27	≈ 2400°C	B <sub>4</sub> C	as above (Test No. 10)	

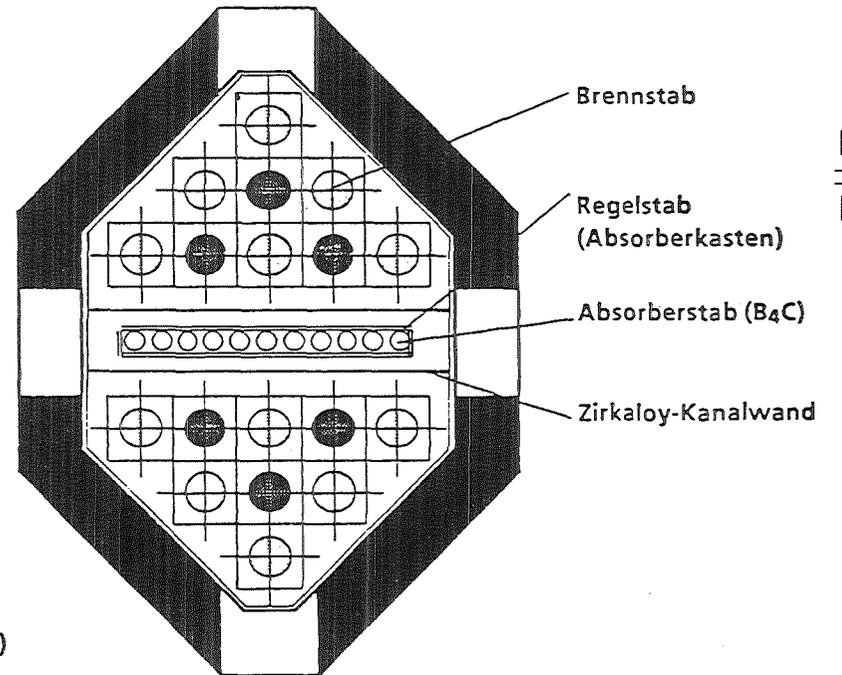
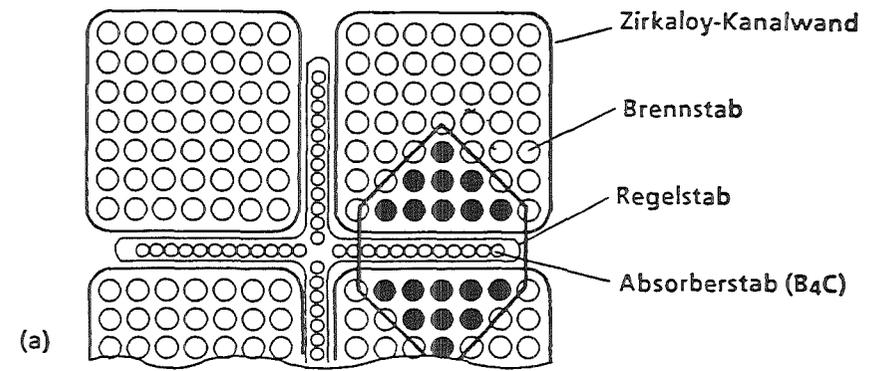
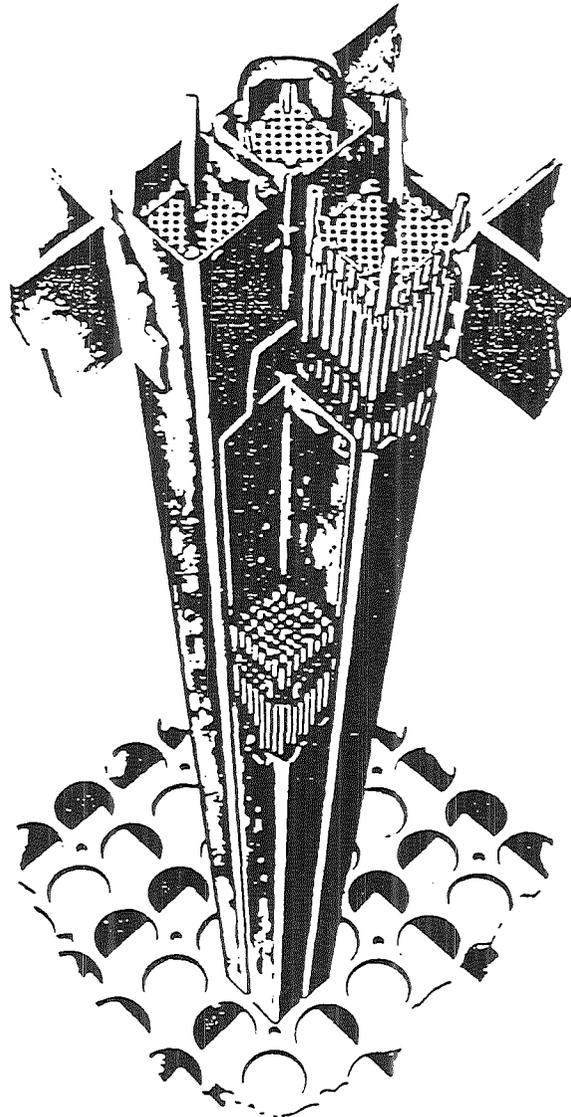
CORA Test Matrix (June 1989)

12.07.01.

Fig. 2

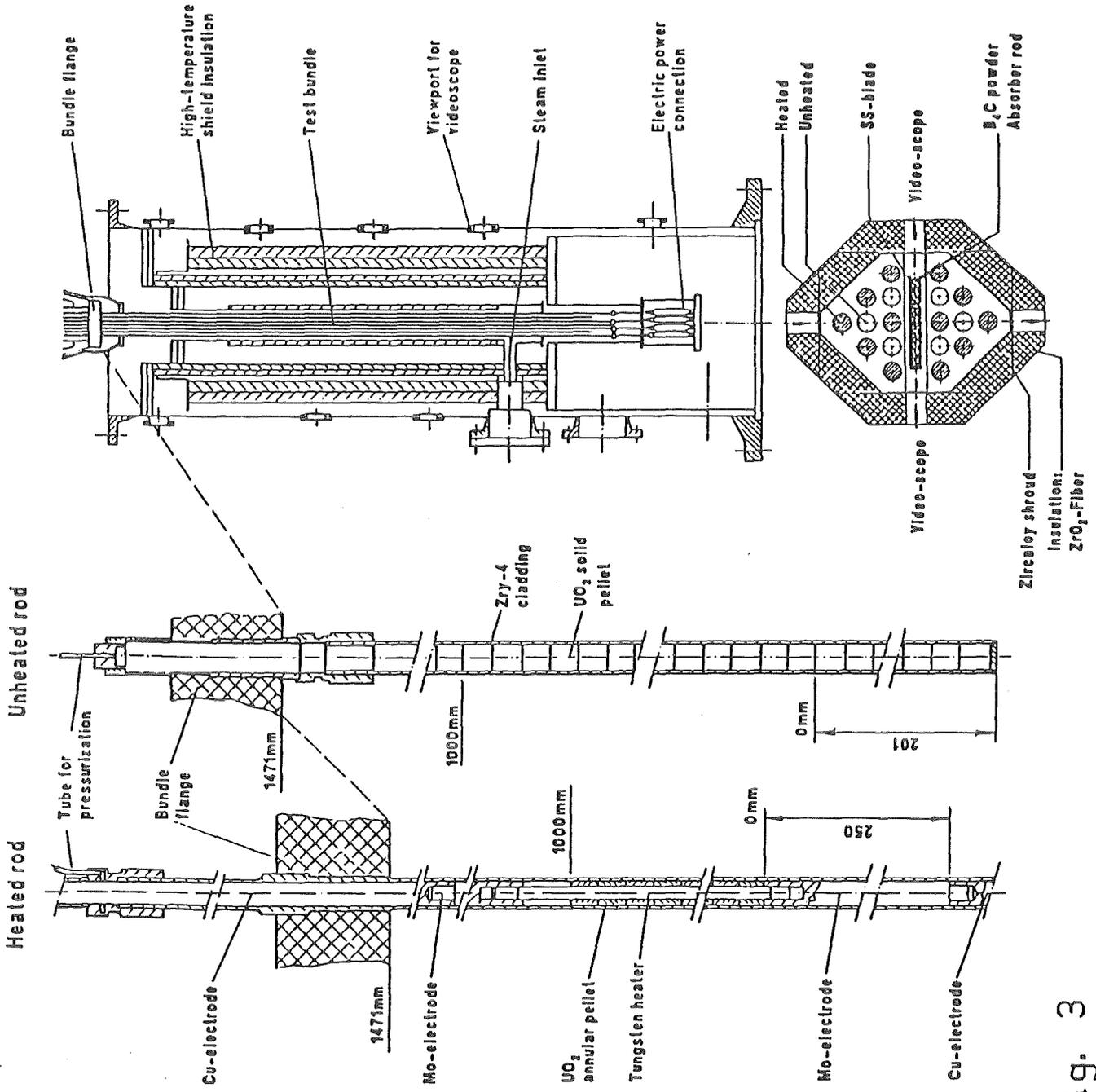
Problem definition for BWR fuel elements

- $B_4C$  is thermodynamically unstable in contact to stainless steel and Zircaloy
- stainless steel is unstable in contact to Zry
- Zry is unstable in contact to  $UO_2$



CORÄ - Versuche zum SWR-Verhalten  
 (a) Querschnitt durch eine SWR-Kernzelle  
 (b) Simulation im CORÄ-Versuch

12.07.01.



12.07.01.

Fig. 3

# High temperature shield and fuel rod simulators of test CORA-16

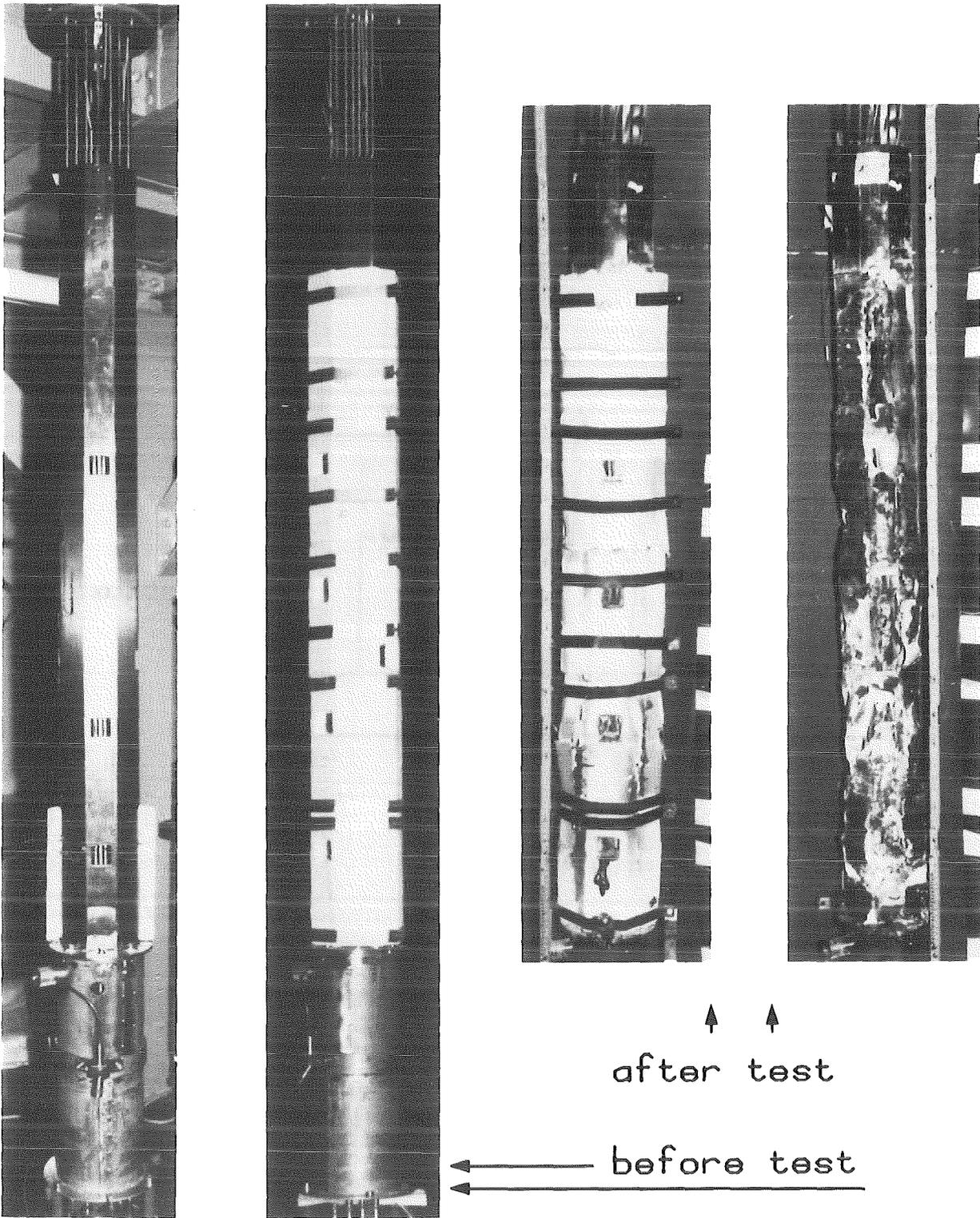


Fig. 4

Bundle appearance before and after test CORA-16

12.07.01.

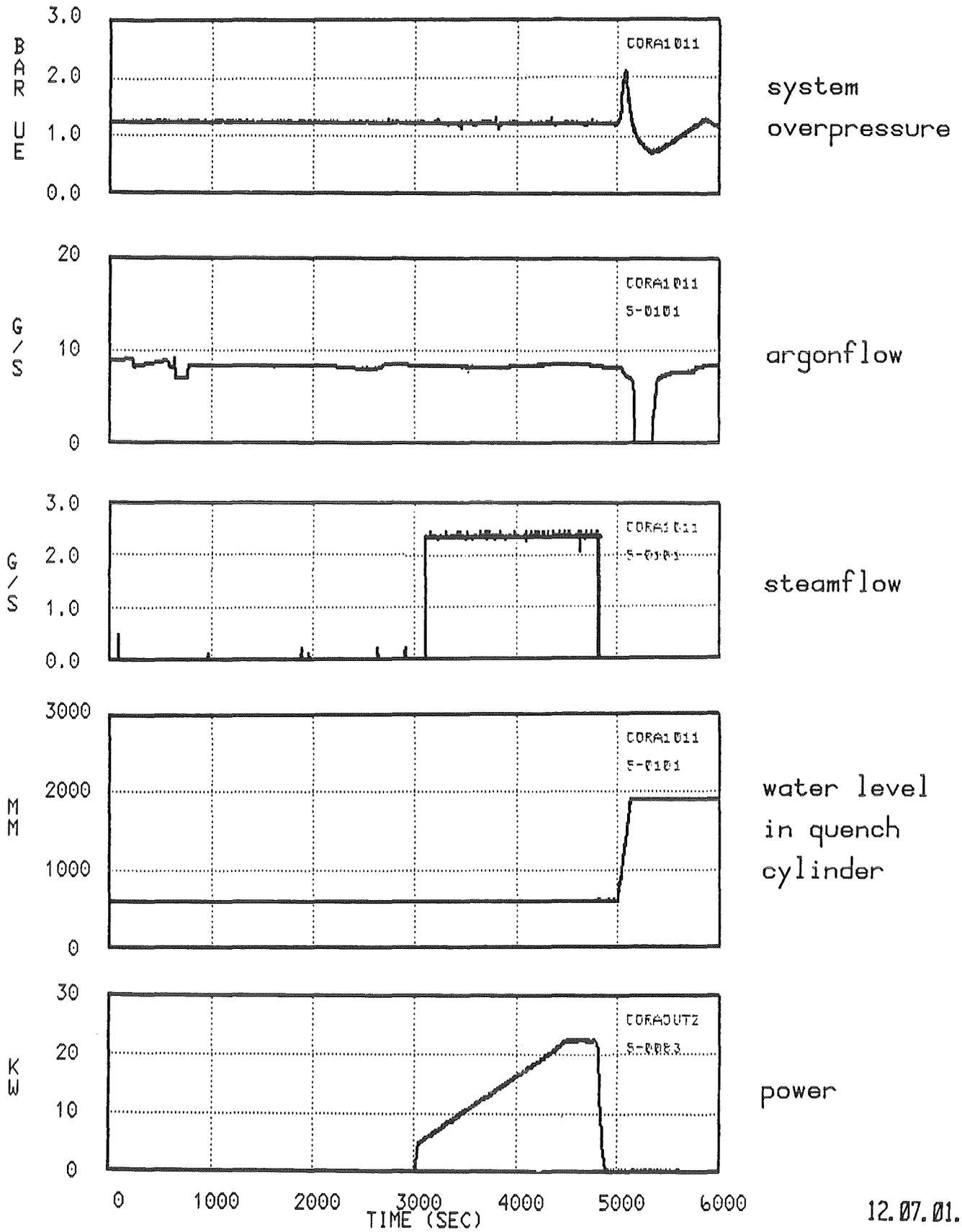


Fig. 5 System overpressure, argonflow, steamflow, water level in the quench cylinder and power (CORA-17)

Fig. 6

CORA-16 : Temperatures of unheated rods

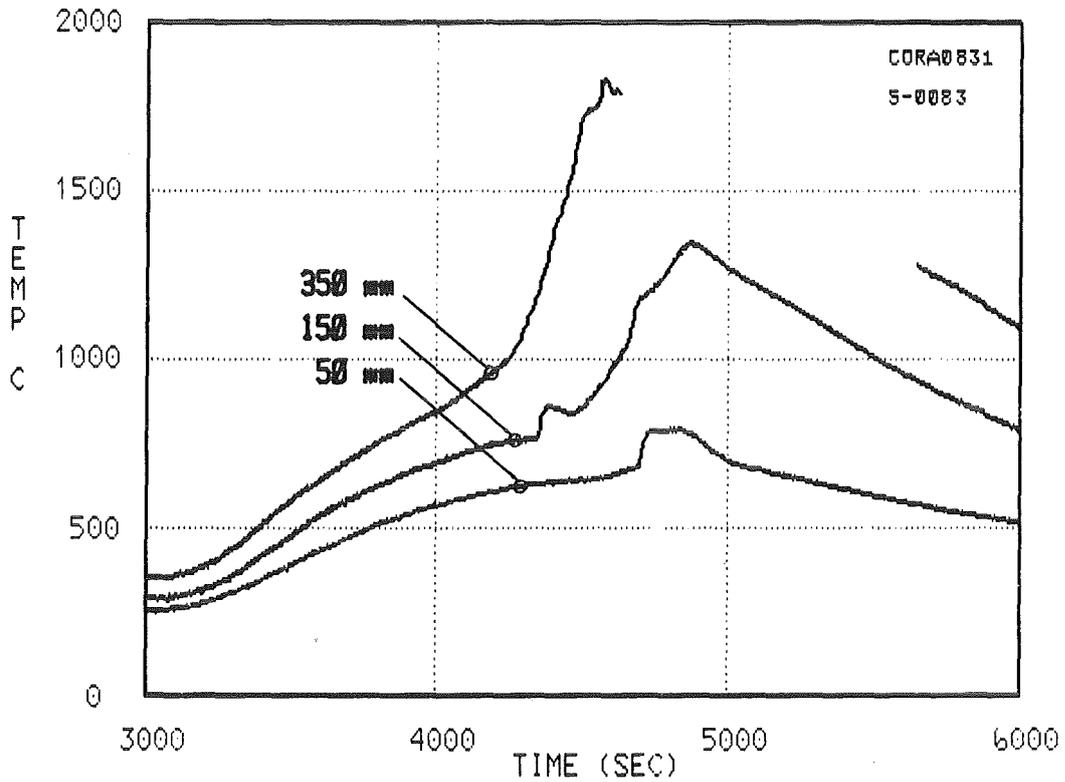
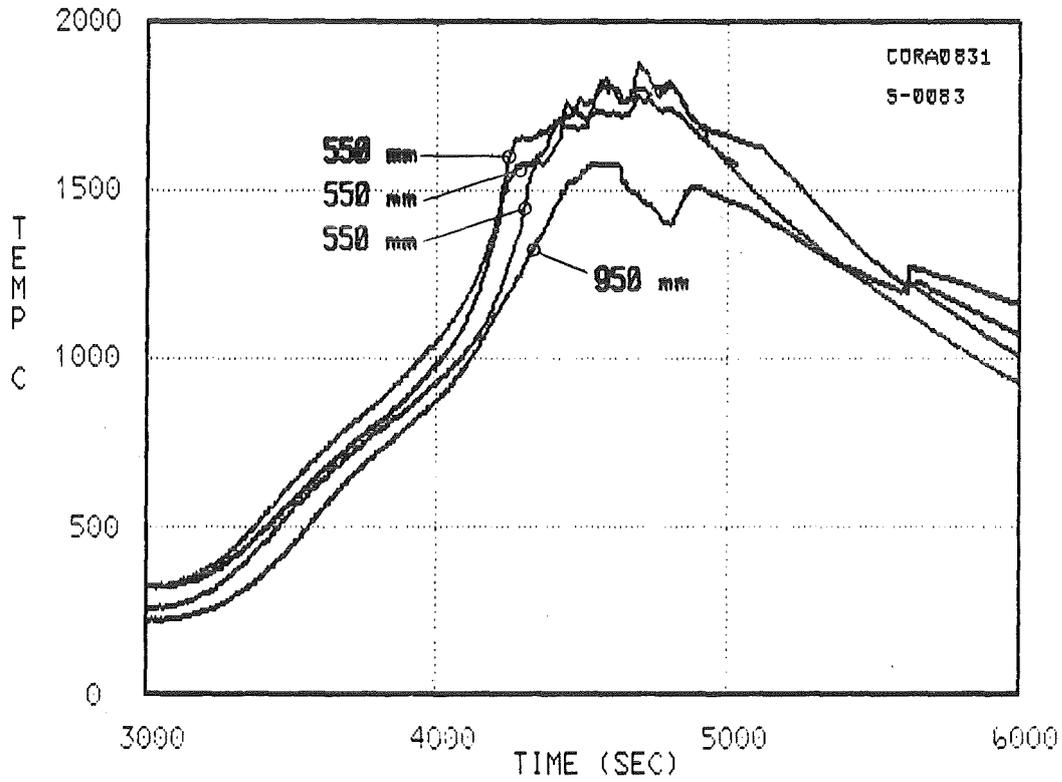
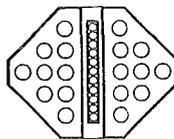
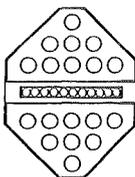
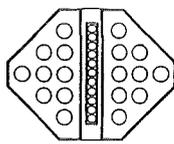
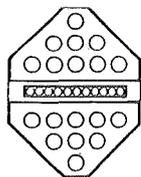
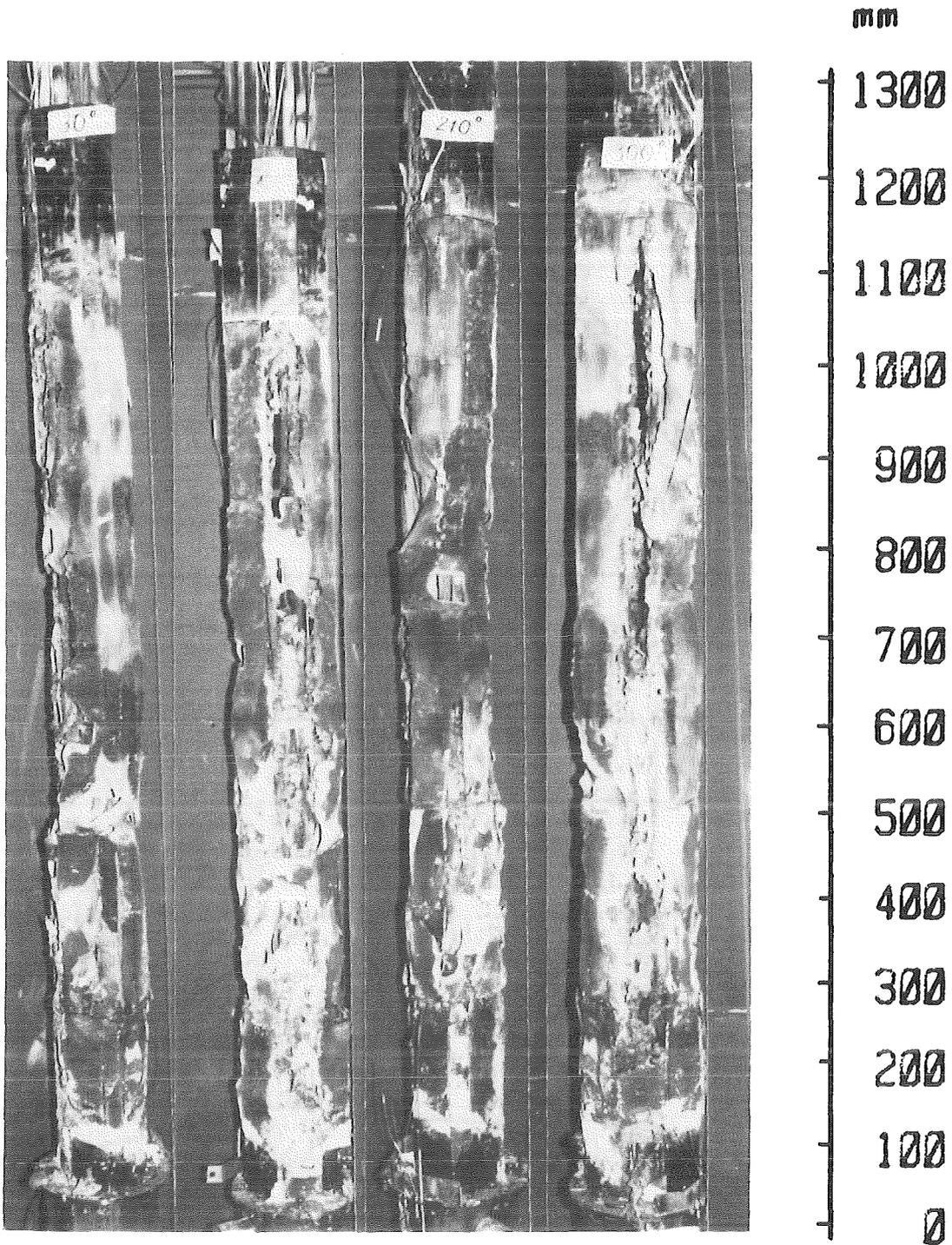


Fig. 7

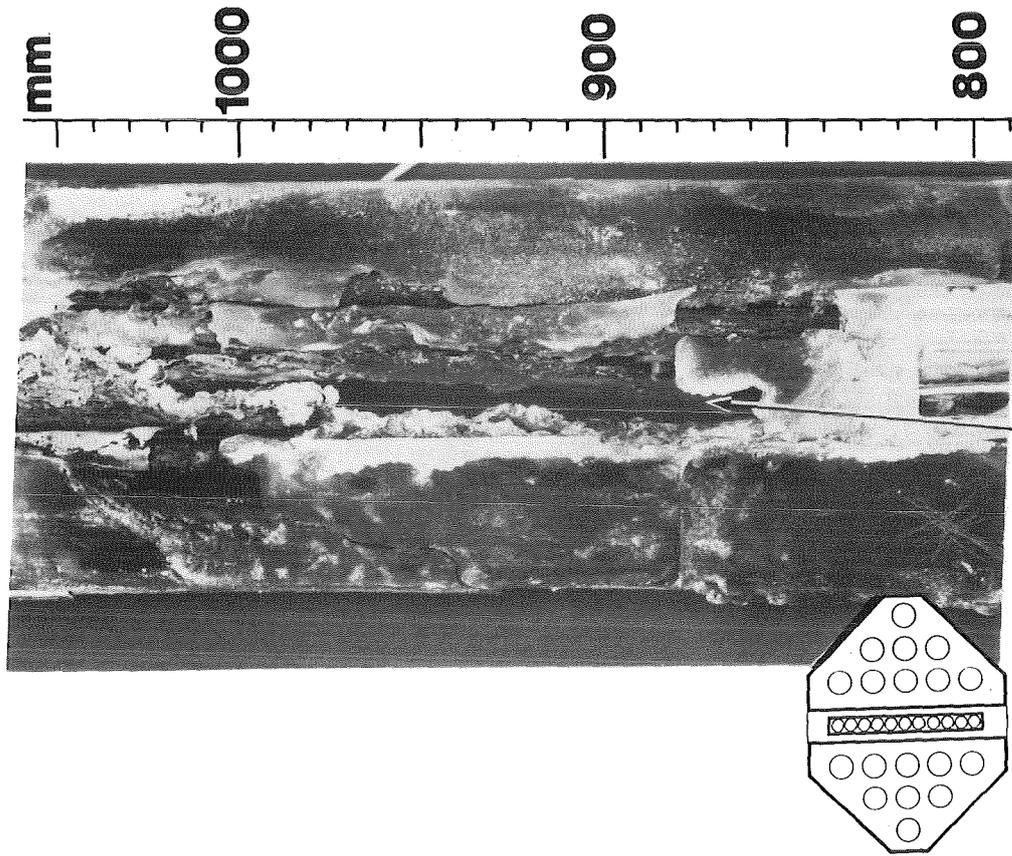
# CORA-16 : B<sub>4</sub>C - Absorber



12.07.01.

Fig. 8

**CORA-16**



**CORA-16**

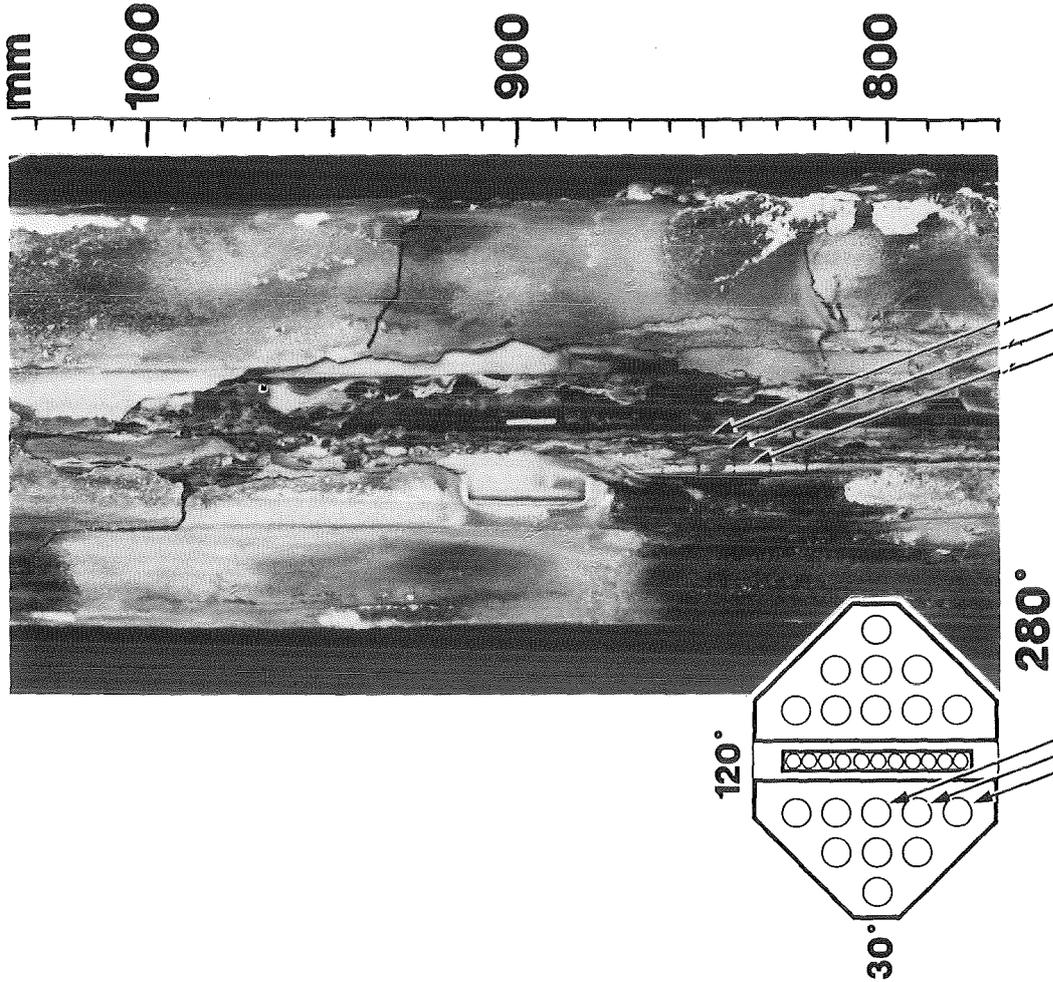
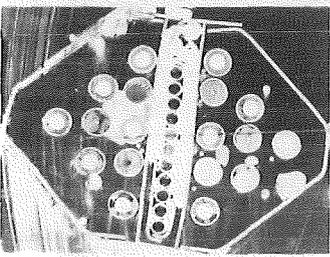
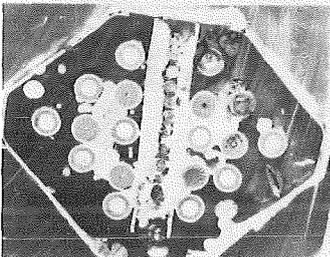
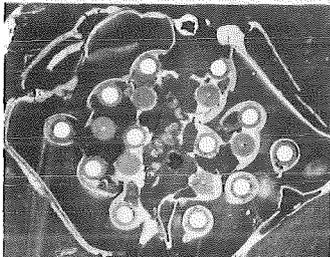
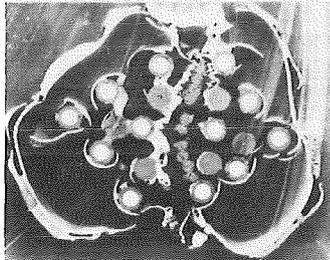
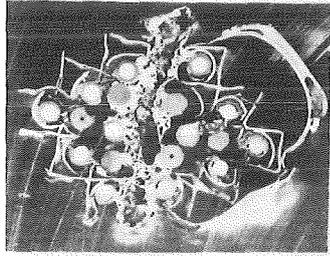
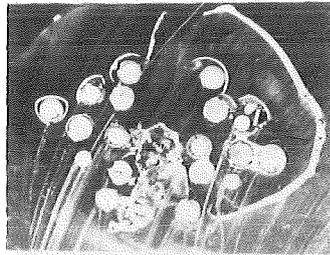


Fig. 9



(mm)  
1100

1000

900

800

700

600

500

400

300

200

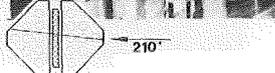
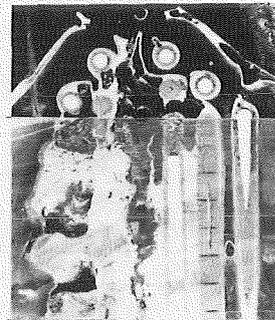
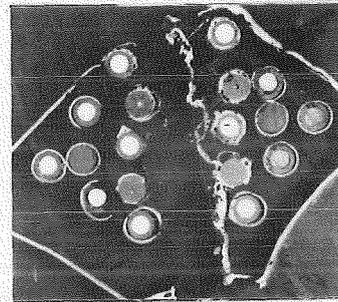
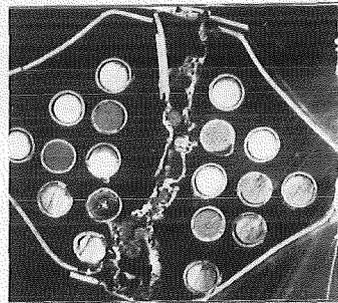
100

0

# CORA-16

**BWR**

**B<sub>4</sub>C Absorber**



12.07.01.

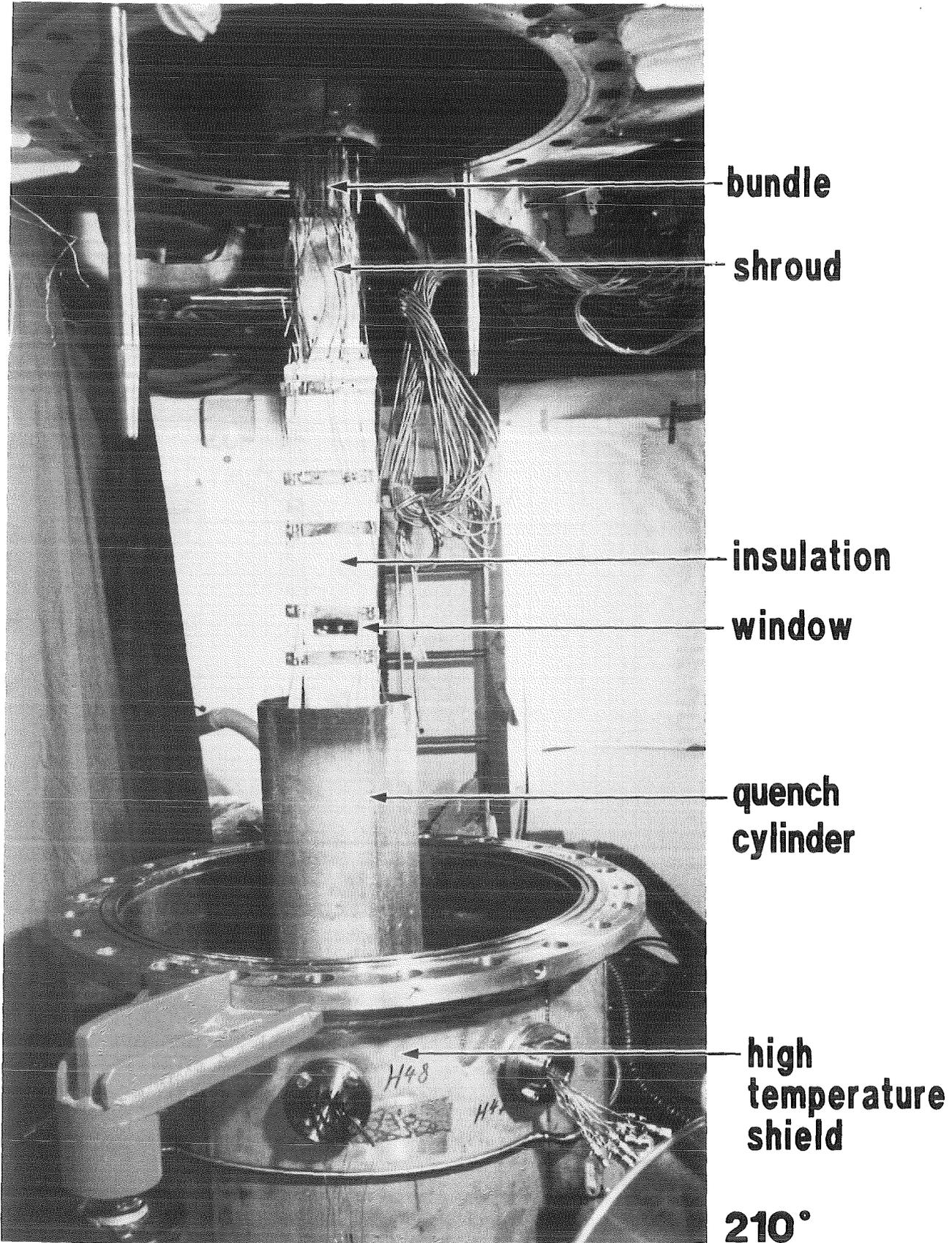
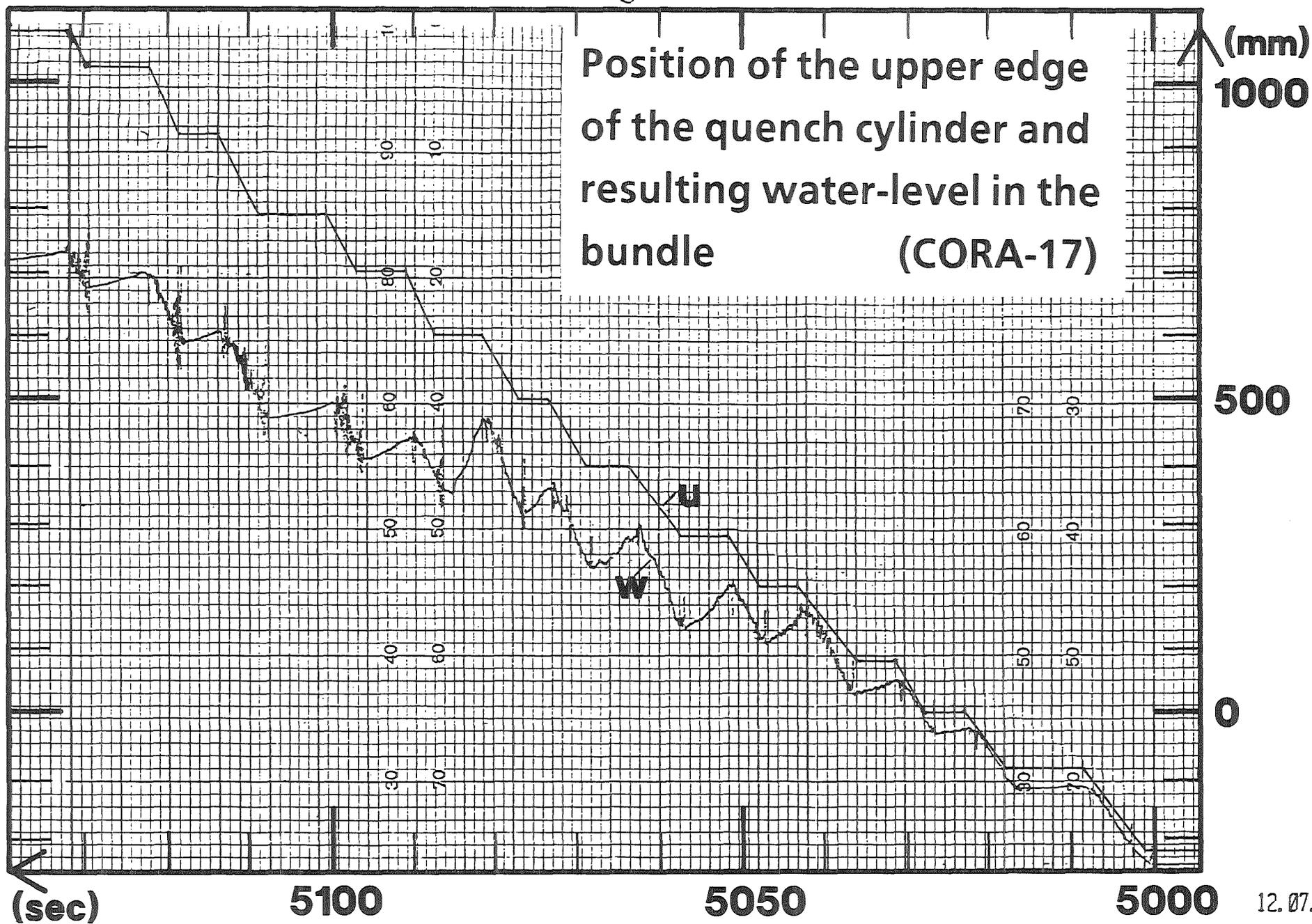


Fig. 10

**Bundle CORA-12 with quench cylinder and high temperature shield**

12.07.01.

Fig. 11



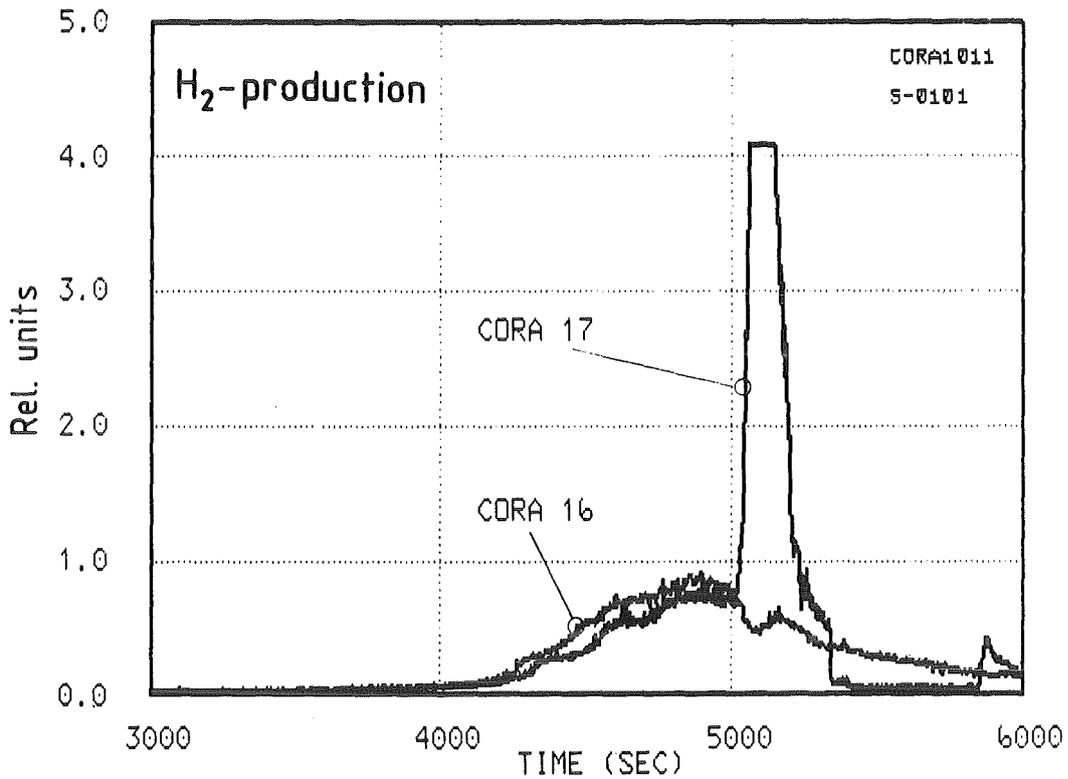
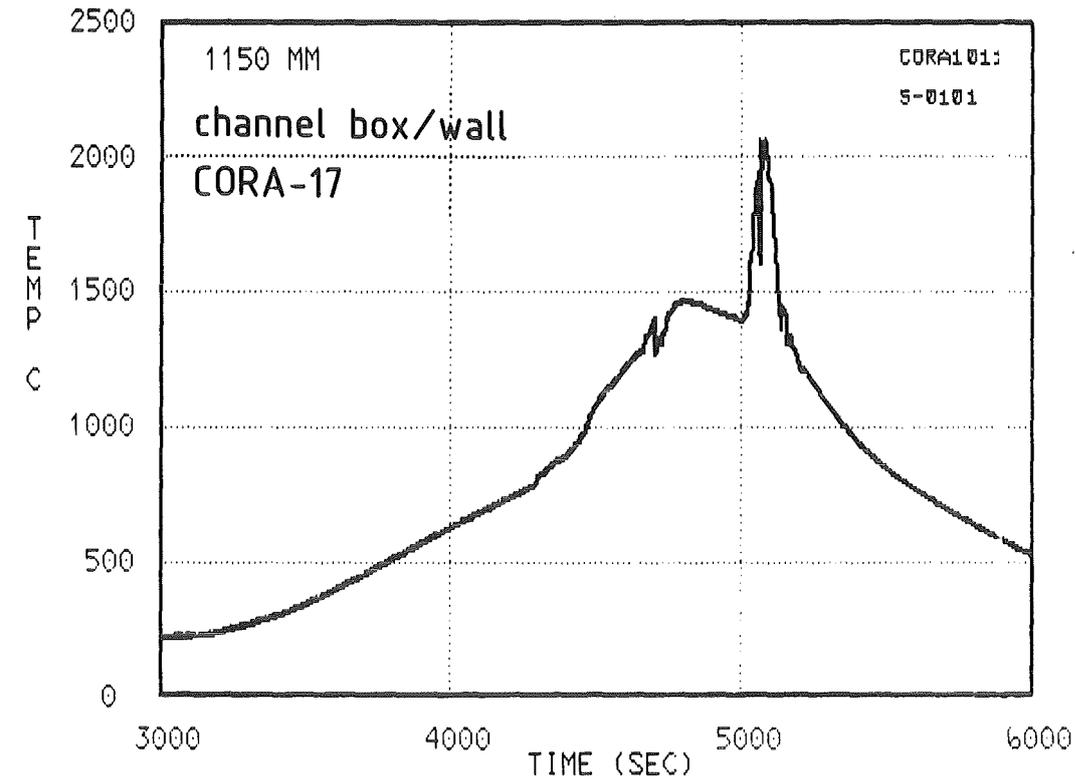
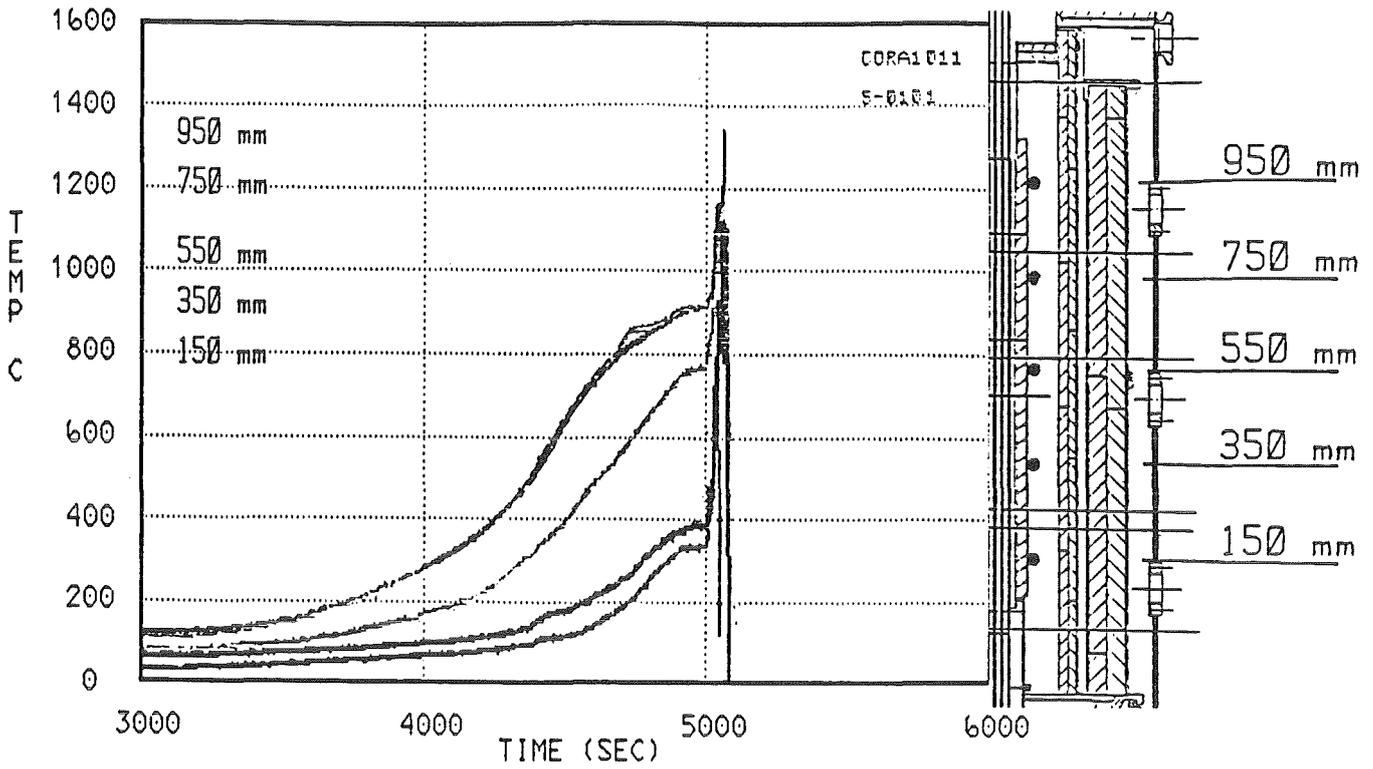


Fig. 12

**Comparison of temperature and  
H<sub>2</sub>-production for BWR quench test  
CORA-17**

12.07.01.



Temperatures on the surface of the shroud insulation (CORA-17)

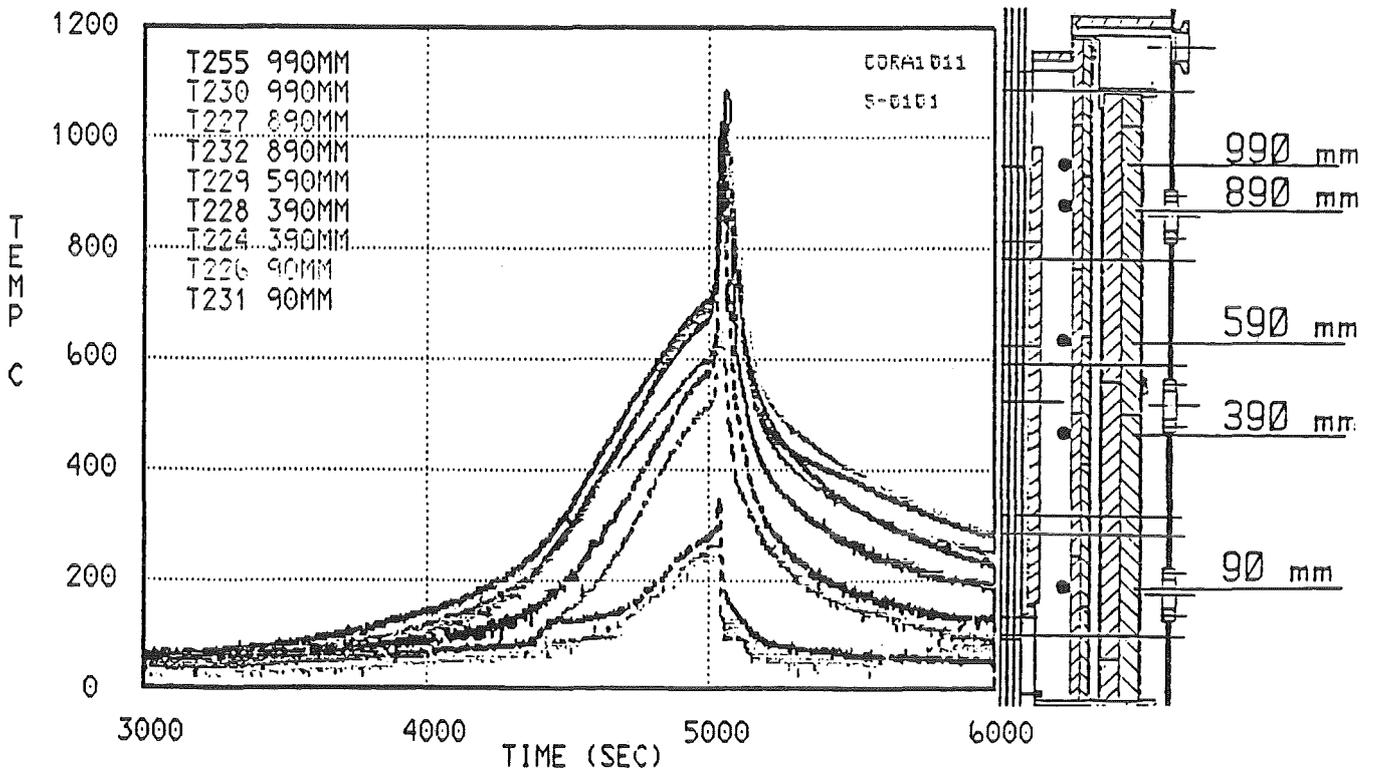


Fig. 13 Temperatures on the inner wall of the high temperature shield; radius 153mm (CORA-17) 12.07.01.

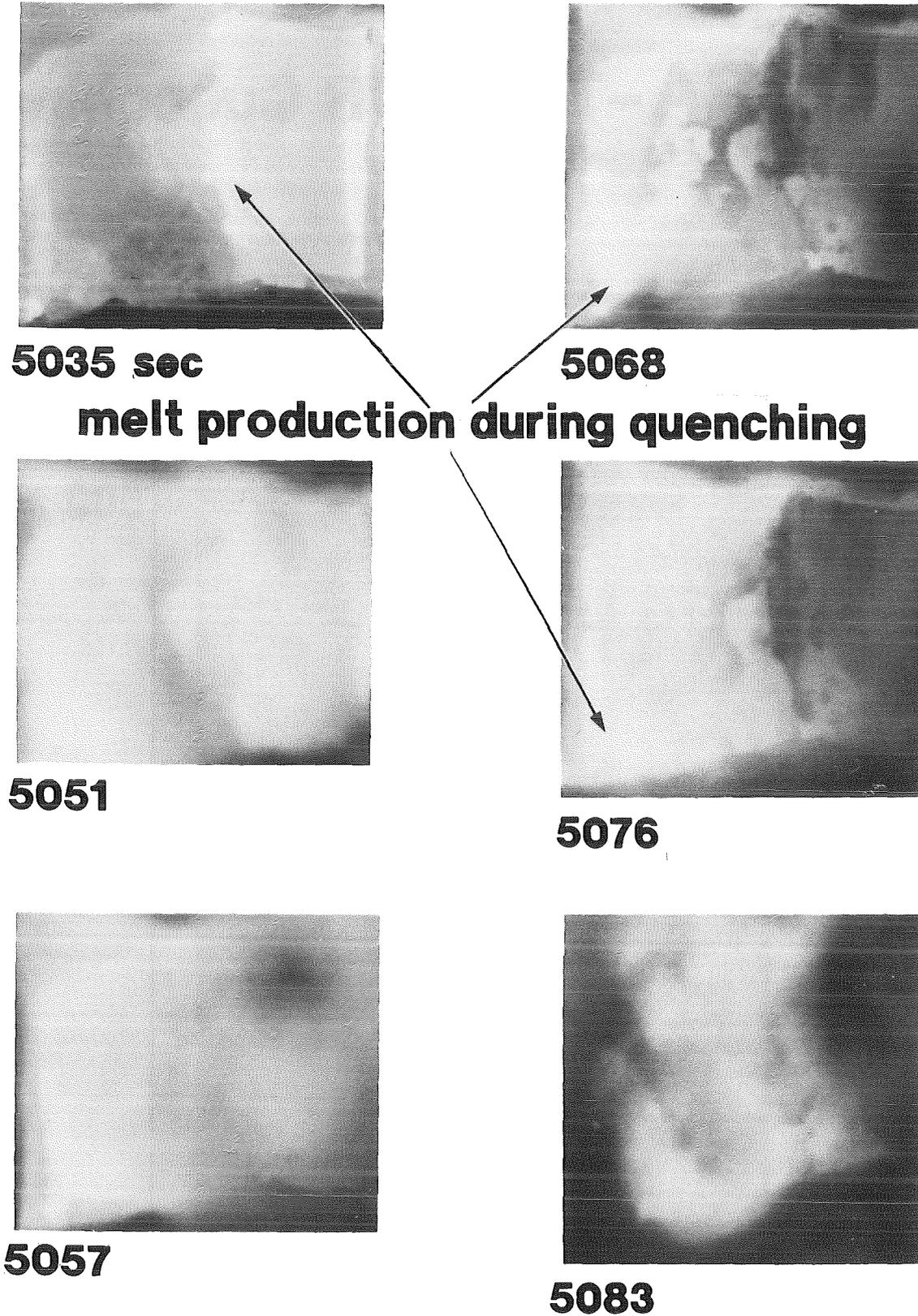
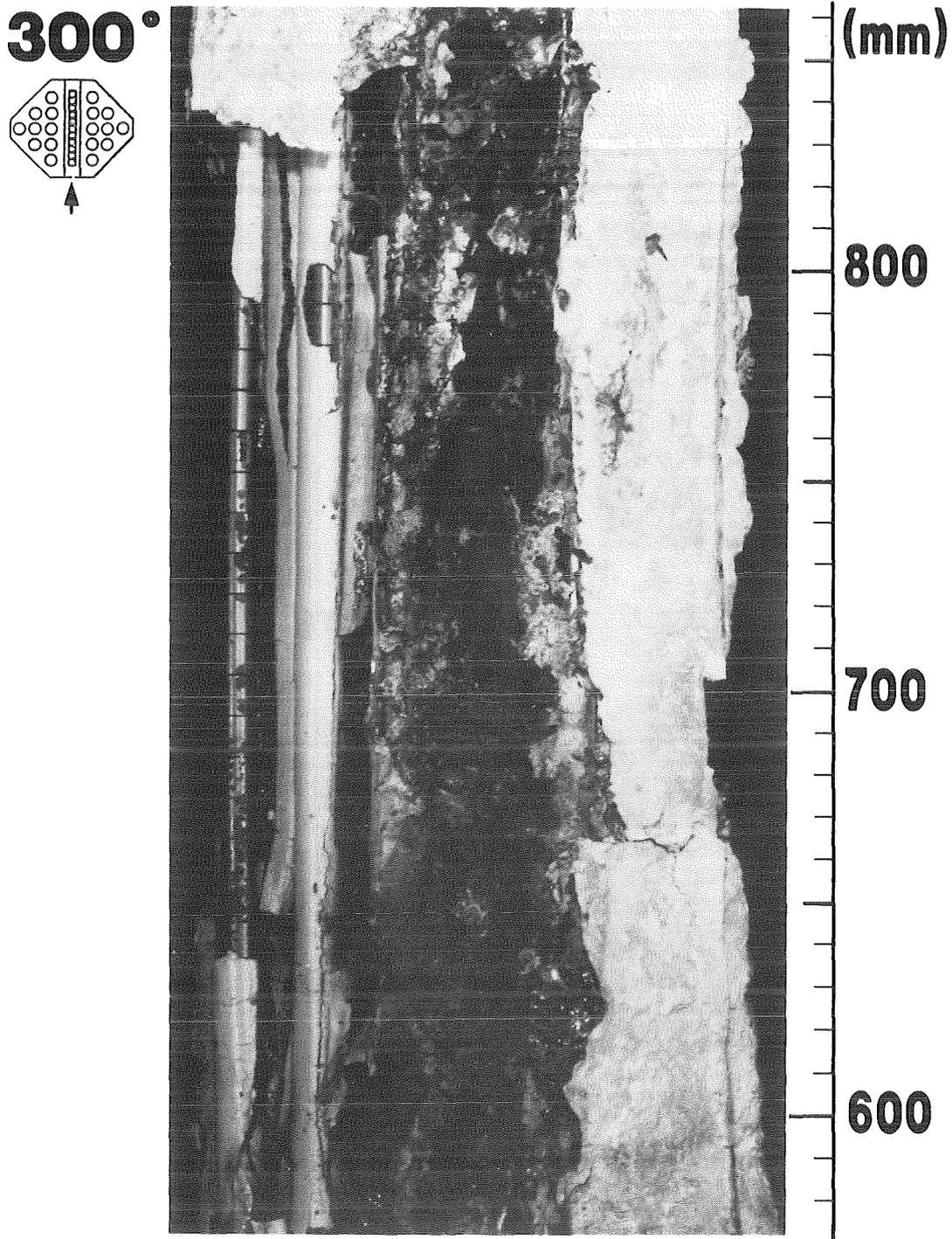


Fig. 14 **Videoscope pictures of window at 600mm elevation (CORA-17)**

12.07.01.

Fig. 15

# CORA-17 BWR Quenching B4C

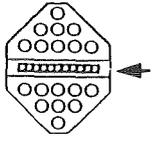


12. 07. 01.

Fig. 16

**CORA-17**  
**B4C**  
**BWR**  
**Quenching**

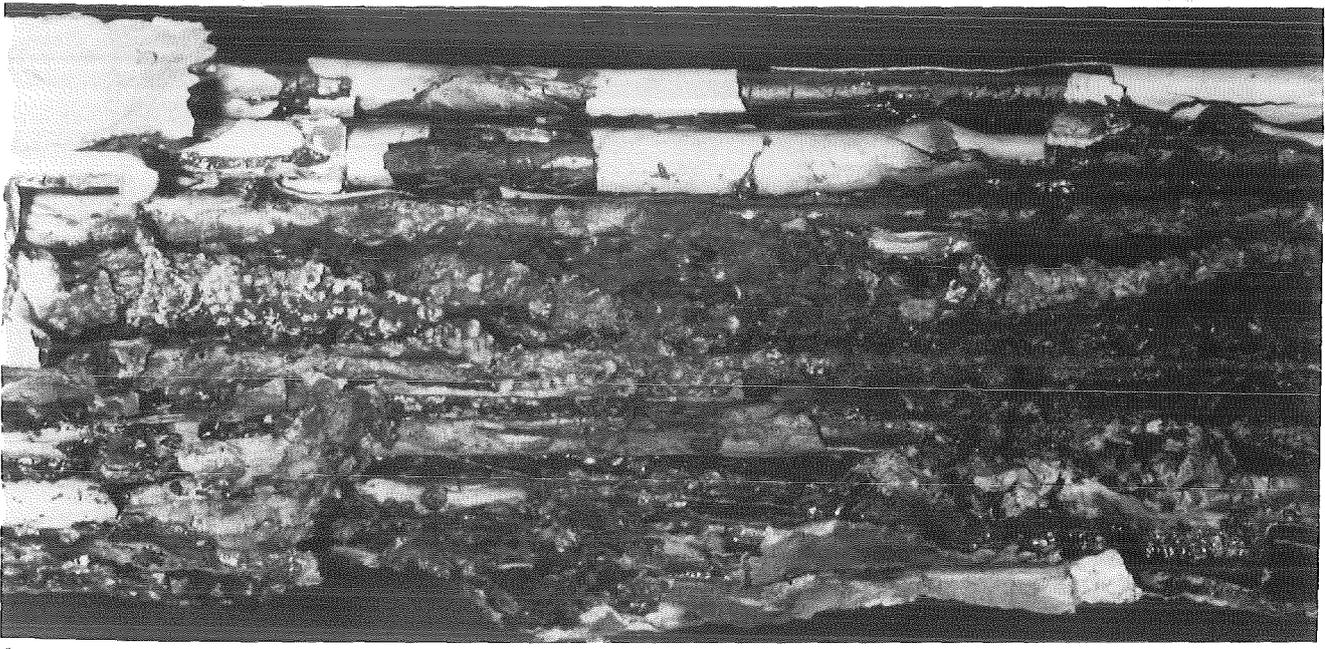
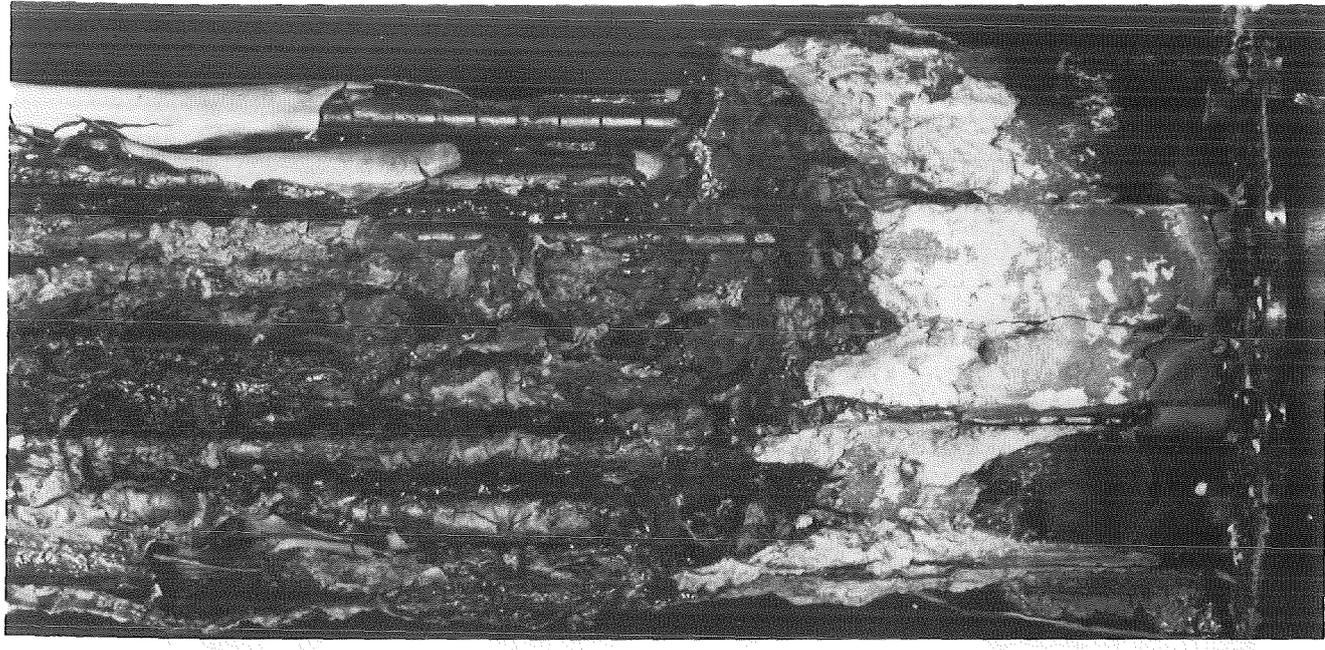
**120°**



**300**

**200**

**100**



**600**

**500**

**400**

12.07.01.

Fig. 17

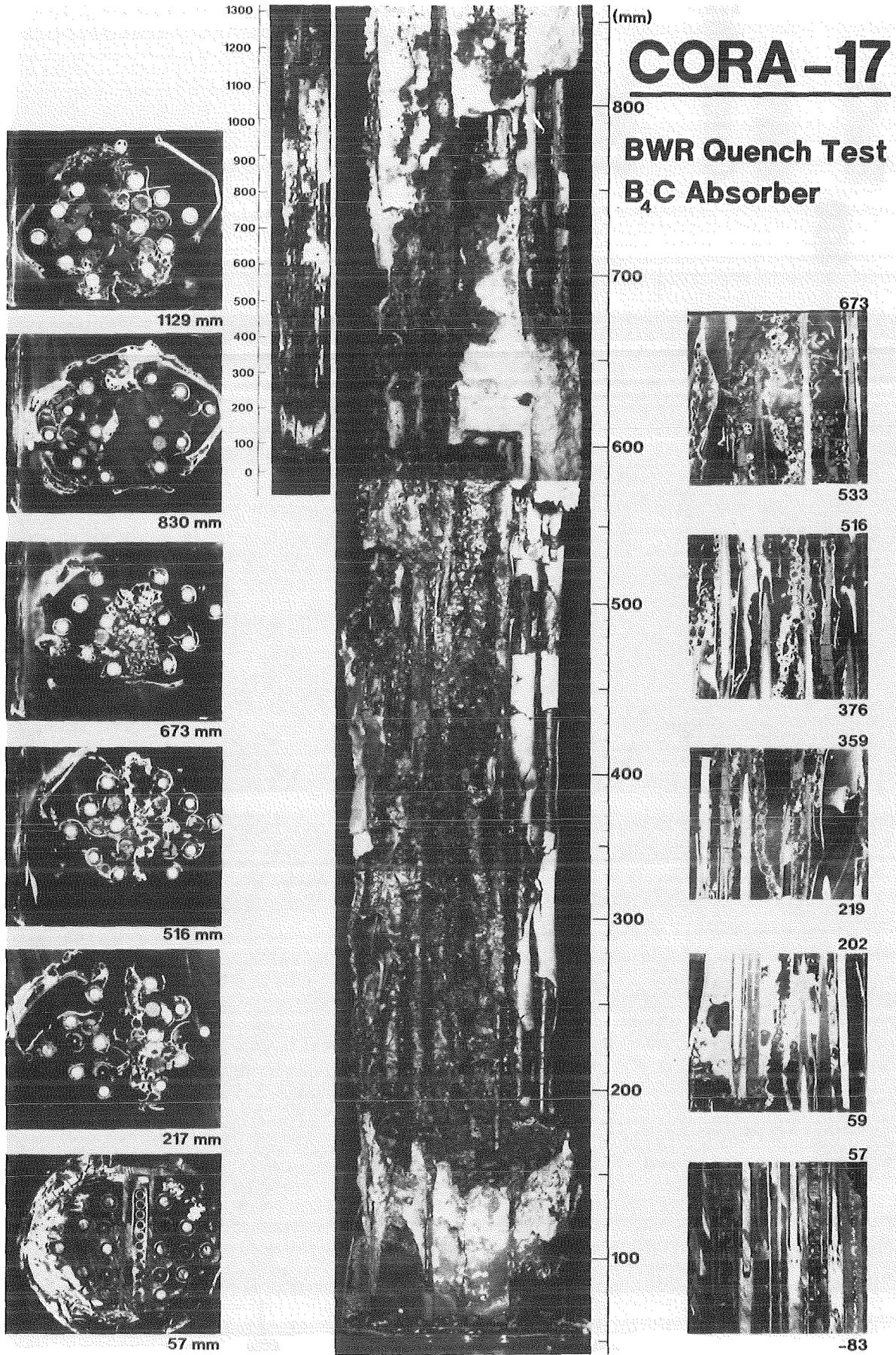


Fig. 18

SWR:

Zielsetzung	Ergebnisse
<p><b>CORA-16:</b> Einfluß des B<sub>4</sub>C/Edelstahl Absorbermaterials auf Zr-Brennelement-Kastenwände</p>	<p>Schmelzbeginn des SWR-Bündels im Absorber durch Wechselwirkung zwischen B<sub>4</sub>C und Edelstahl bei ca. 1200 °C. Zerstörung der Brennelement-Kastenwand durch Edelstahl/Zircaloy Wechselwirkung. Ausbreitung der Schmelze im Brennstabbündel führt zur Verflüssigung des Zircaloy der Brennstabhülle und zum Auslösen der UO<sub>2</sub>-Pellets. Die verlagerte im unteren Bereich des Bündels erstarrte Schmelze führt zur Blahage im Absorber und im Brennstabbereich</p>
<p><b>CORA-17:</b> Zusätzliche Schadensentwicklung beim Quenchen.</p>	<p>Analoges Verhalten, wie beim DWR-Versuch CORA-16</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Fragmentierung</li> <li>- Zwischenzeitlicher starker Anstieg der Temperatur und der Wasserstoffproduktion</li> </ul>

## Vergleich DWR/SWR Brennelement-Versagen

Ereignis	DWR	SWR
Schmelzauslösendes Ereignis	Versagen des AgInCd Absorberstabs: 1200 - 1450 °C	Versagen des B <sub>4</sub> C/Edelstahl Absorbers: 1200 °C
Schmelzverlauf	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Auflösung des Zry-Führungsrohres durch die AgInCd-Schmelze</li> <li>- Radiale Verteilung der Absorberschmelze im Bündel</li> <li>- Verflüssigung der Zry-Hülle durch Ag/Zr-Wechselwirkung mit der nachfolgenden UO<sub>2</sub>-Auflösung durch das flüssige Zry</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Zerstörung der Zry-Brennelementkastenwand durch die B<sub>4</sub>C/Edelstahlschmelze</li> <li>- Radiale Verteilung der Absorberschmelze im Bündel</li> <li>- Verflüssigung der Zry-Hülle durch Edelstahl/Zry-Wechselwirkung mit nachfolgender UO<sub>2</sub>-Auflösung durch das flüssige Zry</li> </ul>
Eskalationsgeschwindigkeit	ca. 2 mm/sec	ca. 2 mm/sec
Schmelzbewegung	8 - 80 mm/sec	8 - 80 mm/sec
Ergebnis	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Verflüssigung des Zry und Auflösung des UO<sub>2</sub> unterhalb der Schmelztemperatur des Zry</li> <li>- Blockadebildung durch verlagerte erstarrte Schmelze im Bereich des früheren Absorberstabs und der Brennstäbe</li> <li>- Beim Wiederfluten des aufgeheizten Bündels tritt vor der entgültigen Abkühlung ein zwischenzeitlich deutlicher Temperaturanstieg auf, der mit einer starken Wasserstoffproduktion verbunden ist.</li> </ul>	

12.07.01.

12.07.01/14A  
PRS OD5D

Mechanical and chemical behaviour of LWR fuel rod  
bundles at high temperatures

(P. Hofmann, J.L.Spino, E.A. Garcia, J. Burbach,  
H. Metzger; IMF I)

Abstract

First post-test results of the out-of-pile BWR bundle experiment CORA-16 are described. The bundle contained a B<sub>4</sub>C absorber blade in its center, separated by two Zircaloy channel box walls. First liquid phases form and relocate at about 1250 °C due to the chemical interactions between B<sub>4</sub>C and stainless steel. The B<sub>4</sub>C/steel melt attacks chemically the Zircaloy of the channel boxes and fuel rods and dissolves it. The resulting Zr containing melt is able to dissolve even UO<sub>2</sub>. To understand and describe quantitatively the chemical interactions between B<sub>4</sub>C and stainless steel and between B<sub>4</sub>C and Zircaloy-4 single effects tests have been performed. The results show faster reaction rates for the B<sub>4</sub>C/steel system compared to the B<sub>4</sub>C/Zircaloy-4 system at temperatures above 1000 °C. The B<sub>4</sub>C/stainless steel material combination results in a fast and complete liquefaction of the components at about 1250 °C as a result of eutectic interactions. For comparison reason, the reaction rates for all material combinations examined are shown in an Arrhenius diagram as function of temperature.

12.07.01/14A  
PRS OD5D

Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-  
Brennelementen bei hohen Temperaturen

(P. Hofmann, J. L. Spino, E. A. Garcia; J. Burbach,  
H. Metzger, IMF I)

## 1. Nachuntersuchung des Bündelabschmelzexperimentes CORA-16

### 1.1 Allgemeines

Bei den CORA-Experimenten handelt es sich um out-of-pile Versuche zum Brennelementverhalten bei hohen Temperaturen. Ziel dieser Versuche ist es, Informationen über die mit steigender Temperatur ablaufenden chemischen Wechselwirkungen der Bündelkomponenten zu erhalten. Von besonderem Interesse ist die Bildung flüssiger Phasen infolge chemischer Wechselwirkungen, deren Verlagerung, die Bildung von Bündelblockaden, das Ausmaß der  $\text{UO}_2$ -Brennstoffauflösung sowie der Umfang der Zircaloy/Wasserdampf-Oxidationsreaktionen und die damit verbundene Wasserstoffherzeugung.

Das SWR-Brennelement der CORA-Anlage besteht aus 12 elektrisch beheizten und 6 unbeheizten Brennstabsimulatoren. Von dem realen SWR-Absorberkreuz kann nur ein Teil einer Absorberplatte simuliert werden, die sich zwischen zwei symmetrisch angeordneten Strömungskanalwänden befindet.

Abb. 12.07.01/14A-1 zeigt die Anordnung des Absorberkreuzes im SWR-Brennelement und die entsprechende Nachbildung in der CORA-Versuchsanlage. Als Absorbermaterial wird  $\text{B}_4\text{C}$  in Stahlhüllrohren, die von einem Stahlkasten umgeben sind, verwendet. Die Strömungskanalwände bestehen aus Zircaloy. Die Brennstäbe werden durch 3 Abstandshalter aus Zircaloy fixiert.

Die nachfolgend dargestellten metallographischen und chemisch-analytische Nachuntersuchungsergebnisse sind vorläufiger Natur. Ein ausführlicher Bericht über die Nachuntersuchungen und Auswertung des Bündels CORA-16 ist in Vorbereitung [12.07.01/14A-1].

Das komplexe Materialverhalten in integralen Bündeltests kann nur verstanden und beschrieben werden durch Ergebnisse von Einzeleffektuntersuchungen. Parallel zu den CORA-Experimenten werden daher umfangreiche Einzeleffektuntersuchungen unter gut definierten und kontrollierten Randbedingungen

durchgeführt. Erste Ergebnisse werden in Kapitel 2 beschrieben. Es geht dabei um die Bestimmung von kritischen Temperaturen oberhalb denen es zu flüssigen Materialverlagerungen kommt und um die Ermittlung der Reaktionskinetik.

## 1.2 Verlagerung von Schmelzen in der ersten Phase der Hochtemperaturtransiente

Beim Hochheizen des SWR-Bündels CORA-16 auf maximal etwa 2000 °C bilden sich bereits ab etwa 1200 °C flüssige Reaktionsprodukte infolge chemischer Wechselwirkungen der Bündelkomponenten miteinander, z.T. weit unterhalb dem Schmelzpunkt der Komponenten. Die Verflüssigung einiger Bündelkomponenten ab 1200 °C konnte durch visuelle Beobachtung mittels der installierten 10 Videokameras bei gleichzeitiger Temperaturmessung beobachtet und temperaturmäßig charakterisiert werden. Die entstehenden Schmelzen verlagern sich radial und axial im Bündel und bilden bei der Abkühlung lokale Blockaden. Ein Teil dieser Schmelzen entweicht im unteren Bündelbereich aus den Beobachtungsfenstern und erstarrt. Diesen Vorgang kann man der Abb. 12.07.01/14A-2 entnehmen, die außerhalb des Bündels erstarrte Schmelzen aus der Anfangsphase des Versuches zeigt. Die metallographischen und chemisch-analytische Untersuchungen dieser Materialien geben erste Auskunft über die chemischen Wechselwirkungen im Bündel, die charakteristisch für den Schadensbeginn und die frühe Schadenspropagation sind.

Abb. 12.07.01/14A-3 zeigt eine erstarrte Schmelznase, die dem Bündelfenster in 200 mm Höhe entnommen wurde. Querschliffe an zwei verschiedenen Stellen wurden detailliert chemisch analysiert. Die makroskopischen Aufnahmen der Querschliffe 1-1 und 2-2 zeigen zweierlei. Das verlagerte Material ist überwiegend metallisch und zeigt verschiedene Mikrostrukturen. Die Grenzflächen innerhalb der erstarrten Schmelze geben einen Hinweis auf chemisch unterschiedlich zusammengesetzte Schmelzen, die sich zu verschiedenen Zeitpunkten verlagerten und an dieser Stelle erstarrten. Die Mikrostruktur der untersuchten Bereiche zeigt stark unterschiedliche Phasenbildungen (Abb. 12.07.01/14A-4). Die Position 1 zeigt die Bildung einer etwa 20 µm starken Oxidschicht auf der Schmelzoberfläche; bereits ein Hinweis auf den hohen Zr-Gehalt der Schmelze. Detaillierte chemische Untersuchungen der bei der Erstarrung entstandene Phasen von einer Position sind in Abb. 12.07.01/14A-5 wiedergegeben. Die in der Abbildung dargestellte Tabelle zeigt die chemische Zusammensetzung der insgesamt sieben beobachte-

ten Phasen; zwei davon sind oxidisch, der Rest ist metallisch. Trotz der beiden oxidischen Phasen überwiegt mengenmäßig der metallische Phasenanteil. Die Tatsache, daß bei einer Phase (Nr. 7) auch Uran nachgewiesen wurde, ist ein Hinweis auf das frühzeitige Versagen der Zircaloy-Strömungskanalwände und der benachbarten Brennelement-Hüllrohre mit nachfolgender  $\text{UO}_2$ -Auflösung bei Temperaturen unterhalb dem Schmelzpunkt von Zircaloy (ca. 1760 °C) durch die  $\text{B}_4\text{C}$ /Stahl-Schmelze. Das Versagen der Strömungskanalwände und des Brennelement-Hüllmaterials erfolgt infolge eutektischer Wechselwirkungen mit der B- und C-haltigen Stahlschmelze. Wie im Abschnitt 2 beschrieben, reagiert das Absorbermaterial  $\text{B}_4\text{C}$  mit seiner Stahlhülle ab etwa 1000 °C und verflüssigt diese oberhalb 1200 °C sehr schnell. Der integralen Analyse (Abb. 12.07.01/14A-5) ist zu entnehmen, daß der überwiegende Anteil der Schmelze aus metallischen Zirkon besteht.

Elementverteilungsbilder von einem Teil der entstandenen Phasen sind in den Abb. 12.07.01/14A-6 und -7 wiedergegeben. Je nach chemischer Zusammensetzung der erstarrten Schmelze kommt es zur Bildung von (Fe, Cr)-Boriden oder Zr-Boriden, die kein Kohlenstoff enthalten. An einigen Stellen konnten auch Zr-Karbid nachgewiesen werden. Ganz allgemein ist der Kohlenstoff in der metallischen, vielphasigen Matrix, die primär aus Zr und Fe besteht, relativ homogen gelöst. Ähnliche Phasenbildungen konnten auch bei den anderen verlagerten Schmelzen, die ebenfalls aus dem Bündel entwichen, festgestellt werden.

### 1.3 Erste Nachuntersuchungsergebnisse des Bündels CORA-16

#### 1.3.1 *Erscheinungsbild des Bündels nach dem Test*

Das SWR-Brennelement vor und nach dem Versuch ist in Abb. 12.07.01/14A-8 dargestellt. Man erkennt das äußere Dampfführungsrohr und die  $\text{ZrO}_2$ -Isolation mit den in verschiedenen axialen Höhen angebrachten Beobachtungsfenstern (linke Bilder). Die Isolation hat die Hochtemperaturtransiente relativ gut überstanden, während das Dampfführungsrohr starke Beschädigungen aufweist (rechte Bilder). Eine Detailaufnahme des Bündels in der Höhe 800-1050 mm läßt außerdem verschiedene, verlagerte Schmelzen erkennen (Abb. 12.07.01/14A-9). Darüberhinaus erkennt man, daß das Absorbermaterial vollständig aus diesem Bereich weggeschmolzen ist; man kann durch den Absorberkanal hindurchschauen. Diesen Sachverhalt kann man noch deutlicher den Querschliffen des zerstörten

Bündels CORA-16 entnehmen (Abb. 12.07.01/14A-10). Sie zeigen auch das Ausmaß der chemischen Wechselwirkungen in Abhängigkeit der Bündelhöhe. Der Querschliff CORA 16-08 zeigt den nahezu ungestörten Brennelementquerschnitt. Der Querschliff CORA 16-07 ist frei von Absorbermaterial und die Strömungskanalwände sind nahezu vollständig verschwunden. Das Zircaloy-Hüllmaterial ist z.T. geschmolzen und hat einen Teil des  $\text{UO}_2$ -Brennstoffes chemisch aufgelöst. Die im oberen Bündelbereich entstandenen Schmelzen verlagern sich in die untere Bündelhälfte und bilden Blockaden unterschiedlicher radialer und axialer Ausdehnung. Die überwiegend metallischen Schmelzen sind aufgrund ihres Wärmehaltes in der Lage auch in kälteren Bündelbereichen eine Zerstörung der Hüllrohre und der  $\text{B}_4\text{C}$ -haltigen Absorberstäbe zu bewirken (Abb. 12.07.01/14A-10; Querschliff CORA 16-01).

### 1.3.2 *Metallographische und chemisch analytische Untersuchungen des Materialverhaltens*

Die verschiedenen axiale Querschliffe des Bündels CORA-16, denen unterschiedlichen Temperaturen zugeordnet werden können, spiegeln das Materialverhalten in Abhängigkeit der Temperatur wieder. Der Querschliff CORA 16-08 (Abb. 12.07.01/14A-11), der sich außerhalb der beheizten Bündelzone befand, zeigt deutlich den Beginn der chemischen Wechselwirkungen zwischen  $\text{B}_4\text{C}$  und rostfreiem Stahl (Typ AISI 316) bei Temperaturen zwischen 1100 und 1200 °C.  $\text{B}_4\text{C}$  reagiert mit rostfreiem Stahl eutektisch unter Bildung von flüssigen Phasen. Die Boridphase kann als Saum um die  $\text{B}_4\text{C}$ -Partikel herum deutlich festgestellt werden. Die  $\text{B}_4\text{C}$ -Partikel werden dadurch chemisch aufgelöst.

Der unterste untersuchte Bündelquerschnitt CORA 16-01 (Abb. 12.07.01/14A-12) zeigt die fortgeschrittene Zerstörung der Absorberstäbe durch verlagerte metallische (Zr,U, O)- Schmelzen. Ein großer Teil der  $\text{B}_4\text{C}$ -Partikel wurde bereits unter Freisetzung von freiem Kohlenstoff und Bor chemisch aufgelöst (Position 2). Das Bor liegt gelöst in der Stahlmatrix vor. Daneben bilden sich verschiedene Phasen, deren chemische Zusammensetzung in Abb. 12.07.01/14A-13 angegeben ist. Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen an anderen Stellen der erstarrten Schmelzen ergeben die zusätzliche Bildung von diskreten Phasen (Abb. 12.07.01/14A-14).

Bei höheren Temperaturen, wie sie im oberen Bündelbereich auftreten, wird das  $B_4C$  z.T. vollständig chemisch aufgelöst (Abb. 12.07.01/14A-15). Beim Erstarren der  $B_4C$ /Stahl-Schmelze bilden sich verschiedene Phasen (Positionen 1 und 3). Die  $B_4C$ /Stahl-Schmelze reagiert mit dem Zircaloy-Hüllmaterial und löst dieses chemisch auf. Die resultierende Zr-haltige Schmelze ist dann auch in der Lage den  $UO_2$ -Brennstoff, ca. 1000 K unterhalb seines Schmelzpunktes, zu verflüssigen (Position 2). Speziell die  $UO_2$ -Vollpellets zeigen starke Auflösungserscheinungen. Das noch vorhandene Zircaloy-Dampfführungsrohr ist bei dem Querschliff CORA 16-09, genau so wie der Zircaloy-Abstandshalter, vollständig oxidiert.

Anzumerken ist, daß die chemische Zusammensetzung der verschiedenen Phasen, zusammen mit verfügbaren Phasendiagrammen, wichtige Hinweise auf den Umfang der chemischen Wechselwirkungen und Reaktionstemperaturen geben. Von besonderer Bedeutung ist dabei die Ermittlung kritischer Temperaturen, oberhalb derer die Reaktionsprodukte flüssig sind und sich dadurch leicht verlagern können.  $B_4C$ , das einen Schmelzpunkt von etwa 2350 °C hat, kann infolge chemischer Wechselwirkungen mit den Stahlkomponenten Fe, Cr und Ni ab etwa 1250 °C verflüssigt werden. Dieser Vorgang konnte in der Aufheizphase des SWR-Bündels CORA 16 mittels der Videokameras beobachtet werden. Die nachfolgende Verlagerung der  $B_4C$ -haltigen Schmelze führt zu relativ großen axialen Bündelabschnitten, die kein  $B_4C$ -Absorbermaterial mehr enthalten. Unter realistischen Unfallbedingungen kann die Flutung des überhitzten, teilzerstörten Reaktorkores mit borfreiem Wasser dann eventuell zu Kritikalitätsproblemen führen.

## 2. Einzeleffektuntersuchungen

Zur quantitativen Beschreibung der komplexen Materialsverhaltens bei integralen Experimenten wie den CORA-Tests mittels entsprechender Rechenprogrammen, ist es erforderlich, in Einzeleffektuntersuchungen das Reaktionsverhalten der verschiedenen Bündelkomponenten unter definierten und gut kontrollierten Randbedingungen zu studieren. Neben der chemischen Charakterisierung der Reaktionsprodukte sowie der Abschätzung ihrer Schmelztemperaturen ist die Bestimmung der Reaktionskinetik von Bedeutung. Nachfolgend werden die wesentlichen Ergebnisse von  $B_4C$ /Stahl- und  $B_4C$ /Zircaloy- Reaktionsexperimenten dargestellt. Die Versuchsdurchführung und die Ergebnisse sind detailliert in [12.07.01/14A-2] beschrieben.

## 2.1 Chemische Wechselwirkungen von B<sub>4</sub>C mit rostfreiem Stahl und Zircaloy-4

Die Experimente wurden mit Nöpfchen aus rostfreiem Stahl (Typ AISI 316) oder Zircaloy-4 durchgeführt, in die das B<sub>4</sub>C-Pulver gepreßt wurde. Vor dem Glühen wurden die Nöpfchen mittels eines konischen Stöpsels gasdicht verschlossen. Nach den Reaktionsglühungen wurden von den Proben Querschliffe angefertigt, die entstandenen Reaktionsprodukte chemisch charakterisiert, und der Umfang der chemischen Wechselwirkungen unter dem Lichtmikroskop ausgemessen. Der Reaktionsumfang läßt sich, aufgrund diffusionsgesteuerter Prozesse, am besten über der Wurzel der Reaktionszeit auftragen (parabolisches Zeitgesetz). Die Abbildungen 12.07.01/14A-16 und -17 zeigen die Ergebnisse für das System B<sub>4</sub>C/Stahl und B<sub>4</sub>C/Zircaloy. Die Arrhenius-Darstellung der chemischen Wechselwirkungen ist in Abb. 12.07.01/14A-18 wiedergegeben. Folgende interessante Folgerungen kann man den Versuchsergebnissen entnehmen. Während sich das System B<sub>4</sub>C/Stahl für den untersuchten Temperaturbereich mit einer einzigen Arrhenius-Beziehung beschreiben läßt, sind für das System B<sub>4</sub>C/Zircaloy zwei Beziehungen erforderlich. Ab 1500 °C sind die B<sub>4</sub>C/Zircaloy- Wechselwirkungen sehr viel stärker temperaturabhängig als darunter, d.h. die scheinbare Aktivierungsenergie ist deutlich größer. Der Grund mag in der Bildung von flüssigen Reaktionsprodukten, die den Fortgang der Wechselwirkungen beeinflussen, liegen. Man kann der Arrhenius-Darstellung (Abb. 12.07.01/14A-18) außerdem entnehmen, daß die B<sub>4</sub>C/Stahl- Reaktionen in dem interessierenden Temperaturbereich  $\geq 1000$  °C schneller ablaufen als die B<sub>4</sub>C/Zircaloy- Reaktionen. Außerdem sind für beide Systeme Grenztemperaturen angegeben, oberhalb derer sich die Reaktionsproben verflüssigen. Diese Grenztemperaturen liegen in beiden Fällen unterhalb dem Schmelzpunkt der Komponenten. Im Hinblick auf Accident Management-Maßnahmen wäre die Materialkombination B<sub>4</sub>C/Zircaloy für das SWR-Absorberkreuz günstiger, da dadurch das Zusammenschmelzen von ca. 1200 °C auf etwa 1600 °C angehoben wird.

In Abb. 12.07.01/14A-19 sind die Ergebnisse der bisherigen Reaktionsuntersuchungen von wichtigen Reaktorcore-Materialkombinationen in Form von Arrhenius-Beziehungen zusammengestellt. Man erkennt die z.T. sehr großen Unterschiede in den Reaktionsgeschwindigkeiten. Am größten sind die Reaktionsraten für die Systeme Zircaloy/Stahl, Zircaloy/ (Ag, In, Cd) und Zircaloy/Inconel. Eine Reaktionsrate  $x^2/t$  von  $10^{-3}$  cm<sup>2</sup>/s bedeutet, daß bei 1200 °C Reaktionszonen von 1000 µm Tiefe innerhalb von 10 s entstehen; bei  $10^{-4}$  cm<sup>2</sup>/s sind es etwa

300 µm. D.h. sehr große Wechselwirkungszonen im Vergleich zu der Dicke der verwendeten Bauteile (Hüllrohre, Abstandshalter, Strömungskanalwände). Dies ist in Übereinstimmung mit den bisherigen CORA-Versuchsergebnissen, die zeigen, daß der Schadensbeginn und die Schadenspropagation durch diese Systeme ab etwa 1200 °C ausgelöst wird. Die ab 1200 °C entstanden und verlagerten flüssigen Reaktionsprodukte konnten mittels der Videosysteme eindeutig festgestellt werden. Die Reaktionen zwischen B<sub>4</sub>C und Stahl, sowie B<sub>4</sub>C und Zircaloy sind dagegen einige Größenordnungen langsamer.

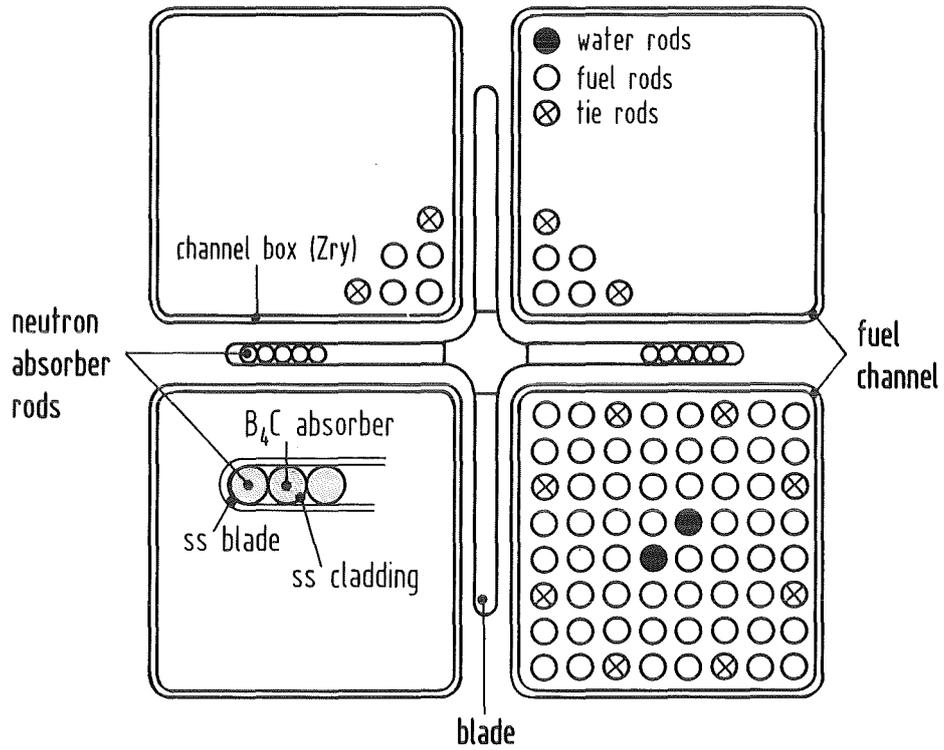
### Literatur

- [12.07.01/14A-1]: P. Hofmann et. al.; Nachuntersuchungen des Bündelabschmelzexperimentes CORA-16, KfK-4559 (in Vorbereitung)
- [12.07.01/14A-2]: P. Hofmann, M. Markiewicz, J. Spino; Reaction Behavior of B<sub>4</sub>C Absorber Material with Stainless Steel and Zircaloy in Severe LWR Accidents, KfK-4598 (1989)

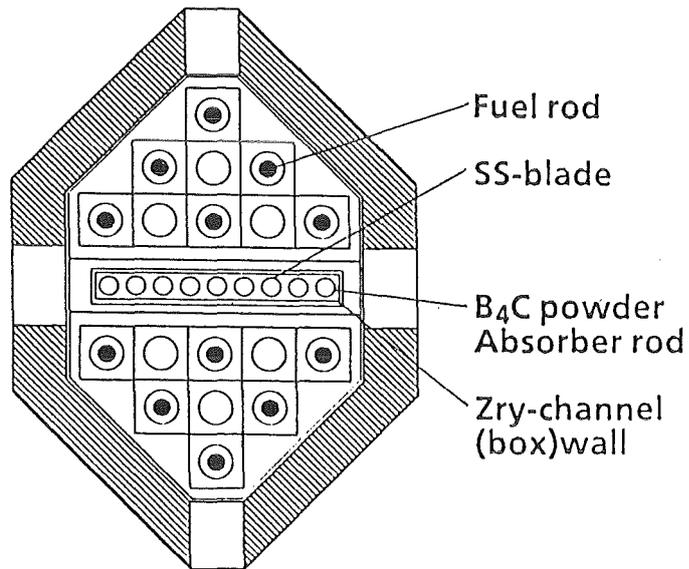
## Abbildungen

- Abb. 12.07.01/14A-1:** Anordnung des Regelstabes in einem SWR; Simulation eines Teilbereiches in der CORA-Versuchsanlage.
- Abb. 12.07.01/14A-2:** Ansicht des SWR-Bündels CORA-16 von außen. Aus den unteren Beobachtungsfenstern läuft Schmelze aus dem Bündel heraus und erstarrt.
- Abb. 12.07.01/14A-3:** Makroskopisches Erscheinungsbild einer verlagerten Schmelze beim Versuch CORA-16.
- Abb. 12.07.01/14A-4:** Ausbildung verschiedener Phasen in der erstarrten Schmelze. Auf der Schmelzoberfläche bildet sich eine dünne Oxidschicht.
- Abb. 12.07.01/14A-5:** Chemische Analyse der beobachteten Phasen in der erstarrten Schmelze sowie Integralanalyse.
- Abb. 12.07.01/14A-6:** Elementverteilungsbilder von 2 Positionen der erstarrten Schmelze. Man erkennt die Bildung von Boriden und Karbiden.
- Abb. 12.07.01/14A-7:** Elementverteilungsbilder einer außerhalb des Bündels erstarrten Schmelze (siehe Abb. 14.07.01/14A-2; unteres Bild).
- Abb. 12.07.01/14A-8:** Äußeres Erscheinungsbild des SWR-Bündels CORA-16 vor (linke Bilder) und nach dem Test (rechte Bilder).
- Abb. 12.07.01/14A-9:** Detailaufnahme des Bündels CORA-16 nach dem Versuch. Die  $B_4C$ /Stahl-Absorberplatte ist in diesem Bereich vollständig zusammengeschmolzen.
- Abb. 12.07.01/14A-10:** Querschliffe des Bündels CORA-16 von verschiedenen Höhen. Bildung einer Bündelblockade in ca. 110 mm Höhe durch verlagerte Schmelzen.
- Abb. 12.07.01/14A-11:** Querschliff CORA 16-08. Noch intakte, aber chemisch bereits angegriffene Brennstab- und Absorbermaterialanordnung.
- Abb. 12.07.01/14A-12:** Querschliff CORA 16-01. Die verlagerten metallischen Schmelzen attackieren die Brennstäbe und die  $B_4C$ -Absorberplatte.
- Abb. 12.07.01/14A-13:** Elementverteilungsbilder eines von der Metallschmelze attackierten  $B_4C$ -Partikels; Querschliff CORA 16-01.
- Abb. 12.07.01/14A-14:** Elementverteilungsbilder und Punktanalysen von der Metallschmelze; Querschliff CORA 16-01.
- Abb. 12.07.01/14A-15:** Querschliff CORA 16-09. Starke  $UO_2$ - und  $B_4C$ -Auflösung durch die Metallschmelzen.

- Abb. 12.07.01/14A-16:** Dicke der Reaktionzone in Abhängigkeit der Wurzel aus der Zeit für das System  $B_4C$ /Stahl für den Temperaturbereich 800-1200°C.
- Abb. 12.07.01/14A-17:** Dicke der Reaktionszone in Abhängigkeit der Wurzel aus der Zeit für das System  $B_4C$ /Zircaloy-4 für den Temperaturbereich 800-1600°C.
- Abb. 12.07.01/14A-18:** Arrhenius-Darstellung der Reaktionsraten für die Systeme  $B_4C$ /Stahl und  $B_4C$ /Zircaloy-4.
- Abb. 12.07.01/14A-19:** Vergleich der Reaktionsraten der bisher untersuchten Materialpaarungen. Oberhalb bestimmter Temperaturen kommt es zum Zusammenschmelzen der Materialien infolge chemischer Wechselwirkungen, z.T. weit unterhalb dem Schmelzpunkt der Komponenten.

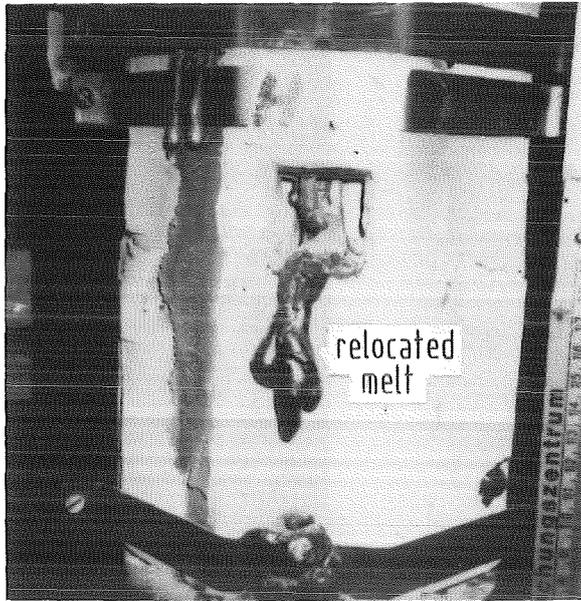


BWR cruciform control element

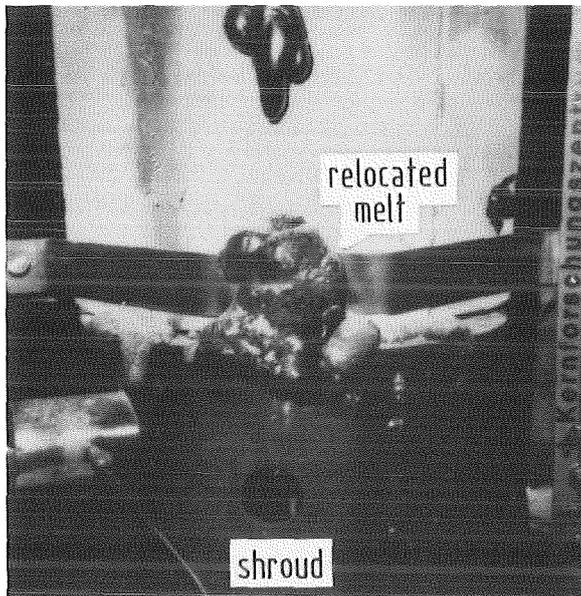


CORA BWR bundle arrangement

Abb. 12.07.01/14A-1: Anordnung des Regelstabes in einem SWR; Simulation eines Teilbereiches in der CORA-Versuchsanlage.

