

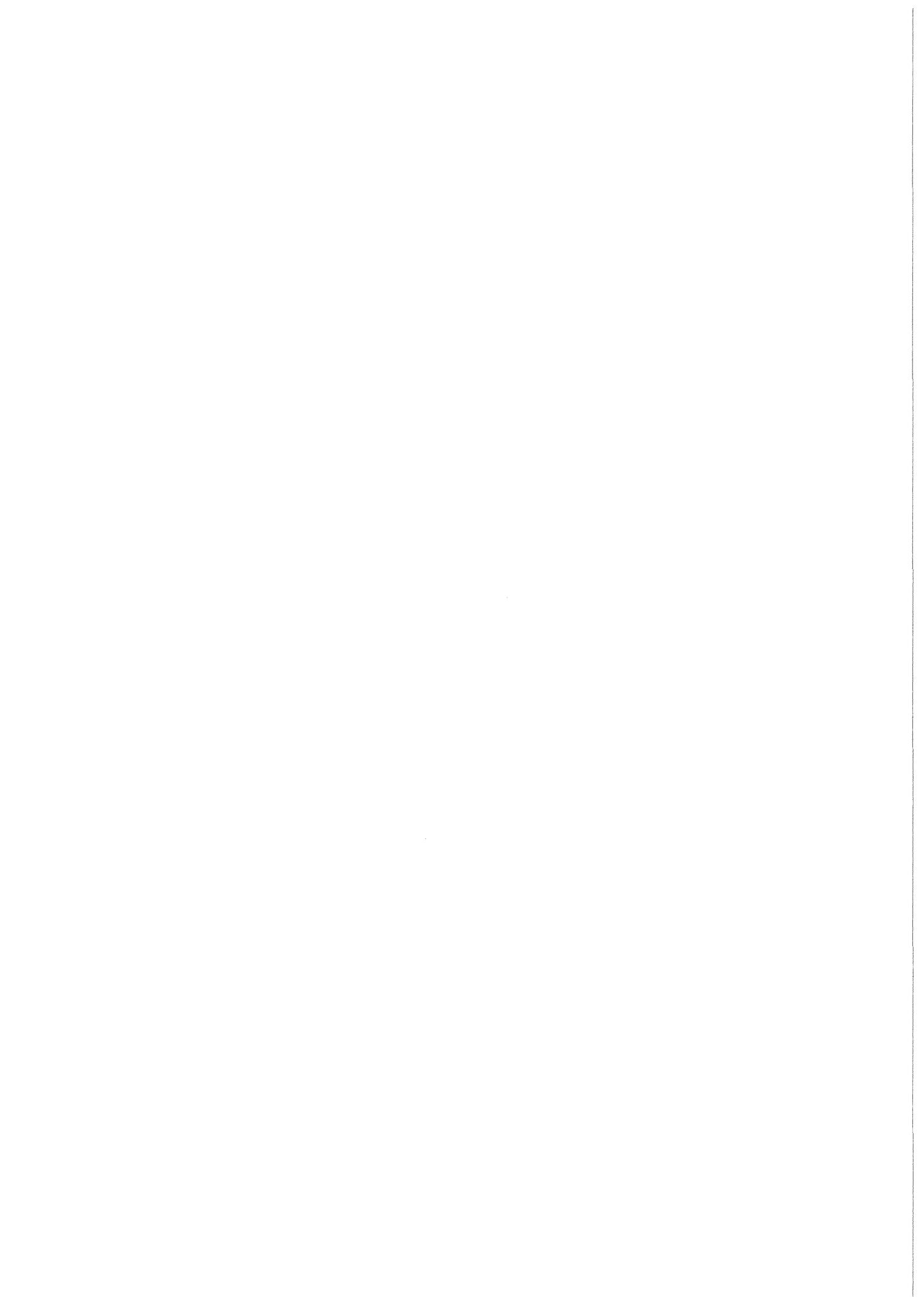
KfK 4550
Juli 1989

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1988

Projektgruppe LWR-Sicherheit

Kernforschungszentrum Karlsruhe



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKTGRUPPE LWR-SICHERHEIT

KfK 4550

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1988

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Vorwort

Mit der Einsetzung der Projektgruppe LWR-Sicherheit (PRS) im Jahr 1987 sind die entsprechenden F+E-Arbeiten im Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK) neu organisiert und den aktuellen Bedürfnissen angepaßt worden. Die Forschungsthemen werden aus eingehenden Diskussionen mit entsprechenden Fachgremien und -behörden sowie mit Kernkraftwerks-Herstellern und -Betreibern abgeleitet. Diese Fachgespräche begleiten zur Zeit die Arbeiten zur Deutschen Risikostudie-Phase B (DRS-B) mit dem Ziel, ergänzenden F+E-Bedarf zu identifizieren, erarbeitete Forschungsergebnisse hinsichtlich des Sicherheitszuwachses zu bewerten und gegebenenfalls auf dieser Basis die Sicherheitsstrategie zur weiteren Minimierung des theoretischen Restrisikos weiterzuentwickeln.

Die derzeitigen F+E-Arbeiten sind in engem Zusammenhang mit den LWR-Risikountersuchungen zu sehen. Dabei sind zwei Trends auszumachen, die sich stärker an SWR-spezifischen Fragen sowie an der Wirksamkeit bzw. der sicherheitstechnischen Bewertung von Accident-Management-Maßnahmen orientieren.

Der vorliegende Jahresbericht 1988 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 (1988) dar. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Zum Druck eingereicht: Juni 1989

Inhaltsverzeichnis	Seite	
12.07.01	Untersuchungen zu schweren Kernschäden	1
12.07.01/13A PRS OD5B	Out-of-pile bundle experiments for the Investigation of severe fuel damage (CORA-program): tests CORA-5 and CORA-12 on the influence of AgInCd absorber	1
	Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Versuche CORA-5 und CORA-12 zum Einfluß von AgInCd-Absorbern auf das Schadensverhalten	2
12.07.01/09A 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
12.07.01/11A PRS OD5E	Post-test examination and evaluation of the CORA experiments	47
	Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente	48
12.07.02	LWR-Kernschmelzen	67
12.07.02/03A PRS OD5G	Aerosol behaviour under core meltdown accident conditions	67
	Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	68
12.07.02/03A PRS OD5H	Behavior of a core melt in the LWR-containment	87
	Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment	88

12.07.03	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung von Containment-Strukturen	100
12.07.03/02A PRS OD5K	Dynamic behaviour of PWR containments	100
	Dynamisches Verhalten von DWR-Sicherheitsbehältern	101
12.07.04	Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten	105
12.07.04/02A PRS OD5L	Growth of semi-elliptical surface cracks in austenitic steel plates under thermal fatigue loading	105
	Wachstum halbelliptischer Oberflächenrisse in einem austenitischen Stahl unter Thermoermüdungsbelastung	106
12.07.06	Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)	116
12.07.06/02A PRS OD5N	Investigation of transient interfacial exchange processes in two-phase flow (NOVA-Program)	116
	Untersuchung der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen	117
12.07.07	Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen	128
12.07.07/01A PRS OD5P	Investigations on the occurrence and the retention of penetrating iodine species in the exhaust air of NPP's	128
	Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von Kernkraftwerken	129
12.07.07/02A PRS OD5Q	Deep bed metal fiber filter for containment venting	136
	Tiefbett-Edelstahlfaserfilter zum Druckabbau bei schweren Reaktorunfällen	137
12.07.07/03A PRS OD5R	HEPA-Filter Response to Accident Conditions	144
	Schwebstofffilterverhalten unter Störfallbedingungen	145

12.07.07/04A PRS OD5X	Challenges in case of an accident in air cleaning systems	163
	Störfallbeanspruchungen innerhalb von Lüftungsan- lagen	164
12.07.08	Entwicklung von Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen	181
12.07.08	Development of methods for assessing and reducing the radiological consequences of nuclear accidents	181
12.07.08/01A PRS OD5S	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen	182
12.07.08/02A PRS OD5T	Entwicklung eines rechnergestützten Entscheidungs- hilfe-Instrumentariums für kerntechnische Notfälle	182
50.02.01	Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen zu einem FDWR	198
50.02.01/03A PRS ON1A	A study of the influence of calculational measures on K_{∞} and cross-sections of PROTEUS assemblies	198
	Zum Einfluß der Berechnungsmethoden auf K_{∞} und Wirkungsquerschnitte von PROTEUS-Anordnungen	199
50.02.01/04A PRS ON1B	Extension of the program system KARBUS (Karlsruhe Reactor Burnup System)	214
	Erweiterungen des Programmsystems KARBUS (Karlsruhe Reactor Burnup System)	214
50.02.02	Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen zu einem FDWR-Kern	221
50.02.02/06A PRS ON1E	Investigations in Freon on Critical Heat Flux in a PWR (KRISTA-Program)	221
	Untersuchungen in Freon zur kritischen Heizflächen- belastung eines FDWR (KRISTA-Programm)	222

50.02.03	Brennelementverhalten eines FDWR bei Kühlmittelverluststörfällen	228
50.02.03/07A PRS ON1H	Investigations of the Reflooding Behaviour in Tight Lattice Rod Bundles in the Frame of the FLORESTAN-program	228
	Untersuchungen zum Flutverhalten enger Bündelanordnungen im Rahmen des FLORESTAN-Programms	229
	Literatur	246

12.07.01 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

12.07.01/13A Out-of-pile bundle experiments for the investigation of
PRS 0D5B severe fuel damage (CORA-program): tests CORA-5 and CORA-12
 on the influence of AgInCd absorber

(S.Hagnen, R.Döbele, A.Grünhagen, R.Heine, W.Hering, H.Malauschk, N.Paroth, L.Sepold, K.P.Wallenfels; HIT - K.Vogel, H.Benz, H.Gießmann, O.Heil, W.Rötzel, H.J.Röhling, Ph.Pfann; HVT)

The out-of-pile bundle experiments with electric heated fuel rod simulators are performed in the CORA-facility. 15 experiments are planned. 7 tests are performed up to the end of 1988: 6 on PWR and 1 on BWR fuel element behavior. In this report on tests CORA-5 and CORA-12 the influence of the AgInCd absorber material is reported.

Remarkably more molten material had formed in the bundle with absorber rod material (CORA-5) compared to the arrangement without absorber rods (CORA-2, CORA-3). Melt movement within the bundle starts with the failure of the absorber rod and the resulting release of the (Ag, In, Cd) melt. Only a small amount of the absorber melt is moving down inside the guide tube. The major part is radially and axially distributed within the bundle. The absorber rod stainless steel cladding is destroyed above 250 mm. The metallic part of the Zry guide tube is dissolved by the absorber melt down to 160 mm. The relocation of the absorber material in the bundle takes place mainly as rivulets. Only a minor portion is falling down in form of fine droplets. The absorber melt initiates the liquefaction of the fuel rod cladding. The zircaloy component of the resulting melt dissolves the UO₂ pellets partly. During a SFD accident scenario, the presence of the (Ag, In, Cd) absorber material in a PWR fuel element results in a significant reduction of the liquefaction temperature which changes remarkably the relocation behavior.

The quench test CORA-12 resulted in additional fragmentation with a wide spectrum of fragments from very fine powder to pieces in the order of 10 mm. During the quench phase before final cooling in the upper part of the bundle a remarkable increase of the temperature was found, which was connected with a strong increase of the hydrogen production. The reason for temperature increase and hydrogen production was the increase of the Zry/steam reaction due to the higher steam flow. Accompanying calculations of the CORA-tests are done with an improved version of the SCDAP program, which allows to model the special geometry of the CORA-facility.

12.07.01/13A PRS OD5B Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Versuche CORA-5 und CORA-12 zum Einfluß von AgInCd-Absorbern auf das Schadensverhalten

(s. Hagen, R. Döbele, A. Grünhagen, R. Heine, W. Hering, H. Malauschek, N. Paroth, L. Sepold, K.P. Wallenfels; HIT K. Vogel, H. Benz, H. Gießmann, O. Heil, W. Rötzel, H.J. Röhling, Ph. Pfann; HVT; 1988)

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 /2/ 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 ca. 15 Versuche vorgesehen (Abb. 1) Bis zum Ende des Jahres 1988 wurden 7 Experimente durchgeführt. Die beiden ersten Versuche (CORA-B und CORA-C) enthielten Al₂O₃-Pellets in Simulatoren, die in ihren Abmessungen denen der UO₂-Stäbe entsprachen. Diese Experimente gestatteten die Hochtemperatur-Erprobung der Anlage ohne Kontamination. Die Verwendung von Al₂O₃ liefert darüber hinaus auch Informationen zum Verhalten von Al₂O₃-Pellets in Zry-Hüllrohren, die in Druckwasserreaktoren mit Borkarbidzusatz als abbrennbare Neutronenabsorberstäbe verwendet werden.

Alle weiteren Experimente wurden und werden mit UO₂-Pellets durchgeführt. Die Versuche CORA-2 und CORA-3 wurden ohne Absorberstäbe durchgeführt. Als Abstandshaltermaterial wurde Zirkaloy (oben und unten) und Inconel (Mitte) verwendet. Diese Experimente liefern damit Information über das Verhalten von UO₂-Pellets in Zry-Hüllrohren die in Kontakt mit Inconel-Abstandshalter sind. Sie dienen als Referenz für spätere Versuche, bei denen zusätzlich der im DWR-Brennelement vorhandene Absorberstab (AgInCd) enthalten ist.

Der Einfluß dieser AgInCd-Absorberstäbe wurde in den Versuchen CORA-5 und CORA-12 untersucht. Das Hüllrohr des Absorberstabes besteht aus Edelstahl und das Führungsrohr aus Zirkaloy. Das Abschmelzverhalten des DWR-Bündels wird durch die Wechselwirkung der Absorbermaterialien mit den Brennstabmaterialien stark beeinflußt. Die bis jetzt vorliegenden Ergebnisse der Versuche CORA-5 und CORA-12 werden im vorliegenden Bericht beschrieben.

Der Versuch CORA-16 zur Untersuchung des SWR-Verhaltens im Bereich schwerer Kernschäden konnte zum Ende des Jahres 1988 erfolgreich durchgeführt werden. Auch hier spielt die Wechselwirkung zwischen den Materialien des Absorberkreuzes, der Brennelementkastenwände und der Brennstäben eine entscheidende Rolle. Die Auswertung dieses Versuches läuft und wird der Gegenstand eines späteren Berichtes sein.

Versuchsanlage

Eine Übersicht der CORA-Anlage ist in Abb. 2 wiedergegeben. Das Bündel mit einer Gesamtlänge von 2 m hängt an der Tragplatte des Bündelkopfes. Es wird vom Hochtemperaturschirm umgeben, der aus dem inneren 10 cm starken Keramikfaser-Isolationsschirm und dem äußeren Druckmantel besteht. Der überhitzte Dampf wird im Dampfgenerator und Dampfüberhitzer erzeugt und strömt am unteren Ende ins Bündel, das von einem Zry-Dampfführungskasten umgeben ist. Vom oberen Ende des Bündels strömen der nicht verbrauchte Dampf und der entstandene Wasserstoff über zwei parallele Kondensatoren in eine Mischkammer, in der die Wasserstoffkonzentration durch Zumischen von Luft ausreichend verdünnt wird. Der sich während des Versuches unterhalb des Bündels befindende und mit Wasser gefüllte Quenchzylinder kann für den Quenchvorgang hydraulisch über das aufgeheizte Bündel geschoben werden. Der Hochtemperaturschirm kann nach Abtrennung der Dampfzuleitung in den Quenchwagen abgesenkt werden, so daß das Bündel vor und nach dem Versuch für den Aufbau und die Auswertung voll zugänglich ist.

Der oberhalb des Hochtemperaturschirms vorhandene Schwallkondensator ist mit dem restlichen Hochdruckteil durch Bruchmembranen verbunden. Mit seiner Hilfe könnte ein im Zusammenhang mit dem Quenchen auftretender zu hoher Überdruck abgebaut werden. Der Auslegungsdruck der Anlage beträgt 10 bar. Dieser Druck ist ausreichend, um die Wechselwirkung zwischen UO_2 und Zry im festen Zustand zu untersuchen. Die Brennstabsimulatoren können mit einem Überdruck von 100 bar beaufschlagt werden. Damit kann der Einfluß von

geblähten und geborstenen Hüllrohren auf das Verhalten im Hochtemperaturbereich untersucht werden.

Abbildung 3 zeigt den Aufbau des Bündels und des umgebenden Hochtemperaturschirms. Die bei den Versuchen CORA-5 und CORA-12 benutzten Bündel sind aus 25 Stäben aufgebaut. Hiervon sind 16 Brennstab-Simulatoren beheizt. CORA-5 enthält 8 unbeheizte Simulatoren sowie 1 Absorberstab und CORA-12 besteht aus 7 unbeheizte Stäbe sowie 2 Absorberstäbe.

Die Verteilung ist aus dem angegebenen Querschnitten in Abb. 3 zu erkennen. Beide Simulatoren sind auf der vollen Länge mit dem Original Zry-4 Druckwasser-Reaktorhüllrohr umgeben. Beim beheizten Simulator ist das mittlere Stück von 1 m Länge aus dem 6 mm starken W-Heizer und den umgebenden Ringpellets aufgebaut. Die darüber und darunter liegenden Enden bestehen aus einem 250 mm langem Molybdän-Vollstab der in Kupferelektroden übergeht. Molybdän und Kupferstab sind gegen das Hüllrohr durch eine ZrO_2 -Schicht isoliert. Die unbeheizten Stäbe enthalten nur Pellets. Sie ragen nach unten 200 mm und nach oben 300 mm über den Wolframstab/Pellet-Bereich der beheizten Stäbe hinaus.

Die Absorberstäbe bestehen aus 80% Ag, 15% In und 5% Cd. Sie haben eine Edelstahlhülle und ein Zry-Führungsrohr. Die Absorberstäbe haben die original radialen Abmessungen eines typischen Druckwasserreaktors.

Der Gitterabstand der Stäbe beträgt 14,3 mm. Im Bündel sind 3 Abstandshalter enthalten: 2 Zry-Abstandshalter und 1 Inconel-Abstandshalter. Beim Versuch CORA-5 befand sich der Abstandshalter in der Mitte, beim Versuch CORA-12 dagegen am unteren Ende des Bündels. Die Oberkanten der Abstandshalter liegen bei -5 mm, 426 mm und 880 mm, bezogen auf den Nullpunkt des Bündelcodes.

Der Nullpunkt der Bündelhöhenlage wurde auf die Unterkante der Pelletssäule der beheizten Stäbe gelegt. Die Unterkante der Bündelkopfplatte, an dem das Bündel hängt, ist damit 1471 mm von diesem Nullpunkt entfernt. Die unbeheizten Stäbe ragen 200 mm und das Hüllrohr der beheizten Stäbe 350 mm unter den Nullpunkt des Bündels. Die axiale Mitte des Dampfeinlaßstutzens liegt ebenfalls auf der Höhe des Nullpunkters.

Das Bündel ist mit einem Zry-Kasten umgeben, der zur Dampfführung dient und gleichzeitig bei den Experimenten in Dampf durch die exotherme

Zirkon/Wasserdampf-Reaktion zur Aufheizung beiträgt. Um die Wärmeverluste (Konvektion und Strahlung) klein zu halten, wurde ein ZrO_2 -Fasermantel von ca. 20 mm direkt auf den Dampfführungskasten aufgebracht. Gleichzeitig wurden die Spalten zwischen Bündelisolierung, HTS-Isolierung und Druckmantel durch ZrO_2 -Faserisolierung am oberen Ende des Bündels verschlossen.

Versuchsablauf

Um den Einfluß der Absorbermaterialien auf den Schadensverlauf des DWR-Brennelementes mit steigender Temperatur bei fehlender Kühlung zu untersuchen, wurde das Bündel jeweils nach einer Gleichgewichtsphase derart elektrisch aufgeheizt, daß sich ein anfänglicher Temperaturgradient von ca. 1 K/s einstellt.

Der Versuchsablauf kann dabei in drei Phasen unterteilt werden (Abb. 4). In den ersten 3000 s wird das Bündel von dem im Dampfüberhitzer auf ca. 600°C vorgeheizten Argon durchspült. Der Überdruck im System betrug während des gesamten Versuches 1,2 bar. Im Zeitbereich von 3000 s bis 4800 s wird eine zwischen 6 und ca. 30 KW linear steigende elektrische Leistung eingegeben. Ab 3300 s wird zusätzlich zum Argon überhitzter Dampf (ca. 5 g/s) eingespeist.

Die transiente Phase wurde durch Leistungsreduktion mit einer Haltephase von 100 s bei halber Maximalleistung beendet. Die Dampfeinspeisung wurde ebenfalls gestoppt.

Beim Versuch CORA-12 wurde zusätzlich das Bündel mit einer mittleren Geschwindigkeit von ca. 1 cm/s geflutet. Hierfür wurde der mit Wasser gefüllte Quenchzylinder von unten über das Bündel geschoben. Aus apparativen Gründen wurde das Anheben des Zylinders in Stufen mit dazwischen liegenden Pausen durchgeführt. Der dadurch bedingte Anstieg des Wasserspiegels im Bündel ist im Detail in Abb. 11 wiedergegeben.

Ergebnisse Versuch CORA-5

Temperaturmessungen

Für die Temperaturmessung im Bündel wurden W/Re-Thermoelemente mit HfO_2 -Isolierung in Ta/Zry-Hülle im Innern des unbeheizten Brennstabes auf die verschiedenen Meßhöhen gebracht. Für die Messung in den Absorberstäben wurden Thermoelemente mit Tantal-Hüllen verwendet. Der Temperaturverlauf in den unbeheizten Stäben ist in Abb. 5a dargestellt. 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 Gases und Dampfes, 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 c.a 1 K/s.

Die Energieerzeugung durch die exotherme Zry/Dampfreaktion nimmt exponentiell mit der Temperatur zu und resultiert in einer Temperatur- eskalation, wie sie in dem steilen Temperaturanstieg ab ca. 1200 s nach Start der Transiente ($t = 4200$ s) zu erkennen ist. Die Eskalation startet im oberen Bereich des Bündels oberhalb 1200°C und bewegt sich abwärts zum unteren Ende des Bündels hin. Das analoge Verhalten bei gleichem Temperaturniveau wie bei den unbeheizten Stäben findet man auch im Führungsrohr des Absorberstabes (Abb. 5b) was auf das flache radiale Temperaturprofil im Bündel hinweist. In 500 mm Höhe ist ein Vergleich der Temperaturen innerhalb des Absorberstabes mit denen am Führungsrohr wiedergegeben (Abb. 5c). Der Temperaturunterschied zwischen Absorberstab und Führungsrohr ist praktisch zu vernachlässigen.

Von besonderem Interesse ist das Versagensverhalten der Absorberstäbe, da mit diesem Ereignis die Wechselwirkung zwischen der geschmolzenen AgInCd-Legierung und dem Zirkaloy des Bündels beginnt. Unabhängig vom Einfluß des Cadmium-Dampfdruckes gibt es zwei Möglichkeiten für das Versagen der Edelstahlhülle des Absorberstabes: 1. Ein chemischer Angriff auf die Hülle infolge der Wechselwirkung mit dem Zirkaloy des Führungsrohres. Diese Wechselwirkung kann sich bevorzugt auf der Höhe des mittleren Inconel- abstandshalters ausbilden. 2. Schmelzen der Hülle wenn die Schmelztemperatur von ca. 1450°C des Edelstahls erreicht ist. Infolge der im oberen Teil des Bündels beginnenden Temperaturskalation hat die Temperatur bei 750 mm 1500°C schon überschritten, wenn der Abstandshalter bei 500 mm gerade 1000°C

erreicht hat. Das Versagen des Absorberstabes muß damit in dem oberen Teil des Bündels begonnen haben. Die Schmelztemperatur des Edelstahls wird dort bei 4170 s erreicht.

Beobachtungen mit den Videokopen

Um das Schmelzverhalten des Bündels in Abhängigkeit von der Zeit zu beobachten, sind 10 Videokope in verschiedenen Höhen von 0 bis 900 mm installiert worden. Die Videokope gestatten die Beobachtung des Bündels von 4 verschiedenen Seiten durch Löcher im Dampf Führungskasten und der ihn umgebenden Isolation. Die Registrierung wird mit Video- und Kleinbildkameras vorgenommen. Abb. 6 zeigt Beispiele von Aufnahmen in 500 mm Höhe. Der erste Schmelzfluß wurde in 800 mm Höhe bei 4210 s beobachtet, d.h. ca. 40 s nach Erreichen der Schmelztemperatur des Edelstahls.

Dies bedeutet aber auch, daß das den Absorberstab umgebende Zry-Führungsrohr durch die Absorberschmelze aufgelöst wurde, und nicht durch den Druck der austretenden Schmelze zerstört wurde. Die Videoaufnahmen zeigen ferner, daß die Verteilung der Absorberschmelze sich über mehrere Minuten erstreckt.

Nachuntersuchungen

Das Erscheinungsbild des Bündels von seinen vier Seiten ist in Abb. 7 wiedergegeben. Eine vergrößerte Darstellung aus dem oberen Bereich sieht man in Abb. 8. Der Angriff der Absorberschmelze auf die Brennstäbe erkennt man über die gesamte Länge des Bündels. Eine ausgedehnte Blockage hat sich oberhalb von 400 mm Höhe ausgebildet. Der stark versprödetee Dampf Führungskasten ist während des Abbaus seiner Isolation weggebrochen.

Das Verhalten des Bündels kann detaillierter aus den Bündelquerschnitten geschlossen werden. In Abb. 9 sind die vertikalen und in Abb. 10 die horizontalen Querschnitte wiedergegeben. Die Schnittführung der vertikalen Querschnitte erkennt man aus der schematischen Darstellung. Die Schnitte verlaufen durch 2 unbeheizte Stäbe mit dem Absorberstab in der Mitte. Die vertikalen Schnitte zeigen, daß der Absorberstab oberhalb von 250 mm verschwunden ist. Oberhalb dieser Höhe ist von ihm nur die ZrO_2 -Haut vorhanden, die sich durch Oxidation der äußeren Schicht des Führungsrohres gebildet hat. Diese ZrO_2 -Haut kann besonders in den drei vertikalen Querschnitten zwischen 495 mm und 985 mm erkannt werden.

Das Absorbermaterial, seine Edelhülle und der innere nicht oxidierte Bereich des Zry-Führungsrohres haben sich nach unten verlagert. Die Hüllen der umgebenden Brennstabsimulatoren, insbesondere die Nachbarn des Absorberstabes sind durch die Absorberschmelze aufgelöst worden und haben sich ebenfalls nach unten verlagert. Man kann das lokale Auflösen von UO_2 -Pellets durch die Schmelze erkennen.

Zwischen 400 und 470 mm Höhe hat sich eine massive Blockade gebildet. Nahezu alle Kanäle innerhalb des Bündels sind mit erstarrtem Material angefüllt. Die erstarrte Schmelze hat eine poröse Struktur.

Die unteren vertikalen Querschnitte (97-290 mm) zeigen, daß der Absorberstab bis ungefähr 250 mm überlebt hat. Der Spalt zwischen Absorberstabhülle und Führungsrohr ist mit erstarrter Absorberschmelze gefüllt. Der horizontale Querschnitt in 50 mm Höhe ergibt, daß der Schmelzfluß zwischen 50 und 200 mm erstarrt ist. Das Zry-Führungsrohr hat den Angriff der Absorberschmelze bis ungefähr 150 mm überstanden. Oberhalb dieser Höhe ist das Zry durch die Absorberschmelze aufgelöst worden. Die ZrO_2 -Schicht des Führungsrohres hat das aufgeföste Material eingeschlossen.

In zwei Höhen bei 180 mm und 160 mm müssen sich Löcher in dem ZrO_2 -Oxid gebildet haben und ein Teil der Schmelze ist ausgeflossen. Die verlagerte Absorberschmelze ist zwischen den Stäben oberhalb von ca. 150 mm erstarrt. Die Temperaturmessungen zeigen in dieser Höhe eine maximale Temperatur von 750°C .

Aus den Beobachtungen mit den Videokopen, den Temperaturmessungen und den Nachuntersuchungen ergibt sich folgendes Erscheinungsbild für das Versagen des Absorberstabes und das daraus resultierende Verhalten des Brennstabsbündels: Das Versagen der Edelhülle des Absorberstabes beginnt im oberen Bereich des Bündels bei 800 mm. Die (Ag,In,Cd)-Legierung mit einem Schmelzpunkt von 800°C fließt in den Spalt zwischen Absorberstab und Führungsrohr und beginnt den nicht oxidierten inneren Bereich des Zry-Führungsrohres aufzulösen. Nur ein relativ kleiner Anteil der Absorberschmelze fließt in den Spalt.

30 s bis 40 s nach Erreichen der Schmelztemperatur des Edelstahls durchbricht in 800 mm Höhe die Schmelze das Führungsrohr und beginnt damit die radiale und axiale Ausbreitung der Schmelze im Bündel.

Mit dem Ansteigen der Temperatur schmilzt die Edelhüllhülle auch in tieferen Bereich und da das Zry-Führungsrohr durch die Absorberschmelze aufgelöst wird, kann sich mehr und mehr Absorberschmelze im Bündel ausbreiten. Wenn die Absorberschmelze in Kontakt mit den umgebenden Brennstäben kommt, werden die Zry-Hüllrohre der Brennstäbe durch eutektische Wechselwirkung aufgelöst. Die Zry-Komponente in der entstehenden Schmelze wiederum, beginnt den äußeren Bereich der UO_2 -Pellets aufzulösen.

Bei Erstarrung hat sich folgende vertikale Struktur ausgebildet. Die obere Blockade besteht im wesentlichen aus Zry und dem von ihm aufgelösten UO_2 . Nach unten folgt ein relativ freier Bereich. Der untere Abschluß wird durch eine Blockade aus vorwiegend Absorbermaterial gebildet. Diese Reihenfolge ist typisch für die Versuche mit AgInCd-Absorbermaterial und wird durch Erstarrungstemperatur der Materialien bestimmt.

Ergebnisse des Versuches CORA-12

Der Versuch CORA-12 unterscheidet sich, wie im Versuchsablauf beschrieben, gegen CORA-5 durch das zusätzliche Quenchen nach Rücknahme der elektrischen Leistungseinspeisung. Die Schmelzentwicklung mit Wechselwirkung wird also bei den Versuchen analog abgelaufen sein. Die sehr viel schnellere Abkühlung durch den Quenchvorgang hat eine starke Fragmentierung bis hin zu einer pulverförmigen Komponente hervorgerufen. Da die Nachuntersuchungen noch nicht abgeschlossen sind, soll hier auf die Details nicht eingegangen werden. Der Temperaturverlauf im oberen Bereich des Bündels jedoch zeigte einen überraschenden Verlauf und soll daher diskutiert werden.

Der Anstieg des Wasserspiegels im Bündel ist in Abbildung 11 wiedergegeben. Die Bestimmung wird als Druckdifferenzmessung durchgeführt. Der mittlere Anstieg sollte mit 1 cm/min erfolgen. Da der hydraulische Antrieb des Quenchzylinders minimal nur einen doppelt so schnellen Vorschub zuließ, wurde das Anheben des Quenchzylinders etappenweise durchgeführt. Hieraus folgt das abwechselnde Ansteigen und Abfallen des Wasserspiegels. Der Abfall kommt durch das Verdunsten des Wassers bei stillstehendem Quenchzylinder zustande. Die Schwankungen beim Anstieg spiegeln die starke Verdampfung und die Druckschwankungen wieder, die sich beim Eintauchen des Bündel ins Wasser ergeben. Im Mittel beträgt die Verdampfungsrate beim Quenchen ungefähr das 10fache der pro Sekunde während der Transiente (3300-4900 s) eingespeisten Wasserstoff-Dampfmenge.

Der Temperaturverlauf im Bündel als Folge des Quenchens ist in Abb. 12 und 13 wiedergegeben. Abb. 12 zeigt die Temperatur der unbeheizten Stäbe in verschiedenen Höhen. Die den Aufheizvorgang überlebenden Thermoelemente am unteren Ende (50 mm) und am oberen Ende (1250 mm) zeigen ein deutlich unterschiedliches Verhalten. In der Höhe von 50 mm nimmt die Temperatur, wie erwartet, als Folge des bei 5090 s einsetzenden Quenchvorganges unmittelbar steil ab. Am oberen Ende des Bündels bei 1250 mm Höhe steigt die Temperatur zuerst deutlich an, bevor sie dann ebenfalls steil abnimmt.

Das gleiche Verhalten zeigt sich bei den Thermoelementen auf der Bündel-isolation (Abb. 13), die alle die Aufheizung während der Transiente überlebt haben. Das TE in 50 mm Höhe fällt unmittelbar steil ab. In 150 mm erkennen wir einen zuerst verzögerten Abfall, der nach ca. 25 s in einem sehr steilen Abfall übergeht. Ab 350 mm dagegen steigt die Temperatur zuerst an, bevor sie endgültig steil abfällt. Die Videofilme zeigen ebenfalls im oberen Bereich des Bündels die Bildung neuer Schmelzen bevor es zum endgültigen Abkühlen des Bündels kommt.

Die Erklärung für diesen steilen Temperaturanstieg ist in einer deutlichen Zunahme der Zirkon/Wasserdampfreaktion im oberen Teil des Bündels zu suchen. Der mit dem Fluten des Bündels stark zunehmende Dampfstrom reißt das auf dem Zry vorhandene Oxid auf und ermöglicht damit einen deutlich besseren Zutritt des Dampfes zum Zircaloy. Die in Abb. 14 zusammen mit der Temperatur der unbeheizten Stäbe wiedergegebenen Wasserstoffproduktion, zeigt eindeutig, daß der Temperaturanstieg mit einem starken Anstieg der Wasserstoffproduktion korreliert ist.

Analyse der CORA-Versuche mit SCDAP

Die begleitenden Analysen werden mit dem Severe CORA Damage Analysis Package (SCDAP/MOD1) durchgeführt. Das für Inpile Verhältnisse konzipierte Programm wurde durch den Einbau eines Simulatormoduls (elektrische Heizung) und eines speziellen Moduls zur Nachbildung der Thermohydraulik der CORA-Teststrecke verbessert.

Die Repräsentation des CORA-Bündels mit seinen Randbedingungen in SCDAP ist in Abb. 14 wiedergegeben. Auf der linken Seite sind die im Programm simulierten Komponenten dargestellt:

- unbeheizter Vollpelletstab: Unheated fuel rod

- beheizter Brennstabsimulator: Electric heater rod
- Absorberstab: Absorber rod
- Dampfführungsrohr: Shroud (1,2 mm Wandstärke mit 20 mm ZrO₂-Faserisolation)

Auf der rechten Seite der Abb. 14 ist der Aufbau der elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren und sein elektrisches Ersatzschaltbild dargestellt. Die Berücksichtigung des temperaturabhängigen elektrischen Widerstandes ist für eine realistische Berechnung der axialen Leistungsverteilung im Bündel notwendig.

Nachrechnungen von Versuch CORA-5

Mit der oben beschriebenen erweiterten Programmversion (SCD 88) von SCDAP/MOD1 wurden Nachrechnungen zum Versuch CORA-5 durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 15 wiedergegeben. Der Vergleich zu den Meßwerten wird dort für die Oberflächentemperatur des beheizten Stabes und die Shroudtemperatur durchgeführt. Diese Beschränkung ist möglich, da der radiale Temperaturverlauf im CORA-Bündel sehr flach ist. Bedingt wird dieser geringe Temperaturgradient durch die gute Isolation des Bündels und die Eigenheizung des Shrouds durch die exotherme Wärme seiner Oxidation. Die Differenz zwischen beheiztem Stab und Shroud ist überwiegend kleiner als 100°C. Die Temperatur von unbeheiztem Stab und Absorberstab liegen zwischen diesen Grenzen. Deshalb wurde die Temperatur des beheizten Stabes als obere Grenze und die Shroudtemperatur als untere Grenze der Temperatur im Bündel dargestellt.

Die vier Teilbilder in Abb. 15 geben den Temperaturverlauf in 150, 350, 550 und 750 mm an. Die SCDAP-Rechnungen sind als durchgezogene Linie und die CORA-Meßwerte als gestrichelte Linie wiedergegeben. Der Vergleich zeigt, daß die Rechnungen bis zum Einsetzen der Eskalation durch die exotherme Zirkon/Wasserdampf-Reaktion in befriedigender Weise mit den Meßergebnissen übereinstimmen. Eine bessere Simulierung des steilen Temperaturanstiegs wird noch untersucht und soll deshalb hier nicht diskutiert werden.

Zusammenfassung

- Das Vorhandensein von AgInCd-Absorberstäben führt zu einer deutlichen Erhöhung der Schmelzerscheinungen durch eutektische Wechselwirkung zwischen den Absorber- und Brennstabmaterialien.
- Die Schmelzbewegung im Bündel beginnt mit dem Versagen der Absorberstabhülle und der damit verbundenen Freisetzung der (Ag,In,Cd)-Schmelze.
- Nur ein kleiner Teil der Absorberschmelze fließt im Spalt zwischen Absorberstab und Führungsrohr ab. Der überwiegende Teil verteilt sich radial und axial im Bündel.
- Die Verlagerung der Absorberschmelze im Bündel erfolgt im wesentlichen durch Abfließen an den Brennstäben. Nur ein kleiner Bruchteil fällt in Form von kleinen Tropfen herab.
- Die Absorberschmelze löst die Hüllrohre der Brennstabsimulatoren auf. Die Zirkaloykomponenten der entstehenden Schmelze beginnt wiederum das UO_2 der Pellets teilweise aufzulösen.
- Die entstehende Schmelze der Wechselwirkung mit den Brennstäben, die vorwiegend U, Zr, O enthält erstarrt entsprechend seiner Solidustemperatur zwischen 400 und 470 mm als ein zusammenhängender Klumpen mit poröser Struktur. Die Ag, In, Cd-Absorberschmelze mit seiner viel niedrigeren Solidustemperatur verlagert sich hinab bis ca. 150 mm.
- Das Vorhandensein des (Ag,In,Cd)-Absorbermaterials im DWR-Brennelement resultiert also in einer merklichen Reduzierung der Schmelztemperaturen, was wiederum das Materialverlagerungsverhalten deutlich verändert.
- Beim Wiederfluten des Bündels kommt es neben der Fragmentierung des Bündelmaterials zu einer ausgeprägten Zunahme der Zry-Wasserdampfreaktion im oberen Bereich des Bündels, die zu einer deutlichen zeitweisen Temperaturerhöhung und Wassestoffproduktion führt.
- Mit der gegenüber SCDAP/MOD1 um die Simulation der elektrischen Heizung und die Nachbildung der Thermohydraulik der CORA-Teststrecke erweiterten Version SCD 88 wurden Nachrechnungen zum Versuch CORA-5 durchgeführt.

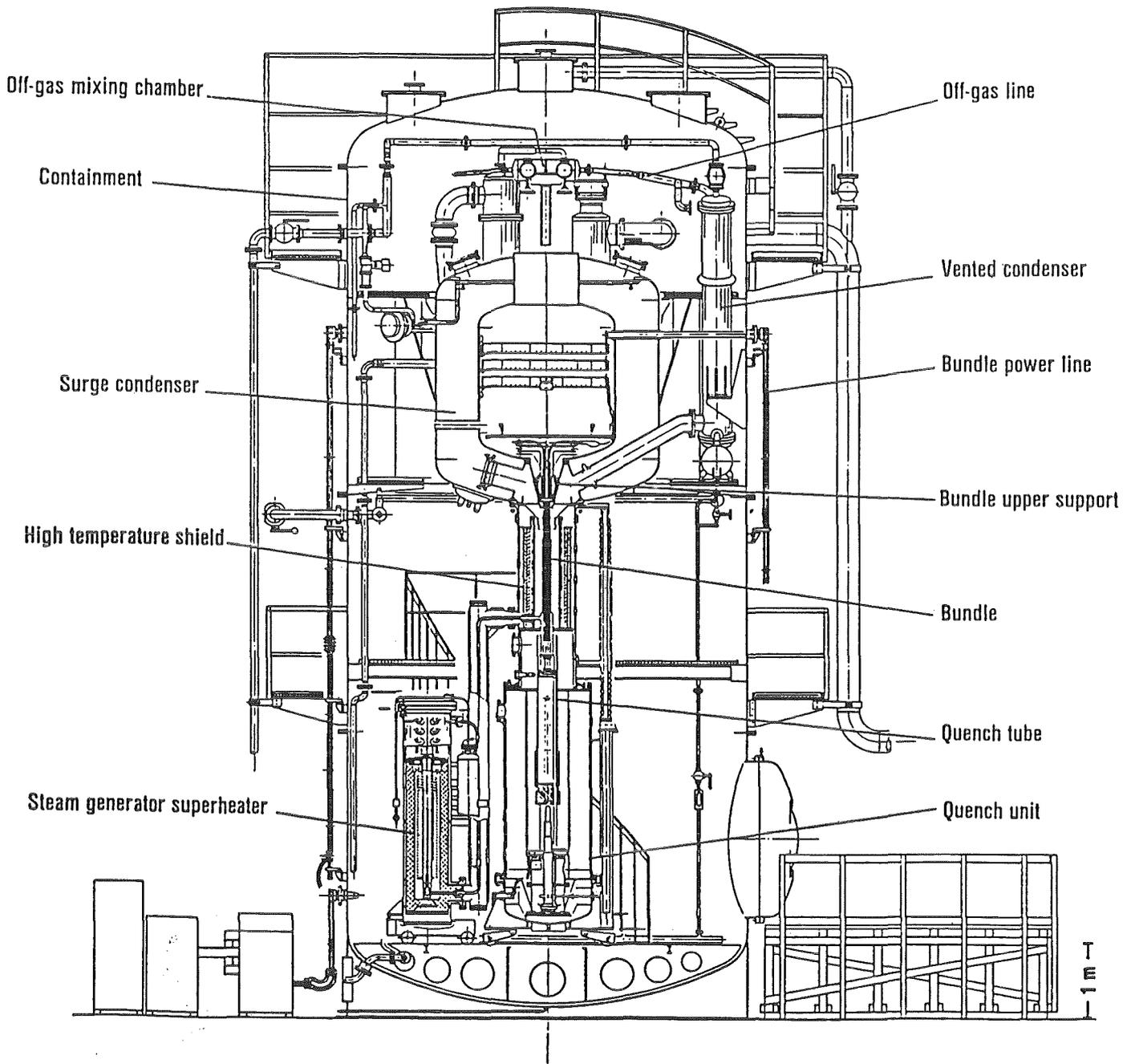
Fig. 1

High Priority CORA-Experiments

Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
B	≈ 2000°C	-	Al ₂ O ₃ pellets	Sept. 3, 1986
C	≈ 2000°C	-	Al ₂ O ₃ pellets	Feb. 2, 1987
2	≈ 2000°C	-	UO ₂ refer., inconel spacer	Aug. 6, 1987
3	≈ 2400°C	-	UO ₂ 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 ₄ C	BWR-absorber	Nov. 23, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	
17	≈ 2000°C	B ₄ C	quenching	
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	
7	< 1800°C	Ag, In, Cd	<u>45-rod</u> bundle, slow cooling	
18	< 1800°C	B ₄ C	<u>45-rod</u> bundle, slow cooling	
25	≈ 2000°C	B ₄ C	10 bar system pressure	
13	≈ 2400°C	Ag, In, Cd	quenching	
26	≈ 2400°C	B ₄ C	fast heatup, quenching	

KfK = Nuclear Research Center Karlsruhe

PRS = Project LWR Safety



KfK

12.07.01

Fig. 2:
SFD-Test Facility CORA

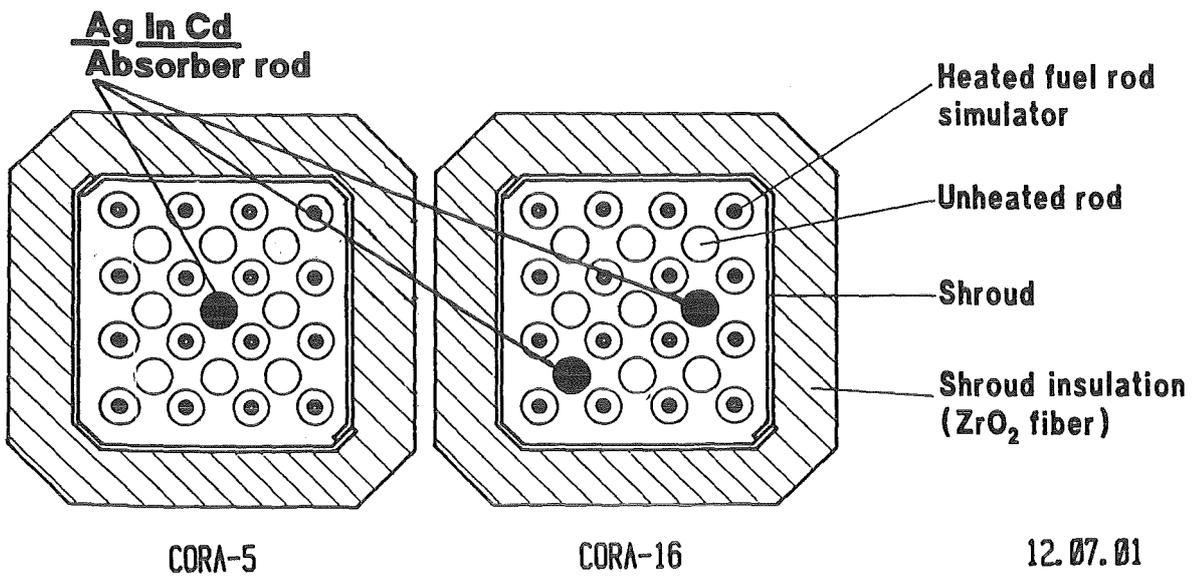
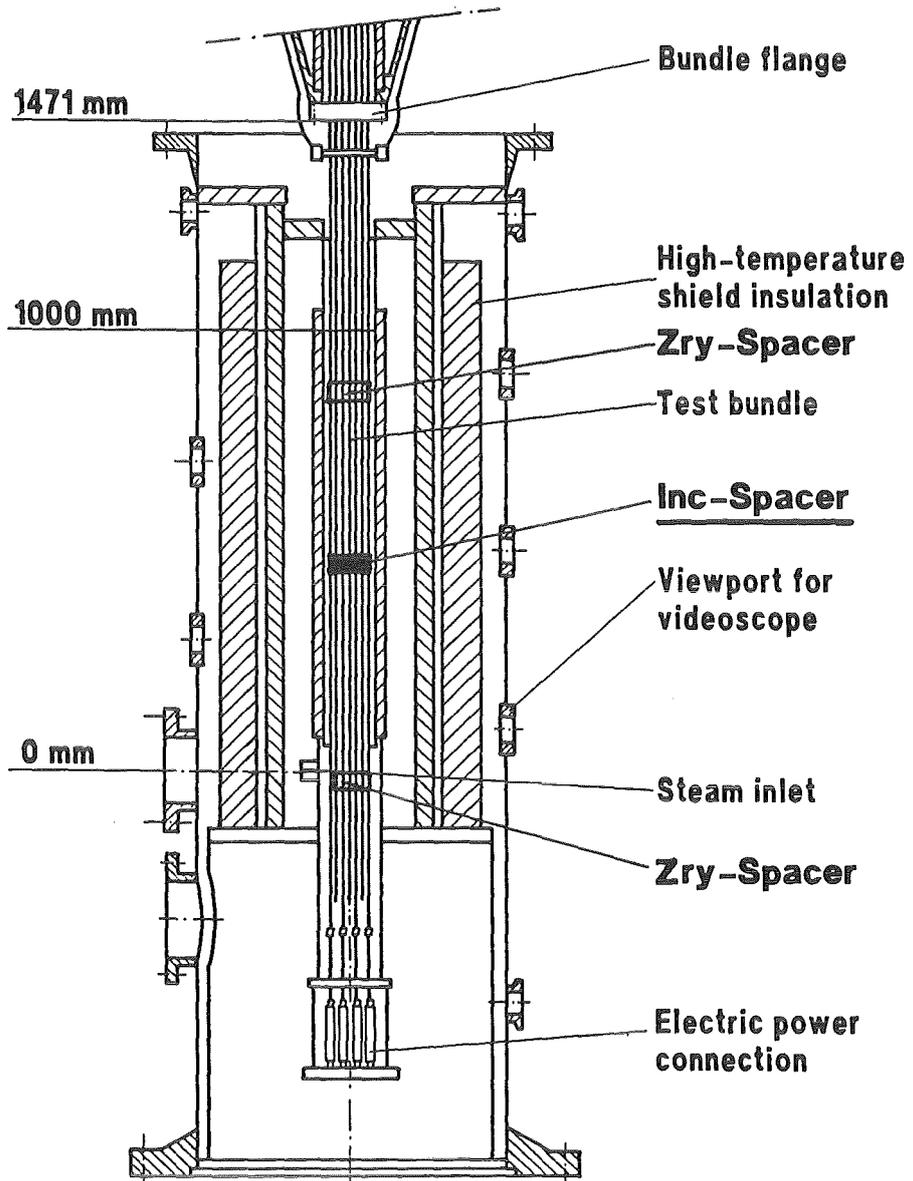
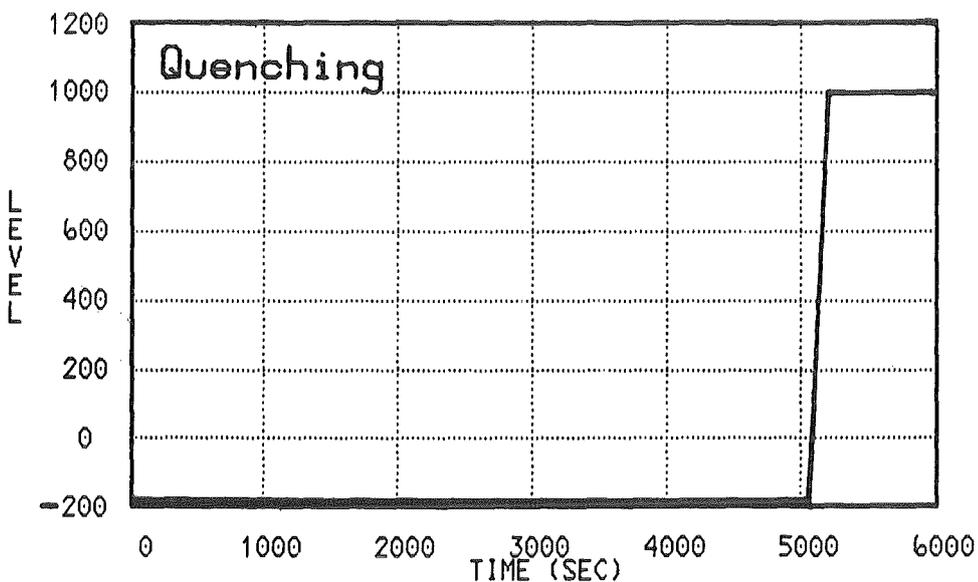
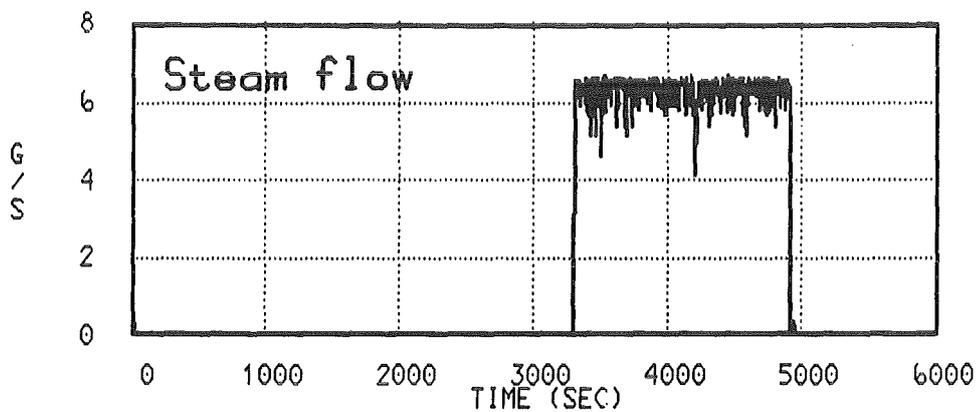
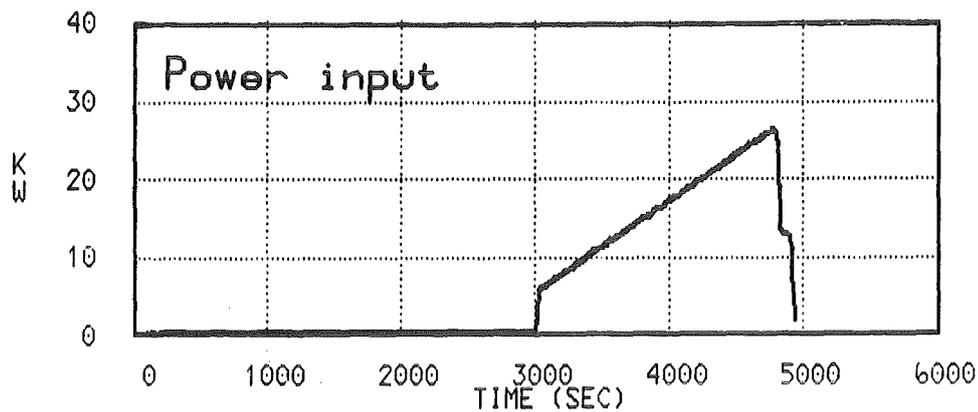


Fig. 3:
Bundle arrangement CORA 5+12

12.07.01

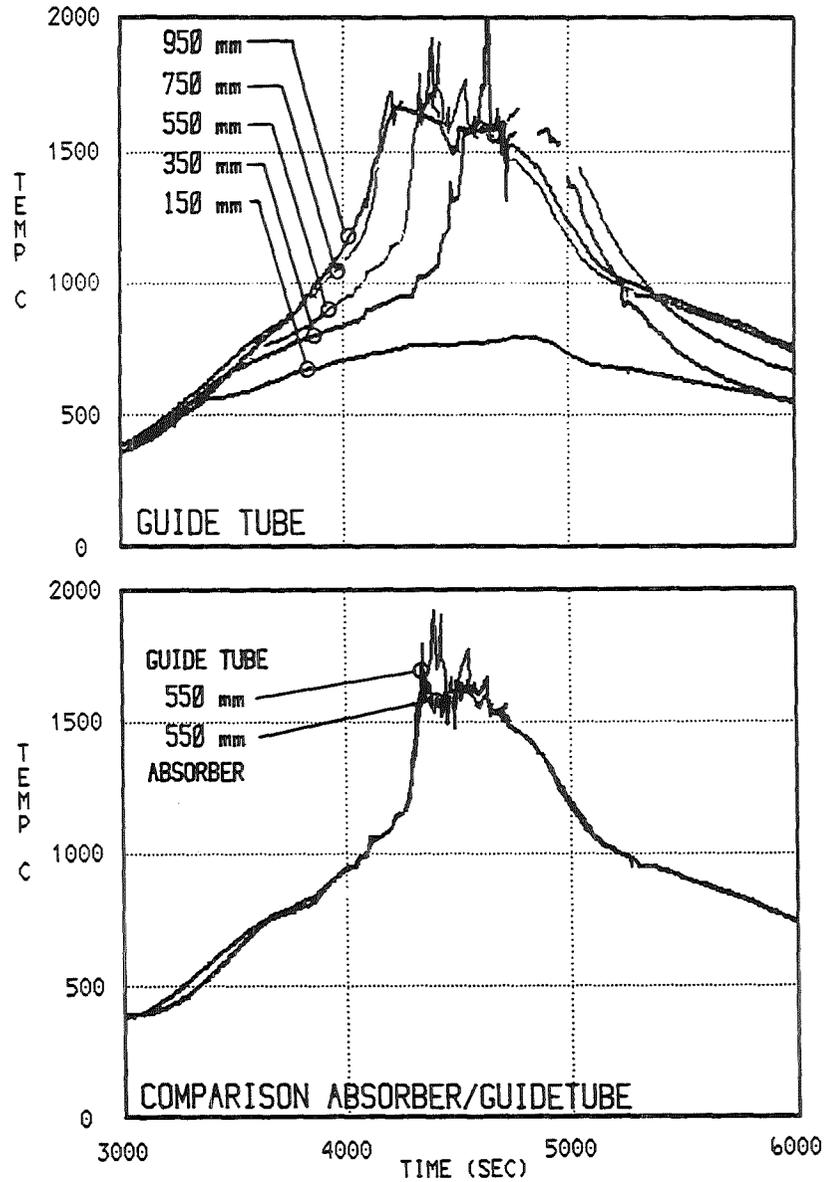


12.07.01

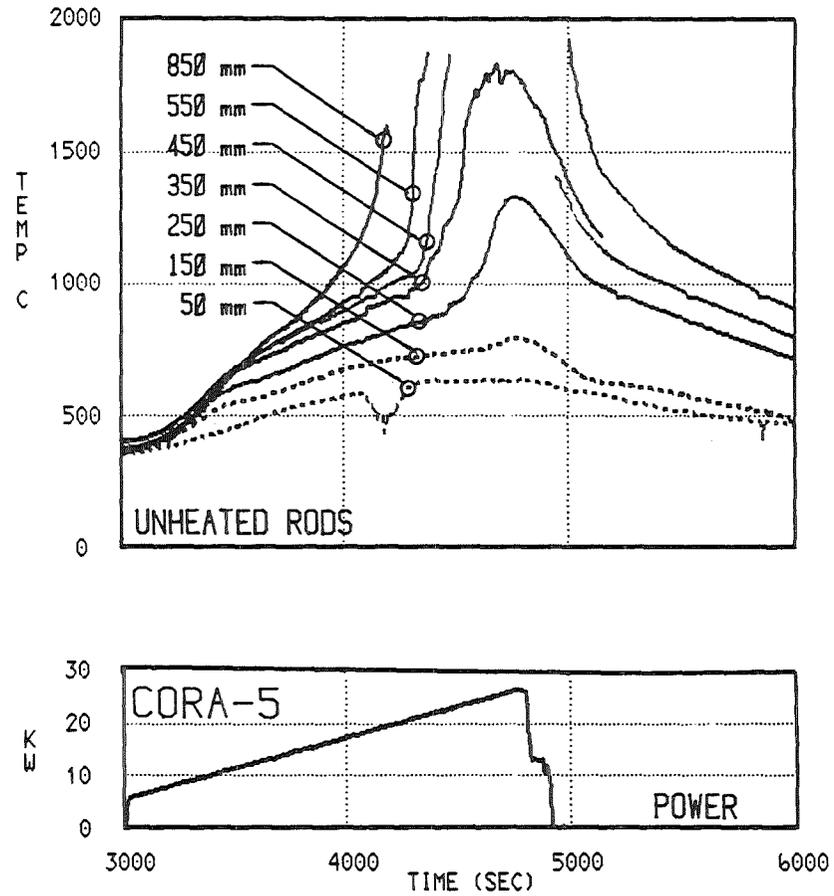
Fig. 4:
Test Conduct of CORA experiments

Fig. 5:

CORA-5 : Temperatures of guide-tube and absorber rods



CORA-5 : Temperatures of unheated rods



12.07.01

CORA-5

700 mm

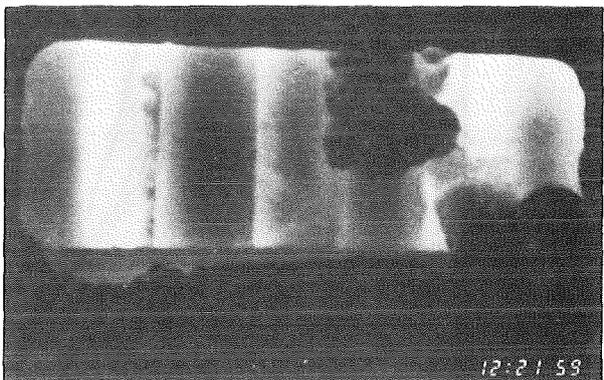
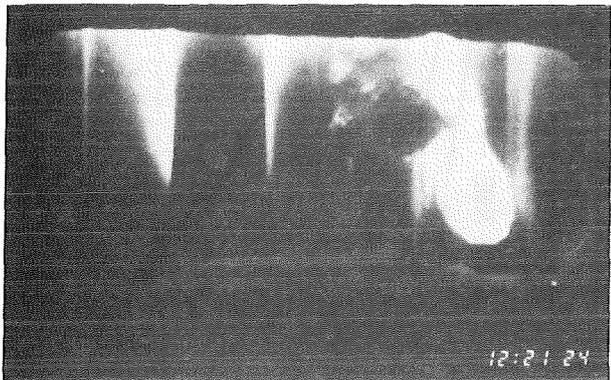
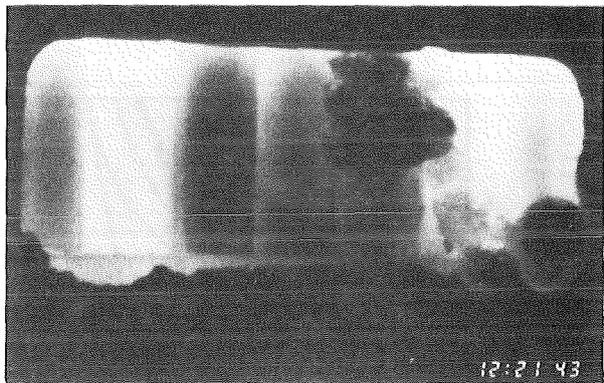
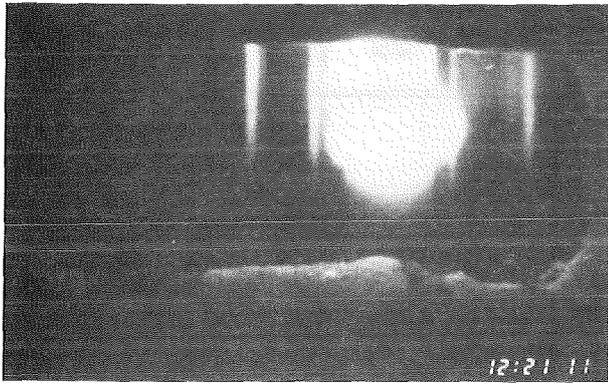
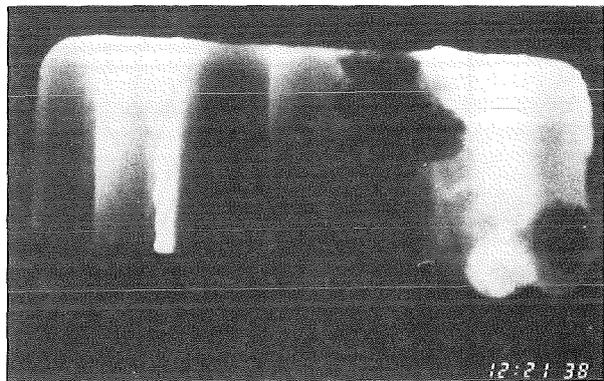
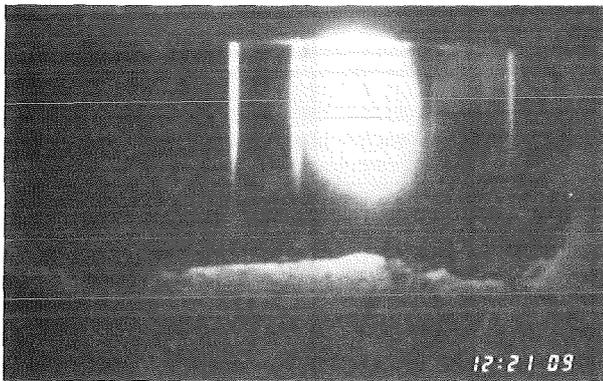
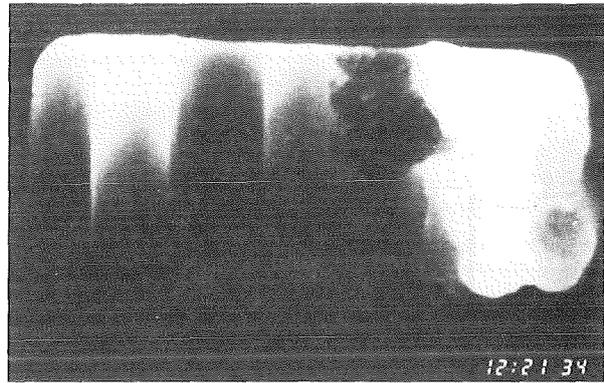
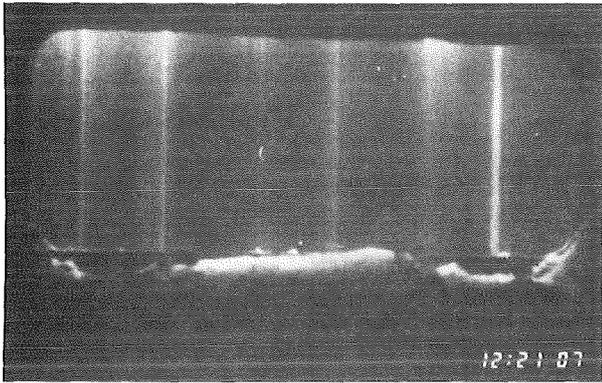


Fig. 6:
Melt movement at 700mm

12.07.01

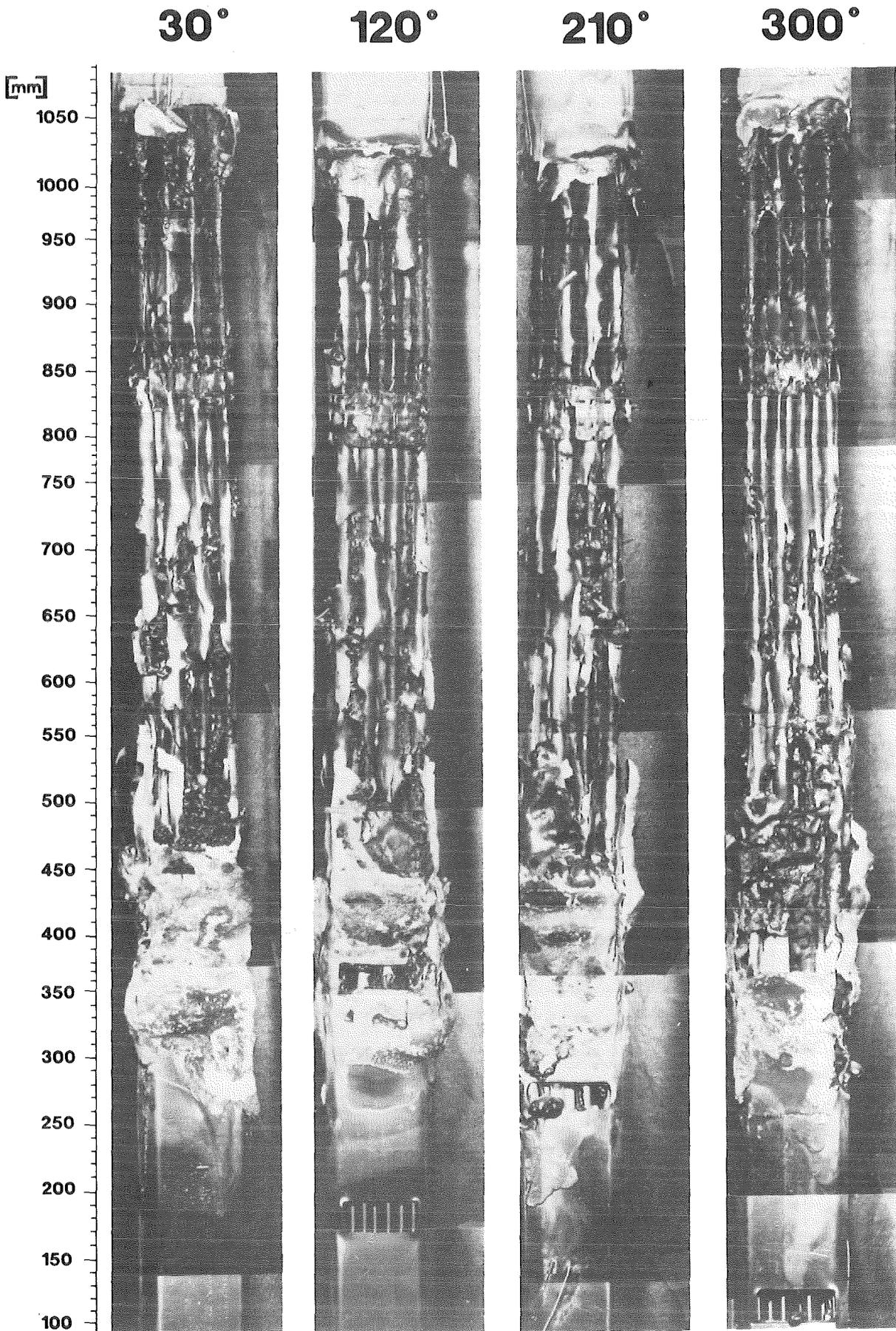


Fig. 7:

12.07.01

Post test appearance of CORA-5

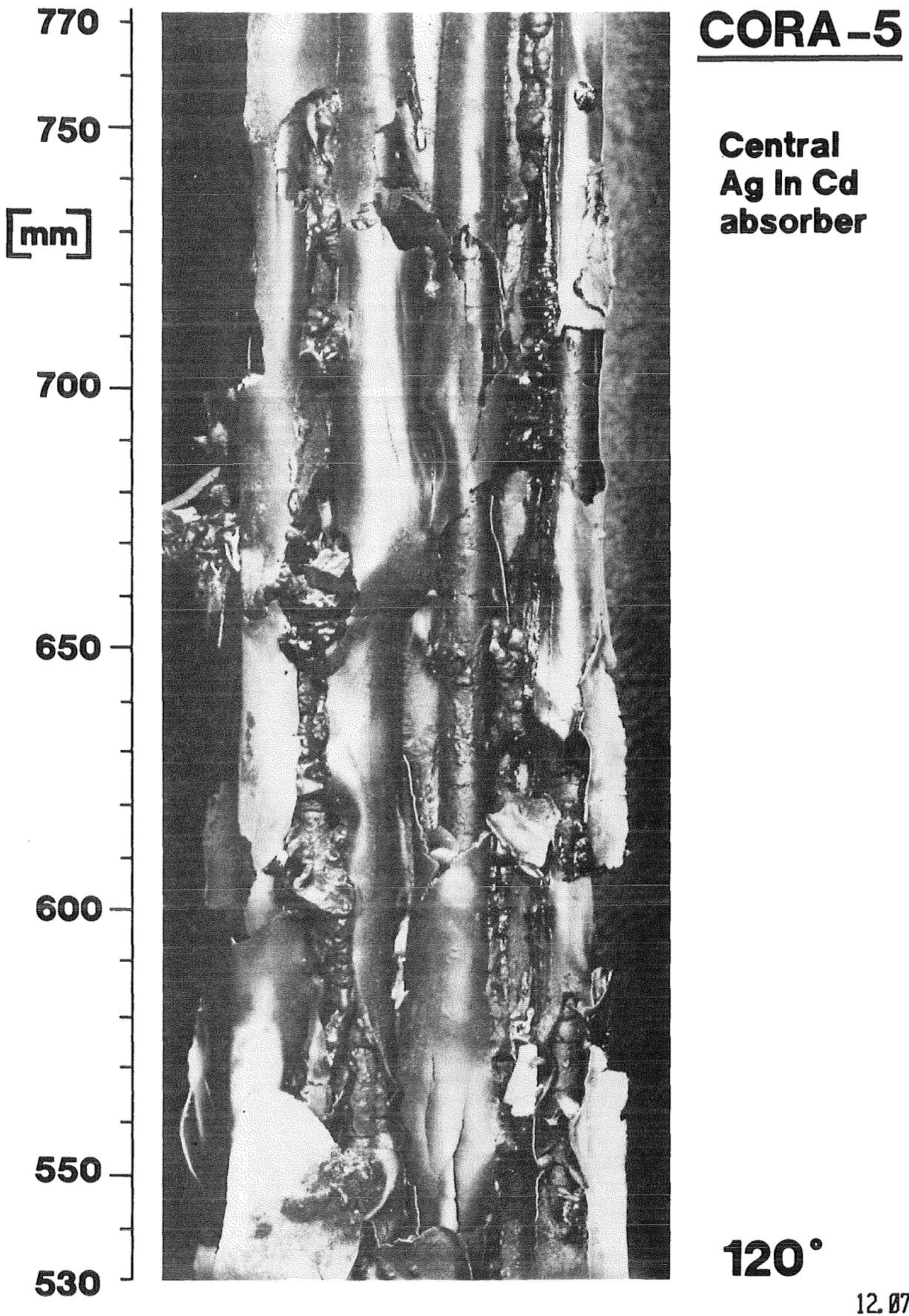
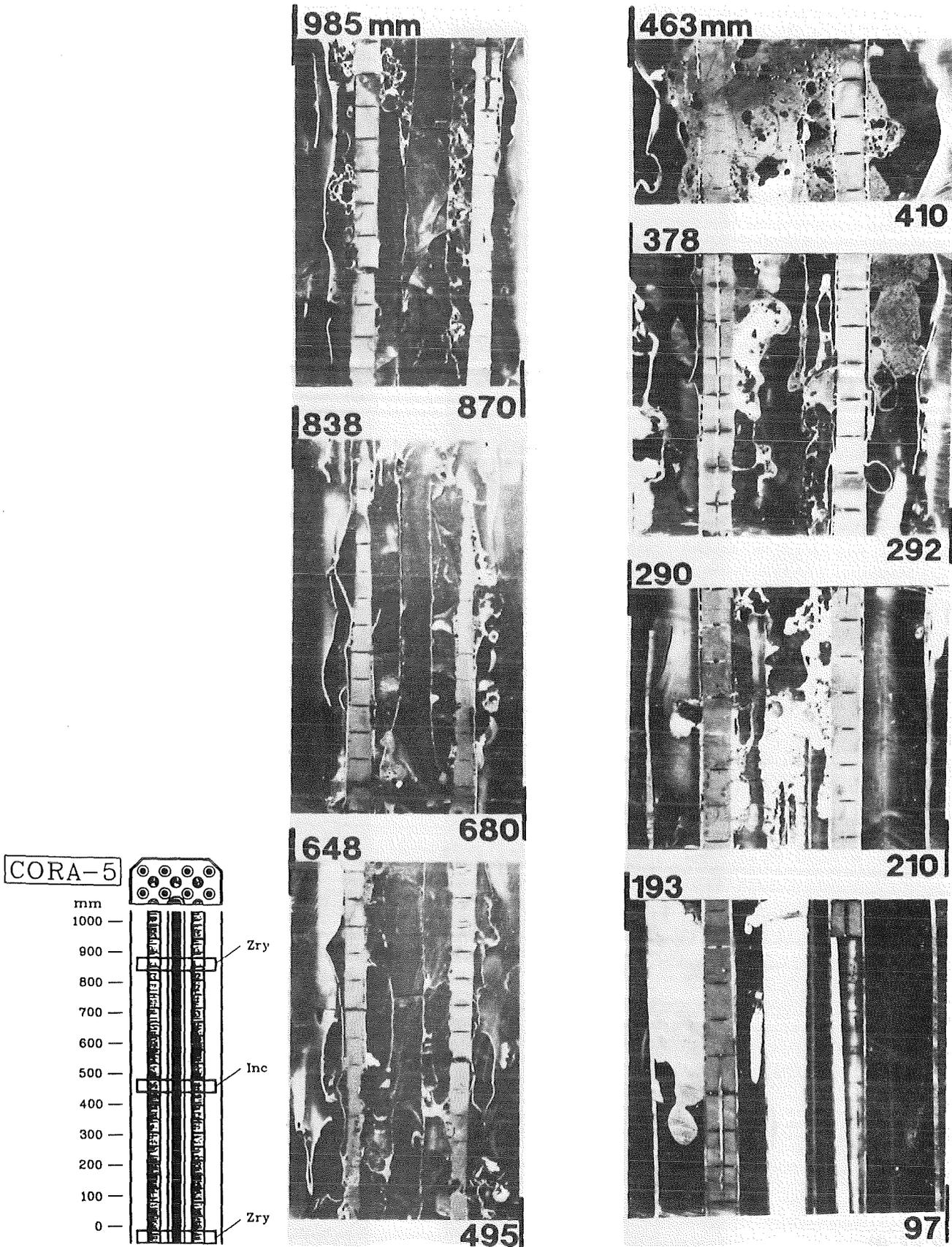
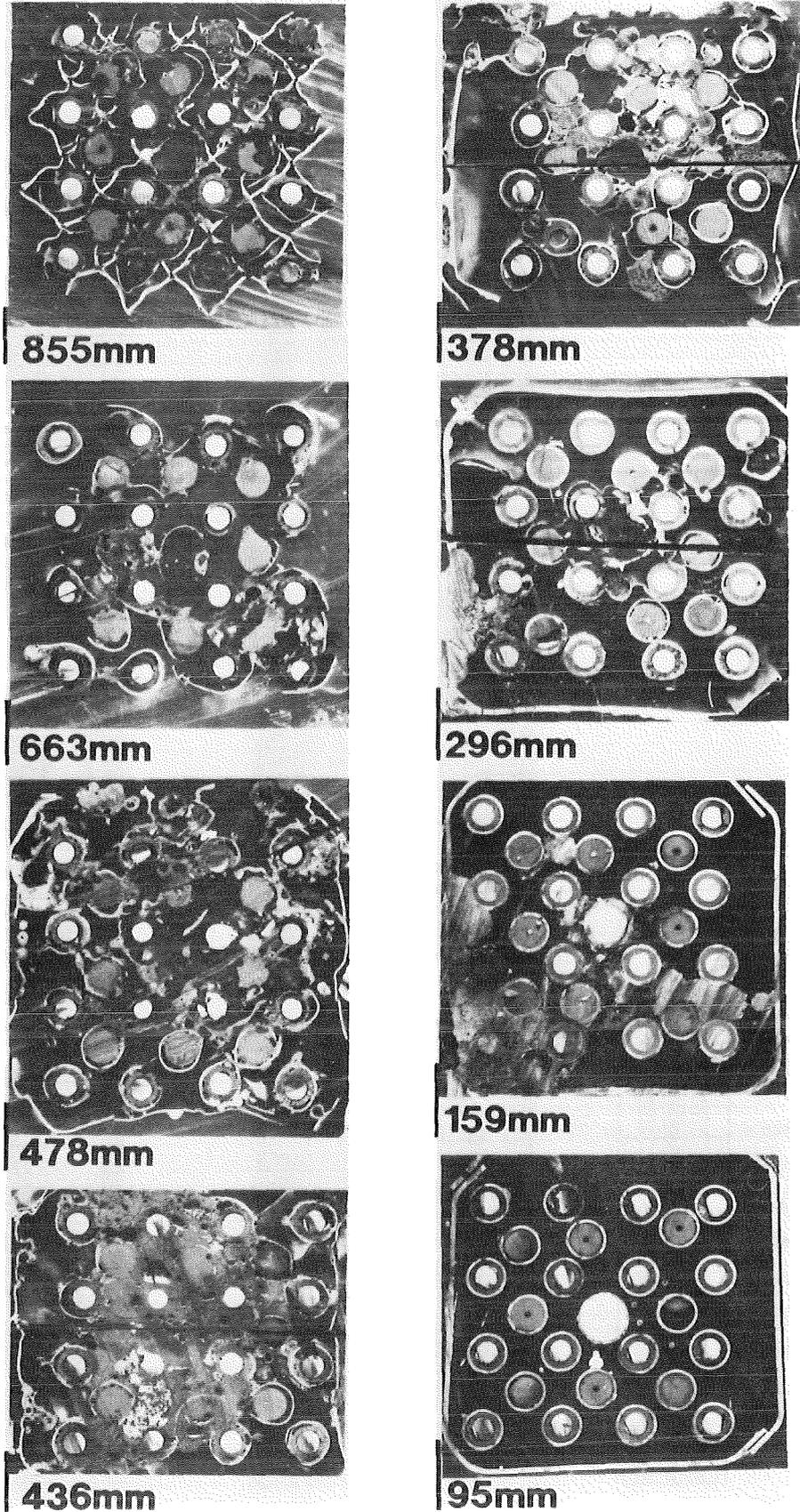


Fig. 8: Post test of the upper section of the bundle



12.07.01

Fig. 9:
Vertical cross sections test CORA-5



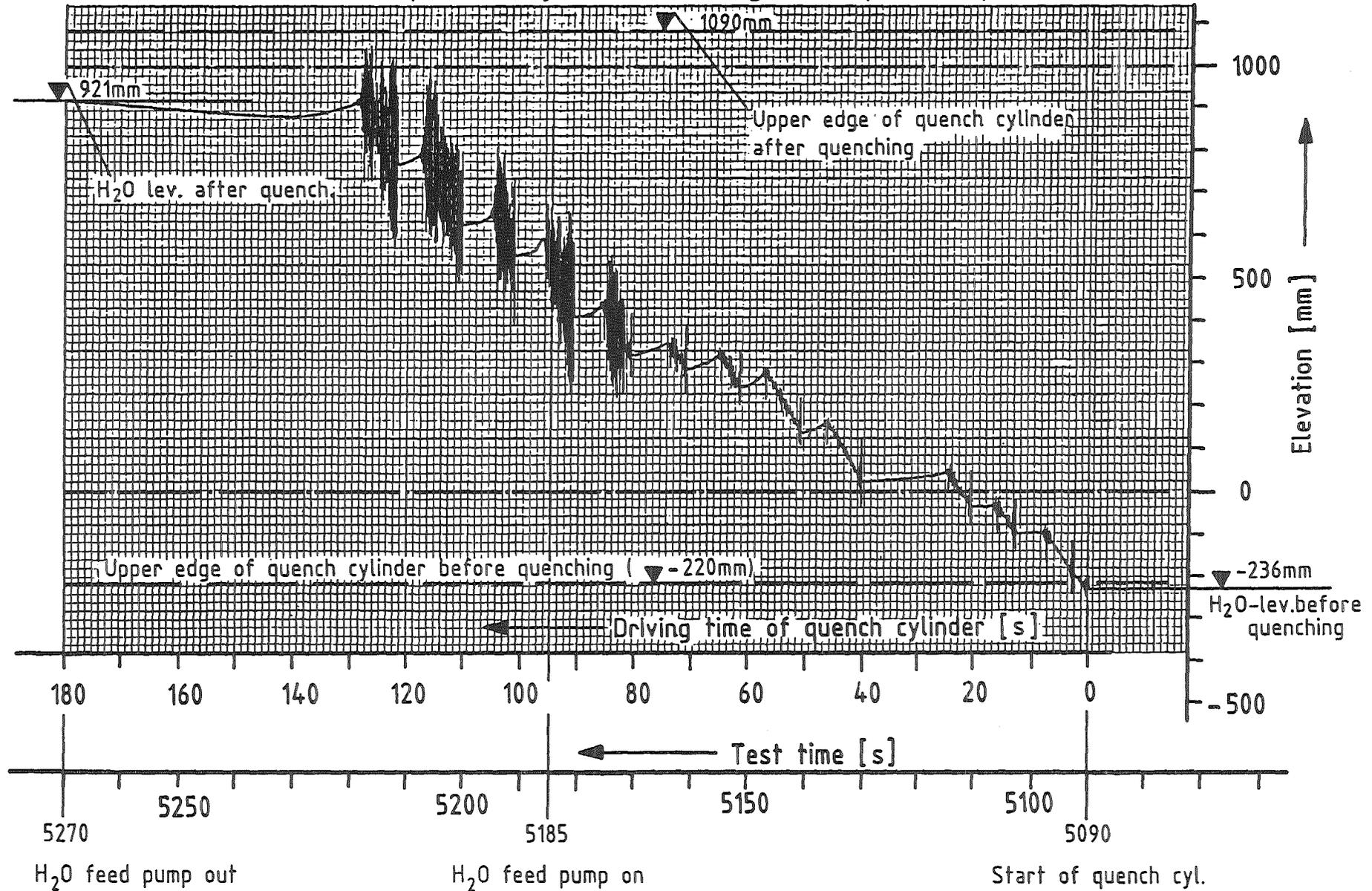
12.07.01

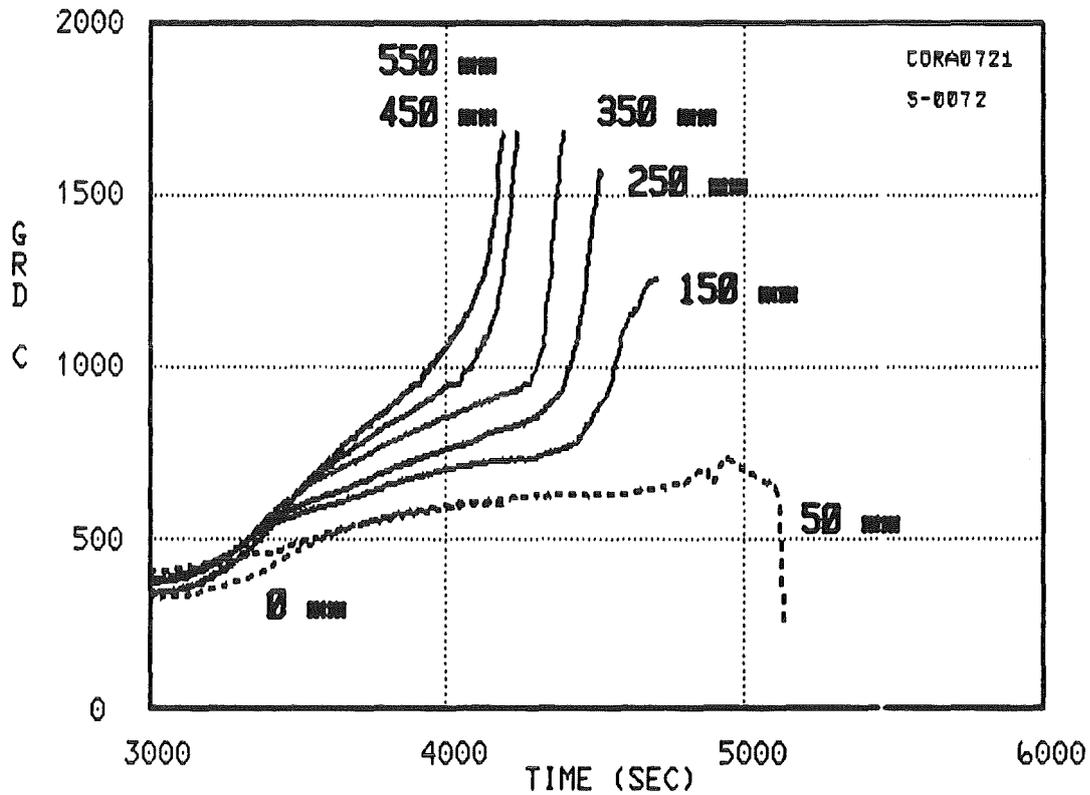
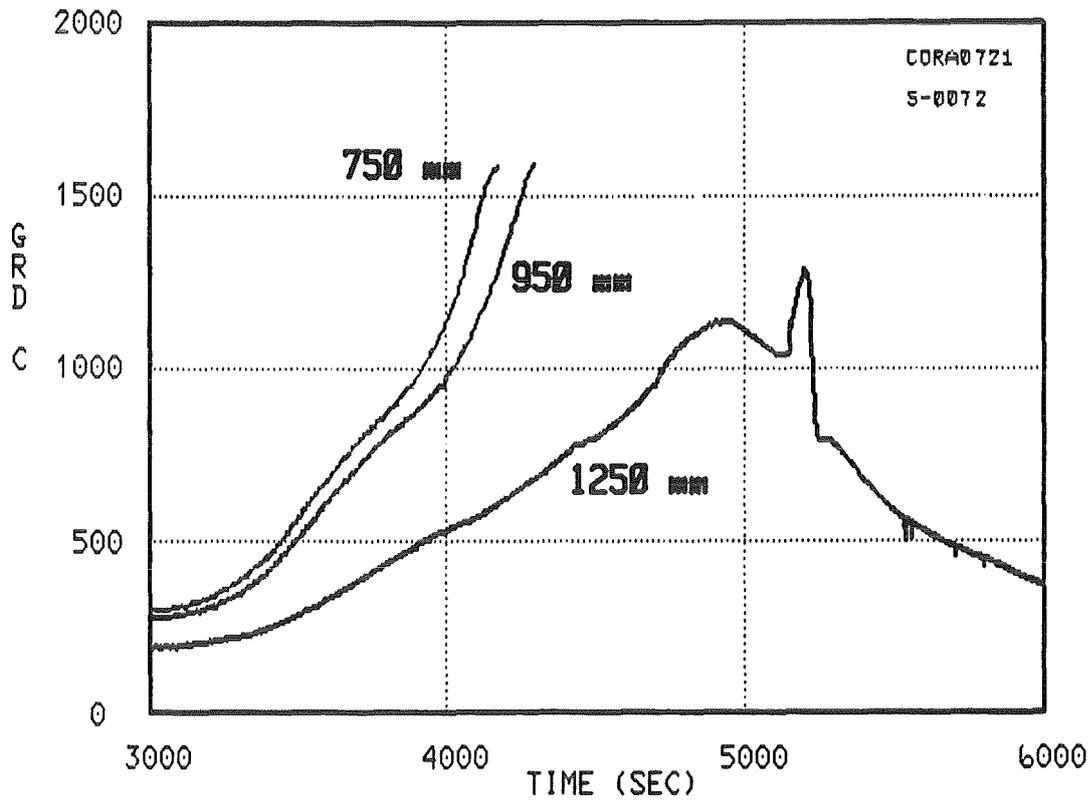
Fig. 10:
Horizontal cross sections test CORA-5

Fig. 11:

12.07.01

Water level in the quench cylinder during the quench process (CORA-12)



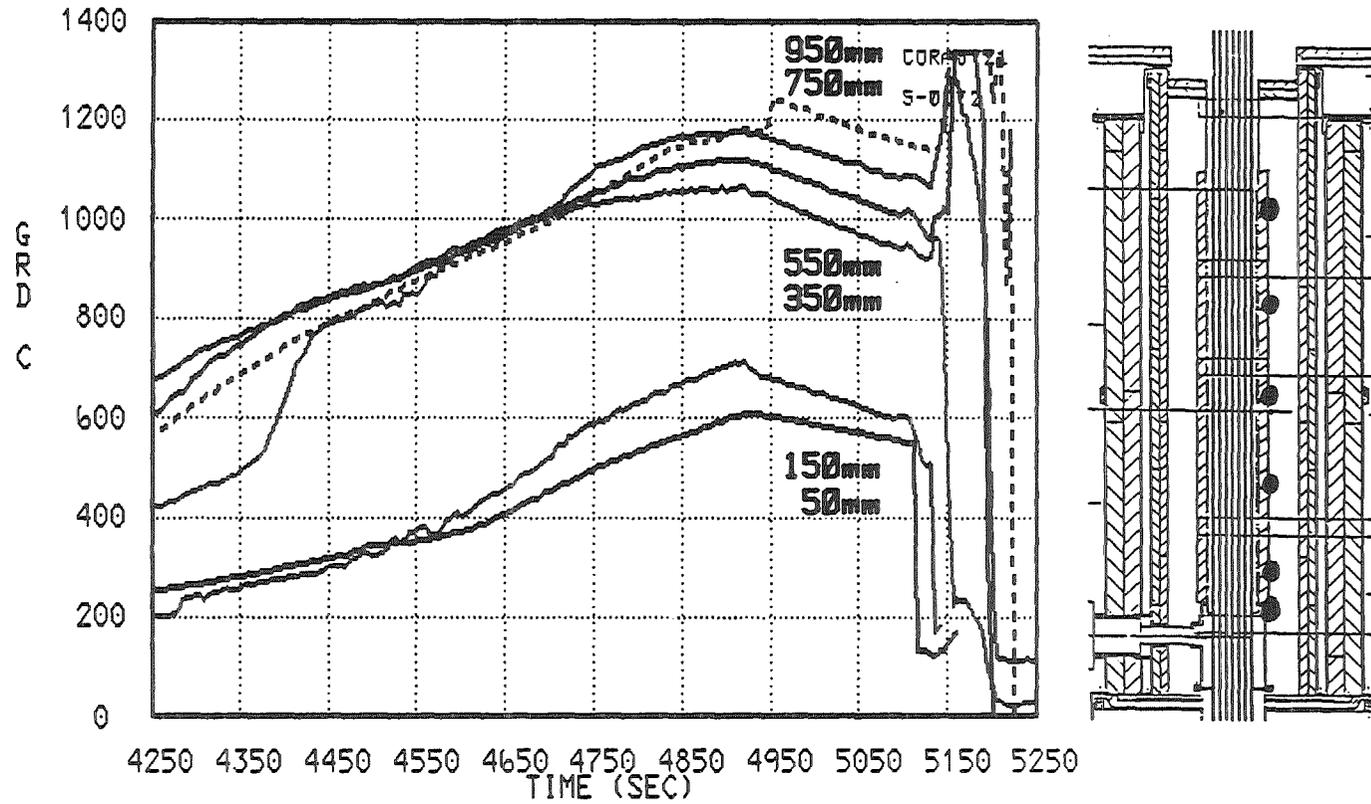


12.07.01

Fig. 12:
Temperatures on unheated rods
(CORA-12)

Fig. 13:

Temperatures on the surface of shroud insulations
(CORA-12)



12.07.01

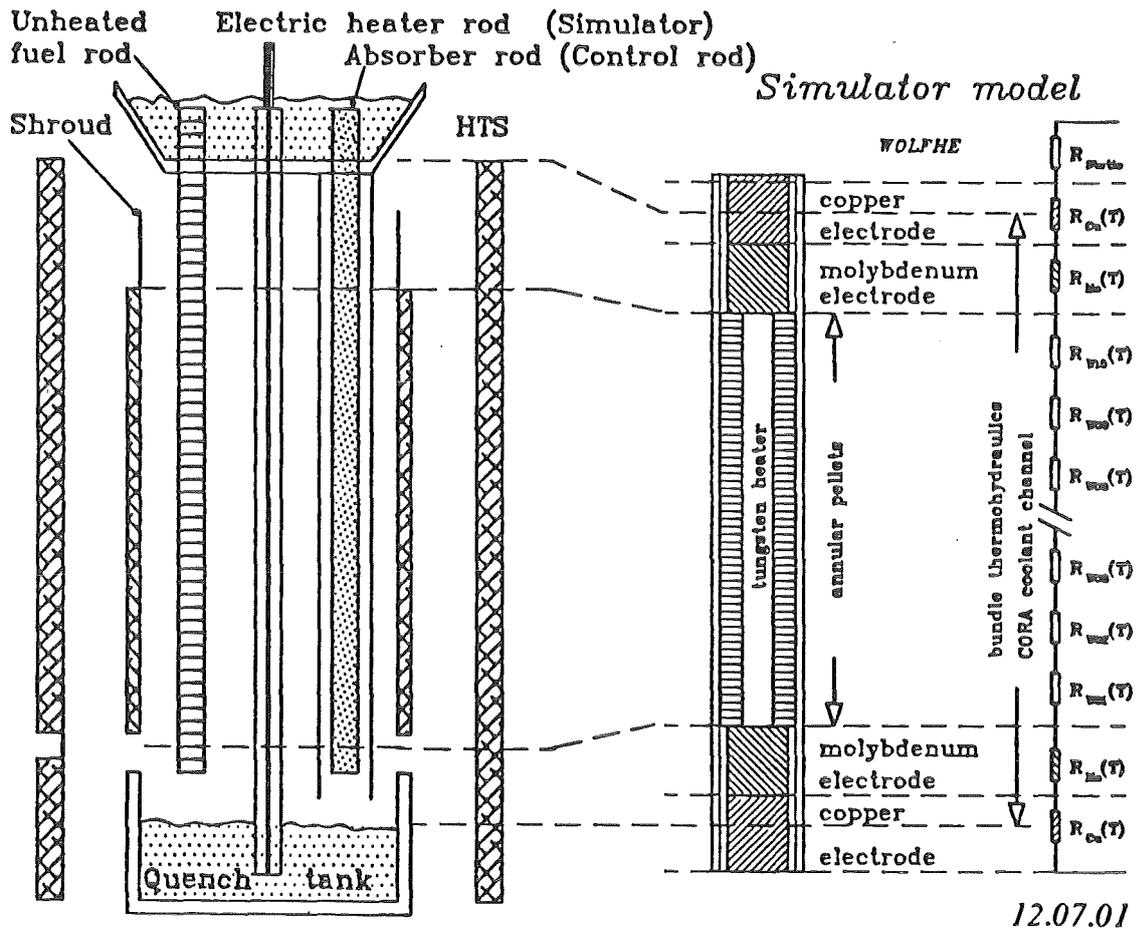
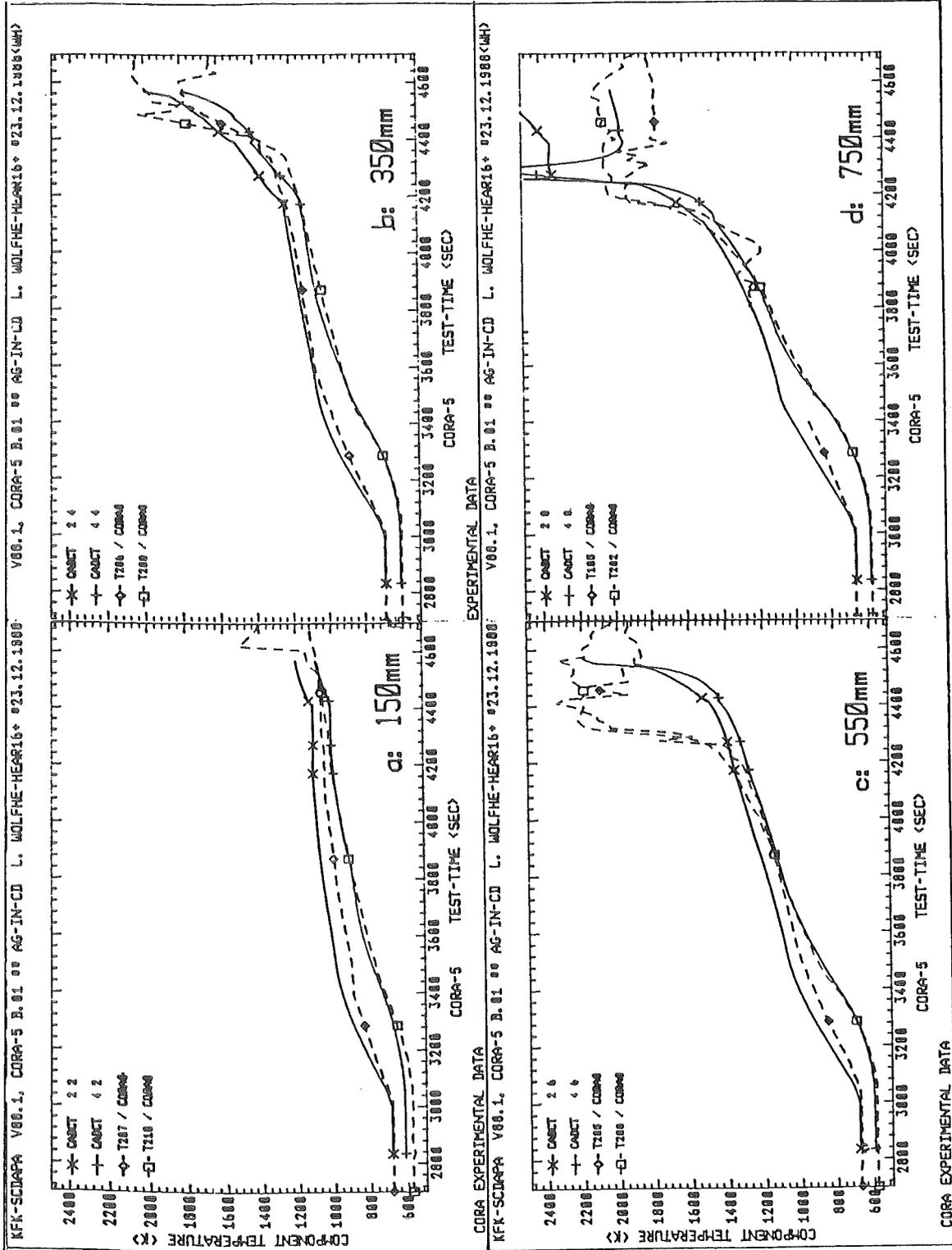


Fig. 14:
 Schematischer Aufbau eines CORA-DWR-Buendels.
 Vergleich der Teststrecke (links) mit der
 Modellierung im Simulator-Modul von SCDAP
 (rechts)



12.07.01

Fig. 15: Vergleich der gemessenen Oberflächentemperaturen mit den Ergebnissen der Nachrechnungen mit dem SCDAP-Code (CORA-5)

12.07.01/09A Mechanical and chemical behaviour of LWR fuel rod bundles
PRS 0D5D at high temperatures
(P.Hofmann, M.Markiewicz, J.L.Spino, J.Burbach, H.Metzger;IMF I)

Abstract

First post-test results of the out-of-pile experiment CORA-5 are described. The bundle contained one (Ag,In,Cd) absorber rod. First liquid phases form at around 1300 °C due to failure of the absorber rod. The relocated absorber melt attacks chemically the Zircaloy and dissolves it. At about the same temperature the Inconel spacer grid fails as a result of eutectic interactions with the Zircaloy fuel rod cladding. The damage of the bundle just below the Inconel spacer grid is larger than in other regions. Based on these experimental observations the chemical interactions between stainless steel and Zircaloy, Inconel and Zircaloy, and (Ag,In,Cd) and Zircaloy have been studied quantitatively in detail. The results of these single-effects test are described. For each reaction couple Arrhenius equations are given.

