

KfK 5200
September 1993

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1992

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

Kernforschungszentrum Karlsruhe

K E R N F O R S C H U N G S Z E N T R U M K A R L S R U H E

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

KfK 5200

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1992

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

ISSN 0303-4003

Vorwort

Seit Beginn 1990 sind die F + E-Arbeiten des Kernforschungszentrums (KfK) zur Sicherheit von Schnellen Reaktoren (SBR) und von Leichtwasserreaktoren (LWR) im Projekt Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) zusammengefaßt. Der vorliegende Bericht enthält die Beiträge, die sich an aktuellen Fragestellungen zur LWR-Sicherheit orientieren. Die konkreten Forschungsthemen und -vorhaben werden mit internen und externen Fachgremien laufend abgestimmt.

Die Schwerpunktthemen des Arbeitspakete 32.05, die im Jahr 1992 bearbeitet worden sind, beziehen sich auf Phänomene schwerer Kernschäden und auf Einzelaspekte zum Kernschmelzunfall. Letztere umfassen die Bereiche Aerosolverhalten und Filtertechnik sowie Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen. Unter dem Arbeitsthema 32.06 werden Ergebnisse der neu aufgenommenen Untersuchungen zu extremen Containmentbelastungen während eines Kernschmelzunfalls beschrieben.

Der vorliegende Jahresbericht 1992 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten, die von den nachfolgend aufgeführten Instituten und Abteilungen des KfK durchgeführt wurden, nämlich

Institute für Materialforschung	IMF I, II und III
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Angewandte Thermo- und Fluiddynamik	IATF
Institut für Reaktorsicherheit	IRS (früher IRE)
Hauptabteilung Ingenieurtechnik	HIT
Hauptabteilung Versuchstechnik	HVT
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	LAF,

sowie im Auftrag des KfK von externen Institutionen auf dem Gebiet der Sicherheit. Die einzelnen Beiträge stellen den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahrs 1992 dar. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Dieser Bericht wurde herausgegeben von G. Bork.

Inhaltsverzeichnis

32.05 LWR-orientierte Sicherheitsforschung

		Seite
32.05.01 Untersuchungen zu schweren Kernschäden		
32.05.01/01A PSF 0D5B	Out-of-pile bundle experiments for investigation of severe fuel damage (CORA Program): Test CORA 10	1
	Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Quenchversuch CORA 10	2
32.05.01/02A PSF 0D5D	Mechanical and chemical behavior of LWR fuel rod bundle CORA 13	26
	Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen	27
	Thermodynamische Rechnungen zur Spaltproduktfreisetzung bei schweren Reaktorstörfällen	51
32.05.01/03A PSF 0D5E	Post-test examination and evaluation of the CORA experiments	52
	Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente	53
32.05.01/04A PSF 0D5I	Measurements of gas composition in CORA experiments	78
	Messungen der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten	79
32.05.01/05A PSF 0N2C	Modelling of material behaviour Modellierung des Materialverhaltens	83
		84

32.05.02	LWR-Kernschmelzen	
32.05.02/02A	Core-melt behavior in a LWR Containment	87
PSF 0D5HA	Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment	89
32.05.02/03A	Measurement of gas composition in BETA-experiments	117
PSF 0D5Z	Messung der Gaszusammensetzung bei BETA-Experiments	118
32.05.02/04A	Core meltdown experiments	121
PSF 0N1L	Kernschmelzversuche BETA	122
32.05.02/05A	BETA Test related materials investigations	126
PSF 0D5Y	Chemical analyses for the BETA tests	126
32.05.02/06A	Materialkundliche Untersuchungen an BETA-Versuchsproben	127
PSF 0N1P	Chemische Analysen für BETA-Experimente	127
32.05.03	Rückhaltung von Spaltprodukten	
32.05.03/02A	Challenges within ventilation systems during accident situations	138
PSF 0D5X	Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen	139
32.05.03/01A	Development of a standardized test rig for HEPA-filter units	152
PSF 0D5R	Entwicklung einer Typ- und Serienprüfstation für HEPA-Filter	153

32.05.04	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen	
32.05.04/01A	Probabilistic Accident Consequence Assessments	168
32.05.04/02A	Computerized Decision Support Systems for Off-site Emergency Management	
32.05.04/01A PSF 0D5S	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen	169
32.05.04/02A PSF 0D5T	Entwicklung eines rechnergestützten Entscheidungshilfesystems RESY für kerntechnische Notfälle	169
32.05.05/03A PSF 0N2E	Development of RODOS, a real-time on-line decision support system for nuclear emergencies in Europe	169
32.05.05	Spezielle thermo- und fluidodynamische LWR-Untersuchungen	
32.05.05/01A	Investigation of phase transport mechanisms in air-water bubbly flow in vertical channels	191
32.05.05/01A PSF 0D5N	Untersuchungen der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen	192
32.06	Containmentkonzepte für DWR-Anlagen der nächsten Generation	
32.06.01	Hochenergetische Lastverläufe High-energetic load processes in the course of severe accidents	
32.06.01/01A	The Experimental Facility BERDA for Investigation of the Loading on the Head of a Reactor Pressure Vessel during a Steam Explosion	195

32.06.01/01A PSF 0N1N	Experimentiereinrichtung BERDA zur Untersuchung der Beanspruchung des Deckels eines Reaktordruckbehälters bei einer Dampfexplosion	196
32.06.01/02A PSF 0N1T	Investigation of Containment Loads from Hydrogen-Air-Steam Detonations	202
32.06.01/03A	Load Histories from Steam Explosion during Core Melt Accidents Theoretical Analysis of Steam Explosions	230
32.06.01/03A PSF 0N1U	Lastverläufe bei Dampfexplosionen während Kernschmelzunfällen, theoret. Untersuchungen zu Dampfexplosionen	231
32.06.01/04A	Investigation of hydraulic loads after high-pressure failure of the PWR pressure vessel	239
32.06.01/04A PSF 0N2B	Untersuchung der hydraulischen Lasten nach einem Hochdruckversagen des DWR-Druckbehälters	240
32.06.01/07A	Thermal Interaction of Core Melt and Coolant (Steam Explosion)	250
32.06.01/07A PSF 0N2H	Thermische Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Kühlmittel (Dampfexplosion)	251
32.06.02	Langfristig kühlbare Kernschmelz-Konfigurationen	
32.06.02/01A	Longterm Coolability of a Core Melt	259
32.06.02/01A PSF 0N1M	Langfristige Kühlbarkeit einer Kernschmelze	260
32.06.02/02A	Retaining of a Core Melt in a Porous Structure	276
32.06.02/02A PSF 0N2A	Rückhaltung einer Kernschmelze in einer porösen Struktur	277

32.06.03	Energie- und Massentransporte bei der Nachwärmeabfuhr	
32.06.03/01A	Thermal-Hydraulic Investigations on Passive Containment Cooling (PASCO-Program)	289
32.06.03/01A PSF 0N1S	Thermohydraulische Untersuchungen zur passiven Containmentkühlung (PASCO-Programm)	290
32.06.03/02A	Technical Boundary Conditions for an Accident Filter	296
32.06.03/02A PSF 0N1X	Technische Randbedingungen für ein Unfallfilter	296
32.06.03/03A	Some remarks due to resuspension and revolatisation of iodine from sumpwater after a hypothetical core disruptive accident in a PWR	301
32.06.03/03A PSF 0N2B	Über die Freisetzung von Jod aus dem Sumpfwasser nach einem Kernschmelzunfall in einem LWR	302
32.06.04	Containmententwürfe und Lastabtragverhalten	
32.06.04/01A	Containment Design and Load Carrying Capacity	314
32.06.04/01A PSF 0N1Y	Containmententwürfe und Lastabtragverhalten	315
Veröffentlichungen		329

32.05 LWR-orientierte Sicherheitsforschung

32.05.01 Untersuchung zu schweren Kernschäden

32.05.01/01A Out-of-pile bundle experiments for the investigation of Severe Fuel Damage (CORA-Program): Test CORA-10

S. Hagen, A. Grünhagen, R. Heine, H. Malauscheck, V. Noack, L. Sepold, K.P. Wallenfels; HIT
H. Benz, H. Gießmann, C. Grehl, H.J. Röhling, HVT; 1992)

The out-of-pile bundle experiments with electrically heated rods investigate the damage mechanisms on LWR fuel rods in the temperature region between the design basis accident and the beginning of uncontrolled core melt down. 17 test with UO₂ bundles were performed up to the end of 1992.

In this report the results of test CORA-10 are discussed. CORA-10 should investigate the blockage behavior of a bundle with its lower end in water. This scenario was simulated by removing the insulation around the bundle up to 300 mm and adding 2 gr steam /s.

Results:

- The temperature escalation is restricted to upper part of the bundle above 500 mm. The Escalation starts at the elevation 750-950 (maximum reached at 4100 s) and continues at 650 and 550 mm (4150 s + 4200 s). The highest temperature of the bundle is measured at 1050 mm at the end of the transient (4900 s)
- In consequence the damage to the bundle is concentrated to the upper half
- The absorber rods have survived below 240 mm elevation
- A large blockage has formed in the bundle between 310 mm and 430 mm elevation. It results mainly from liquefied Zry and dissolved UO₂
- A much smaller amount, of melt (presumable absorber melt) has relocated into the region below 300 mm
- Only a negligible amount of melt has reached the lower spacer
- The melt formed in the upper part of the bundle is refrozen between the rods in the lower part of the bundle in a region without any spacer. So CORA-10 demonstrate that the blockage behavior is mainly determined by the axial temperature distribution.

32.05.01 Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer
PSF OD5B Kernschäden (CORA-Programm): Quenchversuch CORA-10

(S. Hagen, A. Grünhagen, R. Heine, H. Malauscheck, V. Noack,
L. Sepold, K.P. Wallenfels; HIT
H. Benz, H. Gießmann, C. Grehl, H. J. Röhling, HVT; 1992)

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). Für die Durchführung der Experimente wurde die Versuchsanlage CORA aufgebaut. CORA simuliert den Temperaturanstieg im Dampf, die richtigen Druckverhältnisse und das Quenching. Das Bündel enthält die Originalbrennstab-Simulatoren und die verschiedenen Strukturmaterialien des Brennelements. Insgesamt sind nach der jetzigen Versuchsmatrix 19 Versuche mit UO₂-Pellets vorgesehen (Tab. 1). Bis zum Ende des Jahres 1992 wurden 17 Experimente durchgeführt. 1993 soll das CORA-Programm durch 2 Experimente mit WWER-typischen Bündeln abgeschlossen werden.

Die Versuche CORA-2 und CORA-3 enthielten nur Brennstabsimulatoren. Sie dienten als Referenz für spätere Versuche, bei denen zusätzlich der im DWR-Brennelement vorhandene Absorberstab (AgInCd) enthalten ist. Als Abstandshaltermaterial wurde Zirkaloy (oben und unten) und Inconel (Mitte) verwendet. Diese Experimente lieferten damit Informationen über das Verhalten von UO₂-Pellets in Zry-Hüllrohren, die in Kontakt mit einem Inconel-Abstandshalter stehen. Diese Schadensentwicklung beginnt mit der eutektischen Wechselwirkung zwischen Inconel und Zirkaloy. Das so verflüssigte Zirkaloy beginnt schon unterhalb der Schmelztemperatur des Zirkaloys auch das UO₂ der Pellets aufzulösen.

Der Einfluß der AgInCd-Absorberstäbe wurde im Versuch CORA-5 /3/ untersucht. Das Silber des bei ca. 800°C schmelzenden Absorbermaterials löst nach Versagen seiner Edelstahlhülle das Zirkaloy des Führungsrohres auf und verteilt sich dann im Bündel. Die eutektische Wechselwirkung mit dem Hüllmaterial des Brennstabs führt wiederum zur Verflüssigung des Zirkaloys, welches seinerseits das UO₂ auflöst.

In den Versuchen CORA-9 und CORA-10 wurde das Schadensverhalten bei erhöhtem Systemdruck (10 b) und erhöhtem Stabinnendruck (60 b) untersucht.

Diese Parameter zeigten keine wesentliche Beeinflussung der Schadensentwicklung.

Die Versuche CORA-12 und CORA-13 liefern Informationen zum Verhalten des aufgeheizten Bündels beim Quenching. Beim Versuch CORA-13 wurde das Bündel bei einer höheren Temperatur geflutet, in dem die Zeit zwischen Abschalten der Leistung und Anheben des Quenchzylinders deutlich verkürzt wurde. Zusätzlich zu der erwarteten Fragmentierung zeigt sich beim Quenching ein Temperaturanstieg im oberen Teil des Bündels vor dem endgültigen Abkühlen. Der Temperaturanstieg ist mit einem steilen Anstieg der Wasserstoffproduktion verbunden. Dieser Befund weist auf eine verstärkte Oxidation des Zirkaloys als Ursache für den Temperaturanstieg während des Quenchprozesses hin. Der Versuch CORA-13 wurde zum OECD-CSNI Internationalen Standard Problem Nr. 31 (ISP31) gewählt.

Das Verhalten im Siedewasserreaktor wurde in den Versuchen CORA-16 und CORA-17 untersucht. Für diese Versuche enthielten die Bündel die SWR-typischen Materialien: B₄C-Absorber in Edelstahlhülle und Zircaloy-Wandungen der Brennelementkästen. Auch bei diesen Versuchen ergibt sich die Schadensentwicklung aus den Wechselwirkungen der Materialien. Borkarbid ist mit steigender Temperatur nicht mehr stabil im Kontakt zum Edelstahl und führt ab ca. 1200°C durch eutektische Wechselwirkung zur Verflüssigung seiner Edelstahlwände. Flüssiger Edelstahl reagiert bei Kontakt eutektisch mit der Zirkaloy-Wandung des Brennelements. In das Bündel eindringende Schmelze führt zur Verflüssigung der Zirkaloy-Hüllwände der Brennstäbe, und damit zum Anlösen der UO₂-Pellets. Der Versuch CORA-17 zeigte auch für die siedewasserreaktor-typischen Bedingungen beim Quenching einen starken Anstieg der Temperatur und der Wasserstoffproduktion.

Der Einfluß der Bündelgröße auf das Schadensverhalten wurde in den Versuchen CORA-7 (Druckwasserreaktor) und CORA-18 (Siedewasserreaktor) untersucht. Die Bündelgröße wurde bei diesem Versuch von 25 auf 57 Stabpositionen erhöht. Für beide Experimente ergab sich die gleiche Schadensentwicklung wie bei den kleineren Bündeln.

Die Versuche CORA-29 und 30 als druckwassertypische Experimente und CORA-28 und 31 als siedewassertypische Versuche sollten den Einfluß der Voroxidation auf das Schadensverhalten untersuchen. Im Versuch CORA-29 wurde eine Voroxidation von ca. 10 µm und im Versuch CORA-28 von ca. 60 µ erzeugt. Bei den Versuchen CORA-30 und CORA-31 wurde der anfängliche Temperaturanstieg (Standardwert 1 K/s) auf 1/2 bzw. 1/3 K/s verringert. Während des langsam

Anstiegs kann sich eine stärkere Oxidschicht ausbilden, ehe ein beschleunigter Temperaturanstieg durch die exotherme Zirkon/Wasserdampfreaktion einsetzt.

Die Oxidschicht von 10 μ m im Versuch CORA-29 zeigte keinen signifikanten Einfluß auf den Temperaturanstieg und die Schadensentwicklung. Erst bei einer Oxidschichtstärke von > 50 μ ist eine Verlangsamung der Eskalation und eine Verringerung der Wechselwirkung zu erkennen. Der langsamere anfängliche Temperaturanstieg in den Versuchen CORA-30 und CORA-31 reduziert die üblicher Weise auftretende Eskalation von > 10 K/s auf ein Temperaturanstieg von ca. 1 K/s. Die Wechselwirkung zwischen dem verflüssigten Absorbermaterial und dem Zircaloy der Hülle wird durch die entstehende Oxidschicht reduziert, aber nicht vermieden.

In diesem Bericht sollen die Ergebnisse des Versuchs CORA-10 beschrieben werden. Im Versuch CORA-10 sollte das Erstarrungsverhalten eines im Wasser stehenden Bündels untersucht werden. Aufgrund genehmigungstechnischer Beschränkungen konnte der Versuch nicht, wie ursprünglich geplant, mit einem auf 250 mm Bündelhöhe angehobenen Wasserspiegel durchgeführt werden. Dafür wurde die Shroudisolierung bis zu einer Höhe von 300 mm entfernt und die fehlende erhöhte Verdampfung wurde durch eine Einspeisung von 2 g Dampf/s simuliert.

Versuchsanordnung

Eine schematische Übersicht der CORA-Anlage ist in Abbildung 1 wiedergegeben. Im Versuch CORA-10 wurde im Prinzip der gleiche Aufbau wie bei den früheren PWR-typischen Versuchen verwendet: 16 beheizte Stäbe aus zentralem W-Heizer, UO₂-Ringpellets und Zircaloy-Hüllrohr; 7 unbeheizte Stäbe aus UO₂-Vollpellets und Zircaloy-Hüllrohr; und 2 Absorberstäbe aus AgInCd-Absorbermaterial mit Edelstahlhülle und Zircaloy-Führungsrohr. Das Bündel wird von dem 1,2 mm starken Dampfführungskasten und der 2 cm dicken ZrO₂-Isolationsfaserschicht umgeben. Bis zu einer Bündelhöhe von 300 mm wurde die Isolation weggelassen. Abb. 2 zeigt eine Photographie des Bündels und eine schematische Darstellung des Hochtemperaturschirms.

Versuchsablauf CORA-10

Der Versuchsablauf (Abb. 3) des Experiments CORA-10 entsprach bis auf die auf 2 g/s veränderte Dampfeinspeisungsrate dem Normalverlauf der CORA-Versuche: Der Überdruck im System betrug 1,2 bar. Das Bündel wird während des gesamten

Versuches von dem im Dampfüberhitzer aufgeheitzten und am unteren Ende mit über 500°C eintretenden 8 g/s Argon durchspült. Die Gleichgewichtseinstellung der Temperatur im Bündel und der Isolierung wird in den ersten 3000 s durch eine konstante Leistungseinspeisung unterstützt. Damit steigt die Temperatur auch auf der Außenoberfläche der Bündelisolation auf Werte, die die Kondensation des ab 3300 s zugeführten Wasserdampfes von 6 g/s verhindern. Die bei 3000 s beginnende linear von 6 auf 27 KW ansteigende Leistungseinspeisung wurde so gewählt, daß sich ein anfänglicher Temperaturgradient von 1 K/s einstellte. Der Versuch wurde durch Abschalten der elektrischen Leistung beendet.

Ergebnisse der Temperaturmessung

Für die Temperaturmessung im Bündel wurden WRe-Thermoelemente mit HfO_2 verwendet. Die Temperaturen wurden an den Brennstabsimulatoren, an den Absorberstäben und am Shroud gemessen. Durch die gute thermische Isolierung der ZrO_2 -Faser-Platten auf dem Shroud, sind die radialen Wärmeverluste so klein, daß der radiale Temperaturabfall innerhalb des Bündels weniger als 100°C beträgt. Da ein Teil der Thermoelemente im hohen Temperaturbereich zerstört wurde, haben wir aus allen Messungen im Bündel für die jeweilige Höhe eine "best estimated temperature" ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abb. 4 wiedergegeben.

Das Temperaturverhalten zeigt den charakteristischen Temperaturverlauf für Stäbe mit Zircaloy-Hüllen in Wasserdampf: Während der ersten 1000 s der Transiente bei Temperaturen unter 1000°C wird die Erwärmung durch die elektrische Aufheizung bewirkt. Durch den Wärmetransport infolge des aufsteigenden Argons und Wasserdampfes ergeben sich in der oberen Hälfte höhere Temperaturen als in der unteren Hälfte des symmetrisch aufgebauten Bündels. Die Energieerzeugung durch die exotherme Zircaloy/Dampf-Reaktion nimmt exponentiell mit der Temperatur zu und resultiert in einer Temperatureskalation, wie sie in dem steilen Temperaturanstieg ab ca. 3800 s zu erkennen ist. Die Eskalation beginnt bei 850 mm Bündelhöhe und pflanzt sich zum oberen und unteren Ende des Bündels fort. Im Höhenbereich von 350 - 650 mm fällt die Temperatur nach dem Eskalationsanstieg ab ca. 4400 s trotz der steigenden eingespeisten Leistung schon wieder ab. Von 750 - 950 mm bleibt die Temperatur bis zum Ende des Versuchs praktisch konstant. Ab 950 mm Höhe steigt die Temperatur bis zum Ende der Leistungseinspeisung an.

Die sich aus Abb. 4 ergebende zeitliche Entwicklung der axialen Temperaturreteilung ist in Abb. 5 wiedergegeben. Analog zeigt sich der Beginn der

Eskalation bei 850 mm und die Verschiebung zu niedrigen und höheren Lagen im Bündel. Die axiale Temperaturverteilung zeigt erwartungsgemäß den starken Abfall der Temperatur unterhalb 300 mm Bündelhöhe entsprechend der fehlenden Bündelisolierung.

Versagen der Absorberstäbe und der Brennstabsimulatoren

Aussagen über das Versagen der Absorberstäbe können wir aus folgenden drei Meßquellen gewinnen.

1. Die Anzeige der Thermoelemente im Absorberstab und am Führungsrohr reagieren auf die Bewegung der Schmelze im versagenden Hüllrohr.
2. Der Druckabfall in den Absorberstäben ist ein Indiz für das Versagen der Stäbe.
3. Das Auftreten der ersten Schmelzbewegung bei der Videobeachtung ist ein Hinweis für das Versagen der Absorberstäbe.

Für die Bestimmung des Versagenszeitpunktes der Brennstabsimulatoren steht uns die Stab-Innendruckmessung zur Verfügung. Drei unbeheizte und ein beheizter Stab waren an das Meßsystem angeschlossen.

Abbildung 6 zeigt den Temperaturverlauf am Absorber 6.2 für die Messung im Absorberstab in 950 mm (A950) und 450 mm (A450) Höhe und am Führungsrohr in 950 mm (G950) und 550 mm (G550) Höhe. Die Messung des Stabinnendrucks (Abb.9) zeigt einen Abfall bei 3990 s, der das Versagen des Hüllrohrs anzeigt. Zur gleichen Zeit zeigen die Thermoelemente in Absorber und am Führungsrohr in 950 mm Höhe eine plötzliche Abnahme. In 450 mm bzw. 550 mm steigt die Temperatur im Absorber und am Führungsrohr gleichzeitig an. Diese Temperaturveränderung kann durch das Auslaufen des ab 800°C flüssigen Absorbermaterials erklärt werden. Das Maximum des axialen Temperaturprofils zu diesem Zeitraum liegt bei 850 mm. Versagt das Hüllrohr in dieser Höhe, so wird der Spalt im unteren Bereich mit warmer Schmelze gefüllt, während in 950 mm Höhe kältere Schmelze an den Thermoelementen von oben herabfließt. Das Thermoelement an der inneren Absorberwand in 950 mm Höhe zeigt beim Versagen eine Temperatur von 1230°C an, die wir als Versagenstemperatur der Absorberstabhülle auffassen.

Praktisch die gleiche Versagenstemperatur ergibt sich für den zweiten Absorberstab 4.6 bei 3980 s (Fig. 7). Dieser Zeitpunkt entspricht dem Druckabfall im

Absorberstab (Abb. 9). Das Auftreten der ersten Schmelze wurde bei 3982 s im Videofenster bei 800 mm Höhe beobachtet.

Bei den unbeheizten Brennstabsimulatoren 4.4, 6.4, 6.6 und dem beheizten Brennstabsimulator 3.3 versagten die Hüllen bei 3995, 4010, 4020 und 4030 s. Zu diesem Zeitpunkt herrschten an diesen Stäben folgende Temperaturen: 1280, 1310, 1330 und 1450°C (Abb. 8 + 9).

Nachuntersuchung

Der Zustand des Bündels CORA-10, wie er sich nach Entfernen der Faserisolation und des stark versprödeten Teils des Shrouds ergibt, ist in Abbildung 10 wiedergegeben. Diese Abbildung zeigt Photographien aus 4 jeweils um 90° zueinander versetzte Richtungen. Die Schadensentwicklung spiegelt die axiale Temperaturverteilung wieder: Unter 300 mm ist das Shroud, und wie später auch die Querschnitte zeigen, das Bündel weitgehend unbeschädigt. Bis ca. 500 mm kann man am Bündel eine große Menge erstarrter Schmelze erkennen. Am ausgeprägtesten auf der 120°-Seite, aber auch auf den anderen Seiten zeigt sich der Einfluß der Absorberstäbe. (Die Lage der Absorberstäbe ist aus den Querschnitten oberhalb der Photographien zu erkennen.) Die Zirkaloyhüllen sind oxidiert und zeigen das typische Öffnen der auf der Innenseite gerissenen Hüllen (Flowering).

Die Schadensentwicklung im Bündel ist noch besser aus den horizontalen Querschnitten der Abbildung 11 zu erkennen. Die Absorberstäbe haben bis zu einer Höhe von 240 mm überlebt. Die maximale Temperatur von 1035°C zeigt (siehe auch Abb. 12 + Abb. 13), daß das AgInCd-Absorbermaterial in dieser Höhe flüssig gewesen sein muß. Der Spalt zwischen Edelstahl-Hüllrohr und Zirkaloy-Führungsrohr ist mit erstarrter Schmelze ausgefüllt. Erst unterhalb ca. 120 mm ist der Spalt frei von erstarrter Schmelze. Oberhalb von ca. 300 mm sind vom Absorber nur noch Reste der Oxidhaut des Führungsrohres übrig.

Wie oben gezeigt, hat die Hülle der Absorberstäbe um 3980 s bei einer Temperatur von 1230° im oberen Ende des Bündels versagt und die Absorberschmelze hat den Spalt zwischen Absorberstab und Führungsrohr ausgefüllt. Damit wird der Auflösungsprozeß des Zirkaloy-Führungsrohres gestartet. Die Tatsache, daß in der Videobeobachtung schon zu diesem frühen Zeitpunkt die Bewegung von Schmelze zu erkennen ist, deutet auf ein Versagen des Edelstahl-Hüllrohres durch Wechselwirkung mit der Zry-Führung hin.

Die Querschnitte zeigen, daß die Hüllen der inneren Brennstabsimulatoren in der oberen Hälfte des Bündels weitgehend verschwunden sind. Die Wechselwirkung des ausgetretenen Absorbermaterial mit der Hülle hat zu einer frühen Verflüssigung des Zirkaloys geführt. Das flüssige Zirkaloy hat wiederum das UO₂ der Pellets angelöst. Im äußeren Bereich des Bündels hat die Oxidation des Zirkaloys überwogen. Die oxidierten Hüllen sind bevorzugt auf der inneren Seite gerissen und haben sich nach außen geöffnet (flowering).

Die bevorzugt im oberen Bereich entstandene Schmelze hat sich in die untere Hälfte verlagert und ist dort zwischen den Stäben erstarrt. Die Blockagebildung durch dieses verlagerte Material ist gut in den horizontalen Querschnitten der Abb. 11 und den vertikalen Querschnitten der Abb. 14 + Abb. 15 zu erkennen. Im Bereich unter 300 mm Bündelhöhe handelt es sich bei der erstarrten Schmelze bevorzugt um Absorbermaterial. Hier hat das erstarrte Material nach unten abnehmend nur zu einer teilweisen Verstopfung der Kühlkanäle geführt.

Eine deutlich stärkere Blockage hat sich im Bereich zwischen 300 mm bis 430 mm ausgebildet. Bei der hier erstarrten Schmelze handelt es sich bevorzugt um verflüssigtes Zry und aufgelöstes UO₂.

Der Vergleich der Lage der erstarrten Schmelze zur Position des verbleibenden Abstandshalters, zeigt daß die Schmelze vor Erreichen des Abstandshalter zwischen den Stäben erstarrt. Die Ablagerung wird im wesentlichen durch die axiale Temperaturverteilung beeinfluß. Nach Unterschreiten der Erstarrungstemperatur bleibt die herabfließende Schmelze an den Stäben hängen und führt damit sukzessive zur Ausbildung der Blockage.

Die gleiche axiale Verteilung wie aus den Querschnitten ergibt sich auch bei der Bestimmung der axialen Blockageverteilung beim Ausguß- und Gewichtsverfahren. Für die Fixierung des Bündelzustandes und Herstellung der Schnitte wird das Bündel in Epoxidharz eingegossen. Hierfür wird das Bündel in der Anlage mit einem Plexiglaskasten umgeben. Dieser Kasten ragt bis in den Quenzyylinder und erlaubt damit den Abschluß des unteren Endes durch erstarrtes Paraffin. Beim Auffüllen wird das freie Volumen zwischen Bündel und Kastenwand als Funktion der Höhe gemessen. Daraus kann der Blockadequerschnitt berechnet werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 16 wiedergegeben.

Nach dem Zerschneiden des Bündels in ca. 5 cm lange Stücke für die Erstellung der horizontalen Querschnitte, werden die Gewichte der einzelnen Abschnitte bestimmt. Nach Korrektur der anteiligen Epoxidharzmenge erhalten wir die

axiale Massenverteilung im Bündel. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 17 dargestellt.

Beide Messungen ergeben einen analogen Verlauf. Oberhalb von ca. 450 cm kann man den Angriff auf das Bündel erkennen. Die entstandene Schmelze hat sich in zwei Bereichen in die untere Hälfte verlagert. Zum Vergleich ist die axiale Temperaturverteilung im Bündel mit angegeben. Man kann deutlich die Korrelation der erstarrten Schmelze mit dem Abfall der Temperatur erkennen.

Zusammenfassung

Der Versuch CORA-10 sollte das Erstarrungsverhalten eines im Wasser stehenden Bündels untersuchen. Aufgrund genehmigungstechnischer Beschränkungen konnte der Versuch nicht, wie ursprünglich geplant, mit einem auf 250 mm Bündelhöhe angehobenen Wasserspiegel durchgeführt werden. Dafür wurde die Shroudisolierung bis zu einer Höhe von 300 mm entfernt und die fehlende erhöhte Verdampfung durch eine Einspeisung von 2g Dampf/s simuliert.

Die so im unteren Bereich des Bündels herrschenden Wärmeverluste, lassen eine achsiale Temperaturverteilung entstehen, die die Temperatureskalationen auf die obere Hälfte des Bündels beschränken. Die Eskalation beginnt im Bereich von 750 mm und 950 mm Bündelhöhe, und breitet sich dann nach unten und oben aus.

In Übereinstimmung mit dieser Temperaturverteilung ist die Schadensentwicklung auf die obere Hälfte des Bündels konzentriert. Der Hauptteil der Schmelze erstarrt zwischen den Stäben im Bereich zwischen 300 und 430 mm. Bei der hier erstarrten Schmelze handelt es sich bevorzugt um verflüssigtes Zry und aufgelöstes UO₂. Nur ein kleiner Anteil der Schmelze (bevorzugt Absorbermaterial) verlagert sich in den Bereich unter 300 mm.

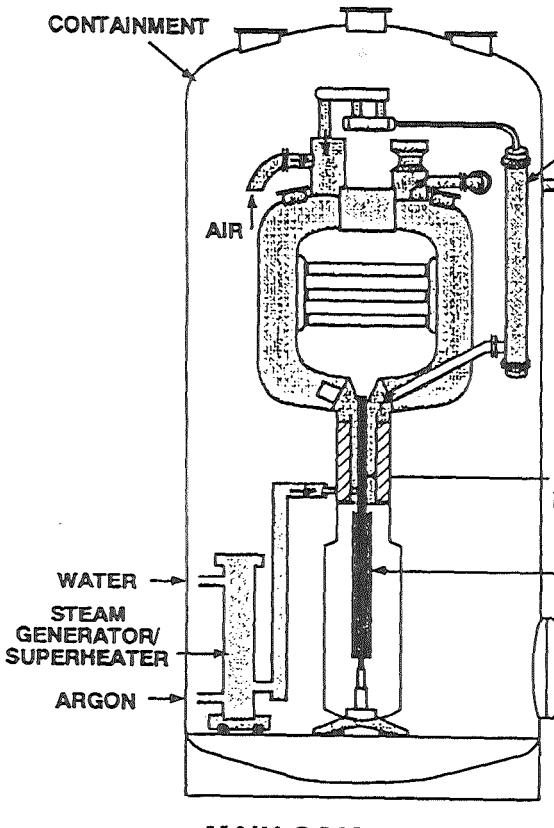
Das Erstarren der Schmelze zwischen den Stäben im Bereich ohne Hindernissen (Abstandshalter) zeigt, daß das Verlagerungsverhalten im wesentlichen durch die achsiale Temperaturverteilung bestimmt ist.

Table 1: CORA Test Matrix

Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
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. 24, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	March 2, 1989
17	≈ 2000°C	B ₄ C	quenching	June 29, 1989
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	Nov. 9, 1989
7	< 2000°C	Ag, In, Cd	<u>57</u> -rod bundle, slow cooling	Febr. 22, 1990
18	< 2000°C	B ₄ C	<u>59</u> -rod bundle, slow cooling	June 21, 1990
13	≈ 2200°C	Ag, In, Cd	OECD/ISP; quench initiation at higher temperature	Nov. 15, 1990
29*	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	pre-oxidized,	April 11, 1991
31*	≈ 2000°C	B ₄ C	slow initial heat-up (≈ 0.3 K/s)	July 25, 1991
30*	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	slow initial heat-up (≈ 0.2 K/s)	Oct. 30, 1991
28*	≈ 2000°C	B ₄ C	pre-oxidized	Febr. 25, 1992
10	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	cold lower end 2 g/s steam flow rate	July 16, 1992
33	≈ 2000°C	B ₄ C	dry core conditions, no steam flow	Oct. 1, 1992
W1	≈ 2000°C	-	WWER-test	Febr. 18, 1993
W2	≈ 2000°C	B ₄ C	WWER-test with absorber	April 21, 1993

Initial heat-up rate: ≈ 1,0 K/s; Steam flow rate, PWR: 6 g/s, BWR: 2 g/s; quench rate (from the bottom) ≈ 1 cm/s

CORA Severe Fuel Damage Test Facility



BWR
CORA-28
CORA-31
CORA-33

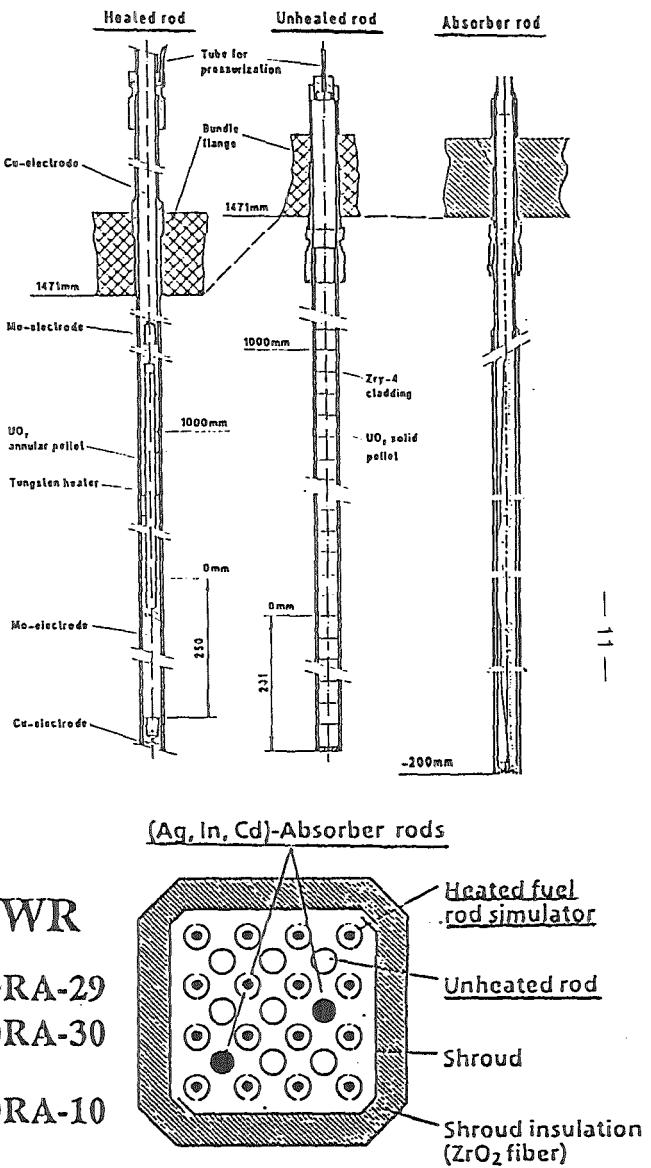
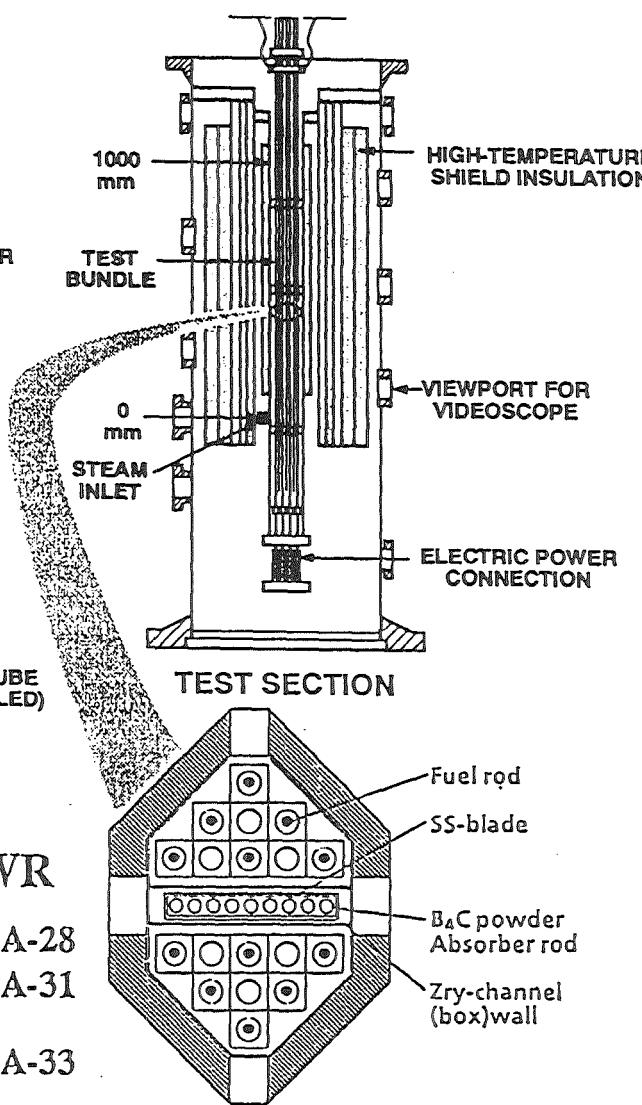


Fig. 1

32.05.01

CORA-10:

Bundle insulation geometry

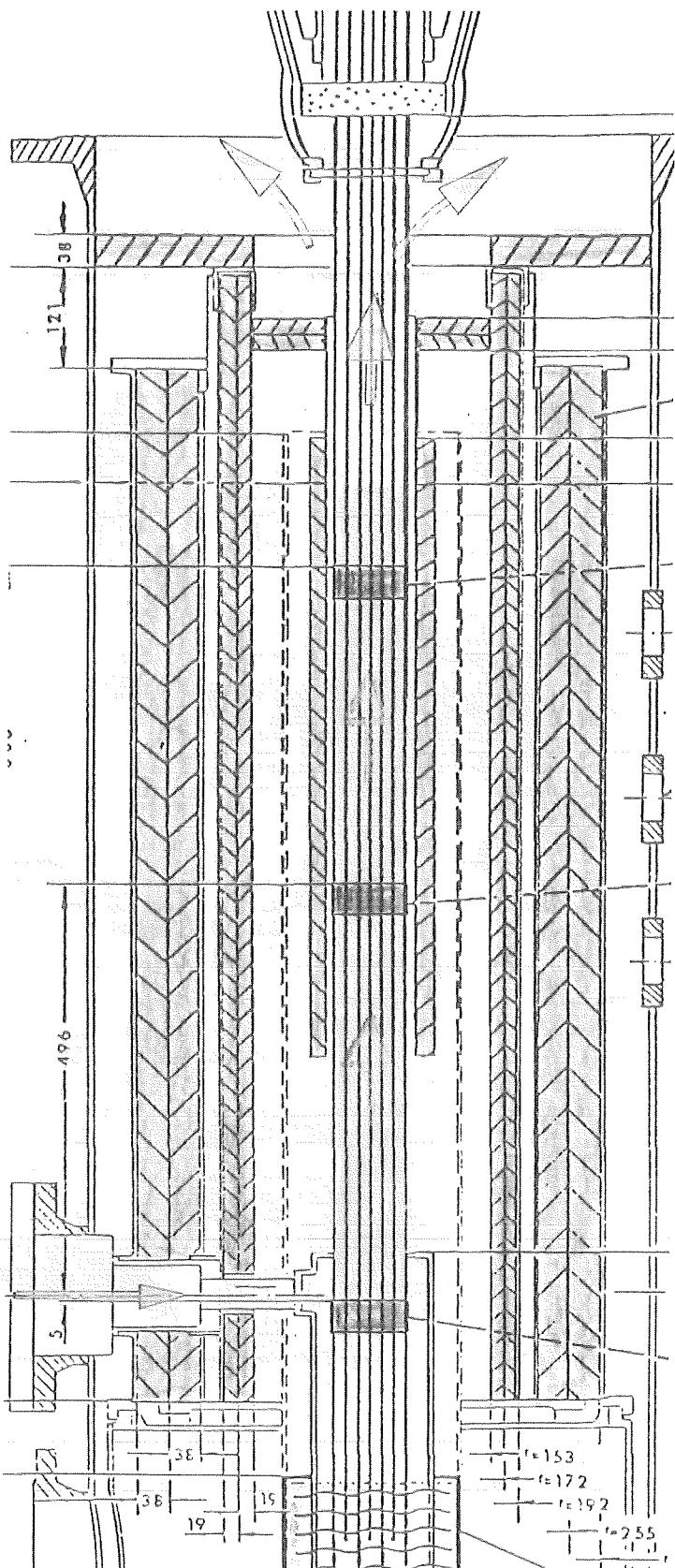
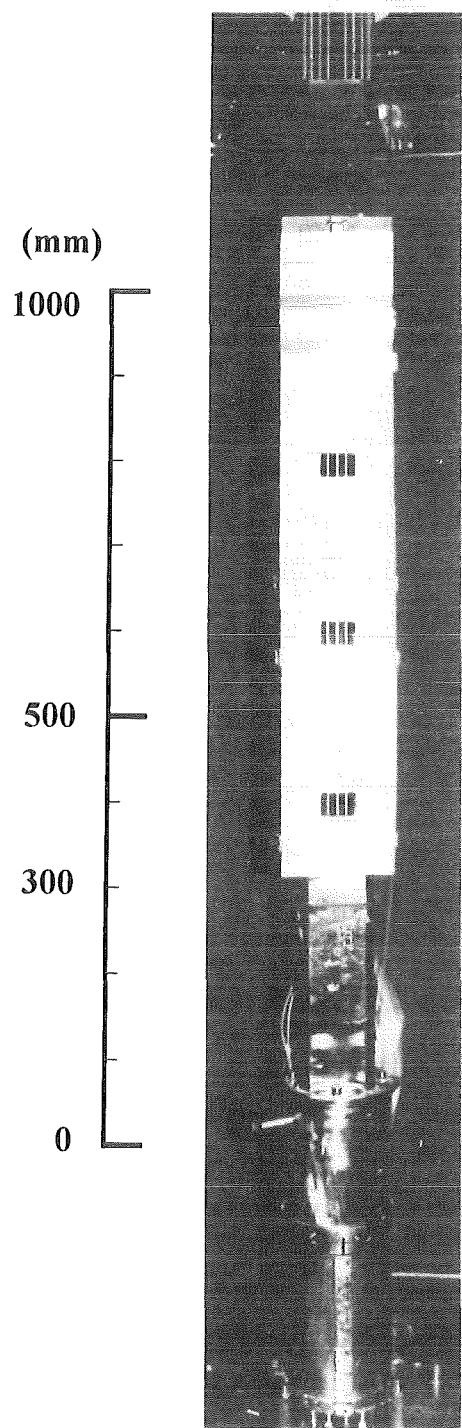


Fig 2

32.05.01

CORA - 10 :

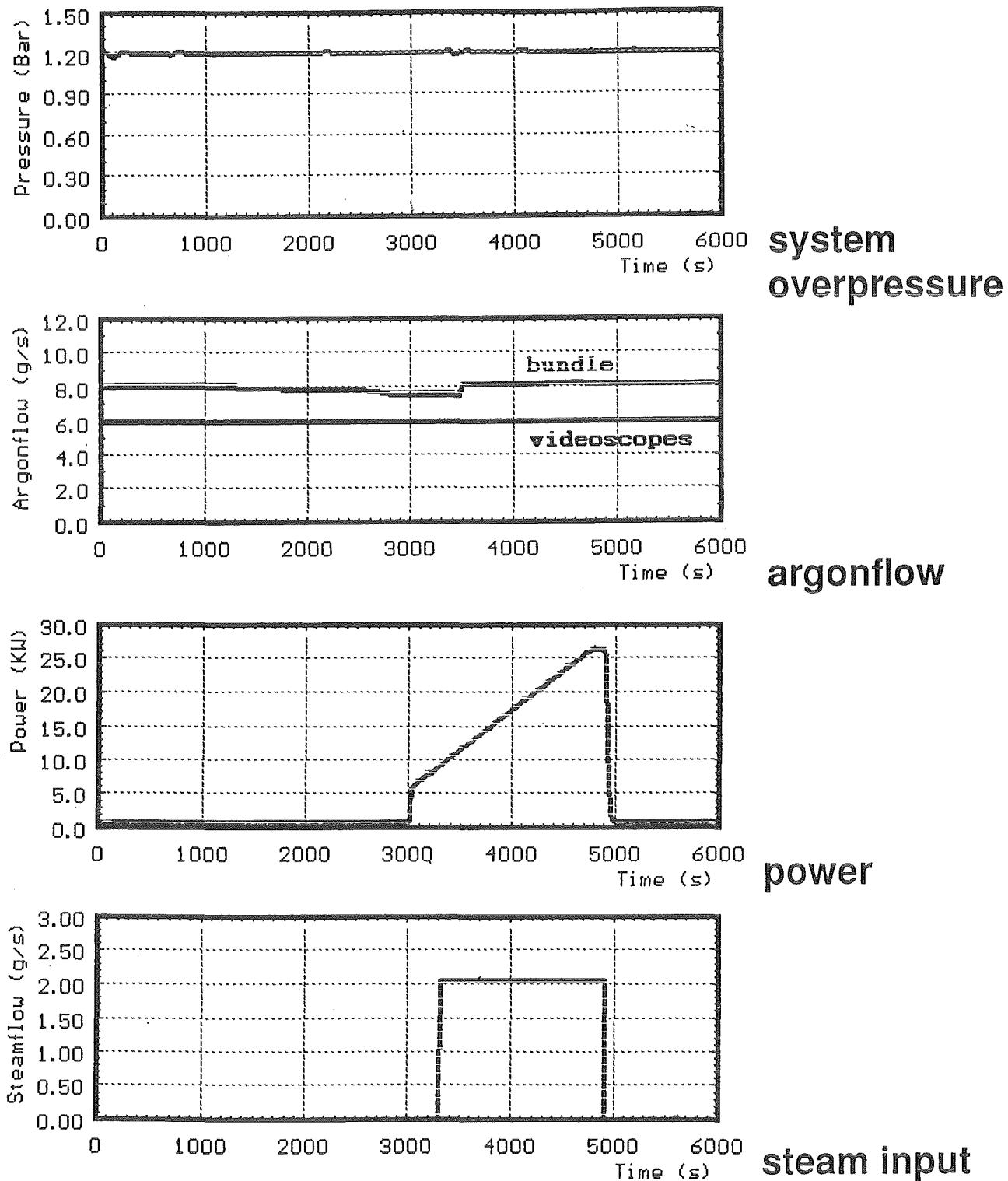


Fig. 3

32.05.01

System overpressure, Argonflow, power and steam input

CORA-10: Best estimated bundle Temperatures

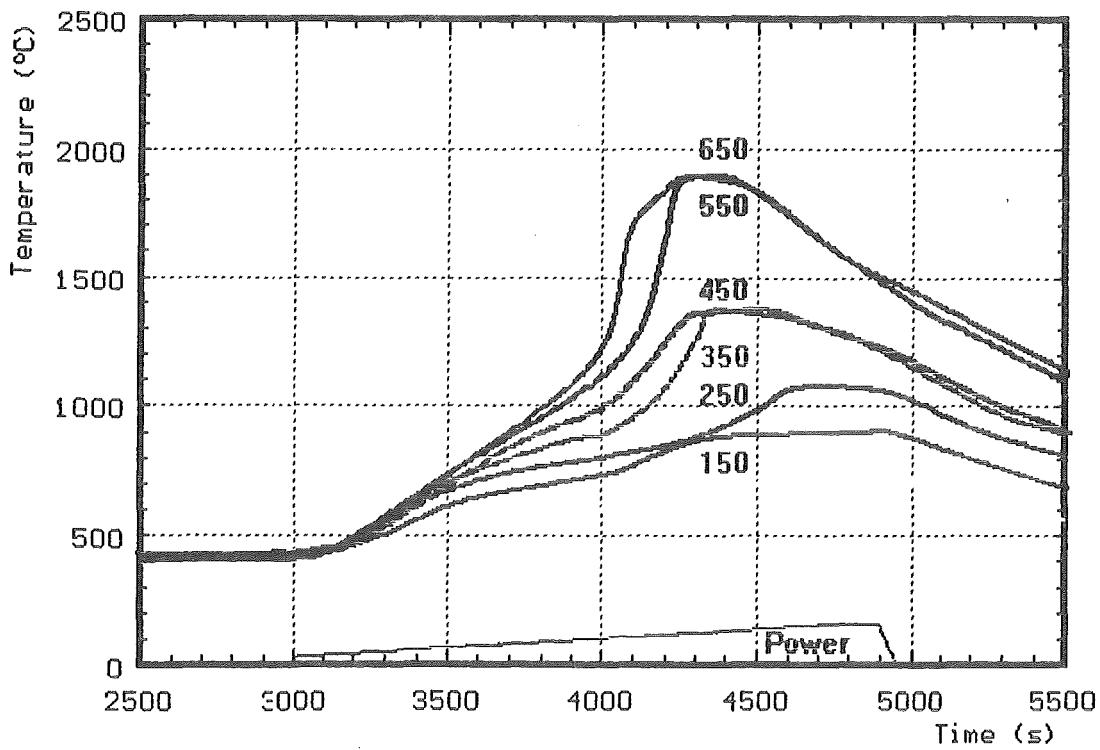
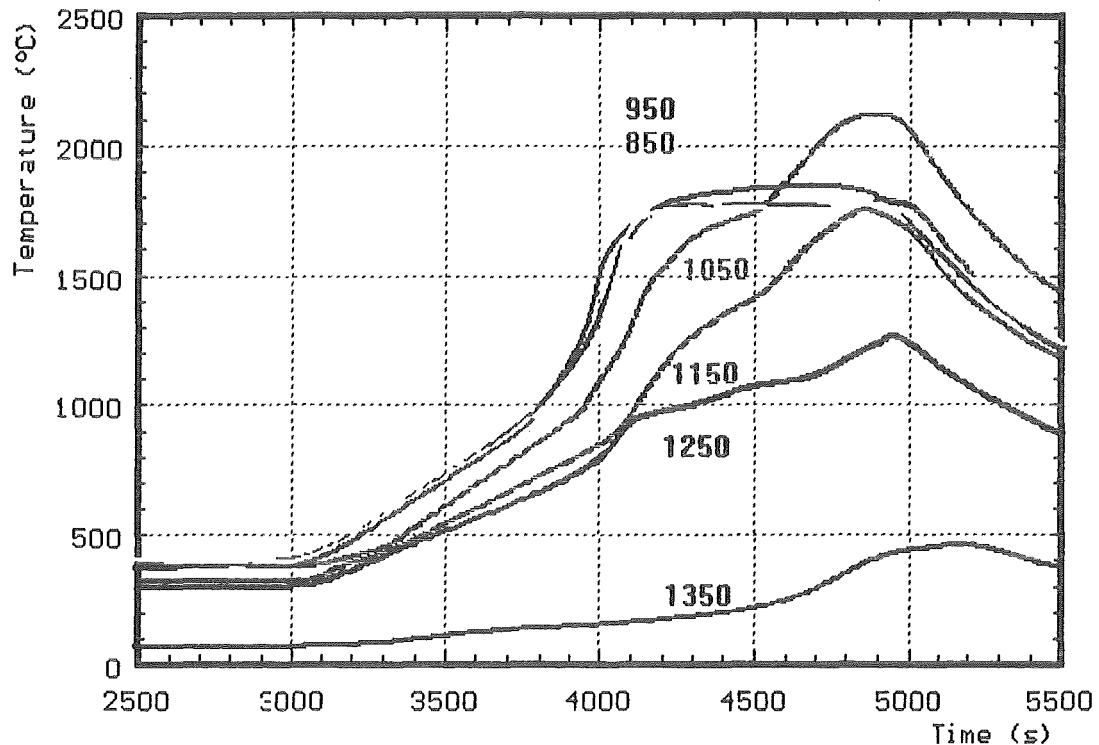


Fig. 4

32.05.01

CORA-10: Axial distribution of bundle temperatures

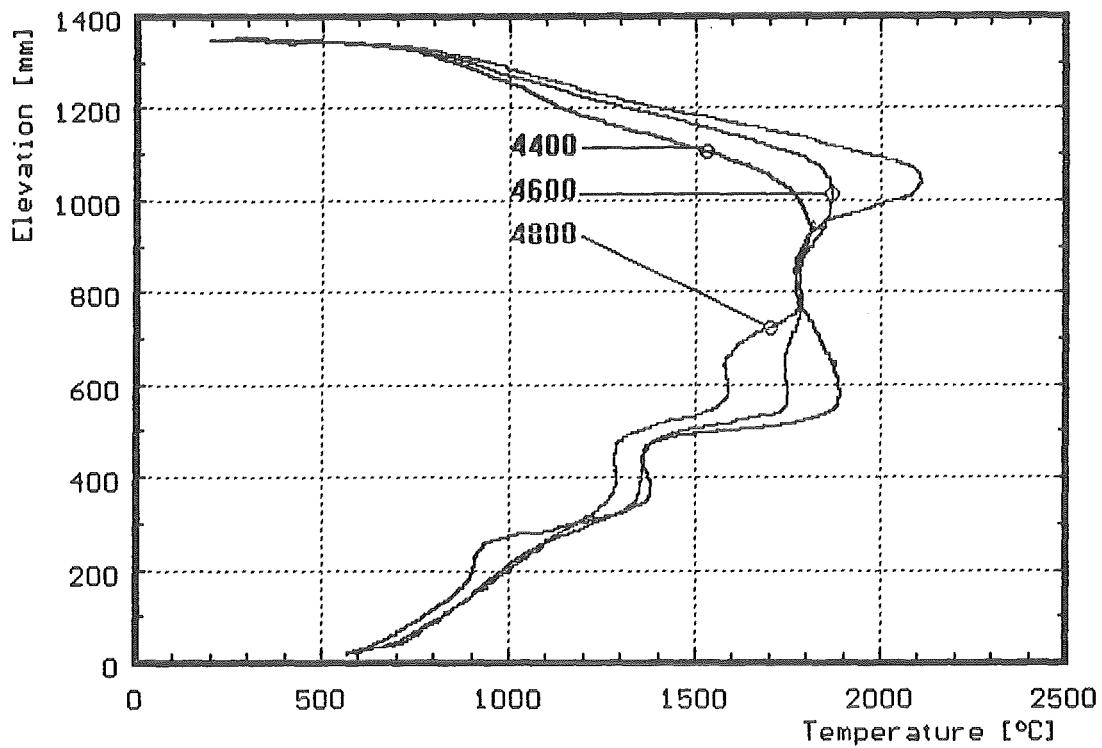
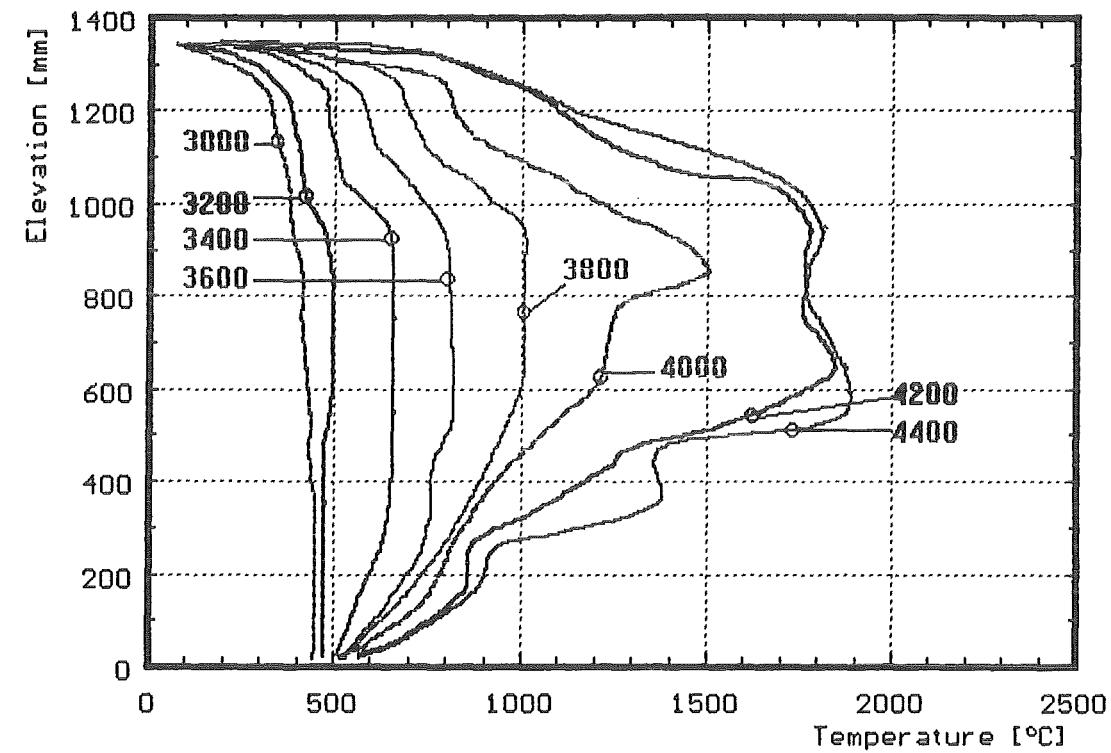


Fig. 5

32.05.01

CORA-10: Failure of absorber rod 6.2

Failure temperature: 1230 °C

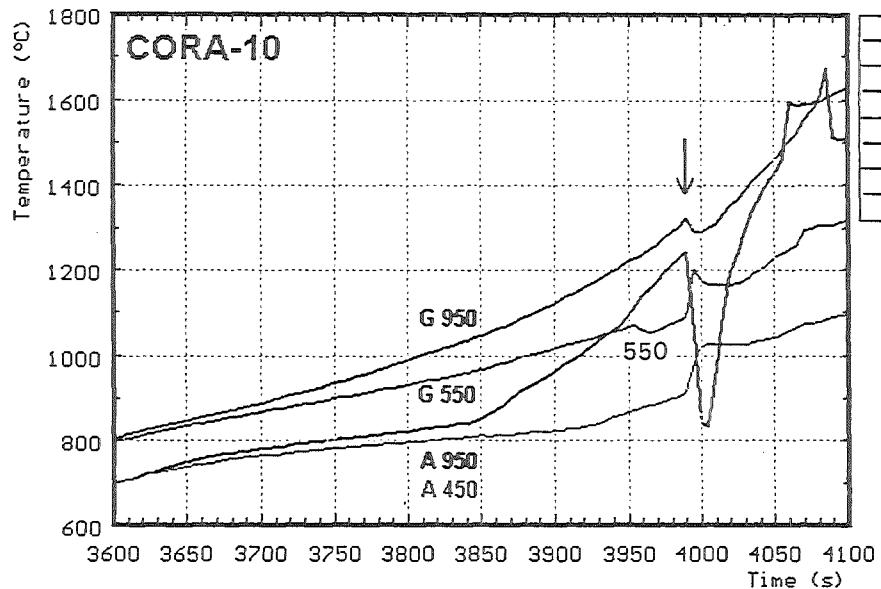


Fig. 6

CORA-10: Failure of absorber rod 4.6

Failure temperature: 1230 °C

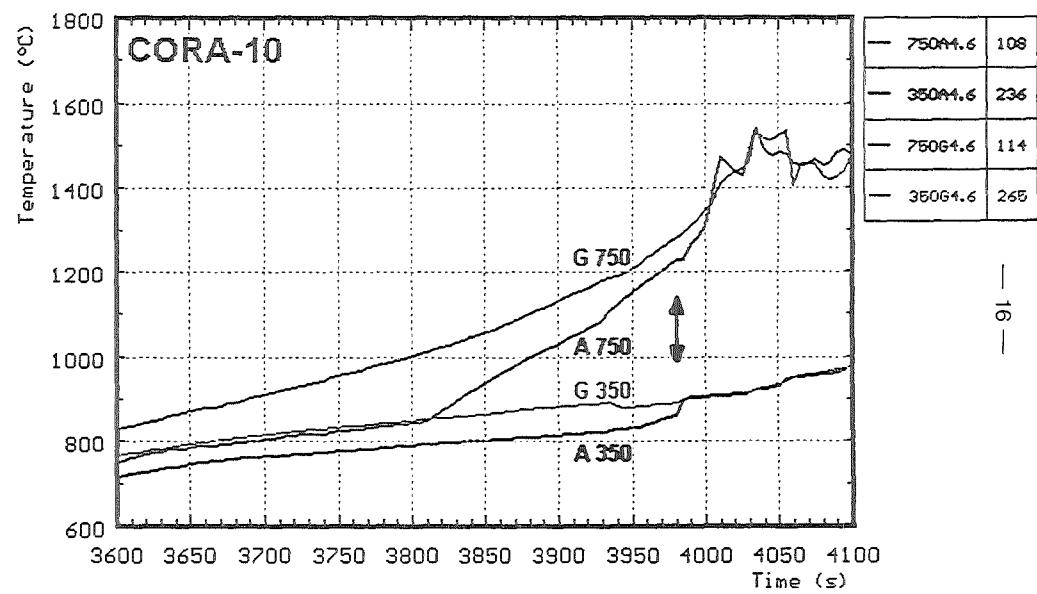


Fig. 7

32.05.01

CORA-10: Failure temperatures of heated and unheated fuel rods.

Failure temperatures:

Rod 4.4: 1280 °C

Rod 6.4: 1310 °C

Rod 6.6: 1330 °C

Rod 3.3: 1450 °C

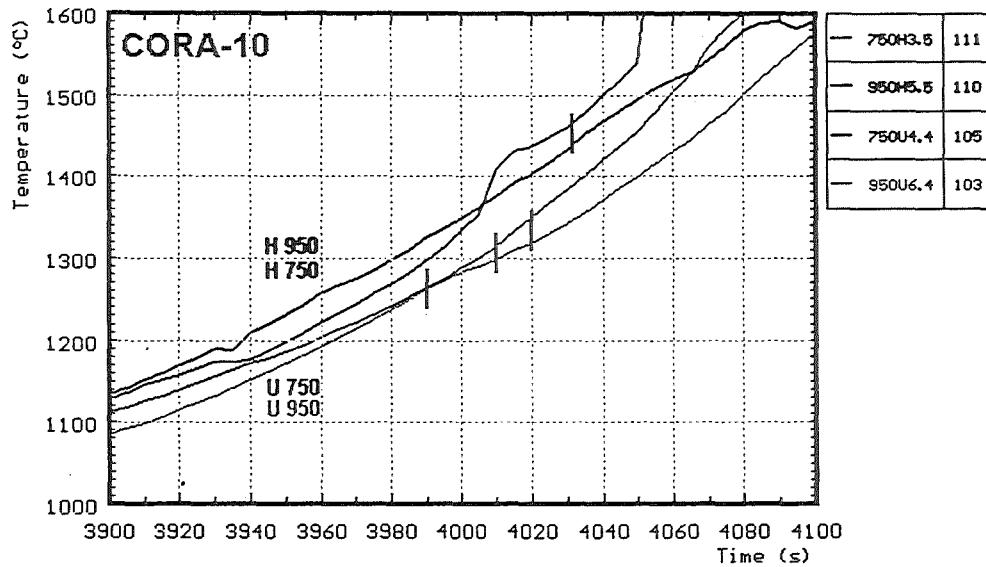


Fig. 8

CORA-10: Failure of absorber and fuel rods

Pressure Loss Measurement		Video Measurements	
Failure of rods		Start of Melt Movement	
Absorber rod	4.6	3980 s	
		3982 s	800 mm
		3982 s	600 mm
Absorber rod	6.2	3990 s	
Unheated rod	4.4	3995 s	
		4000 s	800 mm
Unheated rod	6.4	4010 s	
Unheated rod	6.6	4020 s	
		4029 s	800 mm
Heated rod	3.3	4030 s	

Fig. 9

CORA-10: PWR

Fig. 10

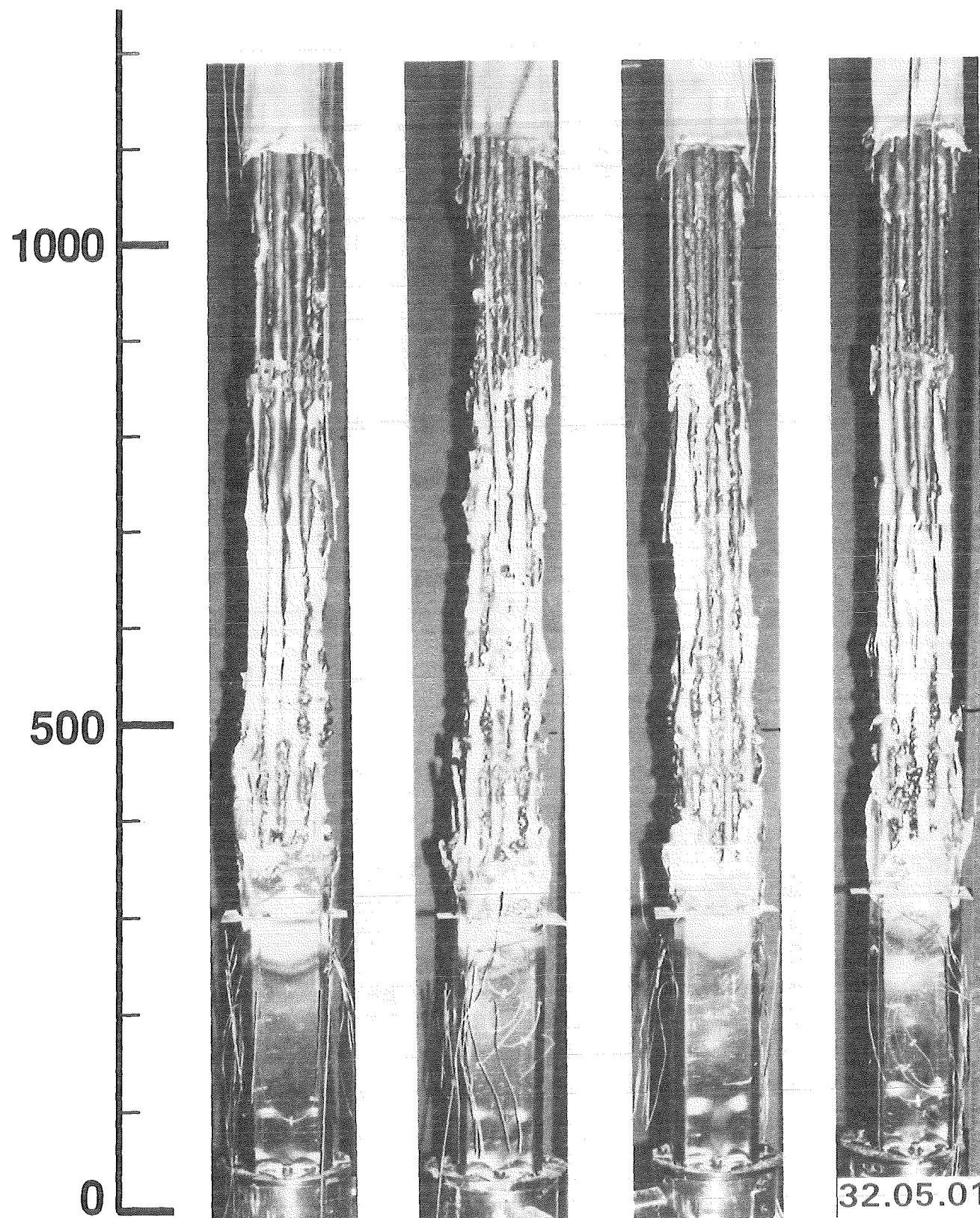
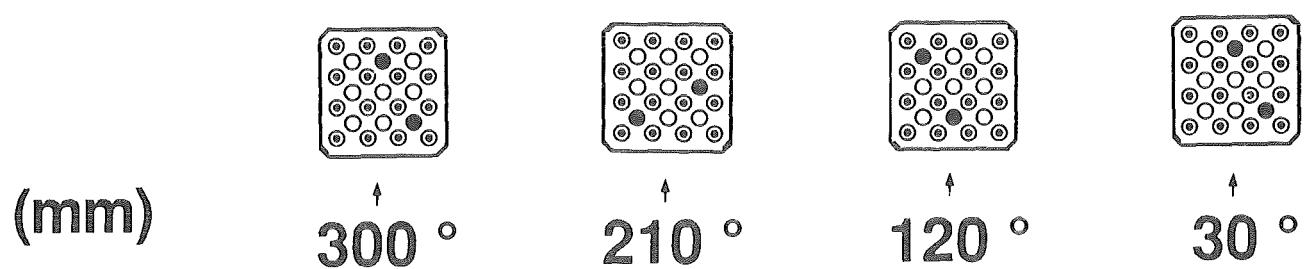
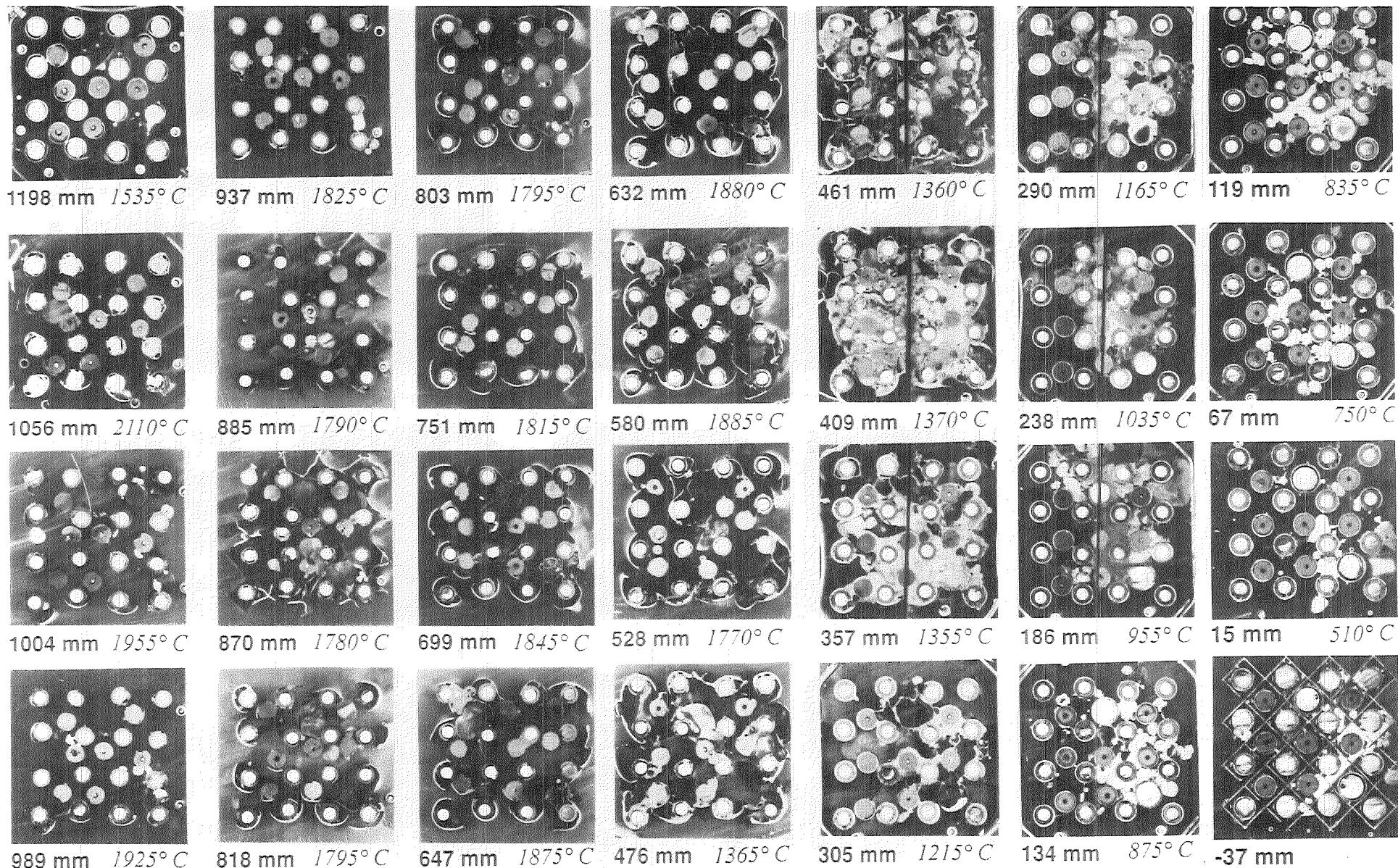


Fig. 11

CORA-10: PWR; Cold lower end

32.05.01



CORA - 10 : PWR

Absorberrod 6.2

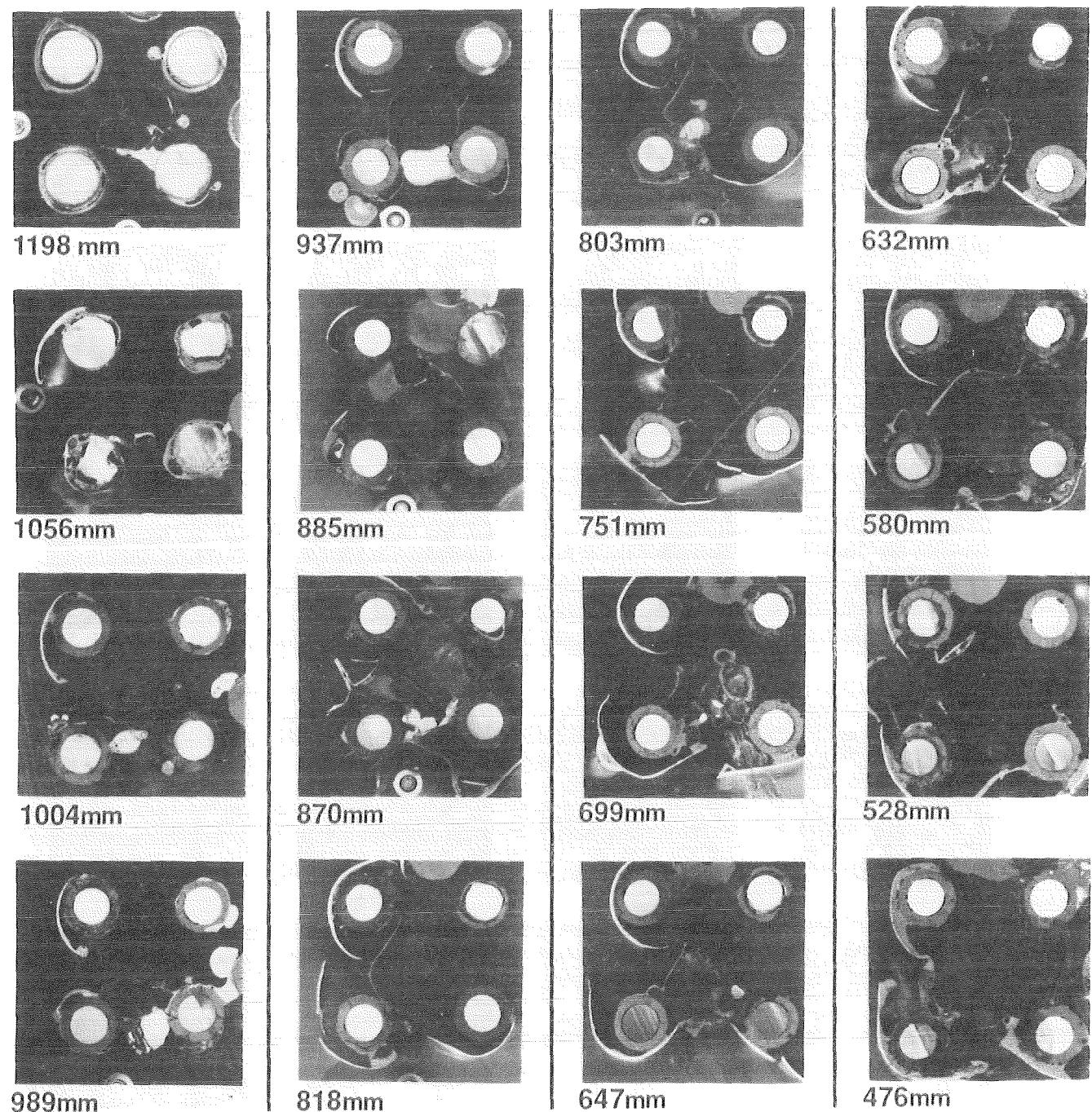
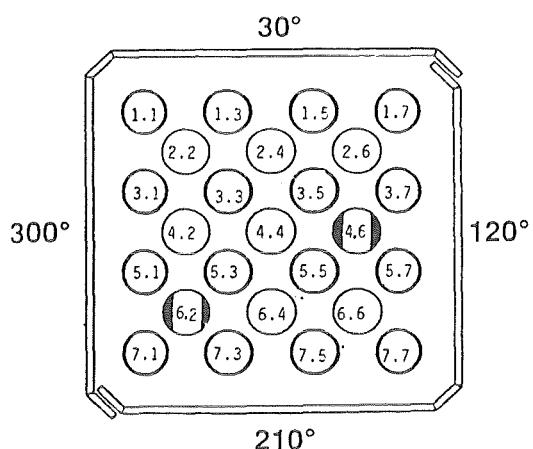