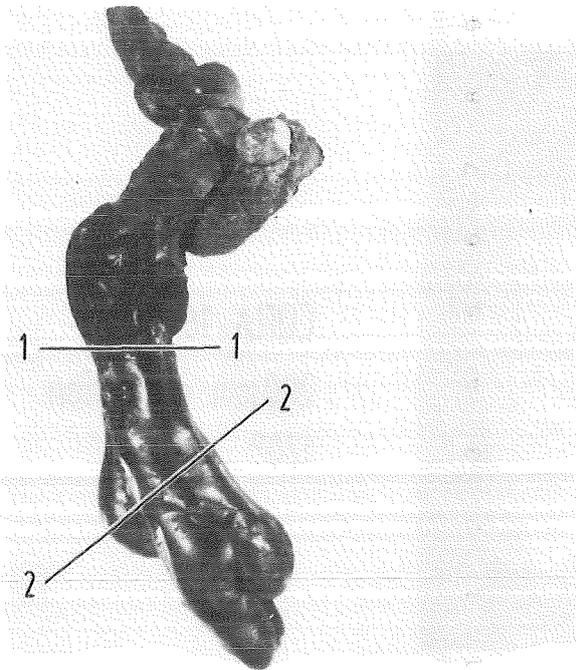


CORA 16-103  
200mm elevation  
120°

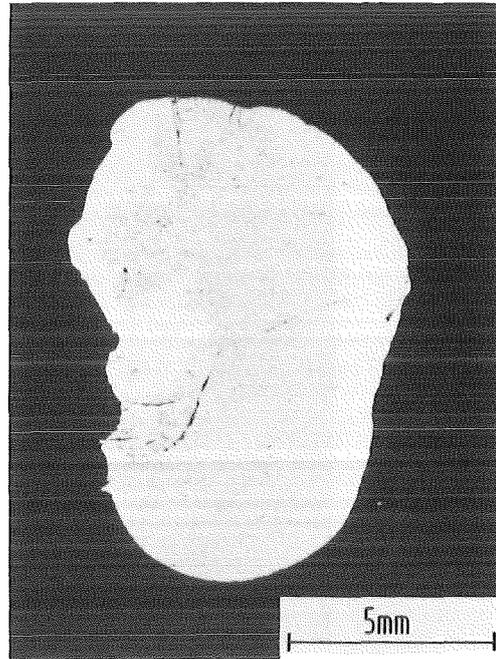


CORA 16-104  
70mm elevation  
120°

**Abb. 12.07.01/14A-2:** Ansicht des SWR-Bündels CORA-16 von außen. Aus den unteren Beobachtungsfenstern läuft Schmelze aus dem Bündel heraus und erstarrt.

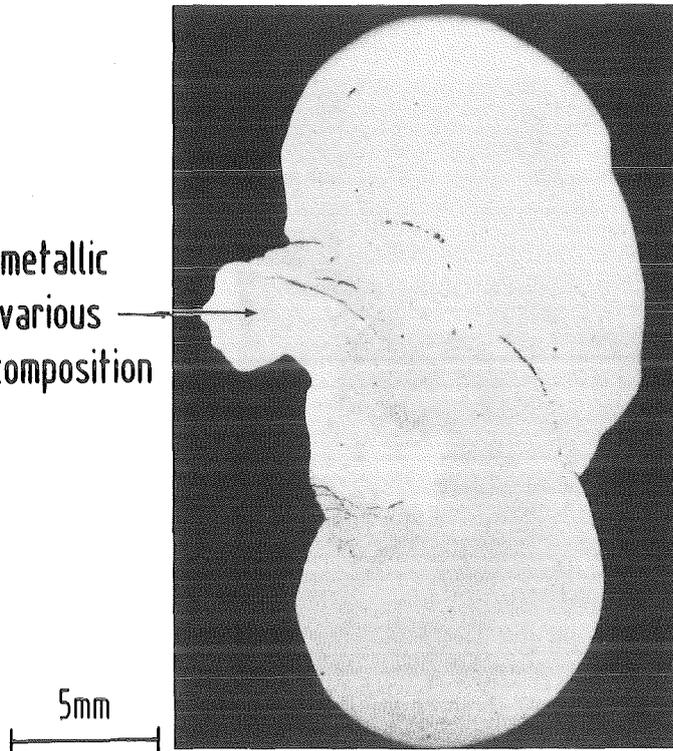


CORA 16 - 103



cross-section 1-1

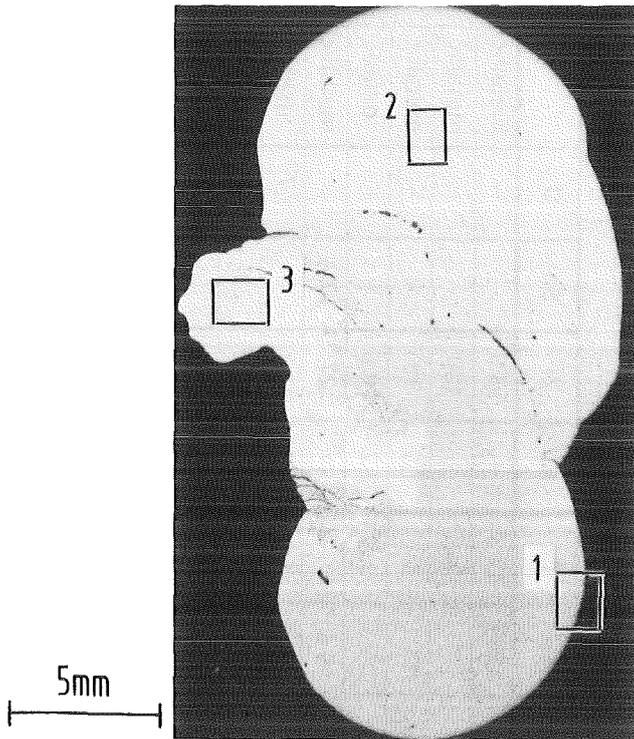
solidified metallic  
melts of various  
chemical composition



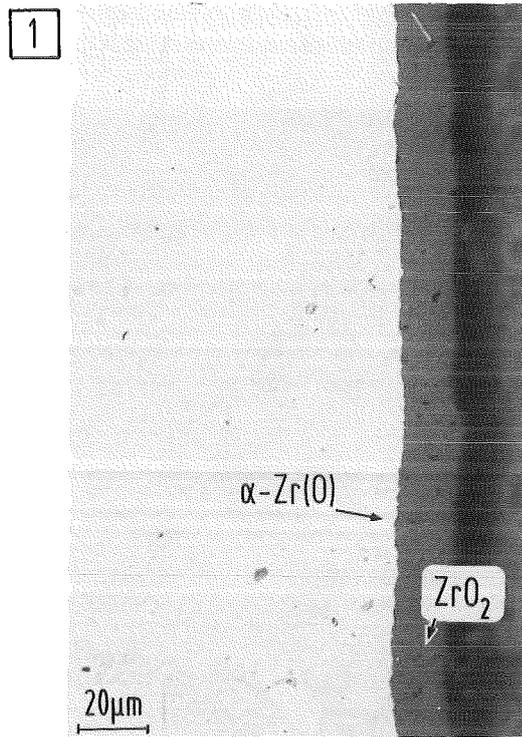
cross-section 2-2

CORA bundle 16

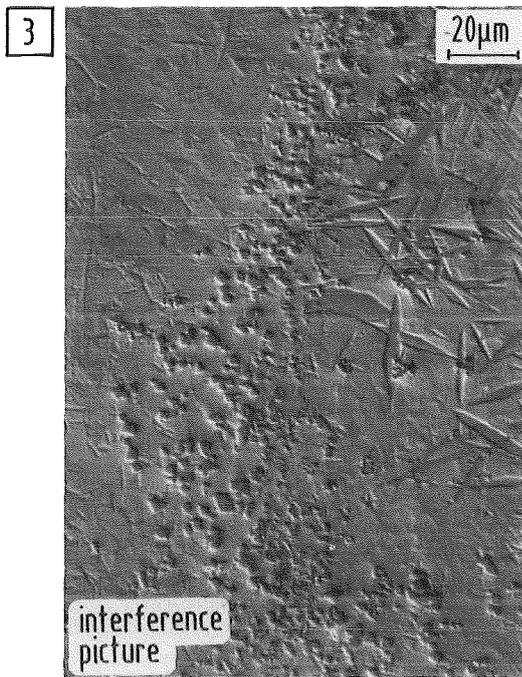
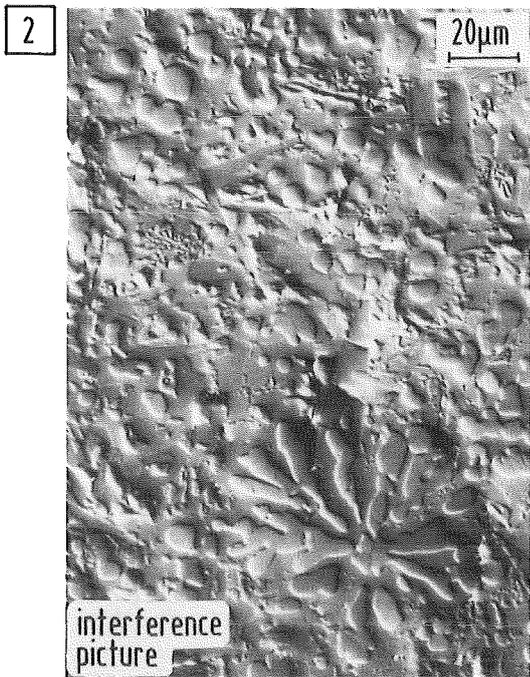
Abb. 12.07.01/14A-3: Makroskopisches Erscheinungsbild einer verlagerten Schmelze beim Versuch CORA-16.



CORA 16-103/2



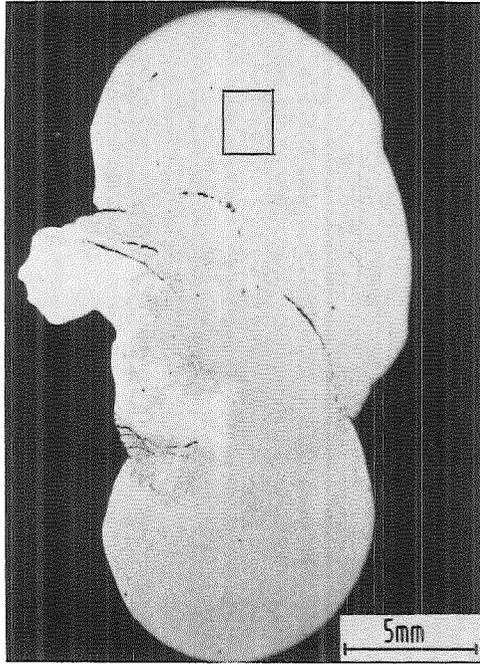
oxide layer on melt surface



multiple phase formation in solidified metallic melt

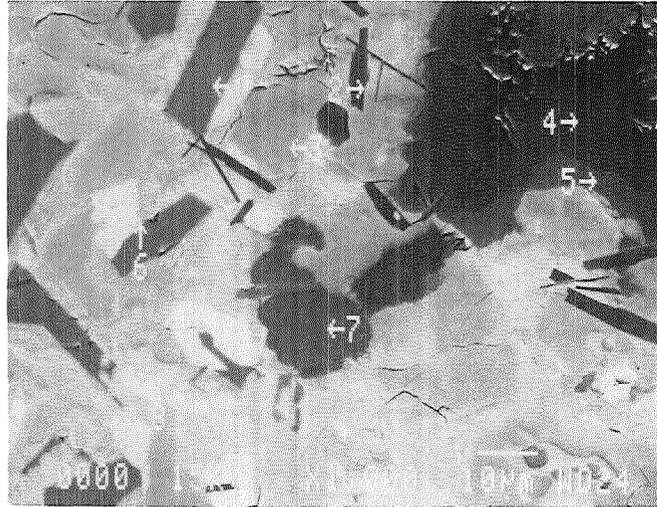
**Abb. 12.07.01/14A-4:** Ausbildung verschiedener Phasen in der erstarrten Schmelze. Auf der Schmelzoberfläche bildet sich eine dünne Oxidschicht.

Abb. 12.07.01/14A-5: Chemische Analyse der beobachteten Phasen in der erstarrten Schmelze sowie Integralanalyse.



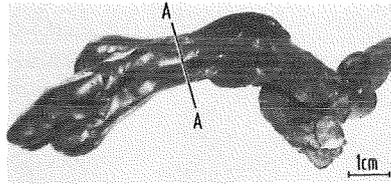
cross-section CORA 16-103/2

solidified metallic melts of various chemical composition

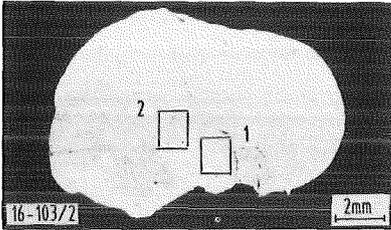


SEM picture

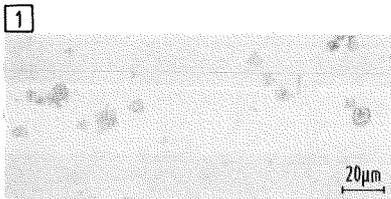
phase	Fe	Cr	Ni	Zr	Sn	U	
1	28.8	17.3	-	53.9	-	-	metallic
2	-	-	-	100	-	-	metallic
3	15.1	5.1	1.9	78	-	-	metallic
4 + 5	15.5	3.8	2.2	78.5	-	-	oxide
6	5.6	-	-	77	17.4	-	metallic
7	15.8	1.5	3.9	77.1	-	1.7	oxide
8	-	-	-	97.2	2.8	-	metallic
integral	12.4	3.5	1.6	80.9	1.6		+ (O,C)



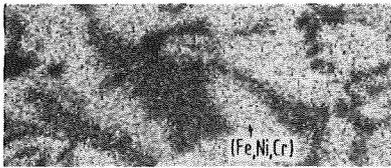
CORA 16-103; relocated melt



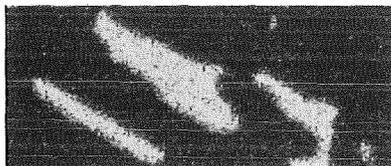
cross-section A-A;  $\approx 0.5$  wt.% U



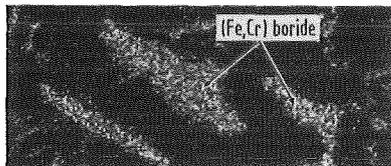
microstructure of solidified metallic melt



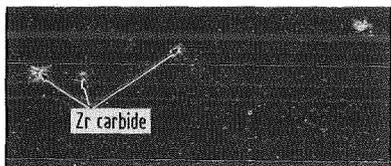
Fe map



Cr map

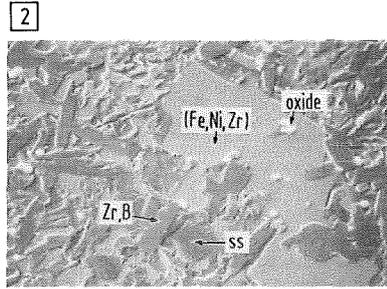


B map

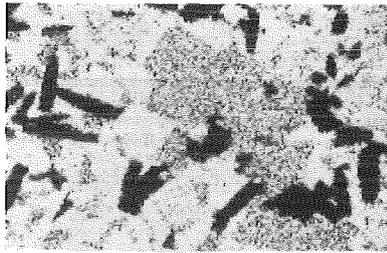


C map

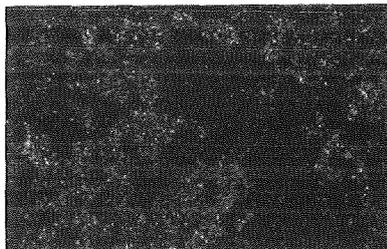
5µm



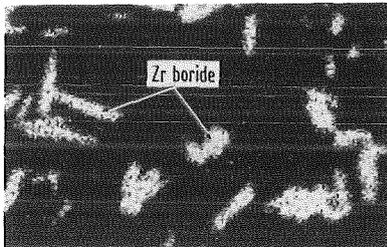
SEM photograph



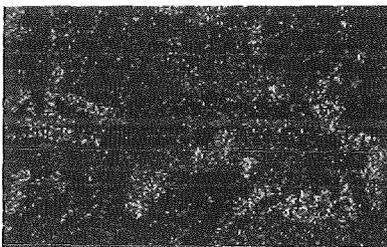
Fe map



Cr map



B map

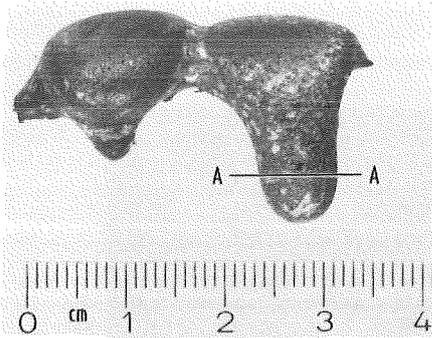


Zr map

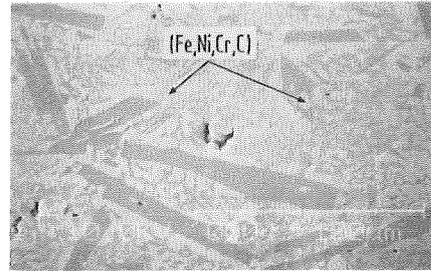
5µm

the matrix consists of Fe,Cr,Ni,Zr which contains boride and carbide precipitates

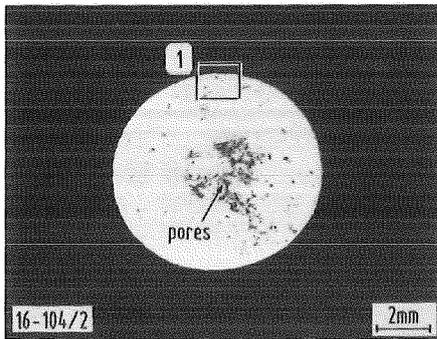
Abb. 12.07.01/14A-6: Elementverteilungsbilder von 2 Positionen der erstarrten Schmelze. Man erkennt die Bildung von Boriden und Karbiden.



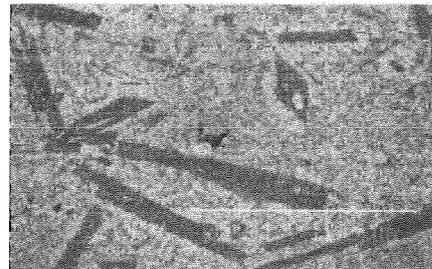
CORA 16-104;relocated melt



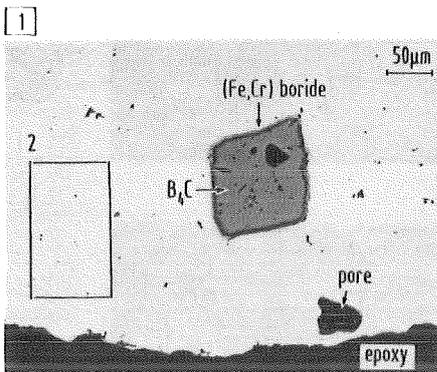
SEM photograph



cross-section A-A, no U



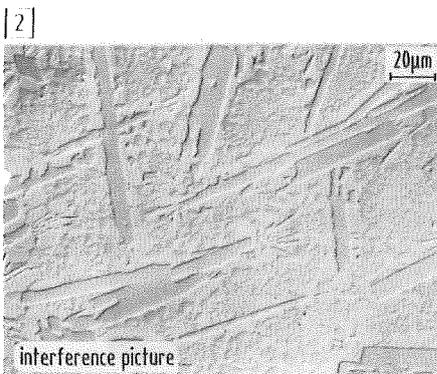
Fe map



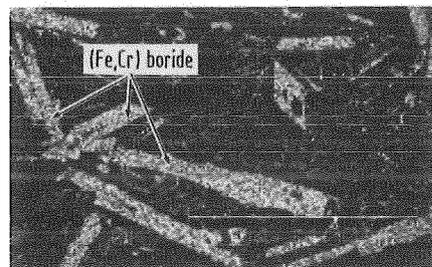
microstructure of solidified metallic melt



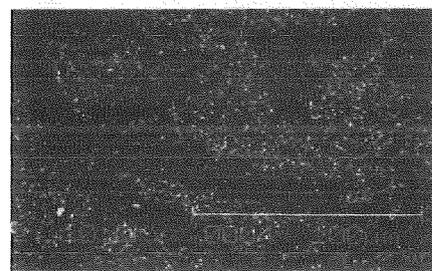
Cr map



interference picture



B map



C map

20µm

the matrix consists of Fe,Cr,Ni,Zr which contains (Fe,Cr) boride precipitates

Abb. 12.07.01/14A-7: Elementverteilungsbilder einer außerhalb des Bündels erstarrten Schmelze (siehe Abb. 14.07.01/14A-2; unteres Bild).

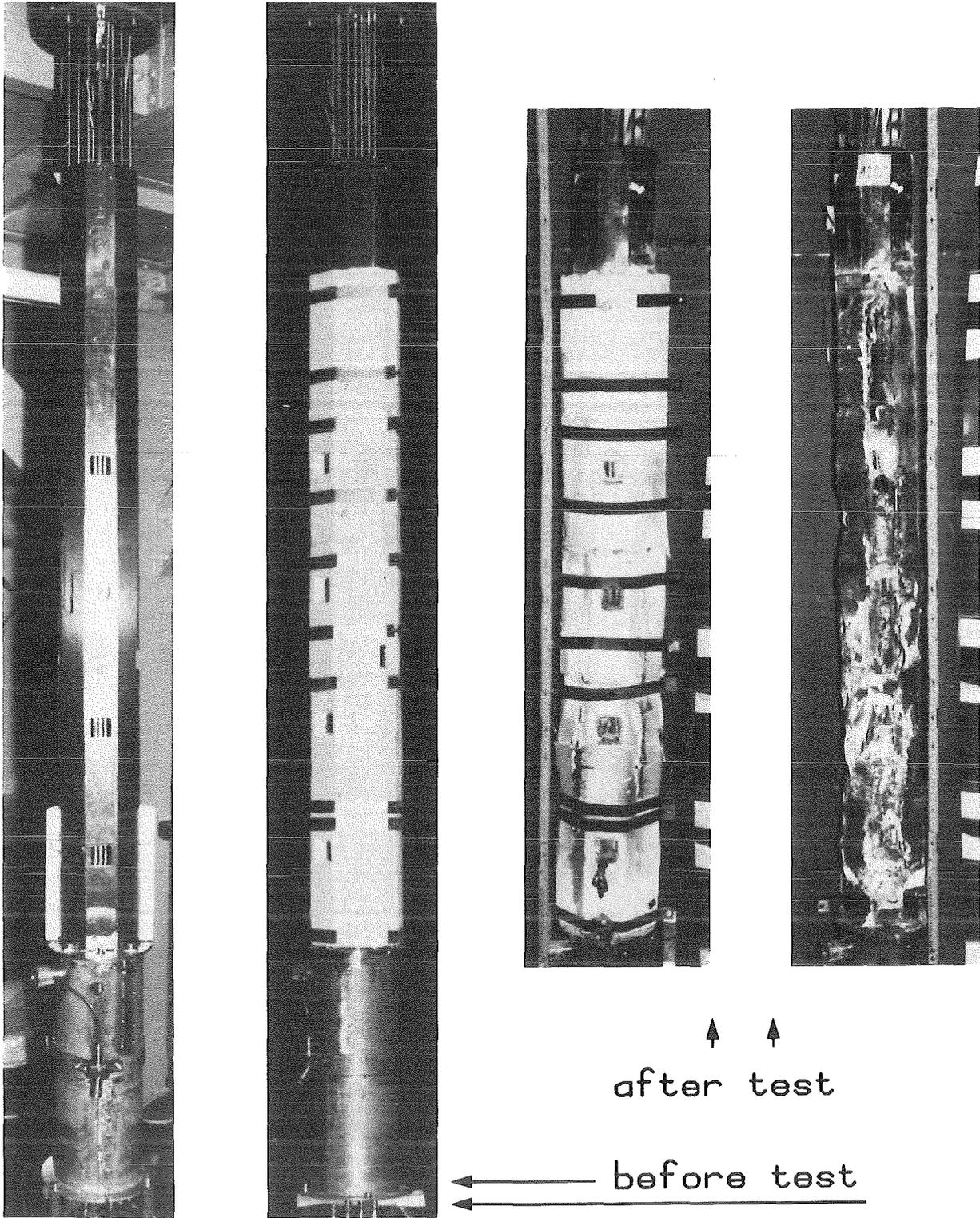
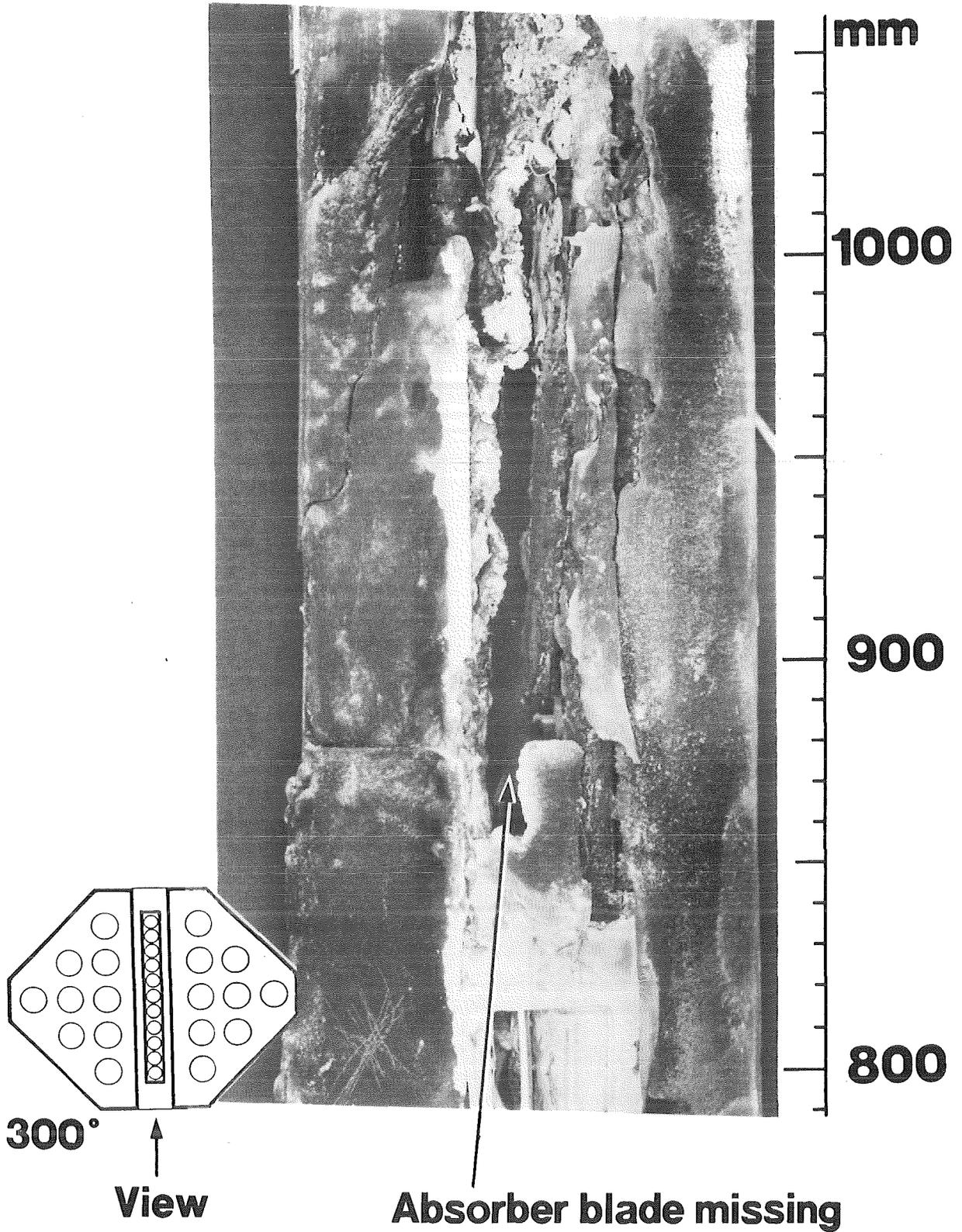


Abb. 12.07.01/14A-8: Äußeres Erscheinungsbild des SWR-Bündels CORA-16 vor (linke Bilder) und nach dem Test (rechte Bilder).



**Abb. 12.07.01/14A-9:** Detailaufnahme des Bündels CORA-16 nach dem Versuch. Die  $B_4C$ /Stahl-Absorberplatte ist in diesem Bereich vollständig zusammengeschmolzen.

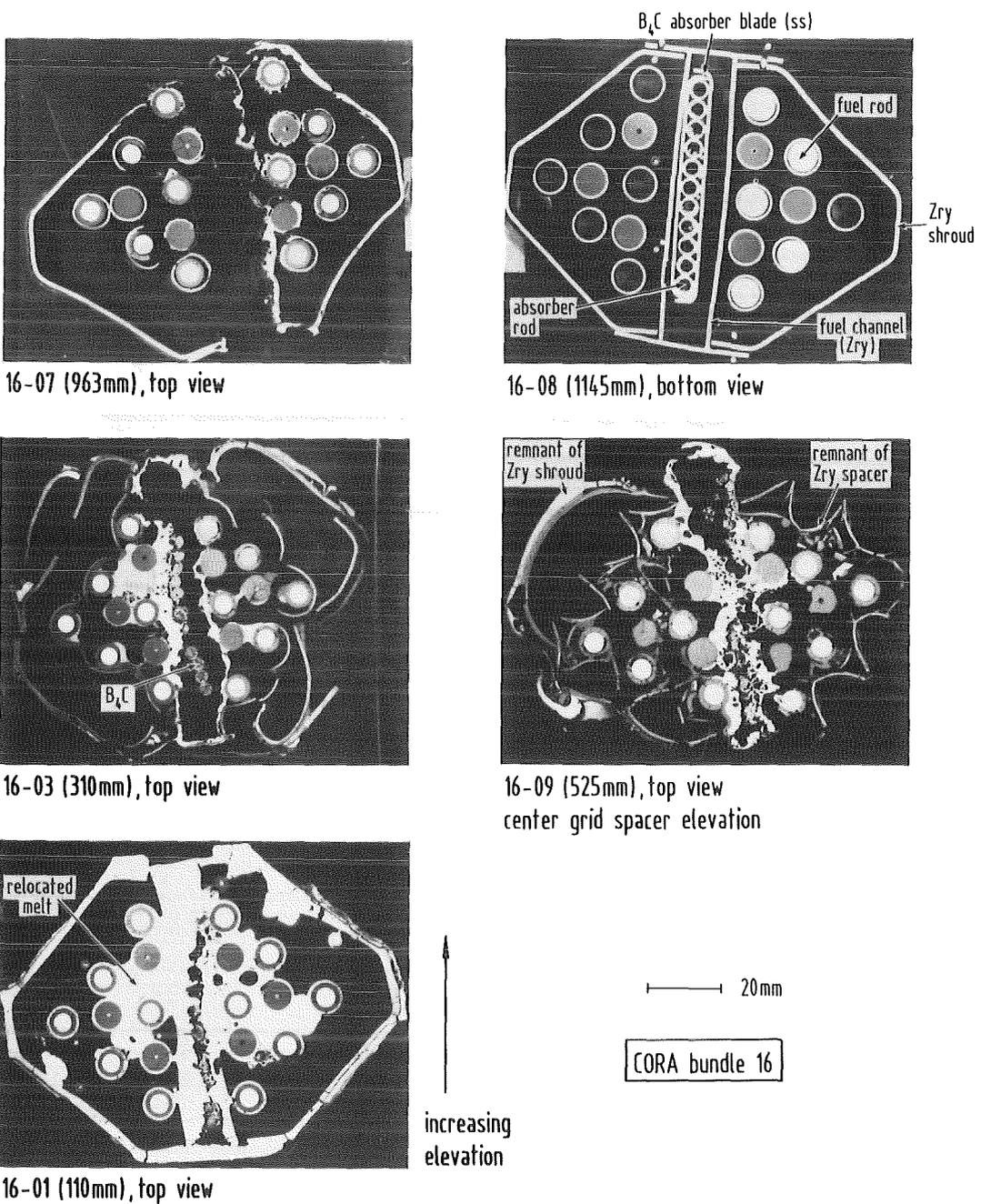
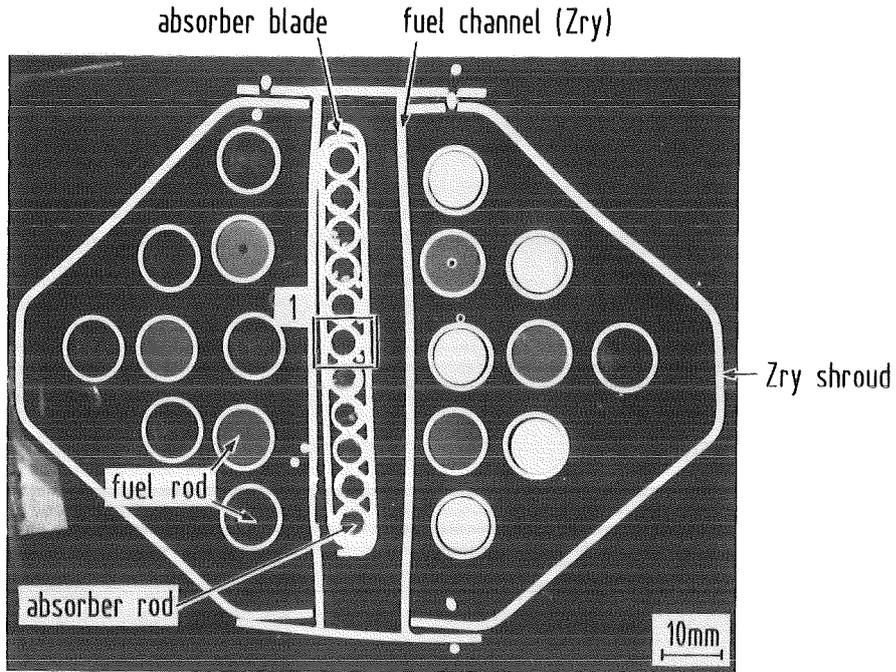
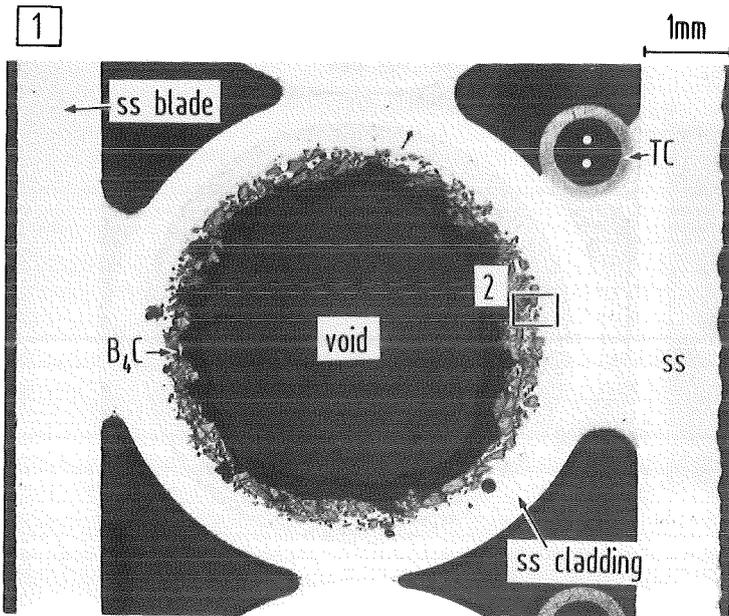


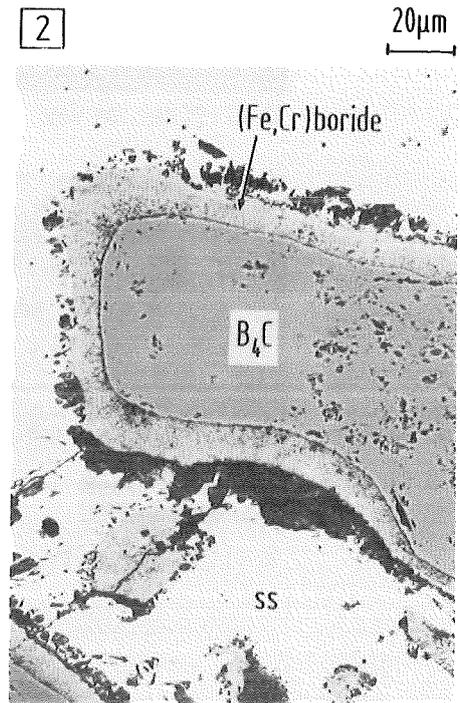
Abb. 12.07.01/14A-10: Querschliffe des Bündels CORA-16 von verschiedenen Höhen. Bildung einer Bündelblockade in ca. 110 mm Höhe durch verlagerte Schmelzen.



cross-section CORA 16-08 (1145mm)

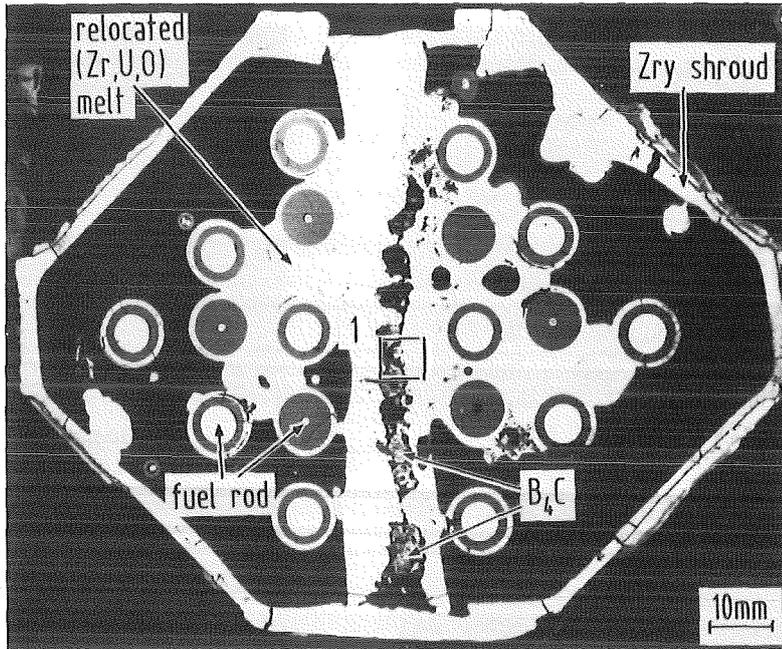


cross-section of  $B_4C$  absorber rod



dissolution of  $B_4C$  particles

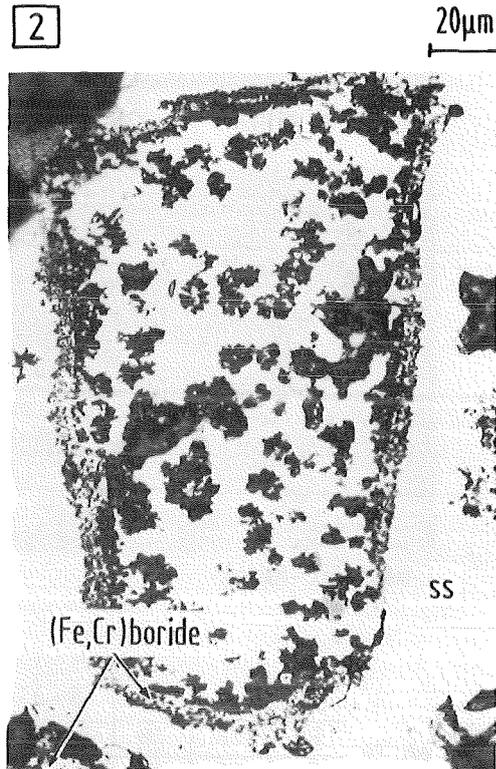
Abb. 12.07.01/14A-11: Querschliff CORA 16-08. Noch intakte, aber chemisch bereits angegriffene Brennstab- und Absorbermaterialanordnung.



cross-section CORA 16-01 (110mm)

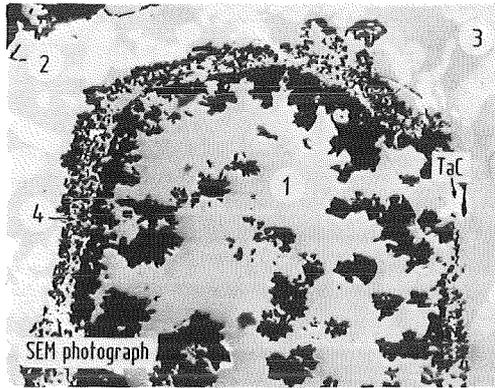


attack of the  $B_4C$  by ss

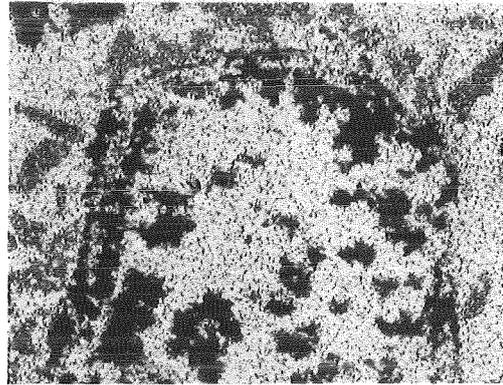


dissolution of  $B_4C$  particle

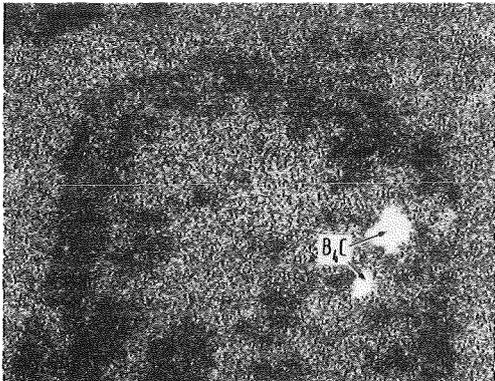
Abb. 12.07.01/14A-12: Querschliff CORA 16-01. Die verlagerten metallischen Schmelzen attackieren die Brennstäbe und die  $B_4C$ -Absorberplatte.



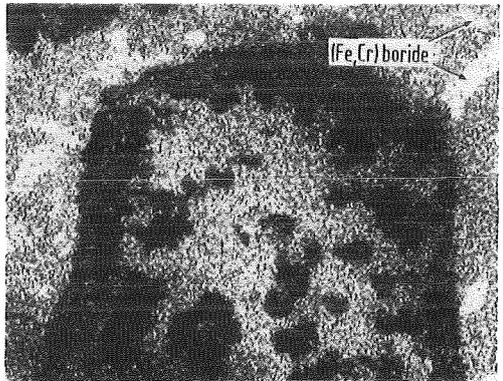
almost completely dissolved  $B_4C$  particle



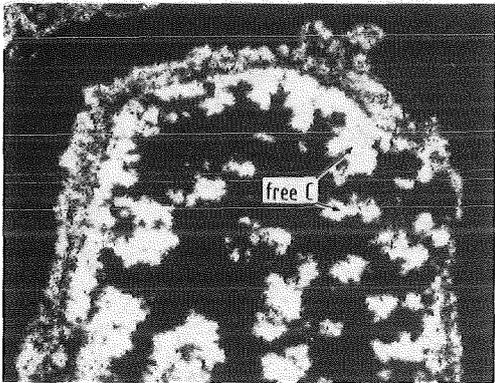
Fe map; EDX analysis



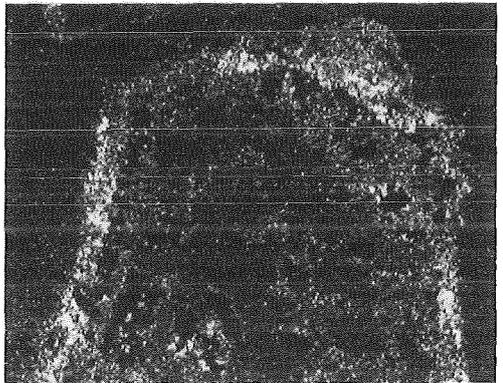
B map; WDX analysis



Cr map; EDX analysis



C map; WDX analysis



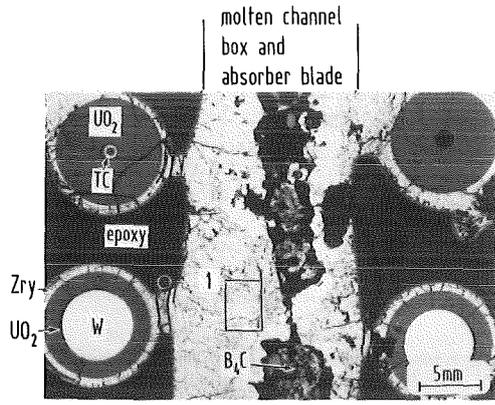
Ni map; EDX analysis

20  $\mu$ m

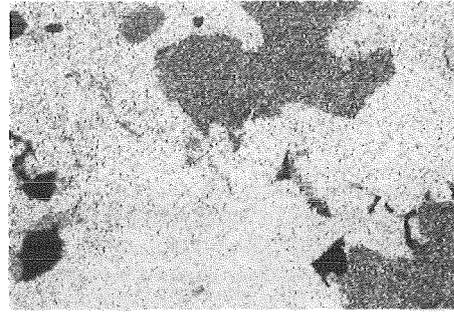
	1	2	3	4
wt. % Fe	78	74	41	10
Cr	16	22	42	1
Ni	6	4	1	35
C	-----	-----	-----	54

CORA bundle 16  
cross-section 16-01 (110mm)

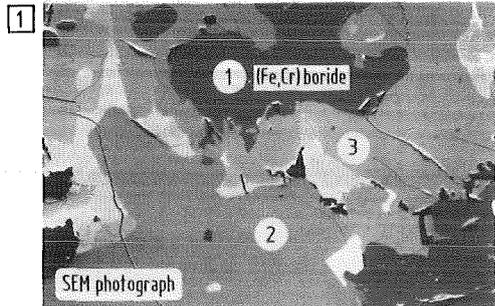
Abb. 12.07.01/14A-13: Elementverteilungsbilder eines von der Metallschmelze attackierten  $B_4C$ -Partikels; Querschliff CORA 16-01.



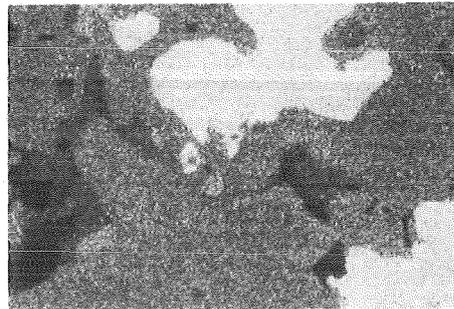
cross-section CORA 16-01 (110mm)



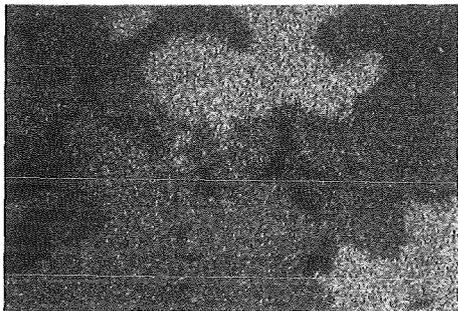
Fe map; EDX analysis



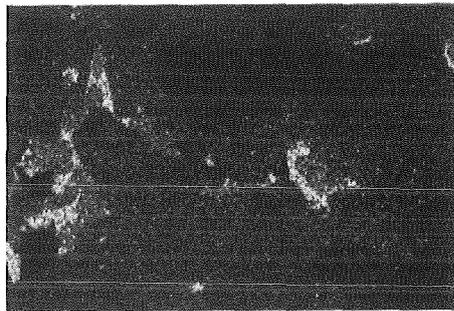
completely dissolved  $B_4C$  by ss melt



Cr map; EDX analysis



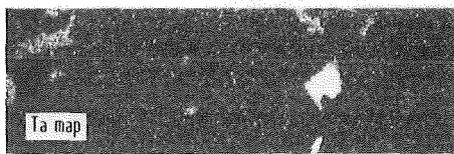
B map; WDX analysis



Ni map; EDX analysis



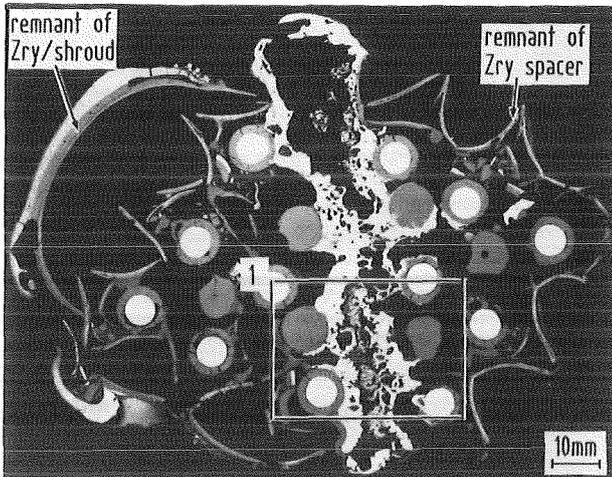
C map; WDX analysis



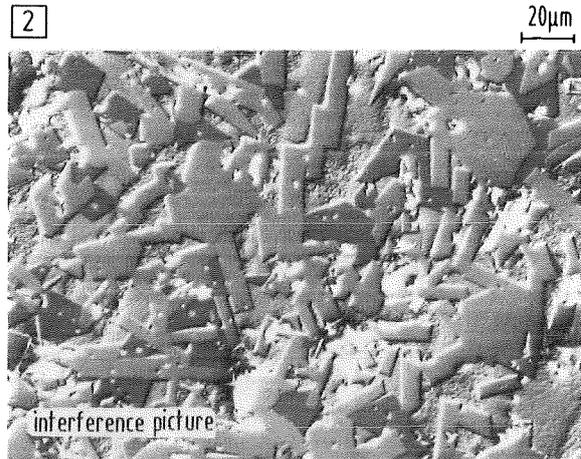
	1	2	3
wt. % Fe	45	76	71
Cr	54	17	8
Ni	1	7	21

CORA bundle 16

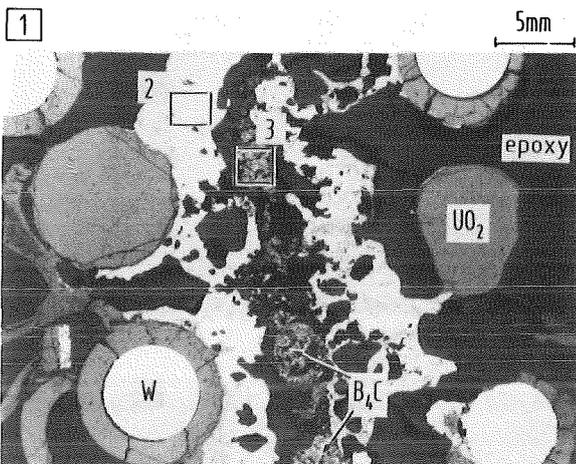
Abb. 12.07.01/14A-14: Elementverteilungsbilder und Punktanalysen von der Metallschmelze; Querschliff CORA 16-01.



cross-section CORA 16-09 (525mm)



solidified  $B_4C$ -ss-Zircaloy melt



failure of the absorber blade and channel box



nearly completely dissolved  $B_4C$  by ss melt

Abb. 12.07.01/14A-15: Querschliff CORA 16-09. Starke  $UO_2$ - und  $B_4C$ -Auflösung durch die Metallschmelzen.

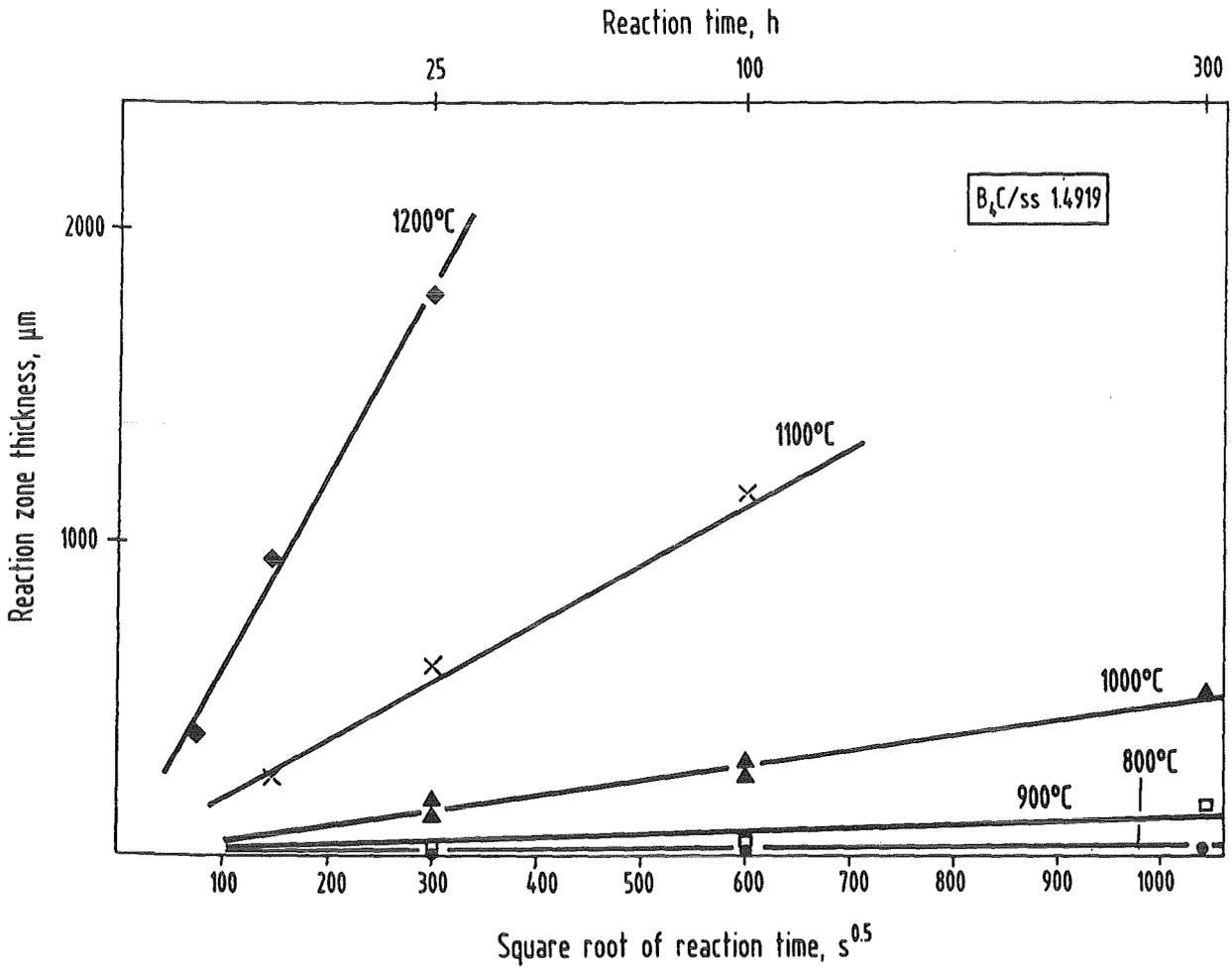


Abb. 12.07.01/14A-16: Dicke der Reaktionzone in Abhängigkeit der Wurzel aus der Zeit für das System B<sub>4</sub>C/Stahl für den Temperaturbereich 800-1200°C.

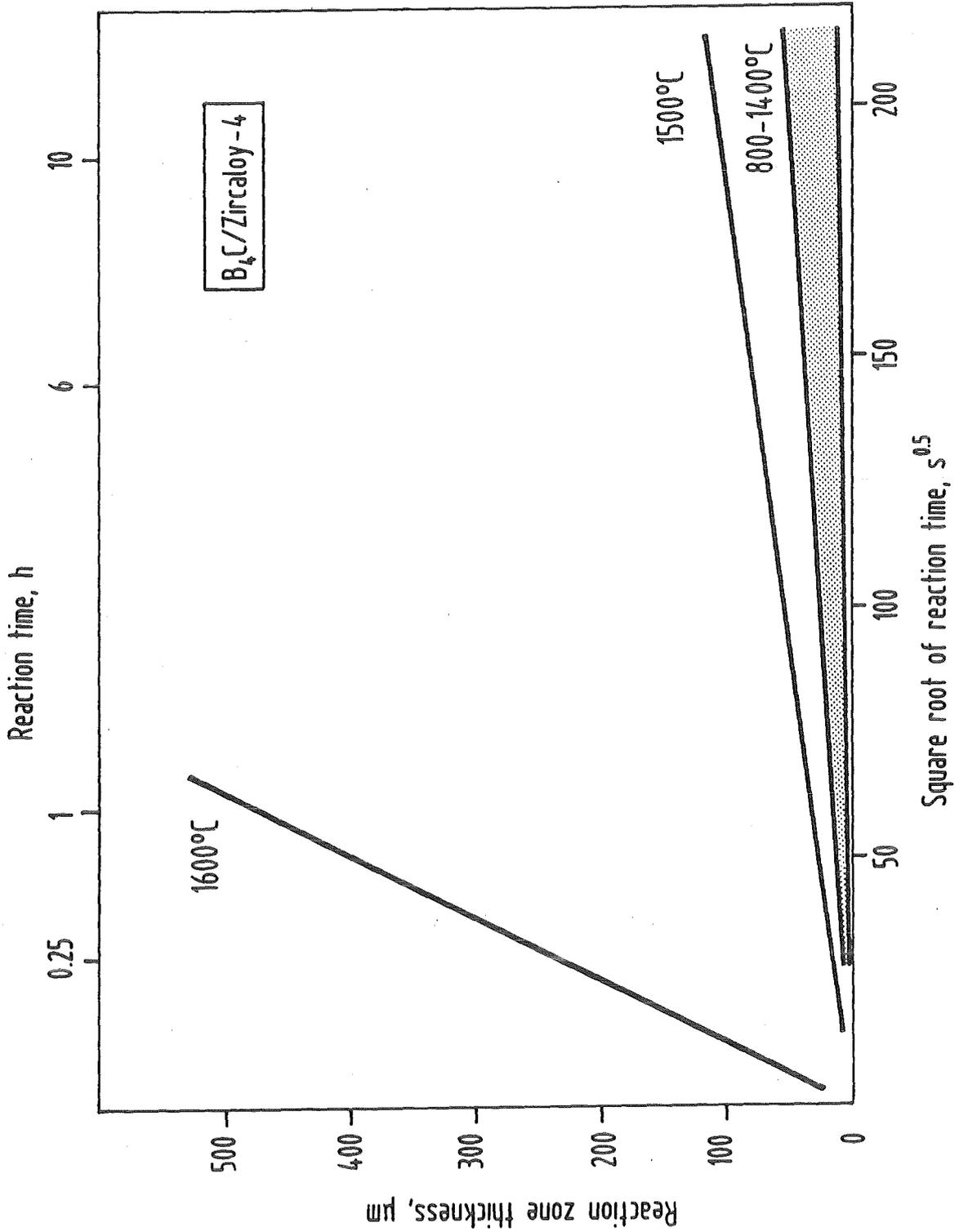


Abb. 12.07.01/14A-17: Dicke der Reaktionszone in Abhängigkeit der Wurzel aus der Zeit für das System B<sub>4</sub>C/Zircaloy-4 für den Temperaturbereich 800-1600°C.

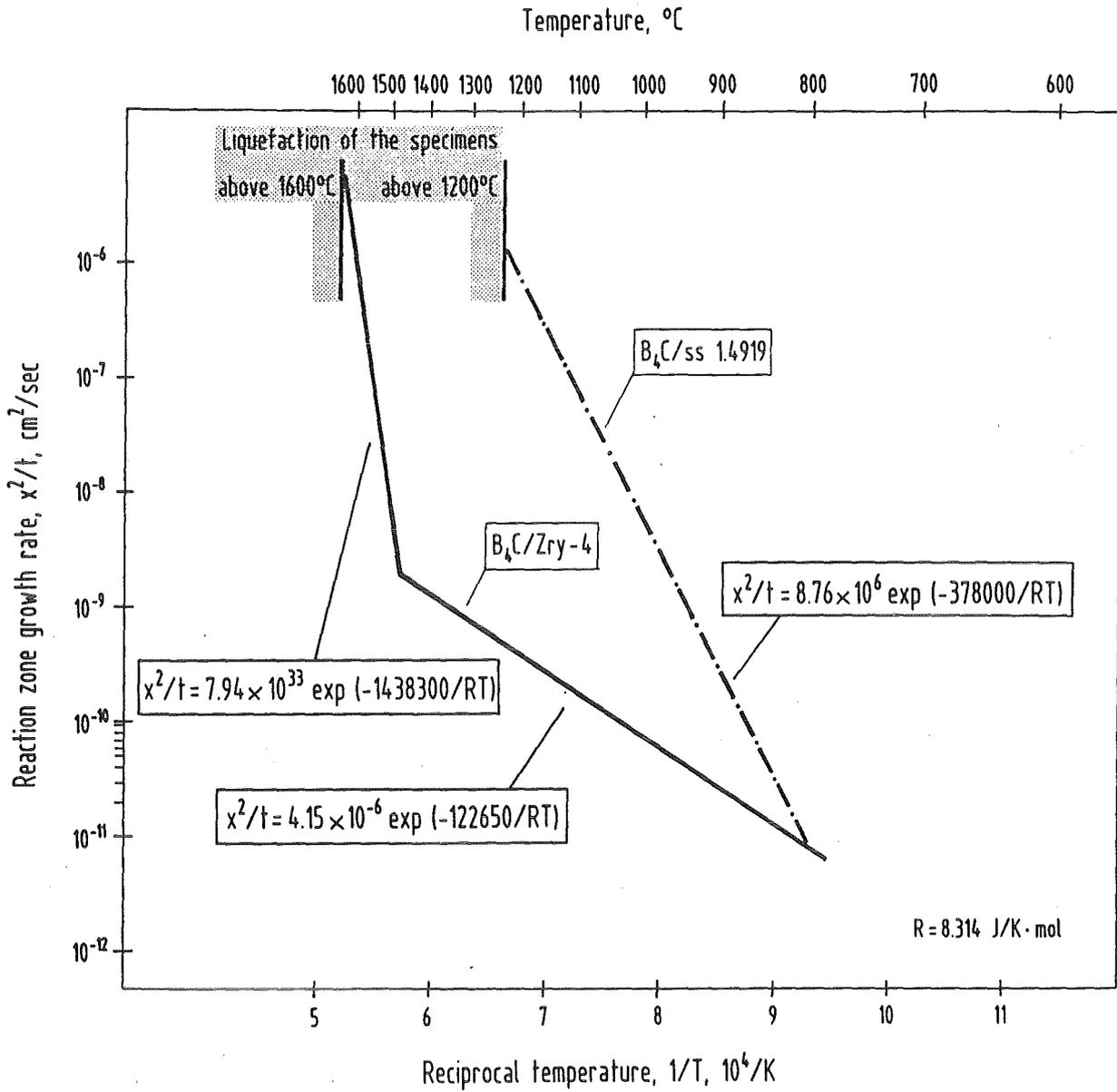


Abb. 12.07.01/14A-18: Arrhenius-Darstellung der Reaktionsraten für die Systeme  $\text{B}_4\text{C}/\text{Stahl}$  und  $\text{B}_4\text{C}/\text{Zircaloy-4}$ .

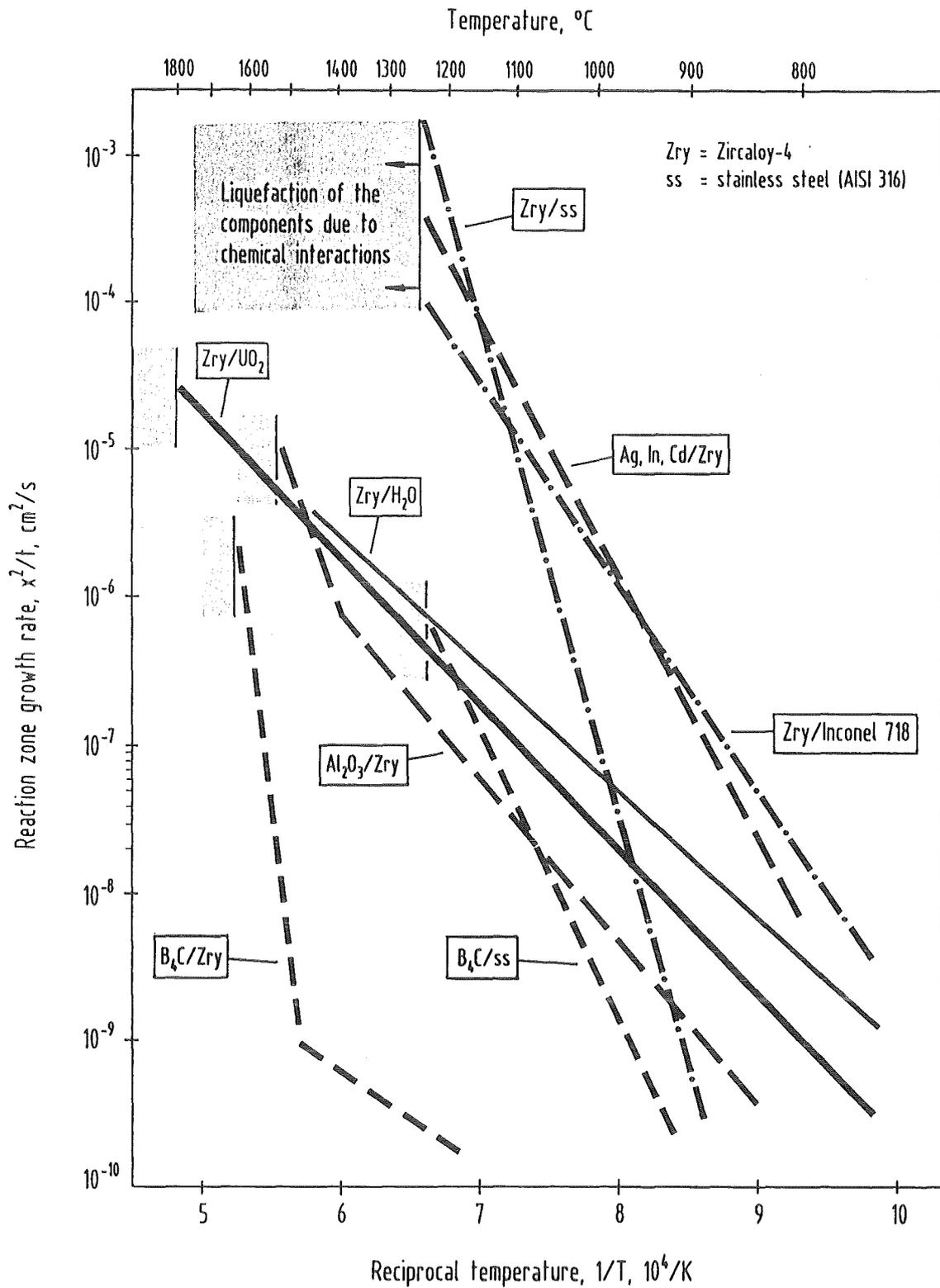


Abb. 12.07.01/14A-19: Vergleich der Reaktionsraten der bisher untersuchten Materialpaarungen. Oberhalb bestimmter Temperaturen kommt es zum Zusammenschmelzen der Materialien infolge chemischer Wechselwirkungen, z.T. weit unterhalb dem Schmelzpunkt der Komponenten.

12.07.01/16A  
PRS 0D5E

Post-test examination and evaluation of the CORA  
experiments  
(S.Leistikow, G. Schanz; IMF II)

### Abstract

The bundles from the CORA-2 and CORA-3 experiments, consisting of 9 unheated fuel rods and 16 electrically heated simulators, have been evaluated on the basis of an extensive SEM-investigation and element analysis at selected positions of cross-sections and collected samples. Examples of the material interactions and melt relocations are described and illustrated.

The materials behaviour is consistent in comparison of both bundles and between cross-sections and samples: The Inconel spacer grid material found a wide-spread distribution and downward relocation within Zr-rich type of melt. Uranium enrichment of this melt may have occurred by contact with fuel, or melt, originating from fuel-cladding interaction. The latter melt type is predominant in the compact bundle blockage, in which the mass relation may exceed  $U/Zr = 1$ . Metallic residues from the alloying of oxidation resistant metals (like Sn and Ni), and ceramic surface or reaction layers, enriched in reactive elements (like Cr), are of less importance for the whole bundle. The gained information will support the evaluation of the further CORA tests with absorber material.

12.07.01/16A  
PRS 0D5E

Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-  
Experimente  
(S. Leistikow, G. Schanz; IMF II)

**Beitrag zur REM-Analyse der Wechselwirkungen und Materialverlagerungen in den Brennstabbündeln CORA-2 und CORA-3.**

## 1. Einleitung

In den out-of-pile Versuchen CORA-2 und CORA-3 war ein Bündel aus 9 unbeheizten Brennstäben und 16 Simulatoren von ca. 1 m elektrisch beheizter Länge Temperaturtransienten (ca. 1 K/s) bis auf Maximaltemperaturen von ca. 2000 bzw. 2400°C ausgesetzt worden. Die Stäbe bestanden aus UO<sub>2</sub>-Vollpellets bzw. UO<sub>2</sub>-Ringpellets mit zentralem Wolfram-Heizstab in Zircaloy-4 Hüllrohren. Als Strukturen dienten ein oberes und ein unteres Abstandshaltergitter aus Zircaloy-4 sowie ein mittleres aus Inconel 718 und ein Kasten (shroud) aus Zircaloy-4 zur Führung des Dampfstromes /1/.

Der nachfolgende Bericht über die Auswertung der rasterelektronenmikroskopischen Nachuntersuchung mit im wesentlichen wellenlängendispersiver Röntgenanalyse der Bündel schließt an die Ausführungen im letzten Jahresbericht /2/ an und wird in einen Abschlußbericht einfließen, der z.Zt. fertiggestellt wird.

Aus einer umfangreichen und sorgfältigen Dokumentation der lichtmikroskopischen und rasterelektronenmikroskopischen Untersuchung von Querschliffen und aus den Bündeln entnommenen Proben, die im IMF I durchgeführt wurde, werden im folgenden Beispiele zum Verständnis der Wechselwirkungen und Verlagerungen der beteiligten Materialien herausgegriffen.

## 2. Ergebnisse

### 2.1 Analyse von Querschliffen aus CORA-2

#### Querschliffebene Nr. 4 (-13 mm, unterer Abstandshalter)

Schmelze, die im Bereich des unteren Abstandshalters erstarrt ist, wurde auf ihre Zusammensetzung und die beteiligten Phasen untersucht. Mit der in Abb. 1. gezeigten typischen Zusammensetzung eines Schmelzklumpens ist nachgewiesen, daß die betreffende Schmelze durch Wechselwirkung zwischen Brennstoff

und Hüllrohrmaterial entstanden ist. Die bei der Erstarrung gebildeten Phasen sind vom Typ  $(Zr,U,O)$  und  $(U,Zr)O_2$ . Ein weiterer untersuchter Schmelztropfen enthielt - neben den Hauptkomponenten  $Zr,U$  und  $O$  - etwas Material aus dem mittleren Abstandshalter aus Inconel, das sich somit etwa 50 cm nach unten verlagert haben muß (Abb. 2). Das bei der Erstarrung dieser Schmelze entstandene kompliziertere Gefüge wurde mit den in Abb. 3 gezeigten Punktanalysen identifiziert: Ein an  $Ni, Fe$  und  $Cr$  angereicherter Saum umgibt  $(Zr, U,O)$ -Phase, weitere Phasen sind  $(U,Zr)O_2$  und  $(Zr,Sn)$ .

Für Schmelze, die sich in einem Kreuz des Abstandshalters angesammelt und mit diesem reagiert hat, wurde nachgewiesen, daß sie aus verschiedenen Teilbereichen aufgebaut ist. Im Kontakt miteinander stehen Schmelze des Typs  $/Zr, U, O/$  aus der  $Zry-UO_2$ -Wechselwirkung, Inconel-haltige Schmelze des Typs  $/Inc,Zr/$  und metallische Restschmelze des Typs  $/Zr,Sn/$  (Abb. 4). Im Kontaktbereich zwischen  $/Zr,U,O/-$  und  $/Inc,Zr/-$  fand ein Konzentrationsausgleich, insb. auch des Urans, statt (Abb. 5).

#### **Querschliffebene Nr. 6 (268 mm, Blockadezone)**

Typisch für die Blockade ist ihre Bildung aus der  $Zry-UO_2$ -Wechselwirkung. Als Mittelwert mehrerer Integralanalysen in dieser Ebene wurde ein Massenverhältnis  $U/Zr = 54/46$  gemessen. Bei der Erstarrung sind auch hier hauptsächlich die metallische Phase  $(Zr,U,O)$  und die keramische Phase  $(U,Zr)O_2$  gebildet worden.

Innerhalb eines Brennstabes, zwischen dem  $UO_2$ -Pellet und der zu  $ZrO_2$  umgesetzten Hülle war zwischen Hohlräumen, die von bereits verlagelter Schmelze herrühren, ein Rest metallischen Materials verblieben. Diese Restschmelze bestand nach der Integralanalyse aus den Legierungskomponenten von Inconel mit einem hohen Anteil an Zinn (Abb. 6). Bei der Erstarrung ist sie in eine Phase einer dem Inconel ähnlichen Zusammensetzung, aber vermindertem Chrom-Gehalt und in eine  $(Sn,Ni)$ -Phase zerfallen, während eine Chrom-Anreicherung in der Kontaktzone zum Brennstoff gefunden wurde. Diese Elementverteilung zeigt die mehrfach beobachtete Tendenz, daß sich oxidationsbeständige Metalle in metallischen Restschmelzen anreichern können, während sich reaktive Elemente in Oxidschichten und keramischen Reaktionszonen anreichern.

### **Querschliffebene Nr. 12 (480 mm)**

Als Beispiel sei hier Schmelze im Kontakt mit einem Pellet-Bruchstück vorgestellt, deren Zusammensetzung etwa  $Zr/U = 70/30$  dicht am Pellet und  $Zr/U = 85/15$  weiter entfernt davon war. Das Gefüge der erstarrten Schmelze besteht aus Dendritensystemen aus (Zr,O)-Phase mit etwas Uran, und den zwei interdendritischen Phasen (U,Zr) und (U,Zr)O<sub>2</sub> sowie (Zr,Sn) als Nebenbestandteil (Abb. 7).

Mit Abb. 8 wird dargelegt, daß Schmelze aus der Zry-UO<sub>2</sub>-Wechselwirkung bei ihrer Verlagerung auch einen reaktoruntypischen Weg gefunden hat. Im gezeigten Bereich eines beheizten Stabes ist zwischen dem Wolfram-Heizer und dem Ringpellet eine Reaktionsschicht als (U,Zr)O<sub>2</sub> identifiziert worden. Wäre hier bei extremer Temperatur eine keramische Schmelze vorhanden gewesen, so hätte diese mit dem Wolfram reagiert. Somit ist anzunehmen, daß eine ursprünglich vorhandene Schmelze des Typs /U,Zr,O/ nachträglich oxidiert worden ist. Entsprechend kann für die äußere Reaktionszone des Pellets angenommen werden, daß hier /Zr,U,O/-Schmelze in (Zr,U)O<sub>2</sub> übergegangen ist.

## **2.2 Analyse von Querschliffen aus CORA-3**

### **Querschliffebene 1 (20 mm)**

Aus dieser Ebene sei ein unbeheizter Brennstab herausgegriffen, der zu etwa 1/3 seines Umfangs in Schmelze eingebettet ist und zu etwa 2/3 weiter der Dampfatosphäre ausgesetzt war. Im Kontaktbereich ist die zum Zeitpunkt der Schmelzverlagerung bereits teilweise oxidierte Hülle aufgelöst worden und Schmelze konnte seitlich weiter vordringen. Dies ist in Abb. 9 illustriert: Der Bildausschnitt links oben zeigt (von links nach rechts) (Zr,O)-Phase (im Kontakt mit der hier nicht dargestellten Oxidschicht), die eingedrungene Schmelze, eine innere (Zr,O)-Schicht mit (U,Zr)O<sub>2</sub>-Ausscheidungen (untere Spektren) und das Pellet. Gemäß ihrer Integralanalyse ist die Schmelze einer Wechselwirkung zwischen Zircaloy, Inconel und UO<sub>2</sub> zuzuschreiben.

### **Längsschliff b (67-184 mm, Blockadebereich)**

Wie auch bei CORA-2 entstammt die in der kompakten Blockade angesammelte Schmelze weitgehend der Zry-UO<sub>2</sub>-Wechselwirkung. Im unteren Bereich hat sich eine metallische Schmelze in die überwiegende (Zr,U,O)-Phase und die (U,Zr)O<sub>2</sub>-Phase entmischt, während im oberen Bereich die keramische (U,Zr)O<sub>2</sub>-Phase der

Hauptbestandteil ist. Dementsprechend konnte sich die später verlagerte Schmelze offenbar stärker mit Uran anreichern. Im oberen Bereich der Blockade wurden außerdem in einer beträchtlichen Menge spät verlagertes Schmelzen als Hauptbestandteile die Metalle Mo und Cu nachgewiesen. Diese entstammen den oberen Elektroden der Wolfram-Heizstäbe, die über Molybdän in Kupfer übergehen und am Ende des Versuchs durchgeschmolzen waren. Abb. 10 zeigt die entsprechenden Beispiele aus der Querschliffebene Nr. 14 (798 mm). Diese untypischen Schmelzen waren offenbar in der Lage, beträchtliche Mengen an bereits entblößtem Brennstoff aufzulösen und als  $(U,Zr)O_2$  wieder auszuscheiden.

### 3. **Schlußfolgerungen**

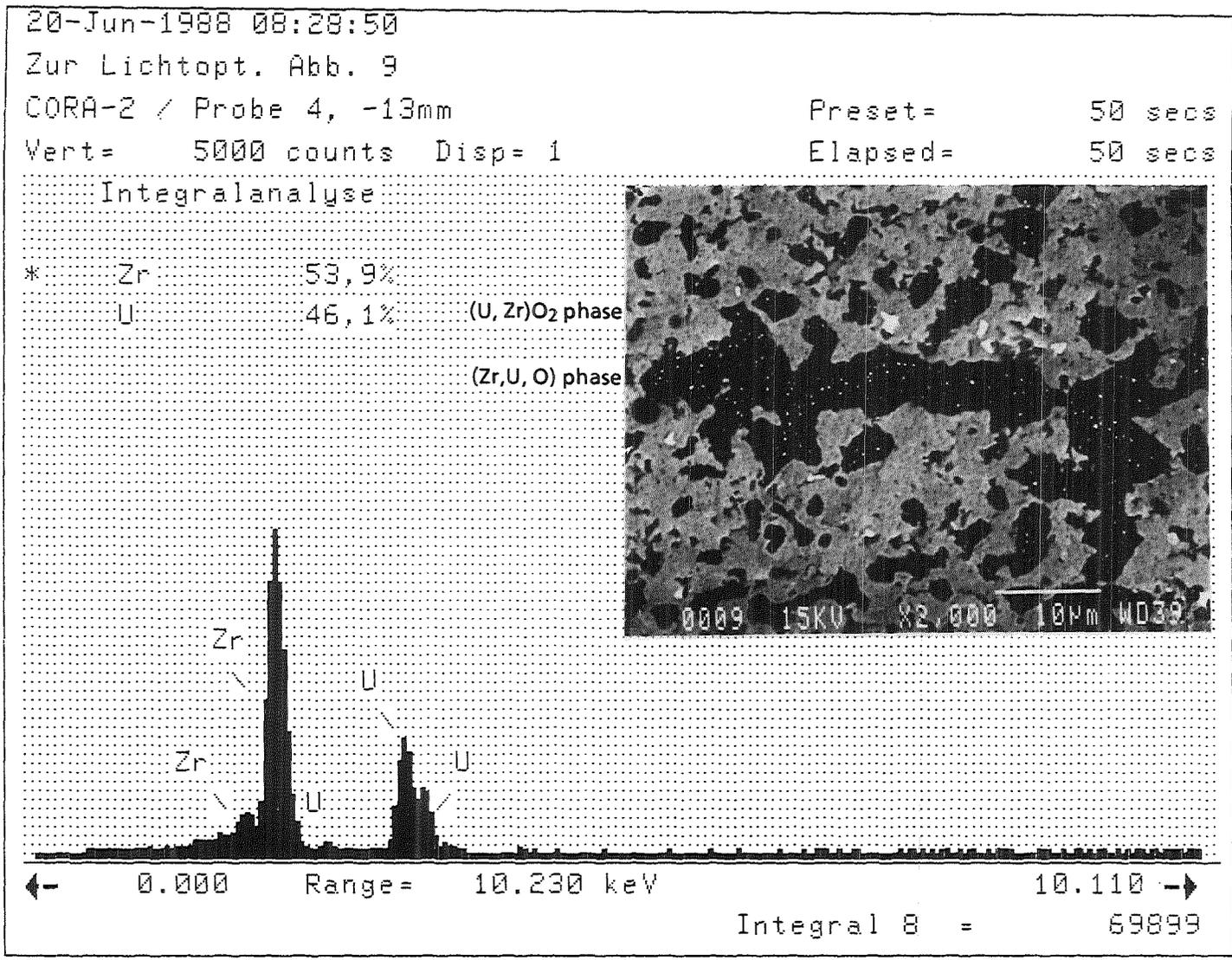
- Die als Beispiele besprochenen Analysen ausgewählter Schliffebenen durch die Bündel CORA-2 und CORA-3 haben wesentlich zum Verständnis der Wechselwirkung der beteiligten Materialien und der Materialverlagerungen beigetragen.
- Im Vergleich der beiden Bündel bestätigen sich einheitliche Mechanismen. Aus der hier nicht besprochenen Untersuchung entnommener Materialproben ergeben sich keine weiteren Gesichtspunkte.
- Das Material des Inconel-Abstandshalters hat sich in Zr-reicher Schmelze weiträumig und in angegriffene Brennstäbe hinein verteilt und nach unten verlagert. Eine Anreicherung an Uran kann im direkten Kontakt mit dem Brennstoff und aus benachbarter uranhaltiger Schmelze erfolgen.
- Kompakte Bündelblockaden bilden sich über vielfältige Abschmelzereignisse im wesentlichen über die Brennstoff-Hüllrohr-Wechselwirkung und aus Hüllrohrschmelze. Das variable U/Zr-Massenverhältnis kann Werte über 1 erreichen. Entsprechend uran- und sauerstoffreiche Schmelzen verlagern sich in der Tendenz später als zirkoniumreichere.
- In metallischen Restschmelzen legieren sich oxidationsbeständige Metalle wie Sn und Ni. Ihre Aufkonzentration kann durch die Anreicherung wenig beständiger Metalle wie Cr in oberflächlichen Oxidschichten bzw. Reaktionszonen auf benachbartem keramischem Material fortschreiten.

(Für das Gesamtverhalten des Reaktorkerns ist zu erwähnen, daß dies auch für die Verteilungstendenz der Spaltprodukte gelten würde).

- Die Information über die Vielfalt der Wechselwirkungen in den Bündeln CORA-2 und CORA-3 wird die Auswertung aller weiteren CORA-Versuche unterstützen, in denen das Verhalten zusätzlich vorhandenen Absorbermaterials zu betrachten sein wird.

#### 4. Literatur

- [1] S. Hagen et al.: Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm). Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1987, KfK 4450, 1988, S. 1-34
- [2] S. Leistikow, G. Schanz: Beitrag zur Nachuntersuchung und Auswertung der Experimente CORA-2 und CORA-3. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1988, KfK 4550, 1989, S. 48-66
- [3] S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold: Interactions in Zry/ $\text{UO}_2$  Fuel Rod Simulator Bundles with Inconel Spacers at Temperatures above  $1200^\circ\text{C}$  (Posttest Results of Severe Fuel Damage Experiments CORA-2 und CORA-3) KfK 4378, in Vorbereitung



CORA-2

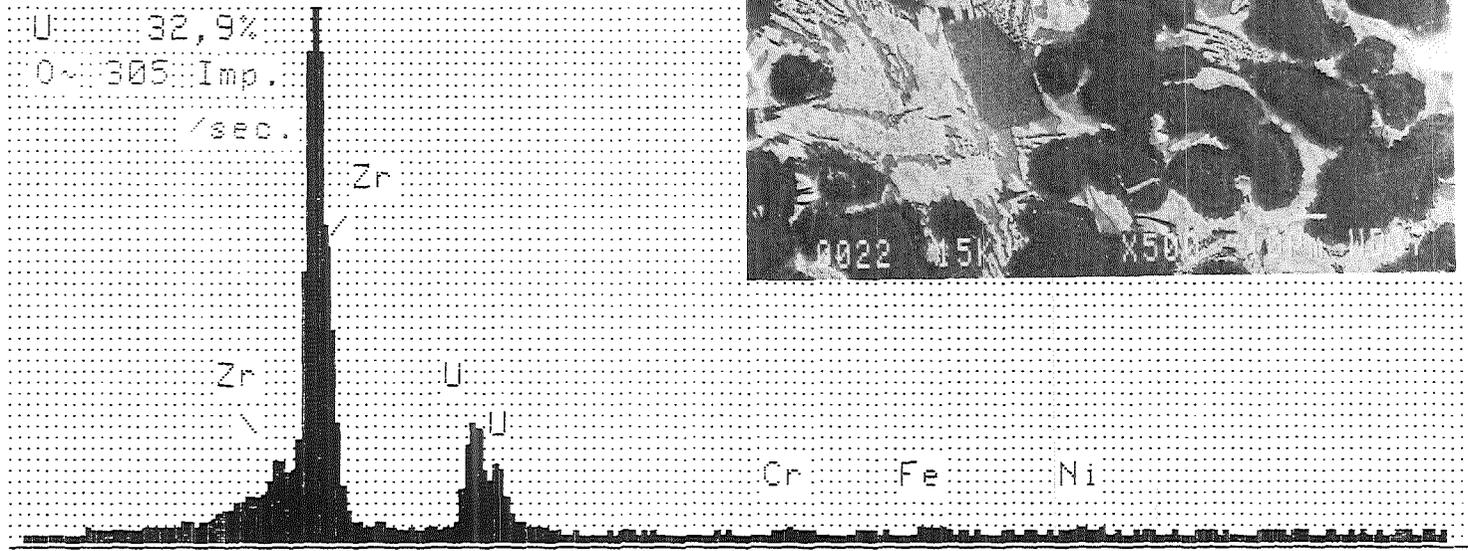
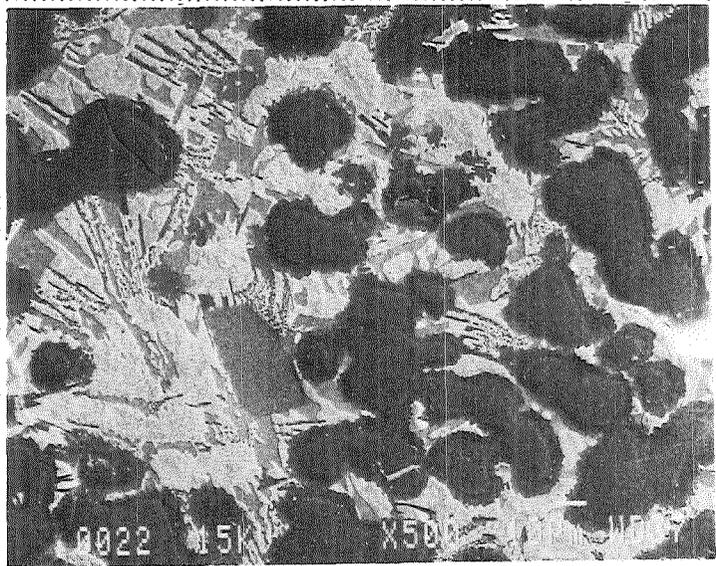


**Abb. 1:**  
 Integral analysis and microstructure of melt lump at lower spacer grid elevation,  
 resulting from Zry-UO<sub>2</sub> interaction

20-Jun-1988 08:22:13  
 Zur Lichtopt. Abb. 22  
 CORA-2 / Probe 4, -13mm  
 Vert= 5000 counts Disp= 1  
 Preset= 50 secs  
 Elapsed= 50 secs

Integralanalyse

\*Cr: 0,8%  
 Fe: 1,6%  
 Ni: 2,3%  
 Zr: 62,3%  
 U: 32,9%  
 0-305 Imp.

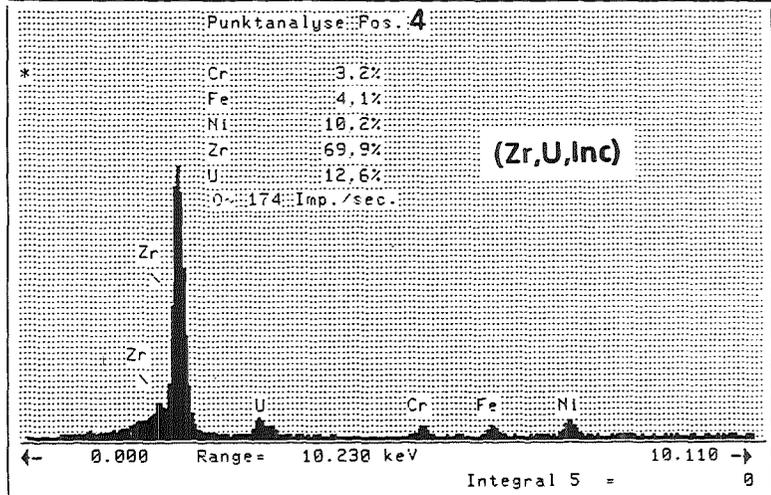
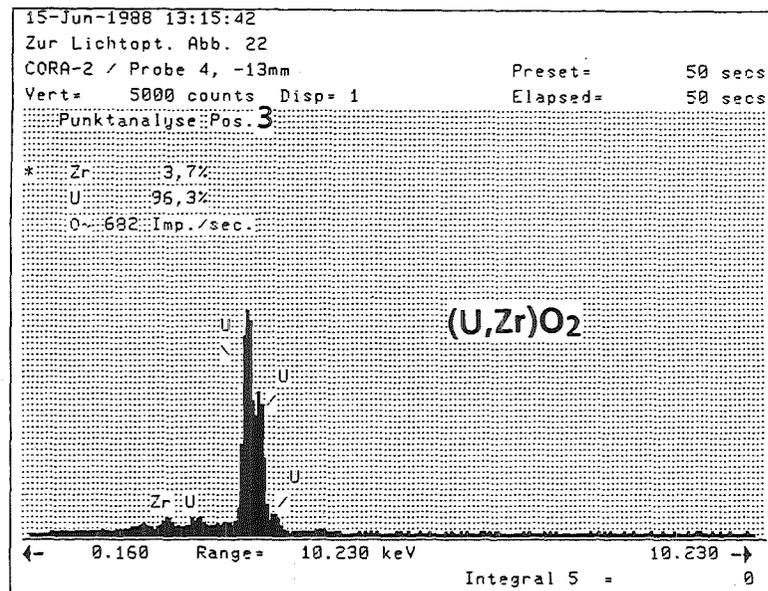
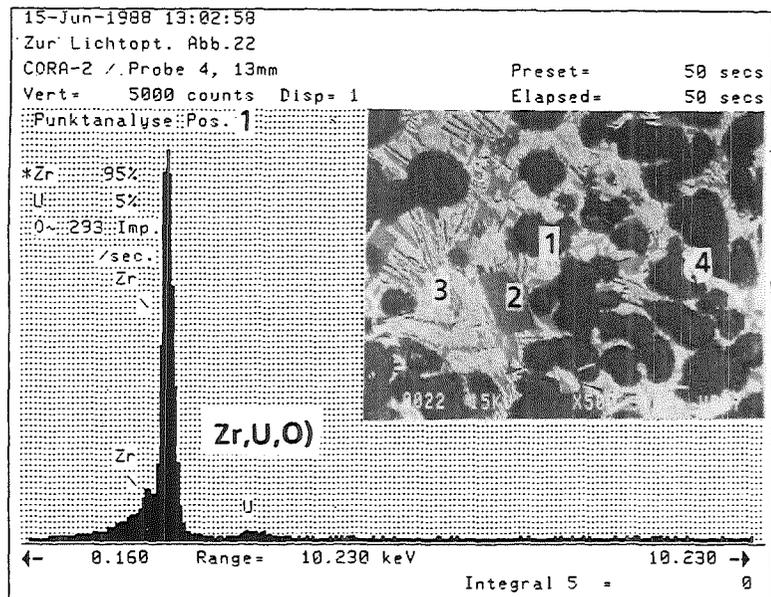


← 0.000 Range= 10.230 keV 10.110 →  
 Integral 8 = 92757

CORA-2



Abb. 2:  
 Integral analysis of melt droplet, alloyed with some Inconel



CORA-2

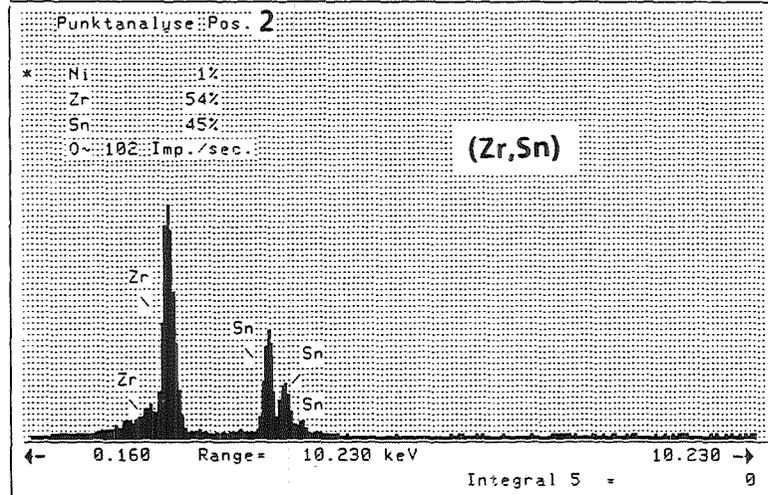
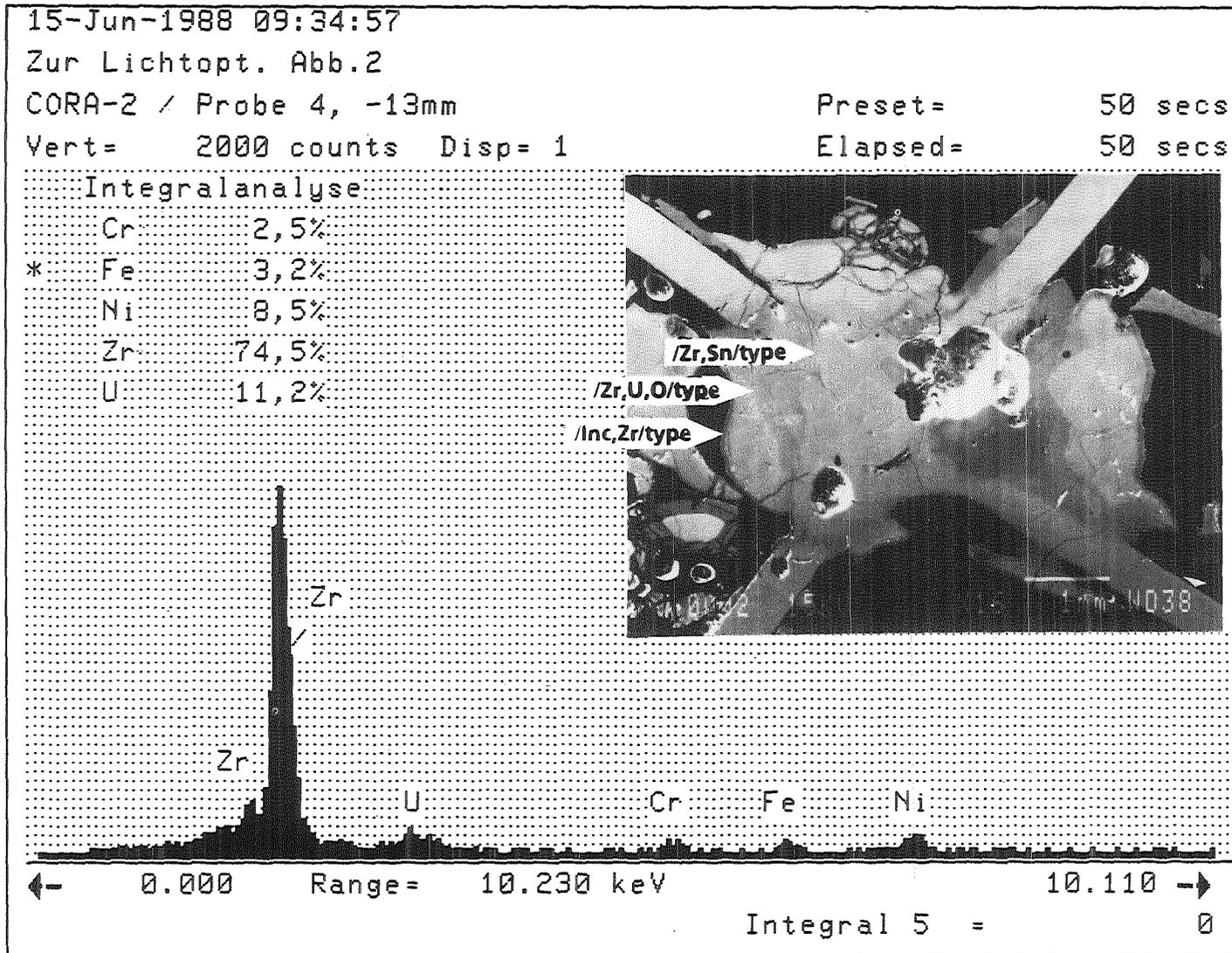


Abb. 3:  
 Phase analysis of Inconel-alloyed melt droplet

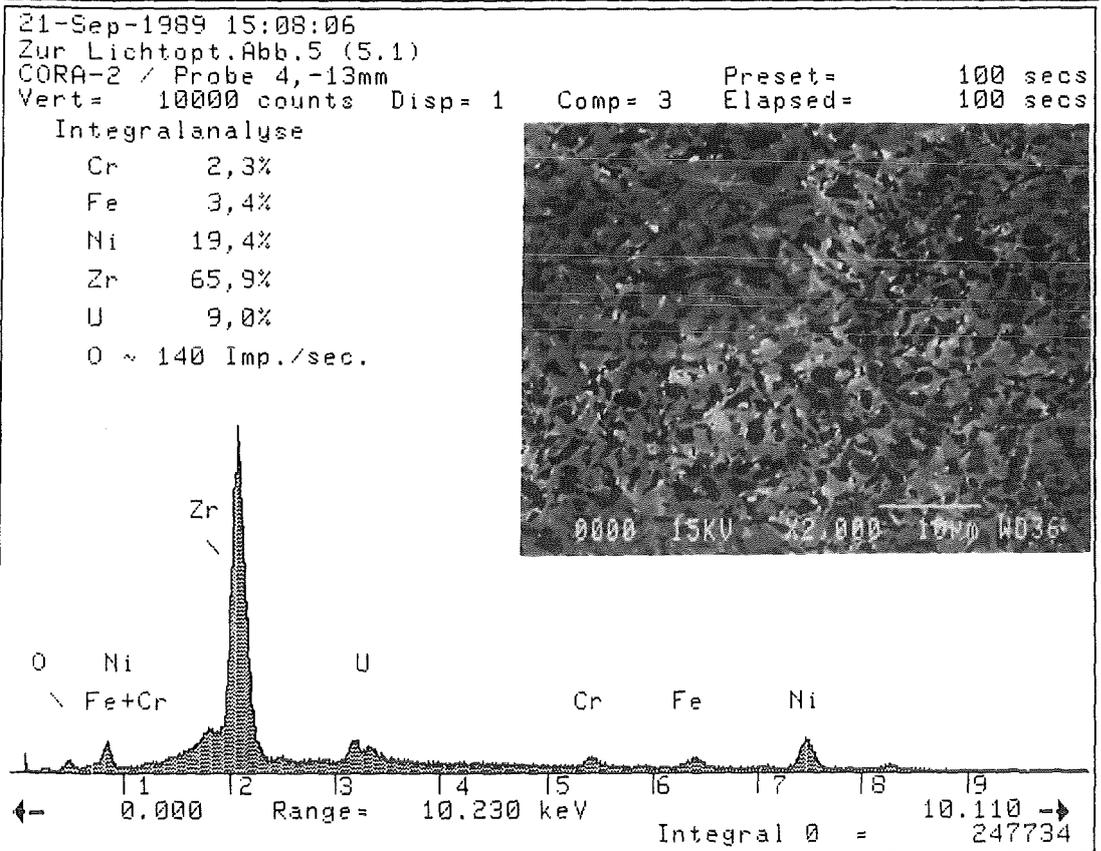
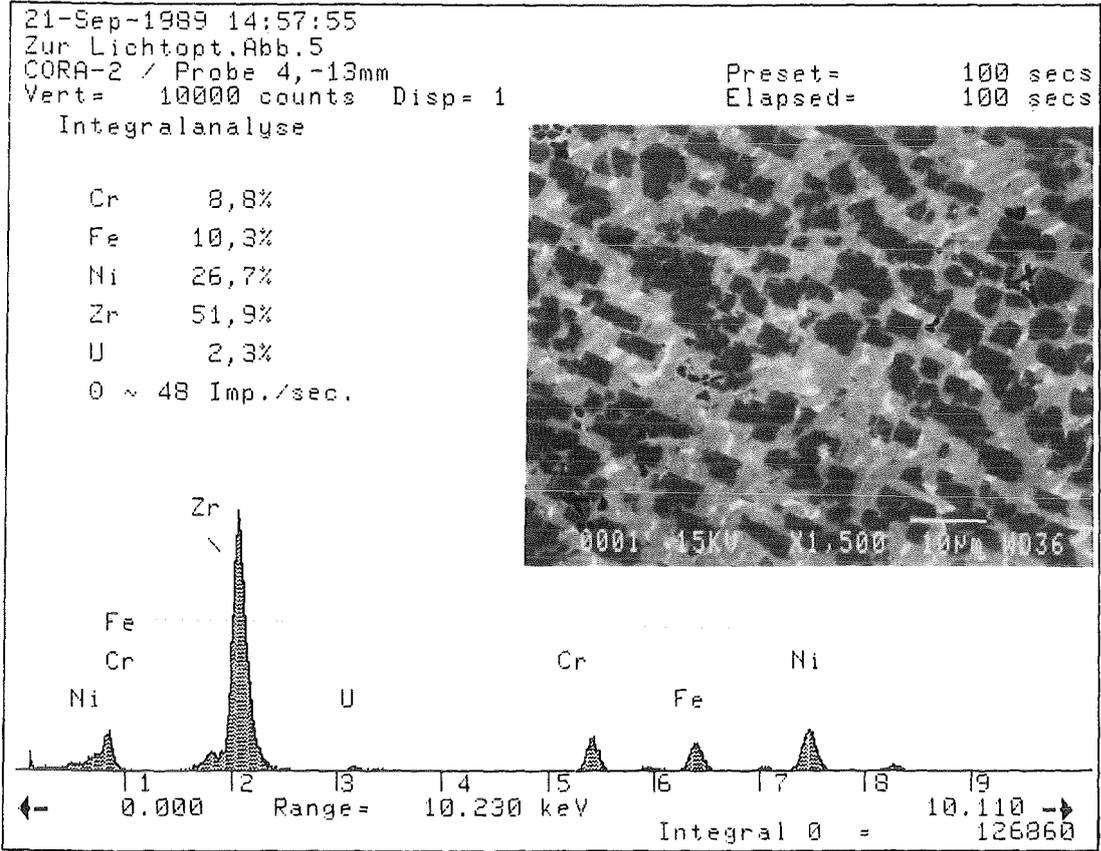