12.07.01/09A Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brenn-
PRS 0D5D elementen bei hohen Temperaturen (P. Hofmann,
M. Markiewicz, J.L. Spino; J. Burbach, H. Metzger, IMF I)

1. Beitrag zur Nachuntersuchung des Bündelabschmelzexperimentes CORA-5

1.1 Allgemeines

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

Das CORA-Brennelement besteht aus 16 elektrisch beheizten und 9 unbeheizten Brennstabsimulatoren. Beim Experiment CORA-5 war eine unbeheizte Brennstabposition mit einem (Ag,In,Cd)-Absorberstab besetzt. Der Absorberstab besteht aus (Ag,In,Cd) in einem Stahlhüllrohr, der sich in einem Zircaloy-Führungsrohr befindet. Die Brennstäbe und der Absorberstab wurden durch 3 Abstandhalter fixiert; der obere und untere bestand aus Zircaloy-4, der mittlere Abstandhalter aus Inconel 718. Die ganze Anordnung war umgeben von einem Zircaloy-Dampfführungsrohr.

Die nachfolgenden Ergebnisse sind vorläufiger Natur, und sind als Ergänzung zu den im Abschnitt 12.07.01/11A dieses Berichtes beschriebenen Nachuntersuchungen der Bündel CORA-2 und -3 zu betrachten. Ein ausführlicher Bericht über die Nachuntersuchung und Auswertung des Bündels CORA-5 ist in Vorbereitung [12.07.01/09-1].

Das komplexe Materialverhalten in integralen Tests kann nur verstanden und beschrieben werden durch Ergebnisse von Einzeleffektuntersuchungen. Parallel zu den CORA-Experimenten werden daher umfangreiche Einzeleffekt-Untersuchungen unter gut definierten und kontrollierten Randbedingungen durchgeführt. Erste Ergebnisse werden in Kapitel 2 beschrieben.

1.2 Erste Nachuntersuchungsergebnisse des Bündels CORA-5

Die maximale Temperatur beim Test CORA-5 betrug etwa 2000 °C. Beim Hochheizen traten erste flüssige Phasen ab etwa 1300 °C auf. Die flüssigen Materialverlagerungen konnten durch das eingebaute Videosystem beobachtet werden. Zunächst versagt der Absorberstab, sehr wahrscheinlich infolge eutektischer Wechselwirkungen zwischen dem Absorbermaterial-Hüllrohr (austenitischer Stahl) und dem Zircaloy-Führungsrohr. Die flüssige (Ag,In,Cd)-Absorberlegierung, die bei etwa 800 °C schmilzt, tritt dann aus dem Hüllrohr aus und reagiert mit dem Zircaloy-Führungsrohr und Brennelement-Hüllrohr. Die (Ag,In,Cd)-Legierung ist gegenüber Stahl verträglich; ein Versagen des Absorberstab-Hüllrohres ist, außer aufgrund von Wechselwirkungen mit dem Zircaloy-Führungsrohr, daher nur noch infolge abnehmender mechanischer Festigkeit mit steigender Temperatur denkbar.

Das makroskopische Aussehen des Bündels CORA-5 nach dem Test ist in Abb. 12.07.01/09A-1 zu erkennen. Neben einer starken Hüllrohrzerstörung infolge Oxidation bzw. "flowering" (siehe Abschnitt 12.07.01/11A) kommt es zur Bildung flüssiger Phasen und einer dadurch verursachten chemischen Auflösung des UO₂-Brennstoffes. Interessant ist festzustellen, daß der obere Zircaloy-Abstandshalter stark beschädigt aber noch erhalten ist. Der mittlere Inconel-Abstandshalter ist dagegen vollständig verschwunden. Die Schädigung des Bündels ist besonders in dem unmittelbar darunter liegenden Bereich besonders groß. Abb. 12.07.01/09A-2 zeigt vergrößert diesen Bündelabschnitt. Sehr deutlich sind die verschiedenen erstarrten Schmelzen, die sich teilweise in Form von schmalen Schmelzbahnen verlagern, zu erkennen. Im oberen Bildbereich läßt sich außerdem eine ausgeprägte Rißbildung in den versprödeten Brennstab-Hüllrohren feststellen. Den Wechselwirkungen zwischen dem Inconel-Abstandshalter und dem Zircaloy-Hüllrohr kommen deshalb im Hinblick auf die Schadensinitiation und -propagation große Bedeutung zu. Sie wurden deshalb im Rahmen von Einzeleffektuntersuchungen quantitativ ermittelt (siehe Kapitel 2).

Das zerstörte Brennelement CORA-5 wurde in Kunststoff eingegossen und dann in Scheiben geschnitten. Z.T wurden auch axiale Schnitte angefertigt. In Abb. 12.07.01/09A-3 ist ein metallographisch präparierter Längsschliff dargestellt. Der Schnitt ging durch den Absorberstab und durch die beiden benachbarten unbeheizten Brennstäbe, die Vollpellets enthielten. Sehr deutlich ist der stark

zerstörte Absorberstab zu erkennen. Die (Ag,In,Cd)-Schmelze verlagerte sich nach unten und reagierte dabei chemisch mit den Zircaloy-Brennstabhüllrohren und z.T. auch mit den UO₂-Pellets. An Stellen, an denen die Absorberlegierung Kontakt mit den Hüllrohren hatte, wurden diese chemisch aufgelöst. Dieser Sachverhalt ist besonders deutlich in tiefer liegenden Querschliffen zu erkennen. Abb. 12.07.01/09A-4 zeigt Details des Absorberstabs und der benachbarten Brennstäbe. In der Bündelhöhe 95 mm (Querschliff 5-04) ist sowohl das Zircaloy-Führungsrohr als auch Stahl-Hüllrohr intakt. Zwischen beiden befindet sich erstarrte, verlagerte Absorberschmelze von höheren Regionen. In der Bündelhöhe 208 mm (Querschliff 5-05) ist zwar das Stahl-Hüllrohr noch intakt, das Zircaloy-Führungsrohr ist dagegen nahezu vollständig chemisch aufgelöst. Die (Ag,In,Cd,Zr)-Schmelze wird nur durch eine dünne äußere Oxidschicht gehalten (Abb. 12.07.01/09A-4, Pos. 2). In der gleichen Bündelhöhe (208 mm) ist auch der chemische Vorgang der Zircaloy-Auflösung durch die Absorberschmelze gut zu erkennen. Es kommt dadurch zu einer Verflüssigung des Zircaloy weit unterhalb seines Schmelzpunktes.

Da den Wechselwirkungen zwischen

- Inconel-Abstandshalter und Zircaloy-Hüllrohr,
- Absorberstab-Stahlhüllrohr und Zircaloy-Führungsrohr und
- (Ag,In,Cd)-Absorberlegierung und Zircaloy

große Bedeutung bezüglich der Bildung flüssiger Phasen unterhalb der Schmelzpunkte der Komponenten infolge eutektischer Reaktionen zukommt, wurden diese detaillierter untersucht. Die vorläufigen Versuchsergebnisse sind nachfolgend dargestellt.

2. Einzeleffektuntersuchungen

Zur quantitativen Beschreibung des komplexen Materialverhaltens 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.

2.1 Chemische Wechselwirkungen von Zircaloy mit Stahl und Inconel

Die binären Phasendiagramme Fe-Zr und Ni-Zr (Abb. 12.07.01/09A-5) zeigen deutlich, daß es infolge eutektischer Reaktionen in beiden Systemen bereits ab etwa 950 °C zur Bildung flüssiger Phasen kommen kann. Entscheidend ist jedoch die Reaktionskinetik. Es wurden deshalb Verträglichkeitsexperimente mit Zircaloy-Näpfcchen durchgeführt, in die Bolzen aus austenitischem Stahl 1.4919 (AISI316) oder Inconel 718 gepreßt wurden. Die Materialkombinationen wurden dann isotherm bei verschiedenen Temperaturen für unterschiedlich lange Zeiten wärmebehandelt. Abb. 12.07.01/09A-6 zeigt Querschliffe der Verträglichkeitsproben nach 5-minütigen Glühungen bei 1000 und 1150 °C. Besonders bei 1150 °C kommt es zu ausgeprägten Reaktionen unter Bildung flüssiger Phasen. Die Stahlprobe verflüssigt relativ große Mengen an Zircaloy, ohne dabei selbst stark aufgelöst zu werden. Das unterschiedliche Reaktionsverhalten von Stahl und Zircaloy ist in Abb. 12.07.01/09A-7 dargestellt. Die Reaktionszonen sind im Zircaloy stets deutlich größer als im Stahl. Man muß deshalb bei der Reaktionskinetik unterscheiden zwischen Reaktionszonen im Stahl und Reaktionszonen im Zircaloy. Die Ergebnisse der Stahl/Zircaloy-Wechselwirkungen, d.h. die Reaktionszonen-Wachstumsraten x^2/t , sind in Abb. 12.07.01/09A-8 in Form von Arrhenius-Gleichungen in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Das Zircaloy wird über dem gesamten untersuchten Temperaturbereich erheblich stärker attackiert als der rostfreie Stahl 1.4919. Ein anderes wichtiges Ergebnis der Untersuchungen war, daß es oberhalb etwa 1250 °C zum Zusammenschmelzen der Proben während der Aufheizphase kam. D.h. oberhalb dieser kritischen Temperatur kommt es zu einer ausgeprägten Bildung von Schmelzen und damit zum Versagen der Verträglichkeitsproben. Vergleichende Untersuchungen mit Inconel 718 ergeben das in Abb. 12.07.01/09A-9 dargestellte Verhalten. Oberhalb 1100 °C wird Zircaloy stärker vom Stahl angegriffen als vom Inconel. Unterhalb 1100 °C ist die Situation umgekehrt.

Im allgemeinen bilden sich auf der Hüllrohroberfläche während des Reaktorbetriebes Oxidschichten aus ZrO_2 , die unterschiedlich dick sein können. Es war nun die Frage zu klären, ob die Oxidschichten einen Einfluß auf die Zircaloy/Stahl oder Zircaloy/Inconel Reaktionskinetik haben. Die Versuchsergebnisse sind in Abb. 12.07.01/09A-10 für Oxidschichtdicken von 20 und 45 μm dargestellt. Man erkennt, daß bei 1100 °C der Beginn der chemischen Wechselwirkungen zwischen Inconel und Zircaloy um etwa 2 bzw. 3 h verzögert wird. Dies ist die Zeit, die notwendig ist, die chemische Auflösung von ZrO_2 durch das Zircaloy zu be-

wirken. ZrO_2 ist mit Inconel und Stahl verträglich, Reaktionen finden daher erst nach Auflösung der ZrO_2 -Schichten statt. Man erkennt aber auch, daß bei höheren Temperaturen diese Inkubationszeit stark zurückgeht und bei 1300 °C praktisch nicht mehr existiert. Ein weiterer Effekt der Oxidschichten ist, daß die Verflüssigung der Proben um etwa 100 K zu höheren Temperaturen verschoben wird.

2.2 Chemische Wechselwirkungen von Zircaloy mit (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial

Das Absorbermaterial wurde in Näpfchen aus Zircaloy eingebracht und anschließend gasdicht verschlossen. Wie die metallographischen Untersuchungen ergaben, löst das flüssige (Ag,In,Cd) das Zircaloy chemisch auf. Dadurch vergrößert sich der Innendurchmesser der Zircaloy-Näpfchen (Abb. 12.07.01/09A-11). Die temperatur- und zeitabhängige Zircaloy-Auflösung ist einem Arrhenius-Diagramm dargestellt (Abb. 12.07.01/09A-12). Zum Vergleich sind auch die Ergebnisse der Stahl/Zircaloy-Wechselwirkungen wiedergegeben.

Literatur

- [12.07.01/09A-1] S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold, Behavior of (Ag,In,Cd) absorber material in Zircaloy/UO₂ fuel rod simulator bundles at high temperatures, KfK 4419 (1989)
- [12.07.01/09A-2] P. Hofmann, S. Hagen, G. Schanz, A. Skokan, Chemical interaction of reactor core materials up to very high temperatures, KfK 4485 (1989)

Abbildungen

- Abb. 12.07.01/09A-1:** Ansicht des Bündels CORA-5 nach dem Versuch ($T_{\max} \approx 2000 \text{ °C}$, 1 (Ag,In,Cd)-Absorberstab). Während der obere Zircaloy-Abstandshalter noch zu erkennen ist, ist der Inconel-Abstandshalter verschwunden.
- Abb. 12.07.01/09A-2:** Detailansicht des Bündels CORA-5 nach dem Versuch in Höhe des Inconel-Abstandshalters. Man erkennt deutlich verschiedene erstarrte Schmelzen.
- Abb. 12.07.01/09A-3:** Längsschliff des Bündels CORA-5 zwischen den Höhen 210 bis 290 mm. Der zentrale Absorberstab ist z.T. abgeschmolzen. Die verlagerte (Ag,In,Cd)-Schmelze reagiert mit dem Zircaloy und löst dieses auf.
- Abb. 12.07.01/09A-4:** Makro- und Mikrostrukturen des Bündels CORA-5 in den Bündelhöhen 95 und 208 mm.
- Abb. 12.07.01/09A-5:** Binäre Phasendiagramme der Systeme Fe-Zr und Ni-Zr.
- Abb. 12.07.01/09A-6:** Chemische Wechselwirkungen zwischen Zircaloy-4 und dem austenitischen Stahl 1.4919 (AISI316). Sowohl bei 1000 als auch 1150 °C kommt es zur Bildung flüssiger Phasen.
- Abb. 12.07.01/09A-7:** Dicke der Reaktionszonen für das System Zircaloy/Stahl nach 5 Minuten Reaktionszeit für verschiedene Temperaturen.
- Abb. 12.07.01/09A-8:** Reaktionszonen-Wachstumsraten x^2/t in Abhängigkeit der reziproken Temperatur für das System Zircaloy/Stahl. Vergleich der Wachstumsraten in Zircaloy und Stahl.
- Abb. 12.07.01/09A-9:** Vergleich des Reaktionsverhaltens von Zircaloy/Stahl mit dem von Zircaloy/Inconel.
- Abb. 12.07.01/09A-10:** Einfluß von ZrO_2 -Oxidschichten auf die chemischen Wechselwirkungen zwischen Zircaloy-4 und Inconel 718.
- Abb. 12.07.01/09A-11:** Chemische Wechselwirkungen zwischen Zircaloy-4 und (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial. Das Zircaloy wird durch das flüssige Absorbermaterial chemisch aufgelöst.
- Abb. 12.07.01/09A-12:** Reaktionszonen-Wachstumsraten x^2/t in Abhängigkeit der reziproken Temperatur für das System Zircaloy-4/(Ag,In,Cd). Vergleich mit den Wachstumsraten des Reaktionssystems Zircaloy/Stahl.

**Zircaloy
spacer grid**



**Inconel
spacer grid**

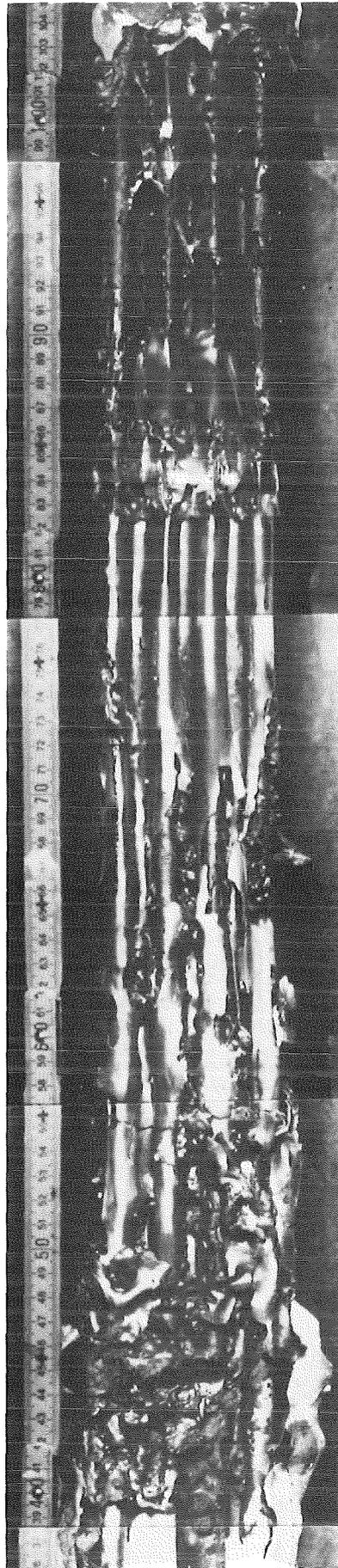


Abb. 12.07.01/09A-1: Ansicht des Bündels CORA-5 nach dem Versuch ($T_{\max} \approx 2000\text{ }^{\circ}\text{C}$, 1 (Ag,In,Cd)-Absorberstab). Während der obere Zircaloy-Abstandshalter noch zu erkennen ist, ist der Inconel-Abstandshalter verschwunden.

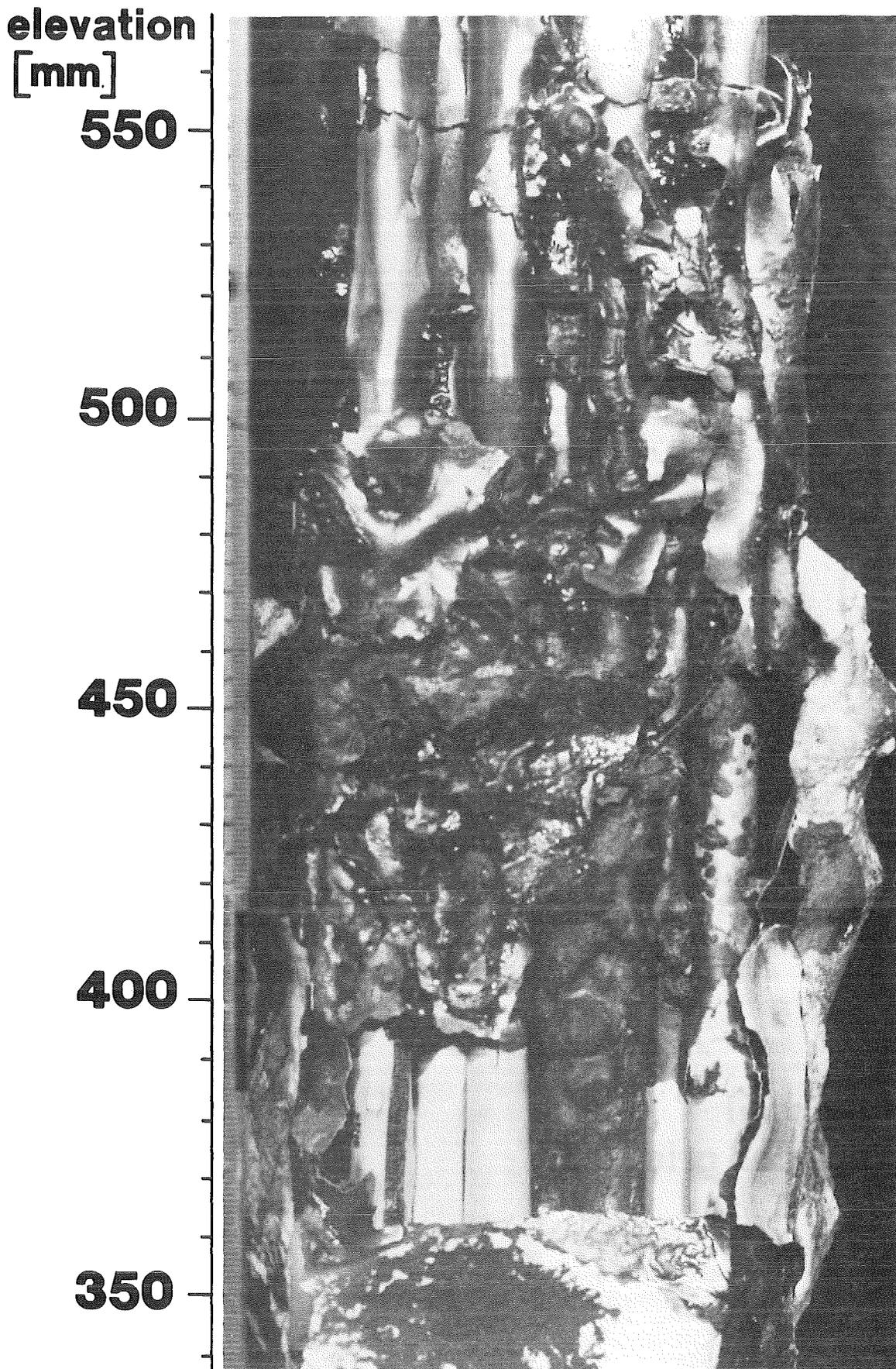


Abb. 12.07.01/09A-2: Detailansicht des Bündels CORA-5 nach dem Versuch in Höhe des Inconel-Abstandshalters. Man erkennt deutlich verschiedene erstarrte Schmelzen.

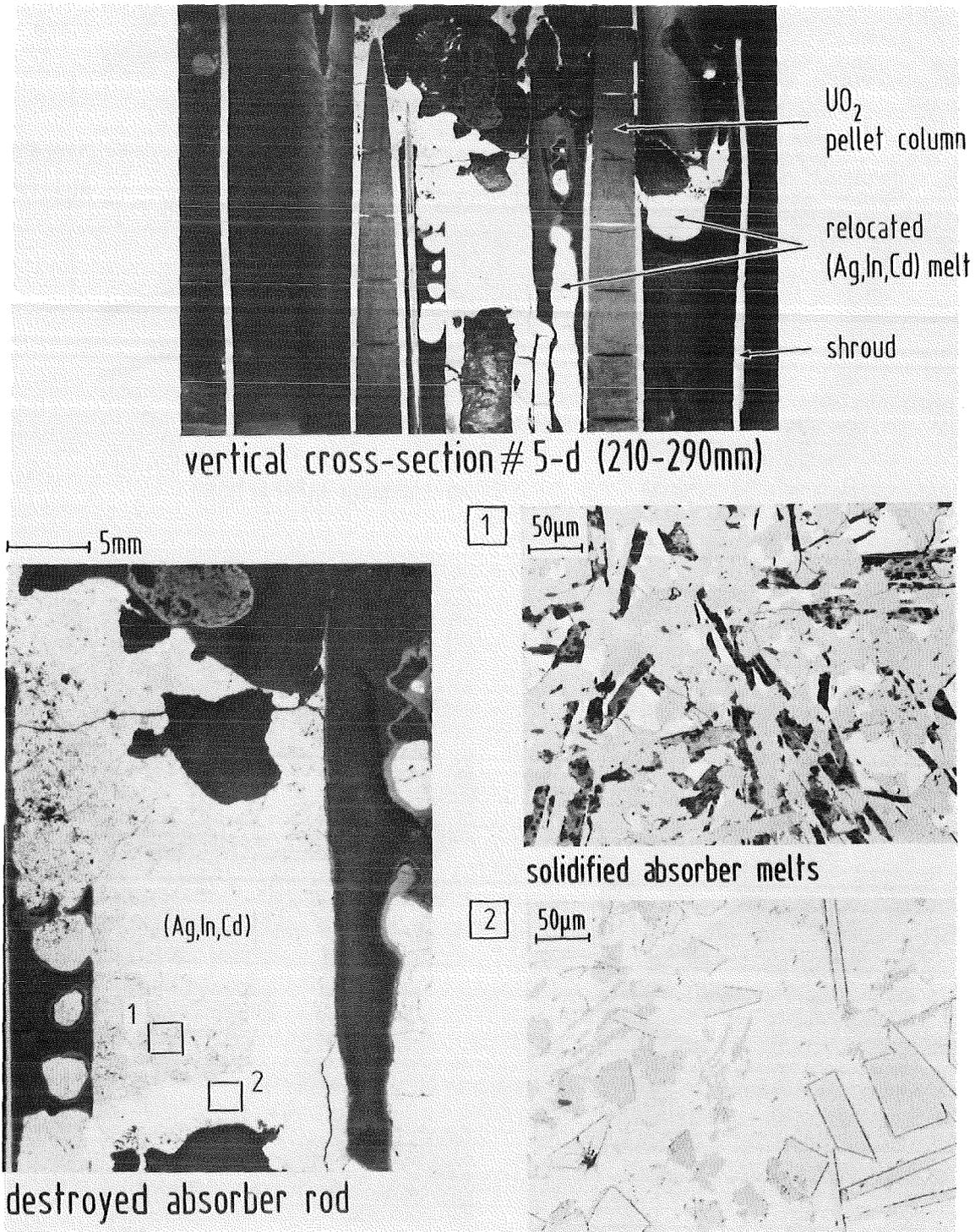


Abb. 12.07.01/09A-3: Längsschliff des Bündels CORA-5 zwischen den Höhen 210 bis 290 mm. Der zentrale Absorberstab ist z.T. abgeschmolzen. Die verlagerte (Ag,In,Cd)-Schmelze reagiert mit dem Zircaloy und löst dieses auf.

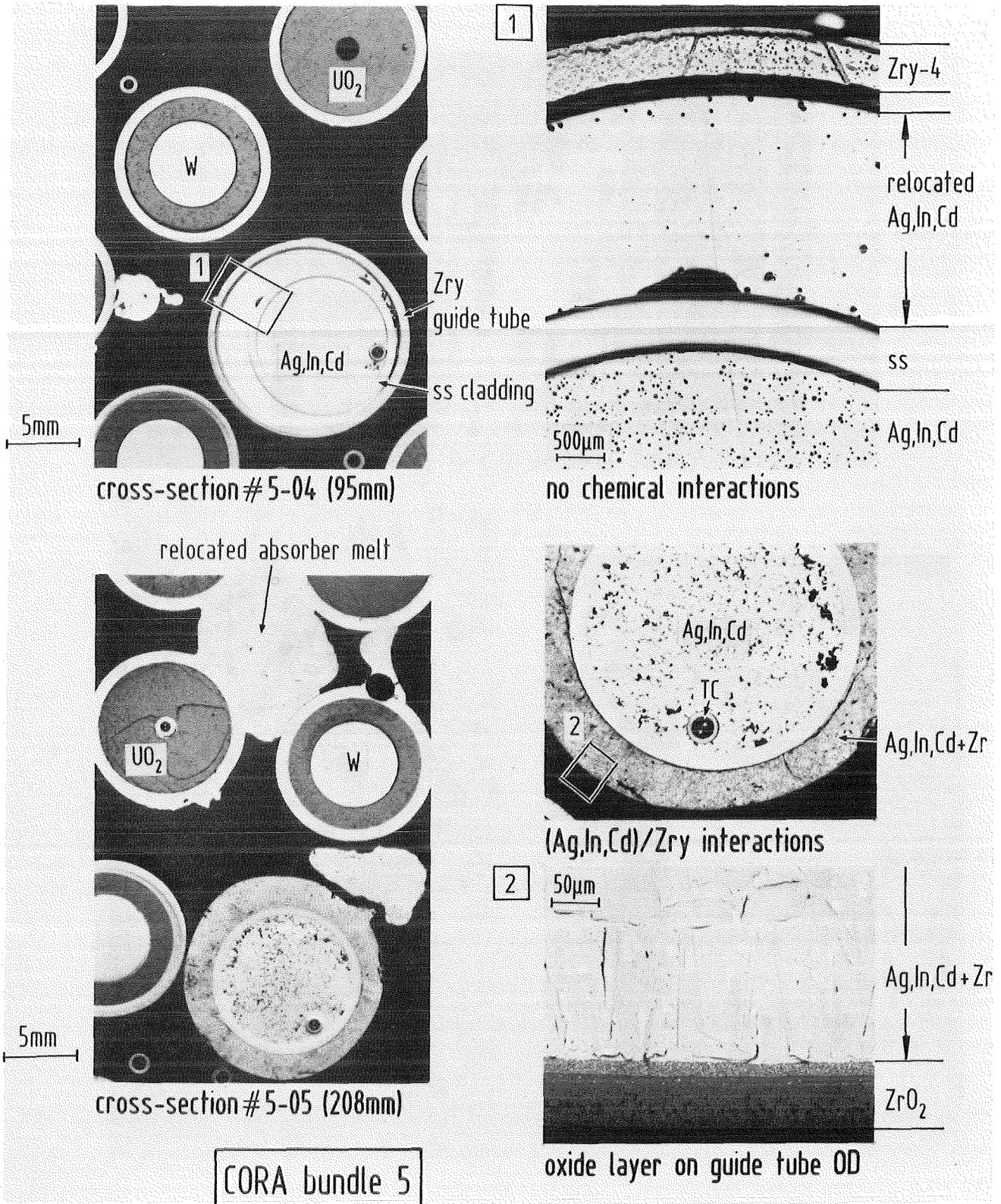


Abb. 12.07.01/09A-4: Makro- und Mikrostrukturen des Bündels CORA-5 in den Bündelhöhen 95 und 208 mm.

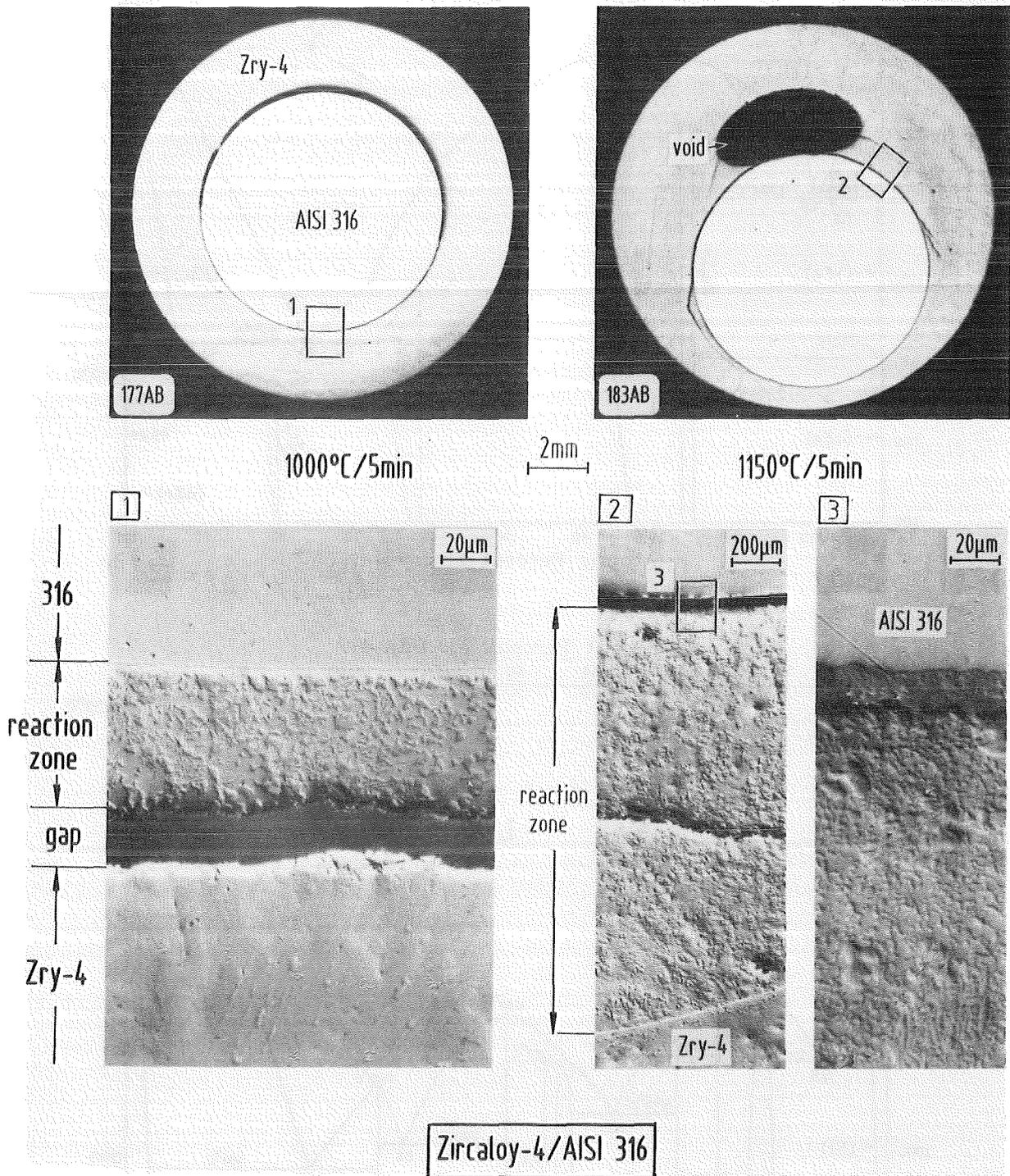


Abb. 12.07.01/09A-6: Chemische Wechselwirkungen zwischen Zircaloy-4 und dem austenitischen Stahl 1.4919 (AISI316). Sowohl bei 1000 als auch 1150 °C kommt es zur Bildung flüssiger Phasen.

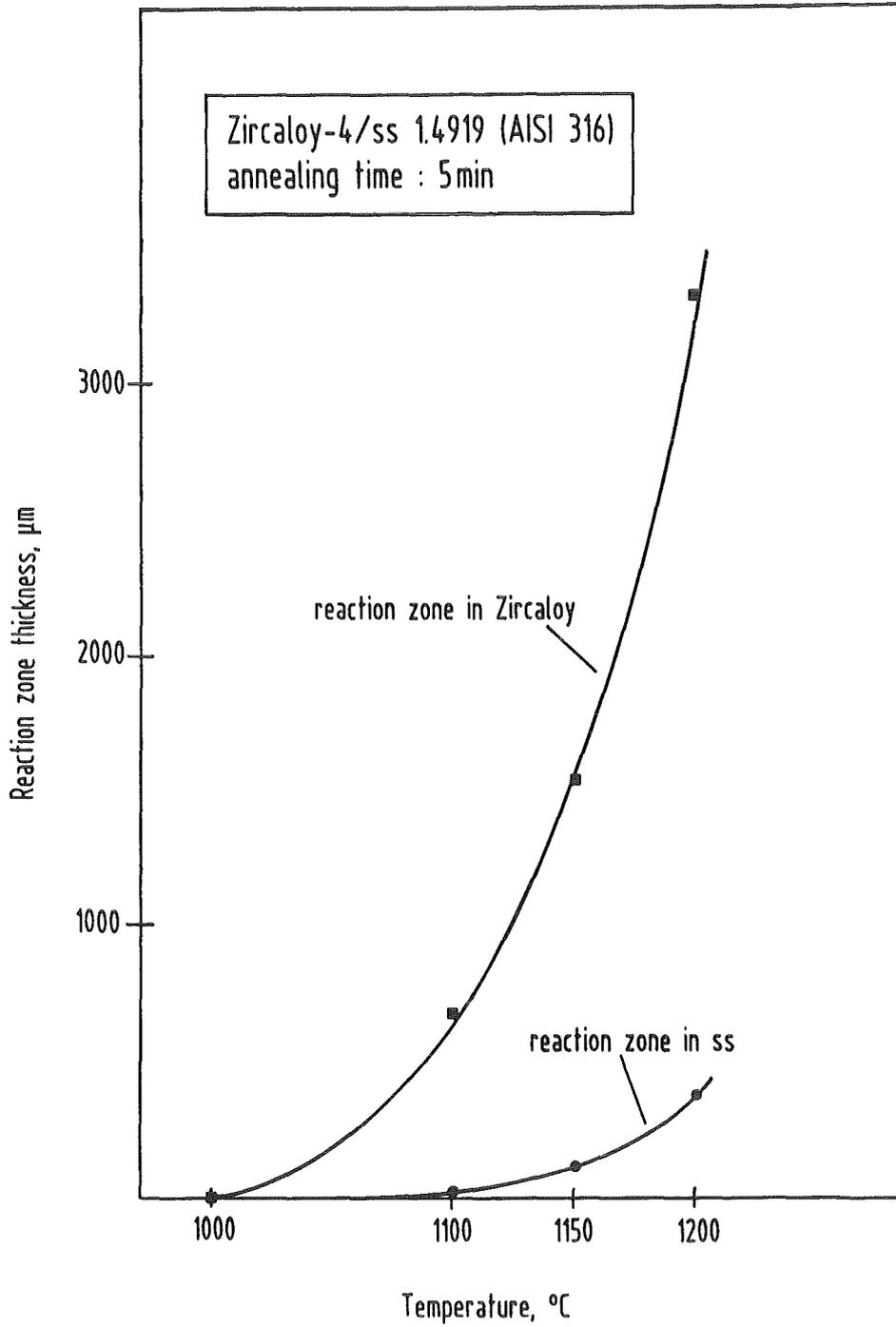


Abb. 12.07.01/09A-7: Dicke der Reaktionszonen für das System Zircaloy/Stahl nach 5 Minuten Reaktionszeit für verschiedene Temperaturen.

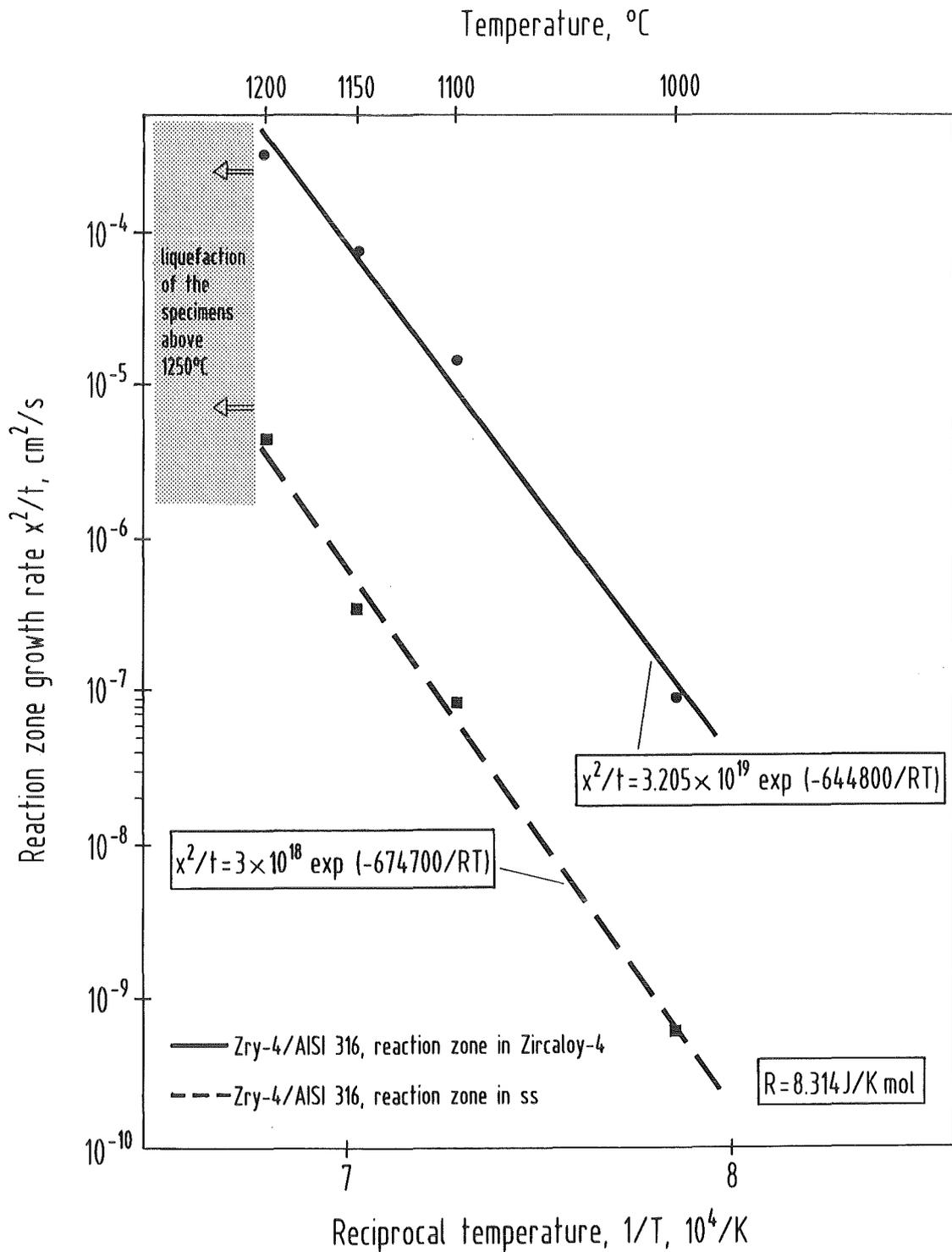


Abb. 12.07.01/09A-8: Reaktionszonen-Wachstumsraten x^2/t in Abhängigkeit der reziproken Temperatur für das System Zircaloy/Stahl. Vergleich der Wachstumsraten in Zircaloy und Stahl.

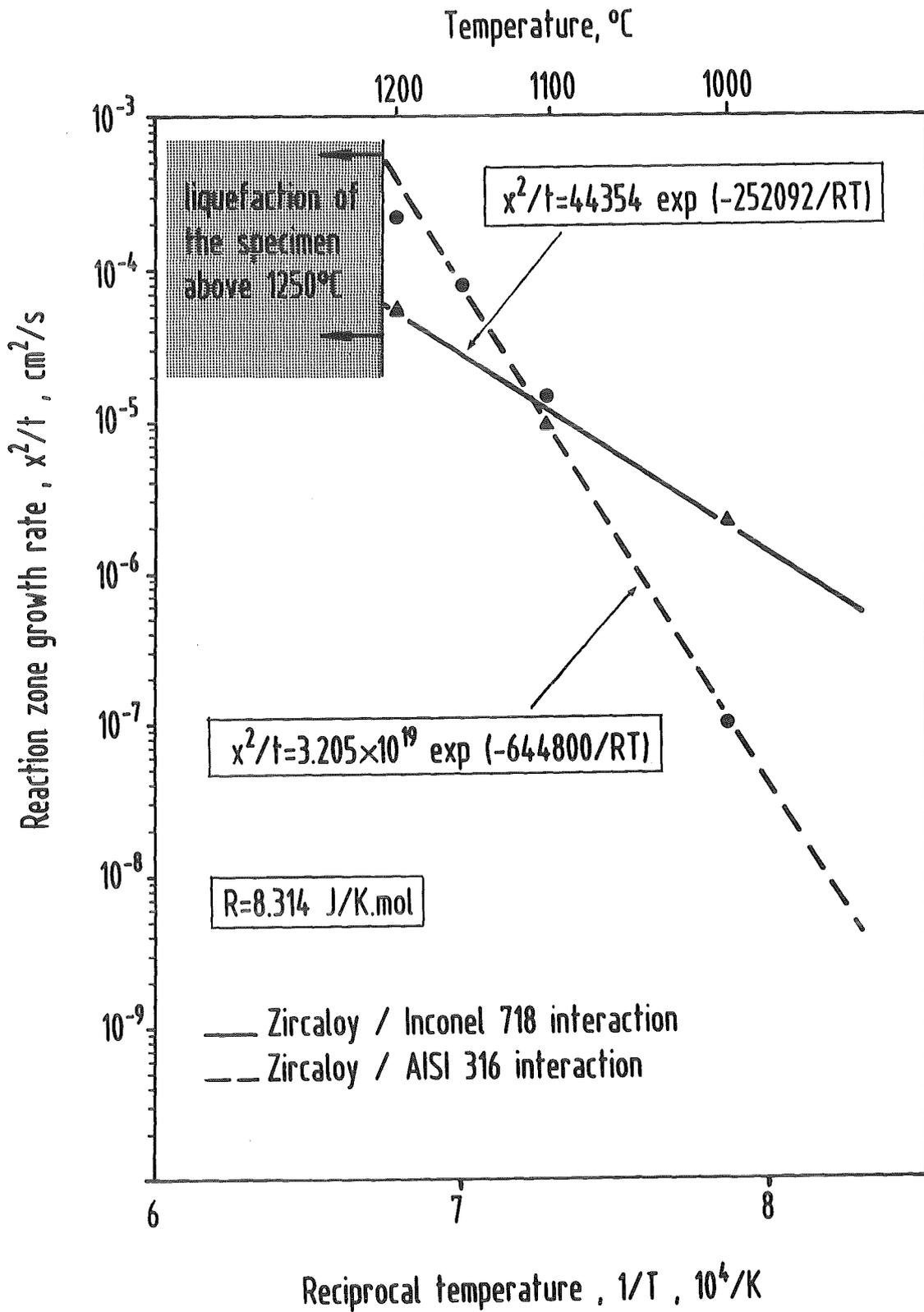


Abb. 12.07.01/09A-9: Vergleich des Reaktionsverhaltens von Zircaloy/Stahl mit dem von Zircaloy/Inconel.

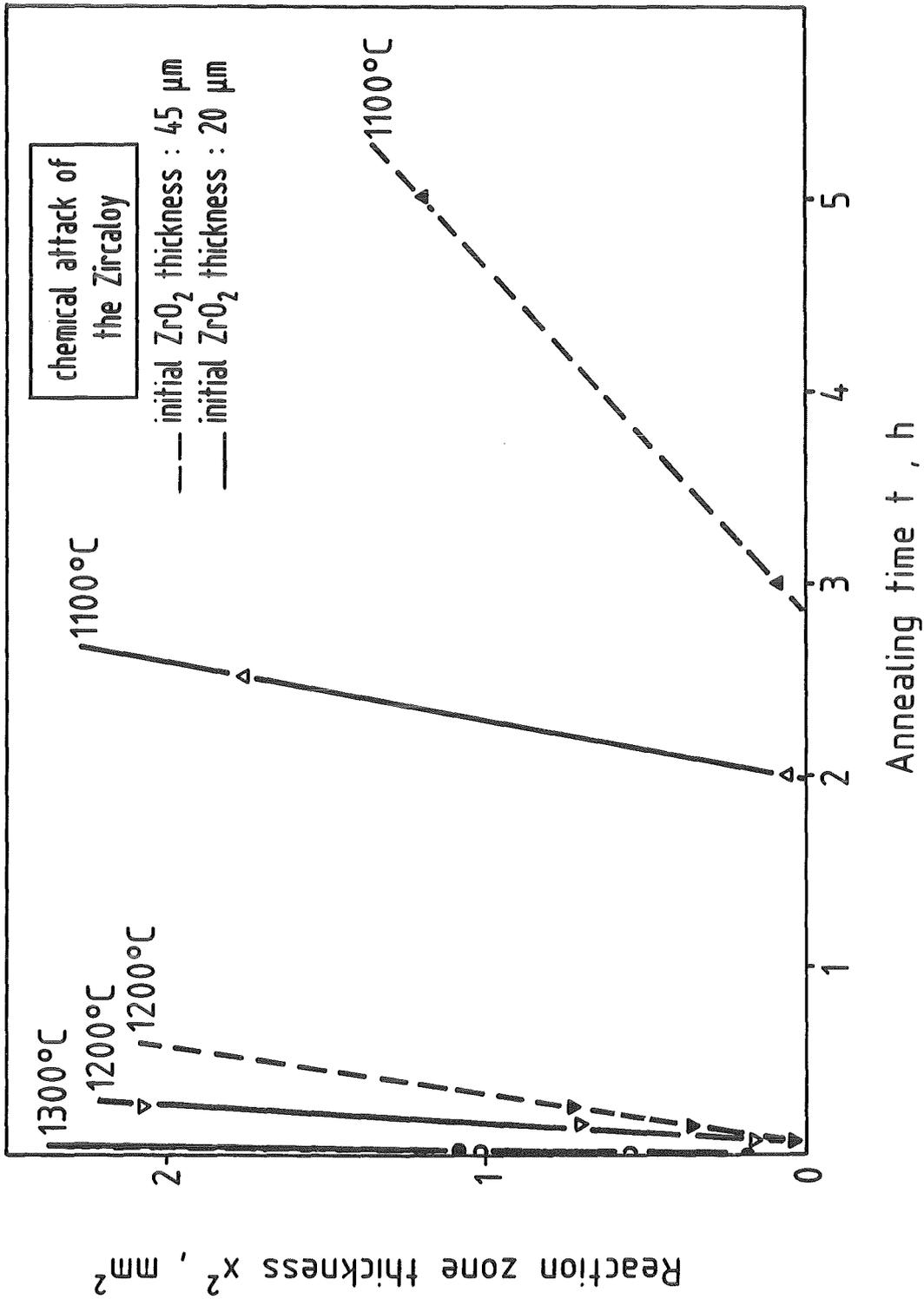


Abb. 12.07.01/09A-10: Einfluß von ZrO_2 -Oxidschichten auf die chemischen Wechselwirkungen zwischen Zircaloy-4 und Inconel 718.

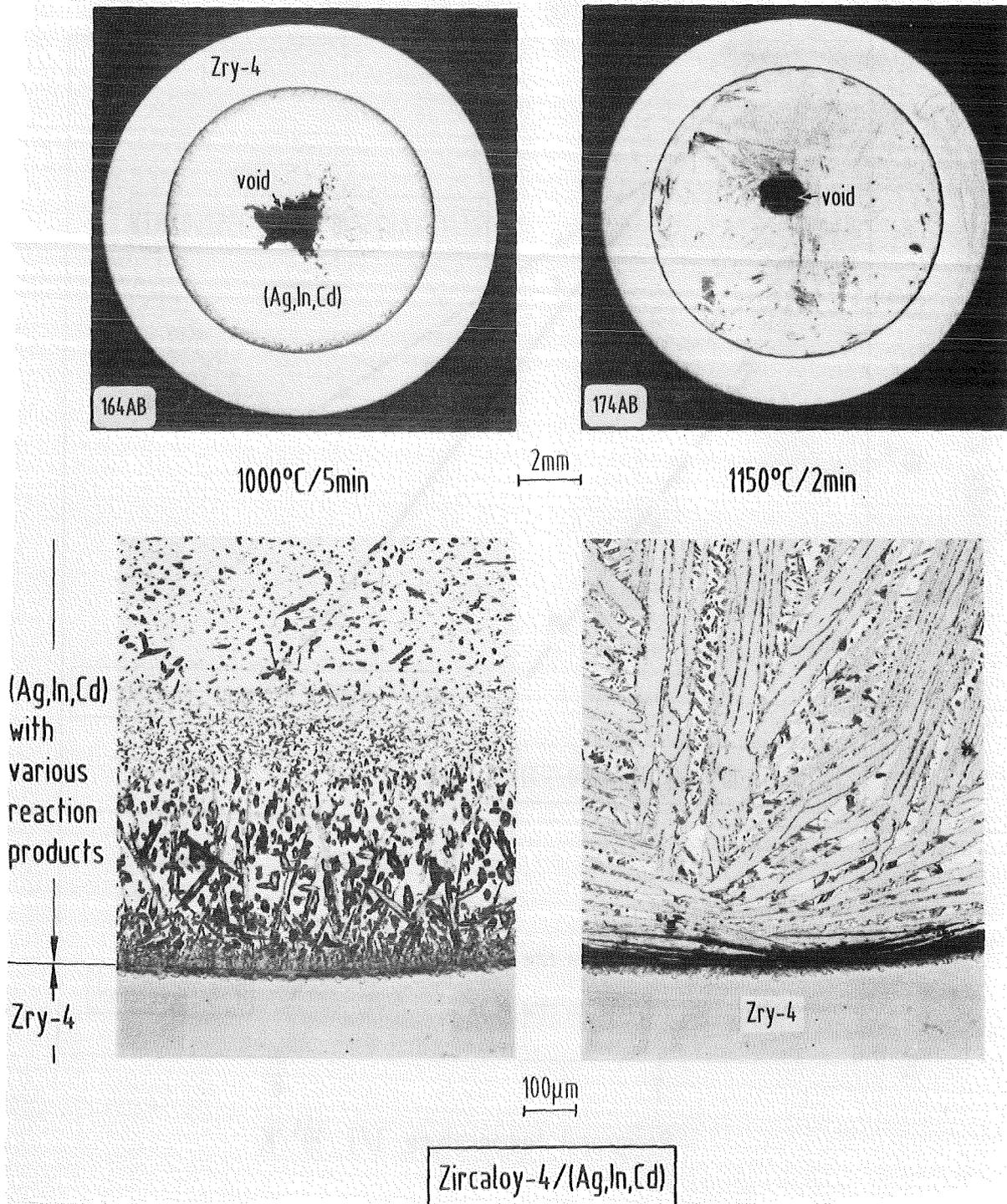


Abb. 12.07.01/09A-11: Chemische Wechselwirkungen zwischen Zircaloy-4 und (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial. Das Zircaloy wird durch das flüssige Absorbermaterial chemisch aufgelöst.

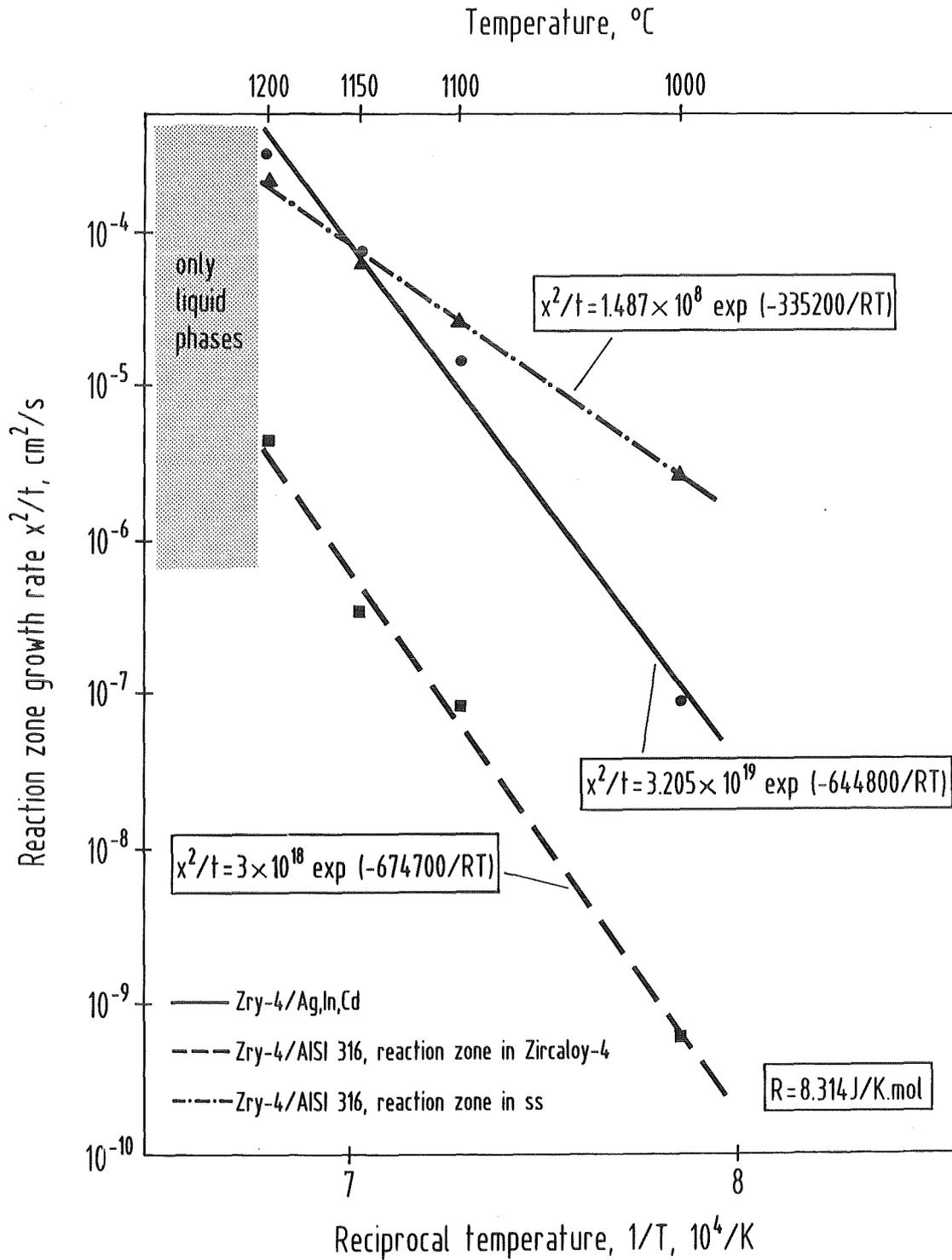


Abb. 12.07.01/09A-12: Reaktionszonen-Wachstumsraten x^2/t in Abhängigkeit der reziproken Temperatur für das System Zircaloy-4/ (Ag,In,Cd). Vergleich mit den Wachstumsraten des Reaktionssystems Zircaloy/Stahl.

**12.07.01/11A Post-test examination and evaluation of the CORA
PRS 0D5E experiments**

(S. Leistikow, G. Schanz; IMF II)

Abstract

The CORA-2 and CORA-3 experiments, performed with bundles of 16 electrically heated and 9 unheated fuel rod simulators consisting of UO₂ fuel pellets in Zircaloy-4 cladding tubes, are evaluated and interpreted on the basis of the microstructure of cross-sections through the bundles and separate test experience in Zry oxidation. The observed end condition of the bundles is described in detail.

The following sequence in the development of the damage to the bundles is deduced: Below 1500°C the Inconel spacer is melted down by eutectic alloying with Zircaloy. Below the melting range of Zry severe external cladding oxidation and local solid state reaction with the fuel are proceeding. Above 1760°C the close contact of Zircaloy melt with UO₂ allows the fast dissolution of the fuel. The disruption of the ZrO₂ scale might be the combined result of oxide growth related and applied stresses together with scale weakening by chemical attack. Melt penetration and candling along the cladding, surface initiates blockage formation. Continued cladding deterioration opens additional paths for rod-internal melt relocation. Steam access to the fuel terminates its dissolution, and fragmentation of the remaining materials closes the sequence.

12.07.01/11A **Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-**
PRS OD5E **Experimente**
 (S. Leistikow, G. Schanz; IMF II)

Beitrag zur Nachuntersuchung und Auswertung der Experimente CORA-2 und CORA-3.

1. Allgemeines

In der CORA-Anlage werden out-of-pile Versuche zur schweren Schädigung des Kerns von Leichtwasserreaktoren bei Temperaturtransienten durchgeführt. In den Versuchen CORA-2 und CORA-3 war ein Bündel aus 16 elektrisch beheizten und 9 unbeheizten Brennstabsimulatoren mit ca. 1 m beheizter Länge in quadratischer Anordnung eingesetzt /1/. Bei den unbeheizten Stäben wurden UO₂-Vollpellets, bei den beheizten Wolfram-Heizstäbe mit UO₂-Ringpellets in Zircaloy-4 (Zry) Hüllrohren verwendet. Als Strukturen dienten ein oberes und ein unteres Abstandshaltergitter aus Zircaloy-4 sowie ein mittleres aus Inconel 718 und ein Bündelkasten (shroud) aus Zircaloy-4 zur Führung des Dampfstromes. Zu untersuchen war das Verhalten der Brennstäbe im Kontakt mit Inconel, aber bei Abwesenheit von Absorbermaterialien im Temperaturbereich bis ca. 2000 bzw. 2400°C /2/.

Ein ausführlicher Bericht über die Nachuntersuchung der Bündel und die Beurteilung des Geschehens ist in Vorbereitung /3/. Der nachfolgende Beitrag stützt sich auf das makroskopische und mikroskopische Bild metallographischer Quer- und Längsschliffe durch das in Epoxidharz fixierte Bündel einerseits und Einzeleffektuntersuchungen zum Oxidationsverhalten von Zircaloy-4 andererseits.

Die Schädigung des Bündels im vorliegenden Endzustand hat sich aus der chemischen Wechselwirkung der beteiligten Komponenten und dem Einfluß der Dampfatmosfera bei hohen Temperaturen ergeben. Das Abschmelzen flüssigen Materials und die Verlagerung fester Bruchstücke erschweren einerseits die Rekonstruktion des zeitlichen Ablaufs. Andererseits erlauben Schmelzerscheinungen im Prinzip die Abschätzung überschrittener Temperaturgrenzwerte. Demgegenüber ist eine Temperaturabschätzung nach dem Ausmaß

einer Oxidationsreaktion prinzipiell weniger zuverlässig, da hier die Zeit als weiterer Parameter eingeht.

2. Zur Nachuntersuchung des Bündels CORA-2

Unteres Ende der Heizzone

Am unteren Ende der Heizzone, im Höhenbereich des Zry-Abstandshaltergitters und des Dampfeinlaßstutzens ist das Bündel weitgehend unbeschädigt geblieben (Abb. 1-3). Im Abstandshalter haben sich Schmelztropfen angesammelt, die örtlich Kontakt mit diesem und den Hüllrohren hatten (Abb. 1). Im Querschliff der Höhe -13 mm wird deutlich, daß metallische Schmelze des Typs (Zr, U, O), erkennbar am Zerfall in eine kontinuierliche metallische Matrixphase und eine dispergierte keramische Phase, über die α -Zr(O) Phase im Kontakt mit Zry steht (Abb. 2, Pos. 4). Vorher vorhandene ZrO_2 -Deckschichten wurden dabei modifiziert bzw. aufgelöst und auch das Zry wurde örtlich aufgeschmolzen (Abb. 2, Pos. 2; Abb. 3, Pos. 3). Während somit die Temperatur lokal 1760°C überschritten hat, ist an unbeeinflusster Stelle aus ZrO_2 - Schichtdicken von nur etwa $10\ \mu\text{m}$ (Abb. 2, Pos. 3; Abb. 3, Pos. 5) zu schließen, daß die Temperatur außerhalb von Heißstellen etwa 1000°C nur für wenige Minuten überschritten haben kann. Die Nachoxidation verlagertes Schmelze wird durch Oxidschichtwachstum angezeigt (Abb. 3, Pos. 2), ihr Gehalt an gelöstem Sauerstoff ist die Ursache der Ribbildung im spröden erstarrten Material.

Verlagerung von Bruchstücken und Schmelztropfen

Im oberen Bereich des unteren Abstandshalters und darüber haben sich Brennstab-Bruchstücke angesammelt. Im Anschliff zeigen diese die Phasenfolge, die für die Zry- UO_2 -Wechselwirkung charakteristisch ist: Vom oxidierten Zry zum Brennstoff folgen ZrO_2 , $ZrO_2 + \alpha$ -Zr(O), α -Zr(O), α -Zr(O) + (U, Zr), $UO_2 + (U, Zr)$, UO_2 aufeinander (Abb. 2, Pos. 5).

Dem axialen Temperaturprofil im Versuch entsprechend ist mit zunehmender Höhe im Bündel stärkere Außenoxidation der Hüllrohre zu erwarten. Die Zry- UO_2 -Wechselwirkung wird oberhalb von ca. 100 mm deutlich und hat bereits oberhalb 140 mm zusammen mit der Dampfeinwirkung die völlige Zerstörung der Brennstäbe eingeleitet. Nach dem Aufreißen der beidseitig angegriffenen Hüllrohre kann der Dampf auch direkt auf den Brennstoff einwirken und die

Pelletstruktur vollständig zerstören. Es ist anzunehmen, daß dies zu dem nachgewiesenen teilweisen Zerfall des UO_2 in feinkörniges Pulver beigetragen hat.

Zwischen etwa 150 und 270 mm Höhe hat sich eine beträchtliche Menge abgeschmolzenen Materials angesammelt. Diese Blockade der Kühlkanäle zwischen den Stäben und im Zwischenraum zum Bündelkasten ("shroud") läßt hauptsächlich Bereiche überwiegend metallischen Charakters (Rißbildung) und daneben solche überwiegend keramischen Charakters (Porosität) erkennen. Über dieser Blockadezone erstarrter Schmelze haben sich bis ca. 300 mm Höhe besonders viele Bruchstücke oxidierten Hüllrohrs und reagierter Pellets in loser Schüttung angesammelt. Selbst weit oben im Bündel haben sich viele weniger weit abgestürzte Fragmente gehalten.

Blockadezone

Die Querschliffebene auf 268 mm Höhe, im Bereich der umfangreichsten Blockade, wurde im Detail untersucht (Abb. 4). Ein zusammenhängender Klumpen füllt den inneren Bereich des Bündels fast vollständig aus, und der Angriff auf die umschlossenen Stäbe variiert bis zum vollständigen Reaktionsumsatz. Unterschiedliche Grautöne sind ein Hinweis auf die örtliche Variation in der Zusammensetzung des Materials der Blockade. Die nicht von der Blockade erfaßten Stäbe lassen erkennen, daß die Reaktion zwischen Hüllrohr und Brennstoff weit fortgeschritten ist. Sowohl feste Reaktionsprodukte als auch Hohlräume, die von abgeschmolzenen flüssigen Produkten bzw. aufgeschmolzenem Zircaloy hinterlassen wurden, sind im Verlauf der Temperaturtransiente entstanden. Das dampfexponierte Hüllrohrmaterial liegt nahezu vollständig durchoxidiert vor, im Gegensatz zu Resten metallischen Charakters, die durch die Schmelze vor schneller Oxidation geschützt wurden.

Zircaloy- UO_2 -Wechselwirkung

Die ebenfalls detailliert untersuchte Querschliffebene auf 298 mm Höhe zeigt (Abb. 5, 6), daß die Reaktion zwischen Hüllrohr und Brennstoff im wesentlichen über bereits aufgeschmolzenes Zircaloy erfolgt ist, da hier frühzeitig Temperaturen über 1760°C erreicht wurden. Die fortschreitende Oxidation ursprünglich metallischer Schmelze hat diese häufig in ihrer Position stabilisiert. Man kann erkennen, daß die Schmelze nach außen hin die vorhandene ZrO_2 -

Schicht angegriffen und örtlich auch durchbrochen hat, womit ein Mechanismus für eine weiträumige Verlagerung von Schmelze dokumentiert ist (Abb. 5). Nach innen erfolgte das Eindringen in den angegriffenen Brennstoff unter Umsatz zu (Zr, U, O)-Schmelze (Abb. 6). Vorher vorhandene Spalte zwischen Hülle und Brennstoff wurden dabei ausgefüllt. Abschmelzvorgänge innerhalb des Hüllrohres, die durch hinterlassene Hohlräume in diesem Querschliff nachzuweisen sind und die besonders in Längsschliffen deutlich werden, können ebenfalls weitreichende Schmelzverlagerungen einleiten.

In den nach oben folgenden Querschliffebenen ist die Zerstörung der Brennstäbe noch weiter vorangeschritten. In diesem Bereich des Bündels muß die Schmelze entstanden sein, die im unteren Bereich die Blockade gebildet hat. Verblieben sind die zum Teil durch Schmelze benetzten und verklebten Pelletsäulen und durchoxidierte Reste der verformten Hüllrohre. Weiterhin sind Hüllrohrfragmente, Brennstoffstücke und Schmelzreste zu nennen. Zur Bündelmitte hin fehlen jedoch ab 380 mm Höhe einzelne Pelletabschnitte der unbeheizten Stäbe.

Inconel-Abstandshalter

Die Lage des mittleren Abstandshalters aus Inconel 718 wird mit dem Querschliff in 480 mm Höhe erfaßt (Abb. 7-9). Im Versuchsablauf war das Abschmelzen dieser Struktur innerhalb weniger Sekunden beobachtet worden. Es ist bekannt, daß sich im metallischen Kontakt zwischen Zr und Fe bzw. Ni bereits bei Temperaturen oberhalb ca. 940°C eutektische Schmelzen bilden. Im vorliegenden Fall wurde aus Temperaturmessungen und Beobachtungen ermittelt, daß bei ca. 1450°C eine eutektische Schmelze im Bereich des Abstandshalters die Hüllrohre angegriffen und damit einen frühzeitigen, wenn auch lokalen Kontakt zum Brennstoff vermittelt hat. Obwohl eine verstärkte Auflösung von Brennstoff nicht nachweisbar ist, so könnte doch die Hüllrohr-Aufschmelzung und die frühe Verlagerung der Schmelze die Zerstörung des Bündels auch weiträumig beeinflußt haben. Jedenfalls ist die Verlagerung von Schmelzen in diesem Versuch vom Abstandshalter ausgegangen und war nur im darunterliegenden Bereich weiterzuverfolgen.

Für die Abstandshalterposition ist vollständig durchoxidiertes Hüllmaterial typisch; dies gilt auch für nachoxidierte Zircaloy-Schmelze (Abb. 8). Dagegen zeigen Brennstabfragmente häufig metallische bzw. teilweise metallische

Gefügeanteile. Dabei handelt es sich meistens um wiedererstartete Zircaloy- bzw. (Zr, U, O)-Schmelze aus der Wechselwirkung mit dem Brennstoff. Diese Fragmente müssen aus oberen Bereichen des Bündels so spät abgestürzt sein, daß ihr Zustand nicht typisch für ihre jetzige Position ist (Abb. 9).

Oberes Ende der Heizzone

In Höhe des oberen Abstandshaltergitters aus Zircaloy-4 bei 870 mm ist die Schädigung des Bündels weniger stark (Abb. 10, 11). Der vorherrschende Zerstörungsmechanismus ist hier wieder die Reaktion des Zircaloy-4 aus Hüllrohren und Abstandshalter mit dem Brennstoff unter Bildung von (Zr, U, O)-Schmelze. Die dafür erforderlichen hohen Temperaturen dürften aber nur sehr kurzzeitig erreicht worden sein, sonst wäre die Oxidation von Abstandshalter, Hüllrohr und Schmelze weiter fortgeschritten als dies beobachtet wird. Die typische ZrO_2 -Schichtdicke von ca. 100 μm wäre bei etwa 1500°C bereits nach wenigen Minuten erreicht (Abb. 11). Jedoch ist auch denkbar, daß das begrenzte Dampfangebot im oberen Bereich des Bündels die Temperaturskalation moderiert hat.

3. Zur Nachuntersuchung des Bündels CORA-3

Im Unterschied zu CORA-2 wurde im Versuch CORA-3 nach zunächst vergleichbarer Versuchsführung die eingebrachte elektrische Heizleistung auf den etwa doppelten Maximalwert gesteigert. Das geschah in der Absicht, dieses Bündel auf noch höhere Temperatur (ca. 2400°C) zu bringen und außerdem die Leistungsgrenzen der Anlage auszuschöpfen. Im Versuch wurden ausgeprägte Abschmelzvorgänge beobachtet, die - vom mittleren Abstandshalter aus Inconel 718 ausgehend - die untere Hälfte des Bündels erfaßten und in einer späteren Versuchsphase auch die obere Bündelhälfte betrafen. Das Bündel zeigte eine aus den Schmelzmassen aufgebaute, kompakte und vollständige Blockade am unteren Ende der Heizzone, hingegen relativ wenige abgestürzte Fragmente (insb. keinen pulverisierten Brennstoff) und über nahezu die gesamte beheizte Länge die durch Abschmelzverluste angegriffenen Brennstoff-Säulen. Von den Hüllrohren sind am unteren und oberen Bündelende größere, in der Mitte kleinere Reststücke erhalten und mit den Pellets verklebt. Auch der Bündelkasten ist weitgehend zerstört worden.

4. Zur Interpretation der Hüllrohr-Zerstörung

Ein besonders deutliches Phänomen aus den CORA-Versuchen ist die Verformung der Hüllrohre. Die Interpretation beruht im wesentlichen auf der Volumenzunahme bei der Oxidation, die bei vollständigem Umsatz zu ZrO_2 bekanntlich etwa 50% ausmacht. Dadurch gerät das teiloxydierte Hüllrohr im metallischen Bereich unter Zugspannung, die vom unter Druck stehenden Oxid ausgeübt wird. Bei gleichmäßiger Außenoxidation über den Umfang des Hüllrohrs wird eine beträchtliche Durchmesserzunahme erfolgen. Bei ungleichmäßiger Oxidation über den Umfang, für die Außenstäbe des Bündels aufgrund eines geringen Temperaturgefälles, ergeben sich zusätzliche Verformungen:

Auf der Seite der vorauseilenden Oxidation kommt es zur Aufspaltung des Hüllrohres in axialer Richtung, und der Dampf erhält Zutritt zur Hüllrohrinnen-seite, die nun ebenfalls oxidiert wird und einen Volumenzuwachs erfährt. Dadurch kommt es zum sog. "flowering", einem Auseinanderrücken der Rißufer und damit einer Abflachung der Rohrwandkrümmung. Diese Verformungsvorgänge gehen, mit inhomogen verteilten inneren Spannungen verbunden, so lange weiter, bis diese Spannungen thermisch relaxieren, durch Bildung von Rissen und Fragmenten abgebaut sind, und das Hüllrohrmaterial vollständig zu ZrO_2 umgesetzt ist. In dieser Weise beeinflußt die Außenoxidation des Hüllrohres selbst seine Wechselwirkung mit dem Brennstoff: Einerseits wirkt das "Schwellen" des Hüllrohres dem Kontakt mit dem Brennstoff entgegen und nach dem Eindringen von Dampf beendet das hohe Oxidationspotential und die Bildung innerer ZrO_2 -Schichten das Fortschreiten der reduktiven Brennstoffauflösung. Andererseits wird jedoch auch beobachtet, daß die aus der Zr - UO_2 -Wechselwirkung gebildete aufgeschmolzene Reaktionszone der flowering-Bewegung des Hüllrohrs folgen kann, den Dampf abschirmt und die Brennstoffauflösung in Gang hält. Somit beeinflussen sich die konkurrierenden Prozesse Brennstoffauflösung und Hüllrohroxidation wechselseitig.

5. Zusammenfassende Beurteilung

Der Ablauf der Zerstörungsvorgänge in den Brennstabbündeln der Versuche CORA-2 und CORA-3 kann wie folgt rekonstruiert werden: Das Abschmelzen des Inconel-Abstandshalters aufgrund seiner eutektischen Schmelzreaktion im Kontakt mit dem Zircaloy erfolgt bei Temperaturen unterhalb $1500^\circ C$. Die

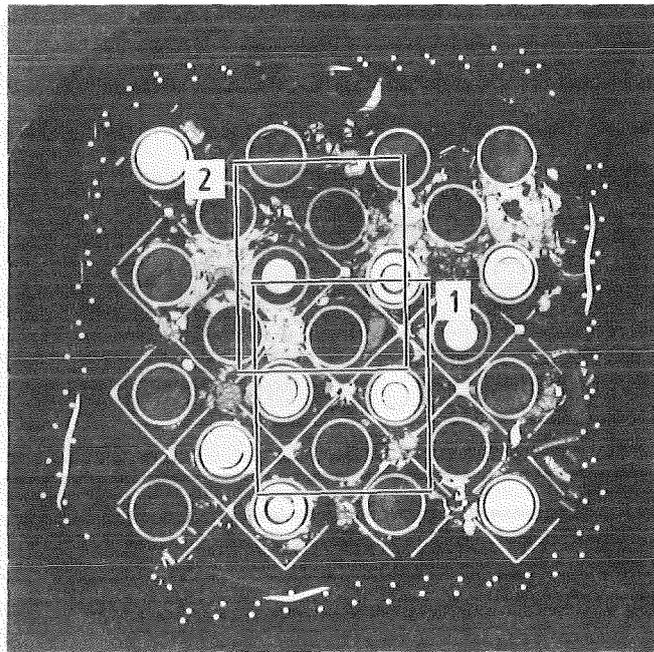
Außenoxidation des Hüllrohrs unter Wachstum einer ZrO_2 -Deckschicht und Sauerstoffdiffusion ins Metall beschleunigt sich im Verlauf der Transiente. Noch unterhalb des Schmelzpunktes von sauerstoffarmem Zircaloy (1176°C) beginnt seine Reaktion im Festkörperkontakt mit UO_2 . Später kann Zircaloy-Schmelze, solange sie in ihrer Oxidschicht gehalten wird, im großflächigen Kontakt mit dieser und mit dem Brennstoff beschleunigt reagieren oder sich auch in größeren Massen zunächst innerhalb der Brennstäbe sammeln. Mit zunehmendem Sauerstoff- und Urangehalt der Schmelze steigt ihre Erstarrungstemperatur an, so daß auch eine Tendenz zur Wiedererstarrung gegeben ist. Bei weiter steigender Temperatur ist unter Wachstumsspannungen, Verformungen und zunehmender Sprödigkeit ein mechanisches Versagen der Oxidschicht anzunehmen, zu dem auch eine örtliche Schwächung durch den chemischen Angriff der Schmelze und die von ihr ausgeübten Kräfte beitragen.

Nach Durchdringung der Oxidschicht läuft die Schmelze entweder an der Hüllrohr-Außenseite ab (candling) oder sie verlagert sich auch frei abtropfend. Mit zunehmender Oxidation, Verformung und Aufspaltung der Hüllrohre (flowering) öffnen sich auch Pfade für das weiträumige Abschmelzen entlang der Pelletsäulen. Die Schmelze verklebt die Einzelpellets, benachbarte Säulen und Hüllrohrabschnitte. Im Kontakt mit dem Dampf kommt die Brennstoffauflösung zum Erliegen, da sich die zunächst noch schützende Schmelze mit Sauerstoff anreichert und ihre reduktive Einwirkung auf den Brennstoff immer geringer wird. Die weiträumig abgeschmolzenen Massen bauen im kühleren Bereich durch Wiedererstarrung eine kompakte Blockade auf. Abstürzende Fragmente bilden lockere Schüttungen.