Fig. 12

32.05.01

CORA - 10 : PWR

Absorberrod 6.2

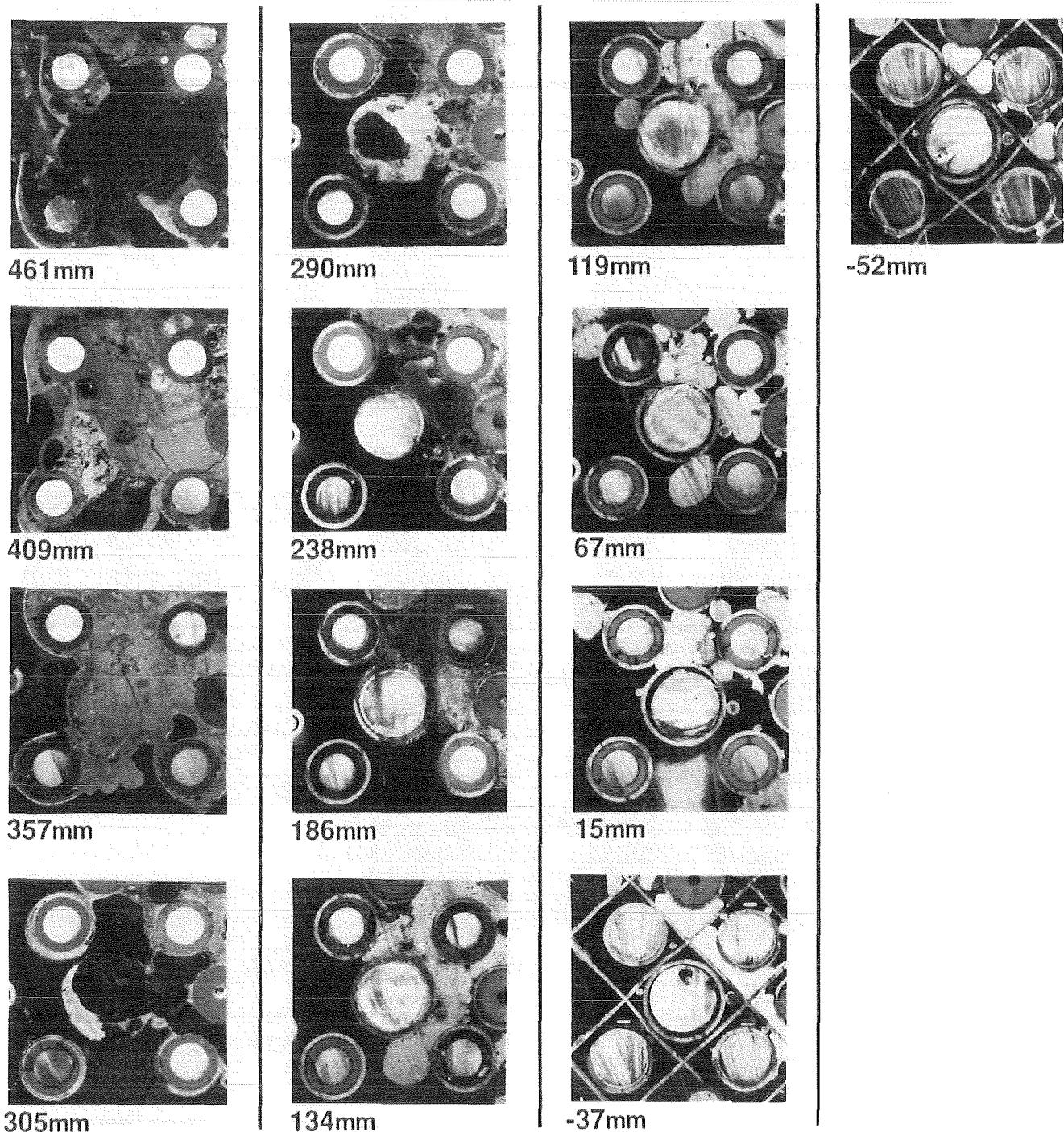
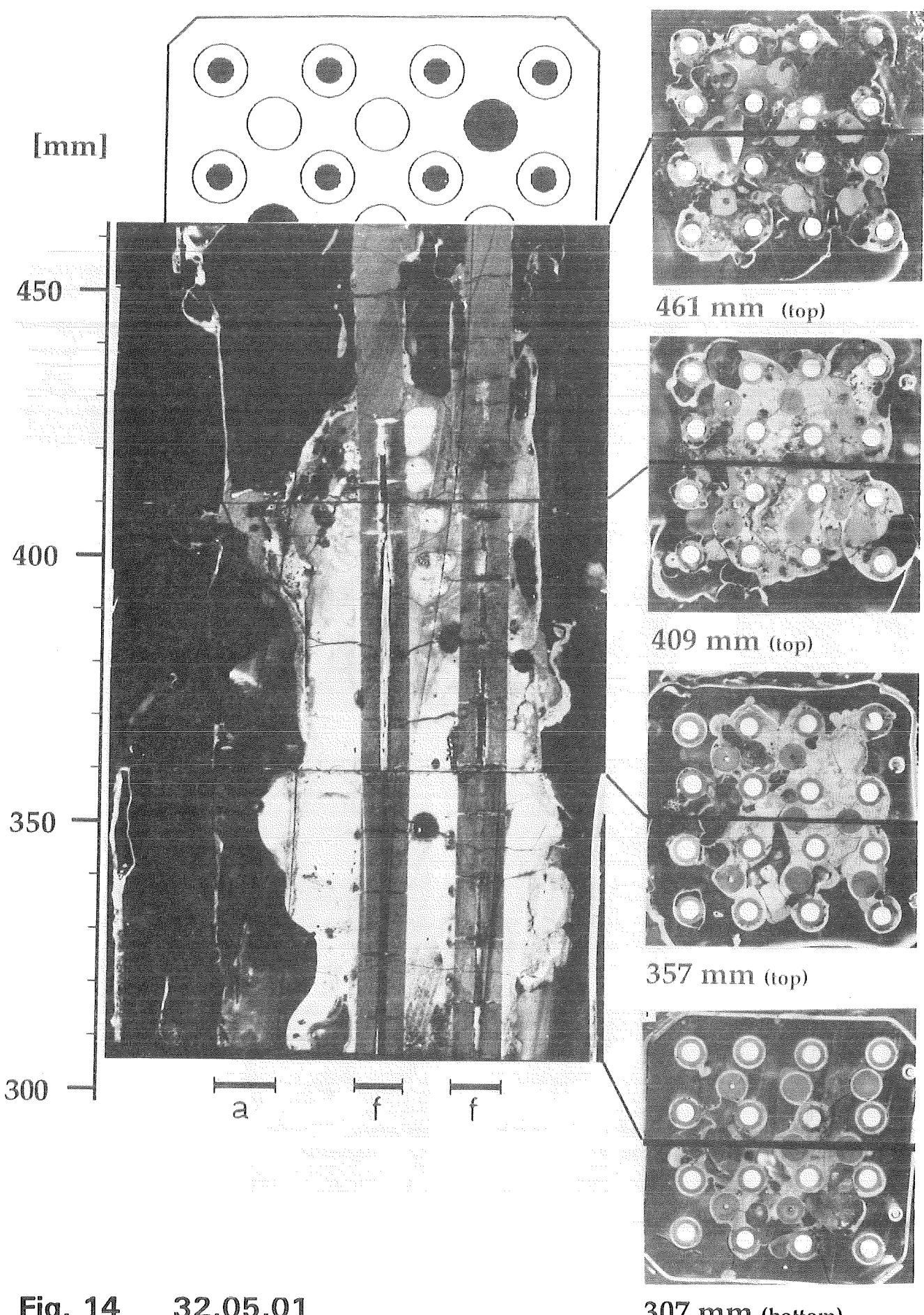


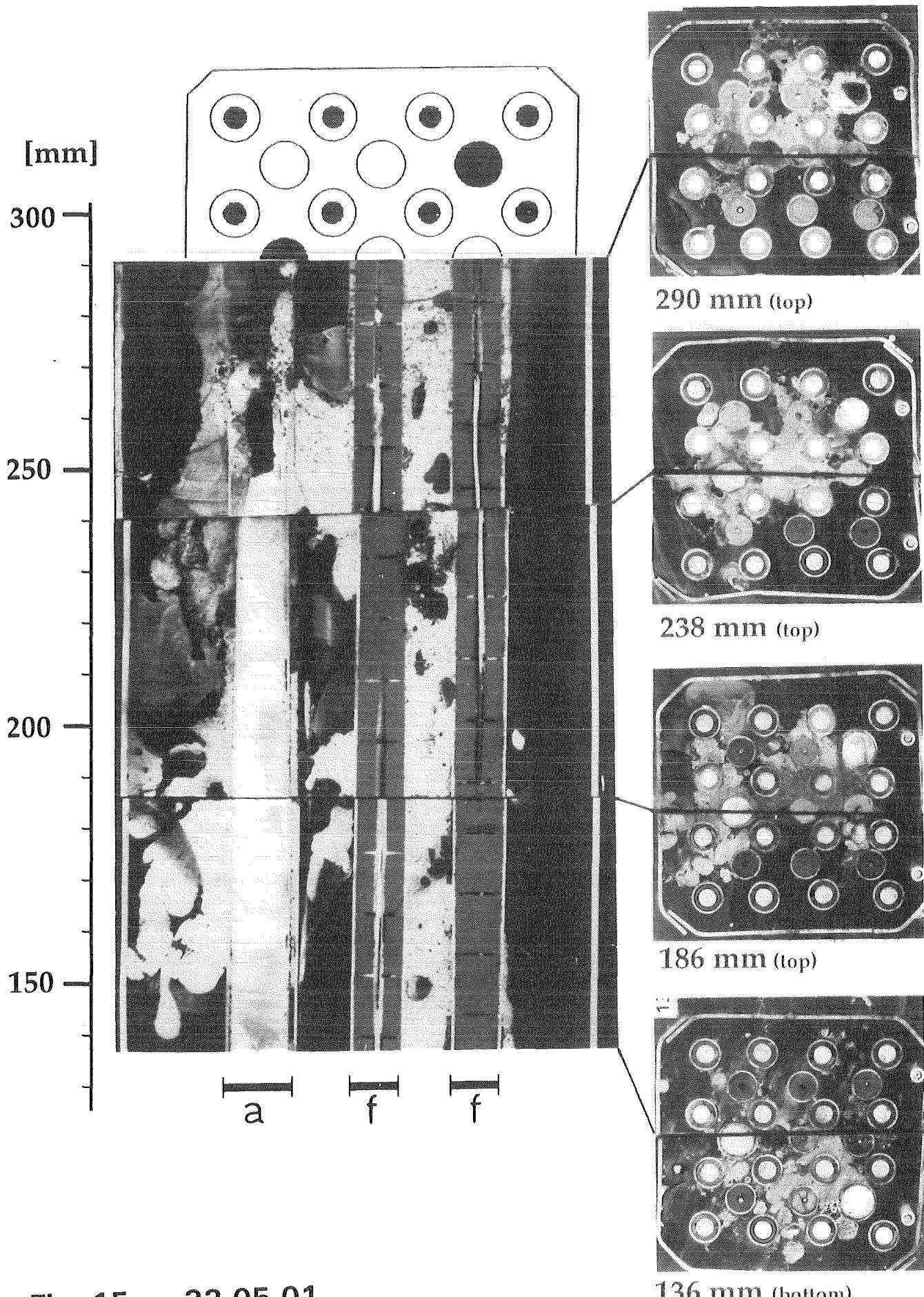
Fig. 13

32.05.01

CORA-10: PWR; Cold lower end



CORA-10: PWR; Cold lower end



CORA 10: Axial volume distribution after the test and axial temperature distribution during the test

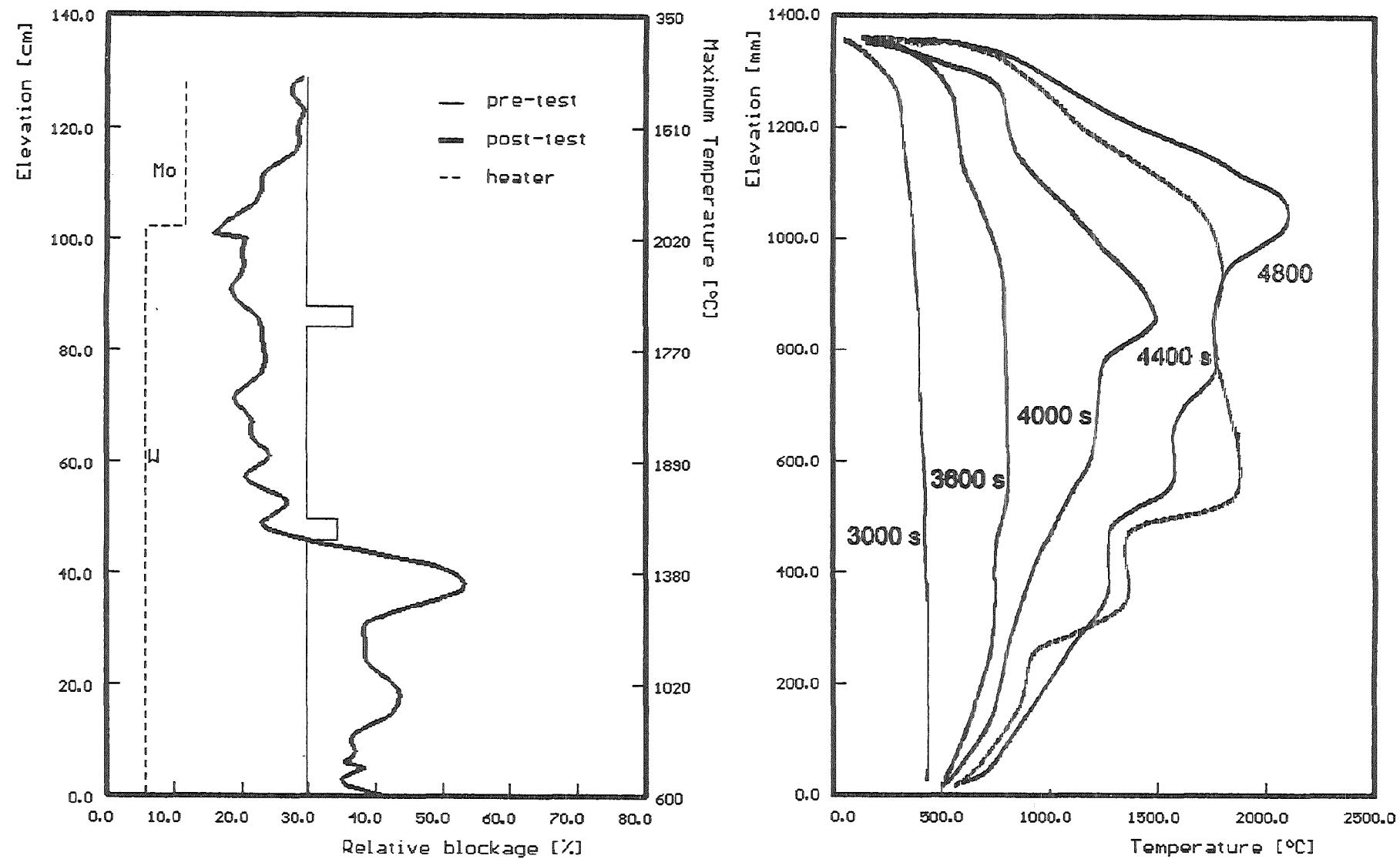


Fig. 16

32.05.01

CORA 10: Axial mass distribution after the test and axial temperature distribution during the test

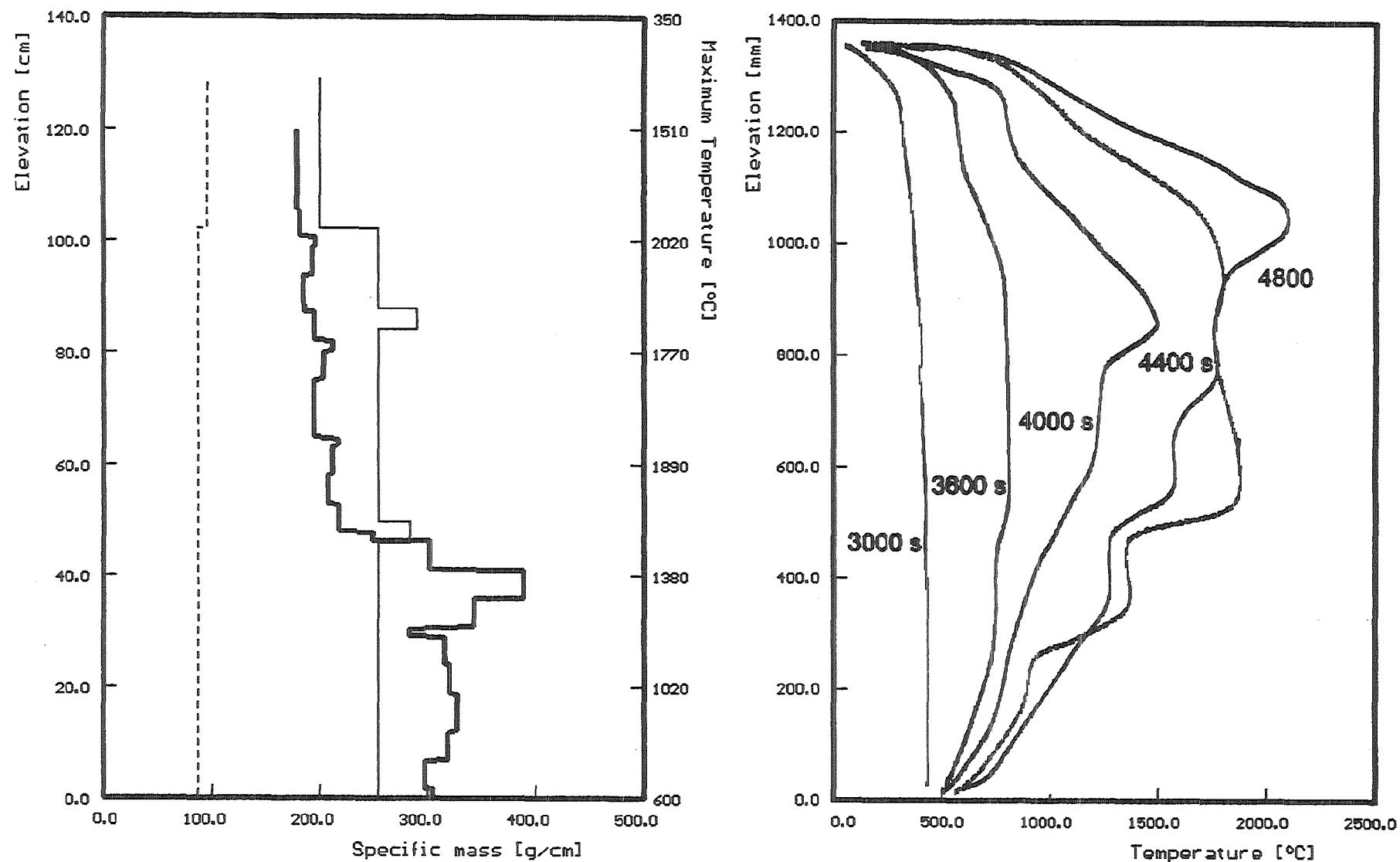


Fig. 17

32.05.01

32.05.01/02A
PSF OD5D

Mechanical and chemical behavior of
the LWR fuel rod bundle CORA-13

(P. Hofmann, O. Götzmann,
J. Burbach, H. Metzger, IMF I)

The destructive post-test examinations of the bundle CORA-13 showed strong chemical interactions over the whole bundle length. In the upper half of the bundle the (Ag, In, Cd) absorber rods and Zircaloy guide tubes as well as a great part of the Zircaloy cladding of the fuel rods have molten off. The relocated materials solidified, according to their solidification temperatures, at different axial elevations. The Inconel grid spacer at the 500 mm elevation acts as a material catcher for the relocated liquid and/or solid materials. For this reason the blockage formation at this elevation is most extended.

In the lower half of the bundle (≤ 400 mm) the two absorber rods are still present. The gap between the Zircaloy guide tube and stainless steel cladding of the absorber rods has been filled with the relocated absorber alloy. The damage of the fuel rods in the vicinity of the absorber rods is stronger than further away. The Ag of the absorber alloy attacks the Zircaloy cladding and dissolves it above about 1250 °C very quickly and contributes substantially to the damage progression of the fuel rod bundle.

The chemical composition of the various melts at different cross-section elevations have been quantitatively determined by SEM/EDX examinations. The results indicate that below 400 mm all melts are metallic in nature. Sometimes the solidified melts contain small quantities of ceramic phases. Above 500 mm all melts are ceramic in nature, the other materials are UO_2 and ZrO_2 . In between (400 - 500 mm) both types of melts can be detected.

The CORA-13 experiment was selected by OECD/CSNI as an international standard problem (ISP-31) for a comparison to be made among various computer codes elaborated to describe the destruction of the bundle. For this reason, the fuel rod bundle was subjected to intensive post-test examinations, including metallographic examinations as well as chemical analyses.

32.05.01/02A
PSF OD5D

Mechanisches und chemisches
Verhalten von LWR-Brennelementen
bei hohen Temperaturen
(P. Hofmann, O. Götzmann,
J. Burbach, H. Metzger, IMF I)

1. Ergebnisse von zerstörenden Nachuntersuchungen des DWR-Bündelexperiments CORA-13

1.1. Einleitung

CORA-13 war das zweite Experiment mit einem DWR-Brennelementsimulator, das durch Abschrecken mit Wasser (Quenching) beendet wurde. Das Abschrecken des teilzerstörten Brennelementes erfolgte von unten durch eine steigende Wasserfront (1 cm/s), ähnlich dem Flutvorgang eines zum Teil ausgedampften überhitzten Reaktorcores. Während des Abschreckens kommt es zunächst im oberen Bündelbereich zu einem Temperaturanstieg, verbunden mit einer starken Wasserstoffproduktion in kurzer Zeit, bevor die Abkühlung einsetzt. Der Versuchsablauf, die nichtzerstörenden und ein Teil der zerstörenden Nachuntersuchungen sind in [1, 2] detailliert beschrieben.

Das Experiment CORA-13 wurde von der OECD/CSNI als Internationales Standard Problem (ISP-31) ausgewählt, um an ihm die Fähigkeiten der verschiedenen Codesystemen, das Materialverhalten bei schweren Störfällen zu berechnen, zu testen.

2.2. Materialverhalten

Der Zustand des Brennelementsimulators CORA-13 nach dem Experiment ist in Abb. 1 dargestellt. Die maximale Temperatur im oberen Bündelbereich betrug ca. 1850 °C vor dem Abschrecken. Während des Abschreckens stieg die Temperatur in der Bündelhöhe 750 - 950 mm auf etwa 2200 - 2300 °C an. Die Ursache für den Temperaturanstieg liegt einerseits in einer Fragmentierung des sauerstoffversprödeten Zircaloy-Hüllmaterials und der erstarrten Schmelzen infolge starker Temperaturunterschiede während des Flutvorganges und andererseits in der nachfolgenden verstärkten Oxidation der metallischen Bruchoberflächen. Infolge der turbulenten Zweiphasenströmung oberhalb der steigenden Wasserfront ist ausreichend Dampf für die exotherme Reaktion vorhanden.

Aus dem zerstörten Brennelementsimulator wurden in verschiedenen Höhen Querschliffe (Scheiben) herausgetrennt, die metallographisch präpariert wurden.

Ein Teil der geschliffenen und polierten Querschliffe ist in Abb. 2 dargestellt. Diese Proben wurden mit einem Licht- sowie mit einem Rasterelektronenmikroskop untersucht, um die chemischen Wechselwirkungen in Abhängigkeit der Bündelhöhe (Temperatur) charakterisieren zu können. Ganz allgemein erkennt man, daß die Bündelzerstörung im oberen, heißen Teil sehr stark ist, während im unteren Teil die ursprüngliche Anordnung der beheizten und unbeheizten Brennstäbe sowie der beiden Absorberstäbe noch gut zu erkennen ist. Die im oberen Bündelbereich entstehenden Schmelzen erstarrten in verschiedenen axialen Höhen, wobei der in der Bündelmitte vorhandene Inconel-Abstandshalter zum Teil als Materialfänger dient. Die metallische Absorberschmelze verlagert sich bis in den kalten unteren Bündelbereich, z. T. läuft sie sogar aus dem Bündel heraus.

Das Oxidationsverhalten des Bündels CORA-13 ist ausführlich in dem nachfolgenden Beitrag [3] beschrieben. Es sollen deshalb hier nur die chemischen Wechselwirkungen der Bündelkomponenten miteinander beschrieben werden. Außerdem werden die Schmelzen in Abhängigkeit der Bündelhöhe chemisch charakterisiert.

Abb. 3 zeigt den untersten untersuchten Bündelquerschliff, 148 mm oberhalb der Bündelunterkante. Die Brennstäbe und die (Ag, In, Cd)-Absorberstäbe sind noch an ihren ursprünglichen Positionen. Die maximale Temperatur in dieser Bündelhöhe betrug ca. 1050 °C; die chemischen Wechselwirkungen sind daher entsprechend gering. Lediglich dort, wo es zur Erstarrung von Schmelzen aus höheren Bündelbereichen kommt, sind Wechselwirkungen mit dem Hüllmaterial festzustellen, da lokal höhere Temperaturen auftreten. Die erstarrten Schmelzen wurden chemisch analytisch untersucht. Die Ergebnisse zeigen, daß die Schmelzen metallisch und sehr homogen zusammengesetzt sind, d. h. sie bestehen aus Absorberschmelze mit großen Anteilen an Zr und geringen Mengen an Stahl (Tabelle 1). Die (Ag, In, Cd)-Absorberlegierung reagiert nicht mit dem Stahlhüllrohr, aber sehr intensiv mit Zircaloy. Nach dem chemischen und/oder mechanischen Versagen des Stahlhüllrohres kommt die Absorberschmelze mit dem Zircaloy-Führungsrohr, und nach dem Versagen auch mit den Brennelement-Hüllrohren, in Kontakt und löst sie zum Teil chemisch auf. Die ablaufenden chemischen Wechselwirkungen sind detailliert in [4] beschrieben. Zwischen dem Absorberstab und dem dazugehörigen Führungsrohr erkennt man verlagerte Absorberschmelze (Abb. 4). Abb. 4 zeigt Einzelheiten der chemischen Wechselwirkungen zwischen der Absorberschmelze und dem Zircaloy. Nach Auflösung der ZrO₂-Oxidschicht kommt es zur lokalen "Verflüssigung" des Zircaloys bei relativ tiefen Temperaturen (Schmelzpunkt der Absorberlegierung ca. 800 °C und des Zircaloys

ca. 1760 °C). Abb. 5 zeigt außerdem, daß die Zr-haltige Absorberschmelze in den Ringraum zwischen dem UO₂-Brennstoff und Zircaloy-Hüllrohr eindringt und Reaktionen mit dem Hüllrohr und dem UO₂ verursacht. Die Schmelze enthält daher auch geringe Mengen an Uran.

Die Bündelquerschliffhöhe von 248 mm (Abb. 6) läßt aufgrund der höheren Temperaturen stärkere Reaktionen der Absorberschmelze mit den Zircaloy-Hüllrohren erkennen, die lokal chemisch aufgelöst werden (Position 2). Die analysierten Schmelzen enthalten demnach größere Mengen an Zr (ca. 53 Gew. %) aber auch deutliche Mengen an U (ca. 4 Gew. %). Details der verschiedenen Wechselwirkungen sind in Abb. 7 dargestellt. Während der Abkühlung kommt es zu unterschiedlichen Phasenbildungen in den erstarrten Schmelzen, deren chemische Zusammensetzung der Abb. 8 zu entnehmen ist. Auch in dieser Bündelhöhe beobachtet man nur einen Schmelztyp, der etwa die gleiche chemische Zusammensetzung in allen Integralanalysen zeigte.

Das Materialverhalten in der Bündelhöhe 348 mm mit maximalen Temperaturen von ca. 1700 °C (lokal beim Abschrecken bis 2000 °C) ist in Abb. 9 wiedergegeben. Der eine Absorberstab ist oberhalb dieser Bündelbene bereits vollständig zusammengeschmolzen. Die Brennelementsschäden sind in der Umgebung der Absorberstäbe besonders stark, d. h. die Zircaloy-Hüllrohre wurden chemisch aufgelöst. Neben einer starken Hüllrohroxidation durch den Wasserdampf kommt es zu Reaktionen mit dem UO₂-Brennstoff. Infolge lokaler Verflüssigung der Zircaloy-Hüllrohre an der Hüllrohr-Innenseite durch die eingedrungene Absorberschmelze kommt es zu Materialverlagerungen und Bildung von unterschiedlich großen Hohlräumen im Hüllrohr. Die erstarrten Schmelzen lassen infolge Reaktion mit Wasserdampf dicke Oxidschichten an ihren Oberflächen erkennen.

Bei einer Bündelhöhe von 398 mm kommt es auch zu einer partiellen Oxidation im Schmelzinneren; die Schmelzen im Ringraum zwischen Brennstoff und Hüllrohr sind zum Teil vollständig oxidiert (Abb. 10). Mit zunehmender Bündelhöhe, d. h. Temperatur sind die verschiedenen Reaktionen ausgeprägter und der keramische Anteil in den Schmelzen nimmt stetig zu. Die Hüllrohre sind zum großen Teil vollständig oxidiert [3]. In den erstarrten Schmelzen kommt es zu einer starken Porenbildung (Abbildungen 11, 12, 13), deren Ursache noch nicht eindeutig geklärt ist. Die Schmelzen bestehen aus allen Legierungselementen der Bündelkomponenten; an einigen wenigen Stellen sind auch geringe Mengen des Heizermaterials Wolfram und des Thermoelementenhüllmaterials Tantal vorhanden. An

den erstarrten Schmelzoberflächen bilden sich infolge Wasserdampfoxidation typische (U, Zr)O₂-Phasen.

Ab der Bündelhöhe von 498 mm sind die Schmelzen überwiegend keramisch bzw. oberhalb 550 mm ausschließlich keramisch. Der Querschliff 598 mm (Abb. 13) zeigt die stärkste Bündelblockade, zu deren Bildung möglicherweise auch der Inconel-Abstandshalter maßgeblich dazu beigetragen hat. Es kommt zu einer deutlichen UO₂-Auflösung, die zu Urangehalten bis zu 70 Gew. % in den Schmelzen führt. Zum Teil bildet sich ein ausgeprägtes Rißmuster in den erstarrten keramischen Schmelzen (Abb. 13, Position 4 und 5). Die Schmelzen sind in ihrer chemischen Zusammensetzung sehr komplex. Die Anzahl der beobachteten Phasen ist sehr hoch (bis zu 20).

Im oberen Bündelbereich sind nur noch keramische Phasen festzustellen. Die Bündelschädigung ist sehr groß, d. h. Teile der UO₂-Pellets und des Zircaloy-Hüllmaterials haben sich in den unteren Bündelbereich verlagert (Abb. 14). Der obere Zircaloy-Abstandshalter ist vollständig oxidiert (Abb. 15). Ein Teil der Wolfram-Heizer ist nicht mehr von UO₂-Ringpellets umgeben, da sie während der Abschreckphase in Fragmente zerbrachen. Ähnliches gilt für die UO₂-Vollpelletsäulen der unbeheizten Brennstäbe.

3. Chemische Charakterisierung der Schmelzen

Sowohl die verschiedenen Reaktionsprodukte als auch entstandenen Schmelzen wurden sehr umfangreich mit einem Rasterelektronenmikroskop chemisch, analytisch charakterisiert [5]. Es sollen daher hier nur die wichtigsten Ergebnisse zusammengefaßt werden. Die chemische Zusammensetzung der beobachteten Schmelzen für fünf untersuchte Bündelhöhen ist in Tabelle 2 wiedergegeben und in Abb. 16 graphisch dargestellt. Man erkennt, daß im unteren Bündelbereich (148 und 248 mm) nur metallische Schmelzen auftreten, die relativ homogen zusammengesetzt sind. Das geht aus einer Vielzahl von Messungen hervor, die in den untersuchten Bündelebenen durchgeführt wurden. Tabelle 1 zeigt die Ergebnisse der Bündelhöhe 148 mm. Ab der untersuchten Bündelhöhe 398 mm treten neben den metallischen Schmelzen auch noch keramische Schmelzen auf. Oberhalb 498 mm sind nur noch keramische Schmelzen nachweisbar (Tabelle 2, Abb. 16). Es ist wichtig darauf hinzuweisen, daß im oberen Bündelbereich nahezu keine erstarrten Schmelzen mehr nachzuweisen sind, da sich diese aufgrund der hohen Temperaturen in den unteren Bündelbereich verlagert haben. Deshalb sind auch keine Analysendaten für den oberen Bündelbereich vorhanden. Abb. 16 gibt den axialen Verlauf der Schmelz zusammensetzungen wieder. Eine starke axiale

(Temperatur) Abhängigkeit zeigen besonders Ag und Uran, Fe und Zr sind nahezu konstant.

4. Zusammenfassung

Die zerstörenden Nachuntersuchungsergebnisse zeigen, daß während der Temperaturtransiente die Absorberstäbe zuerst versagen. In Vorversuchen wurde bereits der große Einfluß des niedrig schmelzenden (Ag, In, Cd)-Absorbermaterials auf das Brennelementversagen erforscht [4]. Der Einfluß der bereits bei 800 °C schmelzenden Absorberlegierung macht sich im Brennstabbündel bemerkbar, wenn das Edelstahlhüllrohr mechanisch und/oder chemisch versagt und die Schmelze austritt. Die auslaufende Absorberlegierung reagiert dann heftig mit dem Zircaloy-Führungsrohr und löst dieses relativ schnell chemisch auf.

Die Oxidation der Schmelzen nimmt mit steigender Brennstabbündelhöhe, d. h., Temperatur zu. Während in der Probenhöhe 148 mm noch keine oder nur sehr geringe Oxidationsreaktionen festzustellen sind, kann die Probe der Höhe 498 mm als vollständig oxidiert angesehen werden. Grund für die Zunahme der Oxidation in den höheren Probenebenen ist sowohl die höhere Temperatur während des Versuchs, als auch der längere Zeitraum bis zum Eintauchen in das von unten kommende Wasser-Abschreckbad, was einhergeht mit einer längeren Oxidationszeit bei gleichzeitig erhöhtem Dampfangebot. Durch Sauerstoffaufnahme bildet sich auf der Zircaloy-Hüllrohroberfläche α -Zr(O) und ZrO_2 was den Schmelzpunkt von etwa 1760 °C auf über 2700 °C erhöht.

Neben dem Absorberstabversagen und der Oxidation des Zircaloy-Hüllrohrmaterials durch Wasserdampf sind noch die chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 -Brennstoff und dem Zircaloy-Hüllmaterial von ausschlaggebender Bedeutung. In Einzeleffektuntersuchungen wurde ermittelt [6], daß das UO_2 bereits 1000 °C unterhalb seines Schmelzpunktes von der Zircaloy-Schmelze verflüssigt (chemisch aufgelöst) werden kann. Das geschmolzene Zircaloy reagiert chemisch sowohl mit dem UO_2 als auch mit dem auf der Hüllrohr-Außenoberfläche entstehendem ZrO_2 . Die Anfangs noch metallische (U, Zr)-Legierung wird bei fortschreitender Sauerstoffaufnahme in eine keramische (U, Zr) O_2 -Phase umgewandelt.

Die ermittelten chemisch-analytischen Nachuntersuchungsergebnisse der verschiedenen Reaktionszonen und Schmelzen des überhitzten Bündels CORA-13 stellen eine gute Datenbank für eine detaillierte Deutung der ablaufenden chemi-

schen Wechselwirkungen während der Temperaturtransiente und der Abschreckphase dar.

5. Literatur

- [1] S. Hagen et. al.
Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden;
DWR-Quenchversuch CORA-13.
PSF-Jahresbericht 1992, KfK 5050 (1992) 2 - 30
- [2] S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold,
"Results of SFD Experiment CORA-13 (OECD International Standard Problem 31)", KfK 5054 (1993)
- [3] G. Schanz, S. Leistikow, H. Metzger,
Beitrag zur Auswertung des Versuches CORA-13,
Beitrag in diesem Bericht
- [4] P. Hofmann, M. Markiewiczz,
Chemical Behavior of (Ag, In, Cd) Absorber Rods in Severe LWR Accidents,
KfK 4760 (1990)
- [5] J. Burbach
Erggebnisse von REM-Mikrobereichsanalysen des DWR-
Bündelabschmelzexperimentes CORA-13, KfK 5162 (1993)
- [6] P. Hofmann et. al.
Chemische Auflösung von festem UO₂-Brennstoff durch geschmolzenes
Zircaloy-Hüllmaterial.
PNS-Jahresbericht 1985, KfK 4000 (1986), S. 42-56

Chemical composition of relocated metallic melts
at CORA bundle 13 cross-section elevation 148 mm

CORA bundle 13; PWR quench test

Position	Zr	Fe	Cr	Ni	Ag	In	Cd	U
14	38 ± 3	3	1	1	45 ± 3	9	3	-
18	46	6	2	2	35	7	1	-
18a	42 ± 2	5	2	2	39 ± 3	7	2	-
19	47 ± 1	3	1	2	36 ± 2	8	3	-
23	51	6	2	2	32	5	1	1
23a	42 ± 2	5	1	2	39 ± 2	7	3	-
25	47 ± 1	4	1	2	38 ± 4	5	2	-
28	47 ± 3	4	1	2	35 ± 3	7	1	2
29	50 ± 4	5	1	2	33 ± 3	6	3	-
a	35 ± 2	3	1	1	46 ± 3	10	3	-
range	33 - 54	3 - 6	1 - 2	1 - 2	30 - 49	5 - 10	1 - 3	0 - 2
average	44.5	4.4	1.3	1.8	37.8	7.1	2.2	< 1.0
26	8 ± 1	-	-	-	75 ± 1	11	4	-

- compositions in wt. %

- at each position up to 10 SEM/WDX measurements were performed

Tab. 1:
Chemische Zusammensetzung der metallischen Schmelzen in der Bündelhöhe 148 mm. Die Messungen zeigen, daß die Schmelzen sehr homogen zusammengesetzt sind.

Average Chemical composition of various types of relocated melts at different CORA bundle 13 cross section elevations

Tab. 2:

Chemische Zusammensetzung der Schmelzen in Abhängigkeit der Bündelhöhe (Temperatur). Die metallischen Schmelzen sind hauptsächlich (Ag, Zr)-haltig, die keramischen bestehen aus (U, Zr)O₂.

CORA bundle 13; PWR quench test									
Type of melt	cross section	Zr	Fe	Cr	Ni	Ag	In	Cd	U
metallic	148 mm range average	33 - 54 44.5	3 - 6 4.4	1 - 2 1.3	1 - 2 1.8	30 - 49 37.8	5 - 10 7.1	1 - 3 2.2	0 - 2 ≤ 1.0
metallic	248 mm range average	47 - 61 53	7 - 8 7.5	2 - 3 2.5	2 - 3 2.8	16 - 32 23	4 - 6 4.7	1 1	3 - 4 3.8
metallic	398 mm range average	55 - 69 62.8	4 - 5 4.2	1 - 2 1	-	4 - 10 6.8	2 - 3 2.2	-	13 - 20 17.5
ceramic	range	54 ± 1	-	-	-	-	-	-	46 ± 1
metallic	448 mm range average	33 - 72 50	2 - 13 5	1 - 8 3	0 - 10 5.5	2 - 11 5	0 - 2 0.5	-	7 - 45 22
ceramic	range	78 ± 3	-	-	-	-	-	-	22 ± 3
ceramic	498 mm range average	12 - 50 33	1 - 2 1	0 - 1 0	0 - 1 0	1 - 3 1	-	-	43 - 72 63

- compositions in wt. %

- on average up to 10 different locations were analysed by SEM/EDX examinations

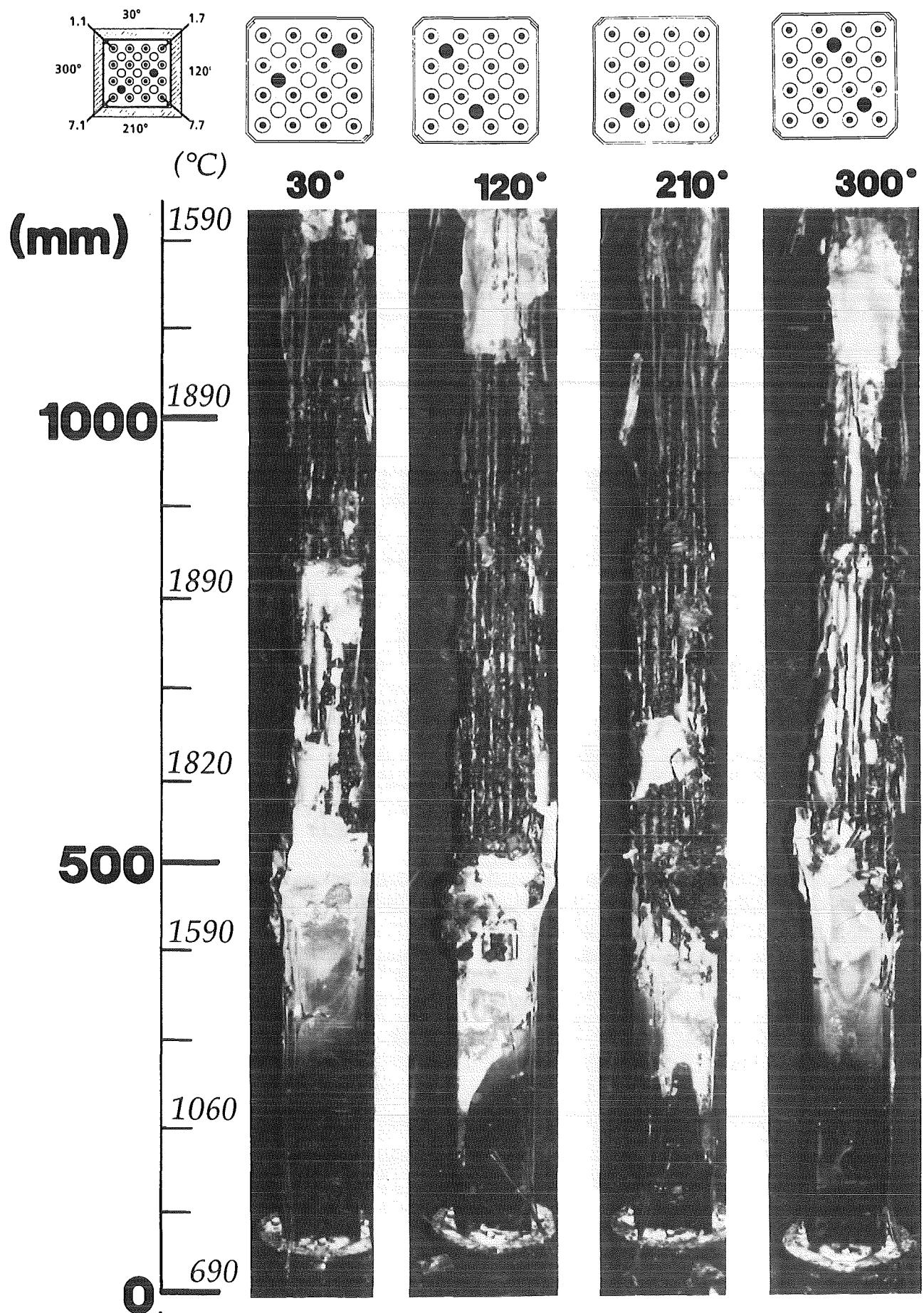


Abb. 1: Ansicht des Bündels CORA-13 nach dem Test.

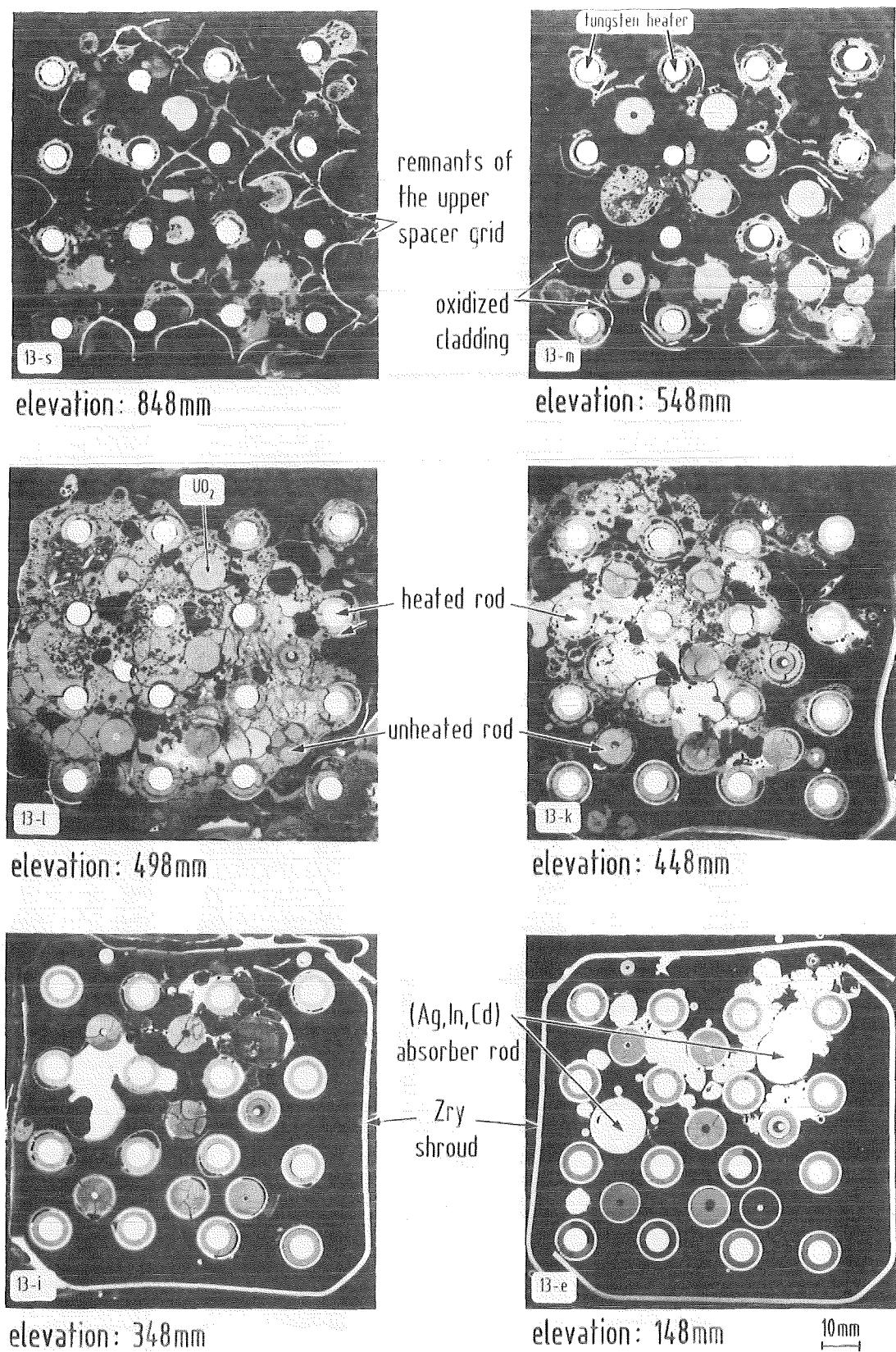


Abb. 2: Makrostruktur von Bündelquerschliffen in Abhängigkeit der Bündelhöhe (CORA-13).

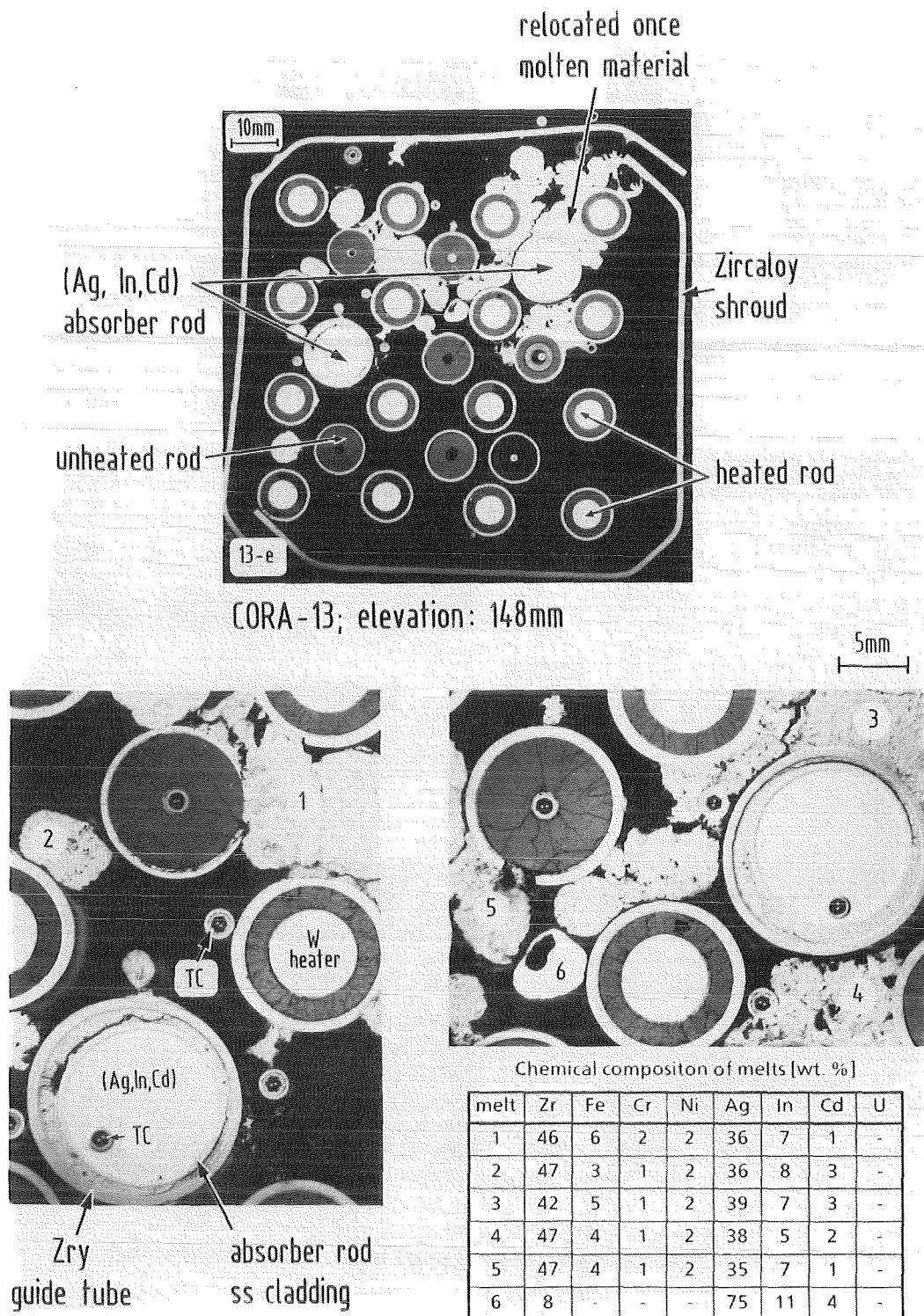


Abb. 3: Materialverhalten in der Bündelhöhe 148 mm (CORA-13).

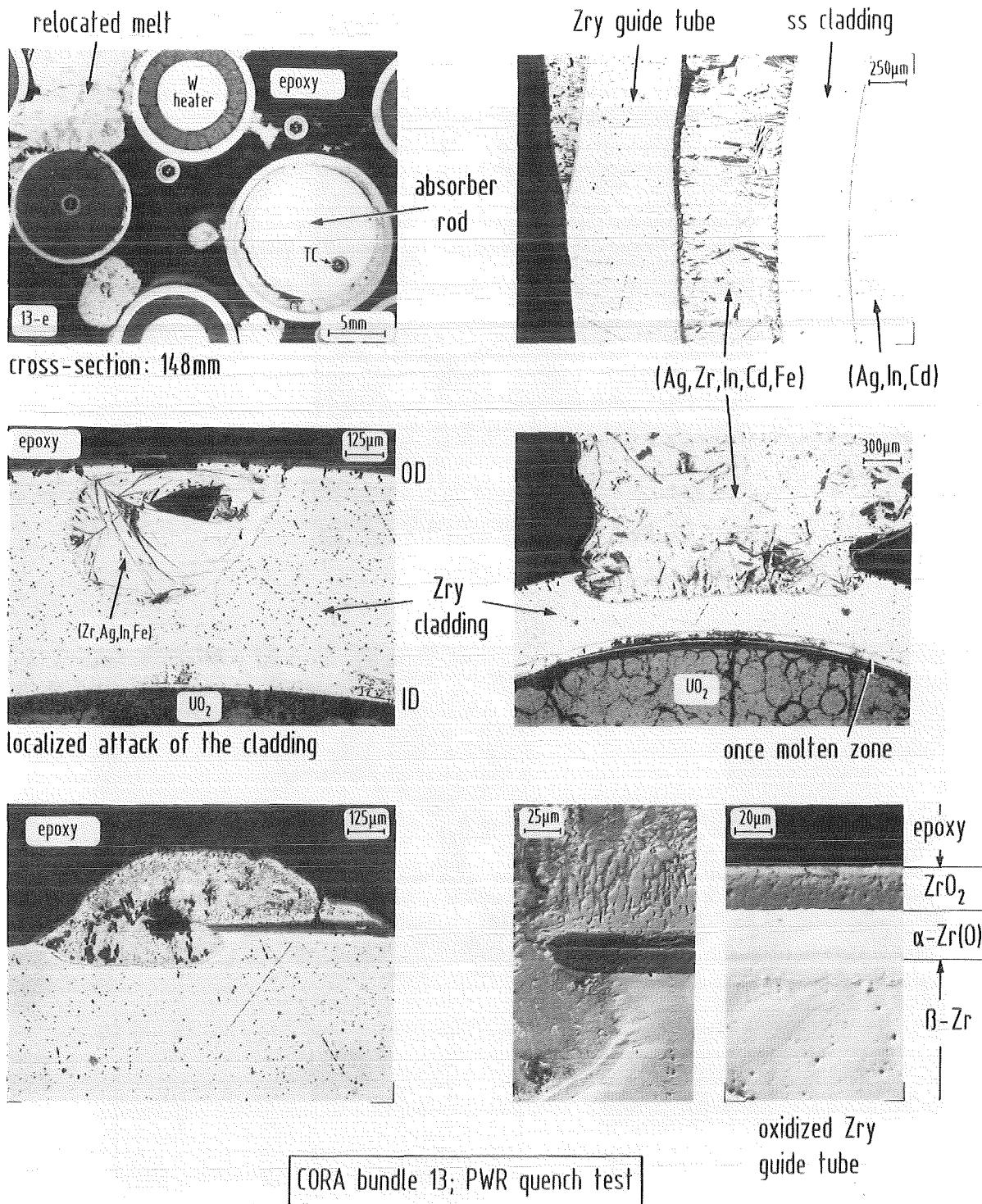


Abb. 4: Materialverhalten in der Bündelhöhe 148 mm; chemische Wechselwirkungen zwischen der (Ag, In, Cd)-Absorberschmelze und dem Zircaloy-Hüllmaterial.

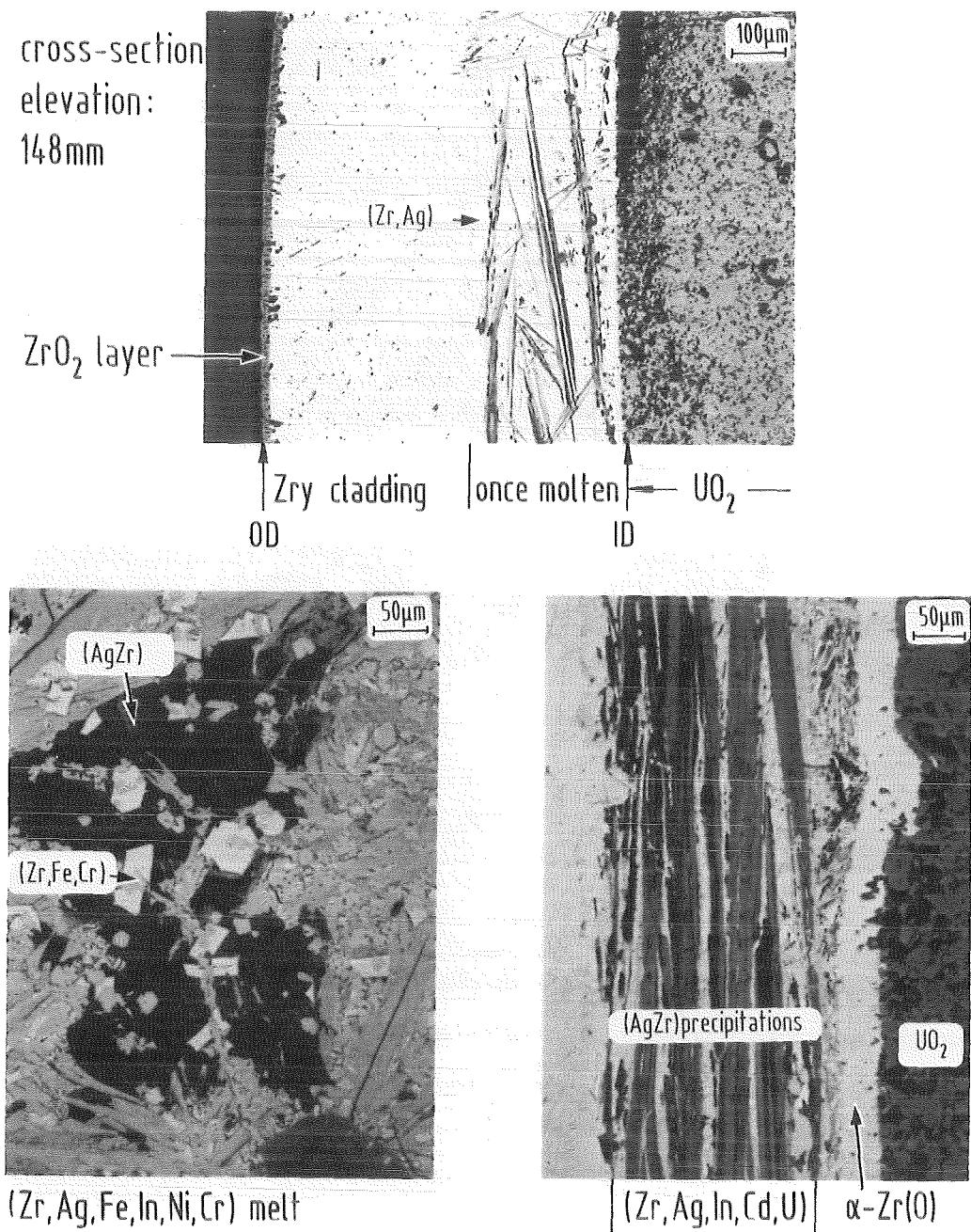


Abb. 5: Wechselwirkungen der Absorberschmelze mit dem Zircaloy und UO_2 (CORA-13, 148 mm) an der Hüllrohrinnenseite.

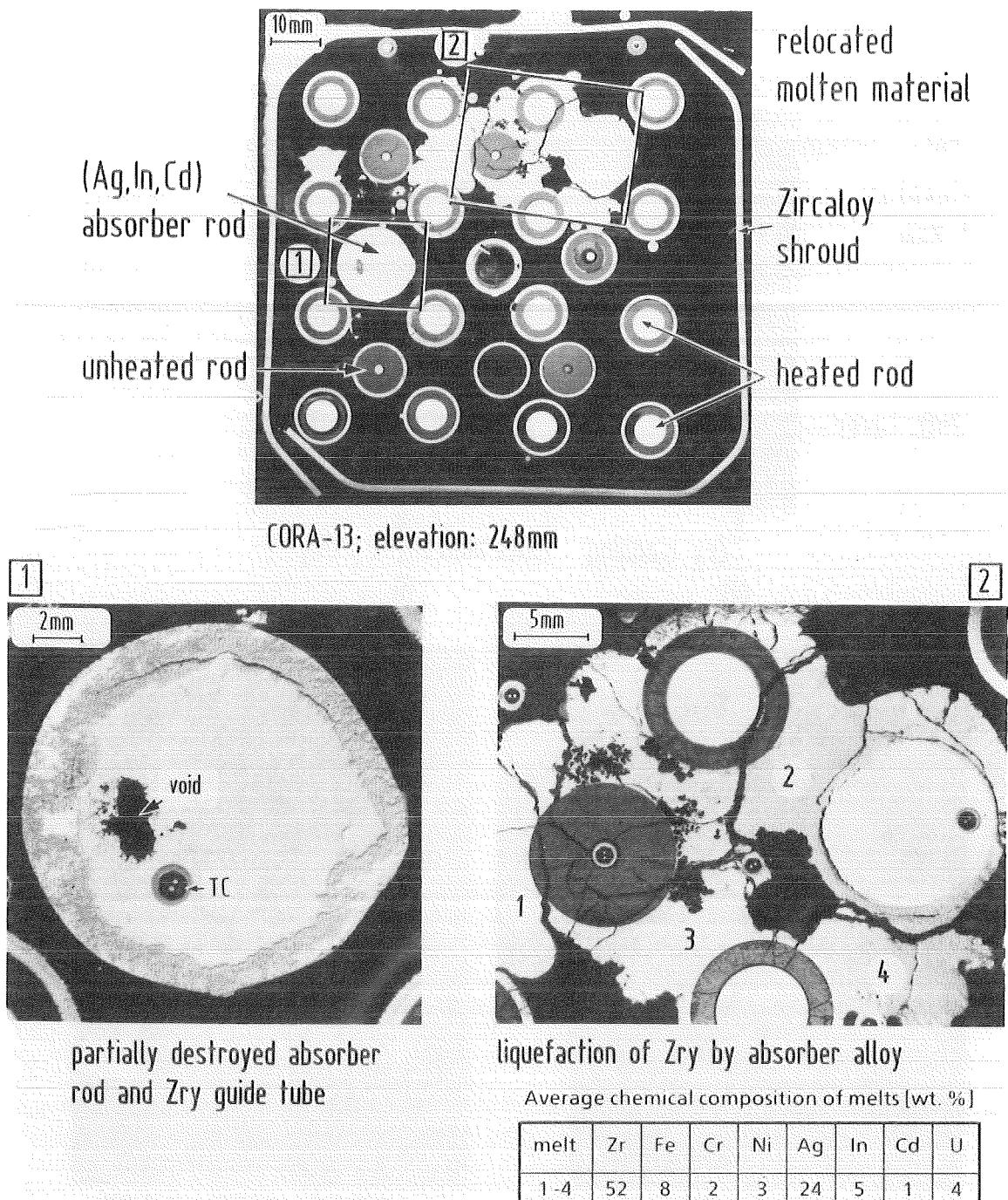


Abb. 6: Materialverhalten in der Bündelhöhe 248 mm (CORA-13).

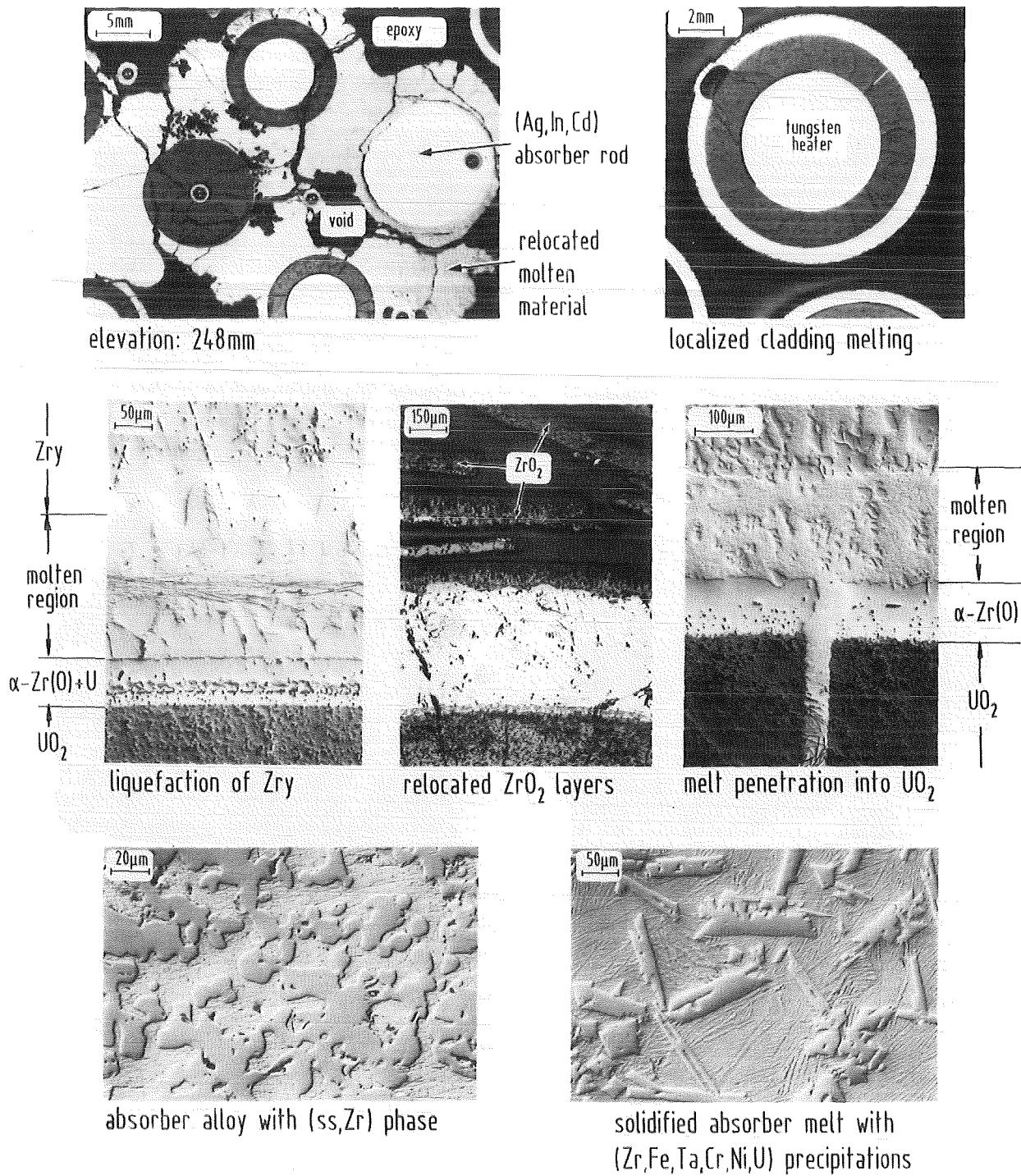
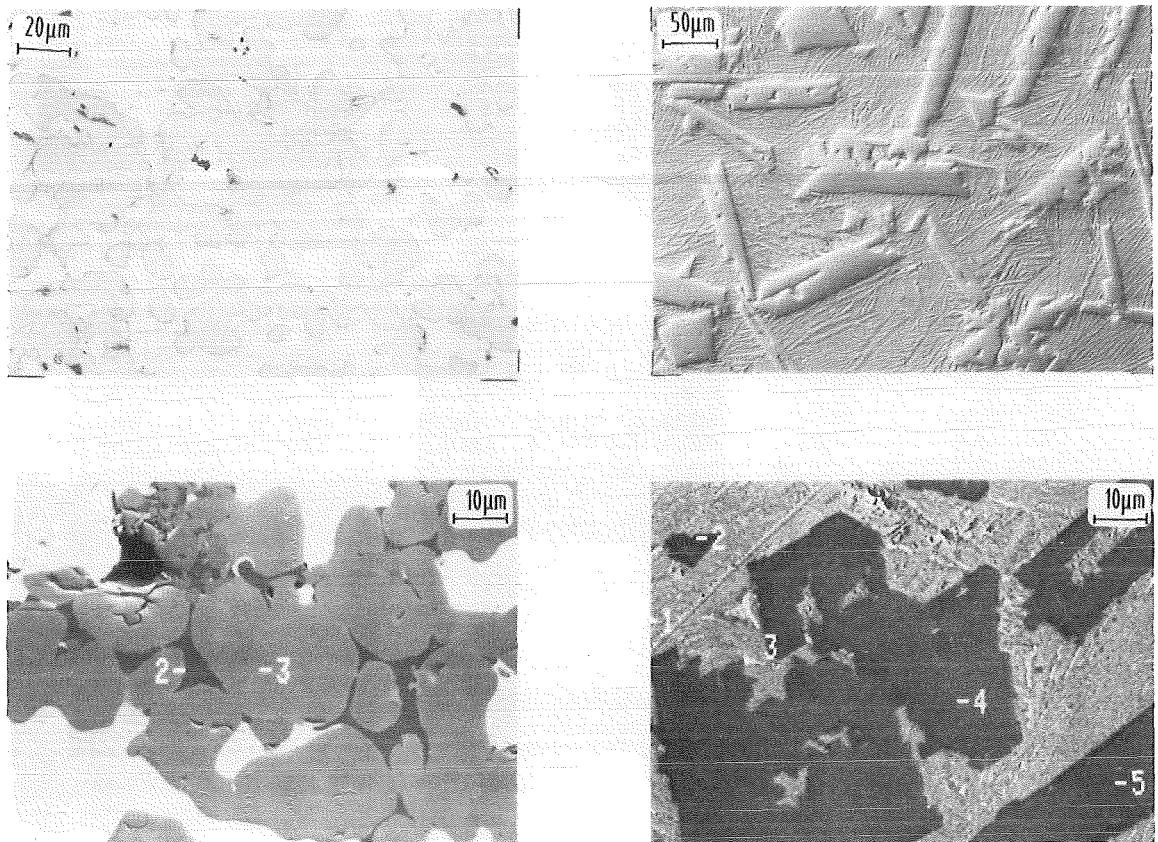


Abb. 7: Chemische Wechselwirkungen der (Ag, In, Cd)-Absorberschmelze mit dem Zircaloy-Hüllmaterial und UO₂-Brennstoff (Bündelhöhe 248 mm).



Chemical composition of phases [wt. %]

phase	Zr	Fe	Cr	Ni	Ag	In	Cd	U
1 + 4	-	-	-	-	80	15	5	-
2	-	66	31	3	-	-	-	-
3	34	49	8	8	-	-	-	-

Chemical composition of phases [wt. %]

phase	Zr	Fe	Cr	Ni	Ag	In	Cd	U	Ta
1	50	6	1	4	27	7	1	4	-
2	61	18	14	2	-	-	-	5	-
3	51	11	-	6	7	3	-	22	-
4 + 5	62	13	7	3	1	-	-	3	15

Abb. 8: Bildung verschiedener Phasen während der Erstarrung und deren chemische Zusammensetzungen.

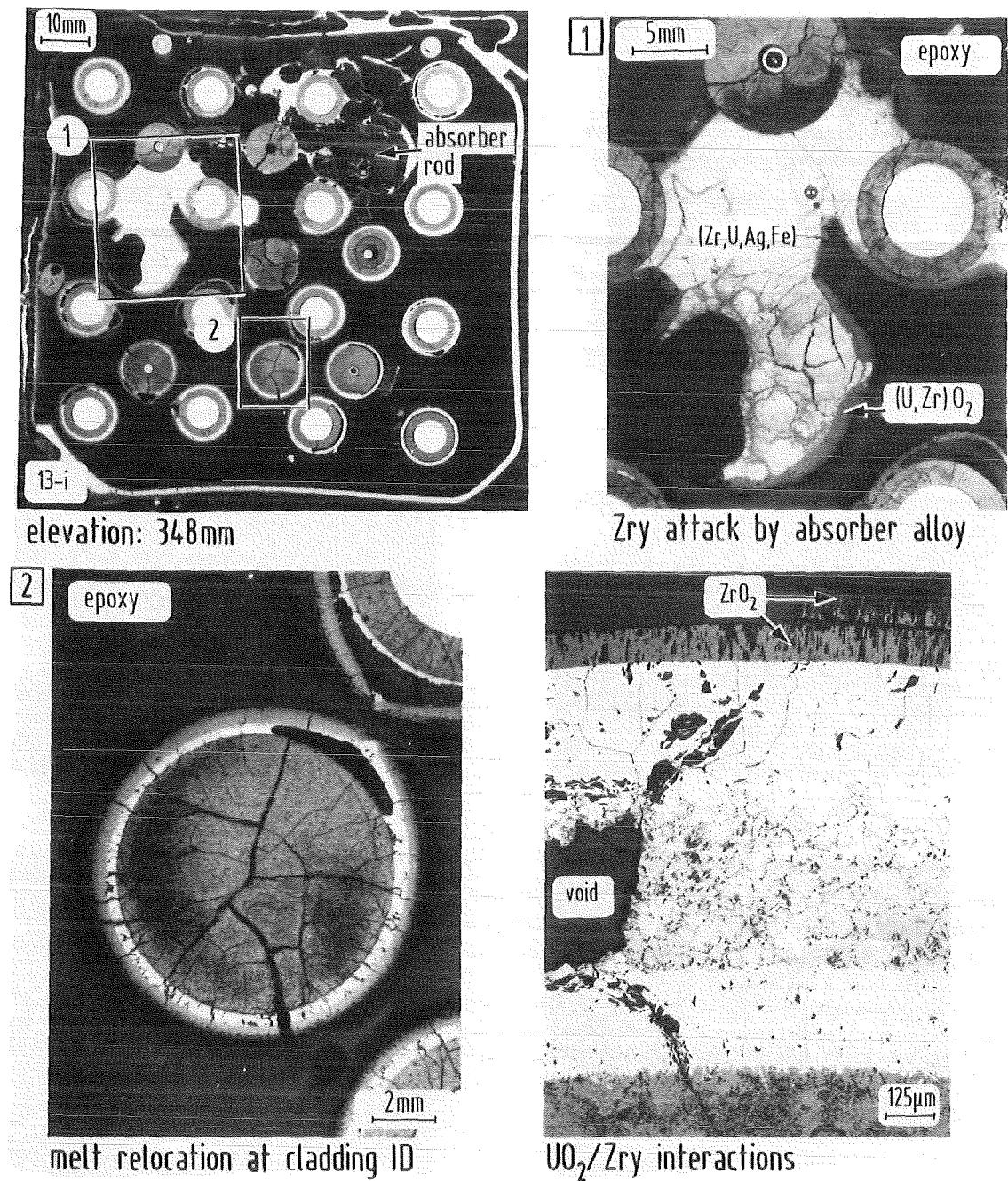


Abb. 9: Materialverhalten in der Bündelhöhe 348 mm (CORA-13). Verstärkte Brennstabschäden in der Umgebung der Absorberstäbe.