CORA-2



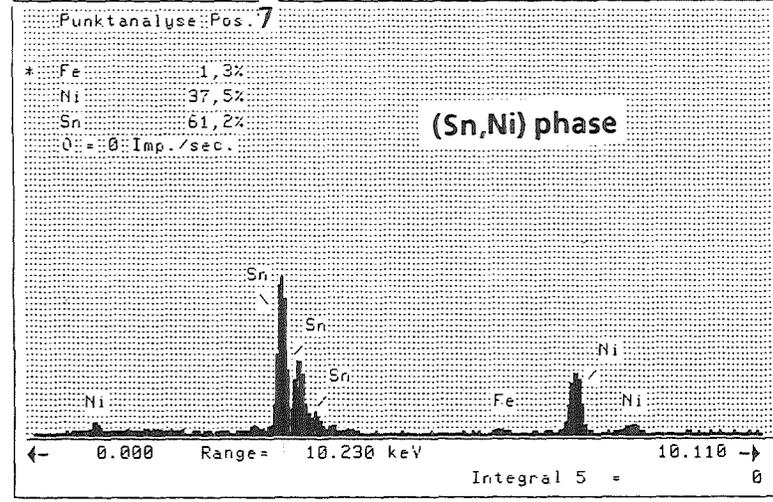
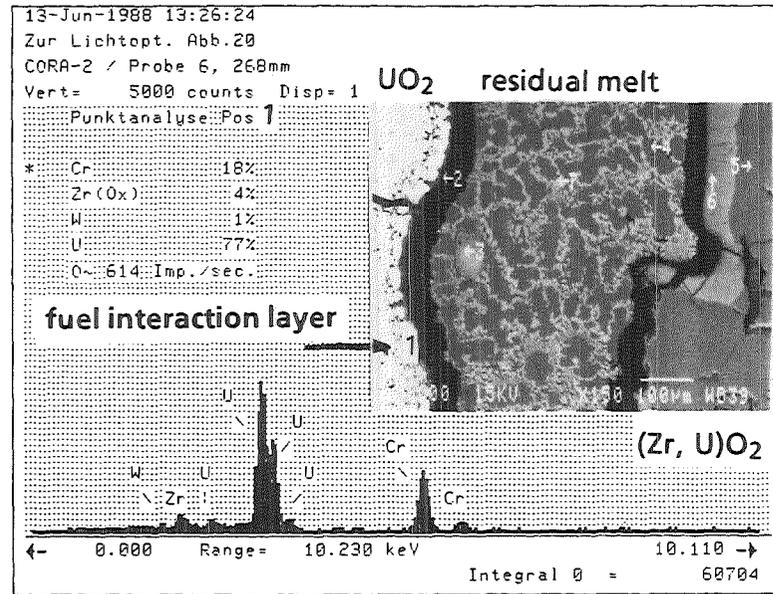
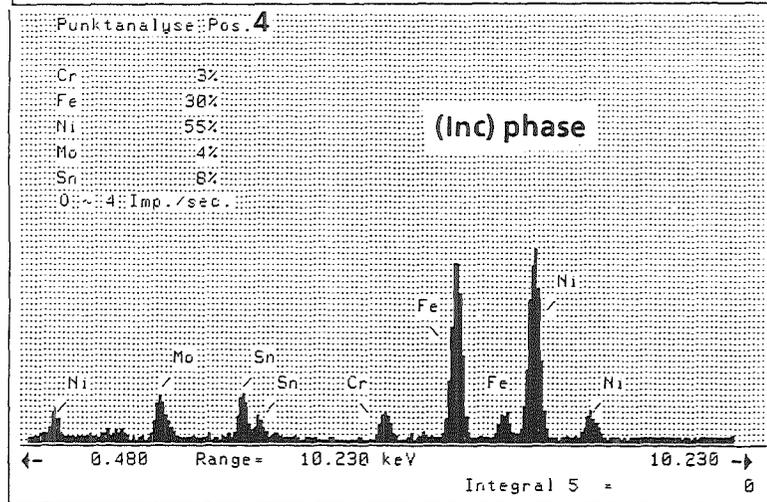
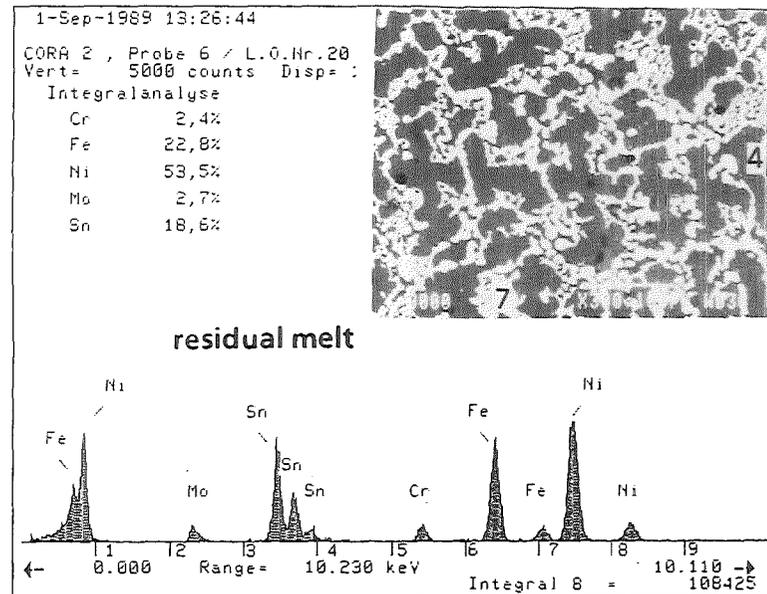
Abb. 4:  
 Global analysis of melt at Zry spacer grid cross; agglomerate of three different types



CORA-2



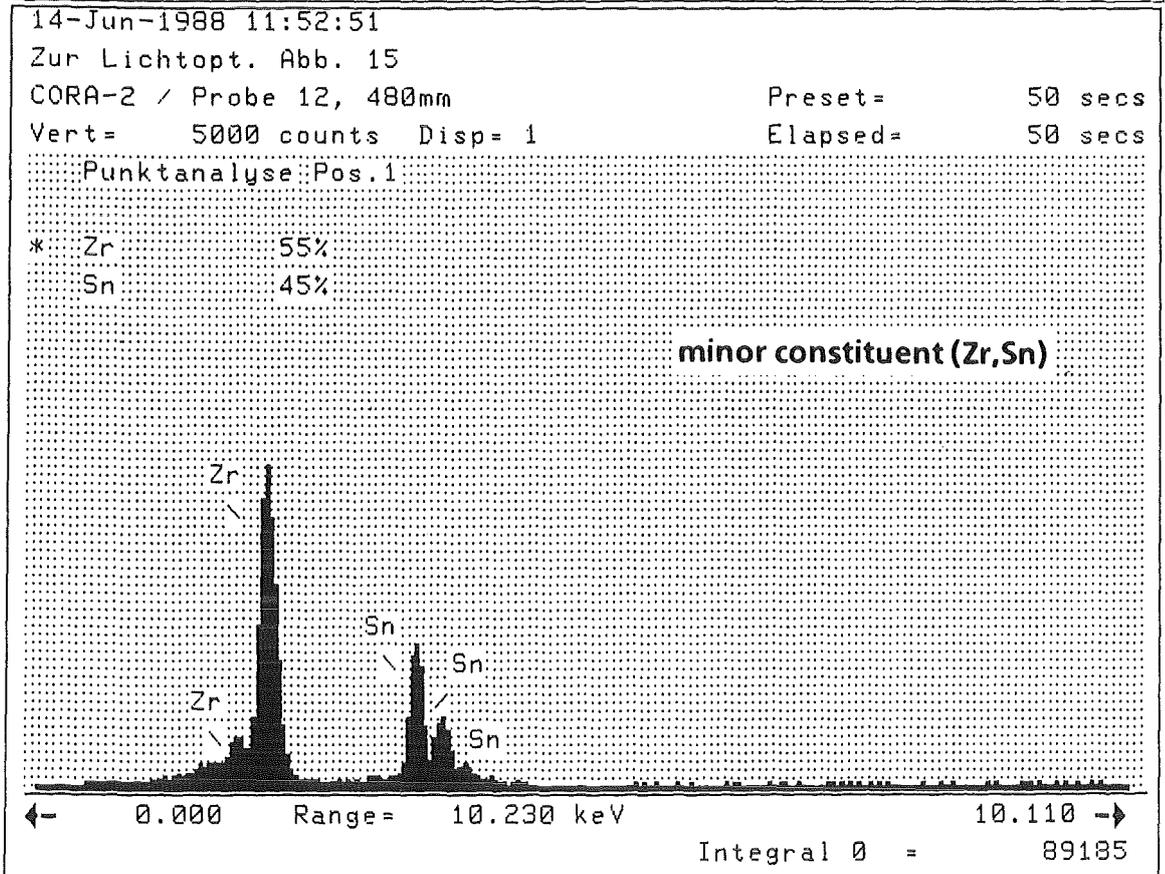
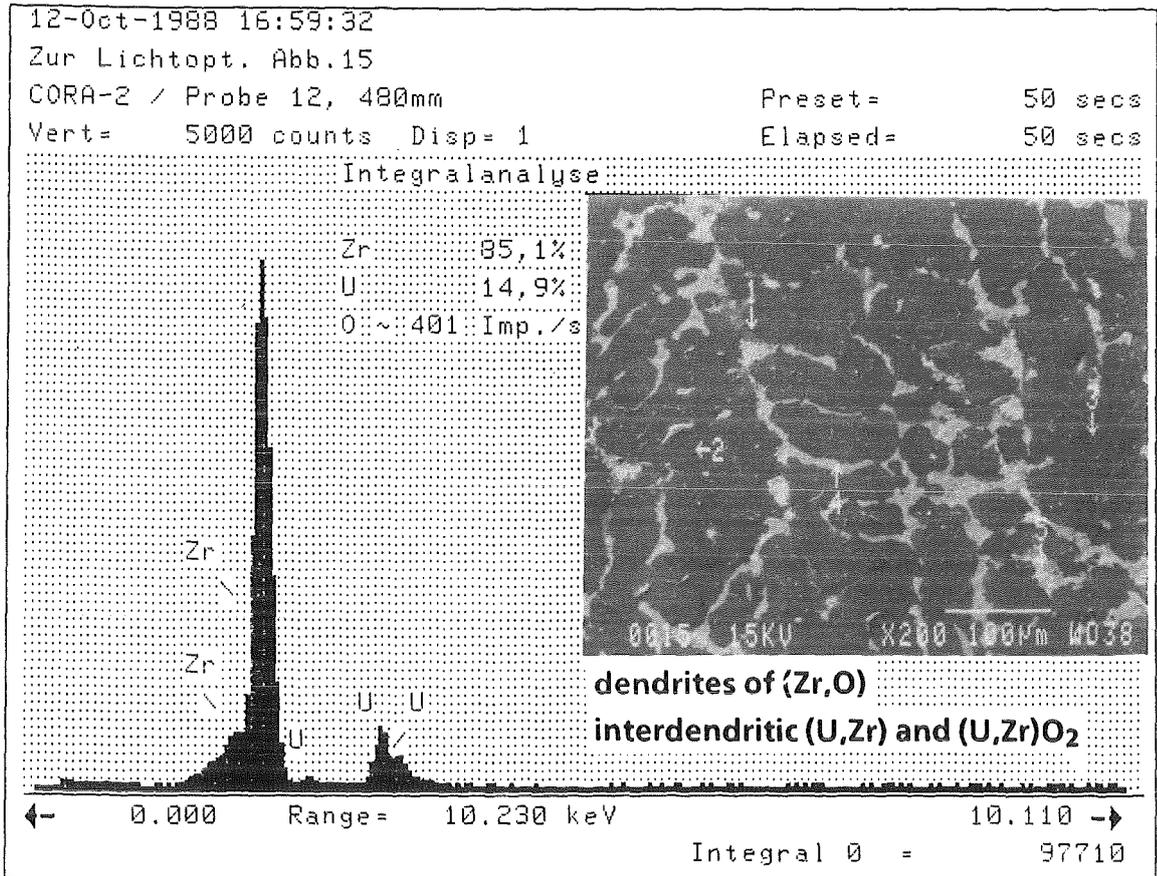
Abb. 5:  
Integral analyses of melt of /Inc, Zr/type near contact  
to attached melt of /Zr,U,O/type



CORA-2



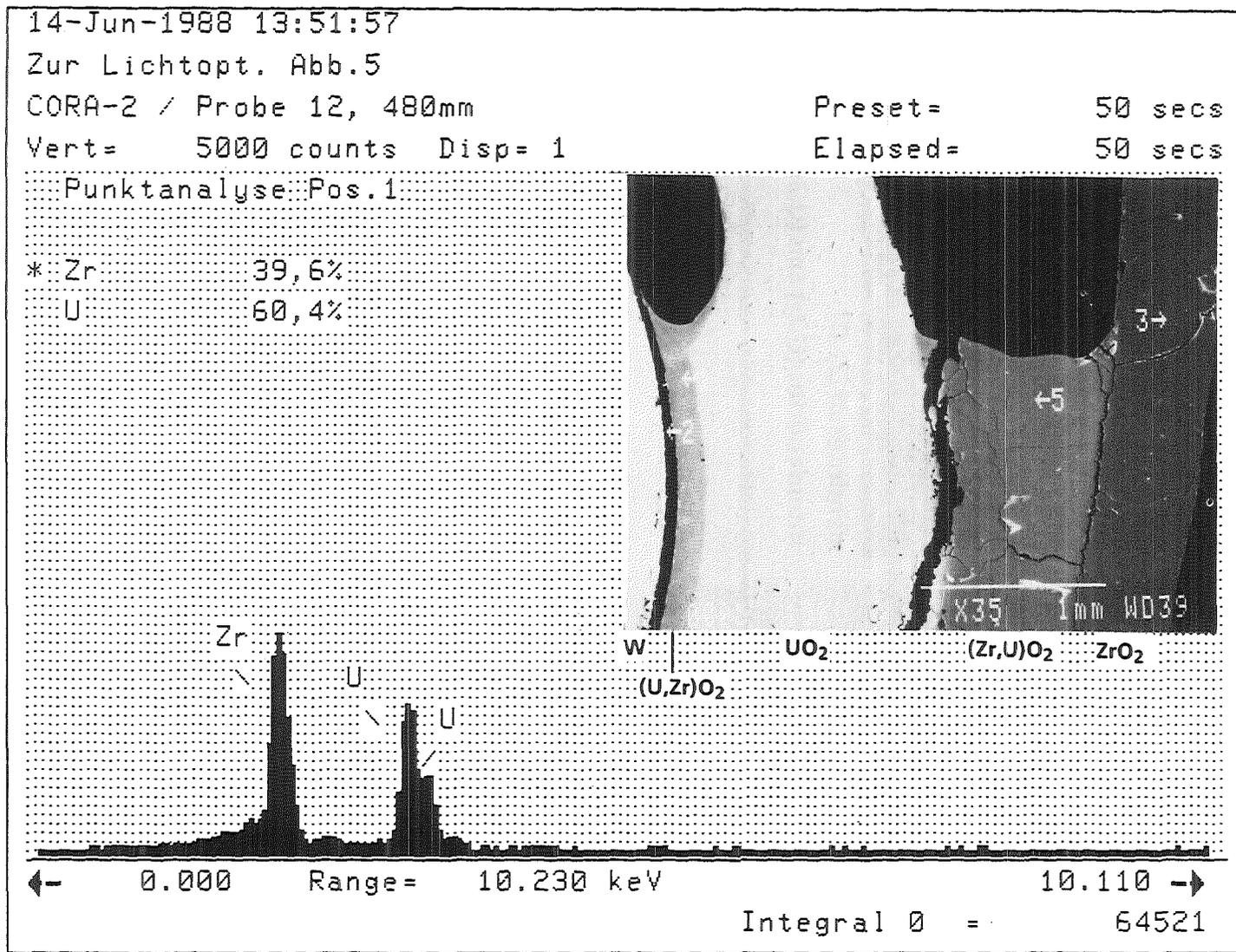
Abb. 6: Residual metallic melt in between attacked fuel pellet and transformed cladding



CORA-2



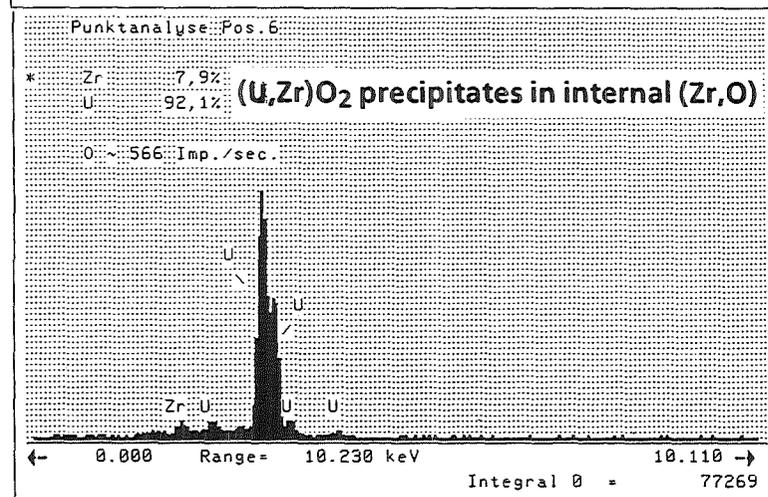
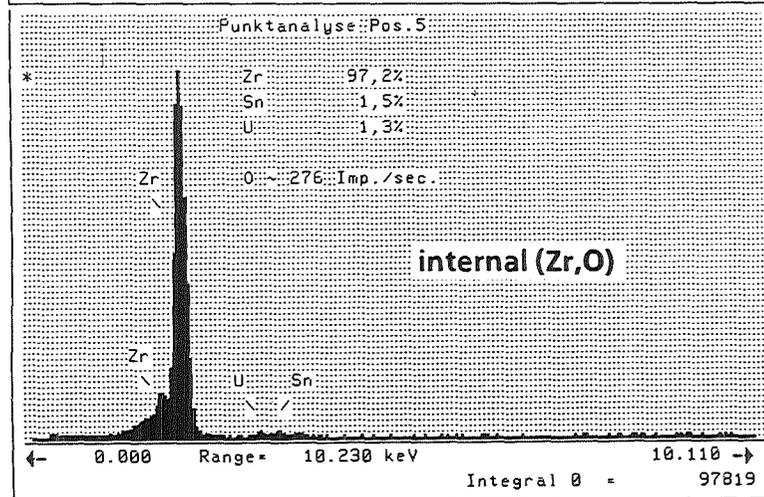
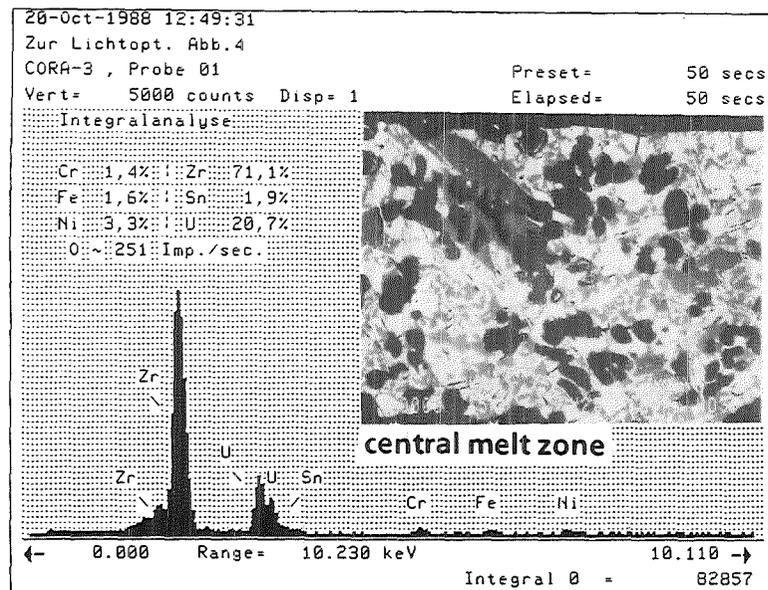
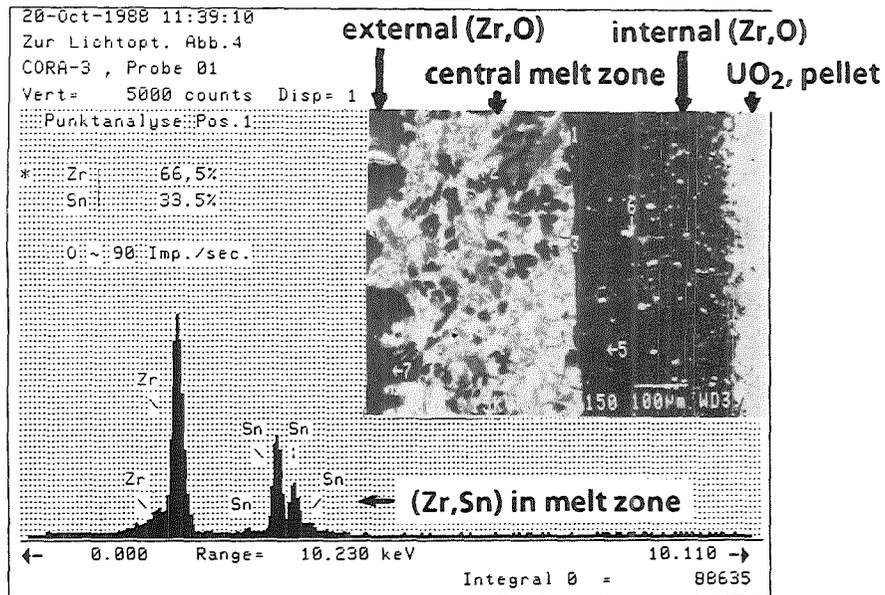
Abb. 7:  
Typical melt from Zry-UO<sub>2</sub> interaction, decomposed into (Zr,O), (U,Zr), (U,Zr)O<sub>2</sub> and (Zr,Sn)



CORA-2



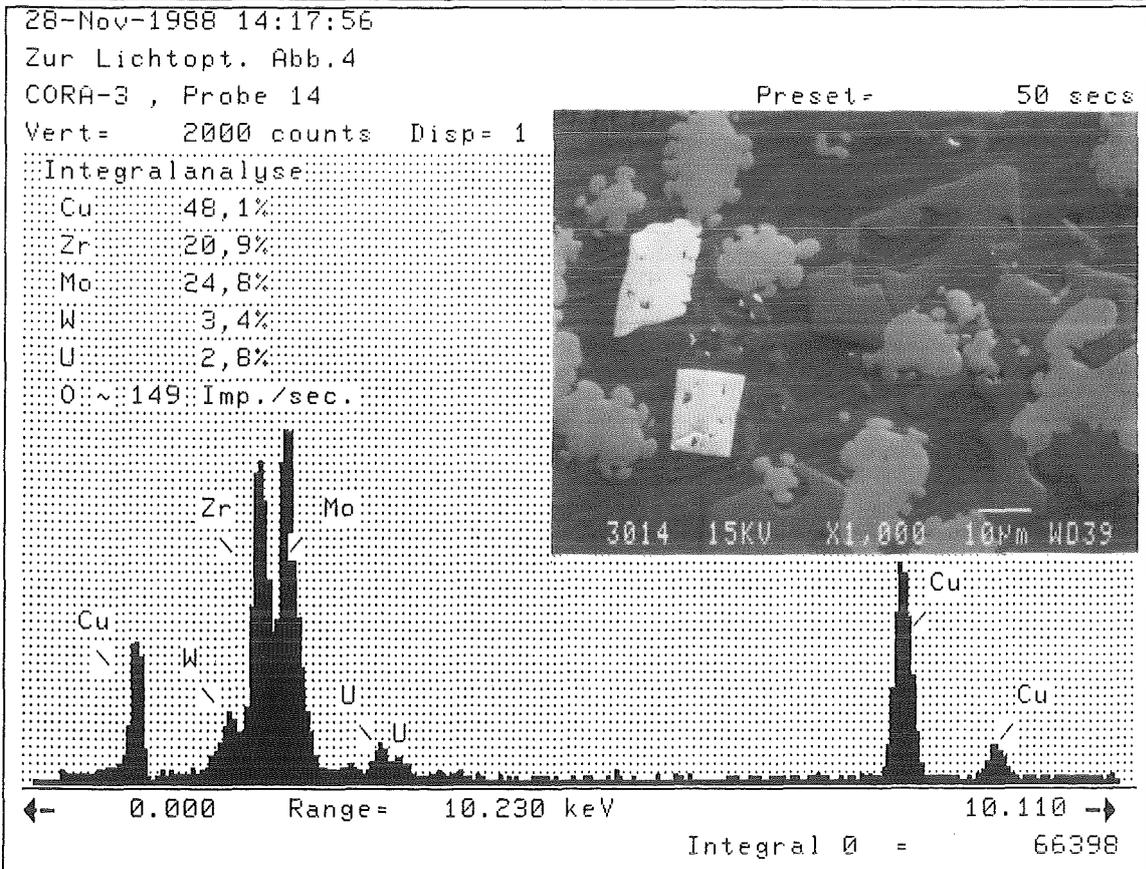
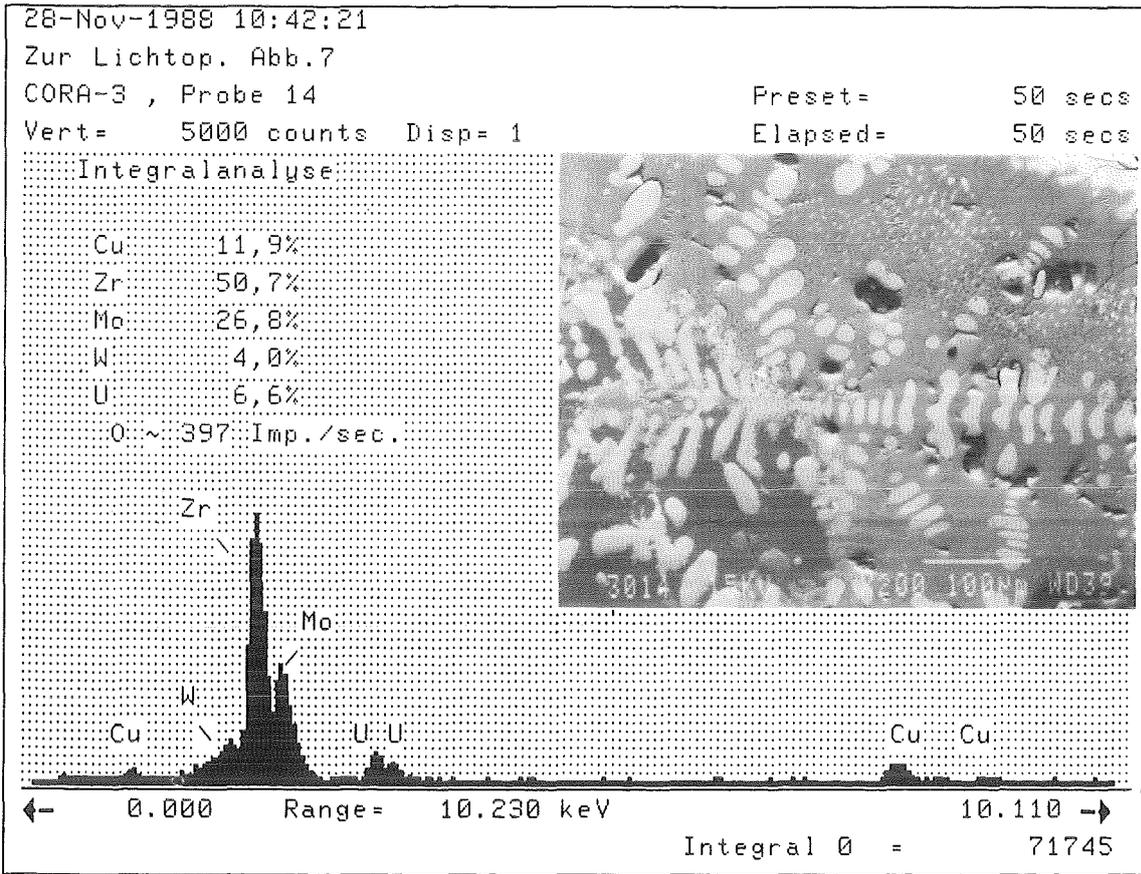
Abb. 8:  
 Heated rod after internal and external fuel dissolution by subsequently oxidized metallic melts



CORA-3

KfK

Abb. 9:  
 Melt, containing Inconel spacer material after penetration between cladding and pellet of a partially embedded fuel rod



CORA-3



Abb. 10:  
Late melt formation from interference with heater  
and electrode materials

**12.07.01/18A Measurement of gas components in CORA-experiments**

**PRS OD 5I (U. Hain, R. Huber, H. Malauschek, I. Schub, G. Schumacher; INR)**

**Abstract**

Quantitative analysis of reaction product and sweep gases has been conducted at CORA-15 & -17 experiments by means of on-line mass spectrometry. Data obtained allow estimation of the degree of reaction of the steam-water mixture with Zircaloy and absorber materials and also the production rate of hydrogen. In CORA-15, which employed a simulation of a PWR-type bundle, the peak production rate of hydrogen was 0.13 g/sec and the total hydrogen production 114 g. The respective values in CORA-17, a BWR-type experiment, were 1.13 g/sec and 128 g total. The much higher production rate in CORA-17 occurred because the bundle was quenched in water.

## 12.07.01/18A Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten

PRS OD 51 (U.Hain, R.Huber; INR, H.Malauscek; HIT,  
G.Schumacher; INR)

### 1. Einleitung

Die Experimente in der CORA-Anlage haben zum Ziel, das Ausmaß des Schadens und den Ablauf des Ereignisses bei einem Kühlmittelverlust-Störfall und auch beim Fluten des vom Kühlmittel entleerten Cores in Druckwasser- und Siedewasserreaktoren zu untersuchen. Dabei interessiert auch die Entwicklung der Reaktionsgase die bei Kontakt der überhitzten Brennstabhüllen und des Absorbermaterials mit dem Wasserdampf bzw. Wasser entstehen. Quantitative und zeitlich richtige Angaben der Entstehungsraten der Gase erlauben eine Bestimmung des Reaktionsgrades während des Ablaufes des Experiments. Darüber hinaus hat die Menge des entstehenden Wasserstoffs eine Bedeutung für Sicherheitsbetrachtungen.

Das Ziel der Arbeit ist, eine quantitative Bestimmung der Zusammensetzung der Reaktionsgase die durch die Wechselwirkung des Argon-Wasserdampf-Gemisches mit Zircalloy und Borkarbid während der CORA-Experimente entstehen. Die Analysen werden mit zwei unabhängigen Massenspektrometern durchgeführt, von denen eines mit einer Sonde direkt über dem Brennstabbündel, das andere mit einer Sonde in einer Mischkammer hinter den Wasserdampfkondensatoren verbunden ist. Die Meßeinrichtung wurde bei Beginn der CORA-Experimente von H.Ruhmann und Mitarbeitern, KWU Erlangen aufgebaut, die auch die Messungen an den Experimenten bis 1988 durchführten. In 1989 wurden von den Autoren die Meßeinrichtung übernommen und die Messungen an den Experimenten CORA-15 und CORA-17 durchgeführt und deren Auswertung abgeschlossen. Die Messungen an einem weiteren Experiment, CORA-9, werden zur Zeit ausgewertet.

### 2. Meßeinrichtung

Ein Schema der CORA-Anlage, soweit es für diese Arbeit interessiert, ist in Abb.1 dargestellt. Argon strömt durch den Überhitzer (links unten im Bild) und wird dort mit Wasserdampf angereichert. Das Gemisch gelangt am unteren Ende des Bündels in das Containment, fließt durch das Bündel und tritt am oberen Ende wieder aus, von wo es über die beiden Schwallkondensatoren und die Mischkammer 1 zur Abgasstrecke geführt wird. Direkt über dem Bündel und in der Mischkammer 1 sind Gassonden plaziert, die mit den Massenspektrometern verbunden sind.

Eine Prinzipskizze der beiden Meßsysteme ist in Abb.2 dargestellt. Oben ist die Verbindung zwischen der Sonde der Mischkammer und dem Massenspektrometer zu sehen. Sie wird über eine 12 m lange beheizte Kapillare bewerkstelligt in der ein Druckabfall bis auf ca. 1 mbar stattfindet. Die Kapillare endet in einer Kammer vor dem Massenspektrometer in der der Druck durch eine Gasförderpumpe auf 1 mbar gehalten wird (unteres Bild). Von der Vorkammer gelangt das Gas über eine Blende in die Ionenquelle des Quadrupol-Stabsystems. Das zweite Meßsystem führt das Gas von der Sonde über dem Bündel durch die Verdünnungskammer und eine 5 m lange Kapillare zur Vorkammer des zweiten Massenspektrometers. In der Verdünnungskammer wird das Gas mit einem reinen Inertgas zehnfach verdünnt. Durchflußmesser zeigen die in die Kammer ein-

fließenden Gasströme an. Eine Gasförderpumpe hält den Druck auf etwa 700 mbar. Die Verdünnung des Gases an dieser Stelle ist notwendig, da der hohe Wasserdampfdruck Probleme für die Analyse mit dem Massenspektrometer bringt.

### 3. Kalibrierung

Zum Kalibrieren wurde Argon mit verschiedenen Zusätzen von H<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O, CO, CO<sub>2</sub>, CH<sub>4</sub> verwendet. Der maximale Anteil von H<sub>2</sub> betrug 30 vol%. Die Kalibration wurde mit Eichkammern durchgeführt, in denen das Eichgas unter dem selben Druck stand wie er im Experiment zu erwarten war. Die Verbindung zwischen den Eichkammern und dem Meßsystem erfolgte über Kapillaren mit der entsprechenden Länge, nämlich 5m für die Verdünnungskammer und 12m für die Mischkammer. Die Berechnung der Eichfaktoren wurde wie folgt durchgeführt:

#### 1. Mischkammer (MK)

Kammerdruck = 2.2 bar

$$\text{Eichfaktor: } f_i = Pe_i / Ie_i$$

#### 2. Verdünnungskammer (VK)

Kammerdruck = 0.7 mbar

Verdünnungsgas: N<sub>2</sub> (CORA-15) oder He (CORA-17)

Eichgasdruck:

$$\begin{aligned} Pe &= \xi Pe_i \\ Pe &= P_{VK} / (1 + k_d V_d / k_e V_e) \\ k_e &= 100 / \sum (C_i / k_i) \end{aligned}$$

$$\text{Eichfaktor: } f_i = (C_i Pe / 100) / Ie_i$$

Korrekturfaktoren k<sub>i</sub> für die Gasdurchflußmessung:

Ar: 1.43, He: 1.43, N<sub>2</sub>: 1.02, H<sub>2</sub>: 1.03, H<sub>2</sub>O: 0.8

CO: 1.0, CO<sub>2</sub>: 0.73, CH<sub>4</sub>: 0.69

-----  
Pe = Eichgasdruck

Ie = Ionenstrom des Eichgases

V = Gasstrom in die VK

C = Volumen% eines Gases im Eichgas

k = Korrekturfaktor für die Gasdurchflußmessung

f = Eichfaktor

Indizes: e = Eichgas

i = Gasart

d = Verdünnungsgas

#### 4. Ergebnisse der Kalibrierung

Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

- \* Der Eichfaktor hängt auch bei konstantem Druck in den Eichkammern von der Konzentration der Meßgasspezies ab.
- \* Der Eichfaktor für Wasserstoff steigt, der für Argon fällt mit steigendem Partialdruck.
- \* Die Eichfaktoren ändern sich während des Experiments. Die maximale Änderung beträgt 10% für Wasserstoff und 12% für Argon.
- \* Die Eichfaktoren steigen mit dem Totaldruck in der Eichkammer für MK. Wenn der Totaldruck von 2.2 bar auf 3.1 bar steigt, ändert sich der Eichfaktor für Wasserstoff um +45%, der für Argon um +6%.
- \* Eine quantitative Analyse des Wasserdampfes ist mit der jetzigen Anordnung nicht zuverlässig durchzuführen.
- \* Die Eichfaktoren für CO, CO<sub>2</sub>, CH<sub>4</sub> können im Bereich der im Experiment auftretenden Konzentrationen als konstant angesehen werden.
- \* Für die Berechnung der Partialdrücke der im Experiment auftretenden Gase werden die Mittelwerte für die vor und nach dem Experiment gemessenen Eichfaktoren verwendet.

Im einzelnen wurden folgende Ergebnisse für die Eichfaktoren erzielt:

##### CORA-15, MK

$$f_{\text{H}_2} = ( 15.1 - 0.005P_{\text{H}_2} \pm 1 ) 10^{10} \quad [\text{mbar/A}]$$

$$f_{\text{Ar}} = ( 6.2 - 0.003P_{\text{Ar}} \pm 1 ) 10^{10} \quad [\text{mbar/A}]$$

##### CORA-17, MK

$$f_{\text{H}_2} = ( 14.3 - 0.005P_{\text{H}_2} \pm 1 ) 10^{10} + ( P_{\text{tot}} - 2200 ) 6.7 \cdot 10^7 \quad [\text{mbar/A}]$$

$$f_{\text{Ar}} = ( 9.1 - 0.0036P_{\text{H}_2} \pm 1 ) 10^{10} + ( P_{\text{tot}} - 2200 ) 10^7 \quad [\text{mbar/A}]$$

$$f_{\text{CO}} = 7 \cdot 10^{10} \quad [\text{mbar/A}]$$

$$f_{\text{CO}_2} = 7 \cdot 10^{10} \quad [\text{mbar/A}]$$

$$f_{\text{CH}_4} = 9 \cdot 10^{10} \quad [\text{mbar/A}]$$

$P_{\text{tot}}$  = total Totaldruck MK

## 5. Messungen während des Experiments

Die Messungen begannen 3000 Sek. und endeten 7000 Sek nach Start des Experiments. Es wurden zwei Massenspektrometer eingesetzt, von denen eines die Gaszusammensetzung in der Mischkammer, das andere die der Verdünnungskammer analysierte. Die Verdünnungskammer ist mit einer Gassonde verbunden, die direkt über dem Brennstabbündel plaziert ist. Das Gas in der Mischkammer wird von einer dort eingebauten Sonde aus direkt über eine Kapillare zum Massenspektrometer geführt.

Die Datenerfassung erfolgt mit verschiedenen parallelen Aufzeichnungsmethoden, um einen Datenverlust unwahrscheinlich zu machen. Die Methoden sind wie folgt:

### 1. Aufzeichnung mit Computer

- \* Ionenströme von den Massenspektrometern, alle 3 Sekunden.

### 2. Aufzeichnung mit Mehrkanalschreibern

- \* Ionenströme von den Massenspektrometern, kontinuierlich.
- \* Totaldrücke in der Mischkammer und Verdünnungskammer.
- \* Flüsse des Meßgases und Verdünnungsgases in der Verdünnungskammer.
- \* Temperatur der Verdünnungskammer.

### 3. Ausgabe von Kontrollwerten auf Drucker (von Zeit zu Zeit)

- \* Ionenströme beider Massenspektrometer.
- \* Zeit der Ausgabe.
- \* Druck in der Massenspektrometerkammer.

### 4. Aufzeichnungen von Hand

- \* Flüsse des Meß- und Verdünnungsgases in der Verdünnungskammer.
- \* Temperatur und Totaldruck in der Verdünnungskammer.
- \* Drücke in den Massenspektrometerkammern und in deren Gaseinlaßsystemen.
- \* Zeitpunkt der Aufzeichnungen.

## 6. Auswertung der Daten

Aus den erhaltenen Daten wurden die Partialdrücke der gemessenen Gase im CORA-Containment sowie deren Volumen- und Massenproduktionsraten berechnet. Die Partialdrücke der Gase werden durch Multiplikation des entsprechenden Eichfaktors mit den gemessenen Ionenströmen unter Berücksichtigung der notwendigen Korrekturen ermittelt. Die Produktionsraten ergaben sich aus dem Verhältnis der Gaspartialdrücke zum Partialdruck des durch das Containment fließenden Argons multipliziert mit dem Volumen- bzw. Massenstrom des Argons.

Die benutzten Beziehungen sind die folgenden:

### 1. Mischkammer

$$\text{Erste Näherung } P_i' = f_i I_i$$

Die Summe der Partialdrücke muß den Totaldruck ergeben. Der Korrekturfaktor hierfür ist:

$$k_p = P_{\text{tot}} / \sum P_i'$$

Damit ergibt sich für die Partialdrücke:

$$P_i = k_p P_i'$$

### 2. Verdünnungskammer:

$$\text{Erste Näherung } P_{m_i}' = f_i I_i$$

Der Korrekturfaktor für das Meßgas errechnet sich aus den Partialdrücken der Gasspezies und den zugehörigen Korrekturfaktoren:

$$k_m = \sum P_{m_i}' / \sum (P_{m_i}' / k_i)$$

Damit ergibt sich für den Meßgasdruck:

$$P_m = P_{\text{VK}} / (1 + k_d V_d / (k_m V_m))$$

Die Summe der Partialdrücke des Meßgases muß den Totaldruck ergeben. Der Korrekturfaktor hierfür ist:

$$k_p = P_m / \sum P_{m_i}'$$

Die Partialdrücke sind in erster Näherung:

$$P_{m_i} = k_p P_{m_i}'$$

Damit werden  $k_m$ ,  $P_m$ ,  $k_p$  erneut berechnet bis die Änderungen in  $P_{m_i}$  vernachlässigbar sind.

Dann ergibt sich der Partialdruck im Containment zu:

$$P_i = P_{m_i} P_{\text{tot}} / P_m$$

-----

$P_m$  = Druck des Analysengases in der Verdünnungskammer

$V_m$  = Fluß des Analysengases in die Verdünnungskammer

$k_m$  = Flußkorrekturfaktor

$k_p$  = Totaldruckkorrekturfaktor

$P_{\text{tot}}$  = Totaldruck im Containment

$P_i$  = Partialdruck im Containment

### Gas-Produktionsraten

Volumen-Produktionsrate:

$$V_{r_i} = P_i V_{\text{Ar}} / P_{\text{Ar}} \quad [\text{l/sec}]$$

Massen-Produktionsrate:

$$M_{r_i} = V_{r_i} M_i / 22.4 \quad [\text{g/sec}]$$

-----

$V_{\text{Ar}}$  = Argonfluß im Containment

$M_i$  = Molekulargewicht der Gasspezies

## 7. Ergebnisse

Aus den Messungen in der Mischkammer ergab sich folgendes:

\* Bei CORA-15 begann der Wasserstoffdruck 4000 Sek. nach dem Start allmählich zu steigen, erreichte ein Maximum von 700 mbar bei 4800 Sek. und fiel dann bis zum Zeitpunkt 6500 Sek. auf nahezu Null zurück. Von den übrigen Gasen erreichte nur CO einen nennenswerten Partialdruck von 50 mbar bei 5000 Sekunden (Abb.3). Die Produktionsrate für Wasserstoff betrug im Maximum 120 mg/Sek, die insgesamt erzeugte Wasserstoffmenge war 114 g. Davon entstanden 82 g in der Zeit bis 5000 Sekunden (Abb.5).

\* Im Experiment CORA-17 setzte die Wasserstoffentwicklung 4250 Sek. nach dem Start ein, mit einem flachen Anstieg des Partialdrucks auf 250 mbar bei 5000 Sekunden (Abb.4). Bei 5030 Sek. folgte dann unmittelbar nach Beginn des Eintauchens des Bündels in Wasser ein sehr steiler Anstieg des Partialdrucks auf 2300 mbar. Der beobachtete Peak hatte nur eine mittlere Breite von 100 Sek. In dieser Zeit stieg der Totaldruck im Containment auf 3.1 bar. Die Zone konstanten Partialdrucks im Auslauf des Peaks entstand während des Stillstands des Argon-Durchflusses, der folgende leichte Anstieg durch den erneut einsetzenden Durchfluß, mit dem der verbliebene Wasserstoff aus dem Containment gespült wurde. Bei der Berechnung der Produktionsrate wurde das berücksichtigt. Der CO-Druck erreichte 200 mbar bei 5130 Sekunden. Die Produktionsrate für Wasserstoff betrug im Maximum 1.1 g/Sek, die gesamte Masse des entstandenen Wasserstoffs war 128 g. Davon entfallen nur 31 g auf die Zeit vor dem Eintauchen des Bündels in Wasser (Abb.5).

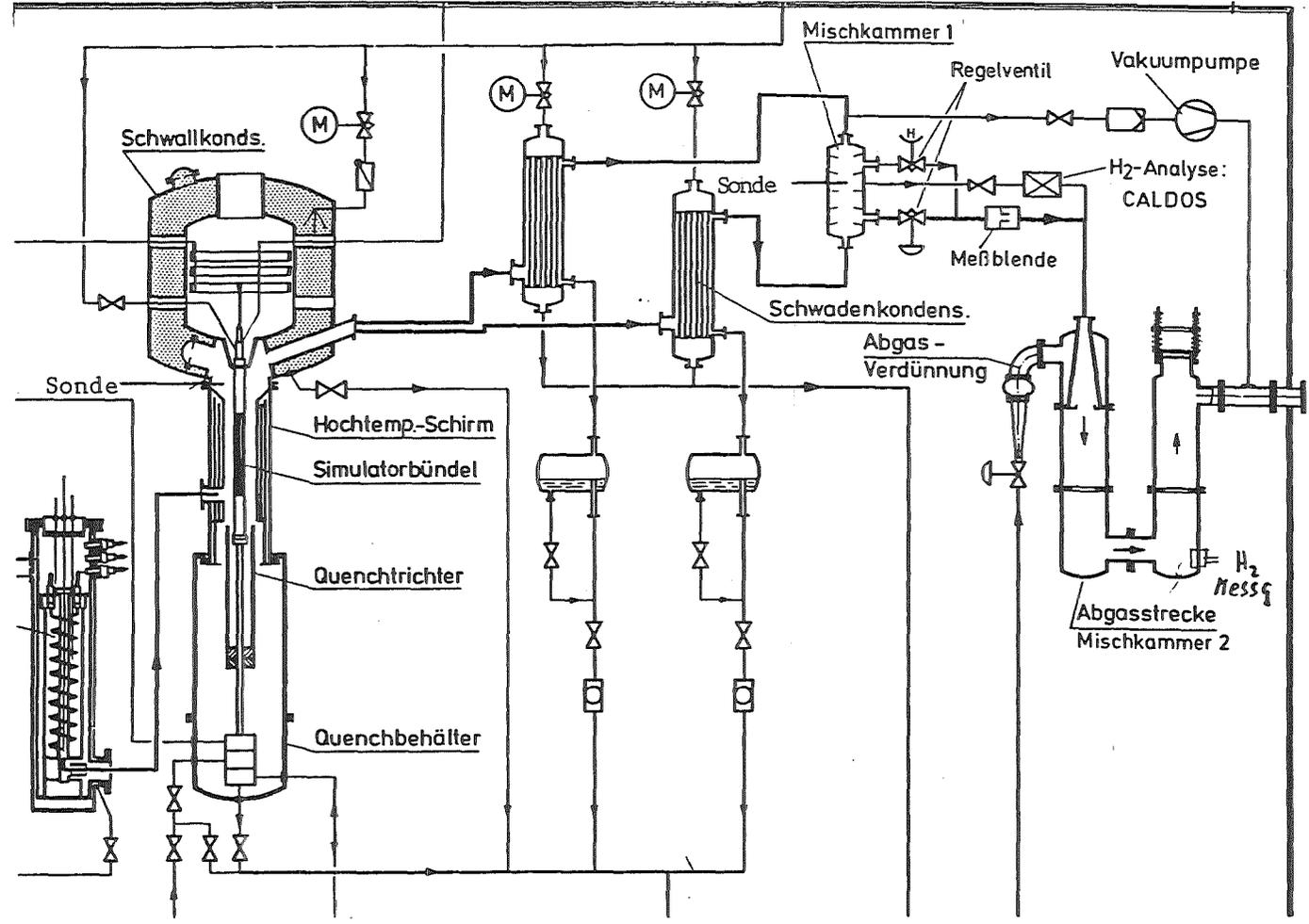
Die Messungen des Gases in der Verdünnungskammer ergaben starke Schwankungen der Partialdrücke, wie wir glauben, aufgrund der Inhomogenität des Gasgemisches direkt über dem Bündel. Das Meßergebnis aus der Verdünnungskammer bestätigt qualitativ den in der Mischkammer beobachteten Verlauf der Gasproduktion, kann jedoch nicht für die quantitative Auswertung herangezogen werden.

Die Mengen des entstandenen Wasserstoffs entsprechen bei CORA-15 2.6 Kg und bei CORA-17 2.8 Kg Zirkon. Bezogen auf das eingesetzte Zirkalloy-Hüllmaterial beträgt damit der Anteil des mit dem Wasserdampf reagierten Materials 39% in CORA-15 und 59% in CORA-17. Bei dieser Rechnung wurde eine Oxidation der Hochtemperaturabschirmung (Shroud) nicht berücksichtigt.

## 8. Schlußfolgerungen

- \* Die Messungen der Wasserstoffherzeugung bei CORA-15 & 17 ergaben Beträge in der erwarteten Größenordnung.
- \* Eine quantitative Analyse ist mit der jetzigen Anordnung nur mit dem Gas aus der Mischkammer möglich.
- \* Die Gassonde der Verdünnungskammer muß an einen Ort verlegt werden an dem eine homogenere Gasmischung erwartet werden kann.
- \* Die Abhängigkeit der Eichfaktoren der Gase von ihrem Partialdruck und dem Totaldruck im Containment ist von großem Einfluß.

Abb.1: Skizze der CORA-Versuchsanlage (Ausschnitt) mit Kennzeichnung der Gassonden.



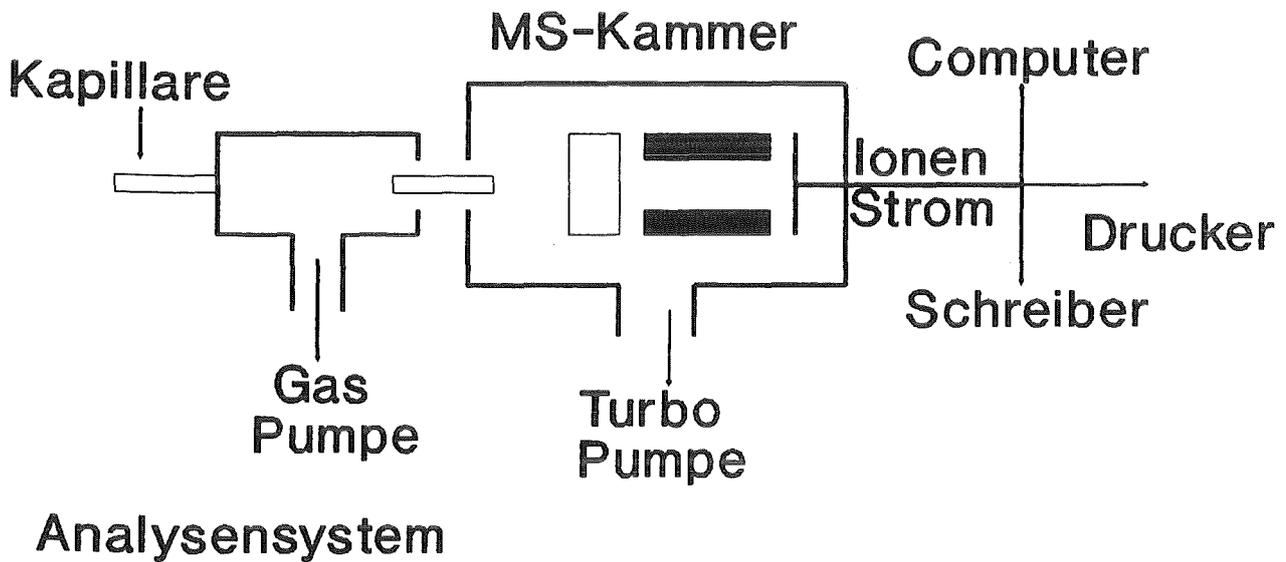
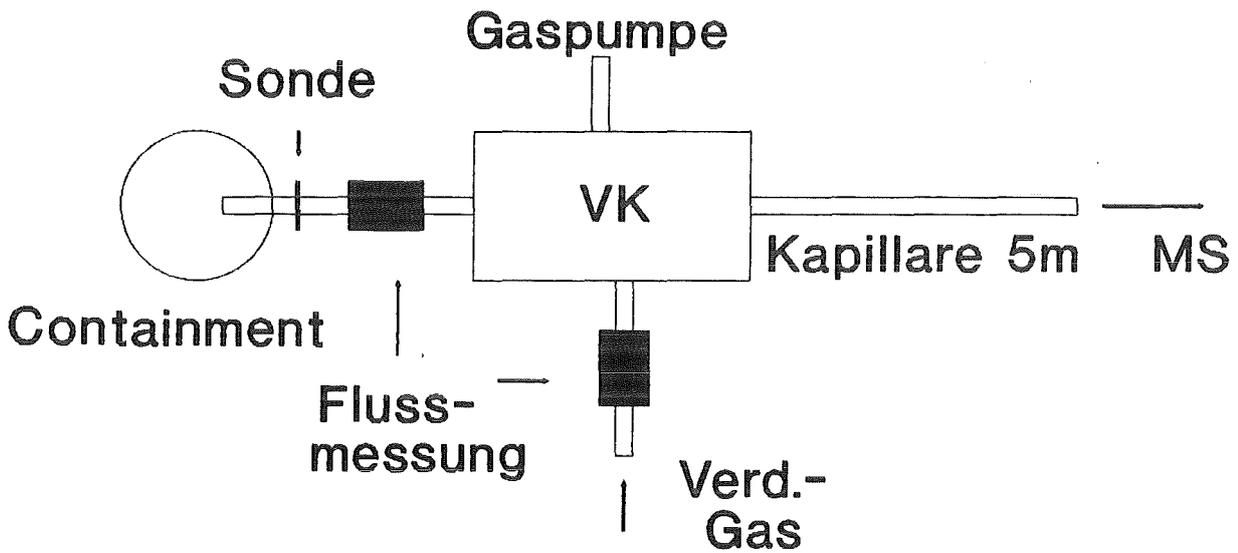
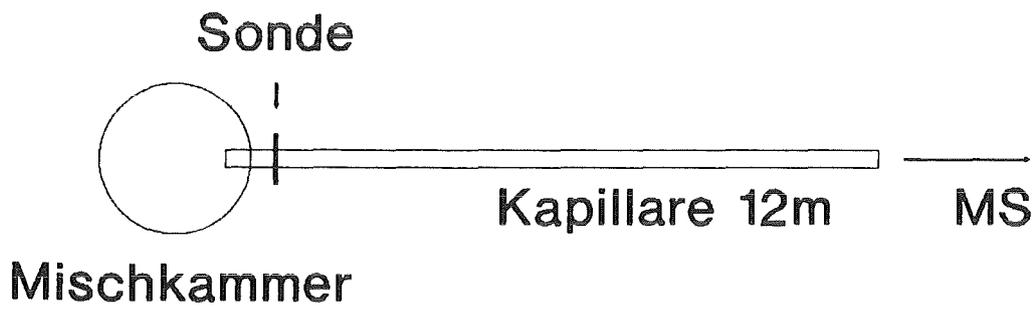


Abb.2: Prinzipskizze des Gasmeßsystems für die Mischkammer (oben) und die Verdünnungskammer (mitte). Massenspektrometer und Gasdruckreduzierung sind unten dargestellt.

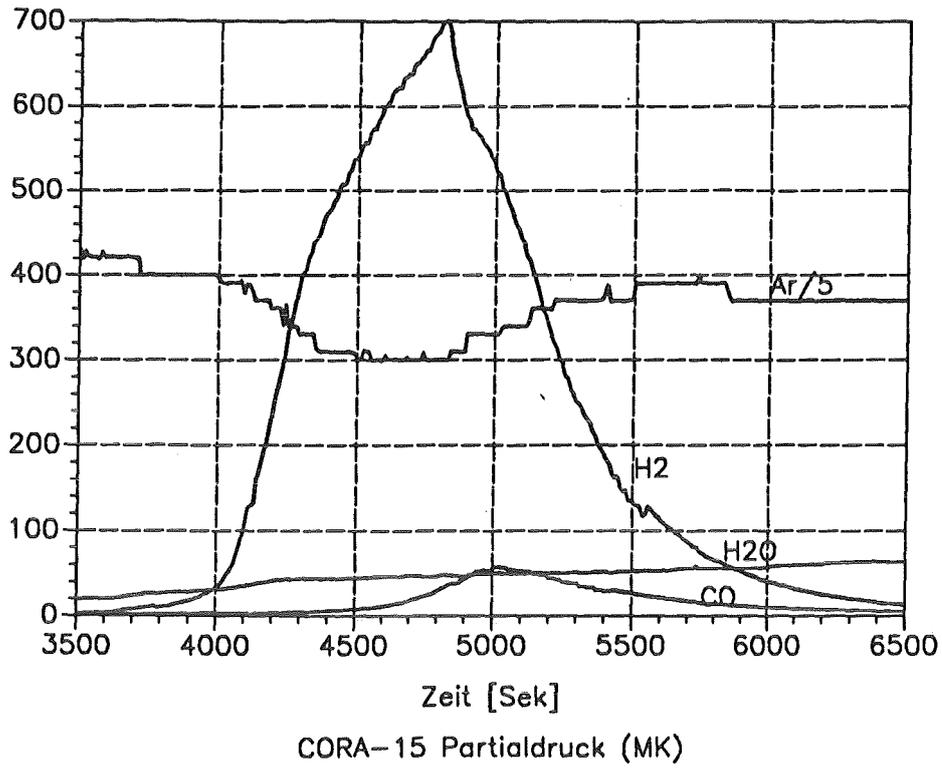


Abb.3: Partialdrücke von Ar, H<sub>2</sub>, H<sub>2</sub> und CO in CORA-15.

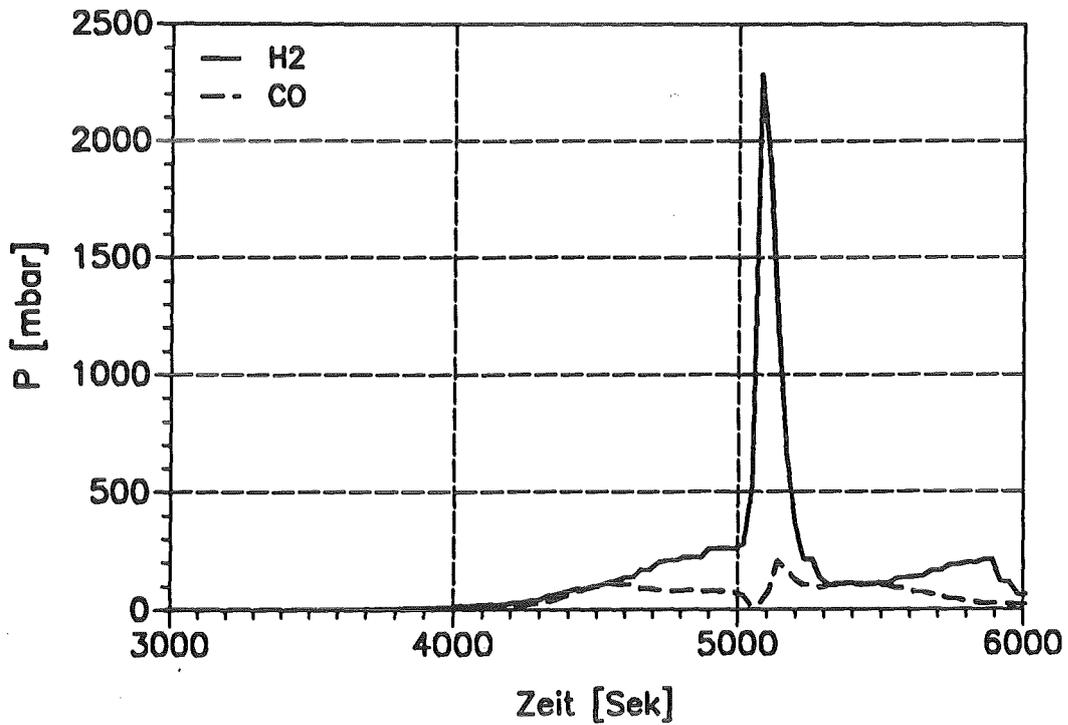
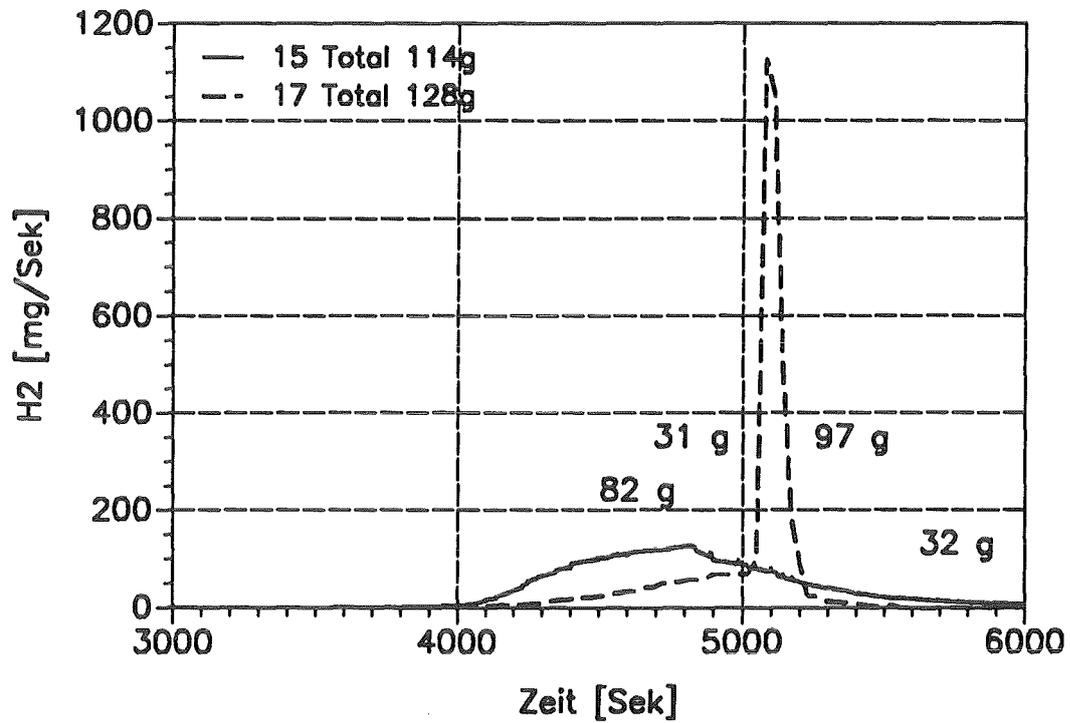


Abb.4: Partialdrücke von H<sub>2</sub> und CO in CORA-17.



CORA-15,17 H<sub>2</sub>-Produktion (MK)

CORA-15:3000-5000 Sek 82g

5000-6000 Sek 32g

CORA-17:3000-5000 Sek 31g

5000-6000 Sek 97g

Abb.5: Produktionsraten von H<sub>2</sub> in CORA-15 & CORA-17 mit Angabe der insgesamt erzeugten Wasserstoffmengen.

12.07.02 LWR - Kernschmelzen

12.07.02/05A Aerosol Behaviour under Core Meltdown Accident Condition

PRS OD5G (H. Bunz, M. Koyro, B. Propfeter, W. Schöck,  
M. Wagner-Amb; LAF I)

Since the development of the NAUA-code was finished with the DEMONA experiments, the main topic of the work with the code were application calculations. Most calculations were done for the layout of venting filters. Facts of interest are the expected mass load of the filter and - because of the filter efficiency - the particle size distribution of the aerosol. The calculations yield that the filters should work properly with the resulting loads. The mass release based on the resuspension source was not yet taken into account. This will be done as soon as reliable results of the REST experiments will have become available. But the expected contribution to the load of the filter should not be significant.

The objective of the REST-program is to develop and to apply to source term calculations a mechanistic model of revolatilization of fission products from the sump pool in a LWR during severe accidents. The model is to be based on release fractions and size spectra which are determined in an experimental program.

The experiments with soluble materials were evaluated and documented during this reporting period. First experiments with suspensions were performed but only qualitative results were obtained. The results of the experiments with solutions are documented in this report.

12.07.02/05A

Aerosolverhalten beim Kernschmelzen

PRS OD5G

(H.Bunz, M.Koyro, B.Propheter, W.Schöck, M.Wagner-Amb)

Im Folgenden wird über die im Berichtszeitraum durchgeführten Arbeiten im NAUA- und im REST-Programm berichtet. Schwerpunkte waren die Zusammenarbeit mit Ländern des Ostblocks zur Vorbereitung entsprechender Störfallanalysen der dortigen Reaktoren im NAUA-Programm und Versuche zur Freisetzung gelöster Stoffe im REST-Programm.

## 1. NAUA

Im Gefolge des Tschernobyl-Unfalls ist auch im Ostblock das Interesse an der Analyse der Folgen schwerer Störfälle stark gewachsen. Als Folge davon wurden u.a. mit der Bundesrepublik wechselseitige Abkommen über wissenschaftlich-technische Zusammenarbeit auch für das Gebiet der Reaktorsicherheit geschlossen. Im Rahmen dieser Abkommen wurde im vergangenen Jahr Seminare mit Fachkollegen aus der DDR und der UdSSR abgehalten, wobei auch der NAUA-Code mit seinen Möglichkeiten vorgestellt wurde. Von Seiten der Partnerländer wurde der Wunsch geäußert, den NAUA-Code übernehmen zu können einschließlich einer entsprechenden Einweisung im Rahmen eines Workshops. Die Durchführung dieser Aktionen wurde für das Jahr 1990 beschlossen.

## 2. REST

### 2.1 Allgemeines

Ziel des REST-Programms (REsuspension Source Term) ist es, ein Rechenmodell für die Spaltproduktfreisetzung durch Resuspension zu entwickeln. Das Modell soll den Mechanismus des Resuspensionseffektes mathematisch erfassen und dann mit dem NAUA-Rechencode gekoppelt werden.

Der Einfluß der Resuspension auf den Quellterm wurde bisher nicht berücksichtigt, da er vernachlässigbar erschien. Die Verbesserung des Rechencodes zeigt aber, daß

der Beitrag der Resuspension zur Spaltproduktfreisetzung unter bestimmten Bedingungen bedeutend wird. Eine Literaturstudie [1] zeigte, daß die Ergebnisse existierender Messungen nicht auf LWR-Unfallscenarien anwendbar sind, da sie nicht unter unfalltypischen Bedingungen durchgeführt wurden. Die Stärke der Resuspensionsquelle soll daher anhand von Versuchen unter diesen Unfallbedingungen bestimmt und mit diesen Ergebnissen die Modellentwicklung begonnen werden.

## 2.2 Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurden die Versuche mit Uranin-Lösungen abgeschlossen und dokumentiert. Experimente zur Blasengrößenverteilung im kochenden Sumpf wurden durchgeführt. Erste qualitative Experimente mit Suspensionen konnten zum Ende des Berichtszeitraumes aufgenommen werden.

### 2.2.1 Experimente mit Uranin-Lösungen

Im Berichtszeitraum wurden die insgesamt 19 Versuchsserien (V010 - V028) mit 57 Einzelversuchen abgeschlossen. Folgende Parameter wurden bei den Resuspensionsversuchen variiert:

- |   |   |
|---|---|
| - die Heizleistung im Sumpf                       | 250, 500, 750, 1000W                                |
| - die Konzentration der Sumpflösung               | 0.03, 0.1, 0.3%                                     |
| - die Atmosphärentemperatur<br>im Versuchskessel  | 100, 130°C  |
| - die Atmosphärenbedingungen<br>im Versuchskessel | ungesättigte (trockene),<br>gesättigte (nasse) Luft |

Bei 100°C Kesseltemperatur wurden Versuche mit allen möglichen Kombinationen durchgeführt. Bei 130°C wurde nur die Heizleistung variiert; Konzentration (0.1%) und Atmosphärenbedingungen (trocken) blieben konstant.

Bei 5 Experimenten wurde der Einfluß des Drucks über dem Sumpf auf die Freisetzungsrates untersucht. Diese Versuche wurden in trockener Atmosphäre jedoch unter dem Gesamtdruck wasserdampfgesättigter Luft durchgeführt.

4 weitere Versuche dienten zur Messung der Partikelgrößenverteilung.

### 2.2.1.1 Auswertung

Da die Freisetzungsrates nicht direkt gemessen werden kann, muß sie über die zeitabhängig gemessene Aerosolmassenkonzentration bestimmt werden. Dazu wird eine vereinfachte Gleichung für das Aerosolverhalten zugrundegelegt. Folgende Annahmen werden gemacht:

1. Die Resuspensionsquellrate  $S$  ist konstant oder Null.
2. Aufgrund der geringen Massenkonzentration kann die Koagulation vernachlässigt werden.
3. Die Abscheiderate wird während des ganzen Versuchs als konstant angenommen.

Damit vereinfacht sich die Gleichung für das Aerosolverhalten zu:

$$dm/dt = S - \alpha m \quad (1)$$

$m$  = luftgetragene Masse

$S$  = Freisetzungsrates

$\alpha$  = Summe aller Abscheidekoeffizienten

Die allgemeine Lösung von (1) lautet:

$$m(t) = S/\alpha + (m_0 - S/\alpha) \exp(-\alpha(t - t_0)) \quad (2)$$

Man kann 2 Fälle unterscheiden:

I Die Kochphase mit dem Ansteigen der Massenkonzentration:  $S > 0$  ,  $t \geq t_0$

II Der Abbau des Aerosols nach Kochende:

$S = 0$  ,  $t \geq t_1 > t_0$

Für die einzelnen Fälle ergibt sich aus (2):

I Beginn des Kochvorgangs:  $m_0=0$  ,  $S=S_0$  ,  $t \geq t_0$

$$m(t) = S_0/\alpha (1 - \exp(-\alpha(t - t_0))) \quad (3)$$

für  $\alpha(t - t_0) \ll 1$  folgt:  $m = 0$  ,  $dm/dt = S_0$

für  $\alpha(t - t_0) \gg 1$  folgt:  $m = S_0/\alpha$  ,  $dm/dt = 0$

II Ende des Kochvorgangs:  $m_0=S_0/\alpha$  ,  $S=0$  ,  $t \geq t_1$

$$m(t) = S_0/\alpha \cdot \exp(-\alpha(t - t_1)) \quad (4)$$

für  $\alpha(t - t_1) \ll 1$  folgt:  $m = S_0/\alpha$  ,  $dm/dt = -S_0$

für  $\alpha(t - t_1) \gg 1$  folgt:  $m = 0$  ,  $dm/dt = 0$

Die Freisetzungsrage kann also bei jedem Versuch auf zwei Arten bestimmt werden. Kennt man  $S_0$  kann man den Resuspensionsfaktor R bestimmen, der definiert ist als das Konzentrationsverhältnis der freigesetzten Substanz zu der im Sumpf gelösten. Die Konzentration der Substanz im Sumpf ist:

$$C_s = \frac{m_{\text{gelöst}}}{m_{\text{Wasser}}} \quad (5)$$

Die Konzentration der - mit dem Dampf in einem Zeitraum dt freigesetzten - Substanz in der Atmosphäre über dem Sumpf ist:

$$C_a = \frac{(dm_{\text{frei}}/dt)}{(dm_{\text{dampf}}/dt)} \quad (6)$$

mit  $dm_{\text{frei}}/dt \equiv$  Freisetzungsrage S  
 $dm_{\text{dampf}}/dt \equiv$  Verdampfungsrage des Sumpfes

Damit erhält man den Resuspensionsfaktor zu

$$R = \frac{C_a}{C_s} = \frac{S_0}{(dm_{\text{dampf}}/dt) \cdot C_s} \quad (7)$$

Es wurde mein Computerprogramm erstellt, das die gemessenen Massenkonzentrationsdaten an eine Kurve der Gleichung (3) bzw. (4) anpaßt. Die Korrelation für die einzelnen Kurvenäste ist gut. In Abb. 1 werden die gemessenen Werte der Massenkonzentration von Versuch V023.2 mit den Ergebnissen der Auswertung verglichen. In der unteren Blatthälfte ist die Massenkonzentration diesmal in linearem Maßstab aufgetragen. Die durchgezogene Linie die mit Gleichung (3) bzw. Gleichung (4) angepaßte Kurve dar. Die gute Übereinstimmung bestätigt die Anwendbarkeit der vereinfachten Verhaltensgleichung für Aerosole (1) auf die experimentellen Bedingungen.

#### 2.2.1.2 Ergebnisse

In den Tabellen 1, 2, 3, und 4 sind die Ergebnisse - sortiert nach Heizleistungen - dargestellt. Die Druckexperimente sind mit einem "\*" gekennzeichnet. Die Resuspensionsfaktoren, die aus ansteigender und abfallender Flanke berechnet wurden, sind in der letzten Spalte eingetragen. Möglicherweise sind die Differenzen zwischen den Werten auf eine Änderung der Abscheiderate nach Kochende zurückzuführen.

Die Resuspensionsfaktoren der Druckexperimente liegen geringfügig unter denen der entsprechenden Experimente bei normalen Druckverhältnissen.

Abb. 2 zeigt die Freisetzungsraten, Abb. 3 die Resuspensionsfaktoren in Abhängigkeit von der Heizleistung. Aufgetragen sind die Mittelwerte der Ergebnisse, die aus der ansteigenden und abfallenden Flanke der Massenkonzentrationsdaten bestimmt wurden. Die Ergebnisse der Experimente bei 100 °C sind als ausgemalte Symbole aufgetragen, die bei 130 °C erhaltenen als halbgefüllte Symbole. Die Ergebnisse der Druckexperimente sind durch offene Symbole gekennzeichnet.

In trockener Atmosphäre liegen die Freisetzungsraten zwischen  $2 \cdot 10^{-3} \mu\text{g} \cdot \text{s}^{-1}$  bei 0.03 % igen Lösungen und  $3 \cdot 10^{-2}$  bei 0.3 % igen Lösungen. Zieht man den Streubereich der Ergebnisse in Betracht, so ergibt sich keine Abhängigkeit der Freisetzungsraten von der Heizleistung!

Druck und Temperatur haben ebenfalls keinen Einfluß auf die Freisetzungsraten, die Ergebnisse dieser Experimente liegen innerhalb des Streubereiches.

Die Freisetzung steigt aber proportional mit steigender Sumpfkonzentration.

Da die Freisetzungsrates nicht mit der Heizleistung und damit mit der Verdampfungsrates ansteigt, ergeben sich aus (7) für steigende Heizleistung fallende Resuspensionsfaktoren. Sie liegen zwischen etwa  $2 \cdot 10^{-4}$  für 250 W und  $2 \cdot 10^{-5}$  für 1000 W Heizleistung.

Es ist ein unerwartetes Ergebnis, daß die Freisetzungsrates über den gewählten Leistungsbereich konstant zu sein scheint. Eine mögliche Erklärung für diesen Effekt liefert die Auswertung der Proben zur Partikelgrößenbestimmung und die Versuche zur Bestimmung der Blasengrößenverteilung im kochenden Sumpf:

Die Partikelgrößenverteilungen sind bimodal, entsprechend der unterschiedlichen Herkunft der Partikeln - film und jet droplets, die beim Blasenplatzen entstehen. Film droplets erzeugen eine große Partikelfraktion mit Durchmessern  $< 0.5 \mu\text{m}$ . Jet droplets erzeugen eine kleine Fraktion mit Durchmessern bis zu  $10 \mu\text{m}$ . Es befinden sich aber bei kleiner Leistung mehr größere Partikeln auf den Filterproben als bei hoher Leistung.

Diese Beobachtung läßt sich sehr gut mit den droplet Erzeugungsrates von Wu [3] erklären. Seine Veröffentlichung beschreibt zwei empirische Funktionen, die die Erzeugungsrates von film und jet droplets in Abhängigkeit vom Durchmesser der sie erzeugenden Blase beschreiben. Die Anzahl der jet droplets sinkt mit steigender Blasengröße, während die Anzahl der film droplets mit steigender Blasengröße ansteigt.

Ein weiteres unerwartetes Ergebnis ist, daß die Freisetzung am stärksten von der Wasserdampfsättigung der Atmosphäre abhängt. Die luftgetragene Masse ist 10 bis 50 mal geringer in einer wasserdampfgesättigten Atmosphäre als in einer nicht gesättigten. Die Freisetzungsrates und Resuspensionsfaktoren sind etwa um den Faktor 10 kleiner (Abb. 2, Abb. 3).

Legt man das Blasenplatzmodell zugrunde, so sollte sich die Freisetzung nicht ändern, da der mechanistische Prozeß der gleiche bleibt. Dies wird durch die Druckexperimente bestätigt, die ergaben, daß die Freisetzung nicht von einem erhöhten Druck abhängig ist. Deshalb ist der Grund für dieses Ergebnis in der unterschiedlichen Wasserdampfdichte im Versuchskessel zu suchen: Im Gegensatz zu Experimenten in trockener Atmosphäre verdampfen die erzeugten droplets nicht und die Wasserdampfgeschwindigkeit ist zu gering, um die droplets in die Atmosphäre zu tragen, d. h. sie erreichen nicht die Sammeleinrichtung.

Die Ergebnisse dieser Experimente wurden auf Tagungen vorgestellt [4] [5] [6].

**Tabelle 2: Ergebnisse der Experimente mit 250 W Heizleistung**

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 <sup>6</sup>	
				(Anstieg)	(Abfall)
V018.1	100°C	0.1 %	trocken	353.0	81.2
V018.3	100°C	0.1 %	naß	--	--
V019.1	100°C	0.03 %	trocken	567.0	145.0
V021.1	100°C	0.3 %	trocken	81.3	36.3
V022.1	130°C	0.1 %	trocken	233.0	47.3
V022.4	100°C	0.3 %	naß	8.9	3.5
V023.4	100°C	0.03 %	naß	--	--
V024.1	100°C	0.3 %	trocken	328.0	36.8
V024.3	130°C	0.1 %	trocken	94.8	63.7
V025.1	100°C	0.03 %	trocken	160.0	137.0
V025.2	100°C	0.1 %	trocken	48.96	48.7
V025.3	100°C	0.3 %	trocken	44.0	31.9
V027.1*	100°C	0.3 %	trocken	180.0	21.8

**Tabelle 3: Ergebnisse der Experimente mit 500 W Heizleistung**

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 <sup>6</sup>	
				(Anstieg)	(Abfall)
V017.1	100°C	0.1 %	naß	36.0	120.0
V018.2	100°C	0.1 %	trocken	96.0	87.1
V019.4	100°C	0.03 %	naß	10.4	--
V020.1	100°C	0.03 %	trocken	68.6	58.6
V021.2	100°C	0.3 %	trocken	52.1	37.9
V021.4	100°C	0.3 %	naß	--	--
V022.2	130°C	0.1 %	trocken	60.5	43.2
V025.4*	100°C	0.3 %	trocken	33.2	25.7
V027.3*	100°C	0.1 %	trocken	50.9	42.7

**Tabelle 4: Ergebnisse der Experimente mit 750 W Heizleistung**

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 <sup>6</sup>	
				(Anstieg)	(Abfall)
V017.2	100°C	0.1 %	naß	28.8	42.6
V023.1	100°C	0.03 %	trocken	24.9	18.4
V023.2	100°C	0.1 %	trocken	21.0	17.7
V023.3	100°C	0.03 %	naß	-.-	-.-
V024.2	100°C	0.3 %	trocken	27.2	16.5
V024.4	130°C	0.1 %	trocken	32.1	27.8
V027.2*	100°C	0.3 %	trocken	25.5	14.0

**Tabelle 5: Ergebnisse der Experimente mit 1000 W Heizleistung**

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 <sup>6</sup>	
				(Anstieg)	(Abfall)
V019.2	100°C	0.03 %	trocken	35.8	18.5
V019.3	100°C	0.03 %	naß	2.5	0.7
V020.2	100°C	0.1 %	trocken	37.4	15.3
V020.3	100°C	0.1 %	naß	2.3	1.2
V020.4	100°C	0.3 %	naß	1.7	1.2
V021.3	100°C	0.3 %	trocken	24.6	11.7
V022.3	130°C	0.1 %	trocken	34.8	14.7
V027.4*	100°C	0.3 %	trocken	14.6	9.3

### 2.2.2 Experimente mit BaSO<sub>4</sub>-Suspensionen

Während des Berichtszeitraumes konnten nur Versuche mit qualitativen Ergebnissen durchgeführt werden, da die Analysentechnik noch nicht kalibriert zur Verfügung stand. Zur Analyse der Proben wird die TRFA-Anlage des LAF I benutzt.

Die Arbeit bestand darin, die Versuchsanlage für die Versuche zu modifizieren. Dafür mußte Zuführung der Sumpfflüssigkeit verändert werden:

Um zu gewährleisten, daß das gesamte BaSO<sub>4</sub> den Sumpfbehälter erreicht, wird es mit heißem Wasser in einer speziellen Spritze gemischt. Diese Suspension wird dann mit Druckluft langsam in den kochenden Sumpf injiziert.

Die Anwendung dieser Technik wurde in etlichen Versuchen erprobt und optimiert. Ebenso wurde die Probennahme und die Probenaufbereitung für die TRFA-Analyse erprobt und optimiert. Die qualitative Analyse dieser Proben ergab, daß der Barium Peak sehr gut detektiert werden kann (Abb. 4), obwohl mehrere andere Peaks sich neben den beiden Barium peaks befinden. Diese Verschmutzungen sind Bestandteile des Kesselmaterials (Cr, Fe, Ni) oder der Nuclepore Filter (Br). Die anderen Bestandteile könnten von einer nicht sauberen Probenhandhabung herrühren.

Es wurden ebenfalls Versuche zur Partikelgrößenverteilung durchgeführt. Es ergibt sich ebenso eine bimodale Verteilung für das freigesetzte Aerosol. Die mittleren Durchmesser der einzelnen Fraktionen verschieben sich jedoch zu größeren Werten.

Ein Versuch wurde am LIT quantitativ analysiert. Hierbei ergab sich eine höhere Freisetzung als bei den Versuchen mit Lösungen. Die Freisetzungsrates und der Resuspensionsfaktor liegen etwa um den Faktor 20 höher als bei dem entsprechenden Experiment mit Lösungen. Dies läßt sich damit erklären, daß sich die aufsteigenden Dampfblasen mit den suspendierten Partikeln anreichern. Sie transportieren somit eine höhere Konzentration zur Flüssigkeitsoberfläche als sie in der Flüssigkeit vorhanden ist.

### 3. Literatur

- [1] R. Borkowski, H. Bunz, W. Schöck  
Resuspension of Fission Products during Severe Accidents in LWRs  
KfK 3987, EUR 10391 EN (Mai 1986)
  
- [2] W. Schöck, M. Wagner-Ambs  
Beschreibung der REST - Versuchsanlage  
(unveröffentlichter Bericht)
  
- [3] Wu, J.  
Marine Aerosols Generated From Bursting Air Bubbles,  
Vortrag auf der Aerosols and Background Pollution Conference,  
Galway, 1989
  
- [4] W. Schöck, M. Wagner-Ambs  
Aerosol Generation by Bubble Bursting from a Boiling Pool,  
Poster auf der European Aerosol Conference,  
Wien, 1989
  
- [5] W. Schöck, M. Wagner-Ambs  
Resuspension of Aerosols from a Boiling Water Pool  
Vortrag auf der Eight Annual Meeting of the American Association for  
Aerosol Research,  
Reno, 1989
  
- [6] W. Schöck, M. Wagner-Ambs  
Results of REST Experiments on Aerosol Resuspension from Sump Water  
Vortrag auf dem Seminar on the Commissions Contribution to Reactor Safety  
Research,  
Varese, 1989.

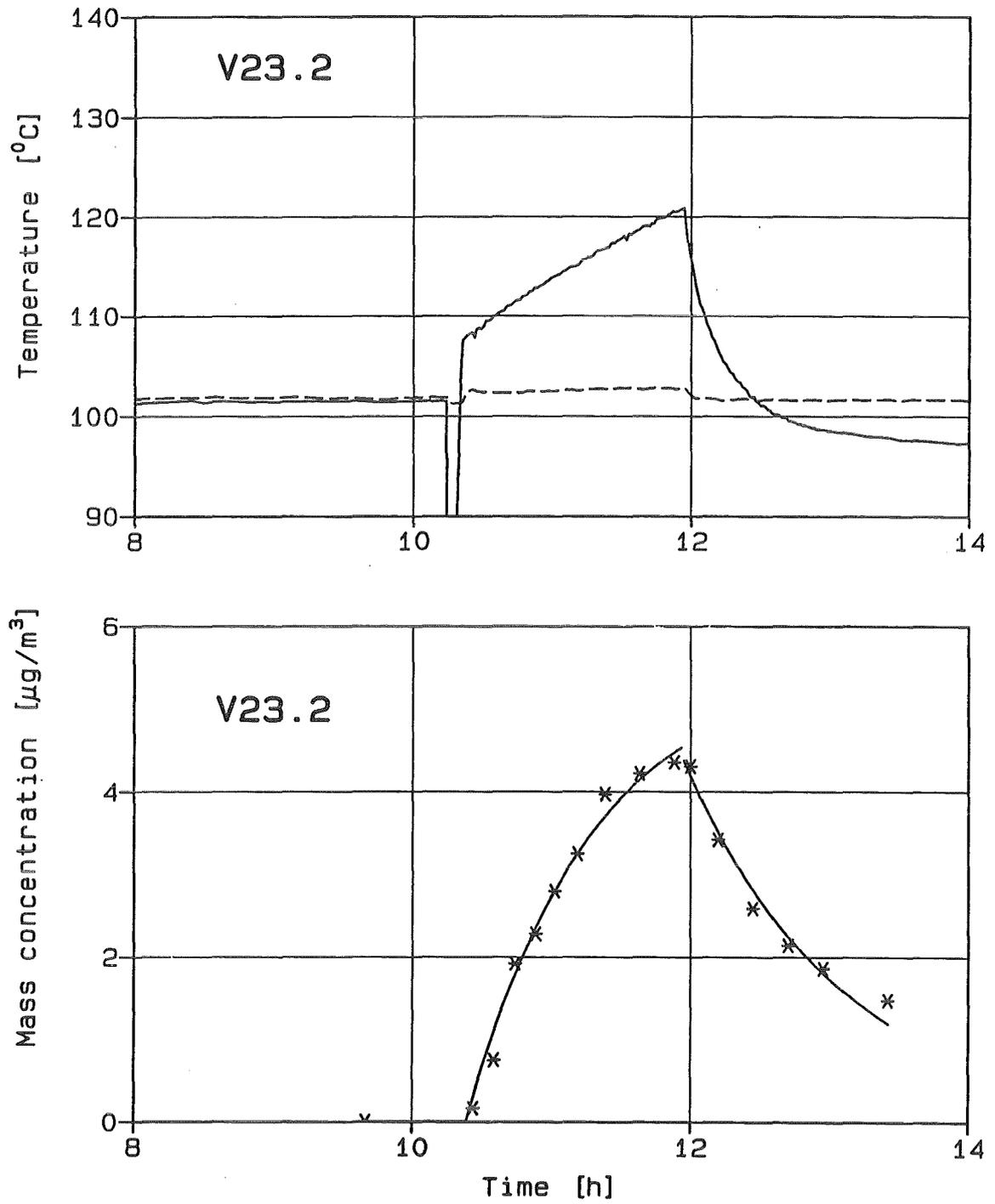


Abb. 1: Vergleich gemessener und berechneter Werte bei V023.2

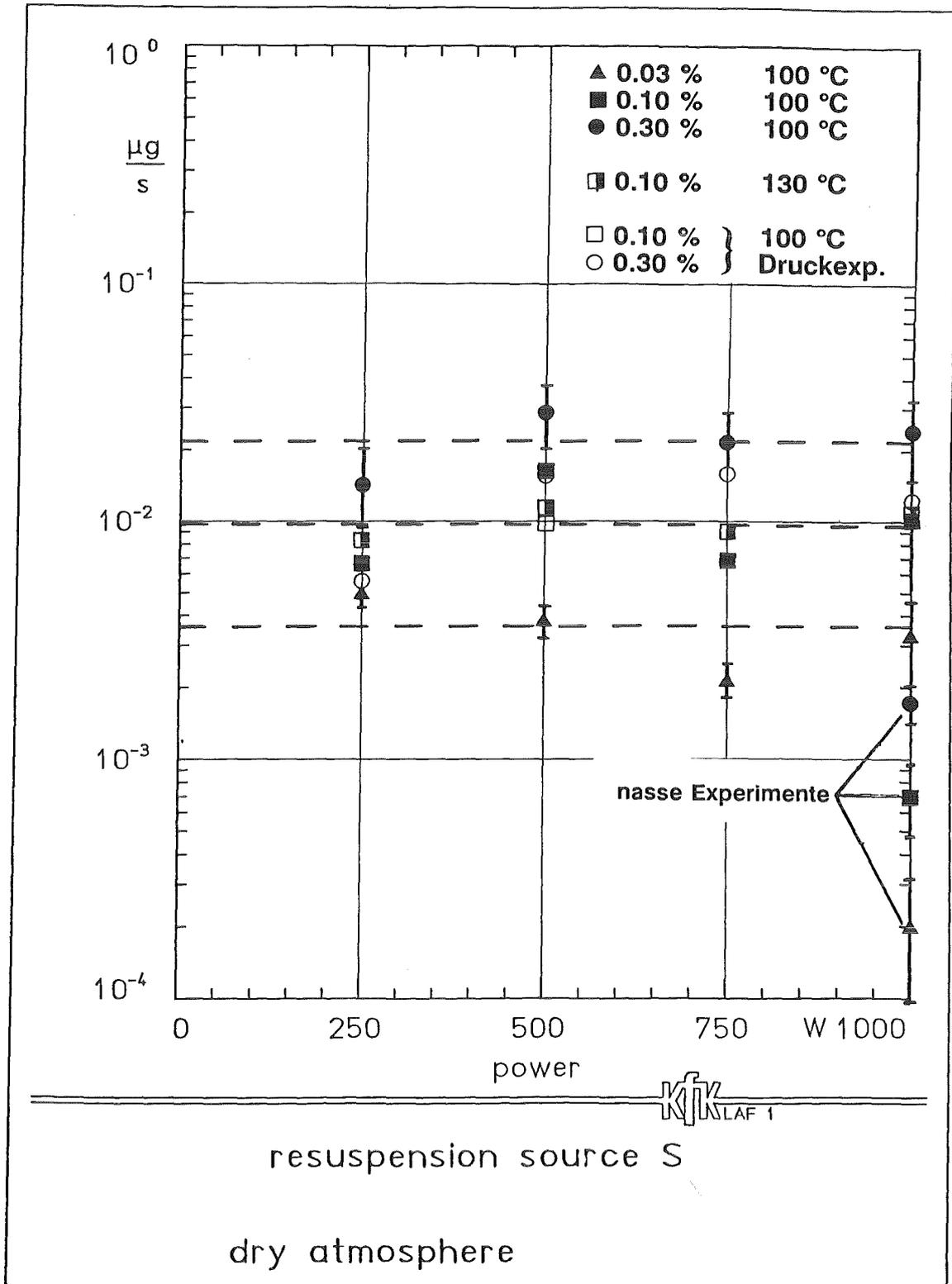


Abb. 2: Freisetzungsraten S in Abhängigkeit von der Heizleistung

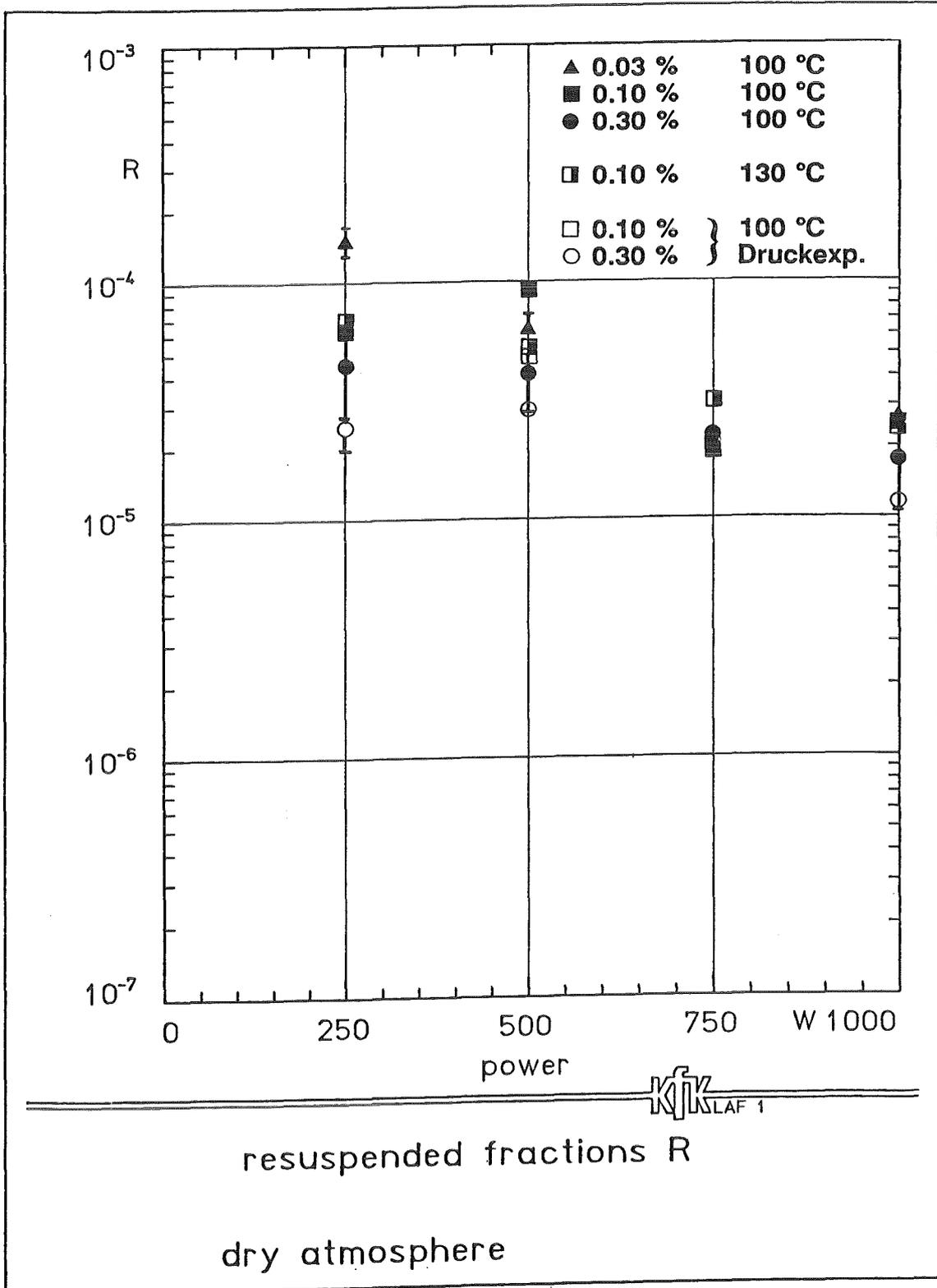


Abb. 3: Resuspensionsfaktoren R in Abhängigkeit von der Heizleistung

LABORATORIUM FLIER AEROSOLPHYSIK - KFK  
Cursor: 0.000keV = 0

FRI 11-AUG-89 10:47

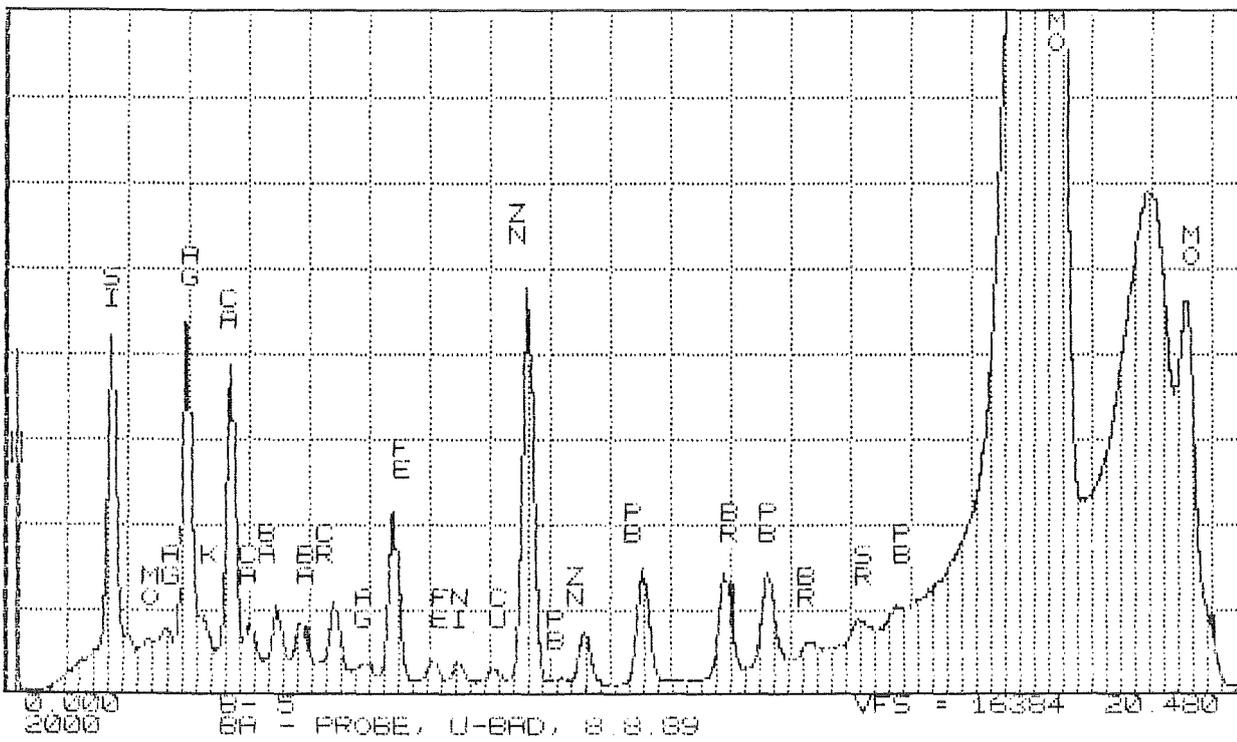


Abb. 4: Qualitative Analyse von Barium mit TRFA

**12.07.02/06A      Behavior of a Core Melt in the LWR Containment**  
**PRS 0D5H          (H. Alsmeyer, J. Foit, H. Schneider, S. Stiefel, W. Tromm, IRB;**  
**M. Oehmann, G. Merkel, H. Schönthal, H. Ziegler, HVT)**

Additional BETA experiments are under preparation to investigate special aspects of melt-concrete interaction with special emphasis on zirconium oxidation, on BWR typical melt composition and on the influence of sumpwater on possible failure mechanisms of vertical concrete walls. The experiments also simulate fission products in order to quantify release rates of low volatile fission products which can be collected and analyzed from filter probes.

The WECHSL computer code which describes the melt-concrete interaction has been improved and can now be applied to BWR melts; Zr-Si-chemical reactions are now taken into consideration. A first application of this model to accident scenarios yields initially higher melt temperatures and very rapid Zr oxidation, while the long term processes differ only slightly from the earlier results with restricted Zr chemical reactions. However this model has to be validated by the next series of BETA experiments.

A conceptual study for a corecatcher has been started which relies on the principles of melt spreading and melt fragmentation. The decay heat of the core debris is transferred to evaporating water which will be condensed in the containment. Experiments have begun to study the feasibility of the concept.

The leaching and the transport of fission products by the groundwater has been estimated which occurs as a consequence of basemat penetration which must be considered for existing plants in severe accident conditions. The high radiation exposure from contaminated drinking water is dominated by Sr-90. This long term exposure has to be controlled by administrative or technical measurements.

12.07.02/06A      Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment  
PRS 0D5H          (H. Alsmeyer, J. Foit, H. Schneider, S. Stiefel, W. Tromm; IRB;  
M. Oehmann, G. Merkel, H. Schönthal, H. Ziegler, HVT)

### Modell- und Codeentwicklung zum Verhalten von Kernschmelzen

Sicherheitsuntersuchungen an Leichtwasserreaktoren beziehen die Schmelze-Beton-Wechselwirkung als Folge nicht beherrschter Unfälle mit in die Risikoeermittlung ein. Auf der Basis der zunächst für die DWR-Risikostudie erarbeiteten Ergebnisse ist eine experimentelle und theoretische Ergänzung vorgesehen, um spezielle Phänomene dieser Unfallphase vor allem im Hinblick auf Siedewasserreaktor-typische Aspekte absichernd modellieren und beschreiben zu können.

#### 1. Vorbereitung ergänzender BETA-Experimente

Die in den Jahren 1984-1986 durchgeführten BETA-Experimente der Versuchsserie I waren am Ablauf von DWR-Kernschmelzeunfällen orientiert. Für die in Vorbereitung befindliche Sicherheitsstudie für Siedewasserreaktoren sind die folgenden Punkte von besonderem Interesse, die ergänzende Experimente notwendig machen:

- Der hohe Anteil von 85 t Zircaloy im SWR-Kern macht, im Vergleich mit 32 t Zircaloy im DWR-Kern, eine genauere Beschreibung der Zirkonium-Oxidationsvorgänge notwendig. Dies gilt insbesondere deshalb, weil im SANDIA-Experiment SURC-4 Hinweise für die chemische Reaktion von Zircaloy mit dem Siliziumdioxid des aufschmelzenden Betons gefunden wurden. Diese Reaktion, die parallel zur Zry-Oxidation mit den Gasen aus dem Beton ablaufen kann, würde zu kurzzeitig höheren Temperaturen der Schmelze führen. Durch die höheren Temperaturen und durch das Sauerstoffpotential in der Schmelze, das wiederum durch das metallische Zircaloy bestimmt wird, ergeben sich möglicherweise Auswirkungen auf die Spaltproduktfreisetzung aus der Schmelze. Diese Freisetzung und die Erosion und Temperatur der Schmelze in der frühen Phase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung sind damit ein wichtiges Untersuchungsziel. Bei SWR-Bedingungen ist ferner zu berücksichtigen, daß durch die Anwesenheit von Borkarbid aus den Absorberelementen eine Absenkung der Erstarrungstemperatur der Metallphase einsetzt.

- Für den biologischen Schild des DWR wie auch für allgemeinere Situationen einer Kernschmelze ergibt sich die Frage, wie eine Schmelze eine seitliche Betonstruktur durchdringt, wenn diese auf der Außenseite durch anstehendes Wasser gekühlt wird. Als Grenzfälle sind zu sehen das Versagen der Wand und nachfolgend das Auflaufen von Wasser auf die Schmelze und eventuell das Austreten von Schmelze in das Wasser, oder aber die Ausbildung einer Restwand von Beton, die durch die scharfe Wasserkühlung stabilisiert wird.

Zur Untersuchung dieser Fragestellungen wurden 5 BETA-Experimente spezifiziert (Tab. 1), die mit nationalen und internationalen Partnern abgestimmt wurden. Zu erwähnen ist in diesem Zusammenhang auch das starke Interesse der UdSSR und DDR an diesen Experimenten, die im Rahmen von Regierungsabkommen am Informationsaustausch beteiligt sind. Ein sechstes Experiment mit der speziellen Betonsorte Serpentinbeton, das für WWER-Reaktoren von Interesse ist, befindet sich zur Zeit in der Klärungsphase.

Die in Tabelle 1 als 5.1 bis 5.3 aufgeführten Experimente decken die Fragestellungen zu hohem Zr-Gehalt und  $B_4C$  ab, wogegen die Experimente 6.1 und 6.2 die Auswirkung des angrenzenden Wassers behandeln. Die Durchführung der Experimente ist in den Jahren 1990/91 geplant.

Im Berichtszeitraum wurde die BETA-Anlage wieder verfügbar gemacht und mit der Vorbereitung des ersten Experiments V5.1 begonnen. Dabei wird die Versuchstechnik in einigen wesentlichen Punkten erweitert:

Die Zugabe von 80 kg metallischem Zirkonium zur Schmelze erfolgt durch Abwurf von Zr 4-Abschnitten in den Beton-Tiegel unmittelbar vor Einguß der heißen Stahl- und Oxidschmelze. Dies gelingt durch Einbau eines Korbes in die Tiegelhaube, der fernbedient geöffnet wird und auch das für einige Versuche notwendige  $B_4C$  aufnehmen kann.

Zur Messung der Schmelzbadtemperatur werden, wie bisher, Wolfram-Rhenium-Thermoelemente in der Tauchsondenanlage eingesetzt. Diese Instrumentierung wird ergänzt durch in den Tiegel einbetonierte Hochtemperatur-Thermoelemente, die, nachdem sie freigeschmolzen sind, in die Schmelze ragen und bis zu ihrem Versagen innerhalb einiger Minuten die Temperatur des Schmelzbades messen sollen. Diese Technik wurde von ANL und SANDIA in jeweils modifizierter

Form angewandt. Die neuen BETA-Tiegel sind bzw. werden mit einer ausreichenden Zahl derartiger Thermoelemente eingesetzt, so daß drei unabhängige Temperaturmeßverfahren gleichzeitig zum Einsatz kommen und damit eine optimale Bestimmung der Schmelzbad-Temperatur erfolgt.

Zur Simulation von Spaltprodukten werden der Schmelze entsprechende inaktive Chemikalien zugesetzt, die in Kapseln aus der Tauchsondenanlage abgeworfen werden. Vorgesehen ist die Zugabe der mittel- bis schwerflüchtigen Stoffe Mo, ZrTe<sub>2</sub>, CeO<sub>2</sub>, BaO, La<sub>2</sub>O<sub>3</sub> und SrO jeweils in Mengen von 0,5 oder 1 kg. Diese simulierten Spaltprodukte werden, wenn sie aerosolförmig freigesetzt werden, zusammen mit weiteren Aerosolen aus der Schmelze auf Probenahmefiltern gesammelt und aerosolphysikalisch und chemisch analysiert. Eine zusätzliche On-Line-Instrumentierung ermittelt Aerosoldichte und mittleren Partikeldurchmesser. Durch ein großes Metallfaserfilter nach Bauart moderner Unfallfilter werden die Aerosole in der Abgasstrecke praktisch vollständig zurückgehalten. Die hiermit zu gewinnenden Aussagen sind sowohl für die Ermittlung des Quellterms wie auch zur Absicherung der Auslegung von Unfallfiltern von Interesse.

Für die zwei BETA-Experimente V6.1 und V6.2 mit der Möglichkeit der Sumpfwasserflutung wurden spezielle Doppeltiegel mit einem wassergefüllten Ringspalt entworfen. Die Metallform, die zum Guß der Beton-Tiegel erforderlich ist, ist in der Fertigung.

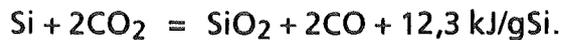
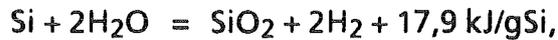
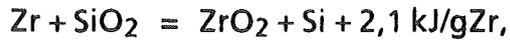
Mit dem ersten Experiment V5.1 in der neuen BETA-Versuchsserie wird im April 1990 gerechnet.