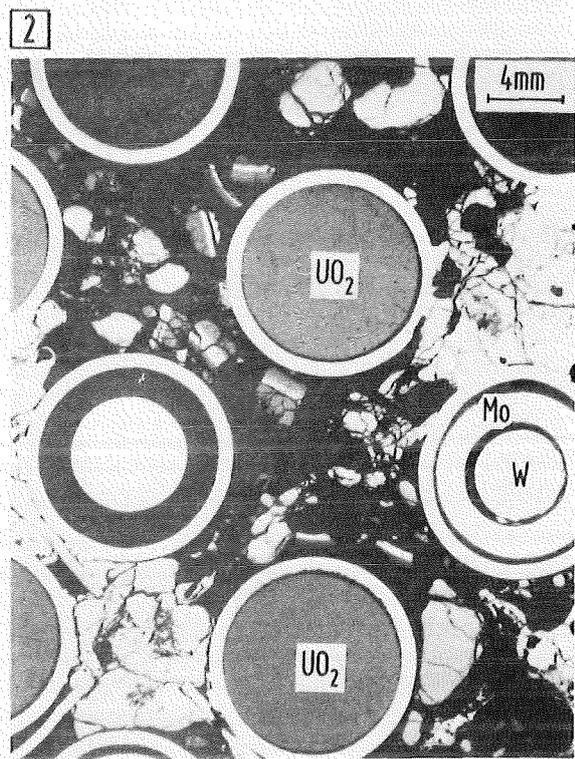
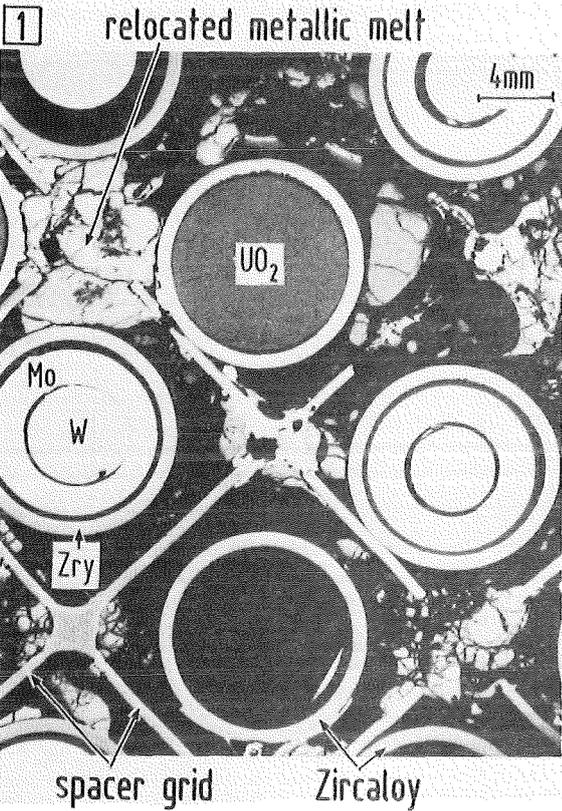
6. Literatur

- /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. Hagen, L. Sepold, P. Hofmann, G. Schanz: Out-of-pile experiments on severe fuel damage behaviour of LWR fuel elements (CORA Program). Proc. Int. Symp. on Severe Accidents in Nuclear Power Plants, Sorrento, 1988, IAEA-SM-296/26, Vol. 2, S. 275-289

- /3/ S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold: Interactions in Zry/ UO_2 Fuel Rod Simulator Bundles with Inconel Spacers at Temperatures above 1200°C (Posttest Results of Severe Fuel Damage Experiments CORA-2 and CORA-3, KfK 4378, in Vorbereitung).



lower spacer grid (-13mm)



CORA bundle 2

KfK IMF I, PRS

Abb. 1

CORA-2 bundle cross-section # 4 (-13mm)

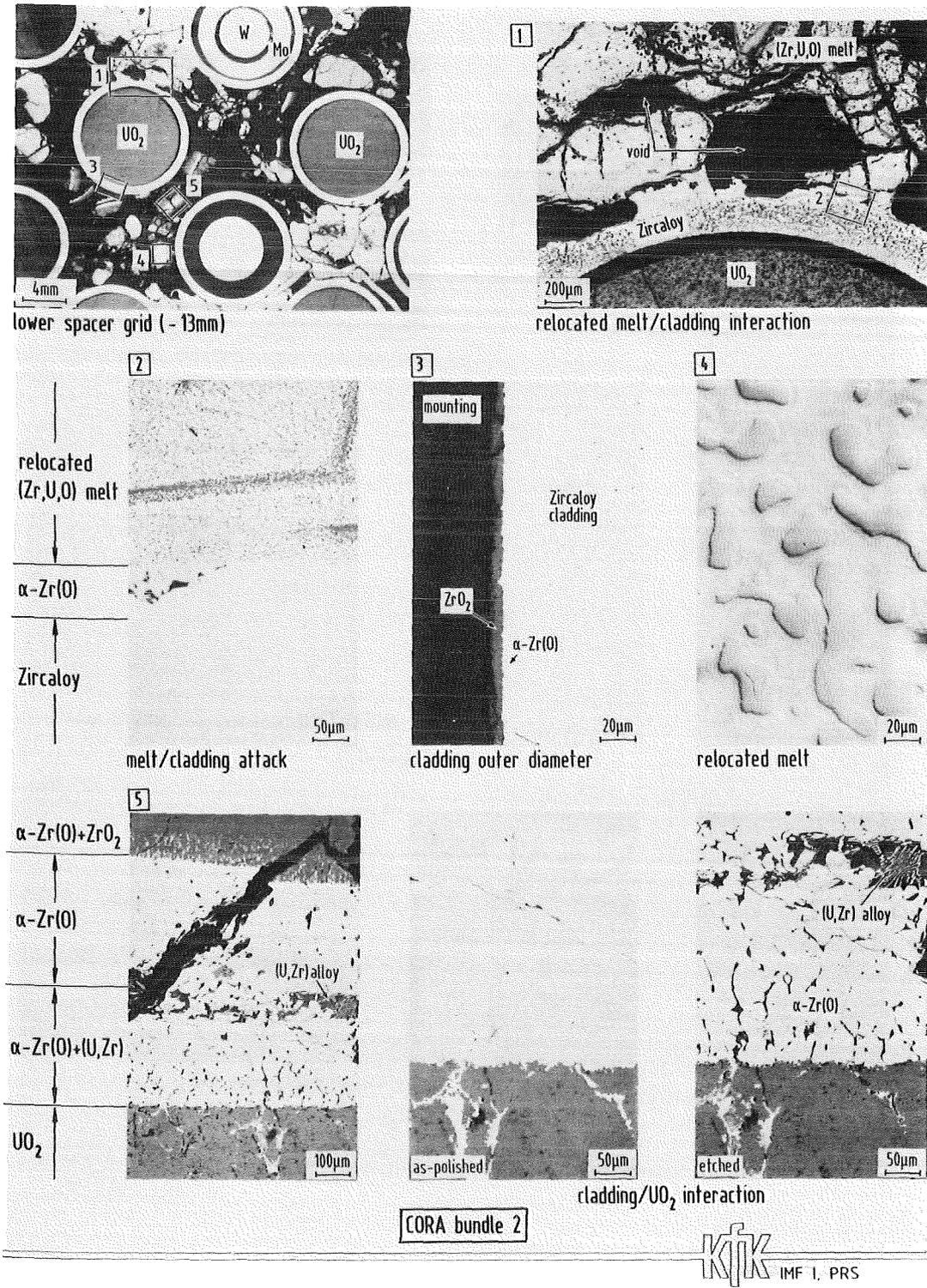


Abb. 2

Microstructures of CORA-2 bundle cross-section # 4 (-13mm)

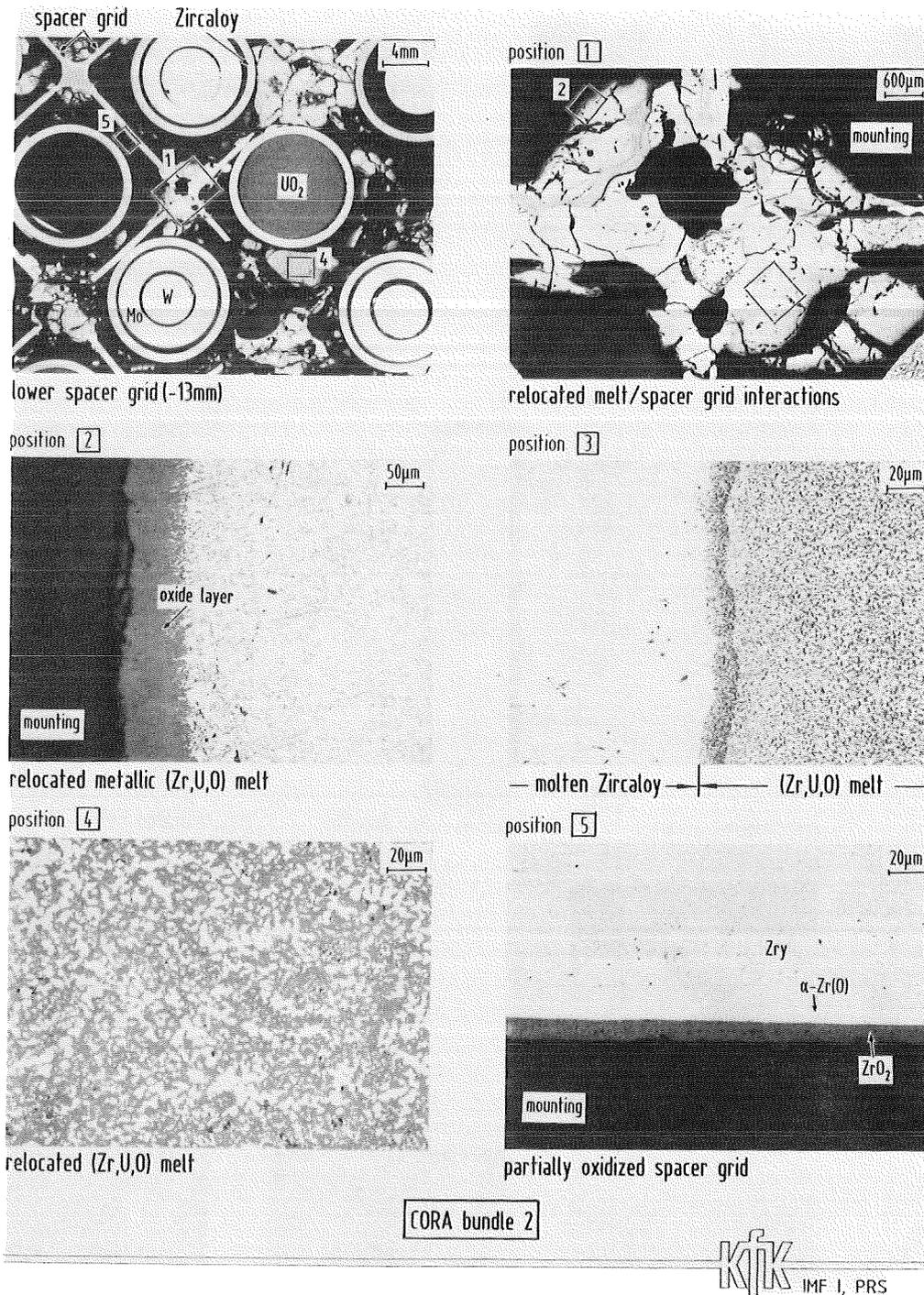
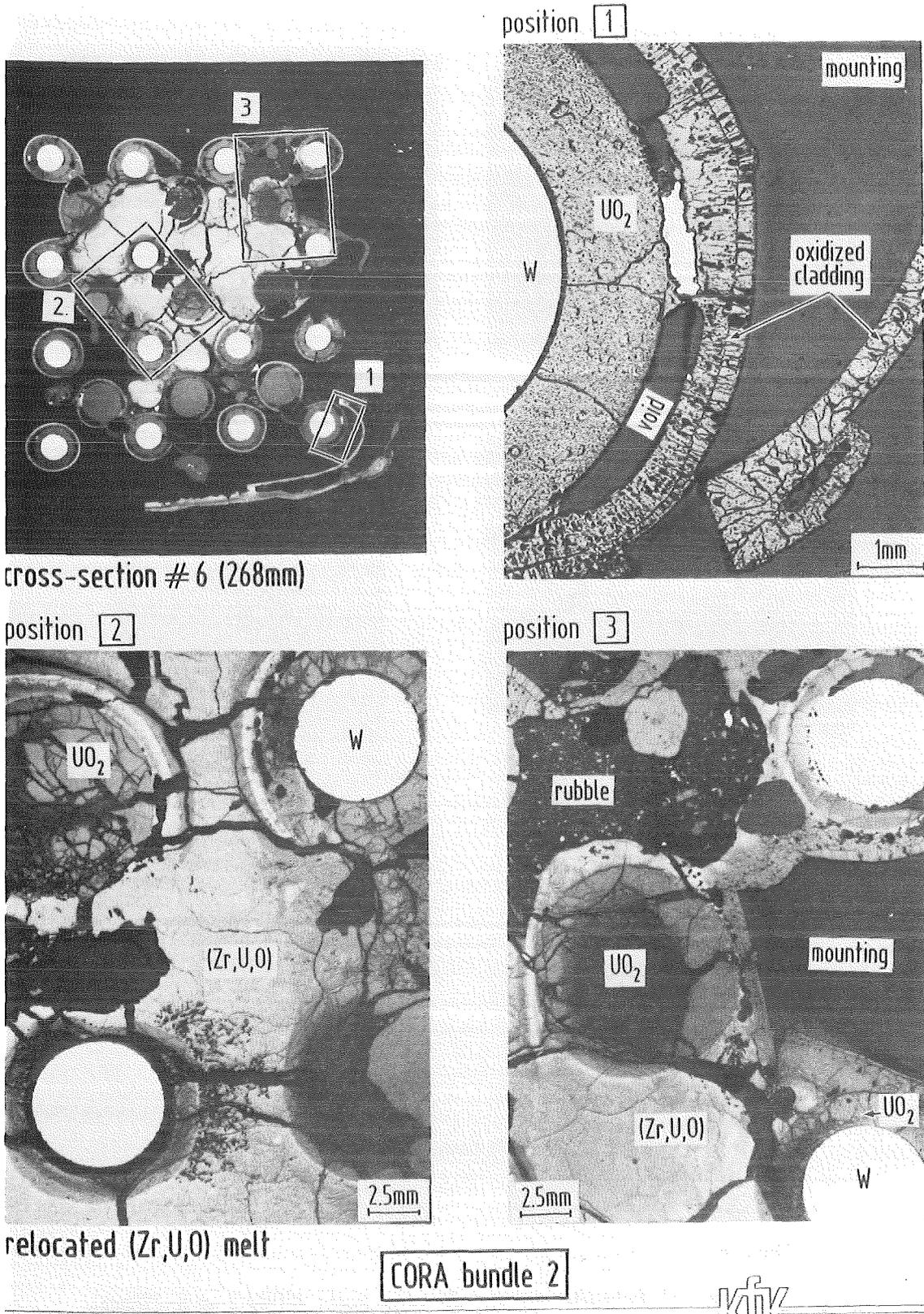


Abb. 3

Microstructures of CORA-2 bundle cross-section #4 (-13mm)



KfK IMF I, PRS

Abb. 4

CORA-2 bundle cross-section # 6 (268mm)

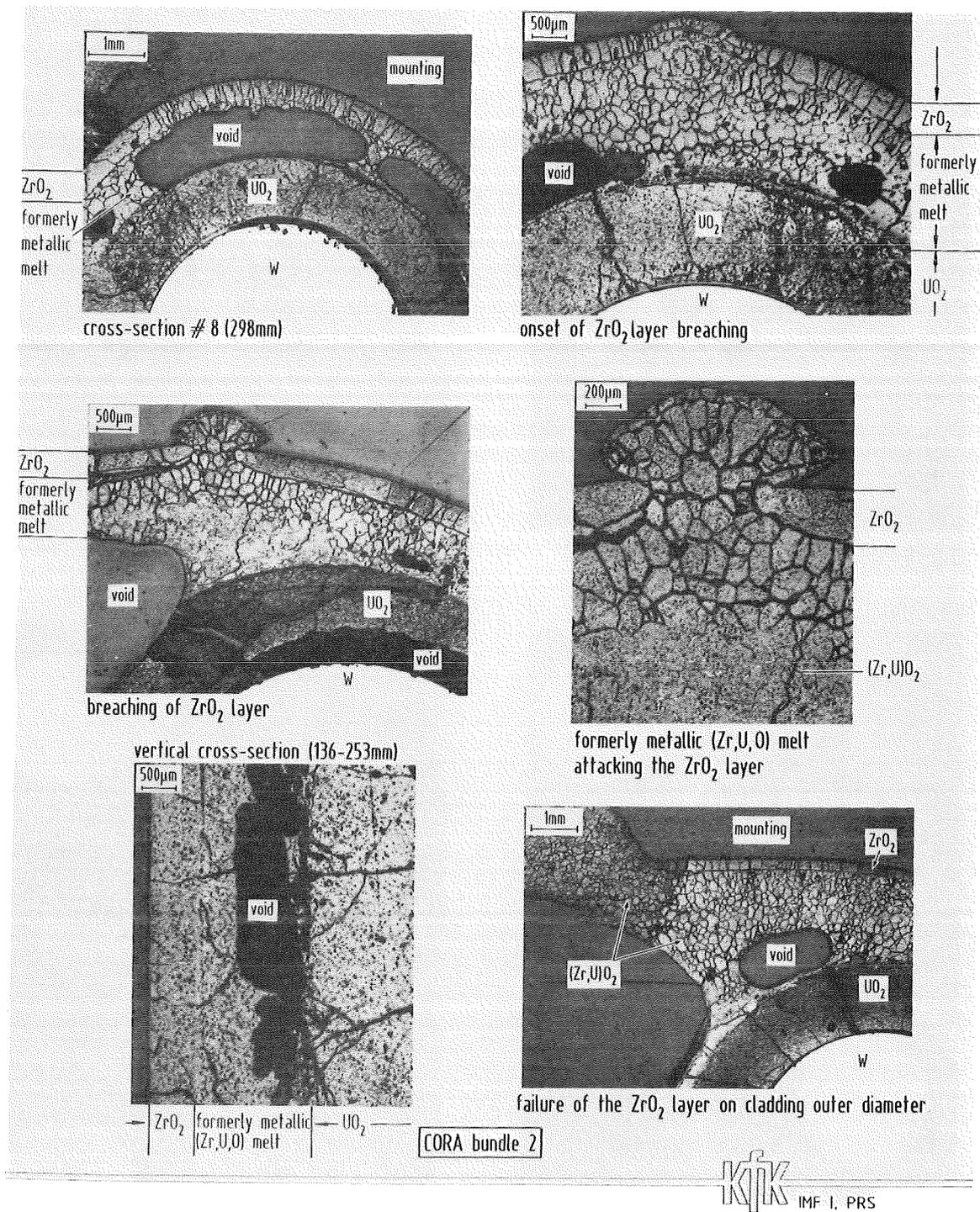


Abb. 5

Relocation of formerly metallic Zircaloy melts (CORA 2, # 8, 298mm)

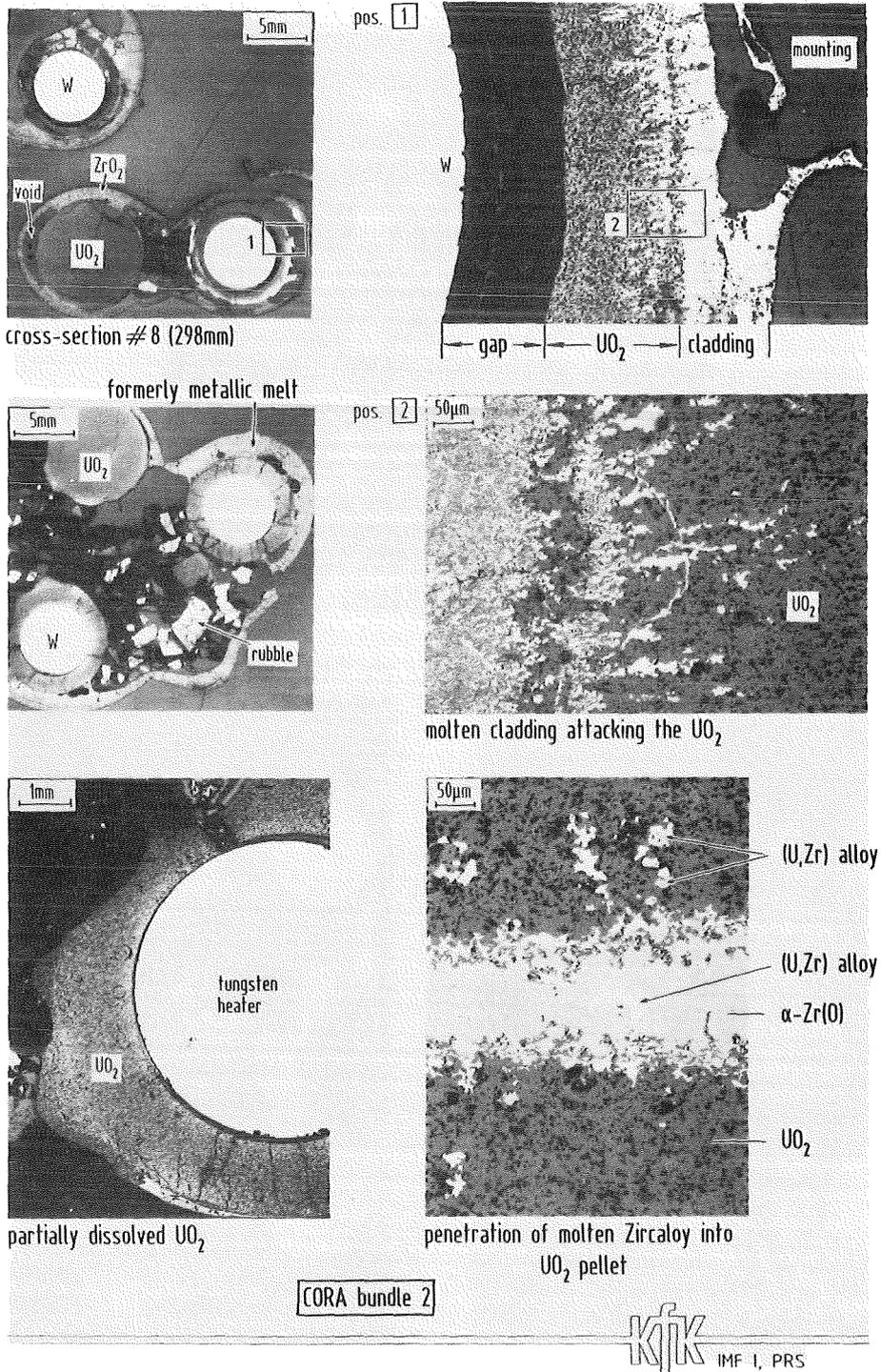
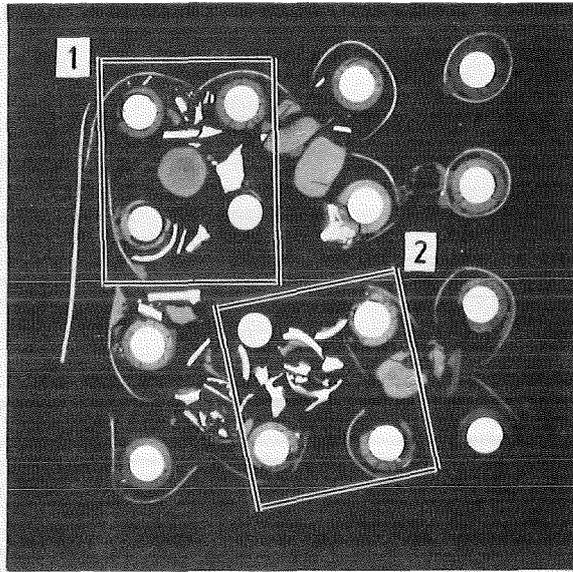


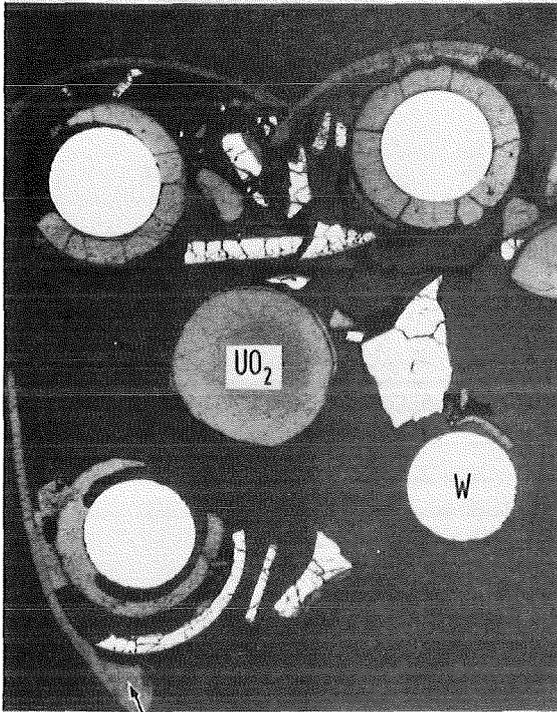
Abb. 6

Dissolution of solid UO₂ fuel by molten Zircaloy cladding



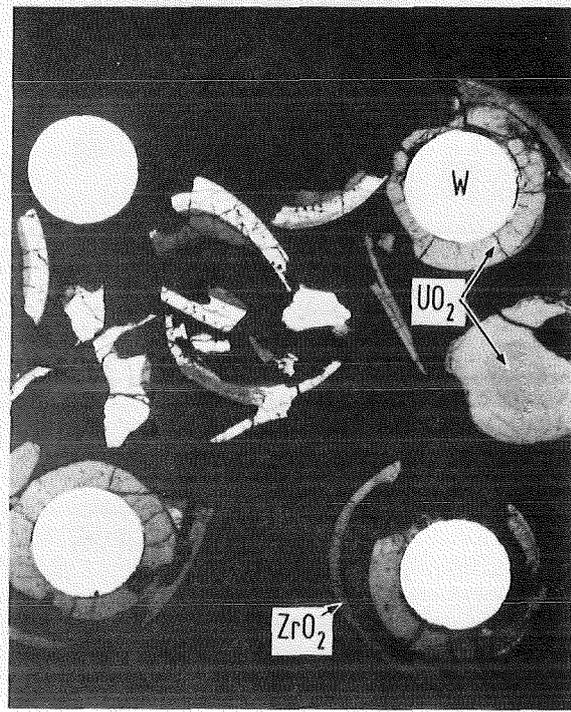
cross-section # 12 (480mm)

position 1

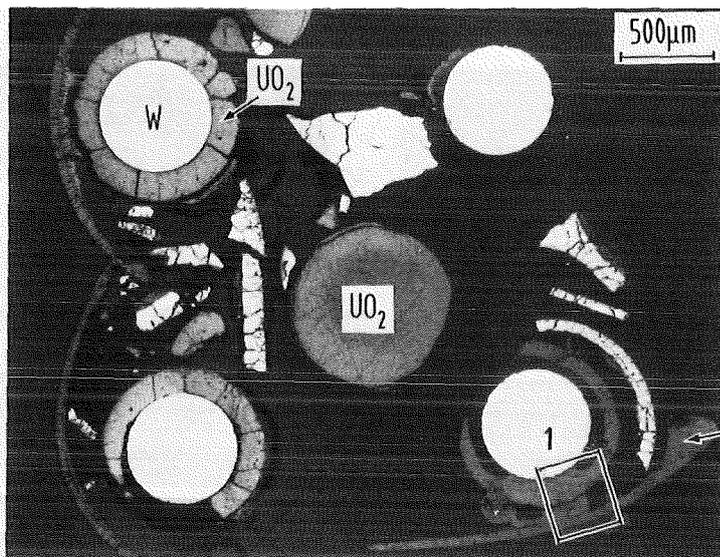


oxidized cladding

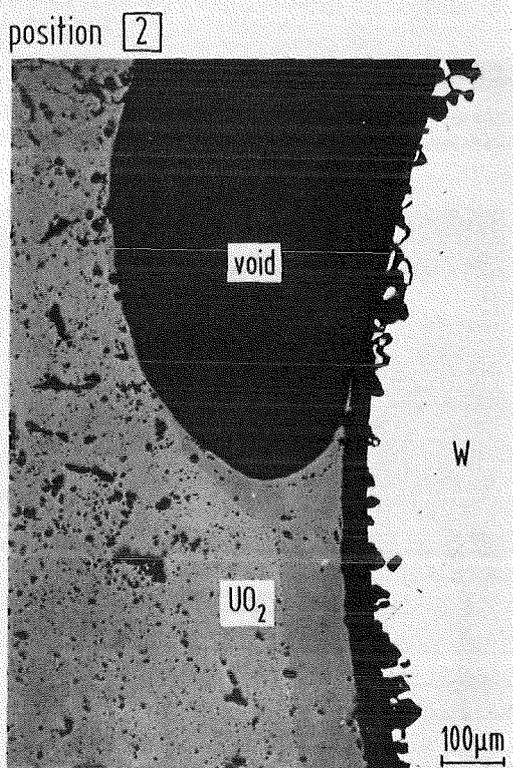
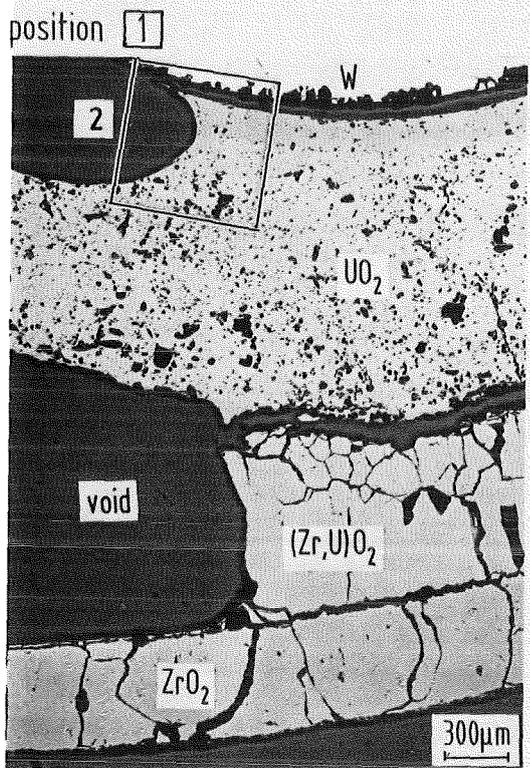
position 2



CORA bundle 2



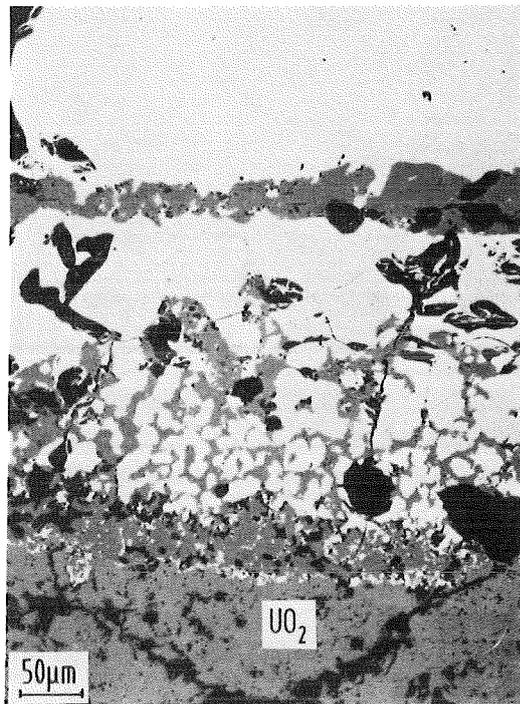
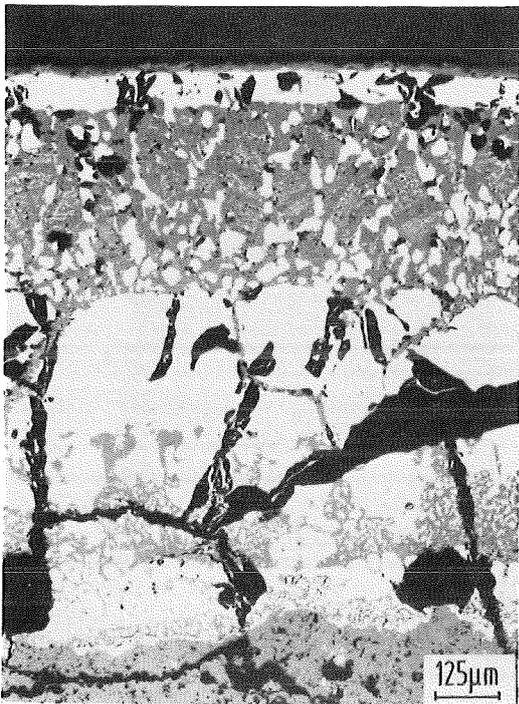
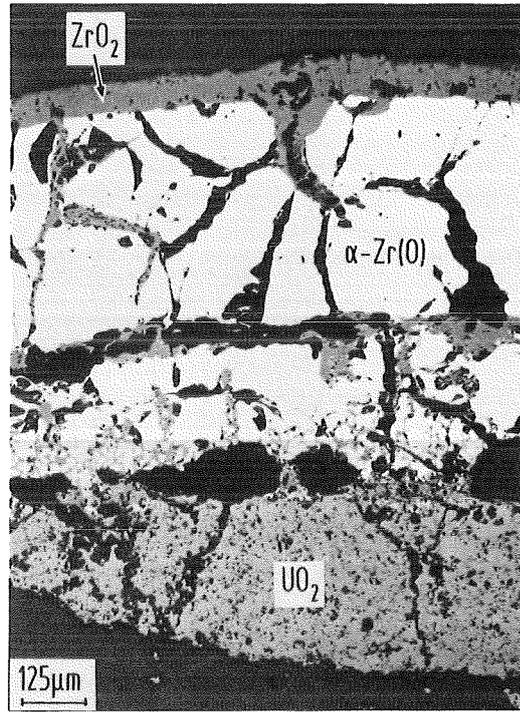
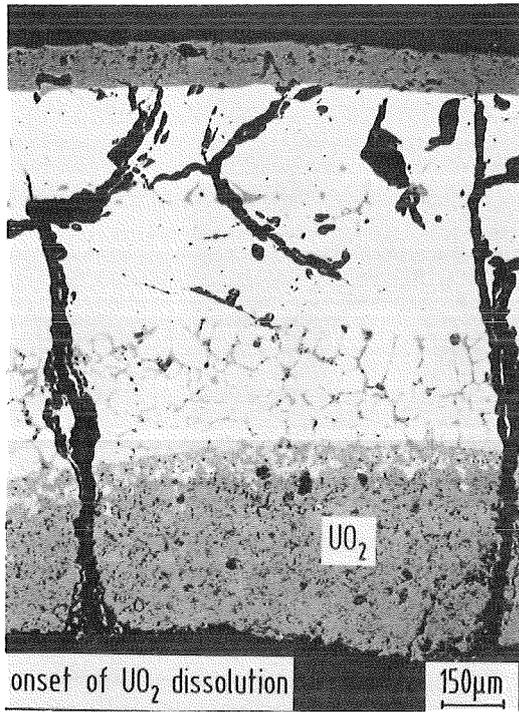
cross-section # 12 (480mm)



CORA bundle 2

Abb. 8

Relocation of molten Zircaloy and "liquefied" UO₂

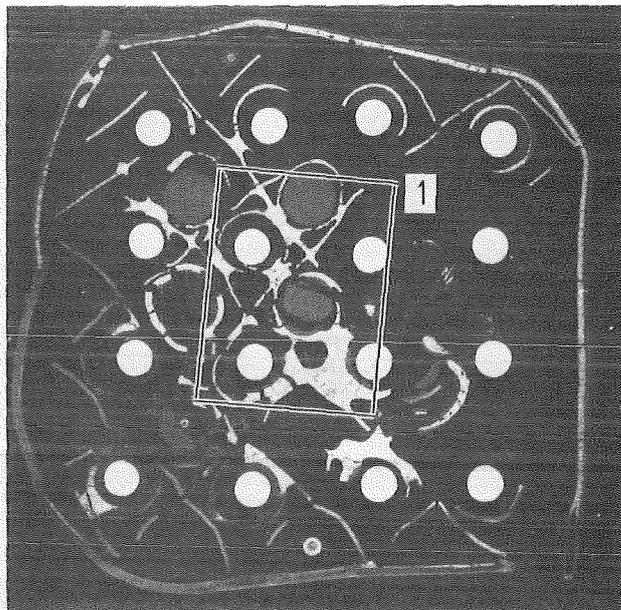


CORA bundle 2

kfj IMF I, PRS

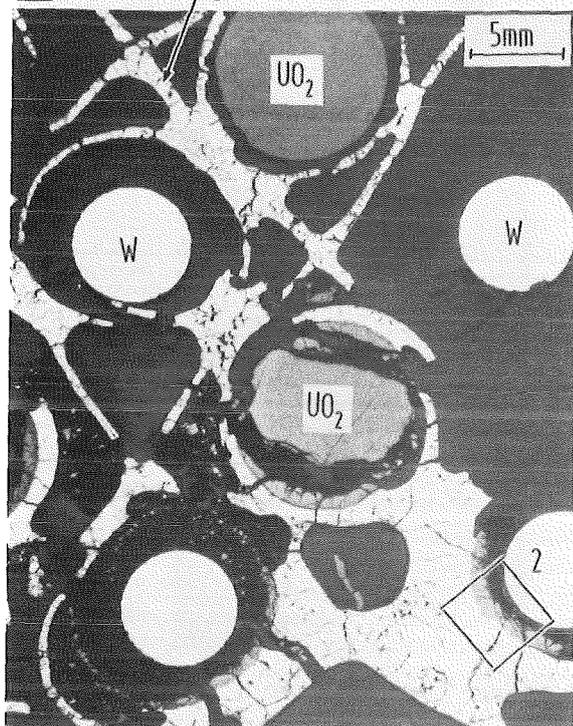
Abb. 9

Oxidation of Zircaloy cladding; CORA-2, # 12 (480mm)



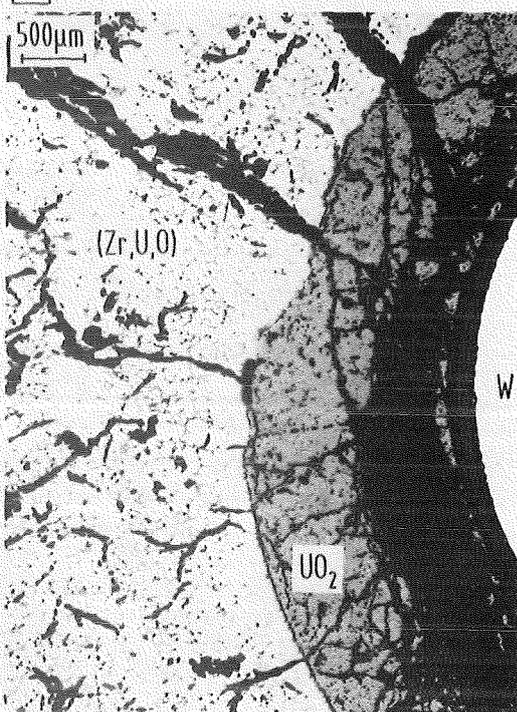
upper spacer grid (870mm)

1 spacer grid



spacer grid/cladding interactions

2



UO₂ dissolution

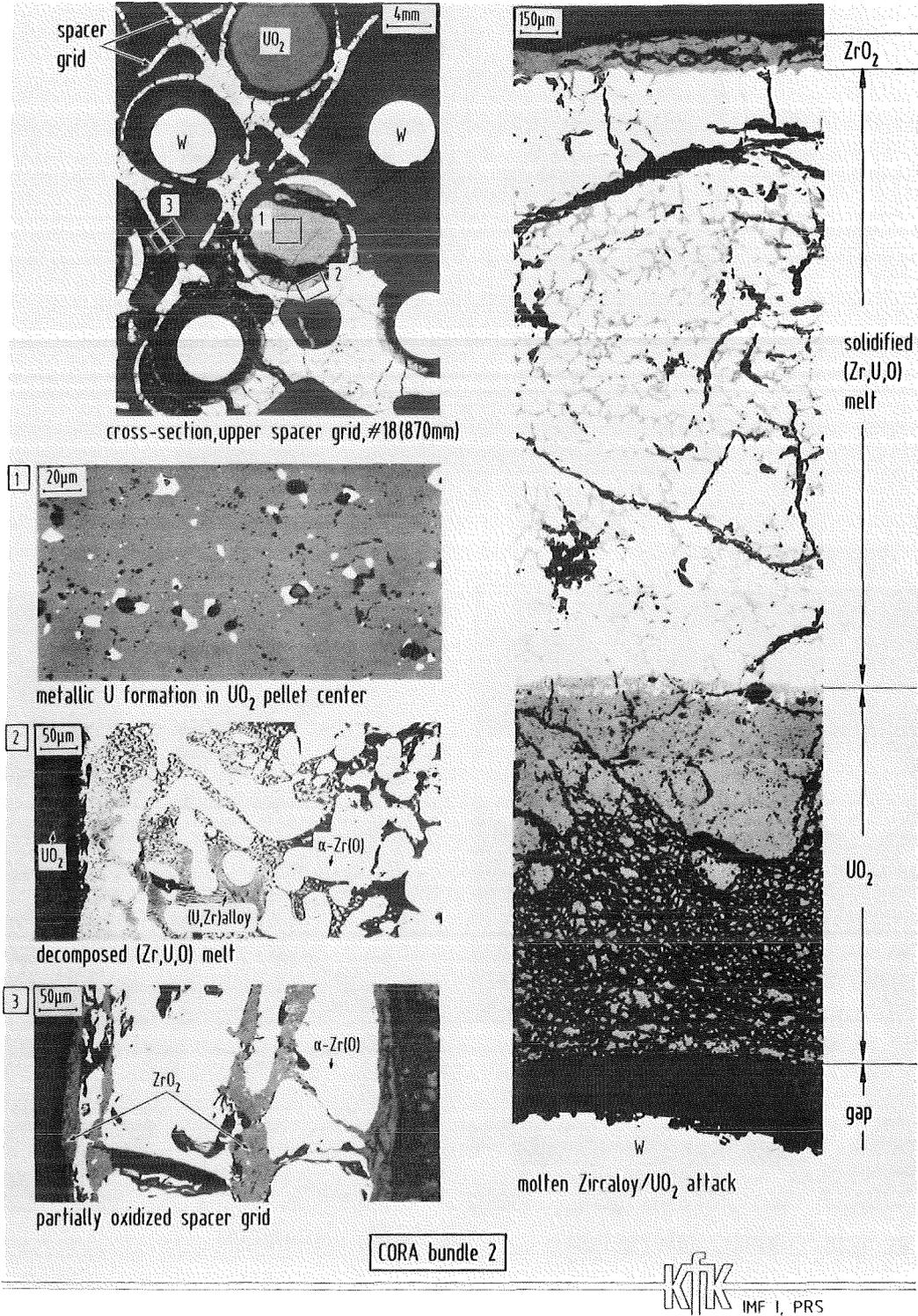


Abb. 11

Microstructures of CORA bundle 2 cross-section # 18 (870mm); upper spacer grid

12.07.02 LWR - Kernschmelzen

12.07.02/03A Aerosol behaviour under core meltdown accident conditions
PRS OD5G (H. Bunz, M. Koyro, B. Propheter, W. Schöck,
 W. 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. Experiments with soluble materials were performed and concluded during this reporting period. The evaluation scheme and the preliminary results are documented in this report.

12.07.02 LWR - Kernschmelzen

12.07.02/03A Aerosolverhalten beim Kernschmelzen

PRS OD5G (H.Bunz, M.Koyro, B.Propheter, W.Schöck, M.Wagner-Ambts)

Im Folgenden wird über die im Berichtszeitraum durchgeführten Arbeiten im NAUA- und im REST-Programm berichtet. Schwerpunkte waren Anwendungsrechnungen mit dem NAUA-Code und Versuche zur Freisetzung gelöster Stoffe im REST-Programm.

1. NAUA

Schwerpunkt der Arbeiten im Berichtszeitraum waren wiederum Anwendungsrechnungen mit dem NAUA-Programm, da die eigentliche Entwicklung des Programms mit den DEMONA-Versuchen abgeschlossen wurde.

Bedingt durch steigende Anforderungen und Nachfragen der Kraftwerksbetreiber und -hersteller standen Auslegungsrechnungen zu den seit neuerer Zeit zum Einbau vorgesehenen Druckentlastungsfiltern (Vent-Filter) im Mittelpunkt. Von großem Interesse für die Filterauslegung sind dabei nicht nur die massenmäßig zu erwartende Filterbeladung, sondern auch die Partikelgrößenverteilung, da diese einen entscheidenden Einfluß auf den Filterwirkungsgrad hat. Im Falle der nichtkühlbaren Konfiguration d.h., daß die Schmelze durch den Sumpf nicht ausreichend gekühlt wird, um eine langfristige Schmelze-Beton-Wechselwirkung zu verhindern, stellt sich nach einiger Zeit ein stationärer Zustand ein, der durch das Gleichgewicht zwischen Partikelfreisetzung aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung und den Abscheideprozessen, einschließlich des Venting, bestimmt ist. Die Größenverteilung stellt sich auf einen Medianwert der Massenverteilung von $r = 0.5 \mu\text{m}$ ein (Abb. 1). Der korrespondierende Medianwert der Anzahlverteilung beträgt $0.2 \mu\text{m}$. Dies ist mit dem Medianwert der Anzahlverteilung der Quellpartikeln von $0.1 \mu\text{m}$ zu vergleichen, wie er sich aus den Messungen beim BETA-Programm ergibt.

Die Freisetzung aufgrund der Resuspension wurde für diese Rechnungen noch nicht berücksichtigt, dies wird aber nachgeholt sobald genügend abgesicherte Ergebnisse aus dem REST-Programm vorliegen. Massenmäßig dürfte diese Quelle aber im Falle der nichtkühlbaren Konfiguration wenig zur gesamten Filterbelastung (ca. einige 10 kg) beitragen. Bei der kühlbaren Konfiguration könnte sich dies allerdings ändern, da dabei angenommen wird, daß der Kern sich fragmentiert im Sumpfwasser befindet. Somit kommt es zu keiner Schmelze-Beton-Wechselwirkung, sondern zu einer

Entspeisung der Wärmeleistung der Schmelze in das Sumpfwasser und damit zu einer intensiveren Sumpfverdampfung. Der Ansprechdruck des Filtersystems wird deshalb in diesem Fall bereits nach ca. 65 h erreicht im Vergleich zu 123 h im nichtkühlbaren Fall. Die durch die Resuspension freigesetzten Massen dürften allerdings auch in diesem Fall kein Problem für die zum Einsatz kommenden Metallfaserfilter sein.

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.

Die Freisetzungsraten von gelösten und von suspendierten Substanzen sollen zunächst getrennt untersucht werden. Die Versuche finden in der in [2] beschriebenen Versuchsanlage statt. Eine Versuchsserie dauert eine Woche und beinhaltet bis zu vier Einzelexperimente unter unterschiedlichen Bedingungen.

2.2 Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurden Versuche mit zwei verschiedenen Lösungen durchgeführt und abgeschlossen.

1. Versuche mit NaNO_3 -Lösungen
2. Versuche mit $\text{C}_{20}\text{H}_{10}\text{O}_5\text{Na}_2$ (Uranin)-Lösungen

2.2.1 Experimente mit NaNO_3 -Lösungen

Es wurden weitere 4 Versuchsreihen (V006 - V009) mit NaNO_3 -Lösungen durchgeführt. Sie umfaßten 11 Einzelexperimente.

Die Schwierigkeit, die resuspendierten Anteile mittels der Ionenchromatographie nachzuweisen, wurde im letzten Jahresbericht diskutiert.

Durch Versuche mit einem Aerosolgenerator konnte nachgewiesen werden, daß keine Fehler bei der Probennahme gemacht wurden. Auch 4 weitere Versuche mit Lösungskonzentrationen von 10% bzw. 30% und maximaler Heizleistung erbrachten keine konsistenten Ergebnisse. Der resuspendierte Natrium- bzw. Nitrat-Anteil blieb unterhalb der Nachweisgrenze des verwendeten Ionenchromatographen. Offenbar war der resuspendierte Anteil geringer als angenommen und somit mit dieser Analysemethode nicht erfaßbar.

Die Versuche mit NaNO_3 -Lösungen wurden nach der Versuchsserie V009 eingestellt.

Als wesentlich empfindlichere Methode erwies sich die Fluoreszenzanalyse. Um sie zu verwenden, mußte auf eine neue Substanz übergegangen werden, einen organischen Farbstoff $\text{C}_{20}\text{H}_{10}\text{O}_5\text{Na}_2$ oder Uranin. Mit dem verwendeten Gerät können Konzentrationen bis zu $5 \cdot 10^{-2} \mu\text{g/l}$ (=50 ppt) mit einem Fehler von etwa 15% gemessen werden. Zwischen 1 ppb und 100 ppb liegt der Fehler zwischen 2.6% und 1.6%. Mit dieser Analysemethode gelang es sofort, freigesetztes Uranin nachzuweisen.

2.2.2 Experimente mit Uranin-Lösungen

Im Berichtszeitraum wurden 19 Versuchsserien (V010 - V028) mit insgesamt 57 Einzelversuchen durchgeführt. Die Serien V010 - V016 waren Vorversuche mit der neuen Substanz, um ein optimales Verfahren zur Versuchsdurchführung und zur Probenaufbereitung bzw. -analyse auszuarbeiten. Mit systematischen Parameterstudien konnte ab Versuchsserie V017 begonnen werden.

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
im Versuchskessel | 100, 130°C |
| - die Atmosphärenbedingungen
im Versuchskessel | ungesättigte (trockene),
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.

Eine Zusammenstellung aller Experimente zeigt Tabelle 1. Als Beispiele für zwei Versuche unter unterschiedlichen Atmosphärenbedingungen sind in Abb. 2 und Abb. 3 die wichtigsten Meßwerte der Versuche V019.2 (trocken) und V019.3 (naß) dargestellt. In der oberen Blatthälfte sind Atmosphärentemperatur gestrichelt und Sumpftemperatur durchgezogen über der Zeit aufgetragen. Daraus können Beginn und Ende des Kochvorgangs entnommen werden. Aus der Differenz der beiden Temperaturen kann der Taupunktsabstand abgeschätzt werden. Die untere Blatthälfte zeigt die gemessene Aerosolmassenkonzentration. Man sieht, daß sie in wasserdampfgesättigter Atmosphäre etwa um den Faktor 10 geringer ist als in nicht gesättigter. Die unter nassen Bedingungen gewonnenen Daten streuen stärker, da sie in den empfindlichsten Meßbereichen des Fluorimeters analysiert werden mußten. Daher sollte die Auswertung "trockener" Versuche verlässlichere Werte für die Freisetzungsrates liefern.

Tabelle 1: Experimente mit Uranin-Lösungen

Exp. V	Temp.	Konz.	Leistung	Atm.	Bemerkungen
V017.1	100°C	0.1 %	500 W	naß	erste Routine- experimente
V017.2	100°C	0.1 %	750 W	naß	
V018.1	100°C	0.1 %	250 W	trocken	
.2	100°C	0.1 %	500 W	trocken	
.3	100°C	0.1 %	250 W	naß	
V019.1	100°C	0.03 %	250 W	trocken	
.2	100°C	0.03 %	1000 W	trocken	
.3	100°C	0.03 %	1000 W	naß	
.4	100°C	0.03 %	500 W	naß	
V020.1	100°C	0.03 %	500 W	trocken	
.2	100°C	0.1 %	1000 W	trocken	
.3	100°C	0.1 %	1000 W	naß	
.4	100°C	0.3 %	1000 W	naß	
V021.1	100°C	0.3 %	250 W	trocken	
.2	100°C	0.3 %	500 W	trocken	
.3	100°C	0.3 %	1000 W	trocken	
.4	100°C	0.3 %	500 W	naß	
V022.1	130°C	0.1 %	250 W	trocken	
.2	130°C	0.1 %	500 W	trocken	
.3	130°C	0.1 %	1000 W	trocken	
.4	100°C	0.3 %	250 W	naß	
V023.1	100°C	0.03 %	750 W	trocken	
.2	100°C	0.1 %	750 W	trocken	
.3	100°C	0.03 %	750 W	naß	
.4	100°C	0.03 %	250 W	naß	
V024.1	100°C	0.3 %	250 W	trocken	
.2	100°C	0.3 %	750 W	trocken	
.3	130°C	0.1 %	250 W	trocken	
.4	130°C	0.1 %	750 W	trocken	
V025.1	100°C	0.03 %	250 W	trocken	Druckexperiment
.2	100°C	0.1 %	250 W	trocken	
.3	100°C	0.3 %	250 W	trocken	
.4	100°C	0.3 %	500 W	trocken	
V026.1	100°C	0.3 %	1000 W	trocken	Partikelgröße
V027.1	100°C	0.3 %	250 W	trocken	Druckexperiment
.2	100°C	0.3 %	750 W	trocken	Druckexperiment
.3	100°C	0.1 %	500 W	trocken	Druckexperiment
.4	100°C	0.3 %	1000 W	trocken	Druckexperiment
V028.1	100°C	0.3 %	750 W	trocken	Partikelgröße
.2	100°C	0.3 %	500 W	trocken	Partikelgröße
.3	100°C	0.3 %	250 W	trocken	Partikelgröße

2.2.3 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

α = 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: $m = S_0/\alpha$, $dm/dt = 0$

Setzt man den gemessenen Gleichgewichtswert $m_\infty = S_0/\alpha$ in (3) ein und linearisiert die Gleichung erhält man:

$$\ln(m_\infty - m(t)) = \ln m_\infty - \alpha(t - t_0) \quad (4)$$

Trägt man also $\ln(m_\infty - m)$ über die Zeit auf, sollte sich eine Gerade ergeben deren Steigung $-\alpha$ entspricht. Die Freisetzungsrates erhält man, wenn man α in den Achsenabschnitt einsetzt.

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

$$m(t) = S_0/\alpha \cdot \exp(-\alpha(t - t_1)) \quad (5)$$

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

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

Setzt man wieder den gemessenen Gleichgewichtswert m_∞ in (5) ein ergibt sich

$$\ln m = \ln m_\infty - \alpha t \quad (6)$$

eine Gerade der Steigung $-\alpha$. S_0 wird wieder mit α aus dem Achsenabschnitt berechnet.

Die Freisetzungsrates 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:

$$C_s = \frac{m_{\text{gelöst}}}{m_{\text{Wasser}}} \quad (7)$$

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

$$C_a = \frac{(dm_{\text{frei}}/dt)}{(dm_{\text{dampf}}/dt)} \quad (8)$$

mit $dm_{\text{frei}}/dt \equiv$ Freisetzungsrates S
 $dm_{\text{dampf}}/dt \equiv$ Verdampfungsrates des Sumpfes

Damit erhält man den Resuspensionsfaktor zu

$$R = \frac{C_a}{C_s} = \frac{S_0}{(dm_{\text{dampf}}/dt) \cdot C_s} \quad (9)$$

Die gemessenen Daten ermöglichen es, S_0 und α und damit auch R bei trockenen Versuchen mit dieser Methode zuverlässig zu bestimmen. Die Auswertung nasser Versuche bereitet Schwierigkeiten, da der Gleichgewichtswert der luftgetragenen Masse schon beim dritten oder vierten Meßwert erreicht wird. Die Ergebnisse der auswertbaren Versuche sind somit relativ ungenau.

2.2.4 Vorläufige Ergebnisse

Als Beispiel für eine Auswertung soll Experiment V023.2 dienen. Die Versuchsparameter waren

Temperatur im Kessel	100°C
Atmosphäre im Kessel	trocken
Sumpfkonzentration	0.1%
Heizleistung	750 W

Die Auswertung der Massenkonzentrationsdaten für die ansteigende bzw. abfallende Flanke ergibt:

$$\begin{aligned} \alpha &= 2.8 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1} \\ S &= 6.3 \cdot 10^{-3} \text{ } \mu\text{g} \cdot \text{s}^{-1} && \text{während der Kochphase} \\ R &= 2.1 \cdot 10^{-5} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \alpha &= 3.0 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1} \\ S &= 4.7 \cdot 10^{-3} \text{ } \mu\text{g} \cdot \text{s}^{-1} && \text{nach der Kochphase} \\ R &= 1.6 \cdot 10^{-5} \end{aligned}$$

In Abb. 4 werden die gemessenen Werte der Massenkonzentration mit den Ergebnissen der Auswertung verglichen. In der unteren Blatthälfte ist die Massenkonzentration diesmal in linearem Maßstab aufgetragen. Die durchgezogene Linie stellt die Kurve dar, die mit Gleichung (3) bzw. Gleichung (5) und den obigen Werten berechnet wurde. Die gute Übereinstimmung bestätigt die Anwendbarkeit der vereinfachten Verhaltensgleichung für Aerosole (1) auf die experimentellen Bedingungen.

In den Tabellen 2, 3, 4 und 5 sind die vorläufigen 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, können aber auch durch die angenäherte Auswertung verursacht sein. Um die Differenzen zu beseitigen und vor allem um die nassen Versuche auswerten zu können, wird ein Computerprogramm erstellt, das die Originaldaten für eine Kurvenanpassung benutzt.

Abb. 5 zeigt die Freisetzungsraten, Abb. 6 die Resuspensionsfaktoren in Abhängigkeit von der Heizleistung. Aufgetragen sind die Werte, die für Versuche bei trockener Atmosphäre und 100°C aus der ansteigenden Flanke der Massenkonzentrationsdaten bestimmt wurden. Die Ergebnisse der Druckexperimente sind durch offene Symbole gekennzeichnet.

Die Freisetzungsraten liegen zwischen $5 \cdot 10^{-3} \mu\text{g} \cdot \text{s}^{-1}$ für 0.03%ige Lösungen und $3 \cdot 10^{-2} \mu\text{g} \cdot \text{s}^{-1}$ für 0.3%ige Lösungen. Berücksichtigt man den Streubereich der Ergebnisse kann keine Abhängigkeit von der Heizleistung festgestellt werden.

Da die Freisetzungsraten nicht mit der Heizleistung und damit mit der Verdampfungsraten ansteigt, ergeben sich aus (9) für steigende Heizleistung fallende Resuspensionsfaktoren. Sie liegen zwischen $2 \cdot 10^{-4}$ für 250 W und $2 \cdot 10^{-5}$ für 1000 W Heizleistung.

Dies ist ein unerwartetes Ergebnis, da die Freisetzungsraten über den gewählten Leistungsbereich konstant zu sein scheint. Eine mögliche Erklärung für diesen Effekt liefert die Vorauswertung der Proben zur Partikelgrößenbestimmung. Die meisten Partikeln besitzen Durchmesser $< 0.5 \mu\text{m}$. Nur sehr wenige Partikeln besitzen Durchmesser $> 1 \mu\text{m}$. Es befinden sich aber bei kleiner Leistung mehr größere Partikeln auf den Filterproben als bei hoher Leistung.

In zusätzlichen Experimenten soll untersucht werden, ob diese Ergebnisse in Zusammenhang mit einer Veränderung der Blasengrößenverteilung in der kochenden Sumpflösung stehen.

Tabelle 2: Ergebnisse der Experimente mit 250 W Heizleistung

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				(Anstieg)	(Abfall)
V018.1	100°C	0.1 %	trocken	302.0	62.5
V018.3	100°C	0.1 %	naß	153.0	104.0
V019.1	100°C	0.03 %	trocken	567.0	114.0
V021.1	100°C	0.3 %	trocken	68.8	23.4
V022.1	130°C	0.1 %	trocken	-. -	30.8
V022.4	100°C	0.3 %	naß	-. -	7.0
V023.4	100°C	0.03 %	naß	-. -	77.4
V024.1	100°C	0.3 %	trocken	-. -	26.6
V024.3	130°C	0.1 %	trocken	84.2	43.2
V025.1	100°C	0.03 %	trocken	162.0	105.0
V025.2	100°C	0.1 %	trocken	56.6	34.8
V025.3	100°C	0.3 %	trocken	43.9	26.0
V027.1*	100°C	0.3 %	trocken	-. -	14.5

Tabelle 3: Ergebnisse der Experimente mit 500 W Heizleistung

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				(Anstieg)	(Abfall)
V017.1	100°C	0.1 %	naß	30.6	44.9
V018.2	100°C	0.1 %	trocken	103.0	77.3
V019.4	100°C	0.03 %	naß	6.4	-. -
V020.1	100°C	0.03 %	trocken	83.3	33.2
V021.2	100°C	0.3 %	trocken	65.0	18.8
V021.4	100°C	0.3 %	naß	1.4	2.6
V022.2	130°C	0.1 %	trocken	68.7	30.8
V025.4*	100°C	0.3 %	trocken	34.5	22.8
V027.3*	100°C	0.1 %	trocken	55.4	28.2

Tabelle 4: Ergebnisse der Experimente mit 750 W Heizleistung

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				(Anstieg)	(Abfall)
V017.2	100°C	0.1 %	naß	28.3	21.2
V023.1	100°C	0.03 %	trocken	24.6	10.9
V023.2	100°C	0.1 %	trocken	21.1	10.9
V023.3	100°C	0.03 %	naß	- . -	1.0
V024.2	100°C	0.3 %	trocken	26.4	10.7
V024.4	130°C	0.1 %	trocken	32.2	18.1
V027.2*	100°C	0.3 %	trocken	19.5	8.8

Tabelle 5: Ergebnisse der Experimente mit 1000 W Heizleistung

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				(Anstieg)	(Abfall)
V019.2	100°C	0.03 %	trocken	40.8	10.6
V019.3	100°C	0.03 %	naß	0.8	0.7
V020.2	100°C	0.1 %	trocken	32.3	9.4
V020.3	100°C	0.1 %	naß	0.2	0.6
V020.4	100°C	0.3 %	naß	0.9	0.5
V021.3	100°C	0.3 %	trocken	24.6	6.1
V022.3	130°C	0.1 %	trocken	31.5	9.0
V027.4*	100°C	0.3 %	trocken	16.8	5.5

4. 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
unveröffentlichter Bericht, KfK 1987

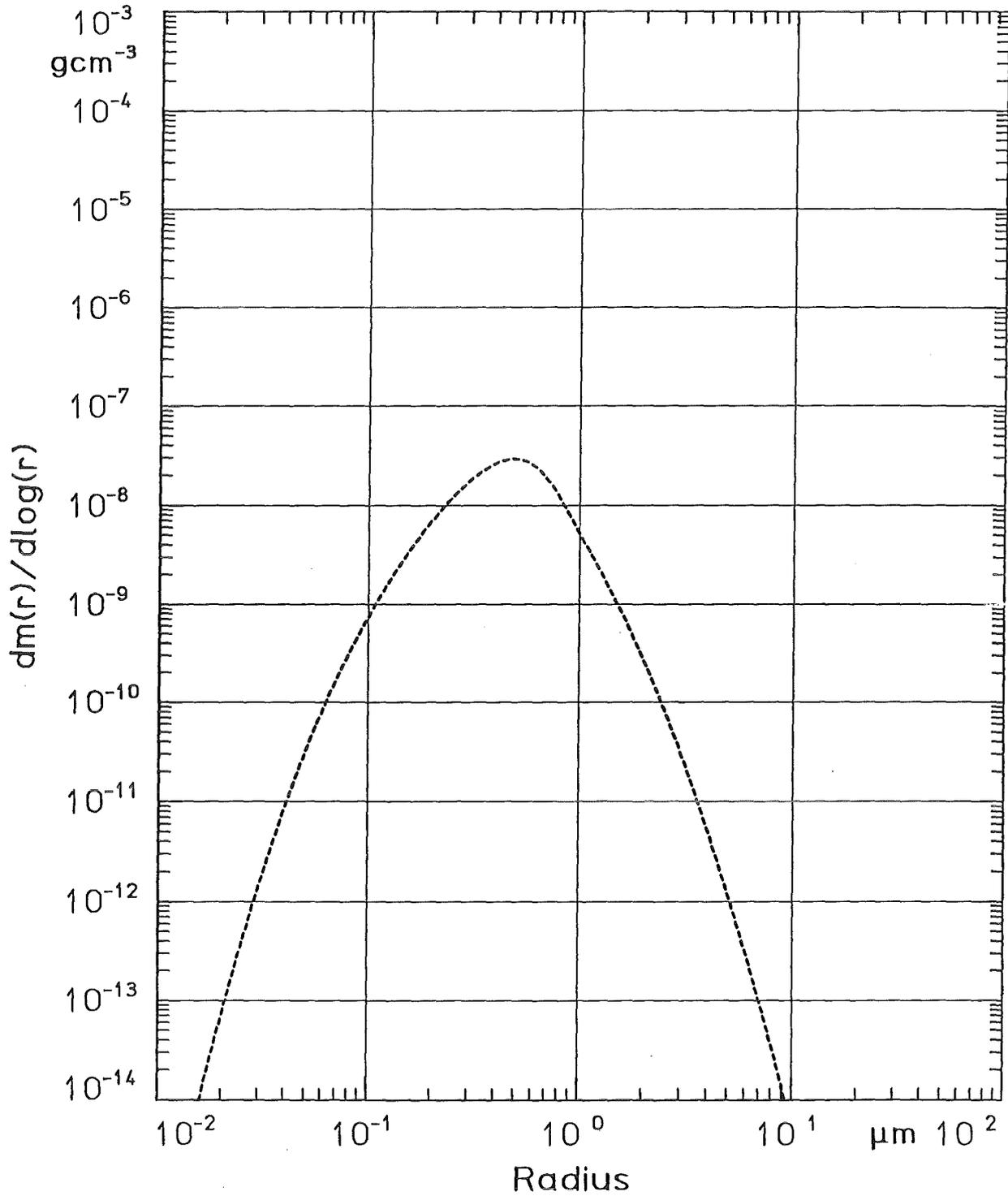


Abb. 1: Aerosolgrößenverteilung im Sicherheitsbehälter während des Venting-Betriebs

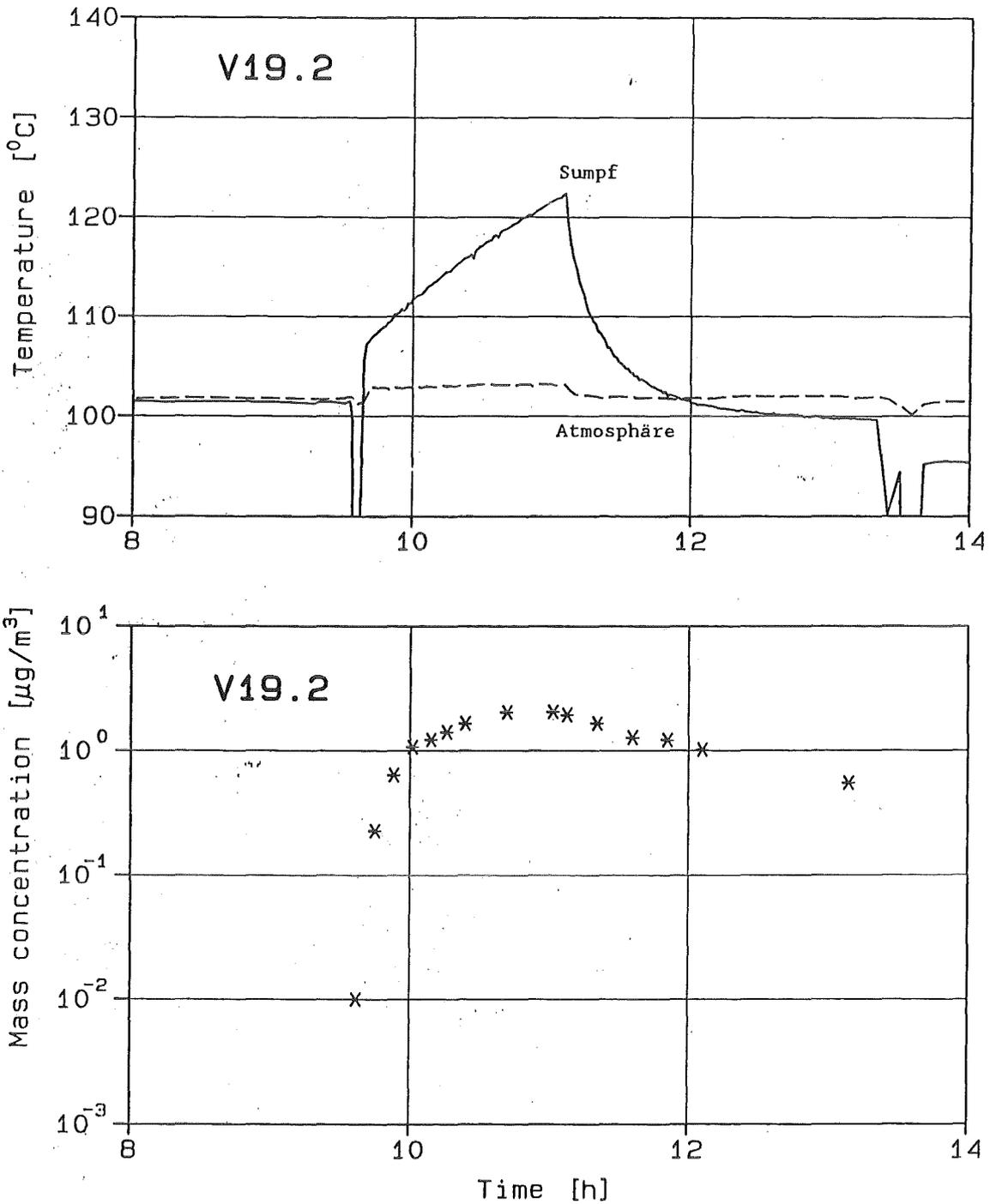


Abb. 2: Die wichtigsten Meßwerte des Experiments V019.2

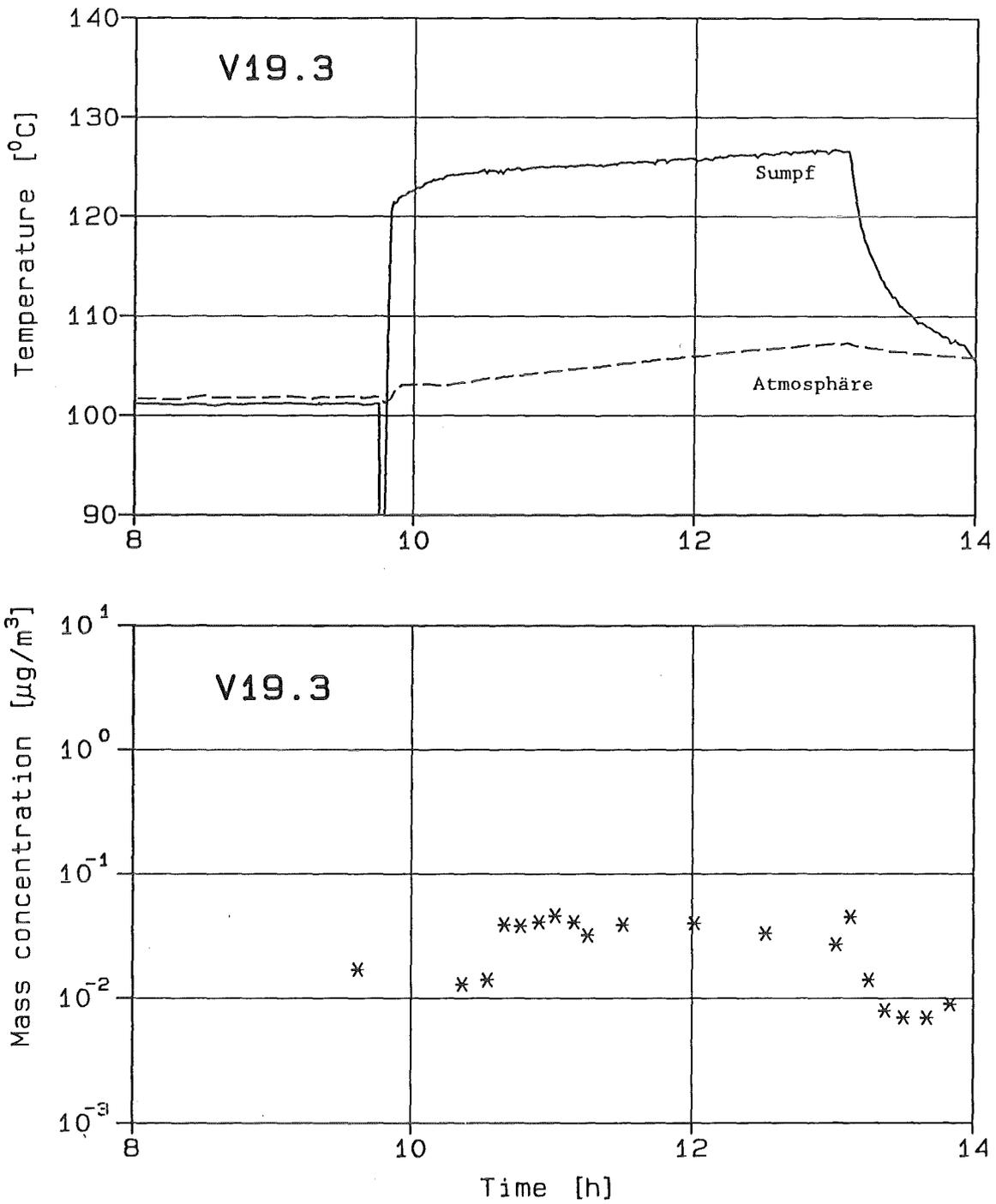


Abb. 3: Die wichtigsten Meßwerte des Experiments V019.3

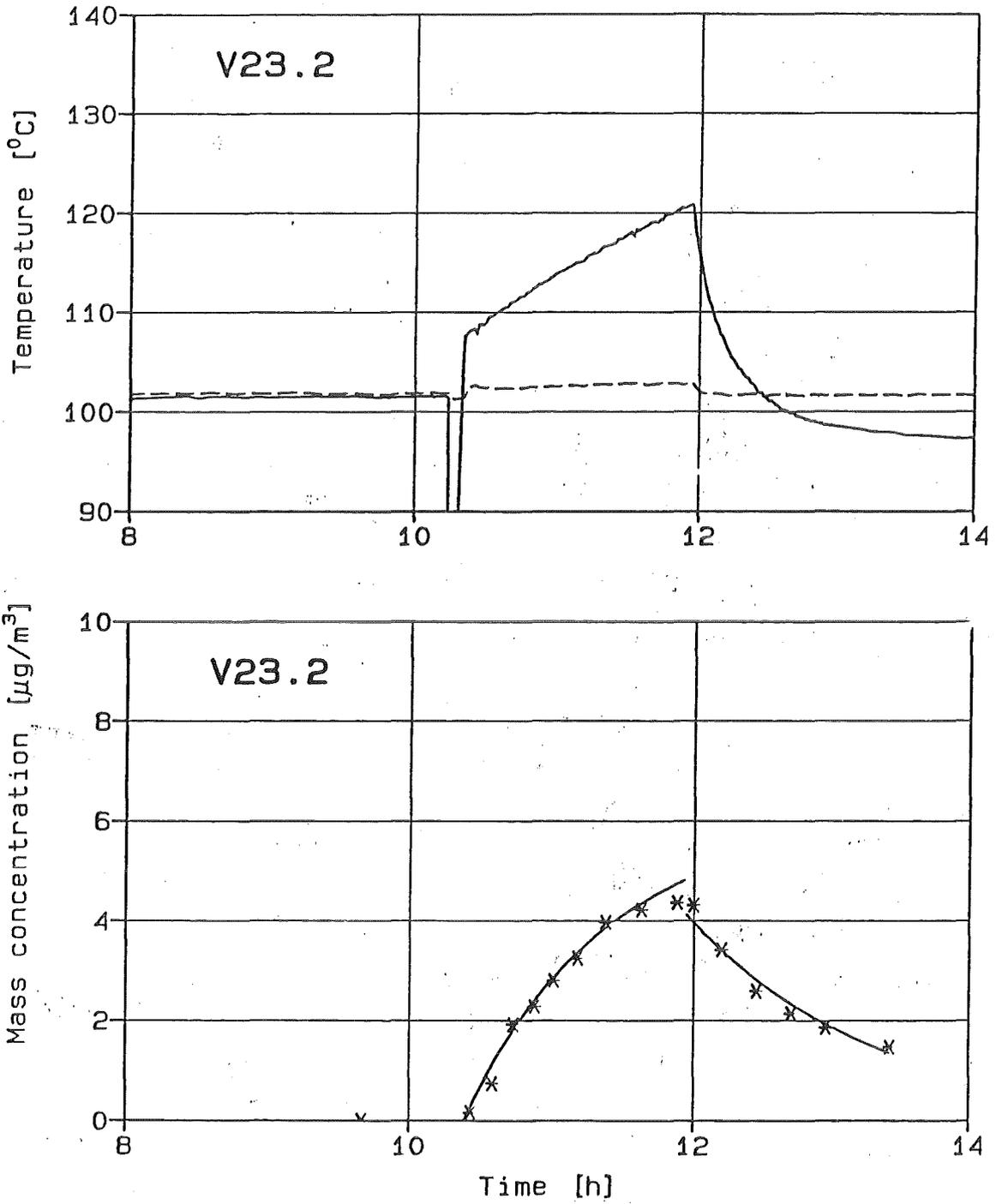


Abb. 4: Auswertung des Experiments V023.2

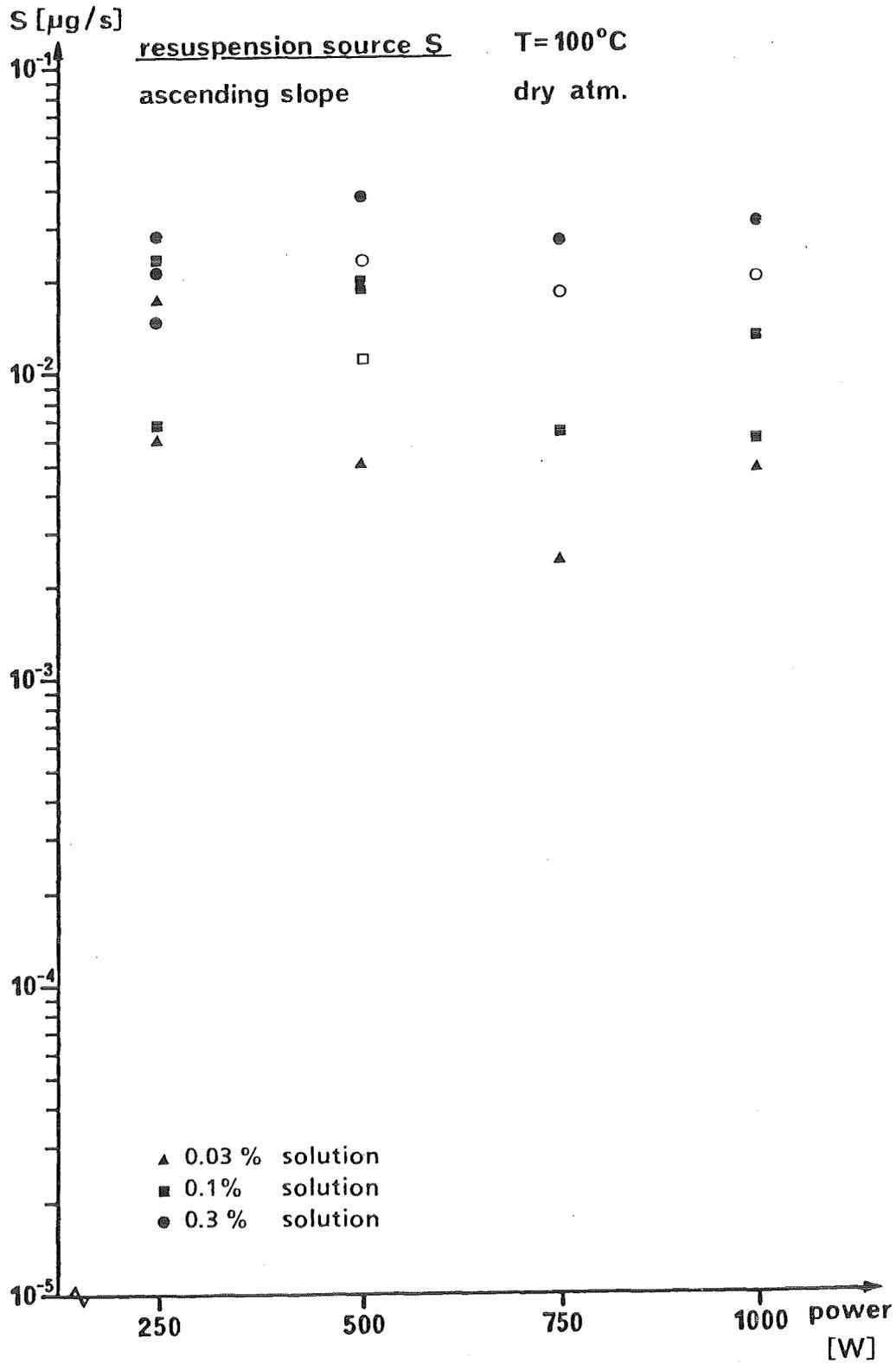


Abb. 5: Freisetzungsraten in Abhängigkeit von der Heizleistung

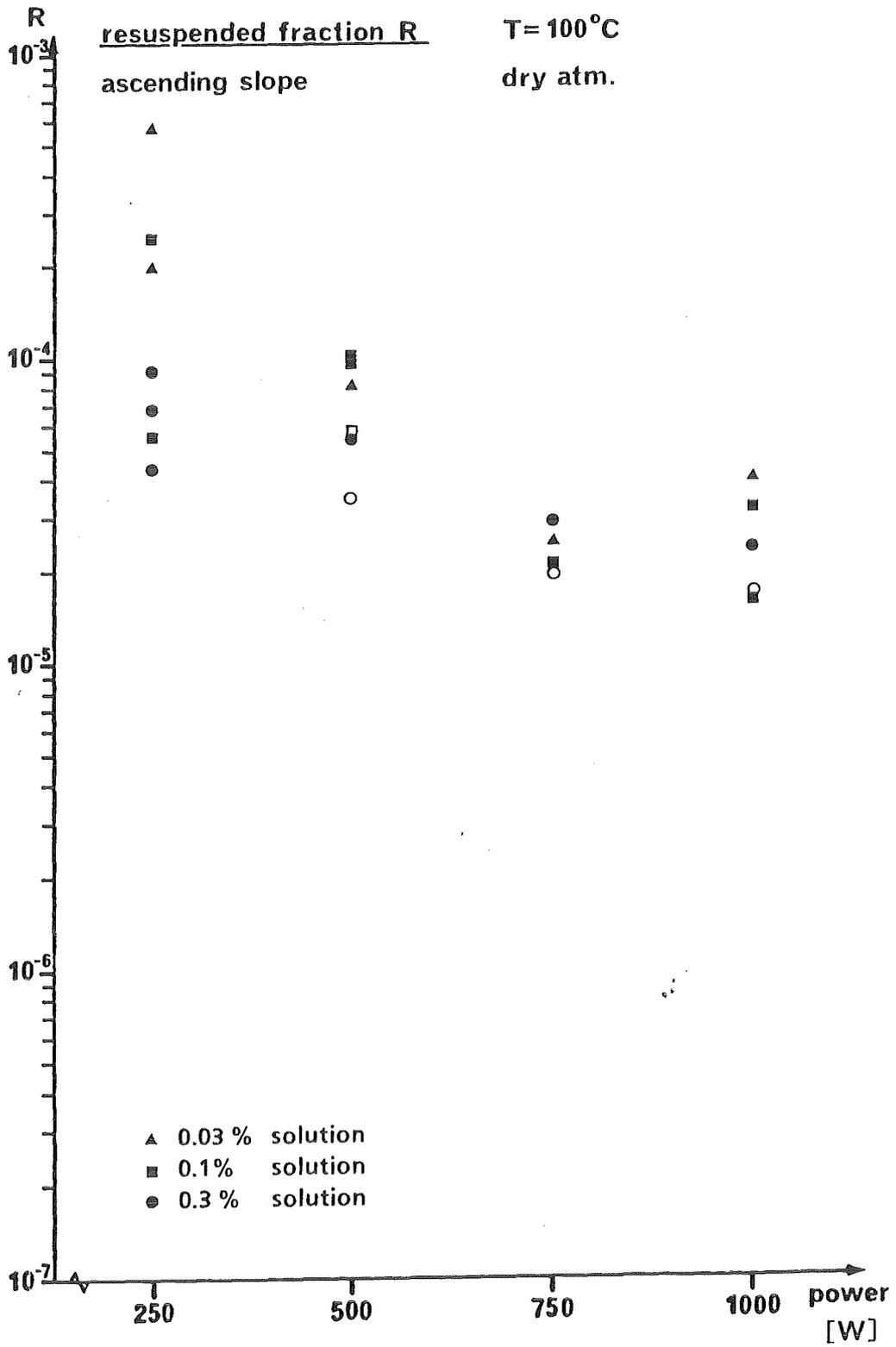


Abb. 6: Resuspensionsfaktoren in Abhängigkeit von der Heizleistung

12.07.02/03A Behavior of a Core Melt in the LWR-Containment
PRS 0D5H (H. Alsmeyer, J. Foit, S. Stiefel, W. Tromm;IRB)

The WECHSL code is applied to the reference accident situation of melt concrete interaction in the framework of the German Risk Study/B. The characteristic of the interaction in the early phase is a fast downward erosion of the basemat controlled by the initial high temperature of the melt and the chemical energy of the zirconium oxidation. In the long term, a reduced erosion of several cm/h is calculated leading to the penetration of the 6 m basemat after about 5 days,

Future development of the WECHSL code will consider a more detailed description of thermophysical data of the oxidic and metallic melt phases and of the metallic zirconium behavior which possibly may react with oxidic melt constituents such as silica.

The planned experiments in the BETA facility investigating special aspects of BWR melts and the possibility and consequences of sumpwater ingress are described. Additionally, some principles to control an ex-vessel core melt are given.

12.07.02/03A Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment
PRS OD5H (H. Alsmeyer, J. Foit, S. Stiefel, W. Tromm; IRB)

1. WECHSL-Programmentwicklung und Anwendungsrechnungen für Kernschmelzunfälle

1.1 Einführung

Falls bei einem schweren Reaktorunfall der Druckbehälter durch die Einwirkung erschmolzener Kernmaterialien versagt, tritt das auf hohen Temperaturen befindliche oxidische und metallische Material mit dem Betonfundament des Reaktorgebäudes in Kontakt. Diese Schmelze-Beton-Wechselwirkung ist von KfK seit mehr als 10 Jahren im Rahmen der Zielsetzung der DWR-Risikostudie, d.h. vorwiegend unter den Aspekten eines modernen Druckwasserreaktors, untersucht worden. Die in den Jahren 1984-1986 durchgeführten BETA-Experimente hatten das Ziel, das auf der Basis von Kleinexperimenten und physikalisch/chemischen Modellen erstellte Rechenprogramm WECHSL zu überprüfen und zu validieren und damit zuverlässige Aussagen über diese Phase eines Kernschmelzunfalls zu gewinnen.

Im Berichtszeitraum wurden die Entwicklung von WECHSL-Mod 2 abgeschlossen und an die Benutzer verteilt. In einem Benutzertreffen der "WECHSL-USER-GROUP" wurden Anwendungsbeispiele von WECHSL vorgestellt und diskutiert. Mit den Benutzern wurden weiterhin die Gültigkeit und die Begrenzungen der Aussagen der Rechnungen besprochen sowie die mittelfristige Weiterentwicklung des Programms unter dem Gesichtspunkt des Anwendungsbedarfs festgelegt. Die Dokumentation des WECHSL-Codes in seinen Einzelmodellen und in der Ein- und Ausgabe des Programms wurde weitgehend abgeschlossen, so daß eine geschlossene Beschreibung des Codes im Frühjahr 1989 vorgelegt werden kann. Eine zusammenfassende Darstellung experimenteller und theoretischer Ergebnisse erfolgte in /1/.

1.2 Anwendungsrechnungen für DWR-Unfall

Mit der Version WECHSL-Mod 2 wurden zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung Anwendungsrechnungen für die Risikostudie Phase B durchgeführt und dokumentiert. Referenzfall für die Analyse ist ein in den Niederdruckpfad überführter Kernschmelzunfall im DWR, der unter anfänglich hohem Primärkreisdruck begonnen hat. Dabei ist unterstellt, daß die Druckentlastung des Primärkreises erfolgreich ist, daß jedoch eine langfristige Kühlung des Kerns im Reaktordruckbehälter nicht gelingt. Mit Versagen der Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters etwa 7 h nach der nuklearen Abschaltung stürzt die zweiphasige Schmelze, bestehend vorwiegend aus der oxidischen Brennstoffschmelze und erschmolzenem Strukturmaterial aus Stahl, in die Schildgrube des Druckwasserreaktors. Die Zusammensetzung der Schmelze ergibt sich aus der Modellierung der Kernabschmelzprozesse im Reaktordruckbehälter bis zu dessen Versagen. Dabei ist vorausgesetzt, daß zum Zeitpunkt des Reaktordruckbehälterversagens der Brennstoff vollständig erschmolzen und mit Zirkonoxid aus der teilweisen Oxidation der Brennstabhüllen vermischt ist. Von dem Zirkoniuminventar liegen noch 60% in metallischer Form vor und sind Bestandteil der Metallschmelze. Die Anfangstemperatur der Schmelze ist aus Energiebilanzen zu etwa 2400°C abgeschätzt.

Die Schildgrube hat einen Durchmesser von 6,4 m und wird durch den inneren biologischen Schild von ca. 80 cm Wandstärke gebildet. Diese Betonstruktur verhindert zunächst den Zutritt von Sumpfwasser aus den angrenzenden Bereichen des Sicherheitsbehälters, so daß eine "trockene" Schmelze-Beton-Wechselwirkung eintritt. Der Beton ist überwiegend mit silikatischem Zuschlagstoff gefertigt. Das im Beton vorhandene Armierungseisen ist v.a. deshalb zu berücksichtigen, weil es eine Quelle für eine oxidierbare Eisenschmelze darstellt. Sein Einfluß auf Wärmeleitvorgänge im festen Beton ist jedoch für den hier zu betrachtenden Zeitraum bis zur Fundamentdurchdringung von untergeordneter Bedeutung.

Das Nachwärmeniveau in der Schmelze wird entsprechend der Nachwärmekurve festgelegt. Dabei ist von geringem Einfluß, ob die Fundamenterosion 2 h oder erst 7 h nach der nuklearen Abschaltung beginnt. Für die Energiefreisetzung bedeutender ist, daß die Edelgase und zum überwiegenden Teil auch die leicht flüchtigen Spaltprodukte Jod, Cäsium und auch Tellur beim Kernniederschmelzen im Reaktordruckbehälter freigesetzt werden und nicht mehr zur Energiefreisetzung bei der Betonerosion beitragen. Dadurch reduziert sich die Nachwärme-

leistung in der Schmelze zu Anfang der Wechselwirkung auf etwa 70%, nach 100 h auf 83% der gesamten Nachwärme. Die zeitliche Abnahme der Nachwärmeleistung sowie ihre Verteilung auf die metallische und oxidische Phase der Schmelze werden bei der Rechnung berücksichtigt.

Solange die Oberfläche des Schmelzbades nicht von Sumpfwasser überdeckt ist, wird Energie durch thermische Strahlung von der Schmelzbadoberfläche an die oberen Strukturen der Schildgrube übertragen. Die den Strahlungsaustausch in geringem Maße beeinflussende Temperatur der Schildgrube oberhalb der Schmelze wurde abgeschätzt und in der Rechnung zeitabhängig berücksichtigt mit einer Anfangstemperatur von 1700 K, die langfristig auf 1000 K abnimmt.

Für die Ausbildung der metallischen und oxidischen Schichten der Schmelze durch Segregation ist wichtig, daß die Oxidphase bereits bei Beginn der Wechselwirkung leichter ist als die metallische Phase /2/. Dies beruht vor allem auf der Zumischung des leichteren Zirkonoxids zur Brennstoffschmelze. Längerfristig nimmt die Oxiddichte durch die Zumischung des erschmolzenen Silikats aus dem Beton bis auf unter 4g/cm^3 ab, so daß sich die Schichtung "Metallschicht unter Oxidschicht" stabilisiert. Die Dichte der Metallphase ändert sich während des Unfalls vergleichsweise wenig.