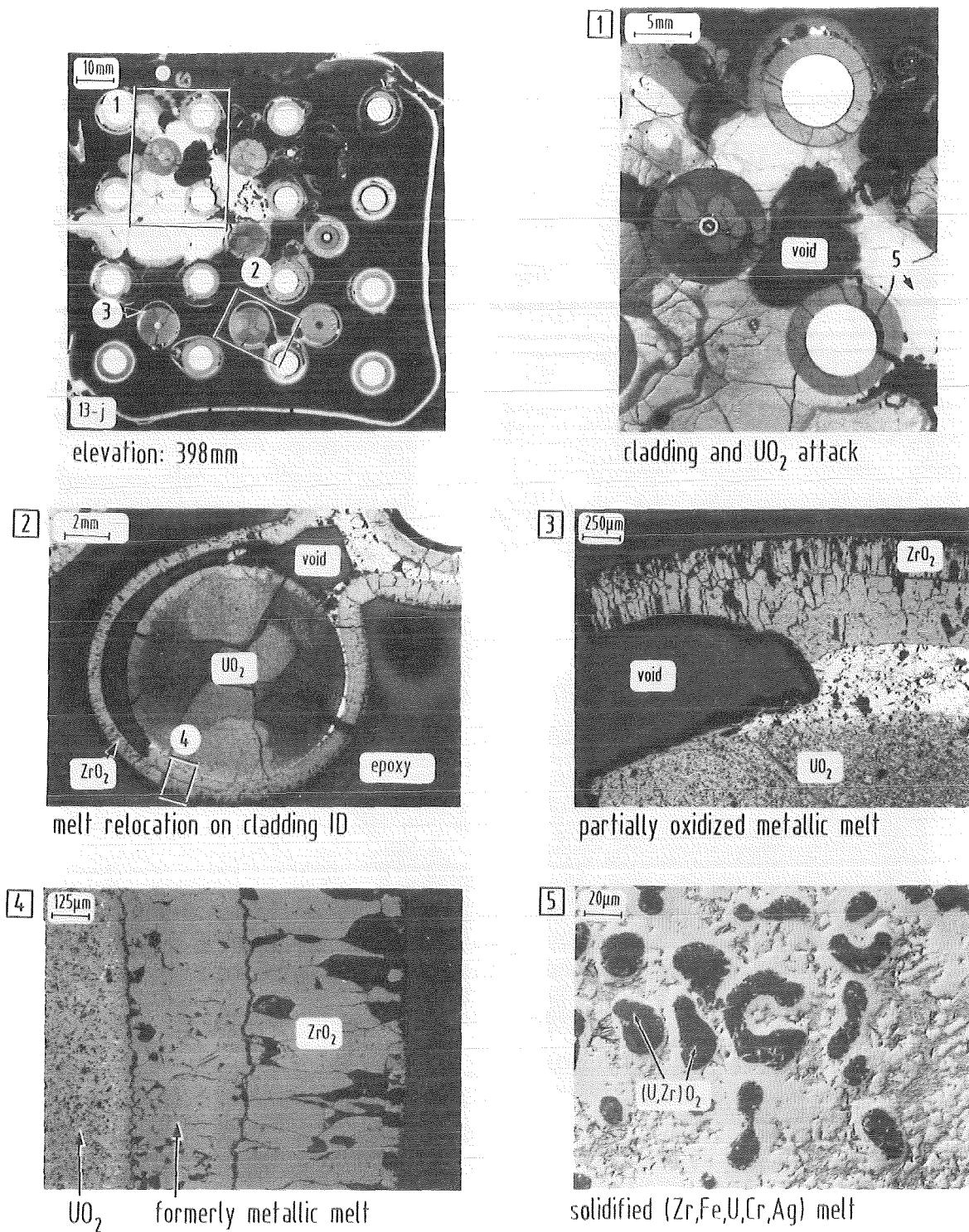
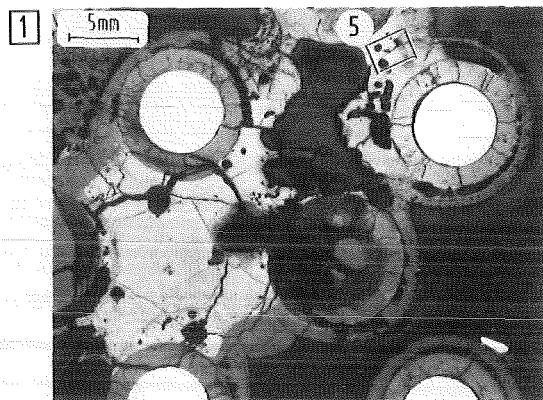
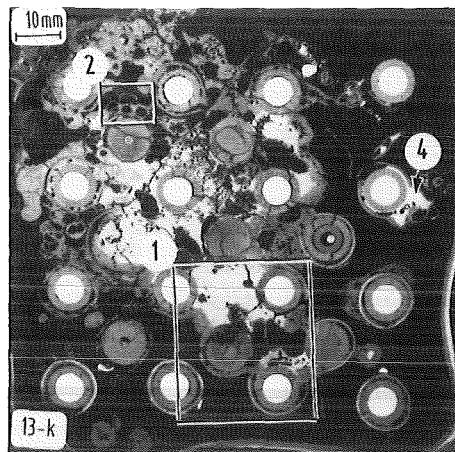


Abb. 10: Materialverhalten in der Bündelhöhe 398 mm (CORA-13).



elevation: 448 mm

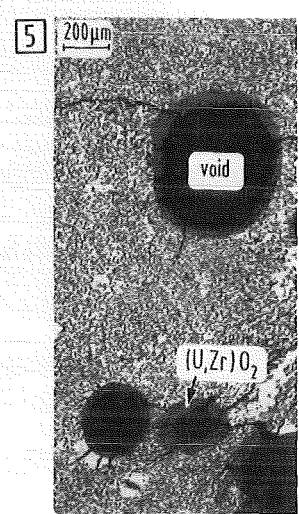
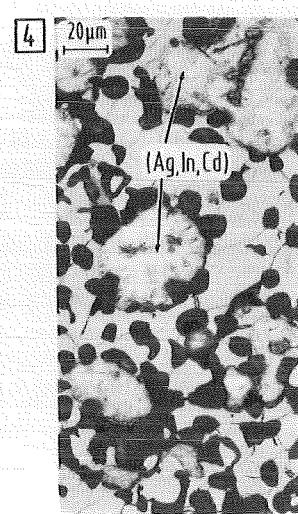
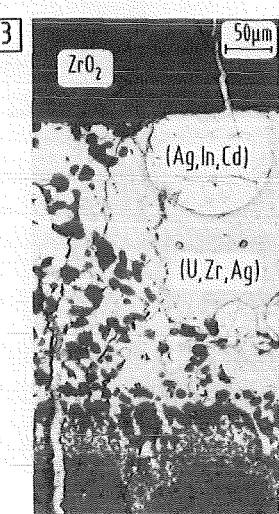
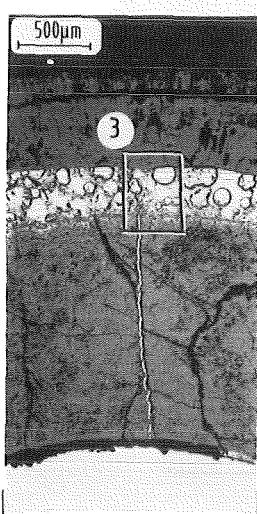
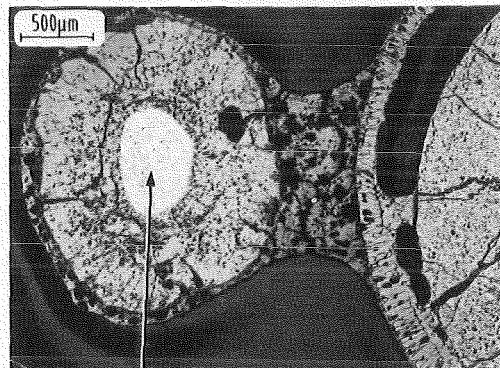
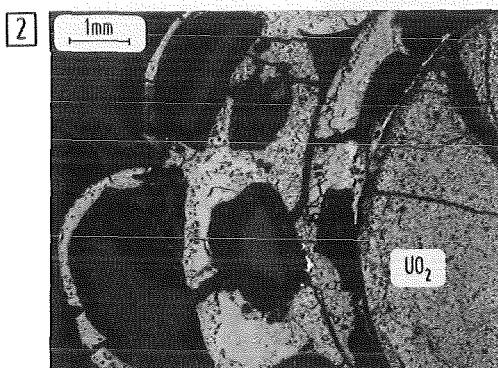


Abb. 11: Materialverhalten in der Bündelhöhe 448 mm. Neben metallischen Schmelzen treten auch keramische Schmelzen auf.

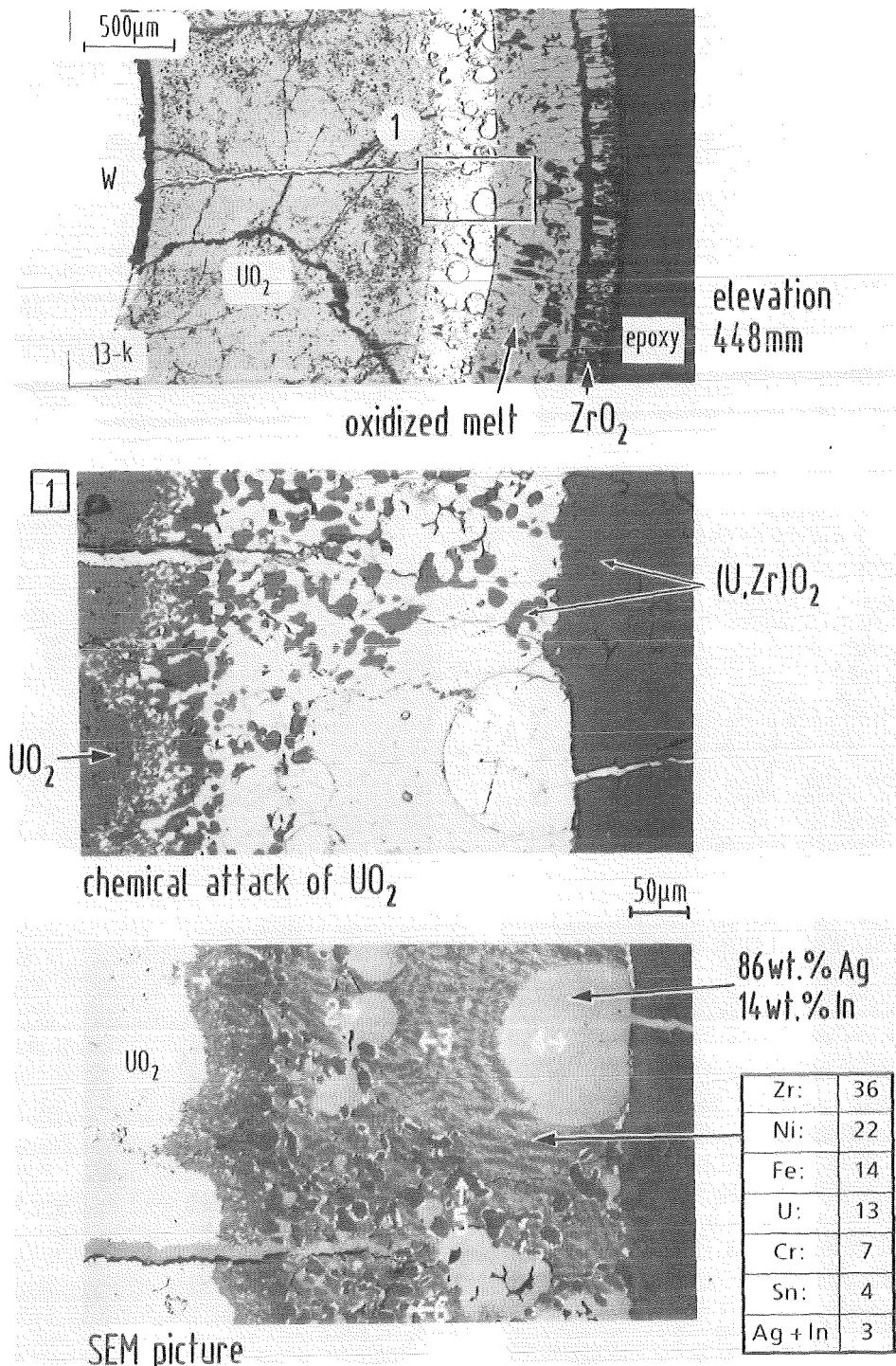


Abb. 12: Chemische Wechselwirkungen der Absorberschmelze an der Hüllinnenseite mit dem Zircaloy und UO₂-Brennstoff (CORA-13, 448 mm).

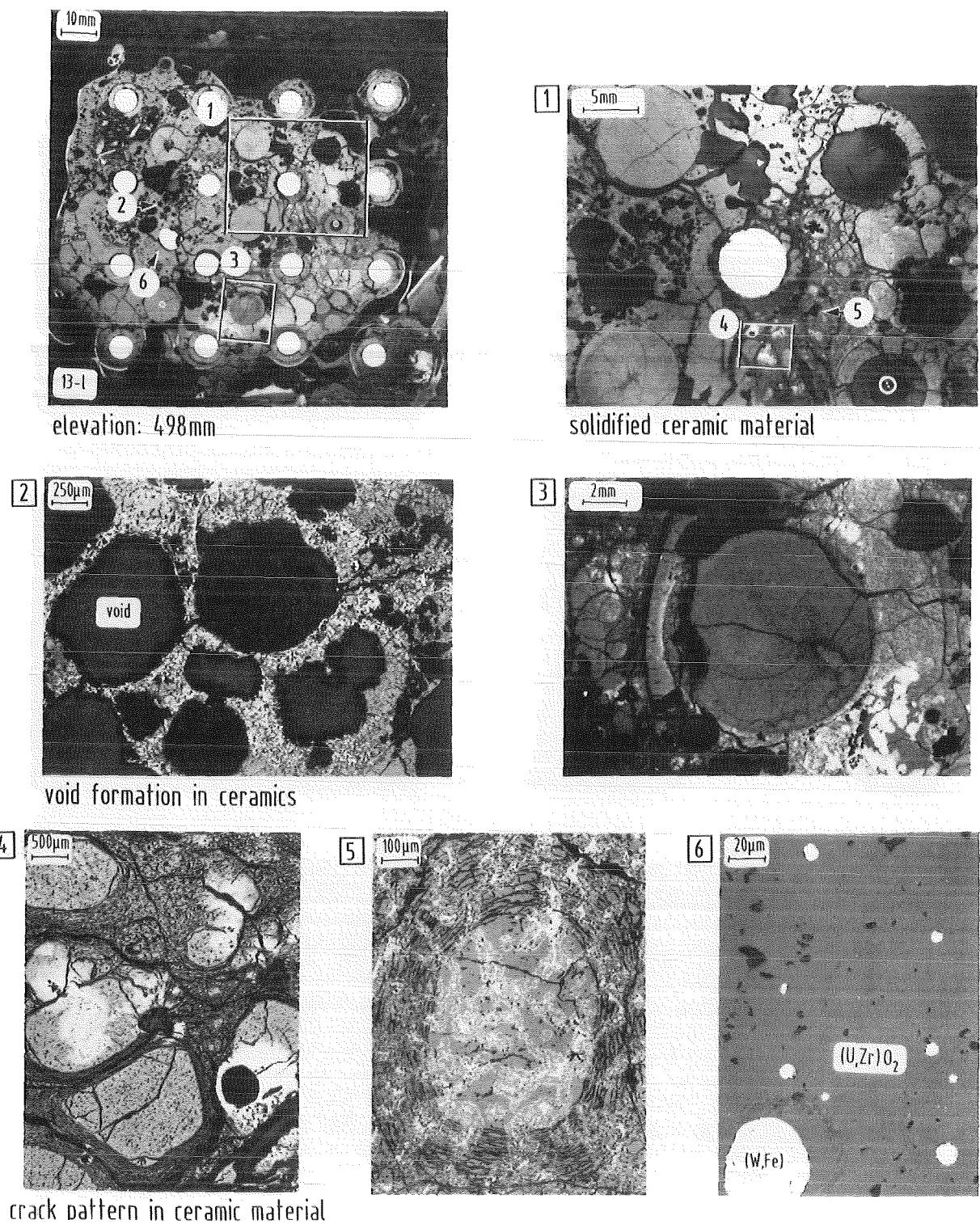


Abb. 13: Materialverhalten in der Bündelhöhe 498 mm (Position des Inconel-Abstandshalters).

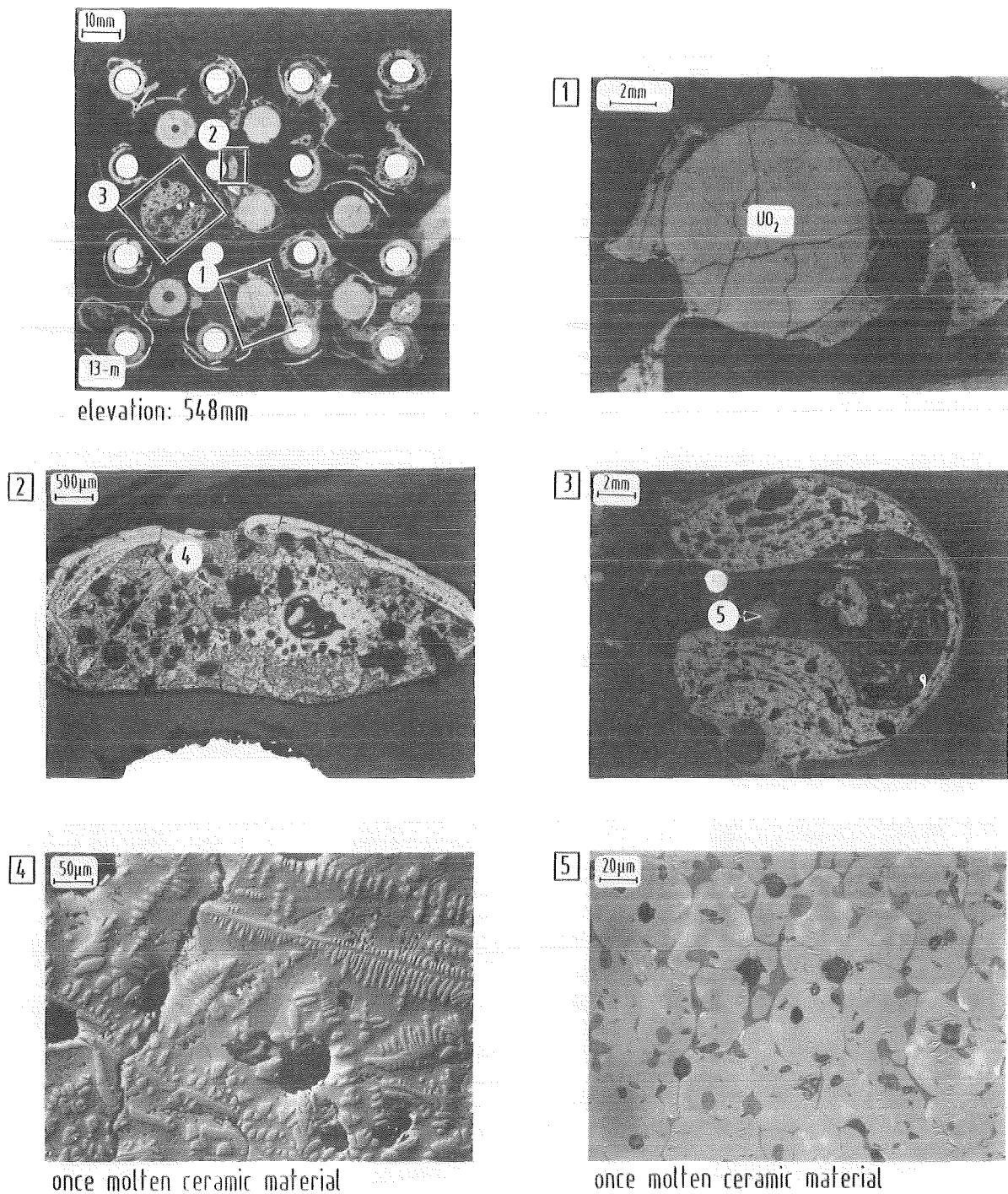
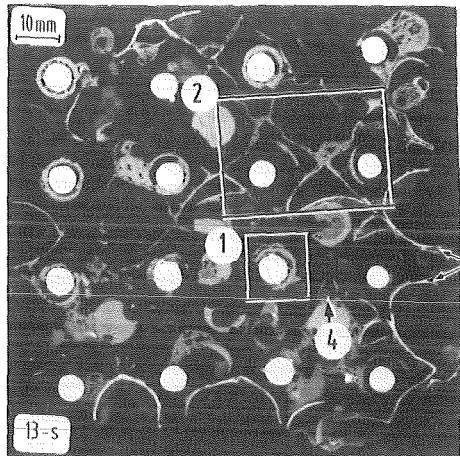
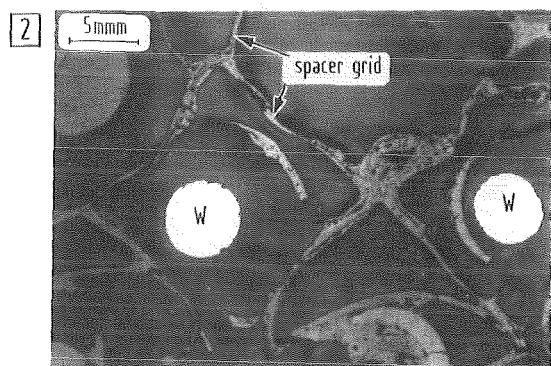
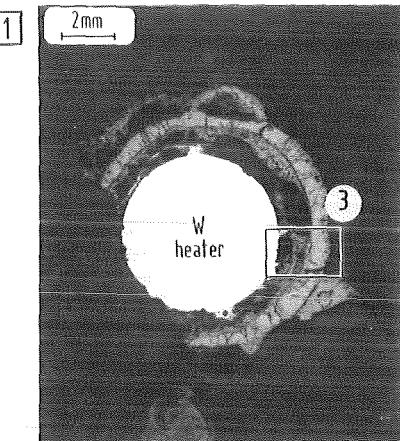


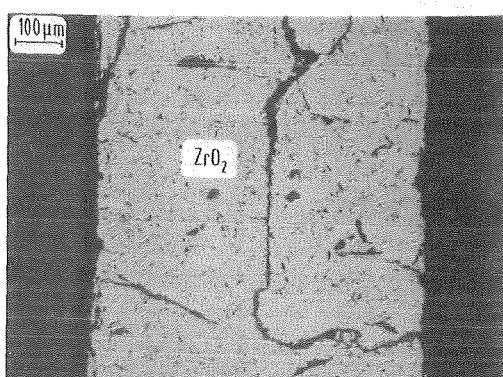
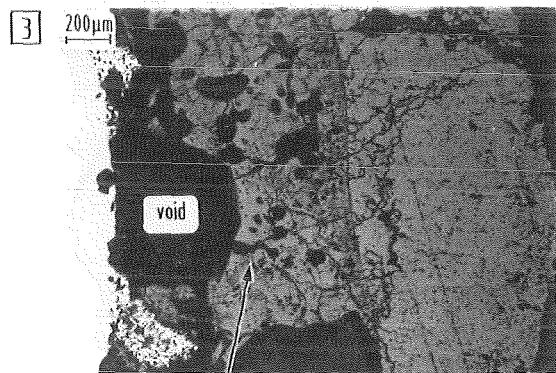
Abb. 14: Materialverhalten in der Bündelhöhe 548 mm (CORA-13).



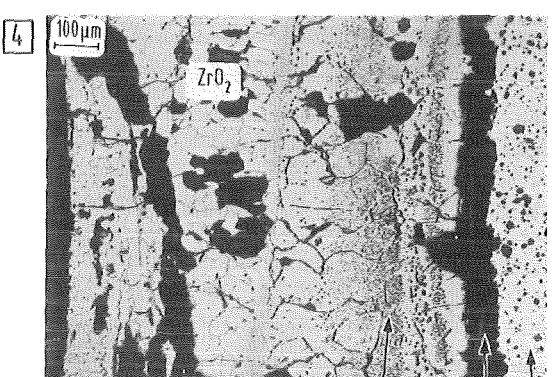
elevation: 848 mm



completely oxidized spacer grid



oxidized spacer grid



formerly metallic melt gap UO₂

Abb. 15: Materialverhalten in der Bündelhöhe 848 mm (CORA-13); Position des oberen Zircaloy-Abstandshalters.

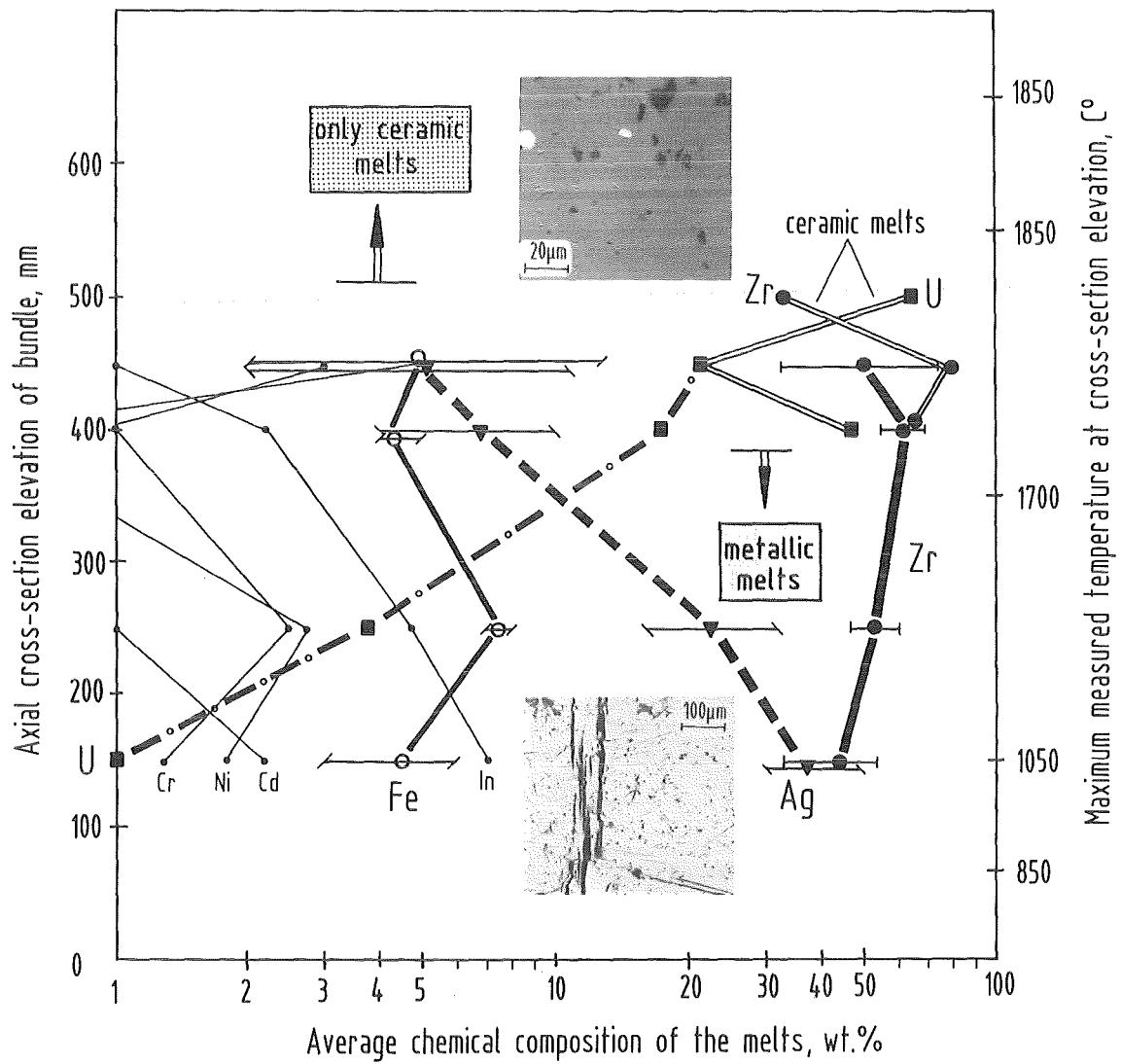


Abb. 16: Chemische Zusammensetzung der Schmelzen in axialer Abhängigkeit mit Angaben der maximalen Temperaturen während der Transiente. Unterhalb 390 mm sind die Schmelzen alle metallisch, oberhalb 500 mm ausschließlich keramisch.

Thermodynamische Rechnungen zur Spaltproduktfreisetzung bei schweren Reaktorstörfällen (O. Götzmann, IMF I)

Die Argumente, die zur Begründung eines unterschiedlichen Freisetzungsvorhalts bei bestimmten Unfallbedingungen angeführt werden, stützen sich auf die Thermodynamik chemischer Reaktionen. Die Wahl entsprechender Bedingungen als Parameter in Simulationsversuchen sollte daher erst erfolgen, wenn durch thermochemische Rechnungen gezeigt worden ist, in welchem Ausmaß die Variation der Parameter das Freisetzungsvorhalten beeinflussen kann. Die Versuchsmatrix des internationalen PHEBUS-FP Programms ist im Hinblick auf die Bedingungen, die zu einem unterschiedlichen Verhalten der Spaltprodukte führen können, noch nicht festgelegt. Solche Bedingungen sind das Sauerstoffpotential bzw. das H_2O/H_2 -Verhältnis in der Atmosphäre und die Gegenwart von Bor. Ein niederes Sauerstoffpotential erhöht angeblich die Freisetzung von Strontium und Barium, ein hohes die Freisetzung von Ruthen. Die Anwesenheit von Bor soll eine höhere Freisetzung von Jod zur Folge haben, da es das Cäsium von der Reaktion mit Jod abhält. Bor befindet sich im Reaktor als Absorbermaterial. Die Ergebnisse der Rechnungen haben ergeben:

1. Eine erhöhte Freisetzung von Strontium und Barium kann nur bei einer starken Reduktion der Dampfatmosphäre erwartet werden ($H_2O/H_2 < 10^{-2}$) und dann auch nur bei hohen Temperaturen ($T > 2200$ K). Europium, das als Indikator für Ba und Sr betrachtet wird, benötigt zur erhöhten Freisetzung eine weniger reduzierte Dampfatmosphäre. Die Wahrscheinlichkeit, daß Ruthen nennenswert freigesetzt wird, ist auch bei nicht reduzierter Dampfatmosphäre gering.
2. Die Gegenwart von Bor führt nur bei bestimmten Versuchsbedingungen zu einer höheren Volatilität des Jods. Notwendig ist ein hoher Gehalt an Bor in der Atmosphäre. Im allgemeinen ist der Einfluß des Bors ausgeprägter bei einem niederen Systemdruck und bei mittleren Temperaturen ($\sim 1200 - 1600$ K). Ergebnisse, die bei niederm Systemdruck ($p \leq 1$ atm) gewonnen werden, sind nicht übertragbar auf Unfallbedingungen mit hohen Drucken.

32.05.01/03A

**Post-test Examination and Evaluation of the CORA
Experiments**

(S. Leistikow, G. Schanz, IMF III; H. Metzger, IMF I)

Abstract

**Contributions to the Evaluation of CORA-13 and the Preparation of
CORA-28**

The CORA test program towards the LWR behaviour during severe accidents is performed by HIT under international agreement and is supported by IMF with separate materials studies and contributed evaluations. The aim of the investigation of CORA-13, a test terminated by quenching of the PWR typical fuel rod/absorber rod bundle, was to identify the mechanisms of the interdependent and competing interaction and degradation phenomena, which are efficient during the transient and the reflood phase. The detailed results, here mainly concerning the strong influence of the steam oxidation of the bundle components, had to be evaluated for a comparison with precalculations of the experiment, which have been performed in the frame of the international standard problem ISP-31 of the OECD. The test CORA-28 with a BWR fuel rod bundle, which has been pre-oxidized in two phases, was supported in the definition of the pre-test procedure.

32.05.01/03A Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente

(S. Leistikow, G. Schanz, IMF III; H. Metzger, IMF I)

Beitrag zur Auswertung des Versuches CORA-13 und zur Durchführung des Versuches CORA-28

Das CORA-Programm zur Untersuchung des LWR-Verhaltens bei auslegungsüberschreitenden, schweren Reaktorstörfällen wird in internationaler Abstimmung von HIT durchgeführt und vom IMF mit werkstoffkundlichen Begleituntersuchungen und Auswertungsarbeiten unterstützt. Ziel der Nachuntersuchung des Versuchs CORA-13, eines durch Fluten des heißen DWR-typischen Brennstab/Absorberstab-Bündels beendeten Versuchs, war die Aufklärung der Mechanismen der in wechselseitiger Abhängigkeit konkurrierenden und bis in die Flutphase wirksamen Zerstörungsvorgänge im Testbündel. Die detaillierten Ergebnisse, hier insbesondere zum starken Einfluß der Oxidation der Bündelkomponenten im Dampf, waren zum Vergleich mit Vorausrechnungen des Versuchs aufzubereiten, die im Rahmen des internationalen Standardproblems ISP-31 der OECD erstellt worden sind. Der Versuch CORA-28 mit einem SWR-typischen, in zwei Phasen voroxidierten Brennstabbündel wurde in der Auslegung der Vorversuche beratend unterstützt.

1. Gesamtbeurteilung des Testbündels CORA-13

Der Zustand des Bündels wird im folgenden anhand von Gefügeabbildungen von den Querschliffen beschrieben. Abb. 1 zeigt Details aus 148 mm Höhe. Vorwiegend absorberhaltige, metallische Schmelze hat sich so weit nach unten verlagert und isolierte Klumpen gebildet oder die intakten Brenn- und Absorberstäbe benetzt oder angegriffen. Die an den bezeichneten Positionen entstandenen Oxidschichten sind stark vergrößert wiedergegeben. Abb. 2 ist eine ähnliche Darstellung des Oxidationszustandes der Brennstäbe und des Kastens in 248 mm Höhe. Hier waren, wie die Abb. 3 und 4 zeigen, die Wechselwirkung der Schmelze mit den vorhandenen Strukturen und die Oxidation nach ihrer Verlagerung wesentlich intensiver. Abb. 4 zeigt, daß komplexe zusammengesetzte Schmelzen nicht notwendigerweise schützende Deckschichten bilden.

In 348 mm Höhe werden die in enger Nachbarschaft ausgebildeten Temperaturdifferenzen im Ausmaß der Oxidation und dem örtlich beginnenden Hüllrohrschmelzen deutlich (Abb. 5 und 6). Abb. 5 zeigt in den Positionen 3 und 4 Schmelzen und beginnende Verlagerung von β -Zr unter Hohlraumbildung an, während die α -Zr(O)-Phase noch fest blieb, so daß sich die örtliche Maximaltemperatur durch $1760^{\circ}\text{C} < T_m < 2000^{\circ}\text{C}$ eingrenzen läßt. Während ein Hüllrohr des inneren Rings bereits vollständig durchoxidiert ist (Pos. 1), gilt dies für eines des äußeren Rings (Pos. 2) nur im Bereich eines früh gebildeten Risses. Selbst über den Umfang eines Brennstabs traten größere Temperaturdifferenzen auf, die sich im Ausmaß der Hüllrohr-Oxidation ausprägen (Abb. 6).

Nur 50 mm höher im Bündel ist die Hüllrohroxidation bereits nahezu vollständig (Abb. 7), und nach weiteren 50 mm ist im Querschliff in 448 mm Höhe erkennbar, daß die Hüllrohroxidation auf höherem Temperaturniveau vor Versuchsende zum Erliegen kam (Abb. 8). Während in dieser Höhe verbliebene Schmelze stark nachoxidiert ist (Pos. 3), zeigt die geringe Oxidation der Außenseite des Zircaloy-Kastens, der hier nach der Gefügebeurteilung mindestens eine Temperatur von ca. 1550°C erreicht hatte (Pos 1), den außen wirksamen Dampfmangel an. Abb. 9 illustriert in der Übersicht und in zwei Detailbildern die auf dieser Bündelhöhe sehr komplexe Verteilung der Bündelkomponenten und Stabfragmente sowie der metallischen und keramischen Schmelzen. Letztere bilden häufig poröse Klumpen mit metallischen Anteilen oder offene, metallfreie Gerüste. Hierin sind die Folgen der späten Bildung, Verlagerung und Oxidation metallischer Schmelze im Verlauf der Abschreckphase zu erkennen. Während dieser hatten sich eine erneute Temperaturerhöhung im oberen Teil des Bündels und eine massive Wasserstoff-Freisetzung ereignet.

Im oberen Teil der Bündelblockade in 498 mm Höhe (Abb. 10) hat sich vorwiegend poröse, keramische Schmelze angesammelt und der Bündelquerschnitt wird außerdem durch metallische Schmelzmassen und eine Fragment-Anhäufung versperrt. Erst in dieser Höhe wird die Auflösung von Brennstoff nachweisbar, die in 548 mm Höhe, am Beispiel der Abb. 11 dargestellt, bereits weit fortgeschritten ist. Zur Brennstoffauflösung trägt neben Hüllrohrschmelze auch die Zirkonium/Absorber-Schmelze bei. Die Bildung solcher Schmelzen ist bis zum oberen Ende der Bündelheizzone durch mikrostrukturelle Befunde nachgewiesen (Abb. 12 und 13). Ursprünglich von metallischem Charakter, jetzt aber keramisch, haben sich nur Reste davon am oberen Ende des Bündels halten können, weil mit zunehmender Oxidation auch ihre Erstarrungstemperatur angestiegen ist.

2. Oxidationszustand des Bündels CORA-13

Die visuelle Beurteilung des gesamten Bündels und die metallographische Untersuchung von Querschliffen in verschiedenen Höhen wurden durch umfangreiche Meßreihen ergänzt, mit denen die Dicke der ZrO₂-Schicht auf einem repräsentativen Teil der Hüllrohre und über den Umfang des Zircaloy-Hüllkastens (shroud) in verschiedenen Höhen bestimmt worden ist.

Das axiale Profil der Oxidation ist in der unteren Bündelhälfte ausgeprägt. Die gemessenen ZrO₂-Schichtdicken steigen von einigen µm in 148 mm Höhe über etwa 100 µm bei 248 mm Höhe, während auf 348 mm das Hüllmaterial stellenweise bereits vollständig zu ZrO₂ umgesetzt ist (Tabelle 1).

Table 1: Range of measured ZrO₂ scale thicknesses at different axial elevations of the CORA-13 bundle, given as minimum/average/maximum values in µm; in addition single values are given for elevations 448 mm and above

		<u>single values</u>
148 mm: 8 / 16,3 / 24 µm	448 mm:	1094, 1330, 1860 (shroud)
248 mm: 25 / 63,2 / 120 µm	498 mm:	1500 (melt agglomeration)
348 mm: 130 / 520 / 1150 µm	548 mm:	1575 (melt aggl.), 770 (clad melt relocation), 1100 - 1200
398 mm: 420 / 910 / 1150 µm	698 mm:	1525 (melt aggl.), 900, 400 (clad melt relocation)
448 mm: 650 / 1120 / 1150 µm	848 mm:	920, 950
	998 mm:	no residues of completely converted cladding

Auf allen höheren untersuchten Querschlifffebenen wird diese Auswertung durch die mit starker Oxidation verbundenen und weitere, konkurrierende Zerstörungsmechanismen beeinträchtigt. Aus dem Verhältnis der Dichten von Metall und Oxid und der ursprünglichen Rohrwanddicke 725 µm ist bei vollständigem Umsatz ca. 1100 µm Oxiddicke zu errechnen. Solche Oxidschichtdicken wurden vereinzelt auch gemessen; typisch für die obere Bündelhälfte sind jedoch Oxid-Bruchstücke für die sich aus folgenden Gründen keine sinnvolle Schichtdicke angeben lässt: In der Regel hat nach teilweisem Hüllrohrschmelzen bzw. einer Schmelzreaktion mit dem Brennstoff, eine Verlagerung der Schmelzen stattgefunden, wonach für die Oxidation nur ein Teil der ursprünglichen Hüllrohrwand zur Verfügung stand. Weitere Unsicherheitsfaktoren für eine Schichtdickenmessung

sind die Verlagerung und die Schräglage von Oxidfragmenten bzw. ihre Aufspaltung in Teilschichten. Aus den genannten Gründen wird in Abb. 14 für den oberen Bereich des Bündels eine vollständige Hüllrohroxidation angegeben. Jedenfalls sind in diesem Abschnitt bis ca. 1300 mm Höhe keine metallischen Hüllrohrreste mehr vorhanden, d.h. weit bis über das obere Ende der beheizten Zone hinaus.

Das tatsächliche Ausmaß der Oxidation im oberen Teil des Bündels, das - wie dargelegt wurde - meßtechnisch nicht zuverlässig zu erfassen war, kann unter Zuhilfenahme des Ergebnisses der integralen Messung des im Test freigesetzten Wasserstoffs abgeschätzt werden [1]. Zur Vereinfachung wird angenommen, daß die Oxidation der Hüllrohre und des Kastens innerhalb eines Höhenabschnitts von etwa 1000 mm stattfand und außerhalb vernachlässigbar war, und daß ferner die Oxidation verlagerter Schmelze aufgrund ihrer abnehmenden Gesamtoberfläche und Temperatur keine wesentliche Rolle spielte. Das tatsächliche Ausmaß der Oxidation beträgt danach im genannten Höhenabschnitt ca. 72 % des Zircaloy, das ursprünglich in Hüllrohren und Kasten vorhanden war, während 28 % in metallischer Form verlagert worden sind und deshalb der Oxidation nicht mehr zur Verfügung standen.

Örtliche Temperaturschwankungen innerhalb einer Querschnittsebene des Bündels sind die wesentliche Ursache der festgestellten Schwankungsbreite in den gemessenen Oxidschichtdicken (Tabelle 1, Abb. 14). Unterschiedliche Temperatur-Zeit-Verläufe für die entsprechenden Stellen würden sich, wie aus der Oxidationskinetik von Zircaloy-4 hergeleitet werden kann, weniger empfindlich auswirken [2,3]. In 148 mm Höhe wurden z.B. Schichtdicken bis 24 µm und eine Maximaltemperatur von 1050 °C gemessen. Unter isothermen Bedingungen wäre diese Schichtdicke bereits nach 5 min erreicht worden. Legt man diese Zeitspanne als "effektive Versuchsdauer" für alle Positionen und Maximaltemperaturen zugrunde, so kann man letztere und damit die Schwankungsbreite der örtlichen Maximaltemperatur abschätzen, zumindest in erster Näherung. Die Ergebnisse sind in Tabelle 2 aufgeführt und dort durch Temperatur-Abschätzungen ergänzt, die auf dem Nachweis beginnender Schmelzvorgänge im Gefüge beruhen. Insgesamt ergibt sich ein konsistentes Bild der örtlichen Unterschiede in den erreichten Maximaltemperaturen. Diese aus Oxidationszustand und Gefügemerkmalen abgeschätzten Temperaturwerte ergänzen und bestätigen die während der Transiente bzw. in der Abschreckphase gemessenen Werte (Tabelle 3).

Table 2: Rough estimation of axial distribution and lateral variation range of peak temperatures in the bundle CORA-13 as based on ZrO₂ scale thickness measurements; minimum / average / maximum values in °C

Elevation (mm)	Peak temperature lower limit / average / higher limit (°C)
148	920 / 1000 / 1050*)
248	1060 / 1260 / 1420
348	1450 / 1610 / 1700*),1)
398	1590 / 1660 / >17002)
448	1630 / 1700 / > 17003)

*): measured temperature values available

1): clad melting indicates T > 1760 °C

2): Zr/ZrO₂ eutectic indicates T > 1900 °C

3): α -Zr(O) liquid indicates T > 2000 °C

Table 3: Maximum temperatures measured during test CORA-13 transient and quenching periods, respectively at different bundle elevations

Bundle elevation (mm)	Transient period max. temp. (°C)	rel. time (s)	Quenching period peak temp. (°C)
- 50	750		
50	850		
150	1050		
350	1700	4600	2000
550	1850	4300	2150 - 2250
750	1850	4150	2200 - 2300
850	1850	4100	2200 - 2300
950	1850	4200	2200 - 2300
1050	1850	4300	2150 - 2250
1150	1850	4600	2150 - 2250
1250	1500	4600	1800 - 2100
1350	1000	4600	1600 - 1800
1450	300		600 - 700

Das radiale Profil der Oxidation wurde durch Schichtdickenmessungen von der Kasten-Außenseite diagonal durch das ganze Bündel in verschiedenen Höhenebenen aufgenommen (Tabelle 4). In der Tendenz finden sich die Schichtdicken-Maxima vom Bündelzentrum aus in Richtung einer Ecke verschoben (Abb. 15). Abb. 16 ist eine dreidimensionale Darstellung der ZrO₂-Schichtdicken-Verteilung

Table 4: Lateral distribution of ZrO_2 -scale thickness in μm , diagonally across the bundle CORA-13, at different axial elevations; maximum and minimum values for shroud and fuel rods are given in parentheses

elevation (mm)	shroud ext.	int.	1.1 left	1.1 right	2.2 left	2.2 right	3.3 left	3.3 right	4.4 left	4.4 right	5.5	6.6	7.7
448	650 (45-650)	1100 (750-1340)			compl.conv.	compl.conv.	compl.conv.	compl.conv.	compl.conv.	melt	c.c.	c.c.	
398	450 (50-640)	450 (400-750)	550 (530-680)	650 (600-900)	600 (600-900)	900	compl.conv.	compl.conv.	compl.conv.	melt	c.c.	c.c. (melt)	
348	120 (50-470)	120 (120-800)	130 (130-132)	130 (130-132)	190 (150-500)	500	550 (400-800)	720	not measurable	c.c.	c.c.		(680-820)
248	22 (22-78)	22 (22-80)	25 (25-28)	28 (25-28)	30 (30-50)	50 (30-50)	50 (50-75)	64	65 (65-78)	78 (86-95)	(86-95)	(96-120)	(80-85)
148	6 (6-16)	6 (6-16)	8 (8-10)	9 (8-10)	8 (8-12)	12 (8-12)	14 (14-20)	16 (14-20)	16 (16-22)	22 (20-24)	(20-24)	(20-24)	(16-20)

über eine Hälfte des Bündels in 348 mm Höhe. Die Felder der in verschiedenen Höhen erreichten Höchsttemperaturen können danach wie folgt diskutiert werden: Bei 148 mm Höhe ist das Maximum in 210 ° Orientierung verschoben, bei 348 mm zeigt es auf die 210 °/120°-Ecke und erst in 398 mm Höhe wird die Bündelachse zur heißesten Stelle. Die veränderte Orientierung der heißesten Zone in verschiedenen Höhenabschnitten könnte mit der Dampfeinlaß-Position (0 mm, 180°) und der eines Fensters (400 mm, 120°) zusammenhängen, aber auch mit der von verlagerter Schmelze eingebrachten Wärme und der gebildeten Blockade.

Die Oxidation des Zircaloy-Kastens wurde über den gesamten Umfang, außen und innen durch Schichtdickenmessungen festgehalten. Am unteren Ende des untersuchten Höhenbereichs ist die ZrO_2 -Schichtdicke nur wenig geringer als die der Brennstäbe im äußeren Ring. Weiter oben nehmen die Unterschiede zwischen außen und innen und im Vergleich zu den Brennstäben zu (Tabelle 4, Abb. 15). Abb. 17 zeigt die Verteilung der Oxidschichtdicke auf der Innenseite. In 448 mm Höhe ist der Kasten vollständig zu ZrO_2 umgesetzt und oberhalb vollständig zerstört.

Im Gegensatz zur Innenseite scheint die Bildung der äußeren Oxidschichten in einem Bereich zwischen 50 und 150 μm zu stagnieren, unabhängig von der weiteren Zunahme der Temperatur nach oben hin (Abb. 18). Dies muß ein Anzeichen von Dampfmangel ("steam starvation") sein: Unter den Bedingungen eines begrenzten Dampfangebots wird der verfügbare Dampf fast vollständig verbraucht, und die Oxidationsgeschwindigkeit wird temperaturunabhängig. Es ist plausibel, anzunehmen, daß das Eindringen von Dampf zwischen den Kasten und seine Isolier-

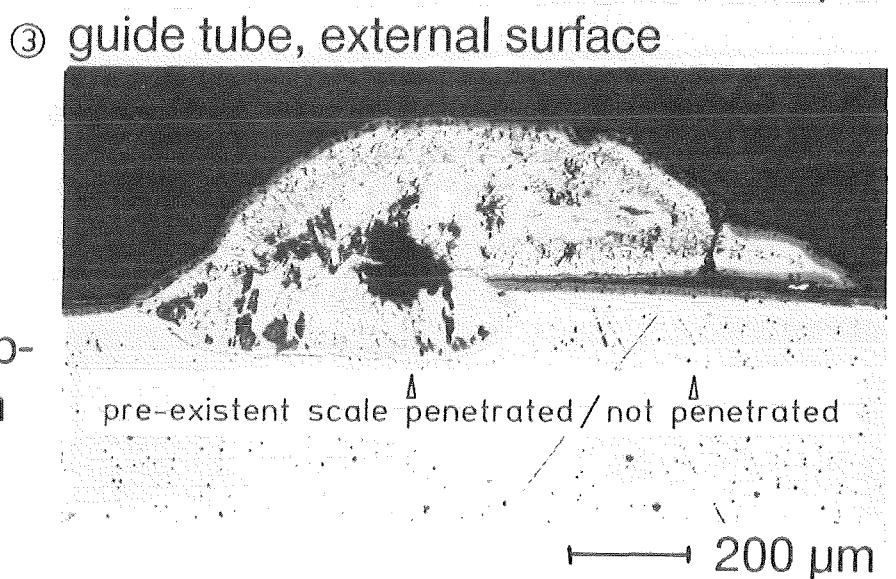
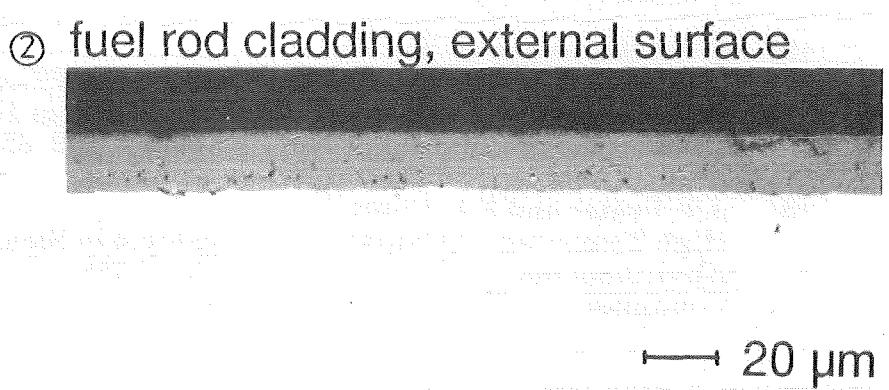
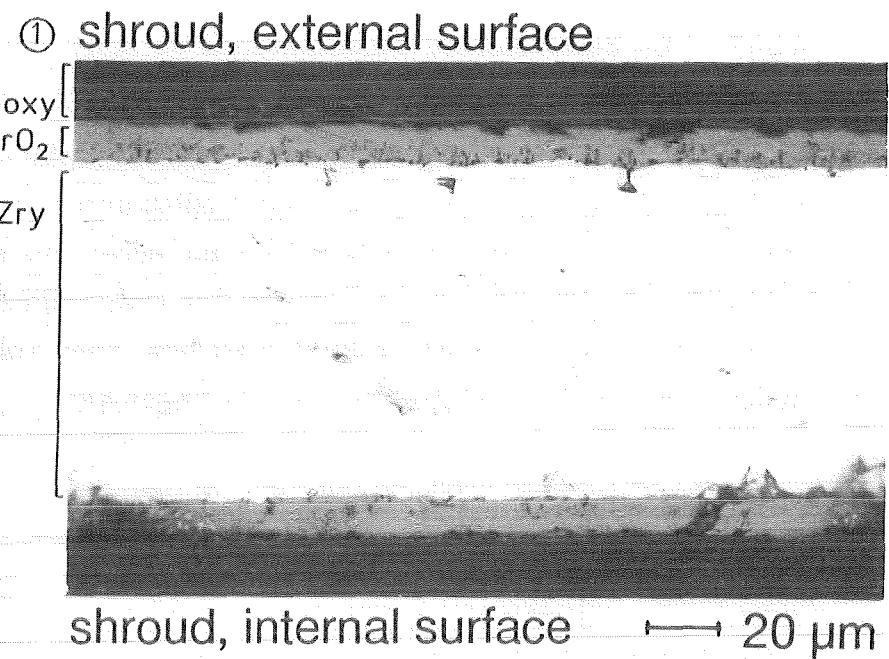
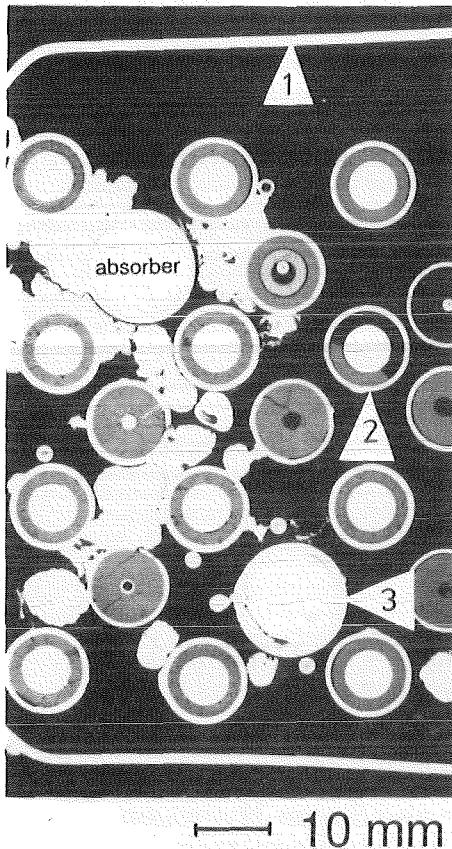
schicht aus keramischem Fasermaterial so stark behindert ist, daß sich dort Dampfmangel-Bedingungen entwickeln können.

In diesem Zusammenhang sei erwähnt, daß Dampfmangel-Zustände, zumindest zeitlich und örtlich begrenzt, im Bündel selbst aufgetreten sein müssen. Ihre Auswirkungen auf die Oxidationskinetik sind jedoch aus dem Endzustand des Bündels nicht nachzuweisen, weil die Oxidation während der Abschreckphase bei sehr hohem Dampfangebot fortgeschritten ist bzw. nach vollständigem Metallumsatz in dem heißen Bündelabschnitt zum Erliegen kam.

Literatur:

- [1] G. Schumacher et al.:
Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten,
Beitrag innerhalb dieses Berichtes
- [2] S. Leistikow and G. Schanz:
Oxidation Kinetics and Related Phenomena of Zircaloy-4 Fuel Cladding
Exposed to High Temperature Steam and Steam-Hydrogen Mixtures Under
PWR Accident Conditions, Nucl. Eng. Des. 103, 65 (1987)
- [3] J.T. Prater and E.L. Courtright:
High Temperature Oxidation of Zircaloy-4 in Steam and Steam-Hydrogen
Environments, NUREG/CR-4476, PNL-5558, U.S. Nuclear Regulatory
Commission (1986)

CORA-13
elevation
148 mm



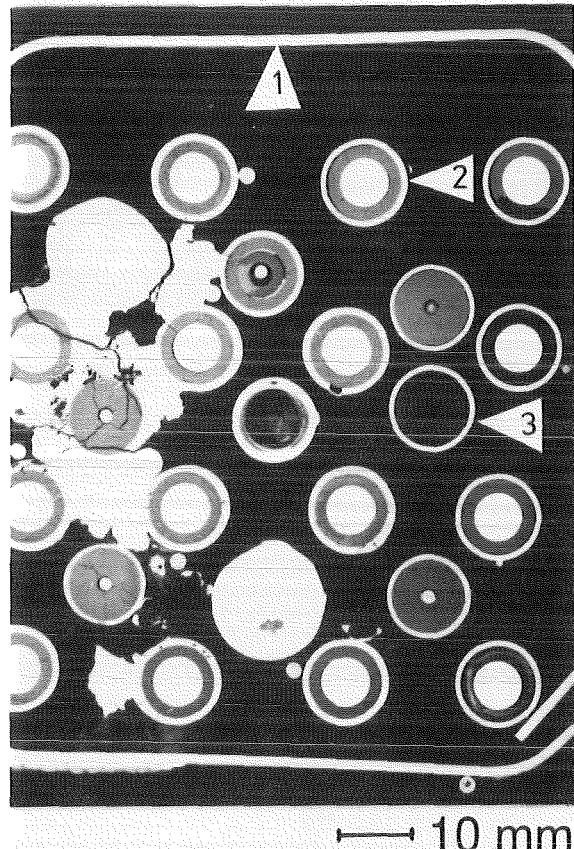
attack by relocated absorber melt, oxidation of tube and melt

KfK

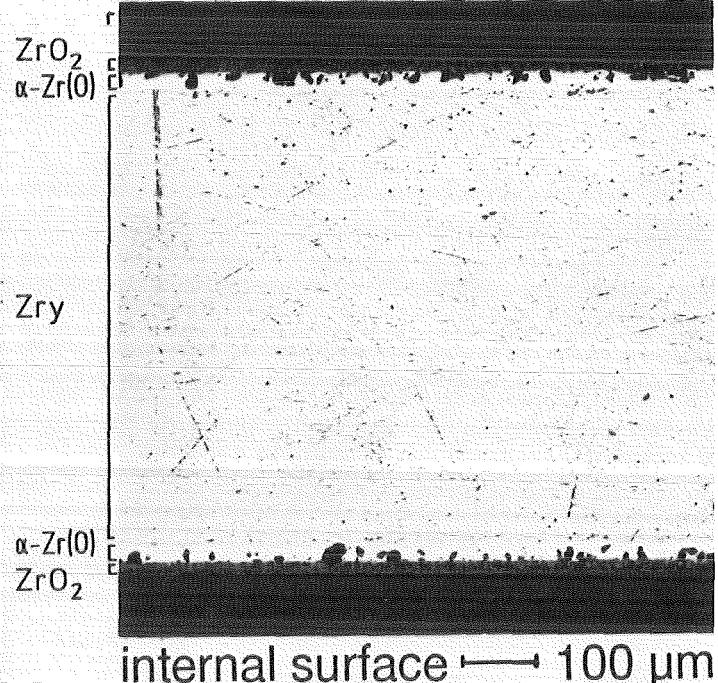
Abb. 1

Oxidation status of CORA-13 bundle at 148 mm elevation

CORA-13
elevation 248 mm



① shroud, external surface



②

cladding, external surface

③

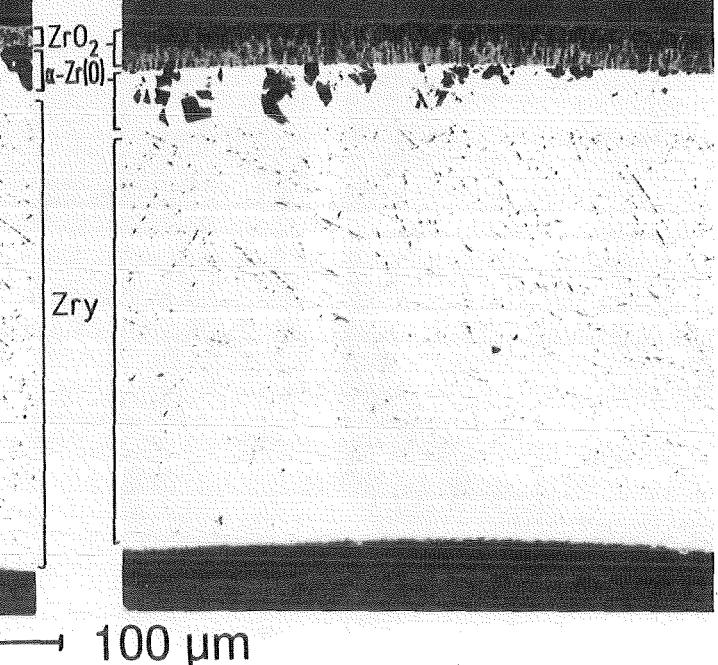
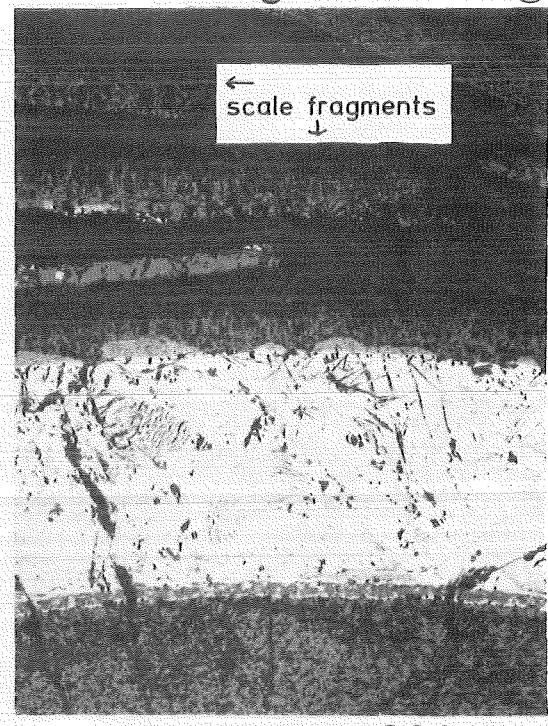
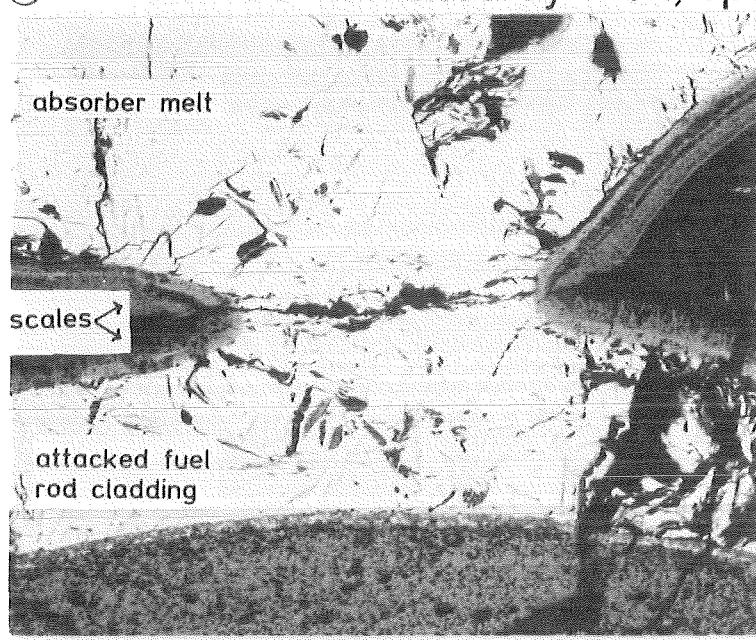


Abb. 2

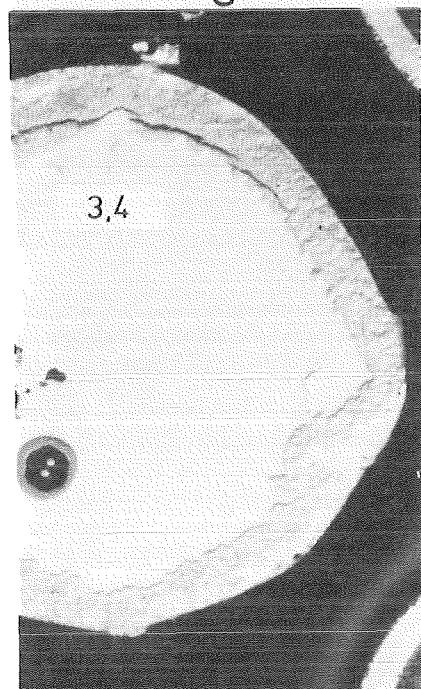
Oxidation status of CORA-13 bundle at 248 mm elevation

① Fuel rod infiltrated by melt, spalled scale fragments ②

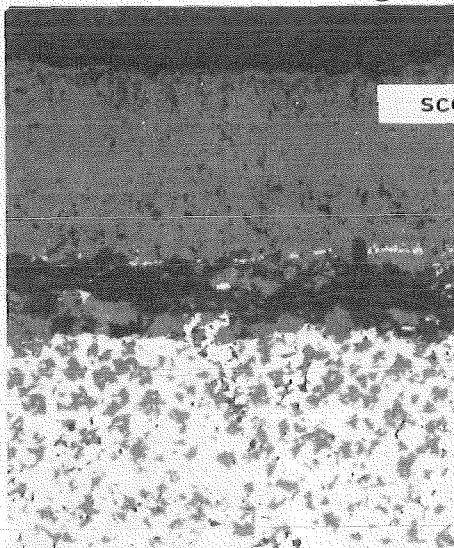


CORA-13, elevation 248 mm

absorber/guide tube



③



guide tube

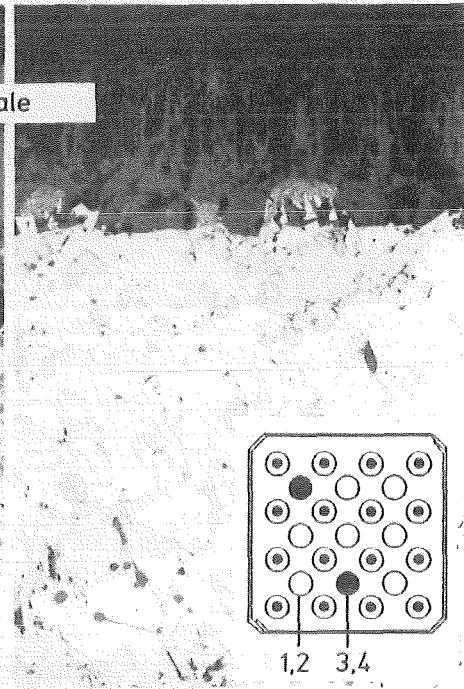
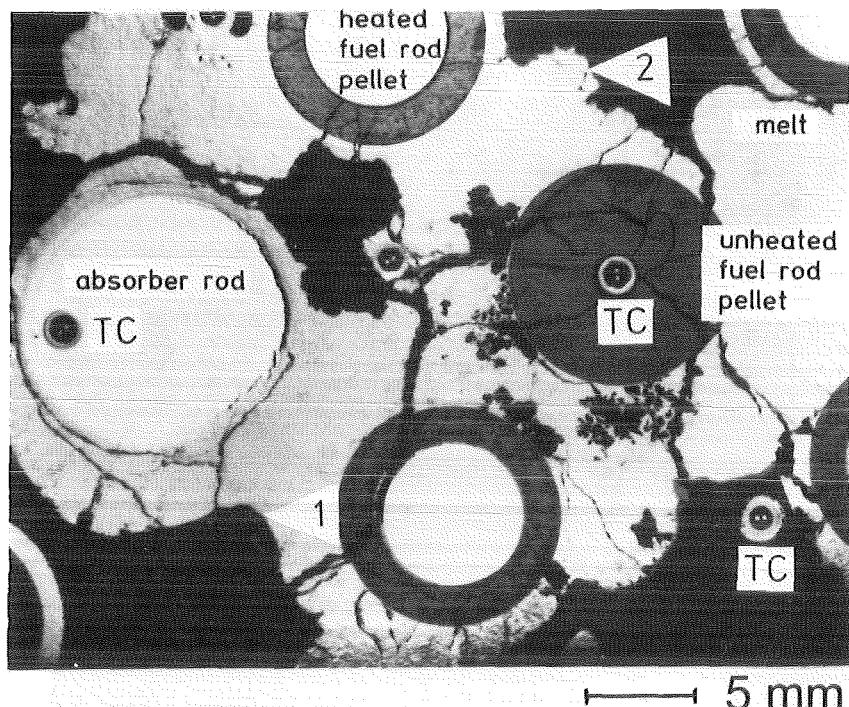


Abb. 3

Oxidation of CORA-13 bundle structures modified by relocated melt at elevation 248 mm



CORA-13
elevation 248 mm

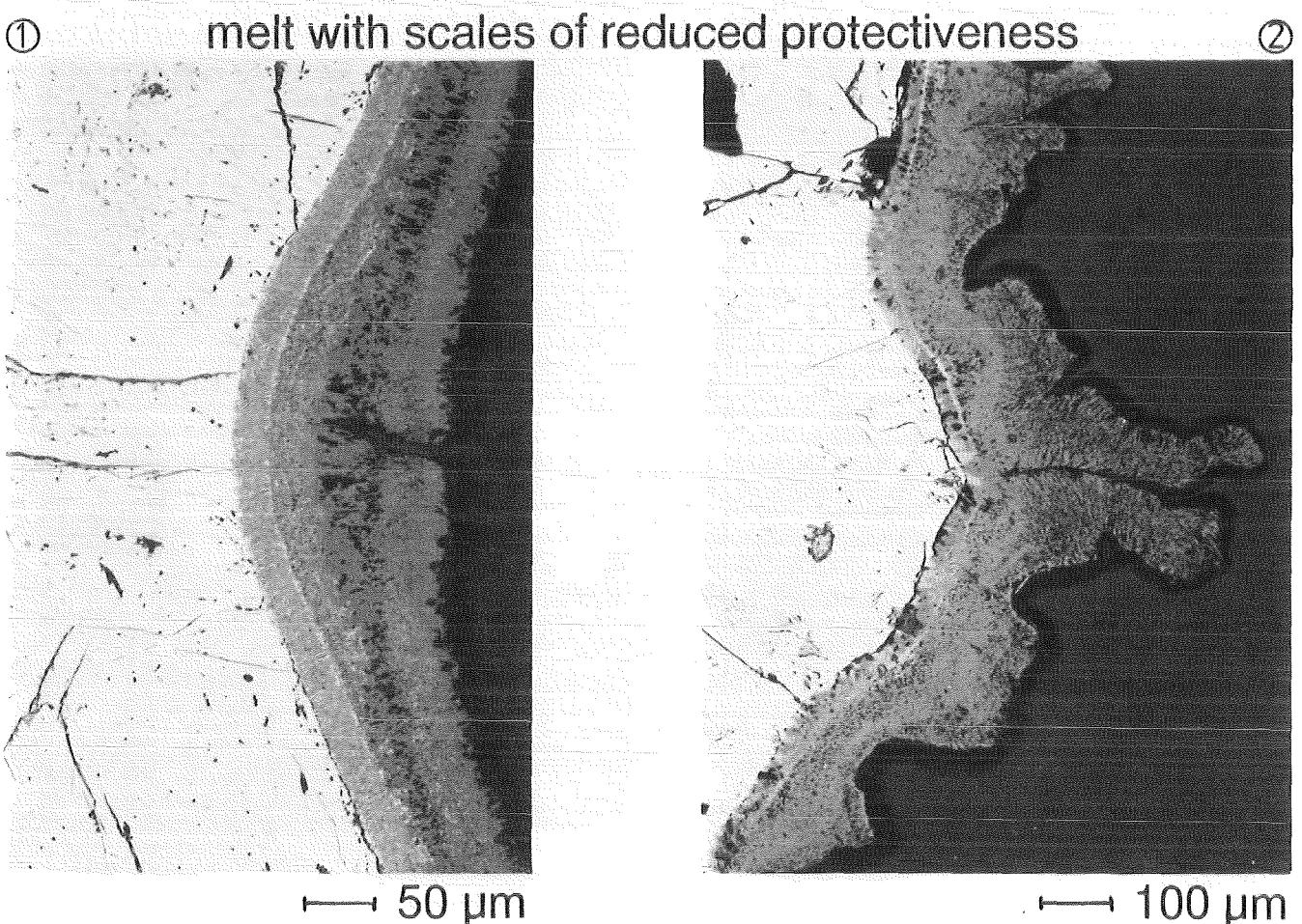
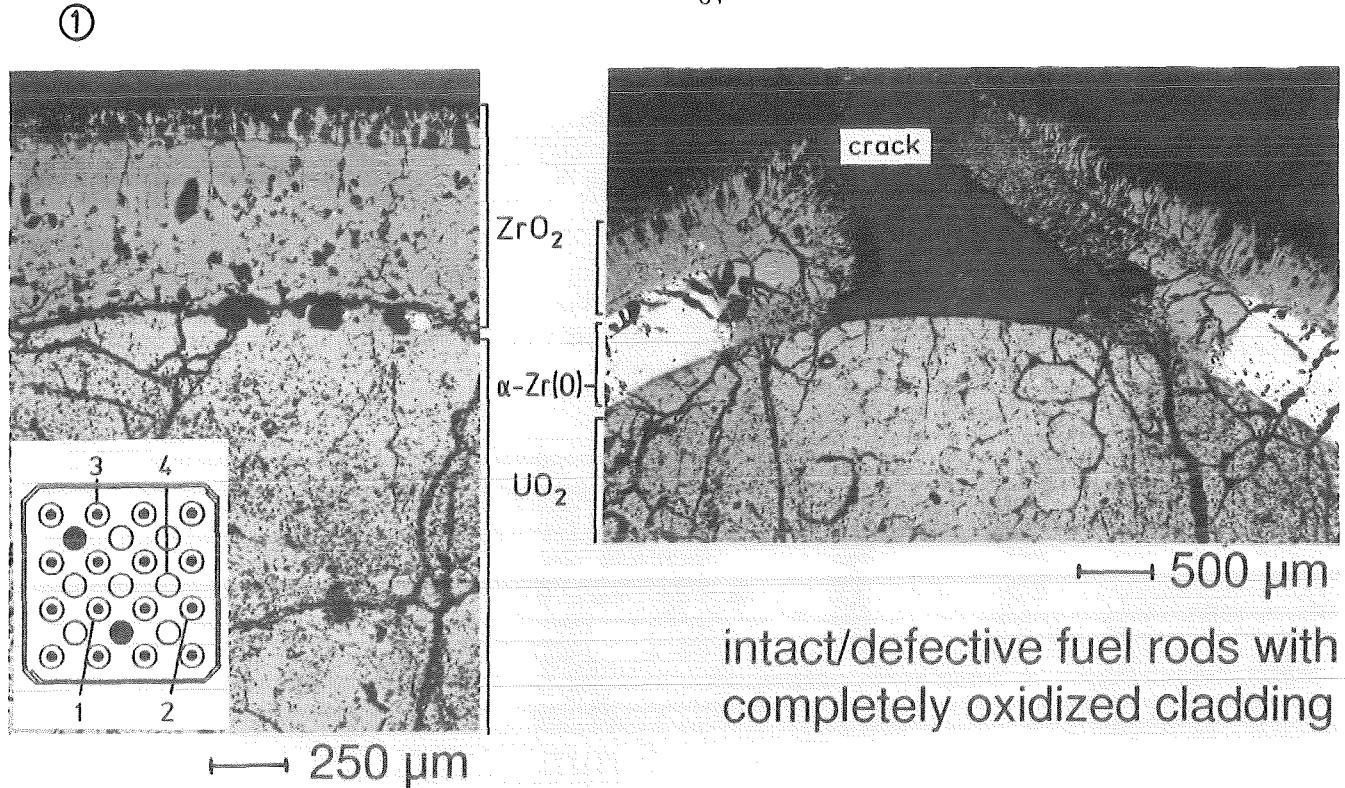


Abb. 4

Oxidation of metallic melt relocated to elevation
248 mm of CORA-13 bundle



③ partial melting and relocation of residual metallic cladding ④

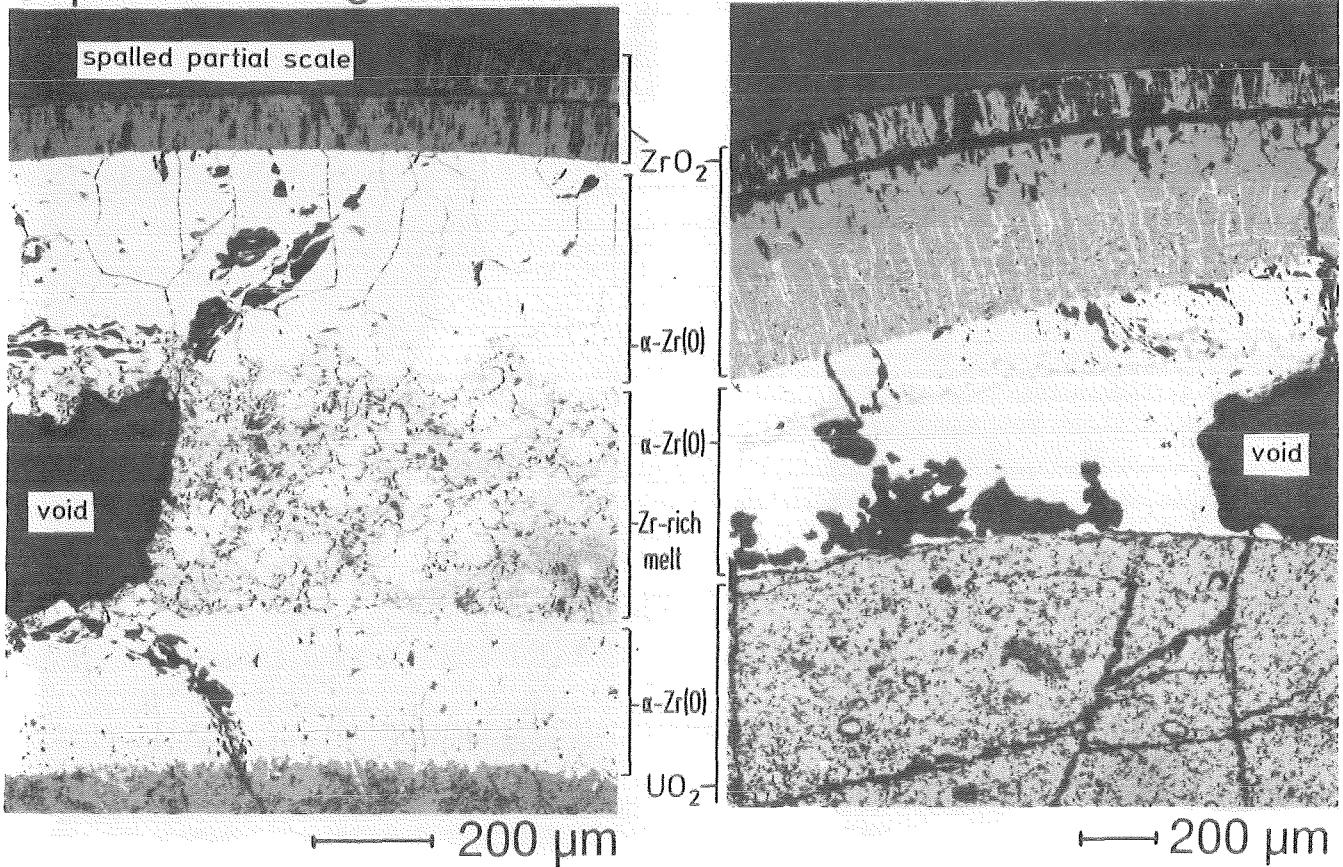


Abb. 5

Cladding oxidation in relation to other degradation mechanisms (CORA-13, elevation 348 mm)