## 2. Anwendung von WECHSL auf SWR-Unfallbedingungen

Die Weiterentwicklung von WECHSL zur Beschreibung der Schmelze-Beton-Wechselwirkung orientiert sich hauptsächlich an SWR-typischen Fragestellungen, wie bereits im vorhergehenden Abschnitt erläutert. Um Erosionsrechnungen für typische deutsche SWR-Anlagen durchführen zu können, wurden im WECHSL-Code bei der Lösung der instationären Wärmeleitungsgleichung folgende Phänomene berücksichtigt:

- Kühlung durch Gase und durch Eintrag von Metallen und Oxiden;
- Abnahme der erstarrten Metallmasse hervorgerufen durch Oxidation.

Des weiteren wurde auf Grund von Erkenntnissen aus den SURC-Experimenten die Zirkonium-Chemie durch die folgenden chemischen Reaktionen ergänzt:



Der Prozeß der Schmelze-Beton-Wechselwirkung wurde für SWR-Anlagen in Anlehnung an Gundremmingen und Krümmel simuliert. Für die Größe der von der Schmelze benetzten Betonkaverne wurden dabei idealisierende Annahmen gemacht.

Die Anlagen Gundremmingen und Krümmel unterscheiden sich im wesentlichen durch Größe der Kaverne (9 m bzw. 14 m Durchmesser) und Zusammensetzung des Betons. Die Schmelze, deren Anfangstemperatur mit 2673 K angenommen wird, enthält 56 t Zr, 73 t Fe, 11 t Cr, 6,4 t Ni, 177 t UO<sub>2</sub> und 38 t ZrO<sub>2</sub>.

Der stark karbonatische Beton der Anlage Gundremmingen führt zu hohen Freisetzungsraten von CO und CO<sub>2</sub> (Abb. 1).

Durch die hohe Gasfreisetzungsrate und durch den mäßigen Silikatanteil des Beton wird das metallische Zirkonium innerhalb von 197 s oxidiert. Die nachfolgende Si-Oxidation dauert 285 s. Nach ca. 720 s liegt die Temperatur der Metallphase dicht bei der Erstarrungstemperatur (Abb. 2).

Die zusätzliche Reaktion des Zr mit SiO<sub>2</sub> führt zu einer um 100°C höheren Temperatur in der frühen Phase der Betonerosion, was für die Aerosolfreisetzung von Bedeutung ist.

Der hohe Gehalt an CaO in der oxidischen Schmelze erniedrigt deren Zähigkeit wesentlich gegenüber den bisher vorwiegend betrachteten stark silikathaltigen Oxidschmelzen. Dieses wird in den Zähigkeitsmodellen, die in WECHSL vorhanden sind, bei höheren Temperaturen richtig berücksichtigt. Allerdings bleibt nach dem bisher angewandten Zähigkeitsmodell die Zähigkeit gering, selbst wenn bei Annäherung der Oxidtemperatur an die Erstarrungstemperatur eine deutliche Zunahme der Zähigkeit zu erwarten ist. Aus der zu gering berechneten Zähigkeit resultiert zu späteren Zeiten eine zu hohe Wärmeabfuhr durch Strahlung über die Oberfläche des Schmelzbades, die die Nachwärmeleistung in der Schmelze

übertrifft. Dadurch kommt es nach 2,4 Tagen und einer vertikalen Erosion von 2,8 m (Abb. 3) zum Abbruch der Rechnung, da die Oxidtemperatur die Schmelztemperatur des Betons unterschreitet.

Um die Materialgesetze in WECHSL für die hier vorliegenden Oxidzusammensetzungen in der Nähe der Erstarrungstemperaturen zu verbessern, müssen zuverlässige Materialdaten (Erstarrungstemperatur, Zähigkeit) ermittelt werden, die gegenwärtig nicht bekannt sind.

Der Beton der Anlage Krümmel, der überwiegend silikatische Zuschlagstoffe enthält, weist ein von karbonathaltigem Beton unterschiedliches Verhalten auf. Bei niedrigeren Gasfreisetzungsraten dominiert die Freisetzung von  $H_2$  (Abb. 4). Der sehr hohe Gehalt von  $SiO_2$  im Beton hat eine Oxidation des Zr in nur 56 Sekunden und wegen der starken Wärmefreisetzung aus der Zr-Oxidation eine Temperaturspitze von 2930 K zur Folge (Abb. 5).

Das 2 m dicke Fundament wird nach 1,1 Tagen durchgeschmolzen (Abb. 6).

Das Fluten der Schmelzbadoberfläche verzögert die Durchdringung des Fundaments nur geringfügig, und zwar um 5 Stunden.

Bei Bewertung dieser ersten SWR-Rechnungen ist zu berücksichtigen, daß die Modelle der Zr-Reaktion mit  $SiO_2$  und deren Folgereaktionen noch im Experiment geprüft werden müssen. Das bei der Rechnung unterstellte Vorliegen der gesamten SWR-Kernschmelze zum Zeitpunkt  $t = 0$  sec mit hoher Temperatur ist pessimistisch, da zu erwarten ist, daß gerade unter SWR-Bedingungen der Absturz der Schmelze über einen längeren Zeitraum erfolgt. Damit würden sich die Gasfreisetzung und die Fundamenterosion verzögern.

### 3. Kühlbarkeit von Kernschmelzen im Fundamentbereich

Diese Untersuchungen befassen sich mit der Frage, mit welchen konstruktiven oder anlagentechnischen Maßnahmen eine Kernschmelze, die aus den RDB ausgetreten ist, im Fundamentbereich sicher gehalten und gekühlt werden kann, damit auch die Folgen schwerer Unfälle auf die Anlage selbst beschränkt bleiben. Die Maßnahmen orientieren sich zunächst auf mögliche neue Containmentkonzepte.

In dem Berichtszeitraum wurden die Überlegungen zu einer Kernfängerkonstruktion fortgeführt und ein Modellkonzept aufgestellt.

Die Schmelzenmasse eines 1300 MW<sub>el</sub> DWR-Kerns beträgt etwa 200 t, bestehend aus etwa 135 t Oxid und 65 t Metall. Dies entspricht einem Schmelzevolumen von 28 m<sup>3</sup>. Als Nachwärmeleistung sind anfangs etwa 20 MW abzuführen, die sich nach einer Woche auf weniger als 10 MW reduzieren.

Die Anforderungen, die an eine Kernfängerkonstruktion zu stellen sind, ergeben sich damit aus der Schmelzenmasse, der Nachzerfallswärme und den möglichen Unfallabläufen (Hoch- und Niederdruckszenarien).

Ziel der Kernrückhaltung ist, neben der sicheren Abfuhr der Nachwärme, die Erosion wichtiger Strukturen zu verhindern und die noch in der Schmelze vorhandenen Spaltprodukte zurückzuhalten. Dazu müssen die Kernmaterialien langfristig auf niedrige Temperaturen gebracht und gehalten werden.

Dies geschieht nach Abb. 7 durch das Ausbreiten der Schmelze in eine flache Schicht und durch direkte Wasserkühlung, zunächst von unten, langfristig auch von oben durch Fluten mit Wasser. Damit wird die gesamte Nachwärme in Verdampfung umgesetzt. Der Dampf breitet sich im Containment aus - im folgenden wird von einem unten zylindrischen Containment ausgegangen - kondensiert an der von außen gekühlten Stahlschale und fließt in den Fundamentbereich zurück. Der Sicherheitsbehälter wird auf der Ringraumseite durch Luft oder Sprühen gekühlt. Damit wird die Nachwärme mit dem Luft- oder Dampfstrom durch Naturzug über den oben offenen Ringraum an die Umgebung abgegeben. Ein Venten des Containments ist daher in dieser Unfallsituation nicht erforderlich.

Zur Unterstützung der Ausbreitung und Kühlung der Schmelze besitzt der Core-catcher folgende konstruktiven Merkmale, s. Abb. 7:

- Er besteht aus einer Auffangwanne aus Stahl mit gelochter Bodenplatte, die durch massive Stützen mit dem Betonfundament verankert ist. Der Raum zwischen Fundament und Stahlwanne sowie auch deren Seitenteile werden im Unfall durch das Primär- und Notkühlwasser selbsttätig geflutet, da sie die tiefste Stelle des Containments darstellen.

- Der Corecatcher ist auf der Innenseite mit Beton ausgekleidet, der die folgenden Funktionen übernimmt.
  1. Mechanischer Schutz vor herabstürzenden Strukturen, mit einer Verstärkung unterhalb des RDB im Mittelbereich bis etwa 6,5 m Durchmesser.
  2. Thermischer Schutz der Stahlwanne gegen die anfänglich hohen Temperaturen der Schmelze. Der Beton wirkt als Opferschicht und fördert durch seine Gasfreisetzung die Ausbreitung der Schmelze über die gesamte Fläche.
  3. Des weiteren können die Spaltprodukte durch Glasbildner besser in die Opferschicht eingebunden werden.
  
- Mit Aufschmelzen der Betonschicht und Annäherung der Schmelze an die Stahlplatte setzt die bodenseitige Kühlung durch das unten anstehende Wasser ein. Der entstehende Dampf strömt durch die gelochte Stahlplatte nach oben ab. Das durch die Löcher eindringende Wasser kann die Schmelze zumindest teilweise fragmentieren, so daß sie direkt durch Wasser kühlbar wird. Wo eine Fragmentation nicht erfolgt, geschieht die Kühlung über Wärmeleitung nach unten. Durch diese einseitige Kühlung kann Wärme aus einer Schicht von etwa 10 cm Höhe abgeführt werden.
  
- Da die Höhe der Schmelzenschicht bei einem hier angenommenen Durchmesser des Corecatchers von 17 m ca. 20 cm beträgt, wird zur langfristigen Kühlung der gesamten Schichthöhe die Schmelze von oben zeitlich verzögert geflutet. Dies geschieht durch aufschmelzende Stopfen im Seitenbereich der Auffangwanne, die damit Strömungswege für das seitlich anstehende Wasser freigeben, oder redundant als aktive Maßnahme durch Öffnen von Flutleitungen. Damit kann die gesamte Nachwärme allein durch Wärmeleitung aus der erstarrten flachen Schicht abgeführt werden, bei einer Maximaltemperatur von anfänglich 1300°C im Inneren der Schicht. Wenn experimentell im Rahmen weiterer Arbeiten eine stärkere Fragmentierung der Schmelze bestätigt und quantifiziert werden kann, so ist eine entsprechende Verringerung des Durchmessers des Corecatchers möglich.

Aufgrund seiner einfachen Bauweise kann der Corecatcher so in den Sicherheitsbehälter integriert werden, daß der Einbau mit dem derzeitigen Containmentkonzept verträglich ist.

### Vorexperimente zur Kernkühlung

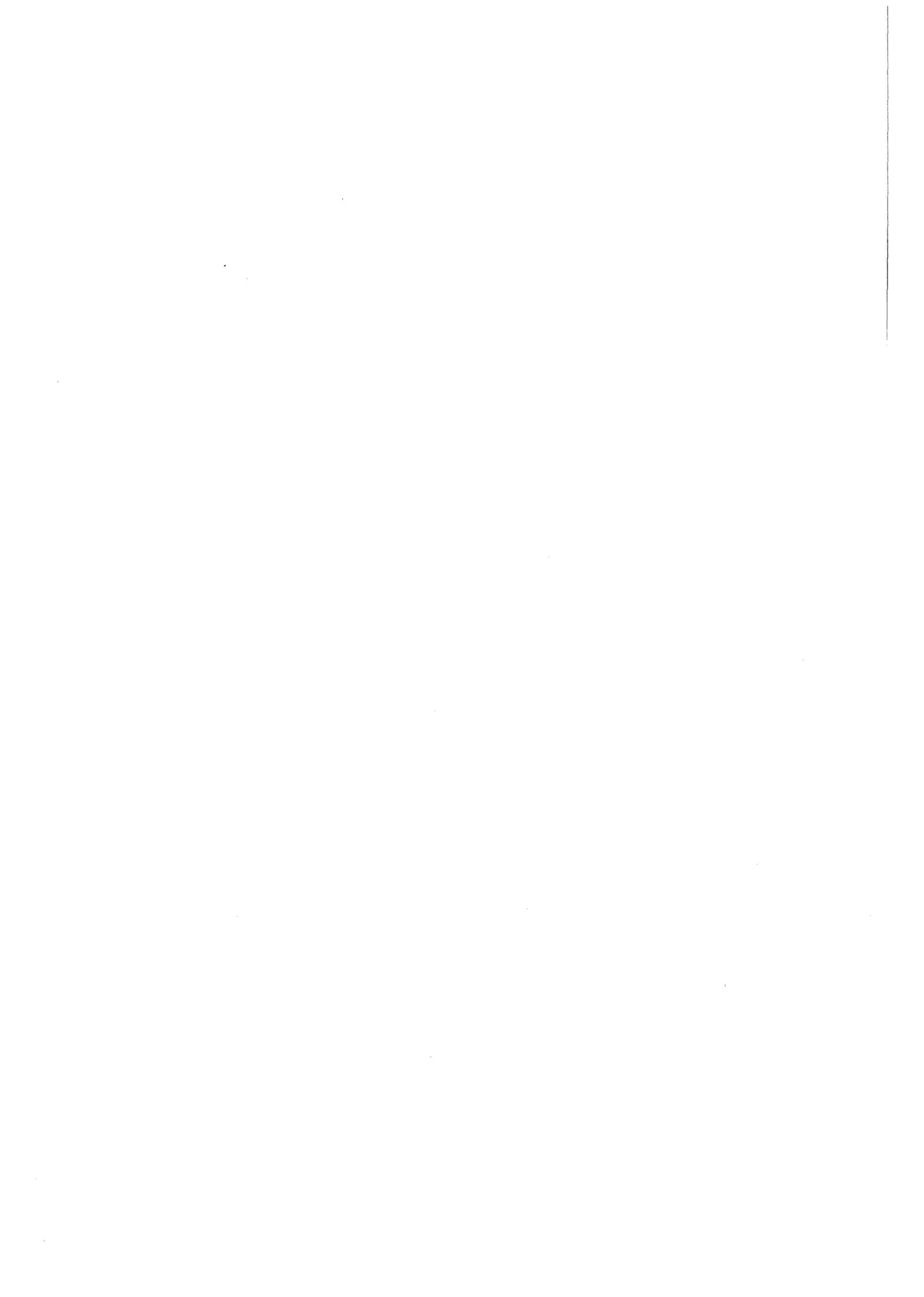
Von großer Wichtigkeit für den Nachweis der Kühlbarkeit einer Kernschmelze durch die oben erläuterte Kernfängerkonstruktion ist das Verhalten der Kernschmelze bei Vordringen auf die Lochplatte. Es muß gewährleistet sein, daß der unten anstehende Dampf nach oben über die Löcher abströmen kann, um zu verhindern, daß sich ein isolierendes Dampfpolster ausbildet und die Schmelze dadurch die Stahlplatte erodieren kann. Das bedeutet, daß die Schmelze zwar durch einige Löcher der Bodenplatte durchregnen und diese zusetzen darf, aber nicht großflächig die Lochplatte gegenüber dem unten anstehenden Wasser verschließen darf. Desweiteren sind wichtige Fragestellungen beim Vordringen der Kernschmelze auf die Stahlplatte, was für Mechanismen eine Fragmentierung der Schmelze durch das unten anstehende Wasser bewirken, und welche Faktoren die Fragmentierung beeinflussen.

In dem Berichtszeitraum wurden deshalb erste Vorexperimente zu diesen Fragestellungen durchgeführt.

Der experimentelle Aufbau besteht aus einem von außen beheizbaren Behälter mit einem Einlochboden, an den sich nach unten ein Wasserbehälter anschließt. Die Öffnung in dem Behälterboden kann von oben betätigt werden.

Als Simulationsmaterial für die Kernschmelze wurde ein Polyamid ausgesucht mit ähnlichem amorphen Erstarrungsverhalten und der gleichen Viskosität, wie sie die Kernschmelze nach Aufschmelzen der oben beschriebenen Opferschicht besitzt. Da die Arbeitstemperaturen aber wesentlich niedriger liegen, können Experimente einfacher durchgeführt werden als mit vergleichbaren Glas- oder Oxidschmelzen, deren Erstarrungstemperatur bei ca. 1300°C liegt. Die Schmelztemperatur des Polyamids liegt bei 170°C, die Zersetzungstemperatur bei 300°C. Dementsprechend ist aber der Wärmeeintrag in das unten anstehende Wasser wesentlich geringer und damit auch die entstehende Dampftrate.

Kühlungsversuche wurden in folgender Weise durchgeführt: In den vorbeheizten Behälter mit geschlossenem Boden wird die auf 300°C aufgeheizte Schmelze gegossen, anschließend die Öffnung freigegeben und damit Wasserzutritt von unten erlaubt.



taktfläche ausbildet; wegen der infolge des Schmelzvorgangs gebildeten Risse und Klüfte im Beton wird die tatsächliche Kontaktfläche aber um einen Faktor 10 größer angenommen. Etwa 20 Tage nach Unfalleintritt wird dann die großflächige Auslaugung beginnen.

Bei der Festlegung der Auslaugrate der glasigen Kruste wurde zunächst von einem Wert ausgegangen, wie er im Zusammenhang mit verglasten Abfallprodukten aus der Wiederaufarbeitung ermittelt wurde; dieser beträgt  $A = 10^{-4} \text{ g}/(\text{cm}^2 \cdot \text{d})$ . Da die tatsächlichen Krusten der wiedererstarteten Schmelze eine geringere Auslaugresistenz erwarten lassen als speziell entwickelte Gläser, wurde der Wert um den Faktor 100 erhöht, d.h. es wurde für die Abschätzung der Wert  $A = 10^{-2} \text{ g}/(\text{cm}^2 \cdot \text{d})$  angewandt. Aufgrund zwischenzeitlich durchgeführter Auslaugexperimente, die einen Wert  $A = 8 \cdot 10^{-4} \text{ g}/(\text{cm}^2 \cdot \text{d})$  ermittelten, darf dieser Wert als konservativ betrachtet werden.

Zur Berechnung der räumlichen und zeitlichen Verteilung der Radionuklidkonzentration  $C(x,y,z,t)$  im Grundwasser wurde folgende Gleichung benutzt:

$$\delta C/\delta t + v_a/R_d \delta C/\delta x = D_1/R_d \delta^2 C/\delta x^2 + D_t/R_d \delta^2 C/\delta y^2 + D_v/R_d \delta^2 C/\delta z^2 - \lambda C$$

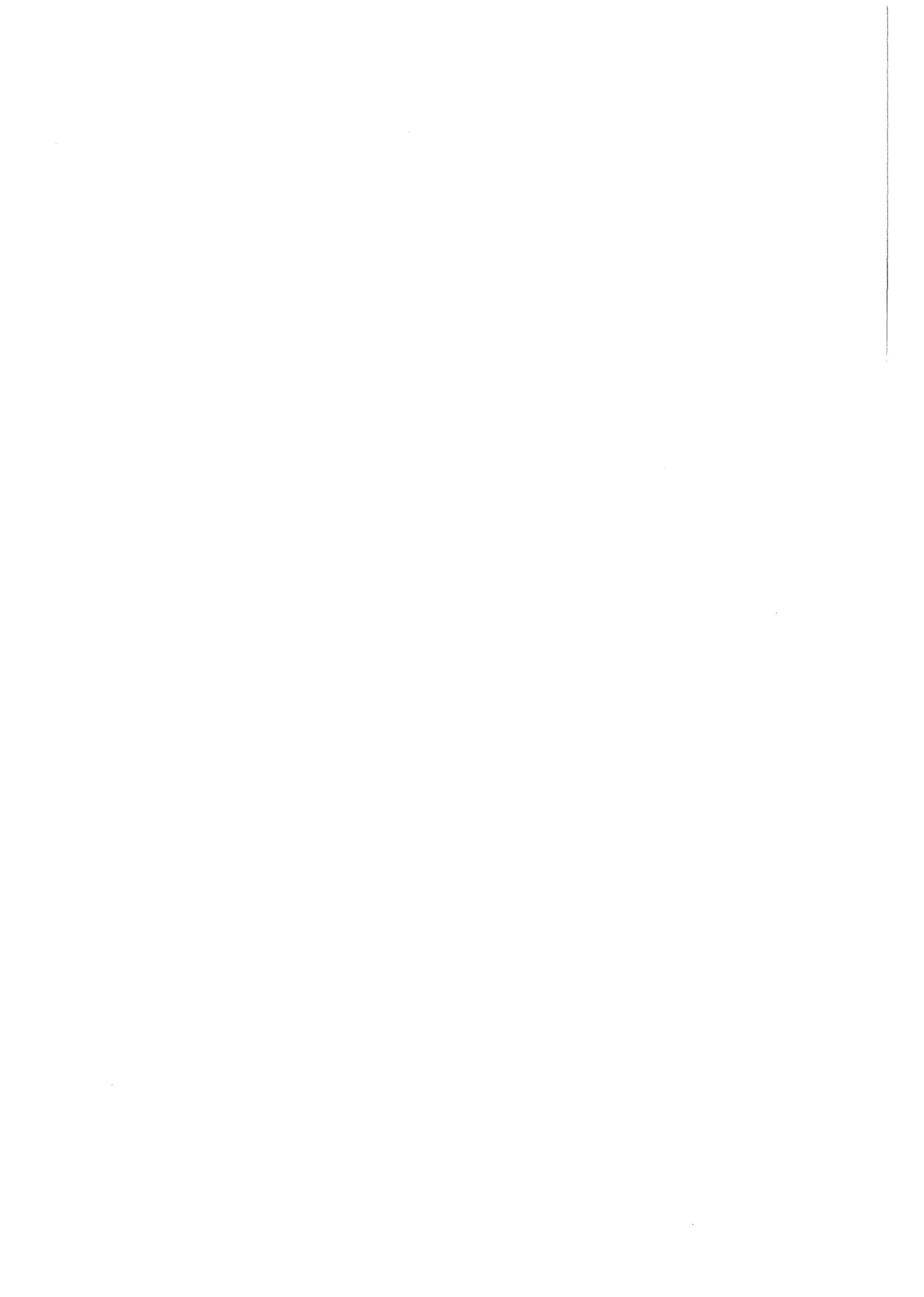
Dabei bezeichnet  $v_a$  die Abstandsgeschwindigkeit des Grundwassers und  $R_d$  den Retardationsfaktor mit:

$$R_d = 1 + (\rho_b/n) K_d$$

Der Adsorptionskoeffizient oder Verteilungskoeffizient  $K_d$  beschreibt das Verhältnis aus der Konzentration im Boden an gelöster Substanz zur Konzentration in der Lösung nach Einstellung des Gleichgewichtes. Somit entspricht ein hoher Wert für den Verteilungskoeffizienten also einer großen Aufnahmefähigkeit des Bodens.

Da in dieser Arbeit ein räumlich homogener Grundwasserleiter vorausgesetzt wird - als Referenzstandort wurde das Kernkraftwerk Philippsburg im Oberrheingraben ausgewählt - kann die transversale und die vertikale Dispersion gleichgesetzt werden, d.h.  $D_t = D_v$ .

Die Abschätzung der Strahlenexposition erfolgte hier über 2 Expositionspfade:



ausgelangt, und ein gezieltes Einsetzen der Bodengefriertechnik. Aufgrund der vielfältigen möglichen technischen Gegenmaßnahmen erscheint die Bereitstellung eines Entscheidungsinstrumentariums, das eine flexible Berücksichtigung der aktuellen Bedingungen des Unfalls ermöglicht, als notwendig.

Test	Schmelze	Zusätze zur Schmelze	Heizleistung	Zielsetzung
5.1	300 kg Fe, Cr, Ni; 80 kg Zr 100 kg Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /SiO <sub>2</sub>	Spaltproduktsimulatoren Te, Ba, Sr, ...	400 kW	Zr Chemie und deren Auswirkung auf Erosion und SP-Freisetzung; DWR/SWR
5.2	300 kg Fe, Cr, Ni; 80 kg Zr 100 kg Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /SiO <sub>2</sub>	Spaltproduktsimulatoren; B <sub>4</sub> C-Legierung	200 kW	B <sub>4</sub> C-Eutektika und Zr Chemie; SWR mit Niedertemperatur-Schmelze
5.3	300 kg Fe, Cr, Ni; 80 kg Zr 100 kg Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /SiO <sub>2</sub>	Spaltproduktsimulatoren; B <sub>4</sub> C-Legierung	800 kW	B <sub>4</sub> C-Eutektika und Zr Chemie; SWR mit Hochtemperatur-Schmelze
6.1	300 kg Fe 50 kg Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /SiO <sub>2</sub> /CaO + ZrO <sub>2</sub> + Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Spaltproduktsimulatoren	120 kW	Schildversagen und Möglichkeit der Sumpfwasserflutung (DWR-Biblis)
6.2	300 kg Fe 50 kg Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /SiO <sub>2</sub> /CaO + ZrO <sub>2</sub> + Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Spaltproduktsimulatoren	120 kW	Schildversagen und Möglichkeit der Sumpfwasserflutung (DWR-Konvoi)

Tab. 1: Vorläufige Test-Matrix für ergänzende BETA-Experimente (Status September 1989)

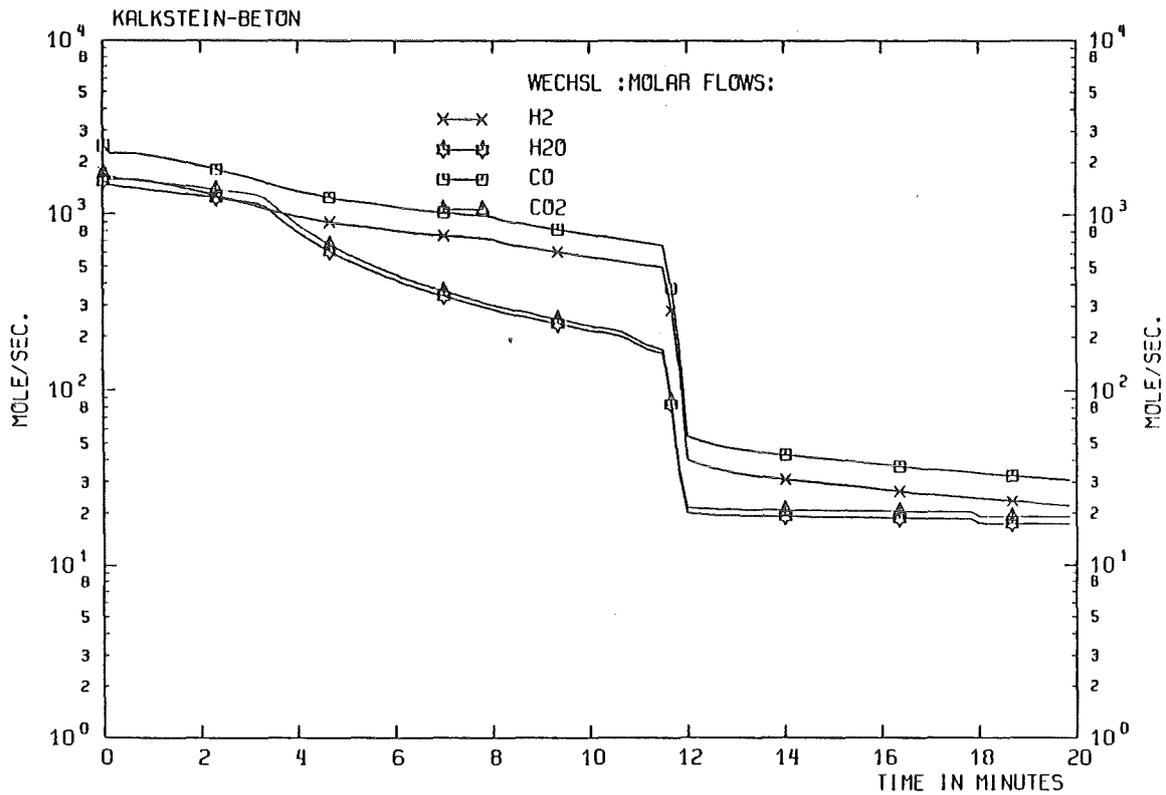


Abb. 1: Gasfreisetzungsraten bei stark kalksteinhaltigem Beton, SWR-Bedingungen

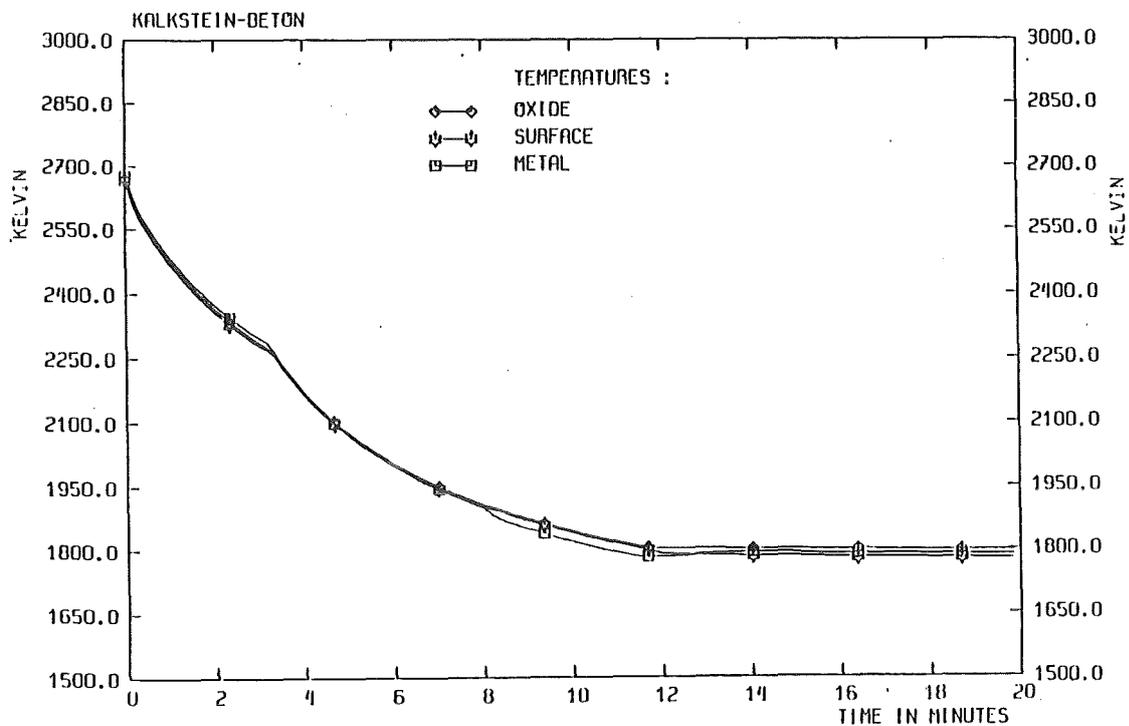


Abb. 2: Temperaturverlauf der Schmelze bei stark kalksteinhaltigem Beton, SWR-Bedingungen

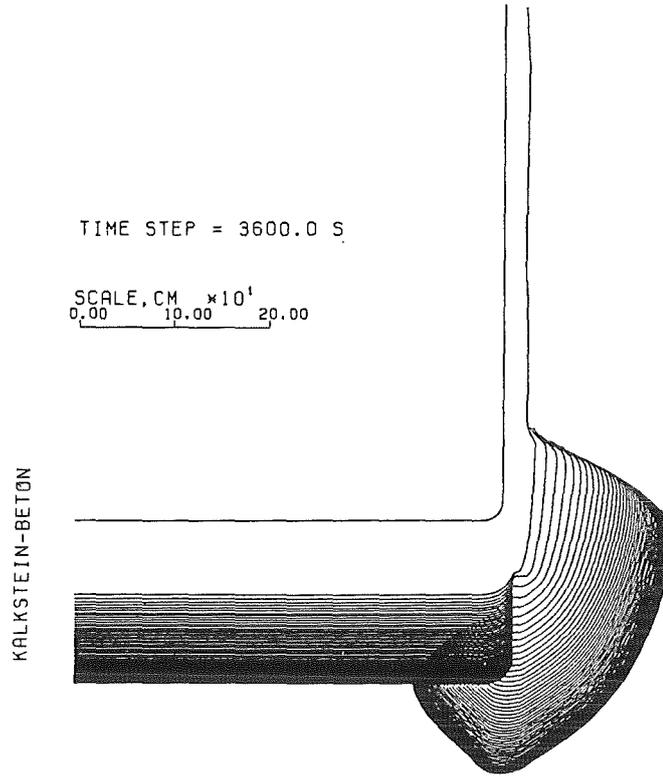


Abb. 3: Erosionsfront innerhalb von 2,4 Tagen bei stark kalksteinhaltigem Beton, SWR-Bedingungen

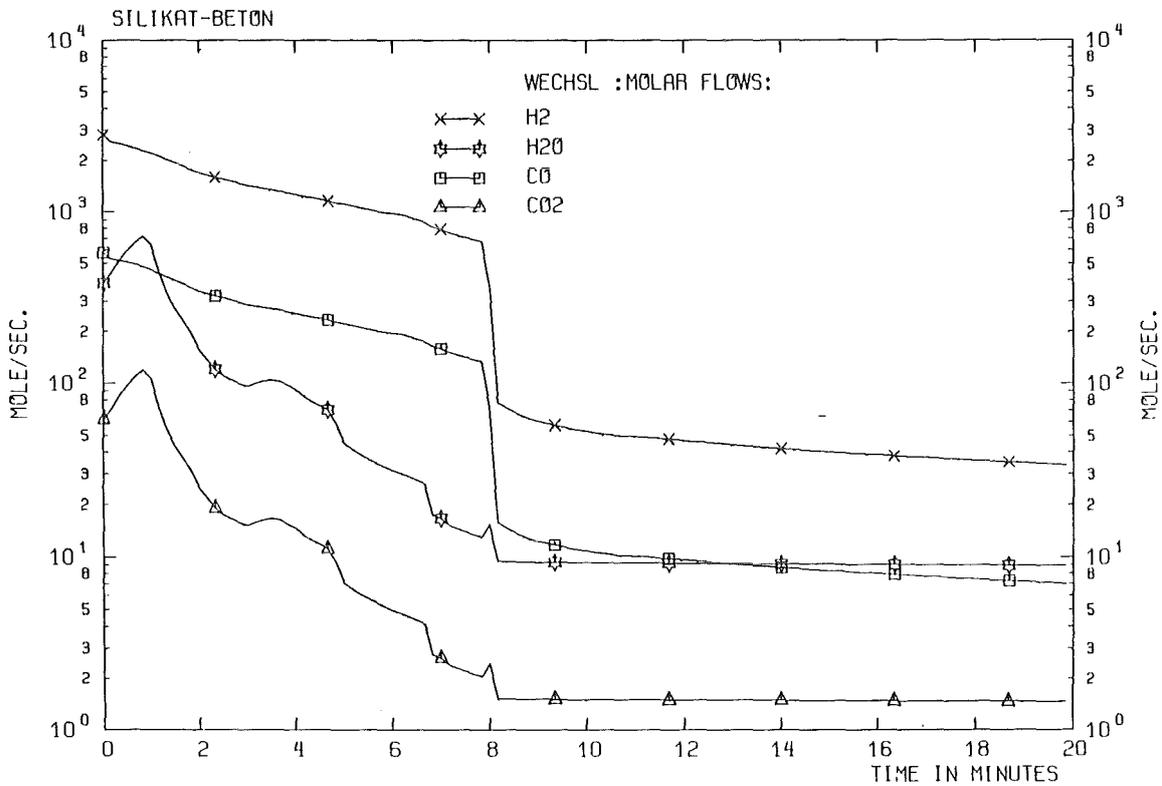


Abb. 4: Gasfreisetzungsraten bei silikatischem Beton, SWR-Bedingungen

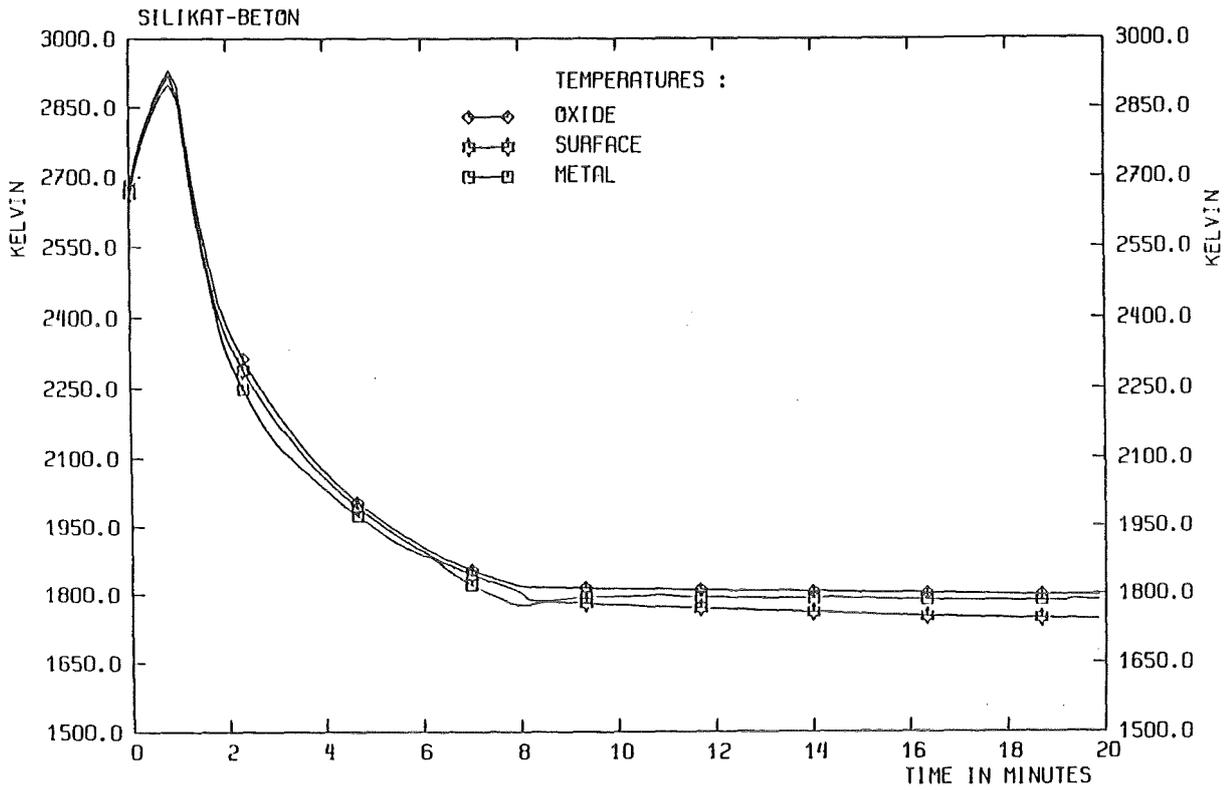


Abb. 5: Temperaturverlauf der Schmelze bei silikatischem Beton, SWR-Bedingungen

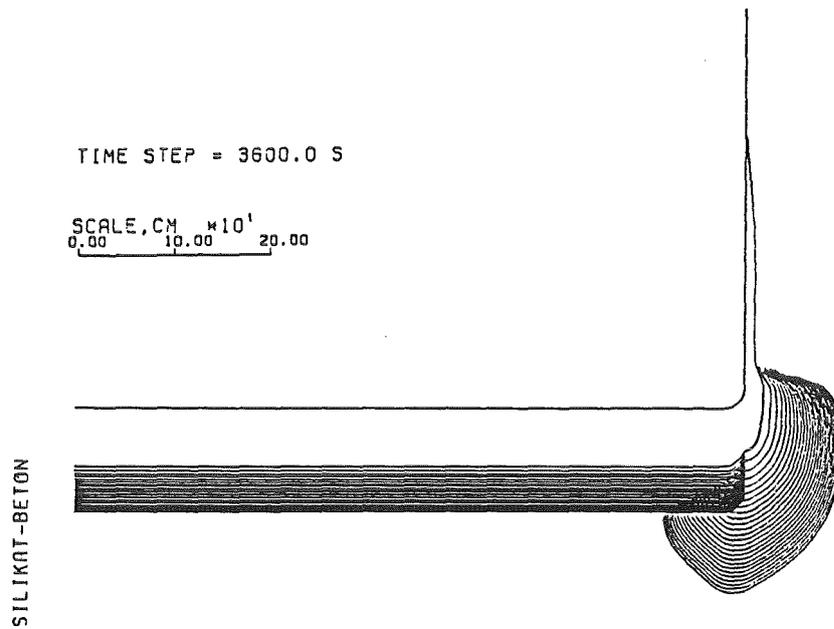


Abb. 6: Erosionsfront innerhalb von 1,1 Tagen bei silikatischem Beton, SWR-Bedingungen

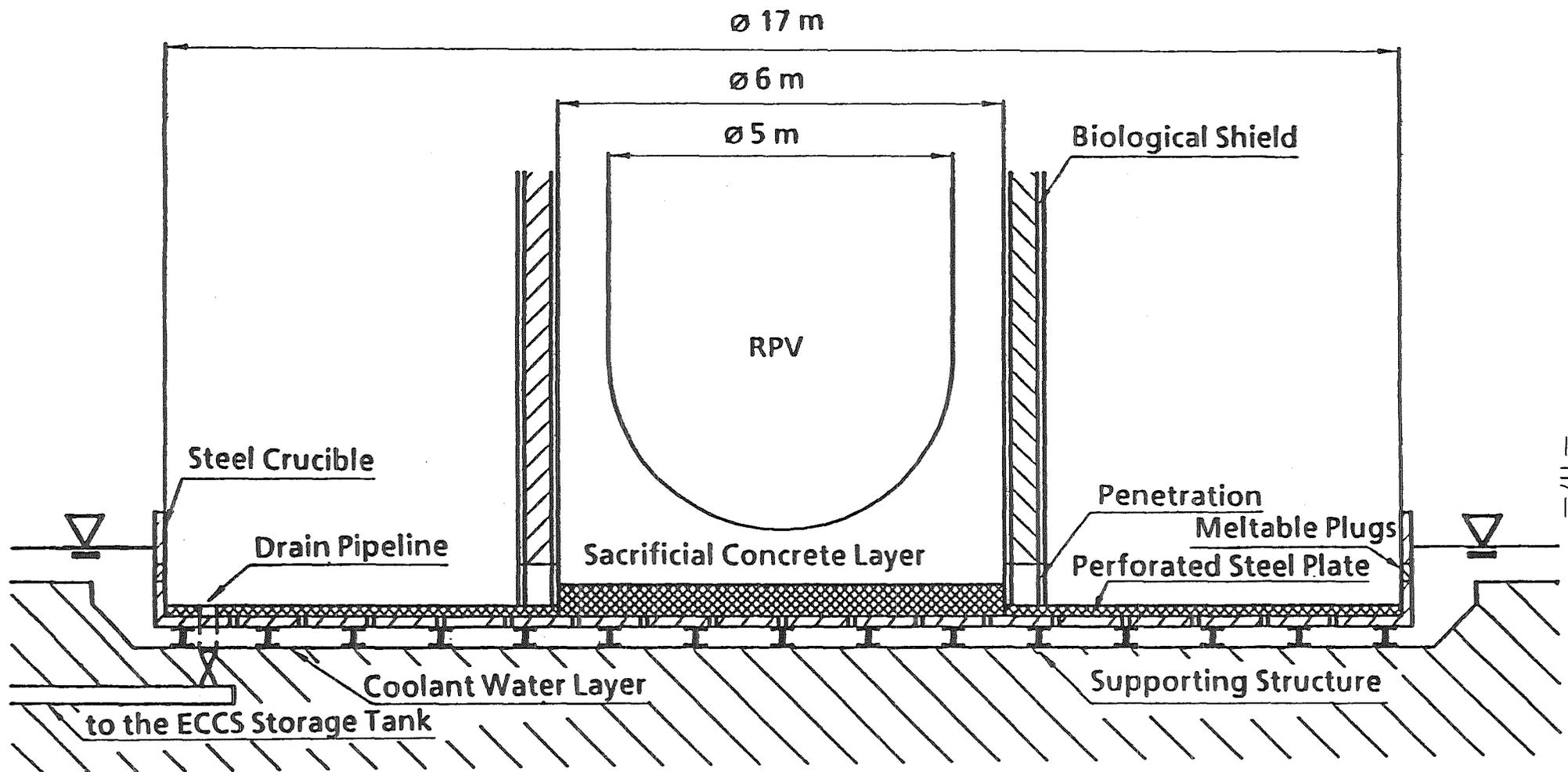


Abb. 7: Core Debris Cooling System

12.07.03      **Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung  
von Containment-Strukturen**

12.07.03/03A    **Containment Loading under Accident Conditions**  
PRS 005K        (B. Dolensky, F. Eberle, B. Göller, R. Krieg, G. Lang,  
K.H. Lang, S. Raff, R. Scharnowell, E. Wolf;IRE)

Previous theoretical investigations on the dynamic behaviour of PWR-containments showed, that additional point masses produce only locally additional deformations and do not affect the global containment response. This finding could now be verified experimentally using a high accurate containment model.

Furtheron, experimental investigations concerning the buckling behaviour of the containment under seismic loading have been performed. A static buckling experiment using a horizontally loaded spherical containment model showed two different types of buckling modes. One meridional buckle due to nonlinear limit point behaviour (elefant footing) and, at diametral positions at the clamping, a circumferential high order buckling of bifurcation type. An experiment to study the dynamic buckling behaviour using horizontal basement excitations has been prepared.

**12.07.03/03A          Containmentbeanspruchung unter Störfallbedingungen**  
PRS 0D5K

(B. Dolensky, F. Eberle, B. Göller, R. Krieg, G. Lang, K.H. Lang,  
S. Raff, R. Scharnowell, E. Wolf; IRE)

In früheren theoretischen Untersuchungen [1] zum dynamischen Verhalten von DWR-Sicherheitsbehältern war gezeigt worden, daß bei kugelförmigen Containmentschalen, im Gegensatz zu Zylinderschalen, lokale Zusatzmassen nur lokale zusätzliche Verformungen hervorrufen. Diese Aussage konnte nun auch durch Schwingungsversuche an einem hochgenau gefertigten Containment-Modell bestätigt werden [2].

Bei Containmentschalen unter Erdbebenanregung können die in jeder Schwingungsperiode bereichsweise auftretenden negativen Membranspannungen zu Beulbeanspruchungen führen. Anhand der früher ebenfalls ermittelten Eigenfrequenzen und der erdbebentypischen Anregungsfrequenzen mit ihren Leistungsdichten läßt sich folgern, daß höchstens für den ersten Biegemode genügend Anregungsenergie zur Einleitung eines Beulvorgangs vorhanden ist.

Der Beulvorgang konnte daher wenigstens qualitativ an einem statischen Experiment untersucht werden, bei dem die Schale nicht durch Massenkräfte, sondern durch eine am Kugelnordpol angreifende statische Ersatzkraft (Abb. 1) belastet wurde. Bei Überschreitung einer kritischen Kraft ergab sich deutlich sichtbar im Bereich der Kugeleinspannung eine bleibende wulstartige Verformung (Abb. 2). Ähnliche Deformationen treten auch bei Zylinderschalen auf und werden dort als "elefant footing" bezeichnet. Der Kraft-Verschiebungsverlauf zeigt einen deutlichen Versagenspunkt, von dem an bei weiterer Verformung instabiles Nachbeulen einsetzt.

Eine genauere Nachuntersuchung der Kugeloberfläche ergab, daß diametral zu der bereits beschriebenen meridional verlaufenden Beule weitere in Richtung der Längenkreise verlaufende Beulen geringerer Ausprägung (Abb. 3) zu erkennen waren. Eine numerische Analyse (Abb. 4) hat beide Beulformen bestätigt. Während die zuletzt angesprochenen Beulen typisch für Verzweigungsprobleme sind, ist die wulstförmige Beule charakteristisch für ein Durchschlagsproblem.

Inzwischen wurde auch ein Experiment zum dynamischen Beulen vorbereitet. Dabei soll das bereits für die dynamischen Untersuchungen benutzte hochgenaue

Containment-Modell verwendet werden. Die Beulbeanspruchung wird dabei realitätsnahe durch periodische Anregung am Fundamentflansch des Modells erzeugt.

Literaturverzeichnis:

- [1] Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1988, KfK 4550 (Juli 1989)
- [2] F. Eberle, B. Göller, R. Krieg, S. Raff, E. Wolf: "Special Aspects of Dynamic Containment Behaviour", Containment of Nuclear Reactors, Third International Seminar, August 10-11, 1989, University of California, Los Angeles, Ca, USA

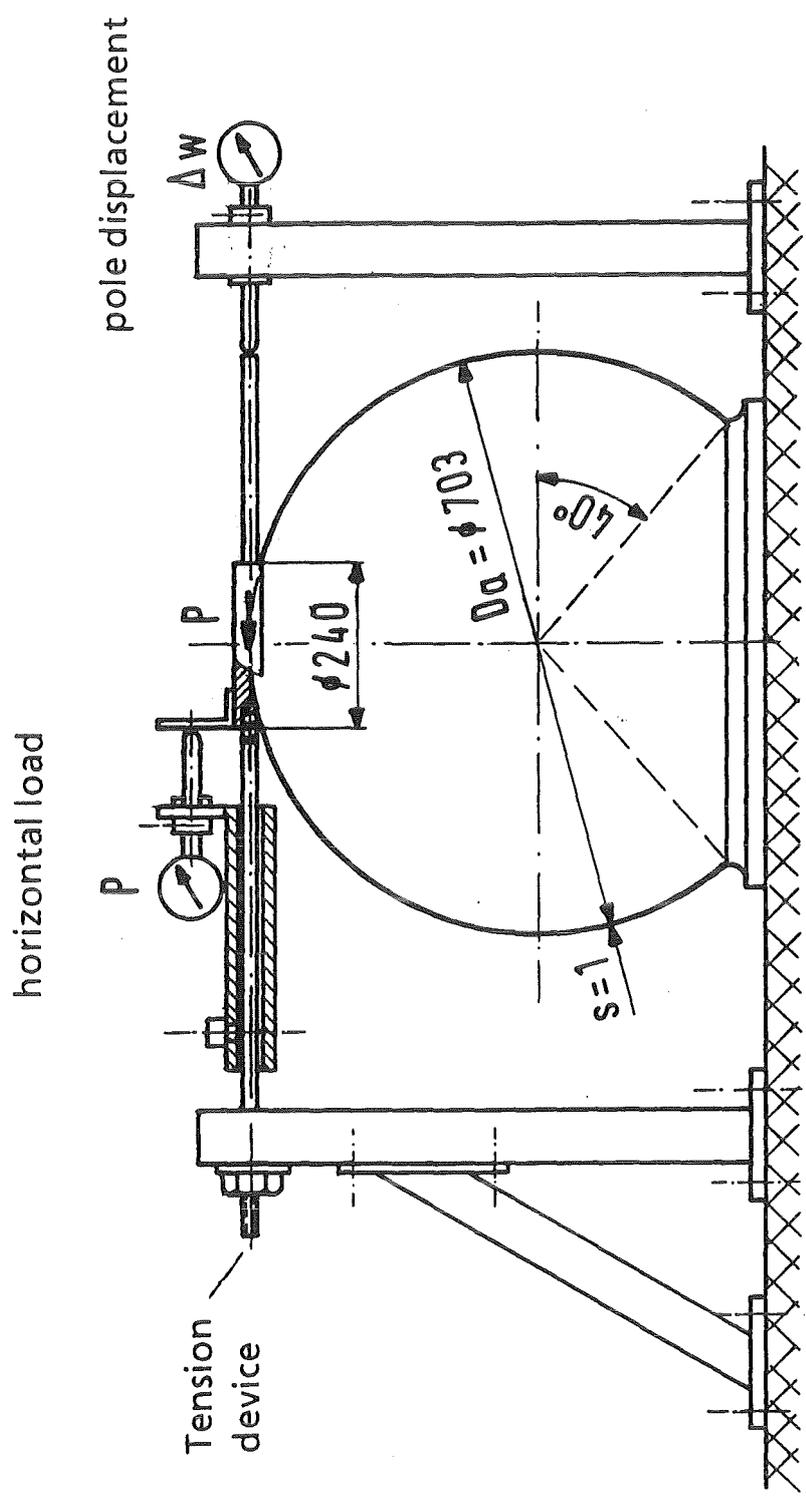


Abb. 1: Versuchsstand zur Untersuchung des Kugelbeulens bei Horizontalzug

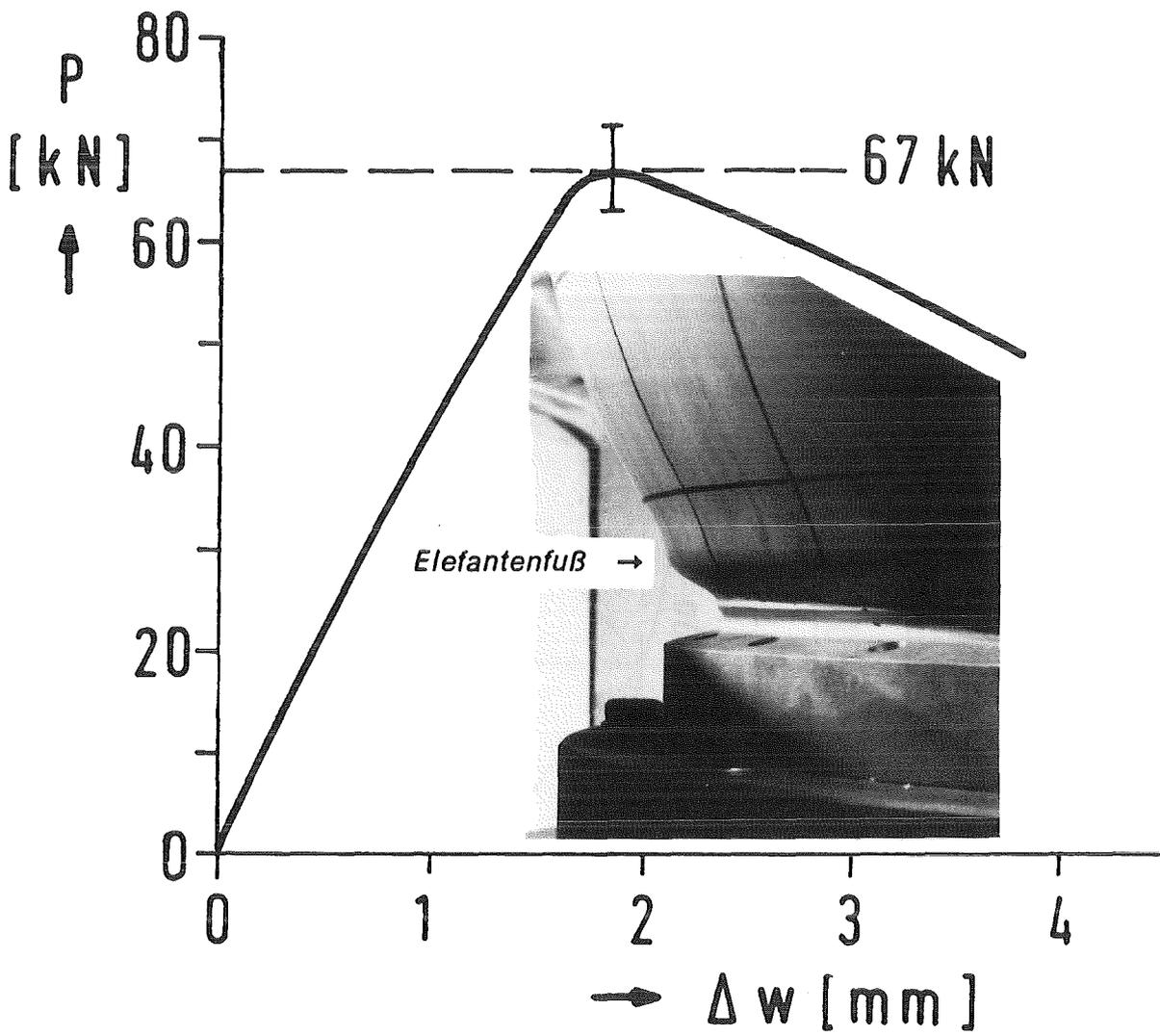


Abb. 2: Beulverhalten einer Kugel bei Horizontalbelastung am Pol

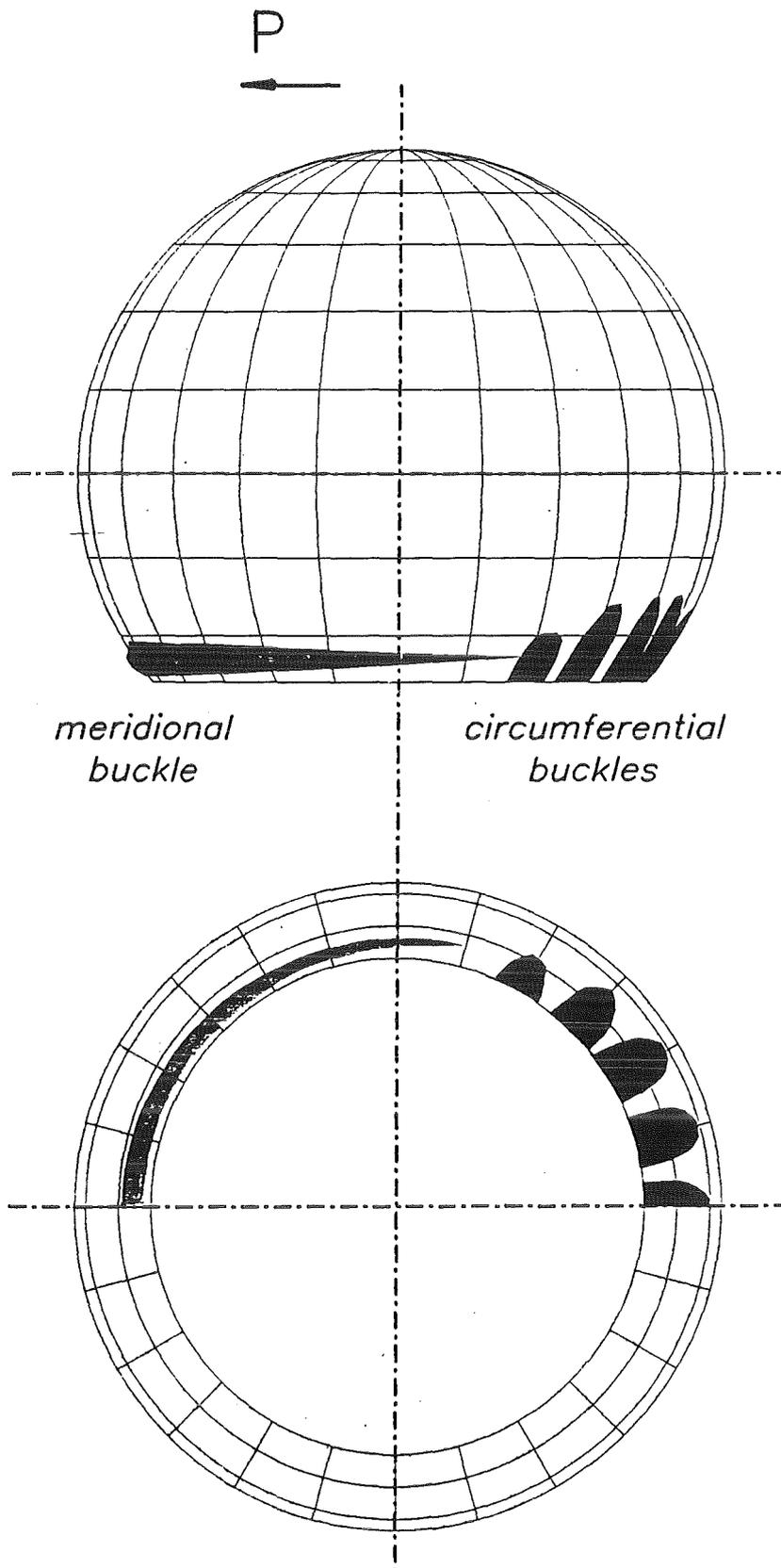
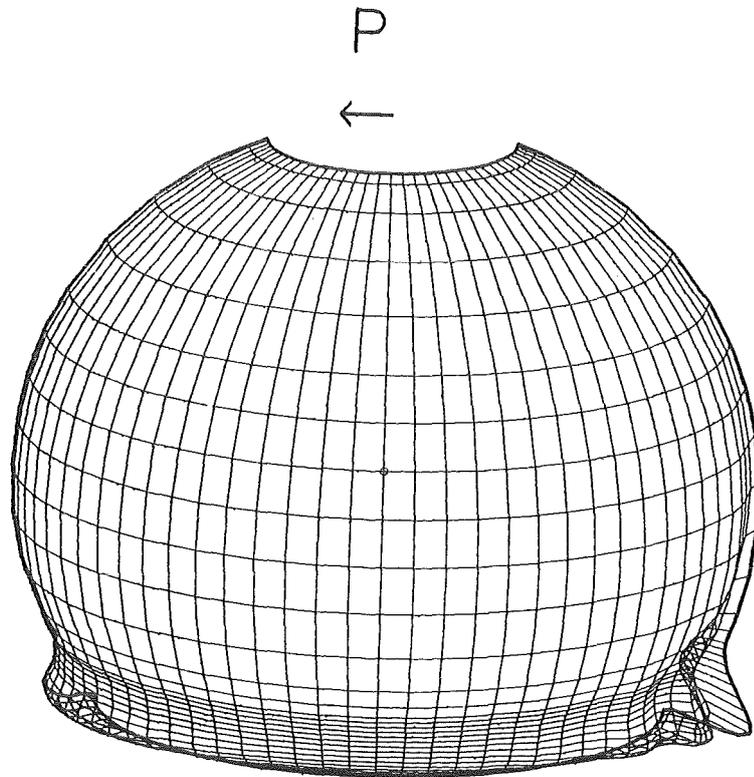


Abb. 3: Qualitative Darstellung der experimentell ermittelten Beulformen beim Horizontalzug



*modal displacements (scale factor 500)*

Abb. 4: Numerisch bestimmte Beulform bei Horizontalzug am Pol

- 12.07.06                    Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zwei-  
phasenströmungen (NOVA-Vorhaben)
- 12.07.06/03A            Investigation of transient interfacial exchange processes in  
PRS.0D5N                two-phase flow (NOVA program)  
                              (G. Class, F. Eberle, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp, G. Lang,  
                              W. Sengpiel; IRE)

### **Work performed and results obtained**

Hot-film sensors for measurement of liquid velocities have proved very sensitive to contamination by corrosion particles carried by the water in the NOVA test facility. So, a cathodic protection against corrosion has been installed in the main vessels of the water loop together with an equipment for water softening. Both actions improved the applicability of hot-film anemometry drastically.

A new electronic circuit for voltage supply of resistivity probes using AC instead of DC has been developed so that disturbing electro-chemical effects at the sensor tips could be eliminated.

In the frame of the first test matrix, experiments have been performed in upward-directed bubbly air-water two-phase flows. It turned out, that for measurements of local gas fraction hot-film probes and resistivity probes have to be calibrated to eliminate individual errors caused by geometric effects (finite size of sensors differing from ideal point-like geometry) and by the interaction of oncoming bubbles with the sensors.

Turbulence measurements showed that the gaseous phase can provoke slip-induced increase of local turbulence level or even decrease turbulence due to damping depending on two-phase flow conditions.

### **Plans for future work**

Future experimental work will aim at three-dimensional measurement of turbulence structure in liquid phase. Theoretical work will cover studies of single-bubble behaviour in surrounding turbulent fluid as well as development of a two-fluid code for simulation of bubbly two-phase flow.

12.07.06            Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)

12.07.06/03A      Untersuchung der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen  
(G. Class, F. Eberle, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp, G. Lang, W. Sengpiel; IRE)

## 1. Einleitung

Ein fundamentales Problem der numerischen Analyse von Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen stellt die Modellierung der sehr komplexen Wechselwirkungsmechanismen an den Phasengrenzflächen und der Turbulenzstruktur dar. Das physikalische Verständnis beider Vorgänge ist notwendig, um Phasentransport und räumliche Phasenverteilungen in Zweiphasenströmungen berechnen zu können. Von diesem Ziel ist die Strömungsforschung noch weit entfernt.

Im Rahmen des NOVA-Vorhabens werden die strömungsmechanischen Eigenschaften von Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen am Beispiel von Luft-Wasser-Blasenströmungen experimentell untersucht. Dabei geht es um die Messung lokaler Eigenschaften der Strömungen wie

- relativer Gasgehalt,
- Vektor der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeit und turbulente Schwankungsgrößen,
- Blasengeschwindigkeiten,
- Blasengrößen.

Ziel der Arbeiten ist es, die Ursachen der Ausbildung charakteristischer Phasenverteilungen in Blasenströmungen durch senkrechte Kanäle zu verstehen und eine Datenbasis für die Entwicklung von Modellen zur Beschreibung der Wechselwirkungen an den Phasengrenzflächen (Impulsaustausch) und der Turbulenzeigenschaften in der flüssigen Phase aufzustellen. Dazu sind ein großer Versuchs-

stand in Betrieb genommen und die notwendigen Meßtechniken erprobt und teilweise selbst entwickelt worden.

Die Experimente im Rahmen einer festgelegten Versuchsmatrix sind im Berichtszeitraum weitergeführt worden. Darüber und über durchgeführte begleitende theoretische Arbeiten zur Simulation von Blasenströmungen wird im folgenden berichtet.

## 2. Stand der experimentellen und theoretischen Arbeiten

Die NOVA-Versuchsanlage ist in [1] ausführlich beschrieben worden. Die eingesetzte Meßtechnik umfaßt einen Computertomographen zur Messung der zweidimensionalen Verteilung des relativen Gasgehalts der Blasenströmung über der durchströmten Querschnittfläche der kreisrohrförmigen Versuchsstrecke (Innendurchmesser  $D = 70$  mm) sowie Meßsonden, die in die Strömung eingeführt werden: Heißfilmsonden zur Messung von Strömungsgeschwindigkeiten und Turbulenzstrukturen in der flüssigen Phase und elektrische Widerstands-sonden zur Messung von Blasengeschwindigkeiten und Blasengrößen. Mit beiden Sondentypen kann außerdem der lokale relative Gasgehalt in der Strömung gemessen werden.

Die Heißfilmsonden haben sich in ihrer Meßgenauigkeit als außerordentlich empfindlich gegen Verschmutzungen an den Sensoroberflächen erwiesen. Im Wasser enthaltene Korrosionspartikel in der Größenordnung von  $10 \mu$  lagern sich an den Sensoroberflächen ab und führen wegen der Verschlechterung des Wärmeübergangs zwischen aufgeheiztem Sensor und dem strömenden Fluid zu einer Drift des Sondersignals und damit zu Fehlmessungen. Dieses Problem beeinträchtigte den Versuchsablauf sehr. Deshalb wurden in die drei großen Behälter des Wasserkreislaufes (Wasser-Vorratsbehälter, Dämpfungsbehälter und Gasabscheider), deren Korrosionsschutzbeschichtungen defekt waren, kathodische Korrosionsschutzvorrichtungen eingebaut. Zusätzlich wurde eine Wasserenthärtungsanlage zwischen KfK-Leitungsnetz und Wasser-Vorratsbehälter eingebaut, so daß der Versuchskreislauf mit enthärtetem Wasser betrieben werden kann. Letzteres geschah, nachdem Untersuchungen der verschmutzten Heißfilmsensoren Kalkablagerungen zeigten, die möglicherweise die Kontamination der Sensoren mit Korrosionspartikeln förderten. Beide Maßnahmen zusammen führten dazu, daß seitdem die Heißfilmanemometrie zuverlässig für Messungen in den NOVA-Versuchsstrecken eingesetzt werden kann. Abb. 1 zeigt das

Schema der gesamten Versuchsanlage mit den beiden senkrechten Versuchsstrecken für aufwärts- und abwärtsgerichtete Luft-Wasser-Zweiphasenströmungen.

Die am IRE entwickelten 2-Sensor-Widerstandssonden zur Messung von Eigenschaften der Gasphase (s.o.) wurden weiterentwickelt. Insbesondere wurde die Gleichspannungsversorgung der Sonden durch eine neuartige Wechselspannungsversorgung ersetzt [2], so daß die zuvor während der Messungen störend aufgetretenen elektrochemischen Effekte und die damit einhergehenden kontinuierlichen Widerstandsänderungen von den metallischen Sensorspitzen zum umgebenden Fluid behoben werden konnten. Die 2-Sensor-Widerstandssonden haben sich seitdem sehr bewährt. Die Abb. 2 zeigt eine solche Sonde und Abb. 3 charakteristische Meßsignale als Folge des Durchlaufs von Blasen durch den ersten Sensor (oberes Spannungssignal) und, zeitlich verzögert, durch den zweiten Sensor (unteres Spannungssignal).

Der am IRE entwickelte Computertomograph [3] erwies sich während des bisherigen Versuchsbetriebes als sehr schnelle und genaue Meßtechnik für die Messung der Gasverteilung in der Blasenströmung. Abb. 4 zeigt die computertomographische Meßplattform im Betrieb an einer der Teststrecken. In Abb. 5 und Abb. 6 sind radiale Profile des lokalen relativen Gasgehaltes dargestellt. Sie wurden an aufwärtsgerichteten Blasenströmungen mit dem Computertomographen an der axialen Position  $z = 7.0D$  ( $D = 70 \text{ mm}$ ) gemessen und machen einige sehr interessante Beobachtungen deutlich. Abgebildet sind die Profile von  $\alpha/\alpha_{\max}$ .  $\alpha(r)$  ist der lokale relative Gasgehalt, definiert als die Zeit, während der am Meßort  $r$  die Gasphase beobachtet wurde, bezogen auf die gesamte Beobachtungs (= Meß)zeit:  $\alpha(r) = T_{\text{gas}}/T_{\text{mass}}$ .  $\alpha_{\max}$  ist der gemessene maximale Wert von  $\alpha$ , der bei aufwärtsgerichteten Blasenströmungen durch senkrechte rohrförmige Kanäle bei ausgebildeten Strömungen an der Kanalwand liegt. Die gemessenen Profile weisen also auf einen radialen Blasen-transport zur Kanalwand hin, der in Abhängigkeit von den jeweiligen Eigenschaften der Blasenströmung zu mehr oder weniger ausgeprägten Blasenhäufigkeitsmaxima führt. Die Gaszufuhr am Teststreckeneintritt ( $z = 0D$ ) erfolgt durch 7 über die Kanalfläche gleichmäßig verteilte Düsen ( $0,7 \text{ mm}$ ), die dort für eine gleichmäßige Gasverteilung sorgen. Variiert wurde in den der Abb. 5 zugrundeliegenden Experimenten die Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{w,l}$  ( $V_{w,l} = Q_w/A$ ;  $Q_w$  ist der Wasser-Volumenstrom durch die Teststrecke ( $\text{m}^3/\text{s}$ ),  $A$  ist die Querschnittsfläche der Teststrecke ( $\text{m}^2$ )). Der mittlere volumetrische Gasgehalt  $\beta$  der Blasenströmungen wurde mit  $\beta = 0.10$  konstant gehalten ( $\beta = Q_g/(Q_g + Q_w)$ ;  $Q_g$  ist der Gas-Volumenstrom durch die Teststrecke

( $\text{m}^3/\text{s}$ ), der bei allen Experimenten auf die mittlere axiale Position  $z = 40 D$  bezogen ist; wegen der Druckabhängigkeit des Gasvolumens wird eine für alle Versuche gültige axiale Bezugsstelle festgelegt.) Aus Abb. 5 geht hervor, daß der radiale Blasentransport mit zunehmender Wassergeschwindigkeit stärker wird. In Abb. 6 sind entsprechende Profile als Ergebnisse von Experimenten dargestellt, bei denen die Wasserleerrohrgeschwindigkeit konstant gehalten wurde ( $V_{w,\ell} = 1.08 \text{ m/s}$ ), während der mittlere volumetrische Gasgehalt  $\beta$  auf Werte von 0.05, 0.10 und 0.15 festgelegt wurde. Hier wird deutlich, daß mit zunehmendem volumetrischen Gasgehalt der Kernbereich der Blasenströmung mit Gas angereichert wird. Erhöht man den mittleren volumetrischen Gasgehalt  $\beta$  auf einen Wert von ca. 0.2, erfolgt der Übergang von der Blasenströmung zur Pfropfenströmung mit einem näherungsweise parabelförmigen Profil des relativen Gasgehaltes  $\alpha$  und dem Maximum von  $\alpha$  in Kanalmitte [4].

Heißfilm- und elektrische Widerstandssonden zeigen beim Durchgang von Blasen durch die Meßsensoren Signalformen, die der Gasphase eindeutig zugeordnet und somit zur Bestimmung des relativen Gasgehaltes am Meßort herangezogen werden können. Um die Meßgenauigkeit dieser Sonden zu studieren, wurden entsprechende Messungen mit den drei zur Verfügung stehenden Meßverfahren der Computertomographie, der Heißfilmanemometrie und der Widerstandssondentechnik ausgewertet. Im Rahmen einer Fehleranalyse wurden die Meßfehler beim Einsatz der verschiedenen Sondentypen qualitativ und quantitativ untersucht und mittels Regressionsanalysen individuelle Korrekturfaktoren für alle Sondentypen ermittelt, wobei die Meßergebnisse der Computertomographie wegen der hohen Meßgenauigkeit dieses Verfahrens als Richtwerte herangezogen wurden. Die Meßfehler der in die Strömung eingeführten Sonden lassen sich in zwei Kategorien einteilen: In geometrische Fehler aufgrund der endlichen Sensorgrößen, die keine wirklich ortspunktbezogenen Messungen gewährleisten und damit immer einen zu hohen Gasgehalt ergeben, und in physikalische Fehler aufgrund der mechanischen Wechselwirkung zwischen Sonden und Strömungsmedien. Abb. 7 zeigt einen Vergleich gemessener Profile des lokalen relativen Gasgehaltes in einer Blasenströmung bei  $z = 70 D$  mit  $V_{w,\ell} = 1.08 \text{ m/s}$  und  $\beta = 0.10$ . Neben der elektrischen Widerstandssonde wurde eine konische Heißfilmsonde (Typ R42 von Dantec) und eine zylindrische Heißfilmsonde (Typ R11 von Dantec) eingesetzt. Der Vergleich zeigt, daß große Abweichungen in den Meßergebnissen auftreten können mit - in diesem Beispiel - relativen Fehlern (bezogen auf die Ergebnisse der Computertomographie) von 50% und mehr (Abb. 7a). Nach geometrischen Korrekturen, die die Meßergebnisse der Sonden auf solche von idealen punktförmigen Sensoren reduzieren, ergeben sich die in Abb. 7b dar-

gestellten Profile. Die verbleibenden Fehler sind dann auf die Wechselwirkung zwischen Sonden und Zweiphasengemisch, insbesondere auf die Blasenoberflächenverzerrungen beim Durchgang der Blasen durch die Sensoren, zurückzuführen. Eine zweite physikalische Korrektur der Meßergebnisse mit Kalibrierfaktoren, die über Regressionsanalysen ermittelt wurden und den Einfluß der mechanischen Wechselwirkungen empirisch beschreiben, führt zu den in Abb. 7c gezeigten Profilen mit stark verringerten Abweichungen der Meßergebnisse voneinander. Einzelheiten dieser Untersuchungen sind in [5] beschrieben.

Mit einer auf diese Weise kalibrierten Widerstandssonde sind Profile von lokalen Blasendichten (Blasen/s) und lokalen relativen Gasgehalten gemessen worden, die in Abb. 8 dargestellt sind. Die schon anhand der Abb. 5 und 6 diskutierten Tendenzen der radialen Blasenmigration sind durch die hier gewählten Kombinationen von Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{w,\beta}$  und mittlerem volumetrischen Gasgehalt  $\beta$  noch verstärkt sichtbar.

Zur Klärung der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen in Blasenströmungen ist die Kenntnis der Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilung in der flüssigen Phase von besonderer Bedeutung. Bezüglich der Turbulenzstruktur ist zu untersuchen, welchen Einfluß die Anwesenheit von Gasblasen auf die turbulenten Geschwindigkeitsschwankungen in der flüssigen Phase hat. Unter diesem Aspekt werden in der Abb. 9 entsprechende Meßergebnisse vorgestellt. Für drei verschiedene Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von 0,36 m/s (Abb. 9a), 1,08 m/s (Abb. 9b) und 1,80 m/s (Abb. 9c) bei jeweils konstanten mittleren volumetrischen Gasgehalten  $\beta = 0,10$  zeigen die Abbildungen radiale Profile der zeitlich gemittelten axialen Wassergeschwindigkeiten  $V_w$ , der auf die Wassergeschwindigkeit in Kanalmitte bezogenen axialen turbulenten Geschwindigkeitsschwankungen  $v'/V_{w,0}$  sowie der Blasengeschwindigkeiten und relativen Gashalte. Den Geschwindigkeiten und turbulenten Intensitäten sind jeweils die gemessenen Profile in einphasigen Strömungen gegenübergestellt. Die in Abb. 9a dargestellten Meßergebnisse beziehen sich auf Strömungsverhältnisse mit hohem Schlupf (= Blasengeschwindigkeit/Wassergeschwindigkeit), und man erkennt deutlich die starke Anhebung der turbulenten Intensität seitens der Blasen durch einen schlupfinduzierten Turbulenzbeitrag. Abb. 9b zeigt für den Fall einer erhöhten Wasserleerrohrgeschwindigkeit von 1,08 m/s ebenfalls einen Anstieg der turbulenten Intensität im Kernbereich der Strömung, der allerdings nicht so ausgeprägt ist wie im vorausgegangenen Beispiel. An der Kanalwand dagegen ist im Vergleich zur einphasigen Strömung keine signifikante Änderung einge-

treten; durch den Anstieg in Kanalmitte ist ein homogenes Turbulenzprofil entstanden. Der in Abb. 9c dargestellte Fall mit hoher Wasserleerrohrgeschwindigkeit zeigt im Gegensatz zum turbulenzanfachenden Verhalten der Blasen ein turbulenzdämpfendes Verhalten. Im übrigen geht aus den gezeigten Profilen des relativen Gasgehaltes deutlich die oben diskutierte Tendenz hervor, daß mit ansteigenden Reynoldszahlen, d.h. Schlupf  $\rightarrow 1$ , der zu beobachtende Peak des relativen Gasgehaltes an der Kanalwand verstärkt wird (bei gleichem mittleren volumetrischem Gasgehalt  $\beta$ ).

Im Rahmen der theoretischen Arbeiten wurde die Simulation von Blasenströmungen durch Verfolgung des Weges einzelner Blasen in einer turbulenten Strömung fortgesetzt. Es zeigte sich dabei, daß es schwierig sein wird, den "turbulenten" Transport von Blasen mit Hilfe eines Diffusionsmodells zu simulieren, da die Gleichverteilung von Blasen über dem Kanalquerschnitt auch bei Abwesenheit von Migrationskräften nicht immer gegeben ist. Für eine bessere Beurteilung dieses Transportes müssen die vorgesehenen, mehrdimensionalen Turbulenzmessungen mit der Splitfilmsonde abgewartet werden.

Ziel der theoretischen Anstrengungen ist die Erstellung eines Zwei-Fluid-Modells für eine Gas-Wasser-Strömung. Dieses Ziel wird in Zusammenarbeit mit der GRS München angegangen. Ausgangspunkt der Entwicklung ist das Rechenprogramm CAST der GRS, das eine zweidimensionale einphasige Strömung modelliert. Aufgrund der Erfahrung bei der Modellierung von Zweiphasenströmungen im IRE wurde nach Übernahme des Programms die Lösung der Impuls- und Kontinuitätsgleichung so umgestellt, daß jetzt bei jedem Integrationsschritt die Kontinuitätsgleichung im Rahmen der Darstellungsgenauigkeit von Gleitkommazahlen der Rechenanlage exakt berechnet wird. Im nächsten Schritt werden die Gleichungen der zweiten Phase in Anlehnung an die Theorie von Ishii eingebaut.

### 3. Ausblick

Schwerpunkt der bevorstehenden experimentellen Arbeiten werden mehrdimensionale Turbulenzmessungen (Reynoldsspannungen, Wirbelgrößen) sein. Außerdem wird die Messung der statistischen Verteilung von Blasengrößen ein wichtiges Ziel der experimentellen Untersuchungen sein.

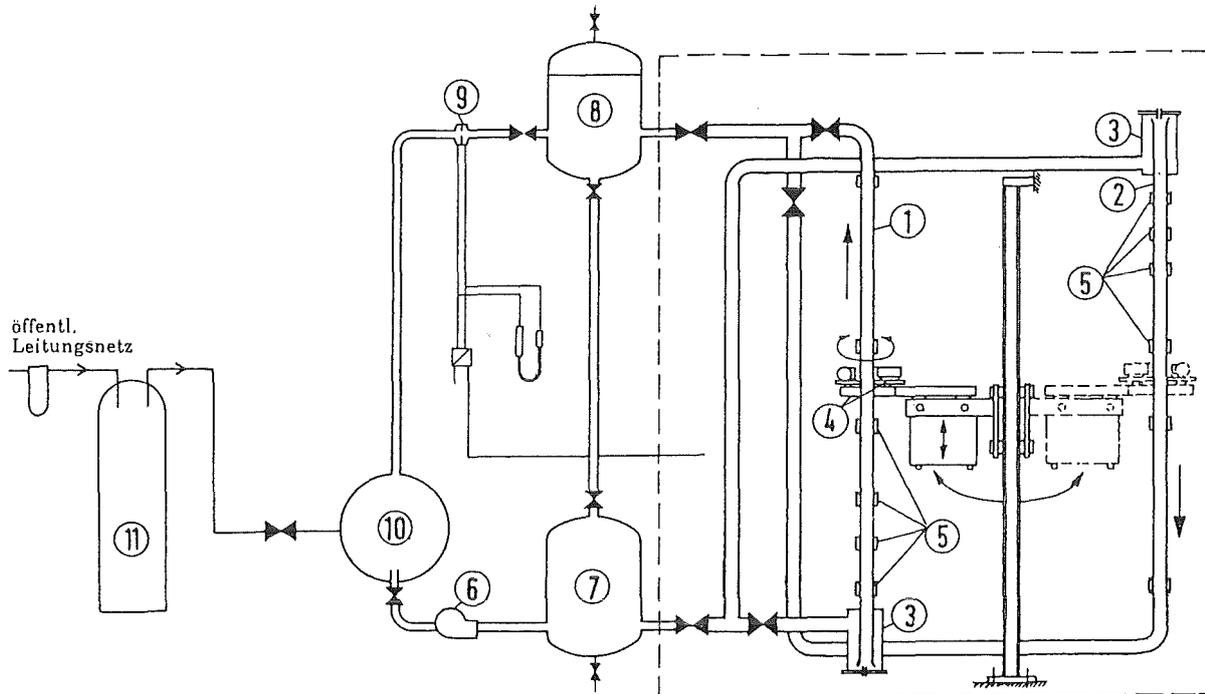
Im Bereich der theoretischen Arbeiten wird das Lagrange'sche Einzelblasenmodell zur Simulation der Wechselwirkungen zwischen turbulentem Strömungsfeld und Blasenbewegung weiterentwickelt. Dabei fließen die Ergebnisse der Turbulenzmessungen verstärkt in die Modellierung ein. Außerdem wird weiter an der Entwicklung eines 2-Fluid-Rechenprogramms zur Simulation von Blasenströmungen gearbeitet werden.

#### 4. Danksagung

Herrn H. Kruse, IRE, wird für die Entwicklung der elektronischen Komponente des Widerstandssonden-Meßsystems an der NOVA-Anlage besonders gedankt. Der Erfolg beim Einsatz der Widerstandssonden geht maßgeblich auf die Neuentwicklung der Spannungsversorgung für die Widerstandssonden zurück.

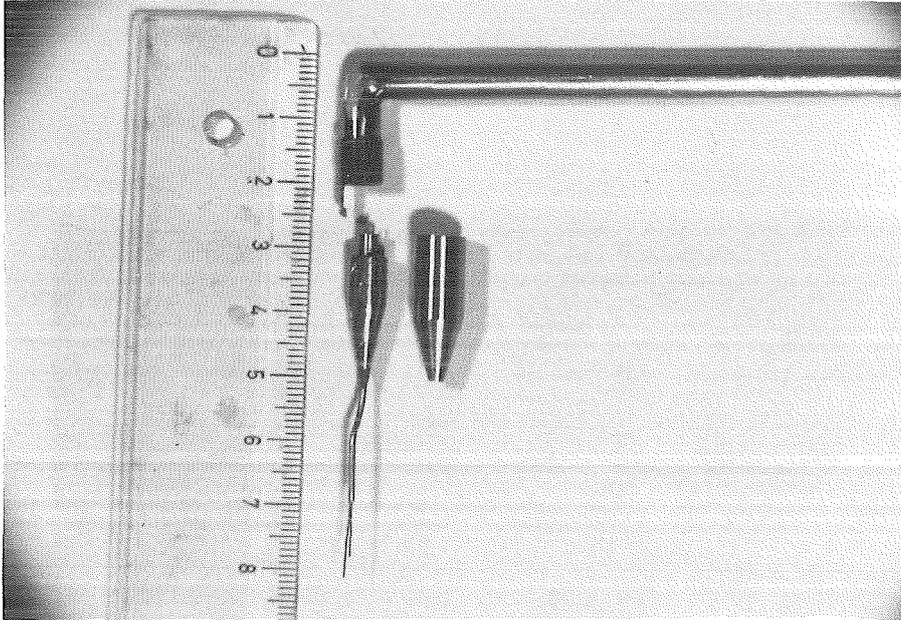
## 5. Literaturverzeichnis

- [1] G. Class et al.:  
Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasen-  
strömungen (NOVA-Programm),  
in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1987,  
KfK 4450, 1988, S. 168 - 180
  
- [2] H. Kruse, W. Sengpiel:  
Unveröffentlichter Bericht, Dez. 1989
  
- [3] G. Class:  
Unveröffentlichter Bericht, Nov. 1989
  
- [4] A. Serizawa, I. Kataoka, I. Michiyoshi:  
Turbulence structure of air-water-bubbly flow - II. Local Properties,  
Int. J. Multiphase Flow, 2, 1975, pp. 235-246
  
- [5] A. Hainun:  
Kalibrierung von Heißfilmsonden und Widerstandssonden für Messungen  
des lokalen relativen Gasgehaltes in Luft-Wasser-Blasenströmungen mittels  
eines Computertomographen,  
Diplomarbeit Universität Karlsruhe, März 1990

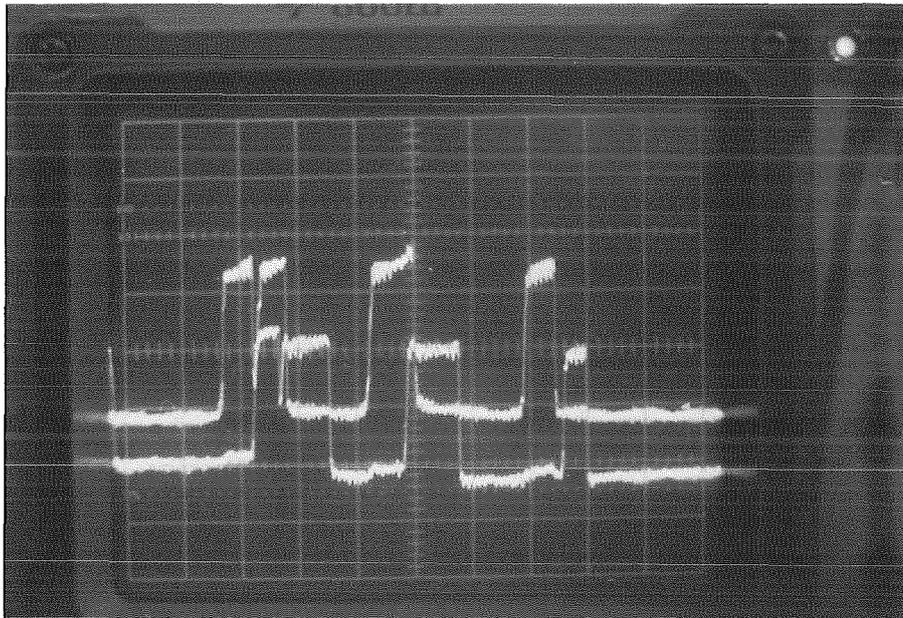


- ① Teststrecke für Aufwärtsströmung
- ② Teststrecke für Abwärtsströmung
- ③ Gaszuführungen mit Gasdüsen
- ④ Geräteplattform für Computertomographie
- ⑤ Meßstellen für lokale Meßsonden
- ⑥ Pumpe
- ⑦ Dämpfungsbehälter
- ⑧ Gasabscheider
- ⑨ Meßblende-Wasserdurchsatz
- ⑩ Wasser-Vorratsbehälter
- ⑪ Wasser-Enthärtungsanlage

**Abb. 1:** Schema der NOVA-Versuchsanlage für experimentelle Untersuchungen von Luft-Wasser-Zweiphasenströmungen durch senkrechte Kanäle



**Abb. 2:** 2-Sensor-Widerstandssonde zur Messung von relativen Gasgehalten, Blasengeschwindigkeiten und Blasengrößen in Luft-Wasser-Blasenströmungen, bestehend aus Sondenhalter und aufsteckbarem Sensorteil



**Abb. 3:** Signale der 2-Sensor-Widerstandssonde beim Durchgang von Blasen durch die beiden axial um 3 mm versetzten Sensoren

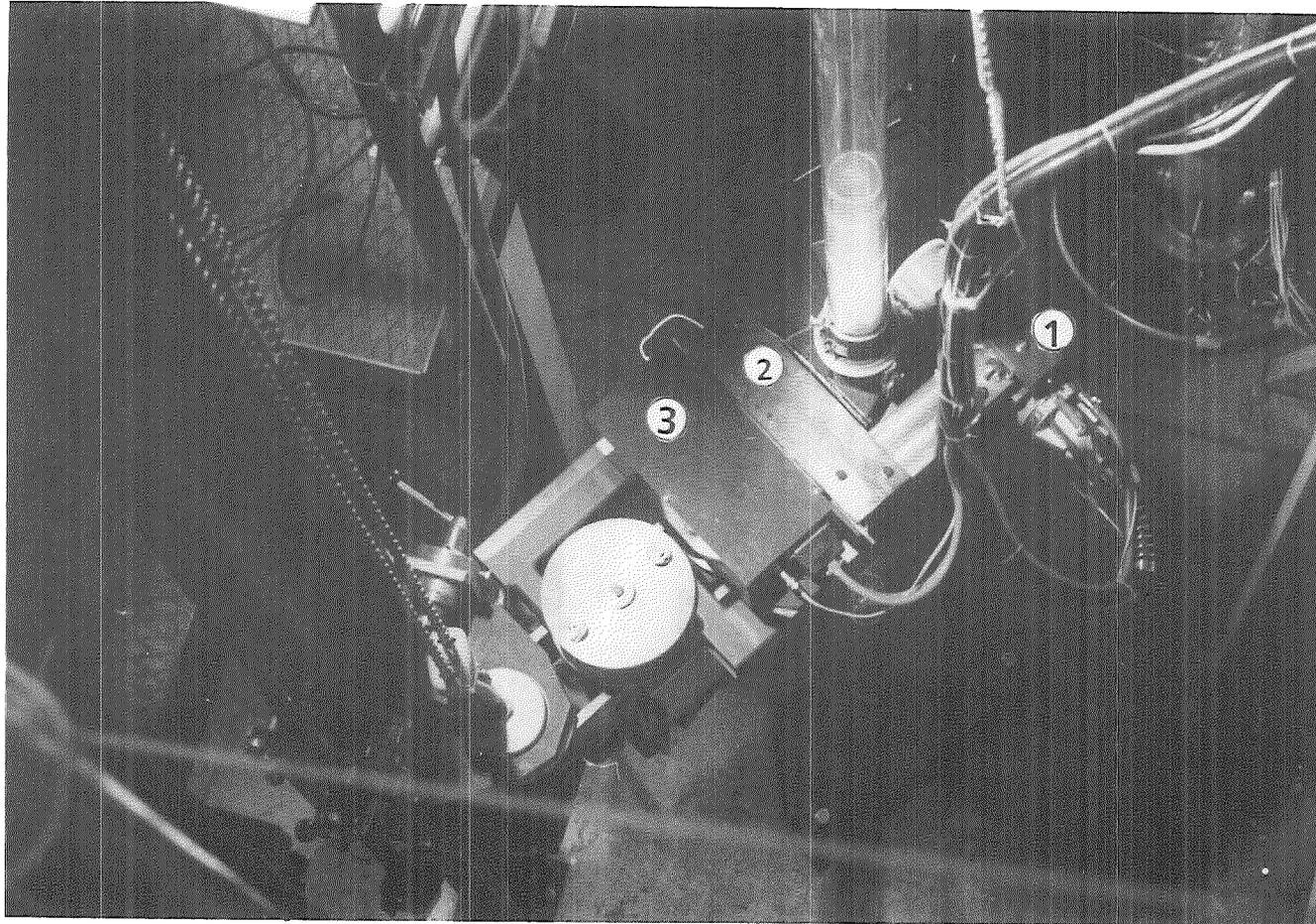
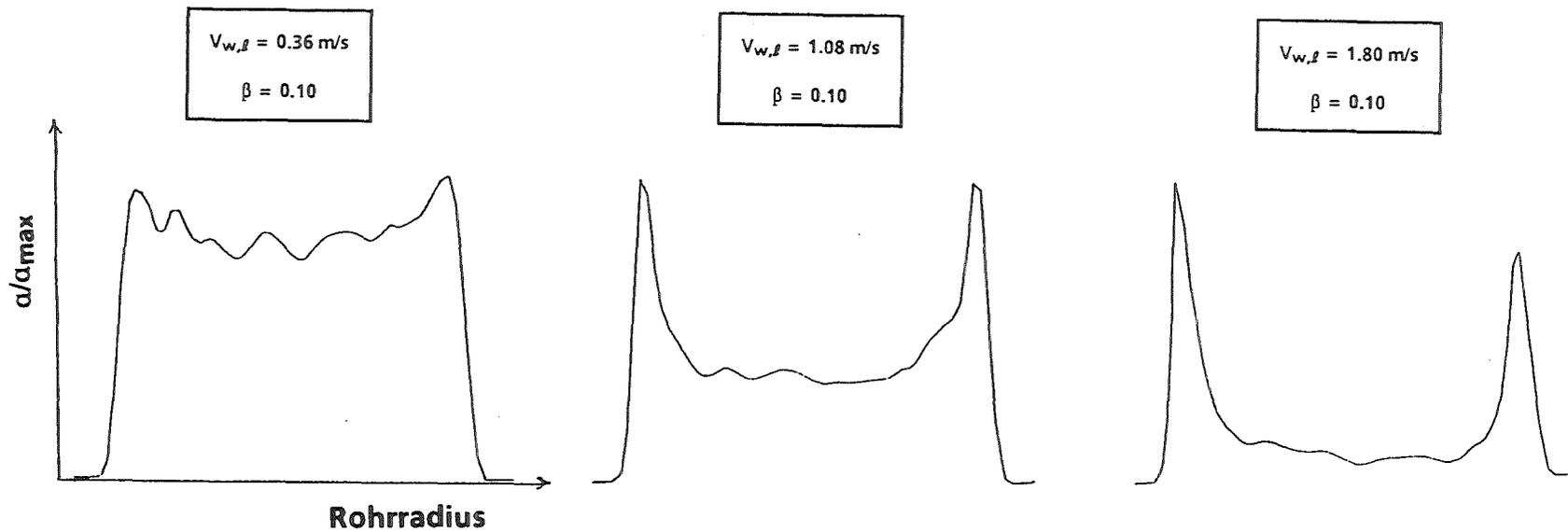
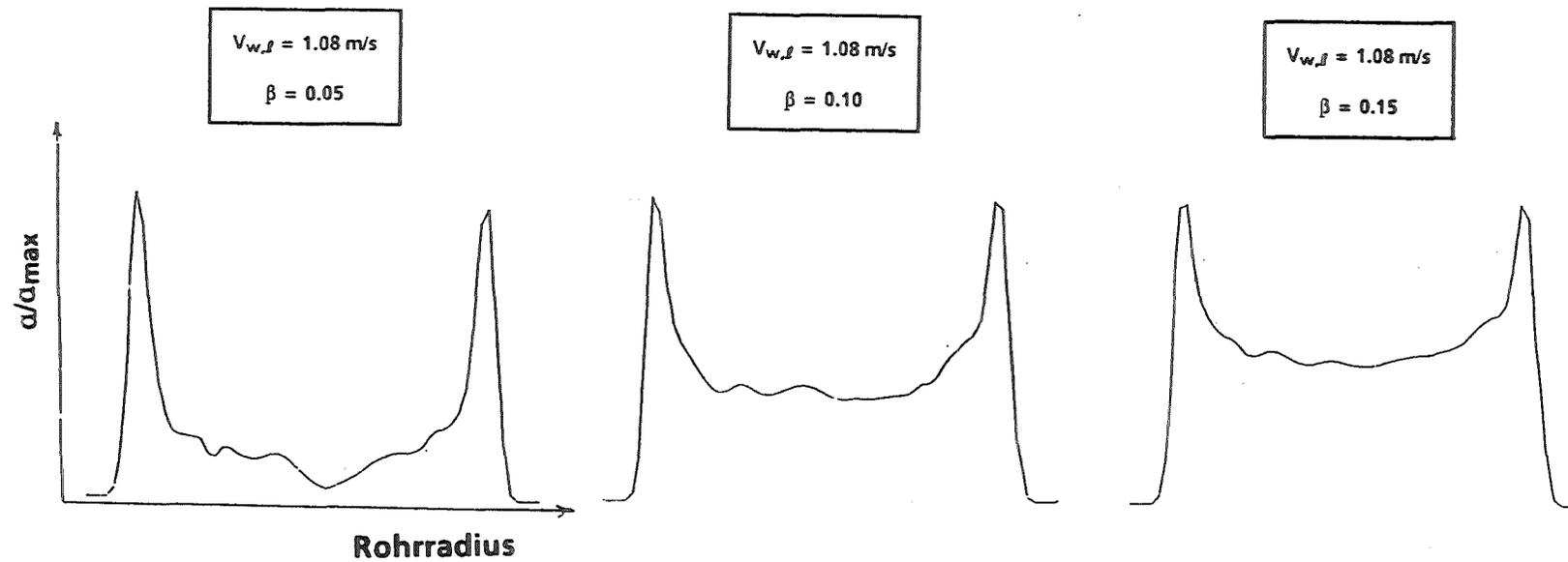


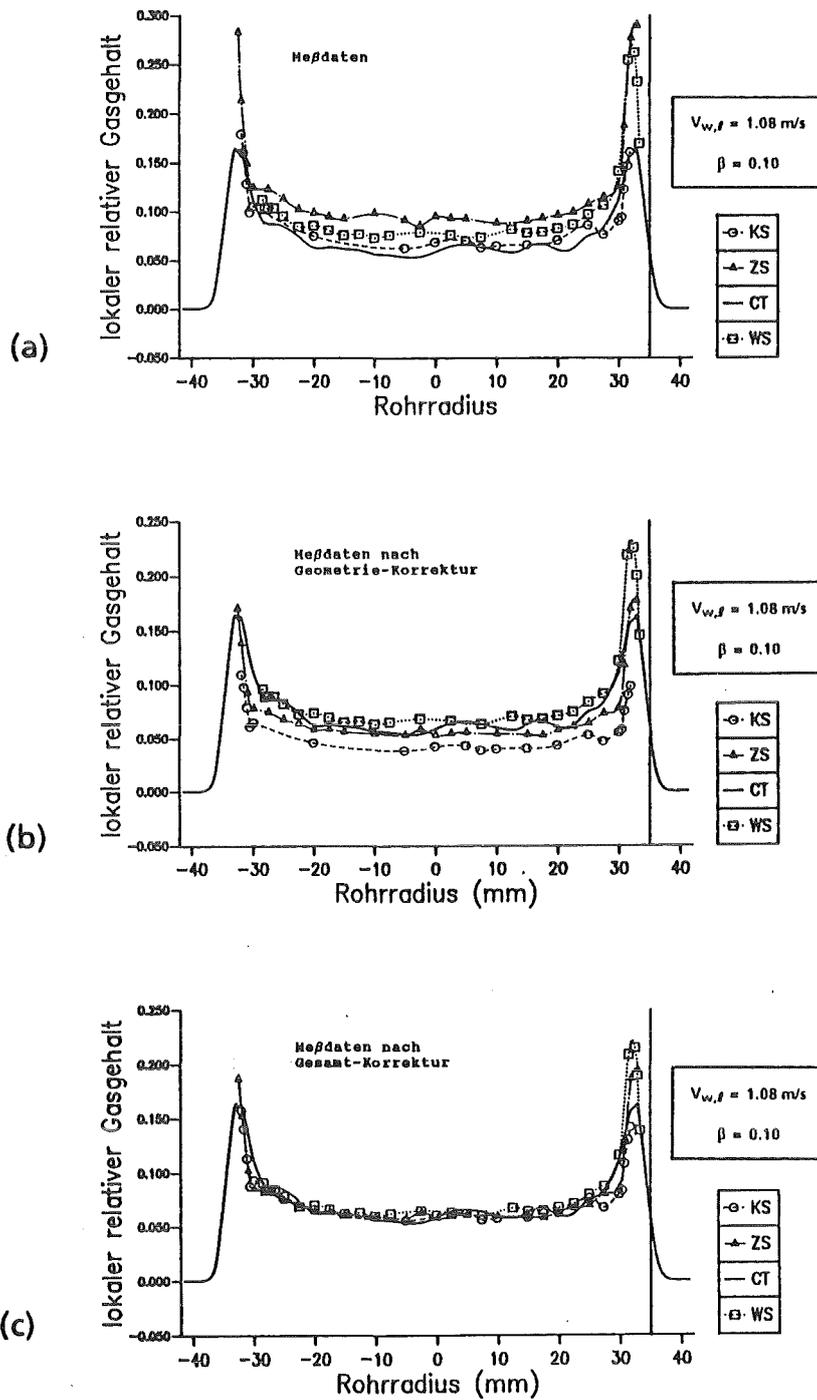
Abb. 4: Meßplattform des NOVA-Computertomographen an der Teststrecke. ① Röntgenröhre, ② Kollimatoren, ③ Anordnung von 63 Miniatur-Geiger-Müller-Zählern



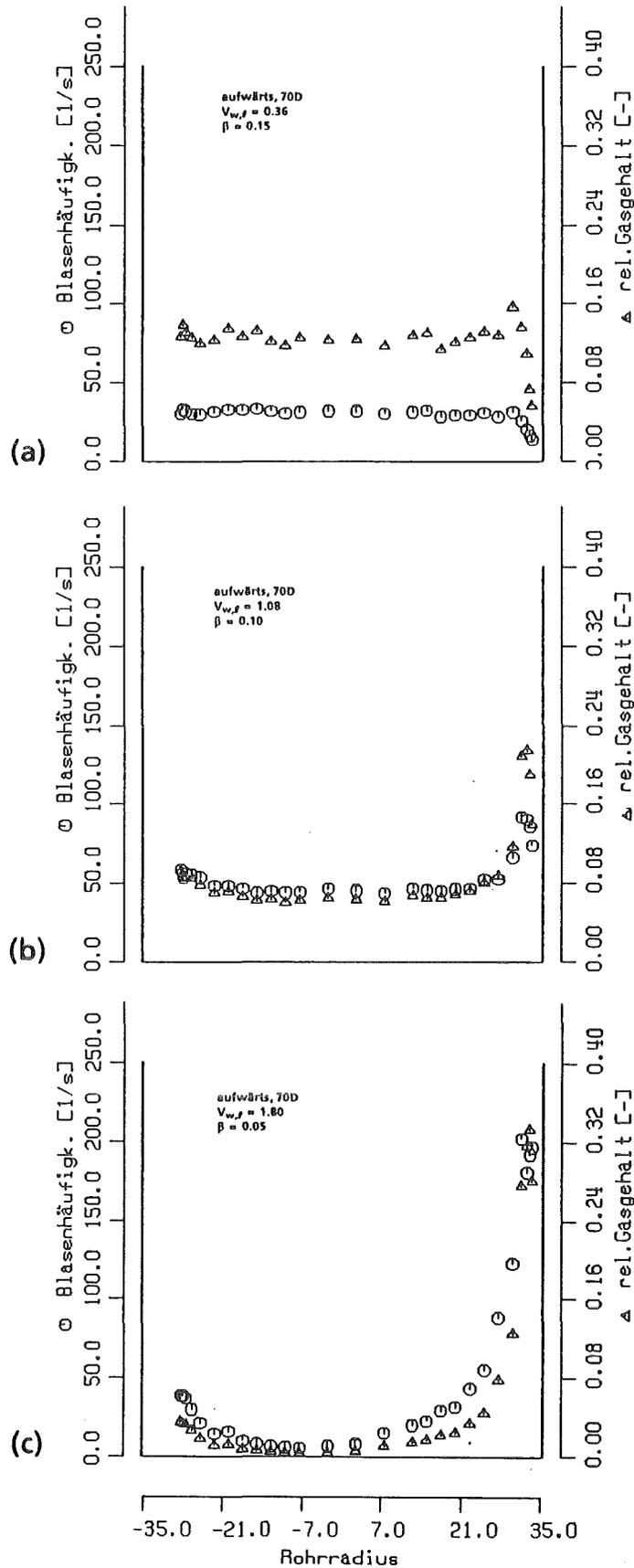
**Abb. 5:** Profile des relativen Gasgehaltes  $\alpha$  in aufwärtsgerichteten Blasenströmungen, gemessen an der axialen Position  $z = 70 D$  ( $D = 70 \text{ mm}$ ) mit dem NOVA-Computertomographen. Strömungsparameter ist die Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{w,\ell}$  bei festgehaltenem mittlerem volumetrischen Gasgehalt  $\beta = 0.10$ .