Die wesentlichen Ergebnisse der WECHSL-Rechnungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Aufgrund der hohen Anfangstemperatur der Schmelze ist die anfängliche Erosion des Betons sehr hoch und erfolgt in Übereinstimmung mit den BETA-Experimenten zunächst vorwiegend nach unten, wogegen die seitliche Erosion noch gering bleibt. Durch die hohe Aufschmelzrate des Betons fällt die Temperatur der Schmelze innerhalb von etwa 20 Minuten schnell auf Temperaturen um 1800 K ab. Die Erosion in diesem Zeitraum ist mit ca. 80 cm in die Tiefe sehr hoch und durch das Zumischen des erschmolzenen Betons zur Oxidschmelze hat das Volumen der Gesamtschmelze bereits um mehr als das 2,5fache zugenommen. Daher werden die Stoffeigenschaften der Oxidschmelze vorwiegend von ihrem Silikatgehalt bestimmt. Verbunden mit der hohen Betonerosion ist auch eine hohe Gasfreisetzung in der Anfangsphase, die primär überwiegend durch den Wasserdampf aus dem Beton bestimmt wird. Da die Gase die Metallschmelze oxidieren können, reagieren H_2O und CO_2 mit dem metallischen Zirkonium unter Bildung von Zirkonoxid und den Gasen Wasserstoff und Kohlenmonoxid, die in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden. Die Oxidation ist mit 6323 kJ/kg Zr für den Wasserstoff

bzw. mit 5720 kJ/kg Zr für das Kohlenmonoxid stark exotherm und die Reaktionswärme übertrifft die Nachzerfallsleistung in dieser frühen Phase um mehr als den Faktor 10. Trotz dieser insgesamt sehr hohen Leistungsfreisetzung in der Schmelze nimmt die Temperatur der Schmelze ab. Die Gasfreisetzung in den Sicherheitsbehälter wird zunächst überwiegend durch Wasserstoff mit geringeren Anteilen an CO, CO₂ und Wasserdampf bestimmt. Sie reduziert sich aber, wenn aufgrund der Abkühlung der Schmelze eine Verringerung der Betonerosion eintritt und nach etwa 20 Minuten die Metallschmelze zunächst über die Bildung dünner Krusten zu erstarren beginnt. Demzufolge verliert die Zr-Oxidation, die nach bisheriger Modellierung durch das Angebot an oxidierenden Gasen gesteuert ist, für die Energiefreisetzung an Bedeutung. Sie setzt sich mit verringerter Reaktionsrate fort, bis schließlich nach 130 Minuten das Zirkonium vollständig oxidiert ist. Bis zu diesem Zeitpunkt sind aufgrund der Schmelze-Beton-Wechselwirkung etwa 650 kg Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt worden. Danach setzt sich die Wasserstoffbildung über die weniger stark exotherme Oxidation des Chroms und langfristig des Eisenanteils in der Metallschmelze fort.

Nach der ersten, sehr schnellen Phase der Beton-Erosion ist die längerfristige Schmelze-Beton-Wechselwirkung durch eine langsame, aber in radialer und axialer Richtung vergleichmäßigte Fundamenterosion gekennzeichnet mit Erosionsgeschwindigkeiten von wenigen cm je Stunde. Die Oxidationswärme aus der Zirkonium- oder nachfolgend aus der Chrom-Oxidation ist dann gegenüber der Nachzerfallswärme untergeordnet, und die Temperaturen der Schmelze liegen dicht bei der Erstarrungstemperatur der Metallphase. Dies gilt nach den WECHSL-Rechnungen selbst dann, wenn noch nicht oxidiertes Zirkonium in der Metallschmelze vorhanden ist. Es besteht somit ein Gleichgewicht im wesentlichen zwischen der aufgrund der Nachwärme freigesetzten Leistung in der Schmelze und der durch Aufschmelzen von Beton und Abstrahlen von der Schmelzbadoberfläche abgeführten Leistung. Die Nachwärmeabfuhr aus der Metallphase erfolgt im wesentlichen über gasdurchlässige Metallkrusten an den unten aufschmelzenden Beton, wobei sich die Krustendicke entsprechend der abzuführenden Wärmemenge einstellt. Langfristig liegt das Metall als praktisch erstarrter, aber gasdurchlässiger Regulus mit einer Höhe von 30 cm und dem Durchmesser der Reaktorgrube vor. Er dringt jedoch weiterhin in das Fundament ein, da seine Beharrungstemperatur mit nahezu 1500°C höher ist als die Schmelztemperatur des Betons mit 1300°C.

Armierungseisen im Fundament kann evtl. zum kurzfristigen Wiederaufschmelzen von Teilen der Metallphase und nachfolgend zum Aufschmelzen der Armierung führen, wenn dieses die Abfuhr der dem System aufgeprägten Nachwärme behindert. Es kann aber das Vordringen in den Beton nicht verhindern. Von Bedeutung ist, daß auch während dieser Vorgänge die Gase aus der Betonzerstörung durch den in poröser Form erstarrten Metallregulus strömen und die Metallbestandteile oxidieren können. Daher hält die Freisetzung von H_2 und CO neben der Freisetzung von CO_2 und H_2O in den Sicherheitsbehälter auch langfristig an.

Die über der Metallschicht befindliche Oxidschicht mit einem wachsenden Anteil von SiO_2 und den Oxiden aus der Metalloxidation stabilisiert sich auf einem Temperaturniveau von $1500^{\circ}C$, langfristig bei $1400^{\circ}C$. Dabei ist die oxidische Schmelze flüssig, hat aber durch den großen Gehalt an erschmolzenen Silikaten eine hohe Zähigkeit. Die Oberfläche der Schmelze bleibt bis auf ein starkes Aufschäumen zu Beginn auf der gleichen Höhe, da das Aufschmelzen und Zumischen der Betonbestandteile volumenneutral ist. Die Oxidschmelze ist von den Gasblasen aus der Betonzerstörung gerührt, so daß die Temperatur in der Schmelze bis auf einen geringen Temperaturabfall in den Randbereichen gleichmäßig ist und auch die Verteilung der Spaltprodukte als homogen angenommen werden kann. Die relativ niedrige Temperatur und der hohe Gehalt an Silikat in der Schmelze sind für die nur geringe Aerosolbildung bei der Betonzerstörung verantwortlich, wie sie in den BETA-Experimenten beobachtet wurde. Die späten Aerosole bestehen überwiegend aus SiO_2 und CaO ; die Aerosolrate wurde durch Extrapolation aus den BETA-Experimenten zu etwa $0,1$ g Aerosole/s abgeschätzt. Der Gehalt an radiologisch bedeutsamen Spaltprodukten dürfte in der späten Phase im Promillebereich liegen. Eine Erstarrung des Oxids beginnt erst lange nach dem hier betrachteten Zeitraum, wenn die Nachwärme über eine sehr viel größere Fläche der sich vergrößernden Kaverne im Fundamentbereich abgeführt werden kann.

Die Erosion der oxidischen Schmelze erfolgt zunächst in radialer Richtung, und zwar etwa mit der gleichen Geschwindigkeit wie die abwärts gerichtete Erosion des Metalls nach Ausbildung der Kruste. Da die Oxidschmelze den Hauptteil der Nachwärmequellen besitzt, beginnt sie längerfristig den Metallregulus seitlich zu überholen und teilweise zu umschließen und erreicht 5 Tage nach Beginn der Wechselwirkung die Fundamentunterseite. Unterdrückt man das Voreilen der Oxidschmelze im WECHSL-Programm, so liegt der Zeitpunkt der Fundament-

durchdringung bei 6,3 Tagen.

Mit Annäherung der Schmelze an die Fundamentunterseite ist für den Reaktorstandort Oberrheingraben eine Kühlung durch das vorhandene Grundwasser zu erwarten, das ein weiteres Vordringen der Schmelze in den Untergrund stoppt. Hierzu reicht die Abfuhr eines relativ geringen Wärmestromes von etwa 100 kW/m^2 von der Schmelzenunterseite aus, entsprechend einer Verdampfungsrate von nur 3-4 kg Grundwasser/sec. Allerdings kann nicht erwartet werden, daß diese Grundwasserkühlung die Schmelze so im Fundament stabilisiert, daß ein Kontakt der Schmelze mit dem Grundwasserstrom ausgeschlossen werden kann, da die Restwandstärke der Fundamentplatte bei idealer Grundwasserkühlung nur etwa 5 cm betragen würde. Eine solche dünne Betonschicht würde aufgrund der hohen thermischen und mechanischen Spannungen Risse und Spalten aufweisen und keine dichte Barriere darstellen. Daher ist längerfristig mit einer schwachen Auslaugung der glasigen Schmelze durch den Grundwasserstrom und mit einem langsamen Transport gelöster Spaltprodukte im Untergrund zu rechnen. Dabei ist davon auszugehen, daß die Schmelze eine glasartige Kruste zum Grundwasser ausbildet, die die Geschwindigkeit des Auslaugprozesses bestimmt. Für die Auslaugung sind die schwerflüchtigen Spaltprodukte zu betrachten, da die leichtflüchtigen Spaltprodukte bereits aus der Schmelze freigesetzt sind. Auslaugung, Spaltprodukttransport im Untergrund und Folgenabschätzung wurden inzwischen theoretisch abgeschätzt und können /3/ entnommen werden.

Etwa 7,5 h nach Beginn der Fundamenterosion ist der innere Abschirmzylinder so weit erodiert, daß sein Versagen möglich ist. Ob daraus eine Überflutung der Schmelzbadoberfläche durch das möglicherweise von außen einströmende Sumpfwasser folgt, kann heute nicht mit Sicherheit gesagt werden. Es erscheint wahrscheinlicher, daß sich die oxidische Schmelze durch die intensive Sumpfwasserkühlung im zylindrischen Bereich einkrustet und daß daher eine Sumpfwasserflutung verhindert oder zumindest stark verzögert wird. Die Auswirkung einer unterstellten Überschichtung der Schmelze mit Wasser auf die Fundamenterosion bleibt allerdings klein, wie Experimente /4,5/ und WECHSL-Rechnungen zeigen. Dies beruht auf der Begrenzung des Wärmetransports aus dem Inneren des zu diesem Zeitpunkt bereits 2 m tiefen Schmelzsees. Dieser Transport wird zudem noch durch die Ausbildung einer schlecht leitenden Oberflächenkruste zwischen Schmelze und Sumpfwasser behindert. Trotz der massiven Oberflächenkühlung durch das verdampfende Wasser ändert sich daher die Verteilung der Wärmeströme nur unerheblich; insbesondere tritt keine Beendigung der Fundamenterosion auf. Andererseits ist die oxidische Schmelze zum Zeitpunkt einer möglichen

Sumpfwasserflutung so zäh und so weit abgekühlt, daß eine heftige Reaktion zwischen Schmelze und Wasser, etwa im Sinne einer Dampfexplosion, ausgeschlossen werden kann.

Für die hier ausgeführten WECHSL-Rechnungen wurde postuliert, daß nach 7,5 h die Schmelze mit Sumpfwasser überflutet wird, da dies für die Belastung des Sicherheitsbehälters sowie für mögliche Maßnahmen der Druckentlastung der ungünstigere Fall ist. Aus der integrierten Gasfreisetzung und bei Berücksichtigung der Vorgänge im Sicherheitsbehälter, insbesondere der passiven Wärmesenken, ergibt sich ein Versagen des Sicherheitsbehälters durch den langsamen Druckanstieg nach 4-5 Tagen. Eine Druckentlastung über das Vent-Ventil würde das Sicherheitsbehälterversagen verhindern. Für den Zeitpunkt der Fundamentdurchdringung ergibt sich im Rahmen der Modellierungsgenauigkeit keine Änderung bei Annahme einer Flutung. Bis zum Zeitpunkt des Schildversagens sind aus der Fundamenterosion etwa 860 kg H₂ in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Der Anstieg der Wasserstoffkonzentration im Sicherheitsbehälter könnte unter ungünstigen Bedingungen bei einer deflagrativen Verbrennung oder eventuellen lokalen Detonation zu einer Gefährdung des Sicherheitsbehälters durch Druckspitzen führen. Eine Überflutung der Schmelze würde die späte H₂-Konzentration im Sicherheitsbehälter reduzieren und durch den zunehmenden Anteil an Wasserdampf mit einer Verdampfungsrate von 2-3 kg/sec eine Verbrennung längerfristig ausschließen.

Die in das Betonfundament eingegossene Stahlhülle des Sicherheitsbehälters wird etwa 30 h nach Beginn der Wechselwirkung durchschmolzen. Folgerungen für eine Freisetzung von Spaltprodukten aus der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters in den Ringraum sind daraus allerdings nicht zu erwarten, da die freie Oberfläche des Schmelzbades auch langfristig wesentlich oberhalb der durchschmolzenen Ebene der Stahlhülle des Sicherheitsbehälters liegt. Daher wirkt der Schmelzsee wie eine Sperrflüssigkeit zwischen Sicherheitsbehälter-Atmosphäre und Ringraum, die eventuell vorhandene Spalten zwischen Stahlhülle und Beton zuverlässig abdichten würde.

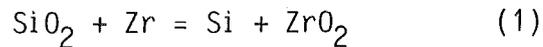
1.3 Vorgesehene Erweiterung des WECHSL-Rechenprogramms

Mit einer Erweiterung des WECHSL-Programms über die bisherige Zielsetzung der DWR-Analyse hinaus wurde begonnen. Dabei stehen vor allem SWR-typische Fragestellungen im Vordergrund, wie sie in der vorgesehenen deutschen Sicherheitsanalyse zu Siedewasserreaktoren zu behandeln sind.

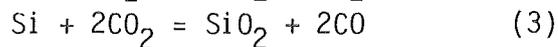
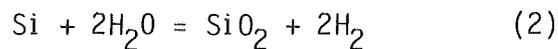
Als vorrangige Punkte der Programmerweiterung werden angesehen:

- o Erweiterung der Anfangsbedingungen für den Absturz des Brennstoffs und von Strukturmaterial auf den Beton. Aufgrund der großen Zahl von Instrumentierungsrohren und Steuerstabführungsrohren in der Bodenkalotte des SWR-Druckbehälters kann der Austritt der Schmelze über einen längeren Zeitraum - nach amerikanischen Analysen über mehrere Stunden- erfolgen. Dabei ist eine weitgehende Entwicklung metallischer und oxidischer Materialien zu erwarten, vermutlich gekoppelt mit im Mittel niedrigeren Anfangstemperaturen als in DWR-Unfällen. Die WECHSL-Eingabe wurde bereits so modifiziert, daß sie die veränderten Anfangsbedingungen berücksichtigen kann.
- o Vor allem im Hinblick auf eine andere Betonzusammensetzung, vornehmlich für Betonsorten mit stark karbonathaltigen Zuschlägen, ist die Datenbasis für die Stoffeigenschaften oxidischer Schmelzen zu erweitern. Dies betrifft im wesentlichen die Erstarrungstemperaturen und das Verhalten der Zähigkeit der Oxidschmelzen mit hohem Anteil an CaO und MgO bei niedrigen Temperaturen. Leider liegen hierzu kaum experimentelle Daten vor.
- o Die Metallschmelzen in SWR-Reaktoren können aufgrund des um einen Faktor 2,5 höheren Zirkoniuminventars einen wesentlichen Gehalt an noch nicht oxidiertem Zr und B_4C aus den Steuer- und Abschalteteilen enthalten. Dieses wirkt sich auch in einer merklichen Absenkung der Schmelz- und Erstarrungstemperatur der metallischen Schmelze aus, was durch eine Erweiterung der Datenbasis in WECHSL berücksichtigt werden soll. Die Auswirkungen werden bei der Bildung von Krusten erwartet, die sich zu späteren Zeiten verschieben wird.
- o Der hohe Gehalt an metallischem Zirkonium läßt ebenfalls eine Überprüfung der chemischen Reaktionen im Zusammenhang mit der Zr-Oxidation als wichtig erscheinen. Die Nachrechnungen des SANDIA-SURC4-Experiments mit hohem Zr-Gehalt mit dem WECHSL-Code haben zwar Schmelzfrontfortschritt und Gasraten befriedigend wiedergegeben; es treten jedoch systematische Unterschiede bei Schmelztemperaturen und Zr-Konzentrationen auf. Die experimentellen Ergebnisse weisen darauf hin, daß, anders als bisher angenommen und modelliert, Zirkonium nicht nur durch die Gase (H_2O , CO_2) aus der Betonzerstörung, sondern auch durch in der Schmelze vorhandene Oxide oxidiert werden kann. Dies bedeutet, daß gewisse Oxide ihren Sauerstoff an das Zirkonium abgeben und dadurch selbst reduziert werden. Die Sichtung von in der Literatur

verfügbaren thermochemischen Daten läßt als wichtigste Reaktion die Reduktion des Silikats erwarten:



Dies ist ein exothermer Prozeß, der den im SURC4-Experiment beobachteten Temperaturanstieg erklären könnte. Das elementare Silizium kann sich dann in der Stahlschmelze lösen und würde nach Abschluß der Zr-Oxidation durch die Gase aus der Betonzerstörung wieder oxidiert:



Natürlich ist die gesamte Energiefreisetzung aus den Reaktionen (1) bis (3) genau so hoch, wie wenn die Zirkoniumoxidation allein mit den Gasen abliefe. Ihre Bedeutung beim Kernschmelzunfall liegt aber in einer starken Entkopplung der Energie- und Gasfreisetzung in der frühen Phase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung. Hiervon kann in dieser Phase insbesondere die Spaltproduktfreisetzung betroffen sein, die sowohl stark vom Temperaturniveau wie auch vom chemischen Gleichgewicht beeinflusst wird. So gelten für die zunächst in oxidischer Form vorliegenden Spaltprodukte Barium und Strontium ebenfalls Reduktionsreaktionen mit Zr nach dem Reaktionsschema (1), die diese Spaltprodukte in ihre leichter flüchtige elementare Form überführen, so daß sie evtl. als Aerosole freigesetzt werden können. Für das Langzeitverhalten der Schmelze hingegen ist aus jetziger Sicht nicht mit Änderungen zu rechnen. Der Einfluß der Zirkoniumoxidation ist auch in solchen DWR-Unfallszenarien zu erwarten, bei denen in größerem Maße metallisches Zirkonium zu Beginn der Fundamenterosion vorliegt.

Wenn die vermuteten chemischen Reaktionen aufgrund der Zirkoniumoxidation bestätigt werden (s. Abschnitt 2), so ist ihre Berücksichtigung in WECHSL vorgesehen. Die Programmänderungen in WECHSL sind allerdings umfangreich, da mehrere neue chemische Spezies zu berücksichtigen sind.

2. Experimentelle Untersuchungen zur Betonerosion

Wie im vorstehenden Abschnitt erläutert, existieren einige Aspekte bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung, die vor allem unter SWR-typischen Bedingungen experimentell untersucht werden müssen. Nach einer ausführlichen Diskussion der Themenbereiche in den nationalen Fachkreisen ist die Durchführung einer kleinen Zahl von Experimenten in der BETA-Anlage vorgesehen, um diese Fragen abzudecken. Vorgesehen sind:

- o 3 Experimente mit hohem Gehalt an metallischem Zirkonium in der Metallschmelze und mit niedrigschmelzenden Borkarbid-Stahl-Eutektika.
- o 2 Experimente zur Frage eines möglichen Sumpfwassereintruchs, bedingt durch das eventuelle thermische und mechanische Versagen senkrechter Betonstrukturen.

Die erste Gruppe von Experimenten orientiert sich vorwiegend an SWR-Fragestellungen mit ihrer veränderten Materialzusammensetzung in der Schmelze. Vorgesehen ist auch die Untersuchung des Temperatureinflusses auf die Vorgänge unter dem Aspekt niedrigerer Anfangstemperaturen der Schmelze in SWR-Unfallsituationen. Bei der derzeitigen Planung der Experimente wird geprüft, ob sich durch die Zugabe simulierter Spaltprodukte zu der Schmelze in BETA zusätzliche Aussagen über die Spaltproduktfreisetzung gewinnen lassen. Von Interesse ist speziell das Verhalten von Te, Sr, Ba und La, die in der Mehrzahl schwerflüchtig sind, deren Freisetzung aber möglicherweise durch Zirkonium beeinflusst wird. An die chemische Analytik und Probenahme in BETA werden dabei hohe Anforderungen gestellt.

Die zweite Gruppe von Experimenten orientiert sich an der Problematik des Schildversagens im DWR. Die Experimente haben aber gleichzeitig einen grundsätzlicheren Charakter, da sie das Versagen von Betonstrukturen untersuchen, die außen von stagnierendem Wasser gekühlt sind. Hierfür werden die BETA-Tiegel in der Weise abgeändert, daß bei Einhaltung der üblichen äußeren und inneren Tiegelmaße ein zusätzlicher Wassermantel mit geregelter Wasserstand eingebracht wird.

Die Arbeiten zur Wiederinbetriebnahme der BETA-Anlage haben begonnen. Zur Zeit wird die Instrumentierung der neuen BETA-Tiegel geplant, damit mit deren Vorbereitung begonnen werden kann. Mit dem ersten BETA-Experiment der neuen Serie wird Ende 1989 gerechnet.

3. Überlegungen zur Kühlbarkeit von Schmelzen

Im Hinblick auf die Beherrschung von Kernschmelzunfällen haben Untersuchungen begonnen, durch welche konstruktiven Maßnahmen eine Kernschmelze nach Austritt aus dem Druckbehälter sicher im Containment gehalten werden kann. Dabei werden die folgenden Ziele angestrebt:

- o Stabile Abfuhr der Nachzerfalls- und der chemischen Reaktionswärme;
- o Erhaltung der Containmentintegrität durch Ausschluß der Fundamentdurchdringung und der seitlichen Erosion;
- o Gezielte Absenkung der Temperatur der Schmelze langfristig unter ca. 1400°C ;
- o Sicherer Einschluß der noch in der Schmelze vorhandenen Spaltprodukte.

Bisher in der Literatur und in Patentschriften aufgeführte Konzepte zur Kernrückhaltung wurden unter dem aktuellen Kenntnisstand bewertet. Dabei sind im wesentlichen zwei Punkte zu bemerken: 1. Alle Patente besitzen einen gekühlten Auffangbehälter mit einer hochschmelzenden Liner-Auskleidung und teilweise aktivem Kühlkreislauf. 2. Keines der Patente berücksichtigt, daß die Schmelze langfristig niedrige Temperaturen haben muß. Bei vielen Konzepten ergeben sich aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit des Oxids und wegen der schwachen Konvektion in der Schmelze Temperaturen im Schmelzbad von mehreren tausend Grad.

Zur Erzielung der langfristigen Kühlbarkeit unter den o.g. Bedingungen ist ein günstiges Oberflächen-zu Volumen-Verhältnis anzustreben. Hierzu können prinzipiell zwei unterschiedliche Wege verfolgt werden:

1. Ausbildung einer flachen Schmelzeschicht. Hierbei ist der kritische Vorgang die schnelle und gleichmäßige horizontale Ausbreitung der Schmelze, die durch beginnende Erstarrungsprozesse behindert wird.
2. Fragmentierung und Flutung der Schmelze. Hierbei ist die Bedingung für eine möglichst vollständige Fragmentierung zu optimieren, wobei wiederum die Erstarrungsprozesse diese Vorgänge erschweren.

Zur Zeit werden mögliche Experimente im Hinblick auf ihre Aussagefähigkeit diskutiert.

Literatur

- /1/ Alsmeyer, H.; Melt-Concrete Interaction during Severe Light Water Reactor Accidents,
Kerntechnik 53 (1988), 30-38
- /2/ Skokan, A. et al.: Chemical Reactions between Light Water Reactor Core Melt and Concrete,
Nucl. Techn. 46 (1979), 255-262
- /3/ Bayer, A., Tromm, W.: Abschätzung der Radionuklidverteilung und der Strahlenexposition bei Auslaugung einer erstarrten Kernmaterial-Beton-Schmelze durch Grundwasser,
KfK 4512 (wird veröffentlicht).
- /4/ Blose, R.E. et al., SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions with Overlying Water Pools,
NUREG/CR-4727, 1987
- /5/ Alsmeyer, H., Dres, K., Modellexperimente zur Fragmentierung und Krustenbildung in einer Kernschmelze bei Fluten mit Sumpfwasser,
KfK-4450 (1987), 113-128

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

12.07.03/02A Dynamic behaviour of PWR containments
PRS 0D5K (F.Eberle, B.Göller, G.Lang, K.H. Lang, R. Scharnowell,
E. Wolf; IRE)

The influence of additional point masses on the dynamic earthquake response of the spherical containment of PWRs was investigated. Several analyses with different parameters were performed with the developed computer programme, which satisfies exactly the coupling conditions between shell and added point mass. It turned out that for the spherical containment the global response will nearly not be affected by the addition of point masses. Only in a small shell area around the point mass large local deformations occur. The local character of these additional deformations does not change in the course of excitation time or for different types of excitation. This behaviour can be described with a good agreement by a much simpler decoupled approximate analysis.

In contrast to this finding, corresponding computations for cylindrical shells showed, that the addition of point-masses significantly changes the global earthquake response and leads to amplitudes which may be hundred times larger than those of a perfect cylindrical shell.

12.07.03/02A Dynamisches Verhalten von DWR-Sicherheitsbehältern
PRS 0D5K

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

Ziel der Untersuchungen ist, herauszufinden ob Zusatzmassen am Sicherheitsbehälter, die bei Durchdringungen und Schleusen vorhanden sind, bei einer Erdbebenanregung das Schwingungsverhalten des Sicherheitsbehälters global beeinflussen.

Zur Durchführung der Untersuchungen war ein spezielles Rechenprogramm entwickelt worden. Die exakte Befriedigung der Koppelbedingungen zwischen dünner Schale und punktförmiger Zusatzmasse erfordert einen hohen Rechenaufwand. Für den Sicherheitsbehälter wurden eine Reihe von Analysen durchgeführt, von denen hier lediglich eine typische vorgestellt werden soll. Für die Schwingungsanregung wurde das Erdbeben von 1940 in El Centro, USA, ausgewählt. Die Maximalamplitude der horizontalen Fußpunktanregung wurde für die Rechnungen auf 1 g skaliert.

Bild 1 zeigt den Zeitverlauf und das Leistungsdichtespektrum dieses Erdbebens. Im gezeigten Frequenzbereich liegen zwei anregbare Eigenschwingungsformen des perfekten Sicherheitsbehälters, nämlich der erste und der zweite Beam-Mode mit Eigenfrequenzen von 6.3 Hz bzw. 22 Hz. Da nennenswerte Leistungsdichten bei der höheren Eigenfrequenz nicht mehr vorhanden sind, wird der perfekte Sicherheitsbehälter von diesem Erdbeben lediglich zu Schwingungen im ersten Beam-Mode angeregt.

Nun soll der Einfluß einer Zusatzmasse berücksichtigt werden, die am Äquator des Sicherheitsbehälters mit einer Größe von 1 % der Sicherheitsbehältermasse angebracht ist. Diese Größe entspricht etwa der Masse von Ronde und Stützen der Materialschleuse.

Mit der sich aus statischen Schalentheorien ergebenden lokalen Steifigkeit der Kugelschale und der Größe der Zusatzmasse läßt sich eine Eigenfrequenz der Zusatzmasse von 5.5 Hz abschätzen. Dieser Wert liegt dicht bei der Frequenz des

Beam-Modes von 6.3 Hz, und liegt auch gut im Anregungsspektrum des Erdbebens.

Die mit dem Rechenprogramm durchgeführten genauen Berechnungen zeigten, daß der Sicherheitsbehälter mit Zusatzmasse zu globalen Schwingungen im ersten Beam-Mode angeregt wird, die sich nur wenig von denen des perfekten Sicherheitsbehälters unterscheiden. Lediglich an der Stelle mit der angekoppelten Zusatzmasse kommt es zu lokalen Zusatzverformungen der Schale. Bild 2 zeigt einen entsprechenden Verformungszustand des Sicherheitsbehälters. Der Schalenbereich mit der Zusatzmasse - der Peak in Bild 2 - schwingt mit einer Frequenz von etwa 5.5 Hz, wobei sich der lokale Charakter der Verformungen auch im weiteren Zeitverlauf nicht ändert. Auch die Rückwirkungen dieser Schwingung auf die Schwingungen des Beam-Modes ist nur sehr gering.

Deshalb kann dieses Ergebnis in recht guter Näherung auch durch Überlagerung der in einer entkoppelten Rechnung sehr leicht zu ermittelnden Antwort des perfekten Sicherheitsbehälters und der dann von diesem angestoßenen lokalen Schwingung der Zusatzmasse dargestellt werden.

Zahlreiche Rechnungen mit verschiedenen Anregungen und verschiedenen Zusatzmassen wurden durchgeführt. In allen Fällen wurde das obige Ergebnis bestätigt: Zusatzmassen am kugelförmigen Sicherheitsbehälter beeinflussen den Schwingungsresponse nennenswert nur im Nahbereich um die Zusatzmasse herum.

Die experimentelle Überprüfung dieser Aussage ist in Arbeit.

Aus der Literatur und aus früheren Experimenten im IRE war bekannt, daß Zylinderschalen - anders als Kugelschalen - sehr empfindlich auf kleine Störungen der Idealgeometrie reagieren. Das entwickelte Rechenprogramm wurde deshalb auch auf eine Zylinderschale angewendet. Die untersuchte Schale war am unteren Rand fest eingespannt und am oberen Rand völlig frei; das Verhältnis von Radius zu Wanddicke glich dem des oben untersuchten Sicherheitsbehälters. In halber Höhe war eine Zusatzmasse von 1 % der Schalenmasse angebracht. Zur Anregung von Schwingungen wurde diese Schale am Fußpunkt einem horizontalen Beschleunigungssprung ausgesetzt.

Bild 3 zeigt den Verformungszustand der Zylinderschale zu einem Zeitpunkt mit Maximalauslenkungen. Eine perfekte Zylinderschale wäre bei dieser Anregung kreisförmig geblieben. Bei der Zylinderschale mit der Zusatzmasse treten dage-

gen starke Verformungen auf der gesamten Schale auf. Ferner sind die Maximalauslenkungen der Schale mit Zusatzmasse rund hundertmal größer als die der perfekten Zylinderschale.

Die vorgestellten Ergebnisse bestätigen, daß bei einer Zylinderschale Störungen der Idealgeometrie durch Zusatzmassen sehr starke Auswirkungen auf das globale Schwingungsverhalten haben.

Im Gegensatz dazu steht das Verhalten der kugelförmigen Sicherheitsbehälter, bei denen - wie oben gezeigt - Zusatzmassen das dynamische Schwingungsverhalten nur lokal beeinflussen. Deshalb kann beim Sicherheitsbehälter der Response in recht guter Näherung durch ein sehr einfaches entkoppeltes Modell ermittelt werden.

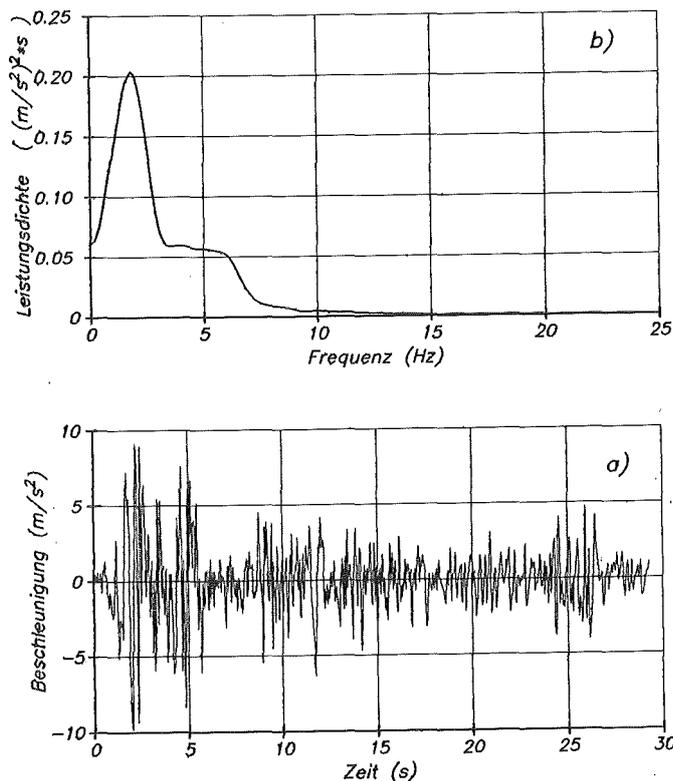
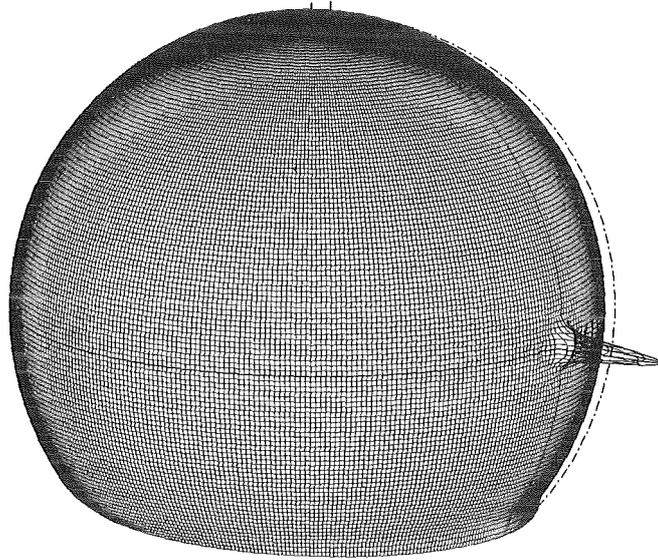
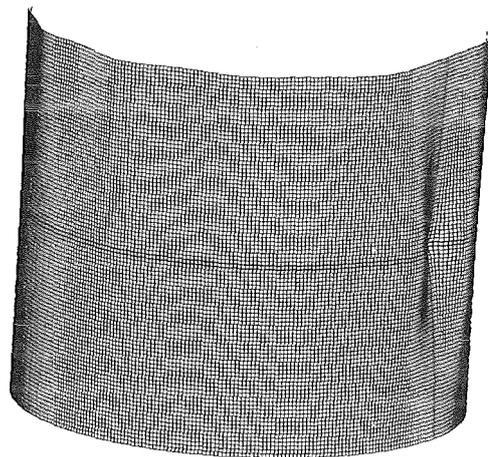


Bild 1:
Erdbeben in El Centro 1940, USA.
a) gemessener Beschleunigungszeitverlauf.
b) Leistungsdichtespektrum (Bandbreite 1 Hz).



*Bild 2:
Verformungszustand des Sicherheitsbehälters mit
einer Zusatzmasse von 1% der Gesamtmasse bei der
Erdbebenanregung von Bild 1 zum Zeitpunkt $t=5.29s$.
(Verformungen um den Faktor 50 überhöht.)*



*Bild 3:
Verformungszustand einer Zylinderschale mit einer
Zusatzmasse von 1% der Gesamtmasse bei einer
sprungförmigen Erdbebenanregung von $1g$.
(Verformungen um den Faktor 50 überhöht.)*

12.07.04 Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten

12.07.04/02A Growth of semi-elliptical surface cracks in austenitic
PRS 05D5L steel plates under thermal fatigue loading
 (K. Bethge, D. Munz, H. Stamm; IMF IV)

Abstract - Investigations of crack growth under thermal fatigue loading are presented. The experiments were performed with the german austenitic stainless steel X6 CrNi 1811. A plate, containing a semi-elliptical surface crack is heated up to a homogeneous temperature and cyclically cooled down by a jet of cold water. On the basis of linear elastic fracture mechanics, stress-intensity factors are calculated with the weight function method. The prediction of crack growth under thermal fatigue loading using data from standard specimens is compared with the experimental result.

müdungsbeanspruchung darstellt, zu verifizieren und gegebenenfalls die Grenzen ihrer Anwendbarkeit aufzuzeigen.

2. Thermoermüdungsexperiment

Zur Durchführung der Thermoermüdungsexperimente wurde eine spezielle Prüfeinrichtung /1/ entworfen und aufgebaut. Als Probe dient eine kreiszylindrische Platte mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Dicke von 20 mm, in welche mittels Funkenerosion zentrisch ein halb elliptischer Oberflächenriß eingebracht wurde, der durch mechanische Biegewechselbelastung zu einem Ermüdungsanriß verlängert wird.

Die im Prüftopf (s. Abb.1) frei von Verformungsbehinderungen gelagerte Probe wird im Heißluftstrom auf eine vorwählbare Temperatur zwischen 200°C und 450°C aufgeheizt. Nach Erreichen einer homogenen Ausgangstemperatur wird mittels eines Linearverstellgeräts ein Spritzstempel an die Probe herangefahren, um einen Spritzfleckbereich von 30 mm Durchmesser im Zentrum der Platte abzudichten. Während der sich anschließenden Kühlphase wird die angerissene Probenseite im Spritzfleckbereich für 5 s bzw. 20 s mit kaltem Wasser, das in einem Blasenspeicher unter einem Druck von 38 bar steht und Umgebungstemperatur besitzt, lokal abgekühlt. Am Ende der Kühlphase wird der Spritzstempel abgefahren und die Probe erneut auf ihre Ausgangstemperatur aufgeheizt, die sie nach einigen Minuten, abhängig von der Dauer der Kühlphase, wieder erreicht hat. Nach einer vorgegebenen Anzahl von thermischen Lastwechseln wird die Probe einer mechanischen Ermüdungsbelastung unterworfen, um die Bruchfläche zur Betrachtung freizulegen. Um die Beanspruchung der Probe während eines Belastungszyklus zu ermitteln, wurde eine ungerissene Referenzprobe mit 15 Thermoelementen bestückt, die auf unterschiedlichen Radien und Tiefen innerhalb und außerhalb des Spritzfleckbereichs angeordnet sind. Damit konnte die räumliche und zeitliche Temperaturverteilung in der Probe bestimmt und mit Berechnungen mittels des FE-Programms ABAQUS /2/ verglichen werden. Unter Zugrundelegung eines Wärmeübergangskoeffizienten von 10 kW/m²K konnte eine gute Übereinstimmung mit der experimentell bestimmten Temperaturverteilung erreicht werden.

3. Ergebnisse des Thermoermüdungsexperiments

Um einen möglichst breiten Bereich der Belastung zu erfassen, wurden fünf austenitische Thermoermüdungsproben unterschiedlich hoch belastet. Neben der Höhe der thermischen Last wurden die Anfangsrißgeometrie, die Kühldauer und die Zyklenzahl variiert. Anhand der beiden Thermoermüdungsproben 2 und 5, deren Belastungsdaten und Bruchflächenaufnahmen in Abb. 2 zu erkennen sind, sollen die gefundenen Ergebnisse beispielhaft erläutert werden.

Aufgrund der zyklischen, thermischen Belastung tritt Rißwachstum entlang der gesamten Rißfront des mechanischen Anfangsrisses auf. Der thermisch erzeugte Riß verläuft auf glatten Ermüdungsebenen und weist regelmäßiges Wachstum auf, wie man auch bei mechanischen Ermüdungsversuchen an halbelliptischen Oberflächenrissen in austenitischen Platten beobachtet. Wie man an der Probe 2 erkennt, weisen die Proben mit niedriger thermischer Belastung ($\Delta T = 260^\circ\text{C}$) in Richtung des tiefsten Punktes der halbelliptischen Anfangsrißgeometrie ebenso großes Rißwachstum auf wie an den Oberflächenpunkten. Dagegen fallen die Proben, die einer höheren thermischen Last ($\Delta T = 380^\circ\text{C}$) ausgesetzt wurden s. Probe 5, durch ausgeprägtes Tiefenrißwachstum auf. Dieser Sachverhalt wird auch in Abb. 3 deutlich, in welcher die Anfangs- und Endrißgeometrien der Thermoermüdungsproben gegenübergestellt werden. Betrachtet man die Proben 3, 4 und 5, so läßt sich erkennen, daß die drei Proben mit annähernd gleicher thermischer Last aber unterschiedlichen Lastwechselzahlen, ausgehend von einer halbelliptischen Anfangsgeometrie, zunächst einer halbkreisförmigen Rißgeometrie zuzustreben scheinen um anschließend wieder eine halbelliptische Endrißgeometrie mit relativ hohem a/c - Verhältnis anzunehmen.

Zur Beschreibung des an den verschiedenen Thermoermüdungsproben ermittelten Rißfortschritts Δa am tiefsten Punkt bzw. Δc an der Oberfläche des Anfangsrisses, der sich sehr gut durch einen halbelliptischen Riß idealisieren läßt, wurde die Endrißgeometrie durch eine Halbellipse vollständig eingehüllt und der mittlere globale Rißfortschritt pro Lastwechsel über dem Anstieg der nach Kap. 4 berechneten Schwingbreite der Spannungsintensität ΔK von der Anfangs- zur Endrißgeometrie aufgetragen. Durch diese Vorgehensweise wird der im Experiment auftretende Bereich von ΔK während des Rißwachstums auf jeden Fall eingeschlossen.

Die Rißwachstumsraten der Proben mit geringer thermischer Last und die Oberflächenrißwachstumsraten der Proben mit hoher thermischer Last lassen sich nach Abb. 4 mit einem relativ engen Streuband beschreiben. Die Rißfortschrittsraten für den tiefsten Punkt der Proben mit hoher thermischer Last sind in Abb. 4 nicht eingetragen, da die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK einen relativ großen Bereich umfaßt, in welchem die Rißfortschrittrate sich stark ändert.

Fraktographische Untersuchungen der gereinigten Bruchflächen /3/ ergaben einen überwiegend duktilen und transkristallinen Bruchmechanismus mit einer für Ermüdungsrißausbreitung typischen Ausbildung von Schwingungstreifen. Auf den Bruchflächen vermessene lokale Schwingungstreifenabstände von 0,2 - 2 μm stimmen recht gut mit der mittleren globalen Rißfortschrittsrate überein. Der thermische Rißfortschritt ist im austenitischen Stahl durch ausgeprägte Sekundärrißbildung gekennzeichnet.

4. Rißwachstumsanalyse

Mit Hilfe des FE-Programms ABAQUS wird das sich während der thermozyklischen Belastung einstellende räumlich und zeitlich veränderliche Temperaturfeld und die daraus resultierende elastische Spannungsverteilung unter Verwendung temperaturabhängiger Materialparameter bestimmt.

Zur Bestimmung des Rißfortschritts wird die Anfangsrißgeometrie durch einen halbelliptischen Oberflächenriß der Tiefe a und der Länge $2c$ idealisiert. Das Rißwachstum Δa am tiefsten Punkt der Halbellipse und Δc am Oberflächenpunkt während eines Belastungszyklus wird mit Hilfe der Paris-Beziehung

$$\frac{da}{dN} = C (\overline{\Delta K}_A)^n \text{ bzw. } \frac{dc}{dN} = C (\overline{\Delta K}_C)^n \quad (1)$$

berechnet, wobei $\overline{\Delta K}_A$ bzw. $\overline{\Delta K}_C$ die Schwingbreite der gewichtet gemittelten Spannungsintensitätsfaktoren am tiefsten Punkt bzw. an der Oberfläche der Halbellipse bezeichnen. Die Spannungsintensitätsfaktoren \overline{K}_A bzw. \overline{K}_C werden nach /4/ mittels der Gewichtsfunktionsmethode bestimmt. Die Rißwachstumsparameter C und n der Paris-Beziehung können neben ihrer Abhängigkeit vom Werkstoff auch eine Abhängigkeit von den Umgebungs- und Belastungsbedingungen aufweisen und werden in mechanischen Ermüdungsversuchen an einfachen Standardproben ermittelt.

5. Materialcharakterisierungsexperimente

Da sich bei früheren Untersuchungen /5/ an einem ferritischen Stahl zeigte, daß die Vorhersage des Rißwachstums unter Thermoermüdungsbeanspruchung eine möglichst genaue Anpassung der mechanischen Ermüdungsversuche hinsichtlich Umgebungsmedium, Belastungsfrequenz und -form an die Gegebenheiten des Thermoermüdungsexperiments bedingt, wurde der Einfluß der Umgebungs- und Belastungsbedingungen auf die Rißwachstumsrate des austenitischen Stahls untersucht. Dazu wurden C(T)-Proben, Biegeproben mit durchgehendem Riß und Biegeplatten mit halb elliptischen Oberflächenrissen in mechanischen Ermüdungsversuchen an Laborluft und im vollentsalzten Wasserbad mit unterschiedlichen Frequenzen und Belastungsformen sowie unterschiedlichen Wasserbadtemperaturen und Spannungsverhältnissen beaufschlagt. Zur Simulation der Belastungsbedingungen des Thermoermüdungsexperiments wurden im mechanischen Ermüdungsversuch Belastungsfrequenzen betrachtet, die der Kühldauer des thermozyklischen Experiments entsprechen und eine trapezförmige Belastungsfunktion modelliert, deren zeitlicher Verlauf dem Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors beim Thermoermüdungsexperiment für flache Risse entspricht.

Bei mechanischen Ermüdungsversuchen an Luft und im Wasserbad konnten wie Abb. 5a) zeigt, im untersuchten Frequenzbereich allerdings weder ein Einfluß des umgebenden Mediums noch der Belastungsfunktion oder der Wasserbadtemperatur auf die Rißfortschrittsrate des austenitischen Stahls festgestellt werden. Auch ein Einfluß der Frequenz auf die Rißwachstumsrate tritt nach Abb. 5b) im Fall des austenitischen Stahls, wegen seiner hohen Korrosionsbeständigkeit, nicht auf. Dagegen zeigte sich bei der Untersuchung des Spannungsverhältnisses, daß die Rißwachstumsrate da/dN nach Abb. 6a) unbeeinflusst bleibt von positiven R-Werten, zunehmende Druckanteile in Belastungsverlauf allerdings zu einer Verringerung des zyklischen Rißfortschritts führen. Wie Abb. 6b) zeigt, konnten die an Kompaktproben ermittelten Rißwachstumsraten durch mechanische Ermüdungsversuche an Biegeplatten mit halb elliptischen Oberflächenrissen bestätigt werden.

6. Vorhersage des Thermoermüdungsrißwachstums

Mit Hilfe der in Kap. 4 beschriebenen Methode kann eine Vorhersage des Thermoermüdungsrißwachstums auf der Basis der im Materialcharakterisierungsteil der Untersuchung bestimmten Rißwachstumsparameter durchgeführt werden. Die für

die Vorhersage des Thermoermüdungsrißwachstums des austenitischen Stahls relevanten Rißwachstumsparameter C und n ergeben sich unter Berücksichtigung der untersuchten Umgebungs- und Belastungseinflüsse für die mechanische Ermüdung an Laborluft, bei RT unter Verwendung einer sinusförmigen Belastungsfunktion und einer Frequenz von 10Hz bei einem Spannungsverhältnis von $R=0$ zu:

$$C = 1.039 \cdot 10^{-10}, \quad n = 4.006$$

für ΔK in $\text{MPa} \sqrt{\text{m}}$ und da/dN bzw. dc/dN in mm/Zyklus .

An Abb. 7 wird ein Vergleich der Rißwachstumsvorhersage mit dem experimentell beobachteten Rißzuwachs für die beiden Thermoermüdungsproben 2 und 5 dargestellt. Bei Betrachtung der Probe 2 kann man erkennen, daß der thermozyklische Rißfortschritt für die austenitischen Proben, die mit einer geringen Temperaturdifferenz ($\Delta T=260^\circ\text{C}$) beaufschlagt wurden, sowohl in Tiefenrichtung als auch an der Oberfläche recht gut vorhergesagt werden kann. Bei der Probe 5 zeigt sich, daß die Vorhersage des thermischen Rißfortschritts für die austenitischen Thermoermüdungsproben, die mit einer hohen Temperaturdifferenz ($\Delta T=380^\circ\text{C}$) belastet wurden, an der Oberfläche der halbelliptischen Rißgeometrie recht gut mit dem experimentellen Befund übereinstimmt, in Tiefenrichtung das thermische Rißwachstum jedoch stark unterschätzt.

Ursache für diese Diskrepanz ist die überelastische Beanspruchung des Materials bei der hohen thermischen Last, in deren Folge, hohe plastische Verformungen an der Rißspitze entstehen, die die Anwendbarkeit der LEBM einschränken. Unter Einbeziehung des zyklischen inelastischen Materialverhaltens des austenitischen Stahls unter mechanischer Belastung muß eine Vorhersage des thermozyklischen Rißwachstums hier unter Verwendung fließbruchmechanischer Konzepte durchgeführt werden.

7. Zusammenfassung

Die Ergebnisse experimenteller und theoretischer Untersuchungen zum Thermoermüdungsrißwachstum eines austenitischen Stahls wurden vorgestellt. Das Thermoermüdungsrißwachstum kann mit Hilfe der linear-elastischen Bruchmechanik vorhergesagt werden, wenn die thermische Belastung in Form von Spannungsintensitätsfaktoren bekannt ist und die entsprechende materialspezifische Rißausbreitungskurve und ihre Abhängigkeit vom Umgebungsmedium und den Be-

lastungsbedingungen vorliegt. Um die Vorhersage zyklischen Rißwachstums aufgrund überelastischer thermischer Beanspruchung zu verbessern, müssen weitere materialcharakterisierende Untersuchungen durchgeführt werden.

8. Literaturverzeichnis

- /1/ G. Czuck, C. Mattheck, D. Munz, H. Stamm, Crack Growth under Cyclic Thermal Shock Loading, Nuclear Engineering and Design 84 (1985), 189-199.
- /2/ Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc.- ABAQUS Theory and Users Manual, Providence, RI, 1984.
- /3/ M. Kempainen, K. Törrönen, An Evaluation at Oxide Removal from Corrosion Fatigue Fracture Surfaces, Technical Research Center of Finland, VTT-MET B-43, (1982), 24 p.
- /4/ C. Mattheck, P. Morawietz, D. Munz, Stress Intensity Factor at the Surface and at the Deepest Point of a Semi-Elliptical Surface Crack in Plates under Stress Gradients, Int. Journ. of Fracture 23 (1983), 201-212.
- /5/ K. Bethge, D. Munz, H. Stamm, Growth of semi-elliptical surface cracks in ferritic steel plates under cyclic-thermal shock loading, Fatigue and Fracture of Eng. Materials and Structures, Vol. 11, No. 6, (1988), 467-482.

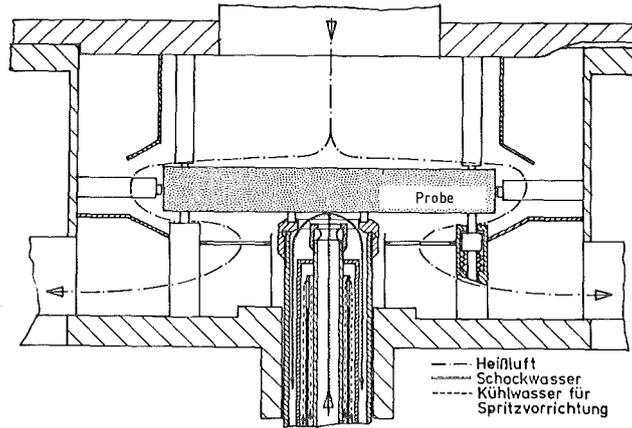
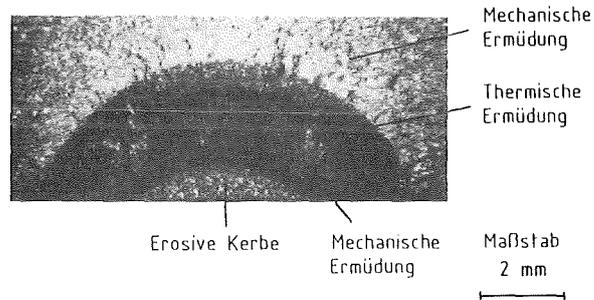
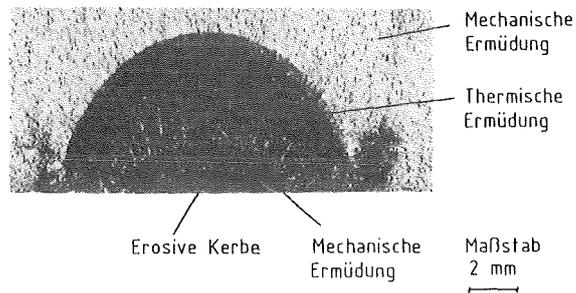


Abb. 1: Skizze der Thermoermüdungsprüfanlage



Probe:	2	Material:	X 6 Cr Ni 18 11
Kühldauer:	20 s	Zyklenzahl:	9965
Ausgangstemp.:	305°C	Temperaturdifferenz ΔT :	267°C



Probe:	5	Material:	X 6 Cr Ni 18 11
Kühldauer:	5 s	Zyklenzahl:	5204
Ausgangstemp.:	403°C	Temperaturdifferenz ΔT :	379°C

Abb. 2: Thermoermüdungsbruchflächen des austenitischen Stahls

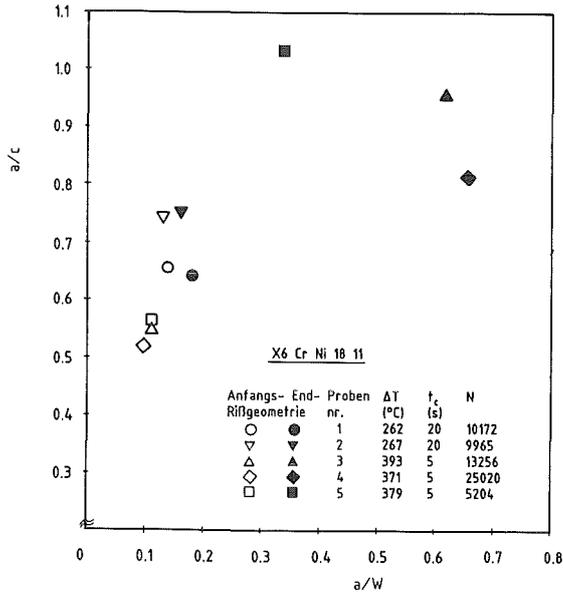


Abb. 3: Rißformentwicklung bei Thermoermüdung

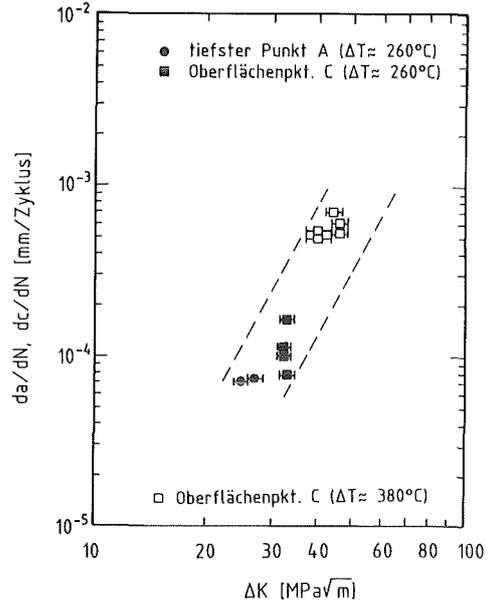


Abb. 4: Rißfortschrittsraten des austenitischen Stahls unter thermozyklischer Beanspruchung

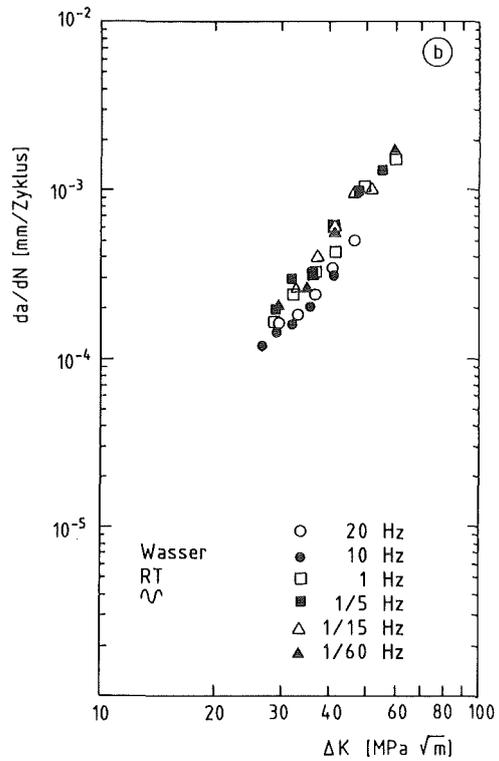
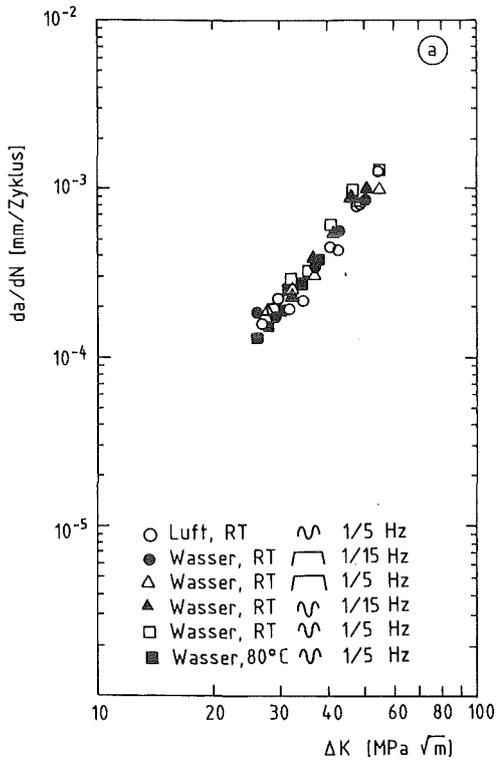


Abb. 5a): Einfluß des Umgebungsmediums, der Belastungsform und der Temperatur auf die mechanische Rißwachstumsrate des austenitischen Stahls
 b): Einfluß der Frequenz auf die mechanische Rißwachstumsrate des austenitischen Stahls

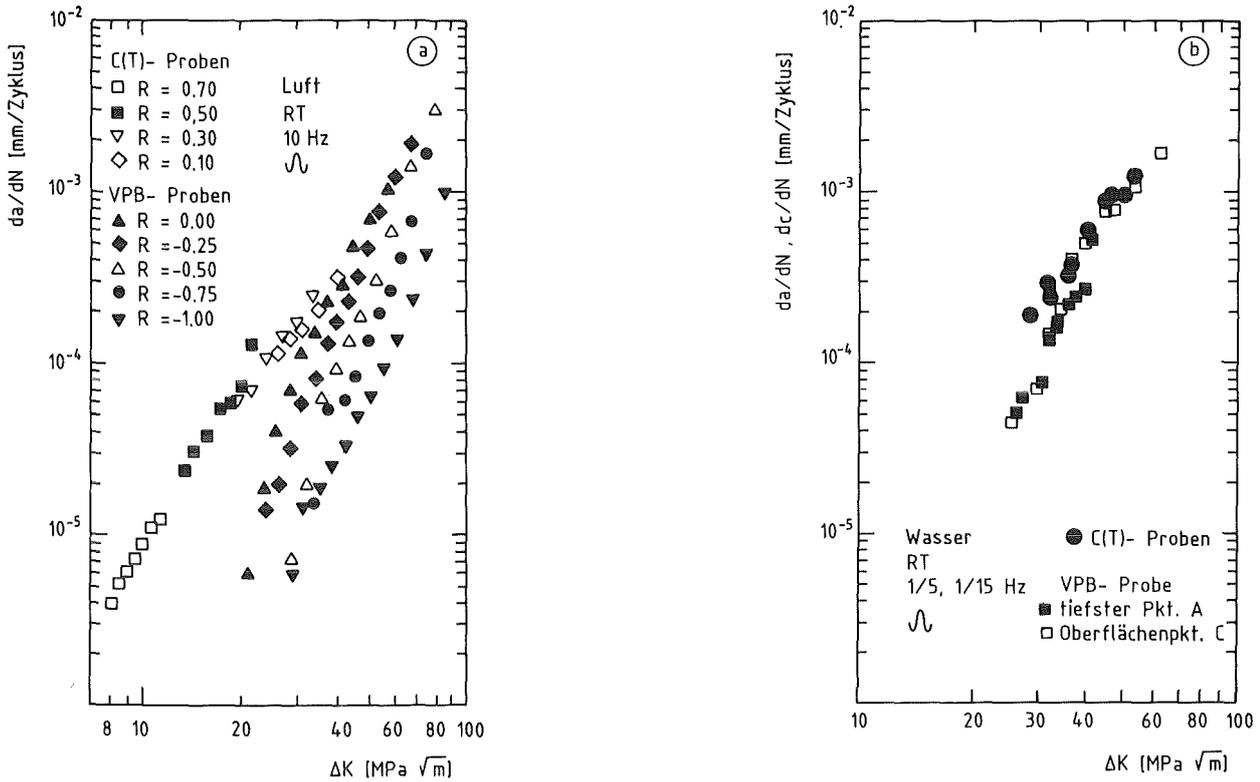


Abb. 6a): Einfluß des Spannungsverhältnisses auf die mechanische Rißwachstumsrate des austenitischen Stahls
 b): Vergleich mech. Rißwachstumsraten des austenitischen Stahls an Kompaktproben und Vierpunktbiegeproben mit halb elliptischen Oberflächenrissen

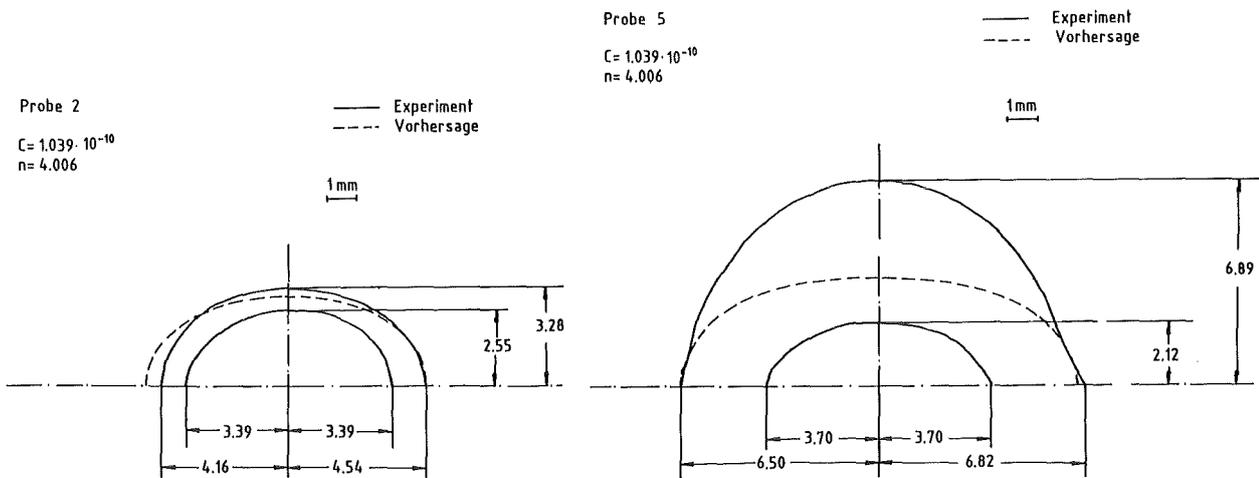


Abb. 7: Vergleich der Vorhersage des thermozyklischen Rißwachstums mit dem experimentellen Befund

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

12.07.06/02A Investigation of transient interfacial exchange processes
PRS 0D5N in 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

In the second half-year 1988, the new NOVA test facility for experimental investigation of upward and downward directed air/water bubbly flows in pipes has been put into operation. Experimental work has been concentrated on the steady state behavior of the NOVA test facility during long operational periods as well as on measurements of radial single-phase flow profiles at different axial positions in order to examine the symmetry properties. Moreover, first successful computertomographic measurements of spacial void distributions could be performed.

An essential part of work in 1988 was dedicated to the problem of calibration of dual-sensor hot-film probes for multidimensional turbulence measurements. Different methods of data analyses for calculation of Reynolds stresses on the base of sensor characteristics have been investigated.

Theoretical efforts on modelling bubbly two-phase flows were directed towards numerical simulation of the flow paths of single bubbles in a turbulent fluid by means of a Lagrangian Particle Transport Program. This approach is suitable for studying the interaction between the particulate and the continuous phases.

Plans for future work

In 1989, the main test series will be started. Multidimensional turbulence measurements will be performed on upward- and downward-directed bubbly flows with average volumetric gas fractions up to 10 p.c. and superficial water velocity up to 1.80 m/s.

Theoretical work, as described above, will be continued. Additional attention will be directed to the deduction of interfacial forces from experimental data.

- 12.07.06 Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in
Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)
- 12.07.06/02A Untersuchung der Phasentransport- und -verteilungs-
PRS 0D5N mechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten
Kanälen
(G. Class, F. Eberle, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp, G. Lang,
W. Sengpiel; IRE)

1. Einleitung

Schwerpunkt der Arbeiten innerhalb des NOVA-Vorhabens ist die experimentelle Untersuchung der strömungsmechanischen Eigenschaften von Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen. Sie sind ein Beitrag zur Klärung der physikalischen Ursachen der Ausbildung charakteristischer Phasenverteilungen (Strömungsformen) in stationären Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen. Die zuverlässige Beschreibung der räumlichen Phasenverteilungen in Zweiphasenströmungen durch analytische Modelle ist bis heute ein fundamentales Problem in vielen technischen Anwendungsbereichen wie der Energietechnik und Reaktorsicherheitsforschung oder der chemischen Verfahrenstechnik. Die Lösung dieses Problems setzt die Kenntnis der Massen-, Energie- und Impulsaustauschvorgänge an den Phasengrenzen voraus. Innerhalb des NOVA-Vorhabens geht es allein um die Mechanismen des Impulsaustausches an den Phasengrenzen und deren Einflüsse auf Blasen-transport und resultierende räumliche Blasenverteilungen in Blasenströmungen durch senkrechte rohrförmige Kanäle. Es handelt sich dabei um isotherme Luft-Wasser-Blasenströmungen mit volumetrischen Gasgehalten bis zu 20 %. Es werden folgende lokale Eigenschaften von Blasenströmungen gemessen:

- zeitlich gemittelte Wassergeschwindigkeiten,
- turbulente Schwankungsgrößen (Komponenten des Tensors der Reynoldsspannungen)
- relative Gasgehalte
- Blasengeschwindigkeiten und Blasengrößen.

Die gemessenen Größen stellen eine umfangreiche Datenbasis dar, mittels der über geeignete Datenanalysen auf die Wechselwirkungskräfte an den Phasengrenzflächen geschlossen werden kann [1].

2. Stand der experimentellen und theoretischen Arbeiten

In [2] ist über die Konzeption der erweiterten NOVA-Versuchsanlage berichtet worden, an der Experimente an aufwärts- und abwärtsgerichteten Blasenströmungen in Rohrleitungen von 5500 mm Länge und 70 mm Innendurchmesser durchgeführt werden, und in die eine computertomographische Meßeinrichtung als Ergänzung zu den Meßverfahren mit in die Strömung einzuführenden Sensoren integriert ist. Die Inbetriebnahme dieser Versuchsanlage konnte erst im 2. Halbjahr 1988 erfolgen, so daß mit dem routinemäßigen Versuchsbetrieb im Berichtszeitraum noch nicht begonnen wurde. Die Arbeiten am NOVA-Versuchsstand konzentrierten sich seit der Inbetriebnahme auf die Untersuchung des Betriebsverhaltens der Gesamtanlage im Dauerbetrieb und auf Messungen einphasiger Strömungsprofile entlang der Aufwärts- und Abwärtsstrecke, um die geforderten Symmetrieeigenschaften der Strömung in radialer und azimuthaler Richtung zu überprüfen. Daneben sind mit der fertiggestellten computertomographischen Meßanordnung erste erfolgreiche Messungen der räumlichen Gasverteilungen in aufwärts- und abwärtsgerichteten Blasenströmungen durchgeführt worden [3].

Abb. 1 zeigt eine Ansicht der Aufwärtsstrecke der NOVA-Versuchsanlage. In Abb. 2 sind Profile der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeiten und der zugehörigen axialen turbulenten Intensitäten dargestellt, gemessen in der Aufwärtsstrecke in einphasiger Wasserströmung bei querschnittsgemittelten Wassergeschwindigkeiten von 1,08 m/s. Die sich entwickelnden Strömungsprofile an den axialen Positionen 0 D (unterste Meßebene) und 10 D ($D = 70$ mm) sowie die ausgebildeten Profile bei 70 D machen die radialsymmetrischen Eigenschaften der Strömung deutlich. Entsprechende Strömungsprofile, die auf um 90° versetzten Durchmessern gemessen wurden, zeigen, daß in beiden Teststrecken auch umfangssymmetrische Strömungsverhältnisse vorliegen.

Die Abb. 3a-d zeigen Ergebnisse computertomographischer Messungen der Luftverteilung über der durchströmten Rohrfläche bei 40 D in der Aufwärtsstrecke. Die Messungen wurden bei einem volumetrischen Gasgehalt von 10 % durchgeführt. Die Abbildungen sollen hier den erreichten Stand der Verfahren

von Messung und Bildrekonstruktion wiedergeben, bezüglich der Einzelheiten sei auf [3] verwiesen. Nach den uns bisher vorliegenden Erfahrungen aufgrund eigener Messungen [2] und den Meßergebnissen anderer [4] ist das gemessene Luftverteilungsprofil mit dem ausgeprägten Peak an der Rohrwand charakteristisch für die Verhältnisse bei aufwärtsgerichteten Blasenströmungen und volumetrischen Gasgehalten $< 20 \%$.

Ein wesentlicher Teil der Arbeiten im Berichtszeitraum war dem Problem der Kalibrierung von Heißfilmsonden für die Geschwindigkeits- und Turbulenzmessungen in der flüssigen Phase von Blasenströmungen und der geeigneten funktionalen Darstellung der Kalibrierdaten für die Datenanalyse in den Meßprogrammen gewidmet. Dazu wurden Kalibrier- und Auswertalgorithmen für den Rechner IBM PC-XT erstellt. Das Verfahren der Geschwindigkeitsmessungen am Kalibrierstand wurde weiterentwickelt und ganz auf den Einsatz einer LDA-Sonde in Vorwärtsstreubetrieb umgestellt.

In Abb. 4a ist ein gemessenes Kennlinienfeld einer Splitfilmsonde für mehrdimensionale Turbulenzmessungen dargestellt. Eine Splitfilmsonde mit ihren beiden halbschalenförmigen Sensoren (S1 und S2 in Abb. 4a) ist geeignet, in einem turbulenten Strömungsfeld den momentanen zweidimensionalen Geschwindigkeitsvektor

$$\mathbf{v} = [v \cos \phi, v \sin \phi] = [u_1, u_2] = [\bar{u}_1 + u_1', \bar{u}_2 + u_2']$$

zu erfassen; \bar{u}_1, \bar{u}_2 sind zeitlich gemittelte Strömungsgeschwindigkeiten in Hauptströmungsrichtung und senkrecht dazu (radial oder azimutal, abhängig von der Ausrichtung der Sensoren im Strömungsfeld), u_1' und u_2' sind die entsprechenden turbulenten Schwankungsgrößen. Für die Analyse der gemessenen Daten (die Transformation von Anemometerspannungen in mittlere Geschwindigkeiten und turbulente Schwankungsgrößen) ist es erforderlich, das in Abb. 4a dargestellte Kennlinienfeld in eine geeignete Form zu bringen, z.B. durch analytische Ansätze zu erfassen. Dann können im Gegensatz zu tabellarischen Darstellungen im allgemeinen in den Datenanalyseprogrammen Speicherplatz und Rechenzeit gespart werden, und bei der Kalibrierung selbst reicht das Ausmessen eines relativ grobmaschigen Kennlinienfeldes. Franz [5] konnte zeigen, daß die zwei zu bestimmenden Größen $v = |\mathbf{v}|$ und ϕ prinzipiell durch analytische Ansätze der Form

$$E_1^2 + E_2^2 = a_1 + a_2 V^n \quad (1)$$

und

$$E_1^2 - E_2^2 = b_1 g_1(\phi) + b_2 g_2(\phi) V^m \quad (2)$$

$$(g_i = \sum c_i \sin^i \phi, \text{ z.B.})$$

erfaßt und damit aus gemessenen momentanen Spannungswerten (E_1, E_2) berechenbar sind. Solche Approximationen sind mittels Regressionsanalysen sehr detailliert untersucht worden. Es hat sich dabei jedoch gezeigt, daß Approximationsfehler $> 5\%$ auftreten können, so daß globale funktionale Ansätze zur Beschreibung der Sensorcharakteristiken von Splitfilmsonden stark fehlerbehaftet sein können. Das liegt daran, daß aufgrund von Fertigungstoleranzen die beiden Sensoren deutlich unterschiedliche Empfindlichkeiten aufweisen können und daß die Physik der konvektiven Wärmeabfuhr bei der Umströmung der beiden halbschalenförmigen Sensoren durch relativ einfache, an das bekannte King'sche Gesetz angepaßte Ansätze nicht genau genug erfaßt werden kann. Deshalb ist hier auf ein tabellarisches Interpolationsverfahren zurückgegriffen worden, das sich an ein in [6] beschriebenes Vorgehen anlehnt. Ausgegangen wird von einem durch Variablentransformation $E_i \rightarrow E_i^4$ gewonnenes Kennlinienfeld, wie es in Abb. 4b dargestellt ist. Jedem Punkt in der (E_1^4, E_2^4)-Ebene sind für ein momentanes Wertepaar (E_1, E_2) eine Anströmgeschwindigkeit und ein Anströmwinkel und damit momentane Werte (U_1, U_2) des Vektors v zuzuordnen. Bei der Interpolation ist darauf zu achten, daß diese entlang Linien konstanter Geschwindigkeit und konstanten Winkels erfolgt. Dazu wird dem vorliegenden groben, nichtorthogonalen Netz (Abb. 4b) ein sehr feines, aus orthogonalen Linien konstanter Spannungen bestehendes Netz untergelegt. Jedem Gitterpunkt in diesem orthogonalen Netz ist dabei eine Anströmgeschwindigkeit und ein Anströmwinkel zugeordnet. Innerhalb dieses Netzes wird linear interpoliert. Auf diese Weise werden hohe Genauigkeiten bei der Berechnung der Geschwindigkeitskomponenten erzielt mit Fehlern $< 1\%$.

Dieses Verfahren wurde in ein entsprechendes Meß- und Datenanalyseprogramm integriert, mit dem die Komponenten des Vektors der zeitlich gemittelte Geschwindigkeit sowie die turbulenten Schwankungsgrößen $\overline{u_1'^2}, \overline{u_2'^2}, \overline{u_3'^2}, \overline{u_1' u_2'}, \overline{u_1' u_3'}$ der flüssigen Phase einer Blasenströmung nach Herausfilterung des Anteils der Blasen an den Sensorsignalen bestimmt werden.

Die theoretischen Arbeiten zur Strömungsmechanik von Blasenströmungen befassen sich mit geeigneten Verfahren und Modellen zur Berechnung von Blasenströmungen. Mit dem LSD-Programm von Milojewic [7] wurden Simu-

lationsrechnungen durchgeführt, um den Einfluß der Turbulenzstruktur der flüssigen Phase auf die Bahnen einzelner Blasen in einer Kanalströmung zu studieren. Dazu wurde zunächst ein einfacher Testfall ausgewählt, bei dem in einer einphasigen Strömung über einen Rohrquerschnitt gleichverteilt Blasen zugegeben wurden. Die zeitlich gemittelte Geschwindigkeit des Fluids wurde als konstant über den Querschnitt angenommen, die turbulenten Schwankungen als homogen und isotrop mit einer Intensität von 10 % des Geschwindigkeitsmittelwertes. Als Zwischenphasenkräfte waren nur Auftrieb und Zwischenphasenreibung angenommen. Die radiale Blasenhäufigkeitsverteilung sollte sich im statistischen Mittel entlang des Kanals nicht ändern. In Abb. 5 ist das Ergebnis einer Simulation mit 4000 Blasen dargestellt. Es wird deutlich, daß die erwartete Gleichverteilung zufriedenstellend erreicht wird. Im nächsten Schritt wird eine ausgebildete turbulente Strömung untersucht. Eine Rückwirkung der Blasen auf das Fluid in Form von Turbulenzverstärkung oder -dämpfung ist z.Z. noch nicht in das Simulationsmodell eingeführt.

3. Ausblick

Die experimentellen Arbeiten werden fortgesetzt mit der Durchführung ein- und mehrdimensionaler Turbulenzmessungen sowie der Messung der räumlichen Phasenverteilungen in aufwärts- und abwärtsgerichteten Blasenströmungen entsprechend der in [1] beschriebenen Versuchsmatrix.

Die theoretischen Arbeiten konzentrieren sich auf die Verbesserung und Erweiterung der im LSD-Programm enthaltenen Wechselwirkungsmodelle und die Simulation des Einzelblasenverhaltens mit dem LSD-Programm. Zusätzlich werden im Zuge der Blasenströmungsexperimente Datenanalysen gemacht werden mit dem Ziel der Ableitung von Wechselwirkungskräften an den Phasengrenzflächen.

4. Literaturverzeichnis

- [1] W. Sengpiel, R. Meyder, On experimental investigation of local void distribution and turbulence structure of bubbly two-phase flow in vertical channels, Proc. 4th Workshop on Two-Phase Flow Predictions, Erlangen, Oct. 21 - 23, 1987, Jül-Spez-447, KFA Jülich 1988
- [2] G. Class et al., Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm), in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1987, KfK 4450, 1988, S. 168 - 180

- [3] G. Class, Unveröffentlichter Bericht, Nov. 1988
- [4] S.K. Wang, Three-dimensional turbulence structure measurements in air/water two-phase flow, PhD Thesis, Rensselaer Polytechnic Institute, Troy N.Y., 1985
- [5] K. Franz, Untersuchungen zur Turbulenzstruktur in Blasensäulen mittels einer neu entwickelten richtungsspezifischen Heißfilm-Anemometertechnik, Dissertation Universität Dortmund, 1983
- [6] W. Rieß, D. Traulsen, Meßwerteerfassung und -verarbeitung bei Konstant-Temperatur-Anemometern in der Strömungsmeßtechnik, Technisches Messen tm, 55 (6), 1988, S. 234 - 237
- [7] D. Milojewic, Dvodimenziono Turbulentno Strujanje Mesavine Fluida i Cestica, Dissertation Belgrad-Vinca, 1986

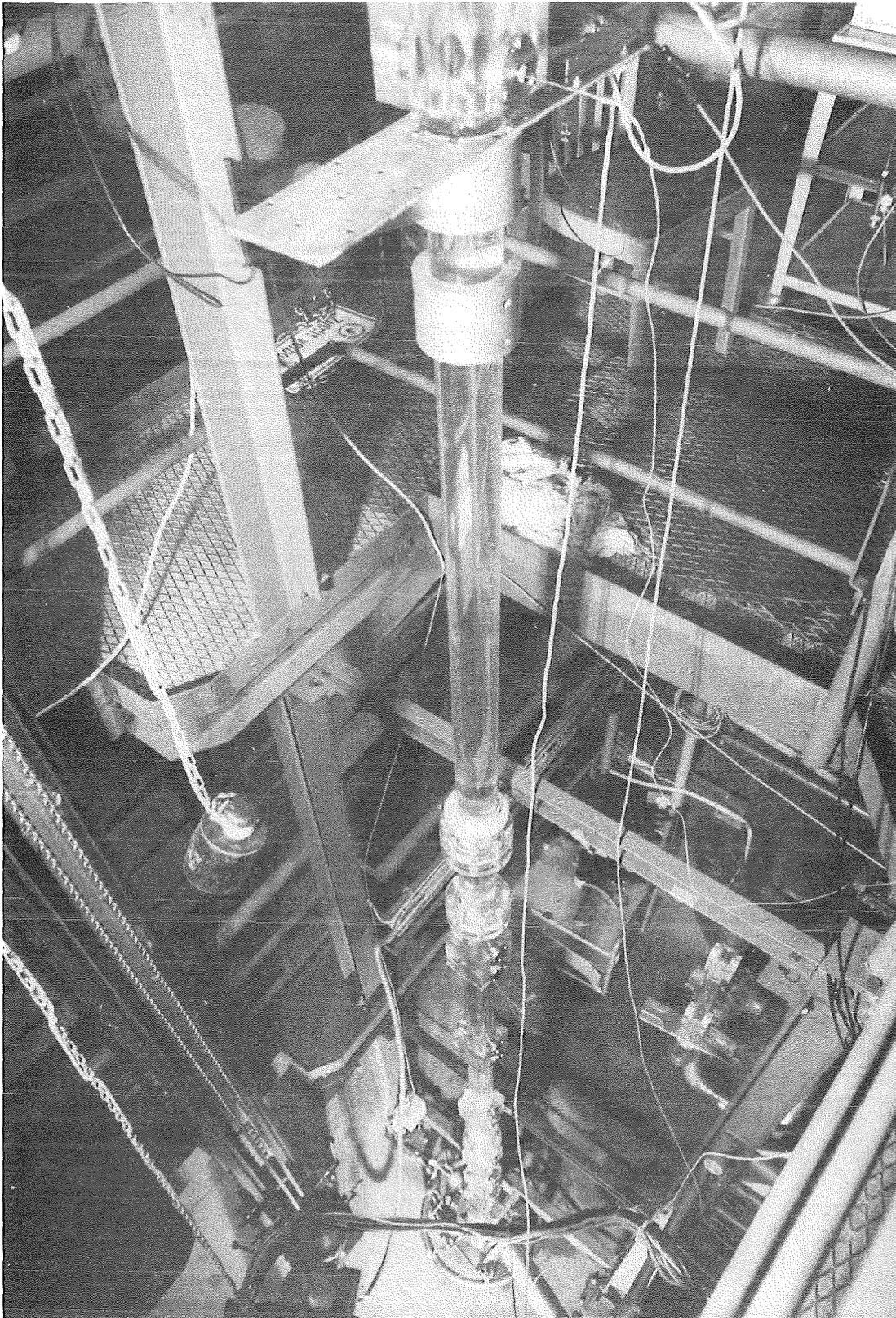


Abb. 1: Ansicht der Aufwärtsstrecke der NOVA-Versuchsanlage

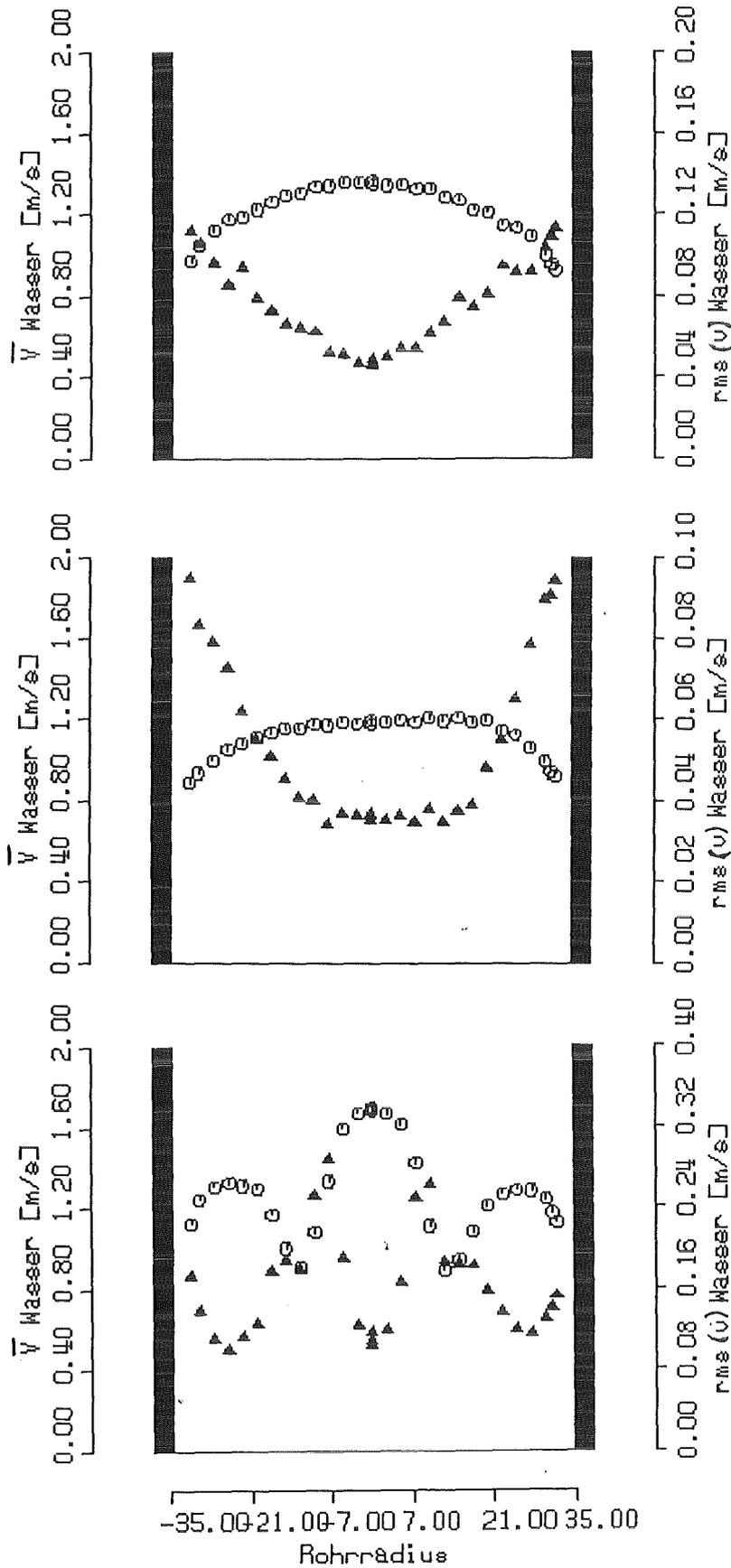
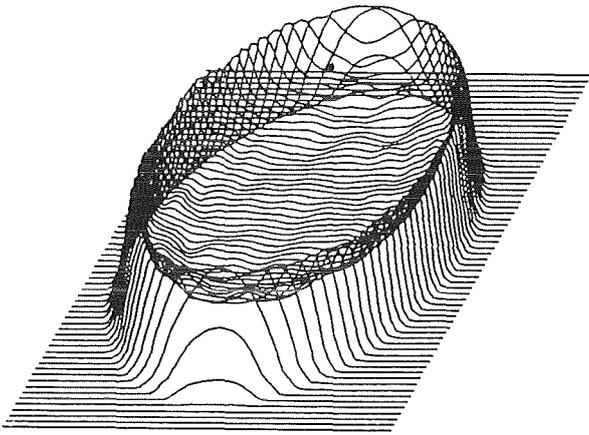
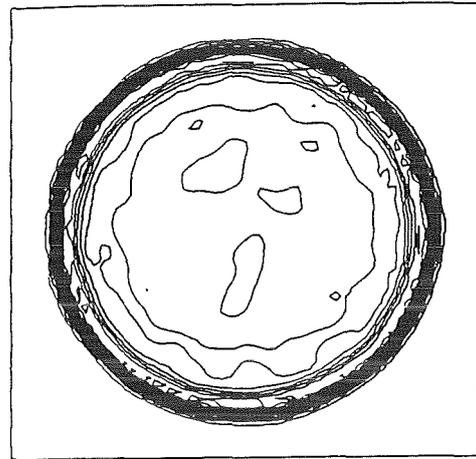


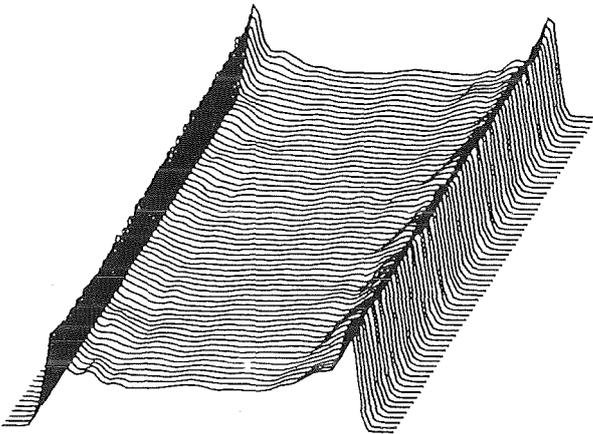
Abb. 2: Radiale Profile der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeiten \bar{v} (○) und axialen turbulenten Schwankungen $rms(v)$ (▲) einer aufwärtsgerichteten einphasigen Strömung in der NOVA-Versuchsanlage bei $z = 0 D$, $10 D$ und $70 D$ (von unten nach oben). Die Profile bei $0 D$ geben den Einfluß eines wabenförmigen Strömungsgleichrichters wieder.