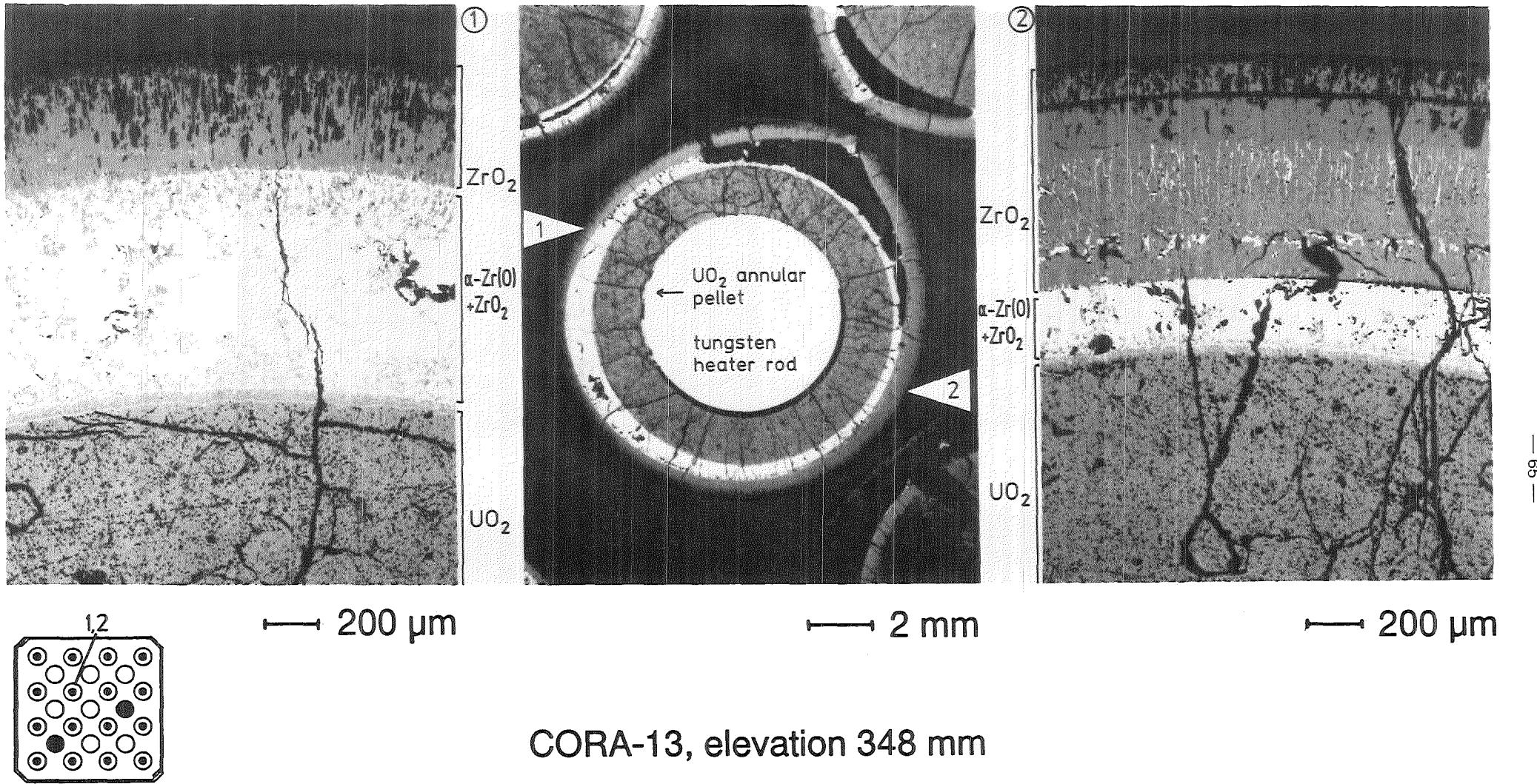
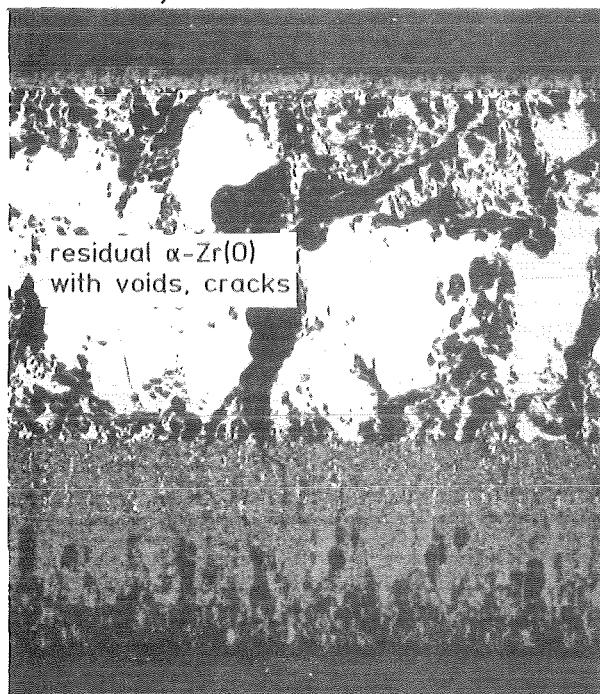


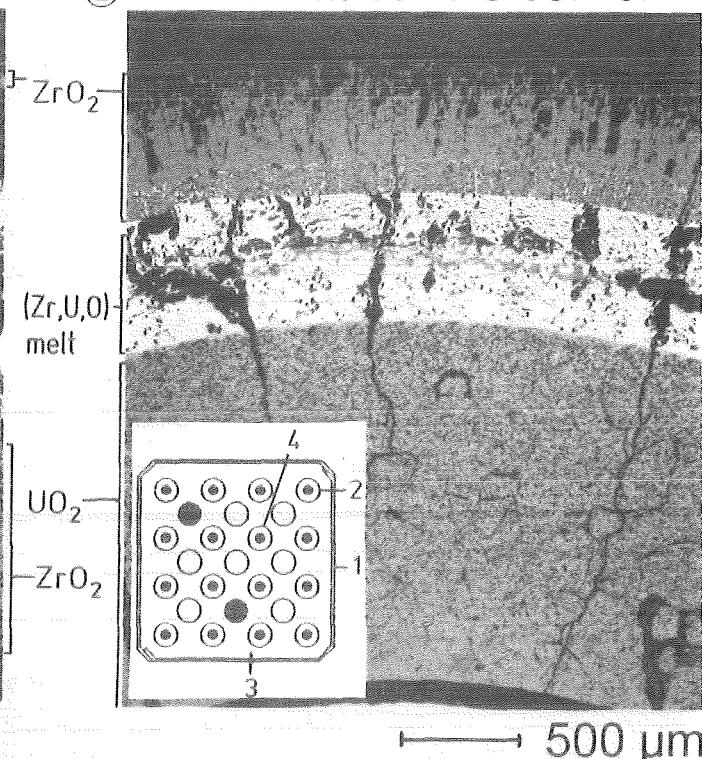
Abb. 6

ZrO_2 scale thickness variation due to azimuthal temperature differences around fuel rod

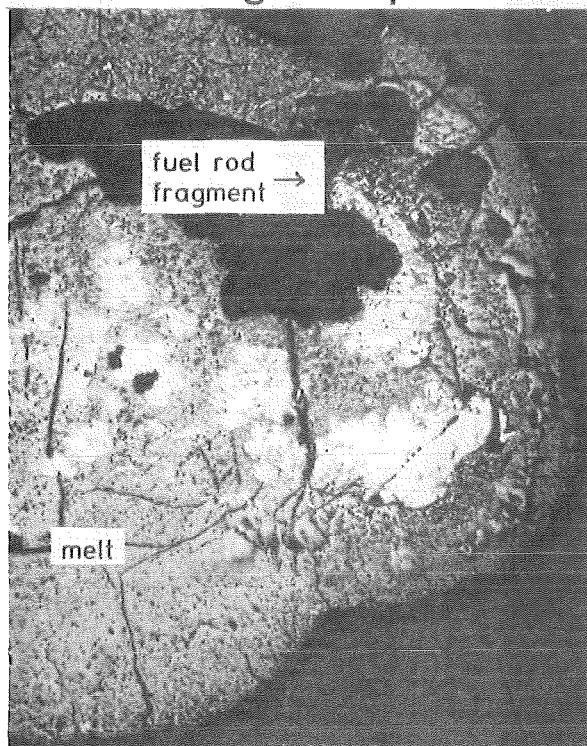
① shroud, external side



② fuel rod at bundle corner



③ fuel rod fragment plus melt



④ more central fuel rod

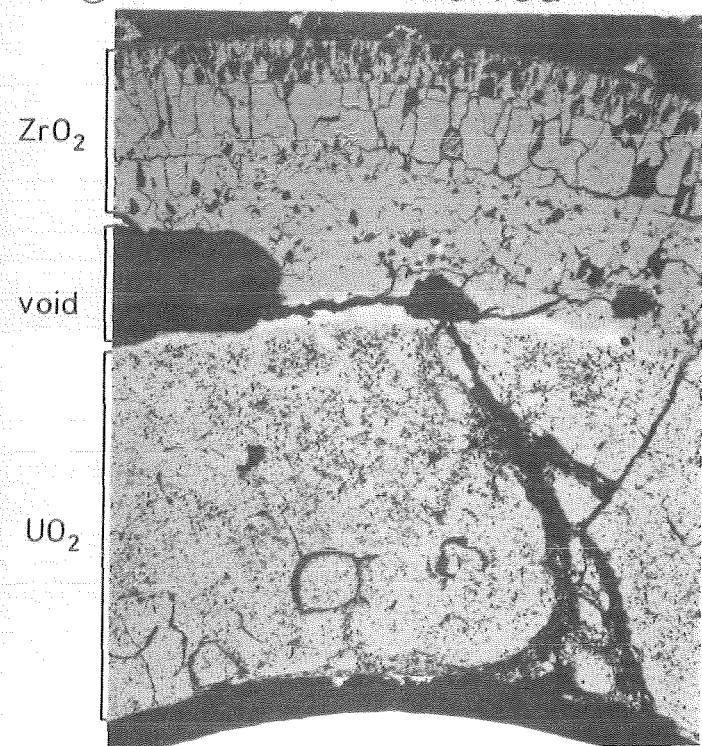


Abb. 7

Towards complete consumption of metallic materials at elevation 398 of CORA-13

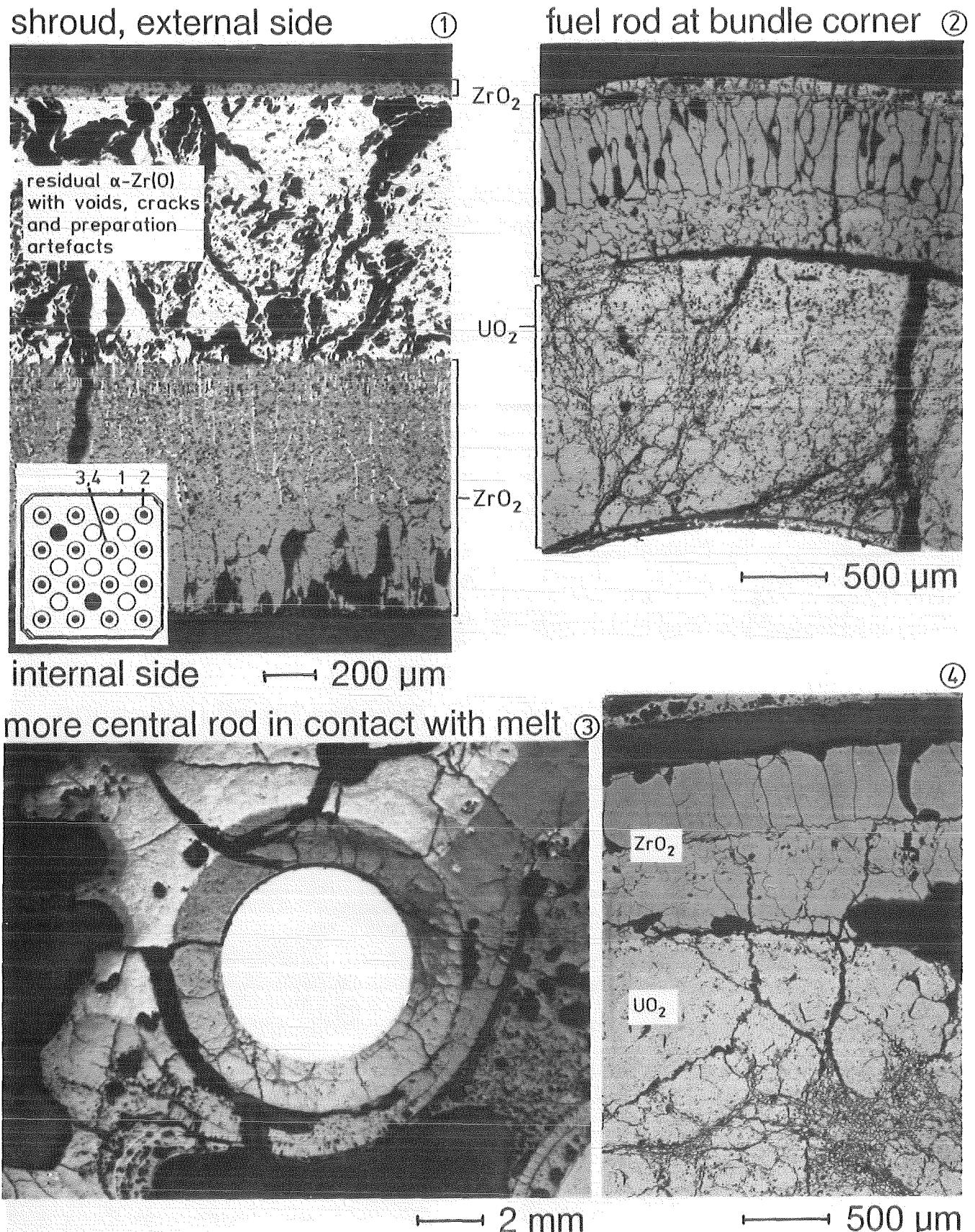
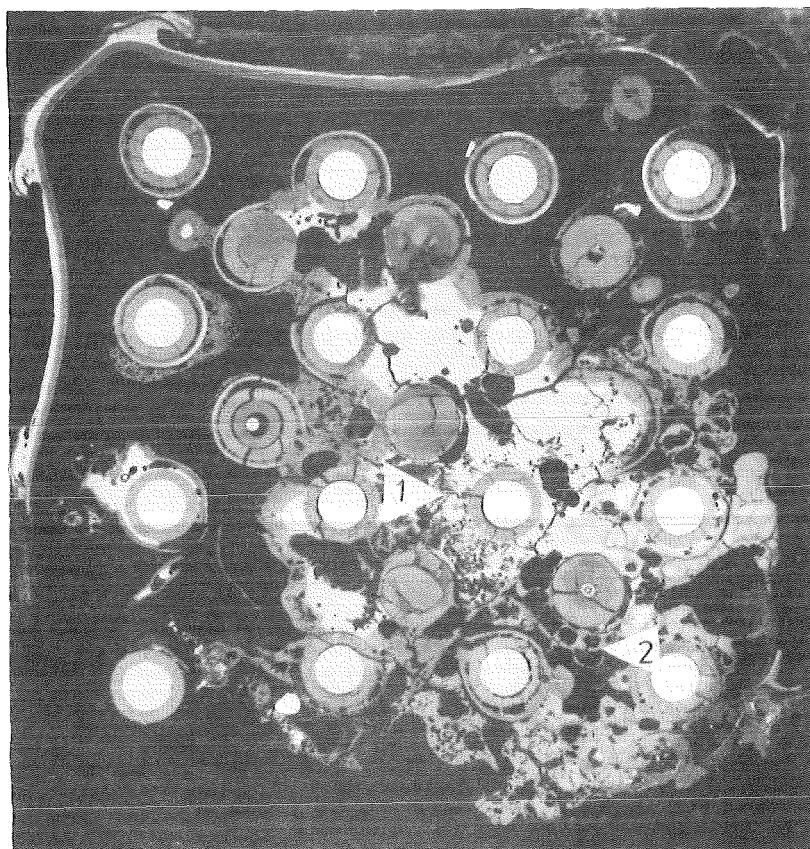


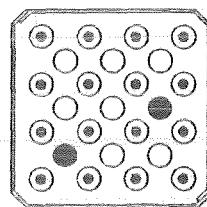
Abb. 8

Complete oxidation of cladding material, partial oxidation of shroud and melt at elevation 448 mm of CORA-13



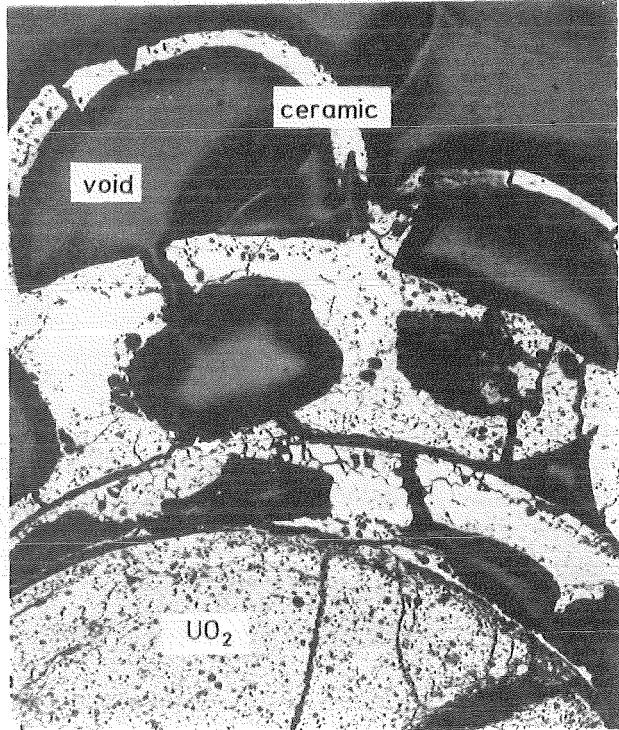
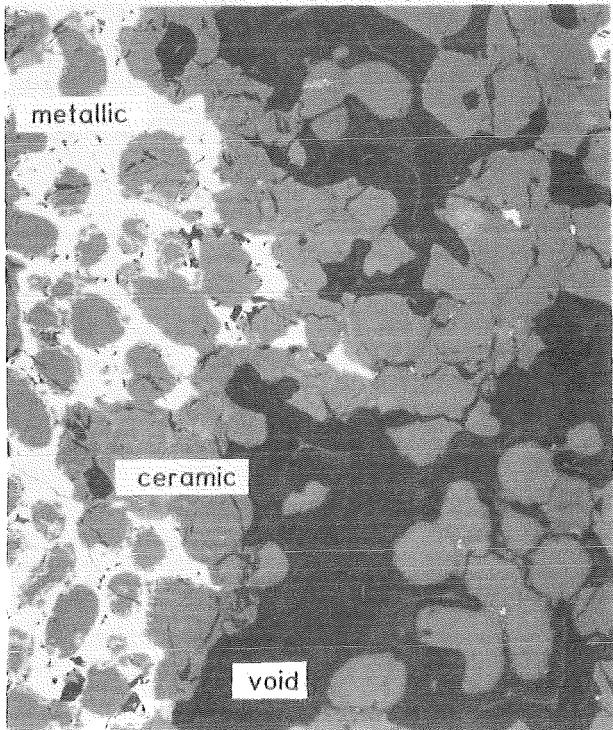
CORA-13
elevation 448 mm

fuel rod residues embedded
by melt of metallic (light grey)
or ceramic (dark grey) character



↔ 10 mm

① porosity of partly oxidized melt, repeated melt relocation ②



↔ 50 µm

↔ 1 mm

KfK

— Abb. 9 —

Microstructural and oxidation-related aspects of melt,
discussed in relation with the quenching of CORA-13
bundle (elevation 448 mm)

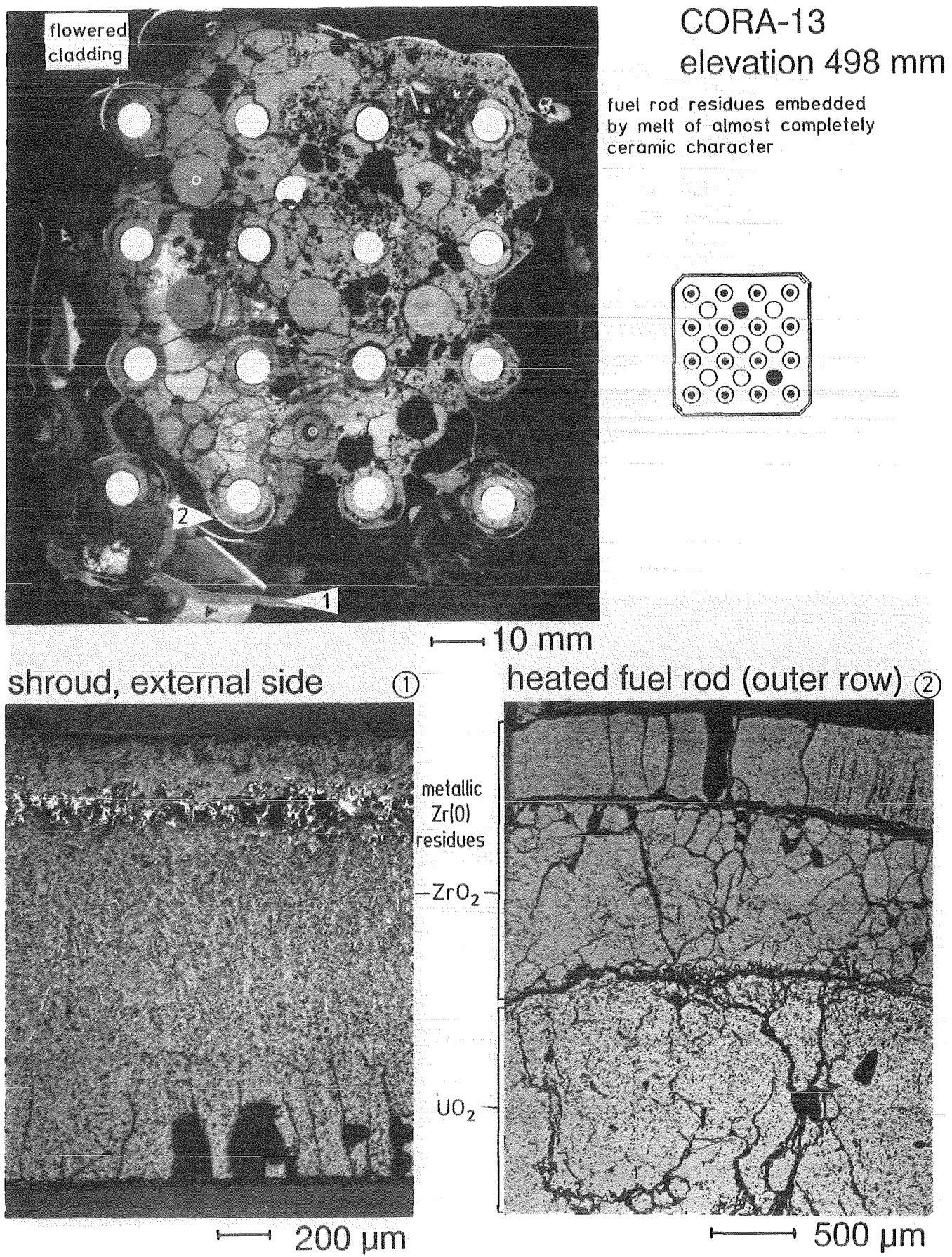


Abb. 10

Complete oxidation of cladding and shroud
at elevation 498 mm of bundle CORA-13

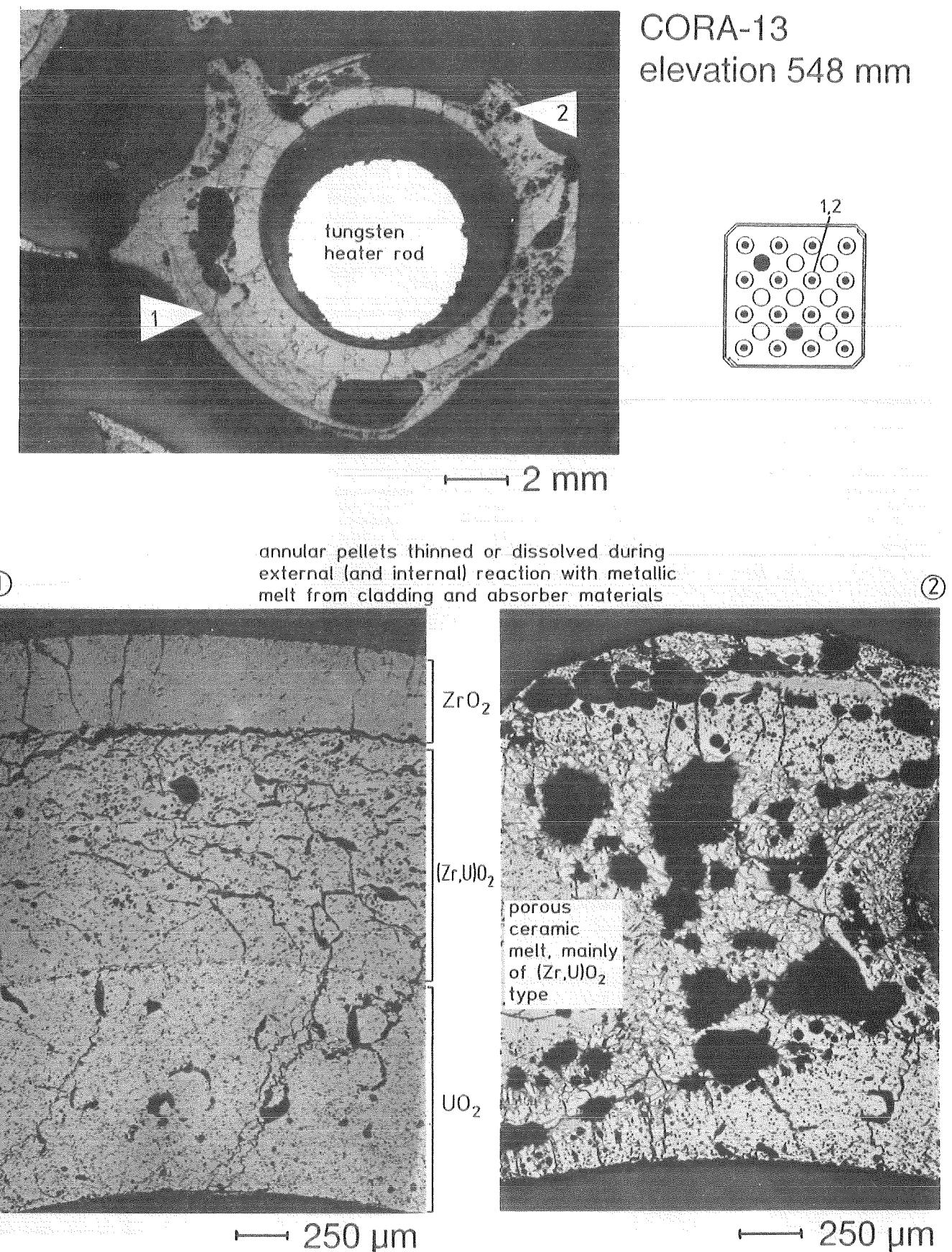


Abb. 11



Variation in the degree of fuel dissolution across a heated rod of CORA-13 bundle at 548 mm elevation

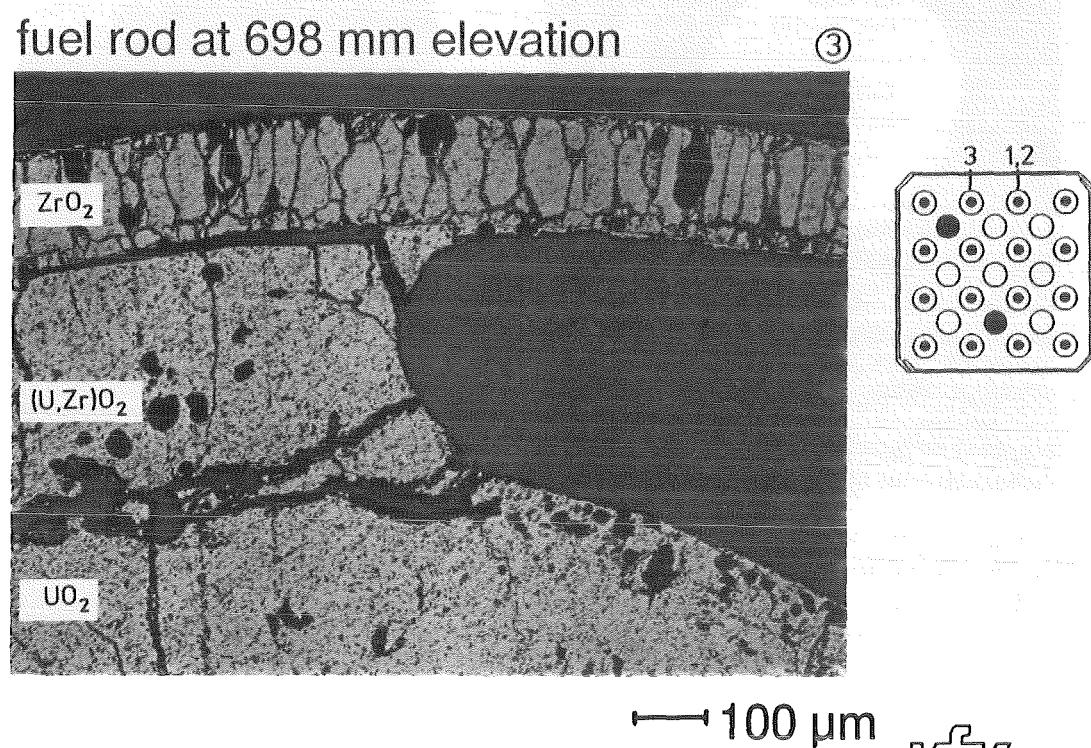
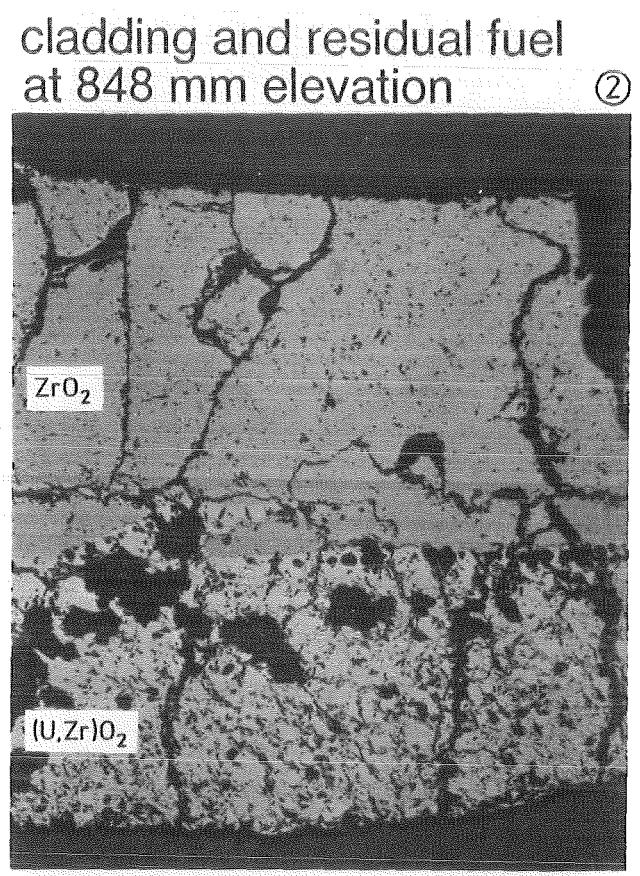
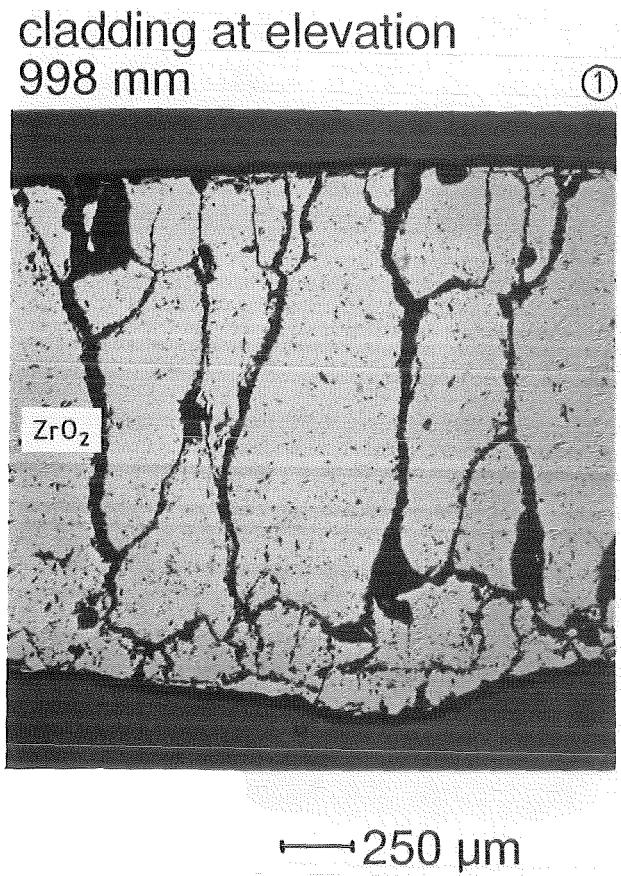
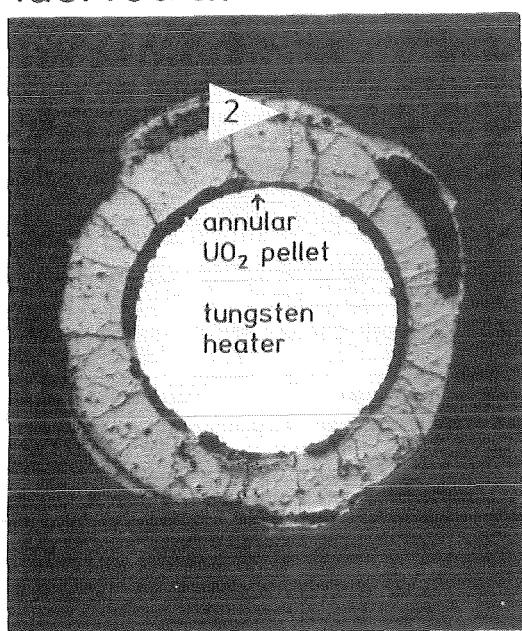


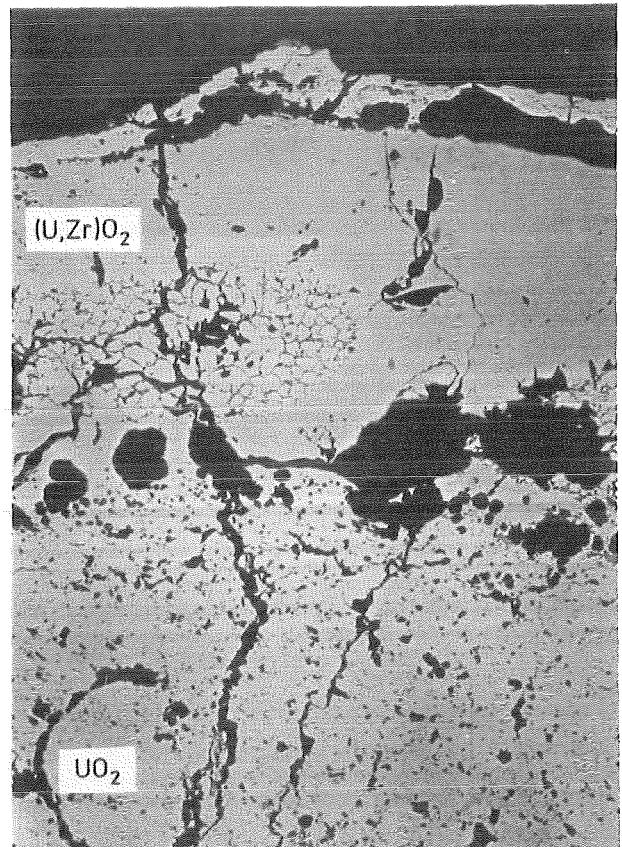
Abb. 12

Fuel rod oxidation at upper elevations of the CORA-13 bundle (heated rods of the outer row)

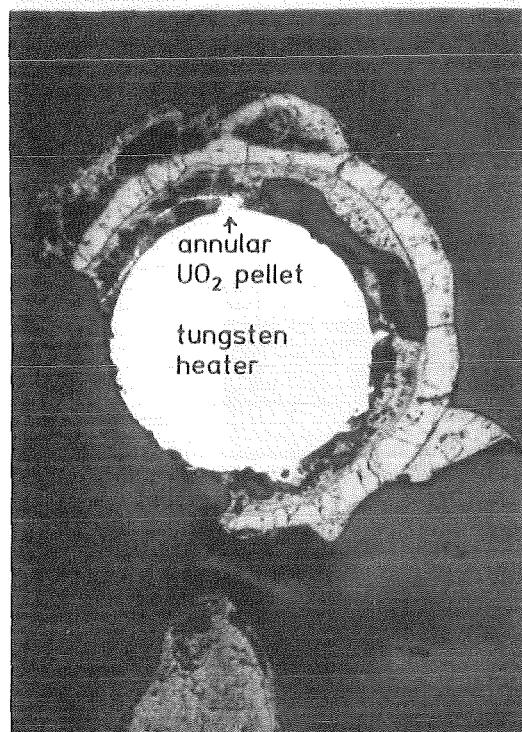
fuel rod at 998 mm ①



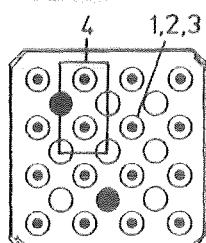
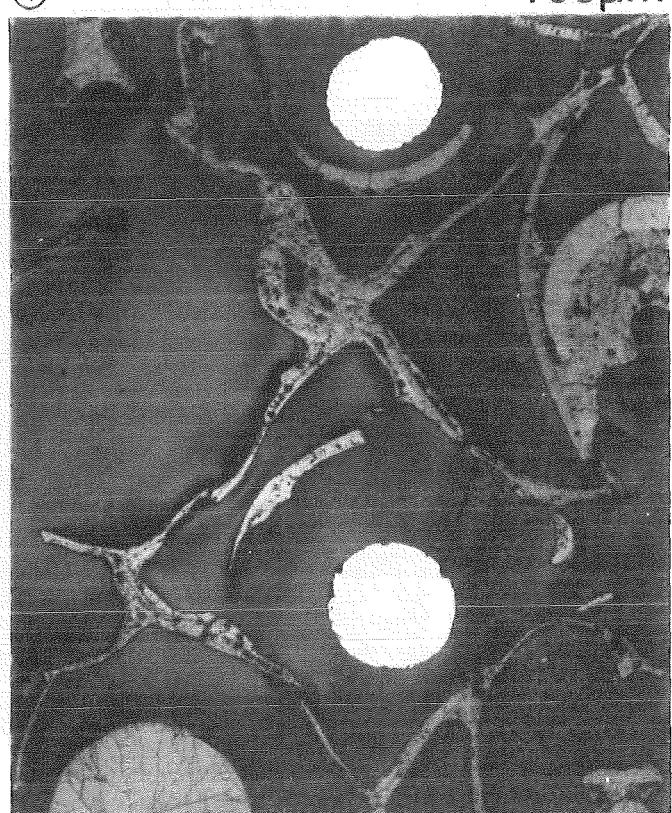
②



same rod at 848 mm ③



④



Oxidized Zircaloy
spacer grid at
848 mm elevation

KfK

Abb. 13

Oxidation of melt from fuel/cladding interaction and
of the Zircaloy spacer grid at upper elevations of CORA-13

ZrO_2 scale thickness in μm
Max. temperature in $^{\circ}\text{C}$

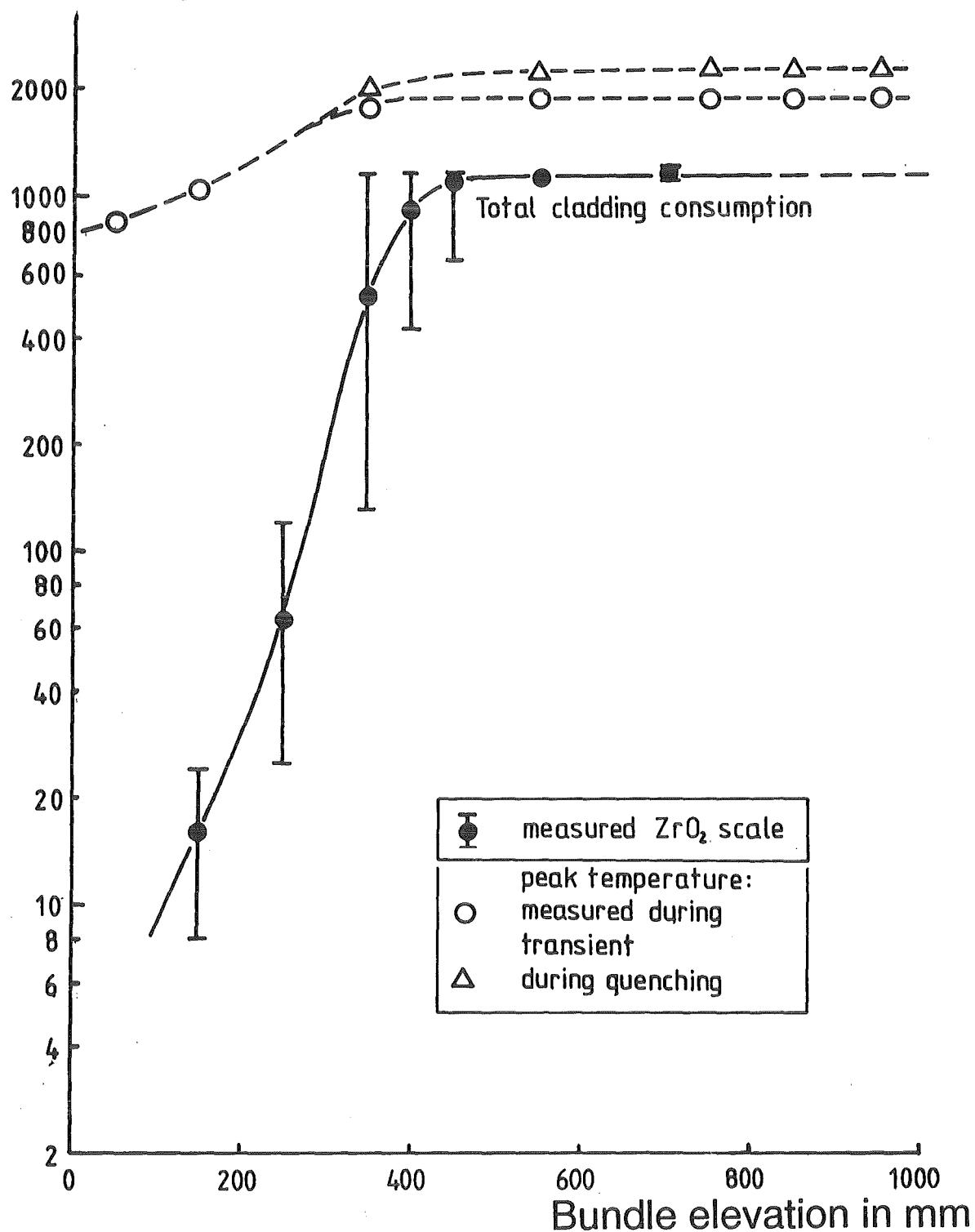


Abb. 14

Axial distribution of ZrO_2 scale thickness of the CORA-13 fuel rods in comparison to maximum temperatures

ZrO_2 scale
thickness
in μm

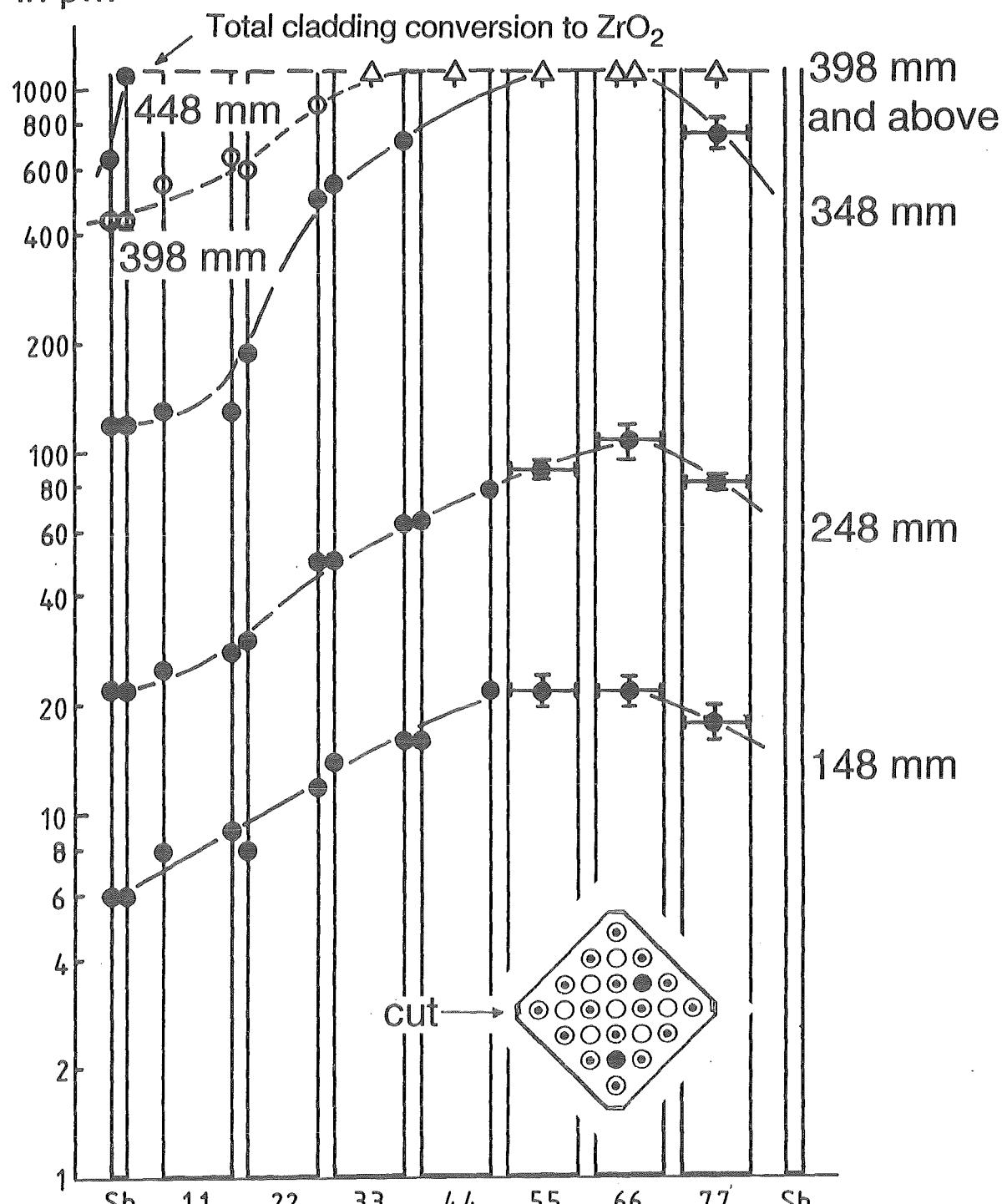


Abb. 15

Lateral distribution of ZrO_2 scale thickness,
diagonally across the bundle CORA-13, at different
axial elevations

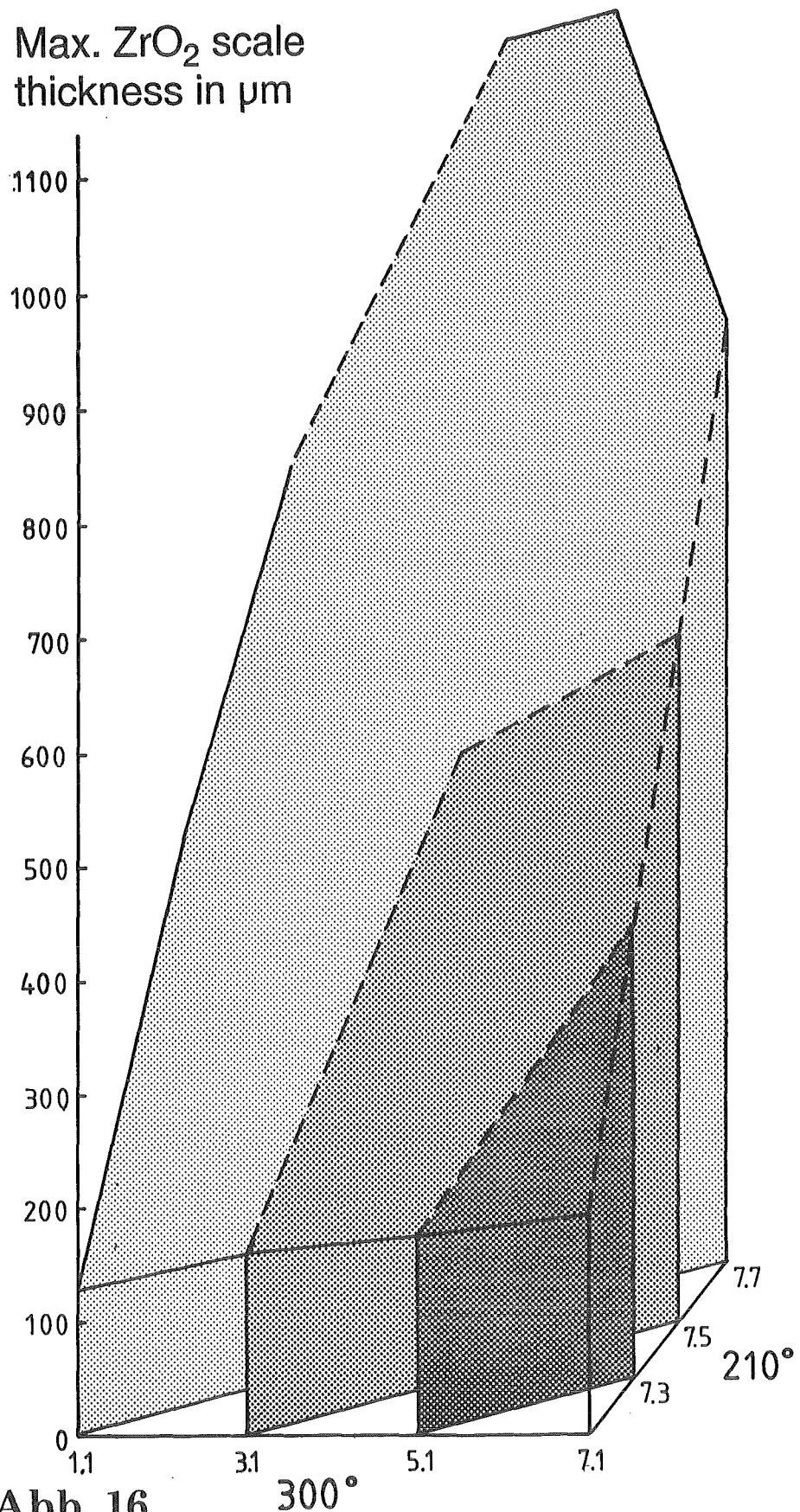


Abb. 16

ZrO_2 scale thickness distribution through one half of the bundle Cora-13 at the elevation 348 mm

Internal ZrO_2 scale thickness in μm

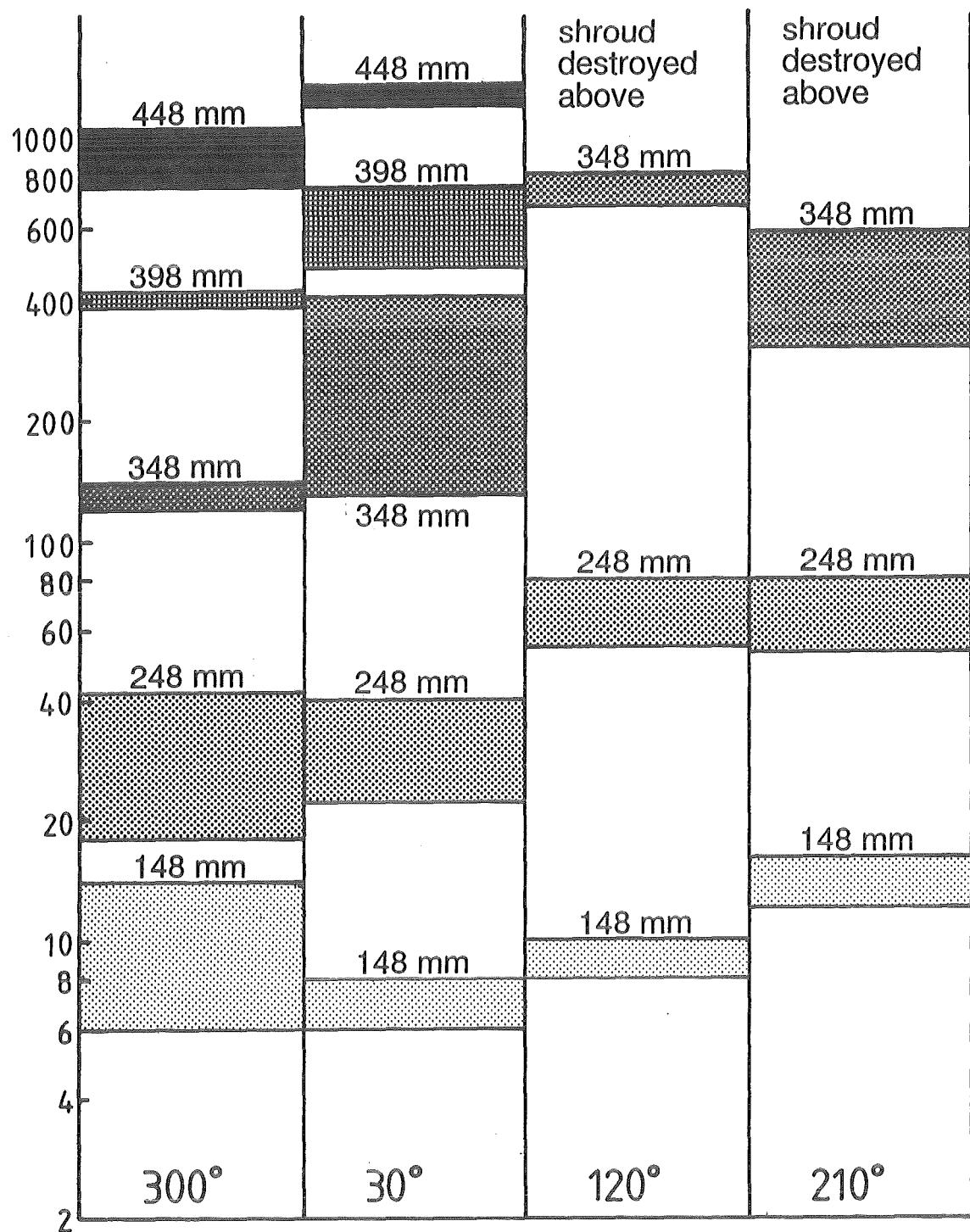


Abb. 17

Distribution of internal ZrO_2 scale thickness around the shroud of bundle CORA-13

External ZrO_2 scale thickness in μm

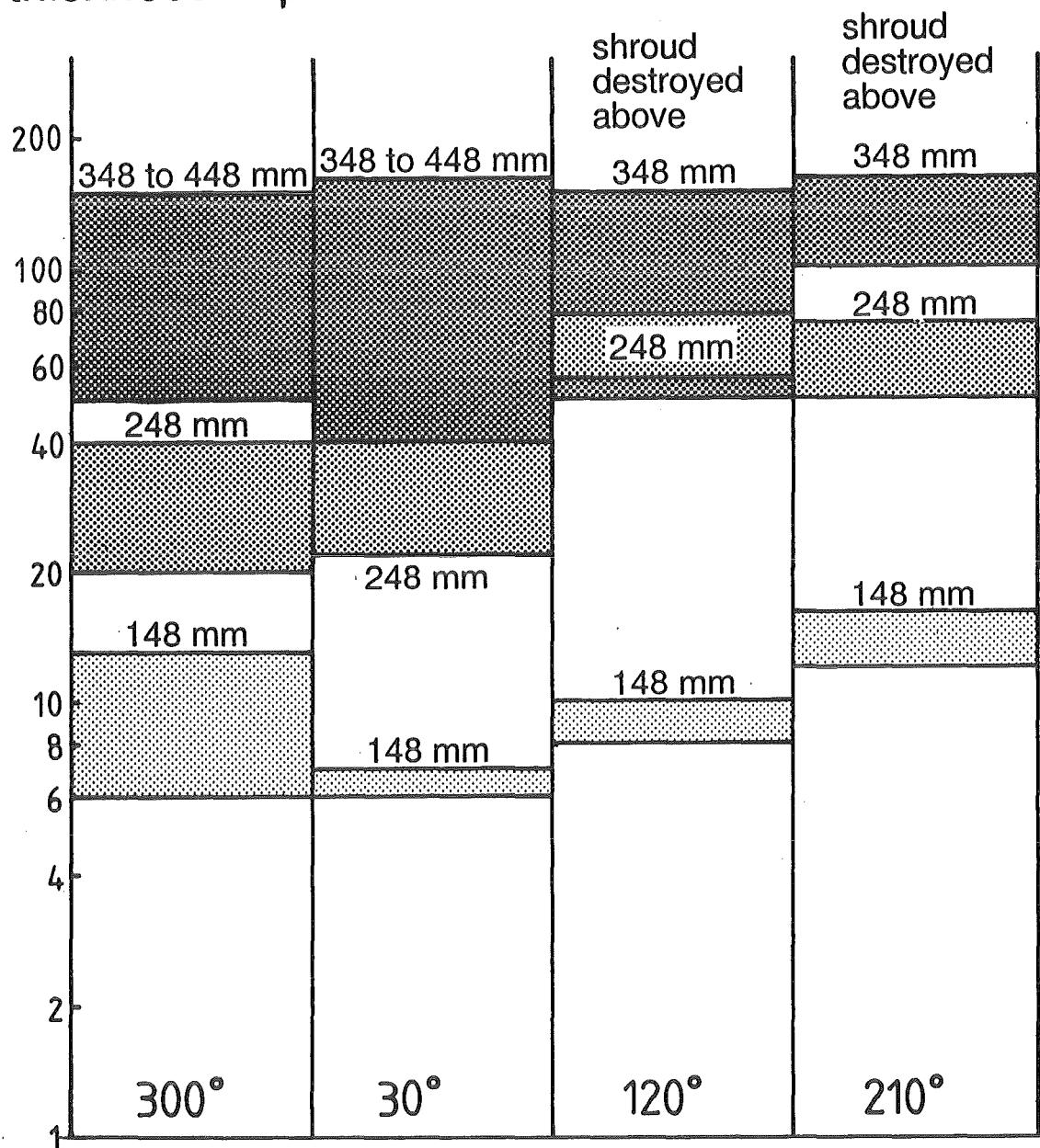


Abb. 18

Distribution of external ZrO_2 scale thickness around the shroud of bundle CORA-13

32.05.01/04 A Measurement of Gas Composition in CORA Experiments

PSF OD5I (R.Huber, INR, H.Malauscheck, HIT, B.Schmitt, G.Schumacher, INR)

Abstract

Quantitative on line analysis of reaction product and sweep gases has been conducted at CORA-10, -28 & -33 experiments by means of quadrupole mass spectrometry. Data obtained allow estimation of the production rate of hydrogen which is a measure of the degree of reaction of the steam water mixture with zircaloy and absorber materials. CORA-10 was an experiment with a PWR-type bundle that had a low steam injection rate (2 g/sec) and in which the lower bundle part was without radial heat insulation. The result was a flatter escalation slope and a much lower total hydrogen production than in other PWR experiments. In CORA-28, which employed a BWR type bundle with preoxidized rod surface, it was planned to investigate the influence of an oxide layer on the course of oxidation. The oxidation layer of maximal 70 μ m caused a delay for the escalation of the steam-zirconium reaction and a much lower total hydrogen production than in comparable experiments without preoxidation. Experiment CORA-33 (BWR type) had a low heating rate and was the only one without steam injection. There was no escalation of hydrogen production during this experiment and the total hydrogen production was much lower than in the other experiments with low heating rates.

32.05.01/04A Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten

PSF OD5I (R. Huber, INR, H. Malauscheck, HIT, B. Schmitt, G. Schumacher, INR)

1. Einleitung

Die Gasfreisetzung während der drei im Jahre 1992 durchgeführten Experimente CORA-10, -28 und -33 wurde gemessen und ausgewertet. Das Experiment CORA-10 enthielt ein Brennstabbundle in einer für Druckwasserreaktoren typischen Anordnung mit Ag-In-Cd-Absorber, während die Bündel in CORA-28 & -33 für Siedewasserreaktor typisch und mit B_4C als Absorber ausgerüstet waren.

CORA-10 unterschied sich von anderen PWR Experimenten durch die niedrigere Wasserdampfeinspeisung und dadurch, daß der untere Teil des Bündels keine radiale Wärmeisolation besaß. Mit CORA-28 sollte der Einfluß einer Oxidationschicht auf den Versagensablauf untersucht werden. Zur Erzeugung einer Oxidationsschicht von maximal 70 μm wurde das Bündel im Containment unter Wasserdampf aufgeheizt. Mit dem Experiment 33 wurde der Einfluß fehlender Wasserdampfeinspeisung bei langsamer Aufheizung getestet. Die Aufheizrate betrug 0.3 K/sec gegenüber 1 K/sec bei sonstigen Experimenten.

2. Ergebnisse

2.1 CORA-10

In CORA-10 betrug die Dampfeinspeisung in den Argonstrom von 4.48 l/sec nur 2 g/sec gegenüber 6 g/sec in sonstigen PWR Experimenten. Außerdem war der untere Teil des Bündels nicht isoliert, was zu einer Verschiebung des Beginns der Eskalation zu größeren Bündelhöhen führen sollte. Die elektrische Aufheizung des Bündels begann bei 3000 sec., die Dampfinjektion bei 3300 sec. Ende der elektrischen Heizung und Dampfinjektion war bei 4800 sec. Das Ergebnis der Berechnung der Wasserstoffproduktionsrate aus den Analysenergebnissen ist in Fig.1 dargestellt. Zum Vergleich ist die entsprechende Kurve für CORA-29, das mit den gleichen Versuchsdaten gefahren wurde, mit eingetragen. Der Unterschied zwischen beiden Experimenten ist, daß CORA-29 voroxidiert war und die Dampfeinspeisung 6g/sec betrug. Die geringe Voroxidation in CORA-29 hatte keinen Einfluß auf die Wasserstoffproduktion mit Ausnahme einer Verschiebung des Reaktionsbeginns um 100 sec. Der auffällige Unterschied zwischen beiden Kurven ist die flachere Steigung während der Eskalation, die

Eskalation, die viel niedrigere maximale Produktionsrate und die niedrigere Menge an erzeugtem Wasserstoff in CORA-10. Das ist offensichtlich eine Auswirkung des Dampfmangels im Bündel. Die Zirkonoxidation betrug 53% in CORA-10 im Vergleich zu 66% in CORA-29.

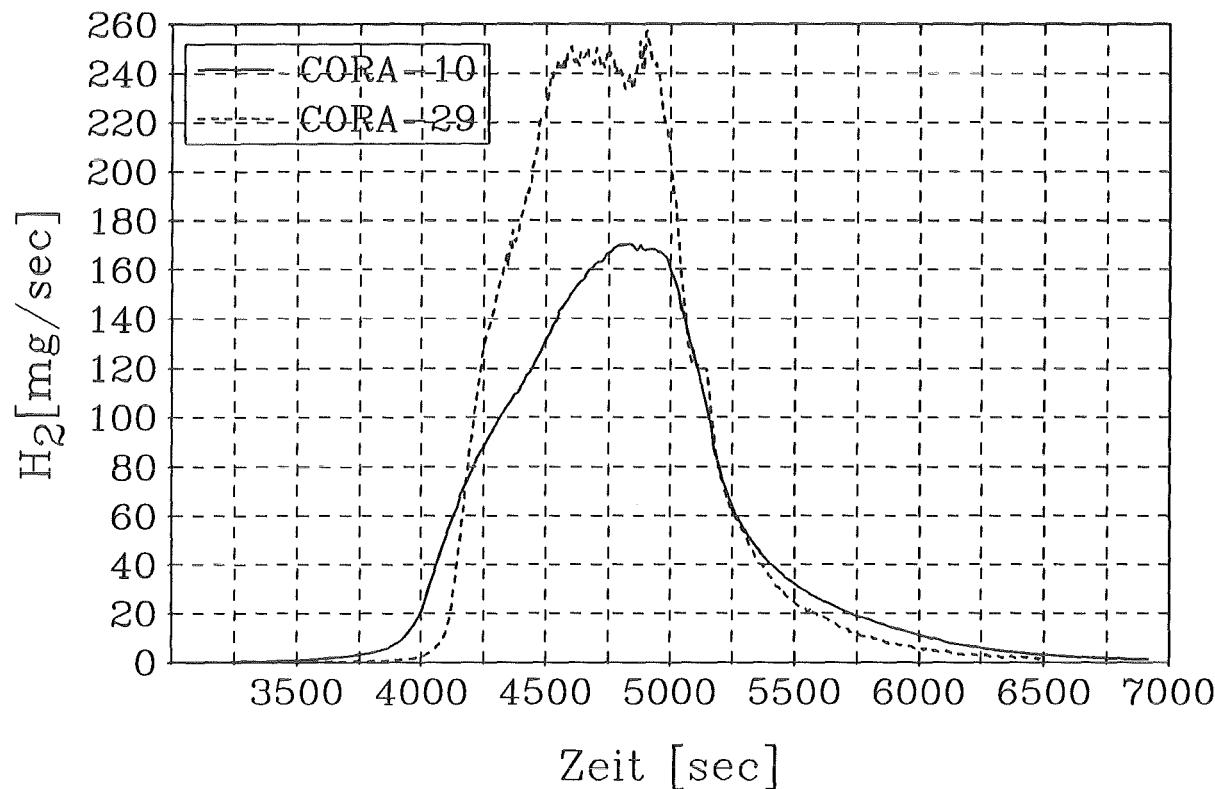


Fig.1: Wasserstoffproduktionsrate in Cora-29 verglichen mit den Werten für Cora-10. Die Gesamtproduktion von H₂ ist 225g in Cora-29 und 180g in Cora-10

2.2 CORA-28

Die maximale Oxidschichtdicke von 70 µm formierte sich bei den Vorheizexperimenten auf einer Höhe von 1000 mm. Die Oxidschicht nahm beginnend vom Boden des Bündels fast exponentiell bis zu dieser Höhe zu. Zum Beispiel betrug die Oxidschichtdicke bei 500 mm 10 µm und 27 µm bei 800 mm. Oberhalb 1000 mm fiel die Oxidschichtdicke wieder ab und betrug z.B. bei 1200 mm nur noch 8 µm. Die elektrische Aufheizung des Bündels begann bei 3000 sec., die Dampfinjektion von 2 g/sec in den Argonstrom von 4.48 l/sec bei 3300 sec. Ende der elektrischen Heizung war bei 4800 sec. Das Ergebnis der

Berechnung der Wasserstoffproduktionsrate aus den Ergebnissen der Analyse ist in Abb.2 dargestellt. Zum Vergleich ist die entsprechende Kurve für CORA-16, das mit den gleichen Versuchsdaten gefahren wurde, mit eingetragen. Der Unterschied zwischen beiden Experimenten ist nur der, daß CORA-28 voroxidiert war. Es ist offensichtlich, daß die Voroxidation die Steigung während der Eskalation der Wasserstoffproduktion nicht verringert sondern eher erhöht. Gegenüber dem Vergleichsexperiment CORA-16 ist jedoch die totale Wasserstoffproduktion deutlich erniedrigt. In CORA-28 wurden 104 g Wasserstoff erzeugt. Das entspricht einer Zirkonoxidation von ca. 16% (CORA-16, 24%). Bei der Voroxidation wurde 3% Zirkon oxidiert. Es ergibt sich zusammen eine Zirkonoxidation von 19%. Das ist sehr niedrig, weil die große Masse der Kastenwände in die Rechnung eingeht.

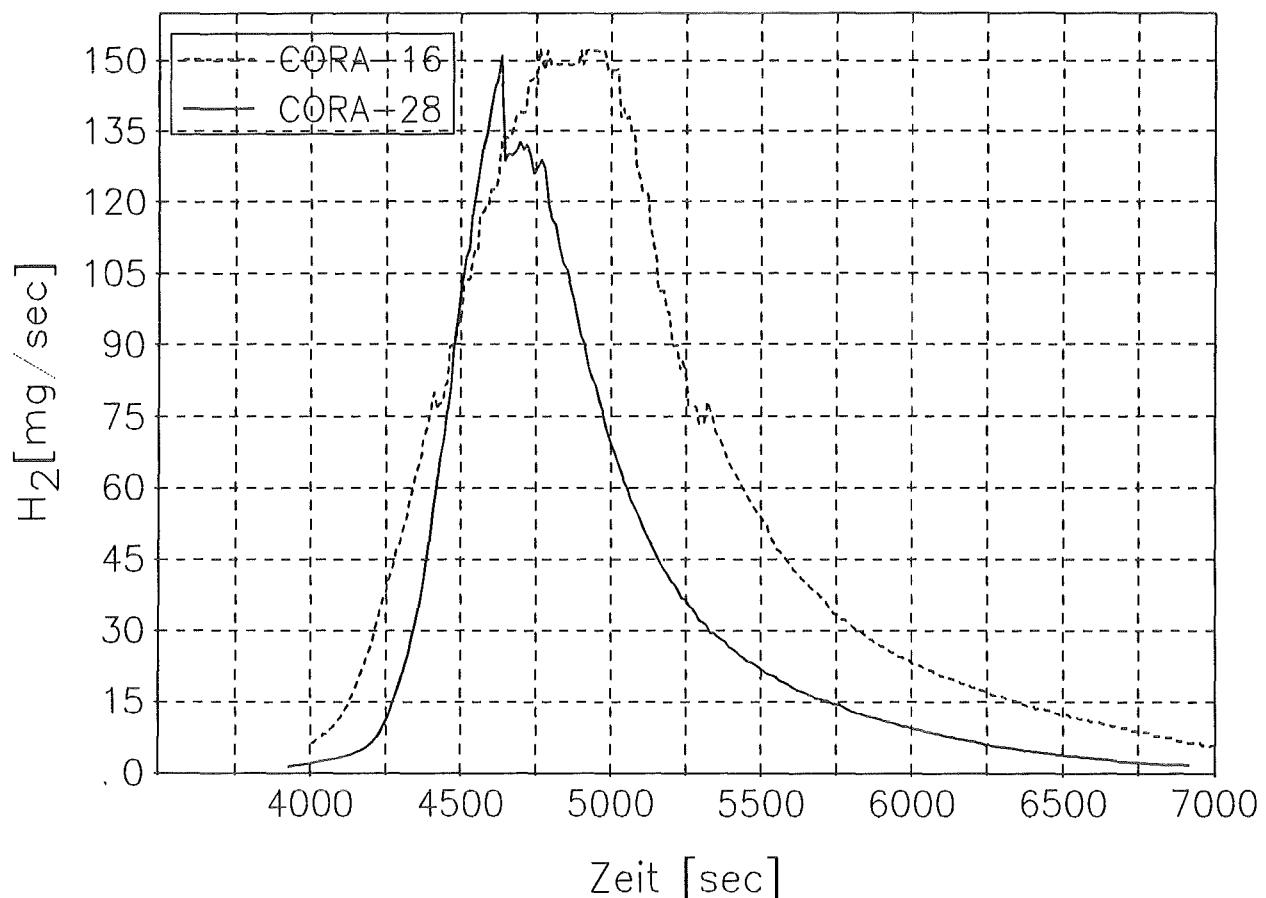


Fig.2: Wasserstoffproduktionsrate in Cora-28 verglichen mit den Werten für Cora-16. Die Gesamtproduktion von H₂ ist 104g in Cora-28 und 167g in Cora-16

2.3 CORA-33

CORA-33 war das einzige Experiment ohne Wasserdampfeinspeisung. Die einzige Dampfquelle war der Quenchzylinder, der die unteren Enden der elektrisch beheizten Stäbe kühlt. Das Bündel wurde beginnend bei 3000 sec langsam mit einer Rate von 0.3 K/sec aufgeheizt. Wegen der langsamen Aufheizung endete die Leistungs- und Dampfeinspeisung erst bei 8300 sec mit einer Leistung von 26.7 KW. Der Dampfmangel verursachte einen sehr flachen Anstieg der Wasserstoffproduktion ohne erkennbare Eskalation. Abb.3 zeigt die Wasserstoffproduktionsrate in CORA-33 im Vergleich zu CORA-31, das ebenfalls eine niedrige Aufheizrate hatte, bei dem jedoch die Dampfeinspeisung 2 g/sec betrug. Das Maximum der Wasserstoffproduktionsrate ist in CORA-33 deutlich erniedrigt. Die insgesamt produzierte Wasserstoffmenge ist mit 84 g noch nicht einmal halb so groß wie in CORA-31. Die Zirkonoxidation beträgt nur 13% gegenüber 32% in CORA-31.

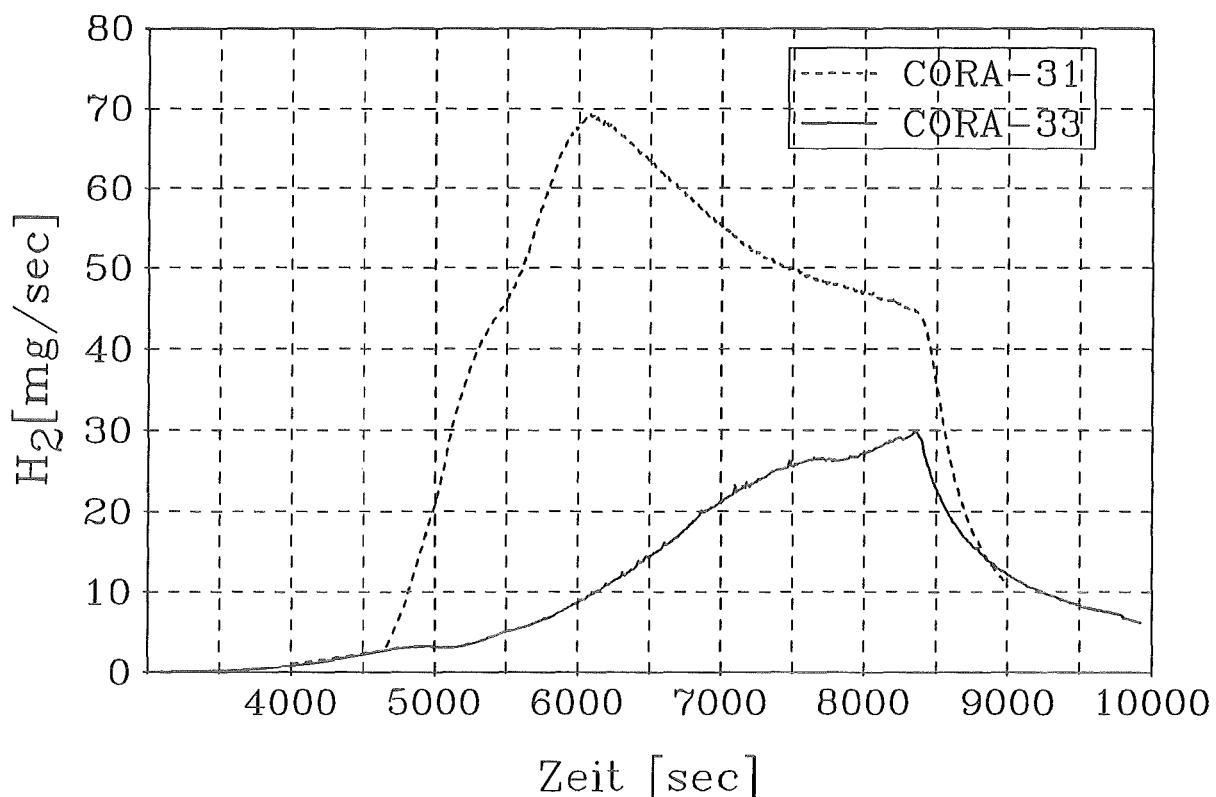


Fig.3: Wasserstoffproduktionsrate in Cora-31 verglichen mit den Werten für Cora-33. Die Gesamtproduktion von H₂ ist 205g in Cora-31 und 84g in Cora-33

32.05.01/05A Modelling of material behaviour
PSF 0N2C (Ch. Homann, W. Sengpiel, D. Struwe, IRS; G. Jacobs; INR)

Theoretical work is concerned with analyses of damage mechanisms in the core and damage progression in the RPV in the course of LWR severe accidents.

For modelling in-vessel core degradation processes and damage progression the computer code system SCDAP/RELAP5/MOD3(7AF) is used. In order to test the code capabilities, post-test calculations of CORA-7 and CORA-13 experiments are performed. Experience from CORA post-test calculations is used for the transfer of CORA experimental results to the specific conditions of nuclear reactors.

The results of first CORA-7 analyses with SCDAP/RELAP5 show good agreement of transient fuel rod cladding temperatures with corresponding experimental observations. Other important data like the instantaneous hydrogen production rates may differ considerably. Here, the reasons for differences in experimental and theoretical results will be identified and conclusions drawn with respect to changes in physical and chemical modelling as well as refinement of bundle nodalization for the calculations.