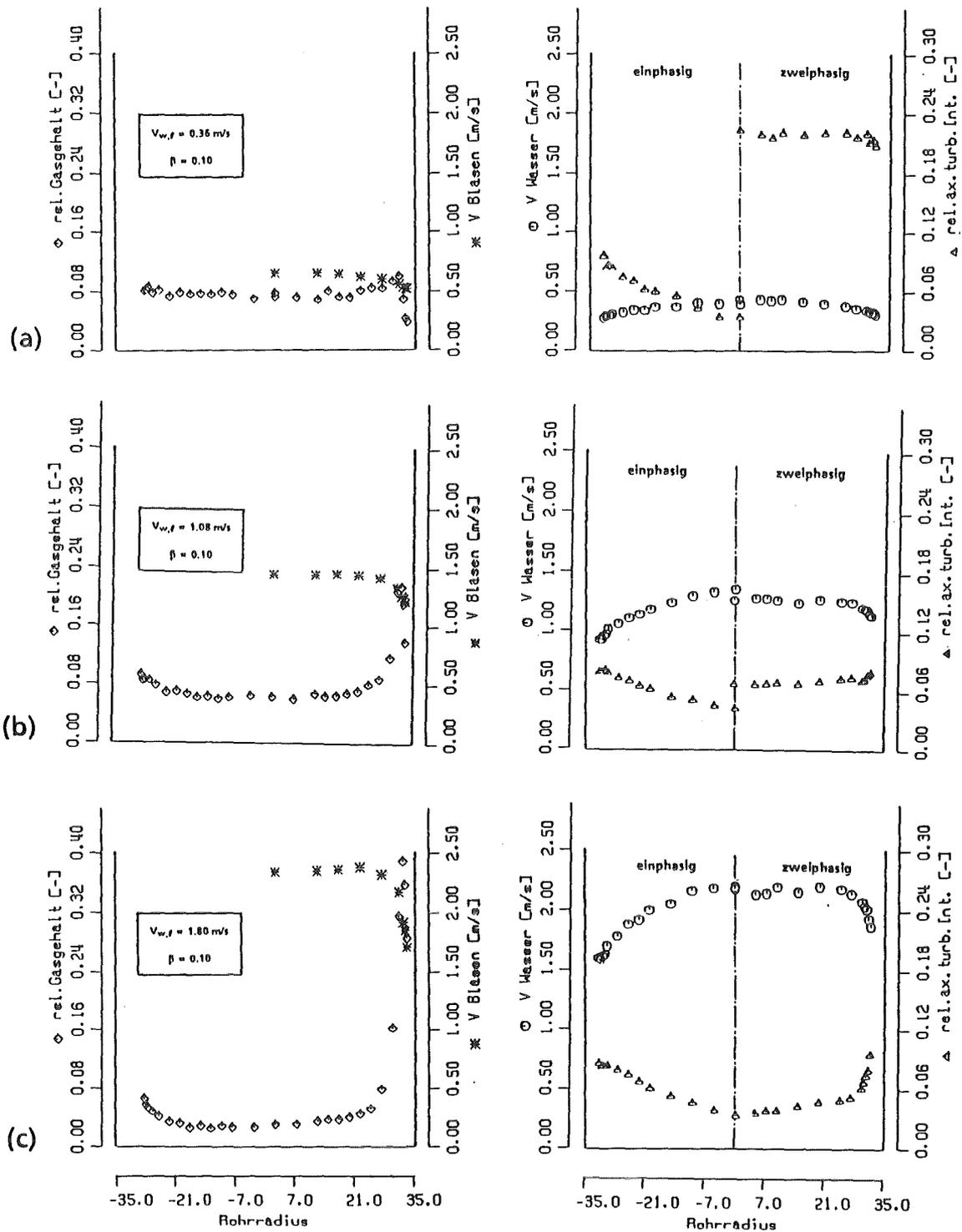
**Abb. 6:** Profile des relativen Gasgehaltes  $\alpha$  in aufwärtsgerichteten Blasenströmungen, gemessen an der axialen Position  $z = 70 D$  ( $D = 70 \text{ mm}$ ) mit dem NOVA-Computertomographen. Strömungsparameter ist der mittlere volumetrische Gasgehalt  $\beta$  bei festgehaltener Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{w,l} = 1.08 \text{ m/s}$



**Abb. 7:** Gemessene Profile des relativen Gasgehalts mit konischer Heißfilmsonde / KS, zylindrischer Heißfilmsonde / ZS, Widerstandssonde / WS und Computertomograph / CT (a), nach geometrischer Korrektur der Sondendaten (b) und nach Gesamtkorrektur der Sondendaten mit Kalibrierfaktoren (c)



**Abb. 8:** Ergebnisse von Messungen der Profile von Blasenhäufigkeit und relativem Gasgehalt mit der kalibrierten Widerstands-sonde. Aufwärtsströmung, Meßposition  $z = 70 D$ , Strömungsparameter  $V_{w,\ell} = 0.36 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 0.15$  (a),  $V_{w,\ell} = 1.08 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 0.10$  (b),  $V_{w,\ell} = 1.80 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 0.05$  (c)



**Abb. 9:** Rel. Gasgehalt und Blasengeschwindigkeit (links) sowie Wassergeschwindigkeit und rel. axiale turbulente Intensität (rechts), gemessen in Aufwärtsströmungen bei  $z = 70D$ ;  $V_{w,l} = 0.36 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 0.10$  (a),  $V_{w,l} = 1.08 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 0.10$  (b),  $V_{w,l} = 1.80 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 0.10$  (c)

**12.07.07**                    **Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen**

**12.07.07/05A**                **Zeolites for Iodine Removal During Containment**  
**PRS OD5P**                    **Venting**

(U. Reichert, P. Feuerstein, K. Bleier)

**Abstract**

Ag-Zeolites have been investigated under simulated accident venting conditions of a reactor containment. The removal efficiency for radioiodine was measured with respect to the influence of saturated and superheated steam, humidity and adsorption of water. Also the catalytic effect on the  $H_2/O_2$  reaction is under study.

The Ag-exchanged zeolites showed good removal efficiencies under the conditions tested but acted as a catalyser for the  $H_2/O_2$  reaction.

The behaviour as catalyser was quenched by the mixed exchange of the  $Na^+$  ions of the zeolite with ions of silver and a heavy metal. Such zeolites are being evaluated.

**12.07.07/05A**                **Investigations into the Occurrence of**  
**PRS OD5P**                    **Penetrating Iodine Species**

(W. Leskopf, S. Holl)

**Abstract**

The formation of penetrating iodine species was studied. In conducting these investigations we presumed that these compounds originated in the gas phase by irradiation - induced reactions with radioiodine. Gaseous aliphatic hydrocarbons, alcohol vapour and benzene vapour-air mixtures were radiolyzed with iodine in a Co-60 gamma source. The parameters varied were the concentrations and the irradiation doses ( $4.45E + 04$  -  $1.17E + 07$  rad). The reaction mixtures were analyzed qualitatively and quantitatively by an ECD and an MSD detector for iodine compounds difficult to separate.

12.07.07/05A  
PRS OD5P

**Zeolithe als Sorbens für die Iodabscheidung bei der  
Druckentlastung**  
(U. Reichert, P. Feuerstein, K. Bleier)

## 1. Einleitung

Ziel der Untersuchungen ist es, belastbare Daten über die Abscheideleistung eines Iodsorptionsfilters unter Störfallbedingungen zu erhalten. Dazu gehören Versuche zum

- Verhalten des Sorbens in einem Wasserdampf-Luftgemisch
- Verhalten des Sorbens bei Anfahrvorgängen mit Auftreten von Kondensat.

Mit Hinblick auf die spezifizierten Anforderungen an Unfallfilter wurden die Abscheideversuche mit  $I_2$ , das mit  $^{131}I_2$  markiert ist, durchgeführt. Die Ergebnisse werden in Form der erreichten Abscheidegrade für bestimmte Schichtdicken bzw. Verweilzeiten wiedergegeben. Als Sorbens dienten verschiedene Zeolithe, bei denen die natürlich vorkommenden  $Na^{\oplus}$ -Kationen weitgehend gegen  $Ag^{\oplus}$  - bzw. bestimmte Schwermetall-Kationen ausgetauscht wurden. Diese mischdotierten Zeolithe wurden eingeführt, da die untersuchten reinen Ag-Zeolithe die unerwünschte Eigenschaft hatten, bei erhöhten Temperaturen und  $H_2$ -Anteilen in der Atmosphäre die  $H_2$ - $O_2$  (Knallgas)-Reaktion zu katalysieren, wodurch innerhalb des Sorbens hohe Temperaturen auftreten können. Durch Ersatz eines Teils des im Kristallgitter vorhandenen Silbers durch ein katalytisch inaktives Metall sollte diese Reaktion unterdrückt werden. Es war zu untersuchen, welche Abscheideleistungen durch mischdotierte Zeolithe erreicht werden.

## 2. Beschreibung von Apparatur und Versuchsbedingungen

Zur Durchführung der Versuche diente die in Abb. 1 dargestellte Apparatur. Um sowohl das Verhalten des Sorbens über einen längeren Zeitraum als auch sein Verhalten während des Anfahrprozesses beurteilen zu können, wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt:

In der ersten Versuchsreihe (im folgenden als "isotherme Versuche" bezeichnet) wurden die Testbetten vor Beginn der Iodeinleitung auf die zu erwartende Betriebstemperatur von  $140\text{ }^{\circ}C$  erhitzt und für mehrere Stunden mit Dampf-Luftgemisch konditioniert. Nach Ende des darauf folgenden Einleitens von Iod wurde noch 18 - 24 h bei  $140\text{ }^{\circ}C$  mit Dampf-Luftgemisch nachgeströmt, um gege-

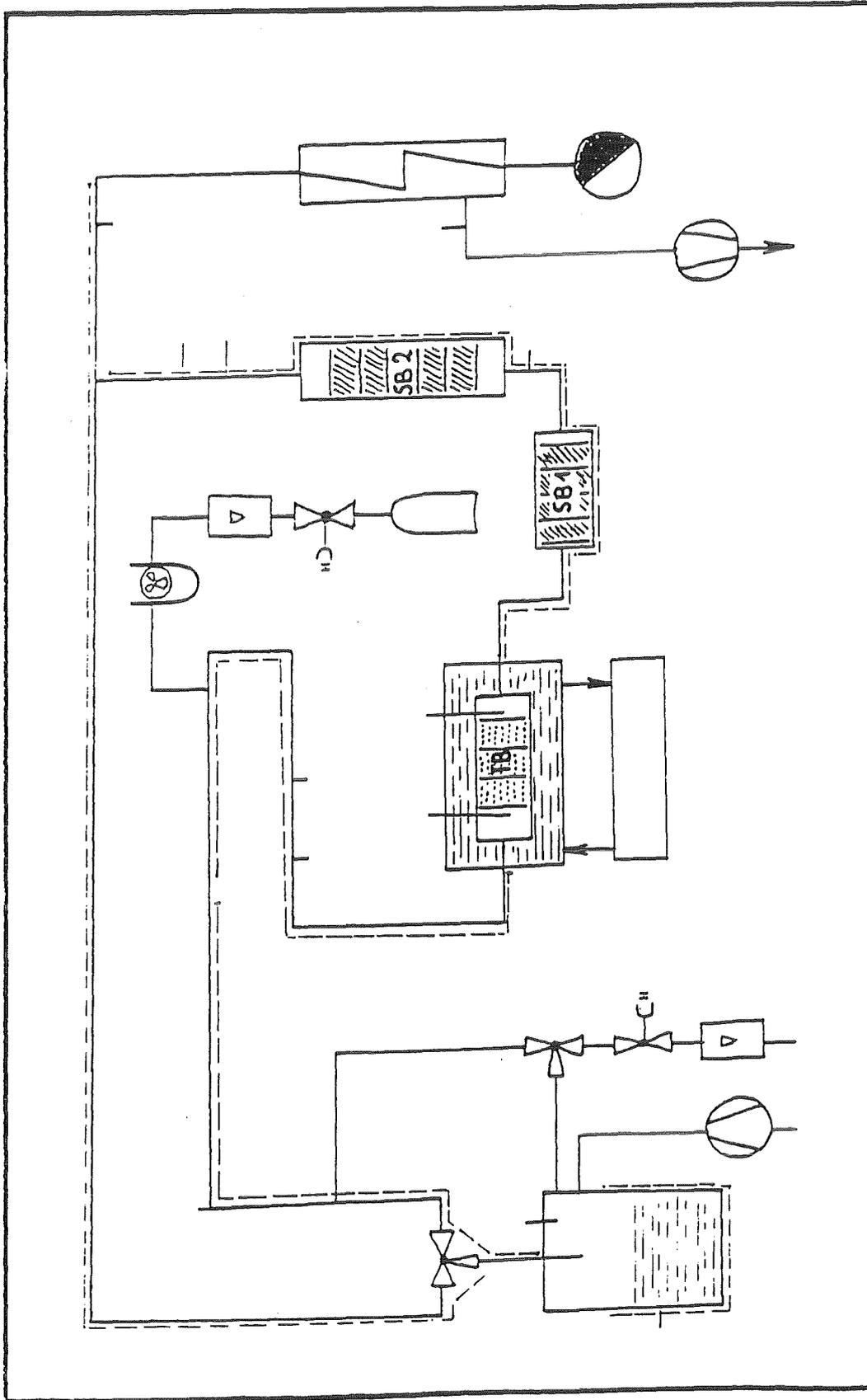


Abb. 1 Apparatur zur Messung von Abscheidegraden an Sorbentien

benenfalls auftretende Materialveränderungen, die sich auf die Stabilität des Filters und auf die Abscheideleistung auswirken könnten, mit zu erfassen. Durch die lange Nachströmzeit wird auch eine möglicherweise auftretende Desorption des abgeschiedenen Radioiods erfaßt.

Bei der zweiten Versuchsreihe (mit "Anfahrversuche" bezeichnet) wurde der Dampf bis zum Einleitbeginn durch einen Bypass an den Testbetten vorbeigeführt. Außerdem wurden die Testbetten nicht beheizt, so daß das Sorbens zum Einleitbeginn kalt ( $T < 40\text{ °C}$ ) war. Erst mit Beginn der Iodeinleitung wurde der Dampf durch die Testbetten geleitet. 10 - 15 Minuten nach Einleitbeginn wurde dann die Testbett-Heizung zugeschaltet, um Wärmeverluste durch die Wände des Doppelrohres zu verhindern. Auch bei dieser Versuchsreihe wurde für einen längeren Zeitraum mit dem Dampf-Luftgemisch nachgeströmt.

### 3. Durchgeführte Versuche und Ergebnisse

Folgende mischdotierte Zeolithe kamen zum Einsatz:

PPL 4437

PPL 4226 A

PPL 4229 B1, B2

PPL 4230 A, B, C

PPL 4230 A (Wiederholung)

PPL 4236 A, B, C

Die beiden ersten Materialien waren sehr feinkörnig und enthielten stets relativ viel Abrieb, während alle anderen Zeolithen eine recht einheitliche Korngröße hatten und praktisch frei von Abrieb waren.

#### Isotherme Versuche

Zunächst wurde jedes der vorhandenen Materialien in einem isothermen Versuch bei  $140\text{ °C}$  unter folgenden Bedingungen getestet:

Prüfmedium:  $\text{I}_2$ , mit  $^{131}\text{I}_2$  markiert; ca.  $1\text{ mg/m}^3 = \text{ca. } 0,25\text{ mCi}$

Durchfluß: 400 l/h  $\text{H}_2\text{O}$ -Dampf + 150 l/h Luft

Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Tabelle I zusammengefaßt.

Tabelle I: Ergebnisse der isothermen Versuche

Ver- such Nr.	Sorbens	Vorström- zeit [h]	Nachström- zeit [h]	Abscheidegrad [%] bei			
				2,5	5,0	7,5	cm Bettiefe
				0,08	0,16	0,24	s Verweilzeit
1	PPL 4226 1	2,0	2,0	78,8	84,7	90,9	
2	PPL 4437	5,0	1,5	98,0	99,96	99,98	
3	PPL 4437	19,5	21,5	93,4	95,7	96,7	
4 *	PPL 4229 B 1	5,0	17,0	99,7	99,97	99,98	
5 *	PPL 4229 B.2	5,0	17,0	95,8	98,4	99,7	
6	PPL 4229 B 1	17,0	23,0	99,90	99,98	99,99	
7	PPL 4229 B 2	20,5	24,0	94,8	98,0	99,6	
8 **	PPL 4229 B 1	26,0	21,0	99,2	99,96	99,98	
9	PPL 4230 A	4,7	21,0	96,7	99,3	99,7	
10	PPL4230 A- Wiederhol.	5,8	26,5	98,1	99,2	99,7	
11 **	PPL 4230 B	6,0	23,0	98,8	99,7	99,8	
12	PPL 4230 B	21,5	24,0	99,6	99,93	99,97	
13	PPL 4230 C	6,0	25,0	91,4	99,3	99,9	
14	PPL 4230 C	24,5	21,0	81,3	93,5	99,9	
15	PPL 4236 A	5,5	19,0	98,1	99,6	99,8	
16	PPL 4236 B	6,0	18,5	96,8	99,5	99,9	
17	PPL 4236 C	6,0	20,0	95,3	99,4	99,8	

#### Anmerkungen zu Tabelle I:

- \*: Bei diesen Versuchen befanden sich die Testbetten nicht in dem dafür vorgesehenen Doppelrohr, sondern es wurde ein normales Einfachrohr verwendet, das mit einem zusätzlichen Heizband versehen war.
- \*\* : Bei diesen beiden Versuchen wurde zwischen Test- und Sicherheitsbetten ein Schwebstofffilter eingebaut, um zu überprüfen, ob bei längeren Nachströmzeiten aerosolförmiger Abrieb entsteht. Bei Ausmessung des Schwebstofffilters wurden jedoch nur 0,001 % (Vers. 8) bzw. 0,002 % (Vers. 11) der Aktivität gefunden.

#### Anfahrversuche

Mit ausgewählten Zeolithen wurden als nächstes Versuche durchgeführt, die den Anfahrprozeß simulieren und somit Informationen über das Abscheideverhalten während der kritischen Phase mit Kondensatbildung liefern sollten. Hierfür wurde der Dampf bis zu Beginn des Einleitens an der Testbett- und Sicherheitsbett-Anordnung vorbeigeführt (vgl. Abb. 1). Die Testbetten wurden mit Preßluft auf  $T < 40\text{ °C}$  gekühlt, während die Rohrleitungen vor und hinter den Testbetten auf ihre Betriebstemperatur von  $140\text{ °C}$  gebracht wurden. Mit Einleitbeginn wurde der Dampf durch die Testbetten geleitet und gleichzeitig die Preßluftkühlung abgestellt. Die Temperatur des Dampfes und die auftretende  $\text{H}_2\text{O}$ -Adsorptionswärme am Zeolith sorgten dafür, daß sich die Testbetten innerhalb weniger Minuten ( $< 5\text{ min}$ ) auf über  $100\text{ °C}$  erhitzen. Durch die im Vergleich zur Sorbensmenge große Oberfläche traten jedoch so große Wärmeverluste auf, daß die Temperatur nach ca. 10 min wieder absank. Daher wurde, sobald dieser Effekt auftrat, die zusätzliche Testbett-Heizung zugeschaltet. Bei einem günstigeren Verhältnis von Sorbensmenge zur Oberfläche ist es jedoch möglich, den Filter trocken ohne zusätzliche Heizung zu betreiben. Dies wurde in einem Prüfstandsversuch an der Anlage TAIFUN mit einem Filter mit 22 kg Sorbens erprobt.

#### Allgemeine Parameter der Anfahrversuche:

Prüfmedium:  $\text{I}_2$ , mit  $^{131}\text{I}_2$  markiert,  $1\text{-}2\text{ mg/m}^3 = \text{ca. } 0,25\text{ - }0,50\text{ mCi}$

Durchfluß: 150 l/h Luft bis zum Einleitbeginn

400 l/h  $\text{H}_2\text{O}$ -Dampf + 150 l/h Luft ab Einleitbeginn.

Die Ergebnisse der Anfahrversuche sind in Tabelle II zusammengefaßt.

Tabelle II: Ergebnisse der Anfahrversuche

Ver- such Nr.	Sorbens	Nachström- zeit [h]	Abscheidegrad [%] bei			
			2,5	5,0	7,5	cm Bettiefe
			0,08	0,16	0,24	s Verweilzeit
1	PPL 4229 B1	15,0	91,7	99,1	99,8	
2	PPL 4229 B2	18,0	89,8	97,6	99,7	
3	PPL 4230 A	23,5	86,6	88,3	88,9	
4	PPL 4230 B	24,0	88,6	91,1	92,6	
5	PPL 4230 C	23,0	91,1	92,7	93,4	
6	PPL 4236 A	6,0	83,7	86,7	87,5	
7	PPL 4236 B *					
8	PPL 4236 C *					

\* noch durchzuführen

#### 4. Bewertung der Versuchsergebnisse

In Hinsicht auf die Abscheidung von Radioiod zeigte das mischdotierte Sorbens PPL 4229 BI sowohl im isothermen als auch im Anfahrversuch die beste Leistung. Da sich bisher nicht mit Sicherheit voraussagen läßt, wie weit sich der Wasserstoff durch Zündung und Verbrennung im Sicherheitsbehälter abbauen läßt, ist, entgegen den ursprünglich vorgegebenen Randbedingungen, das wesentliche Gewicht neben den Sorptionseigenschaften auf die Unterdrückung der katalytischen Eigenschaften zu legen. Eine ausreichende Abscheideleistung eines mit dem Sorbens ausgestatteten Filters ist ggf. durch Erhöhung der Bettiefe (Schichtdicke) des Sorbens zu gewährleisten. Für die weiteren Untersuchungen werden deshalb die Chargen mit dem höchsten Schwermetallgehalt im Verhältnis zum Silber ausgewählt.

12.07.07/05A  
PRS OD5P

**Zur Bestrahlung von Gasmischen mit organischen  
Bestandteilen und Iod**  
(Dr. W. Leskopf, S. Holl)

## 1. Allgemeines

### Zur Bildung von schwerabscheidbaren organischen Substanzen im Strahlenfeld

In der Raum- und Abluft kerntechnischer Anlagen kann es zum Auftreten von schwerabscheidbaren, radioaktiven organischen Verbindungen kommen. Vorprodukte bzw. Ausgangsstoffe für diese Substanzen müssen kohlenstoffhaltige Materialien oder Verbindungen - Radiolyseprodukte, Lösungsmittel, Spurengase, Ionenaustauscher, Lacke, Schmiermittel, Dichtungen, Isoliermaterial, andere Kunststoffteile - sein, die in solchen Anlagen vorkommen können. Bemerkenswert ist es in diesem Zusammenhang, daß bei einem Störfall in KKW die Kohlenwasserstoff-Konzentrationen in der Gasphase 100mal größer sein können (ca.  $10^{-8}$  mol/ml), als im Normalbetrieb /1/.

Da über die Herkunft von "penetrierenden Iodverbindungen", über die Grundvoraussetzungen ihrer strahlen-induzierten Bildung, sowie über die chemische Konstitution dieser Substanzen wenig bekannt ist, werden Bestrahlungsversuche durchgeführt. Die Untersuchungen gründen in der Annahme, daß sie in der Gasphase durch strahlen-induzierte Reaktion mit Radioiod entstehen. Dies dürfte ein Ansatz sein, der es möglicherweise erlaubt, das Problem an der Wurzel zu bearbeiten.

## 2. Durchgeführte Arbeiten

Es wurden stark verdünnte organische Gasmischungen mit elementarem Iod als Beimengung bestrahlt. Bei den Untersuchungen sind die Konzentrationen sowie die Bestrahlungsdosen variiert worden. Die bei der Radiolyse erzeugten Substanzen wurden in Hinblick auf schwerabscheidbare Iodverbindungen qualitativ und quantitativ analysiert.

Im Berichtszeitraum wurden mehrere Versuchsreihen durchgeführt und ausgewertet. Es wurden gezielt Organoiodverbindungen mit strahlenchemischen Methoden erzeugt und mittels Gaschromatographie analysiert.

Die Bestrahlungen mit gasförmigen Alkanen, den wichtigen Radiolyseprodukten der meisten organischen Stoffe, sind abgeschlossen. Des Weiteren wurden Bestrahlungen von verdünnten Gasmischungen aus Benzol, Methanol oder Ethanol mit Iod durchgeführt. Schließlich sind nach einer weiteren Verfeinerung und Wei-

terentwicklung der Probenherstellungsmethoden, der Bestrahlungsvorrichtungen und der Analysetechnik auch Experimente in geringsten Konzentrationsbereichen durchgeführt worden. Zuletzt wurde bei Kohlenwasserstoffkonzentrationen kleiner als  $3,8E-8$  mol/ml gearbeitet. Propan, Benzol, Methanol sowie Ethanol wurden in Luft in unterschiedlichen Konzentrationen zusammen mit  $6,85E-09$  bis  $3,43E-06$  mol/ml elementarem Iod in der Bestrahlungskammer einer 60-Co-Gamma-Quelle (Gammacell 220) Dosen von  $4,45E + 04$  rad bis  $1,12E + 07$  rad ausgesetzt, bei Dosisleistungen um 1300 rad/min. Mittels eines ECD-Detektors und eines MSDs ließen sich die bei der Radiolyse gebildeten für Abscheideversuche relevanten niedrigsiedenden Alkyljodide Methyljodid, Ethyljodid, Iodpropan sowie Phenyljodid nach der Auftrennung nachweisen und quantitativ analysieren.

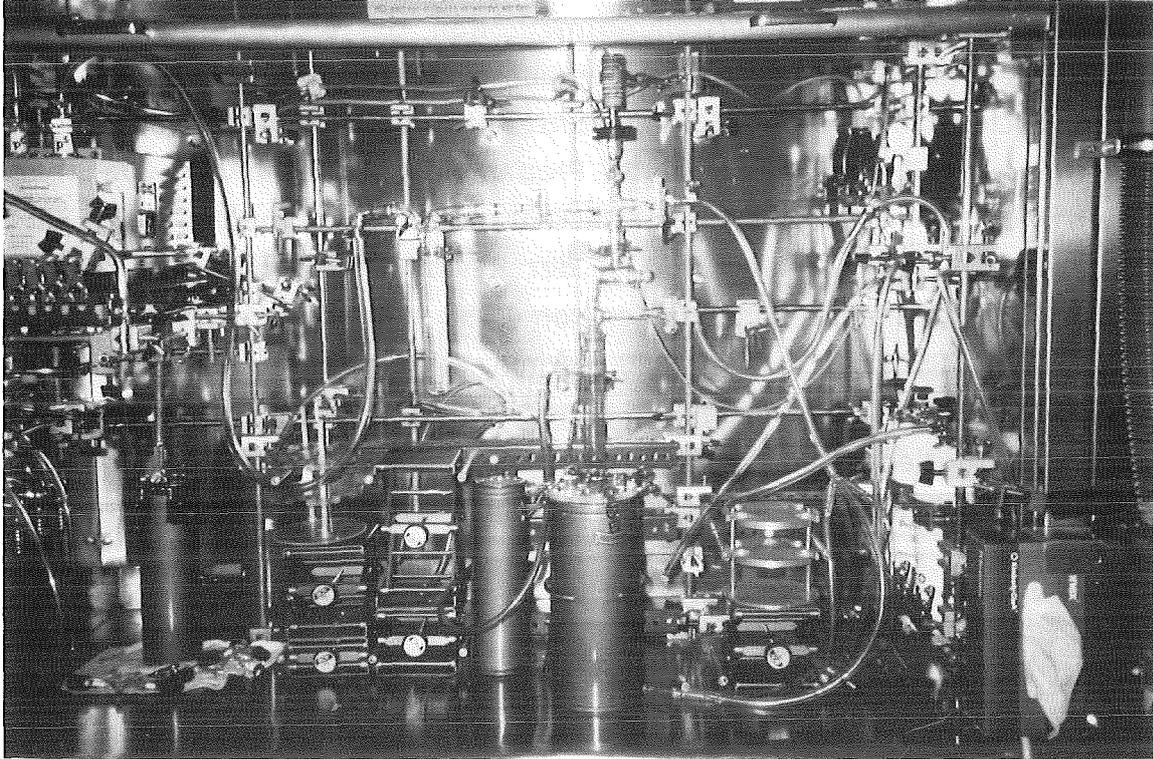
### 2.1 Variation der Bestrahlungsdosis

Es wurden mehrere Kohlenwasserstoffe, unter sonst konstantgehaltenen Reaktionsbedingungen mit verschiedenen Dosen Gammaquanten radiolysiert.  $3,62E-06$  mol/ml Alkan und  $3,43E-07$  mol/ml Iod wurden mit  $4,45E + 04$  bis  $1,12E + 07$  rad in synthetischer Luft bestrahlt. Dies führte zu den G-Werten in Tabelle I.

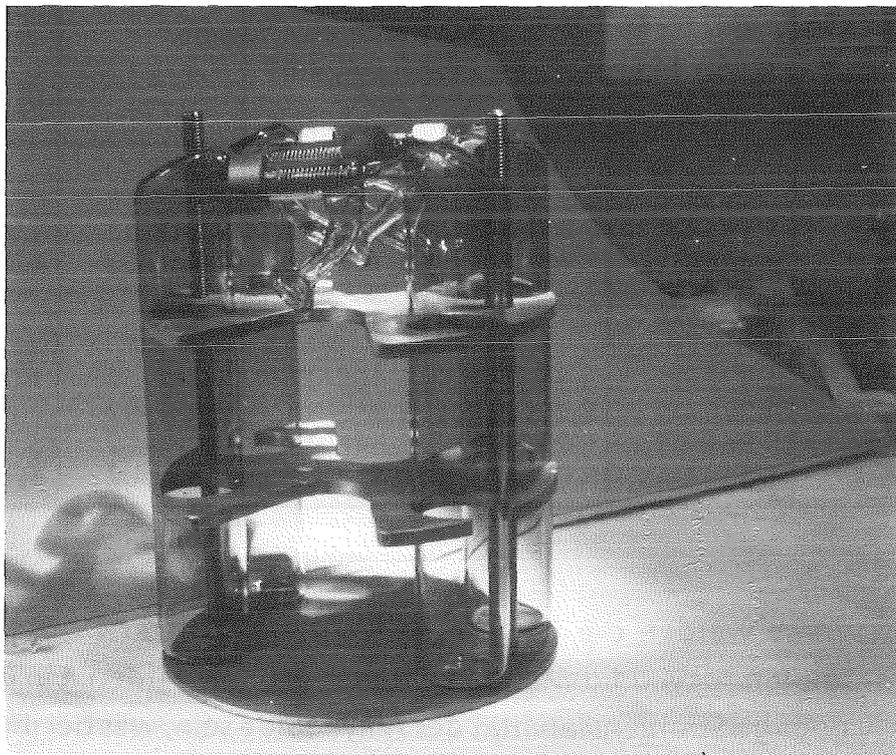
Tabelle I

Bestrahlungsdosis in rad:	$4,45E + 04$	$1,42E + 06$	$5,57E + 06$	$7,57E + 06$	$1,17E + 07$
Ethan					
Methyljodid	$1,18E-01$	$2,41E-02$	$1,48E-02$	$1,71E-02$	$1,28E-02$
Ethyljodid	$9,44E-01$	$1,48E-01$	$5,18E-02$	$4,90E-02$	$4,08E-02$
Butan					
Methyljodid	$1,37E-01$	$3,96E-02$	$1,46E-02$	$1,35E-02$	$1,00E-02$
Ethyljodid	$3,27E-01$	$8,25E-02$	$3,34E-02$	$2,95E-02$	$2,21E-02$
Propyljodid	$5,86E-01$	$5,22E-02$	$1,54E-02$	$1,18E-02$	$8,12E-03$
Butyljodid	$1,51E-01$	$1,04E-01$	$4,42E-02$	$4,81E-02$	$4,15E-02$

Interessanterweise werden die G-Werte in Richtung höherer Dosis kleiner, obgleich die absoluten Alkyljodid-Mengen deutlich größer werden. Ein Grund dürfte die relativ geringe Strahlenstabilität der Alkyljodide sein, was bei ihrer Radiolyse auch durch die hohen Ausbeuten der Hauptprodukte, das sind Iod und Kohlenwasserstoffe, zum Ausdruck kommt.



**Abb. A:** Hochvakuumgasapparatur nebst Zusatzteilen, mit der gleichzeitig mehrere Sammler evakuiert und anschließend mit den gewünschten Gasen bzw. Iod beschickt werden können.



**Abb. B:** Einschub für Bestrahlungskammer der vier 100ml Gasmäuse aufnehmen kann.

## 2.2 Variation der Konzentration an organischem Gas

Als weiterer Parameter wurden die Kohlenwasserstoffanteile der Gasmische verändert.  $3,62E-07$  mol/ml bis  $1,81E-05$  mol/ml Methan sowie Butan wurden zusammen mit  $3,43E-07$  mol/ml elementarem Iod wie oben mit 1,4 Mrad bestrahlt. Daraus resultierten die in Tabelle II zusammengestellten G-Werte.

Tabelle II

Methan-Konz. (mol/ml)	$3,62E-7$	$1,09E-06$	$3,62E-06$	$1,81E-05$
Methyliodid	$8,16E-01$	$2,99E-01$	$1,07E-01$	$3,50E-02$
Ethyliodid	$2,01E-01$	$8,12E-02$	$2,61E-02$	$1,48E-02$
Butan-Konz. (mol/ml)	$3,80E-07$	$1,14E-06$	$3,80E-06$	$1,90E-05$
Methyliodid	$2,08E-01$	$9,07E-02$	$4,02E-02$	$1,54E-02$
Ethyliodid	$6,94E-01$	$2,39E-01$	$8,37E-02$	$3,15E-02$
Propyliodid	$1,71E-01$	$9,89E-02$	$5,29E-02$	$2,69E-02$
Butyliodid	$4,69E-01$	$2,27E-01$	$1,06E-01$	$3,83E-02$

## 2.3 Radiolysen mit gasförmigem Propan als Beimengung

Verschiedene Konzentrationen ( $3,85E-07$  bis  $3,72E-10$  mol/ml) des Kohlenwasserstoffhomologen wurden zusammen mit Iod ( $3,43E-08$  mol/ml) in Luft mit Gammaquanten bestrahlt. Das dadurch veränderte Gasmisch wurde gaschromatisch aufgetrennt und analysiert. Dabei sind die folgenden Resultate erzielt worden (Tabelle III, Abb. C).

Tabelle III

Propan-Konz. (mol/ml)	$3,85E-07$	$3,84E-08$	$3,76E-09$	$3,72E-10$
Methyliodid	$3,96E-12$	$1,08E-12$	$5,80E-13$	$3,72E-13$
Ethyliodid	$3,03E-12$	$6,76E-13$	$2,33E-13$	$9,63E-14$
Propyliodid	$7,14E-12$	$2,77E-12$	$1,96E-12$	$9,38E-13$

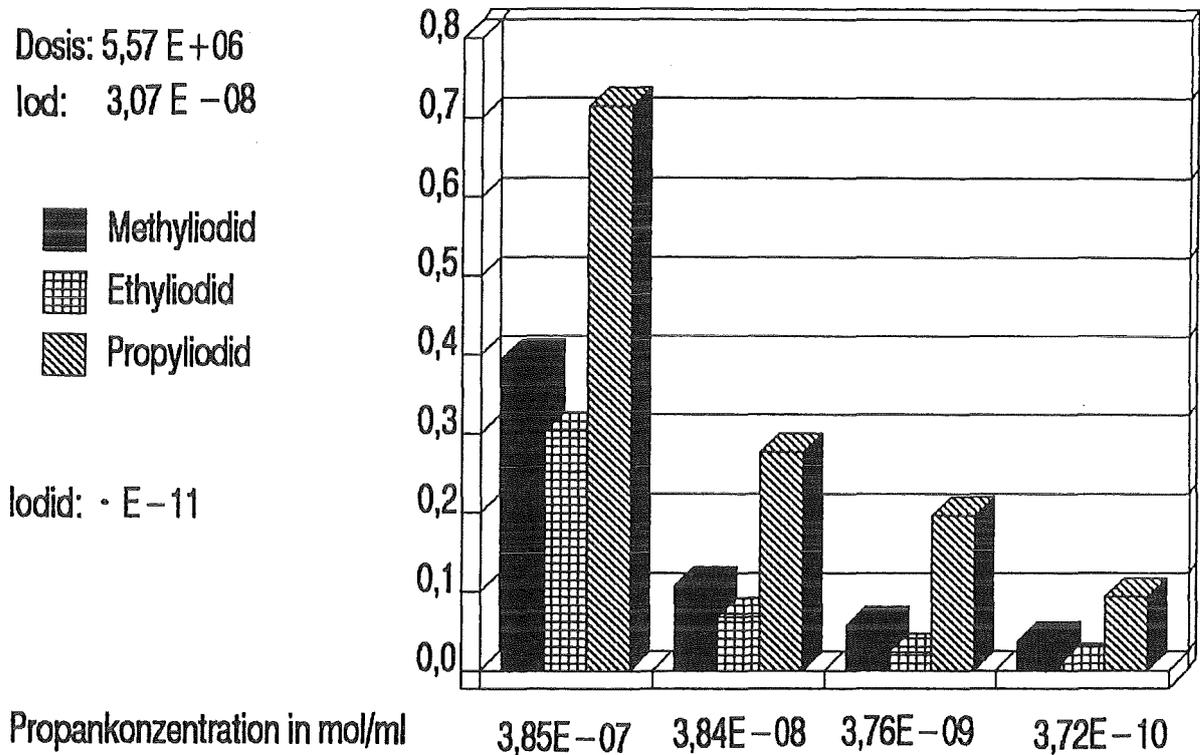
ABB. C

### Konzentrationsabhängigkeit Propan

Dosis:  $5,57 \text{ E} + 06$   
Iod:  $3,07 \text{ E} - 08$

■ Methyliodid  
▣ Ethyliodid  
▨ Propyliodid

Iodid:  $\cdot \text{ E} - 11$



#### 2.4 Versuche mit Benzol als Beimengung

Stellvertretend für aromatische Kohlenwasserstoffe wurden jeweils  $3,80 \text{ E} - 06$  mol/ml Benzol, als Beimengung in synthetischer Luft, nach der Zugabe von  $\text{E} - 08$  elementarem Iod wie oben radiolysiert. Die Ergebnisse dieser Versuche sind aus Tabelle IV zu entnehmen.

Tabelle IV

Dosis (rad)	$1,17 \text{ E} + 05$	$2,53 \text{ E} + 05$	$1,28 \text{ E} + 06$	$1,52 \text{ E} + 06$	$6,92 \text{ E} + 06$
Methyliodid	$7,82 \text{ E} - 14$	$3,12 \text{ E} - 12$	$6,76 \text{ E} - 13$	$6,11 \text{ E} - 13$	$1,05 \text{ E} - 12$
Ethyliodid	$1,38 \text{ E} - 13$	$1,72 \text{ E} - 13$	$2,81 \text{ E} - 13$	$3,85 \text{ E} - 13$	$4,19 \text{ E} - 13$
Phenyliodid	$9,18 \text{ E} - 15$	$1,53 \text{ E} - 12$	$1,01 \text{ E} - 11$	$1,43 \text{ E} - 11$	$3,22 \text{ E} - 11$

Von den niedermolekularen hier interessierenden organischen Iodiden entstanden neben Alkyljodiden auch Phenyliodid in detektierbaren Ausbeuten. Das

Grundgerüst von Benzol erweist sich erwartungsgemäß als strahlenstabiler im Vergleich zu gesättigten Kohlenwasserstoffen. Jedoch entsteht Phenyljodid in höheren Ausbeuten, das jedoch relativ leicht abgeschieden werden kann.

### 2.5 Bestrahlungen mit Alkoholen als organischer Bestandteil

Es wurden Methanol sowie Ethanol in Luft bestrahlt. Diese leichtflüchtigen Alkohole wurden wie oben mit elementarem Iod versetzt und radiolysiert. Im Gegensatz zu obigen Versuchen zeigten Vergleichsuntersuchungen ohne Bestrahlung, daß im Falle der Alkohole Alkyljodide bereits ohne Einwirkung von Gammastrahlung in gut detektierbaren Mengen gebildet werden.

### **3. Ausblick**

Wie schon bei Kohlenwasserstoffen gezeigt werden konnte, lassen sich nach der Strahleneinwirkung auch bei Gasmischungen, die Iod und als organische Beimengungen Benzol oder Alkohole enthalten, schwerabscheidbare organische Iodverbindungen, z. B. Methyljodid und Ethyljodid, nachweisen (siehe Primärbericht 12.06. 05p 01B). Es entsteht dabei je nach bestrahlter Gasmischung Ethyljodid, welches ein ungünstigeres Abscheideverhalten im Vergleich zu Methyljodid zeigt, in deutlich unterschiedlichen Konzentrationen. Vergleichbare Untersuchungen mit Alkenen oder Alkinen liegen noch nicht vor und sollten durchgeführt werden, da durch die Einwirkung von Gammastrahlung neben Additionsprodukten hier interessierende Iodverbindungen entstehen könnten. Ungesättigte Kohlenwasserstoffe sind, wie gesättigte, wichtige Produkte bei der Radiolyse vieler organischer Verbindungen.

Es ist vorgesehen stark verdünnte Gasmischungen zusammengesetzt aus Ethen, Propen und Acetylen in Luft, mit elementarem Iod als Beimengung zu radiolysieren. Bei den Experimenten werden die Konzentrationen, sowie die Bestrahlungsdosen verändert. Die bei der Radiolyse erzeugten Substanzen werden in Hinblick auf schwerabscheidbare Iodverbindungen qualitativ und quantitativ analysiert. Schließlich wird noch erwogen, Ionenaustauscherharze in wässriger Phase zu bestrahlen und die gasförmigen Reaktionsprodukte mit Iod zu analysieren.

### **4. Literatur**

- /1/ J. K. Hartwell, J.M. Mandler, S.W. Duce, and B.G. Motes,  
Characterisation of the Three Mile Island Unit-2 Reactor-Building  
Atmosphere Prior to the Reactor Building Purge.  
GENE 005, May 1981

12.07.07/06A  
PRS 0D5Q

**Metal fiber filters for vent systems after accident**  
(H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt)

### **Abstract**

In the last period some parameters like particel size and loading mass change to more conservative values. So a lot of laoding experiments with different type of aerosols and smaller particles were done e.g. with BaSO<sub>4</sub>, a mixing of BaSO<sub>4</sub> and TiO<sub>2</sub>, and SnO<sub>2</sub>.

The results in loading and pressure drop of the filters are given.

The ACE experimnts in Richland are finished. A short overview to the results is given. The German metal fiber filter has riched the highest values of efficiency in this comparison.

12.07.07/06A  
PRS 0D5Q

**Tiefbett-Edelstahlfaserfilter zum Druckabbau bei schweren Reaktorunfällen**  
(H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt)

Im letzten Berichtszeitraum mußten die Beladeversuche wieder aufgenommen werden. Ursache waren neue, erhöhte Anforderungen an die Metallfaserfilter, sowohl hinsichtlich der zu speichernden Masse, als auch der extrem geringen Größe der Partikel des Prüfaerosols.

Es wurden Versuche im LAF an der TAIFUN-Anlage, bei der Fa. Siemens und bei der Fa. Battelle, Frankfurt, durchgeführt. Außerdem erfolgte eine Beteiligung bei den internationalen ACE-Vergleichsversuchen in USA, Richland.

#### **Versuche im LAF - eingesetzte Aerosole**

Für Beladeversuche wurde als erstes Testaerosol BaSO<sub>4</sub> Feinstaub in Luft-/Dampf-Gemisch eingesetzt. Die BaSO<sub>4</sub>-Partikel sind in unterschiedlichen Partikel-Größenverteilungen erhältlich. Für die künstliche Vergrößerung des Massenanteils einer sehr feinen Fraktion  $\leq 0,2 \mu\text{m}$  wurde bei einigen Versuchen 10 % einer extrem feinen, im Plasmalichtbogen erzeugten Fraktion von TiO<sub>2</sub> dem Gasstrom beigemischt. Da die erforderlichen Abscheidegrade durch die bisher gewählte Auslegung weit überschritten wurden, konnte für die Beladeversuche der Feinfilterteil, der zur Gesamtbeladung nur einen sehr geringen Anteil liefert, stark reduziert werden, um den versuchsbedingten Fasermaterialverbrauch kleiner zu halten.

In Abb. 1 ist die Beladekurve, Abhängigkeit der Differenzdruckzunahme von der Beladung mit BaSO<sub>4</sub>, dargestellt.

In Abb. 2 die Partikelgrößenspektren der hier eingesetzten Testaerosole.

Abb. 3 und Abb. 4 zeigen den gleichen Zusammenhang mit dem Misch-aerosol BaSO<sub>4</sub> + 10 % TiO<sub>2</sub>.

In Abb. 5 ist eine weitere Beladekurve mit dem extrem feinen BaSO<sub>4</sub> "micro" dargestellt.

Die hier eingesetzten Aerosole sollten in erster Näherung ein Partikelgrößenspektrum haben, das etwas unterhalb des mit NAUA errechneten Spektrums zum Zeitpunkt des Ventens liegt, also als konservativ anzusehen ist.

Bei der weiteren Begutachtung wurde als Testaerosol SnO<sub>2</sub> festgeschrieben, das bezogen auf den 50 % Medianwert des Partikeldurchmessers im NAUA Code um den Faktor 2 kleiner ist (ca. 0,4 bis 0,5  $\mu\text{m}$ ). Zur Verdeutlichung: ein halber

Durchmesser bedeutet eine achtfache Teilchenzahl bei gleicher Masse. Solche Aerosolspektren können in ausreichender Menge bislang im LAF nicht hergestellt werden. Daher wurde ein erster Versuch mit einem Hochleistungsplasmagenerator bei der Fa. Siemens durchgeführt. Hierbei war der Filter noch wie bisher bestückt. Unter diesen Bedingungen ergab sich eine Grenzbeladung von  $2,3 \text{ kg/m}^2$  mit einem aus der Verdampfung von Sn und Oxidation zum  $\text{SnO}_2$  in der Plasmaflamme entstandenen Testaerosol. Wegen des komplexen Aufbaues der Anlage und des Zeitbedarfs beim Umrüsten auf neue Filter (weitgehende Zerlegung des Prüfstandes), wurden weitere Versuche bei Battelle, Frankfurt durchgeführt. Hier wurde der gleiche Brennertyp eingesetzt, betrieben von der Betriebsmannschaft der Fa. Siemens. Vom LAF wurde die Aerosolprobenahme und die Ermittlung der Partikelgrößenverteilung durchgeführt.

An der Battelle-Anlage wurden drei Versuche an modifizierten Filtern durchgeführt. Die beiden ersten unterschieden sich nur in der Anströmgeschwindigkeit bei gleicher Filterbestückung, der Proband im dritten Versuch war unterschiedlich bestückt und wurde bei gleicher Anströmgeschwindigkeit wie Versuch 2 gefahren. Der Unterschied bestand in einem wesentlich erweiterten Vor-Vorfilter zur Verbesserung der Agglomeration und zur Vergrößerung der Staubspeicherfähigkeit.

In Abb. 6 sind die Beladekurven der Versuche angegeben. Eine zugehörige Partikelgrößenverteilung ist in Abb. 7 angegeben. Abb. 8 zeigt eine typische Anzahlverteilung an zwei unterschiedlichen Meßstellen zur Dokumentation der Agglomeration mit der Alterungszeit des Aerosols. Abb. 9 zeigt zwei typische Rasteraufnahmen des  $\text{SnO}_2$  Aerosols.

#### **Die ACE-Versuche**

1989 fanden in USA, Richland bei Battelle North West Laboratory internationale Vergleichsversuche an Komponenten zur gefilterten Druckentlastung von Containments statt. Teilnehmer waren USA, Schweden und Deutschland mit mehreren technischen Lösungen, wie Kiesbettfüllungen, Wäscher und Filtern sowie Kombinationen mehrerer Komponenten.

Von KfK wurde ein Metallfaserfiltermodul beigestellt.

Die endgültige Auswertung liegt noch nicht vor, aber die wesentlichen Ergebnisse lauten folgendermaßen: Im Vorversuch mit DOP als Testaerosol mit feinem Partikelanteil wurde ein Dekontaminationsfaktor von 50.000 gemessen. Beim Hauptversuch (0,5 h Dauer) wurde der Filter mit einem Gemisch aus  $\text{MnO}$ ,  $\text{CsOH}$  und  $\text{CsI}$  beaufschlagt. Die mit diesem Testaerosolgemisch gemessenen Dekofak-

toren betragen für Cs > 2 · 10<sup>6</sup> für Mn 10<sup>6</sup> und für Iod > 60.000, wobei anzunehmen ist, daß ein Teil des Iodes gasförmig das Aerosolfilter penetriert hat. Diese Abscheidegrade sind bislang die höchsten bei Druckabbau-systemen gemessen in diesem Vergleichstest. In Tabelle I sind Vergleichswerte aller bisher durchgeführten ACE-Versuche dargestellt.

EPRI/NPD - Typical Ranges of DF's Obtained \* /1/

Scrubber Type		DF's		
Pool	4 Tests	11	to	3,000
Submerged Gravel	5 Tests	11	to	17,000
Multiple Venturi	2 Tests	1,500	to	55,000
Gravel Bed	2 Tests	1,2	to	4,9
Sand Bed	2 Tests	4,500	to	750,000
Siemens Venturi	2 Tests	300,000	to	1,000 000
KfK Metal Fibre Filter	2 Tests	60,000	to	3,000 000

\* These results were obtained under different conditions

/1/ Mati Merilo: ACE-Phase A - Filtration Background and Status, ACE Project Board Meeting, October 30, 1989, Toronto, Canada

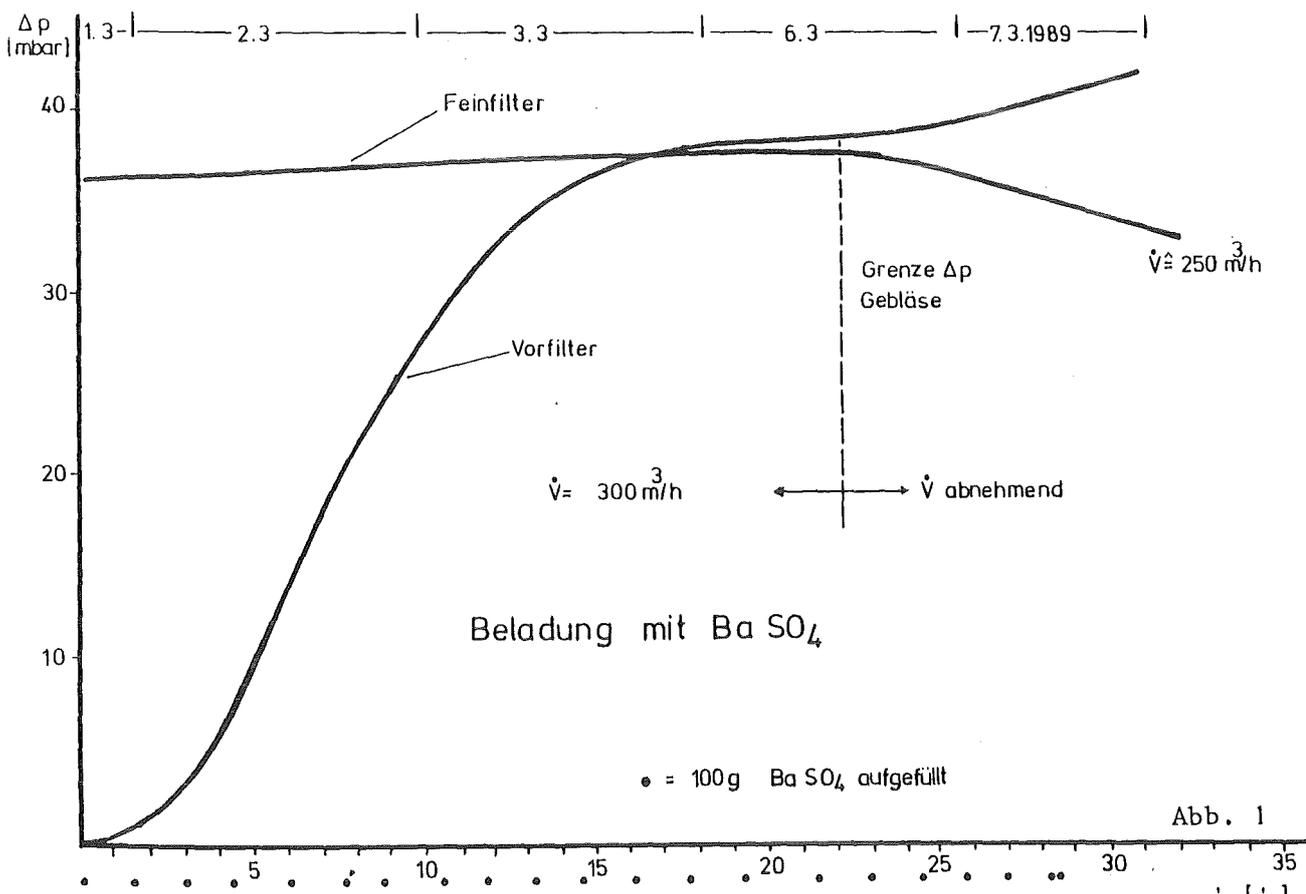


Abb. 1

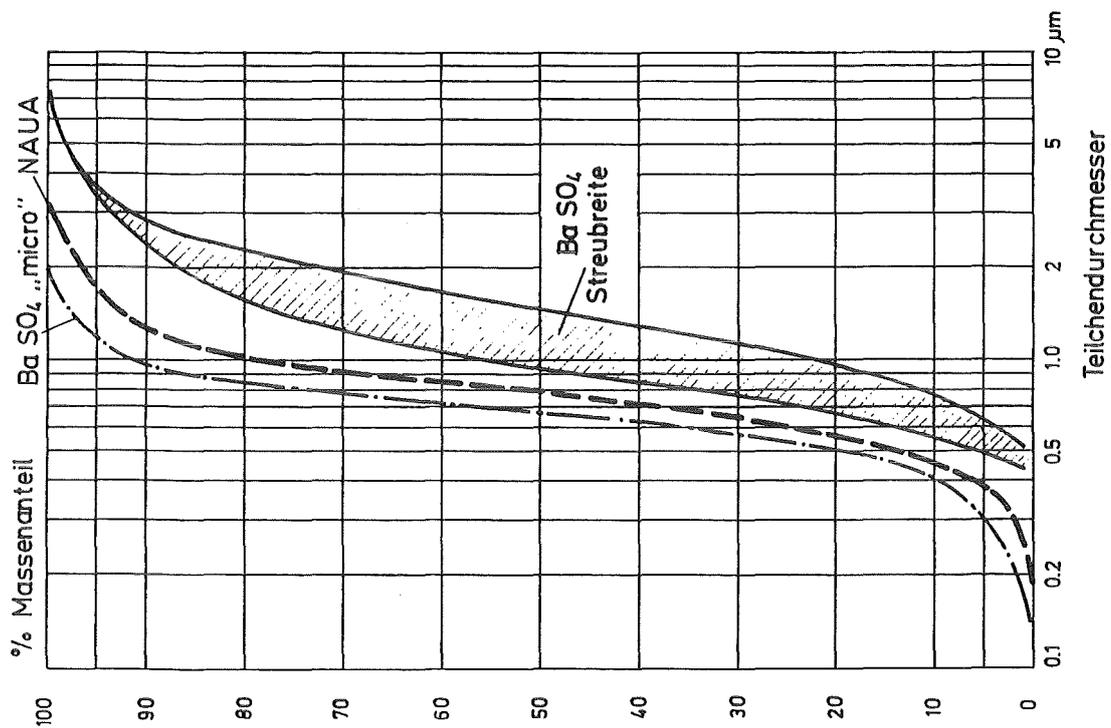


Abb. 2

Partikelmassenverteilungen  
von NAUA, BaSO<sub>4</sub> und BaSO<sub>4</sub> „micro“

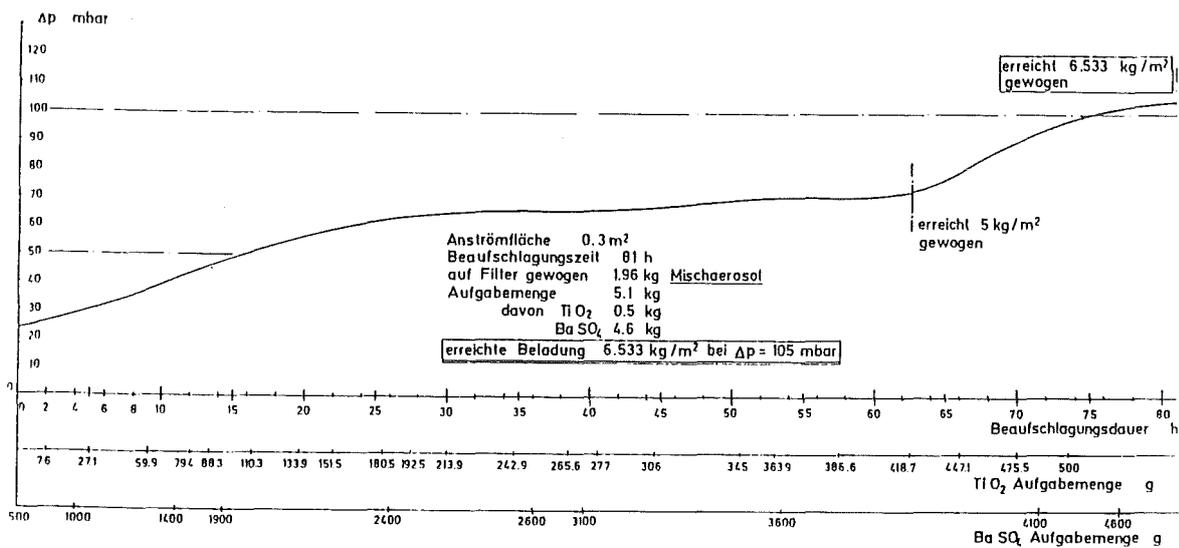
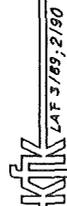
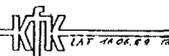


Abb. 3

Filterbeladeversuch mit TiO<sub>2</sub> + BaSO<sub>4</sub> - Mischerosol



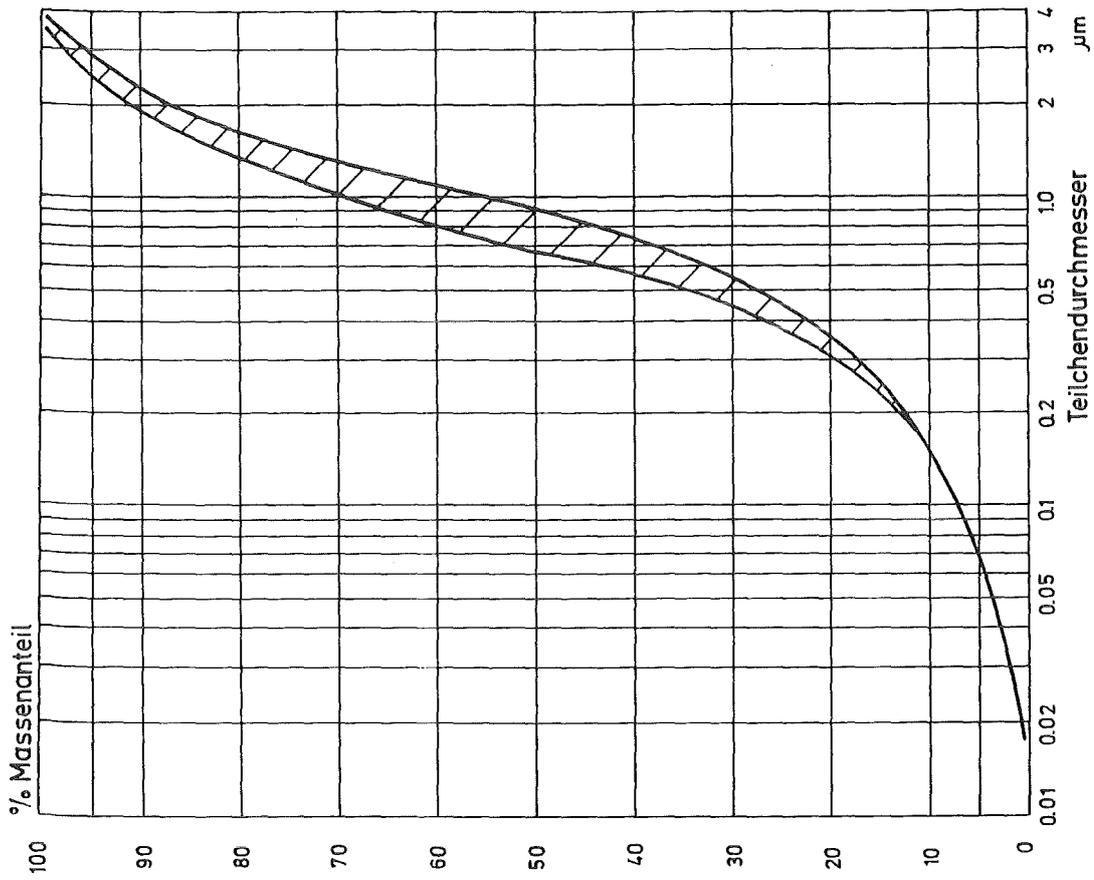


Abb. 4



Massentrennkurve von  
 $\text{TiO}_2 + \text{BaSO}_4$  - Mischerosol

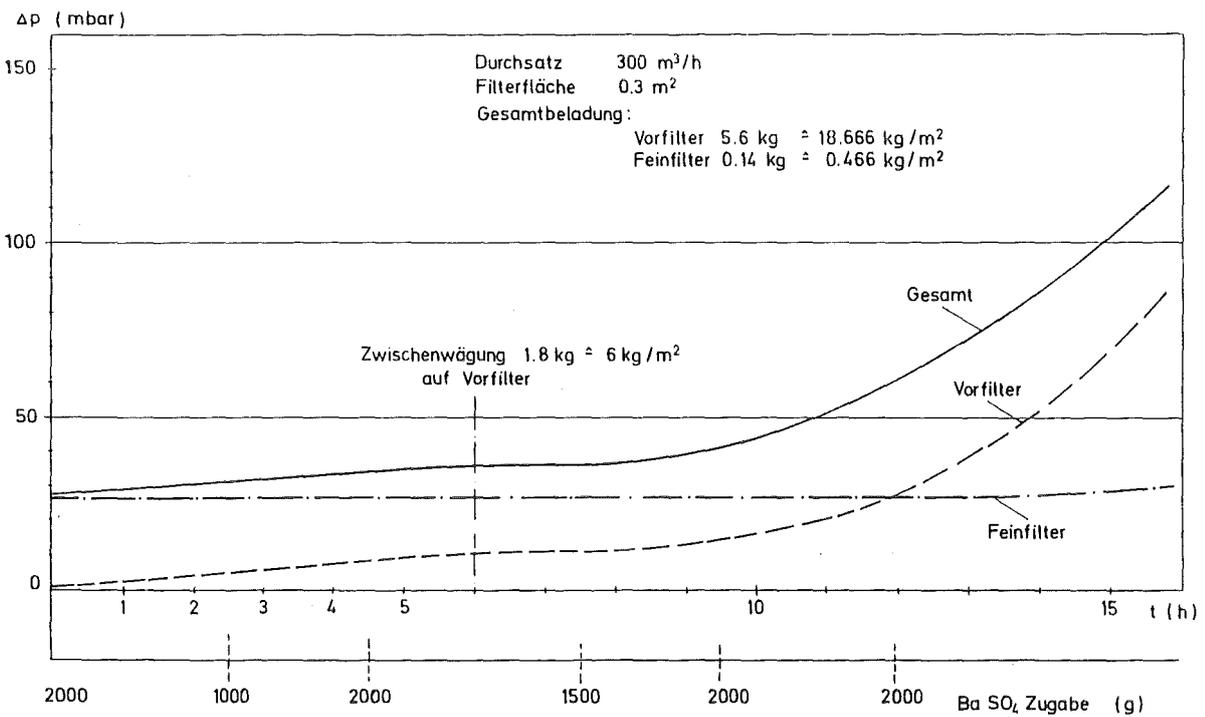
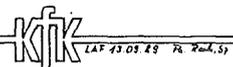


Abb. 5 Filterbeladeversuch mit Bariumsulfat „micro“



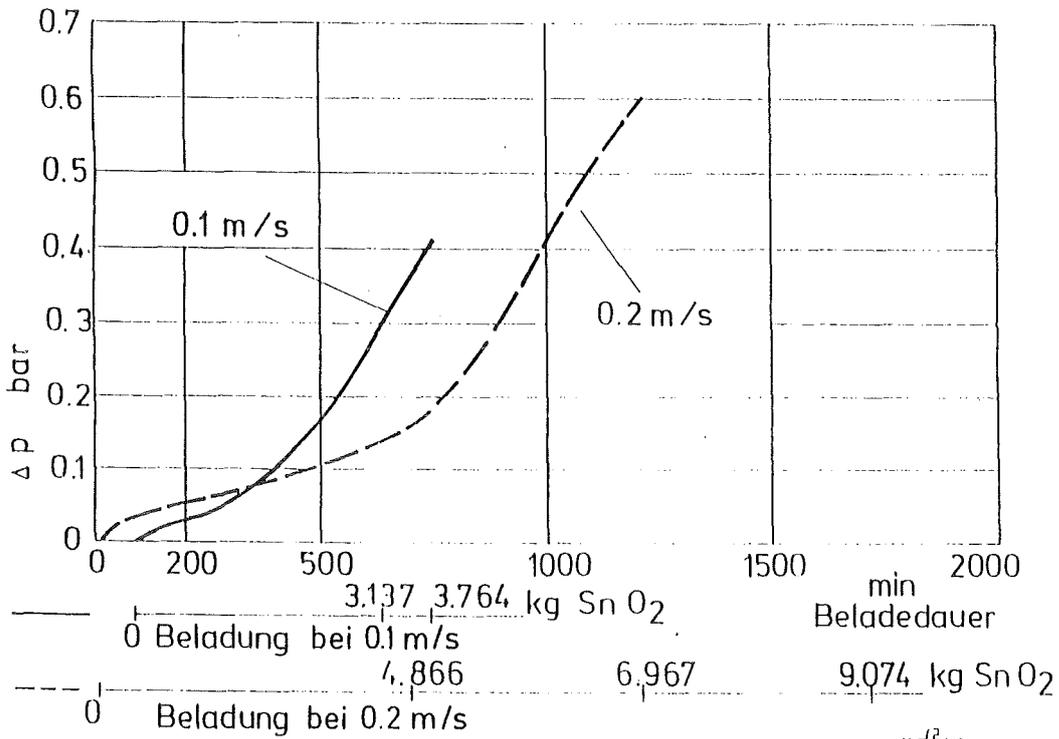


Abb. 6

Beladeversuche Exventingfilter 0.88 m<sup>2</sup> Filterfläche

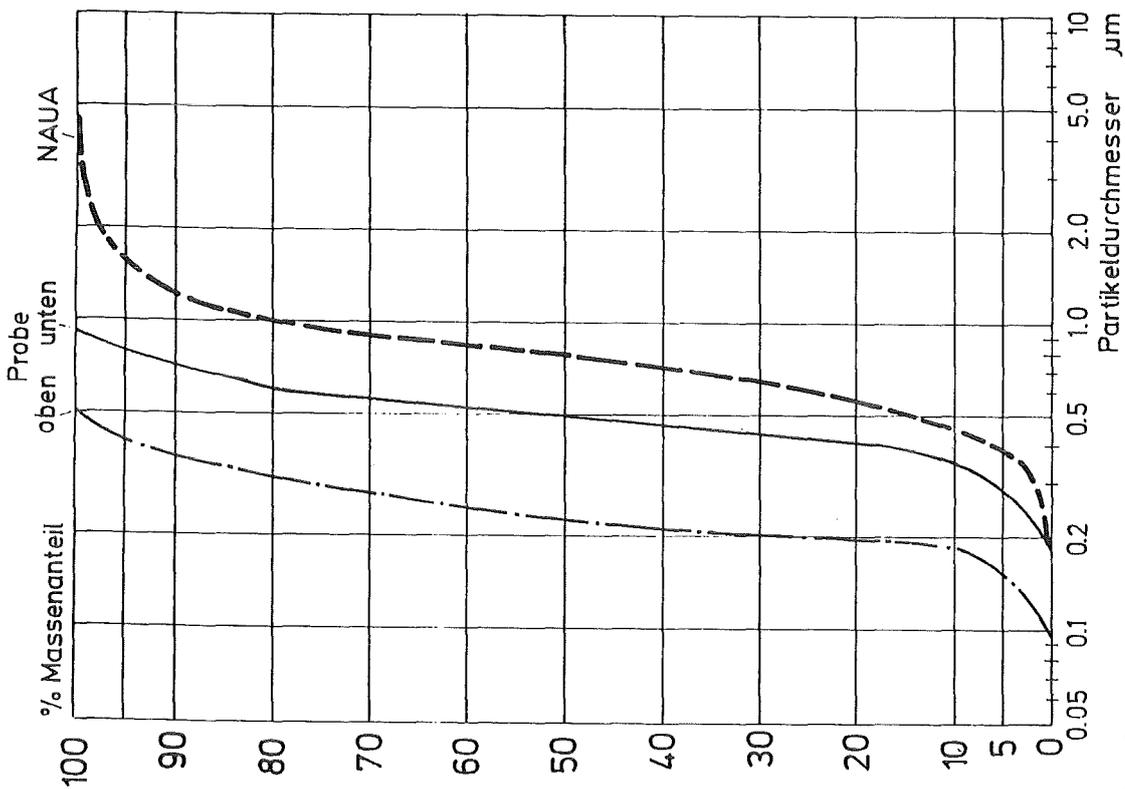


Abb. 7

Massensummenkurve von  $\text{SnO}_2$ -Beladeversuch

Anströmgeschwindigkeit 0.22 m/s

Luft-Dampfgemisch, 1.6 bar

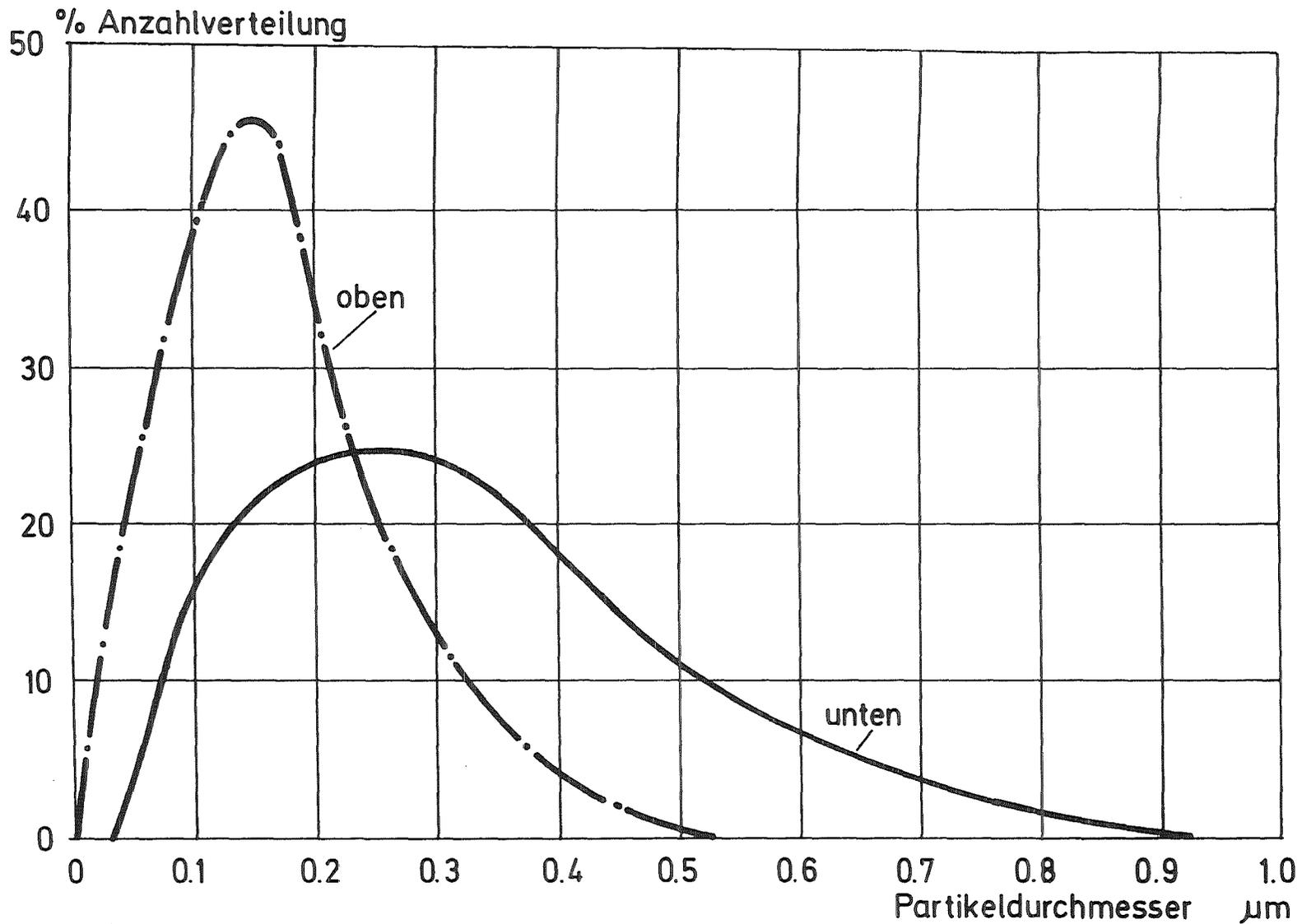
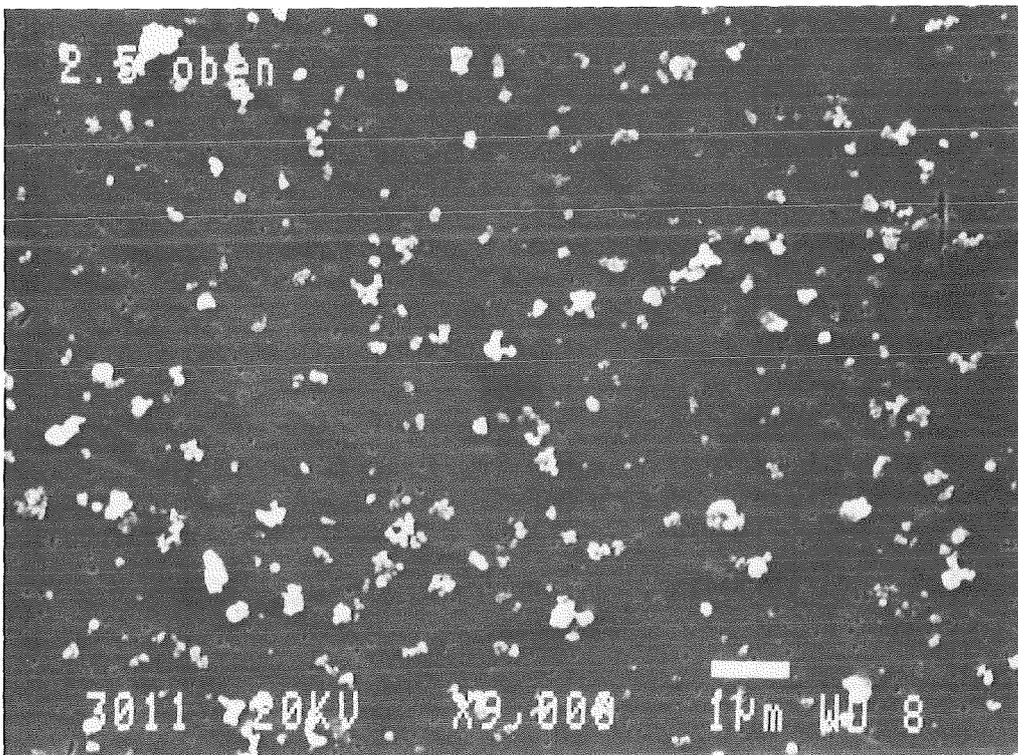
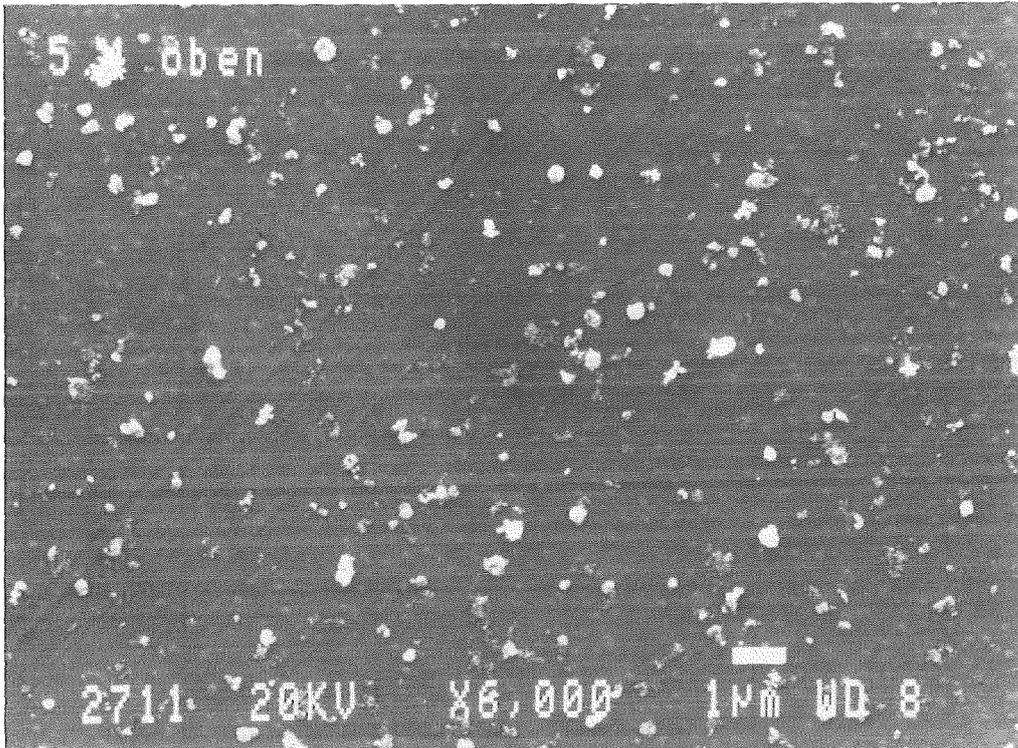


Abb. 8

KfK LAF 16.1907a

SnO<sub>2</sub> Anzahl-Partikelverteilung, beispielhaft für Probenahmestellen „oben“ und „unten“, v = 0.2 m/s, Luft/Dampfgemisch, 4 bar, 140 °C



Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen  
SnO<sub>2</sub> Aerosol      Battelle v

**12.07.07/07 A**  
**PRS 0D5R**

**HEPA-Filter Response to Accident Conditions**  
(V. Rüdinger, U. Besserer, M. Jänsch, C.I. Ricketts  
M. El Fawwal; LAF II)

### **Summary**

Study of the behaviour of HEPA filter units under possible reactor accident conditions was continued with particular emphasis on the effects of high air humidities and those of elevated temperatures and combustion aerosols resulting from fires. Tests on samples of filter media showed that wetting and the creasing due to pleating in filter unit manufacture each reduce tensile strength by half. Significant, somewhat smaller decreases were also found after exposure to airflows close to and above saturation.

Mathematical models to describe capillary condensation between equal-sized contacting microspheres or fibers were investigated in order to help better counteract the increases in pressure drop and the decreases in pack strength of filter units in airflows of high relative humidity. The numerical model NODOID, developed to verify some of the assumptions made by CHEN in deriving a more simple analytical model, proved to be more accurate and to offer greater flexibility for dealing with the more complex microstructures of actual filter media.

Tests performed on commercial and prototype filter units showed that the successful development of high strength filters for continuous service at up to 250 °C will require the use of a silicone type pack adhesive together with a strongly reinforced filter medium and spacers designed to maintain pack stability. Tests on samples of filter media indicated that tensile strength decreases both with temperature and exposure time. After 6 h at 400 °C, residual strengths < 20 % of the initial value were typical.

Results for the latest PHDR series of containment fire tests indicated that the soot particles generated were captured primarily on the prefilters which have a particle loading capacity less than the HEPA filters. During the tests a maximum value of 80 % RH was briefly attained at the filter bank. Though not threatening to the new, clean filter units employed in testing, filters only partially loaded with fine-particle dusts in service are subject to structural failure at or above this value of relative humidity. A maximum loading of 478 g of soot per HEPA filter unit was observed.

**12.07.07/07 A**  
**PRS 0D5R**

**Schwebstoffilterverhalten unter Störfallbedingungen**  
(V. Rüdinger, U. Besserer, M. Jansch, C.I. Ricketts,  
M. El. Fawwal; LAF II)

## **1. Einleitung**

In den Zu- und Abluftkanälen großtechnischer Lüftungsanlagen bilden Schwebstoffilter die letzte, sehr effektive Barriere zur Umgebung und dienen daher der Luftreinhaltung und dem Umweltschutz. Doch Erfahrungen der letzten Jahre haben gezeigt, daß Fälle eintreten können, die zu Belastungen dieser wichtigen Rückhalteeinrichtungen führen, die weit über denen im bestimmungsgemäßen Betrieb liegen. Insbesondere hohe Feuchte bis hin zum Nebelbetrieb, erhöhte Temperaturen und Rußeinlagerungen als Folge eines Brandes können die Filterelemente überdurchschnittlich stark gefährden und unter Umständen zu ihrer Zerstörung und somit zur Umgebungskontamination führen. Eine Untersuchung dieser Einflußgrößen ist daher unumgänglich.

## **2. Schwebstoffilterverhalten bei längerer Feuchteeinwirkung**

Sowohl bei Normalbetrieb als auch bei simulierten Störfallbedingungen hat sich gezeigt, daß Schwebstoffilter der Klasse S sehr schadensanfällige Komponenten sind /1,2/. Der Hauptgrund hierfür liegt in der Sprödigkeit der üblicherweise verwendeten Glasfaserfiltermedien. Infolge kleiner Risse kann sich der ansonsten sehr hohe Abscheidegrad erheblich verringern. Die Abnahme der mechanischen Belastbarkeit des Filters basiert hauptsächlich auf einer Reduktion der Zugfestigkeit des Filtermediums infolge der Einwirkung unterschiedlichster Einflußgrößen. Während der vor kurzem abgeschlossenen Entwicklung von hochfesten Filterelementen für die Anwendung bei Dauerbetriebstemperaturen bis 120 °C wurde die Zugfestigkeit von Filtermedienproben aus konfektionierten Filtern untersucht. Eine Zusammenfassung der gemessenen Restzugfestigkeiten in Prozent vom Wert des ungefalteten trockenen Filtermediums in Laufrichtung gibt die Tabelle I wieder.

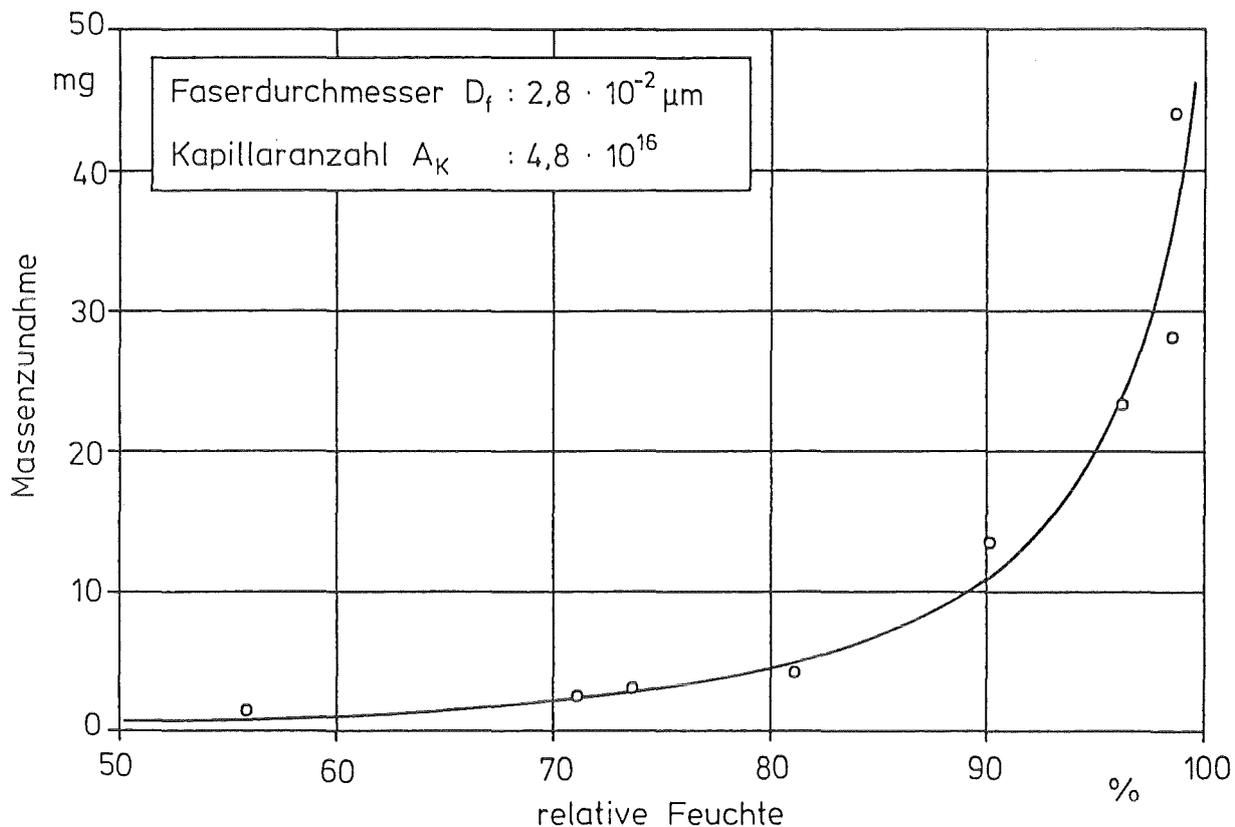
Vor allem die Einlagerung von Wasser in flüssiger Phase in das Filtermedium und der Faltungsvorgang bei der Herstellung der Filterelemente können die Zugfestigkeit verringern. Die breiten Streubereiche der Meßergebnisse sind hauptsächlich auf die unterschiedlichen Filtermedien und Herstellungschargen zurückzuführen. Durch Überlagerung dieser beiden Beanspruchungsgrößen (Nässe und Faltung) kann sich die Restzugfestigkeit bei eventueller Taupunktsunterschreitung vor dem Filter auf nur noch 5 % des ursprünglichen Durchschnitts-

wertes von 1 kN/m reduzieren. Diese Tatsache machte eine Verstärkung des Filtermediums für Schwebstofffilter im kerntechnischen Einsatz z.B. durch eine Glasfasergewebekaschierung erforderlich.

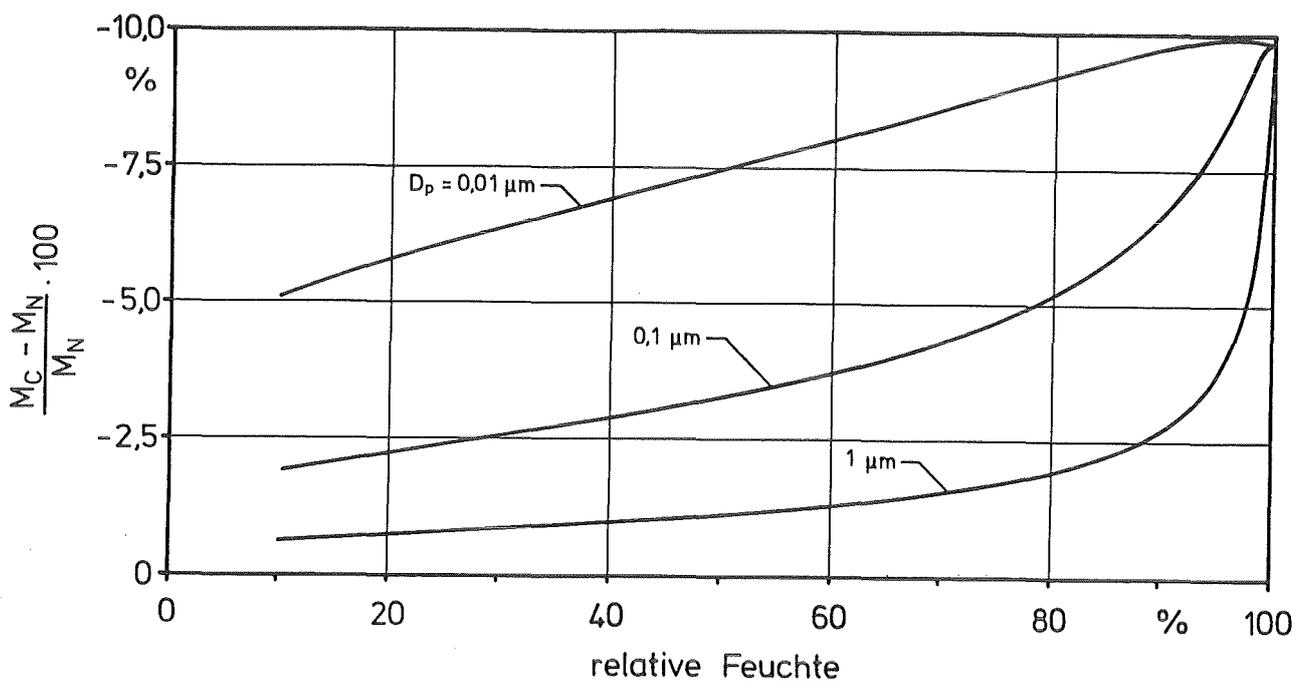
**Tabelle I:** Auswirkungen verschiedener Einflußgrößen auf die Zugfestigkeit von Filtermedien der Klasse S.

Einflußgröße	Restzugfestigkeit (%)		Anzahl der geproben Filter
	Mittelwert	Streubereich	
Nässe (naß nach 1 h Einwirkungszeit)	40	15 - 75	20
das Falten während der Filterherstellung	50	20 - 75	23
Nebelbetrieb (nach Trocknung)	65	50 - 90	30
hohe rel. Luftfeuchte (bei 99% r.F. nach 1 h)			
- staubbeladene Proben	75	65 - 85	4
- nicht bel. Proben	95	90 - 100	3
Normalbetrieb (nach 12-18 Monaten)	85	65 - 100	8
erhöhter Differenzdruck (nach 3 s bei ca. 20 kPa)	85	75 - 95	12

Neben der Abnahme der mechanischen Belastbarkeit des Filters durch die Einlagerung von Wasser ins Filtermedium ist noch eine Zunahme des Strömungswiderstands des Filters bei Feuchtebetrieb sicherheitstechnisch von Bedeutung. Bei Luftfeuchten bis zur Sättigung erfolgt die Wassereinlagerung prinzipiell über die Wasserdampfsorption. Man unterscheidet dabei drei Bereiche der relativen Luftfeuchte, wobei ab  $\varphi \geq 70\%$  r.F. Kapillarkondensation vorherrscht /3/. Um die Sorptionsvorgänge in Mikrostrukturen aus Glasfasern und den abgeschiedenen Partikeln günstig beeinflussen zu können, ist die Kenntnis von Art und Verteilung des sorbierten Wassers sowie die Berechnung der absorbierten Menge notwendig. Zur theoretischen Bestimmung der Sorptionsisothermen wurde ein analytisches Modell von CHEN /4/ zur Beschreibung der Geometrie von Kapillarwasser zwischen zwei kleinen Kugeln angewandt. Wie Abb. 1 verdeutlicht, konnten durch Variation von Faserdurchmesser und Anzahl der Kapillaren die Meßergebnisse von einem Quarzfaserfiltermedium sehr gut angepaßt werden.



**Abb. 1:** An Meßwerte angepaßte Sorptionsisotherme nach einem Modell von CHEN bei einer Temperatur von  $\vartheta = 25 \text{ }^\circ\text{C}$ .



**Abb. 2:** Prozentuale Abweichung der sorbierten Wassermasse nach CHEN vom NODOID-Modell bei verschiedenen Partikeldurchmessern und  $\vartheta = 25 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Zur Abschätzung eventueller aus den von CHEN gemachten Vereinfachungen resultierenden Fehler wurde die exakte Lösung mittels numerischer Integration nach Anwendung der Variationsrechnung und der Differentialgeometrie bestimmt /5/. Das analytische Modell von CHEN zeigte eine maximale Unterschätzung des Kapillarwassers von 10 % bei gesättigter Luft gegenüber dem numerischen NODOID-Modell wie in Abb. 2 dargestellt ist. Das NODOID-Modell erfordert einen höheren Rechenaufwand, beinhaltet jedoch die erforderliche Erweiterungsflexibilität zur Berücksichtigung komplizierter Mikrostrukturgeometrien sowie der Auswirkung wasserabweisender Imprägnierungssubstanzen.

### **3. Schwebstoffilterverhalten bei erhöhten Temperaturen**

Bei Störfällen in Kernkraftwerken können die in den Abluftfilterstrecken angeordneten Schwebstoffilter deutlich höheren Belastungen ausgesetzt sein, als dies im Normalbetrieb der Fall ist. Eine dieser Störfallbelastungen ist erhöhte Lufttemperatur, z.B. bei einem Brand oder bei Kühlmittelverlust. Bislang durchgeführte Untersuchungen zum Schwebstoffilterverhalten bei erhöhten Temperaturen zeigen, daß deren Abscheideleistung durch thermische Beanspruchung drastisch abnehmen kann /6/. Als Grund hierfür werden temperaturbedingte Veränderungen der Filterkomponenten angesehen /7/. Diese können sich als Schäden im Filtermedium und der Abdichtung zwischen Faltenpack und Filterrahmen auswirken, wodurch sich die Penetration erhöht. Zudem ist eine Abnahme der strukturellen Festigkeit der Filterelemente wahrscheinlich. Zur weiteren Klärung der Versagensmechanismen wurde das temperaturabhängige Verhalten von Schwebstoffilterelementen und Filtermedienproben untersucht.

Die Prüfung handelsüblicher Schwebstoffilter zeigt, daß eine statische Wärmebeanspruchung von 100 h mit 250 °C keinen Einfluß auf die Penetration durch das Faltenpack hat. Gemessene Abnahmen im Abscheidegrad konnten auf Leckagen in der Vergußmasse zurückgeführt werden. Untersuchungen an Filtermedienproben, bei denen nach 100 h ausschließlich thermischer Belastung mit 400 °C keine signifikante Änderung des Abscheidegrades gemessen werden konnte, stützen diese Erkenntnis. Nachfolgende Tests der Schwebstoffilterelemente unter mechanischer Beanspruchung durch hohe Differenzdrücke bei Umgebungstemperatur ergaben allerdings meist eine deutliche Abnahme der strukturellen Belastbarkeit in trockener Luft. Bei Filtern mit geeigneter temperaturfester Silikonvergußmasse wird die Belastbarkeit durch die Festigkeit des Filtermediums limitiert. Bei Filtern mit keramischer Vergußmasse versagt bei steigender Differenzdruckbelastung zuerst die Fixierung des Faltenpacks im Rahmen. Die Zugfestigkeit der Filtermedien variiert sowohl mit der Temperatur, als auch mit der Temperaturverweilzeit. Im Temperaturbereich oberhalb von ca. 200 °C nimmt sie bei

weiterer Temperaturerhöhung stark ab und erreicht nach 6 h bei 400 °C nur noch Werte unter 20 % der Zugfestigkeit thermisch unbeanspruchter Filtermedienproben. Der Massenverlust beträgt hierbei bis zu 4 % der Gesamtmasse. Mikroskopische Untersuchungen zeigen, daß sich der organische Binder in den Medien nach 30 min bei 250 °C erkennbar zu zersetzen beginnt. Nach 30 min bei 400 °C ist er nahezu vollständig verschwunden und Brüche in den Glasfasern sind zu beobachten.

Neben den aus handelsüblichen Schwebstofffiltern entnommenen Filtermedienproben, wurden auch mit Glasfasergewebe verstärkte Filtermedien getestet, deren Zugfestigkeit sich als ca. zehnmal höher erwies.

In einer zweiten Versuchsreihe wurden Schwebstofffilter eines Prototyps mit einem Faltenpack aus glasfaserverstärktem Filtermedium und schrägplissierten Abstandshaltern, der mit einer neuentwickelten keramischen Vergußmasse gegen den Metallrahmen abgedichtet ist, getestet. Nach einer statischen Wärmebeanspruchung von 23 h mit 250 °C, die keinen Einfluß auf den Abscheidegrad hatte, wurden die Filter anschließend 60 s lang einer Differenzdruckbelastung von 25 kPa ausgesetzt. Bei keinem der Filter konnte bei diesem Versuch ein Schaden visuell erkannt werden. Ihr Abscheidegrad hatte sich durch die Differenzdruckbelastung jedoch zum Teil stark reduziert. Lecks in der Vergußmasse konnten als Grund hierfür festgestellt werden.

#### **4. Schwebstofffilterverhalten bei Bränden**

Bei Bränden in Kernkraftwerken ist neben der strukturellen Integrität auch das Rußspeichervermögen der Vor- und Schwebstofffilter von Bedeutung, da hierdurch die Betriebszeit der Lüftungsanlagen zur Unterdruckhaltung und eventuellen Rauchfreihaltung der Rettungswege limitiert wird. Um die Erfahrung auf dem Gebiet der Schwebstofffiltration bei Bränden zu erweitern, wurden im Rahmen der HDR-Brandversuche (Serie E 41) Untersuchungen zum Rußspeichervermögen von Vor- und Schwebstofffiltern sowie zu den Filtrationsbedingungen im Brandfall durchgeführt. Während vier inszenierter Schmierölbränden wurde an den HDR-Lüftungsanlagen sowie an zwei zusätzlich installierten autonomen Lüftungsanlagen der zeitliche Verlauf der Temperatur und relativen Luftfeuchte im zu filtrierenden Abluftstrom sowie des Differenzdruckes über den eingebauten Vor- und Schwebstofffiltern gemessen. Zusätzlich wurde der zeitliche Verlauf der Rußmassenkonzentration in der Abluft am Eintritt in die HDR-Filterbänke bestimmt und im Containment Aerosolproben zur Rußpartikelgrößenanalyse gesammelt. Nach jedem Versuch wurde die Rußbelastung der Filter ermittelt.

Die maximale Lufttemperatur am Eintritt der HDR-Filterbänke betrug 35 °C. Die relative Luftfeuchte im zu filtrierenden Abluftstrom erreichte bei einem Versuch kurzzeitig einen Maximalwert von 80 %. Die relative Luftfeuchte und die Temperatur stellten somit keine Gefährdung der strukturellen Integrität der verwendeten unbeladenen Filterelemente dar. Bereits während der Versuche konnte anhand der Videoüberwachung des Containments die verglichen mit früheren Ölbrandversuchen (Serie T52) nur sehr geringe Qualmentwicklung der Brände festgestellt werden. Entsprechend gering sind die pro Versuch in den Filtern abgeschiedenen Rußmengen. Die maximale Beladungsmenge betrug bei einem Versuch 197 g pro Schwebstofffilterelement. Um die Filterelemente stärker zu beladen, wurden diese nicht nach jedem Versuch gewechselt. Somit konnten maximal 478 g Ruß auf einem Schwebstofffilter akkumuliert werden.

Der gemessene Differenzdruck nahm über den Vorfiltern EU4 schneller zu als über den Schwebstofffiltern der Klasse S, da die Vorfilter wegen ihrer geringeren Filterfläche eine niedrigere Rußspeicherkapazität besitzen und bei den gegebenen Brandbedingungen trotz qualmarmer Verbrennung Rußagglomerate entstanden, die aufgrund ihrer Größe von meist deutlich über 3 µm Durchmesser überwiegend bereits an den Vorfiltern abgeschieden wurden. Die während der ersten beiden Versuchen in den HDR-Filterbänken eingebauten Schwebstofffilter waren bereits im Normalbetrieb eingesetzt und mit Staub vorbeladen. Deren Differenzdruck stieg durch die zusätzliche Beladung mit 84 g Ruß auf 791 Pa an. Bei Bränden mit stärkerer Qualmentwicklung kann die Verstopfung von Vorfiltern mit geringer Filterfläche zum Ausfall der Lüftungsanlage führen. Sind die Schwebstofffilter bei Eintritt eines Brandereignisses bereits durch den Normalbetrieb mit Feinstaub vorbeladen, tragen diese aufgrund ihrer starken Differenzdruckzunahme bei Rußeinspeicherung ebenfalls zur Abnahme der Leistungsfähigkeit der Lüftungsanlage bei.

## 5. Literatur

- /1/ Carbaugh, E.H.  
"Survey of HEPA Filter Applications and Experience at Department of Energy Sites."  
PNL-4020 (Pacific Northwest Laboratories), 1981.
- /2/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm, J.G.  
Development of Glass-Fiber HEPA Filters of High Structural Strength on the Basis  
of the Establishment of the Failure Mechanisms."  
CONF 860 820 (1987) S. 947 ff.
- /3/ Hofmann, M.W.  
Feuchtigkeitsaufnahme von Schwebstoffiltern;  
HLH 25 (3) (1974) S. 77 f.
- /4/ Chen, N.C.  
A Capillary Mechanism for Condensation of Water Vapor on Aerosol Particles;  
NUREG/CR-4255, Vol. 2, ORNL/TM-9632/V2,  
Oak Ridge Nat. Lab. (1985), S. 19 ff.
- /5/ Wolf, K.L.  
Physik und Chemie der Grenzflächen;  
Springer-Verlag, 1959.
- /6/ Ensinger, U.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.  
Efficiency of HEPA Filters at Elevated Temperatures: Investigations With the TiO<sub>2</sub>  
Test Method",  
CONF 880 822 (1989) S. 334 ff.
- /7/ Dymont, J.;  
"Assessment of Air Filtration At Elevated Temperatures and Pressures",  
in: Filtration and Separation (1970) S. 441 ff.

**12.07.07.08 A  
PRS 0D5X**

**Challenges within Ventilation Systems during Accident Situations**

(M. Neuberger, F. Schlehuber, K.H. Schmidmeier, F. Fischer; LAF II)

**Summary**

In order to be able to calculate HEPA filter safety margins, both the mechanical loading at the service location and the structural strength of the filter units must be known. This makes necessary the development of suitable computer codes for modeling fluid dynamic transients and that of a quality assurance test method based on removal efficiency and a minimum burst strength.

To help estimate the loading, the flow resistance characteristics of individual air-cleaning system components were investigated. The newly developed program HEPAFIL was used to model the pressure drop of HEPA filters for various pack geometries and for most conceivable airstream thermodynamic and fluid dynamic conditions. Since it calculates the airstream conditions within the pleat channels, this program also makes possible the variation of pleat geometries to optimise pressure drop or removal efficiency.

In order to guarantee the safety margins of filter units during their entire service lives, filter performance needs to be verified under standardized test conditions that take into consideration the particularly adverse effects of filter exposure to super-saturated airflows. The concept for a rig to type test filter units under fog conditions and increased pressure drop was worked out.

In addition to the challenges posed by elevated pressure, temperature, and airflow, the effects of shock waves, caused by explosions or hydrogen detonations, must also be considered. A theory derived to calculate the amplitude attenuation of these pressure peaks, which travel at supersonic speeds, showed good agreement with experimental results at lower over-pressures. A secondary shock wave, which formed in the wake of the primary compression wave at higher peak pressures, was able to be made visible by the use of Schlieren photography.

**12.07.07/08 A**  
**PRS 0D5X**

**Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen**  
(M. Neuberger, F. Schlehuber, K.H. Schmidmeier, F. Fischer; LAF II)

## **1. Einleitung**

In Lüftungssystemen kern- und verfahrenstechnischer Anlagen halten Schwebstofffilter umweltschädigende Stoffe mit extrem hoher Abscheideleistung zurück und sind daher für den Schutz der Umgebung vor Kontamination von äußerster Wichtigkeit. Aus diesem Grund muß auch nach Eintritt eines Störfalls oder bei nicht bestimmungsgemäßen Betrieb die Integrität der Filtersysteme gewährleistet sein. Um die Sicherheitsreserven gegenüber einem Filterversagen bestimmen zu können, müssen einerseits die Belastung am Einbauort des Filters, andererseits die Widerstandsfähigkeit des Filters auf diese Belastung bekannt sein. Dazu muß ein Rechencode zur Modellierung der strömungs- und thermodynamischen Vorgänge innerhalb der Lüftungsanlagen bei Störfällen ausgearbeitet werden. Außerdem muß der Abscheidegrad und die mechanische Belastbarkeit der Filter über einen längeren Zeitpunkt gewährleistet werden können. Dazu ist die Entwicklung eines Typprüfverfahrens notwendig.