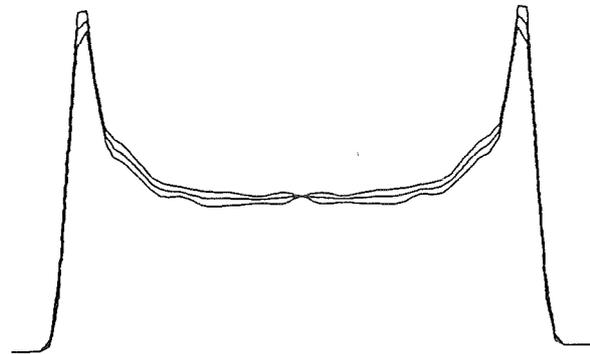
(a)



(b)



(c)



(d)

Abb. 3: Ergebnisse computertomographischer Messungen an einer aufwärtsgerichteten Blasenströmung bei $z = 40 D$, vol. Gasgehalt 10 %: Bild der Luftverteilung über der durchströmten Rohrfläche (a), Höhenlinienplot (b), Staffelplot der Luftverteilungsprofile von 63 verschiedenen Durchmessern (c), gemittelttes Luftverteilungsprofil mit $\pm 1\sigma$ -Grenzen (d)

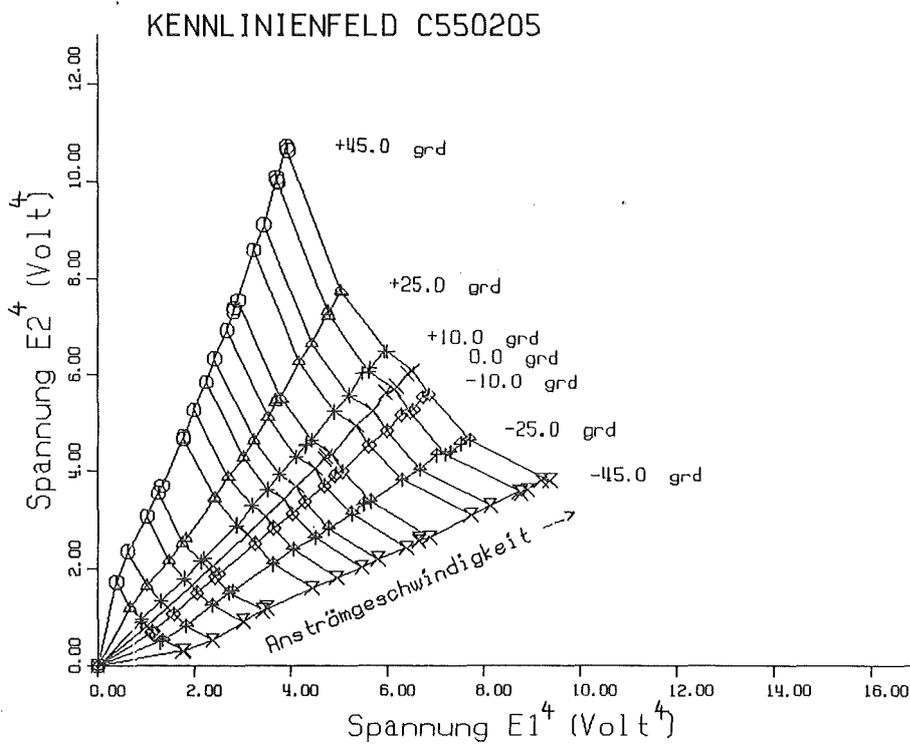
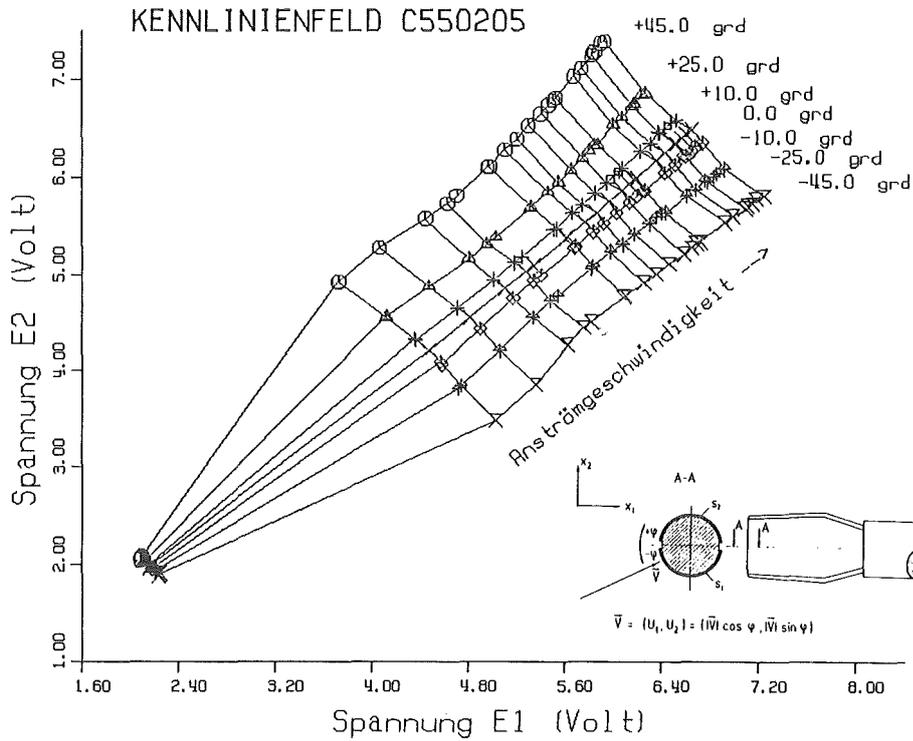


Abb. 4: Kennlinienfeld einer Splitfilmsonde mit den Parametern Anströmgeschwindigkeit und Anströmwinkel (a); transformiertes und normiertes Kennlinienfeld für die tabellarische Interpolation im Rahmen der Meßdatenanalyse (b)

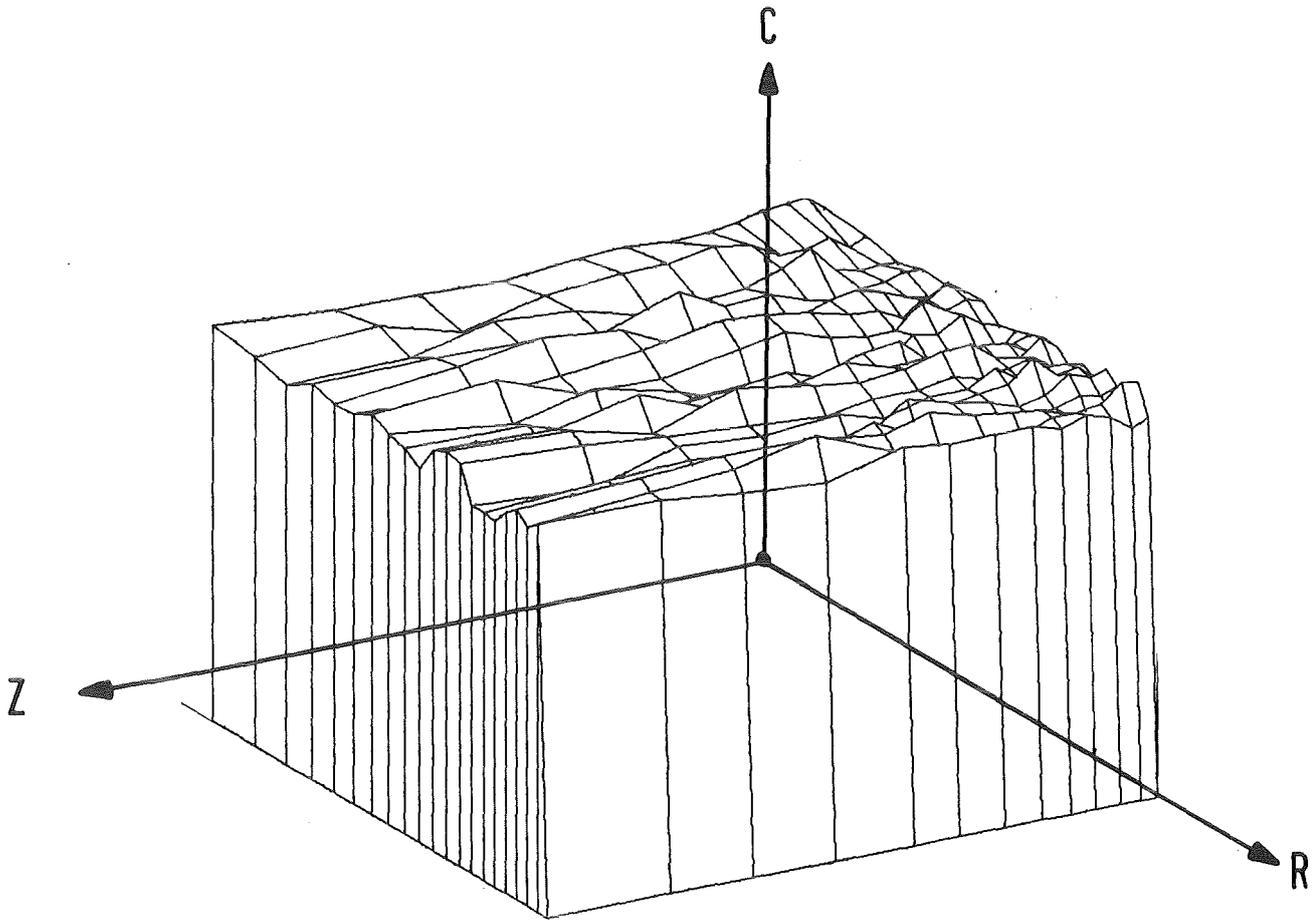


Abb. 5: Blasenhäufigkeitsverteilung $C(Z,R)$ als Ergebnis einer numerischen Simulation der Bewegung von 4000 Blasen in einem turbulenten Fluid mit dem LSD-Programm; Z = Hauptströmungsrichtung, R = radiale Richtung.

12.07.07 Schwebstoffilterung und Lüftungsanlagen

12.07.07/01A Investigations on the occurrence and the retention of
PRS 0D5P penetrating iodine species in the exhaust air of NPP's
 (W. Leskopf, U. Reichert, K. Bleier, E. Decker; LAF II)

To obtain reliable data on the occurrence and retention of penetrating iodine species, two experimental paths have been followed:

Irradiation experiments involving gaseous iodine and different alkanes at very low concentrations showed the formation of organic iodine compounds. In these experiments, the first four alkanes (methane, ethane, propane and n-butane) were irradiated under different conditions (parameters to be varied were the concentrations of the alkane as well as of the iodine, and the dose of radiation). The reaction mixtures were analysed qualitatively and quantitatively by GC, using an ECD-detector for the quantitative analyses.

In another series of experiments, the formation of penetrating iodine species by reaction of radioiodine retained on activated carbon with airborne organic substances was studied. By passing small concentrations of ethanol vapors through a bed of activated carbon containing radioiodine, a loss of 0.1 - 0.5 % of the activity in this bed was observed within two hours. This was due to the formation of volatile ethyl iodide, which could be retained and identified on separate beds of activated carbon.

12.07.07/01A Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von
PRS 0D5P penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von
 Kernkraftwerken
 (W. Leskopf, U. Reichert, K. Bleier, E. Decker; LAF II)

1. Allgemeines

Im Rahmen des Vorhabens "Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von Kernkraftwerken" sollen über Bestrahlungsexperimente Möglichkeiten der Entstehung dieser bei Störfällen nachgewiesenen Substanzen erforscht werden. Dieses Vorgehen gründet in der Annahme, daß die gesuchten Verbindungen bei der Einwirkung von Strahlung auf Mischungen organischer Bestandteile mit Iod gebildet werden, wobei das Iod die Primärprodukte abfängt und Alkyljodide, sowie andere organische Iodderivate bildet.

Bei penetrierenden Iodverbindungen handelt es sich, wie die Abscheideprofile erkennen lassen, um mehrere organische Verbindungen des Radioiods mit relativ ungünstigem und unterschiedlichem Abscheideverhalten. Um Erkenntnisse zur chemischen Konstitution, Herkunft und ggf. zur Unterdrückung der Bildung dieser organischen Substanzen zu gewinnen, haben sich direkte Untersuchungen in der Raum- und Abluft von Kernkraftwerken als nicht praktikabel erwiesen, da die Konzentration der interessierenden Verbindungen während des Normalbetriebs eines Kernkraftwerkes zu niedrig ist. Beispielsweise wurden in der Abluft des KKP1 an I-131 $10E-14$ Curie/m³, die einer Konzentration von etwa einem halben Molekül pro Liter entsprechen, gemessen. Erfolgversprechend erscheint deshalb nur die Untersuchung der Entstehung von organischen Iodverbindungen durch strahlenchemische Methoden und die Prüfung ihrer Abscheideeigenschaften.

2. Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurden eine Reihe Experimente durchgeführt und teilweise ausgewertet. Es wurden gezielt Organoiodverbindungen mit strahlenchemischen Methoden erzeugt und durch Gaschromatographie analysiert. Methan, Ethan, Propan oder Butan und synthetische Luft wurden in unterschiedlichen Konzentrationen zusammen mit $6,85E-09$ bis $3,43E-06$ mol/ml elementarem Iod in der Bestrahlungskammer einer ⁶⁰Co-Gamma-Quelle Dosen von $4,45E + 04$ bis

1,12E + 07 rad ausgesetzt. Mittels eines ECD-Detektors ließen sich die bei der Radiolyse gebildeten niedrigsiedenden Alkyljodide Methyljodid, Ethyljodid, Iodpropan sowie 1-Iodbutan nachweisen und quantitativ analysieren.

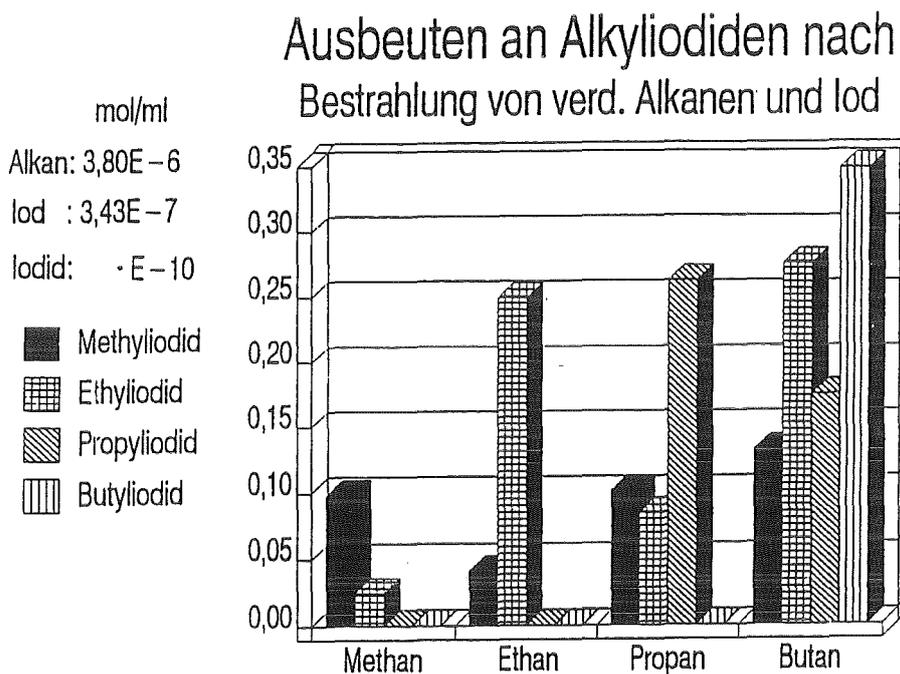
2.1 Radiolysen mit verschiedenen gasförmigen Kohlenwasserstoffen

Die ersten vier Kohlenwasserstoffhomologe (3,80E-06 mol/ml) und Iod (3,43E-07 mol/ml) wurden in synthetischer Luft mit einer Dosis Gammaquanten von 1,4 Mrad bestrahlt. Das dadurch veränderte Gas ließ sich gaschromatographisch gut auftrennen und analysieren. Dabei wurden die folgenden Resultate erzielt (Abb. 1).

Tabelle I

Alkyljodid (mol/ml)	Methyljodid	Ethyljodid	Propyljodid	Butyljodid
Methan	9,82E-12	2,40E-12	>2,76E-14	>2,51E-14
Ethan	4,09E-12	2,49E-11	>2,76E-14	>2,51E-14
Propan	1,01E-11	8,43E-12	2,62E-11	>2,51E-14
Butan	1,32E-11	2,75E-11	1,74E-11	3,48E-11

Abb. 1



Jeder Kohlenwasserstoff zeigt ein für ihn charakteristisches Ausbeuteprofil an Alkyljodiden. Die Verbindung mit der gleichen Anzahl an Kohlenstoffatomen wie der Eduktkohlenwasserstoff wird als Hauptprodukt unter den Alkyljodiden gebildet. Die molare Gesamtmenge an Alkyljodiden ist unter den untersuchten Substanzen bei Butan am größten, dem Kohlenwasserstoff mit dem größten Molekulargewicht.

2.2 Versuche unter Variation der Iodkonzentration mit Butan als Beimengung

Stellvertretend für die anderen hier interessierenden Kohlenwasserstoffe wurden jeweils $3,80E-06$ mol/ml Butan, als Beimengung in synthetischer Luft, nach Zugabe von $6,85E-09$ bis $3,43E-06$ mol/ml elementarem Iod einer Dosis Gammastrahlung von 1,4 Mrad ausgesetzt. Die Ergebnisse dieser Versuche sind aus Tab. II zu entnehmen.

Tabelle II

Menge an Iod (mol/ml):	6,85E-09	7,68E-09	3,43E-08	1,70E-06	1,70E-06	3,43E-06
mol Konz.-Verh. Kohlenwasserstoff/I ₂ :	555	495	111	22,2	2,24	1,11
Methyljodid	8,33E-13	1,20E-12	1,20E-11	1,23E-11	1,51E-11	1,23E-11
Ethyljodid	5,41E-12	5,80E-12	2,82E-11	3,16E-11	2,85E-11	2,40E-11
Propyljodid	8,77E-12	1,07E-11	1,87E-11	1,90E-11	1,84E-11	1,63E-11
Butyljodid	4,43E-12	4,90E-12	3,31E-11	3,78E-11	3,57E-11	3,34E-11

Die Alkyljodidausbeuten streben konstanten Werten zu, die auch weit oberhalb einer Iodkonzentration von $3,43E-08$ mol/ml nicht mehr deutlich größer werden.

2.3 Variation der Konzentration an organischem Gas

Als nächster Parameter wurden die Kohlenwasserstoffanteile der Gasgemische 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 resultieren die in Tabelle III zusammengestellten Alkyljodidausbeuten.

Tabelle III

Methan-Konzentration. (mol/ml)	3,62E-07	1,09E-06	3,62E-06	1,81E-05
Methyliodid	7,51E-12	8,29E-12	9,82E-12	1,61E-11
Ethyliodid	1,85E-12	2,25E-12	2,40E-12	6,79E-12
Butan-Konzentration (mol/ml)	3,80E-07	1,14E-06	3,80E-06	1,90E-05
Methyliodid	6,82E-12	8,84E-12	1,32E-11	2,53E-11
Ethyliodid	2,28E-11	2,36E-11	2,75E-11	5,17E-11
Propyliodid	5,62E-12	9,75E-12	1,74E-11	4,42E-11
Butyliodid	1,54E-12	2,24E-11	3,48E-11	6,29E-11

2.4 Variation der Bestrahlungsdosis

Weiterhin wurden mehrere Kohlenwasserstoffe unter sonst konstant gehaltenen Reaktionsbedingungen verschiedenen Dosen an Gamma-Strahlung ausgesetzt. 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 radiolysiert. Dies führte zur Bildung von Alkyliodiden, deren Konzentrationen in Tabelle IV angegeben sind.

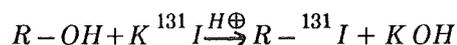
Tabelle IV

Bestrahlungsdosis in rad	4,45E + 04	1,42E + 06	5,57E + 06	7,57E + 06	1,17E + 07
Ethan					
Methyliodid	9,60E-13	4,09E-12	9,87E-12	1,55E-11	1,79E-11
Ethyliodid	5,02E-12	2,51E-11	3,45E-11	4,43E-11	5,71E-11
Butan					
Methyliodid	1,43E-12	1,32E-11	1,91E-11	2,39E-11	2,75E-11
Ethyliodid	3,41E-12	2,75E-11	4,37E-11	5,24E-11	6,06E-11
Propyliodid	6,12E-12	1,74E-11	2,01E-11	2,09E-11	2,23E-11
Butyliodid	1,58E-12	3,48E-11	5,78E-11	8,54E-11	1,14E-10

2.5 Untersuchungen zur Bildung von penetrierenden Iodverbindungen am Iod Sorbens

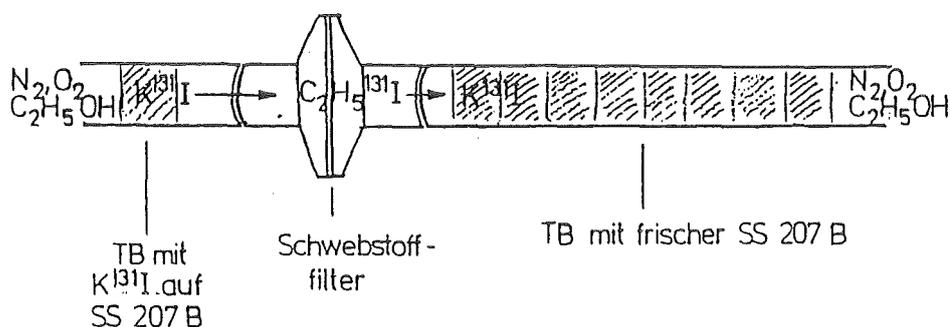
Diese Untersuchungen zielten darauf ab, Möglichkeiten der Bildung flüchtiger organischer Iodverbindungen (CH_3I , $\text{C}_2\text{H}_5\text{I}$, CH_3I_3) durch Einwirkung von luftgetragenen organischen Verbindungen auf bereits abgeschiedenes Radioiod zu untersuchen. Versuche dieser Art schienen nach den Ergebnissen der im Vorjahr durchgeführten Abscheideversuche mit synthetisierten Alkyljodiden am erfolgversprechendsten.

Als organische Verbindungen kommen hier vor allem einfache Alkohole wie CH_3OH oder $\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$ sowie häufig auftretende Carbonylverbindungen wie HCHO , CH_3OH oder CH_3COOH in Betracht. Da Alkohole am einfachsten handhabbar sind und die Bildung von Alkyljodiden nach



auf diese Art durchaus möglich ist, wurde zunächst die Einwirkung von Ethanol- Dampf auf abgeschiedenen Radioiod untersucht. Hierzu wurde feuchte Luft, die eine genau definierte Konzentration an $\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$ -Dampf enthielt, über die im Bild gezeigte Anordnung von Testbetten geleitet.

Abb. 2



Die benötigten Testbetten mit K^{131}I wurden vorher separat durch Einleitung von $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ (ca 0.1-0.2 mCi) auf Aktivkohle SS 207 B hergestellt und direkt verwendet (kein zusätzlicher Abrieb durch Umfüllen).

Die Versuche brachten folgende Ergebnisse (s. Tabelle V):

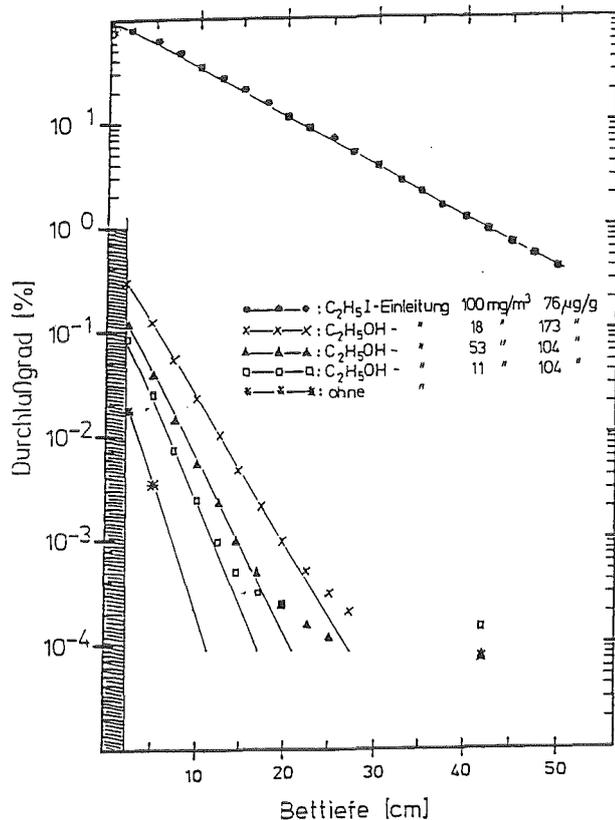
Tabelle V

Nr.	Bedingungen	Aktivität auf 1. TB [mCi]	Einleitdauer [h]	C ₂ H ₅ OH-Konzentr. [mg/m ³]	DGD 1. TB [%]	Beladung [mg/g]	Anmerkung
1	30 °C, 70 %	0.064	1.0	0.0	0.018	0	a
2	30 °C, 70 %	0.188	1.0	10.6	0.086	104	a
3	30 °C, 70 %	0.104	1.0	17.6	0.279	173	
4	30 °C, 70 %	0.166	0.2	53.2	0.114	104	
5	30 °C, 95 %	0.091	1.0	10.6	0.149	104	

Anm.: a) Wurde der Schwebstofffilter weggelassen, so stiegen die DGD-Werte auf 0.060 bzw. 0.475 %.

Der differentielle Durchlaßgrad (DGD) für das 1. Testbett gibt an, wieviel von der eingesetzten Aktivität durch Reaktion mit dem Ethanol wieder mobilisiert wurde. Man erkennt, daß die Werte - verglichen mit dem Blindversuch - um den Faktor 5 - 15 erhöht sind. Um jedoch eine bedeutende Penetration des Iods durch mehrere Testbetten zu erreichen, müßte die Versuchszeit wesentlich verlängert bzw. die Ethanol-Konzentration um Größenordnungen höher sein. Es zeigte sich außerdem, daß das weitere Abscheideverhalten deutlich unterschiedlich zu dem reinen Ethyliodids ist (s. Abb. 4). Dies ist auf die sehr geringen Ethyliodid-Konzentrationen zurückzuführen, die bei den zuletzt durchgeführten Versuchen bestenfalls 1 - 2 % von den in reinen Ethyliodid-Versuchen erreichten betragen.

Abb. 3
Durchlaßgrad
als Funktion
der Bettiefe



3. Ausblick

Nach der Strahleneinwirkung auf Gasmischungen, die Iod und als organische Beimengungen Kohlenwasserstoffe enthalten, lassen sich unter den für Abscheideversuche relevanten Reaktionsprodukten auch Methyljodid, Ethyljodid und andere niedrigsiedende organische Iodverbindungen nachweisen. (S. a. Primärbericht 12.06.05P01B). Neben Methyljodid, einer allgemein verwendeten Modellsubstanz zur Prüfung der Abscheideleistung von Sorbentien für organische Radioiodverbindungen, kann somit durch Bestrahlung auch Ethyljodid erzeugt werden, das ein deutlich ungünstigeres Abscheideverhalten im Vergleich zu Methyljodid zeigt, (s. a. Primärbericht 12.06.05P01A).

Die Bestrahlungsexperimente mit Kohlenwasserstoffen sind noch nicht abgeschlossen und sollen fortgesetzt werden. Weiterhin ist vorgesehen, andere organische Stoffe in der Gasphase im Beisein von Iod zu radiolysieren und die dadurch veränderten Gasgemische in Hinblick auf penetrierende Iodverbindungen qualitativ und quantitativ zu analysieren. Nach einer weiteren Verfeinerung und Weiterentwicklung der Probenherstellungsmethoden, der Bestrahlungsvorrichtungen und der Analysetechnik sollen auch Experimente mit Kohlenwasserstoffen in geringsten Konzentrationen durchgeführt werden.

12.07.07/02A

Deep bed metal fiber filter for containment venting

PRS 0D5Q

(H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt)

Abstract

In the last period a lot of experiments at test rigs in KfK and Siemens are done with metal fiber filters.

Also a lot of efficiency measuring is done for the licence company to measure the efficiency of produced filter elements.

The most work is done with molecular sieves for the retention of iodine and the important question of the stability and the catalytic reaction of the molecular sieves against air-steam-hydrogen atmosphere.

It could be shown, that with special miximpregnated molecular sieves no catalytic reaction can be observed in short and long term tests, done in a new hydrogen test apparatus.

12.07.07/02A
PRS 005Q

**Tiefbett-Edelstahlfaserfilter zum Druckabbau bei
schweren Reaktorunfällen**

(H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt)

Das LAF II beteiligte sich an Messungen innerhalb eines Versuchsprogrammes der Fa. Siemens zur Ermittlung weiterer Leistungsdaten der Druckentlastungsfilter. Der Schwerpunkt der Arbeiten ergab sich aus der zukünftigen Anwendung der hier entwickelten Filter an ausländischen Reaktoranlagen. Zwei Anlagen wurden bereits von finnischen Betreibern eines KKW bestellt. Die Fa. Siemens hat in Karlstein einen großen technischen Versuchsstand für weitere Untersuchungen errichtet. Die inzwischen über mehrere Monate in Betrieb und zum Teil unter extremen Bedingungen durchgeführten Versuche haben keinen Verlust der Leistung der eingebauten Filtermodule ergeben.

Im Rahmen der Unterstützung des Lizenznehmers wurden weitere Untersuchungen der Abscheideleistung an den auszuliefernden Filtermodulen durchgeführt, deren Ergebnisse den Betreibern und Genehmigungsbehörden zur Verfügung zu stellen waren. Inzwischen sind 8 Anlagen ausgeliefert und 8 in der Erstellung. Da die Freisetzung nicht nur langlebiger Spaltprodukte, sondern auch von Iod, zu weiträumigen Kontaminationen mit der Folge von Strahlenbelastung und hohen Kosten für zu verwerfende Lebensmittel führen kann (siehe Tschernobyl), soll bei der gefilterten Druckentlastung bei schweren Reaktorunfällen das Exventing-Filter auch Radioiod abscheiden.

Hierfür eignet sich insbesondere eine zusätzliche trockene Adsorptionsfilterstufe hinter dem Schwebstofffilterteil, die den Vorteil bietet, auch das ursprünglich an Partikeln gebundene und im Schwebstofffilter abgeschiedene Iod, das gasförmig wieder abdiffundieren kann, ebenfalls zurückzuhalten.

Unter den bekannten Sorptionsmaterialien kommen wegen der physikalischen Bedingungen (Temperatur, Feuchte, Strahlung, etc.) nur spezielle Molekularsiebe in der Silberform in Betracht. Daher wurden die Arbeiten zum Abscheide- und mechanischen Verhalten sowie zu katalytischen Eigenschaften wieder aufgenommen.

Um eine möglichst weitgehend passive Komponente bereitzustellen, wurde zuerst untersucht, ob auf eine Zusatzheizung zur Vermeidung von Taupunktunterschreitungen verzichtet werden kann. Hierzu wurden in technischen

Versuchen Festbett Module mit ca. 50 l Sorptionsmaterial mit realistischen Gasmischen von ca. 1 : 1 Luft zu Dampf beaufschlagt. Es zeigte sich keine Taupunktunterschreitung. Dies ist die Folge der Adsorptionswärme, die in den Molekularsieben bei der Einspeicherung von H₂O freigesetzt wird. Die Temperatur kann bei Anströmung mit Wasserdampf in wenigen Sekunden auf ca. 200 - 400 °C ansteigen.

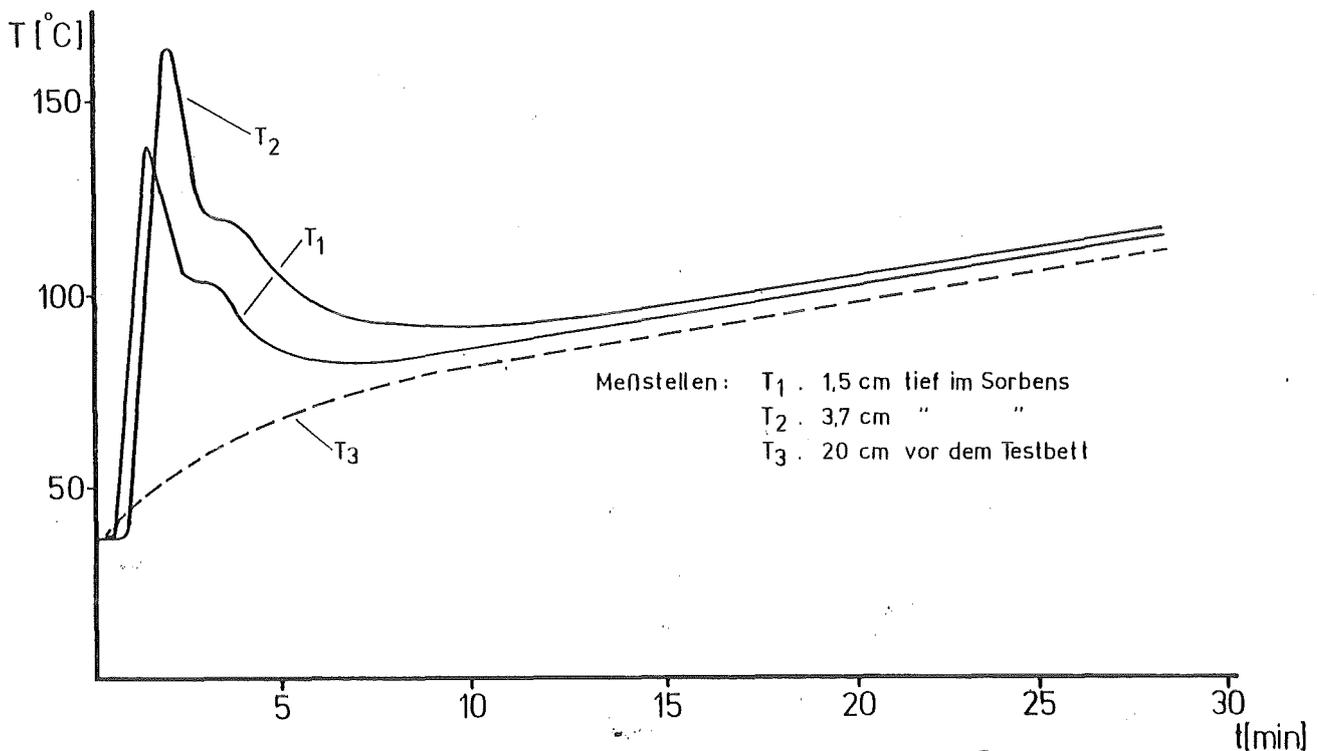


Abb. 1

Temperaturverlauf der Meßstellen



Die durch Adsorption freigesetzte Wärmemenge ist abhängig vom Anfangszustand der Molsiebe und den Temperaturverhältnissen am Filter. Zu Beginn des Filterbetriebes kann sie eine länger anhaltende Taupunktunterschreitung verhindern. Eine Zusatzheizung erübrigt sich, so daß die Filterkomponenten passiv (ohne notwendige Fremdenergie) betrieben werden können.

Als weitere Frage wurde das Vorhandensein von Wasserstoff im Abgas diskutiert. Da H_2 Anteile nicht sicher ausgeschlossen werden können, wird ein brennbares, bzw. zündfähiges Gemisch angenommen.

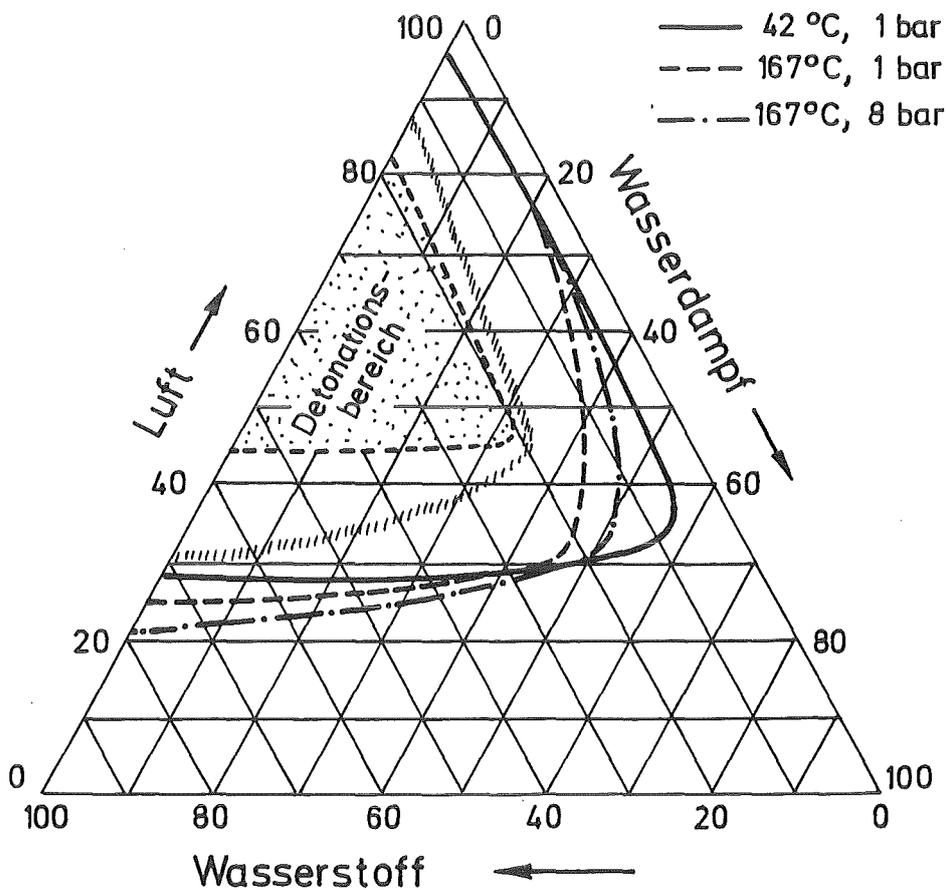


Abb. 2

Für einschlägige Untersuchungen wurde eine Laborapparatur zur Untersuchung des Verhaltens von Molsieben bei H₂-Luft-Dampfbeaufschlagung gebaut.

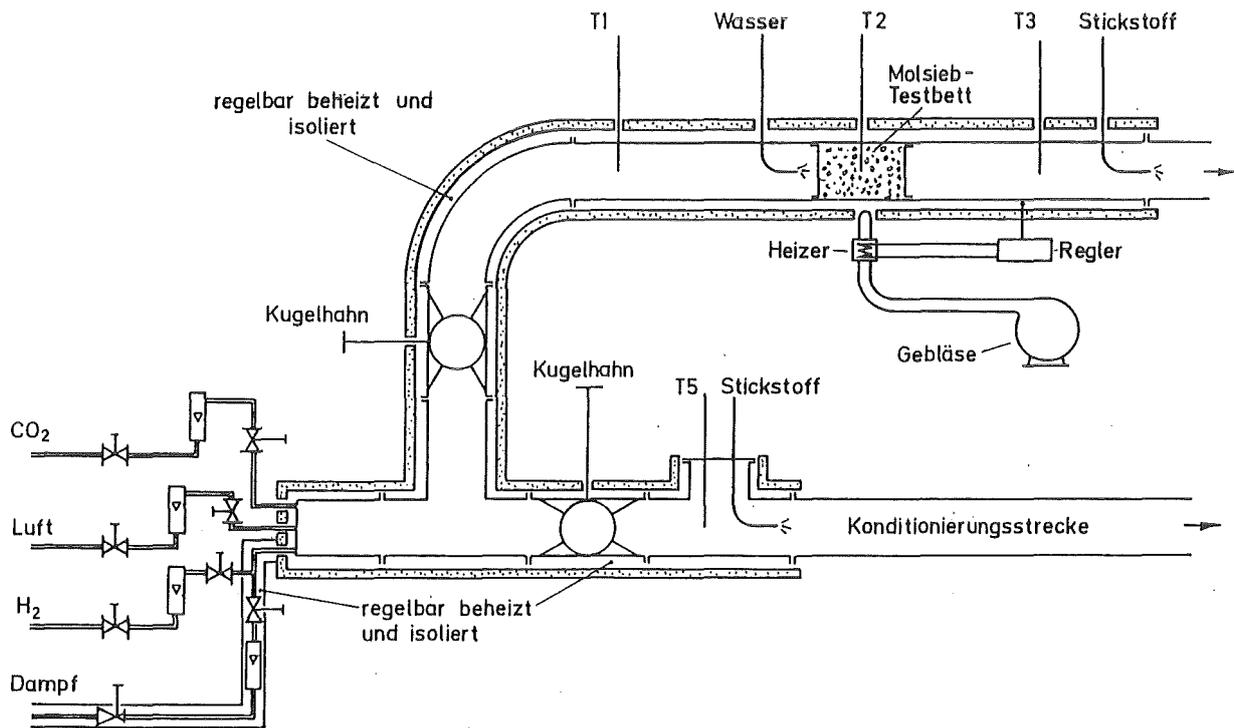


Abb. 3

Molsieb - Teststand



Es mußte eine hohe Dichtheit erreicht und auch verhindert werden, daß nach den Testbetten in der Versuchsanlage zündfähige Gemische auftreten, da diese ein Sicherheitsrisiko darstellen.

Bei den ersten Versuchen zeigte sich bei Gastemperaturen $> 160\text{ °C}$ und H₂ Gehalten von ca. 10 % eine leichte Wärmetönung von ca. 18 °C Temperaturerhöhung.

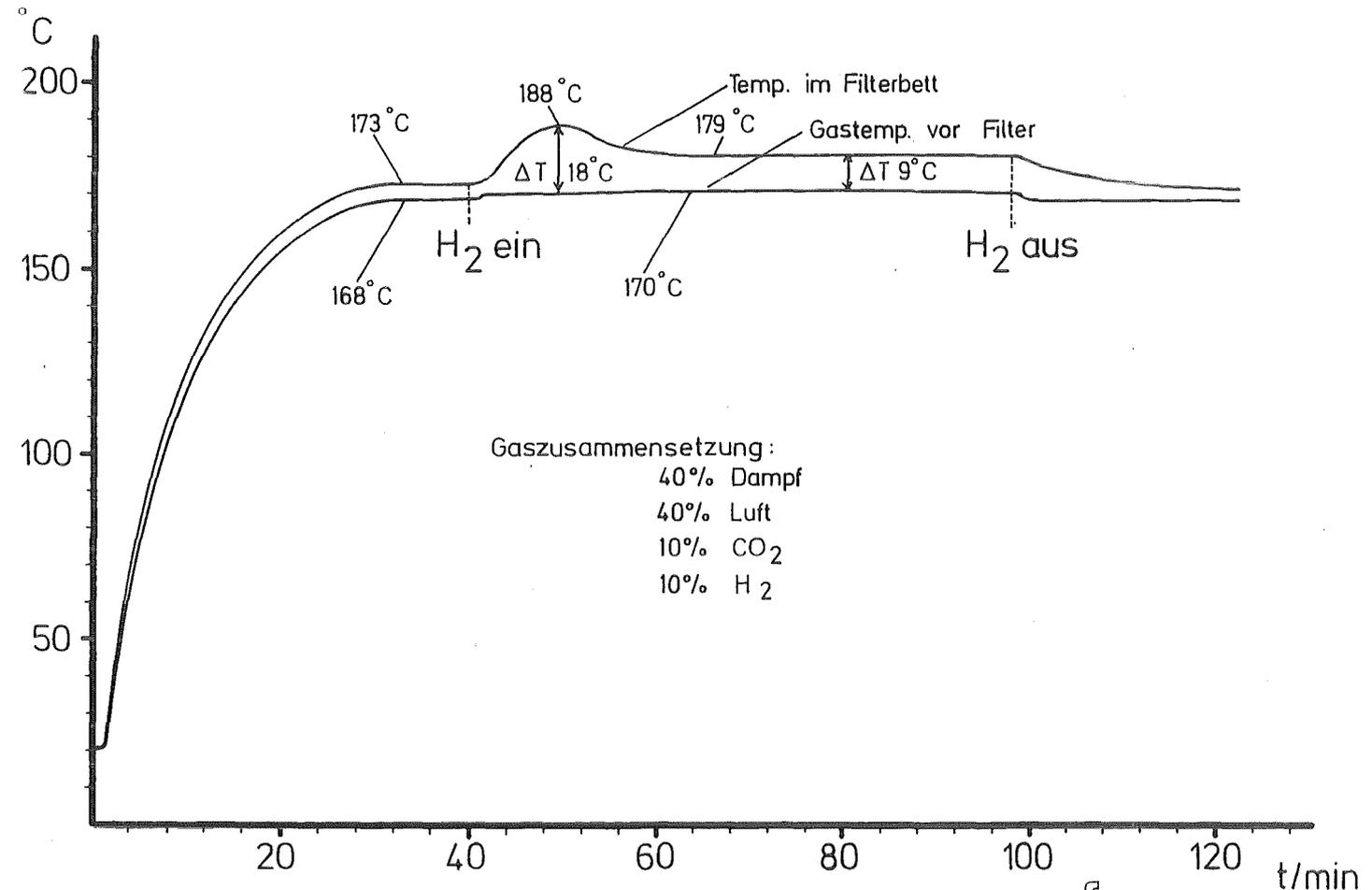


Abb. 4 H₂-Versuch mit Ag-Molsieb V=30 cm/s



REEH 7.11.88

Einzelne Ereignisse ließen auf das Überschreiten einer Anspringtemperatur der H₂/O₂ Katalysereaktion zwischen 160 und 200 °C schließen. Es traten kurzzeitig Reaktionstemperaturen bis zu ca. 400 °C auf. Eine Vorbefeuchtung der Molsiebe ergab nur ein späteres Eintreten einzelner Katalysereaktionen.

Aufgrund dieser Ergebnisse wurde ein zusätzlich mit Schwermetall dotiertes Molekularsieb eingesetzt, um die Katalyse zu unterbinden ohne das Abscheideverhalten wesentlich zu verringern. In Abb. 5 ist eine Versuch dargestellt, der das Ergebnis der veränderten Dotierung zeigt.

Um den Zeitfaktor beurteilen zu können, wurde anschließend mit frischem Material ein Langzeitversuch über ~ 24 h durchgeführt. Es zeigte sich keine katalytische Reaktion mehr.

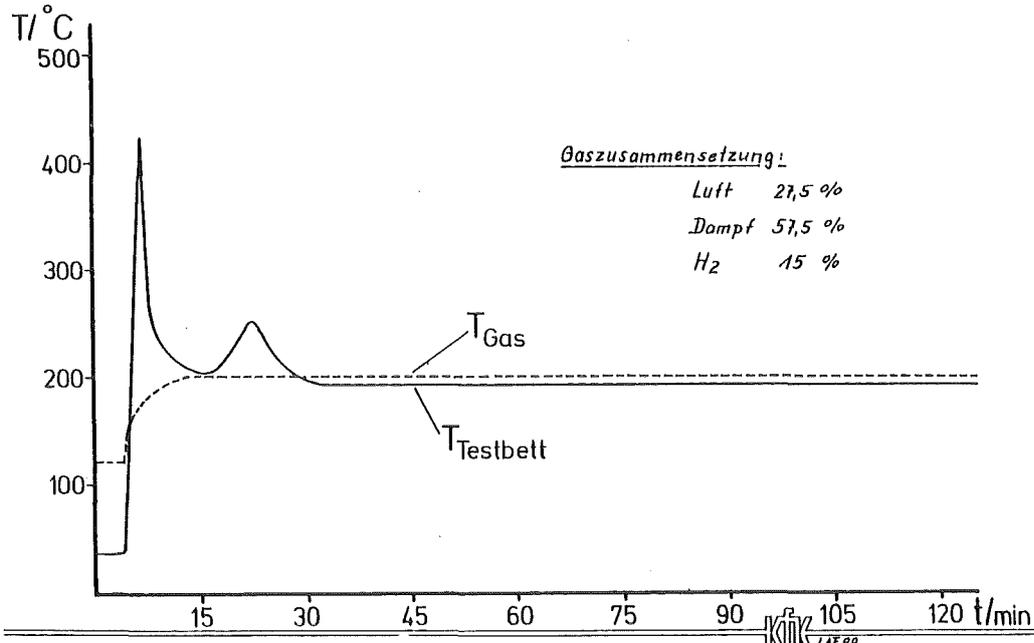


Abb. 5

H₂-Versuch mit Baylith PPL 4437 v = 30 cm/s

10.1.89

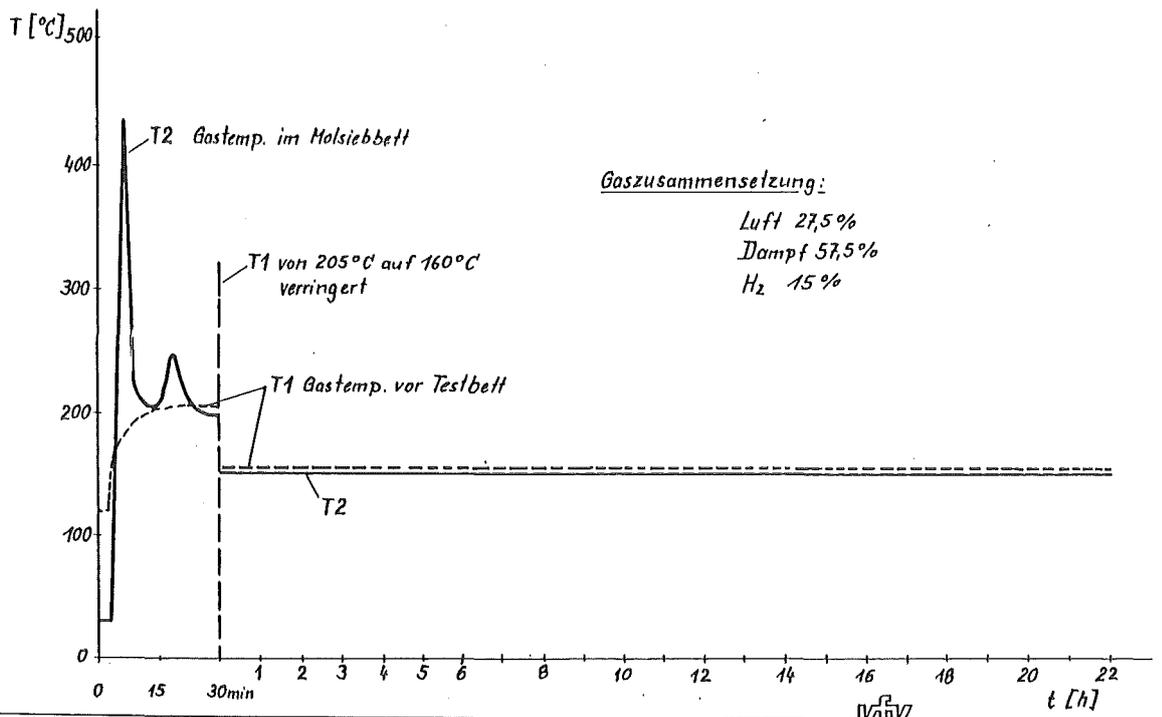


Abb. 6

Dauerversuch mit Baylith PPL 4437
Anströmgeschwindigkeit 30 cm/s

12/13. 1. 89

Nach Auffassung des DVFLR besteht auch bei sehr feinen Strukturen (z. B. 2 μm Fasern) die Möglichkeit der Selbstentzündung von zündfähigen H_2 -Luft-Gemischen. Deshalb wurden ebenfalls Versuche mit H_2 -Luft-Dampfgemischen auch mit 2 μm Edelstahlfasern durchgeführt. Hierbei zeigten sich keine Zünderscheinungen oder ähnliche Reaktionen.

Beispielhaft ist in Abb. 7 ein Versuch hierzu dargestellt.

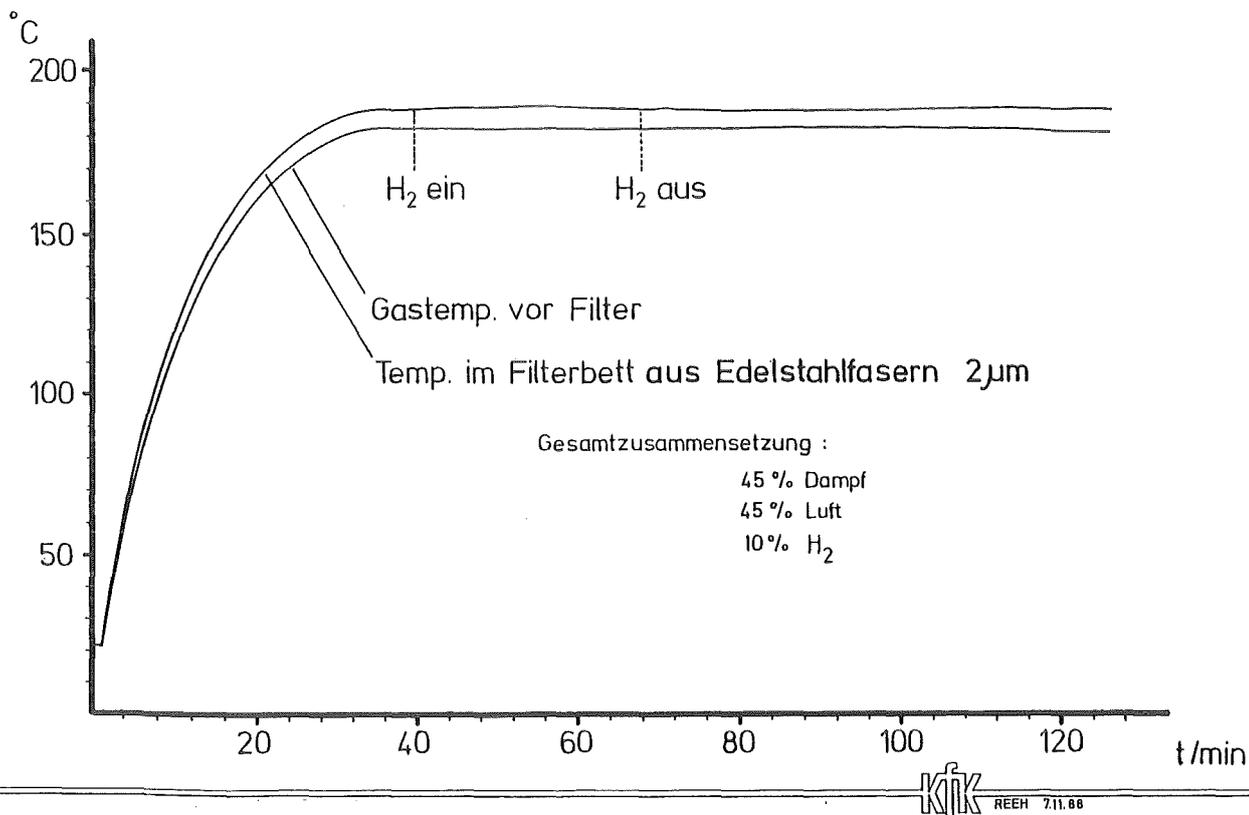


Abb. 7 Verhalten von 2 μm -Fasern in Luft, Dampf,
 H_2 -Gemisch $v = 30 \text{ cm/s}$

Für die Vergleichsversuche in Cadarache wurde ein Filtermodul bereitgestellt. Ein kleiner Modul für die ACE Experimente in Richland (U.S.A.) ist in der Fertigung.

Schwebstofffilter in Standardgröße mit Edelstahlfiter

Nach Fertigung von Schweißproben zu Testzwecken wurde die Herstellung einer in $\frac{1}{4}$ Originalgröße gefertigten Filterzelle vergeben. Die Erprobung ist im nächsten Berichtszeitraum vorgesehen.

12.07.07/03 A
PRS 0D5R

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

Summary

The investigations into the response of HEPA filters to accident conditions were continued and concentrated on operation at high air humidities, elevated temperatures and on the exposure to fire aerosols. It could be confirmed that the failure differential pressures decline to a certain extent with increasing time of exposure to high air humidity. This effect is most pronounced for dust loaded filter elements operated under fog conditions. Furthermore it could be shown that neither the orientation of dust loaded HEPA filters nor the direction of the air flow significantly influences the rise in differential pressure with increasing time of exposure to fog conditions.

Tests of HEPA filters under static exposure to 250 °C during 100 h proved, that there are adhesive sealants of the silicon type, which can withstand this challenge without losses in removal efficiency. In all cases but one this exposure led to a strong reduction in structural strength, tested in dry air. The preliminary investigations into HEPA filter behavior in case of a fire in the containment under realistic conditions were continued within the framework of the PHDR program. During the four fire sequences performed, the soot production was very low, so that it was not possible to evaluate the dust loading capacity of the different types of filters tested.

12.07.07/03 A
PRS 0D5R

Schwebstofffilterverhalten unter Störfallbedingungen
(V. Rüdinger, U. Besserer, M. Jänsch, C.I. Ricketts; LAF II)

1. Einleitung

Schwebstofffilter haben sich als sehr empfindliche Komponenten erwiesen, die vielfach bereits im bestimmungsgemäßen Betrieb Beschädigungen erleiden und dadurch ihre außerordentlich hohe Abscheideleistung für Feinstäube verlieren. Erneut ist ein solcher Versagensfall bekannt geworden, der sich in einem Schweizer Kernkraftwerk ereignete und zu erhöhten Emissionen von Co-60, Cs-134 und Cs-137 führte [1,2]. In der Filterbank der Abluftanlage waren 15 von 136 Filterelementen beschädigt. Aufgrund dessen gelangten auch größere kontaminierte Partikeln in die Umgebung, die von der Staubmeßtechnik zur Abluftüberwachung auslegungesbedingt nicht erfaßt werden konnten. Das Filterversagen war daher nur anhand der eingetretenen Umgebungskontamination erkennbar.

Dieser Schadensfall unterstreicht erneut, daß schon in Hinsicht auf den Normalbetrieb Schwebstofffilter erhöhter struktureller Belastbarkeit notwendig sind und belegt wiederum die Wichtigkeit der seit einigen Jahren bezüglich etwaiger Störfälle durchgeführten Arbeiten zur Untersuchung des Verhaltens von Schwebstofffiltern und zu deren Ertüchtigung.

Dieses Vorhaben ist mittlerweile weitgehend abgeschlossen. Im Berichtsjahr 1988 wurde eine Reihe restlicher bzw. ergänzender Arbeiten erledigt. Deren wichtigste Ergebnisse werden im folgenden zusammengefaßt.

2. Schwebstofffilterverhalten bei längerer Feuchteeinwirkung

Im Laufe der früheren Untersuchungen zum Verhalten von Schwebstofffiltern unter Einwirkung hoher Luftfeuchten hatte sich angedeutet, daß der Versagensdifferenzdruck von der Einwirkungszeit der hohen Feuchte abhängen dürfte. Wegen der relativ niedrigen Zahl von Wiederholungsprüfungen zusammen mit den erheblichen Streuungen der Testresultate war jedoch kein signifikanter Zusammenhang feststellbar. Eine gezielte Testserie mit 13 Filtern eines Typs zeigte, daß die Versagensgrenze tatsächlich mit zunehmender Einwirkungsdauer abnimmt. Als wichtigste Parameter erwiesen sich die Beladung der Filter mit Staub und die Höhe der Luftfeuchte, wie das Diagramm in Abbildung 1 veranschaulicht.

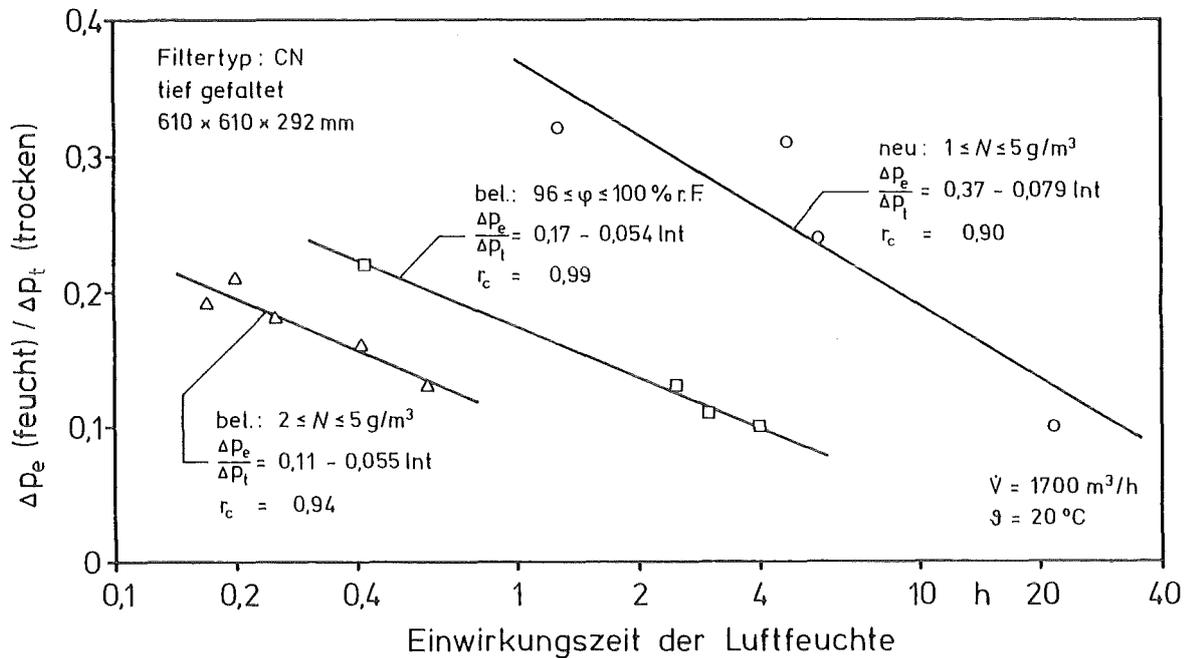


Abb. 1: Verminderung des Schadensdifferenzdruckes eines handelsüblichen Schwebstofffiltertyps mit zunehmender Einwirkungsdauer hoher Luftfeuchte.

Besonders stark unterscheidet sich der Verlauf der Versagensgrenzen der unbeladenen Filter von denjenigen Elementen, die im praktischen Betrieb mit Raumluftstaub beladen worden waren: während bei beladenen Filterelementen die Festigkeit bereits nach 1 h auf 10% des Wertes in trockener Luft abgesunken ist, dauert dieser Vorgang bei unbeladenen Filtern etwa 40 h lang. Aus der Sicht des praktischen Betriebes ist das Verhalten eines Filterelementes im Neuzustand allerdings wenig bedeutsam, da sich erfahrungsgemäß schon bei einer geringen eingespeicherten Staubmenge das Verhalten beladener Filter einstellt. Eine Typprüfung oder Qualitätskontrolle wird zunächst mit unbeladenen Filterelementen erfolgen, woraus lange Prüfzeiten resultieren würden.

Abbildung 1 zeigt weiterhin, daß auch bei Betrieb unter Luftfeuchten im Bereich 96 bis 100% r.F. bei den Filterelementen des geprüften Typs eine relativ schnelle Abnahme der Versagensgrenze eintritt. Die niedrigen Schadensdifferenzdrucke werden bereits nach vier Betriebsstunden erreicht. Dies entspricht nur einem Zehntel derjenigen Zeit, die bei einem neuen Filterelement, das selbst mit Nebel beaufschlagt wird, erforderlich ist. Dieses Ergebnis unterstreicht, daß die strukturelle Integrität von Schwebstofffiltern bei hoher Feuchte auch unterhalb der Sättigungsgrenze gefährdet ist. Sicherheitstechnisch bedeutsam ist noch der Befund, daß Filterelemente anderer Hersteller eine wesentlich schwächere Abhängigkeit der Versagens-

grenze von der Beaufschlagungsdauer aufweisen. Außerdem ist davon auszugehen, daß die in Abbildung 1 dargestellten Geraden nicht extrapoliert werden können.

Die oben beschriebenen Versuche beziehen sich auf Schwebstofffilterelemente, die sich in vertikaler Position befanden und dementsprechend horizontal angeströmt wurden. In kerntechnischen Anlagen kommt häufig auch die horizontale Einbaulage mit Anströmung von unten oder von oben vor. Es war zu vermuten, daß sich beide Faktoren, Einbaulage und Anströmrichtung, auf die zeitliche Entwicklung des sich aufbauenden Differenzdruckes und damit auf die Versagensgrenze auswirken würden. Um hierüber genauere Daten zu erhalten, wurden entsprechende Versuche sowohl mit neuen, unbeladenen als auch mit beladenen Filterelementen des Typs CN durchgeführt. Die Zeitverläufe des Differenzdruckes, die sich bei einer Nebelnässe von $2,5 \text{ g/m}^3$ ergaben, sind in Abbildung 2 dargestellt.

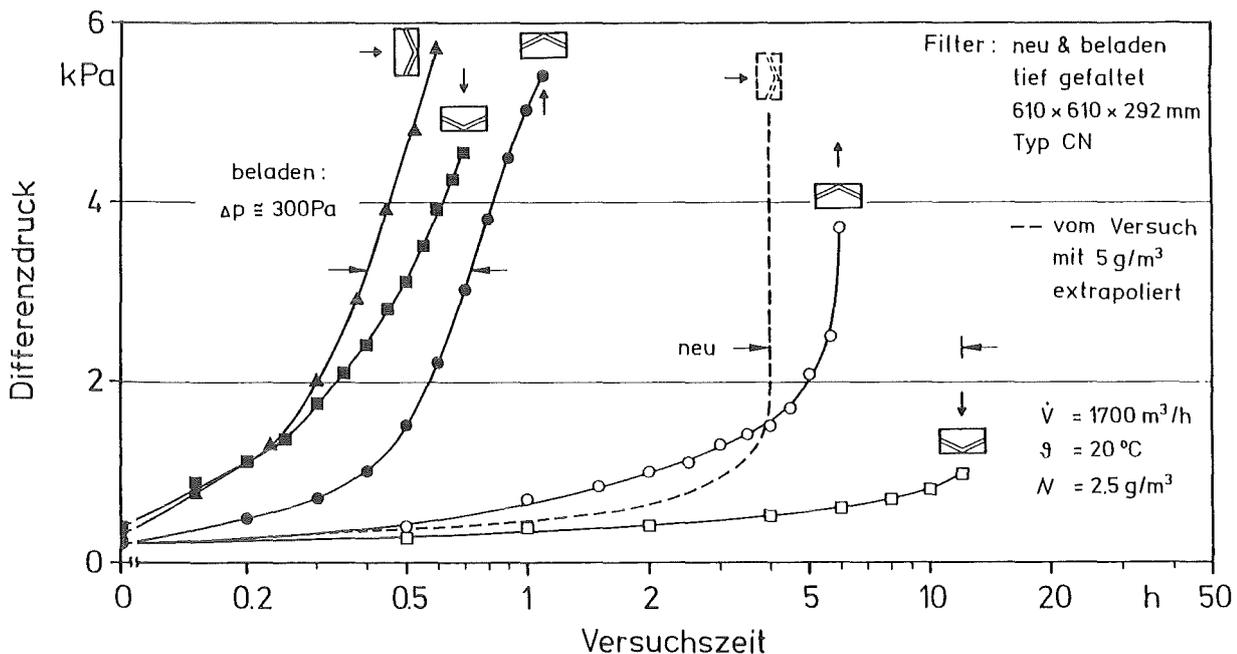


Abb. 2: Zeitverläufe des Filterdifferenzdruckes im Nebelbetrieb bei unterschiedlicher Einbaulage bzw. Anströmrichtung.

Man erkennt bei geringfügig mit Staub vorbeladenen Filterelementen einen schnellen (innerhalb von 0,5 bis 1 h) Differenzdruckanstieg auf hohe Werte. Die sich in Abhängigkeit von der Einbaulage ergebenden Unterschiede sind gering und können für bestaubte Filterelemente als nicht relevant erachtet werden. Im mehr akademisch interessanten Idealfall neuer unbeladener Filterelemente ergeben sich um Faktor 10 langsamere Verläufe und absolut gesehen deutlichere Unterschiede.

Der Zeitverlauf des Filterdifferenzdruckes im Nebelbetrieb interessiert nicht nur im Zusammenhang mit der Höhe der mechanischen Beanspruchung und dem Filterversagen. Entsprechende Daten werden auch benötigt, um das Druckverlustverhalten von Schwebstofffiltern bei unterschiedlichen Betriebsbedingungen in Hinsicht auf die Entwicklung eines Lüftungsanlagenrechencodes zu modellieren.

Um abgesicherte Daten zu erhalten, wurden aufgenommene Zeitverlaufskurven genau analysiert und damit begonnen, diese physikalisch zu deuten und mathematisch zu formulieren. Eine schematische Darstellung der festgestellten Zeitverlaufskurven enthält Abbildung 3.

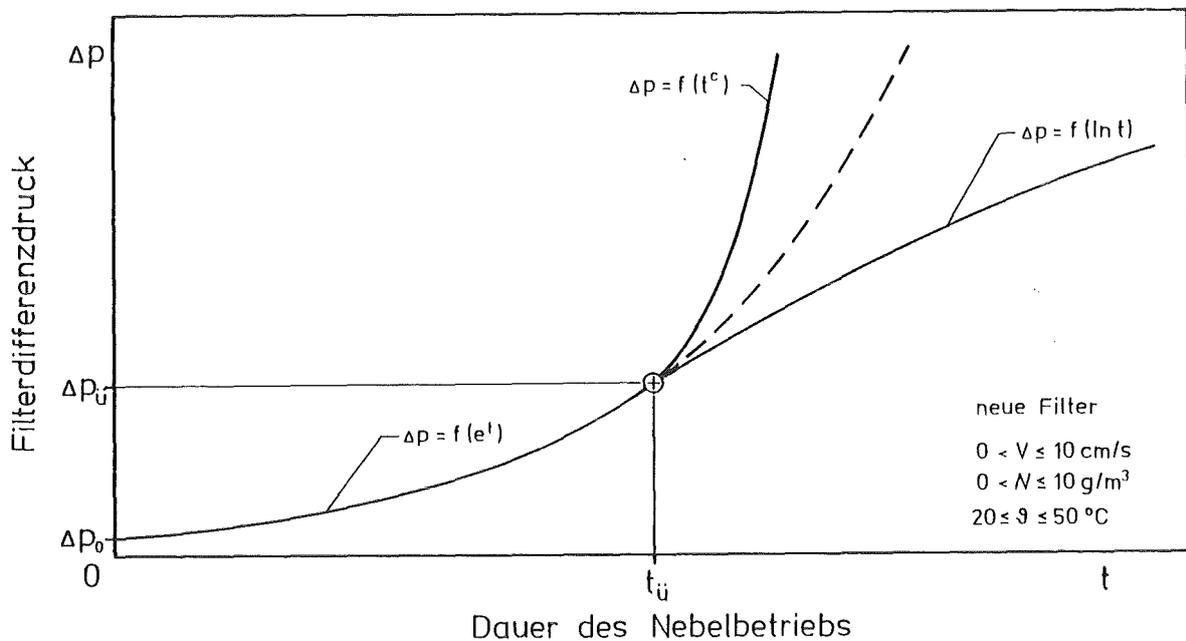


Abb. 3: Zeitverläufe (schematisch) des Differenzdruckes unbeladener Schwebstofffilter bei Nennvolumenstrom im Nebelbetrieb.

In allen Fällen trat zunächst ein exponentieller Differenzdruckanstieg bis zu einem Übergangswert $\Delta p_{\ddot{u}}$ ein. Anschließend steigt der Druckverlust dann meistens logarithmisch weiter an, in einzelnen Fällen entsprechend einer Funktion t^c . Ebenfalls ein Anstieg entsprechend einer e -Funktion wurde von Lathrache /3/ festgestellt.

Der Übergangspunkt, $\Delta p_{\ddot{u}}$, korreliert mit dem Auftreten von Schaum auf der Abströmseite des Filters und dem Durchtritt nennenswerter Wassermengen auf die Reinluftseite des Filters. Bei diesem Vorgang wird teilweise Staub durch das Filtermedium hindurchgetragen, der im Laufe der Betriebszeit eingespeichert worden war. Dieser Vorgang war anhand von Ver-

schmutzungen erkennbar, welche nach solchen Versuchen auf Einbauten hinter dem Testfilter auftraten. Aus diesen Befunden kann geschlossen werden, daß ab dem Betriebspunkt $\Delta p_{\bar{u}}$ das Schwebstofffilter als Aerosolquelle wirkt. Die resultierende Freisetzung wird umso ergiebiger sein, je länger das Filter in Betrieb war.

Im Rahmen der Restarbeiten zu diesem Vorhaben sind die Fragen der Abnahme des Schadensdifferenzdruckes mit andauernder Feuchteeinwirkung und des Differenzdruckverlaufes abschließend zu analysieren und zu bewerten. Die Filterwirksamkeit im Nebelbetrieb und das Phänomen der Partikelfreisetzung sind für die Spaltproduktrückhaltung im Störfall oder Unfall von großer Wichtigkeit. Hierzu liegen kaum bzw. keine Publikationen vor, so daß ein entsprechender Forschungsbedarf besteht. Diesem kann wegen der Knappheit der Mittel im vorliegenden Rahmen nicht Rechnung getragen werden.

3. Schwebstofffilterverhalten bei erhöhten Temperaturen

Bislang durchgeführte Untersuchungen zum Verhalten von Schwebstofffiltern bei erhöhten Temperaturen zeigen, daß deren Abscheideleistung durch thermische Beanspruchung drastisch abnehmen kann /4–6/. Als Grund hierfür werden temperaturbedingte Veränderungen der Vergußmasse und des Filtermediums angesehen /4–9/. Diese können zu Schäden im Filtermedium und der Vergußmasse führen, wodurch sich die Penetration erhöht. Zudem ist eine Abnahme der strukturellen Festigkeit der Filterelemente wahrscheinlich.

Detaillierte Daten über das Verhalten handelsüblicher Schwebstofffilter der Klasse S bei höheren Temperaturen und langer Beanspruchungszeit liegen z. Zt. nicht in ausreichendem Maße vor. Insbesondere die Differenzdruckbelastbarkeit während bzw. nach thermischer Beanspruchung und die speziellen Mechanismen des Filterversagens sind noch weitgehend unbekannt.

Zur Klärung der Schadensmechanismen muß die temperaturbedingte Veränderung an den Filterelementen und ihrer Komponenten untersucht werden. Dazu wurden in Fortsetzung der Arbeiten von Ensinger /4/ zunächst Schwebstofffilter verschiedener Hersteller bei statischer Temperaturbeanspruchung im Wärmeschrank getestet. Die zulässige Höchsttemperatur bei Dauerbeanspruchung beträgt für die getesteten Filter laut Herstellerangabe 250 °C. Ihr Aufbau unterscheidet sich in der Art der Vergußmasse (Silicon, Keramik) sowie in den verwendeten Filtermedien (unverstärkt, mit Schutzvlieseinlage, mit Glasfaserverstärkung).

Folgender Testzyklus wurde durchgeführt:

- Abscheidegradprüfung mit DOP
- Prüfung der Leckfreiheit nach DIN 24 184
- Visuelle Inspektion aller Komponenten
- Thermische Belastung des Filterelements bei 250 °C für 100 h im Wärmeschrank
- Visuelle Inspektion aller Komponenten
- Prüfung der Leckfreiheit nach DIN 24 184
- Abscheidegradprüfung mit DOP

Einige der so geprüften Filter wurden anschließend in der Anlage BORA /10/ auf ihre Versagensgrenzen und Schadensverläufe bei hoher Differenzdruckbeanspruchung untersucht.

In Tabelle I sind die wichtigsten Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zur statischen Wärmebeanspruchung aufgelistet.

Bei allen Filtern hatte sich das Filtermedium nach der Wärmebeanspruchung braun verfärbt. Dies deutet auf eine Zersetzung des organischen Binders hin. Zudem war zu Beginn der Wärmebeanspruchung eine starke Rauchentwicklung feststellbar. Diese Rauchentwicklung wurde von Briand et.al. /6/ bereits bei Temperaturen ab 175 °C bemerkt und ebenfalls als Folge der Zersetzung organischer Bestandteile im Filtermedium gedeutet. Das Faltenpack der Filter vom Typ DM hatte sich durch die Temperaturbeanspruchung stark aufgelockert. Der Grund hierfür konnte noch nicht analysiert werden.

Die Abscheideleistung der Filter vom Typ DM und CM war nach der Wärmebehandlung unverändert. Lecks konnten keine festgestellt werden. Die Dekontaminationsfaktoren der Filter vom Typ AM lagen dagegen deutlich unterhalb der für Schwebstofffilter der Klasse S vorgeschriebenen unteren Grenze von 3000. Die festgestellten Leckagen in der Vergußmasse sind wohl der hauptsächliche Grund hierfür. Die Abscheideleistung der Filter vom Typ MMS war ebenfalls reduziert, Lecks konnten jedoch nicht erkannt werden.

Einige der wärmebeanspruchten sowie thermisch unbelastete Filterelemente wurden in der Anlage BORA durch erhöhte Differenzdrucke belastet. Die Belastbarkeitsversuche erfolgten bei transienter Fahrweise mit einer Druckanstiegsgeschwindigkeit von 5 kPa/sec. Diese Art der Versuchsdurchführung wurde gewählt, da erfahrungsgemäß bei langsamem Druckanstieg die Filtermedien bei geringeren Differenzdrücken versagen. Um das Verhalten der Vergußmasse besser beurteilen zu können, sollten die auf sie einwirkenden Kräfte jedoch so groß wie möglich sein. Die bei diesen Versuchen ermittelten Daten zur Differenzdruckbelastbarkeit thermisch unbelasteter und wärmebeanspruchter Filterelemente sind in Tabelle II dargestellt.

Tabelle I: Vergleich der Dekontaminationsfaktoren handelsüblicher Schwebstofffilter vor und nach statischer Wärmebeanspruchung bei 250 °C, 100 h (gemessen bei Umgebungstemperatur).

Filter	Verguß- masse	Rahmen	Filtermedium	vor Wärmebean- spruchung		nach Wärmebeanspruchung 250 °C, 100 h		
				DF	Lecks	DF	Lecks	Bemerkungen
DM 101 N	Silikon	Edelstahl	Vlieseinlage im Faltungsende	30 000	keine	30 000	keine	starke Auflockerung des Faltenpacks
DM 102 N				30 000		30 000		
DM 103 N				30 000		25 000		
DM 104 N				18 000		18 000		
CM 101 N	Silikon	Edelstahl	unverstärkt	30 000	keine	30 000	keine	----
CM 111 N	Keramik	Edelstahl	unverstärkt	30 000	keine	30 000	keine	----
AM 101 N	Silikon	galvanisier- ter Stahl	unverstärkt	25 000	keine	500	in Vergußmasse	----
AM 102 N				28 000		476		----
AM 103 N				30 000		400		----
MMS 101 N	Keramik	Edelstahl	mit Glasgewebe-	19 000	keine	6 600	keine	Rahmendichtung abgelöst
MMS 105 N			verstärkung	14 300		2 222		

Tabelle II: Differenzdruckbelastbarkeit statisch wärmebeanspruchter (250 °C, 100 h) sowie thermisch unbelasteter Schwebstofffilterelemente der Standardgröße (610x610x292 mm) bei Umgebungstemperatur

Filter	Bemerkung	Vergußmasse	Δp beim Schadenseintritt	Bemerkung
DM 105 N	thermisch unbelastet	Silikon	15 kPa	Faltungsende längs aufgerissen
DM 104 N	nach Wärmeschränktest	Silikon	15 kPa	
CM 102 N	thermisch unbelastet	Silikon	18.5 kPa	Faltungsende längs aufgerissen
CM 101 N	nach Wärmeschränktest	Silikon	9.5 kPa	
AM 104 N	thermisch unbelastet	Silikon	16.3 kPa	Randfalten vom Rah- men gelöst
AM 101 N	nach Wärmeschränktest	Silikon	8 kPa	
CM 112	thermisch unbelastet	Keramik	8.7 kPa	Faltenpack aus Rahmen herausgedrückt
MMS 105	nach Wärmeschränktest	Keramik	14.6 kPa	

Als Belastbarkeitsgrenze wird, wie üblich, derjenige Differenzdruck bezeichnet, bei dem ein erster visueller Schaden am Filter auftrat. Während bei den bisher getesteten zwei Filtern vom Typ DM kein Einfluß der Wärmebehandlung auf die Belastbarkeitsgrenze festgestellt wurde, war bei den Filtern vom Typ CM und AM eine Reduktion der Belastbarkeit auf knapp die Hälfte des Wertes thermisch unbelasteter Filter erkennbar. Ein möglicher Grund hierfür könnte die Verwendung einer Schutzvlieseinlage in den Faltungsenden bei den Filtern vom Typ DM sein. Die Ergebnisse sind jedoch aufgrund der bisher durchgeführten wenigen Versuche nicht statistisch abgesichert und auch nicht zu verallgemeinern.

Unterschiede ergaben sich im Schadensverlauf und im Verhalten der Filter bei weiterer Druckerhöhung nach Schadenseintritt. Bei den Filtern vom Typ DM blähen zunächst einige Falten in bekannter Art und Weise auf und reißen längs auf. Bei weiterer Erhöhung des Differenzdruckes reißen weitere Falten längs auf. Das Pack bleibt jedoch auch bei Differenzdrücken bis etwa 24 kPa im Rahmen fixiert. Querrisse im Faltenpack traten keine auf. Die Filter vom Typ CM zeigen bis zum Schadenseintritt gleiches Verhalten wie die Filter vom Typ DM. Bei weiterer Erhöhung des Differenzdruckes reißen jedoch einige benachbarte Falten quer auf. Jedoch auch hier bleibt das Pack bei Drücken bis etwa 20 kPa im Rahmen fixiert.

Der Einfluß der Wärmebeanspruchung auf die Festigkeit des Filtermediums spiegelt sich im Ausmaß des Schadens nach der maximalen Differenzdruckbeanspruchung wieder. Sowohl bei den Filtern vom Typ DM als auch bei den Filtern vom Typ CM waren am Ende des Versuches alle Faltungsenden der wärmebeanspruchten Filter zerstört. Bei den thermisch unbelasteten Filterelementen waren jeweils nur einige Falten zerstört, wobei die Filter vom Typ DM die geringsten Schäden aufwiesen. Dies kann wiederum auf das bei diesem Filtertyp in den Faltungsenden eingelegte Schutzvlies zurückgeführt werden. Ebenso die Tatsache, daß kein Queraufreißen benachbarter Falten beobachtet wurde. Bemerkenswert ist der Sachverhalt, daß die Filterpacks dieser beiden Filtertypen, unbeeinflusst durch thermische Belastung, auch bei hohen Differenzdrücken im Filterrahmen fixiert bleiben. Dies beweist eine gute Qualität der verwendeten Silikonvergußmasse.

Bei den Filtern vom Typ AM wurden die Randfalten nach dem Aufblähen vom Rahmen abgerissen. Danach reißt das Faltenpack quer auf und verläßt den Rahmen. Der Differenzdruck, ab dem das Faltenpack aus dem Rahmen herausgedrückt wurde, betrug 13 kPa für das thermisch beanspruchte und 17.2 kPa für das thermisch nicht beanspruchte Filterelement. In beiden Fällen wurden Teile der Silikonvergußmasse vom Faltenpack mitgerissen.

Bei den bisher durchgeführten zwei Versuchen an Filtern zweier Hersteller mit keramischer Vergußmasse, wurde das Faltenpack mitsamt der Vergußmasse bei Erreichen des Schadensdif-

ferenzdruckes aus dem Rahmen gedrückt. Vorher waren keine Schäden sichtbar.

Die wenigen bislang durchgeführten Untersuchungen zum Verhalten handelsüblicher Schwebstofffilter nach statischer Wärmebeanspruchung erbrachten unterschiedliche Ergebnisse. Bei Verwendung geeigneter Vergußmassen bleibt die Abscheideleistung nach 100 h Temperaturbeanspruchung mit 250 °C nahezu unverändert. Versagt die Silikonvergußmasse aufgrund thermischer Beanspruchung, erhöht sich die Penetration durch das Filter. Die Differenzdruckbelastbarkeit wird bei Filtern mit Silikonvergußmasse durch die Festigkeit des Filtermediums limitiert. Bei Filtern mit keramischer Vergußmasse versagt zuerst die Fixierung des Faltenpacks im Rahmen. Zur genaueren Analyse der Schadensmechanismen müssen die statischen Wärmebelastungsversuche jedoch weitergeführt werden.

Ergänzt werden diese Versuche durch Untersuchungen an Filterkomponenten. Zur Ermittlung von Daten über die temperaturabhängige Belastbarkeit von Filtermedien, wurde mit der Messung der Zugfestigkeit von handelsüblichen Schwebstofffiltern entnommenen Medienproben begonnen. Die variierten Versuchsparameter sind die Temperatur und die Dauer der thermischen Belastung. Zudem wird der Einfluß des Faltungsprozesses sowie einer Durchnässung des Filtermediums untersucht. Des weiteren ist geplant, den Abscheidegrad von Schwebstofffiltern kontinuierlich, während ihres Betriebes bei erhöhten Temperaturen in der Anlage BORA zu messen.

4. Schwebstofffiltration bei Bränden

Der Störfall Brand kann in kerntechnischen Anlagen nicht ausgeschlossen werden. Den Lüftungsanlagen und den darin eingebauten Vor- und Schwebstofffiltern kommt bei Eintritt dieses Falles eine besondere Bedeutung zu. Einerseits kann die bestimmungsgemäße Rückhaltung partikelgebundener, luftgetragener Radioaktivität durch das eventuelle Auftreten erhöhter Temperaturen, Luftfeuchten und Differenzdrücke gefährdet sein. Andererseits sollen die Lüftungsanlagen zur Entqualmung der Fluchtwege und zur Aufrechterhaltung des Unterdruckes so lange wie möglich betrieben werden.

Während das Verhalten von Schwebstofffiltern bei erhöhten Drücken und Luftfeuchten am LAF II in den vergangenen Jahren gründlich studiert wurde /11–13/, konnten die besonderen Aspekte von Bränden bisher nur im Rahmen orientierender Untersuchungen behandelt werden. Insbesondere fehlen detaillierte Daten über das Rußspeichervermögen von Vor- und Schwebstofffiltern, sowie über die Filtrationsbedingungen, denen sie bei Bränden ausgesetzt sind. Um die Erfahrungen auf diesem Gebiet zu erweitern, wurden im Rahmen einer Mitwir-

kung an den Brandversuchen des HDR-Sicherheitsprogrammes (Serie E 41) filtertechnische Untersuchungen geplant und durchgeführt. Diese Versuche bieten die besondere Gelegenheit, das Filter- und Aerosolverhalten praxisnah und unter realistischen Brandbedingungen zu untersuchen.

Das Ziel der Untersuchungen war die Ermittlung weiterer Daten zu den Filtrationsbedingungen in Brandfällen (Filterbeanspruchung durch Temperatur, hohe Feuchte und Differenzdruck; Rußmengen; Charakterisierung der Rußaerosole soweit zur Interpretation der Filterergebnisse notwendig) sowie zum Rußspeichervermögen von Vor- und Schwebstofffiltern.

Die Messung der Filtrationsbedingungen und der Filterbeladung erfolgten sowohl an den HDR-Filterbänken B 346 und B 347 als auch an zwei kleinen, eigens zu diesem Zweck im Containment installierten autonomen Filteranlagen. Diese wurden konzipiert, um unabhängig von der HDR-Lüftungsanlage zusätzliche Datensätze zu ermitteln. Eine der Anlagen wurde stets mit einer Kombination aus einem Vor- und einem Schwebstofffilter, die andere nur mit einem Schwebstofffilter betrieben. Ausgestattet mit automatischer Volumenstromregelung und fernsteuerbarem Sauggebläse, konnten sie zu jedem gewünschten Zeitpunkt und beliebig lange von der Schaltwarte aus in Betrieb genommen werden.

Die Betriebsweise der HDR-Filterbänke erfolgte nach Vorgabe von PHDR unter Berücksichtigung sicherheitstechnischer Aspekte. Filterbank B 347 wurde stets mit 16 Vor- und 16 Schwebstofffiltern bestückt, Filterbank B 346 stets nur mit 16 Schwebstofffiltern. Der Luftvolumenstrom durch die nacheinander in Betrieb genommenen Filterbänke betrug jeweils 20 000 m³/h. Die Umschaltung von einer auf die andere Filterbank erfolgte nach Erreichen einer vorgegebenen Betriebszeit oder eines vorgegebenen Differenzdruckes über den Filtern.

Zur Charakterisierung der Brandaerosole hinsichtlich Partikelgröße und Agglomerationszustand war im Containment eine Aerosolsammeleinrichtung installiert. Diese bestand aus einer Anordnung von sechs Kernporenfiltern, die über fernsteuerbare Magnetventile mit einer Vakuumpumpe verbunden waren. Zu definierten Zeiten ab Brandbeginn wurden Aerosolproben auf die Kernporenfilter abgeschieden. Diese sollen mikroskopisch analysiert werden.

Ursprünglich waren insgesamt fünf Versuche mit Brandleistungen von 4000, 6000 bzw. 8000 kW und verschiedenen Betriebszeiten der Lüftungsanlagen vorgesehen. Dabei wird jeweils Öl in einer Brandwanne beim Zeitpunkt $t=0$ elektrisch gezündet. Die gewünschte Brandleistung wird durch die Oberfläche des Ölspiegels (3, 4 und 5.5 m²) eingestellt. Die Branddauer ergibt sich aus der Abbrandgeschwindigkeit und der Ölmenge in der Wanne.

Tabelle III: Versuchsmatrix der HDR-Brandversuche (Serie E 41) und Betriebszeiten der Filteranlagen

Versuch	Ölmenge Wän- hengröße	Brand- beginn	Brand- ende	Filterbänke der HDR-Lüftungsanlage				autonome Filteranlagen	
				B 347		B 346		Betriebs- beginn	Betriebs- ende
E 41.1	224 l	12.21h	12.41h	14.15h	14.36h	14.36h	15.33h	12.09h	12.51h
	3 m ²	t=0min	t=20min	t=114 min	t=135 min	t=135 min	t=192 min	t=-12 min	t= 30 min
E 41.2	150 l	11.35h	11.58h	11.25h	11.47h	11.47h	12.04h	11.25h	15.05h
	2 m ²	t=0min	t=23min	t=-10 min	t= 12 min	t= 12 min	t= 37 min	t=-10 min	t=210 min
E 41.3	224 l	10.00h	10.28h	-	-	11.15h	12.21h	9.50h	12.20h
	2 m ²	t=0min	t=28min	-	-	t= 75 min	t=141 min	t=-10 min	t=140 min
E 41.4	350 l	10.20h	10.45h	-	-	10.22h	13.19h	10.10h	13.25h
	2 m ²	t=0min	t=25min	-	-	t= 2 min	t=179 min	t=-10 min	t=185 min

Aufgrund einer unerwartet hohen Abbrandrate beim ersten Versuch und daraus resultierend einer zu hohen Wärmeentwicklung wurde der Brandraum beschädigt. Die notwendigen Sanierungsarbeiten erforderten eine Reduzierung des Versuchsprogrammes um einen Versuch. Die tatsächlich durchgeführten Versuche sind zusammen mit den Betriebszeiten der verschiedenen Lüftungsanlagen in Tabelle III aufgelistet.

Während der Versuche wurden der zeitliche Verlauf des Differenzdruckes an den Filterelementen, sowie die Temperatur und relative Luftfeuchte im Abgasstrom vor den Filtern gemessen. Zusätzlich wurde die Massenkonzentration des Rußes am Eintritt der Filterbänke der HDR-Filterbänke bestimmt. Dies erfolgte absatzweise durch isokinetische Probenahme und Abscheidung auf Probefilter. Vor und nach jedem Versuch wurden die Vor- und Schwebstofffilter gewogen und daraus die abgeschiedene Rußmenge bestimmt.

Bislang konnten nur die Daten der Filterbeladung, der Temperatur- und Feuchtemessung sowie der Rußkonzentrationsbestimmung ausgewertet werden. Diese ersten Ergebnisse sind in den Tabellen IV und V dargestellt.

Die in Tabelle IV angegebenen durchschnittlichen Rußkonzentrationen im Abgas stellen den integralen Mittelwert des absatzweise gemessenen zeitlichen Verlaufes der Rußmassenkonzentration dar. Die aus diesen Daten berechneten Werte für die während der Filtrationszeit an die Filter gelangten Rußmassen liegen im Durchschnitt 15% unter der durch Wägung an den Filtern gemessenen Rußbeladung. Fehler bei der Probenahme und Wägung sind die mögliche Ursache hierfür. Aus den dargestellten Meßdaten geht hervor, daß an den Filtern keine großen Rußmengen angekommen sind. Bereits während der Versuche konnte anhand der Videoüberwachung des Containments die, verglichen mit früheren HDR-Ölbrandversuchen (Serie T 52), sehr geringe Qualmentwicklung festgestellt werden. Das Brandgut verbrannte aufgrund günstiger Ventilationsverhältnisse und hoher Wärmerückstrahlung im Brandraum ohne größere Rußentwicklung. Daten zum Rußspeichervermögen der Filter bei Beaufschlagung mit hohen Rußkonzentrationen konnten deshalb nicht gewonnen werden. Da die Differenzdruckverläufe an den Filtern noch nicht ausgewertet werden konnten, sind noch keine Aussagen über das Filterverhalten bei Rußeinspeicherung bei den gegebenen Versuchsbedingungen möglich.