32.05.01/05A Untersuchungen zu schweren Kernschäden
PSF 0N2C Modellierung des Materialverhaltens
(Ch. Homann, W. Sengpiel, D. Struwe, IRS; G. Jacobs, INR)

Inhalt der theoretischen Arbeiten sind Analysen der Schadensentwicklung im Core und der Schadensausbreitung innerhalb des RDB im Verlauf schwerer auslegungsüberschreitender Unfälle von Leichtwasserreaktoren. Dabei sind folgende Fragestellungen zu untersuchen:

- in welcher zeitlichen Abfolge erfolgt die Kernzerlegung und die Umverteilung des geschmolzenen Cores, welche chemischen und physikalischen Prozesse dominieren in der Anfangsphase, welche Phänomene bestimmen den Ablauf in der späten Phase der Bildung eines Schmelzepools im unteren Corebereich;
- wie ist die thermomechanische Wechselwirkung des Schmelzepools mit der unteren Gitterplatte, wie erfolgt die Verlagerung der Schmelze in das untere Plenum des RDB;
- welche Mengen an Wasserstoff werden zu welchem Zeitpunkt des Unfallablaufes erzeugt;
- welche Temperaturen erreichen die RDB-Wand und die Einbauten im oberen Reaktorplenum.

Für die Modellierung von InvesSEL-Unfallabläufen ist das Programmsystem SCDAP/RELAP5 entwickelt worden [1]. In der Version MOD3/7AF wurde es an der Rechenanlage IBM 3090 implementiert und getestet. Um die Leistungsfähigkeit von SCDAP/RELAP5 in der Modellierung der frühen Phase der Kernzerlegung zu prüfen, werden zunächst Nachrechnungen ausgewählter CORA-Experimente [2] durchgeführt. Die Erkenntnisse aus diesen Nachrechnungen dienen der Weiterentwicklung von Modellen mit dem Ziel der Übertragung der Ergebnisse der CORA-Experimente auf Reaktorbedingungen.

Schwerpunkt der Arbeiten im Berichtszeitraum waren Analysen des Versuchs CORA-7 und der Vergleich mit experimentellen Daten. Außerdem wurden entsprechende Nachrechnungen des Versuchs CORA-13 vorbereitet, bei dem das zerstörte Brennstabbündel durch Fluten von unten abgekühlt wurde. Die Nachrechnungen von CORA-13 werden in 1993 durchgeführt. Abb. 1 zeigt berechnete zeitliche Verläufe der Hüllrohrtemperaturen eines beheizten Stabes des CORA-7-Bündels im oberen Bereich zwischen 0,55 m und 0,95 m Höhe und einen in 0,75 m

Höhe gemessenen Temperaturverlauf. Bis zur maximalen Temperatur von ca. 2200 K, bei der das Thermoelement versagte, ist eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse festzustellen. Abb. 2 zeigt berechnete und gemessene Wasserstoffproduktionsraten für CORA-7. Die Interpretation der Ursachen für die deutlichen Abweichungen im zeitlichen Verlauf zwischen Experiment und Theorie ist momentan schwierig, da sich den Modellschwächen in SCDAP/RELAP5 (z.B. Fehlen eines Oxydationsmodells für umverteiltes Zry) Schwierigkeiten bei der zeitlichen Zuordnung der außerhalb des Bündels gemessenen Produktionsraten zu den im Bündel tatsächlich entstandenen Produktionsraten überlagern. Obwohl die dargestellten gemessenen Wasserstoffproduktionsraten nach [3] transportkorrigiert sind, ist der Zeitverzug zwischen den Ergebnissen von Rechnung und Experiment groß. Neben einer verbesserten Transportkorrektur (Berücksichtigung der Konzentrationsabhängigkeit des Wasserstofftransportes aus dem Bündel zur Meßstelle) sollte auch eine verfeinerte Bündelmodellierung mit SCDAP/RELAP5, die die ringförmige Anordnung von beheizten und unbeheizten Brennstäben in CORA-7 und damit die räumliche Verteilung der Wasserstoffproduktion wiedergibt, zu einer besseren Übereinstimmung von Experiment und Theorie führen. Dies wird geprüft werden. Die berechnete Gesamtmasse produzierten Wasserstoffs (~ 97 g) und die gemessene von 114 g [4] stimmen befriedigend überein.

Nachrechnung und Interpretation der Ergebnisse des CORA-7-Experiments werden fortgeführt.

- [1] Allison, C.M., Johnson, E.C., "SCDAP/RELAP5/MOD2 Code Manual", NUREG/CR-5273, EGG-2555, Sept. 1989
- [2] Hofmann, P., et al., "Experimentelle Erkenntnisse zu schweren Kernschäden aus dem CORA-Versuchsprogramm", Jahrestagung Kerntechnik, 5. - 7. Mai, 1992, Karlsruhe
- [3] Schumacher, G., private Mitteilung, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik, 1993
- [4] Huber, R., et al., "Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten", in Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1990, Projekt Nukleare Sicherheitsforschung, KfK 4850, Juli 1991, S. 60

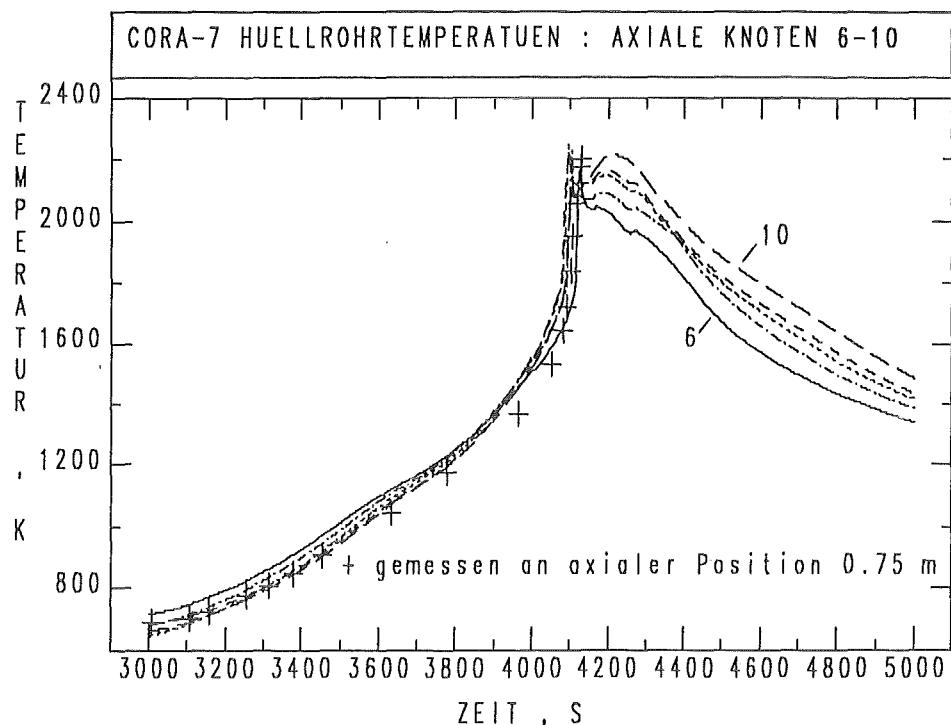


Abb. 1: Zeitlicher Verlauf der Brennstaboberflächentemperaturen während des CORA-7-Experimentes in der oberen Hälfte des Bündels: Vergleich berechneter Temperaturen (axiale Knoten 6 bis 10 entsprechend 0.55 bis 0.85 m Bündelhöhe) mit gemessenen Temperaturen an axialer Position 0.75 m

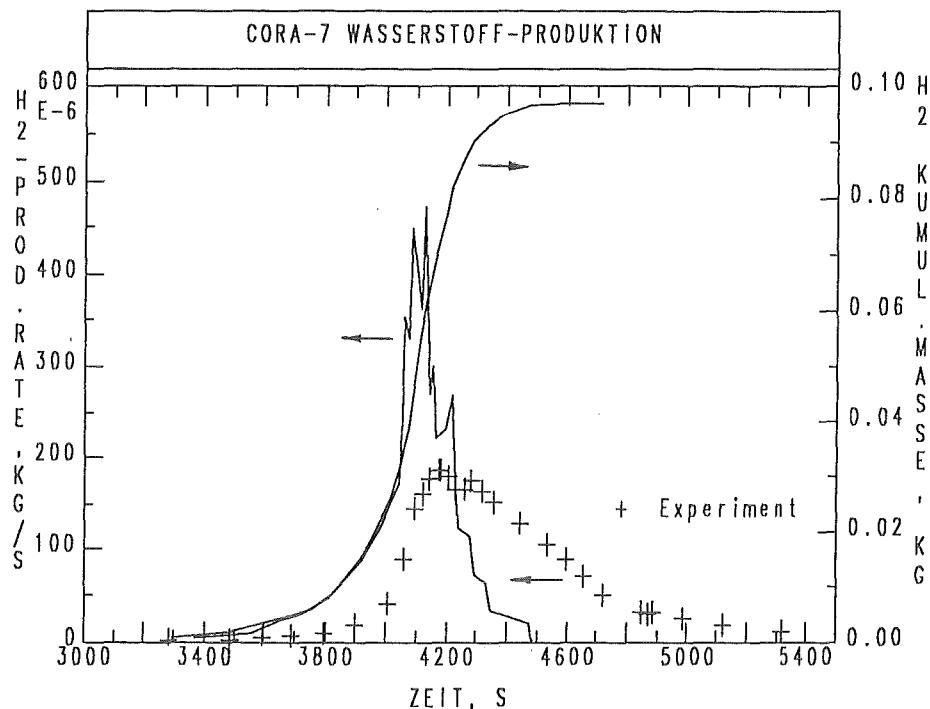


Abb. 2: Wasserstoffproduktion während des CORA-7-Experimentes: Vergleich berechneter zeitlicher Produktionsraten mit experimentell ermittelten. Zusätzlich angegeben ist die berechnete kumulative produzierte Wasserstoffmasse

32.05.02

LWR-Kernschmelzen

32.05.02/02A Core-Melt Behavior in a LWR-Containment
PSF 0D5H (H. Alsmeyer, J.J. Foit, H. Schneider, S. Stiefel, W. Tromm,
 IATF; G. Merkel, W. Ratajczak, G. Schleinkofer, J. Seibert,
 H. Schönthal, H. Ziegel; HVT)

The BETA Test Series II has been completed which investigated some important additional aspects of melt/concrete interaction. Zircaloy oxidation is rapidly completed mostly by the reduction of silicate from the concrete to elemental Si for temperatures below 2200 K as has been quantified in three experiments. This reaction is especially important for BWR melts with their high initial content of zirconium. The behavior of serpentinite type of concrete which is used in some parts of Russian reactors, is characterized by a very high release of hydrogen or steam, respectively, because of the high content of crystal water in the serpentine mineral. The high amount of MgO in the serpentine lowers viscosity and freezing temperature of the oxide melt and substantially contributes to the aerosols. The BETA experiments together with other large scale MCCI experiments in USA are considered a sufficient data base for final validation of the computer codes such as WECHSL so that no further large scale experiments in this area are required.

The final test of the BETA-II test series investigated the failure mode of a concrete cylinder eroded by a hot melt from the inner side while cooled by outside water. This situation may occur in a German PWR. The experiment showed radial failure of the concrete wall and transition of the melt into the water which produced a significant steam explosion in the facility. The relevance of this experimental result for reactor application is discussed.

The WECHSL Mod3 version is used to perform an accident analysis for a standard German 1300 MW_{el} BWR with its considerable amount of Zr as constituent of the melt. The analysis begins from the time after which the melt has penetrated the reactor pressure vessel and is contained in the dry reactor cavity. The concrete is siliceous with a 14 m cavity diameter. Only one oxidic layer with a homogeneously dispersed metallic phase is used here, in contrast to former calculations using stratified melt configurations, i.e. an underlaying metallic layer covered by an oxidic layer. The initial temperature of the melt is estimated to be 2673 K. The calculations are performed using either the condensed Zr/SiO₂ chemistry or the oxidation of Zr by gases only.

The Zr/SiO₂ condensed phase chemistry leads to fast oxidation of Zr with a high chemical energy input which causes a higher melt temperature level and higher concrete erosion rates in the early phase of the melt/concrete interaction. The penetration of the 2 m thick basemat is calculated to occur in 2.9 days.

32.05.02/02A Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment

PSF 0D5H H. Alsmeyer, J.J. Foit, H. Schneider, S. Stiefel, W. Tromm, IATF;
G. Merkel, W. Ratajczak, G. Schleinkofer, J. Seibert, H. Schönthal, H. Ziegeler; HVT)

Modell- und Codeentwicklung zum Verhalten von Kernschmelzen

1. Zielsetzung und Vorgehensweise

Zur Analyse und Beschreibung der physikalischen und chemischen Vorgänge, die sich im Falle eines Kernschmelzunfalls aus dem Kontakt der heißen Kernschmelze mit dem Fundament des Reaktors ergeben, wurden im KfK bisher intensive experimentelle und theoretische Untersuchungen durchgeführt. In der zweiten Serie von Experimenten in der BETA-Anlage werden noch offene Fragen behandelt, die nach Abschluß der ersten Experimentreihe und deren Anwendung in der Deutschen Risikostudie – Phase B noch zu beantworten sind. Dazu gehören der Einfluß des chemisch sehr reaktiven metallischen Zircaloys in der Kernschmelze besonders in Zusammenhang mit SWR-typische Zusammensetzungen von Schmelzen, die Fragen der seitlichen Erosion des biologischen Schildes im DWR mit der Möglichkeit des direkten Kontakts von Schmelze und Sumpfwasser sowie das Verhalten von Serpentinit-Beton bei Angriff durch Kernschmelzen. Diese Betonart ist teilweise in östlichen Reaktoren verwendet.

Die zweite Experimentreihe wurde im Berichtszeitraum mit einem Experiment zur Erosion des biologischen Schildes abgeschlossen, das weiter unten ausführlich dargestellt wird.

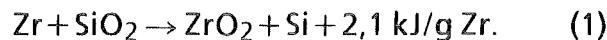
Die experimentellen Ergebnisse dienen der Überprüfung und Weiterentwicklung des WECHSL-Rechenprogramms, das die wesentlichen Prozesse bei der Fundamenterosion beschreibt. Unter Abschnitt 4 wird die Anwendung dieses Programms auf eine Reaktorsituation diskutiert.

2. Experimente mit Zircaloy-reichen Schmelzen und zur Erosion von Serpentinit-Beton

Die thermische Energie bei der Fundamenterosion resultiert aus der Nachwärmeleistung des Brennstoffs aber auch aus der chemischen Energie der oxidierenden metallischen Anteile der Schmelze. Von besonderer Bedeutung ist hierbei das in der Stahlschmelze lösliche metallische Zirkonium aus den noch nicht oxidierten Hüllrohren der Brennstäbe und, im Falle von Siedewasserreaktoren, der Brennelement-Kästen. Das vor allem beim SWR große Zirkoniuminventar kann in

einer kritischen Unfallphase die Fundamenterosion und damit die Freisetzung von Wasserstoff und Spaltprodukten bestimmen.

Metallisches Zirkonium oxidiert unter hoher Energiefreisetzung durch Reaktion mit Wasserstoff und Kohlendioxid aus der Betonzersetzung. Zusätzlich ist es nach chemischen Gleichgewichtsbetrachtungen möglich, daß das Zirkonium bei Temperaturen bis etwa 2200 K mit dem erschmolzenen Silikat des erodierten Betons reagiert nach der Reaktion



Da Silikat in großen Mengen vorhanden ist, kann dies die beherrschende Oxidationsreaktion des Zr sein. Das entstehende elementare Silizium löst sich in der Stahlschmelze, wo es längerfristig, das heißt nach Abschluß der Zr-Oxidation, durch H_2O und CO_2 aus dem Beton oxidiert werden kann.

Zur Prüfung der Existenz der oben skizzierten Oxidationsreaktionen und zur Quantifizierung der damit gekoppelten Prozesse wurden in den Vorjahren 3 Experimente durchgeführt, die jetzt im Hinblick auf die wichtige Zr-Reaktion (1) ausgewertet sind. In den Experimenten mit silikatischen Betontiegeln wurde eine prototypische Schmelze mit einem Stahlanteil (Fe, Cr, Ni) von 300 kg zuzüglich 80 kg Zircaloy-4 und mit anfänglich 50 kg Oxidschmelze auf hohem Temperaturniveau von anfangs etwa 2200 K erzeugt. Der Zr-Anteil von 21% entspricht dabei einem typischen DWR-Szenario, für SWR-Bedingungen sind noch höhere Zr-Konzentrationen zu erwarten. Die induktive Beheizung der Schmelze mit 2,5 bis 0,5 kW/kg Schmelze simuliert unterschiedliche Nachwärmeneiveaus, entsprechend frühen oder späten Unfallsituationen. Der Schmelze wurde ein Gemisch von ausgewählten simulierten Spaltprodukten zugesetzt, für leichtflüchtige Spaltprodukte ZrTe_2 und für schwerflüchtige Spaltprodukte Mo , CeO_2 , BaO , La_2O_3 und SrO . Die Zugabe von Borkarbid in 2 Experimenten zielt auf spezielle SWR-typische Bedingungen.

Die Experimente zeigen einen starken Einfluß der Zirkonium-Oxidation auf das Verhalten der Schmelze. Nach den zeitlich gestaffelten Materialproben erfolgt die Zirkonium-Oxidation in einem Zeitraum von nur 2 bis 3 Minuten bis zum vollständigen Ausbrennen des Zr vor allem durch die chemische Reaktion mit dem Silikat, und zwar unabhängig von der Höhe der simulierten Nachwärmeleistung. Gleichzeitig baut sich Si in der metallischen Schmelze mit einer Konzentration von 5 bis 7% auf, wie dies aufgrund der Reaktion (1) zu erwarten ist. Bis zum Ende des Experiments - nach einer axialen Erosion des Betontiegels von etwa 50 cm innerhalb von 17 bis 46 min - hat der Si-Gehalt der Stahlschmelze durch Reaktion mit den Gasen H_2O und CO_2 stark abgenommen, wobei der Chrom-Gehalt noch

ungeändert blieb. Während der Zirconium-Oxidation wird eine große Menge chemischer Energie freigesetzt, die wesentlich höher ist als die Nachwärmeleistung in der Schmelze zu diesem Zeitpunkt. Dies hat eine hohe Erosionsrate des Beton, eine hohe Gasfreisetzung aus der Schmelze und ein starkes Aufschäumen der Schmelze zur Folge, was wiederum - in direkter Rückkopplung - die Oxidationsrate des Zirkonium beschleunigt. Die sehr hohe anfängliche Gasfreisetzung, die um mehr als eine Größenordnung über dem langzeitigen Wert liegt, wird dominiert durch Wasserstoff, der aus der chemischen Reduktion eines Teils des Betonwassers entsteht. Trotz der hohen Energiefreisetzung nimmt aber im Experiment die Temperatur der Metallschmelze schnell ab und erreicht, in Übereinstimmung mit früheren Experimenten, innerhalb von etwa 2 Minuten die Erstarrungstemperatur der Schmelze. Das Gleichgewicht von in der Schmelze freigesetzter Wärme und von abgeführter Wärme, vor allem durch Aufschmelzen des Betons, stabilisiert die Schmelze auf diesem Temperaturniveau bei weiter fortschreitender Erosion, die eine für die jeweilige Höhe der Nachwärmeleistung charakteristische Form der Schmelzenkaverne erzeugt.

Bei der Freisetzung der Aerosole aus der Schmelze beobachtet man eine starke Abnahme der Aerosolrate mit der Zeit, die ebenfalls deutlich an die Zr-Oxidation gekoppelt ist (Abb. 1). Die langfristige Freisetzung ist um 1 bis 2 Größenordnungen niedriger als die hohe Anfangskonzentration. Von den simulierten Spaltprodukten liefert Te hierzu einen nennenswerten Beitrag, wogegen die übrigen schwerflüchtigen Spaltprodukte bei einem Gehalt von wenigen Promille mit den verfügbaren chemisch-analytischen Methoden nicht quantitativ bestimmt werden konnten.

Das BETA-Experiment, unter Einsatz von Serpentinit-Beton, das in Zusammenarbeit mit dem Moskauer Kurtchatov-Institut durchgeführt wurde, hatte bis auf die Betonart einen ähnlichen Aufbau und Ablauf wie die oben beschriebenen Experimente. Serpentinit-Beton hat die Besonderheit, daß auf Grund des hohen Gehalts an Kristallwasser von Serpentinit-Mineral ($Mg_3Si_2O_7 \cdot 2H_2O$) 18 Gewichts-% H_2O im Beton enthalten sind, gegenüber ca. 5% in normalen Betonarten. Dies resultiert in einer sehr hohen Freisetzung von Gasen bei der Betonerosion, die wie die Messungen zeigen, zunächst überwiegend als Wasserstoff freigesetzt werden. Das im Serpentinit enthaltene Magnesiumoxid erzeugte im BETA-Experiment eine erhebliche Absenkung der Viskosität der oxidischen Schmelze, wie sie in ähnlichen Experimenten mit anderen Betonarten nicht beobachtet wurde. Aus diesem Grund wurde gegenüber dem russischen Institut angeregt, daß für CORIUM-Mischungen mit Serpentinit-Beton Stoffdaten wie Zähigkeiten und Erstarrungstemperaturen aus separaten Experimenten gesondert bestimmt werden sollten.

Das Magnesiumoxid ist auch verantwortlich für die etwa um den Faktor 2 höhere Freisetzung von Aerosolen aus der Schmelze, da es den höchsten Massenanteil an den Aerosolen stellt. Die Freisetzung der simulierten, schwerflüchtigen Spaltprodukte ist aber auch bei dieser Betonsorte gering.

Eine Nachrechnung der wesentlichen Größen dieses Experiments konnte mit WECHSL in guter Übereinstimmung durchgeführt werden. Dabei wurde das Verhalten des erschmolzenen Sepentinit modellmäßig durch eine Mischung von SiO_2 - CaO simuliert.

Die Experimente wurden im Frühjahr 1992 auf einem OECD-Spezialistentreffen im KfK dargestellt und diskutiert. Demzufolge stellen die durchgeführten Großexperimente in BETA und in USA eine ausreichende Datenbasis dar, so daß keine weiteren Großexperimente zur trockenen Fundamenterosion notwendig erscheinen [1].

3. BETA-Experiment V6.2 zur Erosion des biologischen Schildes

Im Falle eines Kernschmelzunfalls in einem deutschen Standard-DWR würde die Schmelze nach Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters den Beton in der Reaktorgrube erodieren, wobei zunächst der biologische Schild das Sumpfwasser von der Schmelze fernhält. Mit fortschreitender radialer Erosion kann die Schmelze den Betonschild so weit zerstören, daß nach etwa 8 Stunden ein seitliches Durchschmelzen des Betonschildes auftritt und damit ein direkter Kontakt und Übertritt der Schmelze in das Sumpfwasser erfolgt [2]. Prinzipiell ähnliche Situationen treten auch in Reaktoren mit anderen Containmentkonzepten auf, so daß der seitliche Durchtritt einer Kernschmelze durch eine von außen wassergekühlte Betonwand ein grundsätzliches Problem darstellt.

Ein erstes Vorläufer-Experiment zu diesem Problemkreis in der BETA-Anlage des KfK hatte ergeben, daß der Vorgang wie oben beschrieben abläuft und nicht, wie eventuell zu vermuten war, durch die Ausbildung einer durch das kühlende Wasser stabilisierten Kruste verhindert wird [3,4]. Als Ergebnis dieses Experiments und begleitender Rechnungen mit dem WECHSL-Rechenprogramm ergab sich also, daß es bei dem betrachteten Unfall zu einem Übertritt der Schmelze in das Sumpfwasser kommt, da eine thermodynamisch mögliche Restwandstärke des Betons mechanisch nicht stabil ist. Gleichzeitig war jedoch bei diesem ersten Experiment als Folge des direkten Kontakts von Schmelze und Wasser eine schwache Dampfexplosion aufgetreten, an der lediglich 8,3 kg Stahlschmelze mit geringer mechanischer Energieumsetzung beteiligt waren. Wichtig für Entstehung und Ablauf dieser Dampfexplosion war die enge geometrische Umschließung des

experimentellen Aufbaus, wie sie aus versuchstechnischen Gründen notwendig war. Es blieb daher noch zu beantworten, mit welcher typischen Querschnittsfläche die Betonwand versagt und mit welcher Rate die Schmelze in das Wasser übertritt.

Daher wurde im Berichtszeitraum ein weiteres, verändertes Experiment BETA V6.2 durchgeführt, das die Unzulänglichkeiten des Vorläuferexperiments im Hinblick auf die beobachtete schwache Dampfexplosion vermeiden sollte. Ein geänderter geometrischer Aufbau des Betontiegels mit Wasserspalt (Abb. 2) sollte einen wesentlichen Druckaufbau im wassergefüllten Ringspalt dadurch ausschließen, daß entstehender Dampf über 6 relativ große Kanäle abströmen kann und damit ein Hineindrücken von Wasser in die zentrale Schmelze als Vorbedingung für eine Dampfexplosion vermieden wird. Anders jedoch als im betrachteten Kernschmelzunfall ist die simulierte Kernschmelze vorwiegend metallisch mit 300 kg Stahl, um die induktive Beheizung zur Nachwärmesimulation zu ermöglichen, während die Schmelze zum betrachteten Unfallzeitpunkt überwiegend oxidisch ist und hauptsächlich aus UO_2/ZrO_2 mit einem hohen Anteil an Silikaten aus dem aufgelösten Beton besteht.

Das neue Experiment V6.2 wurde entsprechend der Versuchsplanung ähnlich wie das Vorläuferexperiment durchgeführt. Übertritt der Schmelze in das Wasser erfolgte nach Durchschmelzen der Wand 31,5 min nach Versuchsbeginn. Zu diesem Zeitpunkt hatten die 300 kg Metallschmelze eine Temperatur von etwa 1500°C. Es kam daraufhin innerhalb von Bruchteilen von Sekunden zu einer in diesem Ausmaß nicht erwarteten heftigen Dampfexplosion, die so stark war, daß sie den Tiegel zerstörte und den Versuchsaufbau und dessen Umgebung stark beschädigte. Die Experimentatoren in der Schaltwarte der Versuchsanlage vernahmen eine laute Detonation und spürten eine Erschütterung des Gebäudefundaments. Abb. 3 zeigt den Tiegel in der geschädigten Anlage, Abb. 4 gibt das Schema der Anlage vor dem Unfall. Der den Tiegel tragende Transportwagen wurde mitsamt der Tragbühne in die unterhalb des Tiegels befindliche Grube gedrückt, wobei die dabei aufgetretenen Knicklasten zur Ermittlung der Explosionslasten verwendet werden können. Oberhalb des Tiegels befindliche Anlagenteile wurden teilweise losgerissen und stark deformiert. Ein 7,8 Tonnen schwerer Sondenbehälter wurde um 3,3 m nach oben beschleunigt und stürzte auf die Anlage zurück. Die Explosion wirkte sich vorwiegend in axialer Richtung aus, radiale Belastungen wurden durch ein den Betontiegel umgebendes glasfaserarmiertes Kunststoffrohr abgetragen. Bemerkenswerterweise war das vorhandene Abgasrohr mit einem freien Durchmesser von 300 mm nicht ausreichend, den im Tiegel entstehenden hohen Dampfdruck schnell genug abzuleiten. Mit Versagen des Tiegels expandierte der

größte Teil des im Tiegel plötzlich entstehenden Dampfes in die Versuchshalle und transportierte auch die Schmelze, die als Folge der Dampfexplosion überwiegend in feinste Partikel fragmentierte und so mit dem Dampf in der gesamten Versuchshalle verteilt wurde. Die heißen Partikel verursachten lokale Brände, die gelöscht werden konnten.

Die Video-Kamera registrierte die Explosion im Tiegel als einen sehr kurzen, hellen Blitz, bevor sie mechanisch zerstört wurde. In gleicher Weise wurden auch alle Meßgeber im Tiegel und seiner Umgebung innerhalb eines Meßzyklus von 0,4 s zerstört, ohne vor der Explosion eine Änderung der Bedingungen angezeigt zu haben. Die Explosion erfolgte also spontan ohne Vorläuferereignis und führte innerhalb weniger als 0,4 s zur eingetretenen Zerstörung. Dies belegen auch die Meßkurven in Abb. 5, die die in die Schmelze eingekoppelte Heizleistung und den Druck im wassergefüllten Ringspalt des Tiegels angeben. Die Explosion ereignete sich zwischen 1893 und 1894 s; wegen der geringen Zeitauflösung der Datenerfassungsanlage von 0,4 s sind schnelle Vorgänge nicht ausreichend aufgelöst. Der Anstieg der gemessenen Heizleistung über den stationären Wert von 120 kW beginnt bei 1893 s und zeigt das Einsetzen der Umverlagerung von Schmelze im Tiegel: Die Schmelze nimmt durch den beginnenden Übertritt in den Wasserspalt eine solche geometrische Form ein, die zu einen besseren elektrischen Ankopplung an die Induktorspule führt. Der Durchtritt der Schmelze erfolgte vermutlich lokal am Umfang. Die mit Thermoelementen an zwei einander gegenüberliegenden Stellen gemessene Restwandstärke der Betonwand betrug zu diesem Zeitpunkt noch 1 bis 2 cm, die aus Thermoelementen ermittelte Kavernenform zeigt Abb. 6. Die Explosion selbst ereignet sich bei 1893,4 s, also spontan ohne wesentliche Vorläuferereignisse, wie auch die Druckmessung in Abb. 5 zeigt. Zum Zeitpunkt 1893,8 s haben bereits die meisten der Meßgeber im Tiegel und seiner engeren Umgebung versagt, vermutlich verursacht durch das globale Versagen des Tiegels in der Explosion. Auch die von einer Videokamera festgehaltene Bewegung des mit der Tiegelhaube verbundenen Abgasrohres, eine schnelle Vor- und Rückbewegung des Rohres zwischen 1893,4 und 1894,4 s, zeigt die kurzzeitigen Auswirkungen der Explosion. Die den Tiegel oben abschließende Tiegelhaube mit angeschlossenem Abgasrohr wurde aus den Auflagern gerissen und nach oben beschleunigt. Dort kollidierte sie mit dem darüber befindlichen Sondenbehälter und übertrug diesem Behälter so viel kinetische Energie, daß er die weiter vorne beschriebene Bewegung ausführte.

Im Gegensatz zum Vorläuferexperiment, bei dem sich der Übergang zu einer relativ milden Schmelze-Wasser-Reaktion über einen Zeitraum von etwa 7 s vollzog,

mit einem deutlich meßbaren Anstieg des Druckes im Wasserspalt des Tiegels, erfolgte also hier der Übergang zu energetischen Wechselwirkung spontan.

Abschätzungen der Energiefreisetzung für dieses Experiment ergeben, daß von der thermischen Energie der Metallschmelze in Höhe von 180 MJ etwa 1% bis 3% (5 MJ) in mechanische Energie umgesetzt wurden. Dies ist ein typischer Anteil, wie er auch in Dampfexplosionsexperimenten gemessen wurde. Überraschend ist allerdings der hohe Anteil der Schmelze, der unmittelbar an der Explosion teilgenommen hat und in Form feinster Partikel mit einem mittleren Durchmesser von 200 bis 400 μm vorliegt [5]. Lediglich 70 kg Metallschmelze, das sind etwa 20% der Gesamtschmelze, waren offensichtlich nicht beteiligt. Dies deutet auf einen sehr wirkungsvollen Mechanismus der Vorvermischung von Schmelze und Wasser hin, die Vorbedingung für eine Dampfexplosion mit so hoher Energiefreisetzung ist. Der Ablauf der Explosion, rekonstruiert auch unter Verwendung des Bruchbildes des Tiegels, erfolgte vermutlich so, daß zunächst ein kleinerer Teil der Schmelze im Ringraum explodierte. Dadurch wurde der bereits teilweise durchschmolzene, innere Betonzyylinder vollends zerstört und Wasser aus dem Spalt in die zentrale Schmelze gedrückt. Dies führte innerhalb von Millisekunden zu einer zweiten, stärkeren Dampfexplosion im Zentralriegel, die die eigentliche Zerstörung bewirkte.

Eine detaillierte Untersuchung der fragmentierten Partikel wurde vom IKE Stuttgart vorgenommen [5]. Die feinen in der Versuchshalle aufgesammelten Partikel der Schmelze sind überwiegend metallisch. Die Partikeldurchmesser, bestimmt an zwei typischen Proben, liegen zwischen etwa 10 und 2000 μm bei einem Medienwert von etwa 200 μm bzw. 420 μm . Die Massenverteilungen als Funktion des Durchmessers zeigen Abb. 7a und 7b für die beiden Proben. Die Summenverteilung beider Proben wurde in Abb. 8 in ein Diagramm eingetragen, in dem die Bandbreite typischer Verteilungen aus Dampfexplosionen wiedergegeben ist [6]. Demzufolge ist die Explosion in BETA dem Bereich von Dampfexplosionen mit eher hoher Energiefreisetzung zuzuordnen.

Auch die elektronenmikroskopischen Aufnahmen in Abb. 9a und 9b zeigen ein Erscheinungsbild von fragmentierten Partikeln, wie es für Dampfexplosionen typisch ist. In Abb. 9a fällt der hohe Anteil kugelförmiger Teilchen mit glatter Oberfläche auf, andere Teilchen sind aus Agglomeraten mit rauher Oberfläche gebildet. Nur bei Dampfexplosionen wurden Hohlkugeln mit Löchern nach Abb. 9b gefunden, wie sie auch in nennenswerter Zahl in Abb. 9a enthalten sind. Nach Fröhlich [5] entstehen solche Partikel bei der Kollision kleinerer Partikel mit bereits erstarrten Hohlkugeln.

Für den Ablauf der Dampfexplosion im hier geschilderten BETA-Experiment sind zwei Punkte wesentlich: Die Schmelze war bezüglich Temperatur und Zähigkeit leicht fragmentierbar, vor allem auch durch den überwiegenden Metallanteil. Zum anderen begünstigte die enge geometrische Konfiguration eine sehr schnelle Vermischung und die vermutete Doppelexplosion mit hoher Beteiligung von Schmelzemassen. Obwohl die Auswirkungen dieses Experiments wegen der speziellen Geometrie nicht direkt auf Unfallsituationen im Reaktor übertragbar sind, zeigen sie doch die Notwendigkeit auf, Untersuchungen zur Rolle von in-vessel und ex-vessel Dampfexplosionen bei Unfällen weiter fortzusetzen, auch im Hinblick auf solche Bedingungen, die sich bei Maßnahmen zur Unfallminderung einstellen können.

Im Hinblick auf die hier zu Grunde gelegte Unfallsituation zum Versagen des biologischen Schildes sind die folgenden Aussagen zu machen. Das hier besprochene wie auch das Vorgänger-Experiment haben eindeutig gezeigt, daß die radiale Erosion des biologischen Schildes durch die Schmelze zum Durchbruch des Schildes führt und nicht durch das außen vorhandene, kühlende Sumpfwasser unterbunden wird. Damit kommt es zum direkten Kontakt zwischen Schmelze und Wasser, wobei sowohl die Schmelze nach außen in das Wasser überreten kann wie auch das Wasser auf die zentrale Schmelze auflaufen kann. Hierbei ist jedoch wichtig, daß die Schmelze zu diesem Zeitpunkt des Unfalls etwa 7 Stunden lang die unteren und seitlichen Betonstrukturen erodiert hat und sich demzufolge mit den silikathaltigen Zersetzungprodukten des Betons vermischt hat. Daher hat die Schmelze zum Zeitpunkt des Schildversagens eine relativ niedrige Temperatur bei gleichzeitig hoher Zähigkeit der dominanten oxidischen, hoch silikathaltigen Phase. Anders als im BETA-Experiment kommt nicht die leicht fragmentierbare Metallschmelze, sondern die zähe und schlecht wärmeleitende Oxidschmelze mit dem Wasser in Kontakt. Daher sind Dampfexplosionen größeren Ausmaßes nicht zu erwarten, zumal auch das große Containmentvolumen eine Verstärkung der Energieumsetzung, wie sie im BETA-Experiment als Folge der engen, verdämmten Geometrie aufgetreten war, nicht begünstigt. Stattdessen ist ein langsamer lava-ähnlicher Übertritt der Schmelze in den Wasserbereich zu erwarten, und das Überfluten der zentralen Schmelze erfolgt unter Ausbildung einer Oberflächenkruste, wie es in Modellexperimenten beobachtet wurde [7]. Dabei tritt keine wesentliche Fragmentierung der Schmelze ein, so daß die Übertragung der Nachwärme aus der Schmelze an das Sumpfwasser durch die schlechte Wärmeleitung in der Oxidkruste begrenzt bleibt [8,9]. Als Folge hiervon ist eine Fortsetzung der Betonerosion nach unten zu erwarten.

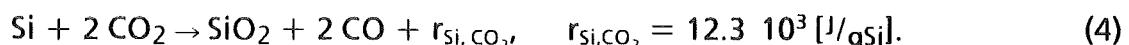
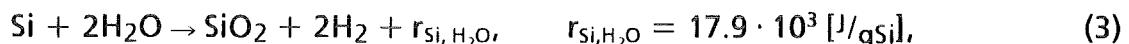
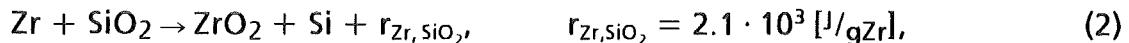
4. Assessment of reactor accident scenarios using WECHSL code

The WECHSL [10] code aims at modeling the physical phenomena governing the molten core/concrete interaction. WECHSL models one-dimensional as well as two-dimensional melt/concrete interactions. It is assumed that an underlying metallic layer consisting of Zr, Cr, Fe, Ni and Si exists covered by an oxidic layer composed of UO_2 , ZrO_2 , CaO , SiO_2 , Al_2O_3 , Cr_2O_3 and FeO or that only one oxidic layer is present which can contain a homogeneously dispersed metallic phase.

Internal energy can be produced either by decay heat or by exothermic chemical reactions. The concrete decomposition velocity is assumed to be quasi-stationary. For the heat transfer from melt to concrete a film model, a discrete bubble model or a transition boiling model is used depending on the existing gas flow rate and on the inclination of the interface. Since the melt is intensively stirred by the gases released during the concrete ablation process, the bulk of each layer of the melt is assumed to be isothermal with exception of the boundary layers at the interfaces. The heat transfer between the metallic and the oxidic layers is also modeled. During the cool-down of the melt, crust formation is modeled starting from the metal/concrete interface and from the upper melt surface which eventually leads to a fully frozen layer. Crusts are assumed to be permeable to gases.

The solidus and liquidus temperatures of the metallic phase in WECHSL are calculated by a simple fit to a chromium-nickel-iron ternary phase diagram. The influence of the Zr and Si on the liquidus and the solidus temperatures is presently not taken into account. It is known that they lower the solidus temperature. For the oxidic phase the solidus and liquidus temperatures are determined either by a binary phase diagram which is used in the present calculation or by a user input table. Liquid decomposition products of the concrete dilute the oxide layer. This effect changes the properties of the oxidic melt continuously. Above all the solidification temperature is reduced. The gases and the SiO_2 released from the decomposed concrete oxidize the constituents of the metallic phase. The metal oxidation reactions take place in the order Zr, Si, Cr and Fe.

The performed BETA V5.1 experiment [11,12] shows the dominant effect of the Zr/ SiO_2 condensed phase chemistry, i.e. the reduction of the SiO_2 by the metallic zirconium. In the temperature range below about 2200 K the SiO_2 is reduced mainly to metallic Si in an exothermic reaction. The oxidation reactions of Si proceed also in an exothermic way. The chemical reactions under consideration with their reaction enthalpies are given by



A complete reduction of SiO_2 , H_2O and CO_2 is assumed as far as these components have direct contact with the metallic phase of the melt.

Calculational model

The WECHSL code is applied to a core-melt accident in a 1300 MW_{el} BWR power plant with its considerable amount of Zr as constituent of the metallic melt in order to show the important role of the condensed phase chemistry.

Concrete composition

The reactor cavity of the initial radius of 7 m consists of a siliceous type of concrete with SiO_2 as a main constituent (Table 1).

constituent	weight fraction
SiO_2	0.7655
$\text{Ca}(\text{OH})_2$	0.0728
CaCO_3	0.0663
H_2O	0.0422
Al_2O_3	0.0532

Table 1: Composition of the idealized concrete

The decomposition temperature and the decomposition enthalpy are $T_{\text{dec}} = 1573$ K and $H_{\text{dec}} = 2.075 \cdot 10^6 \text{ J/kg}$, respectively.

Melt composition and initial temperature

The melt consists of a metal phase containing Zr, Fe, Cr and Ni and an oxidic phase composed of UO_2 and ZrO_2 (Table 2). The initial melt temperature is estimated to be 2673 K.

Melt constituent	Mass, kg
Fe	73000
Zr	56170
Cr	11000
Ni	6400
UO ₂	177000
ZrO ₂	8300

Table 2: Melt composition

WECHSL Results

Cavity shape

The analysis starts after the melt has penetrated the reactor pressure vessel and is contained in the dry reactor cavity. In the initial phase of the melt/concrete interaction, the dominant energy source in the melt is the energy released in the zirconium oxidation reactions with the concrete decomposition products. Only one oxidic layer with a homogeneously dispersed metallic phase is used here, in contrast to former calculations using the stratified melt configuration, i.e. an underlying metallic layer covered by an oxidic layer, leading to a somehow controversial cavity shape with a penetration of the 2 m basemat in 1.1 days (Fig. 10). The calculations are performed using either the condensed Zr/SiO₂ chemistry or using the oxidation of Zr by gases only. In both cases under consideration the calculated cavity shapes are similar.

The initial radius of the cavity is assumed to be $r=7$ m. The penetration of the 2 m concrete basemat is calculated to occur after 2.9 days. The maximum radial erosion at the time of penetration is equal to 8.2 m (Fig. 11). However, the erosion as a function of time shows a different behaviour in the early period of melt/concrete interaction for both cases considered (Fig. 12,13). The larger axial and radial erosion in calculations using the condensed Zr/SiO₂ chemistry is caused by a very fast exothermic oxidation of the Zr which is completed within 253 s only (Fig. 14) and produces about 14% of elemental Si in the metallic melt. In contrast, the oxidation of the Zr by gases only lasts 5.4 hours (Fig. 15). Due to a different distribution of the energy in the melt, the initial erosion rate is higher than in the previously discussed case.

Temperature of the melt

The time history of the melt temperatures using the condensed Zr/SiO₂ chemistry is shown in Fig. 16.

In spite of a very efficient heat transfer to the concrete the temperature decreases only slowly during the Zr oxidation period due to the high chemical energy input of $1.65 \cdot 10^{12}$ J which is 24 times higher than the decay energy in this period of time. After the Zr has been oxidized, there is a fast temperature decrease and after 1 hour the melt temperature level is near the solidus temperature of the melt.

In calculations without Zr/SiO₂ condensed phase chemistry (Fig. 17) there is a fast temperature decrease due to a very efficient heat transfer to the concrete and due to a reduced chemical power input compared to the case discussed above. After a time period of 1 hour the temperatures in both calculations under consideration are almost the same.

Gas release rates

The concrete composition will determine the composition of the released gases during the melt/concrete interaction. The dominant constituent in case of the siliceous concrete is hydrogen. Figures 18 and 19 show the gase release rates for both cases considered. In accordance with the concrete erosion history (Fig. 12,13) the duration of high release rates for H₂ and CO is longer in calculations using the Zr/SiO₂ condensed chemistry.

Conclusions

An accident analysis for a BWR was performed with and without condensed Zr/SiO₂ chemistry. Compared to former analyses (Zr oxidation only by gases) the much faster zirconium oxidation leads to a higher temperature ($\Delta T = 200$ K) in the early phase of melt/concrete interaction leading to a longer duration of high gas release rates dominated by H₂ because of a higher erosion rate of the concrete in this period of time. The higher temperature level of the melt will also cause a higher fission product release from the melt.

REFERENCES

- [1] Alsmeyer, H. (ed), Proceedings of the 2nd OECD CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, 1-3 April 1992, Karlsruhe, KfK 5108 (1992), 1-15
- [2] Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase B, Verlag TÜV Rheinland, 1990
- [3] Alsmeyer, H. et al., Ein BETA-Experiment zur Möglichkeit des Sumpfwasser-kontakts bei Kernschmelzunfällen in Druckwasserreaktoren, Jahrestagung Kerntechnik 1992

- [4] Alsmeyer, H. et al., Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment, in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1991, KfK 5050, S. 70-87
- [5] Fröhlich, G., IKE Stuttgart, Persönliche Mitteilung
- [6] Mizuter, H. et al., Progress Report on the Molten UO₂ Drop Experiment, 2nd Specialist Meeting on Sodium/Fuel Interaction in Fast Reactors, ISPRA, 21-23 Nov. 1973, Report EUR 5309e, zitiert nach Schumann, U., Dampfexplosion, KfK 3388 (1982)
- [7] Alsmeyer, H., Dres, K., Reimann, M., Stiefel, S., Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzunfällen, in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1987, KfK 4450, S. 113-128
- [8] Copus, E.R., Core Concrete Interactions with Overlying Water Pools, Proc. 2nd OECD-CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, 1-3 April 1992, Karlsruhe, KfK 5108 (1992), 375-389
- [9] Spencer, B.W. et al., Results of MACE Tests M0 and M1, Proc. 2nd OECD-CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, 1-3 April 1992, Karlsruhe, KfK 5108 (1992), 357-373
- [10] Reimann, M. et al., "The WECHSL-Mod2 Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete including the Long Term Behavior", KfK 4477 (1989)
- [11] Alsmeyer, H., "BETA experiments on Zirconium oxidation and aerosol release during melt-concrete interaction", Proc. 2nd OECD-CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, 1-3 April 1992, Karlsruhe, KfK 5108 (1992), 67-82
- [12] Foit, J.J., "Development of the WECHSL Code Related to the Analysis of Recent BETA Experiments", ANP'92, October 1992, Tokyo (Japan), to be published

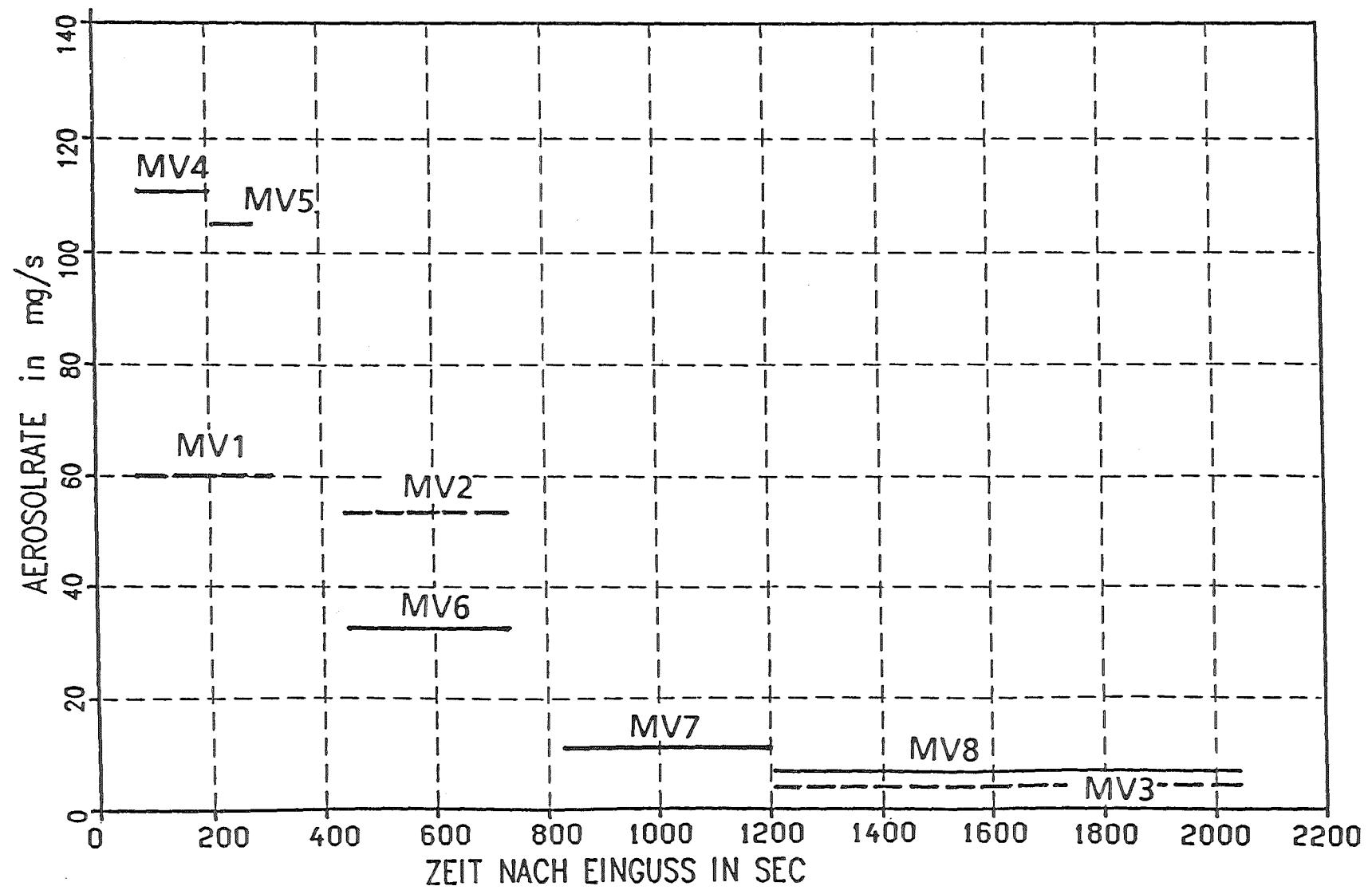


Abb. 1: Aerosolfreisetzung in BETA-Experiment V5.1 aus Filterproben

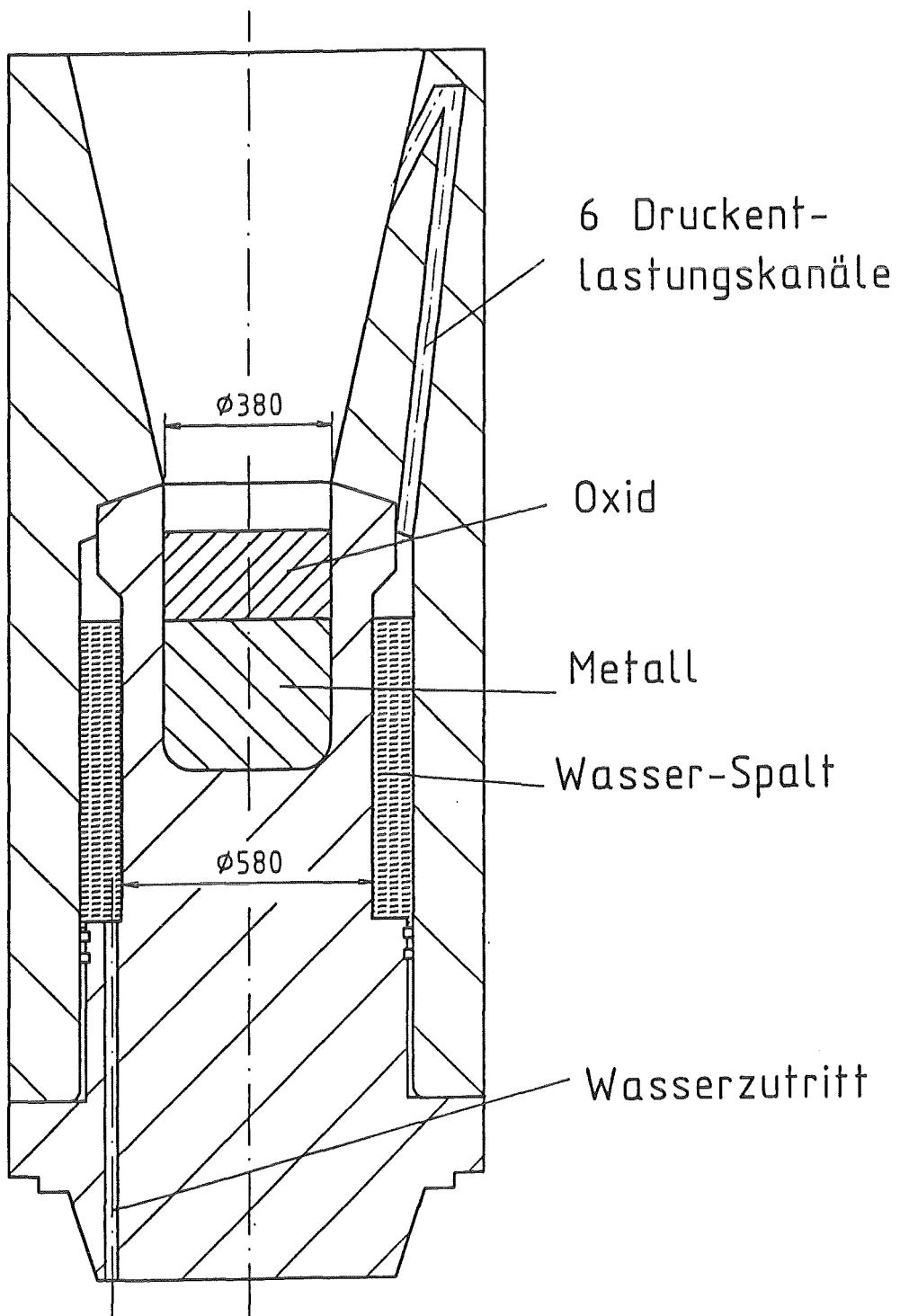


Abb. 2: Doppelbetontiegel mit wassergefülltem Ringspalt

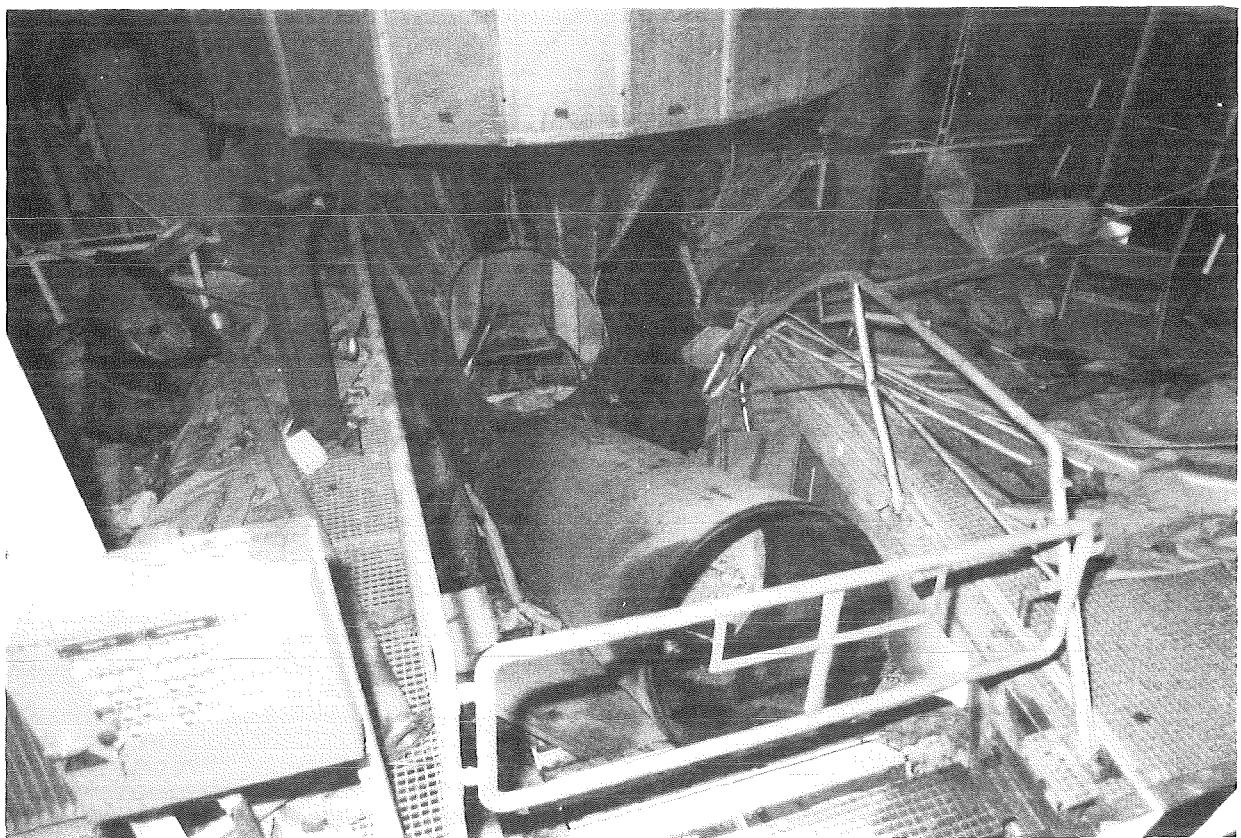
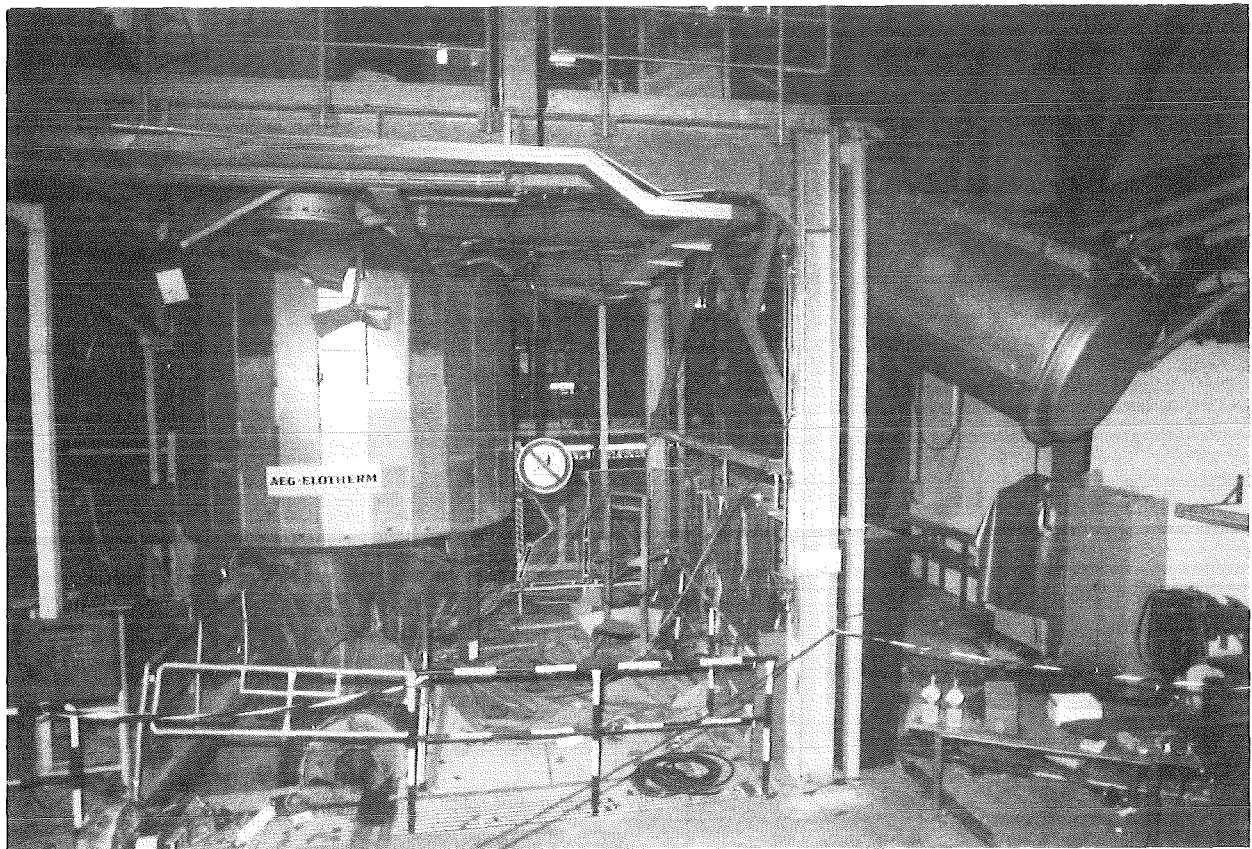


Abb. 3: Auswirkung der Zerstörung des Tiegels

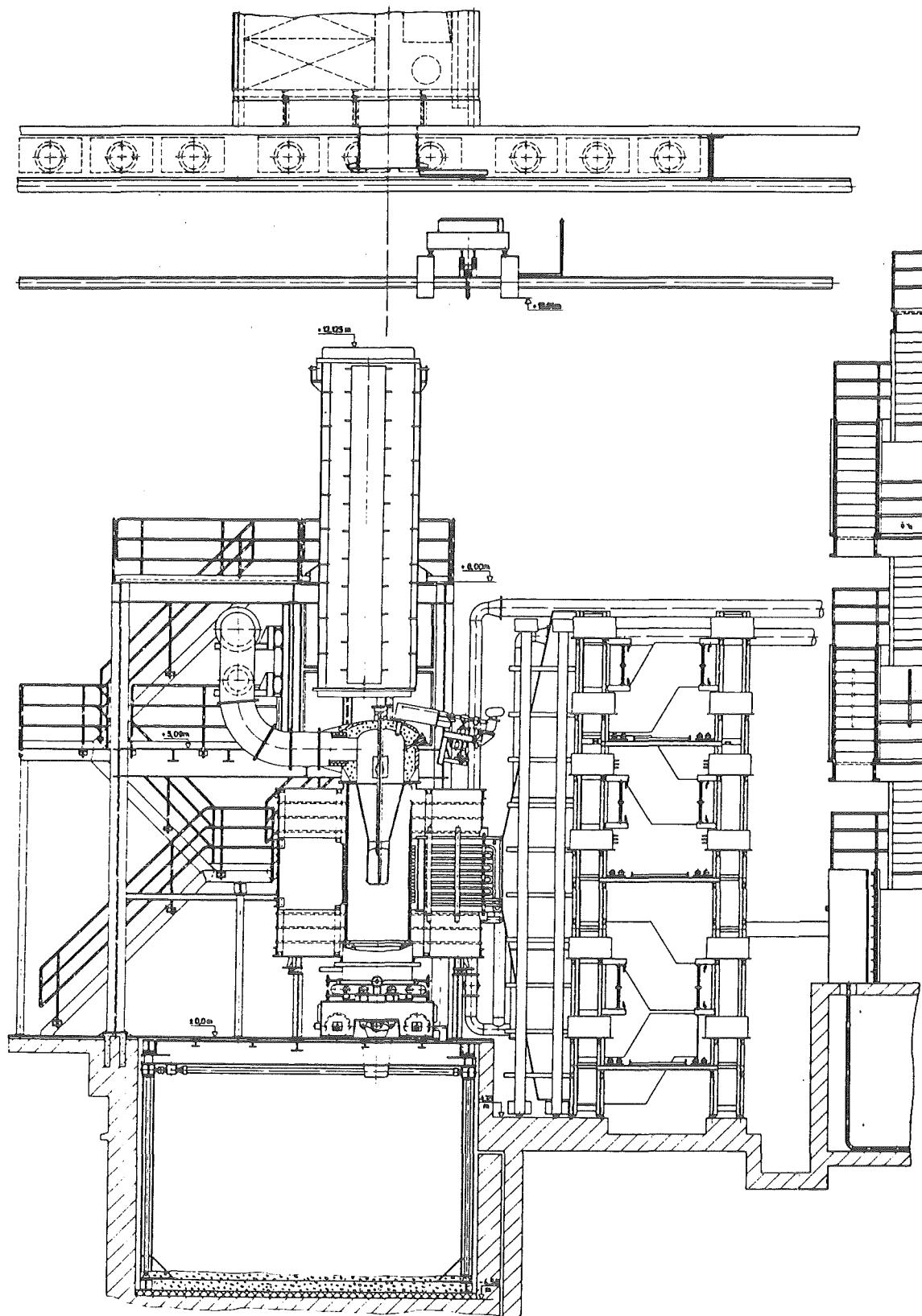


Abb. 4: Schema der BETA-Anlage in Versuch V6.2

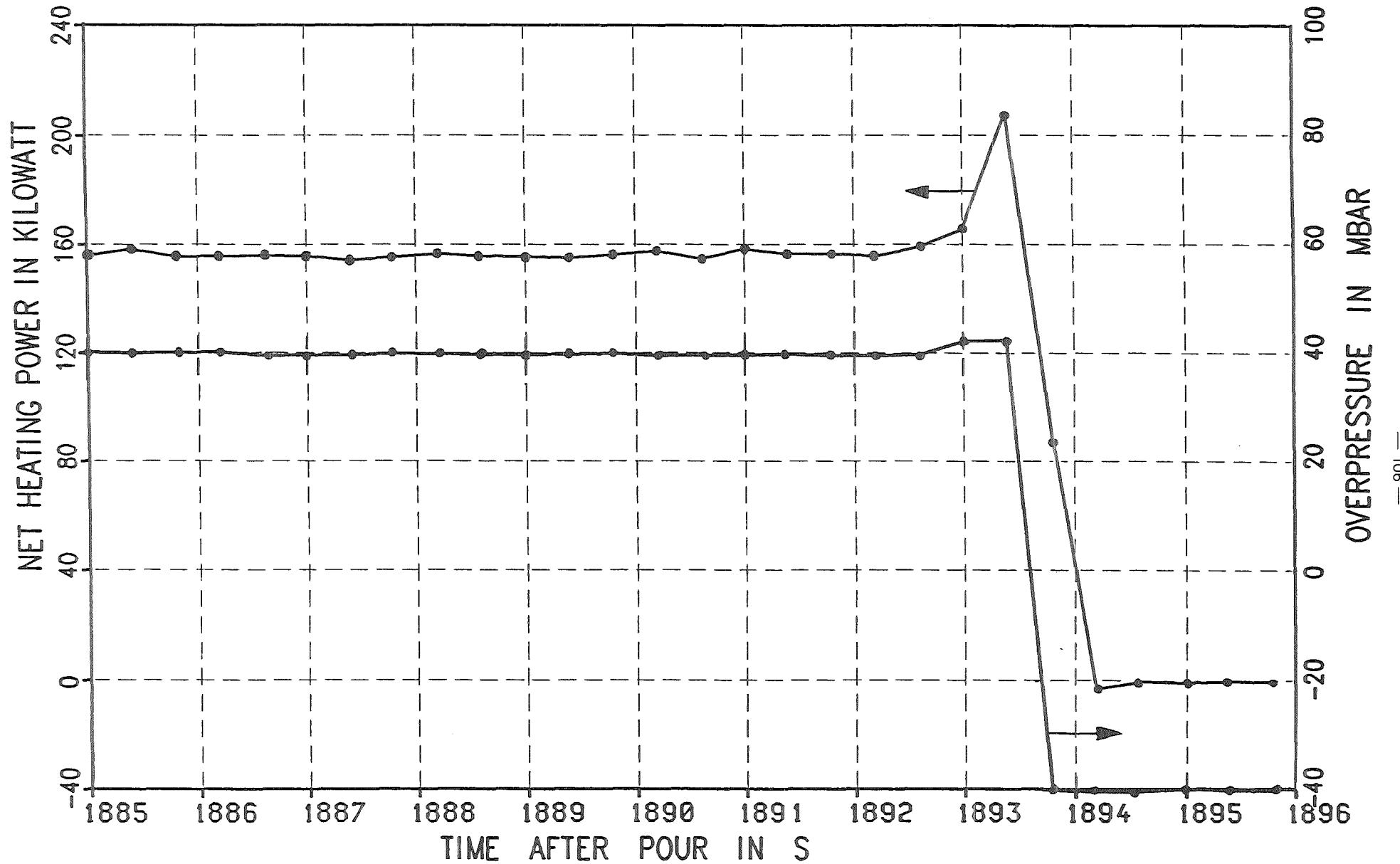


Abb. 5: Heizleistung in BETA V6.2 und Überdruck im Ringspalt zum Versagenszeitpunkt

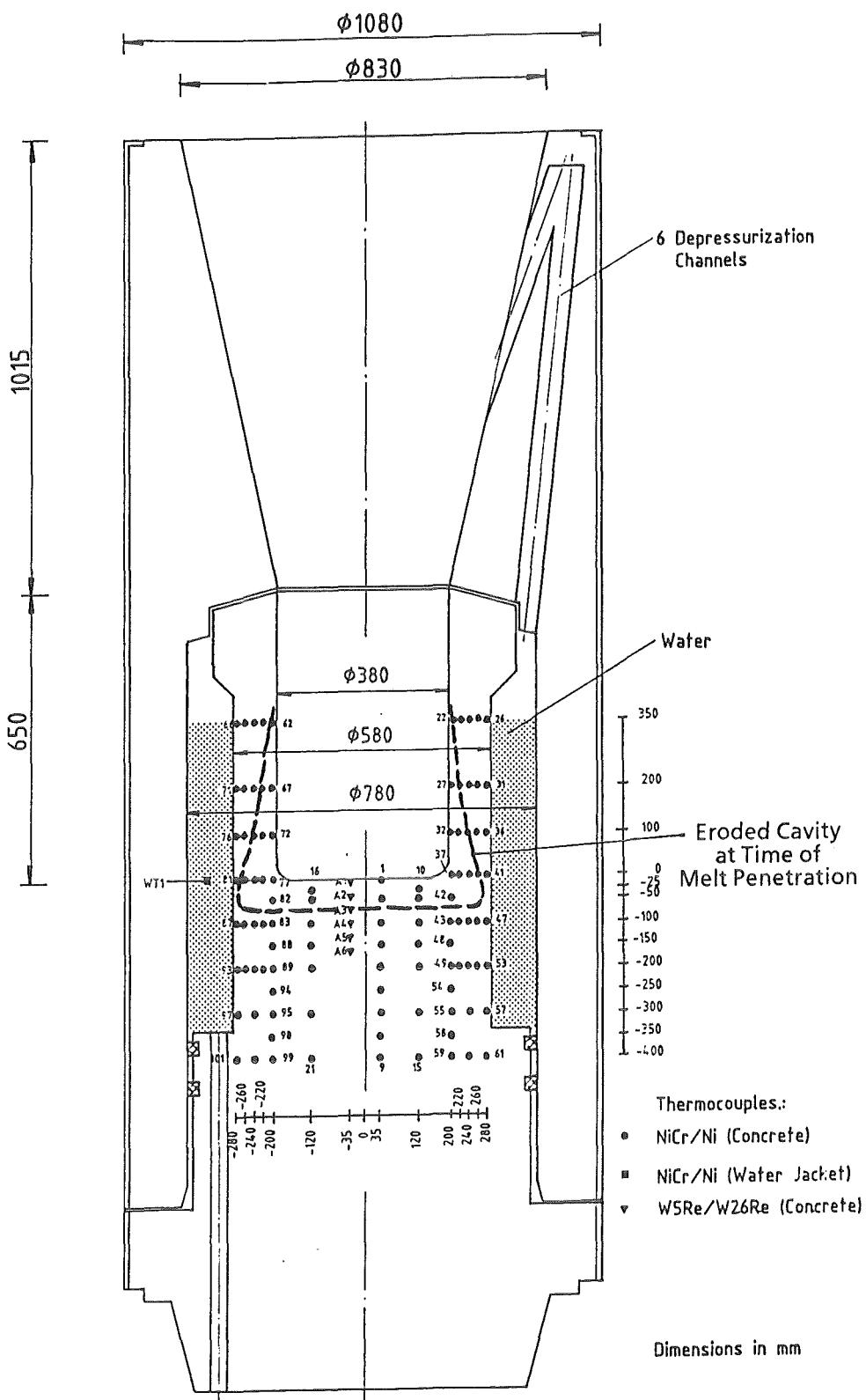


Abb. 6 Kavernenform zum Zeitpunkt des Schmelzedurchtritts

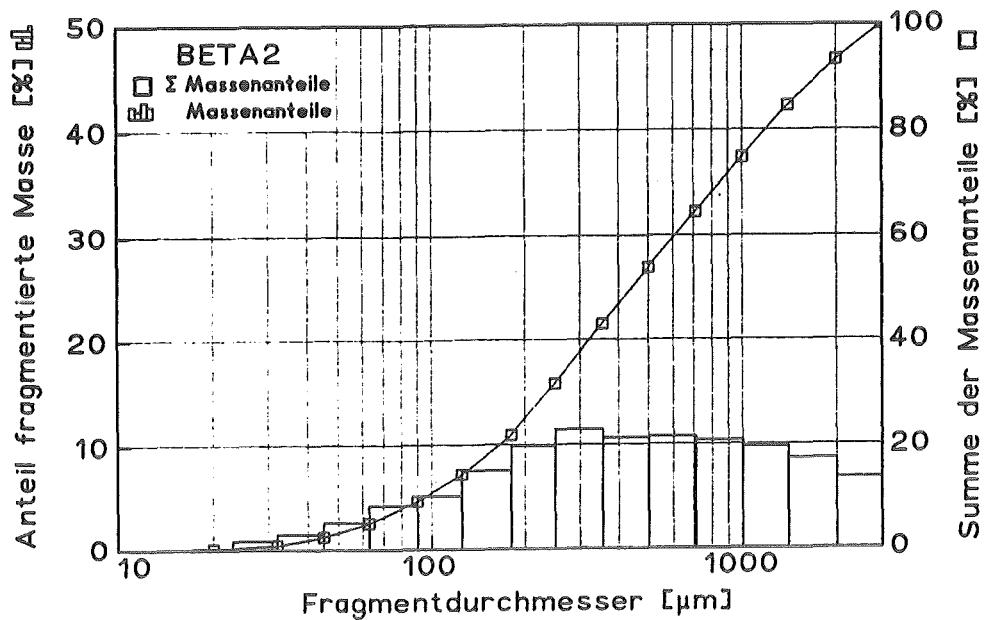


Abb. 7a: Größenverteilung der Schmelzepartikel aus Dampfexplosion, Probe 2

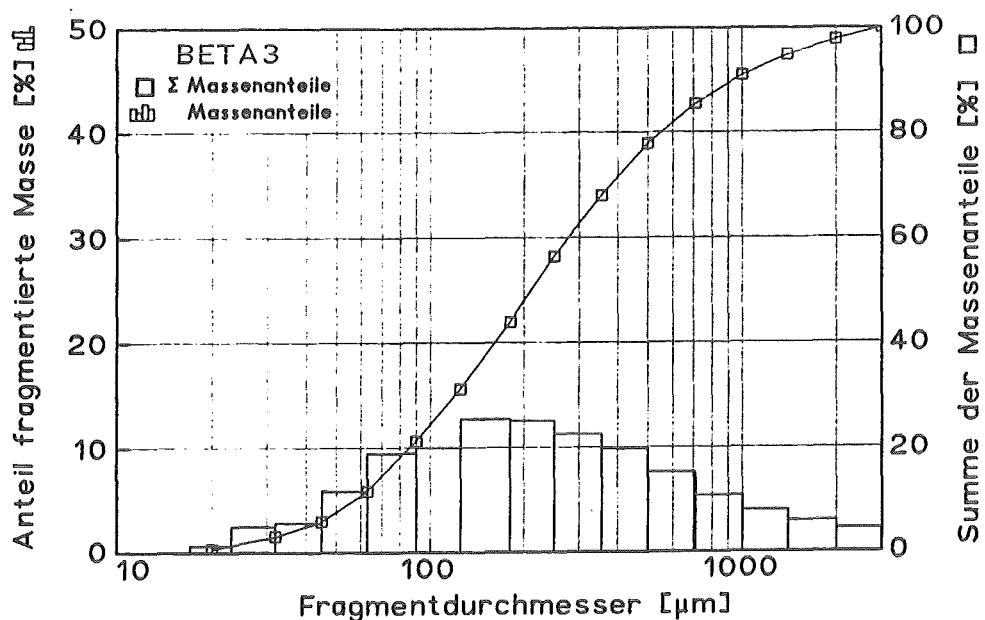


Abb. 7b: Größenverteilung der Schmelzepartikel aus Dampfexplosion, Probe 3

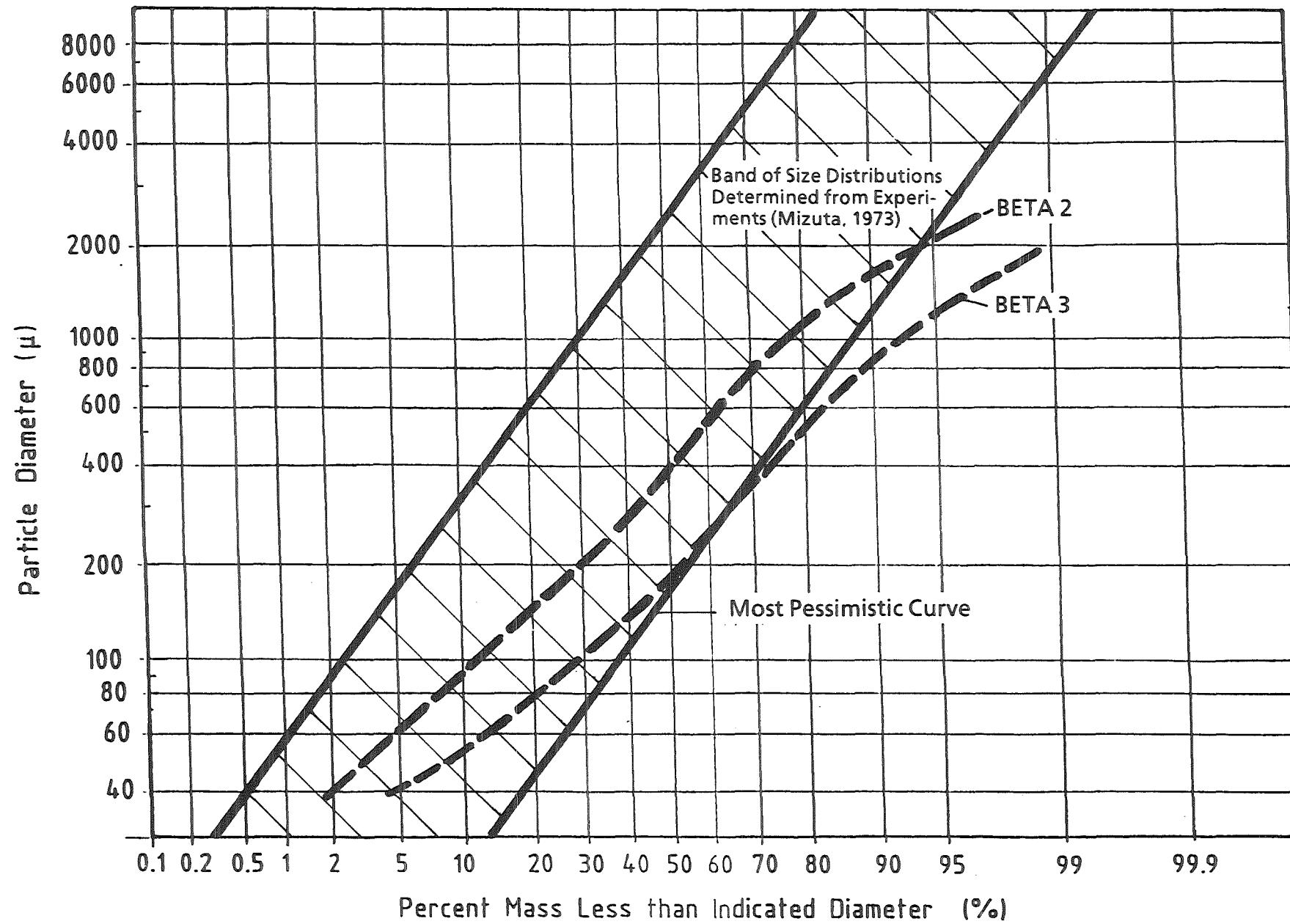


Abb. 8: Lage der BETA-V6.2-Fragmentverteilungen im Streuband von Experimenten zur Dampfexplosion