## **2. Modellierung der Strömungsverhältnisse in Lüftungs- und Filteranlagen**

Zur Abschätzung der in Filtersystemen kerntechnischer Anlagen auftretenden Belastungen wurde am LAF II im Berichtszeitraum die Entwicklung eines Rechenmodells fortgeführt. Insbesondere das Druckverlustverhalten einzelner Komponenten bei höheren Anströmgeschwindigkeiten wurde detailliert untersucht. Um die Sicherheitsreserven der Filter gegenüber Versagen nach einem eventuell auftretenden Störfall bestimmen zu können, sind neben der Kenntnis des Filterwiderstands die am Schwebstofffilter auftretenden Strömungs- und Zustandsgrößen wie Massenstrom, Druck, Temperatur und Feuchte von Interesse. Zur komplexen Netzwerkberechnung existieren bereits diverse Programme. Diese für Workstationbetrieb geeigneten Module enthalten eine grobe mathematische Beschreibung von Lüftungsanlagenkomponenten und bieten zusammen mit den im LAF II erzielten Ergebnissen eine gute Möglichkeit, einen Teil der unter Störfallbedingungen auftretenden Belastungen einfach und mit ausreichender Genauigkeit zu berechnen. Das am LAF II entwickelte Programm HEPAFIL ermöglicht die exakte Modellierung des Druckverlustverhaltens handelsüblicher Schwebstofffilter auch bei extremen Anströmbedingungen, wie erhöhten Temperaturen und Strömungsgeschwindigkeiten bis zur Belastungsgrenze. Es hat sich gezeigt, daß die im Filter auftretenden Verluste bei Nennvolumenstrom vorwiegend im Papier entstehen, bei höheren Anströmgeschwindigkeiten jedoch die Reibungs- und Einströmverluste überproportional anstei-

gen und kurz vor der Belastungsgrenze den Hauptanteil des Druckverlusts darstellen. Im Hinblick auf Störfalluntersuchungen wurde in HEPAFIL die neu entwickelte Bibliothek HEPAGAS implementiert, mit der als Strömungsmedien beliebige Gase, Gasgemische sowie feuchte Luft gewählt werden können /1/. Das Programm erlaubt ein Gasgemisch aus maximal sechs Komponenten, wobei für jedes Gas der Anteil am Gesamtvolumen in Prozent vorgegeben werden kann. Enthält ein Gemisch Wasser, so erfolgt die Berechnung der relativen Feuchte automatisch /2,3/. Eventuelles Auftreten von Kondensation bei Unterschreitung der Taupunkttemperatur wird vom Programm erkannt und zusammen mit Korrekturvorschlägen ausgegeben. Neben der integralen Druckverlustberechnung ermöglicht HEPAFIL auch die Beschreibung von Druck und Geschwindigkeit an beliebiger Stelle in der Filterfalte. Hieraus lassen sich die im Filter selbst auftretenden Kräfte auf Papier und Separatoren berechnen.

Durch die Möglichkeit der Variation von Filterparametern erlaubt HEPAFIL die Optimierung der Filtergeometrie bezüglich des Druckverlusts für nahezu beliebige Anströmbedingungen. Wahlweise kann die Anströmbedingung des Filters durch den Massenstrom oder die mittlere Anströmgeschwindigkeit definiert werden. Durch gezieltes Verändern einzelner Filterparameter ermöglicht HEPAFIL die Optimierung der Filtergeometrie für jeden Anwendungsfall. Die Variation verschiedener Parameter wie Anzahl der Separatoren, Faltentiefe, Papierwiderstand und Plissierwinkel ist im Programm bereits in beliebigen Grenzen vorgesehen. Verifikationsexperimente an der Prüfanlage BORA zeigen sehr gute Übereinstimmung mit den berechneten  $\Delta p$ - $\dot{V}$ -Kennlinien. Dies gilt auch für die Modellierung von hochfesten Schwebstofffiltern.

### **3. Entwicklung einer Typprüfanlage zur Qualitätssicherung hochfester Schwebstofffilter**

Um die Sicherheitsreserven von Filtern gegenüber einem Versagen gewährleisten zu können, müssen sie bauartbezogenen, genormten Prüfbedingungen standhalten, zu denen auch die Einwirkung hoher Luftfeuchte bis hin zum Nebelbetrieb gehören kann. So schreibt die KTA-Regel 3601 vor, daß ein Prüffilter bei einstündiger Nebelwirkung von 1 g Wasser/m<sup>3</sup> Luft einen Betrieb bei Nennvolumenstrom schadlos überstehen muß. Aus diesem Grund wurde im Berichtszeitraum eine Typprüfanlage konzipiert, die es ermöglichen soll, die geforderten Bedingungen am durchströmten Filter einzuhalten. Die Anlage besteht im wesentlichen aus einem Filtergehäuse, einem Gebläse, einem Taupunktkühler und einer Befeuchtungseinrichtung. Die Prüfeinrichtung wird durch eine umfangreiche Meß- und Regelapparatur komplettiert. Das nachstehende Bild 1 zeigt eine Prinzipskizze der Typprüfanlage, mit deren Detailkonstruktion Anfang 1990 begonnen wird.

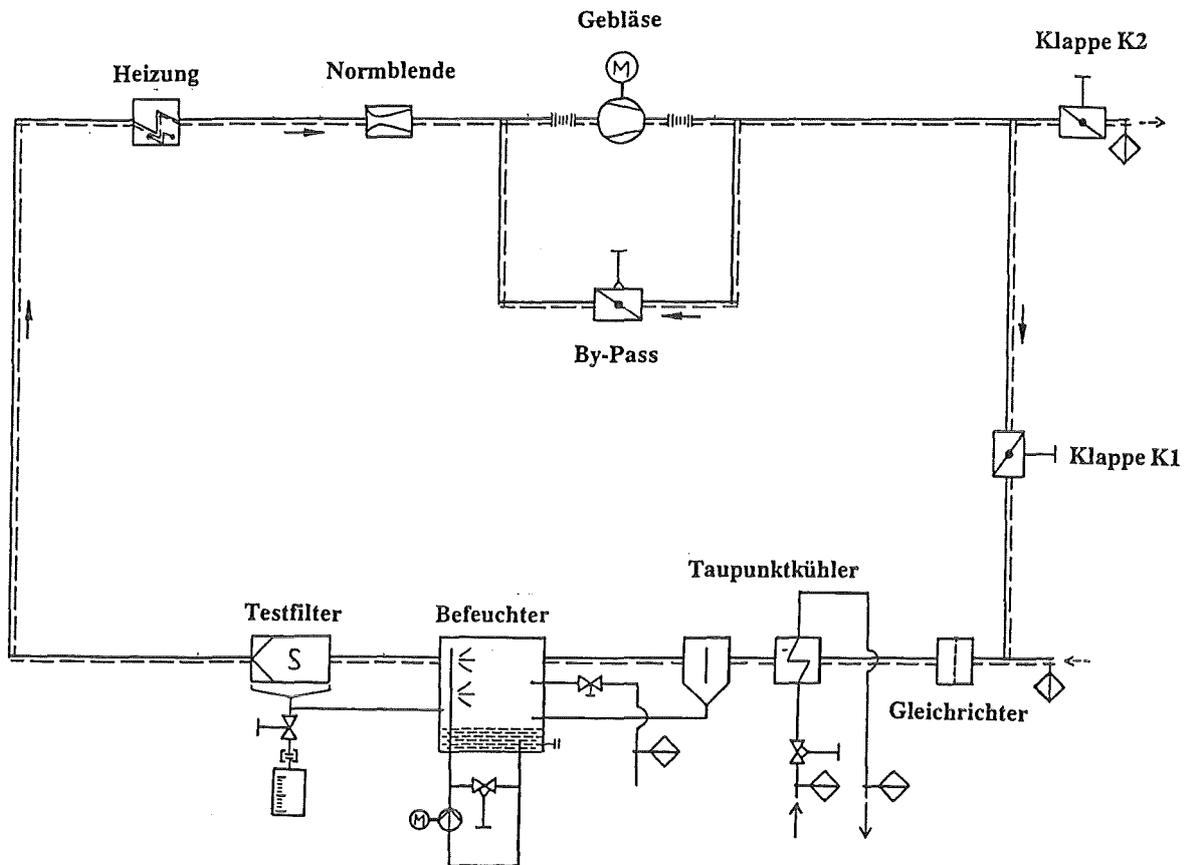


Bild 1: Prinzipskizze und Fließbild der Typprüfanlage zur Bestimmung der Festigkeit von Schwebstofffiltern bei Nebelbetrieb.

#### 4. Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Lüftungskanälen mit Verzweigungen und Querschnittsänderungen

Neben Thermo- und Fluidynamikcodes für stationäre und transiente Strömungen mit sich relativ langsam ändernden Zustandsgrößen, werden Rechenmodelle benötigt, die eine Vorhersage der Belastung von Lüftungskanälen und Filtersystemen nach einem Störfall ermöglichen, bei dem unter Umständen sehr steile Druckgradienten auftreten können (z.B. Explosion). Dabei können sich durch Änderung des Kanalquerschnitts Druckspitzen aufgrund reflektierter und sich aufsteilender Wellen ergeben, die weit über der Eingangsstoßstärke liegen.

Zur Berechnung der Ausbreitung solch einer Stoßwelle in komplexen Lüftungsanlagen wurde eine erfolgreich verifizierte Theorie zur Vorhersage der Stoßaufteilung in verzweigten Kanälen /4/ erweitert, um auch die sehr schnellen Drucksprünge in konvergierenden und divergierenden Kanälen bestimmen zu können. Dazu wurde ein nichtlineares Gleichungssystem mit neun Unbekannten aufgestellt. Dabei wurden folgende physikalischen Vorgänge zugrunde gelegt. Beim Auftreffen einer Stoßwelle auf eine Querschnittsverengung wird ein Teil der einfallenden Stoßwelle reflektiert und läuft stromauf. Der Rest der Welle bewegt sich durch die Düse und wird dabei beschleunigt. Die Stärke der Stoßwelle nimmt zu. Beim Durchlaufen eines Diffusors entsteht dagegen eine Expansionswelle an der Eintrittskante der Flächenverengung, die das Gas stromab beschleunigt und den Stoß im Diffusor abschwächt.

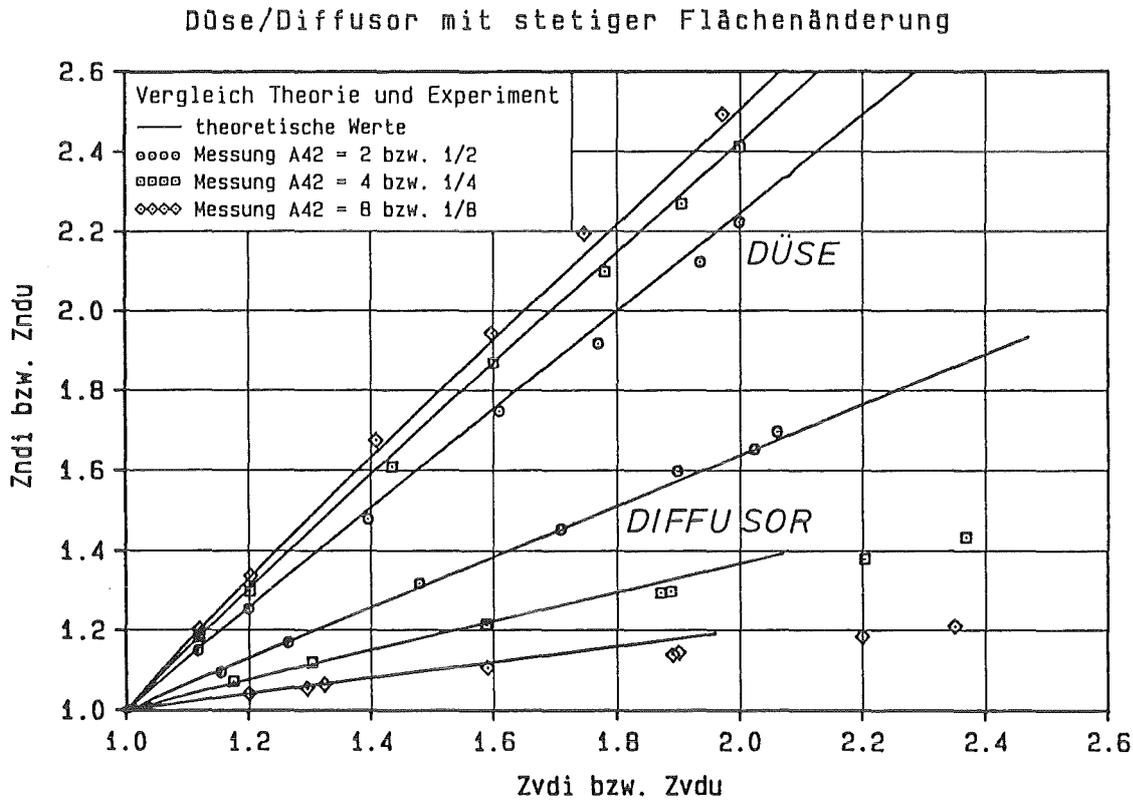


Bild 2: Vergleich gemessener und berechneter Stoßstärkenänderungen in Düse und Diffusor bei stetiger Flächenänderung.

Für Düse und Diffusor beschreiben drei der neun Gleichungen die Änderungen von Druck, Temperatur und Dichte der Nachlaufströmung der Stoßwelle, wobei eine Gleichung davon den Impulssatz zur Beschreibung der Druckzu- oder -abnahme längs der sich verengenden oder erweiternden Kanals repräsentiert. Bei der Berechnung der Stoßdämpfung im verzweigten Kanal wurde dieser Zusammenhang empirisch ermittelt. Zur Beschreibung der Stoßwellenausbreitung in konvergierenden und divergierenden Kanälen konnte die Druckänderung

der stationären Nachlaufströmung theoretisch bestimmt werden. Ausgehend von einem reibungsfreien Druckanstieg bzw. -abfall im Diffusor bzw. in der Düse wird der Energieaufwand zur Überwindung der dissipativen Effekte (Reibung, Strömungsablösung etc.) miteinbezogen. Die genannten Verluste werden von der reibungsfreien Druckänderung subtrahiert und bilden so die Grundlage einer exakten Berechnung der Stoßdämpfung.

Um die oben angesprochene Theorie bewerten zu können, wurden zahlreiche Stoßexperimente an Rohren veränderlichen Querschnitts durchgeführt. Die Flächenverhältnisse konnte dabei von  $1/2$  bis  $1/8$  bei der Düse und von 2 bis 8 beim Diffusor variiert werden. Die Stoßstärkenänderung wurde jeweils an einer stetigen (Öffnungswinkel  $< 17^\circ$ ) und einer unstetigen Flächenänderung (z.B. Carnotdiffusor) bestimmt und mit der Theorie verglichen. Bild 2 zeigt einen Vergleich zwischen den experimentell und den theoretisch ermittelten Stoßstärken in Düse und Diffusor. Dabei ist der Drucksprung vor der Flächenänderung mit  $Z_{vdi}$  bzw.  $Z_{vdu}$  und danach mit  $Z_{ndi}$  bzw.  $Z_{ndu}$  bezeichnet. Man erkennt eine sehr gute Übereinstimmung.

Das Gleichungssystem für den Diffusor liefert jedoch ab einer gewissen Stoßstärke (abhängig vom Flächenverhältnis) keine Lösung mehr. Eine Untersuchung des auf eine implizite Gleichung reduzierten Systems zeigte drei Schnittstellen des Graphen mit der X-Achse auf, was gleichbedeutend mit drei Nullstellen bzw. Lösungen für die Eingangsmachzahl  $M_2$  nach der Expansionswelle ist. Die Nullstellen liegen jeweils im Bereich  $0 < M_2 < 1$  (subsonischer Bereich),  $1 < M_2 < 2$  (supersonischer Bereich) und  $M_2 > 5$  (hypersonischer Bereich). Als physikalisch sinnvoll kann nur die Unterschalllösung angesehen werden. Mit zunehmender Eingangsstoßstärke verschiebt sich der Graph der Gleichung soweit, bis sowohl die Unter- als auch Überschalllösung verschwinden. Bei der letzten noch möglichen Lösung erreicht die Strömung nach der Expansionswelle Schallgeschwindigkeit. Wie bei einer Lavaldüse wird das Gas jetzt in dem Diffusor nicht langsamer, sondern wird beschleunigt und der Druck fällt weiter ab. Dies ist jedoch ein instabiler Zustand. Nach kurzer Zeit entsteht ein zweiter Stoß, der die Strömung wieder auf Unterschall abbremst, der Druck steigt an. Um diesen Vorgang besser interpretieren zu können und die Grundlage zur Berechnung dieses "Sekundärstoßes" zu erhalten, wurde die Stoßfront mittels schlierenoptischer Aufnahmen sichtbar gemacht. Durch dieses Verfahren konnte die Lage des Sekundärstoßes innerhalb des Diffusors und so die bis zu seinem Auftreten effektive Flächenänderung bestimmt werden. Weiterhin konnten wichtige Erkenntnisse über das Verhalten der reflektierten Expansionswellen gewonnen werden. Mit Hilfe der so erhaltenen Daten soll ein neues Gleichungssystem aufgestellt werden, mit dem auch Stoßstärkenänderungen im Diffusor bei höheren Eingangsmachzahlen berechenbar sind.

## 5. Literatur

- /1/ Fortschritt-Berichte der VDI Zeitschriften, Reihe 3, Nr. 31, Viskosität, Wärmeleitfähigkeit, Schmidt- und Prandtlzahlen von Gasgemischen.
- /2/ Landolt-Börnstein, 6. Aufl., Bd. II/2a.
- /3/ Bacher, H.D.;  
Mollier-i,x Diagramme für feuchte Luft, 1961.
- /4/ Dadone, A.; Pandolfi, M and Taminini, F.  
Shock Wave Propagation in a Straight Duct with a Side Branch;  
Shock Tube Research, Proc. 8th Int. Shock Tube Symposium, London 1971,  
Bericht Nr.17

**12.07.08      Development of methods for assessing and reducing the radiological consequences of nuclear accidents**

(I.Al-Omari, K. Burkart, J. Ehrhardt, D. Faude, F.Fischer, I. Hasemann, I. Kazakis, D. Meyer,\*), J. Päsler-Sauer, H.J.Panitz\*\*), J.Qu,M.Rafat\*), W. Raskob\*), J.Richter\*), C.Steinhauer;INR)

After the release of the program system UFOMOD, work has been concentrated in cooperation with the NRPB (UK) on the development of the program package COSYMA, which will be distributed by the Commission of the European Communities in the middle of 1990. An essential improvement will be the inclusion of a module for assessing the off-site economic consequences of nuclear accidents. The applicability of COSYMA has been considerably increased by allowing the modelling of the various emergency plans existing in Europe, especially the banning of food on the basis of limits for activity concentrations in foodstuffs due to the regulations of CEC. The extensive uncertainty and sensitivity analyses of modules and the overall UFOMOD sub-system NE have been completed and documented. The confidence bounds of various endpoints of accident consequence assessments and the contribution of uncertain model parameters could be quantified.

The planning phase for the decision support system RESY in the case of a nuclear emergency could be terminated with a modular structured design. The three main parts, a descriptive, an analysing and an evaluating subsystem, are controlled by an operating system allowing the whole real-time system to be run in an automatic and interactive mode. The hardware has been installed and the already existing software has been implemented. The investigation of multi-attribute decision analysis techniques in the decision-aiding system RADE-AID commonly developed by TNO (NL), NRPB (UK) and KfK have reached a preliminary end point with the completion of the grain model KFKGRA and the discussion of example applications.

\*) D.T.I. Dr. Trippe Ingenieures. m.b.H., Karlsruhe

\*\*) inzwischen Institut für Meteorologie und Klimaforschung (IMK)

**12.07.08**            **Entwicklung von Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen**

**12.07.08/03A**    **Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen**  
**PRS 0D5S**

**12.07.08/04A**    **Entwicklung eines rechnergestützten Entscheidungshilfe-**  
**PRS 0D5T**            **Instrumentariums für kerntechnische Notfälle**

(I. Al-Omari, K. Burkart, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, I. Kazakis, D. Meyer,\*), J. Päsler-Sauer, H.-J. Panitz\*\*), J. Qu, M. Rafat\*), W. Raskob\*), J. Richter\*), C. Steinhauer; INR)

### **1. Die Programmsysteme UFOMOD/COSYMA**

Nach Fertigstellung des Programmsystems UFOMOD wurde in Zusammenarbeit mit dem National Radiological Protection Board (NRPB), UK, die Entwicklung des europäischen Unfallfolgencodes COSYMA fortgeführt, der bis Mitte 1990 zur Verteilung durch die Kommission der Europäischen Gemeinschaften (CEC) freigegeben wird. Sämtliche Arbeiten zur Modellierung atmosphärischer Ausbreitungs- und Ablagerungsvorgänge wurden abgeschlossen /1,2/.

Wesentliche Modellerweiterung stellt der Kostenmodul dar, mit dessen Hilfe die monetären Konsequenzen von Schutz- und Gegenmaßnahmen sowie gesundheitlichen Schäden abgeschätzt werden können. Nach weitgehender Beendigung der Modellentwicklung bleibt die Datenbeschaffung ein wesentliches Problem.

Die Flexibilität des Ingestionsmodells wurde durch eine Option deutlich erhöht: Nahrungsmittelverzehrverbote können analog zu den Interventionskriterien der CEC auf der Basis von Aktivitätskonzentrationen berücksichtigt werden. Neben einer Vielzahl weiterer Verbesserungen in Modelldetails und Auswerteprogrammen wurden Datensätze vervollständigt und erweitert (Agrardaten, Land-See-Matrix).

Das Programmsystem UFOMOD wurde in einer Reihe von Anwendungen eingesetzt. Hierzu gehören auch ergänzende Untersuchungen zur Wirksamkeit von Aerosol- und Jodfiltern im Falle von Containment-Venting /3/. Insbesondere wurden die ausführlichen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen der Einzelmodule "Atmosphärische Ausbreitung" (ATM), "Notfallschutzmaßnahmen" (CTM), "Dosisberechnung" (DCF) und "Nichtstochastische Gesundheitsschäden" (HEM), so-

\*) D.T.I. Dr. Trippe Ingenieures. m.b.H., Karlsruhe

\*\*) inzwischen Institut für Meteorologie und Klimaforschung (IMK)

wie des gesamten Nahbereichssystems NE (OAL) von UFOMOD abgeschlossen und dokumentiert /4,5,6,7/. Als Ergebnis konnte sowohl der Beitrag der einzelnen Modellunsicherheiten zu den Konfidenzbändern des Gesamtmodells quantifiziert als auch die für die Unsicherheiten von Zwischen- und Endergebnissen verantwortlichen Modellparameter ermittelt werden. Die Abb. 1 zeigt exemplarisch die (5%, 95%)-Vertrauensbereiche der Anzahl von Frühschäden aufgrund von akutem Knochenmarksyndrom (99%-Fraktilwert). Der größte Beitrag zu den Unsicherheiten kommt aus der Dosisberechnung, wo die Atemrate und die Dosisfaktoren für Inhalation von Jod erhebliche Schwankungsbreiten aufweisen. Dagegen sind die Unsicherheiten aufgrund unsicherer Parameter bei Schutz- und Gegenmaßnahmen und in der Dosis Wirkungs-Beziehung vergleichsweise gering.

## 2. DAS ENTSCHEIDUNGSHILFESYSTEM RESY

Die Planungsphase für das rechnergestützte Entscheidungshilfesystem RESY für kerntechnische Notfälle wurde abgeschlossen. Es gliedert sich in 3 aufeinander aufbauende Teilsysteme, deren Funktionen vom Betriebsabwicklungssystem BASY gesteuert werden (Abb. 2):

- (1) Teilsystem RSY:  
Kontinuierliche Darstellung des Istzustandes und der zukünftigen Kontamination der Umgebung, sowie daraus abgeleitet potentielle Dosen bzw. Dosisraten, zusammen mit Meßwerten und den Unsicherheiten von Isolinien in Ort und Zeit.
- (2) Teilsystem MSY:  
Simulation von Notfallschutzmaßnahmen (wie z.B. Evakuierung und Sheltering) und Quantifizierung ihrer Effektivität in Form von verhinderten Organdosen bzw. gesundheitlichen Schäden.
- (3) Teilsystem ESY:  
Erstellen einer Rangreihenfolge machbarer Notfallschutzstrategien unter Einbeziehung der aktuellen Lage.

Das gesamte Rechnersystem für RESY wurde installiert und bereits vorhandene Software implementiert.

Die Arbeiten zum Entscheidungshilfesystem RADE-AID für die Spätphase nach einem Unfall wurden mit der Entwicklung des Getreidemodells KFKGRA weitgehend abgeschlossen. Es erlaubt für beliebige Unfallfolgenszenarien und Eingreifwerte die betroffenen Anbauflächen und Getreidemengen zu quantifizieren, die

vom Verteilungsverbot betroffen sind, die Kosten verschiedener Maßnahmen zur Reduktion der Kontamination zu ermitteln und die Verringerung von Individual- und Kollektivdosen abzuschätzen.

Die Arbeiten zur Ausbreitung von Radionukliden in Flüssen und in der Nordsee sowie zur Optimierung von Schutz- und Gegenmaßnahmen für externe Strahlung wurden fortgeführt.

### Literatur

- /1/ H.-J. PANITZ, J. PÄSLER-SAUER, C. MATZERATH  
UFOMOD: Atmospheric dispersion and deposition  
Karlsruhe, Report KfK-4332 (October 1989)
- /2/ H.-J. PANITZ  
Accident consequence assessments with different atmospheric dispersion models --- a benchmark study  
Karlsruhe, Report KfK-4445 (November 1989)
- /3/ J. EHRHARDT, I. HASEMANN, G. KESSLER  
Radioactivity release and health consequences by filtered containment venting  
Int. Seminar on Containment of Nuclear Reactor  
(in conjunction with SMIRT 10)  
University of California, Los Angeles, USA, August 10-11, 1989
- /4/ F. FISCHER, J. RAICEVIC, J. PÄSLER-SAUER  
Uncertainty analyses for the atmospheric dispersion submodule of UFOMOD with emphasis on parameter correlations  
Karlsruhe, Report KfK-4447 (August 1989)
- /5/ F. FISCHER, J. EHRHARDT, K. BURKART  
Uncertainty analyses of the countermeasures module of the program system UFOMOD  
Karlsruhe, Report KfK-4472 (October 1989)
- /6/ F. FISCHER  
Uncertainty and sensitivity analyses of UFOMOD-Methods-Presentation at DOE/CEC-Workshop on Uncertainty Analysis in Accident Consequence Assessments,  
November 13-16, 1989, Santa Fe, New Mexico (USA)
- /7/ J. EHRHARDT  
Uncertainty and sensitivity analyses of UFOMOD - Applications-Presentation at DOE/CEC - Workshop on Uncertainty Analysis in Accident Consequence Assessments, November 13-16, 1989, Santa Fe, New Mexico (USA)

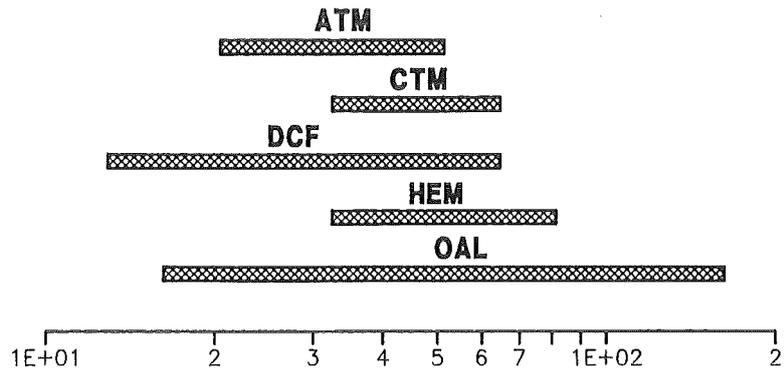


Abb. 1: (5%, 95%) - Konfidenzbänder der 99% Fraktile der Anzahl von Frühschäden durch akutes Knochenmarksyndrom

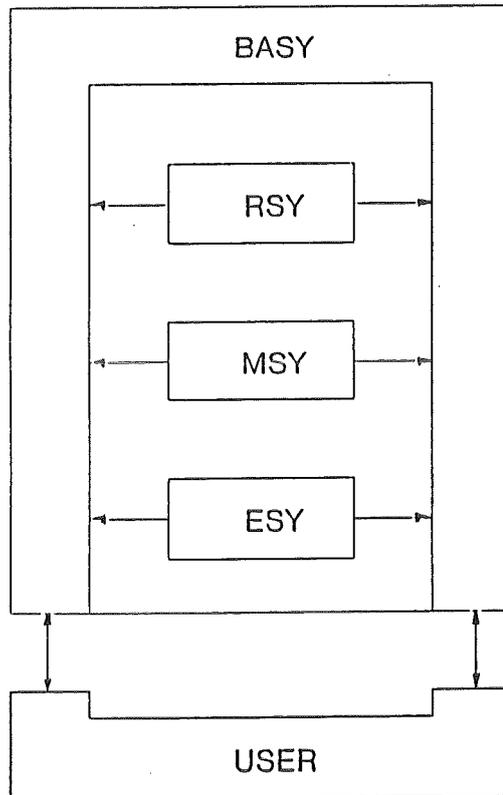


Abb. 2: Struktur des Entscheidungshilfesystems RESY

50.02.01        Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen  
                  zu einem FDWR

50.02.01/06A    Development of Computational Procedures for the  
PRS 0N1B        Neutron Physics Design of Advanced Reactors  
                  (C.H.M. Broeders; INR)

### Abstract

In 1989 the completion activities for the APWR neutron physics investigations have been started.

The code development, as well as the design investigations nearly could be completed.

The documentation work is in progress. The attached conference contribution gives an impression about the present status of the investigations.

## 1 Introduction.

After the proposal of Edlund [1] in the year 1975, to improve uranium utilization with the help of tight lattice light water reactors with  $(Pu, U)O_2$  mixed oxide (MOX) fuel, the nuclear research center Karlsruhe started a small project to investigate the future potential of such a reactor concept. The basic idea was to modify the core of a modern German pressurized water reactor (PWR) and to keep all other components unchanged as far as possible. In close cooperation with a number of other groups all main aspects of the core replacement for a Kraftwerkunion (KWU) PWR have been studied. The main results have been published, eg. in special issues of "Nuclear Technology" [2,3]. The present paper describes the development of the calculational procedures for the neutron physics investigations related to this advanced reactor project. The main characteristics of the neutronic calculations of these "Advanced Pressurized Water Reactors" (APWR) are:

- Relatively tight triangular lattices in hexagonal fuel assemblies.
- MOX fuel with plutonium as basic fissile material.
- Reactor control by means of enriched  $B^{10}$ . Two alternative methods for inserting the control material into the reactor have been considered:
  1. Control rods within the fuel assembly.
  2. Boration of the coolant water.

The first task of these APWR investigations was the assessment of available calculational tools for the description of tight water moderated lattices with MOX fuel. In close cooperation between KfK, KWU and the University of Braunschweig (TUBS), benchmark investigations were performed to validate available codes and libraries for APWR calculations. The main findings from these investigations were [4]:

- Available experiments for tight water moderated  $UO_2$  lattices from the ZPR-7 program could be recalculated satisfactorily, both with data and methods for fast reactor calculations and with codes, mainly developed for thermal reactor design, eg. the WIMS/D code [5].
- The results for the calculation of a theoretical tight water moderated MOX lattice showed significant deviations, especially in the case of voidage.
- No experiments were available for tight water moderated MOX lattices.

The most important recommendation from these investigations was, to perform relevant experiments with representative MOX fuel in tight lattices. They have been performed meanwhile in several laboratories in Switzerland, W.-Germany, France and Japan. Unfortunately, most of the experimental results are not yet available because of restricted distribution.

A careful analysis of the results for the theoretical MOX benchmark lead to the following conclusions:

- It is necessary to apply cell calculation methods for these tight lattices.
- The 69 group WIMS/D energy group scheme seemed to be adequate.
- The available WIMS/D data libraries were not well suited for APWR work, especially for voided configurations.

On the basis of these results new calculational procedures for the description of tight water moderated lattices with MOX fuel have been developed. They will be described in section 2.

A second field of basic calculations is the description of the burnup behaviour of the fuel. For this task it was possible to cooperate with another project being in progress at KfK. It was intended to establish a computer code system capable to perform most of the calculations for the nuclear fuel cycle for different reactor types. All APWR code developments were integrated within this fuel cycle project. In section 3 some characteristics of the burnup calculations will be described.

The main objective of the KfK APWR investigations was to analyze the potential of the advanced MOX fuel in a modern PWR as designed by Siemens/KWU. Two main problems arise during whole core calculations:

- Description of realistic fuel assemblies.
- Realistic description of the whole reactor core.

Starting from cell calculations for regular infinite lattices, specific irregularities in this lattice have also to be taken into account. Typical irregularities may be grid spacers, fuel assembly bandages and coolant in the edges of the fuel assembly. Moreover in some designs control rod positions within the fuel assembly, filled with control rods or with other materials, have to be considered. In a first stage these effects were treated in a very crude way. The latest investigations show a more detailed treatment. In section 4 the development for the description of the fuel assemblies will be described in more detail.

During preliminary whole core calculations only crude approximations for the fuel assemblies were used. Therefore the applied reactor geometries were also quite crude: one- and twodimensional (R-Z) models with smeared fuel zones. The latest calculations have been performed with more accurate geometrical representation. In section 5 the developments for the theoretical investigation of the whole reactor will be described in more detail, especially a new method for the description of the long-time behaviour of the core, including fuel burnup, reactor control and fuel management.

## 2 Calculation of infinite fuel arrays.

For the calculation of infinite fuel arrays two aspects must be considered:

- Computational programs.
- Data libraries.

The combination of the calculational procedures together with the applied data libraries must be verified for the intended application.

### 2.1 Calculational procedures.

When the APWR investigations were started, good experience was available in calculating fast reactors and only some experience in calculating thermal systems. Furthermore, the spectrum in an APWR was expected to be somewhere between those of fast and thermal reactors. At first the investigations were started using standard fast reactor methods. However, already the first recalculations of tight light water moderated  $UO_2$  lattices showed that heterogeneity corrections, similar to those used in codes for thermal reactors, had to be applied. Simple approximations for the treatment of the spatial selfshielding were introduced. Within the frame of the selfshielding tabulations for fast reactor calculations (narrow-resonance approximation NRA), the Dancoff-corrected volume-to-surface modification of the background cross section  $\sigma_0$  is performed:

$$\sigma'_0 = \sigma_0 + \frac{(1 - C)4V}{S} \quad (1)$$

In a first approach this modification was performed within the standard calculational procedure for homogenized fast reactor zones: the program GRUCAL [6] was modified to a special version GRUCAH. With appropriate group constant sets, GRUCAH gives quite good results for tight light water moderated lattices with  $UO_2$  fuel. However, detailed investigations for

APWR MOX lattices showed the need to apply more accurate cell calculations, as commonly used in calculational procedures for thermal reactors.

So the next step was to establish another procedure for cell calculations. For this purpose three tasks must be performed:

1. Preparation of adequate group cross sections in the cell-zones.
2. Calculation of space- and groupdependent neutron fluxes in the cell.
3. Calculation of cellhomogenized group constants for succeeding reactor calculations.

The first task, group constant calculations, is performed with a second modified version of the basic code GRUCAL: **GRUCEL**. Using the same principles as in GRUCAH, spatial resonance selfshielding is taken into account by the Dancoff-corrected volume-to-surface modification.

The second task, cell flux calculations, needs a solution based on transport theory. In a first approach we applied the fast breeder reactor (FBR) code **ONETRA** [7,8], part of the established FBR codesystem **KAPROS** [9], for onedimensional  $S_n$  calculations. After the successful establishment of an own **KAPROS** procedure for APWR and PWR cell calculations, a second faster transport theory program, based on first flight collision probability methods (CPM) was taken from **WIMS** and adapted to the **KAPROS** program system: **WEKCPM**.

For the third task, cell homogenization, a new program was written: **ONEHOM**.

Having established the cell calculational procedure, described above, a number of refinements had to be introduced. The most important ones are:

- Introduction of material dependent fission spectrum matrices. The first **KEDAK** based 69 group libraries contained only one fission spectrum for all fissile materials. These data were updated with materialdependent fission spectrum matrices from JEF-1.1, calculated with the Karlsruhe version of **NJOY** [10]. A special module **CHICOR** was written to calculate the material composition dependent fission spectrum iteratively.
- Improvement of the calculation of the resonance cross sections. Alternatively to the standard selfshielding calculations on the basis of

selfshielding factor tabulations and modified  $\sigma_0$  (see formula (1)) interpolations, a more accurate method has been made available on the basis of the program RESAB-II [11], developed at the University of Stuttgart. RESABK solves the transport equation in the resonance region by first flight collision probability methods in a very fine energy resolution of constant lethargy width. The fine energy mesh fluxes are used to calculate the effective shielded cross sections directly.

- Introduction of a critical buckling search procedure for use together with the collision probability code WEKCPM.

All options discussed above can be selected in the KAPROS procedure KARBUS by input. For the preparation of the atom number densities in the cell zones and in the homogenized cell, two modules are available with different ways to define the lattice specifications:

1. Module NDCALC with more global input data, like moderator-to-fuel volumes, plutonium fissile enrichment etc.
2. Module NDWIMS with input specifications similar to the WIMS/D input. Number densities and geometry data must be given in detail.

During the PROTEUS evaluation work [12] the FBR cell code KAPER4 [13] has been modified to enable 69 group calculations, including upscattering.

The results of the calculations for the infinite arrays can be stored in the KAPROS-own data archives for use in succeeding steps, eg. in fuel assembly calculations.

## 2.2 Data libraries.

The first APWR investigations at KfK were performed with modified FBR methods, using the standard KfK FBR library KFKINR [17] with the 26 energy group scheme of the Russian ABBN group constant set. Together with an early version of the GRUCAH code, good agreement could be obtained for the recalculation of tight light water lattices (see for example reference [4]). However, analysis showed a coding error in the GRUCAH version. After correction disagreement with more advanced calculational methods was observed and 26 group APWR calculations were stopped.

For LWR and APWR investigations, a new group constant library with the 69 energy group scheme of the WIMS/D code and the features of the FBR libraries was established. In this way the advantages of the libraries for thermal and fast reactors were combined, eg.:

- Adequate energy group structure at lower energies.
- Storage of material dependent spectra of fission neutrons.
- Detailed description of degradation processes at high energies (elastic scattering, inelastic scattering, (n,2n) and (n,3n) processes).

The group constant sets, described here, were calculated from the Karlsruhe nuclear data library KEDAK-4 [14] with the standard group constant generation code MIGROS-3 [15]. The data for the fission products (most of them not available on KEDAK-4) were provided by ECN Petten, mainly based on ENDF/B-V [16]. The generation of a consistent 69 energy group library with the structure of the FBR libraries for about 100 materials, including fission products, was a quite laborious task. During the development activities a few versions were fixed for applications, like recalculation of PROTEUS experiments and design investigations. The most important intermediate library versions, reported in the literature, are:

- The 1985 versions **G69HOT** and **G69COLD**, mentioned in reference [18]. On these libraries the WIMS convention, to apply resonance tabulations only in the groups 15 - 27 (4eV - 9118 eV), was maintained. The problem of the temperature dependence of the cross sections and upscatter matrices below 4 eV was solved by the use of two separate libraries for cold (experiments) and hot (reactor design) lattices (assignment **KARBUS-85**). However, the selfshielding of the large absorption resonance of  $Pu^{242}$  at 2.67 eV is neglected in this way. This error was discovered during the succeeding analysis of PROTEUS experiments and of the results for the NEACRP HCLWR burnup benchmark.
- For the treatment of the NEACRP HCLWR burnup benchmark, two improved libraries were prepared: **G69CT005** and **G69HT005** (assignment **KARBUS-88**). The essential improvements were:
  - Material dependent fission spectra.
  - Selfshielding factors for the 2.67 eV resonance of  $Pu^{242}$ .
  - Consistent group constants for the fission products from JEF-1.1.
- In the course of 1989, temperature- and  $\sigma_0$ - dependent group constants were introduced below 4 eV. Together with the earlier introduced temperature dependent upscatter matrices, now all temperatures may be calculated with the same library: **G69NV003** (assignment **KARBUS-89**).

During the analysis of the results of the NEACRP HCLWR burnup benchmark, the weighting spectrum for the calculation of the quite broad WIMS groups above 4 eV played an important role. Some codes enable corrections for the calculation of the removal cross sections from the coarse groups with changing slowing down power, eg. during the lattice voiding. For this reason we started in the beginning of 1990 with a further assessment of this problem. Some possible solutions are:

- Creation of separate group constant libraries for different stages of a reactor system (eg. normal and voided condition).
- Introduction of formalisms for the improved calculation of the removal cross sections. Examples are the so called “REMO” correction in the KfK FBR codesystem [19] and some features of the AARE system at PSI Würenlingen [20].
- Generation of a new energy group scheme with sufficiently narrow energy groups. Again examples may be found in the KfK FBR and in the AARE system.

As a next step a new fine energy group system was introduced. At the present time a preliminary library with 334 energy groups is being developed. The structure is based on an extension of the 69 group WIMS scheme:

- WIMS energy groups below 4 eV. This choice enables the transfer of the upscatter matrices from the 69 group to the 334 group system. A disadvantage is the fact, that the important absorption resonance of  $Pu^{242}$  at 2.67 eV is not resolved and lies near a group boundary.
- Above 4 eV, a lethargy width  $\Delta u \approx 0.05$  has been chosen with all WIMS 69 group boundaries included. Moreover, the large absorption resonance of  $U^{238}$  at 6.7 eV is resolved in more detail.

Until now, a KEDAK-4 version with 334 groups has been realized, containing all important materials for the calculation of the investigated fresh core benchmarks: **G334V002**, being as consistent as possible with the 69 group library **G69NV005**. The differences between the **G69NV003** and **G69NV005** libraries are mainly some changes for  $Pu^{239}$  below 10 eV (see section 2.3.1) and introduction of selfshielding factors for oxygen in the high energy region. The next section will show some preliminary results of these developments.

### 2.3 Validation investigations.

The validation of the calculational procedures was one of the main tasks of our neutron physics APWR investigations. Because of the possible problems

with the reactivity of voided APWR lattices, it is necessary to analyze problems with a wide variety of neutron spectra. At the beginning, a common benchmark project in collaboration between KfK, KWU and TUBS was organized (see section 1). The results are reported in reference [4] and will not be discussed here. Furthermore, a large number of FBR problems, mainly experiments, were used for validation work (see f.e. reference [18]). In a later stage of the project new validation benchmarks became available for us:

- The NEACRP HCLWR burnup benchmark exercise, proposed by Ishiguro et al. [21,22].
- The APWR experiments at KfK, Karlsruhe (SNEAK) and PSI, Würenlingen (PROTEUS).

Concerning the participation in the NEACRP HCLWR benchmark, the next section will give some recent information. The analysis of new APWR experiments is presented in a separate paper to this meeting [12], only some results obtained with the newest group constant libraries will be discussed here.

### 2.3.1 Results for the NEACRP HCLWR burnup benchmark.

The international NEACRP HCLWR burnup benchmark exercise, proposed by Ishiguro et al. [21], was a very useful activity for the validation work. Together with some findings from the PROTEUS evaluations, the HCLWR benchmark investigations gave the hint to analyze the treatment of  $Pu^{242}$  in more detail; the KfK calculational procedures seemed to overestimate the capture in this fuel isotope. As already mentioned above, the error was found in the treatment of the absorption resonance of  $Pu^{242}$  at 2.67 eV. Similar to the treatment of this resonance in the original WIMS code, no resonance shielding tabulations were applied below 4 eV. Finally, the KfK contributions to the NEACRP HCLWR benchmark contained solutions with and without this error. Here some results for the voiding behaviour at begin of cycle (BOC) will be discussed. In the figures 1 and 3,  $k_{\infty}$  values are shown for the NEACRP HCLWR burnup benchmark case 2, a wider lattice with moderator-to-fuel volume ratio  $V_m/V_f = 1.1$ , 7 %  $Pu_{fis}$  and Zr cladding, obtained with some of the libraries discussed before. The  $k_{\infty}$  values are plotted as a function of the lattice voiding. Void 0 means normal water density, void 100 % means a totally voided lattice. Additionally to the benchmark mean values and the KfK solution of summer 1989, four KfK results are given:

- G334V002, new 334 energy group library (see section 2.2).

- G69NV005, 69 energy group library consistent with G334V002.
- G69EV003, 69 energy group library, used for our last design calculations [23].
- G69HOT, 69 energy group library, used for the calculations in reference [18].

The large effect of the  $Pu^{242}$  absorption resonance at 2.67 eV may be observed for the library G69HOT at void 0: this value lies  $\approx 1\%$  below the mean value. The discrepant trend of the KfK solution 1989 for void changes from 90 to 99 % compared to the benchmark mean values has disappeared for the newer solutions, both with 69 and 334 groups. The reason is not completely clear.

A remarkable difference occurs for the normal lattice (void=0) between the curves for the new libraries G334V002 / G69NV005 and the other ones. This behaviour could be identified as a data inconsistency for  $Pu^{239}$  on the KEDAK-4 library, as shown in figure 2. Here the capture cross section of  $Pu^{239}$  is plotted from the pointwise KEDAK-4 data and from three group constant libraries: G69NV005, G69EV003 based on KEDAK-4 and G69JEF11, based on the JEF-1.1 file. Quite large deviations can be observed between the KEDAK-4 results in the low energy region. The G69NV005 data is calculated from pointwise data on KEDAK-4, whereas the G69EV003 data is calculated from resonance parameters. The JEF-1.1 data is given for comparison and lies somewhat closer to the resonance data from KEDAK-4.

The figure 3 shows some results for the same lattice, obtained with alternative calculational procedures for the data libraries G334V002 and G69NV005. Two special codes are applied:

- RESABK. This code calculates improved cross sections in the resolved resonance energy region (see section 2.1). The RESABK calculations were performed in the energy region 0.25 - 148.7 eV.
- REMOCO. This code calculates effective 69 group cross sections from group cross sections and cell fluxes, obtained with an 334 energy group structure. The results of figure 3 have been calculated with a preliminary version of the program in the energy region 148.7 eV to 10 MeV.

For void=0 the effect of the improved cross section calculation in the thermal region can be observed clearly: for both libraries G334V002 and G69NV005 a  $k_{\infty}$ - decrease of  $\approx 0.8\%$  may be observed. For the dry lattices, the effect of the RESABK calculations is small. Here the REMOCO effect is significant: a decrease of  $k_{\infty}$  of about  $\approx 1\%$ . These first results indicate

a significant sensitivity of the description of the high energy slowing down processes. A careful assessment of this problem possibly will reduce the spread of calculational results for dry MOX lattices, as observed during the PROTEUS evaluations [12]. We plan to start such an assessment in the near future on the basis of the JEF-2 nuclear data library.

### 2.3.2 Results for PROTEUS HCLWR experiments.

In this section some preliminary results are presented for the recalculation of the PROTEUS Phase-II experiments 7-9 ( $p/d=1.12$ ) and 13-15 ( $p/d=1.26$ ), using the newest calculational programs and the data libraries G334V002 with 334 groups and the corresponding 69 group library G69NV005 (see above). Figure 4 shows  $k_\infty$  values and figure 5 the very important reaction ratio of captures in  $U^{238}$  to fissions in  $Pu^{239}$ , C8/F9. The same representation as in reference [12] is used. A remarkable result is the strong overestimation of C8/F9 at low moderation values, especially with the fine group library. In order to investigate this behaviour, the high energy data of  $U^{238}$  capture were analyzed. Figure 6 shows these data in the energy region 10 KeV to 10 MeV from pointwise data representations on the basic nuclear libraries KEDAK-4, JEF-1.1 and a preliminary version of JEF-2. We can observe relevant differences in three energy ranges with different trends between the libraries: below 40 KeV, 40 KeV - 1 MeV and above 1 MeV.

The influence of the differences between KEDAK-4 and JEF-1.1 was investigated in more detail. All data of  $U^{238}$  above 10 KeV on the KEDAK-4 based library G334V002 were replaced by data, calculated from JEF-1.1 with the KfK version of NJOY [10]. This test library is identified as G334V003. The G334V003 results in the figures 4 and 5 show a significant improvement in the C/E values, both for  $k_\infty$  and for C8/F9. The fourth curve in the figures 4 and 5 is obtained with the library G69NV005, using the module RESABK for improved calculation of the resonance cross sections in the energy region 0.25 eV to 148.7 eV. The  $k_\infty$  values are lower, compared to the standard solution, but within the experimental error. The C8/F9 values increase significantly with increasing moderation and are obviously overestimated. These results are obtained on the basis of the KEDAK-4 library data and must be analyzed in more detail. We plan to perform these investigations on the basis of the final JEF-2 library, taking care to use consistent data for the different codes.

### 3 Burnup calculations.

As mentioned in section 1, the burnup calculational procedures for APWR investigations could be imbedded within the KfK project for the development of a code system to describe the problems of the nuclear fuel cycle of all common reactor types [24].

#### 3.1 Calculational programs and libraries.

A careful analysis of available procedures for fuel cycle analysis led to the decision to establish an improved version of the ORNL depletion program ORIGEN [25] as the basic module within the standard code system KAPROS [9]. Some arguments in favour of this choice were:

- The good experience with the code ORIGEN during the development of the improved KfK version KORIGEN [26].
- The information for the transitions between isotopes is defined on code-own libraries, containing data for nearly all interesting isotopes.
- “Feedback” transitions (production of own precursors) can be handled ( $\alpha$ - decay).

On the basis of the KORIGEN code, a new KAPROS module was developed, **BURNUP** [27], with the following characteristics:

- The ORIGEN data libraries with the information for the transition matrix for the isotope transmutations have been reordered, resulting in more efficient calculations (shorter loops over precursors).
- The ORIGEN data library for fission products has been extended with yields of up to 15 fissile isotopes instead of 5 before.
- The number of macro burnup timesteps is not restricted by the code. Only the capacity of the resources of the computer is a limitation.
- Up to 10 micro timesteps per macro timestep can be calculated. This ORIGEN restriction is not modified. For the micro timesteps constant power or constant neutron flux can be selected by input. Intermediate micro timesteps with zero power (or flux) are not allowed.
- The required data for neutron induced transitions is automatically retrieved from preceding neutron physics calculations, if available on a standard data interface for system dependent group cross sections. The

required microscopic one group cross sections can be prepared in any arbitrary way. If no data from a preceding calculation is available for an isotope, the data of the BURNUP libraries is applied.

The procedure **KARBUS**, mentioned before, is the main code for the automatized application of BURNUP. The main characteristics of this procedure are:

- Number density and geometry data can be provided with the help of the codes NDCALC (global zone specifications) and NDWIMS (detailed specifications) as described in section 2.1. All informations needed in the subsequent programs are generated in these modules.
- Macroscopic group constants for reactor zones can be calculated in different routes, selectable by input:
  - Standard or modified FBR methods with the codes GRUCAL or GRUCAH.
  - Cell calculations in a onedimensional “Wigner-Seitz” model, using the codes GRUCEL, WEKCPM/ONETRA and ONEHOM, as described in section 2.1.

If several reactor zones are calculated in one **KARBUS** run, mixing of these routes can be applied, eg. for fuel and reflector zones.

- Improvement of macroscopic group constant data by more sophisticated methods may be applied, e.g.:
  - Iterative calculation of the mean fission spectrum in a reactor zone containing several fissionable isotopes (module CHICOR).
  - Direct calculation of effective group cross sections in the energy region with resolved cross section resonances (module RESABK).
  - Direct calculation of effective group cross sections in the 69 WIMS energy group structure from 334 fine group calculations (preliminary module REMOCO).
- Global reactor calculations may be performed, if required. The procedure **KARBUS** enables both cell burnup calculations and detailed whole reactor burnup calculations. The weighting spectra for the determination of the one group depletion data are taken from the last flux calculation performed, i.e.:
  1. The flux in the corresponding zone of the global reactor model if a global reactor calculation has been performed.

2. The flux in the fuel zone of the “Wigner-Seitz” cell if no global reactor calculation has been performed and the macroscopic group constant calculation was performed with a cell calculation.
3. The flux of a fundamental mode calculation for the homogenized reactor zone in the case of application of the codes GRUCAL or GRUCAH for the macroscopic group constant generation. A constant zero buckling is applied for subcritical reactor zones, otherwise a critical buckling search is performed.

For the **global reactor calculations** the following programs may be selected:

- For twodimensional diffusion calculations, mainly in (R-Z) geometry, the KfK code DIXY [28]. Evaluations are performed by DIXY modules and by a special module DXPODA.
  - For threedimensional diffusion calculations, the KfK code D3E [29]. Evaluations are performed with the module AUDI3 [30].
  - For onedimensional transport calculations (eg. for shielding problems), the  $S_n$  code ONETRA, mentioned before.
- The calculation of one group data is performed in the module COLLUP.
  - The burnup calculations are performed with the module BURNUP.
  - The archivation of relevant results on standard KAPROS archives is automatized. Depending on the complexity of the problem, the amount of archived data may be controlled by input.

### 3.2 Validation investigations.

At the beginning of the APWR investigations at KfK, the reactivity loss during burnup was quite uncertain. As pointed out in reference [31], publications in the years 1981 to 1983 claimed differences in the reactivity loss per full power day by a factor of two for comparable systems. Consequently, the calculational procedures for fuel burnup investigations also have been validated with the help of benchmark problems and of reactor experiments, as far as available. Here two activities will be discussed to some extend:

1. Participation in the NEACRP HCLWR burnup benchmark, already discussed in section 2.3.1 for the BOC voiding behaviour. Figure 7 shows a comparison for the benchmark case 2 with  $V_m/V_f = 1.1$  for

the old library G69HOT (no  $Pu^{242}$  2.67 eV shielding) and a newer one G69HT005 with corrected  $Pu^{242}$  data with the mean values of all benchmark solutions as reported in reference [22] (the G69HOT results are excluded). We can observe good agreement between the G69HT005 and the mean results.

2. Analysis of the results of the “Isotope Correlation Experiment” ICE, performed in the PWR at Obrigheim in W.-Germany, reported in reference [32]. This experiment also was analyzed for the KORIGEN verification work [26]. For the ICE experiment five fuel assemblies were irradiated in the Obrigheim PWR for an in-core time of 1316 days, reaching about 30 GWd/Thm. From each fuel assembly two batches were prepared for analysis in a number of international laboratories. The reference [32] summarizes the results of these investigations. For the KARBUS cell burnup calculations the life history of the fuel was discretized into 29 macro time steps, containing a variable number of micro time steps. The total number of time steps was 53, including 365 days cooling time after reactor life. The boron concentration was changed after every macro time step on the basis of informations about the reactor control from the manufacturer [33].

The results of the KARBUS cell burnup calculations show quite good agreement with the experimental data, especially for the main fuel isotopes, being important for the reactor criticality. Figures 8 and 9 show the build-up of  $Pu^{239}$  and the ratio  $Pu/U$  in the  $UO_2$  fueled Obrigheim PWR, calculated with the libraries G69NV003 and G69NV005, using standard calculation methods. The agreement is satisfactory.

These results for the NEACRP burnup benchmark and the ICE experiment give good confidence for APWR burnup investigations with our procedures.

## 4 Fuel assembly modelling.

The first whole core investigations utilized crude models for the fuel assemblies. Usually, the assembly materials not belonging to the infinite lattice, were approximated by admixtures to this lattice. In reference [34] a systematic investigation of this problem may be found. An important advantage of this fuel assembly model is the possibility to perform burnup calculations for these modified infinite lattices within whole core investigations, using the whole core spectra for the one group calculation for the depletion. However, the problem is more complicated if the fuel assembly contains rod positions to be used for reactor control. Here more detailed fuel assembly models are

necessary. The calculation of a hexagonal fuel assembly, containing a number of control rod positions with absorber or follower material is not simple. In reference [35] a comparative study for this problem has been performed. Three alternative transport theory based methods have been compared:

1. Two-step cell calculation:
  - Cell calculation for the infinite fuel array, followed by a
  - Supercell calculation for a control rod position, filled with absorber or follower, surrounded by the homogenized fuel data from the preceding cell calculation and other fuel assembly components.

For the cell calculations collision probability methods are used.

2. Use of a twodimensional multigroup collision probability method.
3. Twodimensional continuous energy Monte Carlo calculations. Both last methods enable an exact modelling of the fuel assembly.

The result of these investigations is that the simplified first two-step method is accurate enough for exploratory investigations. The two-step method has the tendency to overestimate the control rod worths with increasing  $B^{10}$  enrichment, but the maximum deviation from the direct methods is rather small (about 5 % at 90 %  $B^{10}$  enrichment).

These results give a justification for our first more detailed fuel assembly calculations. A two-step procedure has been established, similar to the approach in reference [35]. The supercell model for these calculations is shown in figure 10. The surrounding of the control rod is represented in detail. The outer radius of the fuel is determined by the number of control rods within the fuel assembly. The outer zone represents spacer materials and additional water at the fuel assembly edges. The two calculational steps are:

1. Infinite lattice calculations with GRUCEL, WEKCPM and ONEHOM.
2. Supercell calculations with ONETRA.

With this calculational model, fuel assembly calculations have been performed for absorber and follower configurations for different burnup stages, different temperatures, different  $B^{10}$  concentrations in the coolant and different coolant densities. In this way a data base for whole core analysis has been created.

It is also intended to validate the onedimensional supercell procedure with the model of figure 10. However, at the present time at KfK there is no adequate code available for the calculation of a hexagonal APWR fuel assembly with single control rod positions.

## 5 Whole core calculations.

In order to reliably estimate the characteristics of an advanced reactor, it is necessary to perform whole core calculations. The required refinement of these core calculations depends on the refined description of the core internals. At the beginning of our APWR investigations, we applied rather crude approximations for the fuel assemblies. Consequently, it was justified to apply less detailed models for the core calculations. As described in section 3.1, the procedure KARBUS enables the combination of macroscopic cross section calculation, global reactor calculation and burnup calculation within one computer run. The main restriction is the relatively poor approximation for the description of the fuel assemblies: additive materials are treated as admixtures of the basic infinite lattice cell. Most of the core investigations, we have performed until now, are based on these principles. In reference [31] first cycle core calculations have been presented for two reactor types, a homogeneous core with a single fuel assembly type and a heterogeneous core with two assembly types (seed, blanket). These calculations have been performed with the procedure KARBUS, using the  $(R, Z)$  option of the code DIXY for the homogeneous core and the  $(\Delta, Z)$  option of the D3E/AUDI3 route for the heterogeneous core.

For more complicated multi cycle calculations with fuel management new calculational procedures have been developed on the basis of precalculated cell or fuel assembly burnup data. In reference [34] this principle has been applied with some simplifications for the determination of the cross sections at arbitrary burnup stages: on the basis of cell burnup calculations with a rather fine burnup mesh, the most reasonable values from this burnup tables were taken. In the meantime a new module XSPROC has been developed for the interpolation of these burnup dependent cross sections.

Starting from the experience gained during the investigations of reference [34], new procedures have been developed for the more complicated multi-cycle calculations:

1. A new data library has been created, containing cell or fuel assembly data for the most important fuel parameters:
  - Fuel, clad and moderator temperatures.
  - Moderator density.
  - Moderator  $B^{10}$  concentration.
  - Fuel burnup.
  - Control rod specification (number of rods, rods in/out).

On the basis of the results of preceding cell or fuel assembly burnup calculations, stored on standard KAPROS archives, the new program **CXSLIB** creates a library **HXSLIB**, containing the data needed for core calculations.

2. A corresponding KAPROS procedure for the organisation of reactor calculations, starting from the HXSLIB library: **ARCOSI**, Advanced Reactor **C**Ore **S**Imulator, with the following features:

- The whole core calculations are performed with the nodal code **HEXNODK**, being developed on the basis of the KWU code **HEXNOD** [36]. Only minor changes have been made for the implementation in the KAPROS system and for the representation of the results.
- The preparation of the burnup dependent cross sections in the reactor zones is based on the interpolation of HXSLIB library burnup data.
- A criticality search by change of the  $B^{10}$  concentration of the moderator can be performed, using interpolated cross sections from the HXSLIB library.
- The preparation of the burnup pattern in a threedimensional core model can be started from a twodimensional precalculation.
- The arbitrary insertion of an arbitrary number of fuel assemblies with control rods is allowed for a threedimensional core model. Also fuel assembly clusters can be handled. Until now, an automated change of control rod insertions is not yet realized.
- An arbitrary number of time steps within one core cycle is allowed. A criticality search is performed after each timestep.
- Fuel assembly shuffling can be performed after each core cycle. The present version enables two shuffling strategies:
  - The fuel assemblies are shuffled in a fixed pattern (“absolute addressing”).
  - The fuel assemblies are shuffled in a predefined order with respect to the burnup (“relative addressing”).
- An arbitrary number of succeeding fuel cycles, using the same fuel assembly shuffling strategy, is allowed. The number of whole core calculations is only restricted by the computer resources (eg. computing time, storage requirements). For the investigations of reference [23] 7 cycles were completed with 10 micro timesteps each.

The 8th macro timestep was terminated, because the ARCOSI graphic interface file could not be extended any more (computer restriction).

- Restart options are available for several purposes, like:
  - Calculation of succeeding cycles.
  - Parameter variations, as temperature, boration, water density.
- All relevant results are stored with a special format on a graphics interface file. A DISSPLA based interactive plotting procedure at KfK enables the direct representation of these results [37].

Figure 11 shows a flowchart for the stages of neutron physics calculations, as realized at the present time. The archives 1 and 2 are standard KAPROS archives. Figure 12 is a typical plot, directly produced from the ARCOSI interface file with the program PLY. The axial power rating of fuel assembly no. 2 is given. Every curve is identified uniquely with information about cycle,  $k_{eff}$  of the core, full power days in the cycle,  $B^{10}$  content in the water, axial form factor and fuel assembly identification. The differences between the 6th and 7th cycle are small.

## 6 Summary.

The present paper gives an overview of the developments at KfK during the past 10 years, related to the neutronics investigations of a tight lattice high converting PWR (the so-called Advanced Pressurized Water Reactor APWR). The principal objective of these investigations was the reliable prediction of the neutronic longterm behaviour of an APWR core for all coolant conditions (voiding problem). Systematic developments of data libraries and calculational procedures and improvement of the models for the description of the APWR cores enable at present reliable exploratory longterm investigations for an advanced PWR core with the following characteristics:

- hexagonal fuel assemblies and
- reactor control by water boration or control rods in selected fuel assemblies.

The applied data and methods are validated satisfactorily for the range of core parameters of interest at present.

In the near future consistent data libraries for different calculational procedures, described above, will be established on the basis of a reliable modern basic nuclear data file, probably JEF-2.

## References

- [1] M.C. Edlund "High Conversion Ratio Plutonium Recycle Pressurized Water Reactors"  
Annals of Nuclear Energy 2, 801 (1975)
- [2] Special Issue "Prof. Wirtz"  
Nuclear Technology Vol. 71, No. 1 (1985)
- [3] Special Issues on "Advanced Light Water Reactors"  
Nuclear Technology Vol. 80, No. 1,2 (1988)
- [4] H.D. Berger, A.W. Rowe, C. Broeders, M. Schatz "Überprüfung der Berechnungsverfahren für enge Reaktorgitter von Fortschrittlichen Druckwasserreaktoren (FDWR) an experimentellen Anordnungen"  
KfK 3389 / IfRR K 8212 (1982)
- [5] J.R. Askew, F.J. Fayers, P.B. Kemshell "A General Description of the Lattice Code WIMS"  
Journal of British Nuclear Energy Society, 5,564 (1966)
- [6] D. Woll "GRUCAL, Ein Programmsystem zur Berechnung makroskopischer Gruppenkonstanten"  
KfK 2108 (1975)
- [7] V. Brandl  
  
unveröffentlichter Bericht
- [8] T.R. Hill  
"ONETRAN, A Discrete Ordinates Finite Element Code for the Solution of the One-Dimensional Multigroup Transport Equation"  
LA-5990, Los Alamos National Laboratory (1975)
- [9] H. Bachmann, G. Buckel, W. Hoebel, S. Kleinheins "The Modular System KAPROS for Efficient Management of Complex Reactor Calculations"  
Proc. Conf. Computational Methods in Nuclear Energy, Charleston, CONF-750413 (1975)

- [10] B. Krieg, I. Broeders "The KfK-Version of the Neutron and Photon Cross Section Generation Code NJOY: Implementation, Verification and Modification of the Code"  
JEF-DOC 194 (1985)
- [11] B. Riik, R. Rühle "RESAB-II, Ein Programm zur Berechnung von Gruppenkonstanten im Resonanzbereich nach der Stoßwahrscheinlichkeitsmethode"  
IKE Bericht Nr. 3.3-6.1209 (1972)
- [12] R. Böhme, J. Axmann, C.H.M. Broeders, S. Pelloni, M. Schatz "Improvements in the Prediction of LWHCR Lattice Parameters"  
IAEA 622-13-TC-700-3.5 (1990)
- [13] R. Böhme, E.A. Fischer "The Fast Reactor Cell Code KAPER4"  
KfK 4435 (1988)
- [14] B. Goel, B. Krieg "Status of the Nuclear Data Library KEDAK4"  
KfK 3838 (1984)
- [15] I. Broeders, B. Krieg "MIGROS-3: A Code for the Generation of Group Constants for Reactor Calculations from Neutron Nuclear Data in KEDAK Format"  
KfK 2388 (1977)
- [16] H. Gruppelaar  
Private Communication (1982)
- [17] E. Kiefhaber "The KFKINR-Set of Group Constants; Nuclear Data Basis and first Results to the Recalculation of Fast Zero Power Reactors"  
KfK 1572 (1972)
- [18] C.H.M. Broeders "Neutron Physics Investigations for Advanced Pressurized Water Reactors"  
Nuclear Technology Vol.71, p.96 (1985).
- [19] I. Broeders "Status of and Further Activities on Processing Codes for Coarse Groups (MIGROS-2) and Fine Groups (FIDAS)"  
Seminar on Nuclear Data Processing Codes. Ispra 5-7 December 1973.  
NEACRP-U-52, NEA Newsletter No 16.

- [20] S. Pelloni, J. Stepanek, P. Vontobel "Analysis of PROTEUS Phase II Experiments Performed Using the AARE Modular System and JEF-Based Libraries"  
NSE 103, p 247 (1989)
- [21] Y. Ishiguro, H. Akie, H. Takano "Proposal of Benchmarks on Data and Methods to Calculate Reactor Characteristics in High Conversion Light Water Reactors"  
NEACRP-A-789 (1986)
- [22] H. Akie, Y. Ishiguro, H. Takano "Summary Report on the International Comparison of NEACRP Burnup Benchmark Calculations for High Conversion Light Water Reactor Lattices"  
NEACRP-L-309 (1988)
- [23] C.H.M. Broeders, M. Dalle Donne "Neutronphysics and Thermohydraulics Design of a Reference High Conversion PWR"  
IAEA 622-13-TC-700-2.3 (1990)
- [24] C.H.M. Broeders  
Internal KfK report (1982)
- [25] M.J. Bell "ORIGEN- The ORNL Isotope Generation and Depletion Code"  
ORNL-4628 UC-32 (1973)
- [26] U. Fischer, H.W. Wiese "Verbesserte konsistente Berechnung des nuklearen Inventars abgebrannter DWR-Brennstoffe auf der Basis von Zell-Abbrand-Verfahren mit KORIGEN"  
KfK 3014 (1983)
- [27] E. Stein, E. Wiegner, C. Broeders  
Internal KfK report (1982)
- [28] W. Hoebel  
"Numerical Methods Used in the Two-Dimensional Diffusion Program DIXY"  
Fast Elliptic Solvers, U. Schumann, Ed., Advanced Publications (1977)

- [29] B. Stehle  
"D3D, Ein FORTRAN-Programm zur Lösung der stationären dreidimensionalen Multigruppendiffusionsgleichung"  
KfK 2118 (1975)
- [30] G. Willerding  
  
Internal KfK report (1982)
- [31] C.H.M. Broeders, M. Dalle Donne "Conceptual Design of a  $(Pu, U)O_2$  Core with a Tight Fuel Rod Lattice for an Advanced Pressurized Light Water Reactor"  
Nuclear Technology Vol.71, p.82 (1985).
- [32] L. Koch, S. Schoof, editors "The Isotope Correlation Experiment ICE"  
ESARDA 2/81, EUR 7766 EN, KfK3337 (1981).
- [33] H.W. Wiese "KARBUS Input Data for KWO Cell Burnup Calculation"  
Private communication (1990)
- [34] B. Klüver "Ganzcore-Abbrandrechnungen für einen fortgeschrittenen Druckwasserreaktor mit dem Programmsystem KARBUS"  
Technische Universität Braunschweig, K8804 (1988)
- [35] K. Okumura, Y. Ishiguro, K. Tsuchihashi "Calculational Methods of Control Rod Worth for High Conversion Light Water Reactor"  
Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 25, p.318 (1988)
- [36] M.R. Wagner "Three-Dimensional Nodal Diffusion and Transport Theory Methods for Hexagonal-Z Geometry"  
NSE 103,(4) p 377 (1989)
- [37] E. Stein "PLY: Graphics for PLOTEASY curves. SPF-Procedure at the KfK Computing Center"  
Private communication (1989)

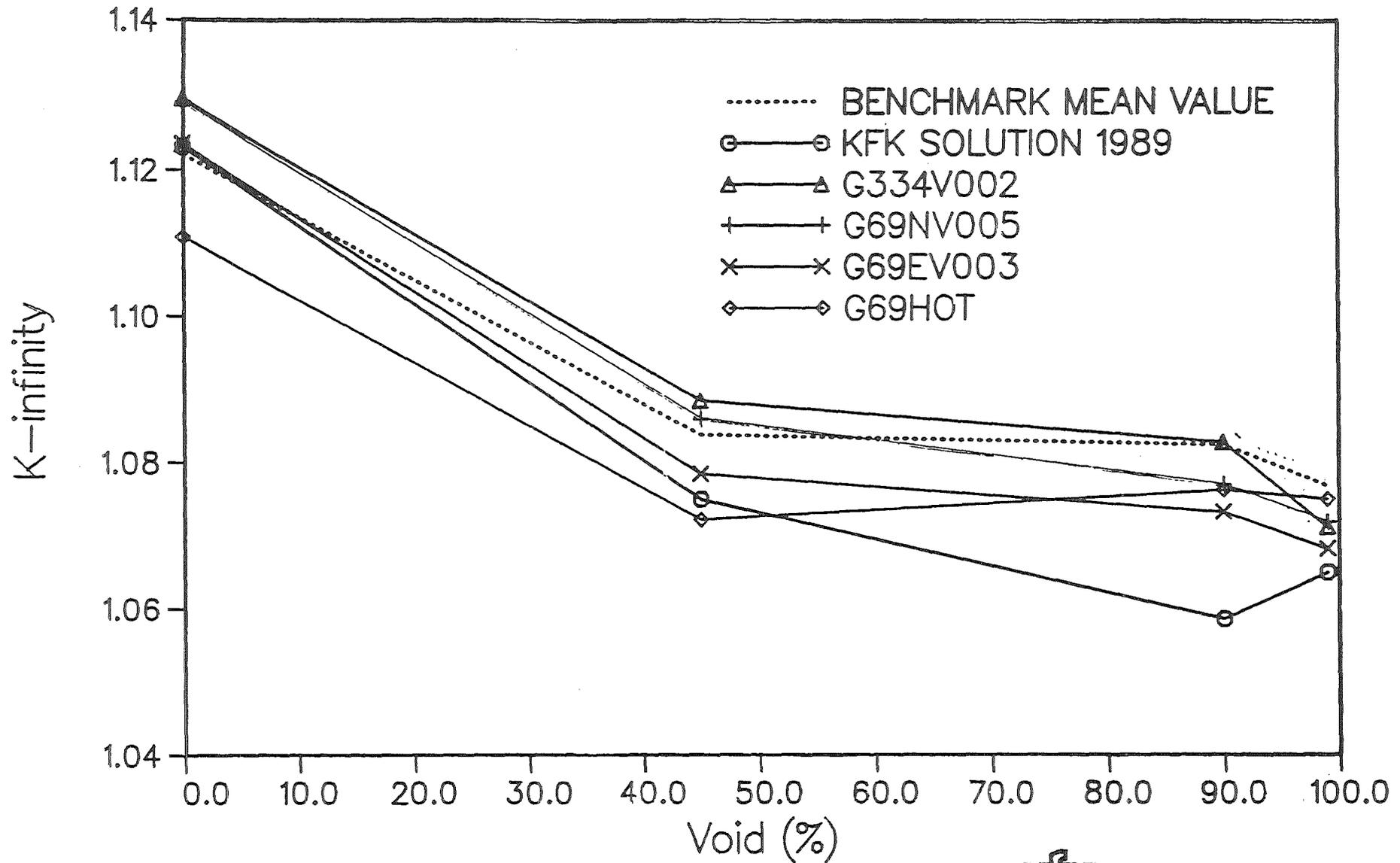


Fig. 1

NEACRP HCLWR Burnup Benchmark Case 2, BOC



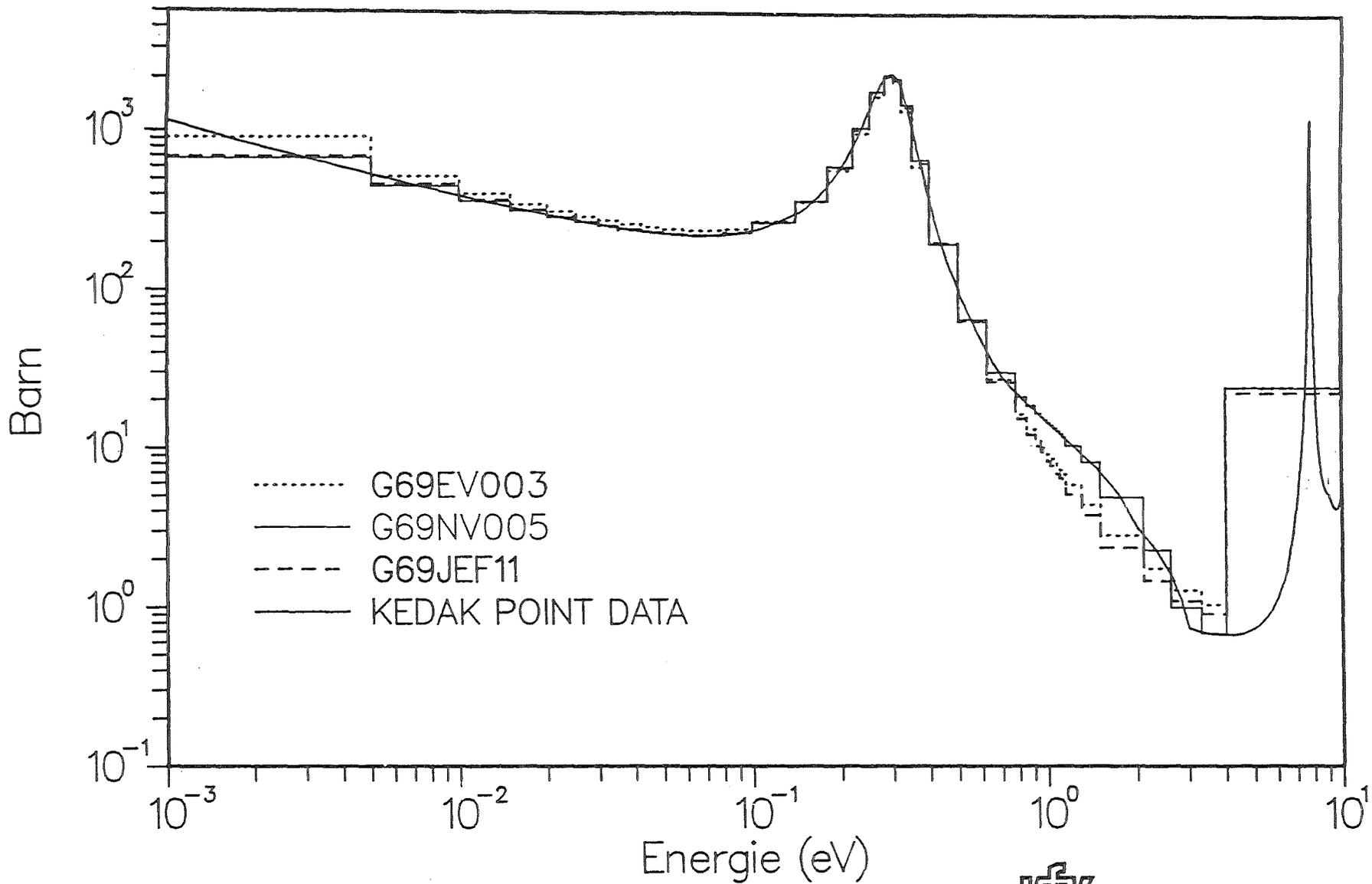


Fig. 2 Comparison of Data for PU239 SCAPT

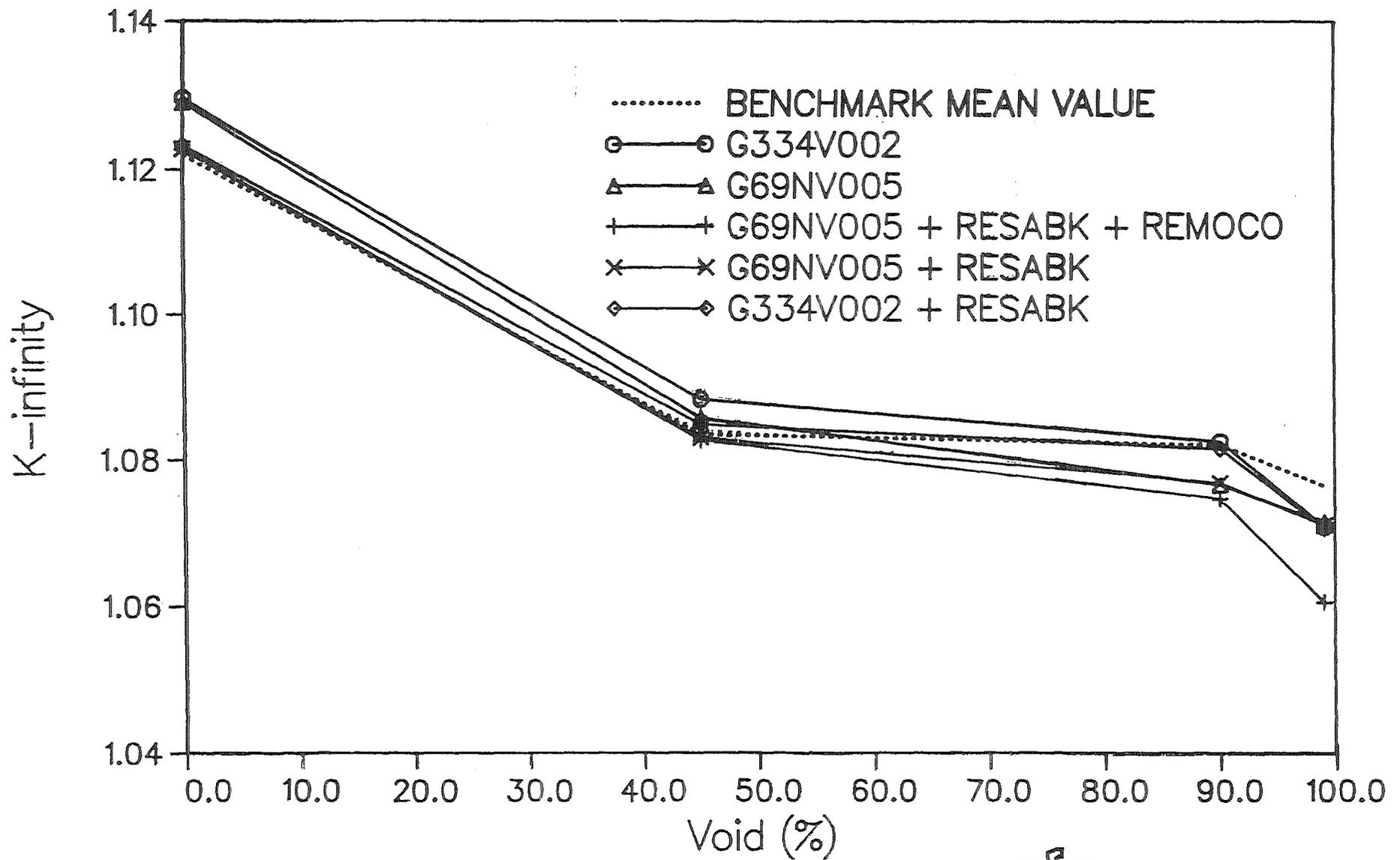


Fig. 3

NEACRP HCLWR Burnup Benchmark Case 2, BOC

C/E of K-infinity for PROTEUS Experiments

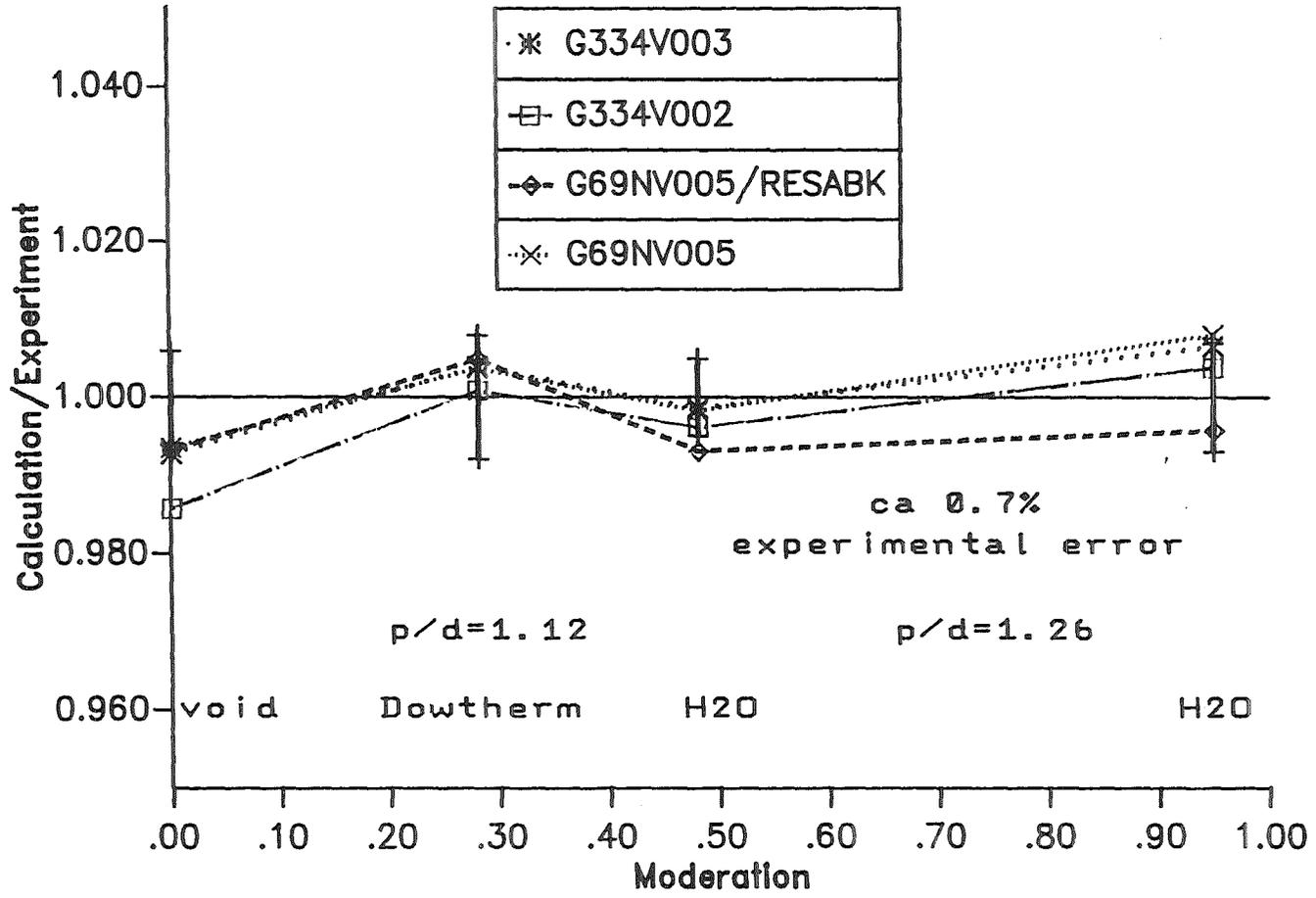


Fig. 4

C/E of C8/F9 for PROTEUS Experiments

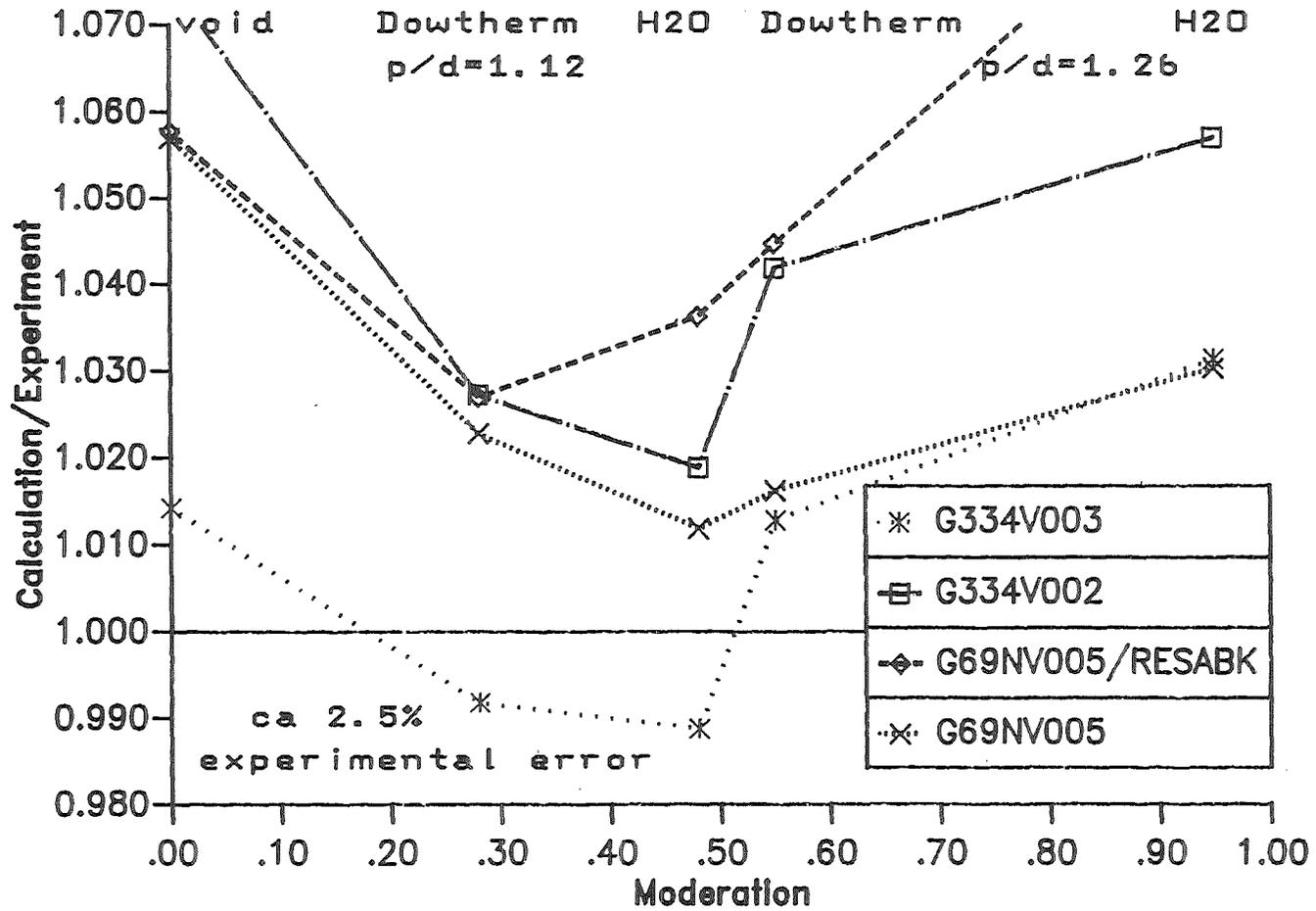


Fig. 5

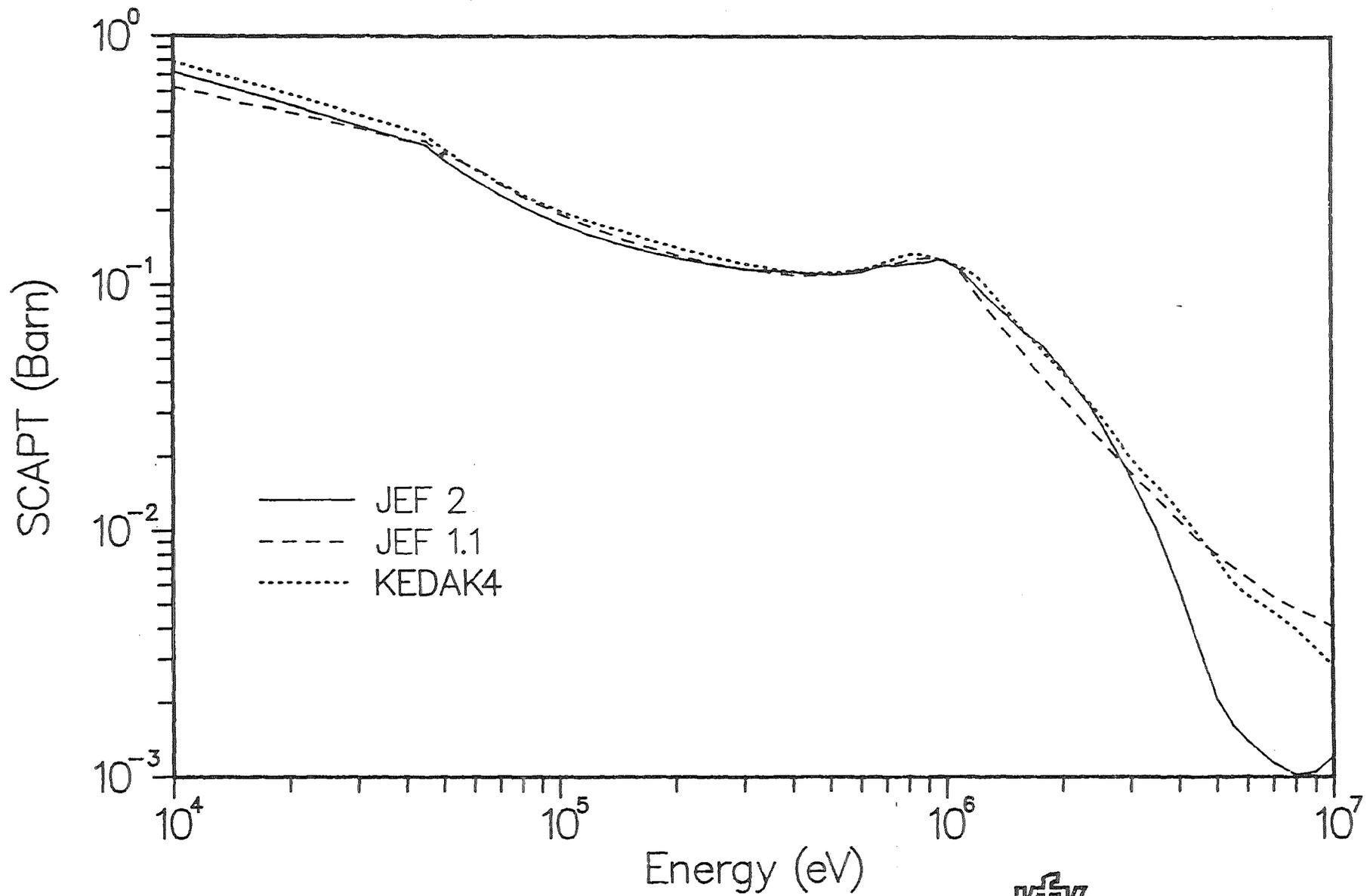


Fig. 6

Comparison of Data for U238, SCAPT

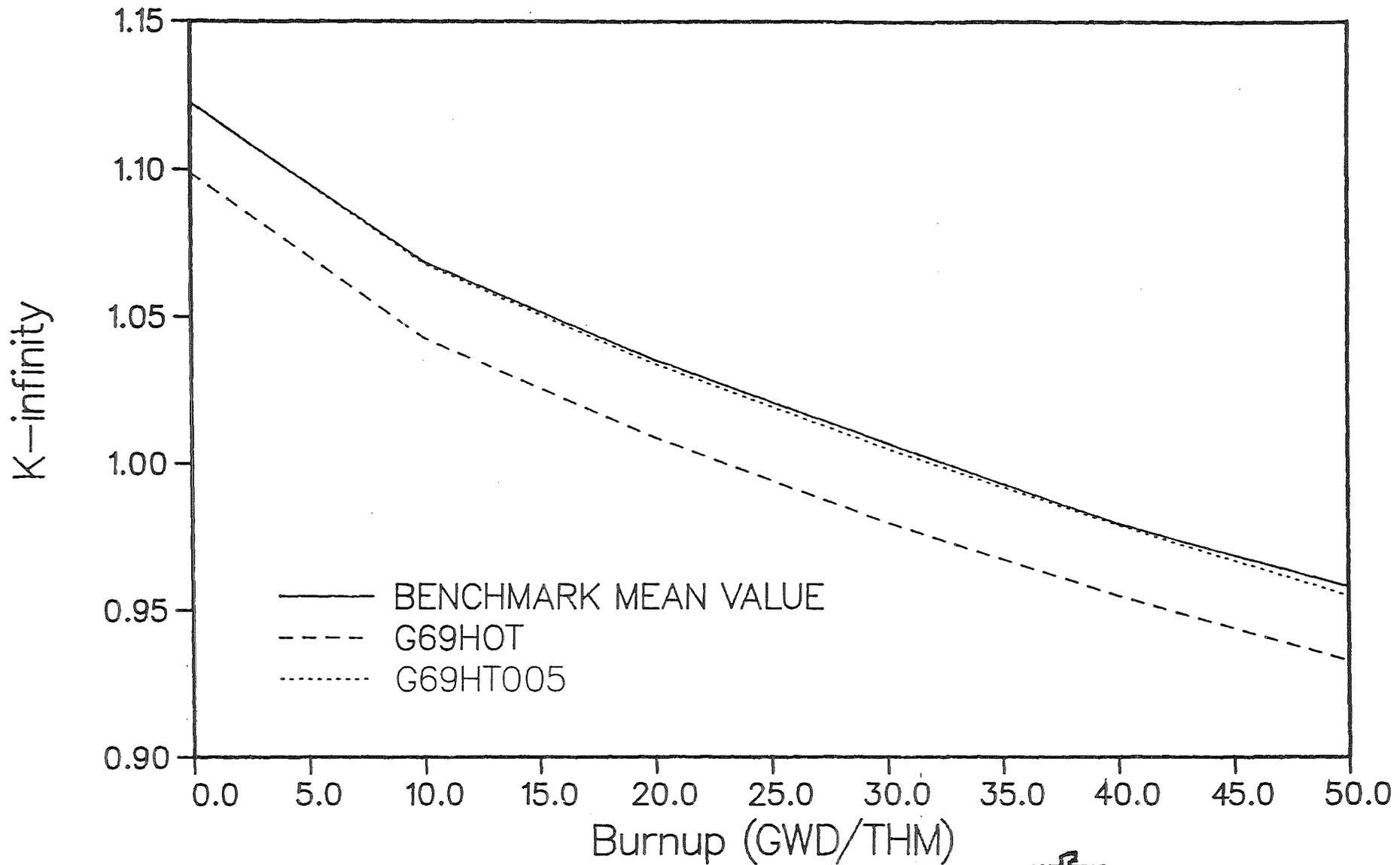


Fig. 7

NEACRP HCLWR Burnup Benchmark Case 2,  $V_m/V_f=1.1$

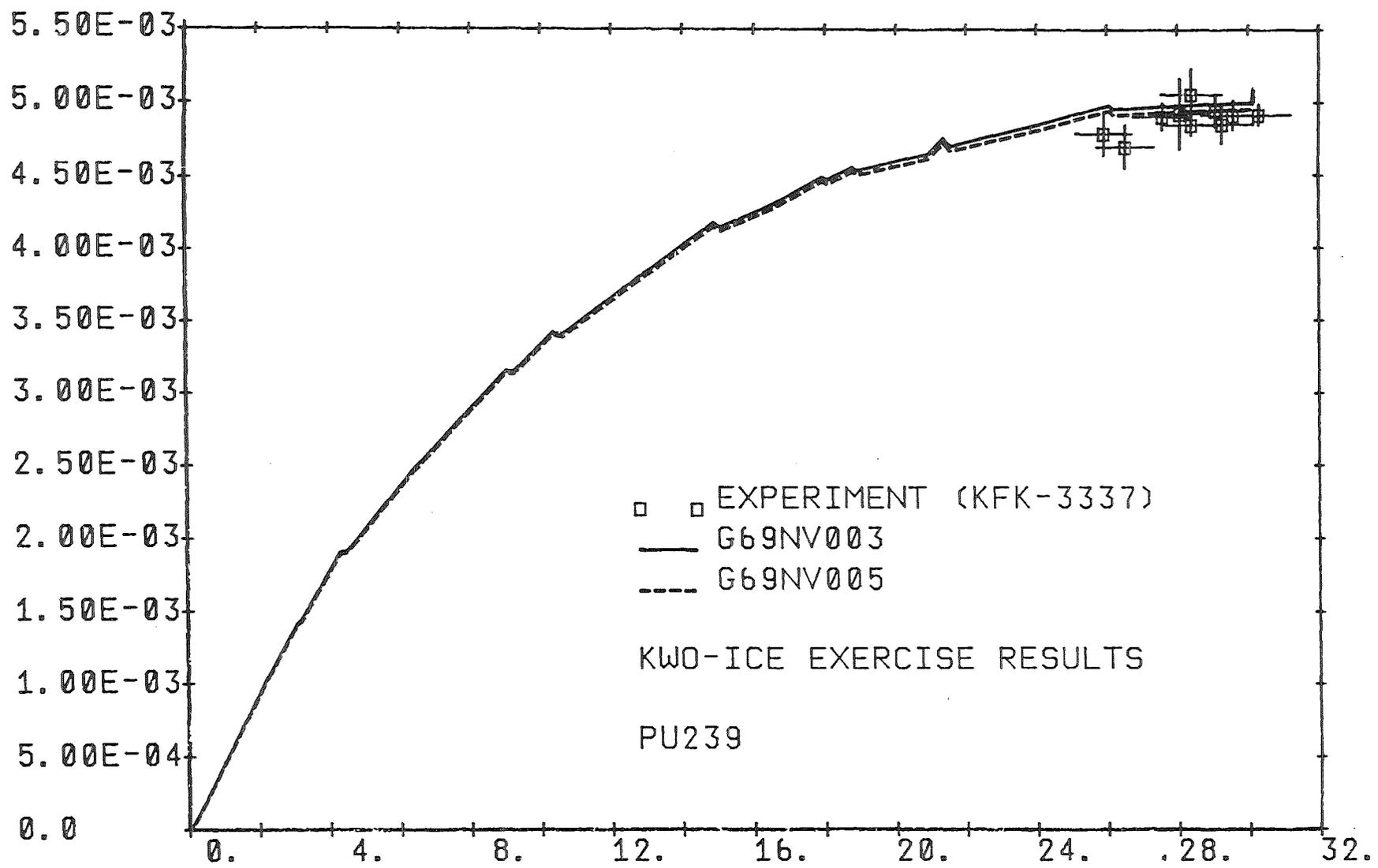


Fig. 8

ATOMS/IMA AS A FUNCTION OF BURNUP (GWD/THM)



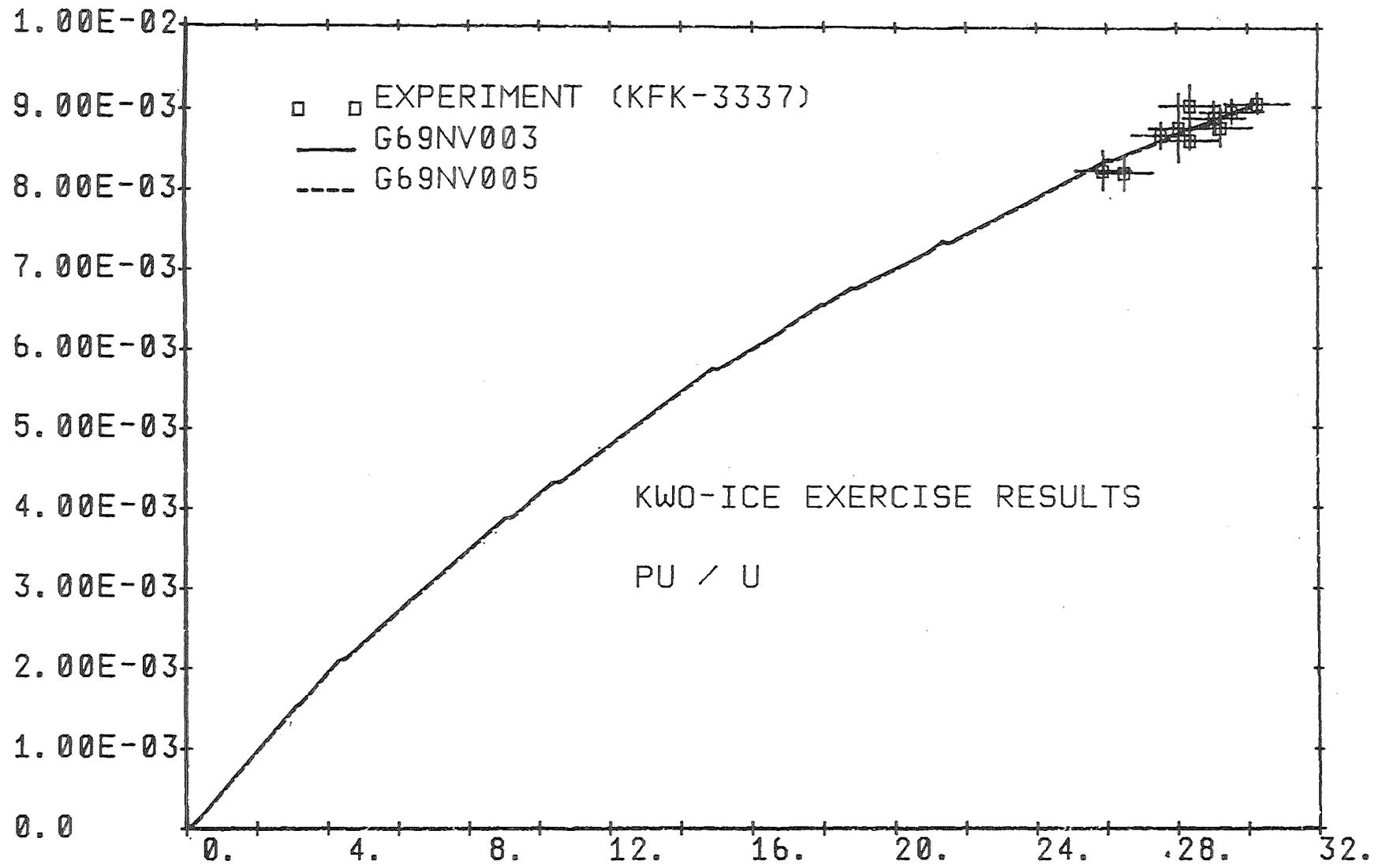
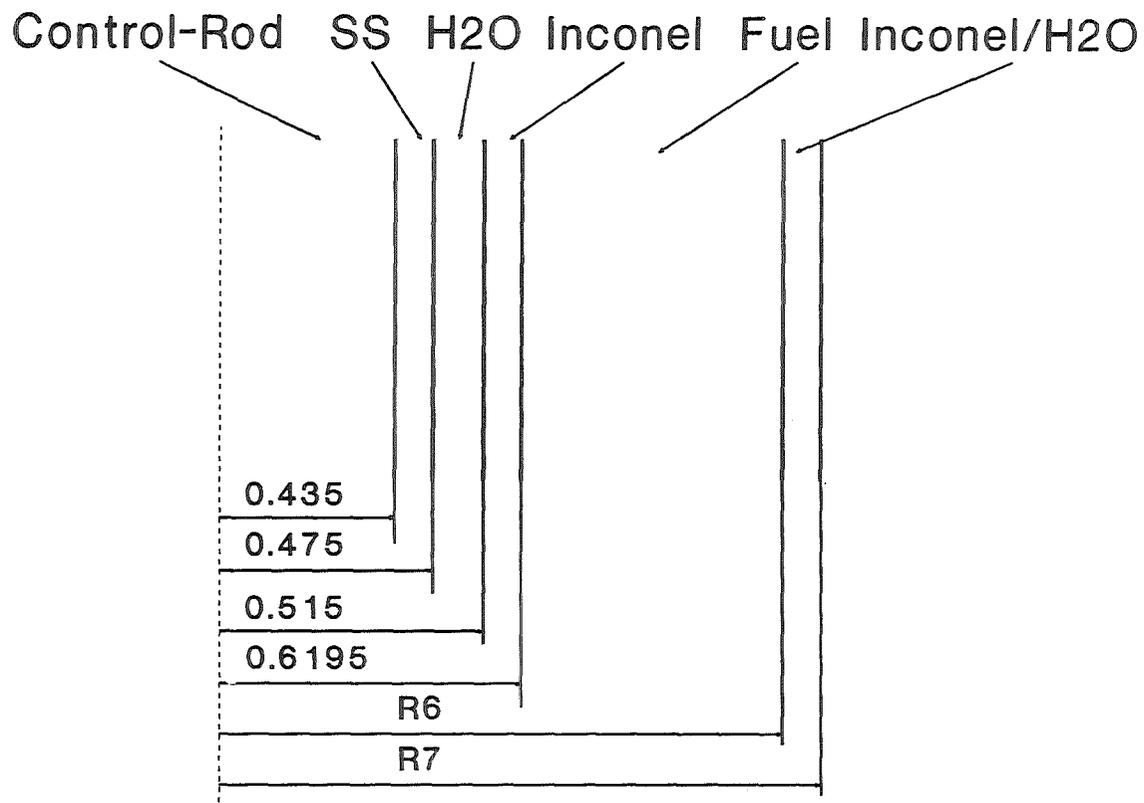


Fig. 9

ATOM RATIOS AS A FUNCTION OF BURNUP (GWD/THM)





Rods	R6	R7
18	2.4038	2.4533
24	2.0817	2.1246
30	1.8619	1.9002

1-d Supercell Model of APWR Fuel Assembly

C. Broeders 3/90

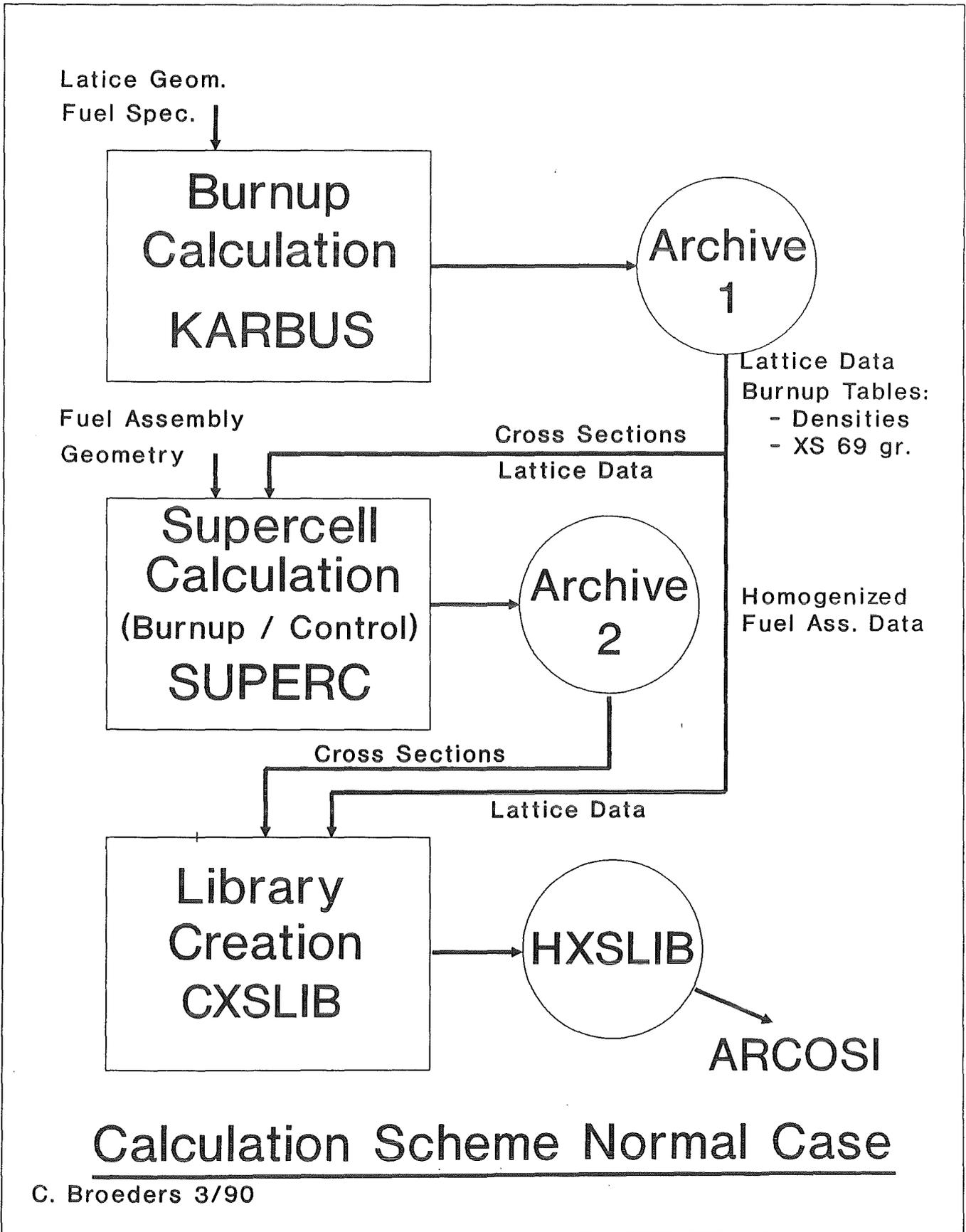


Fig. 11

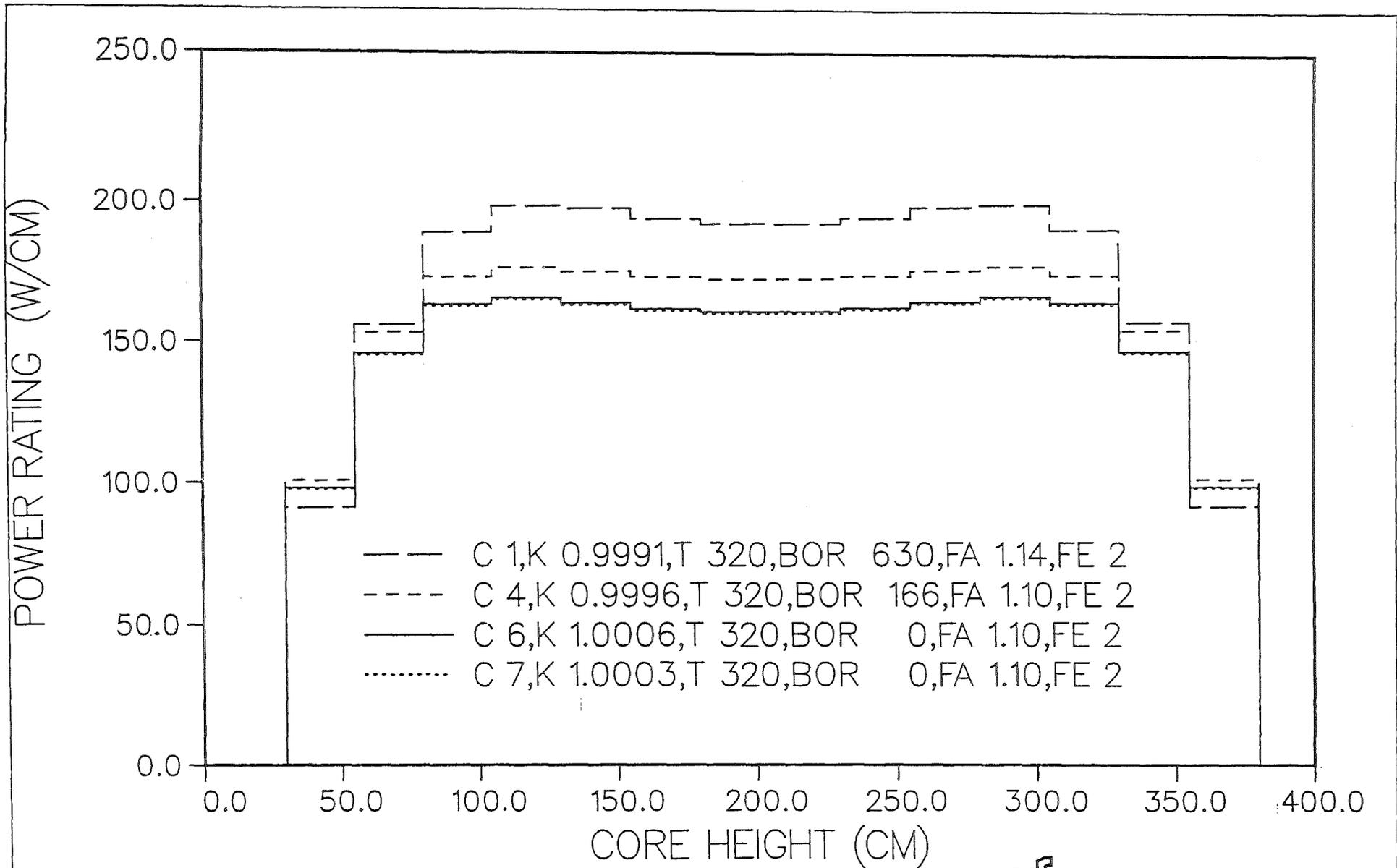


Fig. 12

KfK HCLWR Design, Power Rating for Cycles 1,4,6,7

'50.02.02            Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen  
zu einem FDWR-Kern

50.02.02/08A      Evaluation of Critical Heat Flux and Flooding Experiments  
PRS ON1D            for High Conversion PWR'S  
(M. Dalle Donne; INR)

### ABSTRACT

High converting PWR's (HCPWR or APWR) are based on fuel elements with rod placed in a tight lattice triangular array. The CHF correlation developed at KfK for such geometry has been tested against recently performed experiments. For tests with grid spacers the correlation has been confirmed by various experiments within a scatter band of 10 - 20%. The original KfK correlation prediction for spiral supports is based on tests with single spiral wire and it is not applicable for six integral spiral rib supports. A modification of the correlation, which accounts for this kind of support as well, is proposed in the paper.