Die vor den Filtern gemessenen Temperaturen waren bei allen Versuchen unkritisch. Nur an der mit Vor- und Schwebstofffiltern bestückten autonomen Filteranlage 2, die auf der +15 m-Ebene im Bereich der aufsteigenden Rauchgasfahne installiert war, traten Temperaturen bis maximal 80 °C auf.

Tabelle IV: Bei den Versuchen E 41.1-4 an den HDR-Filterbänken gemessene Werte der maximalen Temperatur und relativen Luftfeuchte sowie der durchschnittlichen Rußkonzentration im Abgas und der durchschnittlichen Beladung der eingebauten Filterelemente

Versuch	maximale Temperatur vor den Filterbänken	maximale rel. Feuchte vor den Filterbänken	HDR-Filterbank B 347			HDR-Filterbank B 346	
			durchschn. Rußkonzentration im Abgas	durchschn. Beladung je Vorfilter	durchschn. Beladung je Schwebstofffilter	durchschn. Rußkonzentration im Abgas	durchschn. Beladung je Schwebstofffilter
E 41.1	14 °C	52 %	139 mg/m ³	56 g	13 g	47 mg/m ³	60 g
E 41.2	32 °C	55 %	28 mg/m ³	17 g	6 g	42 mg/m ³	24 g
E 41.3	21 °C	80 %	-	-	-	22 mg/m ³	38 g
E 41.4	35 °C	57 %	-	-	-	50 mg/m ³	197 g

Tabelle V: Bei den Versuchen E 41.1-4 an den autonomen Filteranlagen gemessene Werte der maximalen Temperatur und relativen Luftfeuchte im Abgas sowie der durchschnittlichen Beladung der eingebauten Filterelemente

Versuch	Anlage 1 (+10 m)			Anlage 2 (+15 m)			
	maximale Temperatur	maximale rel. Feuchte	Beladung des Schwebstofffilters	maximale Temperatur	maximale rel. Feuchte	Beladung des Vorfilters	Beladung des Schwebstofffilters
E 41.1	47 °C	56 %	172 g	80 °C	60 %	44 g Filter defekt	100 g
E 41.2	31 °C	72 %	174 g	62 °C	64 %	18 g Filter defekt	138 g
E 41.3	37 °C	68 %	132 g	72 °C	48 %	108 g	27 g
E 41.4	32 °C	60 %	170 g	70 °C	40 %	60 g	30 g

Bei zwei Versuchen wurden die in dieser Anlage eingebauten Vorfilter beschädigt. Ihr Papprahmen hatte sich zur Abströmseite hin verbogen. Bei den während der weiteren Versuche eingesetzten Vorfiltern mit Metall- bzw. Holzrahmen trat kein Defekt auf. Zu den Versagensdifferenzdrücken dieser Vorfilter sind Untersuchungen in der Prüfanlage BORA durchgeführt worden.

Die in den Abgasströmen vor den Filtern gemessenen relativen Luftfeuchten erreichten nur bei einem Versuch einen bereits kritischen Wert von 80%. Fünfzehn Minuten nach Erreichen dieses Spitzenwertes war die relative Luftfeuchte bei diesem Versuch jedoch wieder auf einen Bereich unter 60% abgesunken.

Bei den gegebenen Versuchsbedingungen gingen somit die gemessenen Größen für Temperatur, relative Luftfeuchte und Filterbeladung meist kaum über die Werte im Normalbetrieb hinaus.

Die Ergebnisse der Aerosolanalyse bezüglich Rußpartikelgröße und Agglomerationszustand liegen noch nicht vor. Ebenso ist die Auswertung der Druckverlustverläufe über den Vor- und Schwebstofffiltern noch nicht möglich gewesen. Eine umfassende Beurteilung des Filter- und Aerosolverhaltens bei den gegebenen Filtrations- und Brandbedingungen wird erst nach der Verfügbarkeit und Auswertung aller Meßergebnisse erfolgen können.

Literaturverzeichnis

- /1/ Incident Reporting System No. 728, OECD Nuclear Energy Agency, Paris (1986).
- /2/ Czarnecki, J.;
"Some Experience with Measurements of Stack Releases and their Correlation with Environmental Measurements",
IRPA-Tagung, Sydney, 10. – 17. April 1988.
- /3/ Lathrache, R.;
"Stationäre und instationäre Partikelabscheidung in Faserfiltern",
Wis. Z. Techn. Univ. Dresden 29 (1980), S. 1337.
- /4/ Ensinger, U.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.;
"Efficiency of HEPA Filters at Elevated Temperatures: Investigations With the TiO₂-Test Method",
Proc. 20th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference, Boston 1988, im Druck
- /5/ Stewart, B.L.;
persönliche Mitteilung
- /6/ Briand, A.; Laborde, J.C.; Mulcey, Ph.;
"Limits of HEPA Filters Operation under High Temperature Conditions",
CONF 860 820 (1981) S. 890 ff.
- /7/ Pratt, R.P.; Green, B.-L.;
"Performance Testing of HEPA Filters under Hot Dynamic Conditions",
CONF 840 806 (1985) S. 1107.
- /8/ Dymont, J.;
"Assessment of Air Filtration At Elevated Temperatures and Pressures",
Filtration and Separation 8 (1970) Nr. 6, S. 441 ff.
- /9/ Breschi, R.; Cuccuru, A.;
"Scanning Electron Microscopy of ULPA and HEPA Filter Papers",
Proc. 20th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference, Boston 1988, im Druck

- /10/ Rüdinger, V.; et al.;
"BORA— A Facility for Experimental Investigations of Air Cleaning During Accident Situations",
CONF 840 806 (1985), p 1441 ff.
- /11/ Rüdinger, V.; et al.;
"Zum Studium des Verhaltens von Schwebstoffiltern unter simulierten Störfallbedingungen",
in: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1984
KfK-3500 (1985) S. 4400-27 ff.
- /12/ Rüdinger, V.; et al.;
"Schwebstoffiltration unter simulierten Störfallbedingungen",
in: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985
KfK-4000 (1986) S. 4400-21 ff.
- /13/ Rüdinger, V.; et al.;
"Schwebstoffilterung unter Störfallbedingungen",
in: Projekt Reaktorsicherheit, Jahresbericht 1987
KfK-4450 (1988) S. 4400-199 ff.

12.07.07/04A

Challenges in case of an accident in air cleaning systems

PRS 0D5X

(M. Neuberger, A. Gerlach, F. Schlehuber)

Abstract

In air cleaning systems of nuclear facilities filters play an important role in the retention of radioactive particulates. To protect the filters and other air cleaning system components from failure, the challenges resulting from an accident must be known. Therefore a numerical code needs to be developed that allows accurate modeling of air cleaning systems under transient conditions.

For the input of large quantities of data a FORTRAN program has been developed. In this way errors can easily be detected and corrected. Another FORTRAN program generates the required system of nonlinear, algebraic and coupled equations. The calculated theoretical flow resistances showed good agreement with experimental data.

Experimental investigations into the homogeneous condensation of water vapor in the flow downstream of thin cylinders and wire meshes showed that small droplets may be formed under certain conditions. The greatest droplets were found to have a diameter of approximately 1 mm.

The investigation of the propagation of weak shock waves in junctions of ducts with circular and square cross sections was extended by studies of the propagation in varying cross sections. The mathematical model of Dadone is being modified for these geometries. The relation of the differential pressure loss and the Mach number of junctions and channels of convergent or divergent cross sections was investigated. This relation replaces the momentum conservation in the system of equations. The theory shows good agreement with the experimental values.

12.07.07/04A
PRS 0D5X

Störfallbeanspruchungen innerhalb von Lüftungsanlagen
(M. Neuberger, A. Gerlach, F. Schlehuber)

1. Einleitung

In Lüftungssystemen kern- und verfahrenstechnischer Anlagen bilden Filter wirkungsvolle Barrieren zum Einschluß gefährlicher Stoffe und dienen daher der Luftreinhaltung bzw. Abgasreinigung. Doch Störfälle können zu erhöhten Volumenströmen und Differenzdrücken führen und damit die Integrität der Filtersysteme vermindern. Um die Sicherheitsreserven gegenüber einem Filterversagen bestimmen zu können, müssen einerseits die Belastung am Einbauort des Filters, andererseits die Widerstandsfähigkeit der Filter auf diese Belastung bekannt sein. Dazu muß ein Rechencode zur Modellierung der strömungs- und thermodynamischen Vorgänge innerhalb Lüftungsanlagen bei Störfällen, einschließlich der Filterelemente, ausgearbeitet werden.

2. Modellierung der Strömungsverhältnisse in Lüftungs- und Filteranlagen

Nachdem die strömungs- und thermodynamischen Grundlagen in vielverzweigten Lüftungsanlagen für den kompressiblen, aber stationären Fall aufbereitet waren, mußte die große Anzahl der Eingabedaten in programmtechnisch rationeller Weise verarbeitet werden können. Dazu wurde ein FORTRAN-Programm entwickelt, das es ermöglicht, die Datensätze menügesteuert einzulesen. Dabei werden nur die geometrischen Daten der Einzelkomponenten benötigt. Alle anderen Daten, wie Druckverlustbeiwert, Regelverhalten usw. werden über strömungsmechanische Zusammenhänge vom Programm berechnet. Ein weiteres FORTRAN-Programm ermöglicht anhand dieser Datenfiles die Generierung des kompletten nichtlinearen, algebraischen Gleichungssystems. Je nach Anzahl der Einzelkomponenten enthält das System mehrere Tausend Gleichungen. Durch diesen Generierungsvorgang werden Fehler beim Aufstellen der Einzelgleichungen ausgeschlossen. Die beiden Programme sollen so erweitert werden, daß automatisch auf eventuelle logische Fehler überprüft wird. Dadurch sollen Doppeleingaben oder Falscheingaben minimiert werden. Weiterhin wird die Vektorisierung des Gleichungssystems überprüft, um durch Benutzung eines Vektorrechners CPU-Zeit zu sparen und so die Rechenkosten zu senken.

Um den Rechencode auch auf instationäre Strömungen anwenden zu können, wurden die Erhaltungssätze als Differentialgleichungssystem nach Zeit und Weg beschrieben. Die Massen-, Impuls- und Energieerhaltung lauten somit /1/:

Massenerhaltung:
$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\frac{p}{T} \right] + \frac{R}{A} \frac{\partial \dot{m}}{\partial x} = 0$$

Impulserhaltung:
$$\frac{\partial \dot{m}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{\dot{m}^2}{A} \cdot \frac{RT}{p} + pA \right] + \frac{\lambda}{2D} \frac{RT}{p} \frac{|\dot{m}| \dot{m}}{A} = 0$$

Energieerhaltung:
$$\frac{c_v}{R} \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \frac{\dot{m}}{A} \left[c_p T + \frac{1}{2} \left[\frac{\dot{m}}{A} \frac{RT}{p} \right]^2 \right] + \dot{q} + \dot{a}_t \right\} = 0$$

- Mit: \dot{m} = Massenstrom
 p = Druck
 T = Temperatur
 A, D = Fläche bzw. Durchmesser
 R = spezifische Gaskonstante
 λ = Rohrreibungskoeffizient
 \dot{q}, \dot{a}_t = zu- oder abgeführte Wärme bzw. technische Arbeit
 t, x = Zeit- bzw. Wegkoordinate
 c_v, c_p = spezifische Wärmekapazität bei konstantem Volumen bzw. Druck

Auch das Differentialgleichungssystem soll durch den Gleichungsgenerator selbständig erstellt werden. Verschiedene Algorithmen zur Lösung der Differentialgleichungen, eventuell auch in Vektorform, werden geprüft.

Um die notwendigen Eingabedaten zu erhalten, wurde damit begonnen, die Geometriedaten des KKW Mühlheim Kärlich so weit aufzubereiten, daß sie direkt eingelesen werden können. Die Volumenstromabhängigkeit einzelner Komponenten, wie z.B. Kanalabzweige und Zusammenführungen, muß noch in geeigneter Weise dargestellt werden.

Neben der Kenntnis des strömungs- und thermodynamischen Verhaltens innerhalb der Lüftungsanlage, ist es auch erforderlich, den Δp - \dot{V} -Zusammenhang des Filters unter bestimmten Betriebsbedingungen zu modellieren. Hierzu wurde ein Rechenprogramm erstellt, das aus frei wählbaren geometrischen Vorgaben wie Papierdicke, Filterabmessungen, Faltenzahl oder Plisierwinkel die Druckverlustkurve bestimmt. Die Berechnung des Gesamtdruckverlusts aus der Summe von Ein- und Ausströmverlusten sowie Reibungs- und Papierwiderständen zeigt eine gute Übereinstimmung mit Meßergebnissen. Bild 1 stellt die theoretische Druckverlustkennlinie und die gemessenen Werte in trockener Luft für einen handelsüblichen unbeladenen Schwebstofffilter mit den Abmessungen 610x610x292 mm dar. Der Papierwiderstand wurde experimentell zu 170 Pa bei 1700 m³/h Nennvolumenstrom bestimmt.

Die Rechnung zeigt, daß bei kleinen Volumenströmen der Anteil des Papierwiderstands am Gesamtdruckverlust ca. 95% beträgt. Mit zunehmendem Volumenstrom gewinnen jedoch die Ein- und Ausström- sowie die Reibungsverluste im Dreieckskanal an Bedeutung. Der Umschlag von laminarer in turbulente Strömung am Filtereintritt findet bei einem Luftdurchsatz von ca. 2650 m³/h statt. Die Umlenk- und Reibungsverluste steigen nun proportional zum Quadrat der Anströmgeschwindigkeit, wie auch durch Messungen belegt wird. Die Durchströmung des Filterpapiers bleibt jedoch bis zu weit höheren Volumenströmen laminar. Zwischen dem Druckverlust im Papier und der Anströmgeschwindigkeit besteht weiterhin ein linearer Zusammenhang /2/.

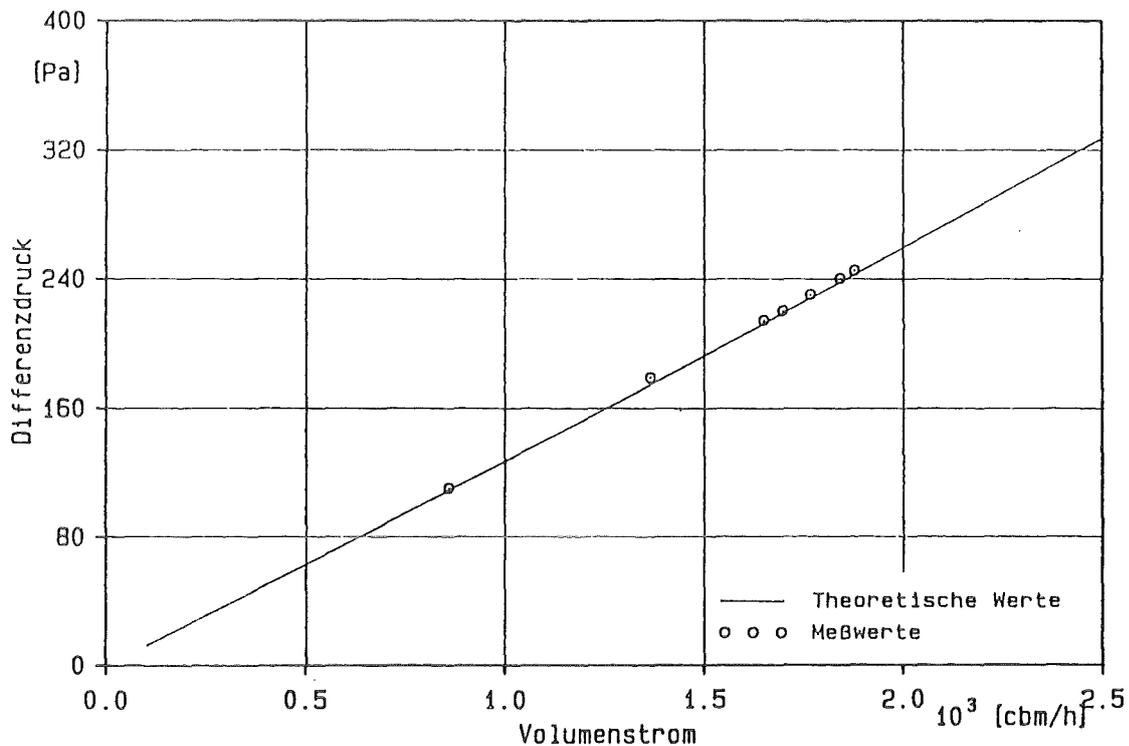


Bild 1: Vergleich der berechneten Druckverlustkennlinie eines Schwebstofffilters mit gemessenen Werten. Filtergröße 610x610x292 mm, bei Raumtemperatur, unbeladen.

Somit dient das Rechenprogramm als Grundlage, um das $\Delta p-\dot{V}$ -Verhalten der Filter effektiv modellieren zu können. Es dient ebenfalls zur Kontrolle der früher bestimmten $\Delta p-\dot{V}$ -Kennlinien unbeladener und beladener Filter. Das Rechenprogramm soll erweitert werden, um auch die Strömungsverhältnisse innerhalb des Filterpacks bestimmen zu können. So können unter anderem wichtige Erkenntnisse zur Filteroptimierung bezüglich Abscheidegrad und Festigkeit

gewonnen werden. Weiterhin besteht die Möglichkeit, das Programm zur Berechnung turbulenter Filterdurchströmung auszubauen. Dadurch könnten teure und zeitaufwendige Experimente zur Bestimmung des Differenzdruckes weitestgehend entfallen und eine systematische Parameteranalyse durchgeführt werden.

3. Orientierende Untersuchungen zur Kondensation im Nachlauf von Störkörpern

Untersuchungen hinsichtlich des Verhaltens von Schwebstofffiltern ergaben, daß diese auf hohe Luftfeuchten und insbesondere auf bereits auskondensierte Tröpfchen sehr empfindlich reagieren. Deshalb ist es außerordentlich wichtig zu untersuchen, wann mit Kondensation zu rechnen ist. Dabei muß berücksichtigt werden, daß Kondensationsvorgänge auch durch bestimmte Veränderungen des Strömungszustandes ausgelöst werden können.

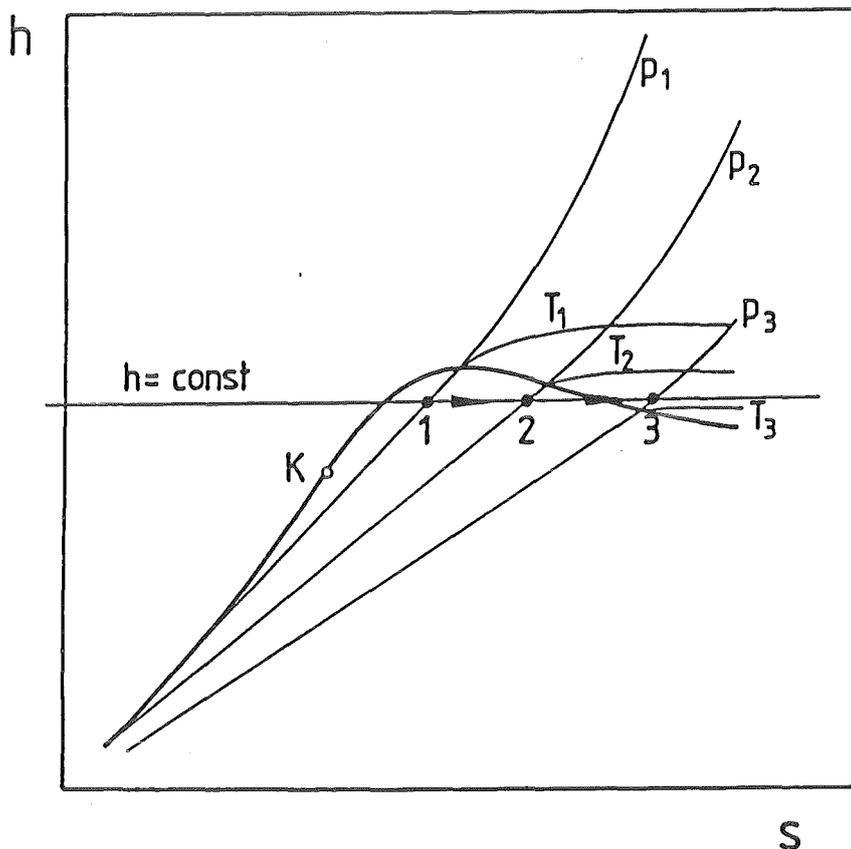


Bild 2: h,s - Diagramm mit adiabater Drosselung.

Dazu betrachten wir im Zustandsdiagramm (Bild 2) zwei Grenzfälle. Einmal den Übergang von Zustand 1—2 innerhalb des Naßdampfgebietes und den Übergang von Zustand 1—3 vom Naßdampf— in das Überhitzungsgebiet. Während im ersten Fall lediglich eine Dampftrock-

nung erfolgt, entsteht im zweiten Fall überhitzter Dampf, in der Literatur auch als Drosselüberhitzung bezeichnet.

Neben der adiabaten Drosselung ist noch die reale, irreversible Expansion von Bedeutung /3/. Das Zustandsdiagramm (Bild 3) zeigt, daß die Zustandsänderung nicht isentrop verläuft. Zustand 2 erreicht einen höheren Wert für die Entropie als Zustand 1. Die Ursache dafür sind die dissipativen Prozesse oder Ausgleichsvorgänge im Inneren des Systems.

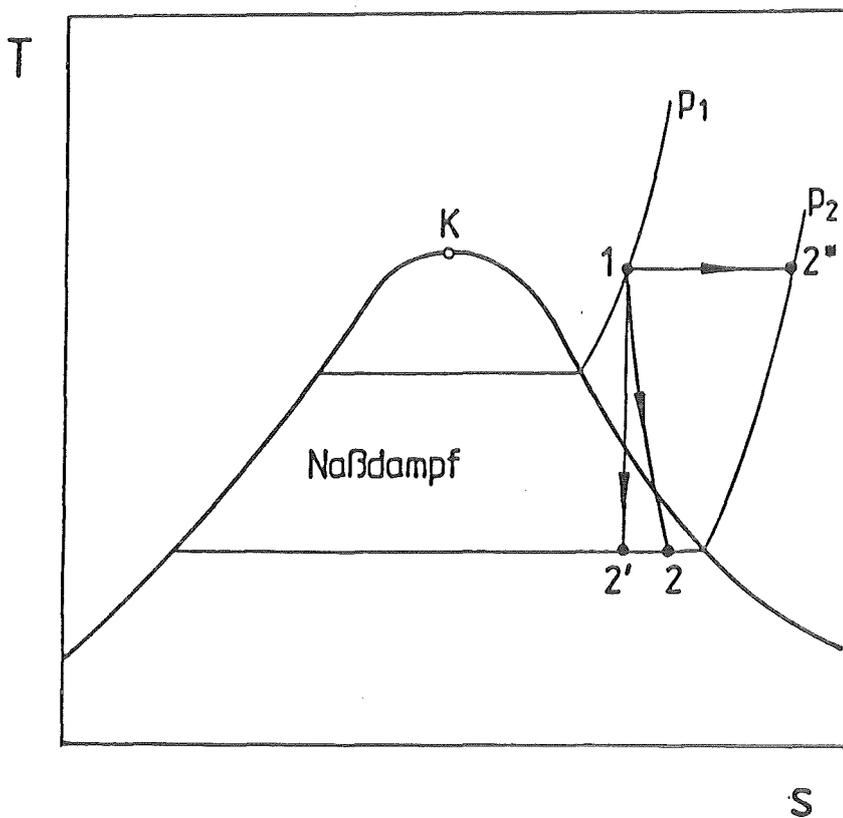


Bild 3: T,s – Diagramm mit irreversibel, adiabater Expansion (1 – 2).

Verfolgt man den Zustandsverlauf 1→2, so zeigt sich, daß je nach Ausgangszustand und Entropiezunahme der Punkt 2 im Naßdampfgebiet liegen kann. Der Dampf ist in diesem Fall übersättigt und die Voraussetzung für Kondensation somit prinzipiell gegeben. Der Vergleich mit der isentropen Expansion 1→2' läßt erkennen, daß deren Endpunkt 2' deutlich weiter im Naßdampfgebiet liegt und daher der Anteil kondensierbarer Flüssigkeit höher ist. Das Gegenteil ist der Fall, wenn wir ebenfalls von Zustand 1 ausgehend den Drosselvorgang 1→2* betrachten. Hier wird die gesamte Druckdifferenz bzw. die der Druckdifferenz entsprechende kinetische Energie dissipiert, was zu einer noch stärkeren Überhitzung führt. Die irreversible, adiabate Expansion, die in technisch relevanten Fällen eintreten wird, liegt im Zustandsver-

lauf zwischen den Extremfällen der isentropen Expansion und der Drosselung. Ihr Verlauf richtet sich nach den Verlusten des Prozesses. Der Extremfall einer verlustbehafteten Strömung, die Drosselung, wirkt der Kondensation entgegen.

Bei einer Zustandsänderung wird der thermodynamische Gleichgewichtszustand gestört. Erst am Endpunkt der Zustandsänderung ist er wieder hergestellt. Man hilft sich durch ein Gedankenmodell, wobei der Zustandsverlauf als Aneinanderreihung von Gleichgewichtszuständen betrachtet wird. Dies ist bei kleinen Abweichungen vom Gleichgewicht möglich. Bei einem System aus zwei oder mehreren Phasen (heterogen) ändern sich die Zustandsgrößen an den Phasengrenzen sprunghaft. Zweiphasengebiete der Zustandsfläche sind das Naßdampf-, Schmelz- und Sublimationsgebiet eines Stoffes. In diesen heterogenen Gebieten haben die beiden im thermodynamischen Gleichgewicht stehenden Phasen denselben Druck (sofern Krümmungseffekte keine Rolle spielen) und dieselbe Temperatur (Sättigungsdruck bzw. Sättigungstemperatur). Bei schnell ablaufenden Prozessen können große Abweichungen vom thermodynamischen Gleichgewicht auftreten. Für sehr hohe Expansionsgeschwindigkeiten kann feuchte Luft ohne weiteres kurzzeitig um mehr als 150 K unterkühlt werden, ohne daß Kondensation auftreten müßte.

Um in Abwesenheit von Kondensationskernen bzw. -flächen die Kondensation eines gasförmigen Stoffes zu bewirken, muß dieser übersättigt sein /4/. Wir wollen den Begriff "Sättigung" (z.B. Sättigungsdruck $p_s(T)$) nur im Sinne des Gleichgewichtszustandes bei ebener Kondensationsgrenzfläche und reinen Systemen verwenden. Als Übersättigung S bezeichnet man das Druckverhältnis

$$S = \frac{p_D}{p_s(T)}$$

mit p_D als dem Druck (bzw. Partialdruck) des Dampfes von der absoluten Temperatur T und p_s als dem zu T gehörigen Sättigungsdruck. Für Übersättigung ist $S > 1$. An Stelle der Übersättigung kann man zur Beschreibung eines übersättigten Zustandes auch die Unterkühlung

$$\Delta T = T_s(p_D) - T$$

verwenden, die sich vor allem bei der Betrachtung von Wärmeübergangsvorgängen als zweckmäßig erweist. Ein weiterer wichtiger Begriff ist in diesem Zusammenhang die Expansionsgeschwindigkeit, die auf den Druck bezogen wird /4/:

$$\dot{p} = -\frac{1}{p} \frac{dp}{dt}$$

Je schneller eine Expansion abläuft, umso weiter kann der Zustand des Fluids unterkühlt werden, bis schließlich z.B. durch spontane Keimbildung die Kondensation eingeleitet wird.

Grundsätzlich unterscheidet man "heterogene" Kondensation, bei der die Kondensatbildung durch fremde Oberflächen wie kalte Wände (z.B. im Kondensator) oder Kondensationskerne wie Staub- und Schmutzpartikel, Salzkristalle oder auch Ionen eingeleitet wird, und "homogene" oder "spontane" Kondensation /4/, bei der sich Kondensationskeime aus der kondensierenden Phase durch zufällige Komglomeration von Dampfmolekülen (sogenannte spontane Keimbildung) infolge thermischer Fluktuationen ohne Mitwirkung von "Kondensationskernen" bilden. Heterogene Kondensation findet auch bei schnellen Zustandsänderungen in der Nähe des Sättigungszustandes statt, während spontane Kondensation eine verhältnismäßig starke Übersättigung (Unterkühlung) des Dampfes voraussetzt (z.B.: homogene Wasserdampfkondensation in feuchter Luft: Unterkühlung $T = 5 \text{ K}$ für eine Expansionsgeschwindigkeit von $-\frac{1}{p} \frac{dp}{dt} = 10^3 \text{ sec}^{-1}$).

Homogene Kondensation wird in der Regel nur auftreten, wenn die Zustandsänderung vom überhitzten zum unterkühlten Zustand so rasch erfolgt, daß die Wirkung von Kondensationskernen, die in technisch verwendeten Dämpfen praktisch immer vorhanden sind, nicht zur Geltung kommen kann. Als Maß für diese Abweichung vom thermodynamischen Gleichgewicht dient die bereits oben eingeführte Übersättigung bzw. Unterkühlung. Für das Eintreten von homogener Kondensation sind unterkühlte (übersättigte) metastabile Zustände die Voraussetzung. Solche Zustände entstehen auf zweierlei Arten:

- Die Expansion wird mit absolut staubfreiem Dampf durchgeführt, so daß keine "Fremdkerne" vorhanden sind, die Kondensation sofort nach Überschreiten der Taulinie ermöglichen.
- Die Expansion wird so schnell vorgenommen, daß Kondensation an etwaigen Fremdpartikeln nicht dazu ausreicht, ab der Taulinie den Zustand im Gleichgewicht zu halten.

Bedingungen für eine rasche Expansion sind in Düsen sowie an umströmten Körpern anzutreffen.

Heterogene Kondensation tritt im Gegensatz zur homogenen Kondensation nur dann auf, wenn die kondensierbare Phase Partikel enthält, an denen sie sich niederschlagen kann. Zur Unterscheidung von den Kondensationskeimen bei der homogenen Kondensation werden diese Partikel als Kondensationskerne bezeichnet. Bei der Kondensation in technischen Anwendun-

gen handelt es sich zumeist um heterogene oder Oberflächen-Kondensation, da praktisch alle kondensierbaren Realgase mit Staub- oder Feinstpartikeln beladen sind bzw. Wandflächen zur Kondensation angeboten werden. Beispiele hierfür sind Naßkühltürme, bei denen sich die Nebeltröpfchen des Schwadens um die in der Umgebung vorhandenen Partikel bilden. Es ist aber auch möglich, daß homogene und heterogene Kondensation gemeinsam auftreten. So ist bei einer extrem hohen Expansionsgeschwindigkeit die Oberfläche der Partikel unter Umständen zu klein, so daß die Übersättigung des Gases anwächst, bis schließlich zusätzlich Tröpfchen nach dem Prinzip der homogenen Kondensation gebildet werden (z.B. Kondensationsturbinen).

Um den Einfluß von Störkörpern wie Klappen, Lufterhitzerröhre, Tropfenabscheider u.a. auf Kondensationsvorgänge zu untersuchen, soll zuerst die homogene Kondensation bei der Umströmung von Einzelkörpern betrachtet werden.

Strömt ein Fluid ausgehend vom Ruhezustand (p_0, T_0, ρ_0) mit der Geschwindigkeit v_∞ durch einen Kanal, so treten an einem Zylinder, der eine geringe Kanalversperrung darstellt, im inkompressiblen Grenzfall aus potentialtheoretischen Überlegungen zeitliche Mittelwerte der Übergeschwindigkeiten von $2 v_\infty$ auf. Diese Geschwindigkeitszunahme ist mit einer statischen Temperaturabsenkung von $v^2/2c_p$ verknüpft. Dadurch können Störkörper die homogene Kondensation auslösen. Die so entstandenen Kondensationskeime werden z.T. in den annähernd dissipationfreien Raum hineingestreut, der das Totwasser umschließt, so daß trotz der dissipativen Wirkung des Störkörpers letztlich im gesamten Strömungsfeld Kondensationsnebel möglich ist. Mit zunehmendem Zylinderdurchmesser fällt für gleiche Ruhezustände die zur Kondensation notwendige Anströmmachzahl ab. Darin kommt zum Ausdruck, daß die zur homogenen Kondensation führende Übersättigung mit der Expansionsgeschwindigkeit ansteigt. Für gleiche Anströmgeschwindigkeiten v_∞ nimmt die Änderungsgeschwindigkeiten der Zustandsgrößen bei der Umströmung des Störkörpers mit steigendem Durchmesser ab.

Über die heterogene Kondensation bei der Umströmung von Störkörpern liegen keine Untersuchungen vor. Der mittlere Abstand von Partikeln, die hier als Kondensationskerne dienen könnten, ist jedoch so groß, daß die Verweilzeit der Partikel in übersättigten Teilbereichen des Strömungsfeldes für eine nennenswerte heterogene Kondensation nicht ausreicht. Für ausreichend große Verweilzeiten oder bei einer hohen Partikeldichte wird jedoch auch die heterogene Kondensation bei der Umströmung von Störkörpern Bedeutung erlangen. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß der Sättigungszustand von der Grenzflächenenergie des Systems Partikel/Feuchtluft abhängt.

Neben der Literaturstudie zur homogenen und heterogenen Kondensation wurden in Zusam-

menarbeit mit dem Institut für technische Thermodynamik an der Universität Karlsruhe umfangreiche Experimente durchgeführt. Der Versuchsaufbau bestand aus einem 40x40 mm messenden, durchsichtigen Kanal, den Störkörpern, einem elektrischen Feuchtemeßgerät, einem Prandtl-Rohr zur Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit sowie einem Druckaufnehmer. In Abhängigkeit der Anströmmachzahl und der Ruhefeuchte wurde für den Störkörper Zylinder mit dem Durchmesser $d=0.5, 1.0, 2.0$ und 4.0 mm und je zwei unterschiedliche Drahtgitter und Faserfilter der Kondensationsbeginn bei der Um- bzw. Durchströmung mit feuchter Luft ermittelt. Die Anströmmachzahl wurde von $M_\infty = 0$ bis $M_\infty = 0.6$ und die relative Feuchte von $\varphi = 0.5$ bis 1.0 variiert. Für die Anströmmachzahlen $M_\infty = 0.1, 0.3$ und 0.5 wurde die Größe der an dem Zylinder mit $d = 0.5$ und 2.0 mm abgelösten Tropfen bestimmt. Außerdem wurde die Druckverteilung um den Zylinder mit $d = 0.5$ mm gemessen. Die Reynoldszahl betrug dabei $Re_d = 50$ und die relative Feuchte lag so niedrig, daß Kondensation ausgeschlossen war.

Der bei der Kondensation entstandene Nebel läßt sich nachweisen, indem ein Laserstrahl in gewissem Abstand vom Störkörper durch die Strömung gerichtet wird. Selbst kleinste Tröpfchen mit Durchmessern bis unter einen μm werden durch Brechung und Teilreflexion des kohärenten Lichts des Lasers sichtbar. In der Meßkammer ist dann je nach Stärke der Kondensation ein mehr oder minder intensiver Lichtstrahl zu erkennen. Mit dieser Methode konnte der Kondensationsbeginn im Nachlauf der verschiedenen Störkörper bestimmt werden.

Bild 4 zeigt in Abhängigkeit der Ruhefeuchte und der Anströmmachzahl den Verlauf des Kondensationsbeginns bei der Umströmung der Einzelzylinder. Scharparameter ist der Zylinderdurchmesser. Oberhalb dieser Kurven findet im Nachlauf dieses Störkörpers Kondensation statt, unterhalb bleibt sie aus. Wie zu erwarten, steigt bei konstanter Anströmmachzahl für abnehmende Zylinderdurchmesser die Ruhefeuchte an, die zur Kondensation erforderlich ist. Für kleine Zylinderdurchmesser nimmt die Expansionsgeschwindigkeit zu und die Unterkühlungstemperatur erhöht sich. Dadurch kann der Ungleichgewichtszustand der feuchten Luft weiter in das Zweiphasengebiet eindringen. Erst nach Bildung feiner Nebeltröpfchen tritt Kondensation ein bis wieder Gleichgewicht entsteht. Man erkennt weiter eine asymptotische Grenzlinie unterhalb derer selbst bei weiterer Steigerung der relativen Feuchte keine Kondensation eintritt. Bei Beschleunigung auf eine Anströmmachzahl von $M_\infty = 0.3$, was etwa einer Geschwindigkeit von $v_\infty = 100$ m/s entspricht, wird die statische Temperatur um 5 K abgesenkt. Die Expansionsgeschwindigkeit in der Zone vom Staupunkt des Zylinder bis zum Dickenmaximum liegt je nach Durchmesser bei etwa 10^3 /sec. Die entsprechende Unterkühlungstemperatur beträgt ebenfalls etwa 5 K. Das heißt unterhalb einer bestimmten Geschwindigkeit kann es aufgrund der Unterkühlung nicht mehr zur Kondensation kommen. Der restliche Querschnitt des Meßkanals hat keine Temperaturabsenkung erfahren. Durch die hohe Rey-

noldszahl $Re_d = 10^5$ ist die Strömung voll turbulent und ein großer Queraustausch von Wärme und eventuell entstandener feiner Nebeltröpfchen vorhanden. Diese Tröpfchen können, wenn sie klein genug sind, wieder verdampfen oder erst bei höheren Geschwindigkeiten entstehen.

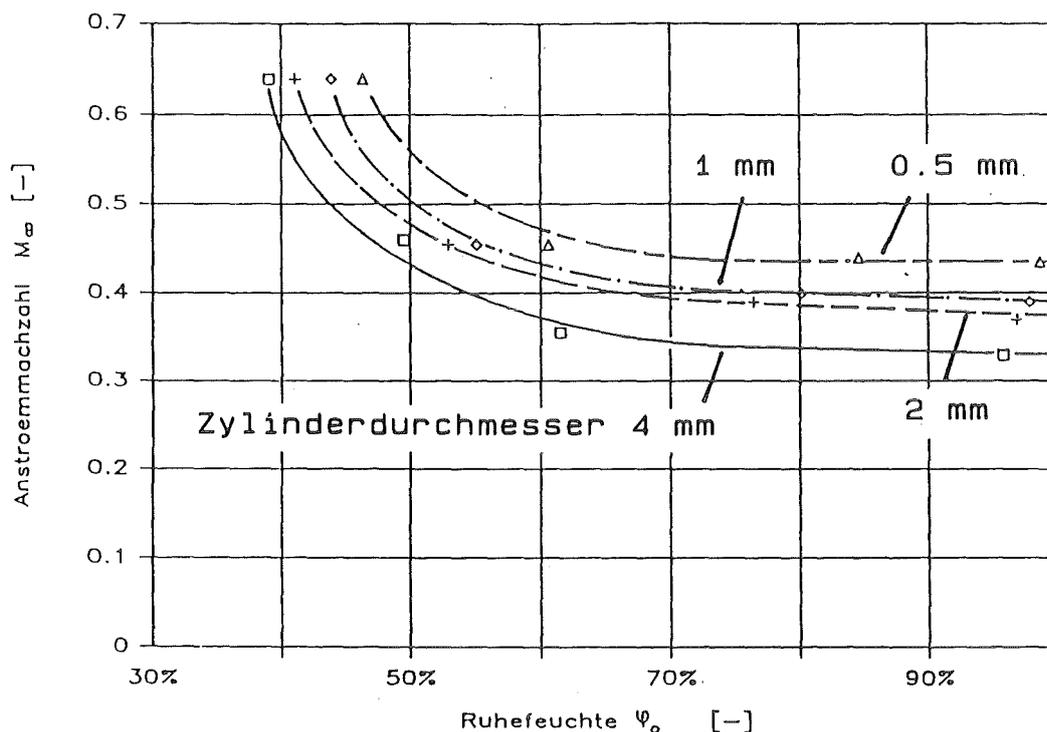


Bild 4: Von zylindrischen Störkörpern ausgelöster Kondensationsbeginn in Abhängigkeit von Anströmmachzahl und Ruhefeuchte; Parameter ist der Zylinderdurchmesser.

Als weitere Störkörper wurden zwei Drahtgitter untersucht. Bild 5 gibt den Verlauf des Kondensationsbeginns der feuchten Luft bei diesen Drahtgittern wieder. Das Gitter "grob" besteht aus 0.5 mm starkem Draht mit einer Maschenweite von 6 mm. Die Drahtstärke des Gitters "fein" beträgt 0.35 mm, die Maschenweite ca. 1 mm. Auch hier tritt die Kondensation beim feinen Gitter wegen des großen Versperrungsfaktors und der dadurch zusätzlich bedingten höheren Expansionsgeschwindigkeit erst bei höheren Ruhefeuchten auf, als im Fall des grobmaschigen Gitters, das zudem eine größere Drahtstärke besitzt. Bemerkenswert ist dabei, daß keine Grenzlinie wie bei den Einzelzylindern festgestellt werden konnte. Es liegt die Vermutung nahe, daß die Tröpfchen früher entstehen bzw. bereits vorhandene leichter anwachsen können, da der gesamte Kanalquerschnitt eine Temperaturabsenkung erfährt und der Queraustausch somit der Kondensation nicht entgegenwirkt. Außerdem wird die lokale Konzentra-

tion der Kondensationskerne durch die im Vergleich zu dem Einzelkörper doch erhebliche Querschnittsverengung erhöht.

Bei den beiden Faserfiltern konnte keine Kondensation festgestellt werden. Dies war zu erwarten, da diese beiden Filter sehr hohe Druckverlustbeiwerte aufweisen. Die Durchströmung dieser beiden Faserfilter kommt einer isenthalpen Drosselüberhitzung gleich. Die dadurch hervorgerufene Abnahme der relativen Feuchte der Luft kann bei einer Anströmgeschwindigkeit von 10 m/sec mit 13% angegeben werden.

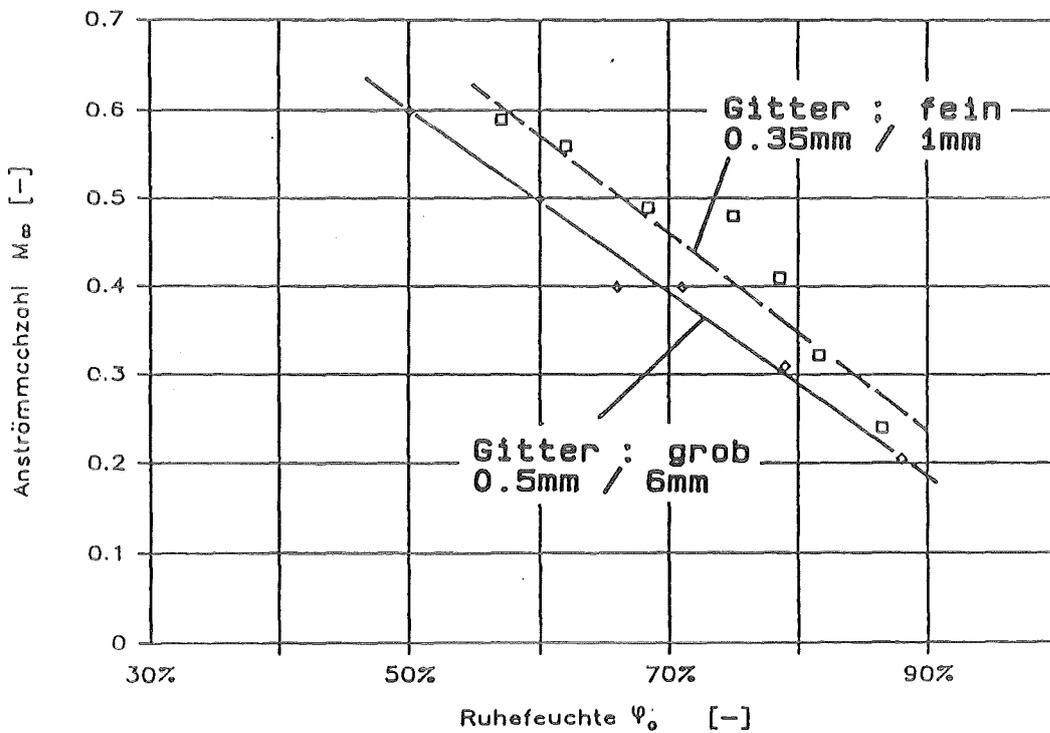


Bild 5: Durch die Störkörper Drahtgitter ausgelöster Kondensationsbeginn in Abhängigkeit von Anströmmachzahl und Ruhefeuchte.

Zur Ermittlung der Größe der von den Störkörpern abgelösten Tropfen wurde ein rußbeschichtetes Glasplättchen in die Zweiphasenströmung eingebracht. Auftreffende Tropfen durchschlagen die Rußschicht und hinterlassen Flecken, die im Gegenlicht unter dem Mikroskop deutlich zu erkennen und auszumessen sind. Die Größe der abgelösten Tropfen wurde bei den Machzahlen $M_\infty = 0.1, 0.3$ und 0.5 untersucht. Bei $M_\infty = 0.1$ konnten keine abgelösten Tropfen festgestellt werden. Die Ruhefeuchte wurde bei einer Anströmmachzahl von $M_\infty = 0.3$ auf 74% und bei $M_\infty = 0.5$ auf 80% eingestellt. Bei beiden Zylinderdurchmessern $d=0.5$ und 2.0 mm und

Machzahlen von $M_\infty = 0.3$ und 0.5 lagen die meisten Tröpfchen zwischen 165 und $300 \mu\text{m}$. Die größten Tröpfchen wurden jedoch bei $M_\infty = 0.5$ und $d = 0.5 \text{ mm}$ mit $990 \mu\text{m}$ gemessen.

Um den Einfluß der Kondensation auf die Druckverteilung um einen Störkörper zu untersuchen, wurden Messungen an einem Zylinder mit 4 mm Durchmesser bei einer Anströmmachzahl von $M_\infty = 0.51$ und einer Ruhefeuchte von $\varphi = 68.5\%$ durchgeführt. Dabei setzte Kondensation unmittelbar auf der Rückseite der Zylinderoberfläche ein. Kurz nach dem Dickenmaximum findet kein Druckanstieg, wie es potentialtheoretisch zu erwarten wäre, sondern eine Druckabnahme statt. Eine Wärmezufuhr bewirkt in einer Unterschallströmung immer eine relative Absenkung des statischen Drucks. Diese Wärme liefert hier die freiwerdende Kondensationenthalpie.

Die experimentellen Untersuchungen zur Kondensation von Wasserdampf in beschleunigten Strömungen haben gezeigt, daß relativ kleine Störkörper und weitmaschige Netze zur Kondensation und Bildung feiner Nebeltröpfchen führen können und damit die Filterelemente unter Umständen gefährden können. Dieser sehr komplexen Vorgänge müssen in Zukunft näher untersucht werden, um die thermodynamischen wie auch gasdynamischen Zusammenhänge besser verstehen zu können und eine eventuelle Gefährdung der Filter abzuschätzen.

4. Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Lüftungskanälen mit Verzweigungen und Querschnittsveränderungen

Stoßwellen können den Druck in den Lüftungsstrecken und Filtergehäusen um ein Vielfaches gegenüber dem Normalbetrieb ansteigen lassen. Dieser sprunghafte Druckanstieg kann sich, bedingt durch eine Explosion z.B. in einer Wiederaufbereitungsanlage, einem Bruch in der Kühlmittelleitung oder dem Durchreißen eines Filters bei erhöhtem Differenzdruck, als Welle durch die Gesamtanlage fortpflanzen und, je nach Stärke, einen erheblichen Schaden anrichten.

Um diese Stoßwellenausbreitung in Kanalverzweigungen zu untersuchen, wurden in den letzten Jahren zahlreiche Experimente mit verzweigten Kanälen runden bzw. quadratischen Querschnitts und Abzweigwinkeln zwischen 30° und 150° durchgeführt. Ein Vergleich dieser Resultate mit einer für runde Rohre geeigneten Berechnungsmethode von Dadone /5/ zeigte eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Modellrechnung und den empirisch ermittelten Daten. Dadone geht bei seiner Modellierung von einem algebraischen Gleichungssystem mit 15 Unbekannten aus, das nur numerisch zu lösen ist. Eine der Gleichungen ersetzt formal den Impulsatz, dessen Parameter durch Versuche bei stationärer Strömung bestimmt wurden. Die Lö-

sung dieses Gleichungssystems liefert eine genaue Stoßstärkenaufteilung im Durchgangs- und Abzweigrohr runder Kanäle. Da aber in Lüftungssystemen überwiegend rechteckige Kanäle eingesetzt werden und neben Abzweiggeometrien noch Querschnittsvariationen eine Rolle spielen, sollte dieses sehr genaue Rechenverfahren auch auf solche Kanäle erweitert werden.

In einem ersten Schritt wurde zunächst der für die Aufstellung des Impulssatzes notwendigen Zusammenhang zwischen Druck und Geschwindigkeit sowohl für Abzweige rechteckigen Querschnitts, als auch für eine Düse bzw. einen Diffusor in Versuchen mit stationärer Strömung bestimmt. Da Ergebnisse aus früheren Stoßversuchen an rechteckigen Abzweiggeometrien vorlagen, war die Grundlage geschaffen, die Gültigkeit der Theorie direkt zu überprüfen. Für querschnittsvariierende Kanäle lagen noch keine experimentell bestimmten Daten vor, sodaß als zweiter Schritt die empirische Erfassung der Stoßausbreitung in Düse und Diffusor zu nennen ist.

Zur Durchführung der Experimente bei stationärer Strömung wurde eine Versuchsanlage aufgebaut, mit der der Differenzdruck in Abhängigkeit der Strömungsmachzahl ($M_{\max} = 0.107$) eines von 30° bis 150° variierenden Abzweigs und einer vierfach gestuften Düse bzw. eines vierfach gestuften Diffusors, jeweils quadratischen Querschnitts, bestimmt wurde.

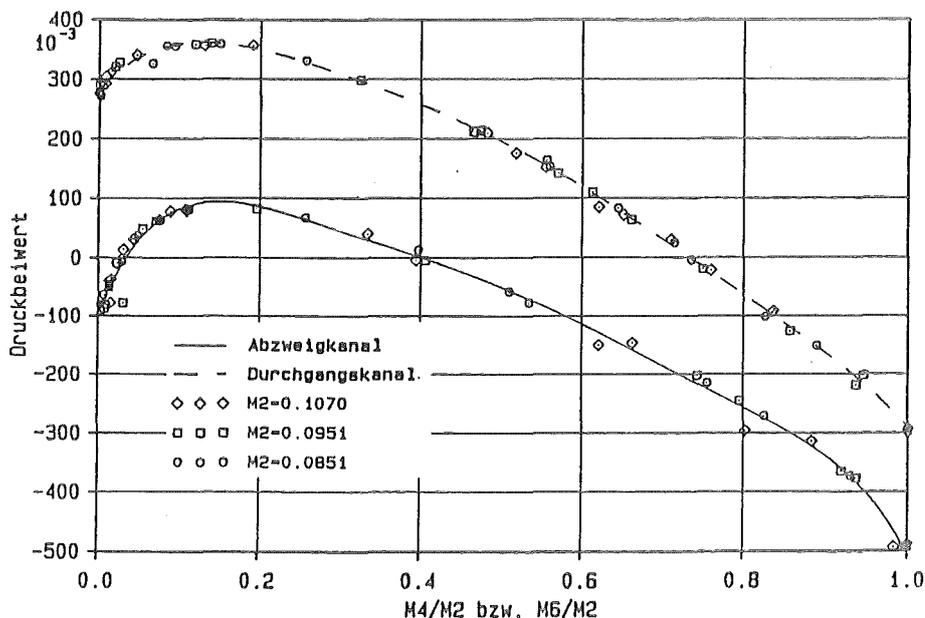


Bild 6: Darstellung des Druckbeiwertes in Abhängigkeit des Strömungsmachzahlverhältnisses beim 90° -Abzweig (quadratischer Kanalquerschnitt).

Bei der Auswertung der gemessenen Daten ergab sich für jeden Abzweigwinkel, jeweils für Durchgangs- und Abzweigrohr, ein charakteristischer Druckverlauf. Dabei wurde der Druck-

beiwert q in Abhängigkeit vom Machzahlverhältnis aufgetragen (siehe Bild 6). Der Druckbeiwert ist ein normierter Differenzdruck und schreibt sich zu:

$$q = \frac{p_2/p_1 - 1}{M_1^2}$$

wobei p_1 bzw. p_2 der Druck vor bzw. nach dem Abzweig und M_1 die Strömungsmachzahl vor dem Abzweig.

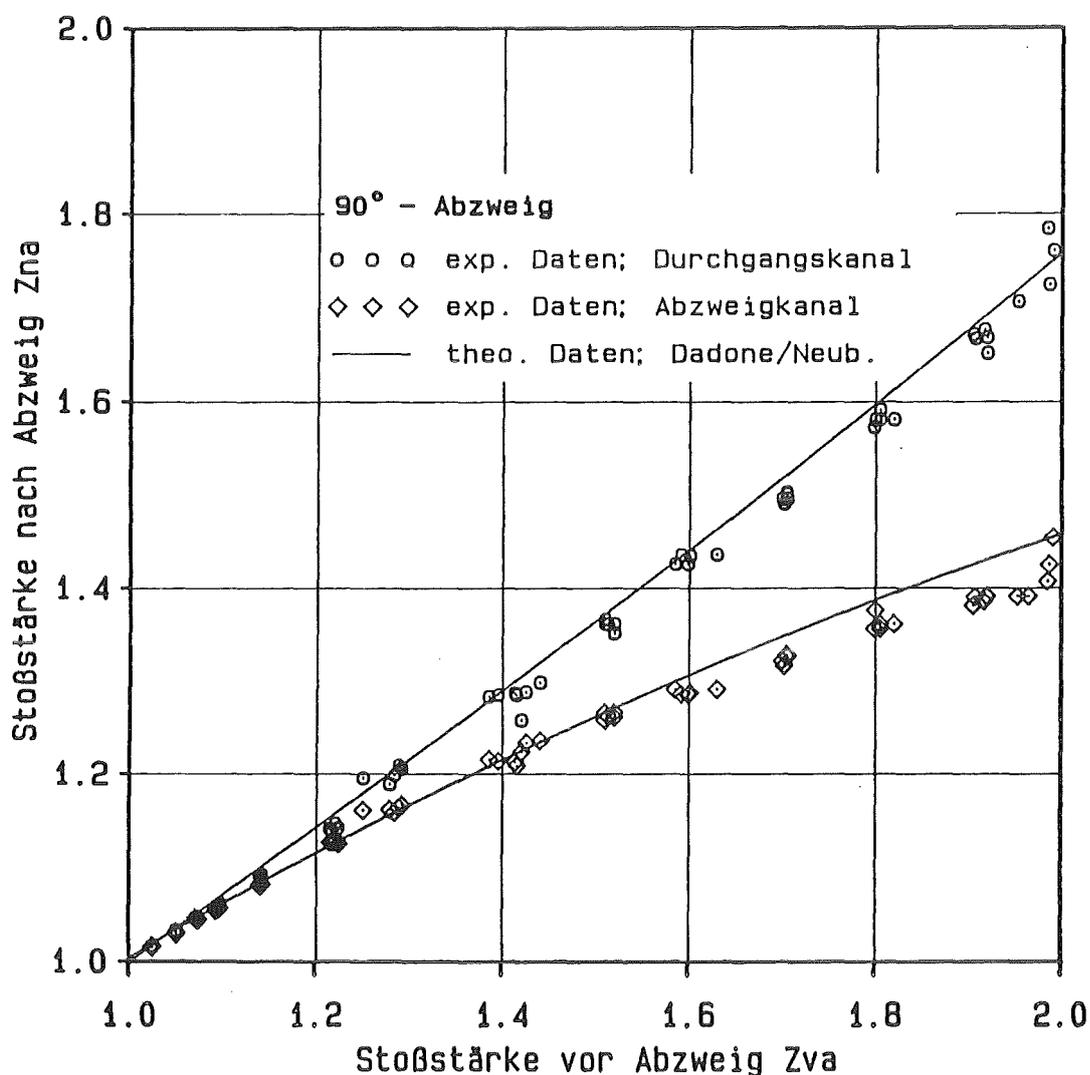


Bild 7: Vergleich der experimentell und theoretisch ermittelten Stoßstärken im quadratischen 90°-Abzweig.

Durch die so aufgetragenen Meßpunkte wurde ein Polynom sechster Ordnung gelegt, damit sie

als geschlossene Kurve und mathematisch beschreibbar vorhanden waren. Die sich aus diesem Näherungspolynom ergebenden Koeffizienten wurden in den Impulssatz des Gleichungssystems von Dadone eingesetzt und die Gleichungen gelöst. Die so ermittelten Stoßstärken konnten dann mit früheren Ergebnissen aus Stoßversuchen an rechteckigen Abzweigkanälen verglichen werden. Bild 7 zeigt die Gegenüberstellung der experimentell und numerisch ermittelten Stoßstärken in quadratischen Abzweigkanälen bei einem 90° -Winkel. Für den Durchgangskanal werden die experimentellen Werte exakt vorherberechnet. Für das Abzweigrohr dagegen werden die Stoßwellen bei größeren Eingangsstoßstärken leicht überschätzt.

Mit abnehmenden Abzweigwinkel liegen die berechneten Werte im Abzweig über den experimentellen, im Durchgang besteht immer noch Übereinstimmung. Bei größeren Umlenkungen als 90° kehrt sich diese Tendenz um. Die Experimente im Abzweigkanal werden besser vorhergesagt, die theoretischen Ergebnisse für den Durchgangskanal führen zu größeren Werten als gemessen. Dennoch ergaben sich nie größere Abweichungen als 5%, so daß man bei allen untersuchten Verzweigungen von einer guten bis sehr guten Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment sprechen kann. Damit ist eine gute Grundlage geschaffen aus einfachen Messungen bei stationärer Strömung bzw. aus Abschätzungen aus Lüftungstechnischen Handbüchern auf die Stoßausbreitung in verzweigten Kanalsystemen zu schließen.

Um die Theorie auf querschnittsverengende und -erweiternde Kanäle ausbauen zu können, wurde der Δp - \dot{V} -Verlauf auch für diese Geometrie bei stationärer Strömung bestimmt. Der Druckbeiwert q wurde dabei über der Strömungsmachzahl vor der Flächenänderung aufgetragen. Er steigt im untersuchten Bereich linear mit der Machzahl an. Die Meßpunkte konnten wieder durch einen Polynom approximiert werden. Die aus diesen Druckverläufen resultierenden Koeffizienten wurden ebenfalls in das auf Dadones Berechnungsmethode basierende Gleichungssystem eingesetzt und mit den Stoßversuchen verglichen. Zur Zeit liegen nur Ergebnisse des Rechencodes für eine Flächenverdoppelung vor. Beim Vergleich dieser Ergebnisse mit den Experimenten ergab sich auch hier eine gute Übereinstimmung (siehe Bild 8). Bei der Berechnung anderer Flächenvariationen, insbesondere bei Flächenverengungen ergaben sich jedoch erhebliche Schwierigkeiten, da bei großen Änderungen des Querschnitts und hohen Geschwindigkeiten Sekundärstöße auftreten, die mit der vorliegenden Theorie noch nicht berücksichtigt werden. Das Rechenmodell wird jedoch entsprechend erweitert.

Sollten sich ähnlich gute Resultate bei den restlichen Flächenvariationen und denen der Düse einstellen, wäre eine Basis geschaffen, ein ingenieurmäßiges Berechnungsprogramm zur Dimensionierung einer kompletten Lüftungsanlage zu realisieren.

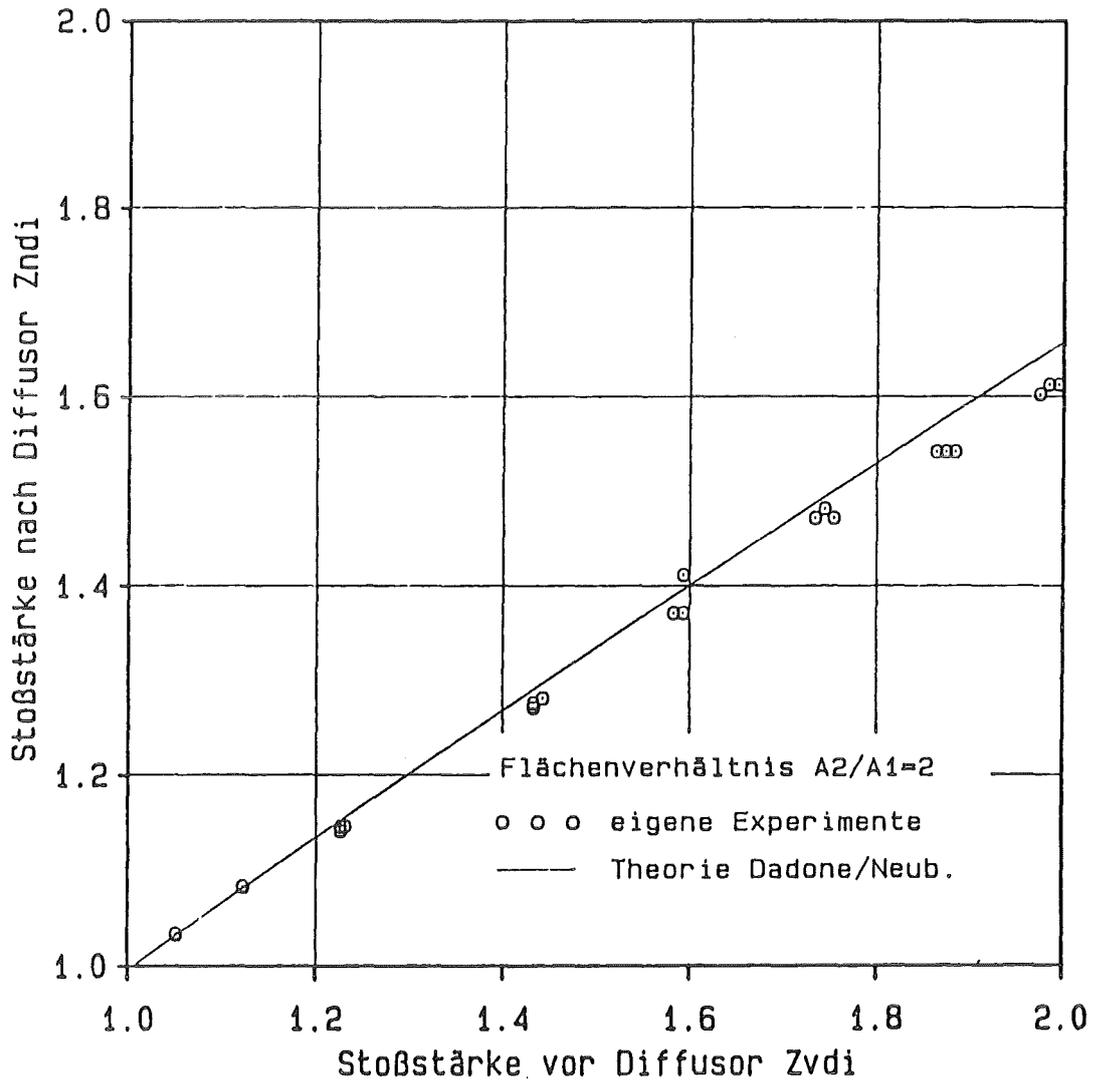


Bild 8: Vergleich der experimentell und theoretisch ermittelten Stoßstärken in einem Diffusor mit quadratischem Querschnitt.

5. Literaturverzeichnis

- /1/ Zierep, J.
Grundzüge der Strömungslehre;
1. Auflage, Karlsruhe: Braun 1979.
- /2/ Kinney, R.
Fully Developed Frictional and Heat Transfer Characteristics of Laminar Flow in
Porous Tubes;
Int. J. Heat Mass Transfer
11 (1968), 1392–1401.
- /3/ Elsner, N.
Grundlagen der technischen Thermodynamik;
4. Auflage, Berlin: Akademie Verlag 1980.
- /4/ Ehrler, F.
Spontane Kondensation
VDI-Wärmeatlas,
5. Auflage, Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH 1988.
- /5/ 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 Entwicklung von Methoden zur Abschätzung und Minimierung
der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen

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

The investigations concentrate on two main points:

- (1) modelling and assessment of accident consequences, and
- (2) development of decision-aiding systems for nuclear emergencies.

The program system UFOMOD has been completed by preprocessing, evaluation and plot programs. An important supplement for detailed analyses of the ingestion pathway is the stand-alone program UFOING, which was comprehensively documented. The concept and basic structure of the economic module have been fixed and investigations on the availability of national and European economic data have been started.

The program system UFOMOD has been applied in several probabilistic assessments. Especially, the dose assessments for the reprocessing plant of Wackersdorf could be finalized with an interesting intercomparison of the atmospheric dispersion models RIMPUFF and MESOS. By numerical variations of the filter efficiency in the case of controlled containment venting at PWRs and BWRs, the influence on the radiological consequences of different filter concepts could be quantified. From detailed uncertainty and sensitivity analyses of the modules "atmospheric dispersion" and "early countermeasures", confidence bounds for the distribution functions of consequences could be derived and the model parameters responsible for these uncertainties could be identified. In cooperation with NRPB (UK), UFOMOD will be further developed to the European accident consequence code system COSYMA.

At present, decision aiding systems are under development, which support decision-makers in the case of a real nuclear emergency and serve as powerful instruments for training and in the exercising of emergency plans. In feasibility studies, the concept and structure of RESY (real-time system for the early phase) and RADE-AID (for the intermediate and late phase) are being investigated.

- 12.07.08 Entwicklung von Methoden zur Abschätzung und
Minimierung der radiologischen Folgen von
Reaktorunfällen
- 12.07.08/01A Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen
PRS OD5S
- 12.07.08/02A Entwicklung eines rechnergestützten
PRS OD5T Entscheidungshilfe-Instrumentariums für
kerntechnische Notfälle
- (I. Al-Omari, K. Burkart, J. Ehrhardt, F.
Fischer, I. Hasemann, I. Kazakis,
D. Meyer*), J. Päsler-Sauer, H.-J. Panitz,
J. Qu, M. Rafat *), W. Raskob *),
C. Steinhauer; INR)

1. Das Programmsystem UFOMOD

1.1 Struktur und Weiterentwicklung von UFOMOD

Zu Beginn des Berichtszeitraums wurde in Zusammenarbeit mit dem NRPB (UK) die Struktur und die Modellierung des europäischen Unfallfolgencodes COSYMA ("Code System of Project MARIA") festgelegt (s. Abb. 1). Als Grundlage dient die gegenwärtige Version des Programmsystems UFOMOD /1, 2/ einschließlich aller Vorprogramme und Datensätze. Es wird vervollständigt und in seiner Flexibilität erweitert durch Optionen und Modelle, die der Unfallfolgencode MARC des NRPB enthält; außerdem wird der derzeit in der Entwicklung befindliche Modul zur Abschätzung monetärer Konsequenzen unfallbedingter Radionuklidfreisetzungen (siehe Abschnitt 1.4) implementiert.

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

Das Programmsystem UFOMOD, seine Einzelmodelle und Datensätze, sowie beispielhafte Abschätzungen und die Möglichkeiten der Ergebnisdarstellung wurden während des "Joint CEC/OECD(NEA) workshop on recent advances in reactor accident consequence assessments", Rom, 25. bis 29. Januar 1988 /3-7/, und des "Seminar on UFOMOD and the development of an European accident consequence code" zwischen dem 17. und 21. Oktober 1988 im KfK einem breiten Interessentenkreis vorgestellt. Der erste Teil des KfK-Seminars mit 55 Teilnehmern aus 13 europäischen Ländern richtete sich an potentielle UFOMOD (und COSYMA) Benutzer. Eine große Anzahl von Unterlagen wurde an die Teilnehmer verteilt, in denen eine ausführliche Beschreibung der Programmstruktur, der einzelnen Module und der in ihnen enthaltenen Rechenmodelle für atmosphärische Ausbreitung, Dosis- und Schadensabschätzungen, sowie Schutz- und Gegenmaßnahmen enthalten ist. Erläuterungen zur Ein- und Ausgabe, zu ergänzenden Auswerteprogrammen und zu den Datensätzen vervollständigten die Dokumentation. An zwei Trainingsnachmittagen wurde anhand von Anwendungsbeispielen aufgezeigt, wie durch geeignete Wahl von Steuerparametern Ergebnisse zu speziellen Fragestellungen erzielt werden können. Der zweite Teil des Seminars (1 Tag) richtete sich an alle MARIA-Vertragsnehmer mit dem Ziel, Modelle und Daten zu identifizieren, die für den COSYMA-code von Bedeutung sein können.

1.2 Atmosphärische Ausbreitung

Das Programmsystem UFOMOD ist der erste Unfallfolgecode, in dem die atmosphärische Ausbreitung konsequent mit Hilfe von Trajektorienmodellen beschrieben wird. Dabei wird zwischen Nah- und Fernbereichsabschätzungen unterschieden, für die entweder die Trajektorienmodelle MUSEMET bzw. RIMPUFF (≤ 50 km) oder MESOS (≥ 50 km) in modifizierter Form eingesetzt werden.

Während des Berichtszeitraums wurden die genannten Ausbreitungsmodelle vervollständigt, getestet und bei verschiedenen

Unfallfolgenabschätzungen für Druck- und Siedewasserreaktoren sowie die Wiederaufarbeitungsanlage Wackersdorf eingesetzt /8/. Dabei zeigten vergleichende Untersuchungen mit RIMPUFF und MESOS im Entfernungsbereich zwischen 100 km und 250 km eine bemerkenswert gute Übereinstimmung der berechneten Aktivitätskonzentrationen und Strahlendosen, obwohl die Ausbreitungsrechnungen entlang Windfeldern erfolgten, die für jedes Modell getrennt aus den synoptischen Aufzeichnungen unterschiedlicher Meßstationen ermittelt wurden.

Das Ausbreitungsmodell MUSEMET wurde durch Implementierung neuerer Modelle für thermischen Aufstieg und zur Berücksichtigung des Gebäudeeinflusses einschließlich lift-off Kriterium verbessert. Die Berechnung der externen Strahlung aus der Aktivitätsfahne im Nahbereich erfolgt mit Hilfe von Korrekturfaktoren, die aus den Ergebnissen von Monte-Carlo-Rechnungen für endliche und halbunendlich ausgedehnte Fahnen von der GSF, Neuherberg, abgeleitet wurden.

Im Spektrum von Quelltermen sind auch Freisetzungen denkbar, die sich über einige Tage bis zu mehreren Monaten erstrecken. Die während diesen Zeiten stattfindenden Ausbreitungsvorgänge können mit den o.g. Trajektorienmodellen beschrieben werden, allerdings mit dem Nachteil großer Rechenzeiten. Alternativ bietet sich an, die während des Freisetzungsvorgangs auftretenden Ausbreitungsbedingungen hinsichtlich Windrichtung, Windgeschwindigkeit, Diffusionskategorie und Niederschlagsmenge statistisch auszuwerten, und anschließend zeitintegrierte Luft- und Bodenkonzentrationen gemäß der ermittelten Ausbreitungsstatistik mit Hilfe des geradlinigen Gaußmodells ISOLA /9/ für quasistationäre Freisetzungsvorgänge abzuschätzen. Eine modifizierte Version von ISOLA wurde in UFOMOD implementiert, getestet und am Beispiel einer 6 Tage dauernden konstanten Freisetzung mit dem Trajektorienmodell MUSEMET verglichen. In Abb. 2 sind die Bodenkonzentrationen in Polarkoordinaten dargestellt. Beide Rechenmodelle liefern Konzentrationsverteilungen, die sowohl in ihrer Richtungscharakteristik als auch in den Zahlenwerten gut übereinstimmen. Die

statistische Auswertung langanhaltender Ausbreitungsvorgänge mit anschließender häufigkeitsgewichteter geradliniger Gauß'scher Ausbreitung liefert folglich ähnliche Ergebnisse, wie die stündliche Berechnung mit einem Trajektorienmodell. Damit ist es mit UFOMOD möglich, alle Quellterme zwischen Normalbetriebsfreisetzungen und Unfällen zu behandeln.

1.3 Dosis- und Schadensmodelle

Für Detailanalysen der Unfallfolgen durch Ingestion von Radionukliden nach unfallbedingten Freisetzungen und zur Beantwortung spezieller Fragestellungen zu Interventionsgrenzwerten für kontaminierte Nahrungsmittel wurde das Rechenprogramm UFOING als eigenständige Ergänzung zum Programmsystem UFOMOD entwickelt und dokumentiert /10/. Für angenommene Freisetzungen zu verschiedenen Zeiten des Jahres werden altersabhängige Individualdosen, Kollektivdosen, zeitabhängige Individualrisiken für letale stochastische somatische Effekte, deren Gesamtzahlen, sowie die von Nahrungsmittelverteilungsverboten betroffenen Flächen und die abgeschätzten Zeitdauern der Verbote berechnet. Zusätzlich können prozentuale Beiträge von Radionukliden und Nahrungsmitteln zu den Dosen und Risiken ermittelt werden.

Zur Verbesserung der Flexibilität von UFOMOD/COSYMA wurden die drei Auswerteprogramme CORARE, CORPER und COCDOS entwickelt. Sie bieten die Möglichkeit, anhand verschiedener graphischer und numerischer Darstellungsformen Korrelationen zwischen nuklidspezifischen Aktivitätskonzentrationen und betroffenen Flächen, individuellen Organdosen und Anzahl der betroffenen Personen sowie kollektiven und individuellen Strahlendosen aufzuzeigen.

Das Bevölkerungsraster für Europa wurde durch Kombination der bei NRPB und KfK vorhandenen Datensätze verfeinert und mit neuen Daten für Spanien vervollständigt. Die Rechenmodelle zur Abschätzung der nichtstochastischen somatischen Gesund-

heitsschäden wurden modifiziert um Änderungen von Dosisintegrationszeiten, LD50-Werten und Dosissschwellen in einfacher Weise zu ermöglichen.

1.4 Modellierung monetärer Konsequenzen

In Zusammenarbeit mit dem NRPB wird für UFOMOD/COSYMA ein Rechenmodell zur Abschätzung der monetären Konsequenzen unfallbedingter Radionuklidfreisetzungen entwickelt. Während mehrerer Arbeitssitzungen wurden die Grundsätze der Modellierung und die Arbeitsschwerpunkte für beide Institutionen festgelegt.

Ziel des Kostenmodells ist die Berechnungen der monetären Konsequenzen nicht-stochastischer und stochastischer gesundheitlicher Schäden sowie von Schutz- und Gegenmaßnahmen zur Verringerung dieser Schäden, wie Evakuierung, Umsiedlung, Dekontamination und Einschränkungen bei der Verteilung von Nahrungsmitteln. Die folgenden Kostenkategorien werden unterschieden:

- Evakuierung/Umsiedlung
 - Ausgaben für Transport und Unterbringung
 - Einkommensverluste der Betroffenen
 - Wertverluste in den betroffenen Gebieten

- Dekontamination
 - Kosten für Dekontaminationsmaßnahmen

- Einschränkungen bei der Nahrungsmittelverteilung
 - Kosten der dem Konsum entzogenen Nahrungsmittel
 - Produktions- und Kapitalverluste in den betroffenen Gebieten
 - Behandlung kontaminierter Nahrungsmittel

- Gesundheitliche Schäden
 - Kosten der medizinischen Behandlung
 - monetärer Wert eines Individuums für die Gesellschaft.

Die Schnittstelle zu den relevanten Modulen von UFOMOD/COSYMA wurde festgelegt. In ersten Testläufen wurde der fehlerfreie Datentransfer überprüft. In einigen Teilbereichen wurden vom Kostenmodell genauere Angaben über Zeitpunkt und Dauer von Schutz- und Gegenmaßnahmen erwartet; die entsprechenden Modelle in UFOMOD/COSYMA wurden entsprechend modifiziert.

Zusätzlich zur Modellierung monetärer Konsequenzen werden Erhebungen von Wirtschaftsdaten auf der Basis von Gemeinde- oder Kreisstrukturen benötigt, insbesondere zur Berechnung der Verluste durch Landflächen, Einkommen und Produktion im Falle von Evakuierung und Umsiedlung. Hierzu wurden Kontakte zu den verschiedenen statistischen Landes- und Bundesämtern aufgenommen.

2. Anwendungen von UFOMOD

2.1 Radiologische Auswirkungen der Wiederaufarbeitungsanlage Wackersdorf auf Österreich

Die in 1987 begonnenen Abschätzungen der radiologischen Auswirkungen der Wiederaufarbeitungsanlage Wackersdorf (WAW) auf das Grenzgebiet bei Passau sowie auf die Gebiete im Bereich der Städte Salzburg, Linz und Wien wurden mit UFOMOD Version NL 87/2 fortgesetzt, abgeschlossen und in einem zusammenfassenden Bericht dokumentiert /8/. Basierend auf den in einstündigen Abständen vorliegenden meteorologischen Daten der Jahre 1982/83 aus dem bayerisch-österreichischen Raum wurden mit dem Ausbreitungsmodell RIMPUFF entlang vorberechneter Windfelder 17520 einzelne Wetterabläufe verfolgt und ihre Beiträge zur Strahlenexposition an den o.g. Aufpunkten für Freisetzungen im Normalbetrieb und bei Störfällen ermittelt. Der Vergleich der Ergebnisse von UFOMOD Version FL 87/1 (mit dem Ausbreitungsmodell MESOS) und Version NL 87/2 (RIMPUFF) zeigt eine erstaunlich gute Übereinstimmung sowohl der ermittelten Aktivitätskonzentrationen als auch der potentiellen Organdosen: im Bereich der Städte Passau und Linz werden je-

weils ähnlich hohe Dosiswerte ermittelt, im Gebiet von Salzburg ergeben sich etwas größere Unterschiede aufgrund der Ergebnisse der beiden Ausbreitungsmodelle. An den drei Aufpunkten werden mit der Version NL 87/2 (RIMPUFF) geringere Wahrscheinlichkeiten für Strahlendosen ermittelt als mit der Version FL 87/1 (MESOS). Insgesamt liefern beide Modellversionen in sich konsistente Ergebnisse:

- Passau und Linz (beide in südöstlicher Richtung von der WAW) werden mit größerer Wahrscheinlichkeit kontaminiert als das südlich der WAW gelegene Salzburg. Aufgrund der Windrichtungsstatistik ist dieses Ergebnis zu erwarten.
- Mit beiden Ausbreitungsmodellen werden im Raum Salzburg etwas niedrigere Aktivitätskonzentrationen ermittelt als im Raum Linz; dementsprechend liegen die Organdosen in Salzburg unter den Werten von Linz.
- Die mit beiden Modellversionen berechneten Organdosen unterscheiden sich im hohen Dosisbereich (etwa 10^{-5} Sv) um weniger als den Faktor 2.

2.2 Einfluß der Filterwirksamkeit auf die radiologischen Auswirkungen von DWR- und SWR-Freisetzen durch Druckentlastung des Sicherheitsbehälters

Gemäß den Empfehlungen der RSK sollen in Kernkraftwerken mit DWR und SWR Systeme zur Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über ein Filtersystem errichtet werden. Zur Beurteilung der Wirksamkeit von Aerosol- und/oder Jodfilter in Bezug auf die Reduktion der Dosisbelastung im Umkreis der Anlagen wurden Rechnungen mit UFOMOD für verschiedene Filterfaktoren durchgeführt; die Ergebnisse wurden mit den Abschätzungen für ungefilterte Freisetzung verglichen.

Als exemplarisches Ergebnis zeigt die Abb. 3 die Reduktion der 70a-Folge-Äquivalentdosen für Knochenmark als Funktion

der Filterung von Aerosolen (Kurve 1), von elementarem Jod bei gleichzeitiger Filterung von Aerosolen von 10^3 (Kurve 2) und von organischem Jod bei gleichzeitiger Filterung von Aerosolen mit Faktor 10^3 und elementarem Jod mit Faktor 10^2 (Kurve 3). Bei der Freisetzung wurde elementares und organisches Jod im Verhältnis 80:20 unterstellt. Die Filterung von Aerosolen allein reduziert die Knochenmarksdosis höchstens um etwa den Faktor 30; die zusätzliche Rückhaltung von elementarem Jod mit einem Faktor 100 verringert die Dosisbelastung um mehr als das 250-fache. Eine weitere Filterung von organischem Jod führt zu einer nur noch geringen Dosisreduktion. Die grundsätzliche Aussage dieser Parameterstudie ergab sich bei allen unterstellten Quelltermen für DWR und SWR: im Sinne der Minimierung der Individualdosis bzw. des Individualrisikos sollten Filterfaktoren von 10^3 für Aerosole und 10^2 für elementares (und eventuell organisches) Jod realisiert werden.

2.3 Optimierung von Interventionsgrenzwerten für Umsiedlung und Dekontamination

Im Berichtszeitraum wurde mit Untersuchungen begonnen, die die Entwicklung und Optimierung von Strategien für die langfristigen Schutz- und Gegenmaßnahmen Umsiedlung und Dekontamination nach kerntechnischen Unfällen zum Ziel haben. Zu diesem Zweck werden mit dem Programmsystem UFOMOD Parameterstudien durchgeführt, wobei die Dosisgrenzwerte für das Ergreifen und Aufheben von Umsiedlungsmaßnahmen und mögliche Dekontaminationsmaßnahmen variiert und ihr Einfluß auf Individual- und Kollektivdosen bzw. -risiken sowie monetäre Konsequenzen quantifiziert wird. Aus den Ergebnissen sollen zusammen mit den theoretischen Grundlagen des Strahlenschutzes allgemeine Schlußfolgerungen abgeleitet werden.

2.4 Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen

Die systematischen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen zu den einzelnen Modulen des Programmsystems UFOMOD wurden nach Abschluß der Untersuchungen mit UFOMOD/B3 /11/ für das atmosphärische Ausbreitungsmodell MUSEMET und das Schutz- und Gegenmaßnahmenmodell von UFOMOD Version NE 88/1 fortgesetzt. Dabei wurden diejenigen Parameter der Rechenmodelle identifiziert, die den größten Beitrag zu den Unsicherheiten der Ergebnisse von Unfallfolgenabschätzungen liefern. So sind z.B. die 3 Parameter

TINA	Verzögerungszeit zwischen Unfalleintritt und Schutzmaßnahmen der Bevölkerung,
GRWRTB	Interventionsgrenzwert für schnelle Umsiedlung und
PAUFA	Anteil der Bevölkerung, die sich während der Schutzphase im Freien aufhält

für den größten Teil der Unsicherheiten in folgenden Unfallfolgenergebnissen verantwortlich:

- Individualdosen (Knochenmark)
 - TINA für etwa 86% bis zu 1% (zwischen Nahbereich und größeren Entfernungen);
 - GRWRTB für etwa 15% bis zu 98% (zwischen Nahbereich und größeren Entfernungen);

- Akutes Knochenmarksyndrom (akutes Lungensyndrom)
 - TINA: 76% (17%)
 - PAUFA: 5% (75%)

Die Untersuchungen werden für die Dosis- und Schadensmodelle fortgeführt.

3. Ausbreitung und Transport von Radionukliden in Fließgewässern sowie in der Nordsee

Ausgehend von den entwickelten Modellen zur Berechnung der zeitabhängigen Konzentrationen in den Medien Flußwasser, Schwebstoffe und Sedimente erfolgte die Abschätzung der externen und internen Strahlenexposition unter Berücksichtigung verschiedener Belastungspfade wie Fisch, Grundwasser als Uferfiltrat, Spülfelder und bewässertes Gemüse. Es wurden neue verbesserte Daten zum Erzielen von Endergebnissen zusammengestellt. Zur Darstellung der Ergebnisse wurden graphische Programme entwickelt, die eine zwei- bzw. drei-dimensionale Wiedergabe ermöglichen. Es wurde versucht, den Einfluß möglicher Gegenmaßnahmen auf die Ergebnisse zu ermitteln sowie die Erfahrungen aufgrund des Tschernobyl-Unfalls zu berücksichtigen. Die Modelle und die gesamten Ergebnisse werden z.Zt. dokumentiert.

Zur Beschreibung der Transportvorgänge in der Nordsee wurden im Berichtszeitraum wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- A) Einteilung des Untersuchungsgebiets in Kompartimente nach geographischen und ozeanographischen Gesichtspunkten. Aufgrund der Größe des Untersuchungsgebiets und des Umfangs der zur Verfügung stehenden Daten wurde ein Kompartimentmodell entwickelt, das die Berechnung der Radionuklide in den nordwesteuropäischen Küstengewässern ermöglicht. Das Untersuchungsgebiet wurde in insgesamt 33 Kompartimente aufgeteilt.
- B) Berechnung der Wassertransportraten zwischen den Kompartimenten. Für die Berechnung der Wassertransportraten wurde auf Daten von anderen Arbeiten zurückgegriffen. Mit diesen Daten wurden die Wassertransportraten für das Nordseegebiet durch Bilanzierung von Zu- und Abfluß berechnet.

- C) Lösung des Differentialgleichungssystems. Durch die Aufteilung des Untersuchungsgebiets in 33 Kompartimente und die Aufteilung jedes Kompartiments in 6 Boxen (Wasser, Schwebstoff, Partikel biologischer Herkunft und 3 Sedimentschichten), entsteht ein Differentialgleichungssystem mit 198 gekoppelten Differentialgleichungen erster Ordnung. Die Lösung des Systems ergibt die Radionuklidkonzentration von jedem Medium im jeweiligen Kompartiment. Die Lösung wurde
- 1.) nach der Runge-Kutta-Verner-Methode (mittelsteife Systeme)
 - 2.) nach der Gear-Methode (steife Systeme) erzielt.
- D) Validierung des Modells. Um zu überprüfen, ob das so erstellte Modell physikalisch sinnvolle Ergebnisse liefert, wurde eine Rechnung durchgeführt, bei der die zeitliche Änderung der Aktivitätskonzentration von Cs-137 in den nordwesteuropäischen Gewässern berechnet wurde, und zwar nach Einleitung von radioaktivem Material aus den Wiederaufarbeitungsanlagen (WAA) von Sellafield und La Hague, den größten Emittenten von radioaktivem Material in das Untersuchungsgebiet. Die Rechnung erfaßte den Zeitraum von 1957 bis 1985 (28 Jahre).

4. Rechnergestützte Entscheidungshilfesystemen für den Notfallschutz

Mit Beginn des Berichtszeitraums begannen die Arbeiten zur Entwicklung des interaktiven Entscheidungshilfesystems DAISY (Decision Aiding System) für kerntechnische Notfälle. Es besteht aus den Teilsystemen RESY (Rechnergestütztes Entscheidungshilfe-System) und RADE-AID (Radiological Accident Decision Aiding System), die gegenwärtig mit unterschiedlichen Zeitlaufplänen projektiert sind. Das real-time System RESY wird vom Bundesminister für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit gefördert, während RADE-AID in Zusammenarbeit von KfK, NRPB (UK) und TNO (NL) von der Kommission der Europäi-

schen Gemeinschaften im Rahmen ihres Strahlenschutzprogramms unterstützt wird.

Die Entscheidung über geeignete Notfallschutzmaßnahmen zur Minimierung der Risiken für die Bevölkerung auf der Grundlage der verschiedenartigen, z.T. unvollständigen, fehlerhaften oder möglicherweise widersprechenden Informationen und Daten stellt ein schwieriges Problem für den Entscheidungsträger dar. Das System RESY soll in der Frühphase nach einem Unfall in einer kerntechnischen Anlage Prognosedaten, Meßdaten und standortspezifische Daten mit Hilfe von Modellen und logischen Algorithmen so aufarbeiten, daß der Ist-Zustand und die Entwicklung der radiologischen Situation bestmöglich beschrieben werden. Weiterhin sollen mögliche Notfallschutzmaßnahmen vom Benutzer auf dem System simuliert und bzgl. ihrer Wirksamkeit verglichen werden können. Schließlich soll das System aus der Menge durchführbarer Maßnahmen mit Hilfe von mathematischen Methoden (z.B. decision analysis) eine Reihenfolge optimaler Strategien identifizieren.

RADE-AID ist zum Einsatz in der Mittel- und Spätphase nach einem kerntechnischen Unfall gedacht, wenn der Umfang der Umgebungskontamination weitgehend bekannt ist. In seiner ersten Version hat es hauptsächlich die Optimierung von Schutz- und Gegenmaßnahmen zur Reduktion der externen Bestrahlung (Dekontamination, Umsiedlung) und der internen Bestrahlung infolge Verzehrs kontaminierter Nahrungsmittel (Einschränkungen bei der Verteilung) zum Ziel. Zur Beurteilung werden die Reduktion von Individual- bzw. Kollektivdosen und -risiken und monetäre Konsequenzen sowie betroffene Flächen/Personen quantifiziert; am Ende der Entscheidungslogik werden in aufsteigender Reihenfolge die geeigneten Maßnahmenstrategien ausgewiesen. Charakteristikum der Auslegung beider Systeme, deren Verkopplung zu einem späteren Zeitpunkt vorgesehen ist, ist ihre Eignung zu Schulungszwecken und die Einsatzmöglichkeit bei Übungen.