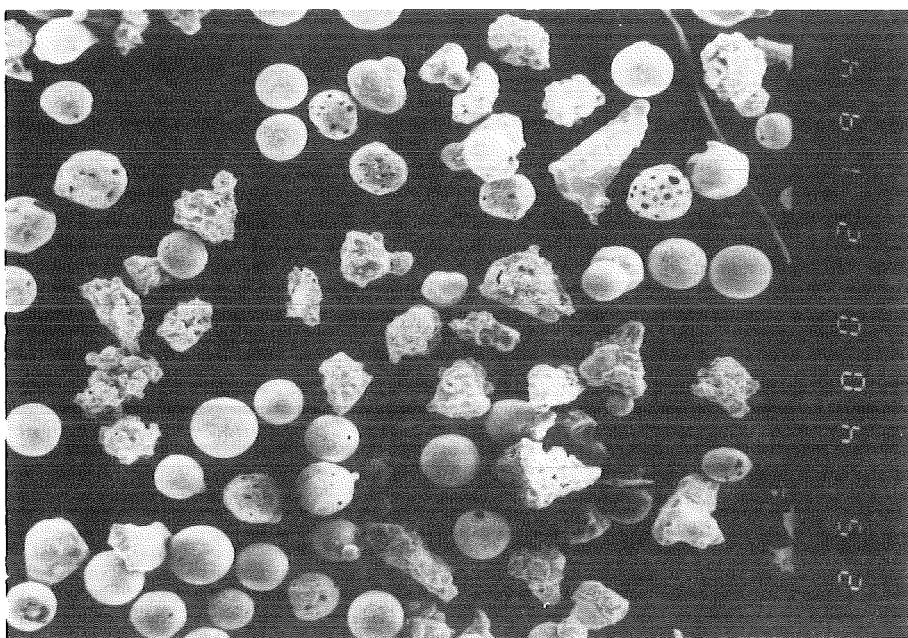


Abb. 9a: Fragmente der Schmelzepartikel aus Dampfexplosion BETA V6.2 der Siebgröße 125 – 180 μm , Vergrößerung 40-fach

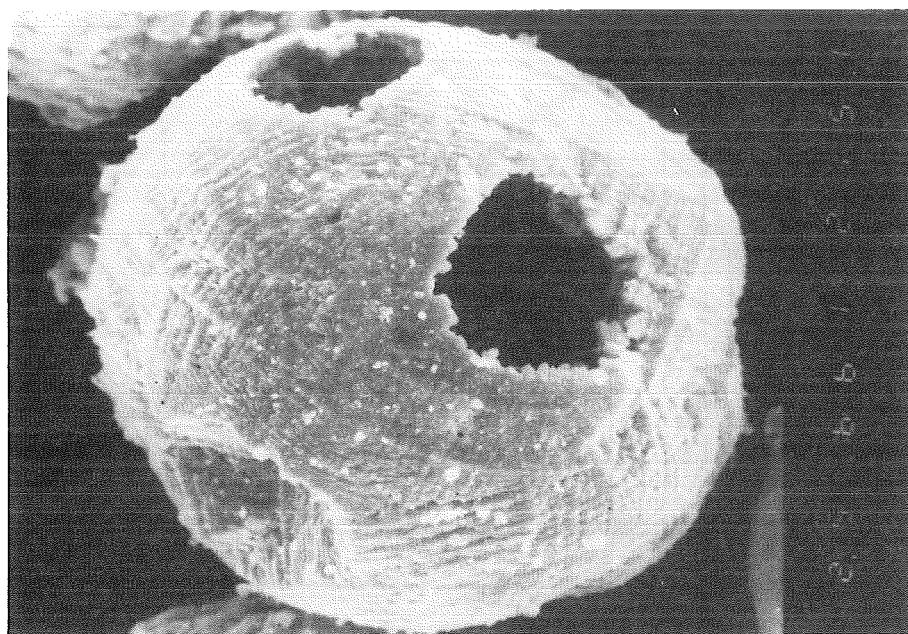


Abb. 9b: Vergrößerung einer Kugel der Siebgröße 90 – 125 μm , Vergrößerung 660-fach

TIME STEP = 3600.0 S

SCALE, CM $\times 10^1$
0.00 13.33 26.67

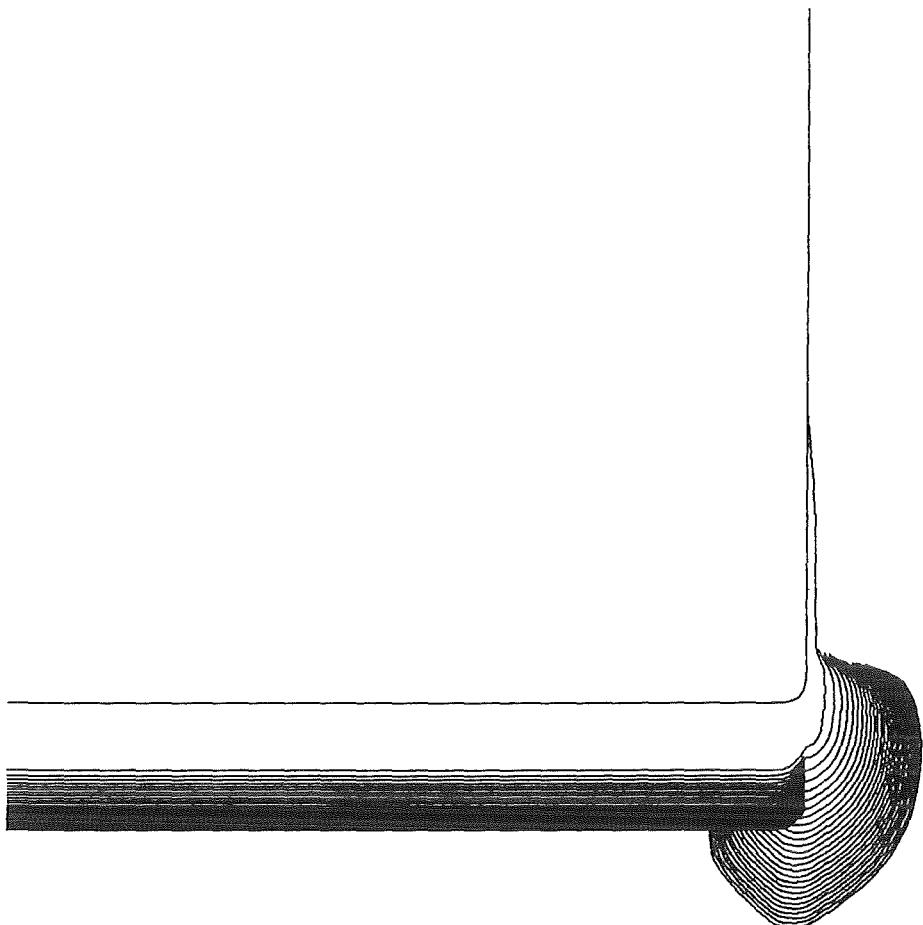


Fig. 10: Cavity shape for a stratified melt

TIME STEP = 7200.0 S

SCALE, CM $\times 10^1$
0.00 13.33 26.67

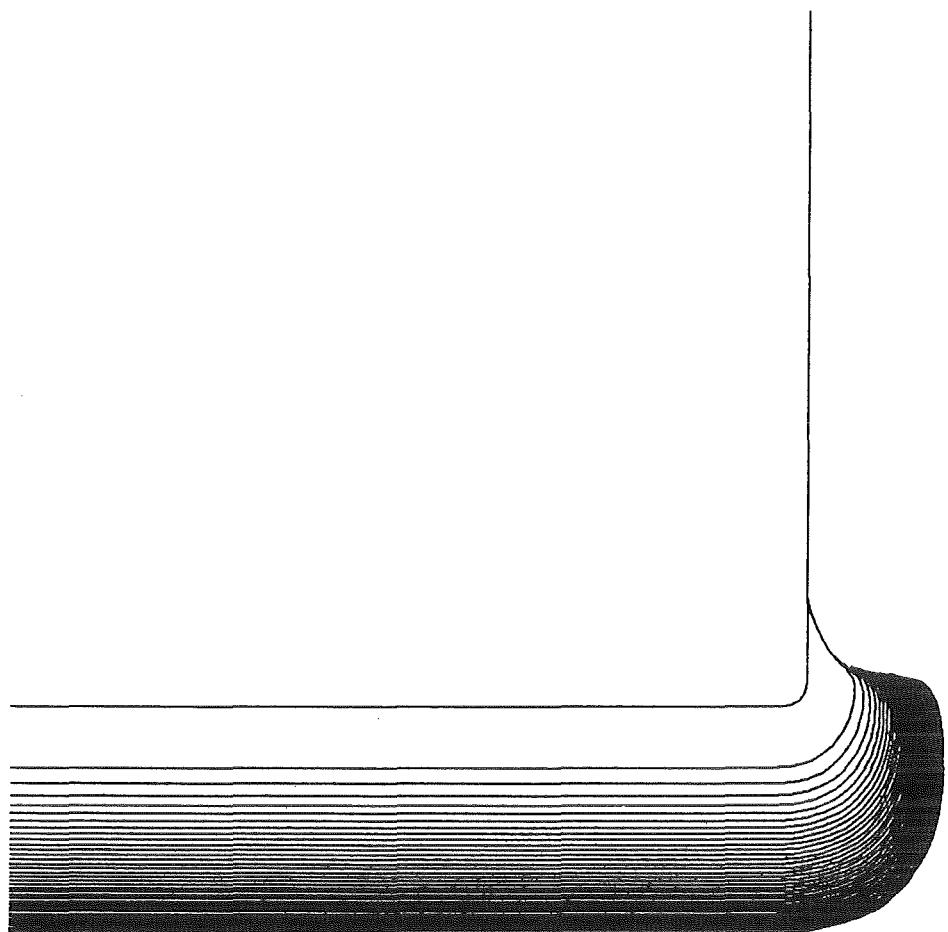


Fig. 11: Cavity shape for a dispersed melt

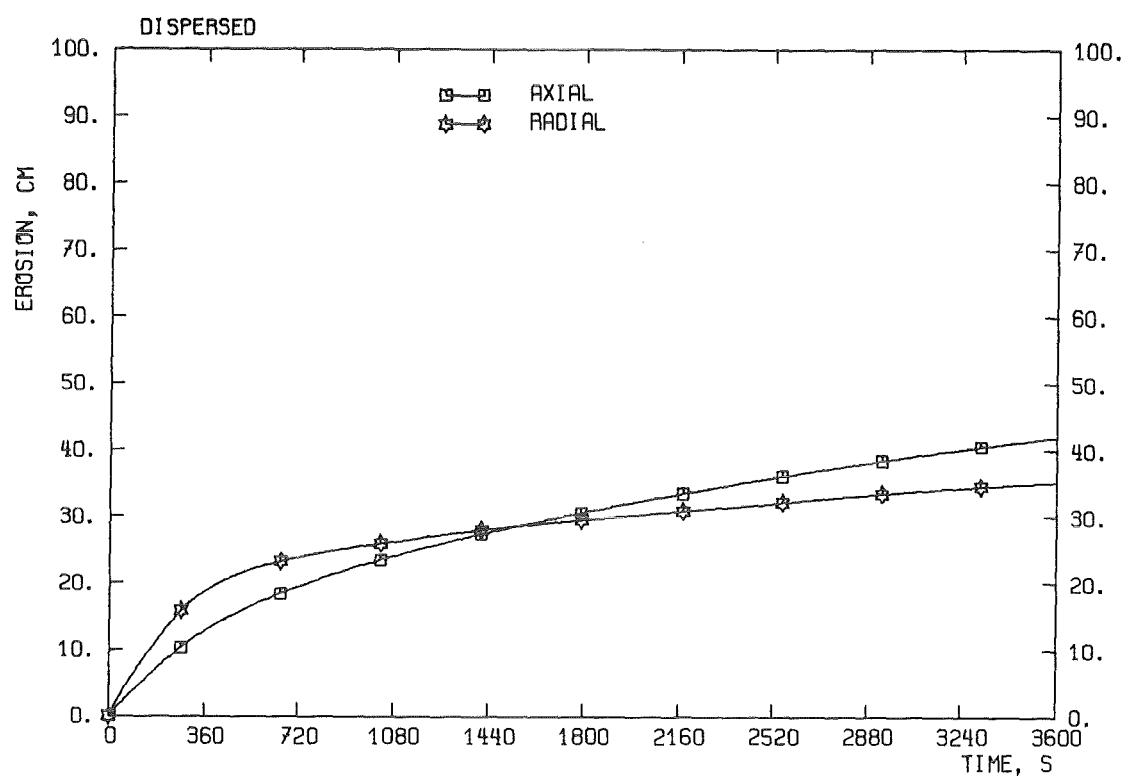


Fig. 12: Erosion depth using Zr/SiO₂ chemistry

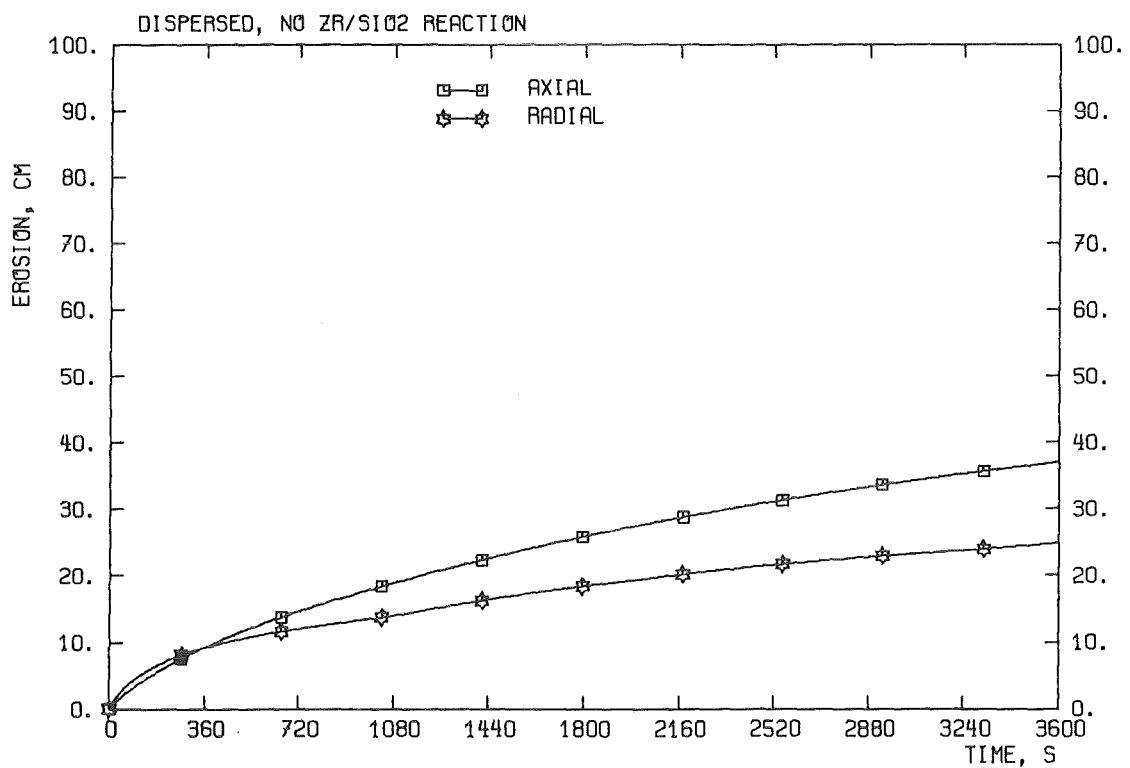


Fig. 13: Erosion depth (oxidation of Zr by gases only)

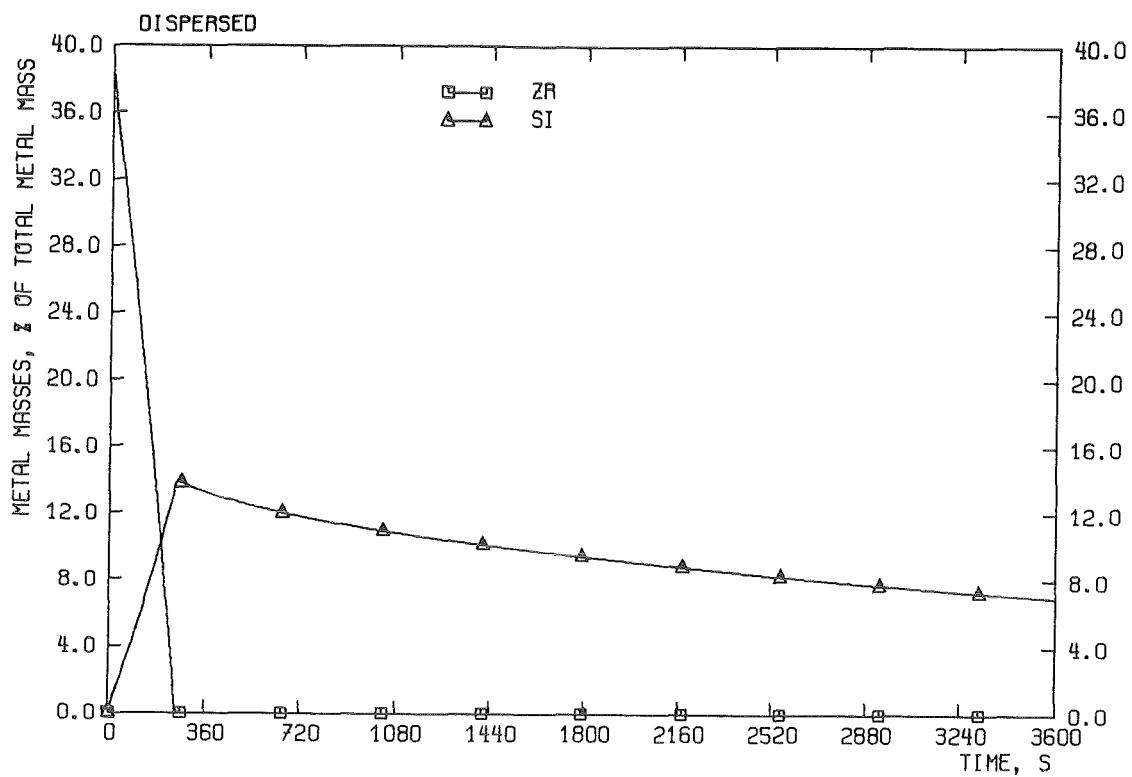


Fig. 14: Zr and Si masses using Zr/SiO₂ chemistry

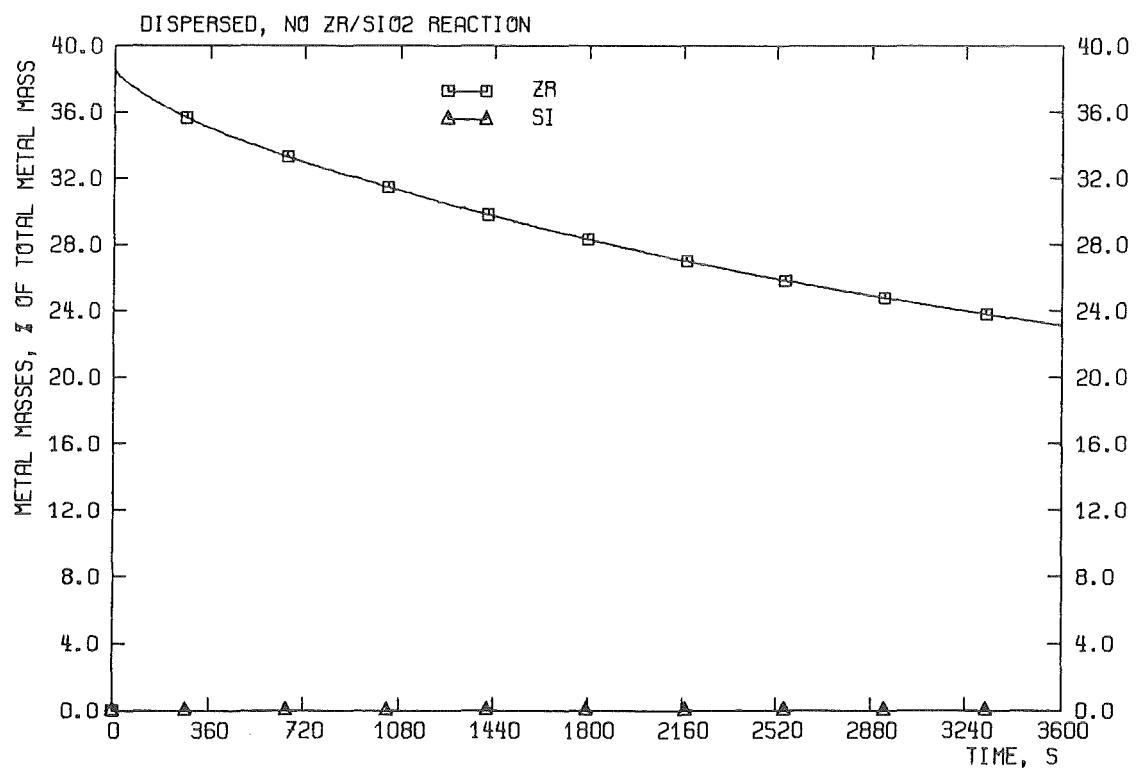


Fig. 15: Zr mass (oxidation of Zr by gases only)

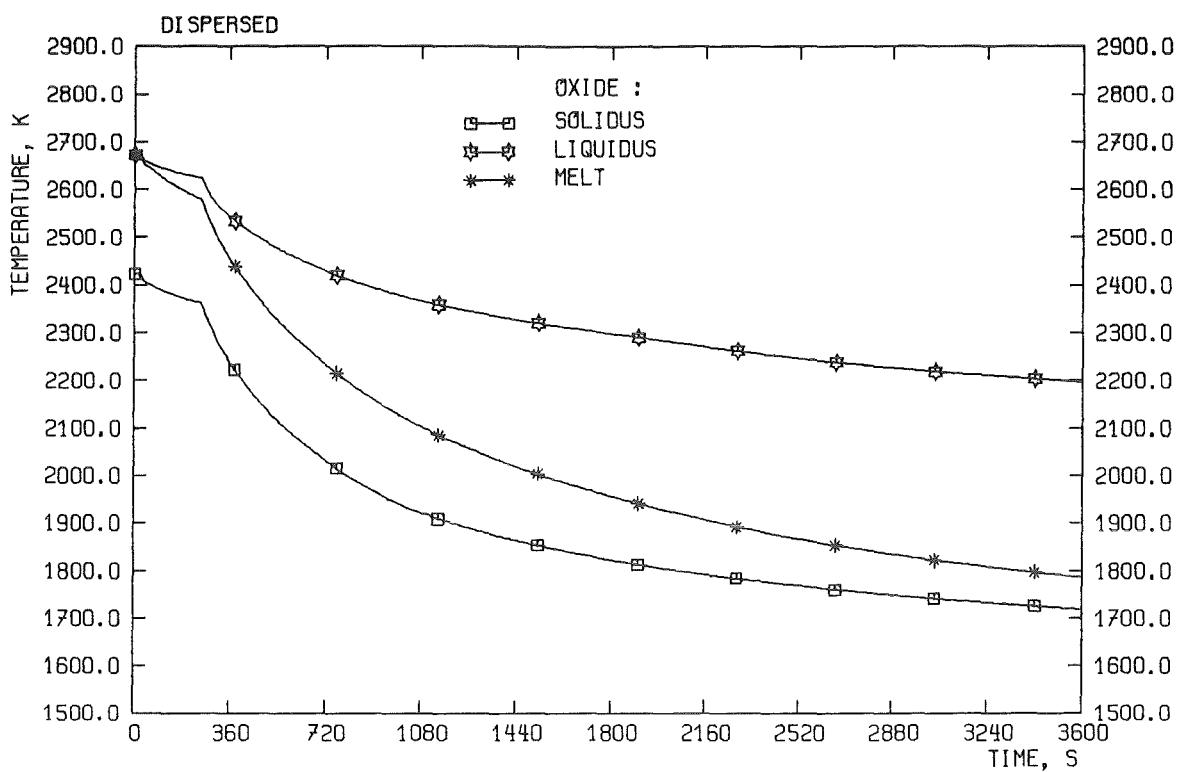


Fig. 16: Melt temperatures using Zr/SiO₂ chemistry

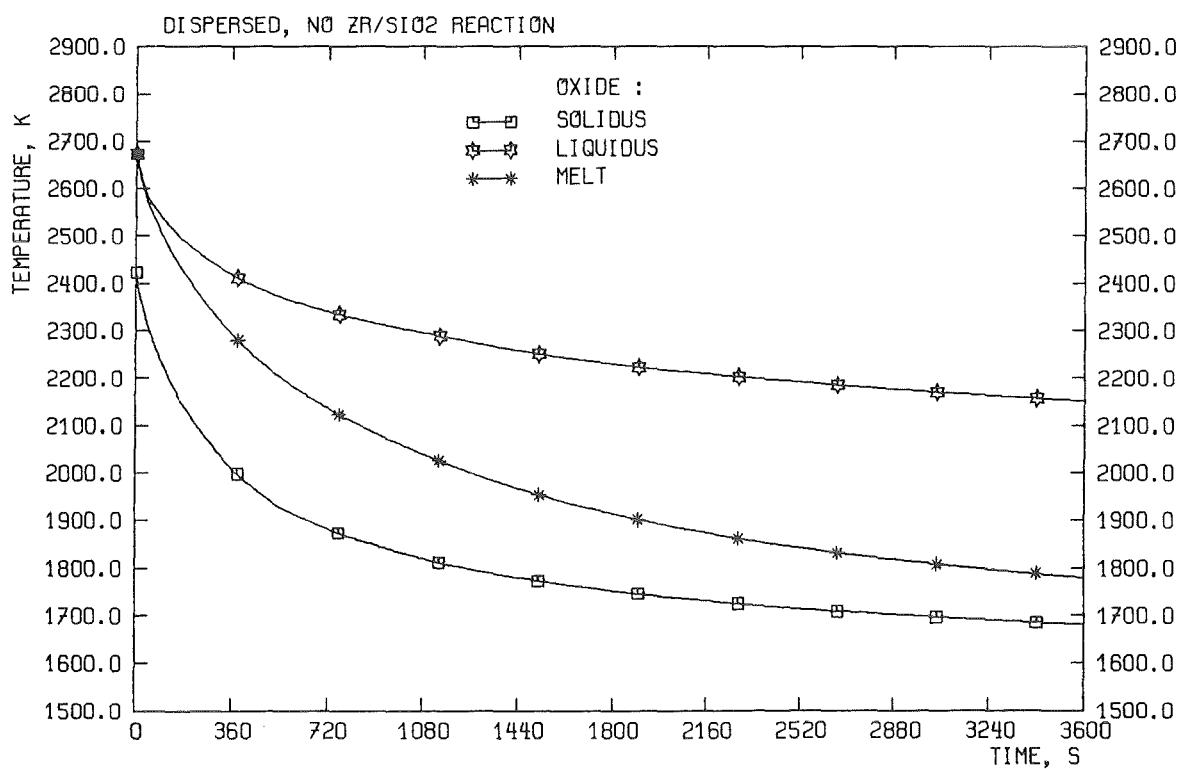


Fig. 17: Melt temperatures (oxidation of Zr by gases only)

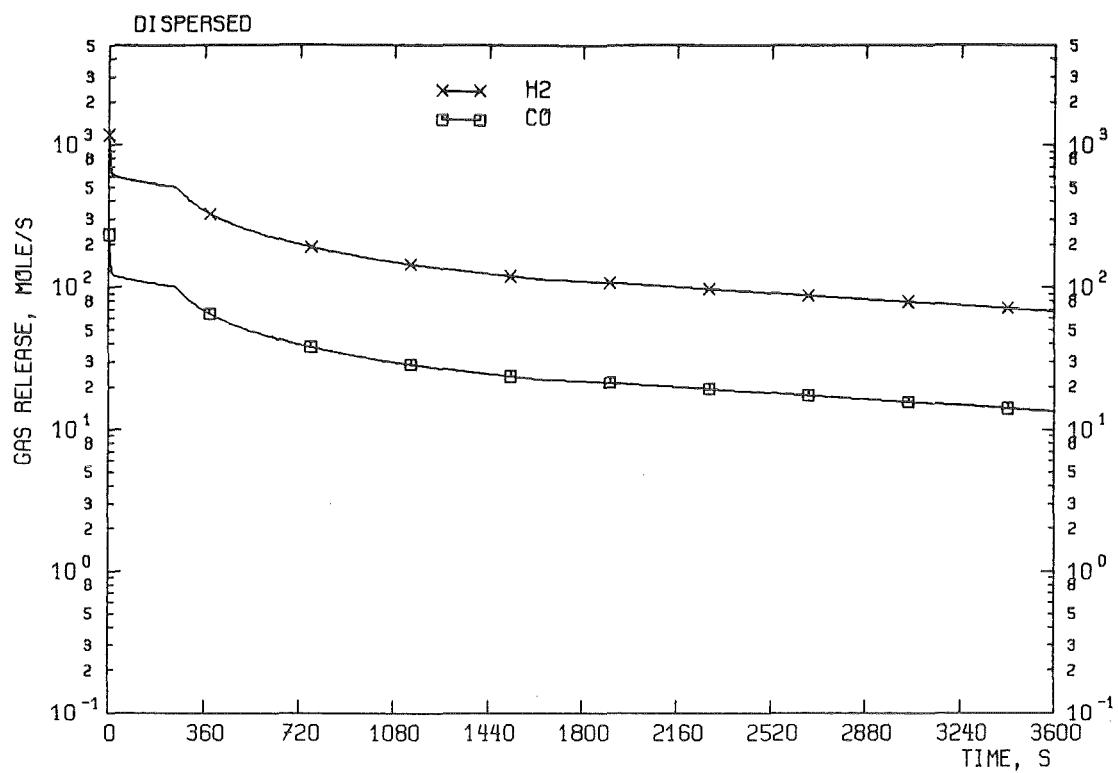


Fig. 18: Gas release rates using Zr/SiO₂ chemistry

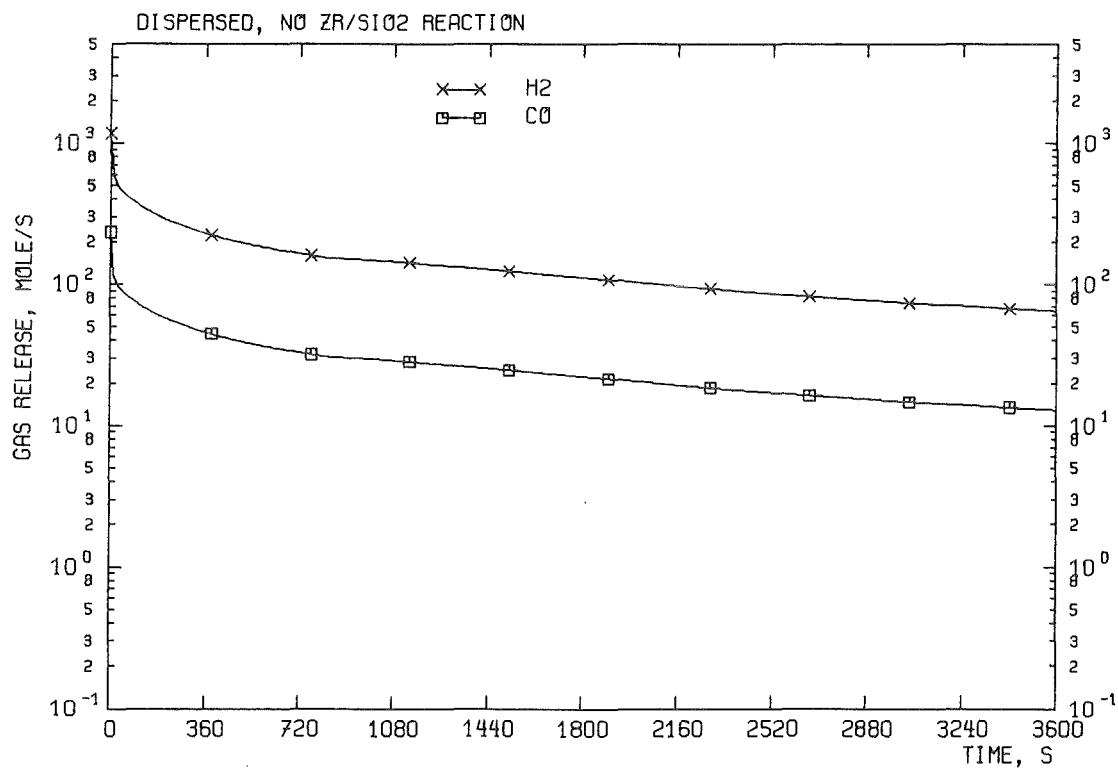


Fig. 19: Gas release rates (oxidation of Zr by gases only)

32.05.02/03A Measurement of Gas Composition in BETA Experiments

PSF OD5Z (R. Huber, B. Schmitt, G. Schumacher, INR)

Abstract

Quantitative on line analysis of reaction product gases has been conducted at BETA-7.1 and -6.2 experiments, in which core-melt concrete interactions were investigated. BETA 7.1 employed a crucible of serpentinite concrete. As compared to the other experiments hydrogen and water production were much higher in BETA-7.1. In experiment BETA-6.2 erosion of a crucible cooled by stagnant water was investigated. At the end of the experiment an interaction of the melt with the cooling water took place which resulted in a high pressure pulse that destroyed the crucible. It can be seen from the gas analysis that the pressure was caused by water melt interaction and not by hydrogen reaction.

32.05.02/03A Messung der Gaszusammensetzung bei BETA Experimenten

PSF OD5Z (R. Huber, B. Schmitt, G. Schumacher, INR)

In den BETA-Experimenten wird die Wechselwirkung zwischen der Kernschmelze und Beton untersucht. Die bei der Wechselwirkung freigesetzten Gase werden mit einem Quadrupol-Massenspektrometer analysiert. Das Massenspektrometer ist über eine Druckreduktionskammer und eine 5 m lange Kapillare mit der Gassonde verbunden, die im Abgaskanal der BETA-Anlage angebracht ist. In diesem Bericht wird die während der Versuche BETA 7.1 und 6.2 gemessene Gasfreisetzung beschrieben.

Während der Experimente wurden die Peakwerte der Ionenströme der Gaskomponenten mit einem 8-Kanal-Schreiber kontinuierlich aufgezeichnet und parallel dazu vom Zentralcomputer registriert. Etwa 5 mal während des Experiments wurde ein vollständiges Spektrum der Massenzahlen 2 - 46 aufgezeichnet, um das eventuelle Auftauchen anderer Gaskomponenten zu kontrollieren. Im Experiment 6.2 kam ein zweites Massenspektrometer zum Einsatz, das zusätzliche Analysen des Gases nach Entfernen des Wasserdampfs mit einer Kühlzelle durchführte. Mit den vom Computer registrierten Meßwerten und den Daten der Kalibrierung errechnete das Ingenieurbüro Dr. Dieterich, Grötzingen, unter Berücksichtigung der erforderlichen Korrekturen den Konzentrationsverlauf der Gaskomponenten für die Dauer des Experiments.

Neben den Analysen mit dem Massenspektrometer wurden auch Analysen mit einem Gaschromatographen durchgeführt. Dafür wurden 6 mal während des Experiments Gasproben auf Ampullen gezogen. Die Analysen der Proben erfolgten am Engler-Bunte-Institut der Universität Karlsruhe.

BETA 7.1 war ein gemeinsames Experiment von KfK und dem Kurchatov Institut, Moskau, in dem die Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Serpentinit-Beton untersucht wurde. Die Ergebnisse der Analyse sind in Abb.1 dargestellt. Die integralen Werte der Gasfreisetzung zeigen den typischen Verlauf mit sehr starker Gasentwicklung während der ersten Minuten nach dem Einguß. Gegenüber anderen Experimenten mit den gleichen Versuchsbedingungen (z.B. 5.1) ist die Wasserstoffentwicklung stark erhöht.

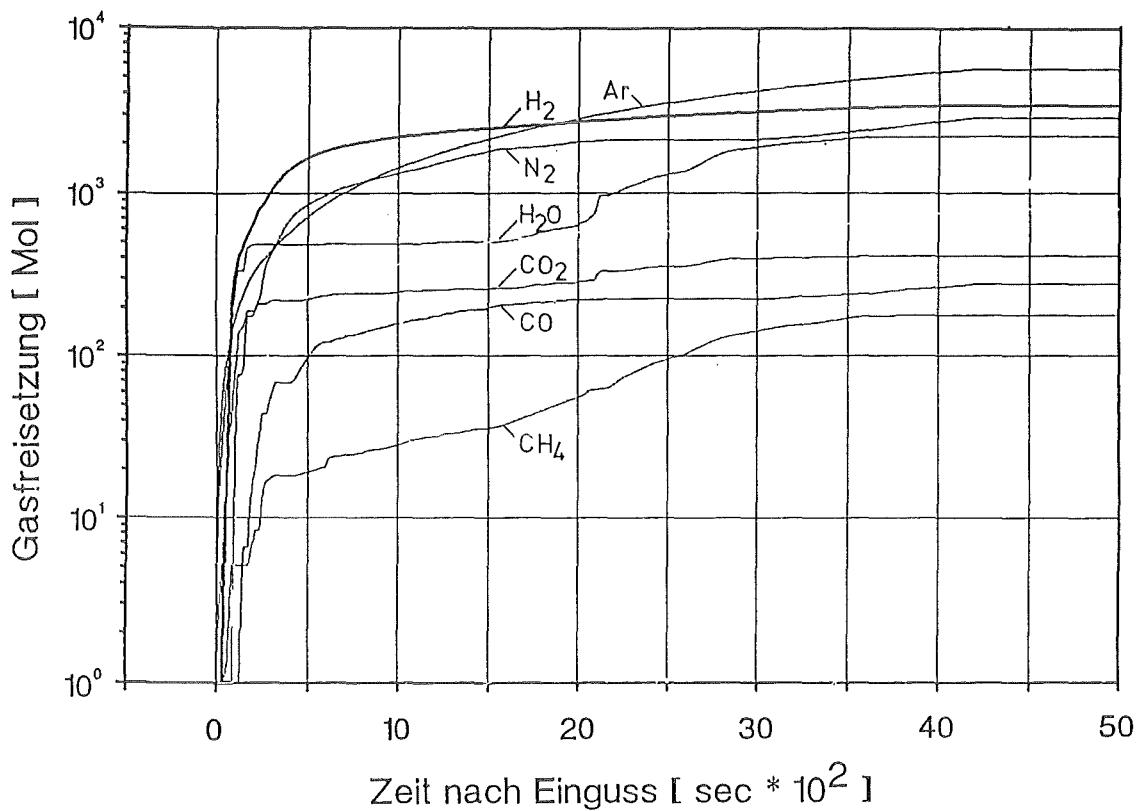


Abb.1 Gasfreisetzung im Experiment BETA 7.1

BETA 6.2 hatte die Untersuchung des Versagensmodells einer Betonwand zum Ziel, die von innen durch Schmelze erodiert wird, wobei die Außenseite durch stagnierendes Wasser gekühlt wird (DWR-Sumpfwassereinbruch). Besonders wichtig ist in diesem Fall die Endphase in der das Wasser mit der Schmelze in Kontakt kommt. Die Gasentwicklung in dieser Phase ist in Abb.2 dargestellt. Es ist zu erkennen, daß bei 1895 sec. eine starke Dampfentwicklung einsetzt, die in der Aufzeichnung ihr Maximum bei 1899 sec. erreicht. Sowohl die Höhe als auch die Lage des Maximums müssen relativiert werden. Da das Massenspektrometer 4 sec. für die Abfrage der 8 Kanäle benötigt, ist die Lage des Dampfdruckmaximums zwischen 1895 und 1903 sec. anzusiedeln. Das Maximum ist in Wirklichkeit sicher viel höher, da einmal zur Abfragezeit der maximale Wert wahrscheinlich nicht angestanden ist, zum anderen der kurze Druckpuls nicht in seiner Höhe über die Kapillare auf das Massenspektrometer durchschlägt. Etwas verzögert gegenüber dem Anstieg des Dampfdrucks kommen der Wasserstoff und das CO. Der Anstieg des Argondrucks zur gleichen Zeit zeigt, daß das Gas im Abgasrohr komprimiert wird. Die Aufzeichnung des Wasserdampfs und des doppelt ionisierten Stickstoffs brechen bei 1907 sec. ab, da das Massenspektrometer 1 wegen Beschädigung des Druckreduktionssystems durch einen fallenden Gegenstand geflutet wurde. Der Stickstoff (Luft) läuft zu dieser Zeit aus dem Wertebereich. Das Fluten beginnt bei 1900 (+1) sec., also kurz nach dem Druckstoß (geschätzt ca. 1

sec.). Die übrigen Kurven sind mit dem MS 2 aufgezeichnet, das weiterhin funktionsfähig war. Dies sind H_2 , CO , CO_2 , und Ar . Wasserstoff, der mit der Dampfdruckentwicklung entsteht, läuft bei 1903 sec. in die Sättigung, d.h. der wirkliche Druck muß deutlich höher sein als die angezeigten 250 mbar. Der Wasserstoffpeak muß sehr hoch gewesen sein, da die Kurve über 30 sec. auf dem Sättigungswert beharrt. Der Sättigungswert wird erst erreicht, nachdem das Fluten von MS 1 schon begonnen hatte, also einige Sekunden nach dem Ereignis. Etwa 20 sec. nach dem Ereignis beginnt Luft in die Sonde des Abgasrohrs einzutreten ($CO-N_2$ Kurve steigt an). Es ergibt sich, daß der Druckstoß eindeutig durch eine Dampf-Schmelzen Wechselwirkung eingetreten ist, da H_2 erst mit einiger Verzögerung auftritt und Luft erst später einströmt.

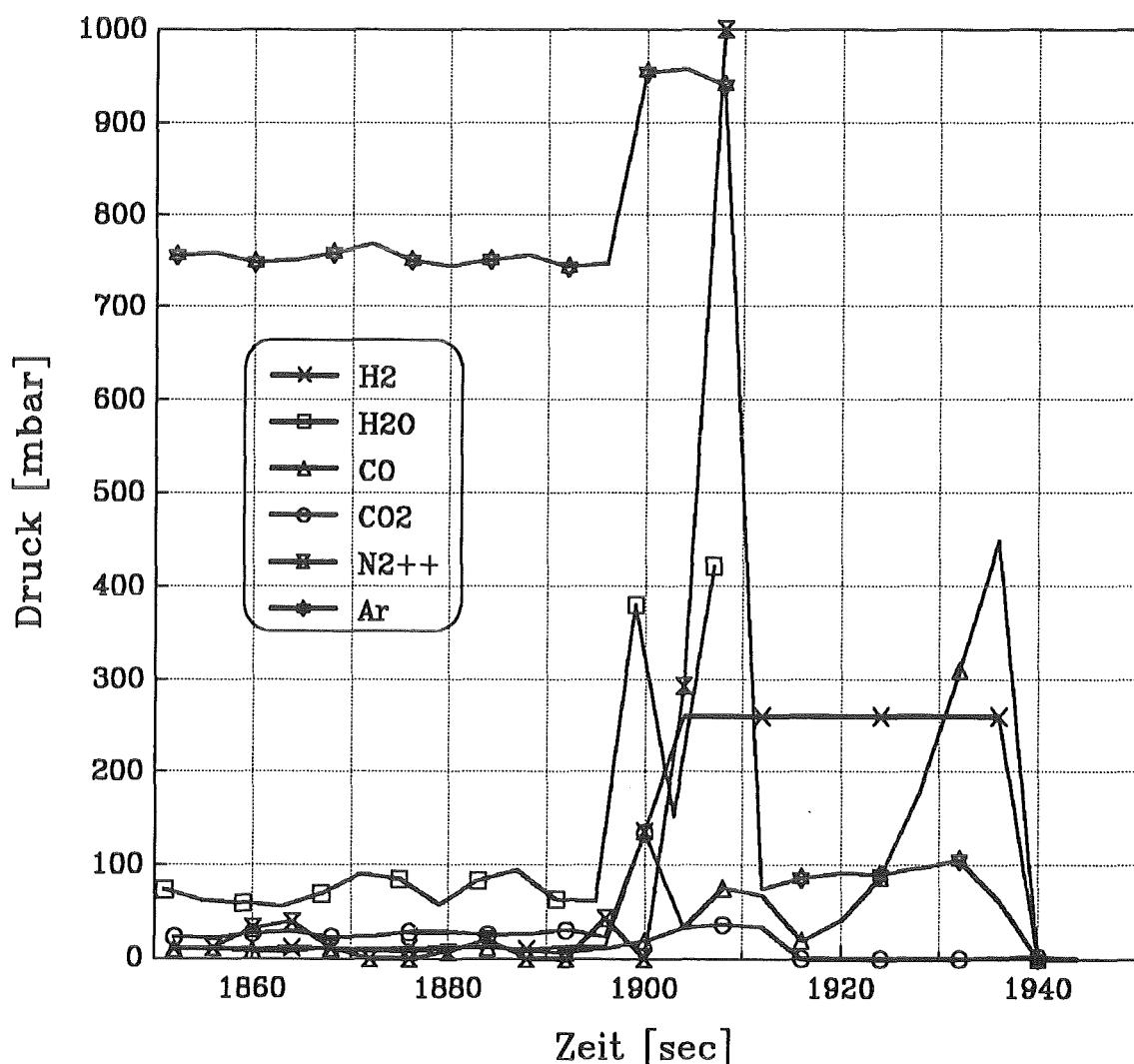


Abb.2 Gasdruck gegen Ende von BETA 6.2

32.05.02 LWR-Kernschmelzen

32.05.02/04A Core meltdown experiments BETA

PSF 0N1L (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt, E. Heilig; LAF II)

Abstract

The aerosol data of the last BETA experiment are given.

32.05.02/04A Kernschmelzenversuche BETA

PSF 0N1L (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt, E. Heilig; LAF II)

1992 fand das letzte BETA-Experiment statt. Auch bei diesem Experiment wurden vom LAF II Aerosolproben gesammelt, mit denen Raster-Elektronenmikroskopische Aufnahmen gemacht wurden, um die Größenverteilung zu ermitteln. Im IMF I wurden die Proben naßchemisch analysiert. Diese Ergebnisse sind dort nachzulesen.

Der Metallfaserabluftfilter war nicht installiert, da erstens keine toxischen Stoffe eingesetzt waren, und zweitens zu erwarten war, daß aufgrund der Versuchsdurchführung mit einem wasserummantelten Betontiegel beim Kontakt von Wasser mit der Metallschmelze bei Durchdringen der Schmelze durch die Betonwand mit einem plötzlichen Druckanstieg zu rechnen war.

Das Experiment war nach ca. 30 min. beendet. Der Schmelzen-Wasserkontakt führte zu einer Dampfexplosion, die zu einer weitgehenden Zerstörung der BETA-Anlage führte. Die Probennahmeeinrichtungen des LAF haben dieses Ereignis nahezu unbeschadet überstanden. Die Proben wurden nach Zugänglichkeit zur Anlage ausgebaut und normal ausgewertet.

Die Abb. 1 - 4 zeigen von vier Proben je 2 x die Größenverteilung in μm mit dem maximalen geometrischen Durchmesser und mit dem mittleren geometrischen Durchmesser der Einzelpartikel. Man sieht, daß der mittlere Teilchendurchmesser je nach Auswertekriterium zwischen 0.18 und 0.26 μm beträgt. Singuläre Ereignisse sind in Abb. 5 dargestellt. Hier ist ein einzelnes Teilchen aus der Schmelze von ca. 100 μm zu sehen. Die weiteren drei REM-Abbildungen zeigen typische Partikelbilder. Man kann erkennen, daß die Partikeln aus Primärteilchen $< 0.1 \mu\text{m}$

zusammengesetzt sind. Die Agglomeration findet auf dem Weg von der Schmelze bis zur Abscheidung auf dem Filter statt. Nur bei extrem hohen Beladungen, die zu flächenhafter Belegung der Probenahmefilter führen, ist eine Aussage über die Größenverteilung nicht möglich.

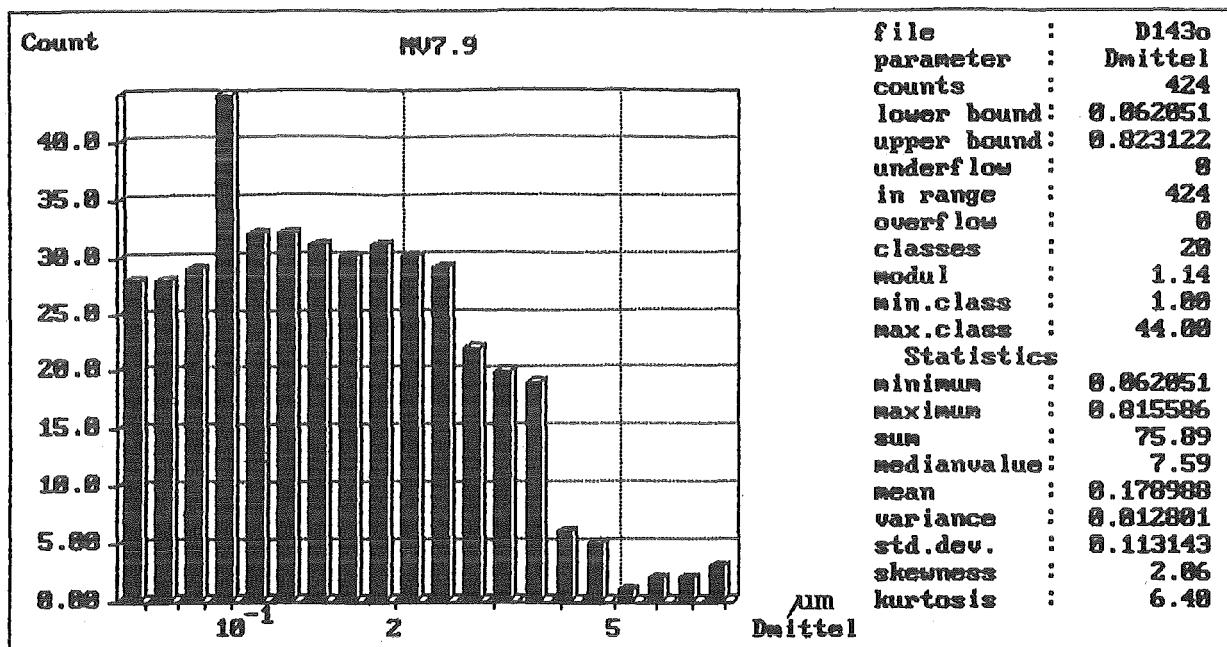


Abb. 1

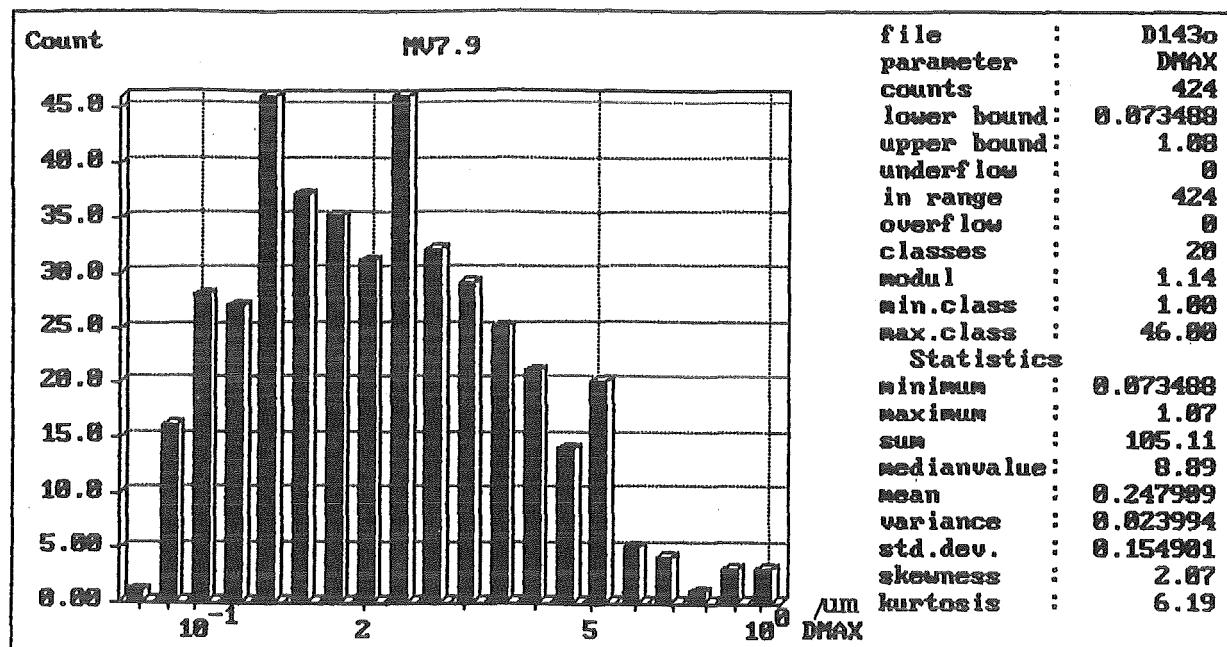


Abb. 2

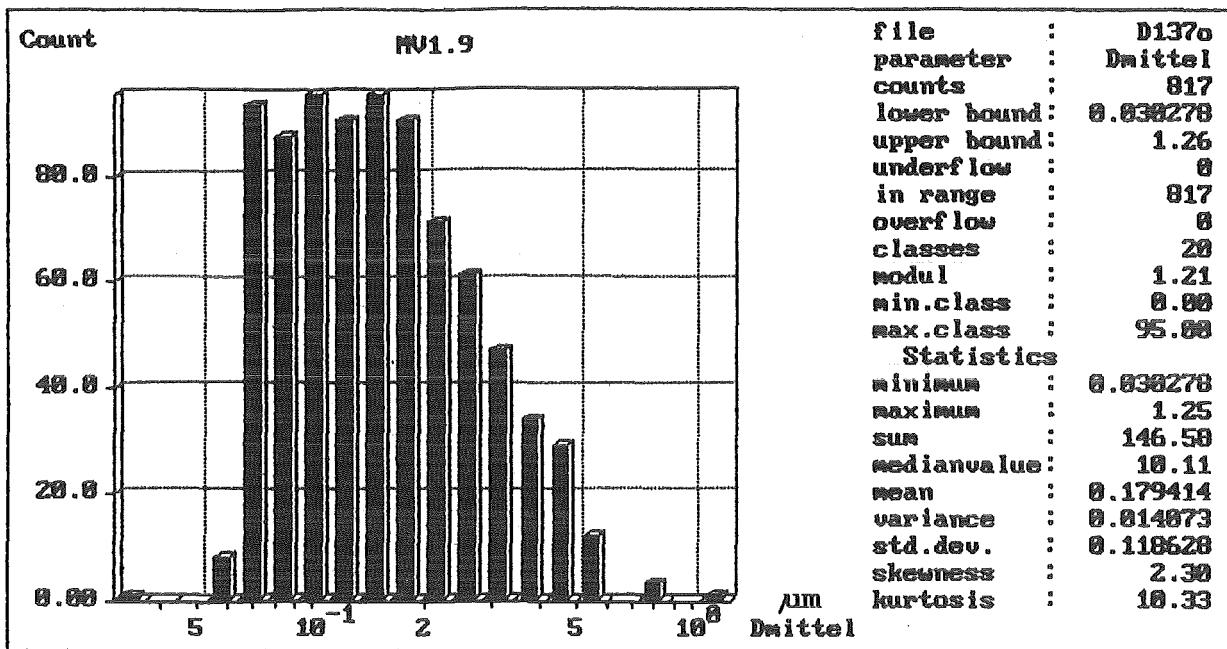


Abb. 3

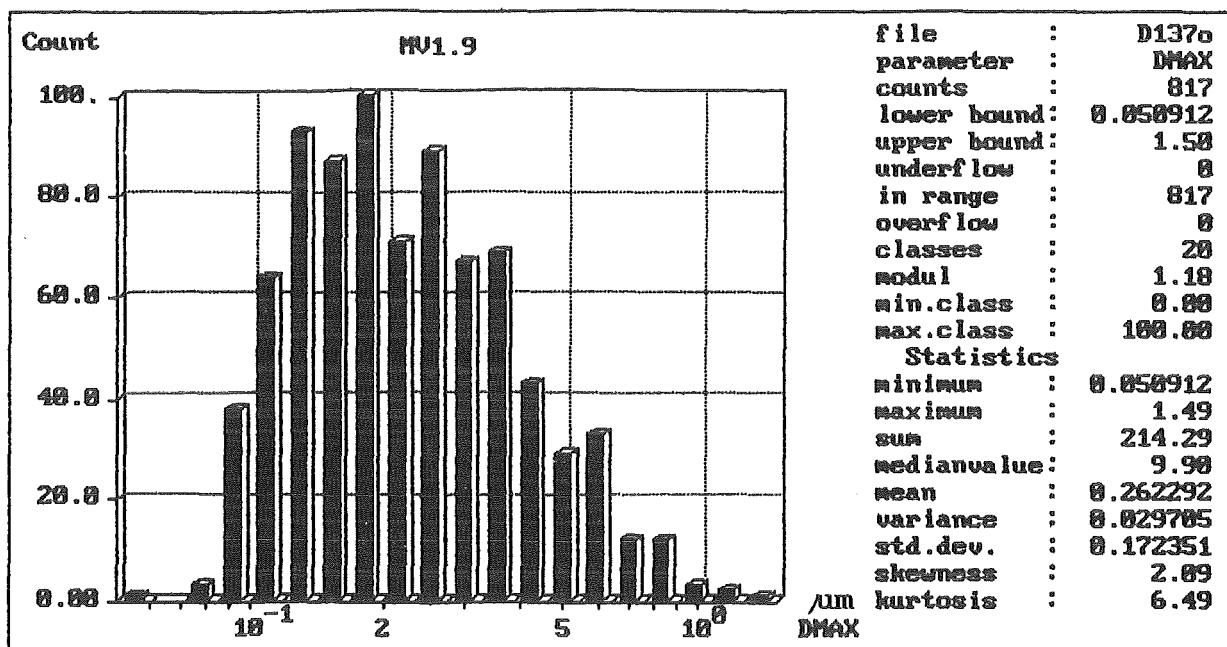


Abb. 4

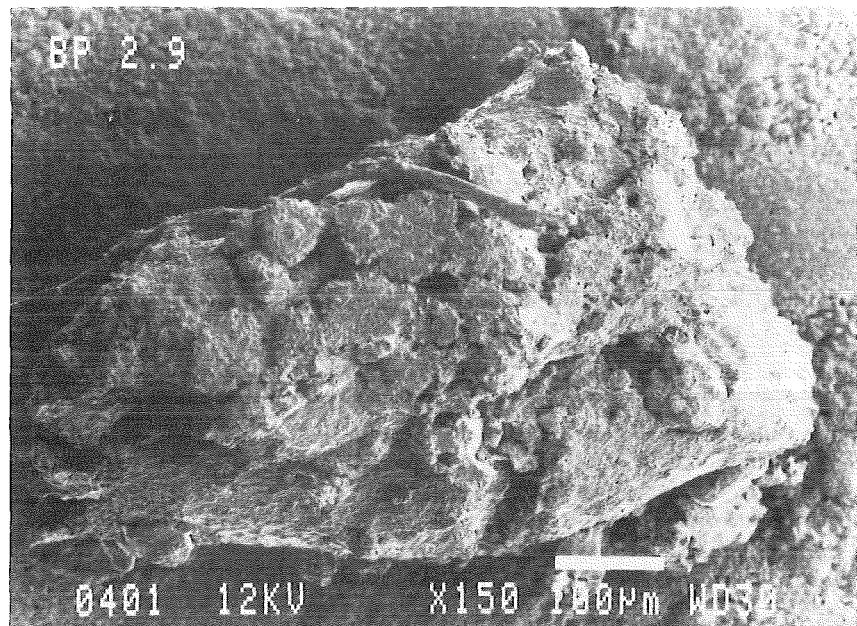


Abb. 5

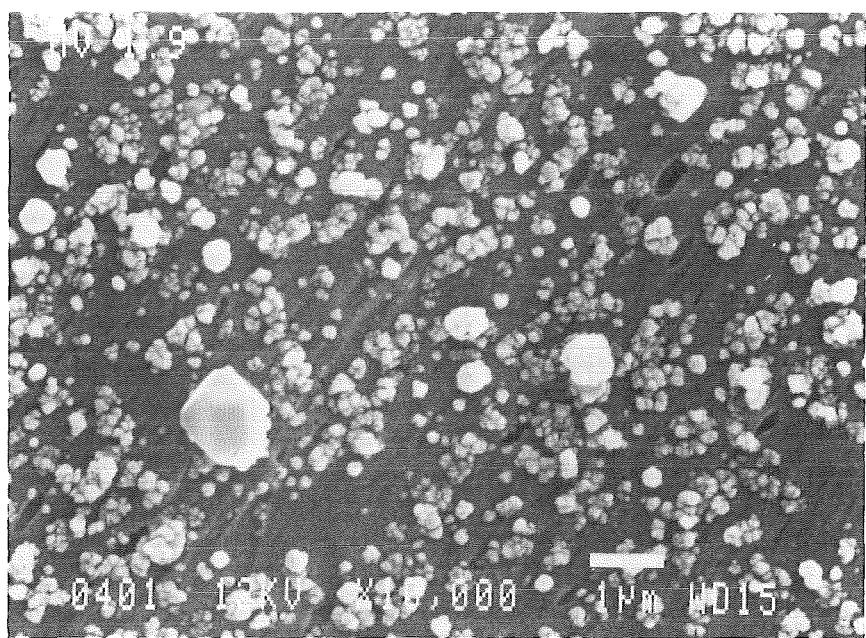


Abb. 6

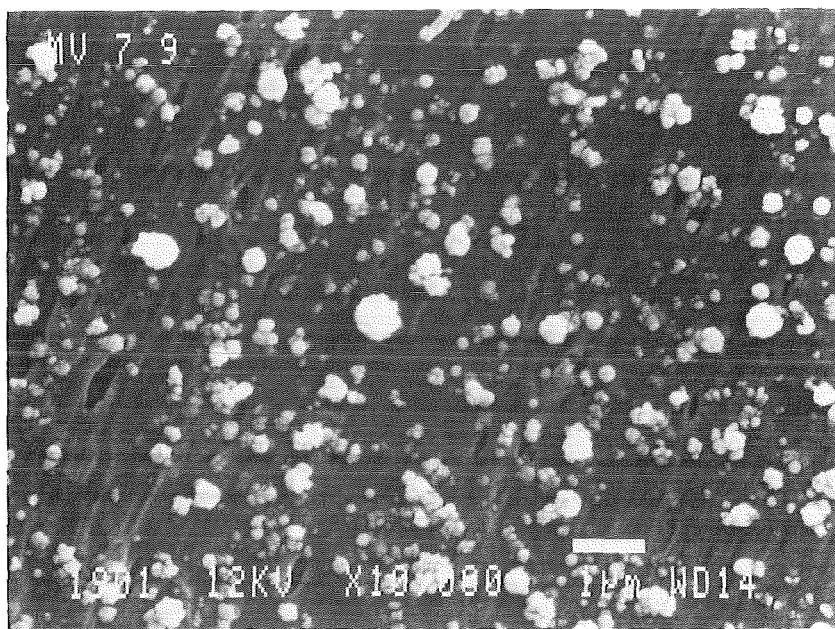


Abb. 7

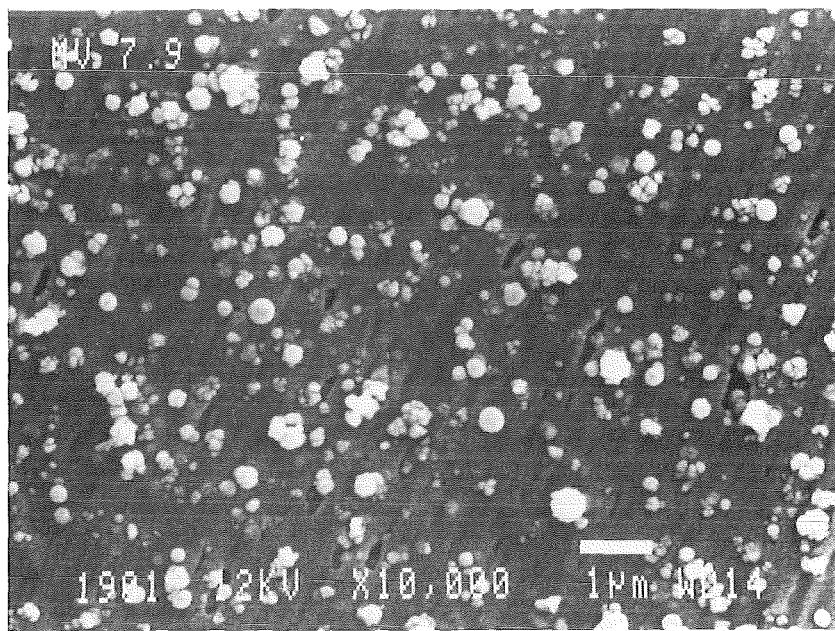


Abb. 8

32.05.02/05A BETA Tests Related Materials Investigations
PSF 0D5Y (A. Skokan)

32.05.02/06A Chemical Analyses for the BETA Tests
PSF 0N1P (Ch. Adelhelm, Ch. Gosgnach, M. Heinle)

Material samples of the BETA tests V5.3 and V7.1 taken during and after the tests were separated and chemically analysed to investigate the melt-concrete -interaction.

As observed with the previous BETA tests V5.1 and V5.2 the analytical results proved, that Zr is oxidized during the first seconds by SiO_2 forming Si in the metallic melt. The velocity and the amount of the succeeding oxidation of the other elements such as B, Si, Cr and Fe by H_2O and CO_2 released from the concrete depends on the heating power and time. Because the crucible of the test V7.1 consisted of serpentine concrete as used in the basement of russian power plants, the composition of the oxidic melt is more enriched in MgO than in SiO_2 resulting probably in a lower viscosity. The fission products distribute as known by the previous tests: Mo remains in the metallic melt while the other mock-ups are detected in the oxidic melt in the concentration according to their added mass.

32.05.02/05A Materialkundliche Untersuchungen an BETA-Versuchsproben
PSF 0D5Y (A. Skokan)

32.05.02/06A Chemische Analysen für BETA-Experimente
PSF 0N1P (Ch. Adelhelm, Ch. Gosgnach, M. Heinle)

1. Ziele

Mit Hilfe der materialkundlichen Untersuchungen soll vor allem die zeitliche Änderung der chemischen Zusammensetzung der einzelnen Versuche ermittelt werden, um die ablaufenden chemischen Reaktionen zu verfolgen. Die dazu erforderlichen Materialproben wurden sowohl während der Versuche mit Hilfe von Temperatursonden aus der Schmelze gezogen als auch den erkalteten Betontiegeln entnommen. Die BETA-Versuche V5.3 und V7.1, deren materialanalytische Ergebnisse hier vorgestellt werden, sind bereits im vorigen Jahresbericht beschrieben worden [1]. Der Versuch V5.3 sollte in Fortführung der Versuche V5.1 und V5.2 den Einfluß des B_4C -Eutektikums mit den Metallen und die Zr-Reaktionen, insbesondere die Oxidation des Zr durch SiO_2 , für SWR-Kernschmelzen bei höchster Leistungseinspeisung aufzeigen. Der Versuch V7.1 war ähnlich wie Versuch V5.1, jedoch wurde der für russische WWER-Reaktoren übliche Beton eingesetzt, der Serpentinit (wasserhaltiges Mg-Silikat) als Zuschlagsstoff enthält.

2. Aufbereitung und analytische Methoden

Wie zu den Versuchen V5.1 und V5.2 wurden die Materialproben von den Tauchsonden und aus den geschnittenen Tiegeln genauso mechanisch aufbereitet und anschließend in Säuren oder Boratschmelzen gelöst, wie es bereits im letzten Jahresbericht beschrieben wurde [2]. Die Meßmethoden und deren Kalibration waren auch hier wieder AAS (Atomabsorptionsspektrometrie), ICP-OES (Emmissionsspektrometrie mit Plasmaanregung) und RFA (Röntgenfluoreszenzanalyse).

3. Ergebnisse

Es zeigte sich, wie bei den vorangegangenen Versuchen, daß die Zirkoniumoxidation den Wechselwirkungsbeginn beherrscht und bereits nach wenigen Minuten beendet ist. Durch den Nachweis von metallischem Si konnte wiederum gezeigt werden, daß die erwartete Reduktion von SiO_2 durch Zr neben der Zirkonium-Wasser-Reaktion eine wesentliche Rolle spielt. Alle Analysenergebnisse sind in den Tabellen 1 bis 5 zusammengefaßt und die Konzentrationsänderungen ausgewählter Metall- und Oxidgehalte während der Versuche in den Abbildungen 1 bis 4 graphisch dargestellt.

3.1 Versuch V5.3

Wie im Versuch V5.2 wird das metallische Zirkonium innerhalb der ersten zwanzig Sekunden durch das in der abgegossenen Oxidschmelze vorliegende SiO_2 oxidiert. Dies beweist der relativ hohe ZrO_2 -Anteil in der Oxidprobe der ersten Sonde bei gleichzeitig geringem SiO_2 -Gehalt. Ein entsprechend früher Anstieg des Si-Gehaltes in der Metallschmelze kann nicht nachgewiesen werden, da mit der ersten Sonde kein Metall erfaßt werden konnte. Bereits nach einer Minute ist der Zr-Gehalt in der

Metallschmelze wie in der später erkalteten Schmelze unter 0,1 % gesunken. Der gegenüber V5.2 etwas höhere Si-Gehalt in der Metallphase und der geringere FeO-Gehalt in der Oxidphase sind möglicherweise auf die kürzere Heizdauer und die damit verbundene geringere Zeit für die Nachoxidation durch H_2O und CO_2 zurückzuführen. Die zeitlichen Schwankungen der ZrO_2 - und SiO_2 -Gehalte sind wahrscheinlich eine Folge der Inhomogenität der Proben. Die Versuche V5.1 bis V5.3 wurden von Alsmeyer et al. in [3] zusammenfassend dargestellt und bewertet.

3.2 Versuch V7.1

Die Analysenergebnisse von Versuch V7.1 zeigen wegen der geringen Tiegelheizleistung und der relativ langen Versuchsdauer sehr deutlich die sukzessive Abfolge der Oxidation der verschiedenen chemischen Komponenten in der Reihenfolge Zirkonium-Bor-Silicium-Chrom-Eisen. Nach zwei Minuten ist die Oxidation von Zr vollständig abgeschlossen, da in der Metallphase von Sonde 2 fast kein Zr, jedoch der maximale Gehalt an Si und in der Oxidphase der Maximalwert an ZrO_2 vorhanden ist. Die Abnahme des Si-Gehaltes nach 10 Minuten, sowie der Cr-Konzentration nach 16 Minuten und der langsame Anstieg der FeO-Konzentration zeigt deren Oxidation durch H_2O und CO_2 . Wegen des eingesetzten Serpentinit-Betons reichert sich die Oxidschmelze mit mehr MgO als mit SiO_2 an und sollte daher eine, gegenüber Versuch V5.3 deutlich geringere Viskosität aufweisen. Für die Versuche V5.3 und V7.1 gilt folgender Befund: B_4C wird teilweise oxidiert, denn es wird sowohl in der oxidischen als auch in der metallischen Schmelze nachgewiesen. Und von den simulierten Spaltprodukten liegt Mo überwiegend in der Metallphase vor, während die Seltenen Erden ausschließlich in der oxidischen Schmelze gelöst sind.