The computer code FLUT originally developed at GRS-Garching, for the modelling of the flooding phase during a Loss-of-Coolant Accident in a PWR, has been modified to account for the different APWR core geometry. The new version of the code developed at KfK is able to predict better than FLUT both the tests performed for the APWR as well as for the PWR core geometry. The latest version of FLUT-FDWR, called FLUT-FDWR-MM, allows a finer axial nodalisation of the fuel rod in the region of the quench front. This reduces the oscillations in the rod cladding temperatures and in other physical parameters, and, in some cases improves even the level of the code predictions.

## I. INTRODUCTION

The design work for the Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK) concept of an Advanced Pressurized Water Reactor (APWR), also called High Conversion PWR (HCPWR) /1, 2/, has been supported at KfK by theoretical and experimental work in the field of thermohydraulics. In the present paper the latest theoretical work in this field is presented. Two aspects will be dealt with, namely the confirmation and further development of a correlation capable of predicting the critical heat flux in a tight lattice triangular array of rods, and the improvements of the computer code FLUT-FDWR (FDWR = Fortgeschrittener Druckwasserreaktor, i.e. APWR) developed for the modelling of the reflooding phase of a tight lattice HCPWR after a Loss of Coolant Accident.

## II. CRITICAL HEAT FLUX CORRELATION

In 1984 Dalle Donne and Hame developed a new critical heat flux correlation valid for triangular arrays of rod bundles /3/. This correlation should hold for rod bundles with grid spacer supports as well as for spiral wire supports. In the present paper this correlation will be compared with experimental evidence related to rod bundles with tight triangular lattice made available since 1984, both for bundles with grid spacers and with spiral spacers.

The Dalle Donne-Hame correlation is based on the WSC-2 correlation (Table I) /4/, whereby the geometry-dependent parameters  $Q_1$ ,  $Q_2$ ,  $Q_4$  and  $V$  were determined by root mean-square fitting from experimental data of CHF tests performed for rod bundles with tight triangular rod lattices ( $1.02 < p/d < 1.36$ ,  $d$  = rod diameter,  $p$  = lattice pitch).

The new determined values were (for the explanations of the meaning of the symbols see Table I):

$$Q_1 = 1.748, Q_2 = 7.540, Q_4 = 8.783 \quad (1)$$

For clusters with grid spacers:

$$V = -0.252 - 2.789 \exp(-3.874G) + 1.915 \exp(-0.234G) \quad (2)$$

and for spiral wire spacers:

$$V = 1 - FF(0.336 + 0.09G - 0.697 \exp(-2.68G)) \quad (3)$$

with

$$FF = 2.6695 (F^{0.915} - 1) \quad (4)$$

$$F = \left( \frac{p}{d} \right)^{0.5} + \left[ 7.6 \frac{(p/d)^3}{H/d} \right]^{2.16} \quad (5)$$

where  $d$  = rod diameter,  $p$  = rod pitch,  $H$  = axial pitch of the spiral spacer.

In the correlation of Ref. /3/ the parameter  $Y'$  (see Table I) was omitted because the correlation was intended for application to large bundles with a great number of rods, where the effect of the bundle boundary is negligible on the central rods of the bundle and in presence of small power gradients perpendicular to the water flow. In this case  $Y' = 1$ .

## II.1 Experiments with Bundles with Grid Spacers

### II.1.1 CEA Experiments

In 1987 M. Courtaud et al published the results of their CHF experiments /5/. The experiments were performed with Freon-12 and transformed to equivalent water values using the transformation factors suggested by Stevens et al /6/ and by their own experiments. Table II shows the main data of the CEA experiments. For the evaluation of their experiments they used also the KfK correlation /3/. The agreement was rather good, our correlation underpredicting the experimental data of 8.2% with a standard deviation of 9.4%. However, the KfK correlation underpredicted of about 24% the results for a rod cluster with guide tube cells. This is to be expected as our correlation has been developed for uniform rod

clusters. On the other hand, the application of the KfK correlation for the prediction of the DNBR (minimum ratio between the CHF and the maximum hot channel heat flux) in the reactor core is still valid, because there will certainly be a region in the large fuel rod bundles of a APWR which is practically unaffected by the presence of guide tubes. Moreover, in the guide tube region the CHF is higher than predicted by the KfK correlation and the DNBR is determined by the bundle region unaffected by the guide tubes.

### II.1.2 JAERI Experiments

In 1989 Sugimoto et al. have published the results of their CHF water experiments with a 4 rod bundle /7/. Table III shows the main operating conditions of this experiment. Due to the relatively low number of rods and the considerable effects of the cluster boundaries, the results of the experiments were also evaluated in terms of local subchannel conditions using the COBRA-IV-I sub-channel analysis. Besides with the KfK /3/, the experiments were compared with the EPRI-B&W /8/, EPRI-Columbia /9/ and Katto /10/ CHF correlations as well. Using the bundle averaged flow conditions, the two latter correlations overpredicted the experimental data by 20 to 100%. Therefore the comparison with the local conditions calculated with COBRA-IV-I was performed only for the first two correlations, which already for the averaged flow conditions gave an agreement better than + 20%. For the case of the KfK correlation, the unbalance factor  $Y'$  was used for the comparison with local flow conditions. Fig. 1 shows the results of these comparisons. The CHF ratios obtained from the local flow conditions are smaller than those from the average ones, thus the agreement between experiment and KfK correlation is slightly better of that with the EPRI-B&W correlation.

Fig. 2 shows the comparison of experimental data obtained subsequently by JAERI for other test sections with seven rods and  $p/d = 1.2$  as well, and water pressures up to 16 MPa. The agreement with the KfK correlation, on the base of the local flow conditions and using the unbalance factor  $Y'$ , is excellent. JAERI uses now the KfK correlation, with an uncertainty band of  $\pm 15\%$ , for the thermohydraulic core design calculations /11/.

### II.1.3 Mitsubishi Experiments

Mitsubishi has recently performed CHF experiments with a 7 rod bundle with Freon and water /12/. Table IV shows the main operating conditions of this experiment. Using the local flow conditions and the local subchannel unbalance factor, the experimental results agree quite well with the KfK correlation for heat fluxes up to 2000 KW/m<sup>2</sup>. For higher heat fluxes the KfK correlation overpredicts slightly the experimental data (18% at a flux of 4000 KW/m<sup>2</sup>). Without consideration of the unbalance factor  $Y'$  the overprediction would have been much higher: 56% at 4000 KW/m<sup>2</sup> /13/.

### II.1.4 Experiments at KfK - Braunschweig University

Recently KfK and the Braunschweig University have performed a joint experiment with a 7 bundle and Freon-12 /14/. The average flow condition experimental data have been compared with the Dalle Donne-Hame correlation /3/. The agreement is relatively good up to a mass velocity of 3000 Kg/m<sup>2</sup>sec. For higher mass velocities the KfK correlation overpredicts the experimental results quite considerably. The analysis of the JAERI and Mitsubishi experiments (see subchapters II.1.2 and II.1.3) indicate that the agreement would improve very much if the comparison were performed with local flow conditions and under consideration of the local unbalance factor  $Y'$ . The reason for this is of course the relatively low number of rods used in the bundle for this experiment.

## II.2 Experiments with Bundles with Integral Spiral Ribs

The Dalle Donne-Hame CHF correlation /3/ was developed also for rod clusters with spiral wire supports and, to our knowledge, predicts well all the experiments for this kind of bundles available in the literature. However, the proposed APWR's with very tight lattices ( $p/d < 1.2$ ) have the fuel rods supported by six integral spiral ribs /1/. This kind of support offers some advantages in respect of spiral wires, as, for a given axial distance between the supporting sections of the rods, the pressure drops are considerably smaller. This is because, in the case of six spiral starts, the axial pitch of the spiral is only 1/6th of the single start spiral wire for a given axial distance between the supporting sections. At the time of the

development of our CHF correlation, no CHF experiment with clusters with six integral spiral ribs was available in the literature. However, recently such an experiment has been performed by KWU /15/. Table VI shows the main operating conditions of this experiment with water.

Fig. 3 shows a comparison of the KWU experimental data with the KfK CHF correlation for spiral wire spacers (Eqs. (1), (3), (4) and (5)). The correlation underpredicts the data by up to 40%. As the discrepancy increases with the water mass velocity, it is likely that this may be due to wrong values for the parameter  $V$ , which accounts for the effect of the spacer on the CHF and is mass velocity dependent (Eq. (3)). The reason for this discrepancy may be due to the fact that the correction factor  $FF$  in Eq. (3) has been obtained on the assumption that the increase of CHF caused by the spacer is proportional to the increase of the friction factor caused by the wire spiral spacer. This has been proved to be so for the single wire spiral supports /3/, but it is not true when the results are applied to a different geometry as the six integral spiral ribs kind of support.

Fig. 4 shows a comparison where the value of  $V$  has been obtained with the factor  $FF$  set equal to one. The agreement is excellent, the mean error being 0.9% and the standard deviation 5.6%. I.e. the results with the experiments with six integral spiral ribs ( $H/d = 63.2$ , where  $H =$  axial pitch of spiral rib,  $d =$  rod diameter) agree quite well with those for the bundle with the single spiral wire for which Eq (3) was obtained. This was a bundle with  $H/d = 13.64$  /3/. To account for the different number of starts between a single spiral wire and a six spiral ribs kind of support Eq. (5) should be replaced by:

$$F = \left(\frac{p}{d}\right)^{0.5} + n_s^{1.42} \cdot 7.6 \left[ \frac{(p/d)^3}{H/d} \right]^{2.16} \quad (6)$$

Whereby  $n_s$ , number of starts, is equal 1 for the single wire case and equal to 6 for the six integral spiral ribs case respectively. Eq (6) should, however, used with caution, as it is based on only one experiment with a rod cluster with six spiral ribs.

### III. DEVELOPMENT OF THE COMPUTER PROGRAMME FLUT-FDWR

For the development of the APWR at KfK, the calculations of the blow-down phase of a Loss-of-Coolant Accident (LOCA) were performed with the computer code RELAP 5 / MOD 1, properly modified to account for the different geometries present in the APWR cores /16/, while the reflood phase was modelled with the code FLUT-FDWR, a further version of the code FLUT, originally developed at GRS-Garching for PWR's /17/, as it was discovered that RELAP 5 / MOD 1, as well as RELAP 5 / MOD 2, was not well suited to model the reflood phase of a core of an APWR.

The hydrodynamic model in FLUT is a two-fluid model with six conservation equations for mass, momentum and energy. The interaction between the phases is modelled by a very simple set of constitutive equations for mass transfer rate, interfacial drag and interfacial heat transfer, which fulfils basic requirements as symmetry of phases, increase of phase interaction with growing deviation from equilibrium and correct behaviour of the disappearing phase (interaction terms gradually decrease as one phase is disappearing), while the dependence on the flow regime appears only indirectly /18/. This proved to be an advantage for the calculations in APWR-geometry. As a matter of fact, most of the presently used flow maps are based on experimental evidence for pipes or for bundles in normal PWR geometry. Their provisions in case of a different geometry may fail completely. The calculations of the first forced reflooding experiment in a very tight APWR geometry with different codes proved this fact /19/. On the other hand the simpler formulation of the FLUT code assures a wider generality and can better cope with this new geometrical configurations /20/.

The one dimensional heat conduction model of the code is able to simulate plates and hollow or full cylinders. Each heat conductor can have up to three material zones separated by gaps. Heat generation can be considered in material zones. Suitable heat transfer correlations depending on the flow regime connect the fluid and the heat conductor model. The positions of the lower and upper quench-front for each fuel rod is calculated explicitly by means of analytical correlations for the quench-front velocity /21, 22/. This compensates partly the lack of the axial conduction in the one dimensional heat conductor model. For the simulation of a reactor primary system, a network of one dimensional flow elements (pipes) and special plenum cells (lumps) is applied. The reactor core may

comprise parallel cells with fuel rods of different power connected to each flow channel. For the primary coolant pumps, a centrifugal pump model is available. The temperatures of the secondary side of the steam generator tubes and the injected mass flow rates of the ECCS must be given as input data.

In the next two subchapters the improvements introduced at KfK to the code FLUT will be reviewed and shortly discussed.

### III.1 FLUT-FDWR: Introduction of the Two Diameter Droplets Model for the Flow Regime above the Lower Quench Front and Other Improvements

The modified version FLUT-FDWR contains some new correlations and physical models which improved its prevision capability /23, 24/.

The criterion of Hsu and Young for the onset of the upper quench-front /25/ was introduced in order to avoid a too early quenching of the rod cladding from above. This criterion allows the beginning of the rewetting process only when the void fraction  $\alpha$  is less then 0.95 and the cladding temperature  $T_{cl}$  is lower then 540°C and gave satisfactory results when applied to the PWR geometry /26/.

A new droplet model for the zone immediately downstream the lower quench-front improved the calculation of the precooling effect in the cases in which the quenching of the cladding takes place at a high void fraction ( $\alpha \cong 0.8$  at the quench-front). Figure 5 shows the flow patterns of the two extreme reflooding situations: flow pattern A occurs usually for high flooding rates (more then 4 cm/s) while flow pattern B is typical of low flooding rates /27/. The establishment of one or the other of these flow patterns is also affected by the inlet subcooling of the flooding water and by the volumetric power density in the bundle: lower inlet subcooling and high power density favour the pattern B. In an APWR core, where the power density might be higher than in a PWR, pattern B may become of major importance.

The original package of heat transfer correlations of the FLUT code is based on a flow pattern of type A and underestimates the precooling of the cladding before quenching in case of pattern B, where the zone of the dispersed flow film boiling begins directly above the quench-front. A very important parameter in this flow regime is the average droplet diameter used to calculate the heat transfer

coefficient and the interfacial area between vapour and water droplets. In the original version of FLUT this parameter was set to a unique constant value. Basing on a study of R. Lee about the generation of droplets at the quench-front and their subsequent evolution /28/, a simplified model was implemented in FLUT-FDWR. Here the region of dispersed flow is divided into two subregions (see Figure 5):

- a) a zone of length  $L$ , immediately downstream the quench-front, in which the calculation uses a value  $d_1 = 0.127$  mm for the droplet average diameter accounting for the presence in this subregion of two kinds of droplets of different diameter generated below (in the zone of transition boiling) by the bursting of bubbles;
- b) the remaining part of the dispersed flow region, in which the value  $d_2 = 2$  mm is used as in the original version of the program (in this zone only the bigger droplets survive, as the smaller ones evaporate completely within the first zone of length  $L$ ).

For the length of the zone in which the diameter  $d_1$  is used a reference value  $L_0 = 0.2$  m was determined by means of optimisation calculations of the experiment FLECHT No. 32114 /29/. For the other cases  $L$  was calculated by means of a simplified energy balance. Supposing that the zone of influence of the small droplets depends linearly on the volumetric power density on the fluid  $Q$  and on the initial cladding superheat  $\Delta T$ , referring to the value  $L_0$  we obtain:

$$L = L_0(Q_0/Q)(\Delta T_0/\Delta T) \quad (7)$$

where the values with index 0 refer to FLECHT exp. No. 32114 /29/. This method gave good results in the calculation of many experiments in PWR and APWR geometry /23/.

For the calculation of the friction factors, new relations for a proper evaluation in APWR core channels were introduced in FLUT-FDWR /23/.

The dependence of the interfacial drag coefficient on the channel geometry can be accounted for in FLUT-FDWR by giving different values of the parameters  $R_v$  and  $R_l$  of the relation of Oseen /30/ in the different components of the system.

According to the results of parametric calculations of many reflooding experiments and to the experience of other authors, the following reference values have been established /23/:

$R_v = R_l = 0.70$  m for a very tight APWR rod lattice ( $p/d = 1.06$ ,  $d_h = 2.6$  mm)

$R_v = R_l = 0.25$  m for a PWR geometry (square rod lattice with  $d_h = 12.0$  mm)

$R_v = R_l = 0.10$  m for pipes. (8)

### III.2 FLUT-FDWR-MM: Introduction in the Heat Conductor Model of a Mesh Moving with the Quench-Front

The moving mesh has been introduced into the heat conductor model of FLUT-FDWR in order to reduce the oscillations caused by the propagation of the quench-front. The conceptual illustration of the moving mesh is given in Fig. 6. The nodalisation shown on the left of this figure is usually used in the FLUT-FDWR calculation. The axial length of each heat conductor is about 4 ~ 6 cm. In the new version of the code, several heat conductor cells around the quench-front are divided into finer ones. Six finer cells for each of the three conductor cells around the quench-front, which are shown in this figure, are used as a standard nodalisation in FLUT-FDWR-MM. The number of divided cells, their location relative to the quench-front and the number of finer cells can be changed by input. The part of the conductor divided into finer cells is moving with the quench-front. When the conductor cell is divided into finer ones, the same temperature distribution as that of the divided cell is assigned to each finer cell. On the other hand, the temperature is assumed to be an arithmetic average of those of the finer cells when the finer cells are combined into one large cell.

The important parameters for the physical model of FLUT-FDWR,  $L$  of the droplet model and  $R_v$  and  $R_l$  of the relation of Oseen for interfacial drag between liquid and vapour phases, were optimised for the coarse mesh used in the FLUT-FDWR calculation /23, 24/. However, the nodalisation effect on the calculation results is very large and very important /23, 31/. This means that the values of these parameters should be reoptimised for the new version with the moving mesh. Through the course of post-test calculations for various reflooding experiments

using FLUT-FDWR-MM /32/ the optimum values for  $R_v$  and  $R_l$  were determined as follows:

$R_v = R_l = 0.25$  m for a PWR geometry (square rod lattice with  $d_h = 12.0$  mm)

$R_v = R_l = 0.10$  m for a APWR geometry (triangular rod lattice  $p/d = 1.13$ ,  
 $d_h = 4.17$  mm)

(9)

Note that smaller values of  $R_v = R_l$  mean stronger interfacial drag.

The optimisation work of Ref. /32/ did not allow to better specify the values of  $L$  used in FLUT-FDWR, as the tests used had low sensitivity to this parameter. Thus the values of Eq (7) with  $L_0 = 0.2$  m are still maintained.

### III.3 Comparison of the Calculation Predictions with the Experimental Data

#### III.3.1 Calculations with FLUT-FDWR

Fig. 7 and 8 show the comparisons of the cladding temperatures at certain levels of a heated rod versus time during the core reflooding. In both cases the geometry is typical for a PWR core. Fig. 7 refers to a test performed in U.S.A. (experiment FLECHT 32114 /29/) and Fig. 8 to a test performed in Germany (experiment SEFLEX-07 /33,34/). The improvement brought up by FLUT-FDWR in respect of FLUT is evident from the figures. However, especially by the SEFLEX experiment the oscillations in the temperature mentioned in subchapter III.2 are quite considerable.

Fig. 9 shows the cladding temperatures of three heat rods at a certain level versus time for a very tight APWR rod bundle with six integral spiral ribs support ( $p/d = 1.06$ , FLORESTAN 1 experiment /19, 35/). Also here the agreement of the experimental data is considerably better with FLUT-FDWR than with FLUT. Fig. 10 shows that also the temperature of the steam at the outlet of the test section of the FLORESTAN 1 experiment is better predicted by FLUT-FDWR than by FLUT. Comparison with other experiments gave similar results /23, 24/.

### III.3.2 Calculations with FLUT-FDWR-MM

The calculations were performed for PWR as well as APWR geometries, especially in the cases where FLUT-FDWR was producing relatively large oscillations in the cladding temperatures and other physical parameters of the test.

Fig. 11 shows the cladding temperatures calculated with FLUT-FDWR-MM for the same test of Fig. 8 (SEFLEX-07). The temperature oscillations are reduced, if not all, quite considerably in amplitude and the agreement with the experimental values is better. Fig. 12 shows the cladding temperatures calculated with FLUT-FDWR and FLUT-FDWR-MM for another experiment in PWR geometry (NEPTUN 5036 /36/). The calculated values are compared with the experimental data of the two measured rods. Also here the improvement caused by FLUT-FDWR-MM in respect of FLUT-FDWR is evident. The same can be said for the calculation of the water carry-over (see Fig. 13).

FLUT-FDWR-MM was tested against tests performed in a APWR geometry as well. Fig. 14 shows the cladding temperatures calculated with FLUT-FDWR and FLUT-FDWR-MM for a rod bundle with  $p/d = 1.13$  (NEPTUN III /37, 38/). The calculated temperatures are compared with those of four measured rods. The comparison shows quite clearly the necessity of using with FLUT-FDWR-MM, a considerably lower value of  $R_l = R_v$  than in the case of FLUT-FDWR. The experimental values of the cladding temperatures tend to be slightly underpredicted, however with FLUT-FDWR-MM, the number and amplitude of the temperature oscillations is considerably reduced. Comparisons with other experiments are shown in Ref. /32/.

## IV CONCLUSIONS

The latest KfK activities in the field of theoretical thermohydraulics for the APWR have been mainly concentrated

- a) on the development of a reliable correlation for the prediction of a Critical Heat Flux in an APWR core geometry, characterized by fuel rod bundles with relatively tight triangular rod lattices, and

- b) on the development of the computer code FLUT, originally developed by GRS-Garching to model the flooding phase during a Loss-of-Coolant Accident in a PWR, to account for the different core geometry of the APWR.

The main results of the KfK work in this field are the following:

- 1.) The KfK CHF correlation for triangular rod clusters with tight lattices and grid supports /3/ has been confirmed within a reasonable scatter band (10 - 20%) by various experiments performed in France, Japan and Germany.
- 2.) The KfK CHF correlation for triangular rod clusters and wire supports /3/ is not directly applicable to the KWU tests with a rod cluster with six integral spiral rib supports. A modification of the CHF correlation is suggested in the present paper, which accounts for both kinds (single wire and six integral spiral ribs) of supports. This new correlation, however, should be used with caution as it based on a relatively low number of experiments.
- 3.) CHF tests with bundles with a larger number of rods (37 or more) and water pressures up to 16 MPa are necessary to reduce the uncertainty band of the correlation.
- 4.) The computer code FLUT has been modified in such a way that it is applicable to core geometries typical of the APWR (tight triangular fuel rod lattice with grid or six integral spiral ribs supports). The new version of the code, FLUT-FDWR, is able to predict better than FLUT tests performed for PWR as well as APWR geometries.
- 5.) The latest version of FLUT-FDWR, called FLUT-FDWR-MM, allows a finer nodalisation in the rod region, which moves together with the propagation of the quench front. This reduces quite considerably the oscillations in the rod cladding temperatures and other physical parameters. In certain cases also the level of the code predictions is improved in respect of those of FLUT-FDWR.

## REFERENCES

- /1/ C.H.M. BROEDERS and M. DALLE DONNE, "Conceptual Design of a (P,U)O<sub>2</sub> Core with a Tight Fuel Rod Lattice for an Advanced Pressurized Light Water Reactor", Nuclear Technology, 71, 82 (1985).
- /2/ C.H.M. BROEDERS and M. DALLE DONNE, "Neutron physics and Thermohydraulics Design of a Reference High Conversion Reactor", IAEA T.C. Meeting on Technical and Economic Aspects of High Converters, Nürnberg, Germany, 26-29 March 1990.
- /3/ M. DALLE DONNE and W. HAME, "Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight Lattices, including the Spiral Spacer Effect", Nuclear Technology, 71, 111 (1985).
- /4/ R.W. BOWRING, "WSC-2: A Subchannel Dryout Correlation for Water-Cooled Clusters over the Pressure Range 3.4-15.9 MPa", AEEW-R983, U.K. Atomic Energy Authority (1979).
- /5/ M. COURTAUD, R. DERUAZ and L. GROS D'AILLON, "The French Thermal-Hydraulic Program Addressing the Requirements of Future Pressurized Water Reactors", Nuclear Technology, 80, 73 (1987).
- /6/ G.F. STEVENS et al., "A Comparison between Burnout Data for 19 Rod Cluster Test Sections Cooled by Freon-12 at 155 psia and by Water at 1000 psia in Vertical Upflow", AEEW-R468, U.K. Atomic Energy Authority (1966).
- /7/ J. SUGIMOTO, T. IWAMURA, T. OKUBO and Y. MURAO, "Thermal-hydraulic Study on High Conversion Light Water Reactor at JAERI", Proc. 4th Int. Meet. Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Vol. 2, 799, Karlsruhe, Germany, 10-13 Oct. 1989.
- /8/ V.O. UOTINEN et al., "Technical Feasibility of a Pressurized Water Reactor Design with a Low-Water Fraction Lattice", EPRI-NP-1833 (1981).
- /9/ D.G. REDDY and C.F. FIGHETTI, "Parametric Study of CHF Data, A Generalized Subchannel CHF Correlation for PWR and BWR Fuel Assemblies", EPRI-NP-2609, Vol. 2 (1983).
- /10/ Y. KATTO, "General Features of CHF of Forced Convection Boiling in Uniformly Heated Rectangular Channels, Int. J. Heat Mass Transfer, 24, 1413 (1981).

- /11/ Y. MURAO, Private communication, JAERI, 1989.
- /12/ Y. AKIYAMA, K. HORI and S. TSUDA, "DNB Experiments for High Conversion PWR Core Design", to be published in Nuclear Science and Engineering, see also Proc. 4th Int. Meet. Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Vol. 2, 788, Karlsruhe, Germany, 10-13 Oct. 1989.
- /13/ Y. AKIYAMA, Private communication, Mitsubishi, 1988.
- /14/ W. ZEGGEL, F.J. ERBACHER and D.C. GROENEWALD, "Critical Heat Flux Investigations using a Closely-Spaced Rod Bundle", Proc. 4th Int. Meet. Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Vol. 2, 781, Karlsruhe, Germany, 10-13 Oct. 1989.
- /15/ U. SIMON and G. ULRICH, unpublished, KWU, 1988.
- /16/ M. DALLE DONNE and C. FERRERO, "Loss-of-Coolant Accident and Anticipated Transient Without Scram Calculations for Homogeneous and Heterogeneous Advanced Pressurized Water Reactors", Nuclear Technology, 80, 133 (1988).
- /17/ V. TESCHENDORFF, "The Two Fluid Code FLUT for LOCA Reflood Analysis", presented at Workshop International Atomic Energy Agency Program in Uses of Computer Codes for Safety Analysis, Varna, Bulgaria (May 1984).
- /18/ A. HORA, CH. MICHETSCHLÄGER, H.G. SONNENBURG, V. TESCHENDORFF, "Analysis of Reflood Phenomena by the Two Fluid Code FLUT", Proc. of NATO Advanced Research Workshop, Spitzingsee/Schliersee, Aug. 31-Sept. 3, 1982.
- /19/ F.J. ERBACHER and K. WIEHR, "Experimental Investigation on Reflooding and Deformation Behaviour of an APWR Tight Lattice Fuel Rod Bundle in a LOCA", Nuclear Technology, 80, 153 (1988).
- /20/ M. CIGARINI, "Vorausberechnung des ersten FDWR-Flutexperimentes mit dem FLUT-Rechenprogramm", PNS-Jahresbericht 1986, pp. 4100-97, KfK 4100, Karlsruhe (1987).
- /21/ R. SEMERIA and B. MARTINET, "Calefaction Spots on a Heating Wall: Temperature Distribution and Resorption", Proc. Inst. Mech. Engr., 180, 1982.
- /22/ A. YAMANOUCHI, "Effect of Spray Cooling in Transient State after Loss of Coolant Accident", Journ. of Nucl. Sci. and Techn., 5 (11), 547 (1968).

- /23/ M. CIGARINI and M. DALLE DONNE, "The Reflooding Phase after a Loss-of-Coolant Accident in an Advanced Pressurized Water Reactor", Nuclear Technology, 84, 33 (1988).
- /24/ M. CIGARINI, "Thermohydraulische Untersuchungen zu den Vorgängen während der Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei einem fortgeschrittenen Druckwasserreaktor", KfK-4302, Karlsruhe (1987).
- /25/ Y.Y. HSU and M.W. YOUNG, "A Criterion for the Onset of Quench for Low Flow Reflood", NUREG 0915 (1982).
- /26/ M. CIGARINI, "Nachrechnung des FEBA-Versuchs Nr. 216 mit dem FLUT Programm", PNS-Jahresbericht 1984, pp. 4100-61, KfK 3550, Karlsruhe (1985).
- /27/ L.E. HOCHREITER and K. RIEDLE, "Reflood Heat Transfer and Hydraulics in Pressurized Water Reactors", Symposium on the Thermal and Hydraulic Aspects of Nuclear Reactor Safety, Vol. 1, ASME, pp. 75-107 (1977).
- /28/ R. LEE, "Dispersed Flow Heat Transfer above a Quench Front during Reflood in a Pressurized Water Reactor after a Large Break Loss-of-Coolant Accident", University of Maryland, Ph.D. Thesis (1982).
- /29/ N. LEE, S. WONG, H.C. YEH, and L.E. HOCHREITER, "PWR FLECHT SEASET Unblocked Bundle, Forced and Gravity Reflood Task Data Evaluation Report", NP-2013, Electric Power Research Institute (1982).
- /30/ C.W. OSEEN, "Neuere Methoden und Ergebnisse in der Hydrodynamik", Akademische Verlagsgesellschaft m.b.H., Leipzig (1927).
- /31/ M. CIGARINI, "Evaluation of Forced Reflooding Experiments in APWR-Geometry (NEPTUN-III Facility) using the Advanced Computer Code FLUT-FDWR", KfK-4585, Karlsruhe (1989).
- /32/ T. MORI, M. CIGARINI and M. DALLE DONNE, "Evaluation of Forced Reflooding Experiments using the FLUT-FDWR-MM (Modified Version of FLUT-FDWR with Moving Mesh in the Heat Conductor Model)", KfK 4658, EUR 11396EN, Karlsruhe (1989).
- /33/ P. IHLE and K. RUST, "SEFLEX Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments - Evaluation Report", KfK-4024, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1986).
- /34/ P. IHLE and K. RUST, "SEFLEX Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments - Unblocked Bundle Data", KfK-4025, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1986).

- /35/ F.J. ERBACHER and K. WIEHR, "Reflood Heat Transfer in APWR Tight Lattice Fuel Rod Bundles in a LOCA", Trans. 4th European Nuclear Conf. and 9th Foratom Congress and Int. Nuclear Trade Fair, Geneva, Switzerland, June 1-6, 1986.
  
- /36/ F. STIERLI and S. YANAR, "Flutversuche NEPTUN-2: Übersicht, Unterlagen", EIR Internal Report TM-32-85-30 (1985).
  
- /37/ J. DREIER, G. ANALYTIS and R. CHAWLA, "NEPTUN-III Reflooding and Boiloff Experiments with an LWHCR Fuel Bundle Simulator: Experimental Results and Initial Code Assessment Efforts", Nuclear Technology 80, 93 (1988).
  
- /38/ J. DREIER, unpublished, Paul Scherrer Institut, Würenlingen (1988).

Table I : WSC-2 correlation

$$\phi(\times 10^6 \text{ Btu/hr ft}^2) = \frac{A+B\Delta H_i}{C+ZYY'}$$

$$A = \frac{0.25 \text{ GD}\lambda F_1 Q_1}{1+Q_2 F_2 \text{GD}(Y')^{Q_3}}$$

$$B = 0.25 \text{ GD}$$

$$C' = \frac{Q_4 F_3 \sqrt{\text{GDY}'}}{D_h}$$

$$C = C'V \left[ 1 + \frac{Y-1}{1+G} \right]$$

where:  $D = F_p D_h$ ;  $D_h$  = coolant channel hydraulic diameter (in)

$F_p$  = radial form factor in the considered section of the bundle

$p_r = 10^{-3} p$   $p$  = pressure (p.s.i.a.)

$$F_1 = p_r^{0.982} e^{1.17(1-p_r)}$$

$$F_2 = p_r^{0.841} e^{1.424(1-p_r)}$$

$$F_3 = p_r^{1.851} e^{1.241(1-p_r)}$$

$G$  = mass velocity ( $10^6$  lb/ft<sup>2</sup> hr)

$\lambda$  = latent heat of evaporation (Btu/lb)

$\Delta H_i$  = inlet subcooling (Btu/lb)

$z$  = distance from channel inlet (in)

$Y$  = ratio of average cluster heat flux from entry to  $z$  to local cluster radial-average heat flux at  $z$

$Y'$  = imbalance factor, ratio of the enthalpy increase in the considered subchannel to the heat produced in the subchannel from entry to  $z$

$V$  = grid spacers parameter. For the best fit of experimental data  $V=0.7$ .

geometry parameter	$Q_1$	$Q_2$	$Q_3$	$Q_4$
triangular array	1.329	2.372	-1	12.26

Table II: CEA CFH Experiments /5/. Range of Operating Conditions

Number of rods = 19  
Rod diameter = 8.65 and 9.5 mm  
Rod pitch = 9.96 and 12.23 mm  
p/d = 1.151 and 1.287  
Pressure = 7.6 to 16 MPa  
Mass velocity = 2000 to 8000 kg/m<sup>2</sup>s  
Exit steam quality = -0.2 to 0.4  
Heat Flux = 500 to 3800 KW/m<sup>2</sup>

} equivalent water

Table III: JAERI CHF Experiments /7/ Range of Operating Conditions

Number of rods = 4  
Rod diameter = 9.5 mm  
Rod pitch = 11.4 mm  
p/d = 1.2  
Pressure = up to 3.9 MPa  
Mass velocity = 560 to 4170 kg/m<sup>2</sup>s  
Exit steam quality = 0.09 to 0.41  
Heat flux = 950 to 2840 KW/m<sup>2</sup>

Table IV: Mitsubishi CHF Experiments /12/. Range of Operating Conditions.

Number of rods = 4		
Rod diameter = 9,5 mm		
Rod pitch = 12 mm		
p/d = 1.263		
Pressure = 2-2.9 MPa	}	with Freon 12
Mass velocity = 1900-3600 kg/m <sup>2</sup> sec		
Inlet subcooling = 3-36 K		
Pressure = 12.3 - 16.7 MPa	}	with water
Mass velocity = 2800-4900 kg/m <sup>2</sup> sec		
Inlet subcooling = 20-170 K		

Table V: KfK-Braunschweig Experiments /14/. Range of Operating Conditions

Number of rods = 7		
Rod diameter = 9.5 mm		
Rod pitch = 10.9 mm		
p/d = 1.147		
Pressure = 2.3 MPa	}	with Freon 12
Mass velocity = 1000-6000 kg/m <sup>2</sup> sec		
Exit steam quality = -0.34 ÷ +0.09		
Heat flux = 100 - 500 KW/m <sup>2</sup>		

Table VI: KWU CHF experiment with six spiral ribs cluster /15/.  
Range of operating correlations

Number of rods = 37

Rod diameter = 9.5 mm

Rod pitch = 10.6 mm

$p/d = 1.116$

Axial pitch of the spiral ribs = 600 mm

Pressure = 7-16 MPa

Mass velocity = 1000 - 7000  $\text{kg/m}^2\text{s}$

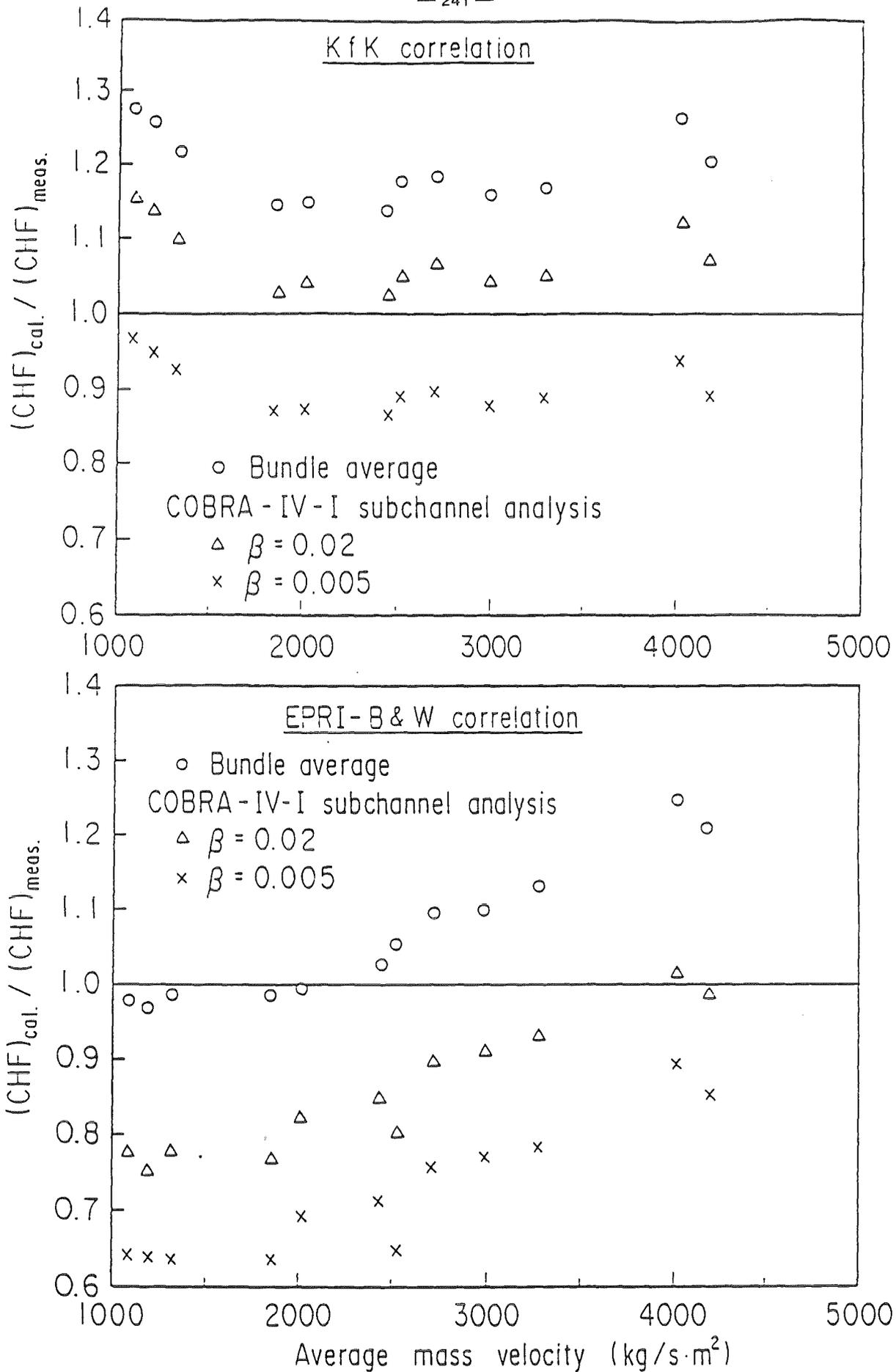


Fig. 1: Comparison of the CHF experiments performed at JAERI with water for pressures up to 3.9 MPa and a 4 rod bundle /7/ with the prediction of the KfK /3/ and EPRI-B&W correlations /8/.

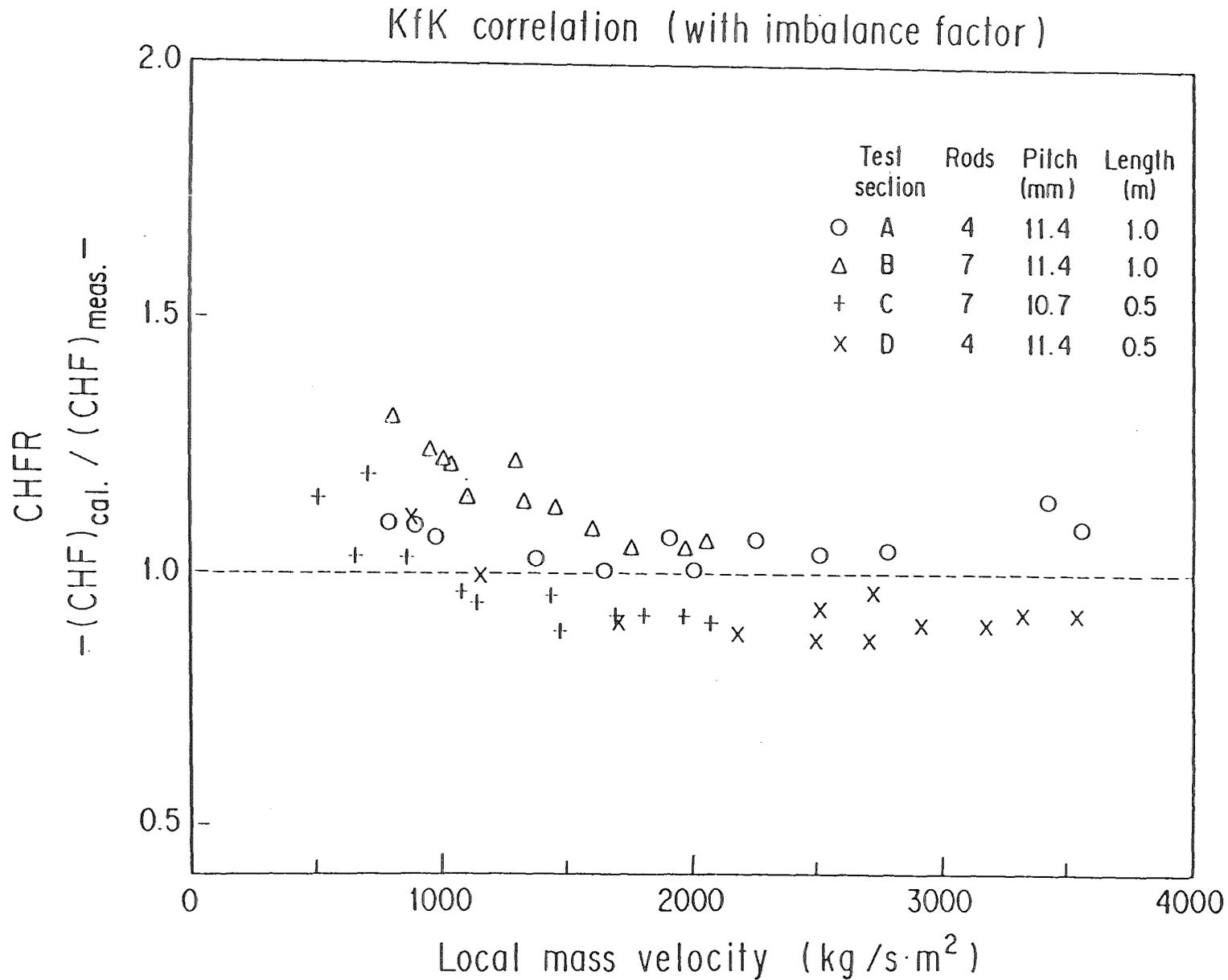


Fig.2 Comparison of the CHF experiments performed at JAERI with water for pressures up to 16 MPa and bundles with 4 or 7 rods /11/ with the prediction of the KfK correlation /3/.

$Q_1 = 1.748$	$\bar{\sigma} = -30.10\%$	
$Q_2 = 7.540$	$\sigma = 8.90\%$	$\triangle$ 70 bar
$Q_4 = 8.783$	$\epsilon_{RMS} = 31.39\%$	$+$ 100 bar
		$\times$ 140 bar
		$\diamond$ 160 bar
$V = 1 - FF (0.336 + 0.09 G - 0.697 e^{-2.88 G})$		

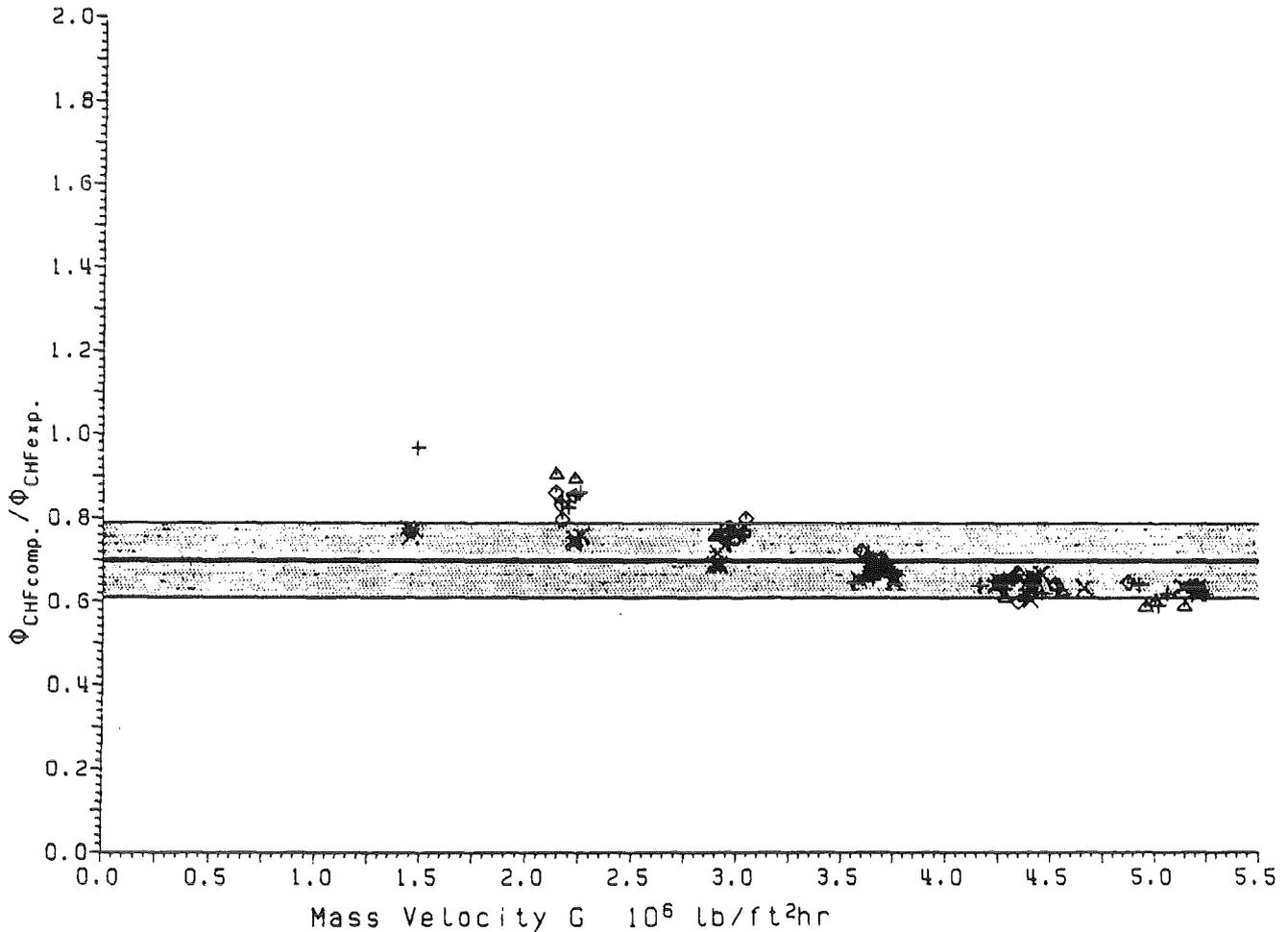


Fig.3 Comparison of the CHF experiments performed at KWU with water for pressures up to 16 MPa and a bundle with 19 rods and six integral spiral ribs support /15/ with the prediction of the KfK correlation with single spiral wire support /3/.

$Q_1 = 1.748$	$\bar{\sigma} = 0.93 \%$	
$Q_2 = 7.540$	$\sigma = 5.54 \%$	$\triangle$ 70 bar
$Q_4 = 8.783$	$\epsilon_{RMS} = 5.62 \%$	$+$ 100 bar
		$\times$ 140 bar
$V = 1 - FF (0.336 + 0.09 G - 0.697 e^{-2.68 G})$		$\diamond$ 160 bar

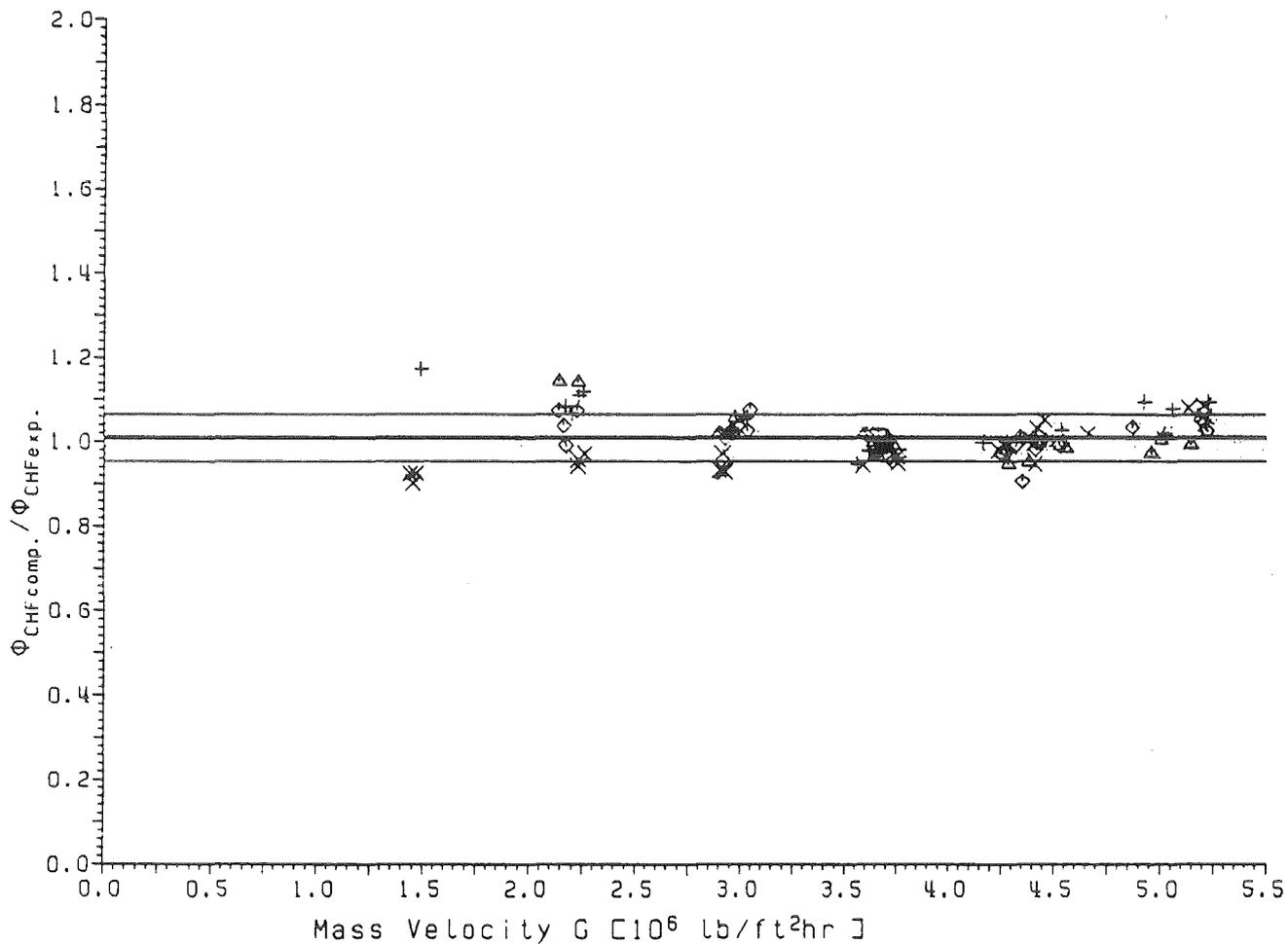
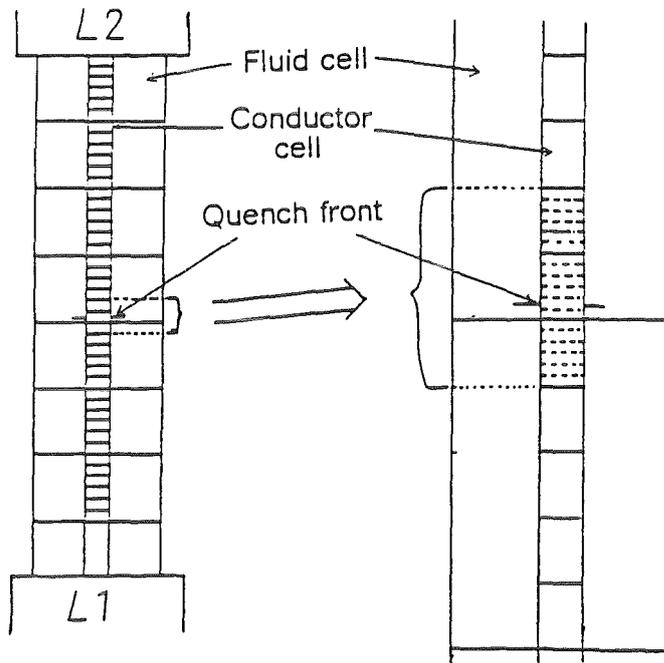


Fig.4 Comparison of the CHF experiment performed at KWU with water for pressures up to 16 MPa and a bundle with 19 rods and six integral spiral ribs support /15/ with the prediction of the KfK correlation with FF set equal to 1.

Pattern A	Flow regimes	Pattern B	Flow regimes	New droplet model
	Annular flow ← Upper quench front		Annular flow ← Upper quench front	
	Single-phase vapor ← $\alpha = 1$		Single-phase vapor ← $\alpha = 1$	
	Dispersed flow film boiling		Dispersed flow film boiling	Simple droplet population Average diameter, $d_2$
	Inverted annular flow film boiling ← Lower quench front		← Lower quench front	Double droplet population Average diameter, $d_1$
	Transition boiling $T_{CHF}$ Nucleate boiling		Transition boiling	Bubble burst
	Single-phase liquid		Annular flow	
			Nucleate boiling	
			Single-phase liquid	

Fig.5 Reflood flow regimes and droplet model. L is the length where the double droplet population occurs.



Original meshes

Finer meshes moving  
with quench front

Fig.6 Conceptual illustration of the moving mesh.

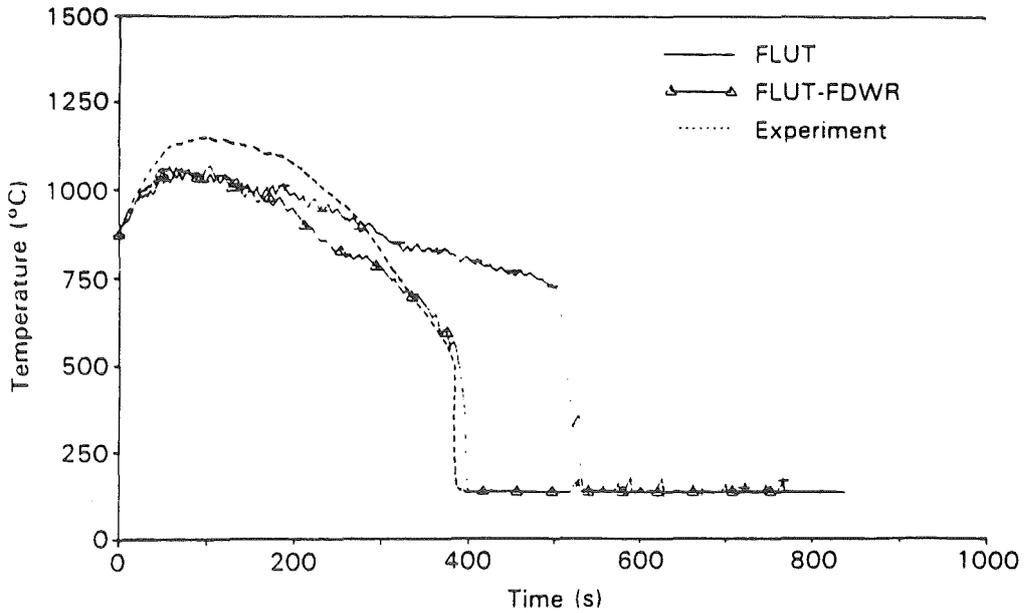


Fig.7 Rod cladding temperature at 1.83 m high versus time for the FLECHT 32114 experiment /29/ compared with the FLUT and FLUT-FDWR prediction.

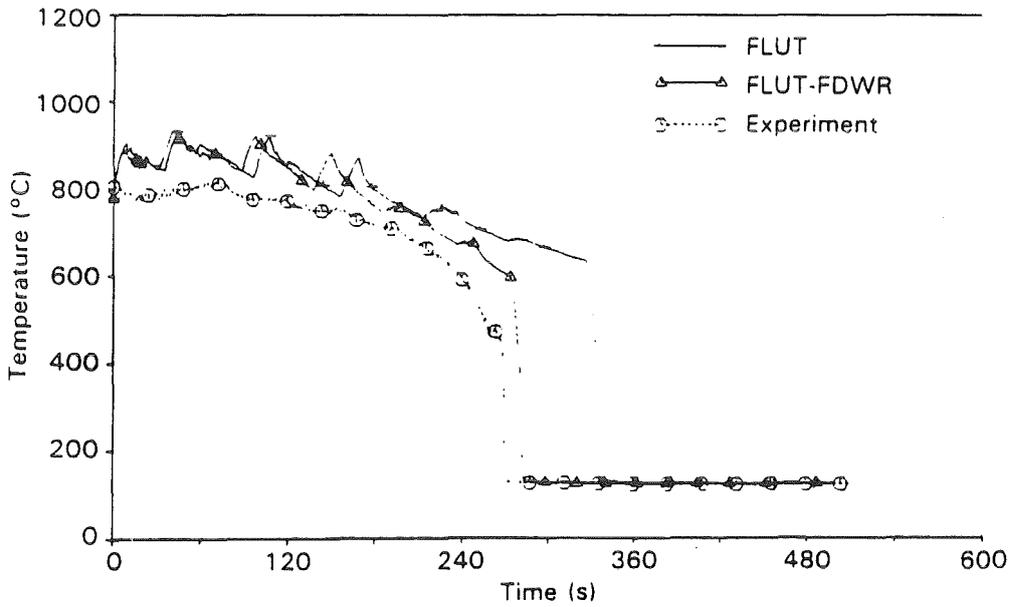


Fig.8 Rod cladding temperature at 2.30 m high for the SEFLEX-07 experiment /33,34/ compared with the FLUT and FLUT-FDWR prediction.

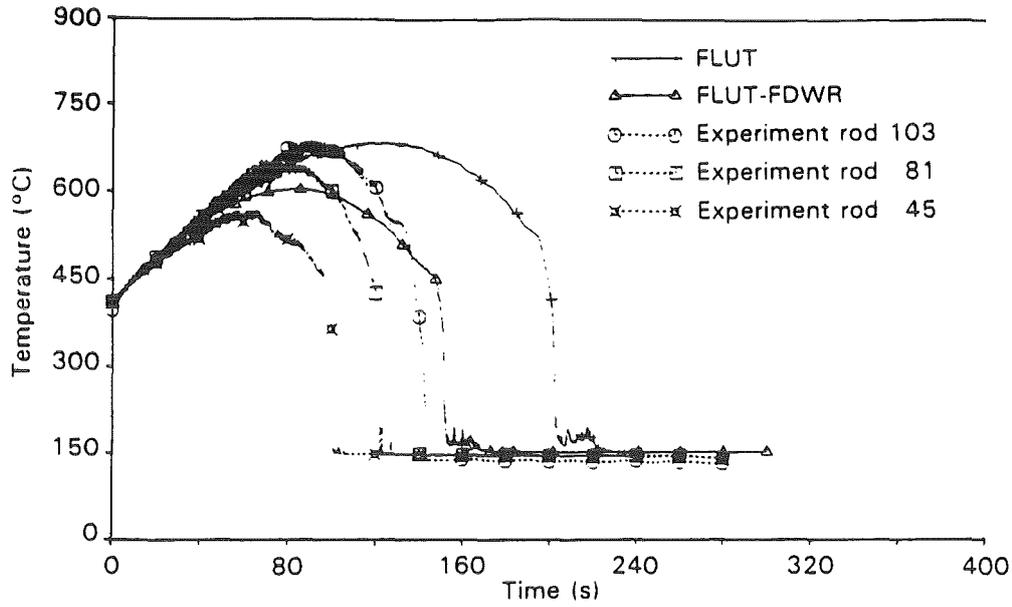


Fig.9 Cladding temperatures of three rods measured in the FLORESTAN 1 experiment at 1.612 m high /19,35/ and compared with the FLUT and FLUT-FDWR prediction.

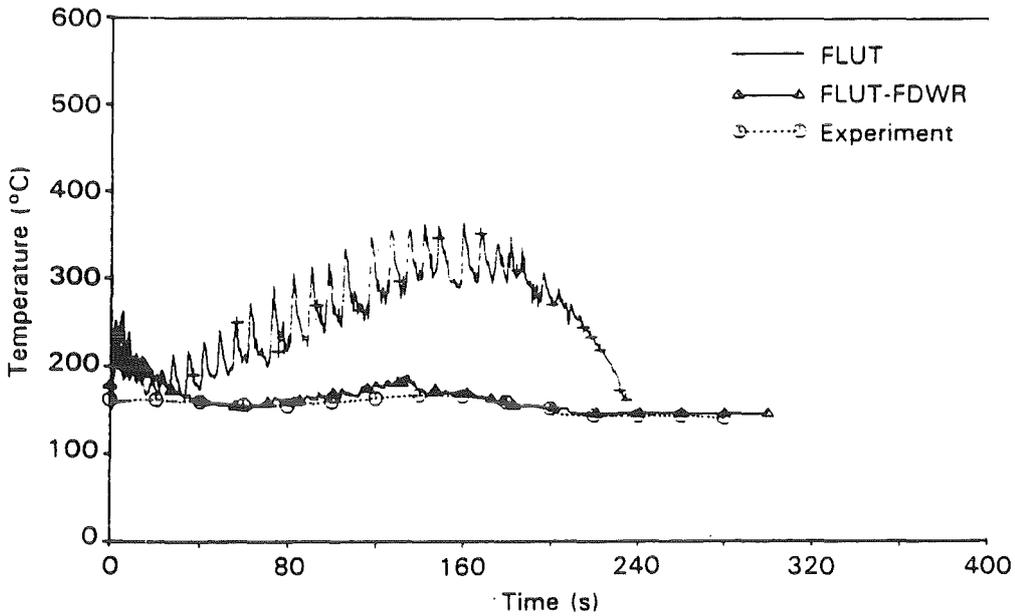


Fig.10 Steam temperature at test section outlet in the FLORESTAN 1 experiment /19,35/. Comparison with the FLUT and FLUT-FDWR prediction.

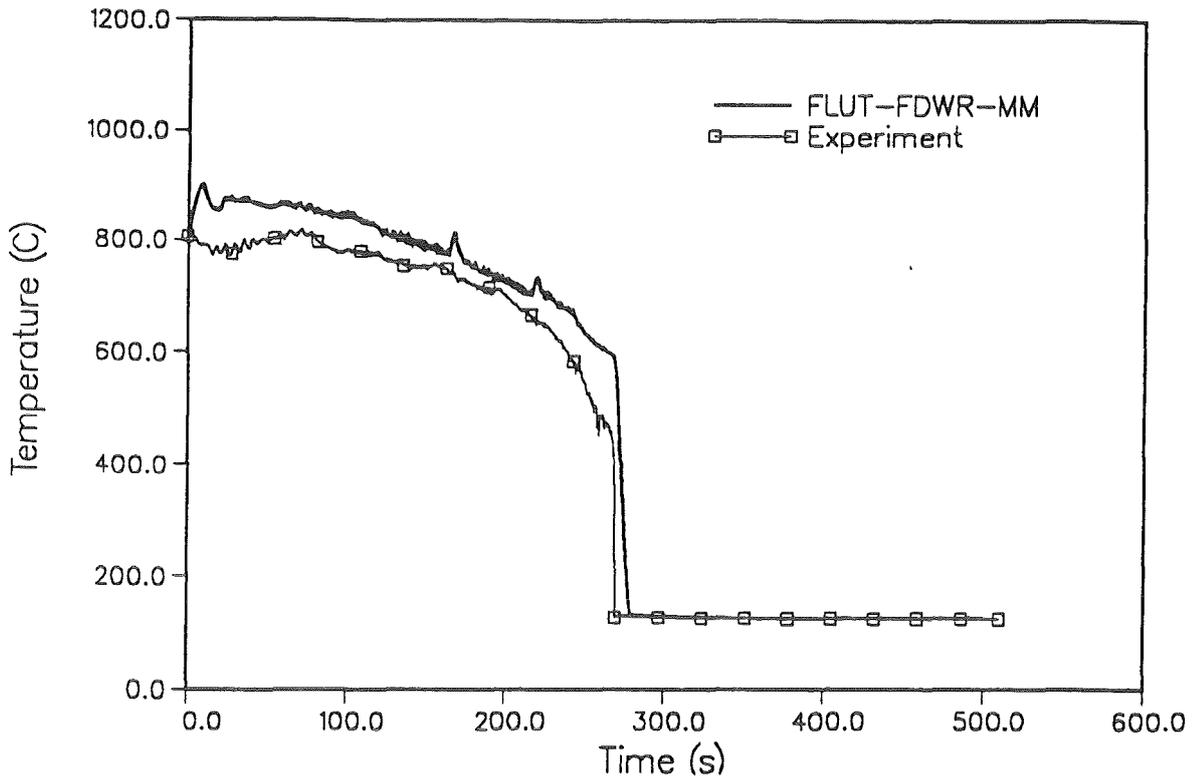


Fig.11 Rod cladding temperature at 2.30 m high for the SEFLEX-07 experiment /33,34/ compared with the FLUT-FDWR-MM prediction.

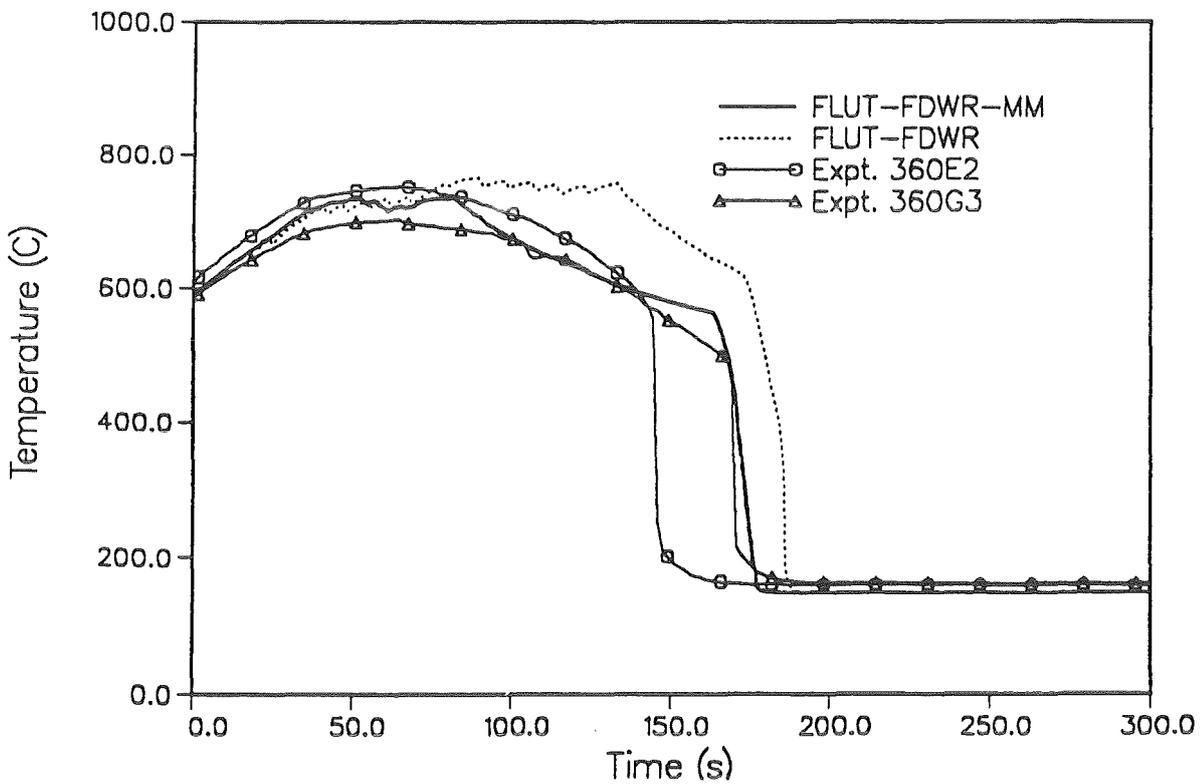


Fig.12 Rod cladding temperatures of two rods measured in the NEPTUN 5036 experiment /36/ at 1.18 m high and compared with the FLUT-FDWR and FLUT-FDWR-MM prediction.

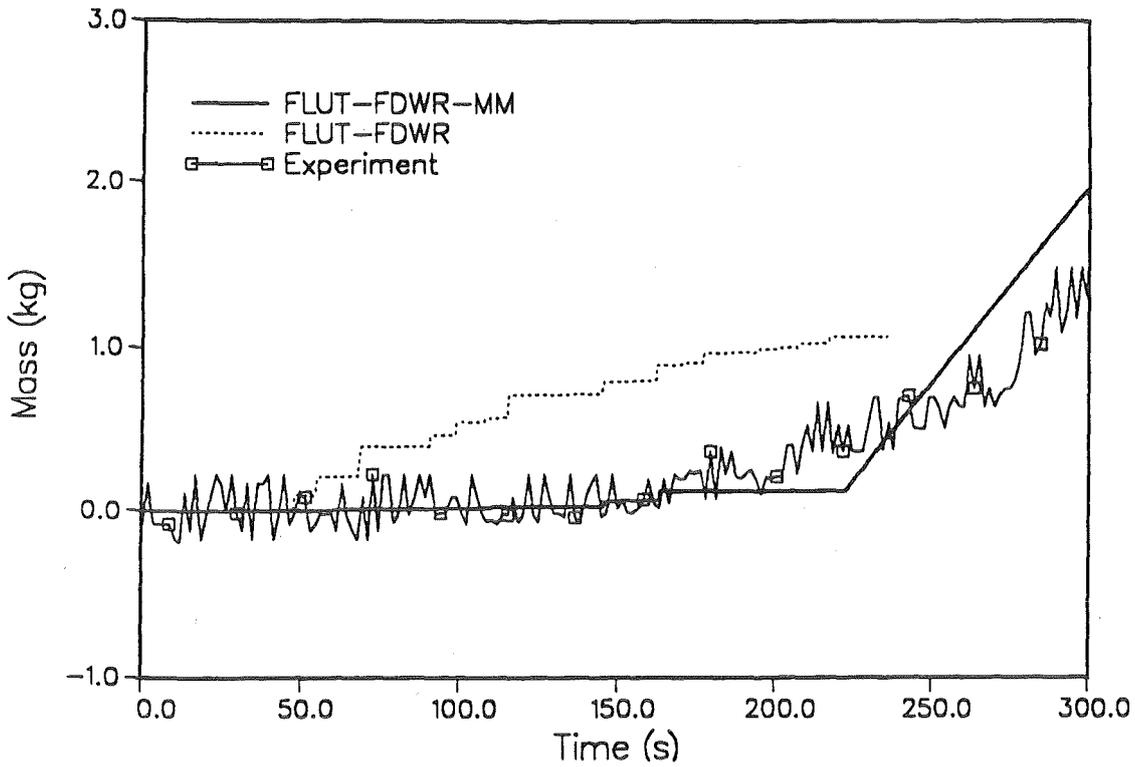


Fig.13 Water carry over at test section outlet in the NEPTUN 5036 experiment /36/. Comparison with the FLUT-FDWR and FLUT-FDWR-MM prediction.

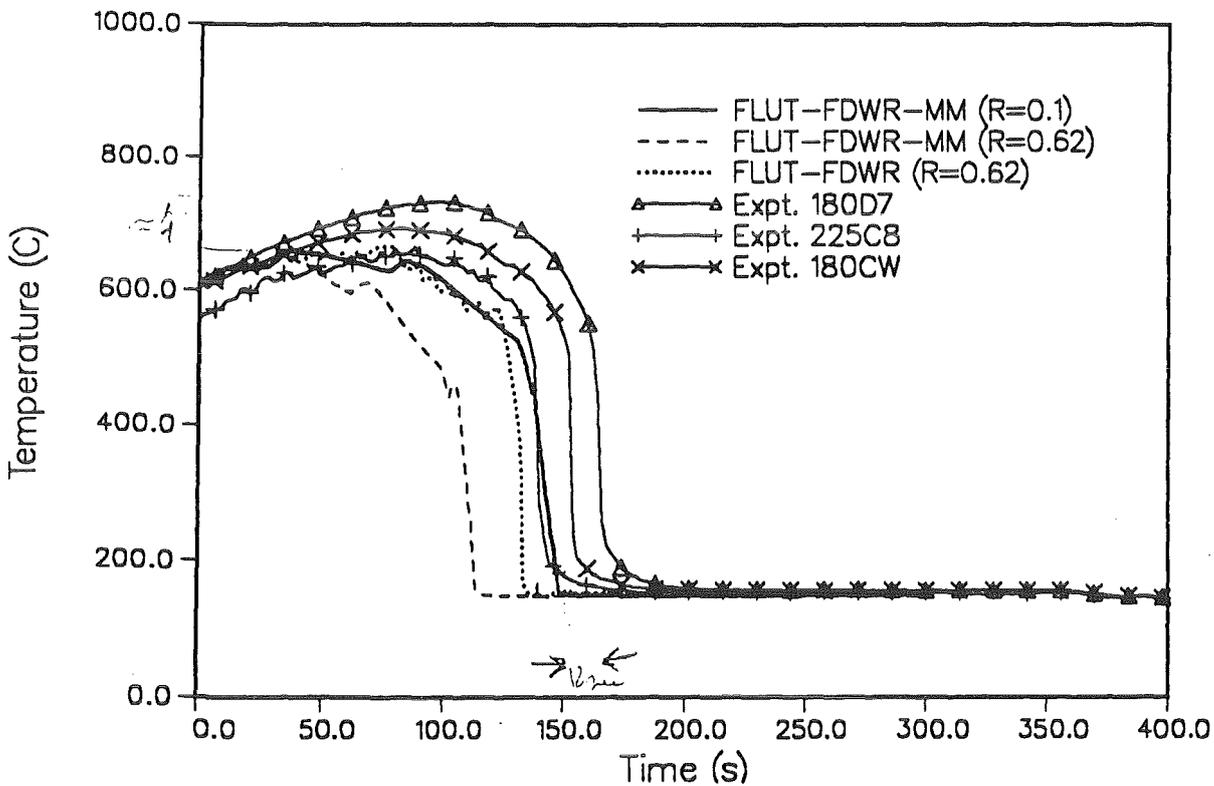


Fig.14 Rod cladding temperatures of four rods at 0.95 m high in the NEPTUN III experiment /37,38/ compared with the FLUT-FDWR ( $R_1=R_V=0.62$ ), with the FLUT-FDWR-MM ( $R_1=R_V=0.62$ ) and with the FLUT-FDWR-MM ( $R_1=R_V=0.1$ ) predictions.

**50.02.02/09A    Investigations in Freon on Critical Heat Flux**  
**PRS ON1E        in an APWR (KRISTA-Program)**  
**(F.J. Erbacher, X. Cheng, W. Just, H.J. Neitzel; IRB)**

Abstract

CHF tests on a 8 mm i.d. tube and on a 7-rod bundle, as well as theoretical studies on the limitation of similarity by flashing have been performed.

The single tube test results can be transferred to water conditions and regarded as a good confirmation of the well-known scaling law of AHMAD. The CHF dependence on tube diameter was found to be more complicated than assumed by some table authors. The CHF variation with the calculated central-subchannel exit-qualities observed in the 7-rod bundle tests displays the same trends as the tube data. Predictions using the correlation of DALLE-DONNE show a satisfactory agreement with the test data. The experiments with several unheated rods revealed somewhat surprising results and require a further interpretation by subchannel codes. The flashing effect is different in water and in Freon and may limit the similarity of Freon, mainly for high mass flows and small hydraulic diameters.

50.02.02/09A    **Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heizflächenbelastung**  
PRS ONIE        **eines FDWR (KRISTA-Programm)**  
                    (F.J. Erbacher, X. Cheng, W. Just, H.J. Neitzel; IRB)

## 1. Einleitung

Die wirtschaftliche Nutzung der Kernenergie stützt sich heutzutage auf leichtwassermoderierte Druckwasserreaktoren (DWR). Aufgrund der relativ schlechten Uranausnutzung werden jedoch verschiedene Alternativen zum konventionellen Druckwasserreaktor erforscht, von denen eine der sogenannte fortgeschrittene Druckwasserreaktor (FDWR) ist. Beim FDWR soll die Uranausnutzung durch engeren Gitteraufbau verbessert werden. Im Vergleich zum konventionellen DWR hat der FDWR einen kleineren hydraulischen Durchmesser und eine höhere Massenstromdichte.

Für die Auslegung eines Reaktors kommt der Einhaltung eines ausreichenden Sicherheitsabstandes gegenüber dem Durchbrennen der beheizten Hüllrohrwände entscheidende Bedeutung zu. Die entsprechende Grenzbelastung wird als **kritische Heizflächenbelastung (KHB)** bezeichnet.

Bedingt durch die Komplexität der Siedekrise im Fall des Strömungssiedens existieren derzeit noch keine theoretischen Modelle, die für eine zuverlässige Vorhersage geeignet sind. In der Praxis kommen deshalb empirische Korrelationen zur Anwendung, die eine experimentell ermittelte Datenbasis repräsentieren. Die Gültigkeit dieser Korrelationen muß auf den Parameterbereich der zugrundeliegenden Meßdatenbasis beschränkt bleiben.

Eine Überprüfung veröffentlichter KHB-Daten zeigt, daß Versuchsdaten im Parameterbereich eines FDWR spärlich sind. Um das KHB-Verhalten unter FDWR-Bedingungen zu untersuchen und eine entsprechende KHB-Datenbasis aufzustellen, wurden KHB-Experimente in 8 mm-Kreisrohren und in 7-Stabbündeln durchgeführt. In diesem Bericht werden die Versuchsergebnisse dargestellt und diskutiert.

## 2. Ergebnisse in Kreisrohren

Mehr als 400 Messungen wurden in 8 mm Kreisrohren durchgeführt. In Abb.1 wird die kritische Heizflächenbelastung über der Eintrittsdampfqualität für verschiedene Druckwerte und Massenstromdichten dargestellt. Es ist ersichtlich, daß die kritische Wärmestromdichte mit zunehmender Massenstromdichte und abnehmender Dampfqualität steigt. Bei niedrigen Drücken oder bei kleinen Massenstromdichten existiert eine lineare Beziehung zwischen der kritischen Heizflächenbelastung und der Dampfqualität. Diese lineare Beziehung verschwindet bei hohen Drücken und bei hohen Massenstromdichten.

Abb.2 zeigt die KHB-Ergebnisse über der Austrittsdampfqualität. Mit einer zunehmenden Dampfqualität sinkt die kritische Wärmestromdichte. Die Kurven für den niedrigen Druck laufen steiler als die Kurven für den hohen Druck. Die Kurven für verschiedene Massenstromdichten schneiden sich. Bei einer niedrigen Dampfqualität, wo Blasenströmung vorliegt, verstärkt die steigende Massenstromdichte die Strömungsturbulenz, verbessert den Blasenabtransport von der Heizwand und führt zu einer höheren kritischen Wärmestromdichte. Bei einer hohen Dampfqualität, wo Ringströmung herrscht, führt eine höhere Massenstromdichte zu einem stärkeren Abriß des flüssigen Films von der Heizwand. Dadurch ergibt sich eine kleinere kritische Wärmestromdichte. Bedingt durch den Umschlag von der Blasen- zur Ringströmung schiebt sich der Schnittpunkt mit dem erhöhten Druck zu einer höheren Dampfqualität.

Unter typischen FDWR-Bedingungen, hohem Druck und hoher Massenstromdichte, wäre jedoch immer ein positiver Einfluß der Massenstromdichte auf die KHB zu beobachten, wenn man die Kurven extrapolieren würde. Diese Tendenz ist auf eine verbesserte Ablagerung der flüssigen Tropfen auf die Heizwand zurückzuführen. Beim hohen Druck sind die flüssigen Tropfen wegen der niedrigen Oberflächenspannung klein. Dadurch wird die Querbewegung der Tropfen begünstigt. Wenn die verbesserte Tropfen-Ablagerung den verstärkten Filmabriß überwiegt, steigt die kritische Wärmestromdichte.

Bei einer hohen Unterkühlung hat die Austrittsdampfqualität nur einen schwachen Einfluß auf die kritische Wärmestromdichte. In diesem Fall verlaufen die Kurven beinahe horizontal

### **Vergleich mit Wasserdaten**

Die Versuchsergebnisse in Frigen R12 werden mit Hilfe des Ahmad-Umrechnungsgesetzes /2/ auf Wasser-Bedingungen übertragen und mit den Tafeldaten für Wasser /3/, /4/ verglichen. Abb.3 zeigt die Vergleichsergebnisse. Mit der russischen KHB-Tafel /3/ werden insgesamt 204 Meßpunkte zum Vergleich verwendet. Der Mittelwert und die Standardabweichung des Verhältnisses der Tafeldaten zu den Meßdaten sind gleich 1.01 bzw. 11.6%. Ähnliche Ergebnisse werden auch beim Vergleich mit der kanadischen KHB-Tafel /4/ festgestellt. Für die 344 Meßdaten sind der Mittelwert und die Standardabweichung jeweils 0.94 und 8.7%.

Diese gute Übereinstimmung zwischen den Versuchsdaten und den Tafeldaten weist darauf hin, daß das Ahmad-Umrechnungsgesetz die KHB-Daten zwischen Wasser und Frigen R12 gut übertragen kann.

## Einfluß des Rohrdurchmessers auf die KHB

Es ist bekannt, daß bei konstantem Austrittszustand die kritische Heizflächenbelastung mit zunehmendem Rohrdurchmesser sinkt. Dieser Einfluß vom Rohrdurchmesser wird oft durch eine exponentielle Funktion dargestellt:

$$q_c(D) = q_c(D_0) \left( \frac{D_0}{D} \right)^\varepsilon \quad (1)$$

Der Durchmesser-Exponent  $\varepsilon$  wird in der Literatur unterschiedlich behandelt. Bei der russischen Tafel /3/ wird der Wert 1/2 empfohlen, während er bei der kanadischen Tafel /4/ gleich 1/3 ist. Anhand von Meßdaten in 8 mm und in 4.61 mm Kreisrohren wird der Exponent  $\varepsilon$  nach Gl.(1) berechnet. Die Ergebnisse, dargestellt in Abb.4, zeigen eine starke Abhängigkeit des Exponenten  $\varepsilon$  von der Massenstromdichte und der Austrittsdampfqualität. Der Exponent  $\varepsilon$  steigt mit zunehmender Dampfqualität und sinkender Massenstromdichte. Er variiert zwischen 0.3 bis 0.9. Der Mittelwert für die betrachtete Datenbasis liegt bei 0.7. Daraus ersieht man, daß die Methode mit einem konstanten Exponenten (1/3 oder 1/2) den Durchmesser-Einfluß nicht darstellen kann, mindestens für die hier betrachtete Datenbasis.

### 3. Ergebnisse in 7-Stabbündeln

#### Bündelteststrecke

Abb.5 zeigt die Konstruktion des Bündeltestkanals. Er besteht aus zwei Hälften und dient zum Zusammenhalten des Bündels und zur Führung der Strömung. Er hat eine sechskantige Innenoberfläche mit einer Nennweite von 31.22 mm, einen Außendurchmesser von 75 mm und eine Länge von 1240 mm. Das Bündel besteht aus 7 Brennstäben, die hexagonal angeordnet sind. Zur Positionierung der Brennstäbe werden acht Gitterabstandshalter verwendet. Die Gitterabstandshalter werden so angeordnet, daß kein großer Einfluß von ihnen auf die kritische Wärmestromdichte zu erwarten ist.

Als Heizelement im Brennstabsimulator wird ein Metallband aus Ni/Cr wendelförmig gewickelt. Innen ist die Heizwendel mit MgO gefüllt, das sowohl zur thermischen als auch zur elektrischen Isolation dient. Die Heizwendel umgibt BN, das einerseits ein gutes elektrisches Isolationsvermögen und andererseits eine gute thermische Leitfähigkeit besitzt. Das Hüllrohr besteht aus Edelstahl 1.4301 und hat einen Außendurchmesser von 9.5 mm. Der Brennstabsimulator hat eine beheizte Länge von 600 mm.

In neun axialen Ebenen mit je 4 Bohrungen ( $\phi = 1.5$  mm) am Kasten wird der Druck gemessen. Durch eine Verbindungsleitung ( $\phi = 6.0$  mm) wird ein Mittelwert für jede Ebene gebildet.

Um das Auftreten der Siedekrise zu überwachen, werden an jeden Stab acht Thermoelemente angebracht, die sich 15 mm bzw. 20 mm strömungsaufwärts des Endes der beheizten Länge befinden. Zur Bestimmung des Unterkanalzustandes werden Fluidtemperaturen in fünfzehn Unterkanälen gemessen. Zur Überwachung des Wärmestroms durch den Kasten werden Kastentemperaturen in verschiedenen axialen und radialen Positionen gemessen.

### Ergebnisse mit gleichmäßiger Beheizung

Mehr als 200 Messungen wurden durchgeführt. Die Versuchsparameter sind:

$P/(\text{MPa})$	= 1.05, 1.78, 2.30, 2.72
$G/(\text{Mg}/\text{sm}^2)$	= 1, 2, 3, 4, 6
$T_{\text{in}}/(^{\circ}\text{C})$	= 0.0 bis Sättigungstemperaturen

Die Auswertung der Meßdaten in Bündeln ist zeitlich viel aufwendiger als an Kreisrohren. Man muß alle 56 Thermoelement-Werte an den Stabwänden graphisch darstellen und beurteilen, zu welchem Zeitpunkt und an welcher Stelle die Siedekrise zuerst auftritt. Zur Zeit wurden erst ein Teil der Meßergebnisse ausgewertet.

In Abb.6 wird die kritische Wärmestromdichte über der Eintrittsdampfqualität aufgetragen. Der Druckwert bleibt 2.3 MPa, während die Massenstromdichte variiert. Es ist ersichtlich, daß die kritische Wärmestromdichte mit steigender Eintrittsunterkühlung zunimmt. Es existiert eine gute Linearität zwischen der kritischen Wärmestromdichte und der Eintrittsdampfqualität, was die Qualität der Messungen indirekt bestätigt.

In Abb.7 werden die KHB-Ergebnisse über der Austrittsdampfqualität des Bündels dargestellt. Außerdem werden die berechneten Werte nach der Korrelation von Dalle-Donne und Hame /7/ zum Vergleich in derselben Abbildung aufgetragen. Dabei wird das Umrechnungsmodell von Ahmad /2/ verwendet, um die berechneten Werte von Wasser auf Frigen R12 umzurechnen. Im dargestellten Parameterbereich nimmt die kritische Wärmestromdichte mit sinkender Dampfqualität und steigender Massenstromdichte zu. Bei der Massenstromdichte  $G = 3 \text{ Mg}/\text{sm}^2$  stimmen die Meßwerte mit den berechneten Werten gut überein. Bei niedrigeren Massenstromdichten liegen die gemessenen Werte jedoch höher als die berechneten, während bei höheren Massenstromdichten es umgekehrt ist.

Aufgrund des starken Wandeffekts ist die Enthalpieerhöhung im Zentralkanal viel höher als im Wandkanal. Das Programm COBRA-IV-TUBS wird eingesetzt, die Dampfqualität im Zentralkanal zu berechnen. Abb.8 zeigt die kritische Wärmestromdichte über der Austrittsdampfqualität im Zentralkanal. Vergleicht man die Kurven mit denen in Abb.2, ersieht man, daß die Kurven aus Bündelgeometrien ähnlich wie die aus Kreisrohrgeometrien verlaufen. Die Kurven für verschiedene Massenstromdichten werden sich schneiden, wenn sie zur hohen Dampfqualität extrapoliert werden.

### **Einfluß von unbeheizten Stäben**

Versuche mit einem unbeheizten Stab wurden durchgeführt. Dabei wurde festgestellt, daß bei  $G = 3 \text{ Mg/sm}^2$  der unbeheizte Stab bei gleichem Eintrittszustand fast keinen Einfluß auf die kritische Wärmestromdichte hat. Um diesen Effekt genau zu untersuchen und einen möglichen Versuchsfehler auszuschließen, wurden weitere Versuche mit zwei bzw. vier unbeheizten Stäben durchgeführt (siehe Abb.9). Dasselbe interessante Ergebnis wurde beobachtet. Abb.10 zeigt die kritische Wärmestromdichte über der Eintrittsdampfqualität. Bei  $G = 3 \text{ Mg/sm}^2$  ist der Einfluß der unbeheizten Stäbe auf die KHB sehr gering, während bei der Massenstromdichte  $1 \text{ Mg/sm}^2$  die unbeheizten Stäbe die KHB stark beeinflussen. In Abb.11 wird die kritische Wärmestromdichte über der Austrittsdampfqualität des Bündels aufgetragen. Bei  $G = 1 \text{ Mg/sm}^2$  steigt die KHB mit zunehmender Anzahl der unbeheizten Stäbe, während bei  $G = 3 \text{ Mg/sm}^2$  eine umgekehrte Tendenz beobachtet werden kann. Rechnungen mit einem Unterkanal-Code sind unentbehrlich, um diese Resultate besser zu verstehen.

### **4. Theoretische Untersuchungen zum Druckentlastungseinfluß**

Für die kritische Heizflächenbelastung von Reaktorbrennstäben oder allgemein von Verdampferrohren ist es von Bedeutung, ob der Dampf direkt an der Heizfläche entsteht oder gleichmäßig verteilt über den Querschnitt des Kühlkanals. Für eine gleichmäßigere Verteilung sorgt die Dampfentstehung infolge der Druckabsenkung in der stark reibungsbehafteten 2-phasigen Strömung.

Verwendet man für Experimente zur kritischen Heizflächenbelastung anstelle von Wasser wegen der hohen Wärmeleistungen und Drücke ein Modellfluid mit entsprechenden niedrigeren Werten, so ist zu beachten, daß sich Originalfluid und Modellfluid hinsichtlich des erwähnten Druckentlastungs-Effekts unterschiedlich verhalten können.

Ein Maß für den Druckentlastungseinfluß ist die Dampfentwicklung  $dXF$  infolge der Druckabsenkung bezogen auf die gesamte Dampfentwicklung  $dX$ , welche sich aus der Wärmezufuhr über die Heizfläche sowie der Druckabsenkung ergibt.

Den unterschiedlichen Einfluß des Druckentlastungseffektes bei Wasser und Frigen 12 erkennt man an der unterschiedlichen Form des reduzierten p-h-Diagramms (siehe Abb.12(a) und Abb.12(b)). Bei Frigen 12 erhöht sich fast im gesamten 2-Phasengebiet die Dampfqualität  $X$  im Falle einer Druckabsenkung bei konstanter Enthalpie. Bei Wasser ist das im entscheidenden Druckbereich nur bei kleiner Dampfqualität der Fall, und die Zunahme an Dampfqualität ist geringer. Im Bereich größerer Dampfqualitäten erniedrigt sich die Dampfqualität bei Druckabsenkung, d.h. der Druckentlastungseffekt  $dXF$  ist dort sogar negativ.

Basierend auf einem Schlupf-Modell für die 2-Phasen-Strömung mit Reibung und Wärmezufuhr und unter der Voraussetzung von thermischem Gleichgewicht zwischen den Phasen kann die Größe  $dXF/dX$  berechnet werden. Abb.13 zeigt für ein Verdampferrohr von 4.3 mm Innendurchmesser einen theoretischen Vergleich der Größe  $dXF/dX$  zwischen Wasser und dem Modellfluid Frigen 12. Für Wasser wurden eine Heizflächenbelastung von  $3.2 \text{ MW/m}^2$  und eine Massenstromdichte von  $10 \text{ Mg/m}^2\text{s}$  angenommen und für Frigen 12 die korrespondierenden Werte  $0.2 \text{ MW/m}^2$  und  $7.2 \text{ Mg/m}^2\text{s}$ . Aufgetragen wurde der Druckentlastungs-Effekt  $dXF/dX$  über der Dampfqualität  $X$  mit dem Druck als Schar-Parameter.

Da die korrespondierenden Kurven bei Wasser deutlich niedriger liegen als bei Frigen 12, ist festzustellen, daß Frigen 12 hinsichtlich des Druckentlastungs-Effektes kein gutes Modellfluid ist.

## 5. Schlußfolgerung

Im Rahmen der Entwicklung eines FDWR werden Experimente zur kritischen Heizflächenbelastung in Kreisrohr- sowie in Bündelgeometrien durchgeführt. Die Messungen sind gut reproduzierbar. Aus erster Schätzung ist der Fehler der gemessenen kritischen Wärmestromdichte kleiner als 10%.

Die KHB-Ergebnisse aus Kreisrohrgeometrien können mit Hilfe des Ahmad-Umrechnungsmodells von Frigen R12 auf Wasserbedingungen übertragen werden. Der Einfluß des Rohrdurchmessers auf die KHB ist stark abhängig von anderen Parametern, insbesondere von der Massenstromdichte und der Dampfqualität. Der Durchmesser-Exponent liegt zwischen 0.3 und 0.9. Er steigt mit zunehmender Dampfqualität und sinkender Massenstromdichte.

Die Auswertung der Versuchsdaten in Bündeln erfordert deutlich mehr Zeitaufwand als an Kreisrohren. Ein Teil der Versuchsergebnisse wurde dargestellt. Qualitativ verlaufen die Versuchspunkte ähnlich wie die aus Kreisrohrgeometrien. Vergleich der

Meßergebnisse mit der KHB-Korrelation von Dalle Donne & Hame zeigt eine befriedigende Übereinstimmung.

Die Experimente mit unbeheizten Stäben zeigen überraschende Ergebnisse. Bei der Massenstromdichte  $3 \text{ Mg/sm}^2$  haben die unbeheizten Stäbe beim gleichen Eintrittszustand fast keinen Einfluß auf die kritische Wärmestromdichte, während bei  $G = 1 \text{ Mg/sm}^2$  ein sehr starker Einfluß zu erkennen ist. Rechnungen mit einem Unterkanal-Code sind unentbehrlich, um diese Resultate besser zu verstehen. Theoretische Untersuchungen zum Druckentlastungseinfluß zeigen, daß Frigen 12 hinsichtlich des Druckentlastungseffektes bei hohen Massenstromdichten kein gutes Modellfluid ist.