Literatur

- /1/ J. Ehrhardt, K. Burkart, I. Hasemann, C. Matzerath, H.-J. Panitz, C. Steinhauer
The program system UFOMOD for assessing the consequences of nuclear accidents
Karlsruhe, Report KfK-4330 (1988)
- /2/ J. Ehrhardt, K. Burkart, I. Hasemann, C. Matzerath, H.-J. Panitz, C. Steinhauer
Accident consequence assessment modelling in the new program system UFOMOD with illustrative results
Annales de l'Association Belge de Radioprotection, Vol. 13, No. 3 (1988), p. 239-258
- /3/ J. Ehrhardt, K. Burkart, I. Hasemann, C. Matzerath, H.-J. Panitz, C. Steinhauer
The new program system UFOMOD to assess the consequences of nuclear accidents
Proceedings of the joint OECD(NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in Reactor Accident Consequence Assessment", Rome, Italy, January 25-29, 1988
Commission of the European Communities, Report EUR-11408EN (1988) ISBN 92-825-8424-0, p. 27-38
- /4/ C. Steinhauer, C. Matzerath, J. Ehrhardt
Method for calculating time dependent individual and collective cancer risks in the accident consequence assessment code UFOMOD
Proceedings of the joint OECD(NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in Reactor Accident Consequence Assessment", Rome, Italy, January 25-29, 1988
Commission of the European Communities, Report EUR-11408EN (1988) ISBN 92-825-8424-0, p. 278-288
- /5/ H.-J. Panitz
Improved atmospheric dispersion modelling in the new program system UFOMOD for accident consequence assessments
Proceedings of the joint OECD(NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in Reactor Accident Consequence Assessment", Rome, Italy, January 25-29, 1988
Commission of the European Communities, Report EUR-11408EN (1988) ISBN 92-825-8424-0, p. 92-102
- /6/ K. Burkart, J. Ehrhardt, I. Hasemann
Applications of the new program system UFOMOD in the field of emergency response planning
Proceedings of the joint OECD(NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in Reactor Accident Consequence Assessment", Rome, Italy, January 25-29, 1988
Commission of the European Communities, Report EUR-11408EN (1988) ISBN 92-825-8424-0, p. 301-311

- /7/ F. Fischer
UFOMOD - Uncertainty and sensitivity analyses
Proceedings of the joint OECD(NEA)/CEC Workshop on
"Recent Advances in Reactor Accident Consequence
Assessment", Rome, Italy, January 25-29, 1988
Commission of the European Communities, Report EUR-
11408EN (1988) ISBN 92-825-8424-0, p. 369-380
- /8/ F. Lange, K. Maßmeyer, J. Ehrhardt, I. Hasemann,
C. Matzerath, H.-J. Panitz, W. Raskob
Radiologische Auswirkungen der Wiederaufarbeitungs-
anlage Wackersdorf auf Österreich
Bericht GRS-A-1478 (1988)
- /9/ W. Hübschmann, S. Honcu
ISOLA IV - Ein FORTRAN 77-Programm zur Berechnung der
langfristigen Dosisverteilung in der Umgebung kerntech-
nischer Anlagen
Report KfK-4146 (1987)
- /10/ C. Steinhauer
UFOING: Program for assessing the off-site consequences
from ingestion of accidentally released radionuclides
Karlsruhe, Report KfK-4475 (1988)
- /11/ F. Fischer, J. Ehrhardt, J. Raicevic
Analysis of Uncertainties Caused by the Atmospheric
Dispersion Model in Accident Consequence Assessments
with UFOMOD
Report KfK-4262 (1988)

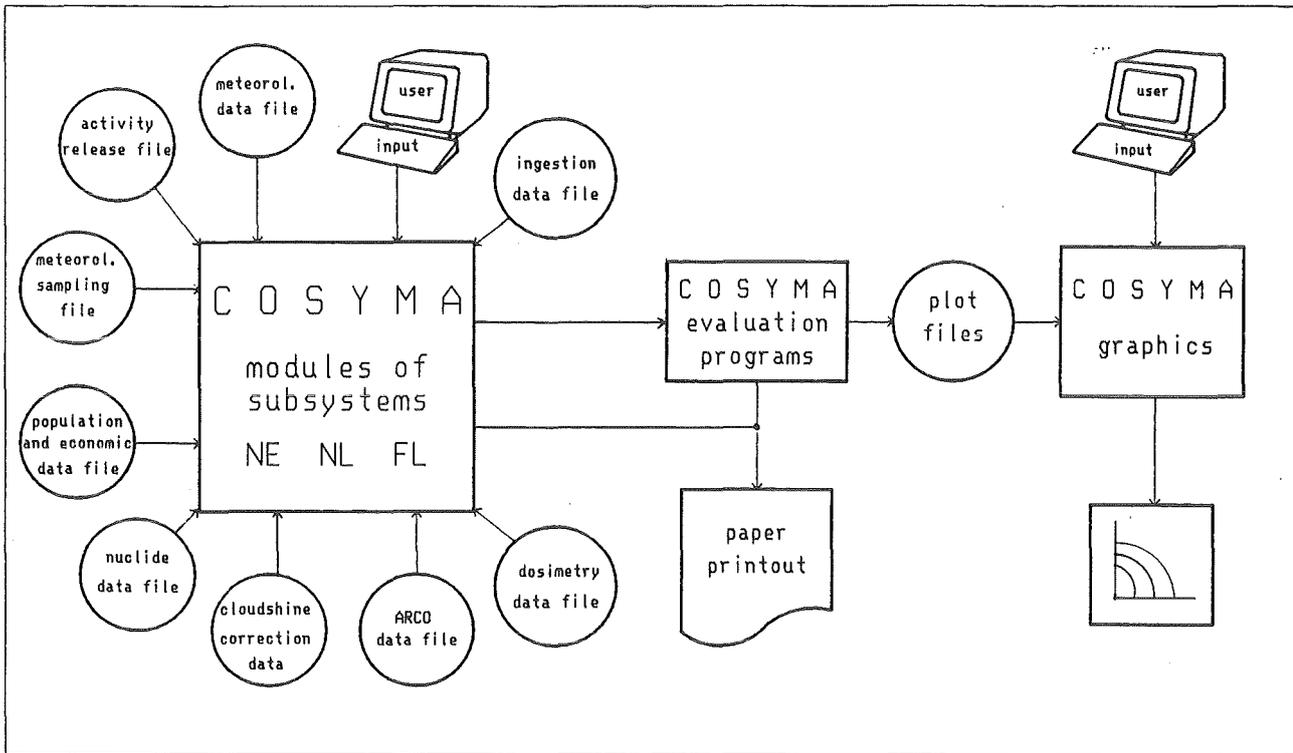


Abb. 1: COSYMA: Struktur der Teilsysteme

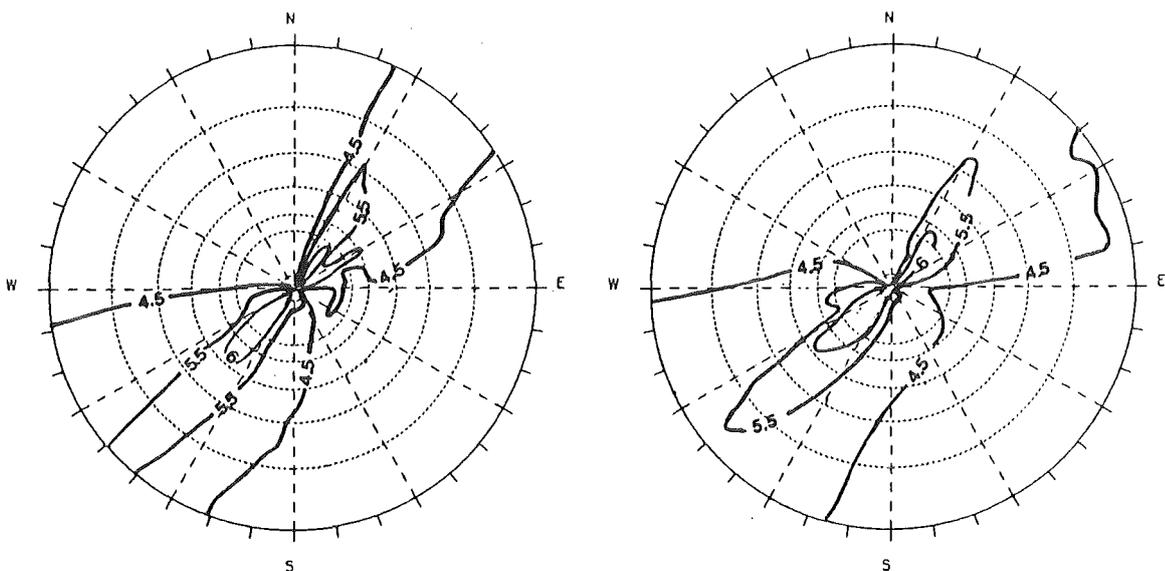


Abb. 2: Vergleich der mit MUSEMET (links) und ISOLA (rechts) für eine langanhaltende Freisetzung (144 h) berechneten Bodenkonzentrationen; äußerer Radius: 87.5 km

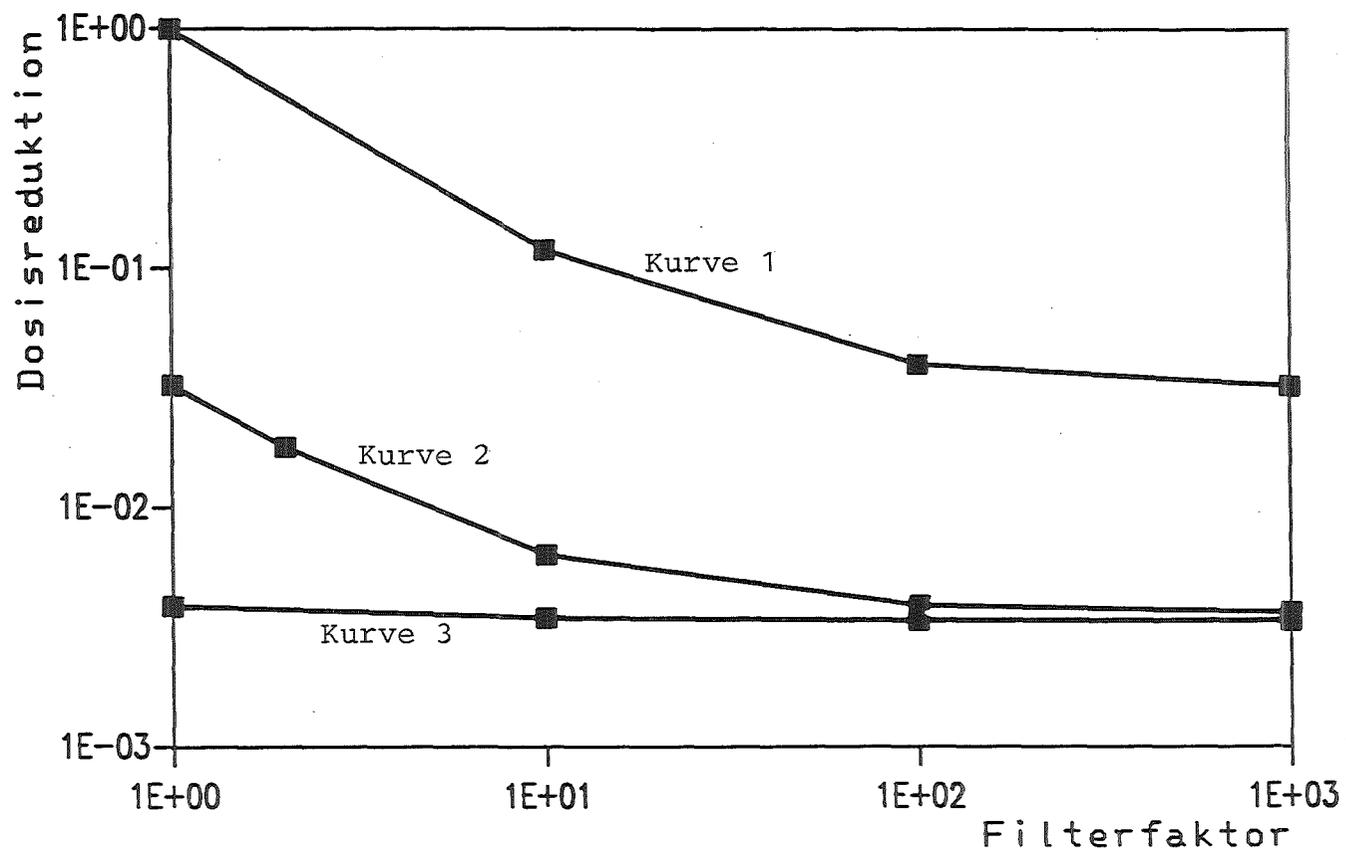


Abb. 3: Reduktion der 70 a-Knochenmark-Folge-Äquivalentdosen als Funktion der Filterwirksamkeit in 875 m Entfernung (95%-Fraktilen, DWR, el./org. Jod: 80:20)

50.02.01 Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen
zu einem FDWR

50.02.01/03A A study of the influence of calculational measures on K_{∞}
PRS ON1A and cross-sections of PROTEUS assemblies
(R. Böhme; INR)

Abstract

In the course of investigations for an Advanced PWR (APWR) several calculational methods have been developed at KfK and used for design studies. The same methods and data have been applied for the analysis of neutron physics experiments carried out in the critical facilities SNEAK and PROTEUS. In this note differences in calculated data are described resulting from the selection of the standard route for the calculation of cross-sections in the program system KARBUS'88, or the use of the basic program for the generation of cross-sections of homogeneous mixtures, GRUCAL, or the application of the cell code KAPER4. The analysis yielded hints on deficiencies of the methods and errors in the cross-section set.

50.02.01/03A Zum Einfluß der Berechnungsmethoden auf K_{∞}
PRS 0N1A und Wirkungsquerschnitte von PROTEUS-Anordnungen
(R. Böhme; INR)

1.0 Einführung

Im Laufe der Untersuchungen für den Fortgeschrittenen Druckwasserreaktor (FDWR) wurden bei KfK verschiedene neutronenphysikalische Berechnungsverfahren - meistens in Verbindung mit neu erstellten Sätzen von Wirkungsquerschnitten - entwickelt und für Entwurfsstudien verwendet /1/. Mit gleichen Daten und Methoden wurden reaktorphysikalische Experimente nachgerechnet, die in den Nullenergieanlagen SNEAK /2/ und PROTEUS /3/ ausgeführt worden sind.

Die Verfahren zur Berechnung effektiver Wirkungsquerschnitte im Resonanzbereich beruhen auf dem f-Faktor-Konzept /4/, das sich zur Berechnung der Schnellen Reaktoren bewährt hatte (GRUCAL /5/). Zur Berechnung der moderierten Gitter eines FDWR waren schon frühzeitig Modifikationen an diesem Verfahren vorgenommen worden, um die Resonanzabschirmung im Falle ausgeprägter Zellheterogenität, wie sie für Gitter des FDWR charakteristisch ist, näherungsweise zu erfassen (GRUCAH /6/). Wegen der beträchtlichen Beiträge des Resonanzgebiets zur Reaktionsratenbilanz eines FDWR wurden bei KfK speziell für die Berechnung des FDWR Querschnittssätze aus nuklearen Datenbibliotheken erzeugt, die eine große Anzahl von Energiegruppen im Bereich unterhalb 4 eV aufweisen /7/. Die 69-Gruppen-Struktur wurde von WIMS /8/ übernommen. Die Selbstabschirmung von Resonanzen in einer heterogenen Zelle wird mit einem Äquivalenzverfahren berechnet. Diese Methode ist gegenwärtig bei KfK das Standardverfahren zur Berechnung von Einheitszellen eines FDWR, das im Codesystem KARBUS'88 /7/ integriert ist.

Für die Analyse der mit B_4C vergifteten Gitter in der Nullenergieanlage PROTEUS /9/ ergab sich nun die Notwendigkeit, ein geeignetes Berechnungsverfahren auszuwählen, bei dem die Makrostruktur eines Gitters, bestehend aus 36 Brennstäben und einem Absorberstab einschließlich zugehörigem Moderator, zumindest näherungsweise beschrieben werden kann. Zu diesem Zwecke wurde erstmalig der zur Berechnung von Einheitszellen Schneller Reaktoren entwickelte Code KAPER4 /10/ eingesetzt, nachdem er für die Berücksichtigung von Aufwärtsstreuung ertüchtigt worden war. KAPER4 ist ein Programm zur Berechnung eindimensionaler Zellen eines Reaktorgitters. Im Gegensatz zu vielen anderen Codes können mit KAPER4 jedoch auch effektive Wirkungsquerschnitte eines heterogenen Gitters berechnet werden, wenn Isotope mit Resonanzen in mehreren Zonen einer Einheitszelle anwesend sind.

2.0 Beschreibung der Gitter

In den PROTEUS-Experimenten Phase II werden regelmäßige Gitter aus Brennstäben und Moderator untersucht, die sich in einer zentralen Testzone befinden. Durch umgebende Treiberzonen werden die Anordnungen kritisch gemacht. Die Brennstäbe bestehen aus PuO_2UO_2 -Mischoxid, das von Edstahlhüllrohren umgeben ist. Die Anreicherung des Brennstoffs beträgt ca. 7.5% Pu_{fiss} . Der äußere Durchmesser der Brennstäbe ist 9.6 mm. Der Stabmittenabstand des hexagonalen Gitters betrug 10.7 mm in den Experimenten Core 7 bis Core 12. Damit ergab sich ein Volumenverhältnis von Brennstoff zu Moderator von ca. 0.5. In den Experimenten Cores 13 bis Cores 15 wurde der Stabmittenabstand auf 12.0 mm erhöht, so daß dieses Verhältnis auf 0.95 ansteigt. Die Gitter der Anordnungen 7 bis 12 bestanden aus ca. 1900 Brennstoffstäben. Als Moderator wurde Wasser bei ca. 313 K oder Dowtherm, eine organische Flüssigkeit mit ca. 42.5% geringerem Wasserstoffgehalt als Wasser, verwendet. Vollständig trockene Gitter wurden ebenfalls untersucht.

k_∞ der nicht vergifteten Gitter lag im Bereich von 1.09 bis 1.17. In den vergifteten Gittern (Cores 10 bis 12) war einer von 37 Brennstoffstäben der Ausgangsexperimente Cores 7 bis 9 durch einen Absorberstab ersetzt worden. Als Absorber diente natürliches B_4C . k_∞ der vergifteten Gitter lag zwischen 0.98 and 1.07.

3.0 Beschreibung der Berechnungsmethoden

Die ungestörten Gitter von Cores 7 bis 9 und 13 bis 15 wurden als simple Einheitszelle, die aus den Regionen Brennstoff, Stabhülle und Moderator besteht, modelliert. Für KARBUS'88-Rechnungen wurde die Zelloption GRUCAL gewählt. In beiden Programmen wird die integrale Transportgleichung nach der Methode der Stoßwahrscheinlichkeiten gelöst.

Da GRUCAL nicht zur Berechnung heterogener Zellen geeignet ist, wurden mit diesem Verfahren nur Rechnungen für die trockenen Gitter ausgeführt. In diesen ist die mittlere freie Weglänge der Neutronen groß gegenüber den Gitterdimensionen. Eine Behandlung als homogene Mischung sollte ähnliche Ergebnisse liefern wie die Zellrechnungen.

Die durch Absorberstäbe gestörten Gitter wurden in KAPER4-Rechnungen als Makrozellen modelliert. Im Zentrum der zylindrischen Zelle befand sich der Absorberstab, koaxial umgeben vom Hüllrohr und dem anteiligen Moderator. Die zu jedem Absorberstab gehörenden 36 Einheitszellen des ungestörten Gitters wurden als koaxiale volumenäquivalente Zylinderschalen dargestellt, die aus Brennstoff, Hüllrohr oder Moderator bestanden.

Durch die Umwandlung der Stabgeometrie in Zylindergeometrie werden Fehler bei der Berechnung der Selbstabschirmung von Resonanzen und der Stoßwahrscheinlichkeiten eingeführt. Durch analoge Behandlung von 37 Einheitszellen des ungestörten Gitters als Makrozelle wurde der Fehler abgeschätzt und zur Korrektur der für die vergiftete Superzelle berechneten effektiven 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte Σ verwendet. Die Korrektur der Art

$$\Sigma_{\text{vergiftetes Gitter, korrigiert}} = \Sigma_{\text{vergiftete 16-Zonen-Makrozelle}} \frac{\Sigma_{\text{unvergiftete 3-Zonen-Einheitszelle}}}{\Sigma_{\text{unvergiftete 16-Zonen-Makrozelle}}} \quad (1)$$

bewirkt eine Verminderung von k_{∞} des Zylindermodells um ca. 1% für moderierte Gitter und ist vernachlässigbar klein für trockene Gitter.

Als Resultat der KAPER4- und KARBUS'88-Rechnungen wurden effektive 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte für alle Gitter durch FlußxVolumen-Wichtung erhalten. Für diese Querschnitte wurden im 0-dimensionalen Diffusionsprogramm BUCITU /11/ energieunabhängige Bucklings B^2 gesucht, die gerade Kritikalität des Gitters, d.h. $k_{\text{eff.}} = 1$, ergeben. Diese Lösung des Diffusionsprogrammes wird als Grundmode bezeichnet. Mit den Flüßen aus der 0-dimensionalen Rechnung wurden dann mit Hilfe des Kondensationsprogramms COLRAB /12/ und einiger Hilfsprogramme Eingruppenquerschnitte, M^2 und k_{∞} berechnet. k_{∞} und Verhältnisse von Eingruppenquerschnitten können unmittelbar mit den korrigierten experimentellen Daten aus PROTEUS-Experimenten verglichen werden.

Die Programme KAPER4, BUCITU, COLRAB und die KARBUS'88-Routinen sowie einige weitere benötigte Hilfsroutinen sind im Programmsystem KAPROS /13/ integriert.

Alle Rechnungen zum Zwecke des Vergleichs der Methoden wurden mit dem von C.H.M. Broeders erzeugten Datensatz G69CT005 ausgeführt. Dieser Datensatz ist eine Weiterentwicklung des in vorangehenden Publikationen verwendeten Satzes G69COLD /7/. Die wesentliche Verbesserung bestand in der Berücksichtigung der Selbstabschirmung der 2.67 eV Resonanz von ^{242}Pu . Die Selbstabschirmung der Resonanz bewirkt eine Erhöhung von k_{∞} des wassermoderierten engen Gitters um 0.011 und des dowthermmoderierten Gitters um 0.009.

4.0 Einfluß bekannter Unterschiede in den Berechnungsmethoden

Vor einem Vergleich der mit den verschiedenen Verfahren berechneten Wirkungsquerschnitte sollte zunächst der Einfluß bekannter Unterschiede in den Methoden ermittelt und durch geeignete Wahl von Parametern weitgehend eliminiert werden.

4.1 Randbedingungen im Zellcode

Für Rechnungen mit dem Zellcode KAPER4 konnten die Randbedingungen variiert werden:

- a) Zylindrische Wigner-Seitz-Zelle mit weißem Rand (isotrope Winkelverteilung der in die Zelle zurückkehrenden Neutronen)
- b) Simulation eines hexagonalen unendlich ausgedehnten Gitters durch Verwendung von Dancoff-Faktoren nach Sauer /14/.

Die Eingruppenquerschnitte unterscheiden sich um maximal 0.1 %, wobei sich Abweichungen vor allem beim dithermmoderierten Gitter im k_{∞} (-0.0006 bei hexagonalem Gitter) bemerkbar machen. Die 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte unterscheiden sich im niederenergetischen Bereich unterhalb einiger eV um mehrere Prozent, am auffälligsten im trockenen Gitter, in dem diese jedoch ohne Bedeutung sind.

4.2 Anisotropie der Diffusion

Rechnungen mit dem Zellcode KAPER4 können mit Diffusionskoeffizienten D durchgeführt werden, bei deren Berechnung die anisotrope Strömung in einem Stabgitter nach einer Näherung von Benoist /15/ berücksichtigt wird. Auffällige Differenzen zwischen den Fällen isotrope und anisotrope Diffusion wurde nur für die trockenen Gitter beobachtet. Im Extremfall - PROTEUS Core 14 - gibt es bedeutende Unterschiede im Diffusionskoeffizienten und M^2 : bei anisotroper Diffusion ist D 5.5 % größer als bei isotroper Diffusion. Dies bewirkt eine Verminderung des kritischen Bucklings bei gleichzeitiger Vergrößerung der Leckage um 1.3 %. Die damit verbundene Härtung des Neutronenspektrums führt zu einer Vergrößerung von k_{∞} um 0.0007. Die Eingruppenquerschnitte unterscheiden sich lediglich wegen der Änderung des Neutronenspektrums um bis zu 0.1 %. Im Falle des engeren Gitters von Core 8 sind alle Veränderungen nur ca. 1/5 der hier für Core 14 beschriebenen.

4.3 Anzahl der Regionen im Brennstoff

Mit dem Programm KAPER4 wurde der Einfluß einer Aufteilung der Brennstoffregion in vier Regionen untersucht. Die feinere Teilung kann dann sinnvoll sein, wenn die Approximation eines flachen räumlichen Flußverlaufs in den Regionen eine beträchtliche Fehlerquelle ist.

Die Aufteilung bewirkt eine vernachlässigbare Veränderung der Eingruppenquerschnitte und k_{∞} , obwohl die Reaktionsraten stark ortsabhängig sind. Die 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte vermindern sich um bis zu 2% im Energiegebiet weniger eV.

4.4 Temperatur des Brennstoffs und Wichtung der Transportquerschnitte

Die Temperaturen der Materialien in den PROTEUS-Anordnungen lagen zur Zeit der Ausführung der Experimente im Bereich von 313 K bis 323 K. Mit den Programmen KARBUS'88 und GRUCAL kann von den tabellierten Daten auf diese Temperatur interpoliert werden. Die Möglichkeit besteht bei KAPER4-Rechnungen nicht. Deshalb wurden bisher alle Experimente mit KAPER4 bei 300 K nachgerechnet.

In den Programmen GRUCAL und KARBUS'88 wird der stromgewichtete Transportquerschnitt (STR) berechnet, dessen Reziprokwert, multipliziert mit 1/3, den in Diffusionsrechnungen verwendeten Diffusionskoeffizienten ergibt. Mit KAPER4 wird nur ein flußgewichteter Effektivwert von Σ_{tr} in der Zelle (STRTR) berechnet.

Zur Korrektur des Temperaturfehlers und der Wichtung von Σ_{tr} der KAPER4-Rechnungen wurden deshalb 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte aus Zellrechnungen mit KARBUS'88 verwendet:

$$\Sigma_{\text{Temperaturfehler und STR korrigiert}} = \Sigma_{\text{KAPER4 300 K}} \frac{\Sigma_{\text{KARBUS 318 K, STR}}}{\Sigma_{\text{KARBUS 300 K, STRTR}}} \quad (2)$$

In Tab. 1 sind Faktoren angegeben, mit denen Eingruppen-Querschnitte aus der KAPER4-Rechnung korrigiert werden müßten.

Die k_{∞} der moderierten Anordnungen sinken bei Erhöhung der Temperatur um 0.0014 bzw. 0.0020. Im trockenen Gitter beträgt die Abnahme 0.0007. Die Korrektur des Transportquerschnitts vermindert Σ_{tr} der moderierten Gitter um ca. 0.8 %. k_{∞} wird durch die Spektrumsänderung wegen Veränderung der Leckage um 0.0001 erhöht.

4.5 Einfluß von k_{eff} und der B^2 -Iteration auf Wirkungsquerschnitte

Die meisten KAPER4-Rechnungen wurden mit einem geschätzten B^2 gestartet, mit dem das Gitter nicht exakt kritisch war. Im Laufe der Rechnung wurden die eingegebenen Bucklings derart variiert, daß k_{eff} innerhalb einer Schranke von 1×10^{-3} bei dem Wert 1. lag und 1×10^{-5} genau war. Bei Wiederholung einer Rechnung wurde mit den nunmehr exakt bekannten kritischen Bucklings das k_{eff} ohne Iteration berechnet.

Der Unterschied in den mit und ohne Iteration der B^2 berechneten effektiven Querschnitten war im Falle der moderierten Cores vernachlässigbar klein. Nur im Falle der

trockenen Cores ergaben sich Differenzen bis zu einigen Prozent in den effektiven 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitten im Energiebereich < 0.3 eV, weil diese Gruppen im trockenen Gitter keinen wesentlichen Beitrag zu k_{eff} und der Spaltquelle leisten und deshalb die Rechnung beendet wird, obwohl die Flußverteilung in der Zelle noch nicht den ausiterierten Wert angenommen hat.

Die berechneten Eingruppen-Daten sind geringfügig vom k_{eff} der Zellrechnung abhängig. Bei einem $k_{eff} = 0.90$ waren die relativen Abweichungen vom Referenzfall mit $k_{eff} = 1$ ca. 10^{-3} in den signifikanten 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitten und 10^{-4} in den Eingruppenquerschnitten. Die k_{∞} der moderierten Gitter sind bei $k_{eff} = 0.9$ ca. 0.0001 größer als bei $k_{eff} = 1.0$.

4.6 Verbesserte Spaltspektren in KAPER4 und KARBUS'88

In beiden Codes wurde die Option eines den neueren Erkenntnissen angepaßten Spektrum der Spaltneutronen ausgenutzt /16/. Mit KARBUS'88 wird im Energiebereich 4 bis 6 MeV ein 0.7 % höherer Anteil an Spaltneutronen berechnet als mit KAPER4. Er bewirkt eine Erhöhung von k_{∞} des trockenen Gitters von Core 8 um 0.0007. Aus früheren Rechnungen ist bekannt, daß die Auswirkung bei moderierten Cores geringer sind. Für GRUCAL-Rechnungen wurden mittlere Spaltspektren aus KARBUS'88 bzw. KAPER4 verwendet.

4.7 Simulation von Leervolumen in den Rechnungen

In den Cores ohne Moderator wurde in der Außenzone ein Restgehalt an Wasser beibehalten, um numerische Schwierigkeiten zu vermeiden. Mit KAPER4-Rechnungen wurde der Einfluß des Restgehaltes auf die Eingruppenquerschnitte für das weite trockene Gitter von Core 14 untersucht. Im Falle eines Restgehaltes von 0.1 % findet noch eine deutliche Beeinflussung von k_{∞} (-0.001) statt, jedoch ist bei 10^{-4} Restwasser die Abweichungen vom wirklich trockenen Gitter nur noch in der Größenordnung von $< 1 \times 10^{-3}$ in den Eingruppen-Wirkungsquerschnitten und ca. -0.0001 in k_{∞} . Im engeren Gitter von Core 8 sind die Abweichungen geringer.

4.8 Berechnung des Untergrundquerschnitts σ_0

Zur Berechnung der Resonanzabschirmung werden in den drei betrachteten Verfahren effektive Untergrundquerschnitte σ_0 ermittelt. Für diese σ_0 werden danach in Tabellen die zugehörigen abgeschirmten Wirkungsquerschnitte aufgesucht. Im Standardverfahren GRUCAL und bei Zellrechnungen mit KARBUS'88 wird σ_0 aus dem tabellierten Quer-

schnittstyp STOTW berechnet. In STOTW sind für die meisten Materialien totale nichtabgeschirmte Querschnitte eingetragen. Für das Isotop ^{238}U ist wegen der Eigenart der Wirkungsquerschnitte im Resonanzbereich der Potentialquerschnitt eingetragen. KAPER4 bietet die Möglichkeit, σ_0 wahlweise mit den in STOTW tabellierten Daten von ^{238}U oder mit dem in einer Vorrechnung ermittelten effektiven totalen Querschnitt von ^{238}U zu berechnen.

Die Wahl des effektiven totalen Querschnitts von ^{238}U zur Berechnung von σ_0 bewirkt bei den moderierten Cores 7 und 9 eine Verminderung von k_∞ um 0.0033, beim trockenen Gitter von Core 8 ist die Auswirkung vernachlässigbar gering. Die Ursache dieser beträchtlichen Verminderung von k_∞ in den moderierten Gittern ist ein Fehler in der STOTW-Tabelle in Energiegruppe 27 (4-10 eV). Der Einfangquerschnitt von ^{238}U ist von diesem Fehler nicht betroffen, dagegen ist der Spaltquerschnitt von ^{239}Pu in dieser Gruppe bei Verwendung von STOTW ca. 25 % falsch.

5.0 Vergleich von Wirkungsquerschnitten aus KARBUS'88 und KAPER4

Unter Berücksichtigung der bekannten Unterschiede in den Zellberechnungsverfahren kann nun ein Vergleich auf einer gemeinsamen Basis durchgeführt werden. In Tab. 2 sind für die engen unvergifteten Gitter die Verhältnisse der berechneten Größen angegeben. Als Temperatur wurde für alle Rechnungen 300K gewählt. KAPER4-Rechnungen wurden wie die KARBUS'88-Rechnungen mit einem σ_0 aus dem Tabellenwert STOTW durchgeführt. Nur isotrope Diffusion in einer Wigner-Seitz-Zelle mit weißen Randbedingungen wurde angenommen. Aus KARBUS'88-Rechnungen wurden - wie aus KAPER4-Rechnungen - flußgewichtete Transportquerschnitte ausgewählt.

In den Eingruppen-Wirkungsquerschnitten und k_∞ gibt es signifikante Differenzen. k_∞ für das wassermoderierte Gitter wird mit KAPER4 0.0045 größer berechnet als mit KARBUS'88. Die Differenz steigt auf 0.0099 für das dowthermmoderierte Gitter und auf 0.0058 für das trockene Gitter.

Der Vergleich von 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitten zeigt Differenzen bis zu 10 % im Resonanzgebiet, das mit dem f-Faktor-Konzept behandelt wird (ca. 2.6 eV - 40 keV). Im Bereich < 2.6 eV sind die mit KARBUS'88 berechneten 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte durchweg 1 bis 10% kleiner als die mit KAPER4 erzeugten. Die Abweichungen sind maximal im trockenen Gitter. Die Ursachen für Diskrepanzen können sein:

- Unterschiedliche effektive Querschnitte in einer Region der Zelle als Folge der Äquivalenzrelation.

- Unterschiedliche Flußdichteverteilung in der Zelle wegen verschieden berechneter Stoßwahrscheinlichkeiten

Um die Auswirkungen der Äquivalenzrelation deutlich zu erkennen, werden zunächst Fälle betrachtet, bei denen aus physikalischen Gründen angenommen werden kann, daß die Flußdichte in allen Regionen der Zelle nahezu konstant ist und ein Fehler beim Mittelungsprozeß auszuschließen ist. Solche Verhältnisse liegen vor, wenn die freie Weglänge der Neutronen sehr groß gegenüber den linearen Dimensionen der Zelle ist, also z.B. in Energiegruppen im MeV-Bereich und bei sehr engen oder homogenisierten Zellen. Ein Gruppenquerschnitt, der von Resonanzen nicht beeinflusst ist, muß dann gleich dem eingegebenen mikroskopischen Querschnitt aus der Datenbibliothek, multipliziert mit der Teilchenzahldichte, sein.

5.1 Homogenisierung und Vergleich der Rechnungen für das trockene Gitter

Für die trockenen Gitter sollten Resultate aus KARBUS'88 und KAPER4 nahe bei den mit dem GRUCAL-Verfahren berechneten liegen und beim Übergang zum homogenisierten Gitter gleich sein.

Die Homogenisierung des Gitters von Core 8 wurde auf zwei verschiedene Arten durchgeführt:

1. Durch Reduktion der linearen Dimensionen um den Faktor 10 bzw. 100 wurde der homogene Fall angestrebt.
2. Die Materialien in einer Zelle wurden vermischt und die Zonen der Zelle mit dieser Mischung gefüllt (bei KARBUS'88-GRUCAL nicht sinnvoll).

Die Ergebnisse der Rechnungen sind in Tab. 3 zusammengefaßt. Aus ihnen wird deutlich, daß die KARBUS'88-Resultate für das am besten homogenisierte Gitter nicht mit den GRUCAL-Daten übereinstimmen. Eine perfekte Übereinstimmung besteht auch nicht zwischen KAPER4- und den GRUCAL-Werten für die homogene Mischung.

Eine Erklärung ergibt sich aus der Betrachtung von Differenzen der 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte. Diese sind für Isotope, die keine Resonanzabsorption aufweisen, in den Gittern mit reduzierten Lineardimensionen $< 2 \times 10^{-3}$. Also ist die Flußdichteverteilung innerhalb der Zelle nahezu konstant. Selbst im heterogenen Gitter von Core 8 schwankt die Flußdichte nur ≤ 1 % um den Mittelwert.

Signifikante Differenzen in den 69-Gruppen-Absorptionsquerschnitten gibt es im Bereich < 15 keV.

Die Einfangquerschnitte der Hüllrohrmaterialien werden durch KARBUS'88-GRUCAL in all den Gruppen beträchtlich unterschätzt, in denen die Komponenten Resonanzen auf-

weisen. Die Unterschätzung ist nahezu unabhängig vom Grad der Heterogenität. Sie resultiert aus der Behandlung des Hüllrohrs wie eine unendlich ausgedehnte Mischung. Die effektiven Untergrundquerschnitte werden zu klein berechnet, weil der Einfluß der Mehrheit der Neutronen vernachlässigt wird, die aus dem Brennstoff in das Hüllrohr gelangt. Eine Rechnung mit KAPER4 ergab, daß sich bei korrekter Abschirmung die mit KARBUS'88 berechneten k_{∞} der engen Gitter um 0.001 bis .002 vermindern.

Große Differenzen gibt es in den Wirkungsquerschnitten des Brennstoffs. Mit KARBUS'88 berechnete Einfangquerschnitte des homogenisierten Gitters sind unterhalb 15 keV 2 bis 16 % größer als mit GRUCAL berechnete, Spaltquerschnitte unterhalb 1 keV sind 2 bis 10 % größer. Im heterogenen Gitter sind die Diskrepanzen nur halb so groß. Sie werden vorwiegend von den Isotopen ^{238}U bzw. ^{239}Pu verursacht. Die Abhängigkeit von der Heterogenität des Gitters ist ein Hinweis auf die Ursache der Differenz. Offenbar ist die in KARBUS'88-GRUCAL verwendete Äquivalenzrelation nicht geeignet, den Übergang zum homogenen Gitter zu beschreiben. Aber auch das heterogene Gitter kann nicht mit ausreichender Genauigkeit in ein homogenisiertes Äquivalent umgerechnet werden.

Eine klassische Abhilfe besteht in solchen Fällen in einer Bell-Korrektur zum Dancoff-Faktor. Diese ist jedoch in der Version KARBUS'88-GRUCAL nicht vorgesehen.

Mit KAPER4 berechnete 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte weichen wesentlich geringer und nur in wenigen Energiegruppen von den mit GRUCAL berechneten ab. So sind eine +5 %- Differenz im Spaltquerschnitt in Energiegruppe 23 (48-75 eV) und eine -6 %-Differenz im Einfangquerschnitt in Energiegruppe 29 (2.6-3.3 eV) mit der Verwendung von unterschiedlichen Interpolationsformeln für die σ_0 -Abhängigkeit der Abschirmfaktoren in GRUCAL und KAPER4 zu erklären.

Die Auswirkungen der Differenzen in den 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitten auf Eingruppen-Wirkungsquerschnitte sind in Tab. 3 zu erkennen: der Unterschied in k_{∞} von 0.85 % zwischen KARBUS'88 "1/100" und GRUCAL stammt anscheinend aus einer 0.48 % Unterschätzung der Produktion durch KARBUS'88 und einer 0.37 % Überschätzung der Absorption. Tatsächlich werden aber Spalt- und Einfangquerschnitte vor der Kondensation zu einer Gruppe von KARBUS'88-GRUCAL überschätzt, wobei die Überschätzung der Einfangquerschnitte überwiegt. Diese Information geht bei der Eingruppenbetrachtung verloren.

5.2 Vergleich von Wirkungsquerschnitten für die PROTEUS-Cores 7, 9 und 8

Energiebereich > 40 keV

Im diesem Bereich stimmen effektive 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte aus KARBUS'88- und KAPER4-Rechnungen - wie erwartet - innerhalb von ca. 0.1 % überein.

Energiebereich 2.6 eV bis 40 keV

Ein Vergleich der 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte, berechnet mit KARBUS'88 und KAPER4, bestätigt die im vorangehenden Abschnitt gefundenen Erklärungen: Die Diskrepanzen in den Querschnitten der Hüllrohrmaterialien sind in den heterogenen Gittern ebenso vorhanden wie im trockenen homogenisierten Gitter. Dagegen sind Unterschiede im Spaltquerschnitt von ^{239}Pu in den moderierten Gittern beträchtlich reduziert. Das in KARBUS'88-GRUCEL verwendete Äquivalenzverfahren ergibt effektive Spaltquerschnitte, die in den meisten Gruppen $< 1\%$ von den mit KAPER4 berechneten abweichen. Differenzen im Einfangquerschnitt von ^{238}U im Bereich 16 eV bis 4 keV sind in den moderierten Gittern (bis 8 %) deutlich geringer als im trockenen Gitter (bis 18 %), allerdings liefern sie bedeutende Beiträge zu Unterschieden in k_{∞} , die im dowthermmoderierten Gitter maximal sind.

Energiebereich < 2.6 eV

Das Verhältnis von Flußdichte im Brennstoff zur mittleren Flußdichte wird mit KARBUS'88 etwas geringer berechnet als mit KAPER4. In Bereichen um 1.1 eV und um 0.3 eV, in denen ausgeprägte Resonanzen vorkommen, beträgt die Differenz bis zu 10 %. Folglich sind die effektiven Absorptionsquerschnitte der Brennstoffisotope 1 bis 10 % niedriger als die mit KAPER4 berechneten. Fehler vergleichbarer Größenordnung können aber im eV-Bereich bereits durch die Wahl der Randbedingungen hervorgerufen werden. Im Moderator wird mit KARBUS'88 eine geringfügig größere Flußdichte berechnet, sodaß der Einfang im Wasserstoff bei KARBUS'88 1 bis 4 % größer ist als bei KAPER4. Im Hüllrohr sind Unterschiede vernachlässigbar gering.

Die Bedeutung der Unterschiede im eV-Bereich sinkt mit abnehmender Moderation. Im dowthermmoderierten Gitter trägt der Energiebereich zwischen 0.2 und 0.4 eV ca. 3.2 % zur Spaltrate bei und im Bereich von 0.9 bis 1.3 eV finden ca. 4.9 % aller Einfänge statt. Jedoch werden 75.2 % aller Neutronen in Energiegruppen zwischen 1.3 eV und 25 keV eingefangen, in denen der mit KARBUS'88 berechnete Einfangquerschnitt von ^{238}U mehrere Prozent größer ist als der mit KAPER4 berechnete.

Die in Tab. 2 angegebenen Unterschiede in k_{∞} der moderierten Gitters können deshalb weitgehend aus der Überschätzung der Einfangrate von ^{238}U im Resonanzgebiet erklärt werden, die die Unterschätzung aller Absorptionsraten des Brennstoffs im eV-Bereich und der Einfangraten im Hüllrohr überwiegt. Auch die in Abschnitt 4 diskutierten Quellen, die zu unterschiedlichen Ergebnissen von KAPER4- und KARBUS'88-Rechnungen führen, sind dagegen vernachlässigbar.

6.0 Vergleich der Rechnungen mit den Experimenten

Die Abweichung berechneter Daten von den in PROTEUS gemessenen Werten ist in Tab. 4 aufgeführt. Für diesen Vergleich wurden die KAPER4-Rechnungen mit den Standardparametern ausgeführt und mit KARBUS'88-Daten nach Gl. (2) korrigiert. Allein durch die Wahl eines effektiven Querschnitts von ^{238}U zur Berechnung von σ_0 vermindern sich die Diskrepanzen in k_∞ berechnet mit KARBUS'88 und KAPER4 für moderierte Gitter um 0.3 % gegenüber den in Tab. 2 angegebenen. Eine Aussage über die Eignung der Berechnungsverfahren ist wegen der experimentellen Fehler nicht möglich. Lediglich im Falle von k_∞ des trockenen Gitters von Core 8 scheint KAPER4 bessere Übereinstimmung von Rechnung und Experiment zu ergeben. Die genauere Betrachtung der Reaktionsratenverhältnisse zeigt jedoch, daß auch in diesem Fall eine teilweise Kompensation, z.B. zwischen Einfang und Spaltung in ^{238}U , stattfindet.

Für vergiftete enge Gitter berechnete k_∞ zeigen ähnliche Abweichungen vom Experiment wie die für die Ausgangsanordnungen berechneten. Die Methode der Modellierung, Berechnung mit KAPER4 und Korrektur erscheint geeignet zur Behandlung dieser Makrozellen.

7.0 Schlußfolgerung

- Der Vergleich von Zellrechnungen mit der GRUCEL-Option von KARBUS'88 und KAPER4 hat keine befriedigende Übereinstimmung im Resonanzbereich ergeben. Als Ursachen dieser Diskrepanzen konnten Unterschiede bei der Äquivalenzberechnung identifiziert werden. Differenzen in den effektiven Wirkungsquerschnitten im eV-Bereich folgen aus unterschiedlich berechneten Flußdichteverteilungen in der Zelle.
- Effektive Wirkungsquerschnitte für enge trockene Gitter können mit der GRUCEL-Option in KARBUS'88 nicht korrekt berechnet werden. Vom Autor des Programmsystems wird vorgeschlagen, dafür die GRUCAH-Option zu verwenden.
- Die Berechnung von Querschnitten mit KAPER4 in Energiegruppen mit ausgeprägter Resonanzabschirmung ergibt einige Prozent andere Effektivwerte als KARBUS'88 und GRUCAL. Die Interpolationsroutine in KAPER4 sollte überprüft werden.
- Der Vergleich von berechneten und gemessenen k_∞ und Reaktionsratenverhältnissen ergibt keinen Aufschluß über die Qualität der angewandten Berechnungsme-

thoden. Die relativ gute Übereinstimmung von berechneten und gemessenen k_{∞} beruht zum Teil auf einer Kompensation von Abweichungen in den Reaktionsraten.

8.0 Danksagung

Herrn C.H.M. Broeders danke ich für wertvolle Auskünfte über die für Zellrechnungen in KARBUS'88 angewandten Methoden und für hilfreiche Unterstützung bei der Ausführung von Rechnungen mit dem Programmsystem.

9.0 Referenzen

- /1/ C.H.M. Broeders and M. Dalle Donne, Nuclear Technology, 71, 82 (1985)
- /2/ R. Böhme, F. Helm: "Reaktorphysikalische Messungen für den Fortgeschrittenen Druckwasserreaktor an einem engen Plutonium-Uran-Mischoxid-Stabgitter mit Polystyrolmoderator". Jahrestagung Kerntechnik 1985, p. 35-38, München 1985
- /3/ R. Seiler, R. Chawla, K. Gmür, H. Hager, H.-D. Berger, R. Böhme, Nuclear Technology, 80, 311 (1988)
- /4/ T.P. Abagjan et al.: "Gruppenkonstanten schneller und intermediärer Reaktoren für die Berechnung von Kernreaktoren". KfK-tr-144 (Übersetzung 1963)
- /5/ D. Woll: "GRUCAL - Ein Programmsystem zur Berechnung makroskopischer Gruppenkonstanten". KfK 2108 (1975)
- /6/ 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 (1982)
- /7/ C.H.M. Broeders, Nuclear Technology, 71, 96 (1985)
- /8/ J.R. Askew et al., J. Brit. Nucl. Energy Soc. 5, 564 (1966)
- /9/ H.-D. Berger, R. Böhme, R. Chawla, K. Gmür: "Investigation of Importance-Weighted Infinite Multiplication Constants in Clean and Poisoned LWHCR Lattices". Int. Reactor Physics Conf., Jackson Hole, Sept. 18-22, 1988
- /10/ R. Böhme and E.A. Fischer: "The Fast Reactor Cell Code KAPER4". KfK 4435 (1988)
- /11/ H. Bachmann, R. Kiesel, D. Woll, Interner Bericht 1979 und C.H.M. Broeders, persönliche Mitteilung
- /12/ E. Kiefhaber: "Application of Real, Adjoint and Bilinear Weighting for Collapsing Group Constants Used in Space Dependent Neutron Diffusion Problems". KfK 3430 (1982)
- /13/ G. Buckel, W. Höbel: "Das Karlsruher Programmsystem KAPROS, Teil I, Übersicht und Vereinbarungen, Einführung für Benutzer und Programmierer". KfK 2253 (1976)
- /14/ A. Sauer, Nucl. Sci. Eng. 16, 329 (1963)
- /15/ P. Benoist, Nucl. Sci. Eng. 30, 85 (1967) und Nucl. Sci. Eng. 34, 285 (1968)
- /16/ F. Fröhner, persönliche Mitteilung (1988)

10.0 Tabellen

Tab. 1: Korrekturen für Temperaturfehler und Σ_{tr} -Wichtung für PROTEUS-Gitter 7-9-8

Faktoren aus KARBUS-Rechnungen, mit denen KAPER4-Resultate zu multiplizieren sind.

Korrektur für: Moderator:	Temperaturfehler			Flußwichtung von Σ_{tr}		
	H ₂ O	Dowtherm	ohne	H ₂ O	Dowtherm	ohne
$k_{\infty} (B^2=0)$	0.9988	0.9983	0.9995	1.0000	1.0000	1.0000
Σ_c	1.0014	1.0021	1.0008	0.9994	0.9994	0.9996
Σ_f	0.9994	0.9991	0.9997	0.9995	0.9995	0.9998
Σ_{rem}	1.0006	1.0009	1.0004	0.9994	0.9995	0.9996
Σ_{tr}	1.0000	1.0000	1.0000	0.9917	0.9914	0.9955
$v\Sigma_f$	0.9994	0.9991	0.9997	0.9995	0.9996	0.9998
$k_{\infty} = v\Sigma_f/\Sigma_{rem}$	0.9988	0.9982	0.9994	1.0001	1.0001	1.0001
$D = 1/(3\Sigma_{tr})$	0.9999	1.0000	1.0000	1.0083	1.0087	1.0044
$M^2 = D/\Sigma_{rem}$	0.9994	0.9990	0.9996	1.0089	1.0092	1.0048

Tab. 2: Unterschiede in den Eingruppen-Wirkungsquerschnitten aus KAPER4 und KARBUS'88

Unterschiede in Prozent, d.h. $100 \times (\Sigma_{KARBUS}/\Sigma_{KAPER4} - 1)$, bei optimaler Angleichung freier Parameter in den Zellrechnungen.

PROTEUS-Anordnung: Moderator:	Core 7	Core 9	Core 8
	H ₂ O	Dowtherm	ohne
$k_{\infty} (B^2=0)$	-0.40	-0.84	-0.44
$B^2(k_{eff.} = 1)$	-3.55	-8.28	-2.09
Σ_c	+0.24	+0.78	+0.55
Σ_f	-0.42	-0.68	-0.28
Σ_{rem}	-0.01	+0.22	+0.23
Σ_{tr}	+0.07	+0.09	+1.23
$v\Sigma_f$	-0.42	-0.67	-0.27
$k_{\infty} = v\Sigma_f/\Sigma_{rem}$	-0.40	-0.89	-0.50
$D = 1/(3\Sigma_{tr})$	-0.06	-0.10	-1.22
$M^2 = D/\Sigma_{rem}$	-0.05	-0.32	-1.44

Tab. 3: Homogenisierung des trocken Gitters von PROTEUS Core 8

Unterschiede in Prozent, d.h. $100 \times (\Sigma_{ZELLCODE}/\Sigma_{GRUCAL} - 1)$, GRUCAL-Rechnungen mit Spaltspektrum aus KARBUS'88 bzw. KAPER4, KAPER4-Rechnungen mit anisotroper Diffusion.

Zellcode:	KARBUS'88-GRUCAL			KAPER4		
	heterogen	1/10	1/100	heterogen	1/10	homo.
$k_{\infty} (B^2=0)$	-0.46	-0.72	-0.75	+0.02	-0.06	-0.05
$B^2(k_{eff}=1)$	-3.56	-5.58	-5.80	-2.03	-0.71	-0.47
Σ_c	+0.47	+0.82	+0.86	-0.14	+0.00	+0.00
Σ_f	-0.32	-0.48	-0.49	+0.03	-0.04	-0.04
Σ_{rem}	+0.20	+0.35	+0.37	-0.03	+0.03	+0.03
Σ_{tr}	-0.22	-0.20	-0.20	-2.39	-0.30	-0.05
$v\Sigma_f$	-0.31	-0.47	-0.48	+0.03	-0.03	-0.04
$k_{\infty} = v\Sigma_f/\Sigma_{rem}$	-0.50	-0.82	-0.85	+0.06	-0.06	-0.06
$D = 1/(3\Sigma_{tr})$	+0.22	+0.20	+0.20	+2.45	+0.31	+0.05
$M^2 = D/\Sigma_{rem}$	+0.02	-0.15	-0.17	+2.48	+0.28	+0.02

Erläuterung zur Heterogenität:

heterogen:	Originale Dimensionen der Zelle beibehalten.
1/10:	Alle Lineardimensionen der Zelle dividiert durch 10.
1/100:	Alle Lineardimensionen der Zelle dividiert durch 100.
homogen:	Homogenisierung durch Mischung.

Tab. 4: Verhältnisse von Rechnung zu Messung für PROTEUS-Experimente 7-12

k_{∞} und Reaktionsratenverhältnisse mit Querschnittssatz G69CT005; geschätzte experimentelle Fehler (1σ).

ohne B ₄ C 1/1/86	Moderator	Wasser	Dowtherm	ohne
k_{∞}	KARBUS	0.999 ±0.005	1.002 ±0.008	0.991 ±0.005
	KAPER4	1.000 ±0.005	1.008 ±0.008	0.996 ±0.005
$\sigma_f(^{235}\text{U})/\sigma_f(^{239}\text{Pu})$	KARBUS	1.007 ±0.016	1.017 ±0.013	1.004 ±0.012
	KAPER4	1.013 ±0.016	1.025 ±0.013	1.008 ±0.012
$\sigma_f(^{238}\text{U})/\sigma_f(^{239}\text{Pu})$	KARBUS	1.048 ±0.021	1.064 ±0.02	1.078 ±0.015
	KAPER4	1.043 ±0.021	1.057 ±0.02	1.073 ±0.015
$\sigma_f(^{241}\text{Pu})/\sigma_f(^{239}\text{Pu})$	KARBUS	1.002 ±0.03	0.986 ±0.03	0.966 ±0.03
	KAPER4	1.013 ±0.03	1.000 ±0.03	0.969 ±0.03
$\sigma_c(^{238}\text{U})/\sigma_f(^{239}\text{Pu})$	KARBUS	1.026 ±0.018	1.043 ±0.015	1.078 ±0.013
	KAPER4	1.013 ±0.018	1.021 ±0.015	1.061 ±0.013
$\sigma_c(^{242}\text{Pu})/\sigma_f(^{239}\text{Pu})$	KARBUS	0.971 ±0.03	0.988 ±0.03	1.131 ±0.03
	KAPER4	0.944 ±0.03	0.960 ±0.03	1.138 ±0.03
mit B ₄ C 1/1/88	Moderator	Wasser	Dowtherm	ohne
k_{∞}	KAPER4	1.001 ±0.007	1.006 ±0.007	1.002 ±0.0035

50.02.01/04A Extension of the program system KARBUS
PRS 0N1B (Karlsruhe Reactor Burnup System)

Erweiterungen des Programmsystems KARBUS
(Karlsruhe Reactor Burnup System)
(C. Broeders, E. Wiegner; INR
B. Klüver, TU Braunschweig)

Theoretical Contributions

The theoretical contributions to the neutron physics investigations for a APWR were related to two main topics:

- improvement of calculational tools (data and methods) and
- design calculations for actual KfK-proposals and recalculation of experiments, mainly from the PROTEUS facility in Würenlingen.

Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen zu einem FDWR

Theoretische Arbeiten

1. Bereitstellung von Daten und Methoden:

Die von externen Partnern bereitgestellten Programme RESAP (verbesserte Berechnung der Resonanzabsorption, IKE Stuttgart) und HEXNOD (nodales Verfahren zur Flußberechnung, KWU Erlangen) wurden in die KAPROS- Standard Prozeduren integriert und werden für Anwendungsrechnungen eingesetzt. In enger Zusammenarbeit mit den PROTEUS-Experimentauswertungen wurde die 69-Gruppen- Bibliothek auf KEDAK-Basis und die darauf basierenden Querschnittsberechnungen weiter verbessert (Pu242 2.67 eV Resonanz, Matrizen für die Energieverteilung der Spaltneutronen der einzelnen Spalt-Isotope, Verbesserung Dancoff-Korrektur). Für die Durchführung von Auslegungsrechnungen wurden neue Verfahren bereitgestellt für die Beschreibung des Langzeit-Verhaltens unter Berücksichtigung des Abbrandes und der Regelung. Für die Berechnung von mittleren Querschnitten in Brennelementen mit Hetrogenitäten durch Kontrollstäbe oder Wasserlöcher steht jetzt eine eindimensionale Supercell-Prozedur zur Verfügung.

2. Anwendungsrechnungen:

Für den ersten KWU-Entwurf mit sehr engem Gitter ($P/D=1.22$) wurden mit einem vereinfachten Modell (hexagonale BE, keine Regeleinflüsse) erste Langzeitrechnungen bis zum Gleichgewichtskern durchgeführt. Erwartungsgemäß liefern die an Experimenten und anderen Benchmarks abgesicherten KfK-Methoden für diesen Reaktor deutlich positive Reaktivitätseffekte bei Kühlmittelverlust. Deshalb wurden neue Auslegungsuntersuchungen für weitere Reaktorgitter ($P/D=1.24 \dots 1.30$) angefangen. Anfangs wurde für das Hüllmaterial noch Stahl verwendet. Nach neuesten Erkenntnissen der KWU wird z.Z. aber Zircaloy bevorzugt. Erste dreidimensionale Abbrandrechnungen mit Berücksichtigung der durch KWU vorgeschlagenen Regelungskonzepte zeigen Probleme mit der Leistungsverteilung im Kern. Weiter konnte mit Hilfe von zweidimensionalen Transportrechnungen für den PROTEUS Gesamtreaktor mit dem Code TWOTRA bestätigt werden, daß das Energiespektrum im Zentrum der Testzone durch die Einflüsse der Treiberzonen nur sehr wenig gestört wird.

Erweiterungen des Programmsystems KARBUS

1. Einführung

Die Entwicklung des Karlsruher Reaktor Burnup Systems (KARBUS) geht zurück auf Bestrebungen, die Untersuchungen zum nuklearen Brennstoffkreislauf, welche seit Mitte der siebziger Jahre im Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik des Kernforschungszentrums Karlsruhe durchgeführt werden, in einem Programmsystem konsistent zusammenzufassen.

Ausführliche Diskussionen führten zu dem Konzept, dieses System im Rahmen des bereits existierenden Programmsystems KAPROS /1/, welches insbesondere für Berechnungen auf dem Gebiet von schnellen Reaktoren entwickelt worden war, zu realisieren /2/. Bei der Erarbeitung von KARBUS spielten dann auch die Anforderungen aus dem neueren Aufgabengebiet, neutronenphysikalische Beschreibung eines fortgeschrittenen Druckwasserreaktors mit engen Wassergittern (FDWR), eine maßgebliche Rolle.

Eine Beschreibung der Möglichkeiten des KARBUS Programmsystems kann in den Referenzen /3,4/ gefunden werden. In dem vorliegenden Beitrag werden nur kurz die wesentlichsten Merkmale diskutiert. Wichtige neue Optionen, welche vor allem aus den Erfahrungen bei der Auswertung von FDWR-Experimenten im PROTEUS-Reaktor hervorgingen, werden ausführlicher dargestellt. Dies betrifft die Spezifikation der Eingabedaten, die Verwendung von material- und systemabhängigen Energiespektren der Spaltneutronen und die Bestimmung der Wichtungsspektren für Eingruppenkondensation.

Eine weitere Aktivität betrifft die Verbesserung der Portabilität von KAPROS/-KARBUS (Überführung auf andere Computeranlagen).

2. Das KARBUS-Konzept

Die wichtigsten Zielsetzungen für das geplante System waren Flexibilität, Einsetzbarkeit für möglichst viele Aufgaben im Brennstoffkreislauf (BKL) und auch für möglichst viele Reaktortypen und möglichst wenig redundante Benutzereingaben, da dies in der Praxis häufig zu Fehlanwendungen führt.

Das seit Anfang der siebziger Jahren im INR entwickelte Programmsystem KAPROS bot eine sehr gute Ausgangsbasis für die Realisierung des Programms KARBUS. Die wichtigsten Gründe sind:

- das KAPROS-Konzept ermöglicht eine sehr flexible Verknüpfung von in FORTRAN erstellten unabhängigen Programmen.
- KAPROS ermöglicht eine sehr flexible Datenweitergabe (im Kernspeicher, falls möglich, sonst über Festplattenspeicher) zwischen diesen Modulen, (Eingabedaten, Zwischenergebnisse).
- Aus der Programmentwicklung für Schnellbrüteruntersuchungen sind eine große Zahl von Modulen für die Lösung von neutronenphysikalischen Problemen in KAPROS integriert.
- Das KAPROS-Konzept sieht eingehende Prüfungen zur Vermeidung fehlerhafter Eingaben für komplizierte Rechnungen vor. Demgegenüber hat sich als Nachteil herausgestellt, daß KAPROS durch extensive Verwendung der maschinennahen ASSEMBLER-Sprache nur sehr schwer auf andere Rechenanlagen übertragbar ist. Dieser Nachteil wurde in letzter Zeit durch die Erstellung eines neuen portablen KAPROS-Subkerns weitgehend beseitigt.

3. KARBUS-Realisierung

In diesem Abschnitt werden kurz die wichtigsten Möglichkeiten von KARBUS erläutert. Nähere Angaben zu den genannten Programmen und Bibliotheken können in den Referenzen /2,4/ gefunden werden.

3.1 Datenschnittstellen

In KARBUS werden durchweg einheitliche Schnittstellen für die folgenden Datenebenen benutzt (nähere Informationen über Datenblock-Strukturen z.B. in Ref./2/ und in der internen KAPROS-Dokumentation:

- Teilchenzahldichten in Reaktorzonen (MISCH-Struktur).
- Mikroskopische Gruppenkonstanten (GRUBA-Bibliothek).
- Makroskopische Gruppenkonstanten (SIGMN-Struktur).
- Wichtungsspektren für Gruppenkondensation (FLUXO-Struktur).

Die anderen Datenschnittstellen, wie Geometriespezifikationen, Neutronenflußverteilungen, Auswertungen (Reaktionsraten, Zonenintegrale usw.) sind nicht vereinheitlicht, aber gut dokumentiert.

Eine weitere wichtige Datenebene besteht aus den allgemeinen nuklearen Datenbibliotheken mit punktwiser oder parametrisierter Datenspeicherung. Für neutronenphysikalische Daten enthält KARBUS die Möglichkeit des direkten Datenzugriffs von der bekannten Karlsruher Datenbibliothek KEDAK. Mehr allgemeine und zum Teil auch neuere Daten können mit Hilfe der Karlsruher Version von NJOY und den zugehörigen Anschlußprogrammen von Bibliotheken in ENDF/B-Format (wie z.B. JEF-1) verfügbar gemacht werden.

KARBUS benutzt sehr intensiv die Möglichkeiten der Speicherung von Zwischenergebnissen einer Rechnung im KAPROS-Archiv. Diese Archivdaten ermöglichen u.a.:

- Weiterführung abgebrochener Reaktorrechnungen in dem 3-dimensionalen Diffusionsprogramm D3D/D3E ("Restart").
- Neuberechnungen mit modifizierten Spezifikationen (z.B. Void).
- Automatisierte Auswertung der gespeicherten Rechenergebnisse.

3.2 Rechenmöglichkeiten

In KARBUS können u. a. die folgenden Rechenaufgaben konsistent mit automatisierter Datenweitergabe durchgeführt werden:

- Berechnung der Zonenspezifikationen mit den Modulen NDCALC (gitterorientiert) oder NDWIMS (zonenorientiert, s.u.).
- Berechnung zonenweiser makroskopischer Gruppenkonstanten nach der Standardmethode für Schnelle Reaktoren (GRUCAL), nach einer modifizierten SBR-Methode (GRUCAH) oder nach der Methode der Wigner-Seitz Zellrechnungen für Thermische Reaktoren (GRUCEL, WEKCPM, ONEHOM).
- Globale Reaktorrechnungen in 1- bis 3-dimensionaler Diffusionsnäherung (DIXY, D3E) oder 1-dimensionaler Transportnäherung (ONETRA).
- Erforderliche Auswertungen in DIXY/DXPODA oder AUDI3.
- Abbrand und zeitlicher Zerfall von Nuklidkonzentrationen in BURNUP (Teilimplementierung von KORIGEN in KARBUS mit automatisierter Weitergabe von systemeigenen Eingruppendaten).
- Brennstoffmanagement durch einfaches zonenweises Umsetzen mit MIX-MAN oder komplizierteres Umsetzen und Nachladen von BEs mit SIGMAN. Für eine detaillierte Auswertung der Brennstoff-Inventare nach Bestrahlung können mit Hilfe der KAPROS-Archive KARBUS-Ergebnisse automatisiert nach KORIGEN übertragen werden.

3.3 Datenbibliotheken

Im Prinzip können in KARBUS alle Gruppenkonstanten-Bibliotheken mit GRUBA-Struktur benutzt werden. Die anfangs auf Schnelle Reaktoren ausgelegten Möglichkeiten wurden ergänzt durch einige wenige Erfordernisse für die Beschrei-

bung von Thermischen Reaktoren, wie die Behandlung der temperaturabhängigen Aufwärtsstreuung. Auf diese Weise konnten die spezifischen Vorteile der SBR- und LWR-Rechenmethoden kombiniert werden mit entsprechendem Nutzen für den Einsatz beim FDWR. Für KARBUS stehen die folgenden Bibliotheken zur Verfügung:

- G69HV003 und G69CV003 in der 69 Gruppen WIMS-Struktur aber mit modernerer Datenbasis. Erstere ist geeignet für Reaktoren bei Betriebstemperatur, letztere für Experimente bei Zimmertemperatur. Eine Version mit temperaturabhängigen Streumatrizen ist in Vorbereitung. Diese 69 Gruppen-Bibliotheken konnten verifiziert werden für Thermische, Epithermische und Schnelle Reaktoren (s. z.B. Referenzen /3,4/.

- Für spezielle SBR-Untersuchungen ist eine Erweiterung des bekannten KFKINR-Satzes mit 26 Gruppen im Einsatz. Diese Bibliothek - KFKINRBB- enthält zusätzlich zu der Original-Bibliothek Daten für die wichtigsten Aktiniden und Spaltprodukte.
- Für den Abbrandteil werden in BURNUP modifizierte KORIGEN-Bibliotheken benutzt.

4. Neuere KARBUS-Optionen

Vor allem im Zusammenhang mit den Nachrechnungen der im PROTEUS durchgeführten FDWR-Experimente wurden in der letzten Zeit einige neue Optionen in das KARBUS-Programm eingeführt:

4.1 Eingabespezifikationen der Reaktorzonen

Die ersten Anwendungsrechnungen mit KARBUS betrafen die Auslegung von FDWR-Kernvarianten. Deshalb war auch das erste Eingabeprogramm, NDCALC, Reaktorgitter-orientiert, d.h., daß z.B. nicht die genaue Gittergeometrie eingegeben wurde, sondern das Moderator-zu-Brennstoff-Verhältnis und nicht die genauen Teilchenzahldichten, sondern die Spaltstoffanreicherung. Da bei den PROTEUS-Experimenten und auch bei den FDWR-Benchmark-Spezifikationen die Wigner-Seitz-Zelle genau definiert war, entstand der Bedarf nach einem geeigneten neuen Eingabeprogramm. Da das Programm WIMS häufig für ähnliche Rechnungen herangezogen wird, wurde auf der Basis der WIMS-Eingabespezifikationen ein neuer KARBUS-Modul, NDWIMS, entwickelt. Dieses Programm bietet eine deutliche Erleichterung für Rechnungen für genau spezifizierte Gitter.

4.2 Berücksichtigung von materialabhängigen Spektren für Spaltneutronen

Die Spektren der Spaltneutronen sind unterschiedlich für die verschiedenen Spaltmaterialien. Bei den Verfahren für die Berechnung von Schnellen Reaktoren wurde diese Eigenschaft von Anfang an berücksichtigt, da solche Anlagen vom Prinzip her mit Mischungen verschiedener Materialien betrieben werden. Dies ist bei den Verfahren zur Berechnung Thermischer Reaktoren nicht immer der Fall, z.B. nicht im WIMS-Code.

In den 69 KARBUS-Bibliotheken waren von Anfang an materialabhängige Spaltspektren vorhanden. Da aber KEDAK4 als Quelle der 69 Gruppendaten für alle Materialien fast die gleichen Daten enthält (sehr ähnlich U235), waren alle Spektren praktisch gleich. Dieser Zustand war schon lange bekannt; die Behebung hatte zunächst aber nur geringe Priorität. Als aber PROTEUS-Analysen mit 26 Gruppen-SBR-Bibliotheken durch Böhme /5/ Hinweise auf eine relativ starke Empfindlichkeit der FDWR-Ergebnisse auf die Spaltspektren ergaben, wurden von Fröhner /6/ neue Werte für die Maxwell-Verteilungen von U235 und PU239 empfohlen. Nach Einführung der neuen Spektren auf den 69 Gruppen-Bibliotheken ergaben Testrechnungen auch hier bedeutende Einflüsse der Spaltspektren auf wichtige Reaktorkenngrößen. Eine genaue Berücksichtigung der materialabhängigen Spaltspektren kann jetzt mit Hilfe eines neu erstellten Moduls, CHICOR, iterativ bestimmt werden. Die Tabelle 1 zeigt einige ausgewählte Ergebnisse dieser Untersuchungen. Wir können sehen, daß die Reaktivität in Reaktorgittern bei FDWR-Konfigurationen deutlich steigt, wenn die neuen Verfahren angewandt werden. Diese Beobachtung ist in Einklang mit früheren Ergebnissen, wonach 69 Gruppen KARBUS Rechnungen eine Unterschätzung der Reaktivität von FDWR-Experimenten ergaben /3,4/.

4.3 Wichtungsspektren für die Bestimmung von Eingruppenquerschnitten

Eingruppenquerschnitte werden sowohl bei der PROTEUS-Auswertung als auch bei Abbrandrechnungen benötigt. Bei PROTEUS-Experimenten werden mit guter Genauigkeit Reaktionsratenverhältnisse gemessen. Die Nachrechnung dieser Messungen erfolgt durch die Bildung der Quotienten von Eingruppenquerschnitten. Diese gleichen Eingruppenquerschnitte werden in Abbrandrechnungen gebraucht, um die Reaktionsprozesse mit Neutronen zu beschreiben.

KARBUS bietet eine Reihe von Möglichkeiten, Eingruppenquerschnitte zu bestimmen:

- Brennstabflüsse aus einer unendlichen Zelle.
- Brennstabflüsse aus einer Zellrechnung mit axialem Buckling.
- Mittlere Flüsse aus einer homogenisierten Zelle mit kritischem Buckling.

- Flüsse aus Ganz-Core-Rechnungen, z.B. punkt- oder zonenweise aus ein- bis dreidimensionalen Diffusions- oder Transportrechnungen mit voller oder reduzierter Gruppenzahl.

Die Tabelle 2 zeigt die Anwendung der ersten drei Methoden bei der Berechnung von Reaktionsratenverhältnissen für das PROTEUS FDWR-Experiment Nr. 7. Die Ergebnisse zeigen, daß die üblicherweise benutzte Methode bei Abbrandrechnungen, Brennstabflüsse in der unendlichen Zelle, nur geringe Unterschiede zu den anderen Methoden zeigt.

5. Referenzen

Die große Zahl der Beteiligten an der Entwicklung von KAPROS und KARBUS kann im vorliegenden Bericht nicht vollständig zitiert werden. Vor allem die Referenzen /2,4,5/ enthalten detailliertere Angaben dazu.

- /1/ H. Bachmann, G. Buckel, W. Höbel, S. Kleinheins
Conf.750413, Charleston (1975), S. V 1 - V 10
- /2/ C.H.M. Broeders, Interner Bericht 1982
- /3/ C.H.M. Broeders, Nuclear Technology Vol. 71 (1985), S. 96 - 110
- /4/ R. Böhme, persönliche Mitteilung 1987
- /6/ F. Fröhner, persönliche Mitteilung 1987

Spektrum	PROTEUS 7 (C/E) H2O P/D=1.123			FDWR- Benchmark Case 1, 8% Pufis, P/D=1.1 0 GWD/THM					
	Kinf	F5/F9	F8/F9	Kinf	F5/F9	F8/F9	Kinf	F5/F9	F8/F9
Standard	0.986	1.011	1.032	1.0697	0.936	1.49-2	0.9369	0.940	1.63-2
Mat Abh	0.989	1.011	1.064	1.0752	0.936	1.53-2	0.9408	0.939	1.67-2

Tabelle 1: Einfluß vom Spaltspektrum auf ausgewählte FDWR-Ergebnisse

	Zellrechnung			
	Buckling 0. cm-2		Buckling 2.29-3 cm-2	
	Zell-Fluß	DIFFO-Fluß Keff=1.	Zell-Fluß	DIFFO-Fluß Keff=1.
Kinf	0.985	0.989	--	0.989
F5/F9	1.011	1.011	1.011	1.011
F8/F9	1.015	1.064	1.050	1.064

Tabelle 2: Einfluß Wichtungsspektrum auf Reaktionsraten Verhältnisse in PROTEUS Exp. 7, materialabhängige Spaltspektren.

50.02.02 Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen
zu einem FDWR-Kern

50.02.02/06A Investigations in Freon on Critical Heat Flux
PRS ON1E in a PWR (KRISTA-Program)
(F.J. Erbacher, W.Just, H.J.Neitzel, P.Schäffner,
K.Wiehr; IRB)

Abstract

The fuel rod simulators were fabricated for a 7-rod bundle with $d = 9.5$ mm, $p/d = 1.15$ and grid spacers and for a 37-rod bundle with $d = 9.0$ mm, $p/d = 1.178$ and grid spacers.

Several tests with the 8 mm circular tube have been performed. The measured values in Freon 12 were recalculated for water by using the Ahmad model.

The comparison with the table data for water from Doroshchuk and Groeneveld is good. The occurring differences are supposed to result from inaccuracies of the scaling model in the measurement range.

For the future a modification of the scaling model is planned, and tests with the 7-rod and 37-rod bundles will be performed.

50.02.02/06A Untersuchungen in Freon zur kritischen Heizflächenbelastung
PRS ON1E eines FDWR (KRISTA-Programm)
 (F.J. Erbacher, W.Just, H.J.Neitzel, P.Schäffner, K.Wiehr;IRB)

1. Einleitung und Zielsetzung

Die kritische Heizflächenbelastung (KHB) beim Umschlag der Kühlung von Blasen- in Filmsieden ist mit von entscheidender Bedeutung für die Konzipierung der Brennstabbündel eines FDWR. Begleitend zu KHB-Versuchen von Siemens/KWU mit dem Original-Fluid Wasser werden im IRB Versuche mit dem Modell-Fluid Frigen 12 im Kreisrohr sowie an 7- und 37-Stabbündeln durchgeführt.

Zweck dieser Versuche ist es, eine breite Datenbasis zur Entwicklung einer KHB-Korrelation im Bereich der beim FDWR vorkommenden hohen Drücke und Massenstromdichten zu liefern. Die Ergebnisse sollen auch der Verifikation und Entwicklung von Rechencodes zur Unterkanalanalyse dienen.

2. Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurden die Stäbe für ein 7-Stabbündel mit $d = 9,5$, $p/d = 1,15$ und Gitterabstandshaltern sowie für ein 37-Stabbündel mit $d = 9,0$ mm, $p/d = 1,178$ und Gitterabstandshaltern gefertigt.

An der Kreisrohr-Teststrecke mit 8 mm Innendurchmesser und 688 mm beheizter Länge wurde eine Reihe von Versuchen durchgeführt, wobei Austrittsdampfqualität, Massenstromdichte und Druck variiert wurden. Dabei wurde die Austrittsdampfqualität zwischen $-0,5$ und $+0,3$ geändert. Für den Druck wurden die Werte 10,5, 17,8, 23,0 und 27,2 bar gewählt, was bei Wasser den Drücken 69, 110, 138 und 158 bar entspricht. Die Massenstromdichte wurde zwischen 1,0 und 6,0 Mg/s m^2 variiert entsprechend der Massenstromdichte zwischen 1,37 und 8,68 Mg/s m^2 bei Wasser.

Die Ergebnisse der Frigen-Versuche wurden mit Hilfe des Ahmad-Modells /1/ auf Wasser umgerechnet und mit Wasser-Daten, die von Doroshchuk /2/ und Groeneveld /3/ in Tafeln zusammengestellt wurden, verglichen.

3. Ergebnisse

Zum Vergleich der eigenen Versuchsergebnisse mit den Tafelwerten von Doroshchuk und Groeneveld wurde das Verhältnis der kritischen Wärmestromdichten (KHB) der Tafelwerte zu den auf Wasser umgerechneten KHB-Werten der eigenen Frigen-Versuche gebildet.

Die Abbildungen 1 bis 4 zeigen diese Vergleichs-Werte für zwei für den FDWR interessierende Drücke sowie verschiedene Austrittsdampfqualitäten und Massenstromdichten. Dabei ist festzustellen, daß sich die Vergleichs-Werte um den Wert 1.0 anordnen, was eine gute Übereinstimmung bedeutet.

Allerdings ist durchweg eine mit zunehmender Austrittsdampfqualität fallende Tendenz festzustellen. Bei kleiner bzw. negativer Dampfqualität sind die Tafelwerte größer als die eigenen Meßwerte, bei großer bzw. positiver Dampfqualität sind die Tafelwerte kleiner.

Es ist anzunehmen, daß diese Tendenz auf Ungenauigkeiten des verwendeten Umrechnungs-Modells nach Ahmad zurückzuführen ist.

Abb. 5 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Verhältnis-Werte für die im IRB durchgeführten Kreisrohr-Experimente, verglichen mit den Doroshchuk- sowie den Groeneveld-Tafelwerten.

Hieraus ist zu erkennen, daß sich die Vergleichswerte nahezu in einer Gauss-Verteilung um den Wert 1.0 anordnen. Die Tafelwerte nach Groeneveld weisen jedoch eher kleinere kritische Heizflächenbelastungen als die IRB-Versuche auf, während die Doroshchuk-Werte zu größeren Werten tendieren.

Verglichen mit der Groeneveld-Tafel ergab sich für die Verhältnis-Werte ein Mittelwert von 0.94, entsprechend einer Abweichung von 6 %, und bezüglich der Doroshchuk-Tafel ein Mittelwert von 1.015, entsprechend einer Abweichung von 1.5 %.

Die Standardabweichung von dem jeweiligen Mittelwert liegt in der gleichen Größenordnung, nämlich bei 8.7 und 10.6 %.

4. Geplante Weiterarbeit

Am Kreisrohr sollen noch abschließende Versuche durchgeführt werden. Das Umrechnungsmodell von Ahmad soll für den untersuchten Parameter-Bereich angepaßt werden. Weiterhin sollen Versuche mit dem 7-Stabbündel und dem 37-Stabbündel durchgeführt werden.

Literatur

- /1/ 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

- /2/ 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

- /3/ 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

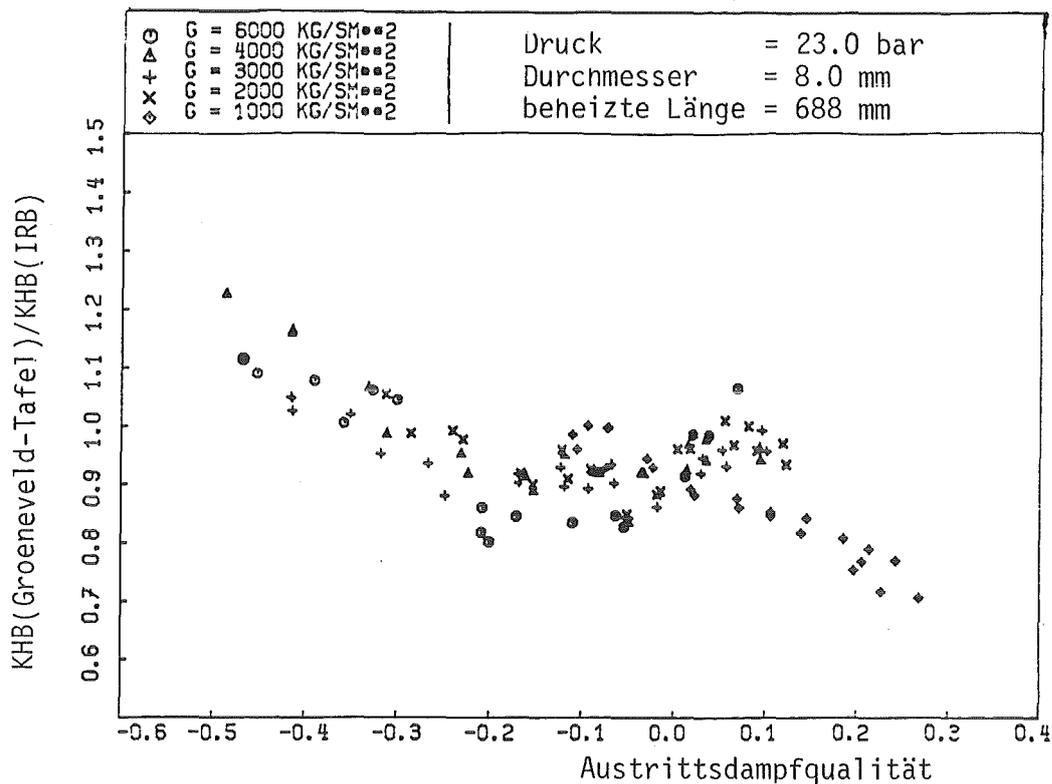


Abb 1 : Vergleich der auf Wasser umgerechneten Frigen 12-
Ergebnisse mit Tafelwerten nach Groeneveld

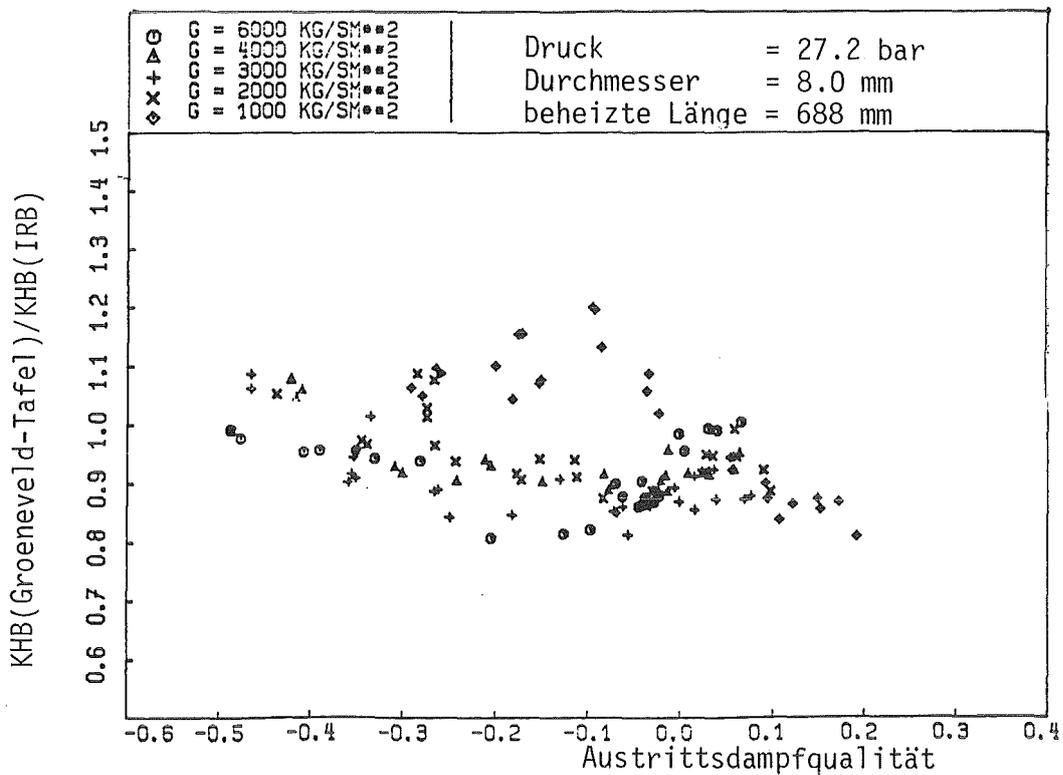


Abb.2 : Vergleich der auf Wasser umgerechneten Frigen 12-
Ergebnisse mit Tafelwerten nach Groeneveld

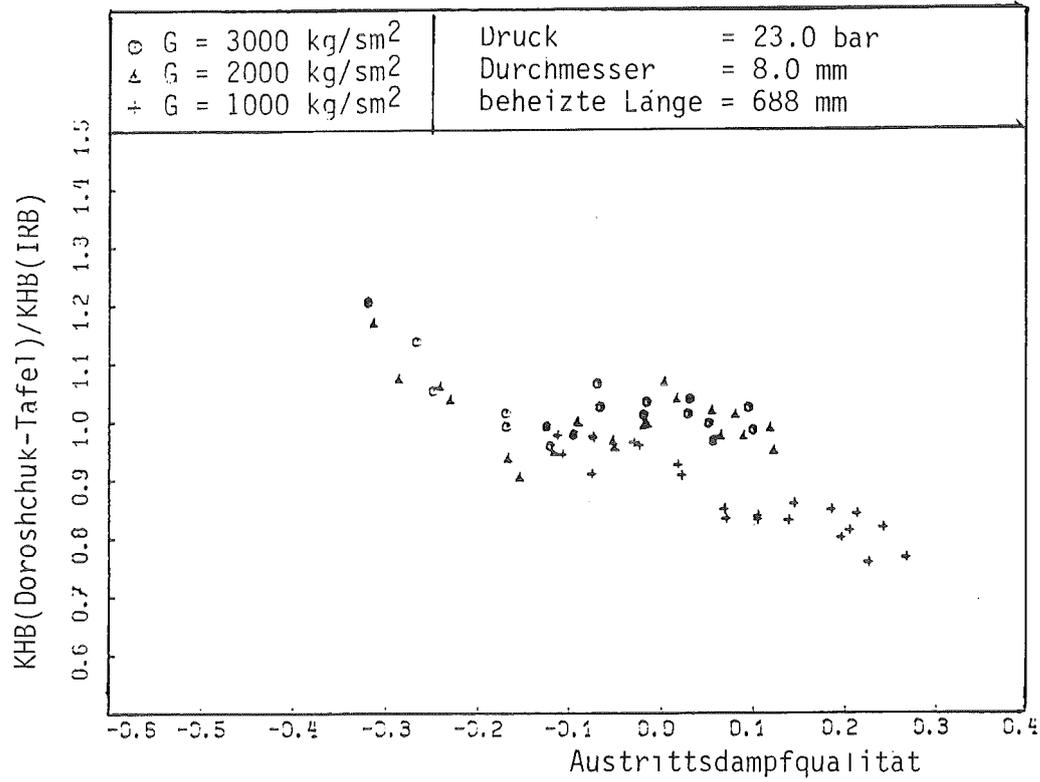


Abb. 3 : Vergleich der auf Wasser umgerechneten Frigen 12-
Ergebnisse mit Tafelwerten nach Doroshchuk

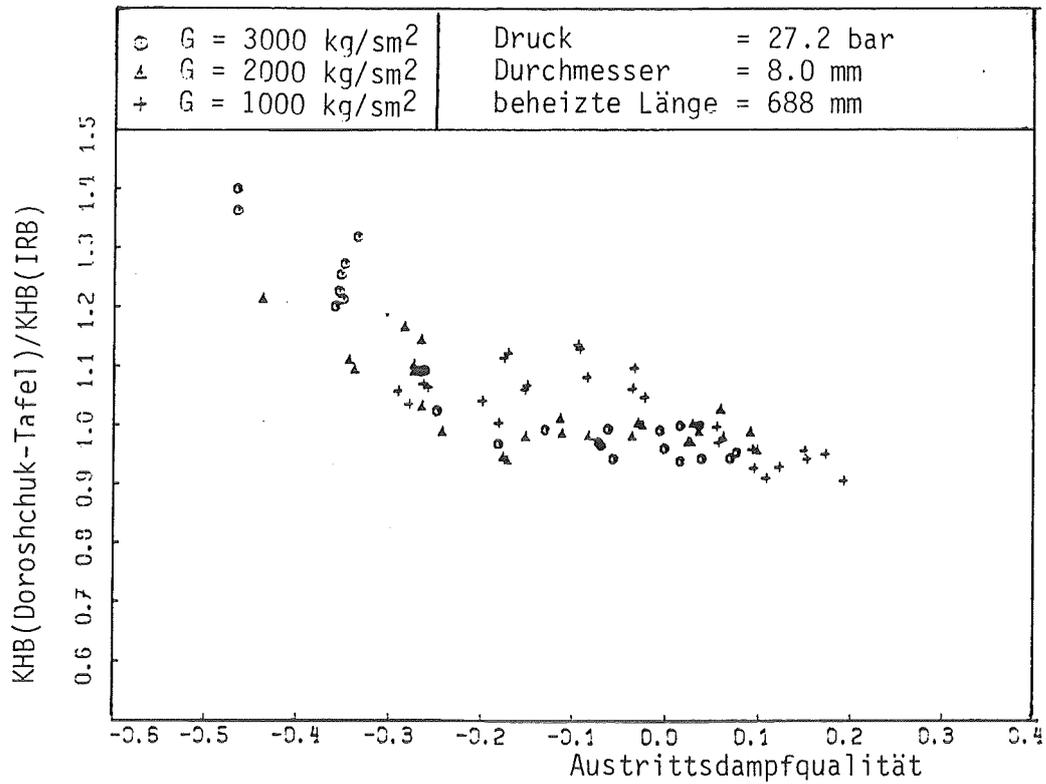


Abb. 4 : Vergleich der auf Wasser umgerechneten Frigen 12-
Ergebnisse mit Tafelwerten nach Doroshchuk

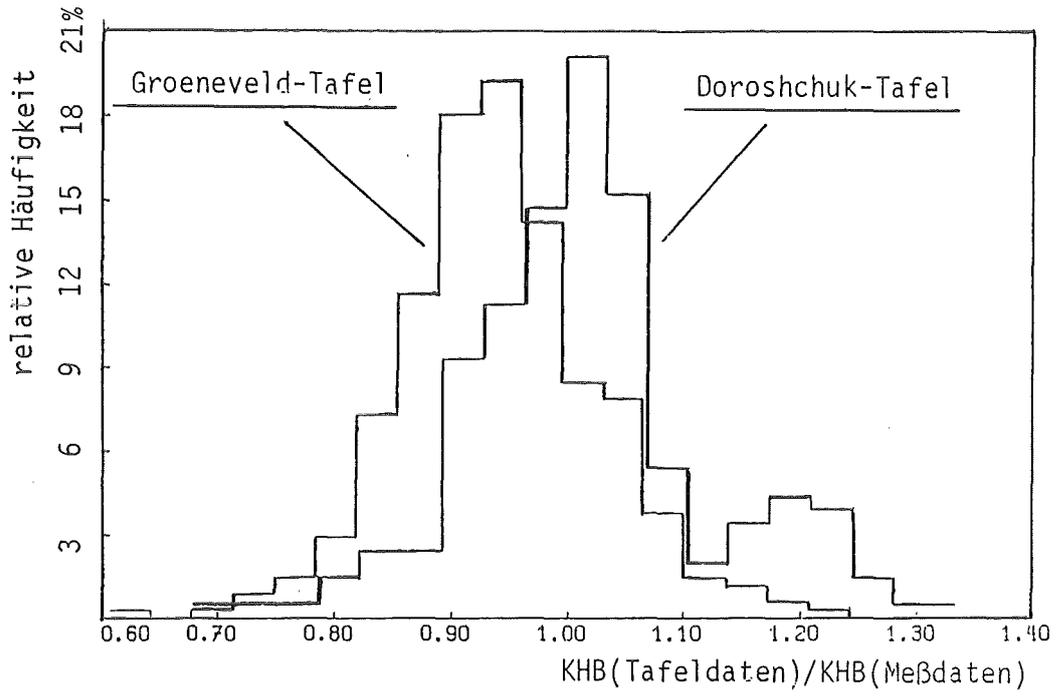


Abb.5 : Vergleich der IRB-Meßdaten mit Tafeldata

- 50.02.03 Brennelementverhalten eines FDWR bei Kühlmittelverluststörfällen
- 50.02.03/07A Investigations of the Reflooding Behaviour in Tight Lattice Rod Bundles in the Frame of the FLORESTAN-program
PRS ON1H (K. Wiehr, F.J. Erbacher, U. Harten, W. Just; IRB)

Abstract

This report describes results of flooding experiments gained on a very tight triangular lattice fuel rod simulator bundle with a rod pitch-over-diameter ratio (p/d) of 1.06. This type of bundle represents the blanket region of a heterogeneous advanced pressurized water reactor (APWR) design. The test bundle consists of 61 fuel rod simulators with a cosine shaped axial power profile and a heated length of 2024 mm. The stainless steel cladding tubes have six integral helical fins.