4. Literatur

- [1] H. Alsmeyer et al.
Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment
in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1991, KfK 5050,
August 1992, S. 71 - 91
- [2] A. Skokan
Materialkundliche Untersuchungen an BETA-Versuchsproben
Ch. Adelhelm et al.
Chemische Analysen für BETA-Experimente
in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1991, KfK 5050,
August 1992, S. 93 - 106
- [3] H. Alsmeyer et al.
BETA Experiments on Zirconium Oxidation and Aerosol Release during Melt-Concrete Interaction
Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, KfK 5108 NEA/CSNI/R(92)10,
November 1992, S. 67 - 82

	Sonde 1		Sonde 2		Sonde 3		Sonde 4		Sonde 5		Sonde 6	
Zeit (min)	0,33	0,33	1	1	2	2	3	3	4	4	5,5	5,5
Analysennr.	534/91	535/91	536/91	537/91	538/91	539/91	540/91	541/91	542/91	543/91	544/91	545/91
Bezeichnung	TS 1	TS 1	TS 2	TS 2	TS 3	TS 3	TS 4	TS 4	TS 5	TS 5	TS 6	TS 6
Position	oxidisch oben	oxidisch unten	oxidisch oben	metallisch unten	oxidisch oben	oxidisch unten	oxidisch oben	metallisch unten	oxidisch oben	metallisch unten	oxidisch oben	metallisch unten
Elemente des Betons (Massen-%)												
Si	4,52	7,56	27,64	5,97	26,58	20,93	20,16	7,2	23,08	4,29	23,67	9,71
Ca	4,66	4,21	6,36	0,03	5,83	6,7	6,64	0,15	6,97	0,03	6,9	0,24
Al	4,51	4,13	4,26	0,11	3,58	4,73	4,87	0,15	4,51	0,02	4,44	0,17
Mg	0,43	0,37	0,26	0,01	< 0,04	0,55	0,62	0,23	0,68	0,77	0,56	0,32
K	0,100	0,220	0,870	0,05	< 0,870	0,630	0,74	0,05	0,84	0,010	0,890	0,070
Na	0,13	0,86	0,56	0,28	1,71	0,32	0,42	0,2	0,41	0,04	0,41	0,36
Ti	< 0,002	0,02	0,09		0,1	0,09	0,08		0,09		0,08	
Mn	0,03	0,03	0,08	0,23	< 0,03	0,09	0,09	0,19	0,09	0,20	0,10	0,21
S	0,21	0,23	0,22		5,21	0,14	0,15		0,18		0,19	
P	< 0,02	< 0,02	< 0,04		< 0,26	< 0,02	< 0,02		< 0,02		< 0,02	
Elemente der Metallischmelze (Massen-%)												
Fe	2,73	2,45	1,36		2,53	0,56	0,5		0,61		0,67	
Cr	0,16	0,16	0,17	2,66	0,45	0,14	0,12	3,39	0,13	4,38	0,14	3,48
Ni	< 0,02	0,08	< 0,03	2,44	< 0,18	< 0,02	< 0,02	2,97	< 0,02	3,62	< 0,02	3,3
Zr	49,4	45,92	13,28	0,07	2,95	22,59	22,72	0,07	18,38	0,01	17,62	0,01
Sn	< 0,03	< 0,05	< 0,07	< 0,4	< 0,77	< 0,04	< 0,03	< 0,3	< 0,03	0,23	< 0,03	< 0,35
B	0,60			0,89			0,45	0,76	0,43	0,60	0,43	1,07
C	0,07			0,31			0,04	0,33	0,04	0,32	0,03	0,33
simulierte Spaltprodukte (Massen-%)												
Mo	0,04	0,03	< 0,03	0,19	< 0,22	< 0,02	< 0,02	0,23	< 0,01	0,22	< 0,01	0,17
Ce	0,66	0,46	0,15	< 0,003	0,07	0,22	0,22	< 0,002	0,18	< 0,002	0,17	< 0,003
Te	< 0,02	< 0,03	< 0,05	< 0,1	< 0,37	< 0,03	< 0,02	< 0,1	< 0,02	< 0,01	< 0,02	< 0,1
Ba	0,68	0,49	0,19	0,01	0,24	0,24	0,24	0,01	0,2	0,01	0,2	0,01
Sr	0,30	0,24	0,1	< 0,01	< 0,21	0,13	0,13	< 0,01	0,11	< 0,005	0,11	< 0,01
Rückstand				1,29				3,86		0,32		1,75

Tab. 1: Analysenergebnisse der Sondenproben von BETA V5.3

Analysennr.	Tiegelschnitt			
	530/91 T 1 metallisch	531/91 T 2 oxidisch	532/91 T 3 oxidisch	533/91 T 4 oxidisch
Elemente des Betons (Massen-%)				
Si	6,59	28,98	28,76	26,95
Ca	0,13	6,68	6,65	7,08
Al	0,13	3,85	3,71	4,03
Mg	0,01	0,52	0,49	0,53
K	0,060	1,08	0,95	0,990
Na	0,28	0,53	0,48	0,48
Ti		0,09	0,08	0,09
Mn	0,13	0,07	0,09	0,09
S		0,15	0,1	0,14
P		0,04	< 0,02	< 0,02
Elemente der Metallschmelze (Massen-%)				
Fe		0,77	1,28	1,25
Cr	3,22	0,15	0,17	0,18
Ni	3,37	< 0,02	< 0,02	< 0,02
Zr	0,01	10,96	11,21	12,28
Sn	< 0,35	< 0,03	< 0,03	< 0,03
B	0,52	0,36	0,37	0,45
	0,32	0,02	0,02	0,03
simulierte Spaltprodukte (Massen-%)				
Mo	0,21	< 0,01	< 0,01	< 0,01
Ce	< 0,005	0,12	0,12	0,13
Te	< 0,1	< 0,02	< 0,02	< 0,02
Ba	0,01	0,14	0,14	0,15
Sr	< 0,01	0,08	0,08	0,09
La	< 0,01	0,06	0,06	0,06
Rückstand	2,90			
Position T1: Mitte Metallregulus, 2100 mm von Tiegeloberkante				
Position T2: Mitte Oxidschicht, 2000 mm von Tiegeloberkante				
Position T3: Mitte Oxidschicht, 800 mm von Tiegeloberkante				
Position T4: poröse Schicht				

Tab. 2: Analysenergebnisse der Tiegelschnittproben von BETA V5.3

	Sonde 1		Sonde 2		Sonde 3		Sonde 4		Sonde 5		Sonde 6
Zeit (min)	0,33	0,33	1	1	2	2	3	3	4	4	6
Analysennr.	569/91	568/91	571/91	570/91	572/91	573/91	575/91	574/91	577/91	576/91	578/91
Bezeichnung	TS 1/2	TS 1/1	TS 2/2	TS 2/1	TS 3/1	TS 3/2	TS 4/2	TS 4/1	TS 5/2	TS 5/1	TS 6
Position(mm)	1000	1200	1000	1300	800	1000	1000	1200	900	900	800
Elemente des Betons (Massen-%)											
Si	2,03	2,07	2,69	3,08	3,39	5,05	8,15	3,37	7,09	3,01	3,73
Ca	0,30	0,51	0,02	0,02	0,02	4,18	3,67	0,02	4,59	0,02	0,83
Al	0,88	0,85	0,07	0,08	0,01	3,05	2,52	0,014	2,85	0,01	0,6
Mg	0,35	0,46	0,93	0,06	< 0,006	9,06	13,57	< 0,01	10,83	< 0,01	1,53
K	0,002	0,003	0,004	0,004	0,002	< 0,030	< 0,03	0,003	< 0,03	0,002	0,004
Na	0,011	0,015	0,04	0,012	0,01	0,1	< 0,01	0,012	< 0,01	0,009	0,015
Ti						< 0,05	< 0,05		< 0,05		
Mn	0,12	0,11	0,77	0,17	0,12	0,10	0,09	0,11	0,10	0,10	0,10
S						0,04	0,20		0,10		
P						< 0,01			< 0,01		
Elemente der Metallschmelze (Massen-%)											
Fe					0,89	1,08		0,87			
Cr	3,44	3,44	7,31	4,39	3,99	0,36	0,24	4,03	0,21	3,94	3,35
Ni	3,76	3,64	6,91	4,56	4,76	< 0,04	0,08	4,41	< 0,04	4,55	3,75
Zr	9,21	10,1	0,1	0,12	0,003	42,86	31,48	0,03	35,03	0,02	4,74
Sn	0,25	0,23	0,21	0,27	0,27	< 0,04	< 0,08	0,28	< 0,08	0,27	0,24
B	1,17	1,07	0,75	0,94	0,74	0,98	0,73	0,55	1,03	0,39	0,44
simulierte Spaltprodukte (Massen-%)											
Mo	0,25	0,23	0,93	0,35	0,3	< 0,03	< 0,03	0,3	< 0,03	0,3	0,26
Ce	0,06	0,15	< 0,001	< 0,005	< 0,002	0,42	0,33	< 0,003	0,33	< 0,003	0,05
Te	< 0,02	< 0,01	< 0,02	< 0,03	< 0,01	0,09	< 0,04	< 0,02	< 0,04	< 0,02	0,02
Ba	0,07	0,39	< 0,003	< 0,005	< 0,002	0,57	0,48	< 0,003	0,39	< 0,003	< 0,06
Sr	0,03	0,073	< 0,004	< 0,006	< 0,003	0,23	0,16	< 0,004	0,17	< 0,004	0,024
La	0,031	0,167	< 0,001	< 0,001	< 0,001	0,21	0,16	< 0,001	0,18	< 0,001	0,027
Rückstand	2,31	3,19	0,51	0,84	0,49				0,21	1,21	

Tab. 3: Analysenergebnisse der Sondenproben von BETA V7.1

	Sonde 7	Sonde 8	Sonde 9		Sonde 10			Sonde 11		
Zeit (min)	8	10	13	13	16	16	16	22	22	22
Analysennr.	579/91	580/91	582/91	581/91	584/91	585/91	583/91	588/91	586/91	587/91
Bezeichnung	TS 7	TS 8	TS 9/2	TS9/1	TS 10/2	TS 10/2	TS 10/1	TS 11/2	TS 11/1	TS 11/1
Position(mm)	600	600	200	600	200	200	600	0	500	500
Elemente des Betons (Massen-%)										
Si	2,75	2,53	11,07	1,91	11,3	1,29	0,56	5,46	12,77	0,19
Ca	0,05	0,09	4,79	0,06	4,85	0,11	0,06	2,12	4,2	0,05
Al	0,02	0,02	2,29	0,02	2,3	0,04	0,01	0,92	2,45	0,02
Mg	0,08	< 0,15	14,24	0,09	14,16	0,37	< 0,06	5,9	16,79	0,1
K	0,003	0,004	< 0,030	0,004	< 0,03	0,007	0,003	0,012	< 0,03	0,002
Na	0,012	0,011	< 0,01	0,021	< 0,01	0,03	0,01	0,026	0,33	0,004
Ti			< 0,02		< 0,05				< 0,05	
Mn	0,08	0,07	0,14	0,05	0,14	0,03	0,04	0,06	0,14	< 0,01
S			0,07		0,09				0,1	
P			< 0,01		< 0,01				< 0,01	
Elemente der Metallschmelze (Massen-%)										
Fe			1,7		1,73				2,19	
Cr	3,95	3,78	0,35	3,7	0,43	3,4	3,58	1,23	1	1,25
Ni	4,67	4,66	0,06	4,87	< 0,04	4,41	4,66	2,61	0,06	4,75
Zr	0,14	< 0,02	24,95	0,05	24,1	0,17	< 0,03	2,15	19,51	0,09
Sn	0,29	0,28	< 0,08	0,29	< 0,08	0,28	0,24	0,17	< 0,08	0,31
B	0,29	0,27	1,06	0,17	1	< 0,25	< 0,20	0,41	0,89	0,12
simulierte Spaltprodukte (Massen-%)										
Mo	0,30	0,3	< 0,03	0,3	< 0,03	0,3	0,31	0,18	< 0,03	0,33
Ce	< 0,003	< 0,003	0,25	< 0,003	0,24	< 0,007	< 0,05	0,08	0,2	< 0,003
Te	< 0,02	< 0,02	< 0,04	< 0,02	< 0,04	< 0,004	< 0,03	< 0,02	< 0,04	< 0,02
Ba	< 0,003	< 0,005	0,32	< 0,003	0,27	< 0,007	< 0,005	0,11	0,21	< 0,003
Sr	< 0,004	< 0,00	0,13	< 0,004	0,13	< 0,01	< 0,006	0,047	0,11	< 0,004
La	< 0,001	< 0,003	0,13	< 0,001	0,13	0,002	< 0,001	0,041	0,1	0,001
Rückstand		0,77		0,71		0,29	0,5	12,71		

Tab. 4: Analysenergebnisse der Sondenproben von BETA V7.1

	Sonde 12			Sonde 13				Tiegelschnitt			
Zeit (min)	30	30	30	593/91	592/91	594/91	599/91	595/91	596/91	598/91	597/91
Analysennr.	591/91	589/91	590/91	TS 12/2	TS 12/1	TS 12/1	TS 13/2	TS 13/1	TS 13/3	TS 13/4	TS 3
Bezeichnung	metallisch	oxidisch	metallisch	metallisch	oxidisch	oxidisch	metallisch	oxidisch	oxidisch	oxidisch	metallisch
Position(mm)	0	500	500	0	500			900 *	1600 *	2000 *	2000 *
Elemente des Betons (Massen-%)											
Si	9,13	11,85	0,5	8,54	11,2	11,08	8,51	5,8	11,56	10,97	0,75
Ca	3,69	4,57	0,02	3,52	4,83	4,89	3,35	1,01	4,54	4,44	0,4
Al	139	1,95	0,01	1,1	1,66	1,71	1,01	0,48	1,53	1,51	0,11
Mg	9,65	15,12	0,04	8,89	12,34	12,12	9,59	6,1	13,35	12,57	0,44
K	0,019	< 0,030	0,005	0,017	< 0,030	< 0,030	0,018	< 0,030	< 0,030	< 0,030	0,003
Na	0,24	0,33	0,034	0,025	0,25		0,011	0,16	0,29	0,18	0,006
Ti		< 0,05			< 0,05	< 0,05		< 0,05	< 0,05	< 0,05	
Mn	0,10	0,14	< 0,01	0,08	0,12	0,12	0,08	0,09	0,12	0,11	< 0,01
S		0,1			0,17	0,15		0,13	0,15	0,14	
P		< 0,01			0,02	0,01		0,02	< 0,01	< 0,01	
Elemente der Metallschmelze (Massen-%)											
Fe		5,24			16,03	16,04		42,43	16,89	18,54	
Cr	0,35	2,05	< 0,02	0,15	1,47	1,42	0,15	2,5	1,32	1,33	< 0,1
Ni	1,24	< 0,04	5,25	1,98	< 0,04	< 0,04	1,87	1,5	< 0,04	0,08	9,84
Zr	3,53	19,76	0,05	7,93	14,44	14,11	7,68	6,49	12,12	12,49	0,14
Sn	0,07	< 0,08	0,33	0,12	< 0,08	< 0,08	0,11	< 0,08	< 0,08	< 0,08	0,41
B	0,60	0,85	< 0,20	0,40	0,61	0,61	0,33	0,37	0,57	0,51	< 0,1
simulierte Spaltprodukte (Massen-%)											
Mo	0,08	< 0,03	0,36	0,13	< 0,03	< 0,03	0,12	0,1	< 0,03	< 0,03	0,59
Ce	0,16	0,2	< 0,005	0,11	0,15	0,15	0,1	0,05	0,09	0,13	0,02
Te	< 0,02	< 0,04	< 0,03	< 0,02	< 0,04	< 0,04	< 0,02	< 0,04	< 0,04	< 0,04	< 0,02
Ba	0,17	0,21	< 0,005	0,13	0,17	0,17	0,12	0,05	0,1	0,14	0,02
Sr	0,072	0,11	< 0,006	0,05	0,08	0,09	0,05	0,03	0,08	0,07	0,011
La	0,082	0,1	< 0,001	0,058	0,08	0,09	0,054	0,02	0,07	0,07	0,009
Rückstand	20,25		0,08	6,34		6,7					0,8

* mm von der Tiegeloberkante

Tab. 5: Analysenergebnisse der Sondenproben von BETA V7.1

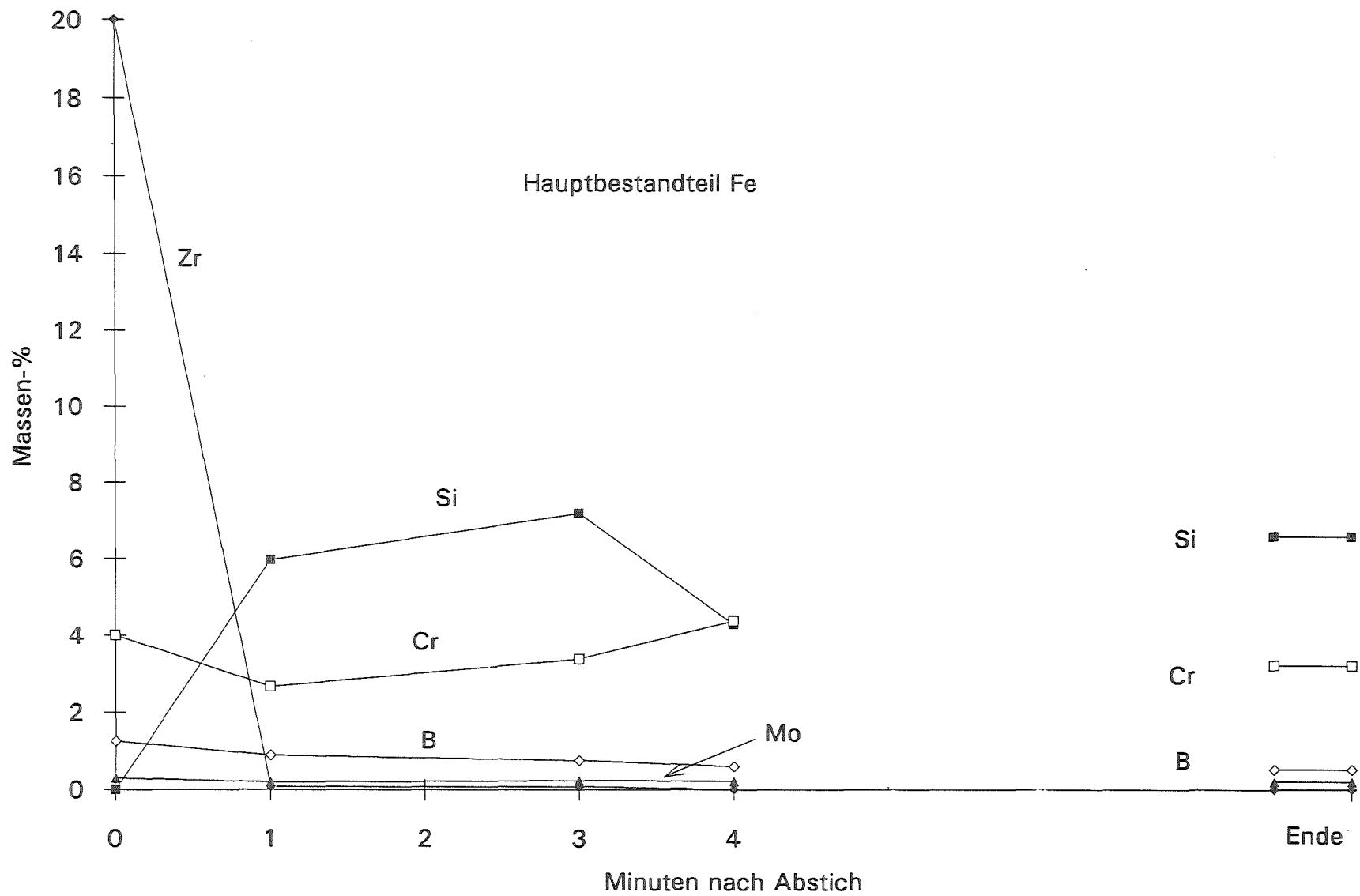


Abb. 1: Konzentrationsänderungen einiger Elemente in der Metallschmelze von BETA V5.3

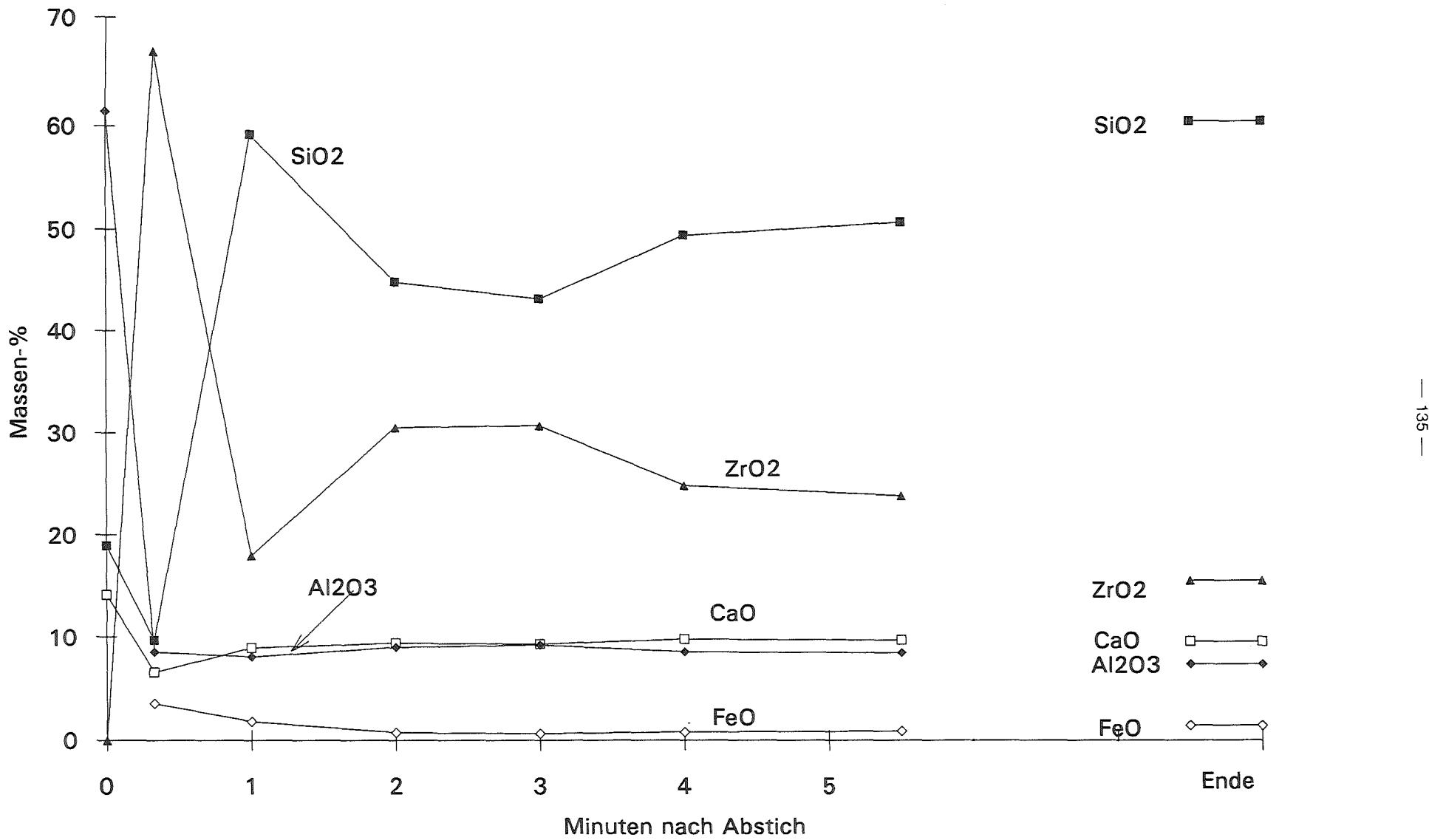


Abb.2: Konzentrationsänderungen einiger Oxide in der Oxidschmelze von BETA V5.3

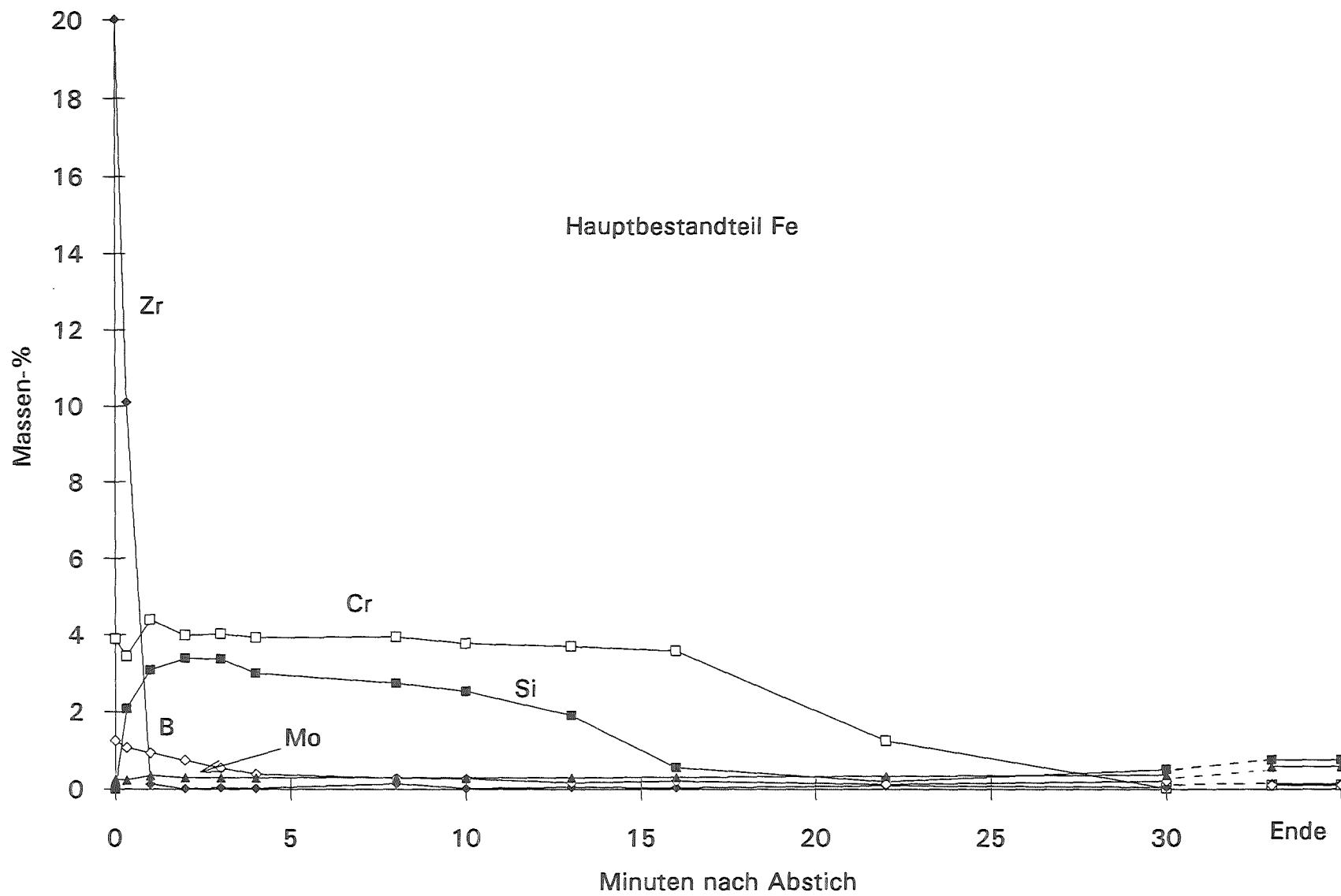


Abb. 3: Konzentrationsänderungen einiger Elemente in der Metallschmelze von BETA V7.1

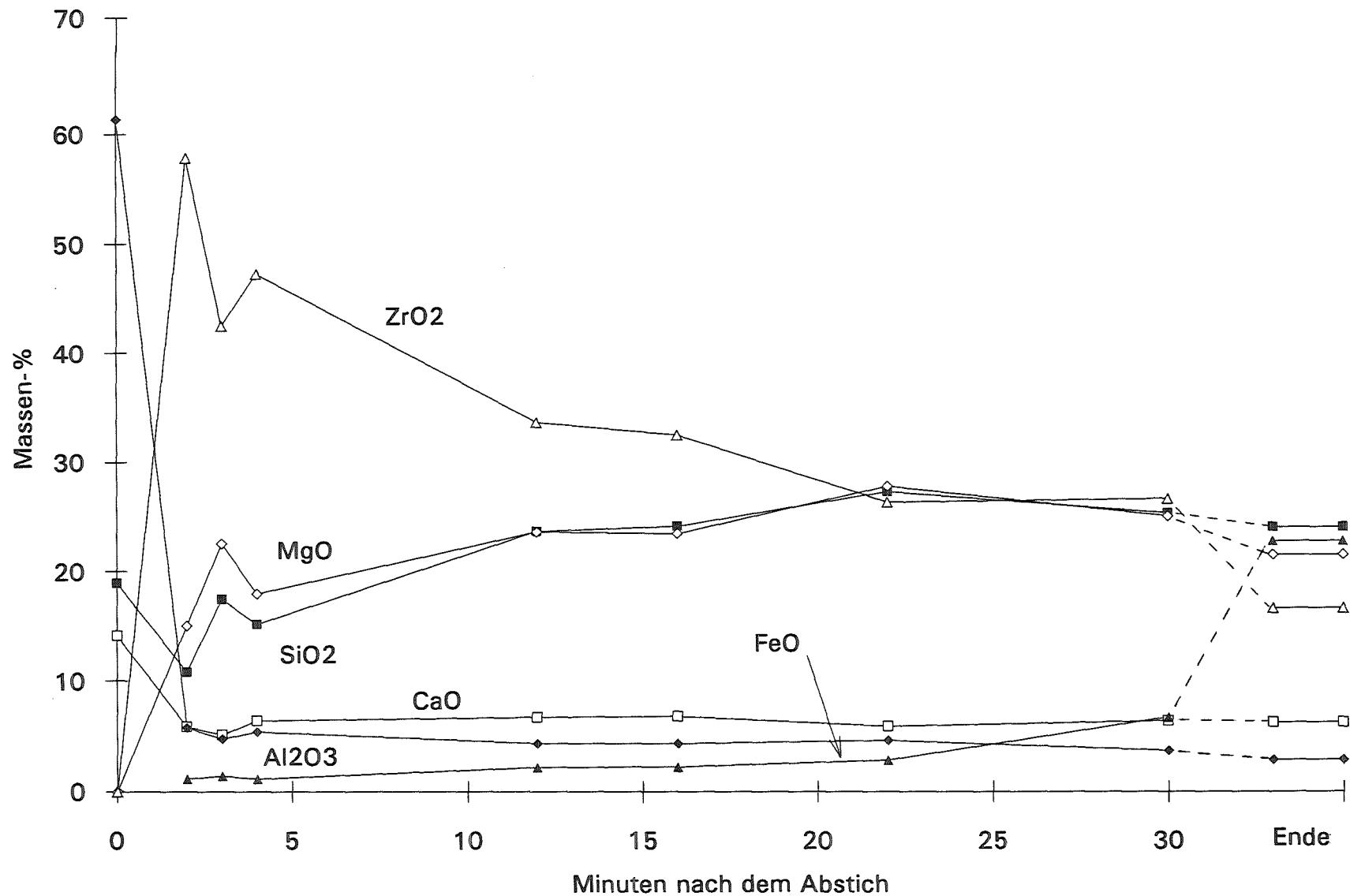


Abb. 4: Konzentrationsänderungen einiger Oxide in der Oxidschmelze von BETA V7.1

35.05.03 Rückhaltung von Spaltprodukten

32.05.03/02A CHALLENGES WITHIN VENTILATION SYSTEMS PSF 0D5X DURING ACCIDENT SITUATIONS

(M. Neuberger, M. Fronhöfer, W. Kuhn, P. Bletzer
T. Hardy, LAF II)

A numerical code (LAFIS) is developed which allows accurate modelling of flow transient in air cleaning systems under accident situations. With the support of this code the mechanical loadings on the filter units can be calculated.

A ventilation network is considered a complex combination of a large number of components including straight duct sections, ducts changing direction (elbows), throttles, ducts changing cross section (nozzles and diffusors), "active" components (blower), and duct branches. In addition, randomly defined components may be added which can be described by their flow resistance characteristics and are called "discrete losses" (filters, dampers, heat exchangers, etc.).

In determining flow variables and state variables, the laws of conservation of mass, momentum and energy are used, thus allowing compressible non-steady state flow processes to be described.

In the law of Conservation some aspects are mentioned taking into consideration the special characteristics of steady- and nonsteady-state flow in ventilation systems. If the assumption of constant temperature is dropped, and if condensation phenomena in the ventilation duct is to be included, the energy equation must be used for each individual component. In the conservation of mass for nonsteady state flows, the capacitance of large volumes must be taken into account.

The LAFIS (LAF Iteration Solver) ventilation code enables users, for given levels of pressure, temperature, mass flow or humidity as a function of time in a complex ventilation network, to calculate these same quantities at any other position in the ventilation system. There is also a possibility in the LAFIS code to calculate the changes in relative humidity and condensation of water vapor, if any, for each individual component. In this case, the humidity at the ambient nodes is given and its change determined as a function of pressure and temperature in the components.

32.05.03/02A **Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen**
PSF 0D5X **(M. Neuberger, M. Fronhöfer, W. Kuhn, P. Bletzer,
T. Hardy, LAF III)**

1. Einleitung und Problemstellung

In Lüftungssystemen großtechnischer Anlagen bilden Filter eine wirkungsvolle Barriere zum Einschluß gefährlicher Stoffe und dienen daher der Luftreinhaltung bzw. Abgasreinigung. Insbesondere im Bereich der Verfahrens- und Kerntechnik halten Schwebstofffilter luftgetragene, partikelförmige Toxine und radioaktive Stoffe mit extrem hoher Abscheideleistung zurück. Die Filterstrecken sind daher für den Umgebungsschutz von besonderer Bedeutung und ihrer Auslegung und ihrem Betrieb muß ein hohes Maß an Sorgfalt gewidmet werden. Die Beanspruchungen, denen die Schwebstofffilter an ihrem Einbauort innerhalb von Lüftungsanlagen ausgesetzt sein können, werden durch den jeweiligen Störfall und dessen Verlauf bestimmt. Genauere Daten sind nur mit Hilfe spezieller Rechenprogramme zu ermitteln, die es gestatten, die strömungs- und thermodynamischen Vorgänge in den komplexen kerntechnischen Lüftungssystemen mit teilweise mehreren hundert Komponenten zu modellieren. Nach dem in den Jahren zuvor die Berechnung der Strömung trockener Luft ohne Wärmeübergang weitgehend abgeschlossen wurde, lag der Schwerpunkt der Arbeiten auf der Bestimmung der Feuchteänderung sowie dem Energieein- oder -austausch für die Strömung. Mit der Optimierung der Ergebnisausgabe sollte das Programm **LAFIS** /1/ dann abgeschlossen werden.

2. Strömungs- und thermodynamische Grundlagen der Netzwerkberechnung in Lüftungssystemen

Ein lüftungstechnisches Netzwerk wird als eine komplexe Verknüpfung einer Vielzahl von Komponenten angesehen. Als Komponenten werden dabei gerade Kanalstücke, richtungsändernde Kanäle (Krümmer), Drosselklappen, querschnittsändernde Kanäle (Düse und Diffusor) sowie Kanalverzweigungen angesehen. Zusätzlich können noch beliebig definierte Komponenten hinzukommen, die durch ihr $\Delta p - \dot{V}$ -Verhalten beschreibbar sind und mit "Discrete Loss" bezeichnet werden (Filter, Klappen, Wärmetauscher usw.). Aufrechterhalten wird die Strömung über ein vorgegebenes Druckgefälle oder über aktive Komponenten wie Gebläse bzw. Kompressoren. Alle Komponenten sind durch sogenannte Knoten miteinander verbunden. Dabei unterscheidet man Verbindungsknoten, die jeweils zwei Komponenten miteinander verknüpfen und deren Zustandsgrößen sich durch die Vernetzung des Lüftungssystems aus den Randbedingungen ergeben sowie Umgebungsknoten, die eine Komponente

mit einem vorgegebenen Rand (Umgebung) verbinden, und deren Zustandsgrößen die Randbedingungen darstellen und somit festgelegt sind.

Zur Berechnung dieser Zustandsgrößen bedient man sich für stationäre Strömungen der Kirchhoff'schen Regeln /2/, die aus der Elektrotechnik bekannt sein dürften. Der Zusammenhang zwischen dem Differenzdruck über die einzelnen Komponenten (Rohre, Krümmer, Diffusor usw.) und dem durchfließenden Massenstrom muß aus stationären Messungen oder Handbüchern bekannt sein.

Für die aufgestellten Gesetzmäßigkeiten der Komponenten der Lüftungsanlage ergibt sich in Verbindung mit der Knoten- und Maschenregel ein nichtlineares Gleichungssystem. Zur Bestimmung der einzelnen Variablen (Druck, Temperatur, Dichte und Geschwindigkeit) wurde das Programmpaket ACRITH /3/ auf einer Rechenanlage IBM 3090 benutzt. Die Lösungsmethode dieses Fortran-Programms basiert auf einem verbesserten Newton-Iterationsverfahren. Seine hohe Genauigkeit und Konvergenzfähigkeit wird durch eine Intervallarithmetik erreicht. Das Programm LAFIS ist derart aufgebaut, daß auch andere Lösungsalgorithmen verwendet werden können, wobei darauf geachtet wurde, daß der Aufwand zur Änderung der Übergabedateien an den Algorithmus gering gehalten wurde.

Die Grundgleichungen des Systems sind die Erhaltungssätze der Masse, des Impulses und der Energie. Die Massenerhaltung muß für jeden einzelnen Knoten des Systems aufgestellt werden. Für eine stationäre, inkompressible Strömung kann alternativ eine Volumenstrombilanz die Massenerhaltung ersetzen. Der Impulssatz gibt hier den Zusammenhang zwischen den Druck- und Impulskräften (Geschwindigkeitsabhängigkeit) an. Er beschreibt somit den Druckverlust bzw. die Druckänderung in den einzelnen Komponenten in Abhängigkeit vom durchströmenden Massenstrom /4,5/. Der Energiesatz, mit der im Programm neu eingebrachten Beschreibung der Feuchteänderung, soll an dieser Stelle genauer beschrieben werden.

Wird die Annahme einer konstanten Temperatur fallengelassen und muß mit Kondensationserscheinungen im Lüftungskanal gerechnet werden, ist es notwendig die Energiegleichungen für die einzelnen Knoten und Komponenten zu benutzen.

Für den stationären Fall bedeutet dies für einen Knoten bzw. eine Komponente, daß die Summe der zu- und abfließenden Energien verschwindet. Dabei können die Energieströme direkt an Massenströme gekoppelt sein oder über Einbauten wie Kühler oder Erhitzer in das System eingebracht oder dem System entzogen werden. Hierbei wird nicht zwischen *kompressibler* und *inkompressibler* Strömung unterschieden, die Gleichungen sind identisch. Im

inkompressiblen Fall wird die Dichte als Konstante definiert, im kompressiblen Fall wird die Dichte über die allgemeine Gasgleichung berechnet. Die Energiegleichung für den Knoten j ergibt sich somit zu

$$\sum_{i=1}^n \dot{m}_{ji} \left[\dot{q}_i + c_p T_i + \frac{\dot{m}_{ji}^2}{2 \rho_j^2 A_{ji}^2} + g z_i \right] = 0$$

mit T_i als der Temperatur, z_i als der Höhenkoordinate und ρ_i als der Dichte im Knoten i , \dot{q}_i kennzeichnet die auf dem Weg von i nach j bzw. von j nach i zu- oder abgeführte Wärmeenergie (Kühler, Erhitzer, nicht isolierte Rohre etc.), $i = 1$ bis n , c_p bzw. g sind die spezifische Wärmekapazität bzw. die Erdbeschleunigung. Weiterhin wird die Erwärmung aufgrund der Rohreibung berücksichtigt: $\Delta T = \frac{\Delta p}{\rho c_p}$.

Für ein Gebläse (aktive Komponente) kann die Verdichtungswärme (Annahme eines adiabaten Vorgangs) durch folgenden Ausdruck bestimmt werden.

$$\dot{Q}_{VD,jk} = \dot{m}_{jk} c_p \cdot T_j \left[\left[\frac{p_k}{p_j} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right]$$

Eine vom Kühler oder Erhitzer transferierte Energiemenge wird direkt vom Programmbeutzer vorgegeben (z.B. in kW), die über ein Rohr oder Kanalstück abgegebene oder aufgenommene Wärme kann direkt durch das Programm berechnet werden. Die Wärmezu- oder -abfuhr kann durch folgende Überlegung bestimmt werden:

Strömt ein Fluid mit der Temperatur T_{Fl} durch einen geschlossenen Kanal im Raum mit der Temperatur ($T_R < T_{Fl}$), wird sich die Temperatur längs des Rohres entsprechend dem Temperaturgefälle erniedrigen. Die an den Massenstrom gebundene Energiemenge \dot{Q} wird sich somit längs des Kanales um $\Delta \dot{Q}$ ändern, bzw. für einen infinitesimal kleinen Kontrollraum um $d\dot{Q}$. Diese Änderung muß durch einen Wärmeübergang über die Kanalwand hervorgerufen werden. Dieser hängt wiederum vom Temperaturgefälle und der Oberfläche des Kanals ab. Die Wärmeenergie eines Fluids kann über $\dot{Q} = \dot{m} \cdot c_p T$ angegeben werden. Der Wärmeübergang schreibt sich zu /6/

$$d\dot{Q}_v = k(T - T_R) dA$$

mit c_p als spezifische Wärmekapazität, k als Gesamtwärmedurchgangszahl, T_R als Raumtemperatur, T als Fluidtemperatur und dA als Wärmeübergangsfläche, $dA = U dx$, $U = \text{Umfang des Kanals}$.

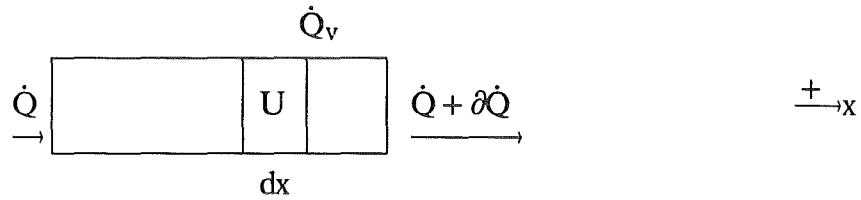


Bild 1: Zur Bestimmung des Wärmeverlustes im geraden Rohr

$$\dot{m}c_p T - \dot{m}c_p \left[T + \frac{\partial T}{\partial x} dx \right] - k (T - T_R) dA = 0$$

Nach kurzer Umrechnung ergibt sich folgende Differentialgleichung für die Temperatur des strömenden Fluids längs des Rohres in x – Richtung

$$\frac{d(T(x) - T_R)}{T(x) - T_R} = - \frac{kU}{c_p \dot{m}} dx .$$

Durch Integration ist die Temperatur in Abhängigkeit der Rohrlänge bestimmt

$$T(x) = (T_{\text{ein}} - T_R) \cdot \exp \left[- \frac{kU}{c_p \dot{m}} x \right] + T_R .$$

Die an einer beliebigen Stelle x im Rohr mit Umfang U und der Länge dx aufgrund einer Temperaturdifferenz zwischen $T(x)$ und T_R zu – oder abgeführte Wärmemenge $d\dot{Q}$ beträgt

$$d\dot{Q} = k (T(x) - T_R) U dx .$$

Durch Integration längs des Rohres mit der Länge L ergibt für die zu – oder abgeführte Wärme

$$\dot{Q}_{ij} = - \dot{m}_{ij} c_p (T_i - T_R) \left\{ \exp \left[- \frac{kUL}{c_p \dot{m}_{ij}} \right] - 1 \right\} .$$

$$\alpha_i = \frac{\lambda \cdot \text{Nu}}{D_h}, \text{Nu} = 0.04 \cdot \text{Re}^{0.75} \text{ turbulent, gasförmig, relativ glatter Kanal}$$

$$\text{Nu} = 0.04 \cdot \left[\frac{\dot{m} \cdot D_h}{\nu \cdot \rho \cdot A} \right]^{0.75}$$

k als Gesamtwärmedurchgangszahl

Mit obiger Gleichung kann die Wärmezu – oder – abfuhr längs eines Kanalstückes berechnet werden.

Für die *instationäre* Strömung muß das Massenspeichervermögen großer Volumen berücksichtigt werden. Die Änderung der inneren Energie eines Knotens (mit Volumen) ist gleich der Summe der zu – oder abgeführten Energieströme

$$\Sigma \dot{Q}_i + \Sigma \dot{m}_i \left[h + \frac{v^2}{2} + g \cdot z \right]_i = \frac{\partial}{\partial t} (m \cdot u) .$$

Dabei bezeichnet h die Enthalpie und u die innere Energie des Fluids. Da mit der Stromfadentheorie gerechnet wird, können hier partielle Differentiale in totale umgeschrieben werden.

$$\frac{d}{dt} (m \cdot u) = V \frac{d}{dt} (\rho u) ; V = \text{const.}$$

Die innere Energie u und die Enthalpie h hängen von der Temperatur ab, die Proportionalitätsfaktoren sind jeweils die spezifischen Wärmekapazitäten c_v bzw. c_p .

$$u = c_v \cdot T ; h = c_p \cdot T ; \rho = \frac{p}{RT} ; V = \frac{\dot{m}}{\rho A} .$$

Mit Hilfe der allgemeinen Gasgleichung und Ersetzen von differentiellen Größen durch Differenzen ergibt sich

$$\frac{V}{\Delta t} \frac{c_v}{R} (p - p') = \Sigma \dot{Q}_i + \Sigma \dot{m}_i \left[c_p T + \frac{\dot{m}^2}{2\rho^2 A^2} + gz \right]_i .$$

Damit ist der Energiesatz für eine kompressible, instationäre Strömung dargestellt.

Im Programm LAFIS besteht die Möglichkeit die Änderung der relativen Feuchte sowie eventuelle Kondensation von Wasserdampf für die einzelnen Knoten zu berechnen. Dabei wird die Feuchte an den Umgebungsknoten vorgegeben und deren Änderung in Abhängigkeit von Druck und Temperatur in den Knoten bestimmt. Der Sättigungsdampfdruck im Knoten j kann durch folgenden analytischen Ausdruck angenähert werden.

$$p_{s,j} = 100 \cdot \exp \left[19,019 - \frac{4064,95}{T_j - 36,92} \right] .$$

Aus der relativen Feuchte im Umgebungsknoten wird die absolute Feuchte in kg Wasser pro kg trockene Luft berechnet.

$$x_{j,u} = \frac{0,622 \cdot \varphi_{j,u} \cdot p_{s,j,u}}{p_{\text{stat},j,u} - p_{s,j,u}} .$$

Der statische Druck ist im Umgebungsknoten gleich dem Gesamtdruck.

Mit den gleichen Formeln kann jetzt in jedem Knoten für die veränderten Drücke und Temperaturen die relative Feuchte bestimmt werden. Aus obiger Gleichung ergibt sich somit für den Knoten k

$$\varphi_k = \frac{x_k}{0,622 + x_k} \cdot \frac{p_k \left[1 + \frac{\kappa-1}{2\kappa} \frac{\dot{m}_k^2 i}{\rho_k^2 A_k^2 RT_k} \right]^{-\frac{\kappa}{\kappa-1}}}{p_{s,k}} .$$

Die Sättigungsfeuchte ergibt sich für den Knoten k für $\varphi=1$ aus

$$x_{s,k} = \frac{0,622 \cdot p_{s,k}}{p_k \left[1 + \frac{\kappa-1}{2\kappa} \frac{\dot{m}_k^2 i}{\rho_k^2 A_k^2 RT_k} \right]^{-\frac{\kappa}{\kappa-1}} - p_{s,j}} .$$

Übersteigt die absolute Feuchte der Luft die Sättigungsfeuchte, muß mit Kondensation gerechnet werden. In LAFIS wird davon ausgegangen, daß das flüssige Wasser als feine Nebeltröpfchen in der Luft verbleibt und eine Zwei-Phasen-Strömung vorliegt:

$$x_{kond,k} = x_k - x_{s,k} .$$

3. Programmablauf und -beschreibung

Der Lüftungscode LAFIS (LAF Iteration Solver) bietet dem Benutzer die Möglichkeit, bei vorgegebenen zeitlichen Druck-, Temperatur-, Massenstrom- oder Feuchteverläufen an einer beliebigen Stelle in einem komplexen Lüftungsnetzwerk eben diese Größen an jeder anderen Stelle der Lüftungsanlage zu berechnen. Das Programm gliedert sich im wesentlichen in drei Teile: dem Eingabeteil, dem Berechnungsteil und dem Ausgabeteil, wobei unter Berechnungsteil die Lösung des nichtlinearen Gleichungssystems verstanden wird.

Der Eingabeteil dient zur Angabe aller geometrischen und strömungstechnischen Daten der einzelnen Komponenten des Lüftungssystems sowie deren Verknüpfung in den Knoten. Die daraus automatisch aufgestellten Gleichungen können direkt als komplette Datei (als "strings") an den Lösungsalgorithmus übergeben werden. Das Programmpaket ACRITH basiert auf einem verbesserten Newton-Verfahren mit Intervallarithmetik und wurde in Zusammenarbeit mit IBM an der Universität TH Karlsruhe entwickelt.

Der Ausgabeteil dient als Postprozessor zur graphischen Darstellung der Daten. Die in Tabellenform vorliegenden Zustands- und Strömungsgrößen können so in übersichtlicher Weise sowohl auf dem Bildschirm als auch auf einem Plotter ausgegeben werden. Für die Ausgabe von Druck, Dichte, Temperatur und Feuchte bei *stationärer* Strömung können pro Bild bis zu zehn Knoten angegeben werden, für die dann die Größen dargestellt werden. Auf einem Bildschirm bzw. einem Plot finden bis zu vier Bilder Platz, so daß für die zehn Knoten maximal Druck, Dichte, Temperatur und Feuchte gleichzeitig dargestellt werden.

Der Massenstrom wird nicht über den Knoten dargestellt, sondern für jede Komponente. Auch hierbei können maximal zehn beliebige Komponenten ausgewählt werden. In vier Bildern werden wieder gleichzeitig der Massenstrom, der Volumenstrom, die Geschwindigkeit und die Machzahl aufgetragen.

Für die Darstellung der Ergebnisse bei *instationärer* Strömung werden die Größen Druck, Dichte, Temperatur und Feuchte für einen bestimmten Knoten bzw. Massenstrom, Volumenstrom, Geschwindigkeit und Machzahl für eine bestimmte Komponente über der Zeit aufgetragen. In einem Bild können dabei maximal vier Knoten bzw. Komponenten gleichzeitig dargestellt werden.

Nachfolgend soll die Ausgabe anhand eines einfachen Berechnungsbeispiels gezeigt werden. Das angesprochene Beispiel zeigt die wichtigsten in einer Lüftungsanlage vorkommenden Komponenten und dient gleichzeitig als Nachweis der Funktionsfähigkeit des Rechencodes. Um auch die Möglichkeit der Berechnung einer instationären Strömung zu demonstrieren, soll das Schließen einer großen Lüftungsklappe simuliert werden. Die Gesamtanlage ist in Bild 2 und die Ergebnisse der Berechnung dieser Anlage sind in Bild 3 dargestellt.

Der Druck im Umgebungsknoten 1 beträgt 100002 Pa und im Umgebungsknoten 19 100000 Pa. Dieser minimale Unterschied ist zur Startwertberechnung für die Berechnung der inkompressiblen Strömung notwendig, hat aber keine Auswirkung auf die nachfolgende Berechnung der kompressiblen Strömung. Temperatur und Feuchte wurden in den Anfangs- bzw. Endknoten konsant gehalten. Innerhalb des Systems wurden zwei verschiedene Rohrtypen benutzt. Typ 1, der die Verbindungen zwischen den Knoten mit Ausnahme an den Filtern herstellt, hat eine Länge von 1 m, einen Durchmesser von 0.2 m und eine relative Sandkornrauhigkeit von $1/1000$. Rohrtyp 2, vor und nach den Filtern, hat eine Länge von 1 m, einen Durchmesser von 0.6 m und die selbe relative Sandkornrauhigkeit wie Typ 1. Bei beiden Rohrtypen handelt es sich um runde Rohre.

Der Teilungswinkel des Abzweigs beträgt 30° . Die entsprechenden Druckbeiwerte für Durchgangs – und Abzweigkanal wurden über vorgegebene Polynome, die das $\Delta p - V$ – Verhalten in Abhängigkeit vom Abzweigwinkel festlegen, berechnet. Die Kennlinien und damit die Polynome sind benutzerspezifiziert.

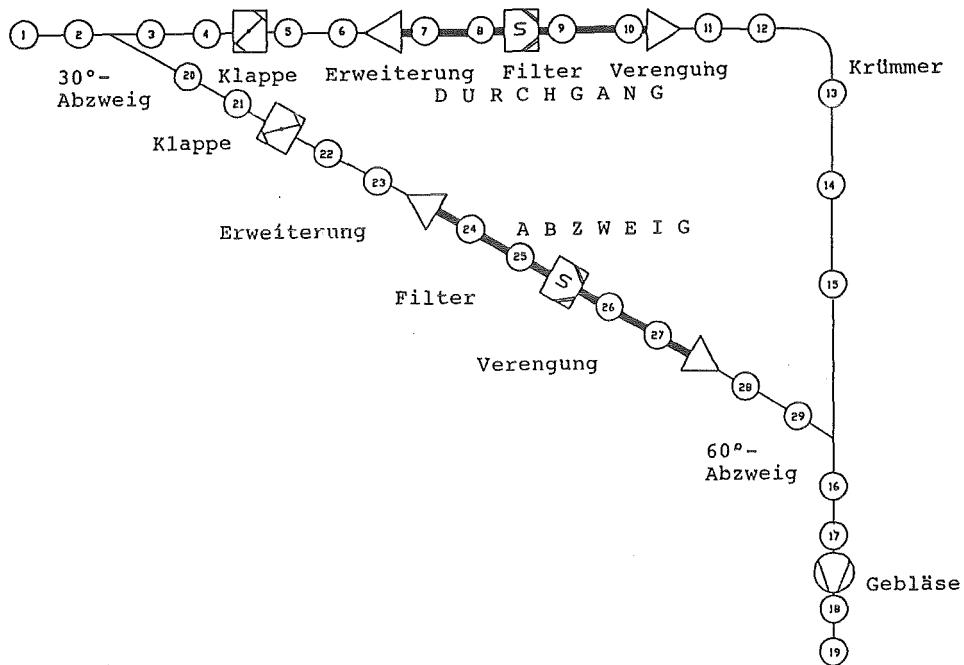


Bild 2: Beispielhafte Lüftungsanlage mit im LAFIS – Code vorkommenden Komponenten

Bei beiden Klappen handelt es sich um Schmetterlingsventile, deren Druckverlustbeiwert durch Tabellen im Programm in Abhängigkeit des zeitaktuellen Winkels berechnet werden. Dabei wird die Klappe im Durchgangsast konstant offen gelassen und die Klappe im Abzweigast schließt innerhalb 6 sec. Vor beiden Filtern wird jeweils ein Diffusor mit einem Öffnungswinkel von 30° zur Anpassung an die Filtergröße eingesetzt. Nach den Filtern folgt entsprechend eine 30° – Düse. Die jeweiligen Druckbeiwerte können über benutzerspezifizierte Tabellen in Abhängigkeit z.B. des Öffnungswinkels festgelegt werden.

Die Filter sind HEPA – Filter der Klasse S. Die Festlegung der Filterkennlinie erfolgt durch die Eingabe der Koeffizienten eines Polynomes mit maximal 6 – ter Ordnung. Der Winkel des Krümmers beträgt 90° . Der Druckverlustbeiwert wird in Abhängigkeit des Winkels und des Krümmungsradiusses durch benutzerspezifizierte Tabellen berechnet. Entsprechend dem vorgegebenen Abzweig beträgt der Winkel der Vereinigung 150° . Die Bestimmung des Druckbeiwertes verläuft analog zu der bei Abzweigen. Zur Überwindung der Druckdifferenz wird ein handelsübliches Gebläse benutzt. Die Gebläsekennlinie ist durch die Eingabe der Koeffizienten eines Polynoms definiert.

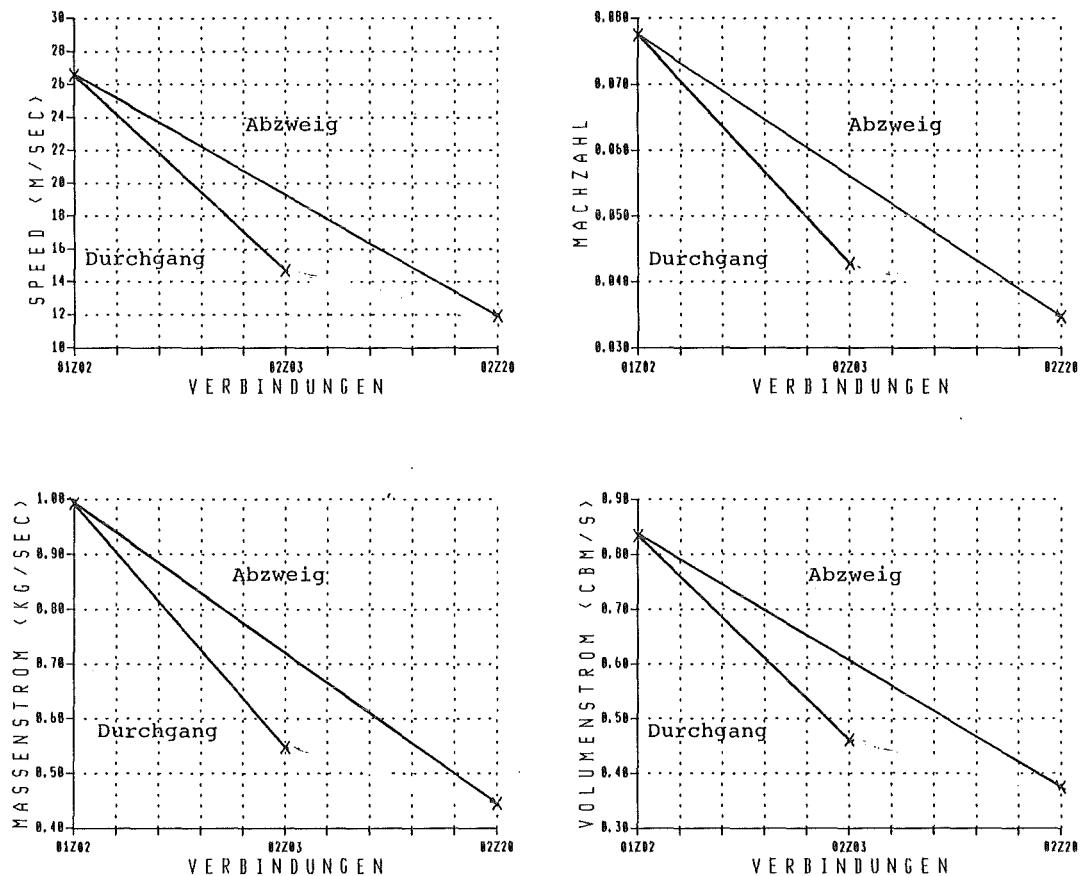


Bild 3: Darstellung der Strömungsgeschwindigkeit, der Machzahl, des Massenstroms und des Volumenstroms über dem Abzweig bei stationärer Strömung

In Bild 3 wird die Aufteilung der Strömungsgeschwindigkeit, der Machzahl, des Massenstromes und des Volumenstromes zwischen den Knoten 1 und 2 (01Z02) vor dem Abzweig, den Knoten 2 und 3 (02Z03) hinter dem Abzweig im Durchgangskanal und den Knoten 2 und 20 (02Z20) im Abzweigkanal betrachtet. Die Werte bzw. die Strömungsverhältnisse ergeben sich entsprechend den Kanalwiderständen im Durchgangs- und im Abzweigkanal bei stationärer Durchströmung. An der Strömungsgeschwindigkeit soll die Aussage der Diagramme verdeutlicht werden. Die Strömungsgeschwindigkeit nimmt von 26,5 m/s vor dem Abzweig auf 14,5 m/s im Durchgangskanal und 12 m/s im Abzweigkanal ab.

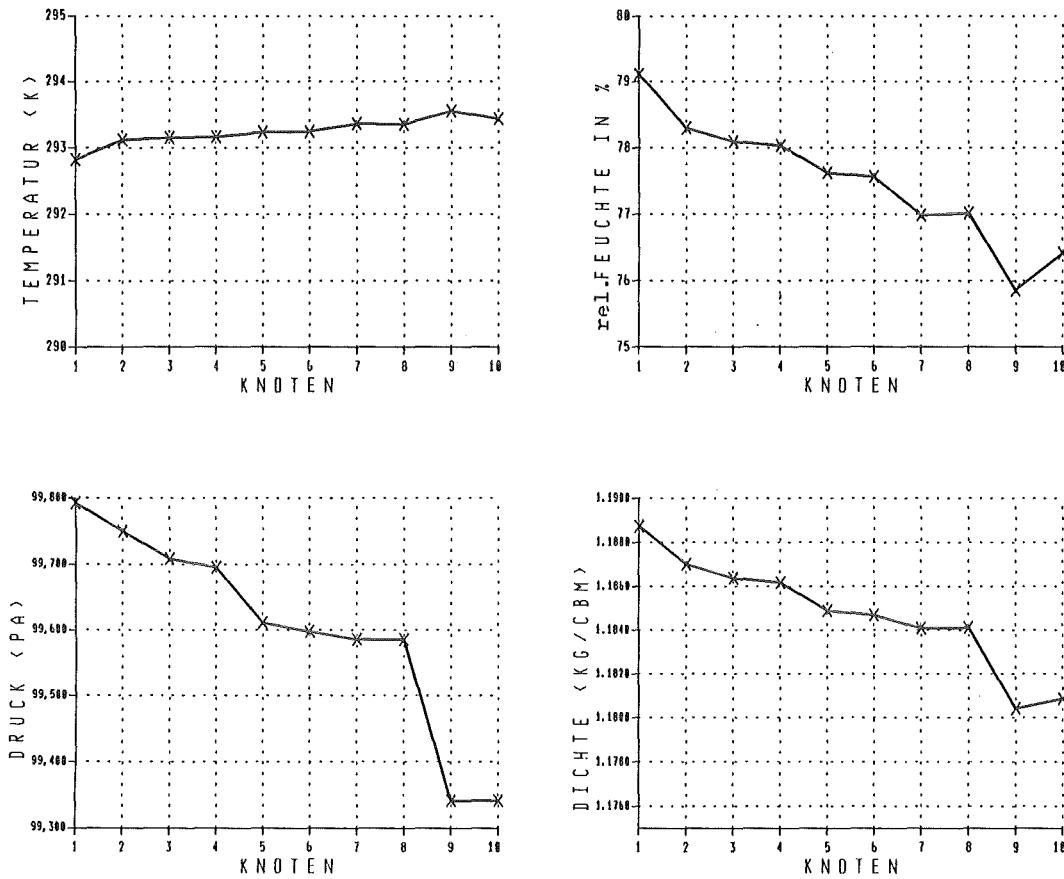


Bild 4: Darstellung des Temperatur-, des relativen Feuchte-, des Druck- und des Dichteverlaufes für die Knoten 1 bis 10 im Durchgangskanal bei stationärer Durchströmung

Der Druck-, Dichte-, Temperatur- und Feuchteverlauf über die Knoten 1 bis 10 im Durchgangskanal sind im Bild 4 aufgezeichnet. Von Knoten 1 nach 2 ergibt sich im Rohr (200 mm Durchmesser, Strömungsgeschwindigkeit 26 m/s) ein Druckverlust infolge der Rohreibung. Über den Abzweig (Durchgangskanal) ergibt sich ein Druckverlust von Knoten 2 nach 3 in etwa der selben Größenordnung. Bei einer reduzierten Strömungsgeschwindigkeit (14,5 m/s) im 200 mm Rohr von Knoten 3 nach 4 ist der Druckabfall geringer im Vergleich von Knoten 1 nach 2. Die anschließende Klappe von Knoten 4 nach 5 stellt einen größeren Kanalwiderstand dar. Das Rohr von Knoten 5 nach 6 entspricht dem von Knoten 3 nach 4. Die folgende Kanalerweiterung (Knoten 6 nach 7) hat einen geringen Druckabfall. Von Knoten 7 nach 8 ist der Druckabfall sehr gering, da das Rohr einen Durchmesser von 600 mm (Strömungsgeschwindigkeit ca. 1,7 m/s) hat gegenüber dem Rohr von Knoten 3 nach 4 (200 mm und 15 m/s). Der Filter von Knoten 8 nach 9 hat einen Druckverlust von 250 Pa bei einer Filterfläche von 20 m². Dies ergibt eine Durchströmungsgeschwindigkeit von ca. 2,3 cm/s im Filterpapier. Das anschließende Rohr entspricht dem von Knoten 7 nach 8.

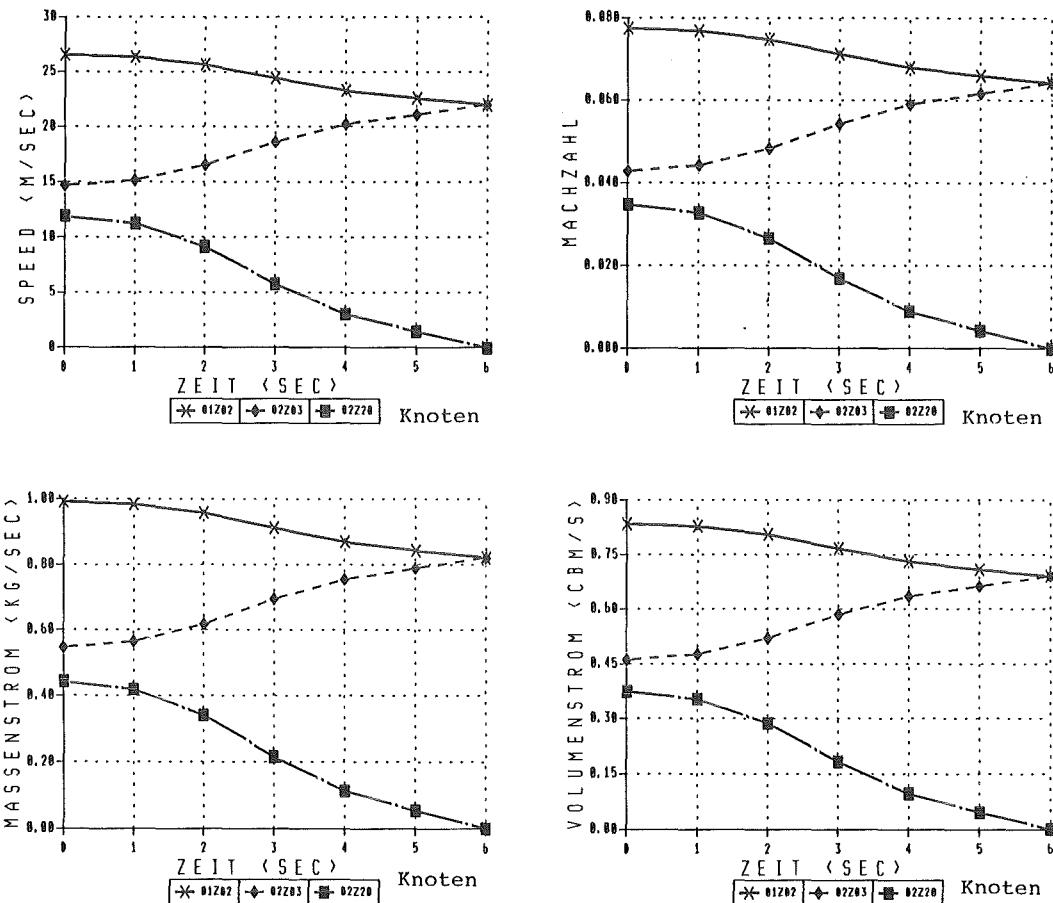


Bild 5: Darstellung der Strömungsgeschwindigkeit, der Machzahl, des Massenstroms und des Volumenstroms über eine Zeit von 6 Sekunden über dem Abzweig bei instationärer Strömung, Schließen der Klappe von Knoten 21 nach 22 im Abzweig

Im Abzweigkanal schließt die Klappe zwischen den Knoten 21 und 22 innerhalb von 6 Sekunden. Hierdurch entsteht ein instationärer Strömungsvorgang, dessen Auswirkungen im Durchgangskanal in Bild 5 und Bild 6 beschrieben sind. In Bild 5 sind die Strömungsgeschwindigkeit, die Machzahl, der Massenstrom und der Volumenstrom dargestellt. Betrachtet werden soll beispielhaft der Volumenstrom. Im Abzweig von Knoten 2 nach 20 (02Z20) nimmt der Volumenstrom von $0.35 \text{ m}^3/\text{s}$ innerhalb von 6 Sekunden auf Null ab. Im Durchgang (02Z03) erhöht sich der Volumenstrom von $0.46 \text{ m}^3/\text{s}$ auf ca. $0.65 \text{ m}^3/\text{s}$, der Gesamtvolumenstrom (01Z02) nimmt ab, da sich der Kanalwiderstand bei erhöhter Strömungsgeschwindigkeit im Durchgangskanal erhöht.

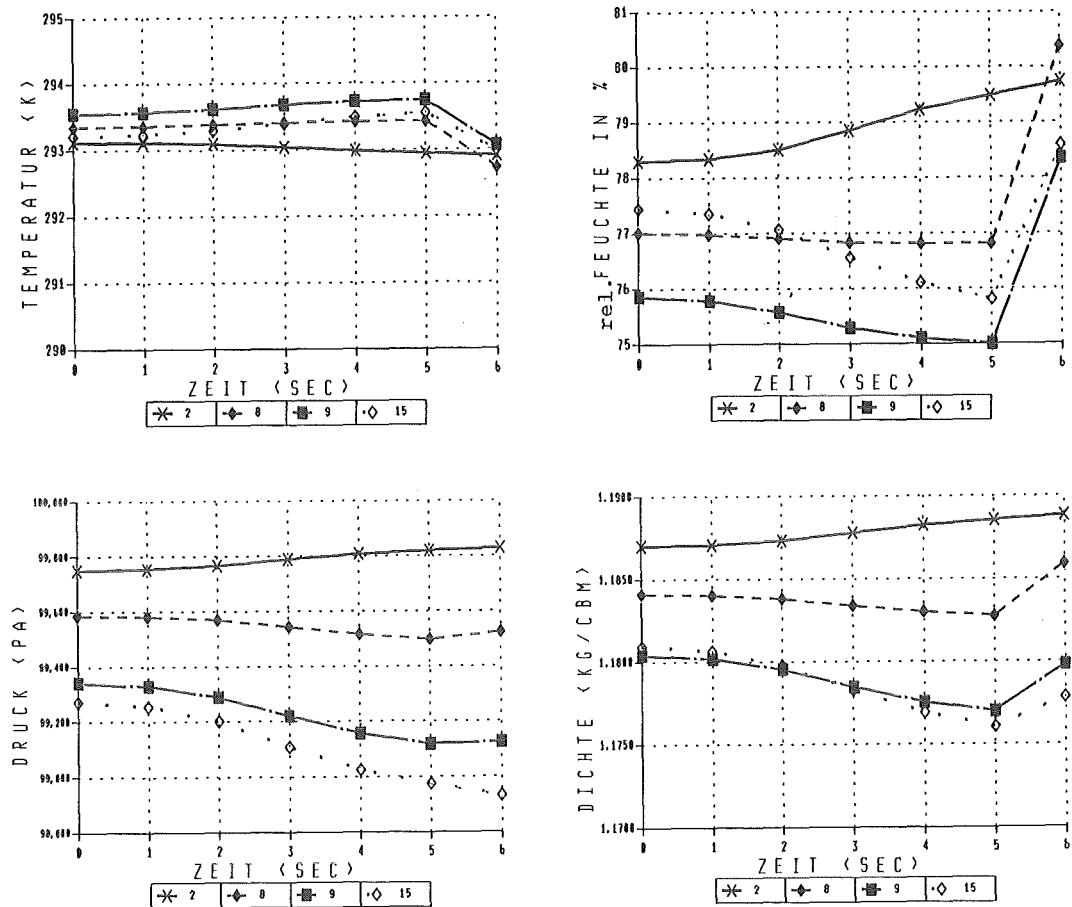


Bild 6: Darstellung des Temperatur-, des relativen Feuchte-, des Druck- und des Dichteverlaufes über eine Zeit von 6 Sekunden im Durchgangskanal bei instationärer Durchströmung, am Anfang des Kanal (Knoten 2) und am Ende (Knoten 15), vor (Knoten 8) und hinter (Knoten 9) dem S-Filter

In Bild 6 ist der zeitliche Verlauf von Temperatur, relativer Feuchte, Druck und Dichte über 6 Sekunden für 4 Knoten (2 vor dem Abzweig, 8 vor dem Filter, 9 nach dem Filter und 15 am Ende des Durchgangsrohres) aufgezeichnet. Da der Gesamtvolumenstrom und somit die Geschwindigkeit im Knoten 2 abnimmt, steigen der Druck und die Dichte leicht an. Der Reibungseinfluß, die Temperatur und der Druck nehmen ab, somit nimmt die relative Feuchte geringfügig um ca. 1% zu. Vor dem Filter (8) nimmt die Strömungsgeschwindigkeit im Durchgang zu, somit nehmen Druck und Dichte vor dem Filter ab, der Reibungseinfluß, die Temperatur steigt und die Feuchte nimmt ganz leicht ab. Mit zunehmender Geschwindigkeit nimmt der Filterwiderstand zu (Differenz der Kurven aus 8 und 9) von 250 Pa bei 1,7 m/s im 600 mm Rohr auf ca. 400 Pa bei 2,5 m/s im 600 mm Rohr (entspricht der Strömungsgeschwindigkeit von 22 m/s im 200 mm Rohr (Knoten 2) und einer Durchströmungsgeschwindigkeit im Filtermedium von 3,3 cm/s). Entsprechend der Widerstände fällt der Druck hinter dem Filter (9) und am Durchgangsende (15) stärker ab. Im Abschlußbericht /1/ sind weitere Belastungsfälle und mögliche Störfälle, die in Lüftungsanlagen von Kernkraftwerken denkbar sind, beschrieben.

4. Literaturverzeichnis

/1/ Neuberger, M., Bletzer, P., Fronhöfer, M.
LAFIS – Ein Rechenprogramm zur Bestimmung der strömungs – und thermodynamischen Belastungen in Lüftungsanlagen
KfK 5150 (1993), in Vorbereitung :

/2/ Kirchhoff, G.
Über die Auflösung der Gleichungen, auf welche man bei der Untersuchung der linearen Verteilung galvanischer Ströme geführt wird;
Ann. Phys. Chem. 72 (1847), S. 497 – 508.

/3/ High – Accuracy Arithmetic, Subroutine Library, Program Description and User's Guide;
IBM Program Number 5664 – 185 (1984).

/4/ Gerlach, A.
Stationäre und instationäre Strömungsuntersuchungen in verzweigten und querschnittsvariierenden Rechteckkanälen;
Diplomarbeit, Berufsakademie Karlsruhe, 1988.

/5/ Neuberger, M.
Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Lüftungssystemen
KfK 4920 (1991)

/6/ Elsner, N.
Grundlagen der technischen Thermodynamik;
4. Auflage, Berlin, Akademie Verlag, 1980.

**32.05.03/01A Development of a Standardized Test Rig for HEPA Filter Units
PSF 0D5R (M. Fronhöfer, M. Neuberger, W. Kuhn, T. Hardy, LAF II)**

In order to guarantee the safety margins of filter units during their entire service lives, filter performance needs to be verified under standardized test conditions that take into consideration the particularly adverse effects of filter exposure to supersaturated airflows and elevated differential pressure.

A procedure of type testing for quality control has been developed. The construction and the commissioning of the type testing facility has been completed. Instrument engineering has been adapted to the testing cycle. The type testing facility offers the possibility of standardized testing of HEPA filter elements for nuclear and conventional (chemical plants) applications.

A number of tests involving high strength and conventional filters has been performed. A comparison of filter loadings according to the valid DIN 25 414 / KTA 3601 standard with the filter loadings of the testing cycle performed at the type testing facility was made using five models of conventional filters designed for nuclear purposes. The testing cycle included the exposure to 20 g of water per m^3 air supplied at a rate of 1700 m^3/h - 3000 m^3/h up to the attainment of 5 kPa differential pressure for four hours with control by means of the volumetric flow rate. Having passed this test, the filter still has to satisfy the DIN 24 184 standard applied to HEPA filters.

Some conventional filters tested so far were badly damaged or even totally destroyed after one to four hours of exposure to mist at a differential pressure between 1.5 and 5 kPa. High-strength HEPA filters were exposed to up to 10 kPa in mist for several hours. A subsequent oil filament test did not show any leakages.

32.05.03/01A **Entwicklung einer Typ- und Serienprüf anlage für**
PSF 0D5R **HEPA -Filter**
(M. Fronhöfer, M. Neuberger, W. Kuhn, T. Hardy, LAF II)

Einleitung

Die Schwebstofffilterelemente der Klasse S (S-Filter) erfüllen in kerntechnischen Anlagen Aufgaben innerhalb des Barrierenkonzeptes. Sie bilden häufig einen Teil der letzten Barriere zwischen den möglicherweise kontaminierten Bereichen und der Umgebung. Ihr Versagen kann zur Freisetzung von radioaktiven Stoffen führen.

Das Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik II untersuchte in Arbeiten, die vom BMU gefördert wurden, die Versagensgrenzen der handelstüblichen S-Filter. Dabei stellten sich sehr niedrige Grenzen für die Belastbarkeit durch Differenzdruck heraus, die außerdem durch Feuchteeinfluß weiter herabgesetzt wurden. Aufgrund der Erkenntnisse aus diesen Arbeiten /1/ wurden anschließend hochfeste S-Filter mit den im folgenden Kapitel angegebenen üblichen Standardabmessungen entwickelt /2/. Im Laufe der Arbeiten wurde ein Prüfverfahren vorgeschlagen, daß die Anforderungen an Differenzdruck-, Temperatur- und Feuchtebelastbarkeit festlegte und in die KTA-Regel 3601 bzw. die DIN 25 414 eingebracht wurde. Die in dieser Regel bzw. Norm geforderte Differenzdruckbelastbarkeit von 10 kPa in trockener Luft in Verbindung mit dem dazu festgelegten Zeitverlauf für Anstieg, Konstanthaltung und Abbau des über das S-Filter anliegenden Druckes kann allerdings nur in einer sehr aufwendigen (auf Dauer nur für Entwicklungszwecke zur Verfügung stehenden) Versuchsanlage überprüft werden.

Die vom BMU geförderten Arbeiten wurden daher mit der Erstellung eines Vorschlages für ein Typprüfverfahren /3/ abgeschlossen, das sich mittels einer vergleichsweise kleinen, kostengünstigen Prüfanlage durchführen läßt.

Begründung einer zusätzlichen Typprüfung zur Ergänzung der DIN 24 184

Bereits aufgrund der Eignungsprüfung (Ölfadentest) werden wiederholt S-Filter wegen kleiner, nadelstichähnlicher Leckstellen vom Einsatz ausgeschlossen.

Der Anfall an defekten S-Filtern, der nach Beendigung des betrieblichen Einsatzes festgestellt wurde, ist relativ hoch. In der Literatur findet man z. B. Angaben von 14 % /4/ und 15 % /5/. Insbesondere ist auch die hohe Empfindlichkeit gegenüber einer länger andauernden Einwirkung von sehr hoher Luftfeuchte und von Tropfenaerosolen sowie die geringe Differenzdruckbeständigkeit zu erwähnen.

Die Empfindlichkeit der verwendeten Filtermedien und die Problematik der Herstellung der in der Kerntechnik gebräuchlichen Schwebstofffilter der Klasse S führt zu wesentlichen Unterschieden der Qualität der auf dem Markt angebotenen S-Filter. Die während des Betriebes eintretende Alterung der einzelnen Filterbestandteile kann die Belastbarkeit des gesamten Filters erheblich reduzieren.

Um den von S-Filtern geforderten Abscheidegrad über eine ausreichende Betriebszeit und unter Störfallbedingungen gewährleisten zu können, ist eine Qualitätskontrolle durchzuführen, die durch Prüfungen des Durchlaßgrades des filternden Materials und des Schwebstofffilterelementes sowie den Nachweis der Leckfreiheit (beides in DIN 24 184) nicht ausreichend abgedeckt wird. Die Typprüfung des in der Kerntechnik einzusetzenden S-Filters muß eine Reihe von Anforderungen einschließen, die über die Belastungen durch den Nennvolumenstrom bei üblichen Raumluftbedingungen hinausgeht. Diese Anforderungen wurden in einer besonderen Typprüfung (DIN 25 414) zusammengefaßt, deren Bestehen zur Voraussetzung für den Einsatz von S-Filtern in kerntechnischen Anlagen gemacht werden sollte. Darüber hinaus sollten stichprobenartig Prüfungen einzelner S-Filter aus Produktionsserien durchgeführt werden, um einen angemessenen Qualitätsstandard auf Dauer voraussetzen zu können.