### Literaturverzeichnis

1. X. Cheng, W. Zeggel  
Parameters of CHF in Small Diameter ( $\leq 8 \text{ mm}$ ) Round Tubes  
Proceedings of the NURETH-4 Conference, Karlsruhe, West Germany, 1989
2. S.Y. Ahmad  
Fluid to fluid modeling of critical heat flux: a compensated distortion model  
Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.16(1973), 641-662
3. Working party of the Heat and Mass Transfer Section of Scientific Council of the Academy of Science of the USSR  
Tabular data for calculating burnout when boiling water in uniformly heated tubes  
Thermal Engineering vol.23, No.9 pp.77-79, 1977
4. D.C. Groeneveld, S.C. Cheng, T. Doan  
1986 AECL-UO critical heat flux lookup table  
Heat Transfer Engineering vol.7 nos.1-2, 1986
5. Th. Müller-Menzel  
Untersuchungen zum kritischen Siedezustand in engen Strömungskanälen mit dem Kältemittel R12 als Modellfluid  
Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987
6. W. Zeggel, F.J. Erbacher, D.C. Groeneveld  
Critical Heat Flux Investigations Using a Closely-Spaced Rod Bundle  
Proceedings of the NURETH-4 Conference, Karlsruhe, West Germany, 1989

7. M. Dalle Donne, W. Hame  
Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight  
Lattices, Including the Spiral Rib Spacer Effect.  
Nuclear Technology, Vol.71, Oct.1985, pp.111-124

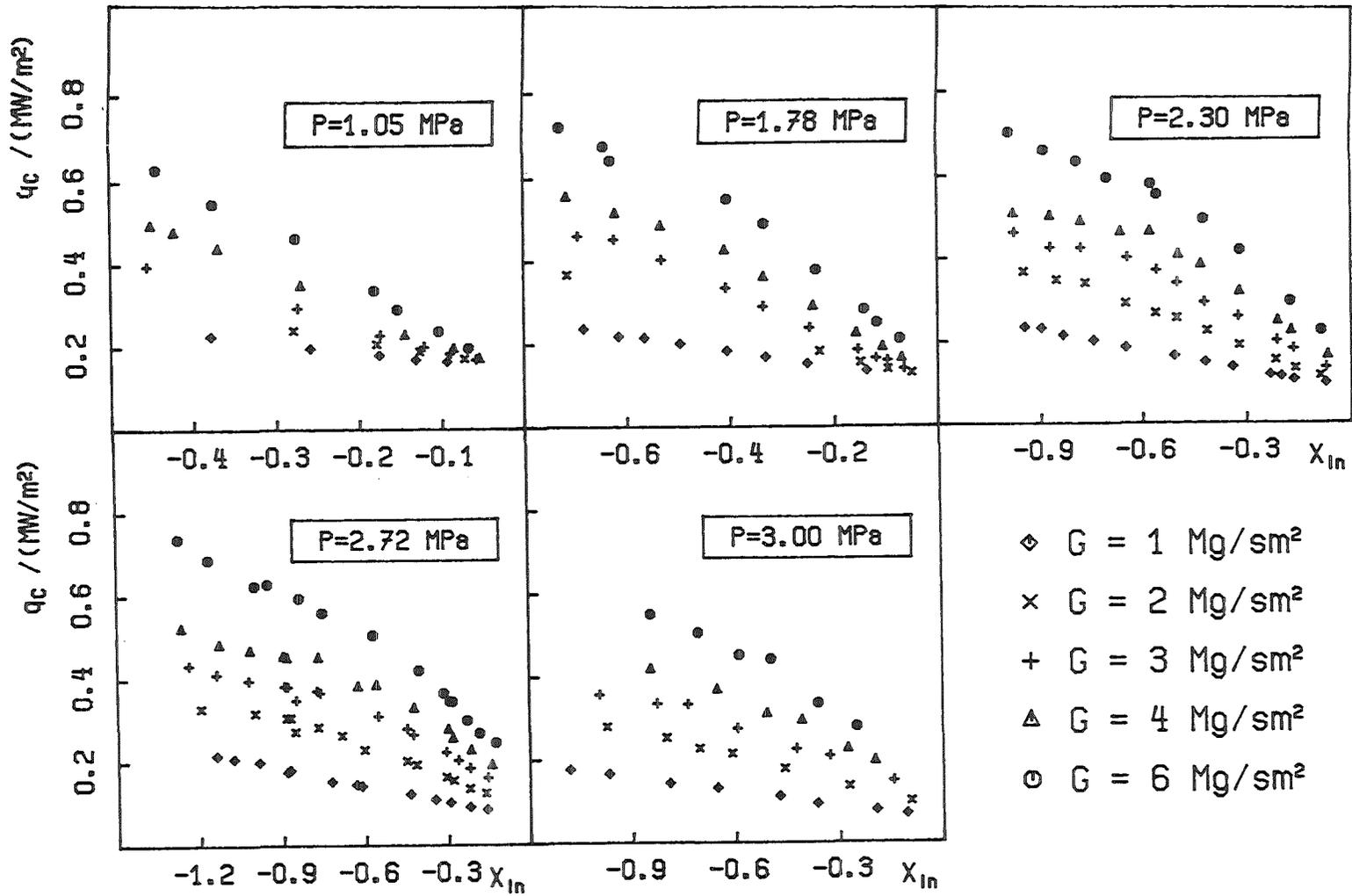


Abb.1 : Meßergebnisse in 8 mm Kreisrohren /1/,  $q_c$  über  $X_{In}$

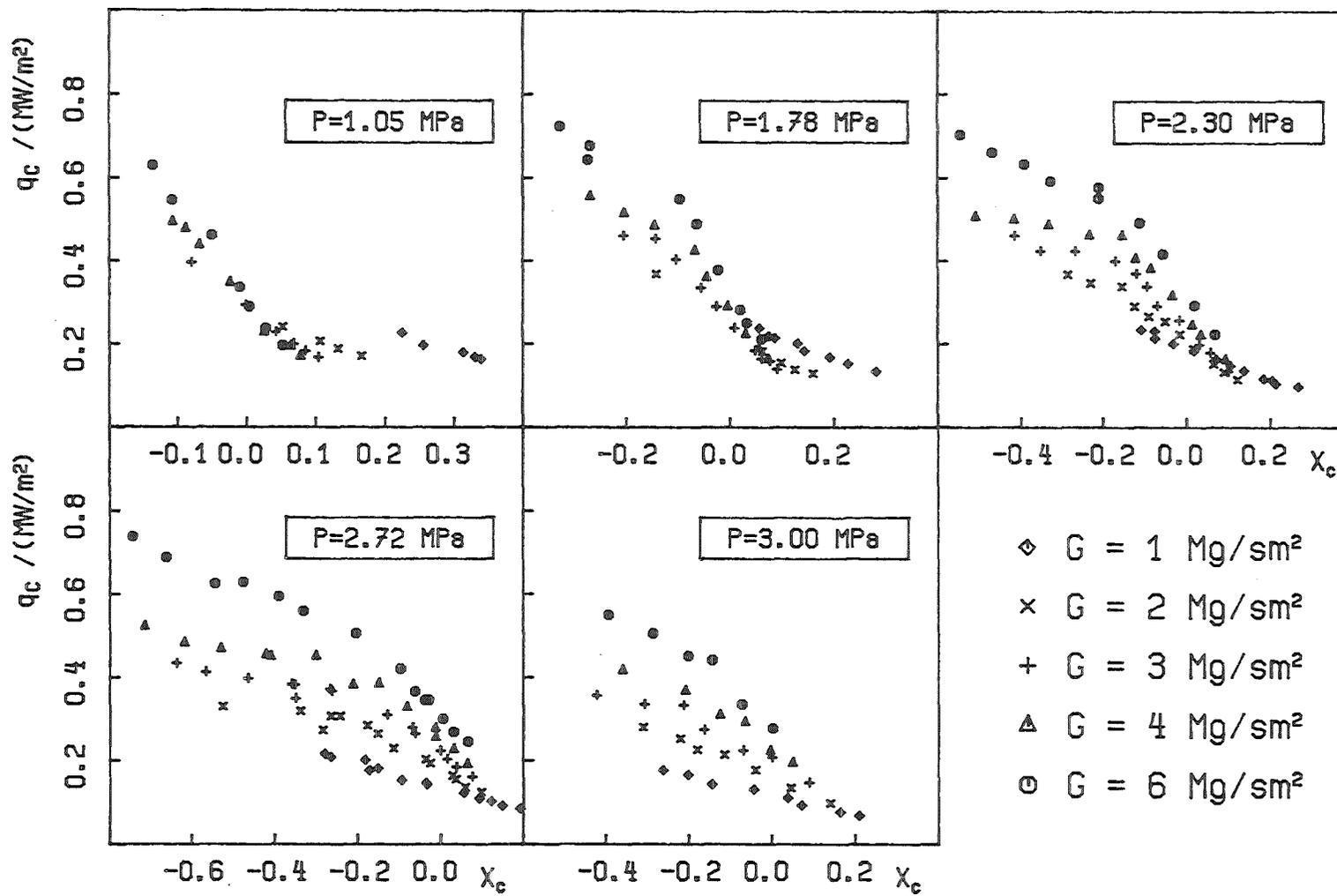


Abb.2 : Meßergebnisse in 8 mm Kreisrohren /1/,  $q_c$  über  $X_c$

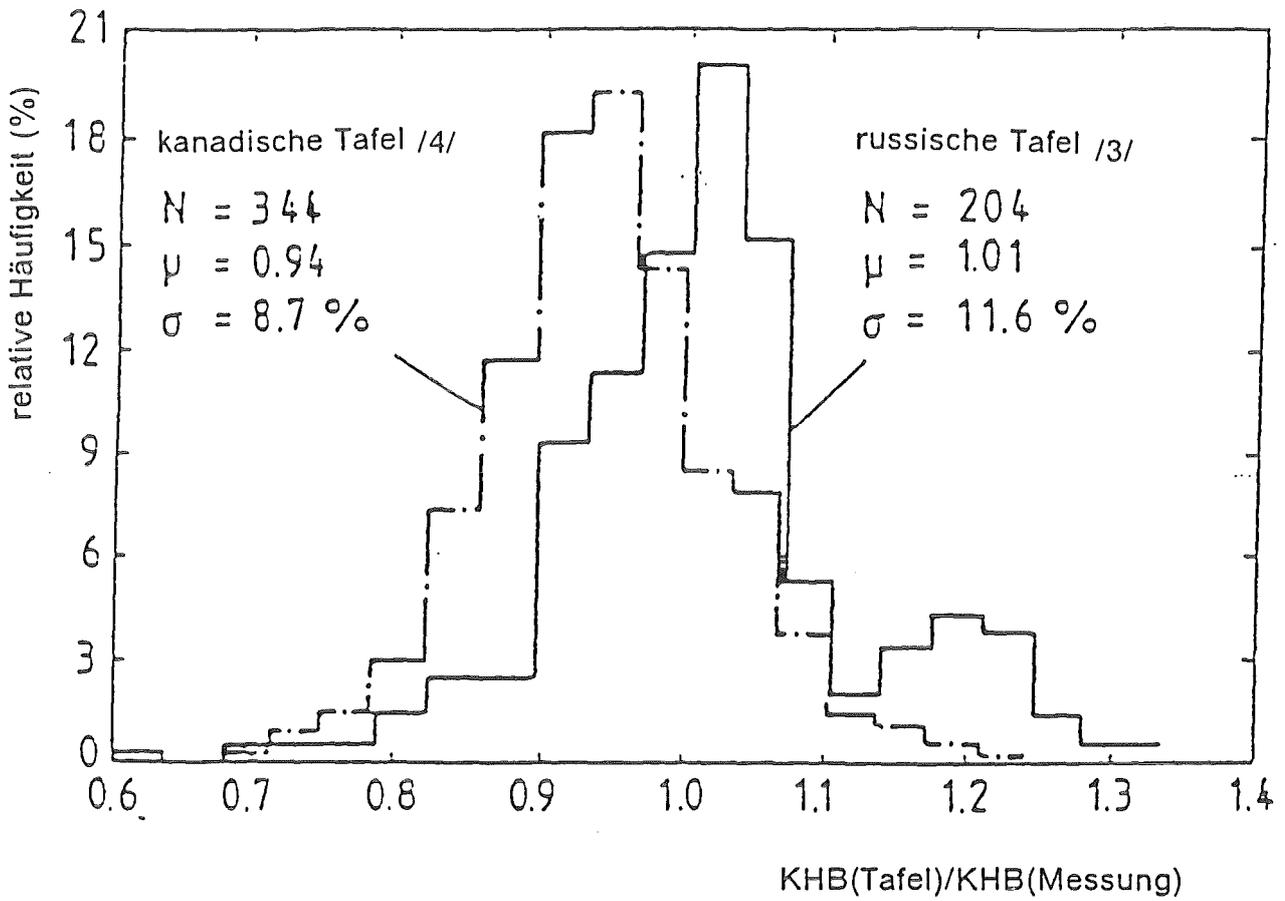


Abb.3 : Vergleich der Meßdaten in Frigen R12, übertragen auf Wasser-Bedingungen, mit Tafeldaten für Wasser

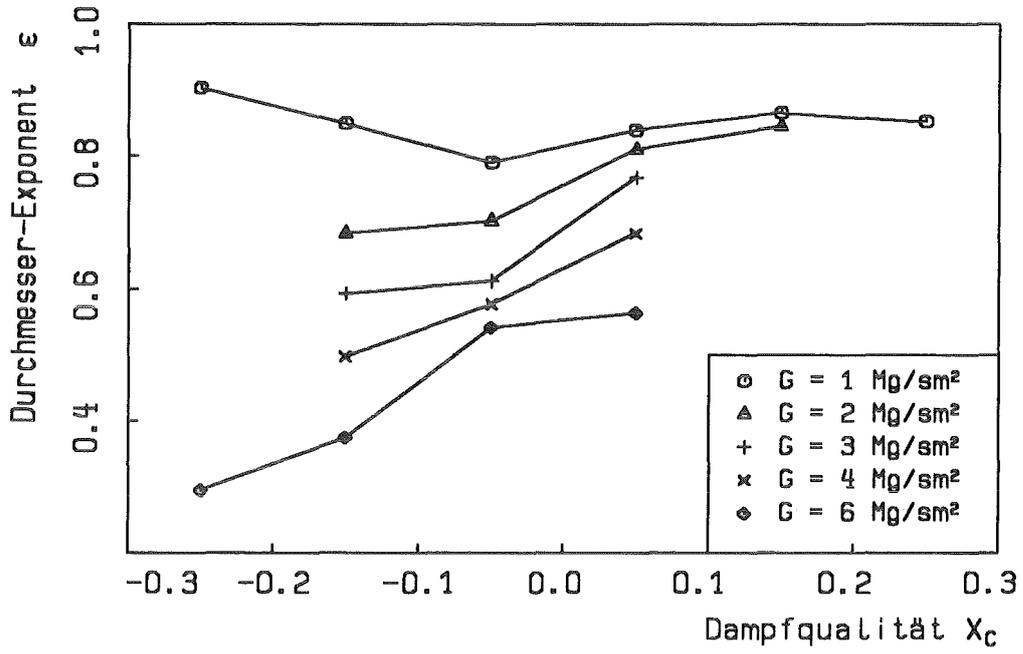


Abb.4 : Durchmesser-Exponent  $\epsilon$  über der Dampfqualität

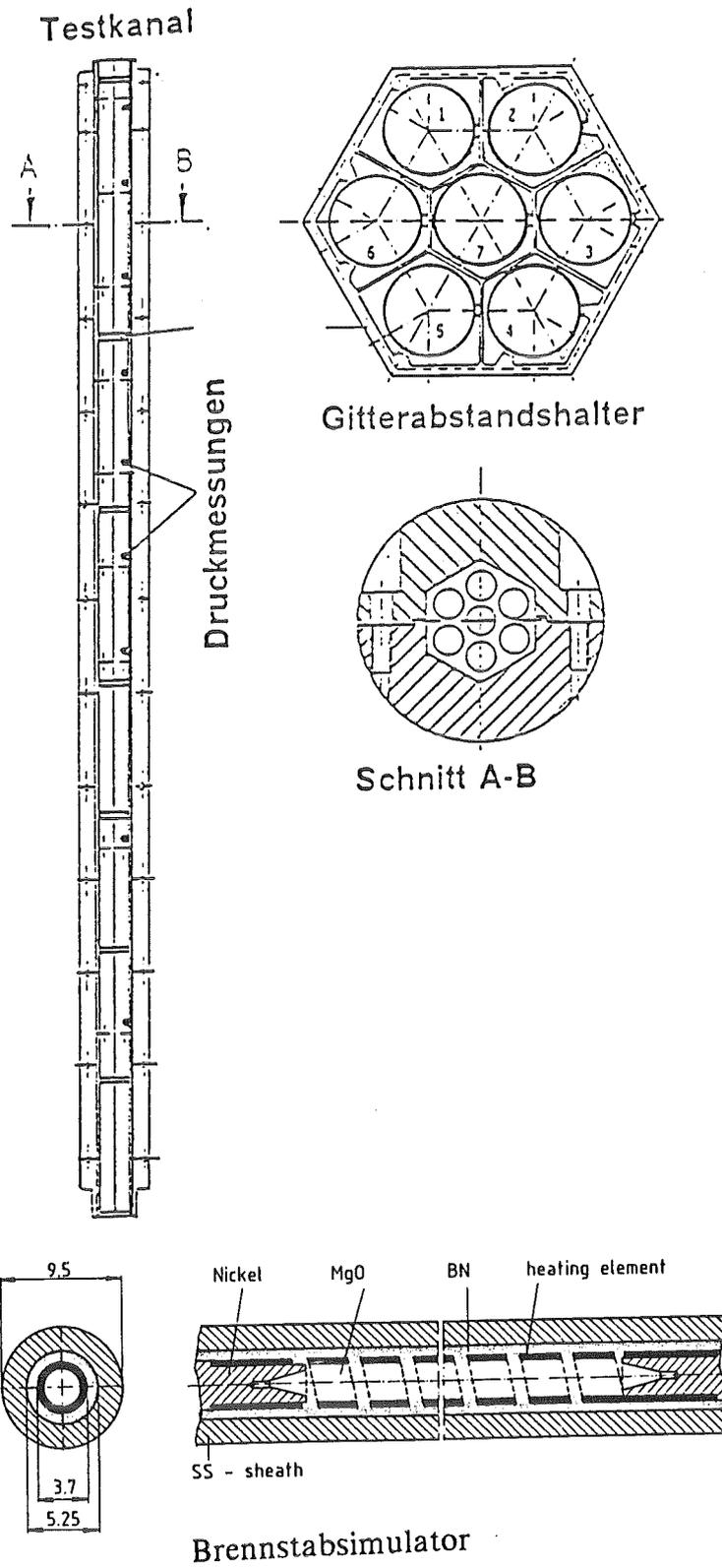


Abb.5 : Schematische Darstellung der 7-Stabbündel-Teststrecke

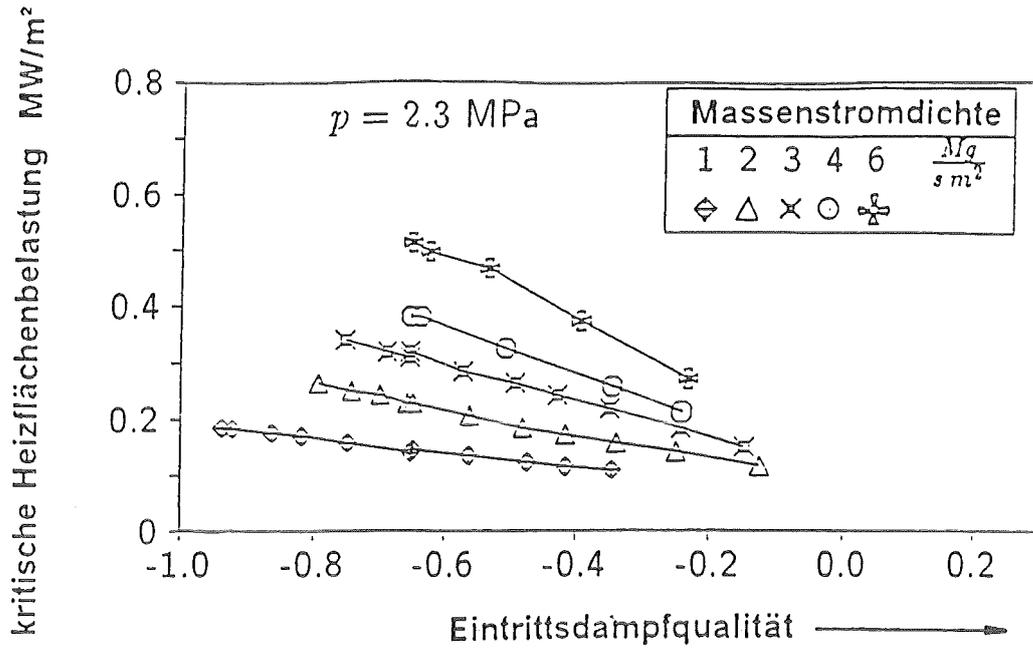


Abb.6 : Versuchsergebnisse in 7-Stabbündeln /6/, KHB über  $X_{in}$

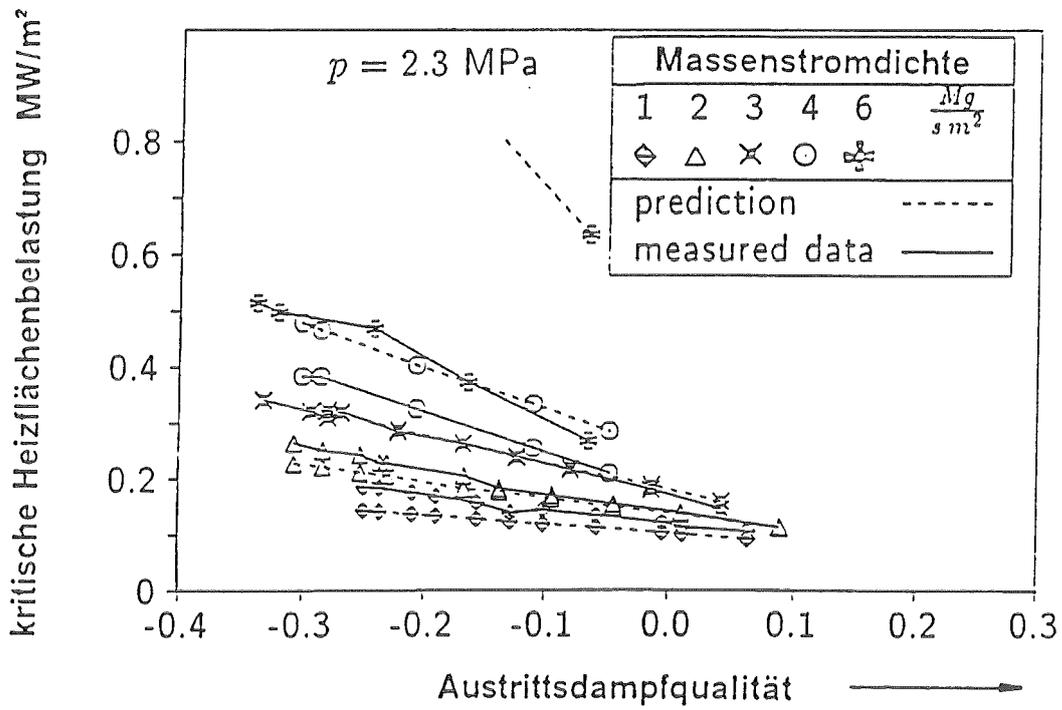


Abb.7 : Versuchsergebnisse in 7-Stabbündeln /6/, KHB über  $X_{ex}$

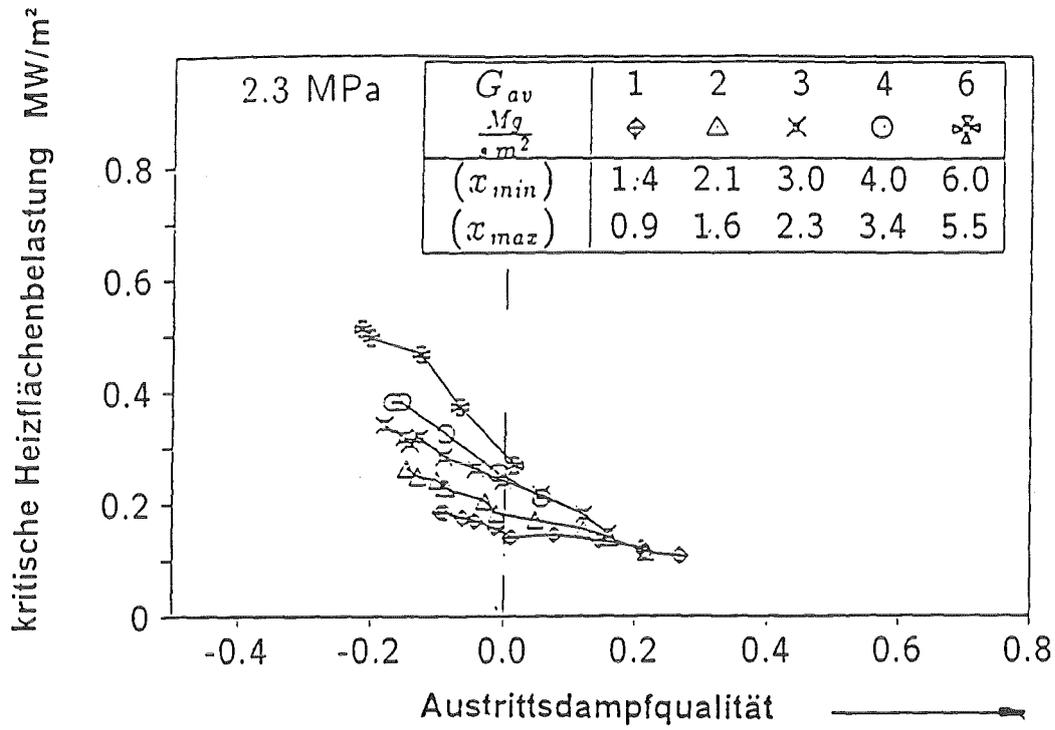
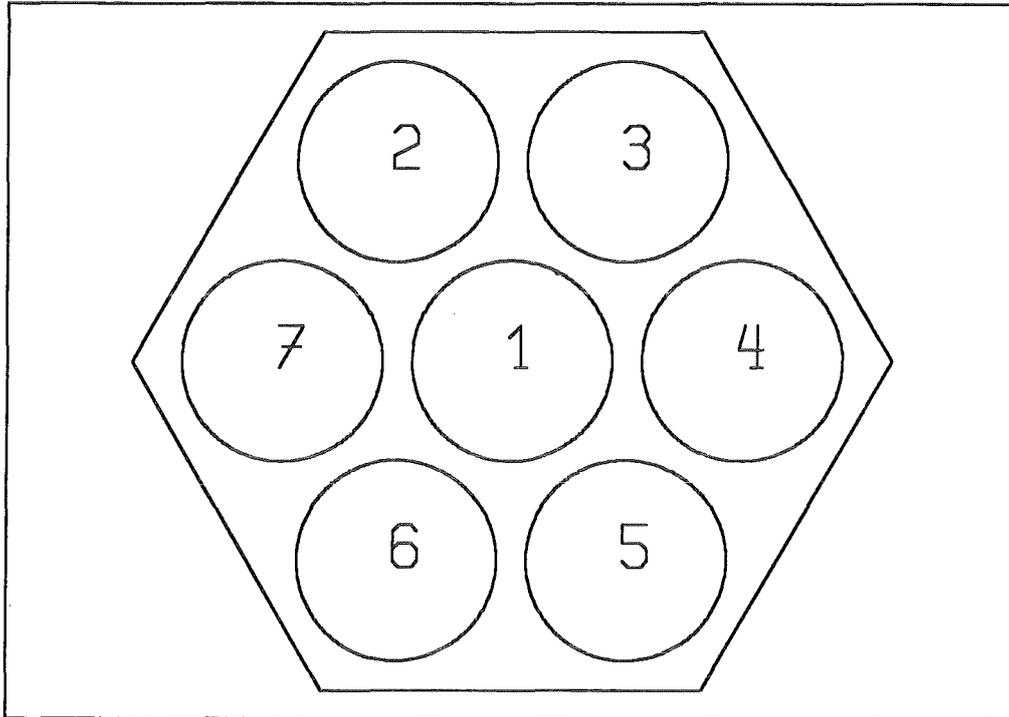


Abb.8 : Versuchsergebnisse in 7-Stabbündeln /6/, KHB über  $X_{ex}$  des Zentralkanals



Versuchsserie	beheizte Stäbe
7 beheizte Stäbe	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7
6 beheizte Stäbe	1, 2, -, 4, 5, 6, 7
5 beheizte Stäbe	1, -, -, 4, 5, 6, 7
3 beheizte Stäbe	1, -, -, -, 5, 6, -

Abb.9 : Leistungsverteilungen in 7-Stabbündeln

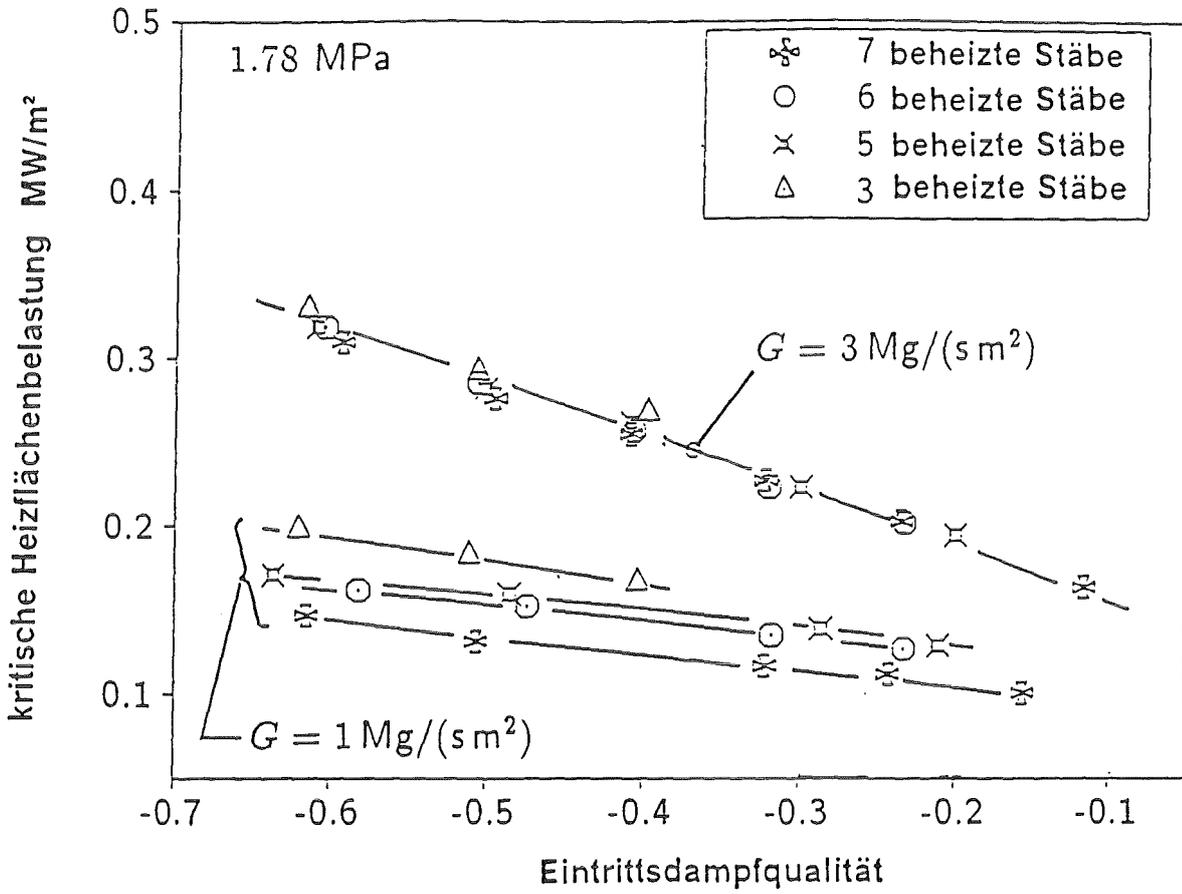


Abb.10 : Einfluß der unbeheizten Stäbe auf KHB /6/, KHB über  $X_{in}$

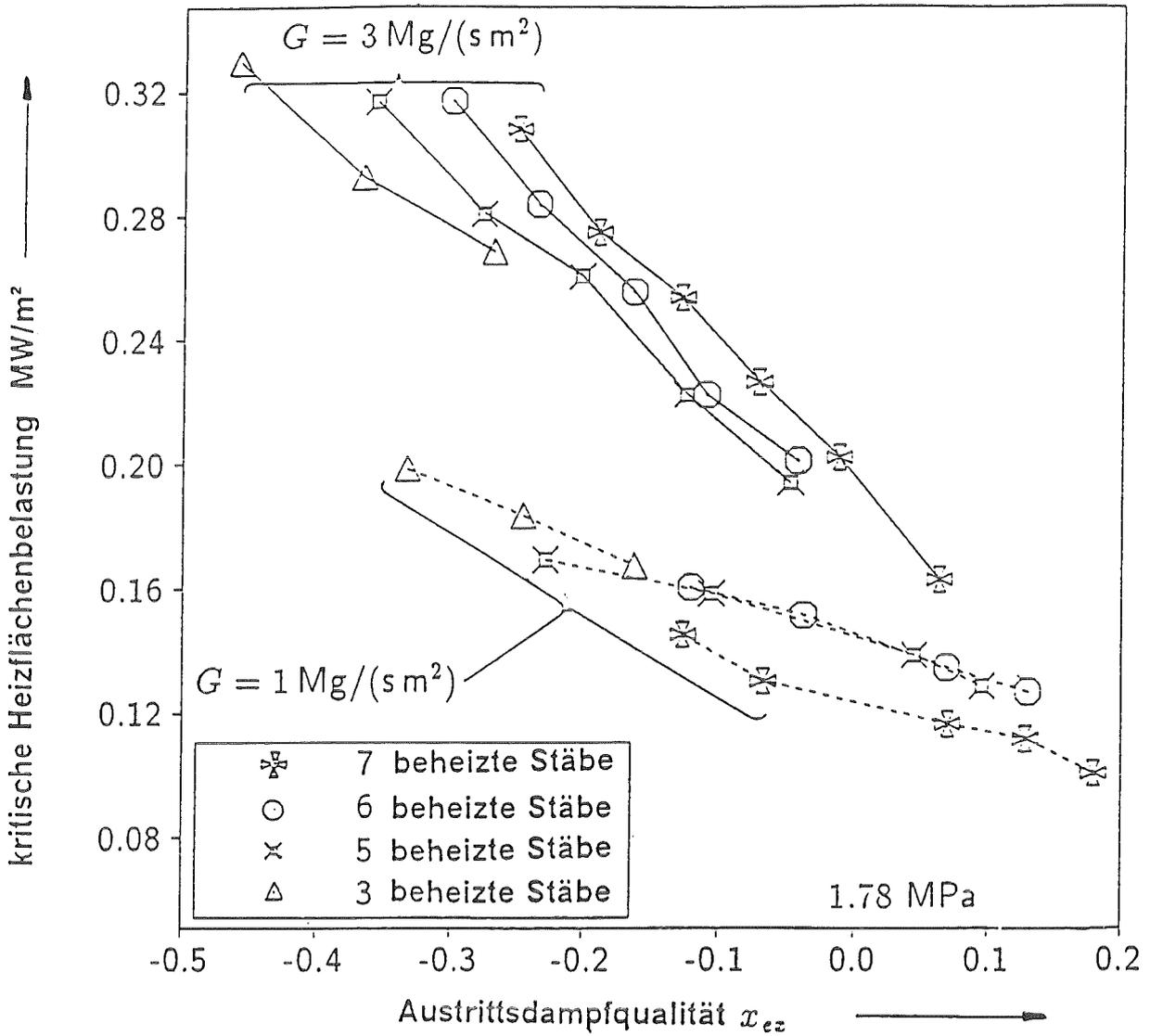
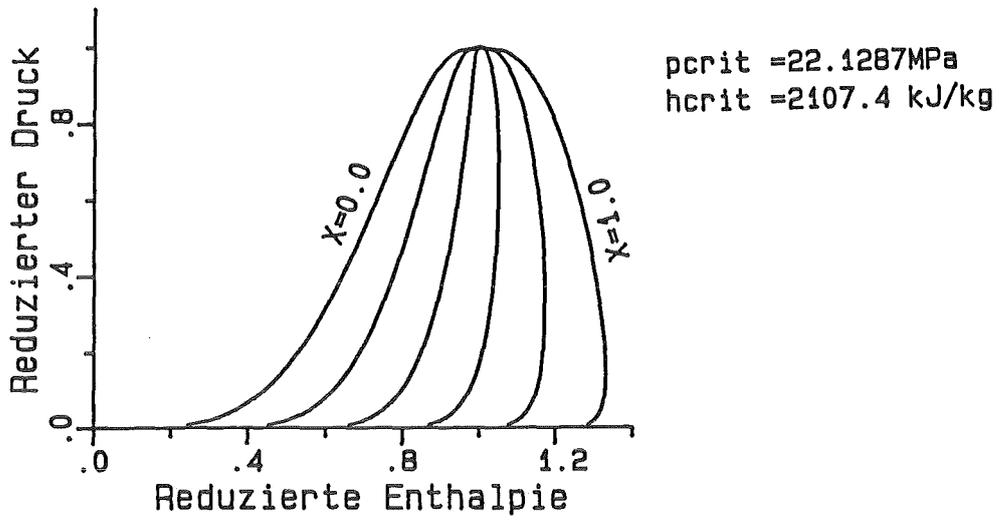
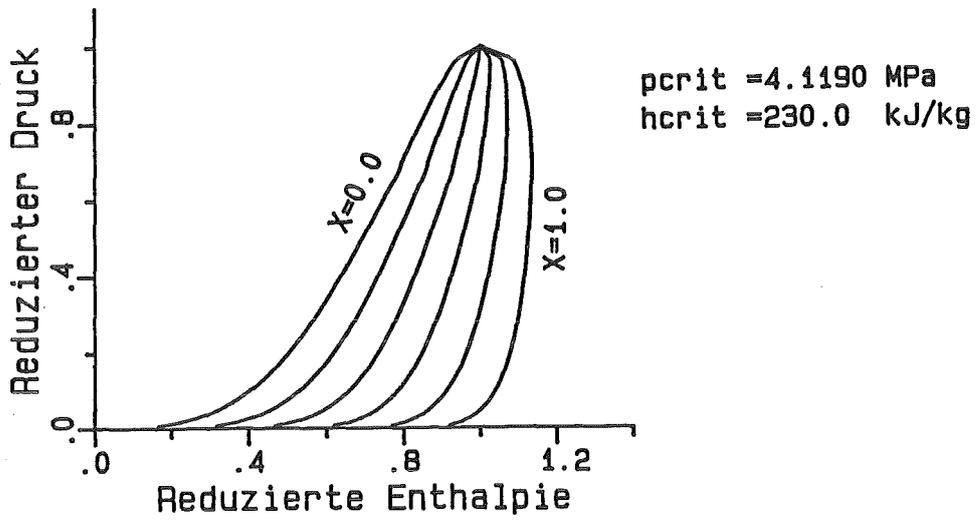


Abb.11 : Einfluß der unbeheizten Stäbe auf KHB /6/, KHB über  $x_{ex}$



(a) Wasser



(b) Frigen

Abb.12 : Reduziertes p-h-Diagramm für Wasser und für Frigen

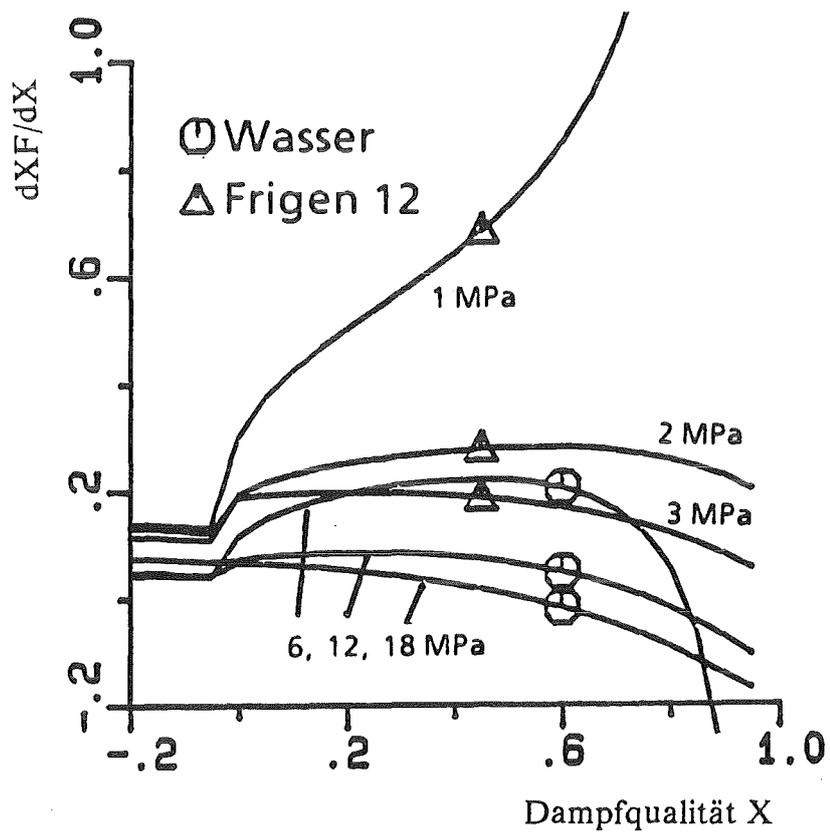


Abb.13 : Druckentlastungseinfluß in Wasser und in Frigen

- 50.02.03 Brennelementverhalten eines FDWR bei Kühlmittelverluststörfällen
- 50.02.03/10A Investigations of the Reflooding Behaviour in Tight Lattice Rod Bundles in the Frame of the FLORESTAN-program (FLORESTAN-Materialtest)  
PRS 0N1H (K. Wiehr, F.J. Erbacher, U. Harten, W. Just; IRB)

### Abstract

This report describes an experiment, which had the aim, to deform Zircaloy-claddings in a triangular bundle array with a pitch over diameter ratio of 1.2 as large as possible by ballooning under internal overpressure. The FLORESTAN-Material Test, which has to be regarded as a proper material test, was performed under test conditions not typical of a reactor.

The bundle consisted of 61 fuel rod simulators with Zircaloy claddings. At a nearly constant cladding temperature of 800°C the claddings were pressurized with Helium-gas of 8.4 MPa. The atmosphere was stagnant steam of 0.4 MPa. The plastic deformation of the claddings developed under isothermal and nearly adiabatic conditions. A very low decay heat simulation, not typical of reactor accident conditions, was chosen to cover heat losses caused by natural convection of the steam and heat losses of the test section.

The assessment of the coolant channel blockage was concentrated on the clads of the 37 inner rod positions. The time of deformation from pressurization to burst was less than one minute. The plastic deformation of the claddings showed a pronounced coplanarity of the locations of the maximum ballooning at the axial midplane of the bundle. This resulted also in deformations of the bundle housing, i.e., the housing attained a convex shape.

The claddings of the rods partially were wrinkled into one another. The result of the experiment were large circumferential strains at burst up to 91% and a resulting theoretical coolant channel blockage for the inner 37 claddings of 100% over an axial length of 7 cm.

50.02.03.10A    Untersuchungen zum Flutverhalten enger Bündelanordnungen  
PRS ON1H        im Rahmen des FLORESTAN-Programmes  
                  (FLORESTAN-Materialtest)  
                  (K. Wiehr, F.J. Erbacher, U. Harten, W. Just - (IRB))

Das Ziel des FLORESTAN-Materialtests [1] (ausführliche Beschreibung) war es, die obere Grenze der Verformbarkeit von Zircaloyhüllen in einem Bündelverband experimentell zu bestimmen. Dazu wurden 61 Brennstabsimulatoren mit Zircaloyhüllen der alten DWR-Abmessungen versehen und in einer hexagonalen Anordnung mit einem p/d-Verhältnis von 1.2 zu einem Bündel zusammengesetzt. Das Bündel war von einem 1 mm starken sechseckigen Bündelkasten mit einer Schlüsselweite von 104 mm umgeben. Die Abb. 1 zeigt die Anordnung der Stäbe im Bündel sowie die Instrumentierung der Heizstäbe (TI), der Hüllen der Brennstabsimulatoren (TE) und des Bündelkastens (TK).

Um das Ziel einer maximalen Verformung zu erreichen, wurden die Stäbe mit 84 bar He-Innendruck beaufschlagt, was bei einem Außendruck von 4 bar (Dampfatosphäre) einen Differenzdruck von 80 bar ergab. Das Experiment wurde bei nahezu adiabaten und isothermen Versuchsrandbedingungen durchgeführt. Das Temperaturplateau, bei dem die plastische Verformung der Zircaloyhüllen stattfand, lag bei 800°C. Dies sind Bedingungen, bei denen in Einzelstabexperimenten die größten Dehnungen [2] auftraten. Es sind jedoch reaktoruntypische Bedingungen. Um ein Temperaturplateau während der plastischen Verformung der Hüllen zu erreichen, mußte die simulierte Nachwärmeleistung nahezu auf Null reduziert werden. Es wurde erwartet, daß bei einer hexagonalen Stabanordnung größere Kühlkanalversperrungen auftreten würden als in einer quadratischen Anordnung.

### Ergebnis.

Einen Überblick über den Verlauf, d.h. die Qualität des vollständigen Versuchsablaufes über die gesamte Zeit der Datenerfassung gibt Abb. 2 wieder. Der eigentliche Versuch, der mit der Druckerhöhung in den Brennstabsimulatoren (etwa 260 Sekunden) beginnt, erstreckte sich nur auf etwa 100 Sekunden der Gesamtzeit. Die Abbildung zeigt den Leistungsverlauf des Transduktors 2/Phase 3, die Temperaturverläufe des Zentralstabes und der diesen umgebenden 6 innersten Stäben sowie die dazugehörigen Innendruckverläufe. Etwa 10 Sekunden nach Zuschalten der Grundlast wurde die Leistung auf etwa 2,9 kW/Stab hoch-

geschaltet. Die Innentemperaturen des Bündels in axialer Bündelmitte stiegen mit etwa 5.5 K/s an. Bei etwa 790°C wurde die Leistung reduziert, um bei etwa 800°C das gewünschte Temperaturplateau zu erreichen. Die Leistung für den Innenbereich des Bündels wurde auf 0,15% und für den Außenkranz auf etwa 1,2% der Vollastleistung abgesenkt, also deutlich unter den 5%-Wert der Nachzerfallswärmeleistung. Der Innendruckverlauf in den Stäben stellte sich in jedem Stab individuell je nach Dehnung ein.

Wertet man die Versuchsdaten der Einzelstäbe kranzweise aus, so lassen sich deutliche Zusammenhänge zwischen den in der Heizstabhülle gemessenen Temperaturen, den Berstdrücken und den Berstzeiten erkennen. In der Tabelle sind die Mittelwerte der Temperaturen und Berstdrücke für die einzelnen Stabreihen (Kränze) von Innen nach Außen ausgewertet, sowie die Berstintervalle angegeben.

Kranz Anz. der Stäbe (Stck)	mittl. Temperatur (°C)	mittl. Berstdruck (Bar)	Berstzeit- intervall (s)	Bemerkungen
Innenkranz mit Zentrum 7	804	65,5	13-23	--
2. Kranz 12	797	63,8	17-26	--
3. Kranz 18	791	63,5	24-39	Stab 34 birst bei 50,6 s (Ausreißer)
Außenkranz ohne Eckstäbe 18	801	66,4	21-43	Stab 123 birst nicht Stab 43 birst bei 52.2s (Ausreißer)
Eckstäbe 6	777	67	56-86	--

Die Tabelle zeigt, daß die gemittelten Temperaturen für den inneren Bündelbereich von Innen nach Außen einen schwachen Temperaturabfall aufweisen, obwohl die inneren 37 Stäbe des Bündels mit gleichen Stableistungen beaufschlagt waren. Ursache hierfür war die unbeheizte Kastenwand, die eine etwa 150 K tiefere Temperatur als die Stäbe aufwies. Da keine Kühlung durch eine Zweiphasenströmung vorlag, kam die kältere Kastenwand als Wärmesenke auch für den inneren Bündelbereich zur Wirkung.

Diese Temperaturunterschiede mit fallender Tendenz vom Zentrum über den 2. und 3. Kranz nach Außen führten zu verlängerten Berstzeiten und zu niedrigeren Berstdrücken. Die Stäbe des Außenkranzes waren stärker beheizt, da sie den Bündelkasten mit aufzuheizen hatten. Dadurch bildeten sich auf dem Hüllrohrumfang der Stäbe azimutale Temperaturunterschiede aus, was dazu führte, daß die Hüllen bei niedrigeren Dehnungen und damit höheren Innendrücken barsten.

Abb. 3 zeigt einen Bündelquerschnitt an der Stelle der maximalen Kühlkanalversperrung. Die Konturen der verformten Zircaloyhüllen spiegeln die zeitliche Folge des Berstens der Zircaloyhüllen wieder.

Die Hüllen des Innenkranzes mit Zentralstab barsten als erste Gruppe und die nun vom Innendruck entlasteten Hüllen wurden von den sich noch verformenden Hüllen des zweiten Kranzes zusammengedrückt. Die Hüllen des dritten Kranzes barsten noch etwas später als die des zweiten Kranzes und zeigen eine weniger zusammengedrückte Kontur mit größeren kreisähnlichen Versperrungsflächen. Die Hüllen des Außenkranzes, die der Eckstäbe ausgenommen, barsten im Zeitintervall des zweiten und dritten Kranzes bei erhöhtem Druckniveau (siehe Tab.) und verursachten das Aufbeulen des Kastens. Sie sind relativ wenig zusammengedrückt, wiesen jedoch während der Verformung alle starke azimutale Temperaturverteilungen auf, was das höhere mittlere Druckniveau beim Bersten gegenüber den Innenstäben (etwa 2-3 bar) erklärt. Die unterschiedliche Wandstärkenabnahme mit der dickeren Wandstärke zur kälteren Kastenwand hingerrichtet ist deutlich in der Abbildung zu erkennen. Die Eckstäbe barsten als letzte und weisen nahezu kreisrunde Konturen der Hüllen auf.

Dieses Experiment verdeutlicht die große Abhängigkeit der Verformung von der Höhe des Temperaturniveaus und der azimutalen Temperaturverteilung auf dem Hüllrohrumfang.

Die Abhängigkeit der Berstzeiten von der Temperatur ist in Abb. 4 wiedergegeben. Die aufgetragenen Meßpunkte sind die unkorrigierten Heizstabtemperaturen in axialer Stabmitte zum Berstzeitpunkt. Im Innenbereich des Bündels (37 Stäbe) stimmen die gemessenen Innentemperaturen sehr gut mit den Hüllrohrtemperaturen überein, da sich die radialen Temperaturunterschiede in den Stäben, die in der Aufheizphase entstanden waren, bis zum Berstzeitpunkt wegen der gewählten Prozeßführung wieder völlig ausgleichen konnten. Bei den

Stäben des Außenkranzes war dies wegen der kälteren Kastenwand nicht möglich, so daß sich einerseits azimutale Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang, andererseits radiale Temperaturprofile in den Stäben ausbildeten. Die tatsächlichen Hüllrohrtemperaturen des Außenkranzes waren niedriger als die in der Graphik eingetragenen Heizstabtemperaturen. In verstärktem Maße gilt dies für die spät berstenden Eckstäbe des Außenkranzes, da die Wärmeabgabe dieser Stäbe an den kälteren Bündelkasten entsprechend höher war und die Temperaturen der Eckstäbe etwa 20 K niedriger waren als die der übrigen Stäbe des Außenkranzes [1]. Der eingezeichnete Kurvenverlauf ist das Ergebnis von Rechnungen mit dem REBEKA-Berstmodell. Das Modell wurde an Einzelstabversuchen bei adiabaten, isothermen Versuchsrandbedingungen verifiziert und zeigt eine recht gute Übereinstimmung mit den Daten des Materialtests.

Abb. 5 zeigt eine Ansicht auf das verformte 61-Stabbündel im axialen Mittelbereich in der Mittelebene. Die starke Verformung der Hüllen im Mittelbereich des Bündels und eine ausgeprägte Koplanarität der Berststellen sind deutlich zu erkennen. Die ausgeprägte Koplanarität der Berststellen im Innenbereich des Bündels war durch die nahezu adiabate Prozeßführung bedingt. Die Verformung begann im heißesten Bereich in Bündelmitte. Durch die sich verschwächende Wandstärke nahm die Spannung zu, die Temperatur der Hülle blieb jedoch konstant, da die äußere Kühlung fehlte. Damit nahm die Dehnung an der Stelle einmal begonnener Verformung weiter zu. Es entstand eine ausgeprägte koplanare, lokale Hüllrohrverformung.

In einem Bündelexperiment mit ähnlichem integralen Hüllrohrtemperaturverlauf, jedoch bei repräsentativer Wärmeleistung und Kühlung während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles, führt eine lokal sich vergrößernde Hüllrohroberfläche lokal auch zu einer Hüllrohrtemperaturabsenkung und es kommt zu einer Verlangsamung bzw. zum Stillstand der Verformung. Andere axiale Hüllrohrbereiche, bei denen der Spalt zwischen Wärmequelle und Hülle kleiner ist, erreichen nun höhere Temperaturen und beginnen zu verformen. Dieser negative Temperaturrückkopplungseffekt über eine sich vergrößernde Hüllrohroberfläche fehlte jedoch beim FLORESTAN-Materialtest. Das axiale Leistungs- bzw. Temperaturprofil bei fehlender Kühlung der Hülle ist also die Ursache für diese koplanare Dehnung im inneren Bereich des Bündels.

Abb. 6 zeigt die Dehnungsverläufe aller 61 Hüllen über der axialen beheizten Länge sowie die sich daraus errechnende Kühlkanalversperrung.

Betrachtet man die Dehnungsverläufe der Hüllen des äußeren Kranzes und der inneren 37 Hüllen getrennt (Abb. 7 und 8), so werden die oben beschriebenen Phänomene noch deutlicher. Die Außenhüllen zeigen zwei Dehnungsmaxima, eines in axialer Bündelmitte, das zweite unterhalb des nächsten Abstandshalters.

Ein Teil der Hüllen des Außenkranzes barst unterhalb des mittleren Abstandshalters. Verantwortlich dafür war die sich im Bündel durch Naturkonvektion ausbildende Strömung. Im Innenbereich des Bündels bildete sich eine schwach aufwärtsgerichtete Strömung aus, wohingegen im Außenbereich des Bündels eine schwach abwärtsgerichtete Strömung vorherrschte, die durch die kältere Kastenwand hervorgerufen wurde.

Die 37 Innenhüllen dagegen weisen ein ausgeprägtes Dehnungsmaximum etwas oberhalb der Bündelmitte auf. Dabei treten Umfangsdehnungszunahmen von bis zu 91% auf. Daraus errechnet sich für den Innenbereich des Bündels eine theoretische Kühlkanalversperrung von 100% über einen axialen Bereich von etwa 7 cm. Die Rechnung berücksichtigt jedoch nicht die starke Einfaltung der Hüllrohrkonturen, sondern errechnet Sechseckkonturen, die die Kühlkanäle versperren. Das tatsächliche Bild der Verformungen (Abb. 3) zeigt, daß selbst bei so hohen Verformungsgraden noch kleine Kühlkanalöffnungen selbst im Bereich maximaler Kühlkanalversperrung vorhanden sind.

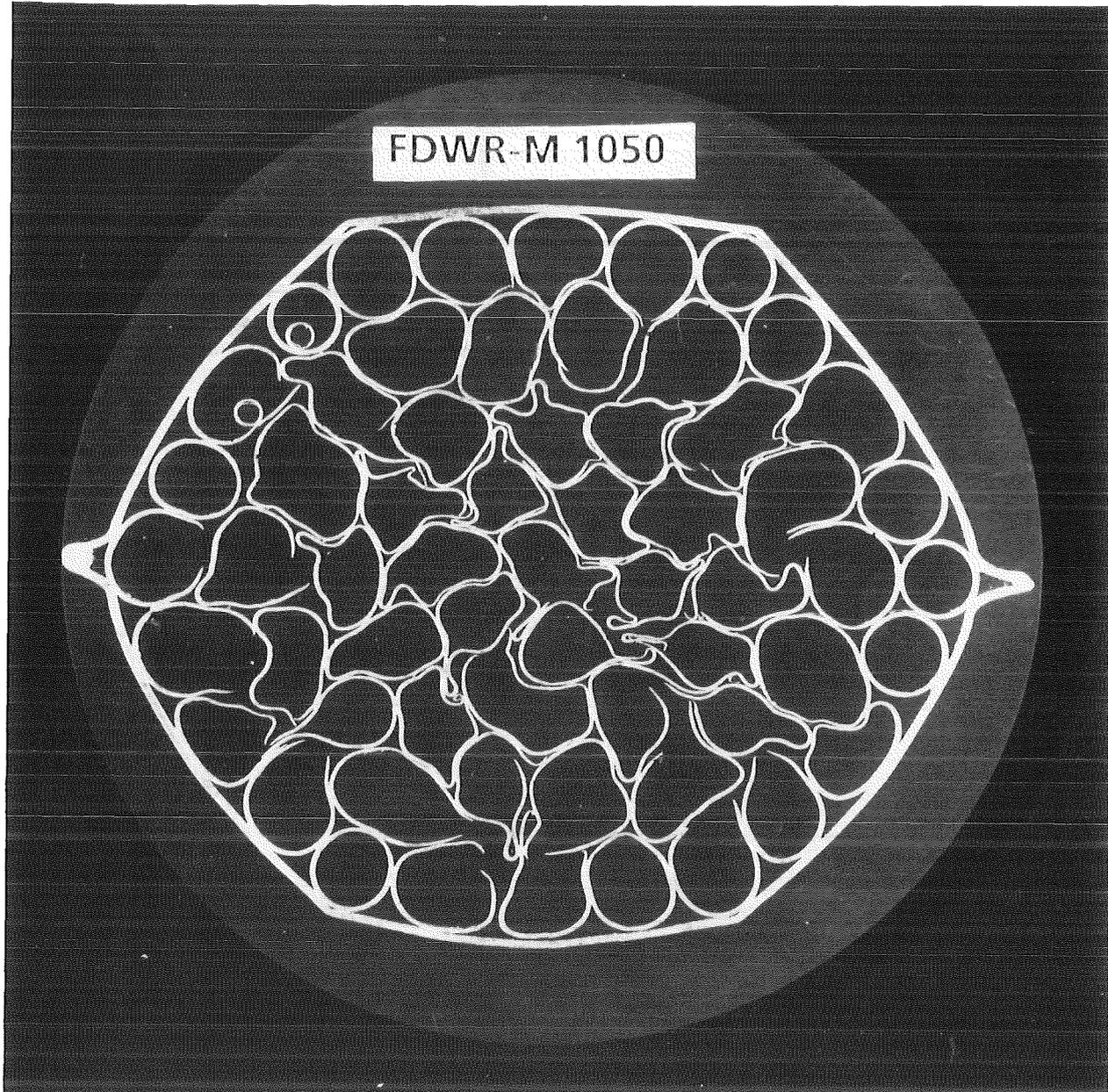
Das Experiment zeigt, daß das Verformungspotential der Zircaloyhüllen in einer hexagonalen Geometrie deutlich größer ist als in einer quadratischen Anordnung. Zur Beurteilung der Kühlkanalversperrung unter Kühlmittelverluststörfallbedingungen ist ein Hüllrohrverformungsexperiment unter repräsentativen Kühlbedingungen mit FDWR-Hüllrohr und dem richtigen  $p/d$ -Verhältnis erforderlich.

## Literatur

- [1] K. Wiehr, FLORESTAN-Materialtest, KfK 4694, März 1990.
- [2] H.G. Weidinger et al.; Loca-Fuel Rod Behaviour of KWU-Pressurized Water Reactors, CSNI-Report No. 13, Spatind, Norway, Sept. 1976.

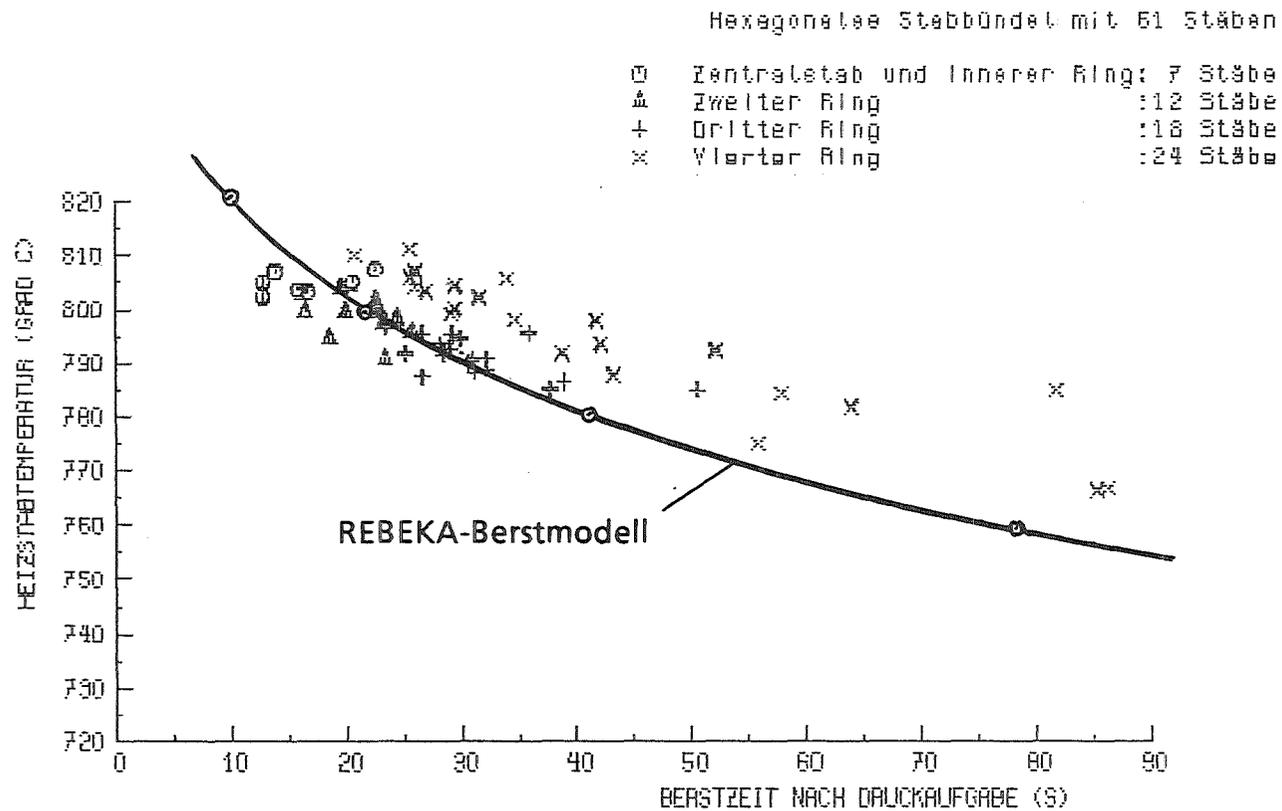




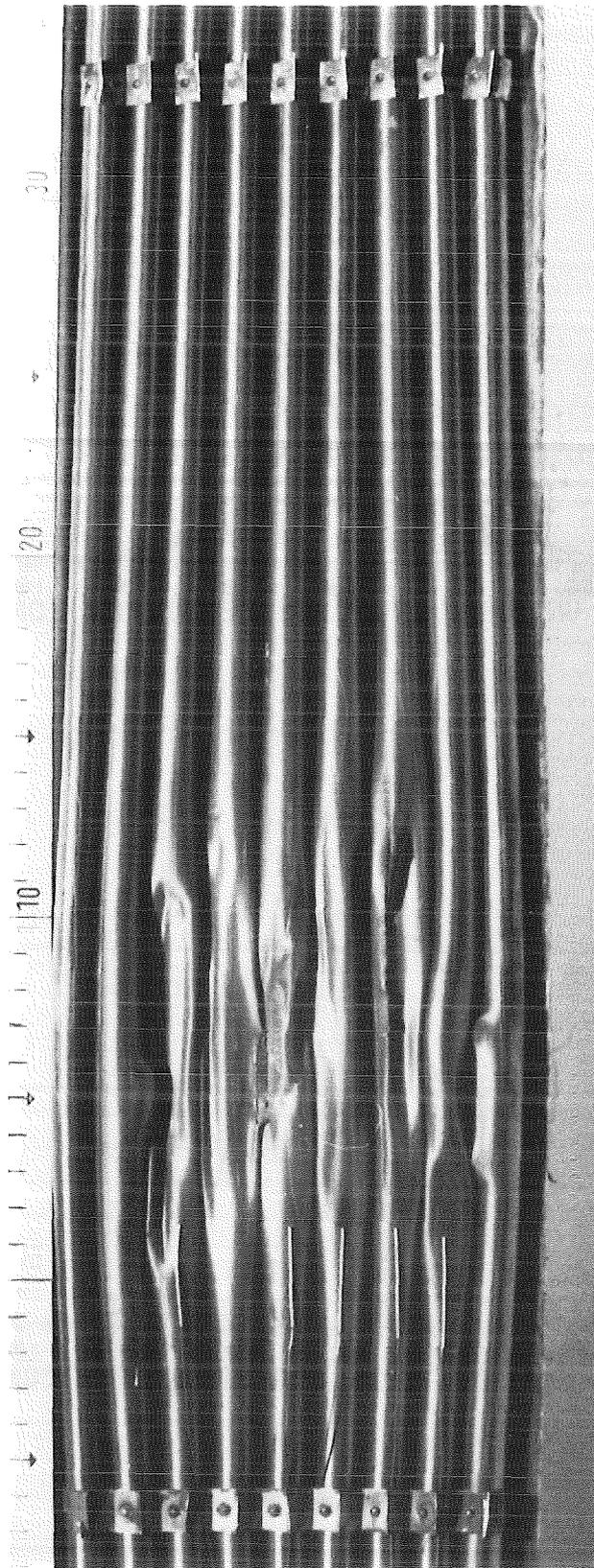


**Abb. 3 FLORESTAN-Materialtest.**

Bündelquerschnitt bei max. Kühlkanalversperrung

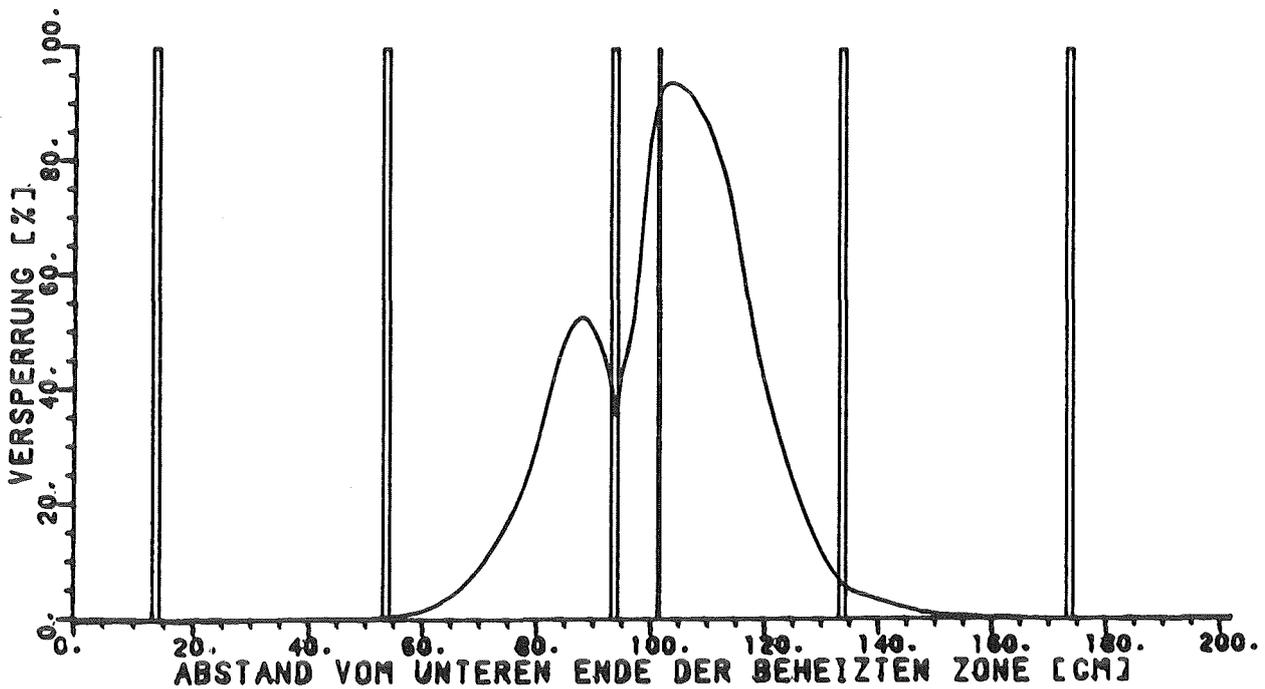
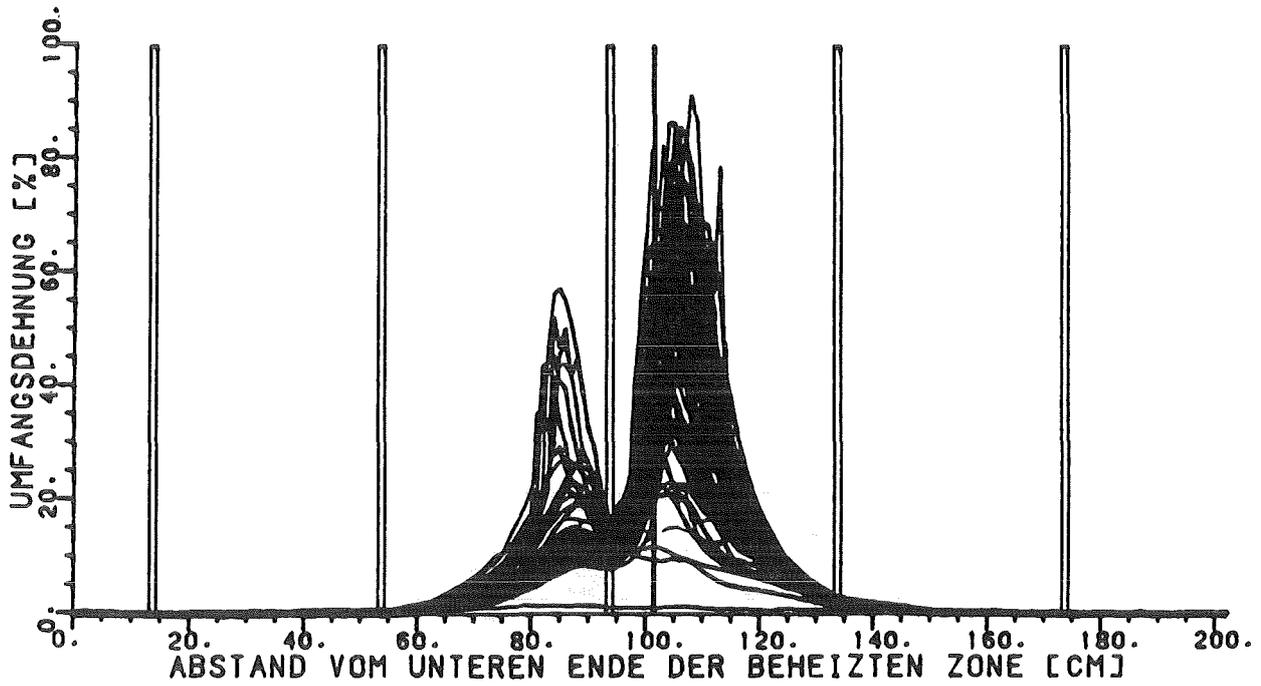


**Abb. 4** Berstzeiten der Zyr-Hüllrohre in Abhängigkeit von der Heizstabtemperatur zum Berstzeitpunkt.

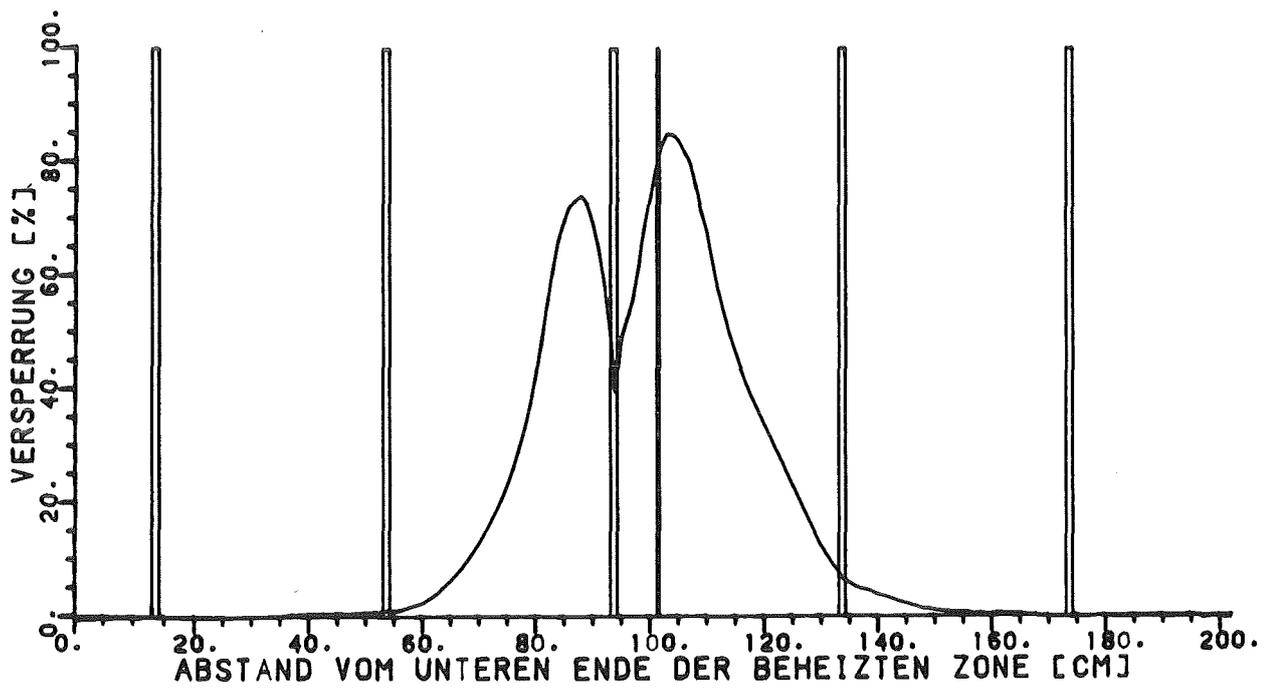
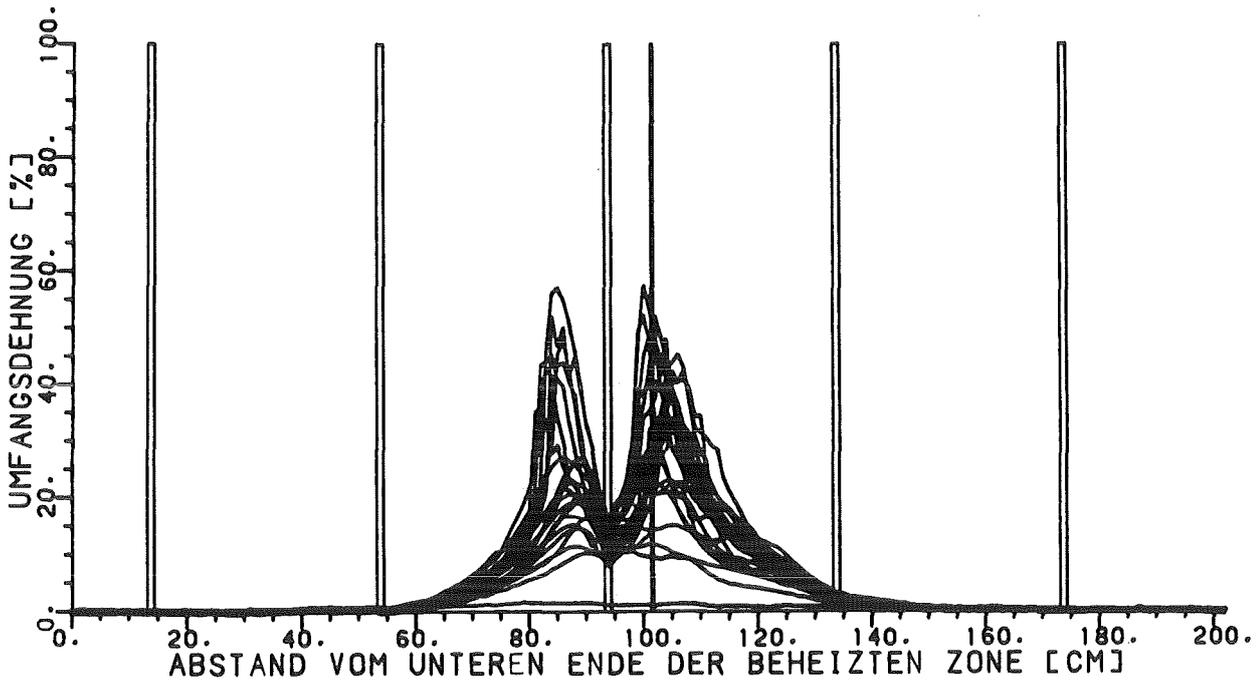


**Abb. 5 FLORESTAN-Materialtest.**

Ansicht auf verformtes 61-Stabbündel (Mittelebene)

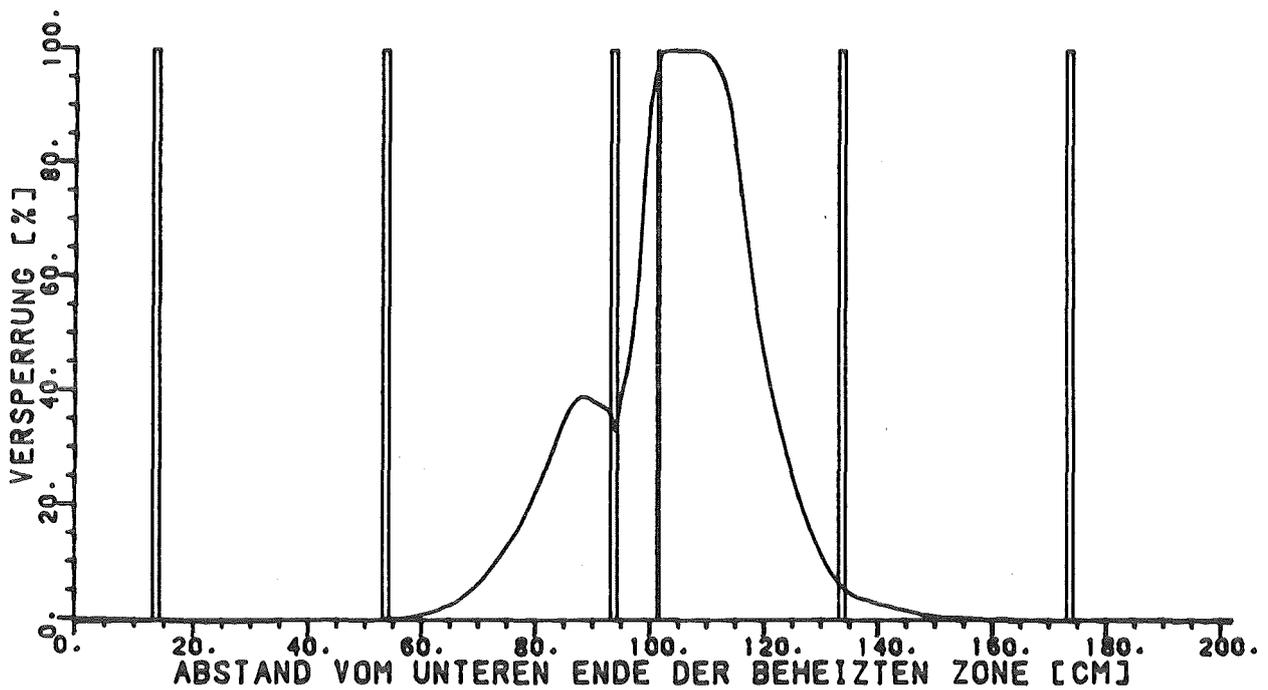
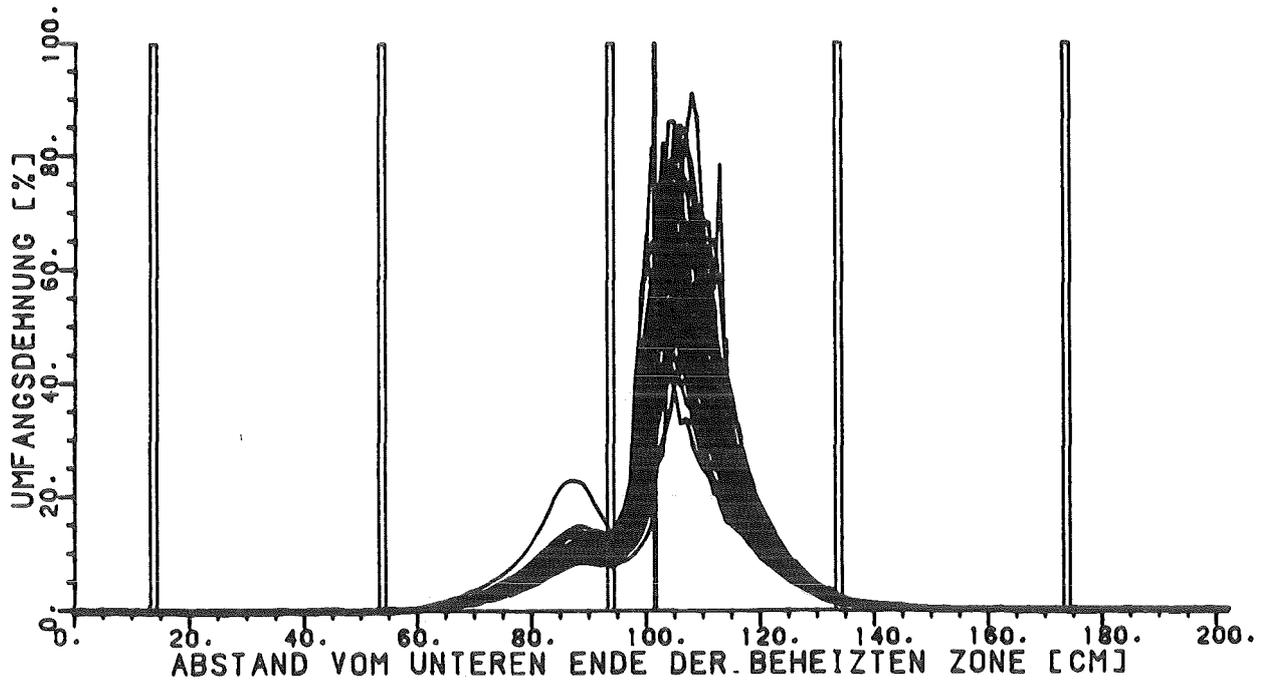


**Abb. 6 FLORESTAN - Materialtest**  
**Dehnungsprofile aller 61 Stäbe mit Kühlkanal-**  
**versperrung**



KfK

**Abb. 7 FLORESTAN - Materialtest**  
**Dehnungsprofile der 24 Stäbe des Außen-**  
**kranzes mit Kühlkanalversperrung**



**Abb. 8 FLORESTAN - Materialtest**  
**Dehnungsprofile der 37 Innenstäbe mit**  
**Kühlkanalversperrung**

## Literatur

- AL-OMARI, I.; BURKART, K.; EHRHARDT, J.; FISCHER, F.; HASEMANN, I.; KAZAKIS, I.; MEYER, D.; PAESLER-SAUER, J.; PANITZ, H.J.; QU, J.; RAFAT, M.; RASKOB, W.; STEINHAEUER, C.  
Entwicklung von Methoden zur Abschaetzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfaellen.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.181-97
- ALSMEYER, H.  
Recent results from BETA/WECHSL melt-concrete interaction analysis.  
Proc.of the Internat.Conf.on Thermal Reactor Safety, Avignon, F, October 2-7, 1988 Vol. 3  
Paris : Societe Francaise d'Energie Nucleaire, 1988 S.897-906
- ALSMEYER, H.; FOIT, J.; STIEFEL, S.; TROMM, W.  
Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.88-99
- ALSMEYER, H.  
Core debris/concrete interaction during a severe reactor accident.  
Seminar on Fission Product Transport Processes in Reactor Accidents, Dubrovnik, YU, May 22-26, 1989
- BAYER, A.; AL-OMARI, I.; TROMM, W.  
Abschaetzung der Radionuklidverteilung und der Strahlenexposition bei Auslaugung einer erstarrten Kernmaterial-Beton-Schmelze durch Grundwasser.  
KfK-4512 (Oktober 89)
- BETHGE, K.  
Ausbreitung von halbelliptischen Oberflaechenrissen in ferritischen und austenitischen Stahlplatten unter thermozyklischer Belastung.  
KfK-4575 (Mai 89)  
Dissertation, Universitaet Karlsruhe 1989
- BETHGE, K.; MUNZ, D.; STAMM, H.  
Wachstum halbelliptischer Oberflaechenrisse in einem austenitischen Stahl unter Thermoermuedungsbelastung.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.106-16
- BOEHME, R.  
Zum Einfluss der Berechnungsmethoden auf Ksub(unendlich) und Wirkungsquerschnitte von PROTEUS-Anordnungen.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.199-213
- BROEDERS, C.; WIEGNER, E.; KLUEVER, B.  
Erweiterungen des Programmsystems KARBUS (Karlsruhe Reactor Burnup System).  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.214-20
- BUNZ, H.; KOYRO, M.; PROPHETER, B.; SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.  
Aerosolverhalten beim Kernschmelzen.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.68-86
- BURKART, K.  
Entscheidungsrelevante Probleme des Katastrophenschutzes.  
Seminar ueber das Stoerfalleitsystem CAIRE fuer Echtzeitanwendungen, Aachen, 19.September 1989
- CHAWLA, R.; BERGER, H.D.; DREIER, J.; BOEHME, R.; BOURQUIN, P.; BROGLI, R.; GMUER, K.; GRAF, H.; HAGER, H.; PELLONI, S.; SEILER, R.; STEINER, T.; STEPANEK, J.; THOMI, P.; VONTOBEL, P.; ANALYTIS, G.; FREI, E.; STIERLI, F.; VARADI, G.; VOSER, L.; YANAR, S.; YADIGAROGLU, G.  
Experimental research on the reactor physics and LOCA thermal-hydraulics of light water high conversion reactors.  
PSI Nuclear Energy Research Progress Report 1989  
Annex IV S.3-21
- CIGARINI, M.; DALLE DONNE, M.  
The reflooding phase after a loss-of-coolant accident in an advanced pressurized water reactor.  
Nuclear Technology, 84(1989) S.33-53
- CIGARINI, M.  
Evaluation of forced reflooding experiments in APWR-geometry (NEPTUN-III facility) using the advanced computer code FLUT-FDWR.  
KfK-4585 (Juni 89)
- CLASS, G.; EBERLE, F.; GERING, G.; MEYDER, R.; PHILIPP, P.; LANG, G.; SENGPHEL, W.  
Untersuchungen zu transienten Austauschvorgaengen in Zweiphasenstroemungen (NOVA-Vorhaben).  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.116-27
- CLASS, G.  
Computertomographie zur Messung der raeumlichen Verteilung des Gasgehaltes in Gas-Fluessigkeits-Zweiphasenstroemungen.  
GVC-Fachausschuss 'Mehrphasenstroemungen', Berlin, 9.-10.Maerz 1989

- DALLE DONNE, M.; SORDON, G.  
Heat transfer in beds of pebbles with equal and different thermal conductivity.  
Mueller, U. [Hrsg.]  
NURETH-4 : Proc.of the 4th Internat.Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Karlsruhe, October 10-13, 1989  
Vol. 2 S.871-77  
Karlsruhe : Braun, 1989
- DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; WILHELM, J.G.  
Off-gas cleaning devices for containment venting system.  
First, M.W. [Hrsg.]  
Proc.of the 20th DOE/NCR Nuclear Air-Cleaning Conf., Boston, Mass., August 22-25, 1988  
S.709  
NUREG/CP-0098  
CONF-880822
- DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; MARTINSTEIG, H.; BETHKE, G.  
Einspannvorrichtung fuer Filterelemente aus Edelstahlfaserpaketen.  
DE-OS 37 23 887 (26.1.1989)
- DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; MARTINSTEIG, H.  
Einspannvorrichtung fuer Filterelemente aus Edelstahlfaserpaketen bzw. -matten.  
DE-OS 37 23 888 (26.1.1989)
- EBERLE, F.; GOELLER, B.; KRIEG, R.; LANG, G.; LANG, K.H.; SCHARNOWELL, R.; WOLF, E.  
Dynamisches Verhalten von DWR-Sicherheitsbehaeltern.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.101-04
- EBERLE, F.; GOELLER, B.; KRIEG, R.  
Dynamisches Verhalten des duennwandigen, kugelfoermigen Sicherheitsbehaelters von Druckwasserreaktoren.  
Vortr.: Seminar 'Maschinendynamik', Universitaet Darmstadt, 7.Dezember 1989
- EHRHARDT, J.  
Nuclear accident consequence assessments - status and future developments.  
Ninkovic, M.M. [Hrsg.]  
Radiation Protection Selected Topics : Proc.of the 30th Anniversary Symp., Dubrovnik, YU, October 2-6, 1989  
Beograd : Boris Kidric Inst., 1989 S.663-74
- EHRHARDT, J.  
Unfallfolgenmodelle.  
Fortbildungsseminar 'Reaktorsicherheit' der Kerntechnischen Gesellschaft e.V., Offenbach, 9.November 1989
- EHRHARDT, J.  
Uncertainty and sensitivity analysis of UFOMOD: applications.  
DOE/CEC Workshop on 'Uncertainty Analysis in Accident Consequence Assessments', Santa Fe, N.M., November 13-16, 1989
- EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.; KESSLER, G.  
Radioactivity release and health consequences by filtered containment venting.  
SMIRT Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Los Angeles, Calif., August 10-11, 1989
- EHRHARDT, J.  
THE COSYMA code for probabilistic accident consequence assessment.  
Workshop on Nuclear Accident Consequence Assessment and Countermeasures, Annual CEC-DOE Meeting, Louvain, B, October 8-11, 1989
- ENSINGER, U.; RUEDINGER, V.; WILHELM, J.G.  
Efficiency of HEPA filters at elevated temperatures: investigations with the TiO<sub>2</sub> test method.  
First, M.W. [Hrsg.]  
Proc.of the 20th DOE/NCR Nuclear Air-Cleaning Conf., Boston, Mass., August 22-25, 1988  
S.334-47  
NUREG/CP-0098  
CONF-880822
- ERBACHER, F.J.; JUST, W.; NEITZEL, H.J.; SCHAEFFNER, P.; WIEHR, K.  
Untersuchungen in Freon zur kritischen Heizflaechenbelastung eines FDWR (KRISTA-Programm).  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.222-27
- FISCHER, F.; RAICEVIC, J.; PAESLER-SAUER, J.  
Uncertainty analyses for the atmospheric dispersion submodule of UFOMOD with emphasis on parameter correlations.  
KfK-4447 (August 89)
- FISCHER, F.; EHRHARDT, J.; BURKART, K.  
Uncertainty analyses of the countermeasures module of the program system UFOMOD.  
KfK-4472 (Oktober 89)
- FISCHER, F.  
Uncertainty and sensitivity analyses of UFOMOD - methods.  
DOE/CEC Workshop on 'Uncertainty Analysis in Accident Consequence Assessments', Santa Fe, N.M., November 13-16, 1989
- GOELLER, B.; EBERLE, F.; KRIEG, R.; RAFF, S.; WOLF, E.  
Special aspects of dynamic containment behaviour.  
10th Internat.Conf.on Structural Mechanics in Reactor Technology, Anaheim, Calif., August 14-18, 1989
- HAGEN, S.; HERING, W.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; SEPOLD, L.  
CORA-Buendelexperimente zu schweren Kernschaeden.  
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 34(1989) S.43-49
- HAGEN, S.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; SEPOLD, L.  
Results of the CORA experiments on severe fuel damage with and without absorber material.  
Yilmaz, S.B. [Hrsg.]  
Heat Transfer and Fuel Behavior in Nuclear Reactor Accidents : 26th ASME/AIChE/ANS National Heat Transfer Conf., Philadelphia, Pa., August 6-9, 1989  
New York, N.Y. : AIChE, 1989. - S.135-46 (AIChE Symposium Series : Vol. 85 ; 269)
- HAGEN, S.; HERING, W.; SEPOLD, L.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.  
Ergebnisse der CORA-Versuche zum Verhalten von LWR-Brennstaebeben bei schweren Reaktorstoerfaellen.  
KfK-Nachrichten, 21(1989) S.153-63

- HAGEN, S.; DOEBELE, R.; GRUENHAGEN, A.; HEINE, R.; HERING, W.; MALAUSCHEK, H.; PAROTH, N.; SEPOLD, L.; WALLENFELS, K.P.; VOGEL, K.; BENZ, H.; GIESSMANN, H.; HEIL, O.; ROETZEL, W.; ROEHLING, H.J.; PFANN, PH.  
 Cup-of-pile Buendelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschaden (CORA-Programm): Versuche CORA-5 und CORA-12 zum Einfluss von AgInCd-Absorbern auf das Schadensverhalten.  
 Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.] Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1988.  
 KfK-4550 (Juli 89) S.2-27
- HAGEN, S.; SEPOLD, L.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.  
 Recent results of CORA bundle experiments and related separate-effects studies.  
 13th NSTT and Severe Accident Research Review Meeting, Tokyo, J, November 21-22, 1989
- HAGER, H.; SEILER, R.; CHAWLA, R.; BERGER, H.D.; BOEHME, R.  
 Die Realisierung weiterer Untersuchungen zur FDWR - Physik in PROTEUS.  
 Jahrestagung Kerntechnik 89. Duesseldorf, 9.-11. Mai 1989  
 Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
 Bonn : INFORUM 1989 S.15-18
- HASCHKE, D.; SCHOECK, W.  
 Results of the DEMONA aerosol removal demonstration experiments.  
 OECD(NEA)/CEC Workshop on Water-Cooled Reactor Aerosol Code Evaluation and Uncertainty Assessment, Bruxelles, B, September 9-11, 1987  
 EUR-11351-EN (1988) S.88-99
- HENNIES, H.H.; KUCZERA, B.  
 L'etat actuel de la recherche internationale en matiere de surete des reacteurs.  
 Conception et Surete des Reacteurs a Eau Sous Pression d'Allemagne Federale, Paris, F, 20 Octobre 1987  
 Recueil de Communications  
 Paris : Societe Francaise d'Energie Nucleaire, 1987 S.162
- HENNIES, H.H.  
 Die Kernenergie in unserer Zukunft.  
 SVA-Bulletin, 30(1988) Nr. 15, S.33
- HENNIES, H.H.  
 Ergebnisse der Reaktorsicherheitsforschung fuer deutsche Leichtwasserreaktoren.  
 Kernenergie, eine Energiequelle fuer die Zukunft : Tagung, Hannover, 24.-25. Februar 1988  
 Duesseldorf : VDI-Verl., 1988. - S.57 (VDI-Berichte ; 668)
- HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; EIBL, J.  
 Improved containment concept for future pressurized water reactors.  
 Moellendorf, U.von; Goel, B. [Hrsg.] Emerging Nuclear Energy Systems (ICENES '89) : Proc.of the 5th Internat.Conf., Karlsruhe, July 3-6, 1989  
 Singapore [u.a.] : World Scientific, 1989 S.19-24  
 Internat. Workshop on Safety of Nuclear Installations of the Next Generation and Beyond, Chicago, Ill., August 28-30, 1989
- HERING, W.  
 Analytical evaluation of CORA experiments using an extended SCDAP version.  
 Yilmaz, S.B. [Hrsg.] Heat Transfer and Fuel Behavior in Nuclear Reactor Accidents : 26th ASME/AICHE/ANS National Heat Transfer Conf., Philadelphia, Pa., August 6-9, 1989  
 New York, N.Y. : AIChE, 1989. - S.141 (AIChE Symposium Series : Vol. 85 ; 269)
- HERING, W.  
 Entwicklung eines Simulatormoduls fuer das CORA-Experiment zum Einsatz im SFD-Code SCDAP.  
 KfK-4493 (April 89)
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SKOKAN, A.  
 Reactor core materials interactions at very high temperatures.  
 Proc.of the Internat.Conf.of the American Nuclear Society, Washington, D.C., October 30 - November 4, 1988  
 Transactions of the American Nuclear Society, 57(1988) S.405-06  
 Nuclear Technology, 87(1989) S.146-86
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SKOKAN, A.  
 Chemical interactions of reactor core materials up to very high temperatures.  
 KfK-4485 (Januar 89)
- HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.; SPINO, J.  
 Reaction behaviour of B<sub>4</sub>C absorber material with stainless steel and zircaloy in severe LWR accidents.  
 KfK-4598 (Juli 89)  
 CNEANT-10/89 (Juli 89)
- HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.; SPINO, J.  
 Chemical interactions between Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, which is used in burnable poison rods, and zircaloy-4 up to 1500°C.  
 Journal of Nuclear Materials, 166(1989) S.287-99
- HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.; SPINO, J.; BURBACH, J.; METZGER, H.  
 Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen.  
 Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.] Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1988.  
 KfK-4550 (Juli 89) S.29-46
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SEPOLD, L.  
 Chemisch-physikalisches Verhalten von LWR-Brennelementkomponenten bei schweren Reaktorstoerfaellen (CORA-Versuchsprogramm). Hauptversammlung der Deutschen Gesellschaft fuer Metallkunde, Karlsruhe, 16.-19.Mai 1989
- HOFMANN, P.  
 Ergebnisse der Nachuntersuchungen von CORA-Brennstabbuendeln und von begleitenden Einzeleffektuntersuchungen.  
 Seminar zur LWR-Sicherheitsforschung im Rahmen des WTZ-Abkommens BRD-UdSSR, Karlsruhe, 18.-21.September 1989
- JACOBS, H.  
 Steam explosions during light water reactor meltdown accidents.  
 3rd Internat.Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Los Angeles, Calif., August 10-11, 1989

- JACOBS, H.; KRIEG, R.  
Discussion of steam explosion structural consequences in German pressurized water reactors.  
3rd Internat. Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Los Angeles, Calif., August 10-11, 1989
- KLEYKAMP, H.; PEJSA, R.; GOTTSCHALG, H.D.; FRITZEN, R.  
Elemental and structural analysis on samples from TMI-2 core. Preliminary results.  
CSNI Task Group on Three Mile Island-2, Karlsruhe, May 29 - June 1, 1989
- KUCZERA, B.  
Status und Trends der LWR-sicherheitsorientierten Forschungsarbeiten im KfK.  
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 34(1989) S.37-42
- KUCZERA, B.; WILHELM, J.G.  
Druckentlastungseinrichtungen fuer LWR-Sicherheitsbehälter.  
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 34(1989) S.129-33
- KUCZERA, B.  
KfK-Forschungsbeiträge zur LWR-Risikominimierung.  
KfK-Nachrichten, 21(1989) S.142-52
- LEISTIKOW, S.; BERG, H.VON  
Investigation under nuclear safety aspects of zircaloy-4 oxidation kinetics at high temperatures in air.  
Proc. of the 2nd Workshop of German and Polish Research on High Temperature Corrosion of Metals, Juelich, December 2-4, 1987  
Juel-Conf-76 (August 88) S.114-32
- LEISTIKOW, S.  
Zircaloy fuel cladding corrosion behaviour under light water reactor operation and accident conditions.  
A Working Party Report on Corrosion in the Nuclear Industry  
London: The Institute of Metals, 1989 S.8-14  
(European Federation of Corrosion Publications; 1)
- LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.  
Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.] Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.48-66
- LESKOPF, W.; REICHERT, U.; BLEIER, K.; DECKER, E.  
Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von Kernkraftwerken.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.] Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.129-35
- MOELLER, S.V.  
Experimentelle Untersuchung der Vorgänge in engen Spalten zwischen den Unterkanaelen von Stabbuendeln bei turbulenter Strömung.  
KfK-4501 (Januar 89)  
Dissertation, Universität Karlsruhe 1989
- MOLDASCHL, H.; BROGLI, R.; KUCZERA, B.  
Status and prospects of the cooperative KWU high converter development 1988.  
5th Internat. Conf. on Emerging Nuclear Energy Systems (ICENES '89), Karlsruhe, July 3-6, 1989
- MORI, T.; CIGARINI, M.; DALLE DONNE, M.  
Pre-test calculation of reflooding experiments with wider lattice in APWR-geometry (FLORESTAN 2) using the advanced computer code FLUT-FDWR.  
KfK-4593 (Juli 89)
- MORI, T.; CIGARINI, M.; DALLE DONNE, M.  
HADA-2  
(Modified version of HADA)  
A FORTRAN-IV program for the thermohydraulic design of an advanced pressurized light water reactor with a tight fuel rod lattice.  
KfK-4663 (November 89)  
EUR-11395-EN (November 89)
- MORI, T.; CIGARINI, M.; DALLE DONNE, M.  
Evaluation of forced reflooding experiments using the FLUT-FDWR-MM (modified version of FLUT-FDWR with moving mesh in heat conductor model).  
KfK-4658 (November 89)  
EUR-11396-EN (November 89)
- NEUBERGER, M.; GERLACH, A.; SCHLEHUBER, F.  
Stoerfallbeanspruchung innerhalb von Lueftungsanlagen.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.] Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.164-80
- PAESLER-SAUER, J.  
Untersuchung standortspezifischer Ausbreitungsbedingungen.  
KfK-4519 (Maerz 89)
- PAESLER-SAUER, J.  
RESY - a German real-time subsystem.  
2nd Internat. Workshop on Real-time computing of the Environmental Consequences of an Accident Release from a Nuclear Installation, Luxembourg, L, May 16-19, 1989
- PANITZ, H.J.  
Accident consequence assessments with different atmospheric dispersion models. A benchmark study.  
KfK-4445 (November 89)
- PANITZ, H.J.; MATZERATH, C.; PAESLER-SAUER, J.  
UFOMOD - atmospheric dispersion and deposition.  
KfK-4332 (Oktober 89)
- PROJEKTGRUPPE LWR-SICHERHEIT; [HRSG.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89)
- REHME, K.  
Experimentelle Untersuchung der Einflüsse eines Gitterabstandshalters mit starker Randversperrung auf die Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilung in Wandkanaelen von Stabbuendeln.  
KfK-4596 (Juli 89)
- REHME, K.  
Experimental observations of turbulent flow through subchannels of rod bundles.  
Experimental Thermal and Fluid Science, 2(1989) S.341-49
- REIMANN, M.; STIEFEL, S.  
The WECHSL-Mod 2 code: a computer program for the interaction of a core melt with concrete including the long term behavior. Model description and user's manual.  
KfK-4477 (Juni 89)

- RICKETTS, C.I.; RUEDINGER, V.; WILHELM, J.G.  
The flow resistance of HEPA filters in supersaturated airstreams.  
First, M.W. [Hrsg.]  
Proc. of the 20th DOE/NCR Nuclear Air-Cleaning Conf., Boston, Mass., August 22-25, 1988  
S.668-90  
NUREG/CP-0098  
CONF-880822
- RUEDINGER, V.; FETZNER, O.  
Verfahren zur Verlaengerung der Standzeit eines Schwebstoff- oder anderen Tiefenbettfilters.  
DE-OS 33 22 569 (10.1.1985)  
DE-PS 33 22 569 (2.10.1989)
- RUEDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.  
The realization of commercial high strength HEPA filters.  
First, M.W. [Hrsg.]  
Proc. of the 20th DOE/NCR Nuclear Air-Cleaning Conf., Boston, Mass., August 22-25, 1988  
S.917-40  
NUREG/CP-0098  
CONF-880822
- RUEDINGER, V.; BESSERER, U.; JAENSCH, M.; RICKETTS, C.I.  
Schwebstofffilterverhalten unter Stoerfallbedingungen.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.145-62
- RUEDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.  
HEPA filters of high structural strength for nuclear air cleaning systems.  
Annual Meeting of the American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, Vancouver, CDN, June 25-28, 1989  
ASHRAE Transactions, 95(1989) Pt.2, Paper VA-89-14-2
- SCHIKARSKI, W.; SCHOECK, W.  
An overview of containment fission product behaviour and transport codes.  
Seminar on Fission Product Transport Processes in Reactor Accidents, Dubrovnik, YU, May 22-26, 1989
- SCHOECK, W.  
Comparison of aerosol code calculations with a DEMONA experiment.  
OECD(NEA)/CEC Workshop on Water-Cooled Reactor Aerosol Code Evaluation and Uncertainty Assessment, Bruxelles, B, September 9-11, 1987  
EUR-11351-EN (1988) S.60-75
- SCHOECK, W.; POSS, G.; SOLMOS, A.  
Das Staubmesssystem MESA.  
KfK-Nachrichten, 21(1989) S.71-75
- SCHOECK, W.; BUNZ, H.  
Coagulation behavior of non-spherical and of mixed aerosols.  
Proceedings of the Coagulation Workshop, Karlsruhe, March 16-18, 1988  
KfK-4606 (Juli 89) S.147-58
- SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.  
Resuspension of fission product aerosols from the boiling sump.  
Seminar on Fission Product Transport Processes in Reactor Accidents, Dubrovnik, YU, May 22-26, 1989
- SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.  
Resuspension of aerosols from a boiling water pool.  
8th Annual Meeting of the American Association for Aerosol Research, Reno, Nev., October 10-13, 1989
- SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.  
Aerosol generation by bubble bursting from a boiling pool.  
European Aerosol Conf., Wien, A, September 18-23, 1989
- SCHUMACHER, G.  
Methods and results of gas analysis at CORA-experiments 15, 16 and 17.  
CORA-Workshop, Karlsruhe, 25.-28. September 1989
- SIMON, G.; WUERZ, H.; BECKER, H.J.  
Zerstoeungsfreie Charakterisierung abgebrannter LWR-Brennelemente - apparative Realisierung, erzielbare Genauigkeit und Stand der Entwicklung.  
Jahrestagung Kerntechnik 89. Duesseldorf, 9.-11. Mai 1989  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Bonn : INFORUM 1989 S.277-80
- UETSUKA, H.; HOFMANN, P.  
High-temperature oxidation kinetics of zircaloy-4 in oxygen/argon mixtures.  
Journal of Nuclear Materials, 168(1989) S.47-57
- WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.  
Reflooding behaviour of tight lattice PWR fuel rod bundles.  
Mueller, U. [Hrsg.]  
NURETH-4 : Proc. of the 4th Internat. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Karlsruhe, October 10-13, 1989  
Vol. 2 S.794-98  
Karlsruhe : Braun, 1989
- WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.; HARTEN, U.; JUST, W.  
Untersuchungen zum Flutverhalten enger Buendelanordnungen im Rahmen des FLORESTAN-Programmes.  
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1988.  
KfK-4550 (Juli 89) S.229-45
- ZEGGEL, W.; ERBACHER, F.J.; GROENEVELD, D.C.  
Critical heat flux investigations using a closely-spaced rod bundle.  
Mueller, U. [Hrsg.]  
NURETH-4 : Proc. of the 4th Internat. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Karlsruhe, October 10-13, 1989  
Vol. 2 S.781-87  
Karlsruhe : Braun, 1989