A comparison of PWR and this tight lattice APWR geometry shows that during forced feed flooding the reflood heat transfer is quite different. In the APWR-geometry the peak cladding temperature develops relatively late in the upper part of the bundle, and the highest pressure drop develops shortly after start of flooding (SOF).

Comparing the results of forced feed and gravity feed flooding in a tight lattice bundle with nearly the same temperature at SOF and nearly the same flooding water injection rate, it can be seen that gravity feed flooding results in more entrainment. This leads to higher peak cladding temperatures and very long quench times.

In the next chapter, the influence of the cladding temperature and the housing temperature at SOF on heat transfer during gravity feed flooding experiments will be discussed. The experiments show that the higher the stored heat in the test section either by higher initial cladding temperatures at SOF or by a hot housing, the less is the entrainment but the higher the loss of water by downcomer ejection and, as a consequence, the higher the peak cladding temperatures and the longer the rewetting times.

Finally a blind code prediction of an experiment under forced feed flooding conditions is shortly discussed. The blind code predictions showed substantial deviations from the test results and indicate deficiencies of the used computer codes for tight lattice bundles.

50.02.03/07A Untersuchungen zum Flutverhalten enger Bündelanordnungen
PRS 0N1H im Rahmen des FLORESTAN-Programmes
(K. Wiehr, F.J. Erbacher, U. Harten, W. Just; IRB)

Einführung

Der Anreiz, den bewährten Druckwasserreaktor (DWR) weiter zu entwickeln, besteht in der Möglichkeit, die Brennstoffausnutzung in einem geschlossenen Uran-Plutonium-Brennstoff-Kreislauf zu verbessern. Dies kann durch ein härteres Neutronenspektrum erreicht werden, indem das Moderator-zu-Brennstoff-Verhältnis im Kern verkleinert wird. Aus diesem Grunde wird das für den DWR typische quadratische weite Brennstabgitter durch ein enges hexagonales Brennstabgitter ersetzt. Abhängig vom Reaktorentwurf standen Stabmitten- zu Stabdurchmesser Verhältnisse (p/d) von 1.06 bis 1.3 zur Diskussion /1/. Durch derartige Modifikationen können theoretisch Konversionsraten von bis zu 0.9 erreicht werden.

Ein Hauptproblem bei derartig engen Brennstabanordnungen stellt die Kernnotkühlung im Falle eines Kühlmittelverluststörfalles dar (KVS). Da bisher praktisch keine experimentelle Datenbasis für diesen Fall existiert, wird das FLORESTAN-Programm bei KfK durchgeführt. Dieses Programm ist Teil einer trilateralen Zusammenarbeit zwischen Siemens/KWU, dem Schweizer Paul-Scherrer-Institut und der KfK. In diesem Bericht werden Ergebnisse von Flutexperimenten wiedergegeben, die an sehr engen 61-Stabbündeln ($p/d = 1.06$ mit Zwangsfluten und Schwerkraftfluten gewonnen wurden. Diese enge Stabanordnung war für den Blanketbereich eines heterogenen Reaktorentwurfs vorgesehen.

Versuchsaufbau

Der Aufbau des Versuchsbündels wird in Abb. 1 gezeigt. Es besteht aus 61 elektrisch indirekt beheizten Brennstabsimulatoren mit einem cosinusförmigen axialen Leistungsprofil mit einer beheizten Länge von 2024 mm bei einer Gesamtlänge von 5600 mm. Die Hüllrohre aus Edelstahl besitzen 6 aus dem Hüllrohrmaterial herausgearbeitete Wendelrippen mit einer axialen Steigungshöhe von 600 mm.

Abb. 2 zeigt die FLORESTAN-Test-Anlage. Das besondere Merkmal dieses Kreislaufs und des Brennstabsimulatorbündels besteht darin, daß sich bei repräsentativen

tiven Notkühlbedingungen in der Flutphase und der hohen Simulationsqualität der verwendeten Brennstabsimulatoren typische Hüllrohrtemperaturverläufe für die Flutphase einstellen, ohne daß eine Steuerung über die Stableistung erfolgen muß.

Ergebnisse

Zwangsfutversuche:

Zwangsfutversuche sind Experimente mit überschaubaren, definierten Randbedingungen, und der Wassermassenstrom, der in das Bündel eintritt, kann sauber gemessen werden. Es gibt keine Flüssigkeitsszillationen. Daher eignen sich diese Experimente in besonderer Weise dazu, Rechencodeüberprüfungen und -verbesserungen durchzuführen.

Vergleich zwischen einer DWR- und einer engen FDWR-Anordnung

Im folgenden wird ein Zwangsfutversuch aus dem FLORESTAN-Programm mit einer sehr engen Bündelgeometrie mit einem Zwangsfutversuch aus dem REBEKA-Programm mit der weiten DWR-Geometrie verglichen [2]. Mit Hilfe von Blowdown-Rechnungen wurde für die zu vergleichenden Versuche eine relativ niedrige Hüllrohrtemperatur zu Flutbeginn von 600 °C für den FLORESTAN-Versuch und eine entsprechende Hüllrohrtemperatur zu Flutbeginn von 765 °C für den REBEKA-Versuch bestimmt. Die mittlere lineare Stableistung während des Flutvorganges betrug 20.7 W/cm für den REBEKA-Test und 14.7 W/cm für den FLORESTAN-Test. Der Flutwassermassenstrom für den FLORESTAN-Test wurde unter der Annahme festgelegt, daß die gleichen Notkühlsysteme bei Reaktornotkühlung zur Verfügung stehen, d.h. daß durch die Kühlkanäle eines fortgeschrittenen Druckwasserreaktors (FDWR) der gleiche Notkühlwassermassenstrom durchgesetzt wird wie beim DWR. Daraus ergibt sich für die vorliegende FDWR-Geometrie eine kalte Flutrate von 8.1 cm/s im Vergleich zu 3 cm/s bei DWR-Geometrie in den REBEKA-Tests. Die Kühlwassereintrittstemperatur betrug bei beiden Tests 130 °C, d.h. sie lag 10 K unter Siedetemperatur bei etwa 4 bar Systemdruck.

Abb. 3 zeigt gemessene Hüllrohrtemperaturverläufe von axialen Meßstellen innerhalb der oberen Bündelhälfte für das FLORESTAN- und das REBEKA-Bündel. Im REBEKA-Test entwickelte sich die maximale Hüllrohrtemperatur in axialer Bündelmitte. Kurz nach Flutbeginn sinkt die maximale Hüllrohrtemperatur wie-

der ab. Im Gegensatz dazu wird die maximale Hüllrohrtemperatur bei der engen Bündelgeometrie erst relativ spät nach Flutbeginn an einer axial höher im Bündel gelegenen Position erreicht. Der Temperaturanstieg nach Flutbeginn ist deutlich höher. Dieser unterschiedliche Temperatur-Zeit-Verlauf bei engen Bündelanordnungen ist das Ergebnis eines geringen Wassergehalts im Bündel und der wendelförmigen Rippen, die eine verstärkte Turbulenz und eine erhöhte Unterkühlkanalquervermischung hervorrufen. Beide Effekte führen zu einer relativ raschen Verdampfung der Wassertropfen, so daß die Kühlung im oberen Bündelbereich durch überhitzten Dampf erfolgt. Mit steigendem Wasserspiegel und verstärktem Wasserauswurf steigt die Vorkühlung oberhalb der Benetzungsfront auch im oberen Bündelbereich an. Dieses hat eine relativ rasche Temperaturabsenkung der maximalen Hüllrohrtemperatur bis zum Wiederbenetzen zur Folge.

Abb. 4 zeigt den Gesamtdruckverlust in der engen Stabbündelanordnung im Vergleich zur DWR-Geometrie. Das Bild zeigt die sehr unterschiedlichen Druckverläufe, vor allem die beträchtlichen Druckverluste durch die Zweiphasenströmung im engen Bündel unmittelbar nach Flutbeginn. Mit Flutbeginn steigt der Druckverlust über die Bündellänge nahezu sofort auf seinen maximalen Wert an, da der durch die Zweiphasenströmung entstehende hohe Druckverlust über die gesamte Bündellänge wirksam werden kann. Mit steigendem Wasserspiegel im Bündel reduziert sich die vom Zweiphasengemisch durchströmte Bündellänge, was ein Absinken des Gesamtdruckverlustes über das Bündel zur Folge hat. Ist das obere Ende des Bündels wiederbenetzt, stellt sich der Druckverlust auf einen konstanten Werte ein. Dieses Niveau entspricht dem Druckverlust der konvektiven Wasserkühlung mit Blasensieden.

Schwerkraftfluten

In einem Kühlmittelverluststörfall werden die treibenden Kräfte der Notkühl-einspeisung im wesentlichen durch die zur Verfügung stehende Downcomerhöhe, den Zweiphasendruckverlust im Kern und Systemeffekte im Kern und im Primärkreislauf bestimmt.

Daher sind nur Experimente mit größeren Testbündeln und einer guten Simulation des Verhaltens des Primärkreislaufs in der Lage, repräsentative experimentelle Daten zu liefern, die direkt auf den Reaktor angewendet werden können.

In den FLORESTAN-Schwerkraftflutversuchen wurde der Downcomer durch ein Rohr mit der gleichen geodätischen Höhe wie bei einem Reaktor von nahezu sechs Metern simuliert. Die geometrischen Verhältnisse der Teststrecke mit ihrem Downcomerrohr (DC-Rohr) mit großvolumigem Rohrstück am oberen Ende, dem Containmentsimulator und dem Wasserauswurfsammeltank sind in Abb. 5 gezeigt. Die Höhe der blasenfreien Wassersäule im Downcomer liefert die treibende Kraft für den Massendurchsatz durch die Teststrecke mit der Möglichkeit von Schwingungen der Flüssigkeitssäulen zwischen dem Downcomerrohr und der Teststrecke. Abhängig vom zweiphasigen Druckverlust in der Teststrecke und der Dynamik der Oszillationen der Wassersäulen kann Notkühlwasser durch das Downcomerrohr in den Containmentsimulator ebenso wie durch das Bündel selbst in den Wasserauswurfsammeltank ausgetragen werden. Auf diese Art und Weise wird ein künstliches Überspeisen, wie es beim Zwangsfluten möglich ist, vermieden. Dies führt jedoch zu einem Verlust von in das Bündel zur Kühlung eingespeistem Notkühlwasser.

Vergleich zwischen Zwangs- und Schwerkraftfluten in enger Bündelanordnung

Im folgenden werden die Ergebnisse von zwei Experimenten mit nahezu der gleichen Hüllrohrtemperatur von 500 °C zu Flutbeginn und nahezu dem gleichen eingespeisten Flutwassermassenstrom von 110 g/s miteinander verglichen. Das eine Experiment wurde unter Zwangsflutbedingungen, das andere unter Schwerkraftflutbedingungen durchgeführt.

Abb. 6 zeigt die Temperatur-Zeit-Verläufe für verschiedene axiale Bündelpositionen sowie den Wasserstand im Wasserauswurfsammeltank für den Schwerkraftflutversuch. Das Thermoelement auf der axialen Höhe von 1612 mm zeigt die maximale Hüllrohrtemperatur von etwa 690 °C und eine Wiederbenetzungszeit von 213 Sekunden. Nach 270 Sekunden ist auch das obere Ende der beheizten Länge des Bündels wiederbenetzt. Der Wasserspiegel im Wasserauswurfsammeltank bleibt bis zu diesem Zeitpunkt konstant, d.h. es wurde während der gesamten Flutperiode kein Wasser durch die Teststrecke ausgeworfen.

Die durchgeführten Schwerkraftflutversuche waren erste Basisversuche, um die grundsätzlichen Unterschiede zwischen Zwangsfluten und Schwerkraftfluten an sehr engen Bündelgeometrien kennenzulernen. Diese Tests erheben keinen Anspruch, in jeder Hinsicht typisch für das Verhalten eines möglichen Reaktorkerns zu sein.

Die Versuchsführung wurde derart ausgewählt, daß das Downcomerrohr zum Zeitpunkt des Flutbeginns bis zu einer Höhe von 4500 mm (= 37.5 mV) mit heißem Wasser aufgefüllt war. Mit Flutbeginn wurde das Downcomerrohr (DC-Rohr) durch Öffnen eines Ventils (V7.2) mit der Teststrecke verbunden. Unmittelbar nach Flutbeginn begann die Wassersäule im DC-Rohr mit einer Frequenz von etwa 1.5 Hz zu schwingen. Gleichzeitig zeigt die Änderung des Druckverlusts in der Teststrecke die gleichen Oszillationen von etwa 1.5 Hz mit einer rasch anwachsenden Schwingungshöhe.

In Abb. 7 ist der Kurvenverlauf, der das Wasservolumen im DC-Rohr wiedergibt, geplottet. Die Messung erfolgt mit einer speziellen Meßanordnung, einem Silometer, welches auf der Basis eines Kondensators, der mit hochfrequenter Spannung gespeist wird, arbeitet. Die Dielektrizitätskonstante des Wassers ist wesentlich größer als die des Dampfes. Deshalb wird mit dieser Methode nur die Wassermasse im DC-Rohr erfaßt. Die Abbildung zeigt, daß das Wasservolumen im DC-Rohr während des gesamten Flutvorganges niemals den ursprünglichen Wert vor Flutbeginn übersteigt, so daß also auch kein Wasser durch das DC-Rohr verloren gegangen ist (siehe Abb. 8: kein Anstieg des Wasserspiegels im Containmentsimulator). Die hohen Druckpulse im unteren Plenum der Teststrecke jedoch verursachen einen beträchtlichen Wasserauswurf durch die Teststrecke in den Wasserauswurfsammeltank bereits unmittelbar nach Flutbeginn.

Der entsprechende Anstieg des Wasserspiegels im Wasserauswurfsammeltank wird in Abb. 8 gezeigt. Dieser hohe Verlust des im Bündel unverdampften Wasseranteils führt zu viel höheren Hüllrohrtemperaturen und deutlich längeren Wiederbenetzungszeiten der vergleichbaren axialen Positionen im Bündel.

Aus Abb. 8 ist deutlich zu erkennen, daß sich die maximalen Hüllrohrtemperaturen ebenfalls relativ spät nach Flutbeginn im oberen Bündelende einstellen. Die maximale Hüllrohrtemperatur, die bei 1612 mm gemessen wurde, zeigt beim Schwerkraftflutversuch jedoch einen Wert von etwa 880 °C, d.h. sie ist etwa 200 K höher als beim vergleichbaren Zwangsflutversuch. Die Zeit bis zum Erreichen der maximalen Temperatur ist ebenfalls länger. Das obere Ende der beheizten Länge des Bündels wird erst nach 750 Sekunden wiederbenetzt im Vergleich zu 270 Sekunden beim Zwangsflutversuch. Das bedeutet, daß die Wiederbenetzungszeiten im Schwerkraftflutversuch etwa dreimal so lang sind wie beim Zwangsfluten. Die Ergebnisse mit Schwerkraftfluten an sehr engen Bündelgeometrien befinden sich im scheinbaren Widerspruch zu Ergebnissen,

die bei Experimenten mit DWR-Geometrie gefunden wurden. Hier zeigen Schwerkraftflutversuche einen verbesserten Wärmeübergang gegenüber Zwangsflutversuchen.

Einfluß der Hüllrohrtemperatur zu Flutbeginn

Um den Einfluß der Hüllrohrtemperatur zu Flutbeginn auf die maximale Hüllrohrtemperatur, auf die Zeit bei höchster Temperatur und die Wiederbenetzungszeit zu ermitteln, werden drei weitere Versuche mit Schwerkraftfluten diskutiert.

Die Temperaturen zu Flutbeginn betragen 500, 600 bzw. 700 °C. Die Experimente wurden mit leerem DC-Rohr gestartet, jedoch mit einem viel höheren Flutwassermassenstrom von 520 g/s. Die Flutwassereintrittstemperatur betrug aber nur 100 °C, da die Leistung des Wasservorwärmers für diese Menge nicht ausreichte.

Abb. 9 zeigt die mit Flutbeginn zunehmende Wassermenge im DC-Rohr und den Beginn der Schwingungen der Wassersäule mit einer Frequenz von etwa 1.5 Hz. Dies hat Druckoszillationen im unteren Plenum der Teststrecke zur Folge, und zwar durch pulsierendes Verdampfen des Flutwassers im unteren Teil des heißen Bündels mit einer Phasenverschiebung von etwa 180 ° gegenüber den Schwingungen der Wassersäule im DC-Rohr. Mit zunehmendem Zweiphasenmassenstrom durch das Bündel steigt die Amplitude der Schwingungen des Gesamtdruckverlustes über das Bündel rasch an. In Abb. 10 ist der Gesamtdruckverlust des Bündels über der Zeit geplottet. Der maximale Wert der Amplitude ist nach etwa 27 Sekunden nach Flutbeginn erreicht. Zu diesem Zeitpunkt erreichen auch die Druckoszillationen im unteren Teil der Teststrecke ihr Maximum mit mehr als 2 bar. Die Folge davon sind Verdampfungsvorgänge, d.h. Blasenbildung, aber auch teilweise Wiederkondensation im DC-Rohr, was von den örtlichen Druckverhältnissen abhängt. Mit ansteigender Wiederbenetzungsfront sinkt sowohl der Gesamtdruckverlust als auch die Höhe der Amplitude wieder ab.

Abb. 11 zeigt die gemessene Wassermasse im DC-Rohr und die Wasserstände im Wasserauswurfsammeltank sowie im Containmentsimulatortank. Die Silometermessung gibt die zunehmende Wassermasse im DC-Rohr wieder. Etwa 27 Sekunden nach Flutbeginn erreicht der Wasserspiegel das erweiterte DC-Rohrstück und nach 92 Sekunden erreicht er das Überlaufrohr in den Containmentsimulator. Zu diesem Zeitpunkt beginnt der Wasserspiegel im Containmentsimulatortank zu steigen. Mit kleiner werdender Amplitude der Druckoszillationen im

unteren Teil der Teststrecke nimmt die Dampfblasenbildung im DC-Rohr ab, so daß das Meßsignal des Silometers weiter ansteigt, bis schließlich keine Dampfblasen mehr im DC-Rohr vorhanden sind. Abb. 11 zeigt, daß von Flutbeginn an unverdampftes Wasser durch das Bündel getragen und im Wasserauswurfsammeltank gemessen wird. Unabhängig von der Hüllrohrtemperatur zu Flutbeginn wurde bei den verglichenen drei Experimenten ein Anstieg des Wasserspiegels im Wasserauswurfsammeltank unmittelbar nach Flutbeginn und ein Wasserauswurf durch das DC-Rohr in den Containmentsimulator bei etwa 92 Sekunden nach Flutbeginn gemessen.

Im Falle niedrigerer Temperaturen (500 °C) zu Flutbeginn war die Wasserauswurfmenge durch das Bündel höher, der Wasserauswurf durch das DC-Rohr niedriger und im Falle des 700 °C-Tests der Wasserauswurf durch das Bündel niedriger, der durch das DC-Rohr jedoch höher als in dem in Abb. 11 dargestellten 600 °C-Test. Im Falle der niedrigeren Hüllrohrtemperaturen im Bündel ist der Überhitzungsgrad des Dampfes im oberen Bündelbereich niedriger als im Falle höherer Hüllrohrtemperaturen. Die Temperaturdifferenz zwischen Dampf und Wassertropfen der Zweiphasenströmung ist geringer, so daß die Verdampfungsrates der Wassertropfen niedriger ist. Dies führt zu einem höheren Wasserauswurf am Austritt der Teststrecke beim kälteren Bündel. Die Amplitude der Druckoszillationen im unteren Plenum der Teststrecke verringert sich bei niedrigeren Hüllrohrtemperaturen zu Flutbeginn. Dies bedeutet, daß die treibenden Druckkräfte im Falle des kälteren Bündels kleiner sind und der Wasserauswurf durch das DC-Rohr in den Containmentsimulatortank ebenfalls geringer ist im Vergleich zum heißeren Bündel.

In allen drei Experimenten wurde der Bündelkasten als Folge des hohen Wasserauswurfs durch das Bündel sehr früh wiederbenetzt. Aber auch die außen auf der Hüllrohroberfläche aufgepunkteten Thermolemente zeigten starke Temperaturschwankungen und teilweises frühzeitiges Wiederbenetzen. Die maximalen Temperaturen, die mit in Nuten in den Heizstabhüllen eingebetteten Thermolementen gemessen wurden, zeigten Werte von 670, 765 bzw. 810 °C. Die Wiederbenetzungszeiten in axialer Mittelebene betragen 190, 210 bzw. 240 Sekunden nach Flutbeginn.

In allen Experimenten mit hohem Wasserauswurf, was zu frühzeitigem Benetzen des Bündelkastens führte, stellte sich ein radialer Temperaturgradient im Bündel ein. Die tiefere Temperatur des wiederbenetzten Bündelkastens pflanzte sich

von außen nach innen ins Bündel von Stab- zu Stabreihe fort. Das gleiche Verhalten konnte für die Wiederbenetzungszeiten beobachtet werden. Dieser radiale Temperatureffekt wird durch eine bessere Unterkühlkanalquervermischung durch die wendelförmigen Rippen auf den Hüllrohren hervorgerufen. Bei normalen Abstandshaltern ist dieser Effekt weniger stark ausgebildet.

Einfluß der Temperatur des Bündelkastens

Um diesen Effekt näher zu untersuchen, werden zwei Experimente miteinander verglichen, wobei die Flutrate für beide Experimente 520 g/s und die Hüllrohrtemperatur 600 °C zu Flutbeginn betragen, die Bündelkastentemperatur jedoch unterschiedlich hoch ist. Die Wandstärke des Kastens beträgt 3 mm. Im Versuch mit dem heißen Kasten war die Verdampfung des angespeisten Wassers wesentlich intensiver und die Amplitude der Druckoszillationen deutlich höher als im Falle des kalten Kastens. Die Menge des durch das Bündel ausgetragenen unverdampften Wassers war geringer, der Wasserverlust durch das DC-Rohr höher im Falle des heißen Bündelkastens. Der Versuch mit heißem Bündelkasten zeigte das gleiche Erscheinungsbild wie der oben beschriebene Versuch mit der höheren Anfangshüllrohrtemperatur zu Flutbeginn.

Die vergleichbaren maximalen Temperaturen, die in der Heizstabhülle gemessen werden, betragen 830 °C mit heißem Kasten und 765 °C mit kaltem Kasten. Die maximale Wiederbenetzungszeit für die axiale Bündelmitte wurde im Versuch mit heißem Kasten mit 330 Sekunden und mit kaltem Kasten mit 210 Sekunden ermittelt. Abb. 12 zeigt für beide Versuche vergleichbare Hüllrohrtemperaturverläufe, und zwar je einen typischen Hüllrohrtemperaturverlauf pro Stabreihe des Bündels. Typisch bedeutet, daß für die Wiederbenetzungszeit aller Brennstabsimulatoren in jeder Stabreihe rechnerisch ein Mittelwert gebildet wird und nur der Hüllrohrtemperatur-Zeit-Verlauf der jeweiligen Stabreihe geplottet ist, der diesen Mittelwert am besten wiedergibt. Im Experiment mit der kalten Kastentemperatur benetzt die äußere Stabreihe des Bündels relativ rasch nach Flutbeginn. Die intensive Quervermischung zwischen den Unterkühlkanälen von Stabreihe zu Stabreihe verhindert ein Ansteigen des Temperaturniveaus im Bündel mit der Folge, daß auch der innere Bereich des Bündels kurze Wiederbenetzungszeiten aufweist.

Der Versuch mit dem heißen Kasten zeigt ein deutlich späteres Wiederbenetzen der äußeren Stabreihe der Brennstabsimulatoren. Die Folge davon ist ein höheres Temperaturniveau der Hüllrohre im Stabinnern und ein späteres

Wiederbenetzen der Stäbe im Innern des Bündels. Dieses Ergebnis zeigt, daß ein starker Einfluß des Temperatur- und Wiederbenetzungsverhaltens des Bündelkastens auf das Temperatur- und Wiederbenetzungsverhalten der Brennstabsimulatorhüllen im Bündel vorhanden ist.

Dieser Effekt ist besonders ausgeprägt in sehr engen Bündelanordnungen mit integrierten wendelförmigen Rippen auf den Hüllrohren im Zusammenspiel mit einem hohen Wasserauswurf durch das Bündel.

Vorausberechnung experimenteller Ergebnisse

Für die blinde Vorausberechnung einiger experimenteller Daten eines Zwangsfutsexperiments in enger hexagonaler Bündelanordnung mit einem $p/d = 1.06$ und einer Hüllrohrtemperatur von 500 °C zu Flutbeginn wurden verschiedene Versionen folgender Rechenprogramme eingesetzt: RELAP5/MOD2, FLUT (ATHLET), BETHY (KWU) FLUT (TU-BS). Das Hauptziel dieser Übung bestand darin, zu zeigen, was die existierenden Computer-Programme können und zu analysieren, welche Schwächen sie bei der Vorhersage des Flutverhaltens in sehr engen Bündelanordnungen aufweisen. Abb. 13 zeigt die mit verschiedenen Codes berechneten Hüllrohrtemperaturverläufe in der axialen Höhe von 1612 mm im Vergleich zu den gemessenen Werten. Es ist offensichtlich, daß die Unterschiede in den berechneten Werten und deren Abweichung von den gemessenen Werten beträchtlich sind. Einige Rechenprogramme sind nicht einmal in der Lage, überhaupt ein Wiederbenetzen zu errechnen. Die durchgeführte Auswertung hat gezeigt, daß die Schwächen der meisten Rechenprogramme in der sauberen Modellierung von wichtigen thermohydraulischen Phänomenen liegen, wie zum Beispiel der richtigen Modellierung von Zwischenphasenreibungskräften, dem Wasserauswurf durch das Bündel, dem Wiederbenetzungsverhalten, der Wendelrippeneinflüsse auf Quervermischung, usw.

Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

Die wesentlichen Ergebnisse der gegenwärtig vorliegenden Ergebnisse der FLORESTAN-Flutexperimente in engen Bündelgeometrien mit Wendelrippen können wie folgt wiedergegeben werden:

- Die Wärmeübergangsverhältnisse in der Flutphase in einer engen Bündelanordnung zeigen deutliche Unterschiede im Vergleich zu denen der weiten Anordnung eines Standard-DWR.

- Die maximalen Hüllrohrtemperaturen entwickeln sich relativ spät im oberen Bündelbereich.
- Der höchste Druckverlust tritt kurz nach Flutbeginn auf.
- Bei vergleichbaren Flutraten zeigen Schwerkraftflutversuche in engen Bündelanordnungen höhere Wasserauswurfmengen durch das Bündel als Zwangsflutversuche, mit der Folge höherer maximaler Hüllrohrtemperaturen und sehr viel längeren Wiederbenetzungszeiten.
- Je größer die gespeicherte Wärmeenergie in der Teststrecke ist, entweder durch höhere Anfangstemperaturen der Brennstabsimulatoren oder durch einen heißeren Bündelkasten zu Flutbeginn, um so geringer ist die unverdampfte Wasserauswurfmenge durch das Bündel und um so höher ist der Wasserverlust durch das Downcomer Rohr.
- Diese Ergebnisse stehen in scheinbarem Widerspruch zu Ergebnissen, die an Standard-DWR-Geometrien gefunden wurden, wo bei Schwerkraftflutverhältnissen bessere Kühlbedingungen als beim Zwangsfluten festgestellt wurden.
- Blinde Vorausrechnungen zeigen beträchtliche Unterschiede zu gemessenen Ergebnissen und weisen auf Schwächen der meisten existierenden Rechenprogramme bei Anwendung auf enge hexagonale Bündelanordnungen hin.

Diese Ergebnisse untermauern, daß noch erhebliche experimentelle und theoretische Forschungsarbeiten notwendig sind, grundlegende physikalische Phänomene im Zusammenhang mit dem Flutverhalten an engen Bündelanordnungen zu untersuchen und zu modellieren.

Zukünftige Flutexperimente im Rahmen des FLORESTAN-Programmes werden sich im wesentlichen an weiteren Bündelanordnungen mit einem Stabmittenabstand zu Stabdurchmesser-Verhältnis von 1.2 bis 1.3 orientieren.

Literatur:

- /1/ F.J. Erbacher, K. Wiehr "On the Reflooding and Deformation Behaviour of Tight-Lattice PWR Fuel Rod Bundles in a LOCA", International Topical Meeting on Safety of Next Generation Power Reactors, American Nuclear Society, May 1-5, 1988, Seattle, Washington, USA.
- /2/ K. Wiehr "REBEKA-Bündelversuche, Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloyhüllen und einsetzender Kernnotkühlung, Abschlußbericht", KfK 4407, April 1988.

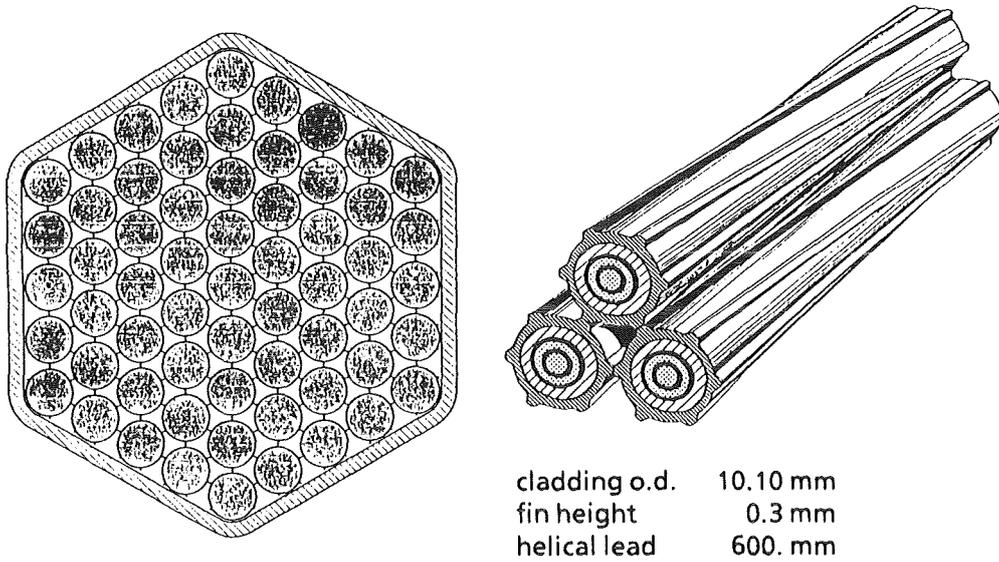
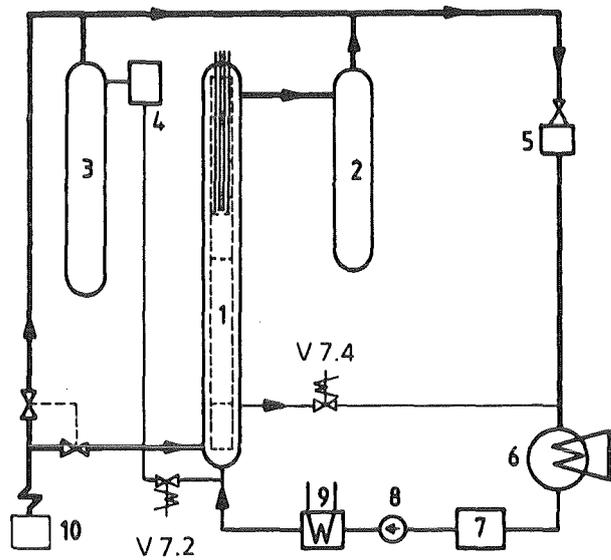


Fig. 1 FLORESTAN test bundle



- | | |
|---------------------|--------------------|
| 1 test section | 6 condenser |
| 2 separation tank | 7 water tank |
| 3 containment | 8 coolant pump |
| 4 downcomer | 9 heat exchanger |
| 5 steam transformer | 10 steam generator |

Fig. 2 FLORESTAN test loop

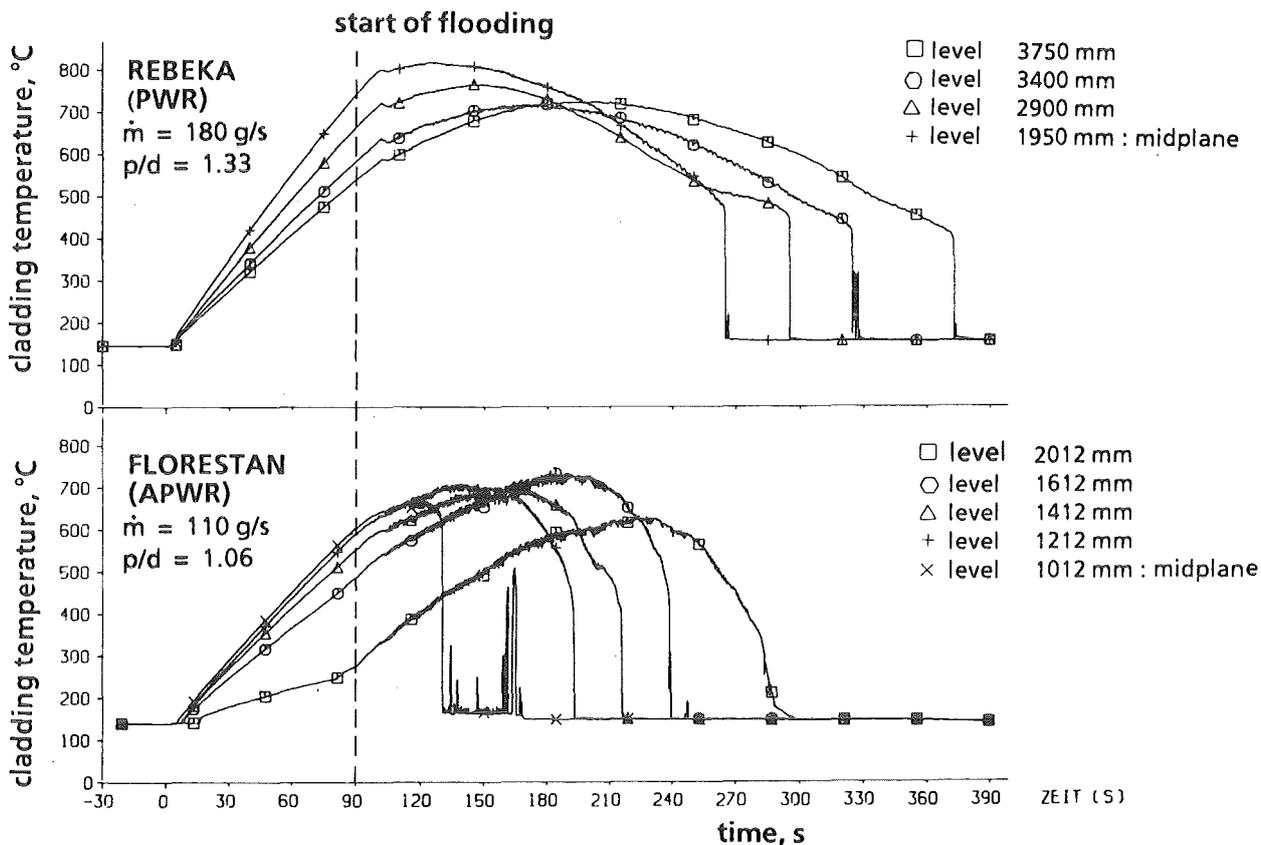


Fig. 3 Cladding temperatures in the upper half of heated bundle length

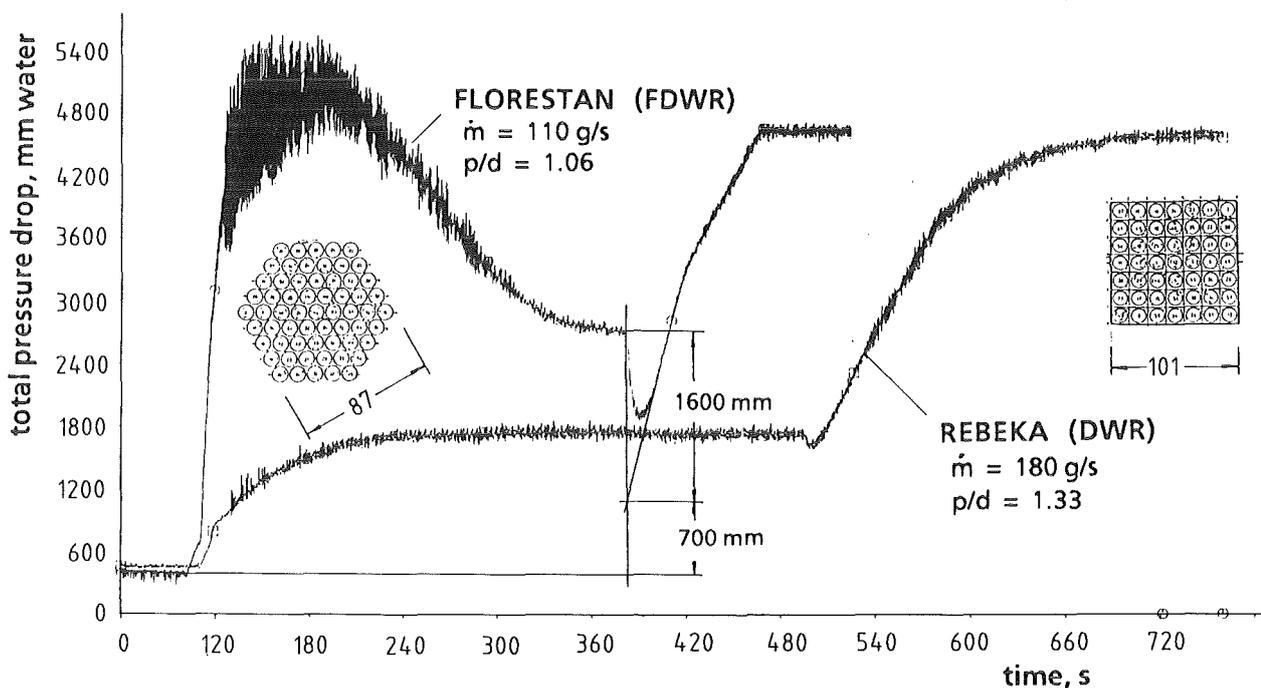


Fig. 4 Total pressure drop

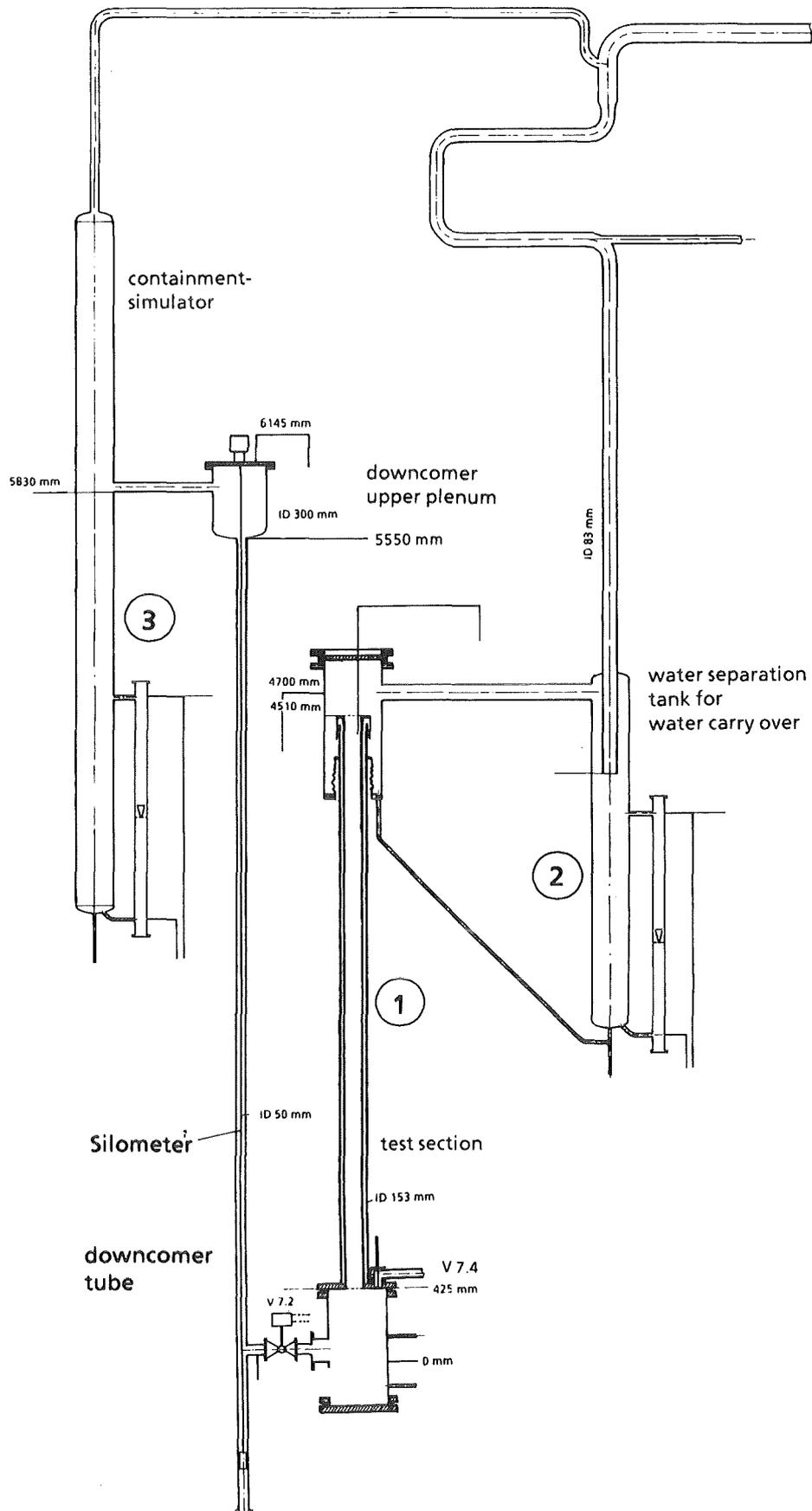


Fig. 5 Geometry and arrangement of the loop components

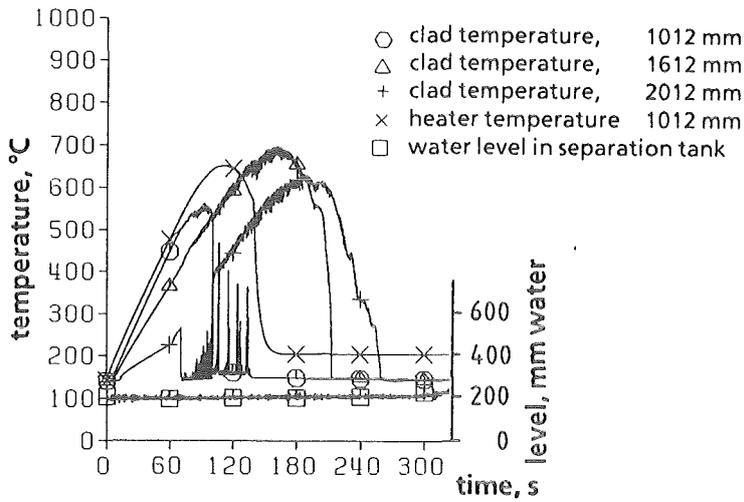


Fig. 6 Temperatures and water level in FLORESTAN forced feed test

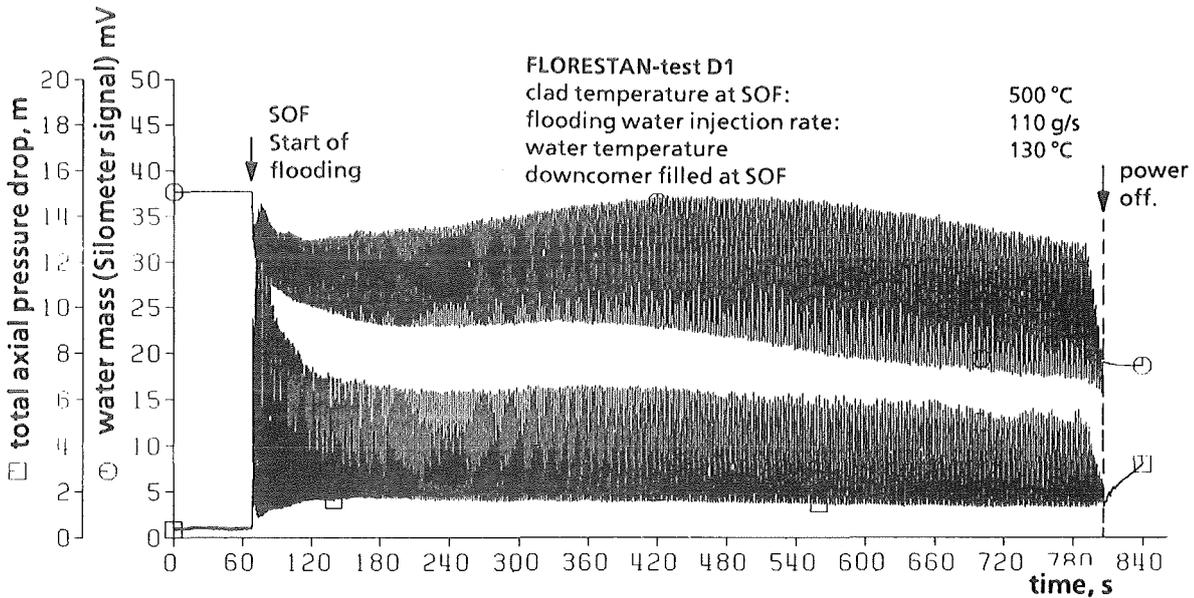


Fig. 7 Total axial pressure drop of the bundle and water mass in the downcomer tube

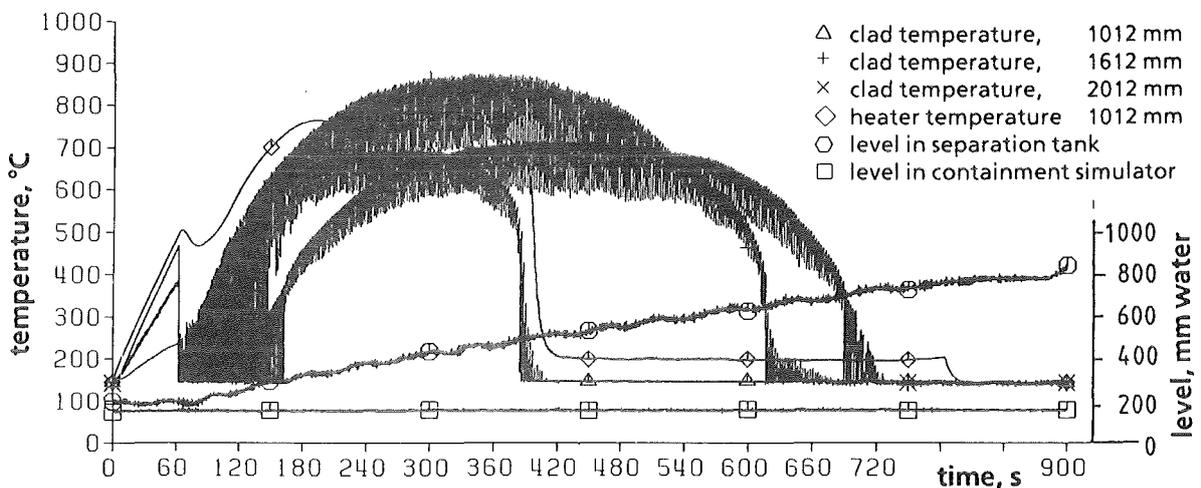


Fig. 8 Temperatures and water level in FLORESTAN gravity feed test D1

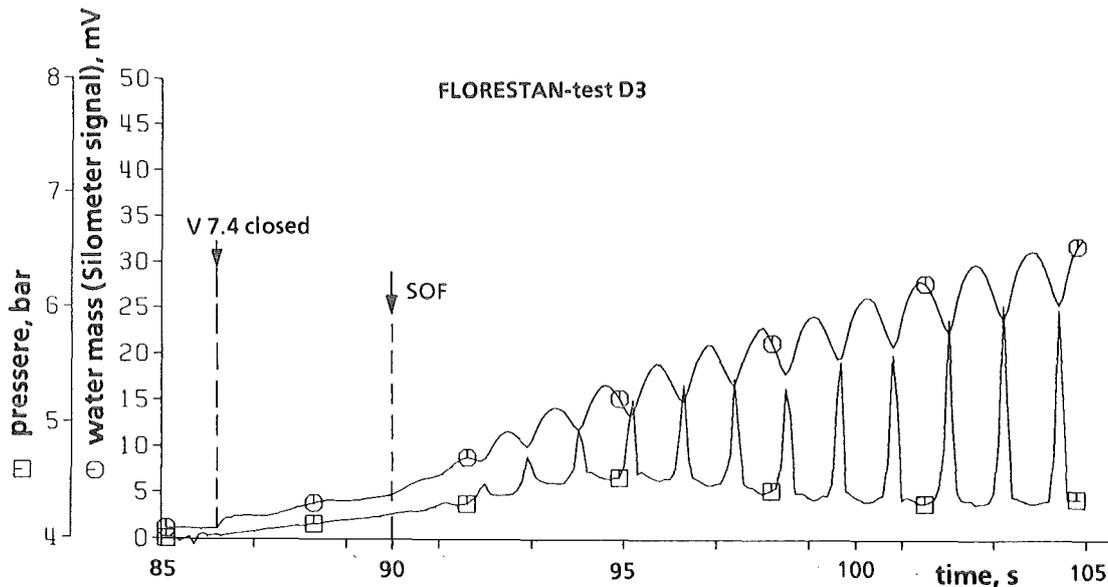


Fig. 9 Oscillations of the water mass in the downcomer tube and the pressure in the lower plenum of the test section

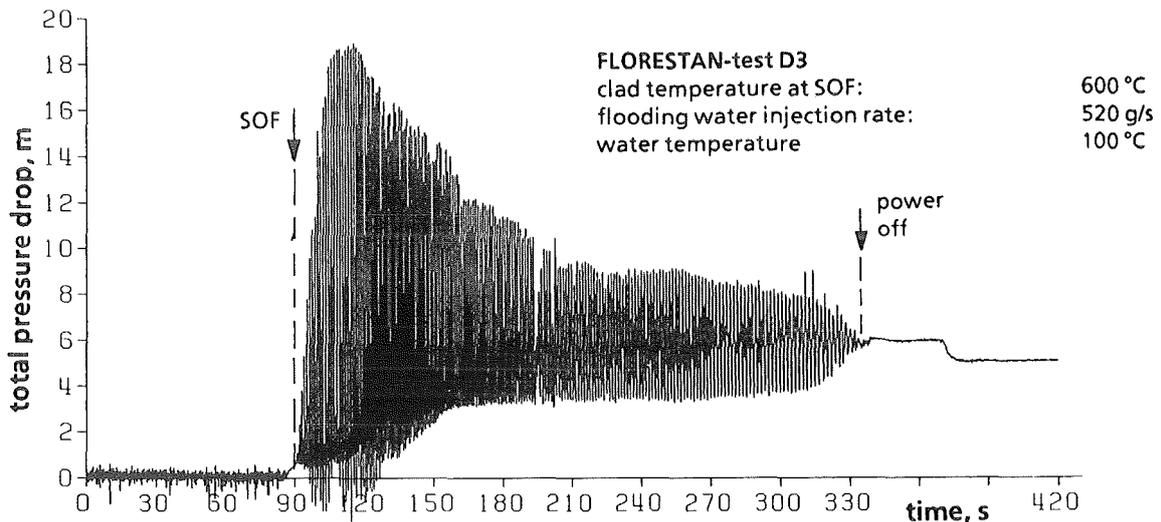


Fig. 10 Total axial pressure drop of the test bundle. (gravity feed flooding)

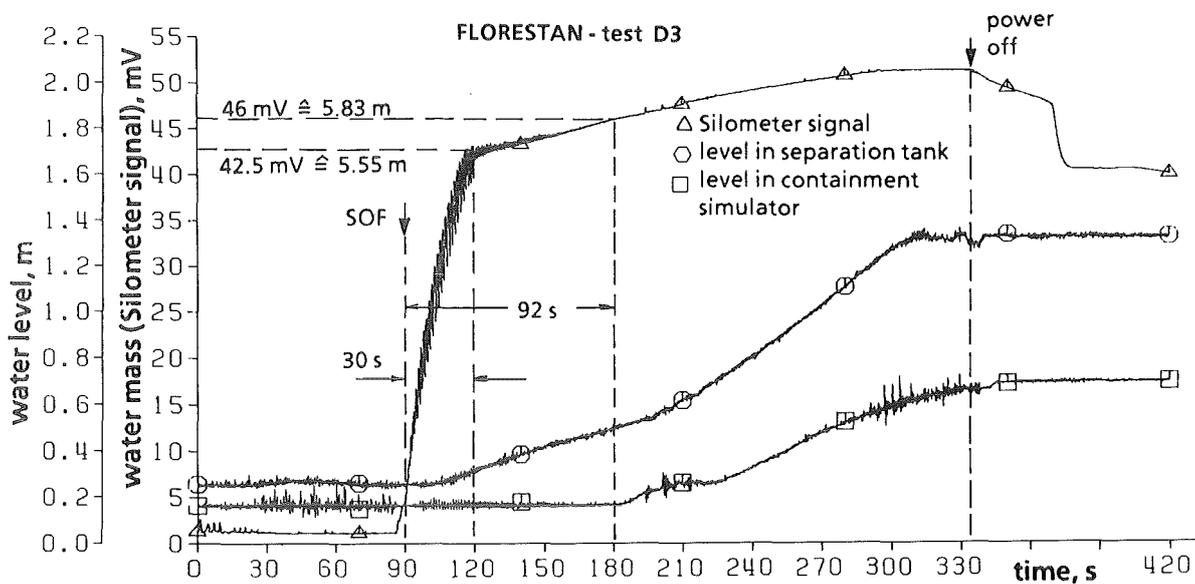


Fig. 11 Water mass in the downcomer tube and water levels in separation tank and containment simulator

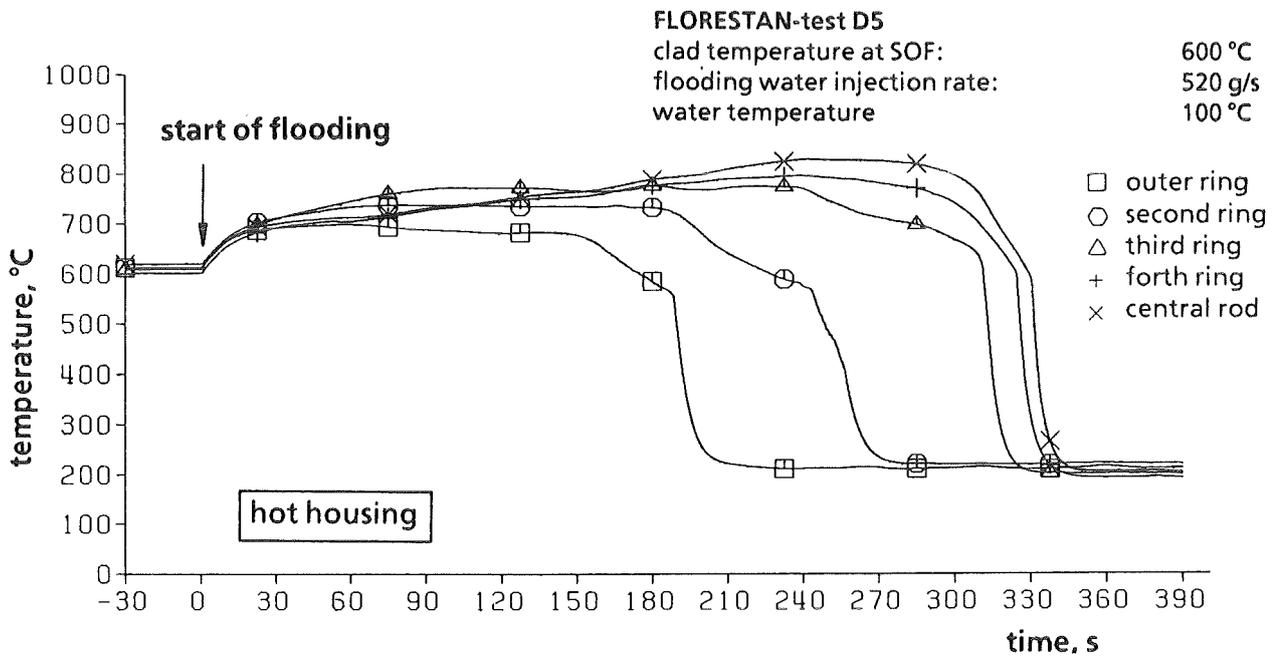
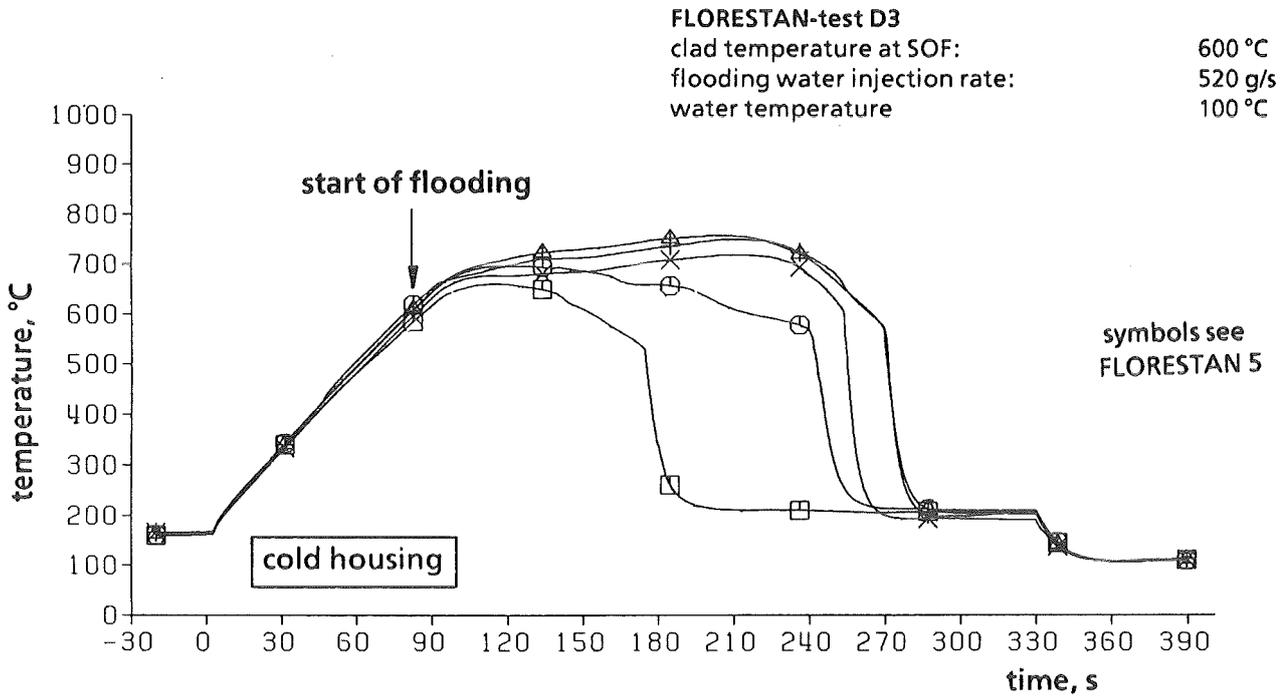


Fig. 12 Influence of the housing temperature on the clad temperature history and quench time in the bundle

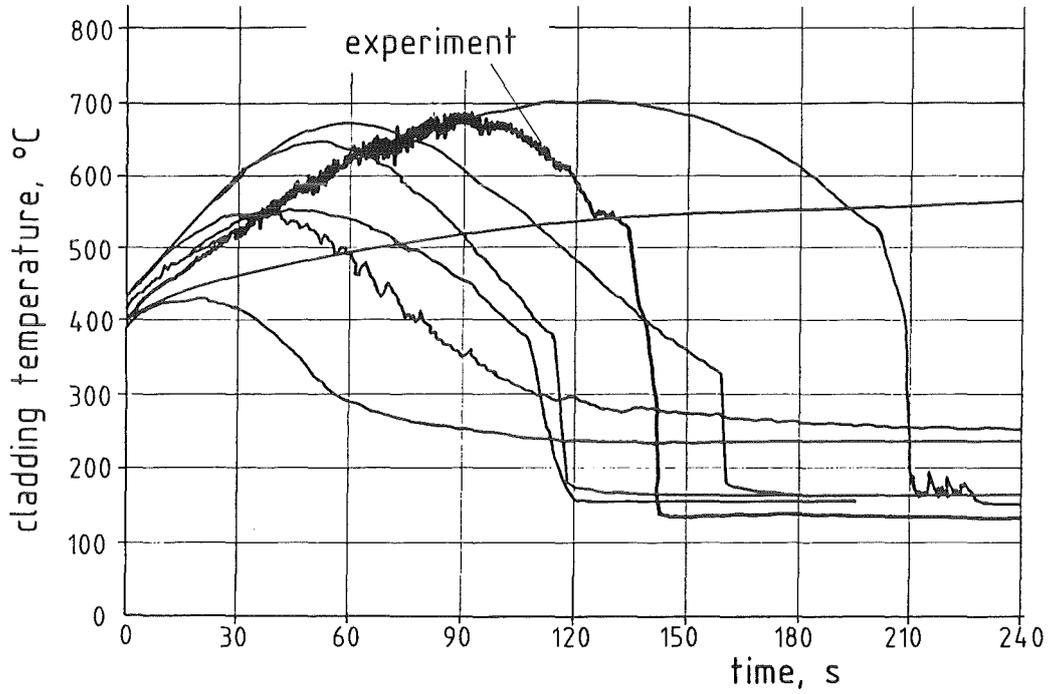


Fig. 13 Comparison of blind code predictions with experiment

AL-OMARI, I.; BAYER, A.; BRAUN, J.; BURKART, K.; EHRHARDT, J.; FISCHER, F.; HASEMANN, I.; MATZERATH, C.; PAESLER-SAUER, J.; PANITZ, H.J.; STEINHAEUER, C.
Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfaellen unter probabilistischen Gesichtspunkten.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4800/1-4800/25

ALBRECHT, H.
Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim LWR-Kernschmelzen. Abschlussbericht des SASCHA-Programmes.
KfK-4264 (Juni 87)

ALBRECHT, H.
Results of the SASCHA program on fission product release under core melting conditions.
Radiochimica Acta, 41(1987) S.133-40

ALBRECHT, H.
Radioactivity emission from the Chernobyl accident in comparison with the results of the SASCHA program.
Radiochimica Acta, 41(1987) S.141-43

ALSMEYER, H.; HAGEN, S.; OEHMANN, M.; SKOKAN, A.; SCHOECK, W.; RUHMANN, H.
BETA experimental results on melt/concrete interaction: limestone concrete behavior. Proc. of the CSNI Specialists' Meeting on Core/Debris Concrete Interaction, Palo Alto, Calif., September 3-5, 1986
EPRI NP-5054-SR (February 87) S.2/17-2/28

ALSMEYER, H.; HAGEN, S.; OEHMANN, M.; SKOKAN, A.; SCHOECK, W.; RUHMANN, H.
BETA experimental results on melt/concrete interaction: silicate concrete behavior. Proc. of the CSNI Specialists' Meeting on Core/Debris Concrete Interaction, Palo Alto, Calif., September 3-5, 1986
EPRI NP-5054-SR (February 87) S.2/3-2/16

ALSMEYER, H.; REIMANN, M.
Die Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton: Experimentelle Ergebnisse und Anwendung auf den Kernschmelzunfall. Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.335-38

ALSMEYER, H.
BETA experiments in verification of the WECHSL code: experimental results on the melt-concrete interaction.
Nuclear Engineering and Design, 103(1987) S.115-26

ALSMEYER, H.; DRES, K.; REIMANN, M.; STIEFEL, S.; BENZ, H.; OEHMANN, M.; SCHOENTHAL, E.; ZIEGLER, H.
Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzunfaellen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4300/14-4300/32

ALSMEYER, H.
Containment loadings from melt-concrete interaction.
2nd Internat. Post SMIRT Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Lausanne, CH, August 24-25, 1987

BAUMANN, W.; BORGWALDT, H.; CIGARINI, M.; GALVAN, A.; JACOBS, G.; SCHYGULLA, U.
Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Stoerfaellen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4100/37-4100/78

BAYER, A.
Der Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl. Ablauf - Auswirkung - Bewertung.
Vortr.: Kolloquium 'Ethik der Technik', Universitaet Karlsruhe, 4. Juni 1987

BERGER, H.D.; BOEHME, R.; CHAWLA, R.
Verification of calculational methods for light water high converter reactors by critical experiments.
Internat. Topical Meeting on Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation, Paris, F, April 27-30, 1987 Proc.
La Grange Park, Ill.: American Nuclear Society 1987 Vol. 1 S.107-18

BOTTOMI, M.; DORR, B.; HOMANN, CH.; STRUWE, D.
State of development of the computer programme BACCHUS-3D/TP for the description of transient two-phase flow conditions in LMFBR fuel pin bundles.
Nuclear Engineering and Design, 100(1987) S.321-49

BUNZ, H.; KOYRO, M.; SCHOECK, W.
Aerosolverhalten beim Kernschmelzen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4300/1-4300/13

BUNZ, H.; KOYRO, M.; SCHOECK, W.
NAVA Mod 5 und NAVA Mod 5-M. Zwei Computerprogramme zur Berechnung des Aerosolverhaltens im Containmentsystem eines LWR nach einem Kernschmelzunfall.
KfK-4278 (September 87)

BUNZ, H.; SCHOECK, W.; KOYRO, M.; GENTRY, J.W.; PLUNKETT, S.; RUNYAN, M.; PEARSON, C.; WANG, C.
Application of the log BETA distribution to aerosol size distributions.
15. Jahrestagung der Gesellschaft fuer Aerosolforschung, Hannover, 9.-11. September 1987

- BUNZ, H.
Aerosol behavior calculations for the DEMONA experiments using the MAUA code.
DEMONA-Abschlusskolloquium, Karlsruhe, 1. Juni 1987
- BURKART, K.; STEINHAUER, C.
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' - Phase B: Modellierung von Schutz- und Gegenmassnahmen und Abschaetzung ihres Umfangs.
Jahrestagung Kerntechnik 87, Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.263-66
- BURKART, K.
Relocation and reclamation.
Workshop on Consequences of an Accidental Contamination of the Urban Environment, Risoe, DK, June 9-12, 1987
- CIGARINI, M.
Thermohydraulische Untersuchungen zu den Vorgaengen waehrend der Flutphase nach einem Kuehlmittelverlust bei einem fortgeschrittenen Druckwasserreaktor.
KfK-4302 (August 87)
EUR-10538d (August 87)
Dissertation, Universitaet Karlsruhe 1987
- CLASS, G.; EBERLE, F.; GERING, G.; MEYDER, R.; PHILIPP, P.; LANG, K.H.; SENGPIEL, W.
Untersuchungen zu transienten Austauschvorgaengen in Zweiphasenstroemungen (NOVA-Programm).
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4100/79-4100/93
- DEUBER, H.; GIRAUD, V.
Untersuchungen zum Einfluss von Brandprodukten auf die Abscheidung von Radioiod mit Aktivkohlen.
KfK-4198 (April 87)
- DEUBER, H.; GIRAUD, V.
Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptionsmaterialien bei Braenden.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4400/35-4400/44
- DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; MARTINSTEIG, H.
Ein Containment-venting Filter-Konzept und seine erste Realisierung in einem deutschen Kernkraftwerk.
Jahrestagung Kerntechnik 87, Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.375-78
- DILLMANN, H.G.; MAIER, R.; PASLER, H.; SCHMITT, H.
Entwicklung von Schwebstoffiltern fuer extreme Belastungen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4400/11-4400/12
- DOMANSKI, R.; REIMANN, J.; MUELLER, U.
Phase redistribution and pressure drop in T-junctions with different diameter ratios.
European Two-Phase Flow Meeting, Troordheim, N, June 1-4, 1987
- EBERLE, F.; KADLEC, J.; HAILFINGER, G.; SCHARNOWELL, R.
Experimental modal survey of a horizontal cylindrical shell partly filled with water.
KfK-4195 (Februar 87)
- EBERLE, F.; HAILFINGER, G.; KADLEC, J.; KRIEG, R.
Beitrag zum Einfluss von Strukturimperfektionen auf das dynamische Verhalten duennwandiger Schalenstrukturen.
Jahrestagung Kerntechnik 87, Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.255-58
- EBERLE, F.; HAILFINGER, G.; KADLEC, J.; KRIEG, R.
On the influence of structural imperfections on the transport of dynamic loads through a fluid filled cylindrical shell.
Ma, D.C. [Hrsg.]
Fluid Structure Vibration and Liquid Sloshing : Pres.at the 1987 Pressure Vessel and Piping Conf., San Diego, Calif., June 28 - July 2, 1987
New York, N.Y. : ASME 1987
PVP-Vol. 128
- EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' - Phase B: Modellierung im Nahbereich und Abschaetzung nichtstochastischer Schaeden.
Jahrestagung Kerntechnik 87, Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.271-74
- ENSINGER, U.; RUEDINGER, V.; WILHELM, J.G.
Das TIO₂-Verfahren zur Abscheidegradpruefung an Schwebstoffiltern unter Stoerfallbedingungen.
Jahrestagung Kerntechnik 87, Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.581-84
- ERBACHER, F.J.
Cladding tube deformation and core emergency cooling in a loss of coolant accident of a pressurized water reactor.
Nuclear Engineering and Design, 103(1987) S.55-64
- ERBACHER, F.J.
A review of significant safety research results on zircaloy fuel cladding deformation and coolability of deformed rod bundles in a LOCA.
IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Behavior and Fission Products Release in Off-Normal and Accident Conditions, Wien, A, November 10-13, 1986

- FISCHER, F.
Unsicherheits- und
Sensitivitätsuntersuchungen fuer
Unfallfolgenmodelle.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.259-62
- FISCHER, F.
Uncertainty and sensitivity analysis for
computer models in accident consequence
assessments.
Probabilistic Safety Assessment and Risk
Management (PSA '87), Zuerich, CH, August 30
- September 4, 1987 Vol. III, S.939-44
Koeln : Verl. TUEV Rheinland, 1987
- GOELLER, B.; KRIEG, R.; MESSEMER, G.; WOLF,
E.
On the failure of spherical steel
containments under excessive internal
pressure.
Nuclear Engineering and Design, 100(1987)
S.205-19
- GOELLER, B.; DOLENSKY, B.; KRIEG, R.;
MESSEMER, G.; WEHNER, E.; XU, M.
On the failure criterion of plastic
instability.
Structural Mechanics in Reactor Technology :
SMIRT ; Trans.of the 9th Internat.Conf.,
Lausanne, CH, August 17-21, 1987
Rotterdam [u.a.] : A.A.Balkema, 1987. - Vol.
B, S.537-42
- GOELLER, B.; KRIEG, R.; MESSEMER, G.; WOLF,
E.
Failure pressure and failure mode of the
bolted connection for the large component
port in German PWR containments.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4100/1-4100/17
- HAGEN, S.; KAPULLA, H.; MALAUSCHEK, H.;
KATANISHI, S.
Post test investigation of the single rod
tests ESSI 1-11 on temperature escalation in
PWR fuel rod simulators due to the
zircaloy/steam reaction.
KfK-3768 (Maerz 87)
- HAGEN, S.; HAIN, K.; VOGEL, K.
Out-of-pile Experimente zur Untersuchung
schwerer Kernschaeden.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.323-26
- HAGEN, S.; HOFMANN, P.
LWR fuel rod behavior during severe
accidents.
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)
S.85-106
- HAGEN, S.; HAIN, K.; BUTZER, W.; GRUENHAGEN,
A.; HANAUER, J.; HARBAUER, G.; HERING, W.;
LANGE, W.; LEILING, W.; MALAUSCHEK, H.;
PAROTH, M.; SEPOLD, L.; SCHLOSS, F.; VOLLMER,
T.; WALLENFELS, K.P.; VOGEL, K.; BENZ, H.;
GIESSMANN, H.; HEIL, O.; ROETZEL, W.;
ROENLING, H.J.; PFANN, PH.
Out-of-pile Buendeleexperimente zur
Untersuchung schwerer Kernschaeden
(CORA-Programm): Versuch B mit Al₂O₃-Pellets.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4200/28-4200/52
- HAGEN, S.; HOFMANN, P.
Physical and chemical behavior of LWR fuel
elements up to very high temperatures.
KfK-4104 (Juni 87)
- HAIN, K.
Out-of-pile-Experimente zur Untersuchung
schwerer Kernschaeden. SFD-Versuchsanlage
CORA - Anlagenbeschreibung.
KfK-4274 (Juni 87)
- 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
- HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; KUCZERA, B.;
THEENHAUS, R.; WOLTERS, J.
Reaktorsicherheitsforschung und
Sicherheitstechnik.
AGF Vortragsveranstaltung 'Tschernobyl und
die Zukunft der Energieversorgung in der
Bundesrepublik', Bonn-Bad Godesberg,
17.-18.September 1986
Bonn : AGF 1987 S.69-104
- HENNIES, H.H.; KUCZERA, B.
Stand der internationalen
Reaktorsicherheitsforschung.
Sicherheit und Unfallbeherrschung bei DWR-
und SWR-Kernkraftwerken
Bonn : Deutsches Atomforum (INFORUM), 1987. -
S.36
Jahrestagung Kerntechnik, Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
- HENNIES, H.H.
Sicherheitsvorkehrungen bei Kernkraftwerken
mit Druckwasserreaktoren und ihr
Funktionsnachweis durch grosstechnische
Experimente, I.
Naturwissenschaften, 74(1987) S.459-67
- HENNIES, H.H.
Sicherheitsvorkehrungen bei Kernkraftwerken
mit Druckwasserreaktoren und ihr
Funktionsnachweis durch grosstechnische
Experimente, II.
Naturwissenschaften, 74(1987) S.520-27
- HENNIES, H.H.
Ergebnisse des Reaktorsicherheitsprogramms
des Kernforschungszentrums Karlsruhe (KfK).
VGB-Sondertagung 'Skandinavien 1987',
Helsinki, SF, 21.-22.Mai 1987
- HENNIES, H.H.
30 years of reactor development in West
Germany. From the FR2 in Karlsruhe to the
actual design of 1300MW pressurized water
reactors.
Votr.: The Institution of Civil Engineers,
London, 29.Oktober 1987

- 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
- HENNIES, H.H.
Consequences of Core Meltdown Accidents in
Large Light Water Reactors.
Internat. Scientific Forum on Fueling the 21st
Century, Moskva, SU, September 30 - October
6, 1987
- HOFMANN, P.; UETSUKA, H.; GARCIA, E.; DENIS,
A.
New determination of the UO_2 /zircaloy
reaction kinetics and calculation of the
oxygen diffusion coefficients.
KfK-4253 (Juni 87)
- HOFMANN, P.; ADELHELM, CH.; GARCIA, E.;
MARKIEWICZ, M.; BURBACH, J.; GAUSMANN, G.;
KURZ, K.; METZGER, H.
Mechanisches und chemisches Verhalten von
Zircaloy-4 Huelldrohren und UO_2 -Brennstoff bei
hohen Temperaturen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4200/9-4200/27
- HOFMANN, P.; LIESENFELD, U.; MARKIEWICZ, M.;
BURBACH, J.; METZGER, H.
Untersuchungen zum Einfluss des
Oxidbrennstoffs und der Spaltprodukte auf das
mechanische Verhalten von Stahlhuelldrohren.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4200/53-4200/55
- HOFMANN, P.
First results of CORA post test examinations
(CORA bundle test B).
Severe Fuel Damage and Source Term Research
Program Review Meeting,
Silver Spring, Md., May 4-8, 1987
- HOFMANN, P.
LWR fuel rod behavior at temperatures up to
2300°C.
Vortr.: Atomic Energy of Canada Limited,
Whiteshell Nuclear Research Establishment,
Pinawa, CDN, 11. Mai 1987
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SEPOLD,
L.
Recent results of the KfK severe fuel damage
experiments and future plans.
SFD and Source Term Research Program Review
Meeting, Silver Spring, Md., October 19-23,
1987
- HOFMANN, P.
SFD separate effects tests.
CORA Workshop, Karlsruhe, September 23-24,
1987
- HOFMANN, P.
Separate effects tests for identification of
TMI-2 core materials.
OECD/CSNI Joint Task Group on 'Three Mile
Island 2 Examination' Workshop, Idaho Falls,
Idaho, February 3-6, 1987
- HOFMANN, P.
Post test examinations of the CORA scoping
tests.
CORA Workshop, Karlsruhe, September 23-24,
1987
- IHLE, P.; RUST, K.
PWR reflood experiments using full length
bundles of rods with zircaloy claddings and
alumina pellets (results of the
SEFLEX-program).
Nuclear Engineering and Design, 99(1987)
S.223-37
- JOHN, H.; REIMANN, J.; EISELE, G.
Kritische Leckstroemung aus rauhen Rissen in
Druckbehaeltern.
KfK-4192 (Oktober 87)
- KANZLEITER, T.F.; WOLF, L.; SCHOECK, W.;
BUNZ, H.; HASCHKE, D.; HOSEMAN, J.P.; WEBER,
G.; PEEHS, M.; RUHMANN, H.; FISCHER, M.
Results from DEMONA aerosol experiments.
14th Water Reactor Safety Information
Meeting, Gaithersburg, Md., October 27-31,
1986
- KRIEG, R.; GOELLER, B.; MESSEMER, G.; WOLF,
E.
Failure pressure and failure mode of the
latest type of German PWR containments.
3rd Workshop on Integrity of Containments for
Nuclear Power Plants, Washington, D.C., May
21-23, 1986
Nuclear Engineering and Design, 104(1987)
S.381-90
- KUCZERA, B.
Main contributions of the KfK Nuclear Safety
Project in the LWR Safety Area.
MacKe, I.O. [Hrsg.]
Proc. of the 1986 Winter Meeting of the
American Nuclear Society, Washington, D.C.,
November 16-20, 1986
Transactions of the American Nuclear Society,
53(1986) S.302-03
- KUCZERA, B.; RIMINSLAND, H.
The Nuclear Safety Project at KfK 1972-1986 -
objectives and results.
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)
S.9-31
- KUCZERA, B.
Current and future LWR severe accident
related R+D activities at KfK.
15th Water Reactor Safety Information
Meeting, Gaithersburg, Md., October 26-29,
1987
- LEISTIKOW, S.
Zircaloy fuel cladding corrosion behavior
under light water reactor (LWR) operation and
accident conditions.
European Corrosion Meeting (EUROCORR 87),
Karlsruhe, April 6-10, 1987 Preprints
Frankfurt : Dechema 1987 S.87-92
- LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.
Oxidation kinetics and related phenomena of
zircaloy-4 fuel cladding exposed to high
temperature steam and hydrogen-steam mixtures
under PWR accident conditions.
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)
S.65-84
- LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.
Oxidationsverhalten von Zircaloy-Huelldrohren
bei langsamen Transienten und schweren
Kernschaden.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4200/1-4200/8

LEISTIKOW, S.; BERG, H.VON; SCHANZ, G.
Oxidationsverhalten von Edelstahl-Huellrohren
in Wasserdampf.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4200/56-4200/78

LEISTIKOW, S.; BERG, H.VON
Investigation under nuclear safety aspects of
zircaloy-4 oxidation kinetics at high
temperatures in air.
German-Polish Workshop on High Temperature
Corrosion Research, Juelich, December
2-4, 1987

MEYDER, R.
Modelling of transient fuel rod behaviour and
core damage during loss of coolant accidents
in a light water reactor.
Nuclear Engineering and Design, 100(1987)
S.307-14

MOLDASCHL, H.; BROGLI, R.; KUCZERA, B.
Light water high converter reactor - the LWR
technology of the late 90s.
Internat.Conf.on Nuclear Power Performance
and Safety, Wien, A, September 28 - October
2, 1987

MUNZ, D.; MUELLER, S.
Effect of cracks on the burst pressure of the
containment of a pressurized water reactor.
2nd Internat.Seminar on Containment of
Nuclear Reactors, Lausanne, CH, August 24-25,
1987

PAESLER-SAUER, J.
Anwendungsgebiete von Modellen zur
atmosphärischen Ausbreitung.
Jahrestagung Kerntechnik, Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987 - Fachsitzung 'Atmosphärische
Ausbreitungen'
Bonn : Dt.Atomforum 1987. - S.49-64

PANITZ, H.J.
Probabilistische Unfallfolgenabschaetzungen
mit unterschiedlichen atmosphärischen
Ausbreitungsmodellen.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.267-70

PANITZ, H.J.
Accident consequence assessments with
different atmospheric dispersion models.
Internat. SMS/ENS/ANS Topical Meeting on
Probabilistic Safety Assessment and Risk
Management, Zuerich, CH, August 30 -
September 4, 1987

PETERSEN, C.; SCHNEIDER, H.; SCHWEIGER, W.
Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von
Huellrohrwerkstoffen fuer FDWR.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4200/79-4200/87

PFEFFER, W.; SCHNADT, H.; BURKART, K.
Investigation into the parameter 'driving
time' in the accident consequence model
UFOMOD of the German risk study phase B.
Workshop on Consequences of an Accidental
Contamination of the Urban Environment,
Risoe, DK, June 9-12, 1987

PROJEKTLEITUNG NUKLEARE SICHERHEIT; [HRSG.]
Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht
1986.
KfK-4100 (September 87)

REHME, K.
Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilungen
in Wandkanaelen von Stabbuendeln in drei
Ebenen hinter einem Gitterabstandshalter.
KfK-4199 (Maerz 87)

REHME, K.
The structure of turbulent flow through rod
bundles.
Nuclear Engineering and Design, 99(1987)
S.141-54

REHME, K.
Turbulent flow through two asymmetric rod
bundles.
Heat and Technology, 5(1987) No.1-2, S.19-37

REHME, K.
The structure of turbulence in wall
subchannels of a rod bundle.
Atomkernenergie-Kerntechnik, 49(1987)
S.145-50

REHME, K.
On the development of turbulent flow in wall
subchannels of a rod bundle.
Nuclear Technology, 77(1987) S.331-42

REHME, K.
Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilungen
in Wandkanaelen von Stabbuendeln in drei
Ebenen hinter einem Gitterabstandshalter.
KfK-4323 (Dezember 87)

REHME, K.
Heat transfer in rod bundles with artificial
roughness.
Votr.: Inst.of Physical and Technical
Problems of Energetics, Akademie der
Wissenschaften der Litauischen SSR, Kaunas,
SU, 18.September 1987

REHME, K.
Phenomena of turbulent flow through rod
bundles.
Votr.: Akademie der Wissenschaften der
Litauischen SSR, Kaunas, SU, 16.September
1987

REICHERT, U.
Untersuchungen zum Auftreten und zur
Abscheidung von penetrierenden
Iodverbindungen in der Abluft von
Kernkraftwerken.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4400/1-4400/10

REIMANN, J.
A new gas separator for stratified and slug
flow.
3rd Internat.Conf.on Multi-Phase Flow, Den
Haag, NL, May 18-20, 1987

REIMANN, J.; BRINKMANN, H.J.
A new gas separator for gas-liquid pipeline
flow.
Internat.Conf.on Offshore Separation Pipeline
Flow, Edinburgh, GB, October 14-16, 1987

REIMANN, J.; DOMANSKI, R.
Two-phase flow through dividing T-junctions
with different diameter ratios.
AIChE Meeting on Phase Distribution and
Separation in Multiphase Systems, New York,
N.Y., November 15-20, 1987

REIMANN, M.; HOSEMANN, J.P.; HASSMANN, K.
Containment loadings during hypothetical core
melt accidents.
Nuclear Engineering and Design, 100(1987)
S.93-102

- REIMANN, M.
Verification of the WECHSL code on
melt-concrete interaction and application to
the core melt accident.
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)
S.127-38
- RICKETTS, C.I.; RUEDINGER, V.; WILHELM, J.G.
HEPA-filter behavior under high humidity
airflows.
First, M.W. [Hrsg.]
Proc.of the 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning
Conf., Seattle, Wash., August 18-21, 1986
CONF-860820 (May 87) Vol. 1 S.319
- RUEDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.;
ALKEN, W.
Development of glas-fiber HEPA filters of
high structural strength on the basis of the
establishment of the failure mechanisms.
First, M.W. [Hrsg.]
Proc.of the 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning
Conf., Seattle, Wash., August 18-21, 1986
CONF-860820 (May 87) Vol. 1 S.947
- RUEDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.
Schwebstofffilter hoher mechanischer
Belastbarkeit.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.577-80
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 32(1987) S.587-89
- RUEDINGER, V.; ARNITZ, TH.; BENESCH, R.;
ENSINGER, U.; GECKLE, U.; RICKETTS, C.J.
Schwebstofffilterung unter
Stoerfallbedingungen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1986
KfK-4100 (September 87) S.4400/13-4400/34
- SCHANZ, G.; LEISTIKOW, S.; BERG, H.VON
Vergleichende Untersuchungen zum
Hochtemperatur-Kriechbestverhalten des
austenitischen CrNi-Stahls DIN W.Nr. 1.4970
in Argon und Wasserdampf.
KfK-4261 (Mai 87)
- SCHOECK, W.; BUNZ, H.; KOYRO, M.
Folgerungen aus dem DEMONA-Programm
hinsichtlich der Abschaetzung des Quellterms
beim Kernschmelzen.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.235-38
- SCHOECK, W.; [HRSG.]; BUNZ, H.; SCHOECK, W.;
HASCHKE, D.; FROMENTIN, A.; TAUBENBERGER, R.;
KANZLEITER, T.; SCHROEDER, T.; PEEHS, M.;
RUHMANN, H.; FISCHER, M.; WEBER, G.;
SCHROEDL, E.; [AUTOREN]
DEMONA
Jahresbericht 1985.
KfK-4182 (Dezember 86)
BF-R65.523-12 (Dezember 86)
EIR-592 (Dezember 86)
GRS-A-1252 (Dezember 86)
KWU-R-917/86/107 (Dezember 86)
- SCHOECK, W.; [HRSG.]; BUNZ, H.; SCHOECK, W.;
HASCHKE, D.; FROMENTIN, A.; TAUBENBERGER, R.;
KANZLEITER, T.; SCHROEDER, T.; PEEHS, M.;
RUHMANN, H.; FISCHER, M.; WEBER, G.;
SCHROEDL, E.; [AUTOREN]
DEMONA
Jahresbericht 1986.
KfK-4285 (Juli 87)
BF-R65.523-13 (Juli 87)
EIR-621 (Juli 87)
GRS-A-1344 (Juli 87)
KWU-R-917/87/112 (Juli 87)
- SCHOECK, W.
General valuation of the results of the
DEMONA program.
DEMONA-Abschlusskolloquium, Karlsruhe, 1.Juni
1987
- 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
- SEILER, R.; CHAWLA, R.; GMUER, K.; HAGER, H.;
BERGER, H.D.; BOEHME, R.
Integrale Experimente und Analysen zum
Voidverhalten verschiedener Gitter des
fortgeschrittenen Druckwasserreaktors.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.15-18
- SMOGLIE, C.; REIMANN, J.; MUELLER, U.
Two-phase flow through small breaks in a
horizontal pipe with stratified flow.
Nuclear Engineering and Design, 99(1987)
S.117-30
- STEINHAEUER, C.; MATZERATH, C.
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie
Kernkraftwerke' - Phase B: Modellierung im
Fernbereich und Abschaetzung von
stochastischen somatischen Schaeden.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.275-78
- WIEHR, K.; HARTEN, U.
Datenbericht REBEKA-7.
KfK-4145 (Februar 87)
- WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.
Untersuchungen zum Fluten einer engen
Stabbuendelgeometrie.
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,
2.-4.Juni 1987
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1987 S.137-40
- WILHELM, H.J.; OHLMEYER, M.; DILLMANN, H.G.
Verfahren zum Reinigen von Luft- oder
Gasstroemen nach dem Mehrweg-Sorptionsprinzip
und zur Ausfuehrung des Verfahrens geeignete
Wanderbettfilteranlage.
DE-PS 35 23 192 (17.9.1987)

WILHELM, J.
Development and application of filters for
air cleaning in nuclear power plants.
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)
S.139-47

WILHELM, J.G.
Filtering of iodine in nuclear installations.
Vortr.: Islamabad, PAK, 11.Mai 1987

WILHELM, J.G.
Filtering of particulates in nuclear
installations.
Vortr.: Islamabad, PAK, 12.Mai 1987

WILHELM, J.G.
Measurement of airborne radioiodine.
Vortr.: Islamabad, PAK, 13.Mai 1987

WILHELM, J.G.
Research and development in nuclear
filtering, filter testing.
Vortr.: Islamabad, PAK, 14.Mai 1987

WILHELM, J.G.
Metal fiber filter for containment venting.
Vortr.: Islamabad, PAK, 15.Mai 1987