Die Anforderungen dieser Typprüfung schließen Sicherheitszuschläge ein, die eine Filterfunktion auch unter Störfallbedingungen gewährleisten. Dazu gehört die Beständigkeit gegen Feuchte, Temperatur und Druckbelastung (Differenzdruck zwischen Roh- und Reinluftseite). Eine Typprüfung muß eine angemessene Belastbarkeit durch diese Einflußgrößen nachweisen.

Bestehende Normen

In der "DIN 24 184, Typprüfung von Schwebstofffiltern, Prüfung mit Paraffinölnebel als Prüfaerosol (Dez. 1990)", wird nur die Prüfung auf Leckfreiheit und Durchlaßgrad verlangt. Außerdem wird der Umfang der kennzeichnenden Beschreibung angegeben; auf zusätzlich geltende Normen wird hingewiesen.

Tab. I: Anforderungen für Filtermedien und Schwebstofffilterelemente nach DIN 25 414

1. **Typprüfung nach DIN 24 184** Abscheidegradmessung - Zeugnisnachweis der verwendeten Komponenten, Messung am verwendeten Filtermedium, im nicht eingebautem Zustand, (besser :Messung am Filterelement im eingebauten Zustand ^{**})
2. **Beständigkeit gegen Luftfeuchte** - Längere Einwirkung einer relativen Luftfeuchte von 90% mit kurzzeitiger Taupunktunterschreitung; danach muß 1. gelten, Messung am Filterelement im eingebauten Zustand in spezieller Testanlage
3. **Temperaturbeständigkeit** - entsprechend herstellungsspezifischer Auslegungstemperatur, Zeugnisnachweis der verwendeten Komponenten, (besser : Messung am Filterelement im eingebauten Zustand in spezieller Testanlage ^{*})
4. **Keine Funktionsbeeinträchtigung während des Betriebes** - Nachweis durch Betriebsbewährung, Messung am Filterelement im eingebauten Zustand ^{**} nach 1.
5. **Beständigkeit gegen ionisierend Strahlung** - Widerstehen einer Energiedosis von mindestens 10^4 Joule/kg (10^4 Gy), Zeugnisnachweis der verwendeten Komponenten
6. **Alterungsbeständigkeit des Dichtmaterials** - Dichtsitz von Rahmen und Filterelement muß für die Betriebszeit gewährleistet sein, Zeugnisnachweis der verwendeten Komponenten (besser :Messung am Filterelement im eingebauten Zustand ^{**})
7. **Beständigkeit gegen Druckbelastung** - Belastungstest des Filterelements in trockener Luft über 2 Minuten mit einem maximalen Differenzdruck von 10 kPa über 1 Minute, Messung am Filterelement im eingebauten Zustand in spezieller Testanlage
8. **Beständigkeit gegen Feuer** - Schwerentflammbarkeit nach Klasse K1 und F1 nach DIN 53 438, Zeugnisnachweis der verwendeten Komponenten
9. **Beständigkeit des Filtermediums gegen Wasser** (Grad der Imprägnierung), Zeugnisnachweis der verwendeten Komponenten
10. **Spezielle Konstruktion des Filtergehäuses** zur Handhabung des Filters
Zeugnisnachweis des Herstellers
11. **Kennzeichnung der Filterelementen mit Vorgeschriebenen Daten**
Zeugnisnachweis des Herstellers

* Prüfung in spezieller Testanlage, wobei die Grenzbelastung des Filterelements überprüft wird.

** Prüfung vor Ort im eingebauten Zustand

In der "DIN 25 414, Lüftungstechnische Anlagen in Kernkraftwerken (Juni 1991)" sind im Anhang B die besonderen Anforderungen, deren Erfüllung vor Einsatz eines Schwebstofffilter-Types der Klasse S oder R in Kernkraftwerken nachgewiesen werden sollte, aufgeführt. Es werden zusätzlich zur DIN 24184 Anforderungen in Hinsicht Luftfeuchte, Temperatur, Luftbeimengungen, Energiedosis, Rahmen-Dichtmaterial und Anpreßkraft, Differenzdruck, Feuerbeständigkeit, Wasserabstoßung, Konstruktion und Kennzeichnung gestellt. Sie werden in der Tab. I verkürzt wiedergegeben.

Der Nachweis der gestellten Anforderungen nach DIN 25 414 erfolgt nach unterschiedlichen Verfahren. Ein Teil der Anforderung, der sich auf einzelne Komponenten des Filters bezieht, kann sinnvollerweise durch Zeugnisnachweis des Herstellers erfolgen (Punkt 1, 3, 5, 6, 8, 9, 10 und 11). Die Punkte 1, 4 und 6 können im Sinne einer Wiederholungsprüfung neu geprüft werden, wenn das Filterelement in der entsprechenden Lüftungsanlage eingebaut ist. Über eine Vor-Ort-Prüfung, die nach der DIN 25 414 jährlich stattfinden soll, kann die Erfüllung dieser Anforderungen gewährleistet werden. Die Punkte 2, 3 und 7 können nur in gesonderten Prüfanlagen getestet werden.

Verfügbarkeit von Prüfanlagen

Eine Prüfung von S-Filtern nach DIN 25 414 kann z. Z. nur im Kernforschungszentrum Karlsruhe durchgeführt werden. Es stehen zwei Großanlagen zur Verfügung. Zur Differenzdruckprüfung wird die Anlage BORA (1 MW Leistung, max. 100.000 m³/h Luftdurchsatz, 80 kPa max. erreichbare Pressung, Anlagekosten ca. 1,5 Mio DM), für die Feuchte-Prüfung die Anlage TAIFUN (150 kW Leistung, max. 2000 m³/h Luftdurchsatz; 20 kPa max. erreichbare Pressung, Feuchtluft-, Nebel-, Dampf- und Sprühbetrieb, Anlagekosten ca. 2 Mio DM) eingesetzt. Der Betrieb dieser Anlagen, die für Forschungszwecke errichtet wurden, ist kosten- und personalintensiv, ihr weiterer Bestand ist von zukünftigen Forschungs- und Entwicklungsprogrammen des Kernforschungszentrums abhängig und z. Z. nicht gesichert.

Es war daher dringend erforderlich, die in der DIN 25 414 beschriebenen Anforderungen der Typprüfung unter Erhalt der Aussagekraft soweit zu verändern, daß sie mit einer vergleichsweise wesentlich weniger aufwendigen und in den Ausmaßen bedeutend kleineren Typ- und Serienprüfanlage realisiert werden können. Eine entsprechende Anlage war aufgrund der vorliegenden Prüferfahrungen zu entwickeln, zu errichten und zu erproben.

Auslegung der Typprüfanlage

Prüfanforderungen und Konzeption der Typprüfanlage

Erhöhung des Differenzdruckes durch Filterbeladung

Der Differenzdruck wird bei konstantem Volumenstrom durch Beladung der S-Filter mit Schwebstoffen in Form von Tropfen erhöht. Dieser Effekt kann ausgenutzt werden, um den angestrebten Prüf-Differenzdruck bereits bei relativ kleinen Volumenströmen zu erreichen.

Die Beladung mit feuchteübersättigter Luft (Tropfenaerosol) führt bei gleichem Differenzdruck am S-Filter zu einer wesentlich intensiveren Belastung. Es war daher zu untersuchen, ob die trockene Differenzdruckprüfung mit 10 kPa und die Feuchteprüfung zusammen durch eine Prüfung mit Beladung des S-Filters mit Tropfenaerosolen bei herabgesetztem Differenzdruck ersetzt werden kann.

Versuche zeigten, daß bei länger andauernder Einwirkung von Tropfenaerosolen auf ein S-Filter der Differenzdruck schon beim Nennvolumenstrom auf Werte > 5 kPa ansteigt. Eine Differenzdruck-Belastbarkeit in Höhe von 5 kPa in feuchter, übersättigter Luft wurde bereits in den Entwürfen der KTA Regel 3601,¹ "Lüftungsanlagen in kerntechnischen Anlagen" in den Jahren bis 1987 gefordert, allerdings nur für eine Belastungsdauer von max. 1 s, die der Druckanstiegszeit entsprechen sollte. Diese Zeitspanne ist für die Prüfung der Differenzdruck-Belastbarkeit zu kurz und erfaßt weder die sich langsamer entwickelnden Folgen der mechanischen Belastung noch der Wassereinwirkung auf das Filtermedium. Für die Auslegung der Typprüfanlage wurde deshalb festgelegt, daß über einen durch Versuche zu bestimmenden Zeitraum ein Differenzdruck von mindestens 5 kPa über das nasse S-Filter aufrecht erhalten werden soll. Der notwendige Volumenstrom sollte den Nennvolumenstrom nicht wesentlich überschreiten, um die Größe und Kosten der Typprüfanlage möglichst gering zu halten.

¹ KTA 3601, eine Regel des Kerntechnischen Ausschusses ist wortgleich mit DIN 25414, "Lüftungstechnische Anlagen in Kernkraftwerken, Fassung Juli 1987"

Vergleich der Schadensmechanismen bei Belastung in trockener und übersättigter Luft

Volumenstrom trockene Luft		Nennvolumenstrom übersättigte Luft	
Belastung	Abnahme der Belastbarkeit	Belastung	Abnahme der Belastbarkeit
hoher Differenzdruck infolge eines großen Volumenstroms	Das Aufblähen einzelner Falten in Folge des Differenzdruckes führt zur Berührung der Abstandshalter mit dem Papier. Durch das Reiben der Abstandshalter wird das Papier geschwächt	hoher Differenzdruck bedingt durch Beladung des Filterpapiers mit Wasser	Das Aufblähen einzelner Falten in Folge des Differenzdruckes führt zur Berührung der Abstandshalter mit dem Papier. Durch das Reiben der Abstandshalter wird das Papier geschwächt. Zusätzlich nimmt die Zugfestigkeit des Filterpapiers durch die Einlagerung von Wasser stark ab

Schadensmechanismen an Schwebstofffiltern bei trockener und feuchter Belastung

Das LAF II hat sich innerhalb der letzten Jahre intensiv mit den Schadensmechanismen an Schwebstofffiltern beschäftigt. An laboreigenen Großanlagen wurde das Verhalten der Filter sowohl bei hohen Volumenströmen als auch bei hohen Feuchten und Nebel untersucht. Dabei versagen die Schwebstofffilter aufgrund einer hohen Belastung bei gleichzeitiger Abnahme der Belastbarkeit.

Der Vergleich der beiden Belastungsprüfungen zeigt, daß sich die Belastung und die Abnahme der Belastbarkeit der Filter bei beiden Tests ähneln. Als wesentlicher Faktor bei den Belastungsprüfungen in übersättigter Luft ist vor allem die Abnahme der Zugfestigkeit des Filterpapiers in Folge der Einlagerung von Wasser zu nennen. Die Abnahme der Zugfestigkeit des Filterpapiers führt bei Prüfungen in feuchter Luft zum Versagen des Filters bei geringeren Differenzdrücken als bei hohem Volumendurchsatz von trockener Luft. Ein Vergleich der vielen Versuche am LAF II bestätigt dies.

Festlegen geeigneter Prüfbedingungen zum Bau einer transportablen Prüfeinheit

Es muß besonders beachtet werden, daß die Abnahme der Belastbarkeit nicht nur von den Parametern Nebelnässe, Beladung und Anströmgeschwindigkeit abhängt, sondern im wesentlichen zeitabhängig ist. Dies bedeutet, daß Filter mit einem schnellen Differenzdruckanstieg in übersättigter Luft gegenüber den besseren Filtern mit einem langsamen Differenzdruckanstieg im Vorteil sind, da in der kürzeren Zeit bis zum Erreichen eines festgelegten Prüfdifferenzdruckes ihre Belastbarkeit weniger sinkt. Darum wurde für den Prüfdifferenzdruck von 5 kPa eine bestimmte Haltezeit von 4 h vorgeschrieben, um die Filter unter einer ähnlichen Abnahme der Belastbarkeit zu testen (Bild 1).

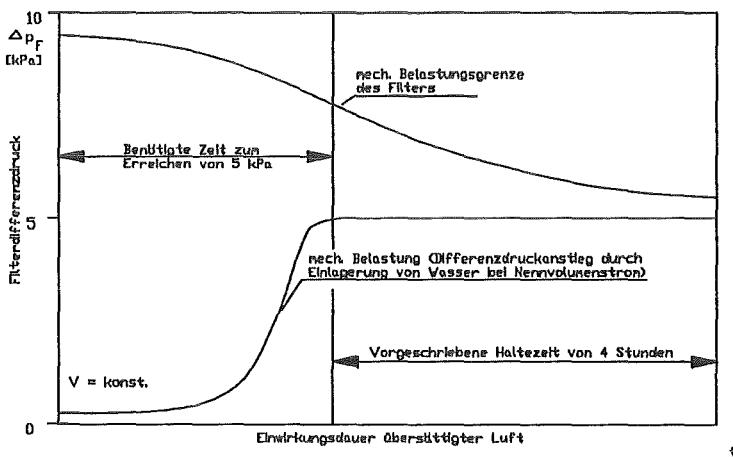


Bild 1: Belastung und Belastungsgrenze beim Prüfen mit einer vorgeschriebenen Haltezeit

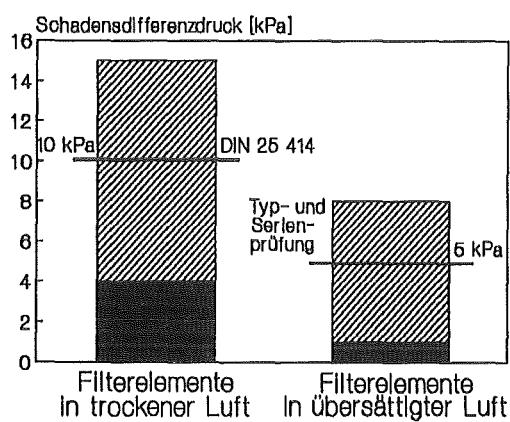


Bild 2: Vergleich der Schadensdifferenzdrücke von Schwebstofffilter bei trockener und übersättigter Luft

Betrachtet man die Schadensdifferenzdrücke an Schwebstofffiltern, die bisher an Versuchen im LAF II gemessen wurden (Bild 2), so erscheint es sinnvoll den Prüfdifferenzdruck im Betrieb in übersättigter Luft auf 5 kPa festzulegen, um eine vergleichbare Anforderung gegenüber der Trockenbelastung von 10 kPa zu erreichen. Dabei lehnt man sich an die ältere KTA-Anforderung (Fassung 1987) an, die auch einen Prüfdifferenzdruck von 5 kPa in übersättigter Luft verlangt.

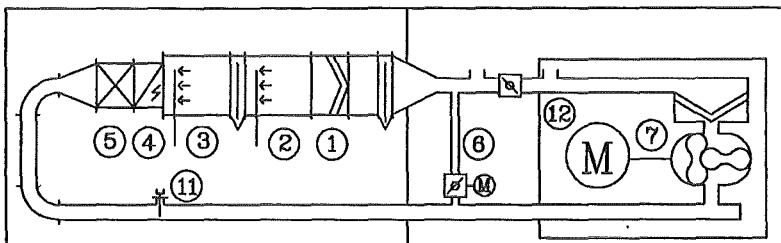


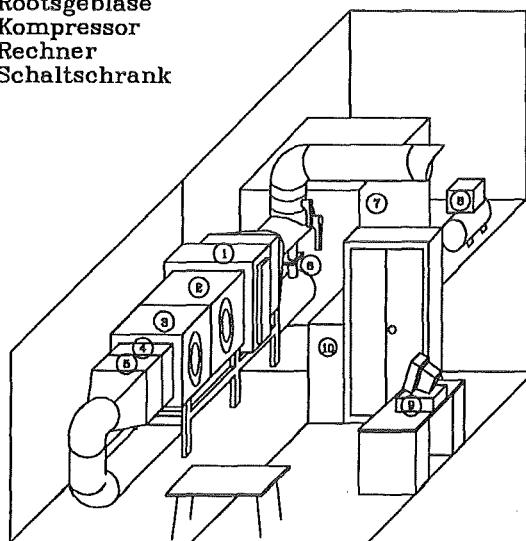
Bild 3: Typ- und Serienprüfstanlage

Anlagenkonzeption - Anforderungen

Folgende Anforderungen wurden der Auslegung der Typprüfanlage zugrunde gelegt:

- Volumenströme zwischen 1800 - 3000 m³/h (Nennvolumenstrom), wahlweise offener oder geschlossener Betrieb.
- Dauerbetrieb mit Differenzdruck am zu prüfenden Filter von mindestens 5 kPa
- Erzeugung von Nebelkonzentrationen von 2,5 - 50 g/m³
- Vorrichtung zum Überprüfen der Filtereigenschaften nach DIN 24184 in der Prüfstrecke eingebaut.
- Statische Temperaturbeanspruchung der Filter bei 120 °C (extern, Wärmeschrank)

1. Filtergehäuse
2. Nebelstrecke
3. Befeuchtungsstrecke
4. Heizung
5. Kühler
6. Bypass mit Regelklappe
7. Rootsgebläse
8. Kompressor
9. Rechner
10. Schaltschrank



Ausgeführte Anlage

Der Filterbelastungstest findet im Kreislaufbetrieb (Bild 3 und Bild 4) statt. Ein Rootsgebläse (7) mit polumschaltbarem Motor erzeugt wahlweise Volumenströme von 2000 oder 3000 m³/h. Zur feineren Regulierung dient ein Bypass mit Regelklappe (6), der einen Teil des Volumenstroms dem Gebläse direkt zurückführt.

Bild 4: Anlagenschaubild der Typprüfanlage

Am Anfang der eigentlichen Teststrecke wird über eine Annubar-Sonde (11) der Volumenstrom gemessen. Anschließend wird dem Luftstrom über einen Kühler (5) ein Teil der Verdichtungswärme entzogen. Ein hinter dem Testfilter angeordnetes Thermoelement gibt den Istwert der Temperatur für den Regelkreis der Kühlung. Die Heizung (4) dient zum Trocknen der Anlage und ist im normalen Testbetrieb ausgeschaltet. Es schließt sich die Befeuchtungsstrecke (3) an, in der der Luftstrom durch das eingedüste Wasser bis zu 100 % aufgefeuchtet und weiter heruntergekühlt wird. Zum Auffeuchten werden Zweistoffdüsen verwendet um sehr kleine Tropfen zu erzeugen, so daß innerhalb der kurzen Befeuchtungsstrecke Luftfeuchten nahe 100 % erreicht werden. Am Ende der Befeuchtungsstrecke hält ein Drahtgestricktropfenabscheider die größeren nicht verdunsteten Tröpfchen zurück.

Anschließend folgen wieder Zweistoffdüsen, welche den feuchtegesättigten Luftstrom mit feinen Nebeltropfen durchsetzen (2). Eine geringe Tropfengröße ist von großer Wichtigkeit, da die Nebeltropfen bis zu 0,3 m in das Filterpack (1) eindringen müssen. Zu große Tröpfchen werden entlang der schmalen Dreieckskanäle, die von den Abstandshaltern und den Filterfalten gebildet werden, abgeschieden.

Dem VersuchsfILTER ist ein Tropfenabscheider nachgeschaltet, da nach längerer Nebeldurchströmung auf der Filterrückseite Sekundärtropfen entstehen. Aber auch beim Versagen des Testfilters muß der Tropfenabscheider den Ansaugkanal des Gebläses vor Wassertropfen schützen. Der Bypass zur Feinregulierung des Volumenstroms (6) mündet ebenfalls in den Ansaugkanal (12). Er regelt nicht nur den Volumenstrom, sondern führt auch einen Teil der Verdichtungswärme zurück, setzt damit die Luftfeuchte im Ansaugkanal herunter und schützt das Gebläse vor Kondensat. Vor dem Gebläse befindet sich noch ein Ansaugfilter, das Verunreinigungen in der Anlage und Filterteile, die beim Versagen des Testfilters entstehen, zurückhält.

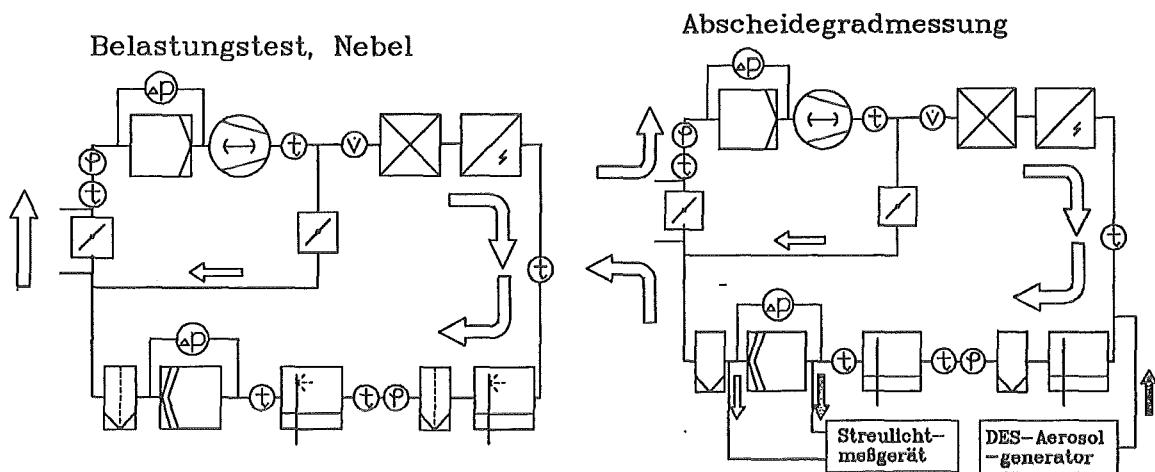


Bild 5: Fließbild der Typprüfanlage

Im Anschluß an jeden Belastungstest werden Filter und Anlage für den darauffolgenden Abscheidegradtest getrocknet. Trocknung und Abscheidegradtest erfolgen im offenen Betrieb (Bild 5). Zur Trocknung wird die Heizung eingeschaltet, Kühler und Sprühdüsen bleiben außer Betrieb. Nach erfolgter Trocknung wird der Abscheidegrad ermittelt. Hierfür wird feiner DES-Nebel erzeugt und hinter der Heizung in die Anlage eingeleitet. Der Abscheidegrad wird mittels Streulichtmeßgerät festgestellt. Auch im offenen Betrieb erfolgt die Feinregulierung des Volumenstroms über den Bypass mit Regelklappe.

Vergleich der DIN 25 414/KTA 3601, TLA 22² und der Typ- und Serienprüfung

Anforderungen nach (Reihenfolge der Prüfungen wie angegeben)	DIN 25414 KTA 3601	TLA Nr. 22 -KfK -	Typ- und Serienprüfung
Eingangsprüfung: Klasse S Ölfadenprüfung Abscheidegradprüfung	DIN 24184 leckfrei $\eta > 99,97\%$	DIN 24184 leckfrei $\eta > 99,97\%$	DIN 24184 leckfrei $\eta > 99,97\%$
Thermische Belastung:	- -	120 °C 23 h	120 °C 23h
Feuchtebeanspruchung (T = 30 °C): max. relative Feuchte: Nebelkonzentration: zeitliche Dauer: max. Differenzdruck:	> 90 % 1 g/m ³ 1 s	100 % 5 g/m ³ 20 h	100 % 0 - 20 g/m ³ 4 h 5 kPa
Differenzdruckbelastung (T = 30 °C): max. D _p _{eff} konstant über 60 sec. Anfahren und Abfahren in 30 sec.	trocken 10 kPa ja	trocken 25 kPa ja	enthalten in Feuchte- beanspruchung
Abschlußprüfung: Klasse S Ölfadenprüfung Abscheidegradprüfung	DIN 24184 leckfrei $\eta > 99,97\%$	DIN 24184 leckfrei $\eta > 99,97\%$	DIN 24184 leckfrei $\eta > 99,97\%$
Entflammbarkeit nach DIN 53438 (Filtermedium, Rahmen, ...) Zeugnis vom Hersteller	erforderlich	erforderlich	erforderlich

Meßwerterfassung und Regelung der Anlage erfolgen über einen Rechner. Die Meßdiagramme können direkt nach Abschluß des Versuches über einen Drucker ausgegeben werden. Verschiedene Alarme schützen das Gebläse vor Kondensat und Überhitzung und zeigen eine erhöhte Temperatur des abzuleitenden Kühlwassers an.

²TLA - Nr. 22 des Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH: Die Erfüllung dieser gegenüber der DIN 25 414 wesentlich erschweren Anforderungen ist Voraussetzung für den Einsatz von S-Filtern (HEPA) in Lüftungsanlagen der Versuchseinrichtungen und Gebäude im Kernforschungszentrum.

Neben dem Prüfkanal zur Belastung des Filters bei übersättigter Luft gehören zur Anlage noch ein Ölfadenmeßgerät und ein Wärmeschrank. Die Druckluft für das Ölfadenmeßgerät und zur Erzeugung des DES und Wassernebels wird in einem eigenen Kompressor erzeugt, so daß die gesamte Anlage nur einen Stromanschluß und eine Kühlwasserversorgung benötigt.

Beschreibung des Prüfverfahrens

Die vorgeschlagene Typ- und Serienprüfung ergibt sich aus der Auswertung der Ergebnisse der bestehenden Prüfverfahren nach DIN 25414 und TLA 22 der KfK., wobei sich die Belastungswerte für die zu prüfenden S-Filter sich an der gültigen DIN 25 414 orientieren.

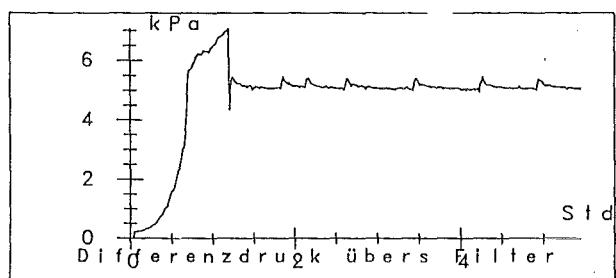
Die Typ- und Serienprüfung besteht aus folgenden Einzelprüfungen:

1.	Sichtprüfung	
2.	Ölfadenprüfung	VOR PRÜFUNG
3.	Abscheidegradprüfung entsprechend DIN 24 184	
4.	Belastungsprüfung (Wärmeschrank)	
5.	Belastungsprüfung (Nebel)	BELASTUNG
	Trocknen des Filters	
6.	Abscheidegradprüfung nach Trocknen entsprechend DIN 24 184	
7.	Sichtprüfung	NACH PRÜFUNG
8.	Ölfadenprüfung	

Die Punkte 1-3 dienen zur Feststellung des Ist-Zustandes des Filters vor der Prüfung, um vorgeschiedigte Filter von der Prüfung auszuschließen. Die Punkte 4-5 sind die Belastungsprüfungen. Die Punkte 6-8 dienen im Vergleich zu den Ergebnissen aus 1-3 zur Beurteilung des Ist-Zustandes des Filters nach der Belastungsprüfung, um die eventuell aufgetretenen Schäden zu erkennen.

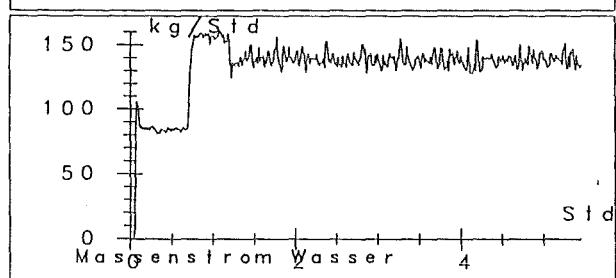
Durchgeführte Filterteste

S-Filter, 5 kPa Differenzdruckbelastung feucht nach vorgeschlagenem Typprüfverfahren bestanden



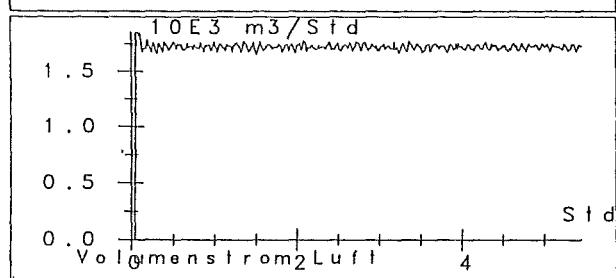
Differenzdruck über dem Filter (C2):

Der Differenzdruck steigt innerhalb einer Stunde auf einen Wert über 6 kPa. Bei 7 kPa wurde die eingedüste Wassermenge reduziert, um über mehrere Stunden den Prüfdruck von 5 kPa zu halten.



Massenstrom Wasser (C2):

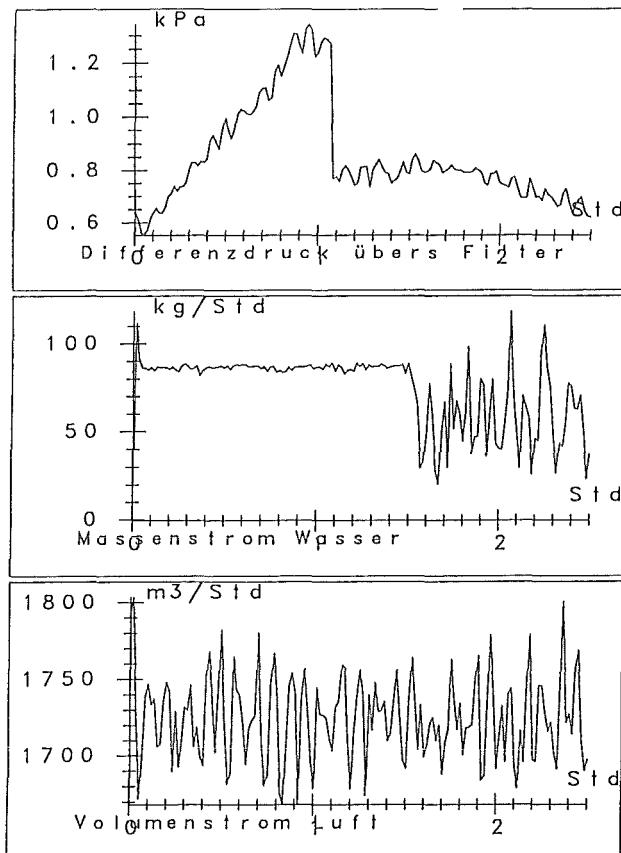
Der Differenzdruck wird über die eingedüste Menge Wasser geregelt und gehalten.



Volumenstrom Luft (C2):

Der Filter wurde bei einem konstanten Luftvolumenstrom von $1700 \text{ m}^3/\text{h}$ getestet.

S-Filter, 5 kPa Differenzdruckbelastung feucht nach vorgeschlagenem Typprüfverfahren nicht bestanden



Differenzdruck über dem Filter (DV3):

Das Filter ist für 3000 m³/h ausgelegt, daher steigt der Differenzdruck bei 1700 m³/h nur sehr langsam an. Nach einer Stunde brechen Falten des Filters bei einem Differenzdruck von 1.2 kPa auf. Das Filter ist zerstört.

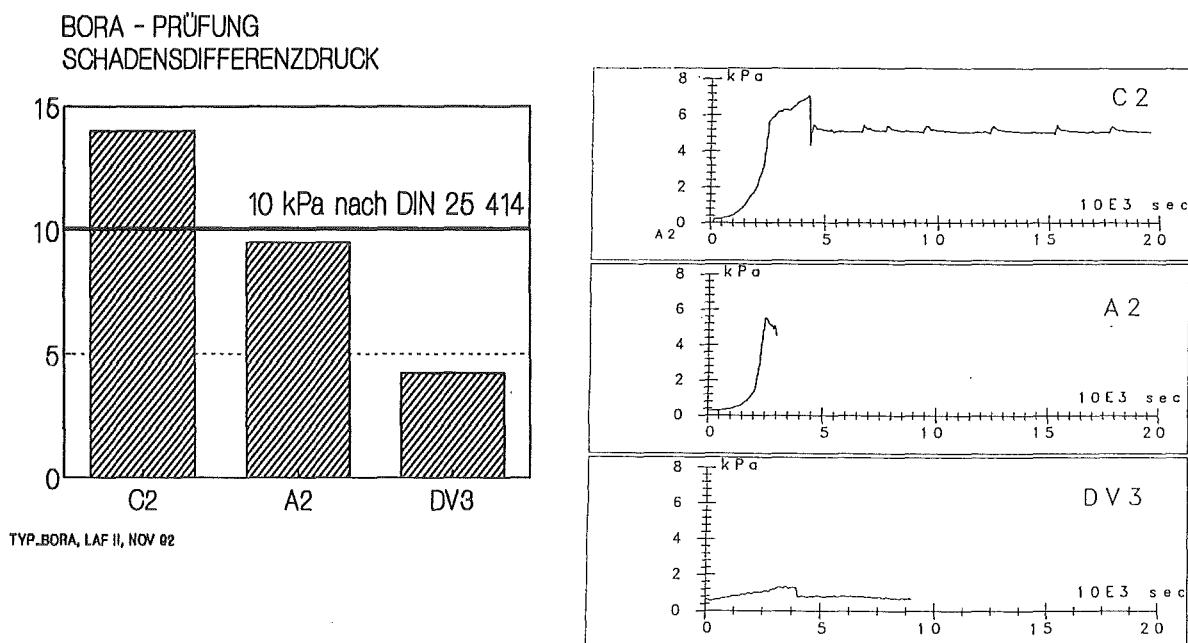
Massenstrom Wasser (DV3):

Der Differenzdruck wird über die eingedüste Menge Wasser geregelt und gehalten. Nach der Zerstörung des Filters fängt die Regelung an zu oszillieren.

Volumenstrom Luft (DV3):

Der Filter wurde bei einem Luftvolumenstrom von 1700 m³/h getestet.

Ergebnisse von Belastungsprüfungen in trockener Luft (nach DIN 25 414) und in feuchter Luft (nach vorgeschlagenem Prüfverfahren) im Vergleich



Vergleich der Schadensdifferenzdrücke in trockener Luft entsprechend DIN 25 414 von handelsüblichen Schwebstofffiltern

Belastungsprüfung in feuchter Luft an der Typprüfanlage durchgeführt

Die Belastungsprüfung in feuchter Luft des hier vorgeschlagene Prüfverfahren soll anhand von einigen Ergebnissen mit der derzeit nach DIN 25 414 gültigen Belastungsprüfung in trockener Luft verglichen werden. Aus der Vielzahl der geprüften Filter verschiedener Filtertypen von verschiedenen Herstellern sollen hier die Belastungsprüfungen von drei Filtertypen, die derzeit in Lüftungsanlagen deutscher Kernkraftwerke eingesetzt werden, einander gegenüber gestellt werden. Die Buchstaben stehen stellvertretend für einen Filterhersteller, die Zahlen für einen Filtertyp, von dem mehrere Filterelemente geprüft wurden. Die Schadensdifferenzdrücke in trockener Luft lagen bei 14 kPa, 9.5 kPa und 4 kPa. Die Belastungsprüfungen wurden an der Filterversuchsanlage BORA im Kernforschungszentrum ermittelt. Filterelemente der selben Serie wurden gleichzeitig einer Prüfung in der Typprüfanlage unterzogen. Bei konstantem Volumenstrom durch das Filter wird eine so große Menge an Wasser in Form von kleinen Tröpfchen eingesprührt, bis sich der Prüfdifferenzdruck von 5 kPa über dem Filter einstellt. Über eine Haltezeit von 4 Stunden wird weiterhin feines Tropfenaerosol eingesprührt, so daß der Druck über das Filter konstant bleibt. Das Filter (C2), das 10 kPa Differenzdruck in trockener Luft ohne Schaden aushält, zeigte auch keine Beeinträchtigung bei der Belastungsprüfung in feuchter Luft in der Typprüfanlage bei 5 kPa über 4 Stunden. Das Filter (A2) besteht die Belastungsprüfung in trockener Luft bei 10 kPa gerade nicht. In der Typprüfanlage widersteht es zwar einem Differenzdruck von 5 kPa in feuchter Luft, aber nur über wenige Minuten. Das Filter (DV3),

ausgelegt für Volumenströme von 3000m³/h, wurde in der Typprüfanlage mit 1700 m³/h feuchter Luft durchstömt. Aufgrund der größeren Filterfläche im Filter steigt der Differenzdruck wesentlich langsamer an über der Zeit. Bei einem Differenzdruck von ca. 1.8 kPa bricht das Filtermaterial auf. Beim Belastungstest in trockener Luft bricht das Filtermaterial bei ca. 4 kPa auf.

Literatur

- /1/ V. Rüdinger, J. G. Wilhelm
HEPA filter response to high air flow velocities
CONF 820833, (1983), p.1069
- /2/ M. Fronhöfer, M. Neuberger, J. Wilhelm
Entwicklung hochfester Schwebstofffilter der Klasse S Typ KfK für den Einsatz in
Lüftungssystemen kerntechnischer Anlagen
KfK 5151, in Vorbereitung
- /3/ W. Kuhn, M. Fronhöfer, M. Neuberger, J. Wilhelm
Auslegung und Bau einer Typ- und Serien-Prüfanlage für den Einsatz in
Lüftungsanlagen deutscher Kernkraftwerke
KfK 5149, in Vorbereitung
- /4/ M. Ohlmeyer
Vor-Ort-Prüfung von Schwebstofffiltern und Entnahme von Sorptionsmaterialien bei
Jod-Sorptionsfiltern
Atomenergie-Kerntechnik 40 (1982), S. 259 ff.
- /5/ E. H. Carbaugh
A Survey of HEPA Filter Experiments
CONF 820833 (1983) p. 790

32.05.04	<u>Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen</u>
32.04.04/01A	Probabilistic Accident Consequence Assessments
32.05.04/02A	Computerized Decision Support Systems for Off-Site Emergency Management

(G. Benz*, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, D. Meyer*, J. Päsler-Sauer, M. Rafat*, J. Richter*, T. Schichtel, O. Schüle, C. Steinhauer, INR)

In cooperation with the NRPB (UK), the PC-version of the program package COSYMA for accidental radioactivity releases is being developed. It will be distributed following a training course in the middle of 1993. As far as practicable under the aspects of computing times and storage, models and data have been taken directly from the main frame COSYMA version 93/1; changes have only been made where a small influence on the results is expected. In both code versions, the modelling of deterministic health effects has been improved by the explicit consideration of dose-rate dependencies. The economics model has been modified to enable site specific assessments based on a 500 m x 500 m grid and a 5 km x 5 km grid, respectively, with the number of employees in the different branches of the economy, derived from the latest National Census in 1987.

Based on the experience gained with the development of RESY, the German real-time system for early emergency actions funded by the BMU, the hardware and software framework of RODOS (real-time on-line decision support system) has been developed and realised in a first prototype version. Within the RODOS project, the cooperation of 18 European institutes is organised with support of the Commission of the European Communities. A complementary joint study project with institutes of Russia, Ukraine and Belarus will lead to an early implementation of RODOS in East-European countries.

The RESY/RODOS Prototype 1 has been demonstrated during the Third International Workshop on Real-Time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release, Schloß Elmau, Bavaria, 25 - 30 October 1992. It incorporates the complete RESY software, in particular the operating system, models for atmospheric dispersion, for simulating early emergency actions (evacuation/sheltering), and the graphics subsystem. Furthermore, dose and foodchain modules (ECOAMOR) of GSF and agricultural countermeasures modules (FRODO) from NRPB have been integrated in RODOS. All results (activity concentrations, organ doses, areas with emergency actions, health effects risks, monetary costs) can be graphically presented on maps with variable size and site characteristics as well as in tabular form.

32.05.04/01A PSF 0D5S	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen
32.05.04/02A PSF 0D5T	Entwicklung des rechnergestützten Entscheidungshilfesystems RESY für kerntechnische Notfälle
32.05.04/03A PSF 0N2E	Development of RODOS, a real-time on-line decision support system for nuclear emergencies in Europe

(G. Benz*, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, D. Meyer*, J. Päsler-Sauer, M. Rafat*, J. Richter*, T. Schichtel, O. Schüle, C. Steinhauer, INR)

1. Das Programmsystem COSYMA für probabilistische Unfallfolgenabschätzungen

1.1 Programmfpflege

Die Version 91/1 des gemeinsam mit dem National Radiological Protection Board (NRPB), UK, entwickelten Programmsystems COSYMA wurde nach ihrer Fertigstellung im Herbst 1991 inzwischen an 30 Institutionen in Europa, Asien und Amerika verteilt. Aufgrund von Erfahrungen der externen Benutzer, laufender F+E-Vorhaben und der Diskussionen während des internationalen OECD(NEA)/CEC Benchmarks (s. Abschnitt 1.3) wurden in 1992 neben kleineren Modifikationen zwei wesentliche Verbesserungen in der Modellierung vorgenommen, die im folgenden Abschnitt 1.2 beschrieben werden. Das COSYMA-Benutzerhandbuch wurde entsprechend angepaßt.

1.2 Weiterentwicklung von Daten und Modellen

1.2.1 Modellierung deterministischer Gesundheitsschäden

Grundlage der Modellierung deterministischer Gesundheitsschäden in COSYMA ist das in den USA für Unfallfolgenabschätzungen entwickelte "Health Effects Model". Bei der Implementierung war bisher noch keine Abhängigkeit der D₅₀-Werte von der Dosisrate realisiert. Es wurden immer die D₅₀ und Schwellenwerte für hohe Dosisraten unterstellt. Da bei den meisten Gesundheitsschäden eine Strahlendosis, die sich bei niedrigen Dosisraten über längere Zeiten akkumuliert, deutlich geringer wirksam ist als bei hohen Dosisraten über kurze Zeiträume,

*Fa. D.T.I. Dr. Trippé Ingenieurgesellschaft m.b.H., Karlsruhe

führte dies zu einer Überschätzung des Individualrisikos für deterministische Schäden.

In der Version 92/1 von COSYMA wurde dieser Tatsache Rechnung getragen und die Modellierung für Lungen- und Knochenmarkseffekte wie folgt verbessert. Die Dosis-Risiko-Beziehungen für deterministische Effekte mit tödlichem und nicht-tödlichem Ausgang lassen sich mathematisch in Form von Weibull-Funktionen beschreiben :

$$R = 1 - e^{-H}$$

mit

$$H = \begin{cases} \ln 2 \left(\frac{D}{D_{50}^1} \right)^V & \text{für } D \geq T \\ 0 & \text{sonst} \end{cases}$$

und

$$D = \sum_i \frac{D_{50}^1}{D_{50}^i} \cdot D^i$$

Dabei bedeuten

R	Individualrisiko für eine bestimmte Schadensart,
D _i	Organdosis, integriert über den Zeitraum i,
D _{i50}	Organdosis im Zeitraum i, bei der in 50% der Fälle der gesundheitliche Effekt auftritt,
V	Formfaktor, der die Steilheit der Dosis-Risiko-Beziehung bestimmt,
T	Dosischwelle, unterhalb der das Individualrisiko Null ist.

Für jeden einzelnen berechneten Dosiswert D_i wird dabei in Abhängigkeit von der mittleren Dosisrate \bar{D}_i der zugehörige D_{i50}-Wert ermittelt gemäß

$$D_{i50} = D_0 / \bar{D}_i + D_\infty$$

wobei

\bar{D}_i	mittlere Dosisrate im Zeitraum i
D ₀ , D _∞	Modellparameter

Den Modellparametern D_0 , D_∞ sind folgende Default-Werte zugewiesen:

	D_0 [Gy ² /h]	D_∞ [Gy]
akutes Knochenmarksyndrom	0.072	3
akutes Lungensyndrom	30	10
Lungenfunktionsstörungen	15	5

Alle anderen Gesundheitsschäden enthalten keine dosisratenabhängige Modellierung. Die Default-Werte können vom Benutzer geändert werden.

1.2.2 Monetäre Konsequenzen

Bei Evakuierungs- bzw. Umsiedlungsmaßnahmen liefern Kosten, die durch den Ausfall der volkswirtschaftlichen Produktion bzw. die Nicht-Nutzung des investierten Kapitals entstehen, den mit Abstand größten Beitrag. Außerdem ist zu erwarten, daß die regionalen oder lokalen Besonderheiten in der Wirtschaftsstruktur eines Evakuierungs- bzw. Umsiedlungsgebiets bei verschiedenen Standorten zu stark unterschiedlichen Kosten führen. Dies begründet die Bemühungen, bei der Modellierung der volkswirtschaftlichen Auswirkungen in COSYMA standortspezifische Gegebenheiten zu berücksichtigen.

Bei Vorliegen entsprechender statistischer Daten mit genügend hoher Flächenauflösung lassen sich die oben genannten volkswirtschaftlichen Verluste aus der Anzahl der Beschäftigten in verschiedenen Wirtschaftssektoren und deren Beiträgen zur volkswirtschaftlichen Produktion im jeweiligen zu betrachtenden Gebiet ermitteln. Derartige Daten sind für das Gebiet der alten Bundesrepublik Deutschland (ohne ehemalige DDR) auf der Ebene von Gemeinden und kreisfreien Städten vorhanden.

Im vorangegangenen Jahresbericht ist über die Erstellung der für die Modellierung erforderlichen Datensätze berichtet worden /1/. Neben den oben genannten statistischen Angaben auf Gemeinde-Ebene sind dabei auch Informationen über die geographische Lage und Größe der einzelnen Gemeinden sowie über die Besiedlungsstruktur verwertet worden.

Für die weitere Modellierung stehen folgende Datensätze bzw. Rechenprogramme zur Verfügung: für den Nahbereich um einen Standort ein Rechenprogramm,

mit dem für jeden beliebigen Standort innerhalb der BRD die Angaben über Beschäftigtenzahlen in verschiedenen Wirtschaftssektoren in ein Raster von 500 m x 500 m bis zu einem Abstand von ca. 25 km übertragen werden können; für den darüber hinausgehenden Fernbereich ein Datensatz mit den entsprechenden Angaben in einem Raster mit 25 km²- Elementen in Anlehnung an das "European Grid".

Im vergangenen Jahr ist die Erweiterung des ECONOMICS-Moduls von COSYMA/2/ in der NE- und NL-Version abgeschlossen worden (eine Erweiterung in der FL-Version wird als nicht sinnvoll angesehen). Die Rasterungen in den oben genannten Datensätzen sind so gewählt, daß die jeweiligen Daten mit denselben Vorprogrammen wie die Bevölkerungsdaten in die r, Ø-Struktur von COSYMA übertragen werden können. Ein zusätzliches Vorprogramm erlaubt darüber hinaus, verschiedene Wirtschaftssektoren nach den Vorgaben des Benutzers zusammenzufassen.

Die mathematische Logik bei der Berechnung der Kostenkategorien "Produktionsausfall" sowie "Nicht-Nutzung von Kapital" ist auch in der erweiterten Fassung dieselbe wie bei der vorhergehenden einfacheren Version: an die Stelle der Anzahl der evakuierten bzw. umgesiedelten Personen treten jetzt die Anzahl der Beschäftigten in verschiedenen Wirtschaftssektoren, die von den Evakuierungs- bzw. Umsiedlungsmaßnahmen betroffen sind. Die entsprechenden Einheitskosten pro Beschäftigtem sind aus Statistiken zur volkswirtschaftlichen Gesamtrechnung abgeleitet.

Die erweiterte Fassung des ECONOMICS-Modul wird mit der COSYMA-Version 93/1 zur Verfügung gestellt.

1.3 Internationale Vergleichsrechnungen

COSYMA nimmt neben sechs weiteren probabilistischen Unfallfolgencodes an den internationalen OECD(NEA)/CEC Vergleichsrechnungen teil. Ergänzend dazu findet gleichzeitig ein COSYMA-internes Benchmark statt, an dem sich 10 europäische COSYMA-Benutzer beteiligen und das von KEMA (NL) koordiniert wird. Nach Abschluß der Pilot-Aufgabe wurden die ersten vier von ursprünglich insgesamt zehn Aufgabenstellungen bearbeitet (mit der COSYMA-Version 91/1) und anschließend mit den Teilnehmern diskutiert. Es zeigte sich dabei, daß einige Änderungen in den Spezifikationen notwendig waren um von allen Codes realisiert werden zu können. Das hatte zur Folge, daß alle Rechnungen wiederholt werden mußten. Als Ausgleich wurde auf zwei der Aufgaben verzichtet. Für die endgültigen Rechnungen aller Aufgaben wurde die Version 92/1 mit der dosisratenabhängigen Modellierung deterministischer gesundheitlicher Schäden fertiggestellt und eingesetzt.

Da für das COSYMA-interne Benchmark eine Wiederholung der Rechnungen nicht notwendig war, basieren die vergleichenden Untersuchungen auf den ursprünglich festgelegten Spezifikationen und der Version 91/1. Abweichend vom eigentlichen Benchmark einigten sich die COSYMA-Teilnehmer auf einen festgelegten Satz von Wettersituationen, um eine detaillierte Analyse der Ergebnisse zu ermöglichen. Ferner wurden zwei zusätzliche Aufgaben definiert, um spezielle Aspekte von COSYMA zu testen (nämlich das sehr flexible Schutz- und Gegenmaßnahmenmodell und das Verfahren zur Auswahl repräsentativer Wettersituationen). Abbildung 1 zeigt die Ergebnisse für die akute Knochenmarksdosis in 1 km Entfernung in Nordrichtung als kumulative komplementäre Häufigkeitsverteilung (CCFD); die Unterschiede bei den hohen Dosiswerten spiegeln die unterschiedliche Interpretation der Aufgabenstellung hinsichtlich dem Verhalten der Bevölkerung wider.

Inzwischen wurden alle Rechnungen abgeschlossen und ausgewertet. Bei einem Expertentreffen wurden die Ergebnisse analysiert und in einem vorläufigen Bericht dokumentiert. Mit der Erstellung der endgültigen Dokumentation in Form eines Überblicksberichts und eines technischen Berichts werden die internationalen Vergleichsrechnungen im Frühjahr 1993 abgeschlossen. Zum gleichen Zeitpunkt wird auch eine Dokumentation der COSYMA-internen Resultate mit einer sehr detaillierten Analyse der Unterschiede vorliegen.

1.4 PC-Version von COSYMA

In Zusammenarbeit mit dem NRPB (UK) wurde die Version 1.0 von PC COSYMA zum benutzerfreundlichen Einsatz auf fortgeschrittenen PCs (Typ 386 mit Coprozessor, 4 MB RAM, MS-DOS 4, Plattspeicherplatz von mindestens 50 MB) entwickelt. Trotz der Notwendigkeit kleinerer Modellvereinfachungen und Beschränkungen hinsichtlich der Datenmengen wurden sowohl die Flexibilität der Großrechnerversion weitgehend beibehalten als auch akzeptable Rechenzeiten erzielt.

Der wesentliche Vorteil der PC-Version ist eine leicht verständliche interaktive Benutzeroberfläche, die den Anwender durch zahlreiche Menüs leitet. Sie dient sowohl zur Eingabe der wesentlichen Parameterwerte, die den Rechenlauf für die jeweilige Problemstellung definieren (Input-Interface) als auch zur Präsentation der Ergebnisse (Results-Interface). In der ersten Version werden die Ergebnisse in Tabellenform dargestellt; diese können jedoch als Eingabe in ein benutzereigenes integriertes Paket (Grafik- und Tabellenverarbeitung) verwendet werden. Die

nächste Version, die in 1994 verfügbar sein wird, erlaubt eine direkte grafische Darstellung der Ergebnisse.

Die Benutzeroberfläche ist in zwei Versionen verfügbar. Die komplexe Version bietet die Möglichkeit alle die Parameter zu ändern, zu denen auch in COSYMA Zugriff besteht. Sie wird nur an Benutzer mit Erfahrung auf dem Gebiet der probabilistischen Unfallfolgenabschätzungen weitergegeben. In der reduzierten Version sind Parameter der komplexeren Teilmodelle dem Benutzer nicht zugänglich. Die Modellierung ist jedoch in beiden PC-Versionen identisch.

Mit der PC-Version kann das ganze Spektrum von Konsequenzen eines Unfalls probabilistisch abgeschätzt werden, d.h. Luft- und Bodenkonzentrationen, das Ausmaß von Schutz- und Gegenmaßnahmen (betroffene Flächen und Personen, Mengen landwirtschaftlicher Produktion), Individual- und Kollektivdosen in verschiedenen Organen, Individual- und Kollektivrisiken verschiedener deterministischer und stochastischer gesundheitlicher Schäden; die Auswirkungen in Form von volkswirtschaftlichen Kosten werden erst in der Version von 1994 enthalten sein.

Im Rahmen des 3. internationalen Workshops über "Real-time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from a Nuclear Installation" in Schloß Elmau im Herbst 1992 wurde PC COSYMA erstmals vorgestellt; im Frühjahr 1993 wird es allgemein verfügbar sein. Parallel zur Verteilung wird ein Trainingskurs stattfinden, der die potentiellen Benutzer mit dem System vertraut macht und ihnen die enthaltenen Modelle vorstellt. Zum Gesamtsystem gehören neben der Software zwei Dokumentationen: der Hauptbericht beschreibt die Struktur des Systems sowie die darin enthaltenen Modelle und Datensätze; der User Guide gibt weitere Erklärungen zu allen Menüs der Benutzeroberfläche.

1.5 Anwendungen (EPR)

Ziel fortschrittlicher Containmentkonzepte ist die Beherrschung selbst schwerster Unfallabläufe und der sichere und dauerhafte Einschluß des aus dem Druckbehälter freigesetzten radioaktiven Materials. Allerdings bedingt die technische Realisierung selbst bei intaktem Containment eine gewisse Leckage, die zur Umgebungsbelastung führt. Ziel der Untersuchungen war es, in einer ersten

Abschätzung die daraus resultierenden Strahlenbelastungen zu ermitteln und die Notwendigkeit von Katastrophenschutzmaßnahmen zu überprüfen.

Dazu wurden mit dem Programmsystem COSYMA probabilistische Unfallfolgenabschätzungen basierend auf 144 repräsentativ ausgewählten Wettersituationen durchgeführt. Für die Schutz- und Gegenmaßnahmen 'Aufsuchen von Häusern', 'Evakuierung', 'Umsiedlung' wurden als Dosis-Eingreifrichtwerte die in der Bundesrepublik Deutschland gültigen Empfehlungen für den Katastrophenschutz (untere Referenzwerte) angewendet. Für die Maßnahme 'Einschränkungen bei der Verteilung von Nahrungsmitteln' wurden die Grenzwerte für Aktivitätskonzentrationen der CEC benutzt.

Zur Ableitung der Freisetzung wurde eine Containment-Leckage von 1.5 Vol.% / Tag unterstellt. Die Rechnungen wurden sowohl ohne als auch mit Berücksichtigung von Filterrückhaltung (Aerosole 99%, elementares Jod 90% Filterwirksamkeit) durchgeführt. Infolge des radioaktiven Zerfalls und vor allem der Ablagerungsvorgänge im Containment ist die Aerosol- und Jodfreisetzung nach etwa 10 Stunden stark abgeklungen. Allerdings könnten dynamische Vorgänge und Turbulenzen erhebliche Mengen von Aerosolen wieder in die Containmentatmosphäre resuspendieren und somit Freisetzungen über längere Zeiträume verursachen. Hierfür wurden ebenfalls Dosisabschätzungen durchgeführt.

Zusammenfassend konnte festgestellt werden, daß bei Filterung in mehr als 99% der Unfallfolgengesituationen die Grenzwerte für Katastrophenschutzmaßnahmen einschließlich Umsiedlung nicht überschritten werden. Nahrungsmittelverbote sind nur in geringem Umfang nötig.

2. Die Entwicklung von Entscheidungshilfesystemen

2.1 Übersicht

Im INR werden mit Unterstützung des BMU (Vertrag Nr. Str. Sch. 1054) und der Kommission der Europäischen Gemeinschaften (Verträge FI3P-CT92-0036 und COSU-CT92-0020) die Real-Time-Entscheidungshilfesysteme RESY und RODOS für kerntechnische Notfälle entwickelt, die den Katastrophenschutzleitungen im Falle bevorstehender, stattfindender oder bereits abgeschlossener Aktivitätsfreisetzungen schnell, umfassend und zuverlässig Informationen über zukünftige radiologische Konsequenzen, geeignete Schutz- und Gegenmaßnahmen sowie deren

Aufwand und Wirksamkeit geben sollen. Neben der nationalen Entwicklung von RESY (Rechnergestütztes Entscheidungshilfesystem), das vor allem zur Ankopplung an die KFÜ-Systeme der Bundesländer konzipiert ist, und das hauptsächlich den Nahbereich kerntechnischer Anlagen in der Frühphase eines Unfalls abdeckt, wird das umfassendere System RODOS (real-time on-line decision support system) entwickelt, das aufgrund seiner modularen Struktur und der Übertragbarkeit der Software zum Einsatz im gesamten west- und osteuropäischen Raum geeignet ist. Von ihm wird zeitlich sowohl die akute Phase nach einem Unfall als auch die Zwischen- und Spätphasen bis zur Wiederherstellung normaler Bedingungen behandelt.

Zum effektiven Einsatz der für die Entwicklung von RODOS verfügbaren Ressourcen bestehen im Rahmen der o.g. CEC-Verträge Kooperationen mit 18 Instituten in Westeuropa sowie mit polnischen, russischen, ukrainischen und weißrussischen Instituten. Die Koordination eines großen Teils der CEC-Arbeiten sowie der osteuropäischen Zusammenarbeit liegt bei KfK/INR. Neben der eigentlichen Zielsetzung des Einsatzes bei Notfallsituationen wird der Anwendung von RESY/RODOS bei Katastrophenschutzübungen und zu Ausbildungs- und Trainingszwecken im Rahmen nationaler (KfK/FTU) und internationaler (ERPET-Programm der CEC) Kurse große Bedeutung zukommen.

Im Jahr 1992 wurde der erste Prototyp von RESY/RODOS fertiggestellt und vor nationalen Gremien und während eines internationalen Workshops demonstriert.

Die breite Zustimmung sowohl zum Hardware- und Software-Konzept als auch zu den bisherigen Modellinhalten, den Ergebnissen und ihrer grafischen Präsentation rechtfertigt die Weiterentwicklung bis zur Einsatzreife. Bereits jetzt gibt es Anfragen von Bundesländern zur Übernahme und Integration von RESY in die KFÜ-Systeme. Der Transfer von RODOS nach Ruland, Polen, Griechenland und in die Ukraine ist bereits für 1993 Jahr vorgesehen.

2.2 Betriebsabwicklungssystem

2.2.1 Übersicht

Das Betriebsabwicklungssystem OSY ist konzipiert und entwickelt, um sämtliche Aufgaben der interaktiven Bedienerführung und der dynamischen Informationsverarbeitung im RESY-System integral abzuwickeln (siehe Abbildung 2).

Das OSY-System übernimmt hauptsächlich folgende Arbeiten:

- Die Verwaltung der Resourcen (z.B. Benutzeroberfläche, Speicher, Zeit, Datenbank, Tabellen etc.)
- Die Ablaufsteuerung der Programme (z.B. die Steuerung der Ausführung der Programm-Module aus ASY, CSY und ESY, oder OSY-eigene Programm-Module).
- Die Übermittlung der Information, die den Informationsaustausch zwischen sowie die Koordinierung von Programmen ermöglicht.
- Der Transfer der Daten (z.B. zwischen Speichersegmenten oder aus dem Speicher zur Datenbank).
- Die Erfassung und Aufbereitung von real-time-Daten (z.B. Meßdaten aus der Umgebung des Reaktors, Wetterdaten etc.).
- Die Behandlung von Ereignissen (z.B. eingehende Meldungen der Meßstationen).

Bei der Entwicklung und Implementierung sind zwei grundsätzliche Aspekte zu berücksichtigen:

- Einsatz von Standard-Softwareprodukten, wie z.B. das UNIX-Betriebssystem und das X-Windowsystem, um eine Portierbarkeit der OSY-Anwendungssoftware auf Quellcodeebene zu ermöglichen;
- Verteilen der Programme in einem Rechnernetz, um die Rechenleistung zu erhöhen (kurze Antwortzeit).

Ein wesentlicher Gesichtspunkt beim Entwurf des OSY-Systems ist die Einbindung von externen Programmen in einer einheitlichen Umgebung. Dabei sind folgende Anforderungen organisatorisch zu berücksichtigen und operationell zu gewährleisten:

- Ausführung der Programme,
- Visualisierung der Ergebnisse,
- Informationsaustausch zwischen den Programm-Modulen.
- Bereitstellung und Sicherung von Daten,
- Zugriff auf die Benutzeroberfläche,
- Ersetzen, Hinzufügen und Entfernen von vorhandenen Programm-Modulen,

- Verfügbarkeit von globalen Informationen.

Abbildung 3 zeigt eine Übersicht über die Softwarestruktur des OSY-Systems. Es besteht aus folgenden Komponenten:

Kommunikationsmanagement	dient zum Informationsaustausch zwischen den Programmen.
Dialogsystem	verwaltet die interaktive Benutzeroberfläche; steuert und überwacht die Aktivitäten im RESY System.
Datenmanager und Filemanager	behandeln die logische und physikalische Organisation des Datentransfers und der Datenverwaltung.
Editor	stellt eine Schnittstelle zum Benutzer dar, die zur Definition und Modifizierung der Daten und Parameter eingesetzt wird.
Grafikmanager	dient zur Darstellung, Visualisierung und Manipulation der Ergebnisse am Grafikschirm.

Hinweis 1:

Es wird davon ausgegangen, da die oben beschriebenen Subsystemimplementierungen als eigenständige Programme oder Programm-Module bereits vorliegen. Gelegentlich werden diese Programme in Verbindung mit OSY als Tasks aber auch als Prozess bezeichnet.

Hinweis 2:

Für den Austausch großer Datenmengen wird der Gemeinschaftsspeicher (shared memory) eingesetzt. Ein Gemeinschaftsspeicher ist ein Speichersegment, auf das mehrere Programme zugreifen können.

2.2.2 Programm-Management

Die Kommunikation zwischen den Programmen findet über den Nachrichtenaustausch statt. Die Entwicklung der Software basiert auf dem Client-Server-Modell. Die Verwendung einer Nachricht (message) ist bezüglich der Interprozesskommunikation und Dienstleistungen im RESY-System definiert und als Nachrichtenwarteschlange (message queue) realisiert. Ein Programm-Modul (message server) fungiert als zentraler Vermittler von Nachrichten; dadurch können sämtliche im

RESY-System beteiligten Prozesse über den Message Server untereinander kommunizieren bzw. OSY-Dienste anfordern. Eine Funktionsgruppe (message library) dient als Schnittstelle für die Verbindung der Prozesse mit dem Message Server.

Dieses Message-Konzept ermöglicht es, die Koordinierung der Prozesse einfach zu realisieren.

Dialogsystem

Das Dialogsystem verwaltet die Benutzeroberfläche, kontrolliert die Subsysteme und steuert den gesamten Ablauf im RESY-System. Es besteht operationell aus Resource Manager, Subsystem Manager und System Controller.

Der Resource Manager unterstützt folgende Funktionen:

- Bereitstellen der grafischen Benutzeroberfläche,
- Anzeigen der Standardinformationen, wie z.B. Systemzeit, Zykluszeit, Prozesszustände, Ereignisse, etc.,
- Zugriff auf Programmschnittstellen, wie z.B. Start, Stop, Hold, Grafik, etc.,
- Aktivieren der Transferoperationen, wie z.B. Editoren, Datentransferlisten, Ergebnisdarstellungen, etc..

Der Subsystem Manager hat folgende Funktionen:

- Mehrmalige (zyklische) und einmalige Ablaufsteuerung der Programmgruppen,
- Ablaufkontrolle der laufenden Programme und Programm-Module,
- Speicherzugriffs-Verwaltung für Programmgruppen und Programme.

Der System Controller erledigt folgende Aufgaben:

- Initialisierung der OSY-Umgebung,
- Funktionskontrolle der OSY-Prozesse,
- Funktionskontrolle der aktiven Programmgruppen,
- Koordinierung der Tasks,
- Vergabe eines Schlüssels für die Speichersegmente an die Tasks,
- Behandlung aller globalen Ereignisse.

2.2.3 Datenbank und geographische Daten

Data Manager und File Manager:

Data Manager und File Manager dienen dem logischen und physikalischen Datentransfer zwischen allen RESY-Prozessen. Sie kooperieren eng miteinander. Der Datentransfer umfaßt folgende Funktionen:

- Archivierung der Daten aus Speichersegmenten in die Datenbank,
- Laden der Daten von der Datenbank in ein Speichersegment,
- Kopieren der Daten zwischen Speichersegmenten.

Der Data Manager analysiert die ankommende Nachricht, wählt dann die geeignete Record-Structur aus den Datenbasis-Tabellen aus, ermittelt die Speicher-Adresse und übergibt die Informationen weiter an den File Manager.

Der File Manager - als Schnittstelle zur Datenbank - führt folgende Aufgaben durch:

- Verwaltung der gespeicherten Daten in der Datenbank,
- Ausführung der Zugriffsoperationen zur Datenbank,
- Ausführung der Auswahloperationen aus der Datenbank.

Editor

Der Editor bietet eine Window-orientierte Benutzeroberfläche, die den Benutzer bei der Definition und Beschreibung der Daten zum interaktiven Aufbau der Benutzer-Tabellen unterstützt.

Die Benutzerschnittstelle ist entsprechend der Verwendung der unterschiedlichen OSY-Datenstrukturen mit verschiedenen Menü- und Editier-Bereichen ausgerüstet, so daß sie funktionsorientiert einfach bedient werden können.

Geographische Daten

Die DFAD (Digital Feature Analysis Data) Datenbasis der Defense Mapping Agency des amerikanischen Verteidigungsministeriums bildet die Grundlage der geo-

graphischen Datenbasis. In dieser Datenbasis sind alle geographisch relevanten Objekte (Waldgebiete, Flüsse, bewohnte Gebiete, Industrieanlagen) gespeichert. Neben den grafischen Informationen zu den Objekten in vektorieller Form mit einer Auflösung von 30m sind zusätzliche Informationen (Materialien, nähere Beschreibung und Ausdehnung der Objekte) vorhanden.

Die Verkehrswege, welche in der vorhandenen DFAD Datenbasis fehlen, wurden von Datensätzen der Bundesforschungsanstalt für Naturschutz und Landschaftsökologie übernommen. Aus der Datei geographischer Namen vom Institut für Angewandte Geodäsie wurden statistische Daten entnommen.

Ausgehend von den Informationen über die Gebäudestruktur in der DFAD Datenbasis konnten Datensätze mit den Abschirmfaktoren der Häuser in der Umgebung von Kernkraftwerken berechnet werden. Weiter konnten die bisher nur auf das ganze Gemeindegebiet bezogenen Bevölkerungsverteilungen auf die bewohnten Flächen eingegrenzt werden.

Eine vollständige Version der DFAD Datenbasis mit Verkehrswegen für die gesamte Bundesrepublik wird beschafft. Aus den vorhandenen geographischen Datensätzen wird zusammen mit zusätzlichen Daten (Bevölkerungsstatistiken, Bodennutzungsdaten,...) ein integriertes geographisches Informationssystem aufgebaut.

2.2.4 Grafikprogramm

Das grafische Subsystem von RESY ist Teil des Betriebsabwicklungssystems OSY. Es ist in das Hauptfenster der Benutzeroberfläche 'Dialog' integriert und hat im wesentlichen folgende Aufgaben:

- Darstellung von geographischen Daten (Landkarten, Bevölkerungsverteilungen).
- Darstellung von Daten der externen Programmodul von RESY.
- Eingabe und Modifikation von grafischen Daten für die externen Programmodul (z.B. Evakuierungsgebiete).

Durch diese Anforderungen ergibt sich ein objektorientierter Aufbau der Grafik. Ein Bild wird als eine Ansammlung von Ebenen (Layers) betrachtet, die sich aus grafischen Objekten zusammensetzen. Zu den Landkarten mit den Ebenen Topo-

graphie, Gebäude, Verkehrswege und Namen kommen Ebenen mit den Daten der externen Programmodule. Durch gezielte An- bzw. Abwahl von Ebenen kann die angezeigte Informationsmenge vom Anwender kontrolliert werden.

Die grafischen Daten, welche von den externen Programmen zur Anzeige vorgesehen sind, müssen vom Grafiksystem in interne grafische Objekte konvertiert werden. Diese enthalten neben den notwendigen Daten für die Anzeige (Form, Farbe) zusätzliche Informationen, welche vom Benutzer definiert werden (Breite von Straßen, Werte von Isodosislinien). Durch Anwahl eines Objekts können dann diese Informationen jederzeit angezeigt und modifiziert werden. Neben den einfachen grafischen Objekten (Punkt, Linie, Fläche, ...) sind Datenstrukturen für Histogramme, Funktionen und Felder definiert. Konvertierungsroutinen zur Umwandlung von Dosisfeldern in Isodosislinien und umgekehrt sind Teil des Grafiksystems.

Aufbauend auf den vorhandenen Grafikprogrammen, welche aus den Teilsystemen

Graphics Server : Verwaltung der grafischen Objekte, Konversion externer Daten.

Graphics Interface : Benutzeroberfläche, Zeichenfunktionen.

aufgebaut sind, wurde ein integriertes Grafikprogramm für RESY entwickelt. In diesem sind die Funktionen des Graphics Server und des Graphics Interface zusammengefaßt. Durch diese Integration der Grafikfunktionen und der Benutzeroberfläche ergibt sich eine Verbesserung der Zugriffsmöglichkeiten des Benutzers auf die grafischen Objekte. Der Vorteil der Trennung in Teilsysteme -- aufwendige Berechnungen im Graphics Server beeinflussen nicht das Graphics Interface -- wurde durch Optimierung der Konvertierungs- und Zeichenroutinen minimiert.

Bei der Konzeption des grafischen Subsystems wurde auf einen modularen Aufbau der einzelnen Komponenten geachtet. Dies erlaubt, ausgehend von einer Basisversion mit den grundlegenden Grafikfunktionen (Verwaltung der grafischen Objekte, Zoomen und Scrollen des Bildausschnitts), anwenderorientierte Grafikprogramme zu erstellen.

Die Realisierung der Grafikprogramme erfolgt in der Programmiersprache C. Für die Grafikroutinen wird X-Windows verwendet, die Benutzeroberfläche ist in OSF/Motif programmiert. Durch die Verwendung dieser Standardsoftware ist eine einfache Portierbarkeit der Grafiksoftware gewährleistet.

Die Entwicklung des grafischen Subsystems wird in 1993 abgeschlossen. Durch die Integration von externer Software in RESY sind nur noch Erweiterungen des Konvertierungsmoduls notwendig.

Für die Präsentation von Ergebnissen der Programmmodule von RESY außerhalb des Real Time Betriebs muß ein erweitertes Grafiksystem entwickelt werden. Dieses sollte umfangreichere Darstellungsformen (z.B. 3 dimensional) unterstützen.

2.3 Integration eines externen Programms

Jedes Programm benötigt eine Nachrichten-Schnittstelle, um OSY-Dienste anfordern zu können. Die Nachrichten-Schnittstelle besteht aus folgenden Funktionen:

- Receive-Message, welche auf das Ereignis "Eintreffen einer Nachricht" wartet, die Nachricht registriert und sie an die entsprechende Service Behandlung übergibt.
- Service-Message, welche eine bestimmte Aktion für jene Nachricht ausführt.
- Send-Message, welche eine Bestätigung-Meldung oder eine Anfrage-Meldung sendet.

Die Nachrichten werden während der Ausführung eines externen Programmes zu bestimmten Zeitpunkten (vor jeder Funktion) gesendet. Der Message Server empfängt die Nachricht und leitet sie an die betreffenden Prozesse weiter, die dann ihrerseits eine bestimmte Aktion ausführen. Das Funktionsverhalten eines externen Programmes sollte somit wie folgt organisiert werden:

- Aufteilung des Programms in einem Hauptprogramm und mehreren Modulen.
- Definition der Parameter durch OSY-Editoren.
- Deklaration der Daten in COMMON-Blöcken oder in C-Strukturen.
- Festlegung der zeitlichen Reihenfolge der zum Einsatz kommenden Funktionen (Ablaufstruktur).

Die OSY-Entwickler bauen auf der Basis der bereitgestellten Ablaufstruktur eine passende Schnittstelle zum OSY-System auf. Nachdem Kompilieren und Binden kann die Applikation zur Ausführung gebracht werden.

2.4 Radiologische Modelle

Für den Betrieb des RESY/RODOS Prototyp 1 wurden dem atmosphärischen Ausbreitungsmodell ATSTEP realistische meteorologische Eingabedaten (vom meteorologischen Meßmast des KfK) zugewiesen. Als Quellterm wurde eine 4-stündige Freisetzung von 11 Nukliden (Edelgase, Jod, Aerosole) mit nuklidspezifischen, zeitabhängigen Freisetzungsraten gewählt. Er entspricht dem Quellterm 3a der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke- Phase B. Mit diesen Eingabedaten konnten Ausbreitungsprognosen simuliert werden, die den Bereich von 0 bis ca. 10 Stunden Echtzeit nach Freisetzungsbeginn überdecken. Die resultierenden Konzentrations- und Gammastrahlungsfelder werden auf einem 41 x 41 km²- Koordinatengitter erfaßt. Sie bilden die Datenbasis für die Simulation von frühen Schutz- und Gegenmaßnahmen während des Prognosezeitraums und die Berechnung derer Konsequenzen.

Darüberhinaus wurde die Schnittstelle zur Berechnung der Kontamination in Nahrungsmitteln (Modul ECOAMOR der GSF) definiert und die Ausgabedaten zur trockenen und nassen Deposition bereitgestellt.

Zum Erreichen des fehlerfreien Betriebs der Module für die Ausbreitungsprognosen zusammen mit dem Betriebssystem OSY, der Datenbank und dem Grafiksystem GSY waren umfangreiche softwaretechnische Koordinierungs- und Testarbeiten durchzuführen.

2.5 Maßnahmensimulation

Die Simulation von Schutz- und Gegenmaßnahmen und die Berechnung der Konsequenzen im Modul CSY des Prototyp 1 wurde durch realistische, gebäudespezifische Abschirmfaktoren gegen externe Gammastrahlung verbessert. Weiterhin wurde ein flexibles Verfahren zur Simulation räumlich und zeitlich abgestufter Kombinationen von Evakuierungs- und Sheltering(Verbleiben in Häusern)- Maßnahmen entwickelt. Zur Demonstration dieser Simulationen wurden zunächst zwei Fälle ausgewählt:

"no action": Keine Schutz- und Gegenmaßnahmen, d.h. Unterstellung der normalen Lebensweise der Bevölkerung bei der Berechnung der Konsequenzen.

"action": spezielle Kombination aus Sheltering- und Evakuierungsmaßnahmen mit anschließender Berechnung der Konsequenzen.

Bei Demonstrationen der Prototypversion 1 von RESY/RODOS erwies sich die Ge- genüberstellung dieser beiden Fälle als didaktisch günstig.

2.6 Demonstration der Prototypversion 1 von RESY/RODOS

Der RESY/RODOS Prototyp 1 wurde während des Third International Workshops on Real-time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release, Schloß Elmau (Bayern), 25. - 30. Oktober 1992, demonstriert. Er enthält die gesamte im INR entwickelte RESY-Software, insbesondere das Betriebsabwicklungs- system, Modelle zur atmosphärischen Ausbreitung sowie zur Simulation der Maßnahmen 'Aufsuchen von Häusern' und 'Evakuierung' und das Grafiksystem. Zusätzlich wurden Dosis- und Nahrungskettenmodule (ECOAMOR) der GSF und Schutz- und Gegenmaßnahmenmodelle für kontaminierte Nahrungsmittel (FRODO) des NRPB in RODOS integriert. Folgende Ergebnisse können von RESY/RODOS derzeit im 10-Minuten-Takt berechnet werden:

- aktuelle und prognostizierte Aktivitätskonzentrationen und potentielle Strahlendosen und Dosisraten
- Gebiete mit Schutz- und Gegenmaßnahmen und die Anzahl der betroffenen Personen
- Dauer von Nahrungsmittelverboten (Milch und Milchprodukte) sowie die zugehörigen Mengen
- akute und Lebenszeitdosen von Erwachsenen und Kindern mit und ohne Be- rücksichtigung von Maßnahmen
- Anzahl von Personen mit Individualdosen in verschiedenen Wertebereichen
- deterministische und stochastische Gesundheitsrisiken sowie Anzahl der ge- schädigten Personen
- Kosten von Katastrophenschutzmaßnahmen

Sämtliche Ergebnisse können grafisch auf Umgebungskarten mit veränderbaren Charakteristika ortsabhängig dargestellt als auch numerisch in Form von Tabellen ausgegeben werden.

Literaturverzeichnis

- /1/ Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1991
Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, KfK-Ber. Nr. 5050, 1992
- /2/ D. Faude
COSYMA - Modelling of Economic Consequences
Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, KfK-Ber. Nr. 4336, 1992
- /3/ J. Ehrhardt, J. Päsler-Sauer, O. Schüle, G. Benz, M. Rafat
Development of RODOS, a Comprehensive Decision Support System for
Nuclear Emergencies in Europe -an Overview-
Third International Workshop on Real-time Computing of the Environmental
Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from a Nuclear
Installation, Schloß Elmau, Bavaria, October 1992
- /4/ J. Päsler-Sauer
Assessment and Evaluation of Early Countermeasures and Consequences in
RESY/RODOS
Third International Workshop on Real-time Computing of the Environmental
Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from a Nuclear
Installation, Schloß Elmau, Bavaria, October 1992

Wahrscheinlichkeit für Individualdosen $\geq D$

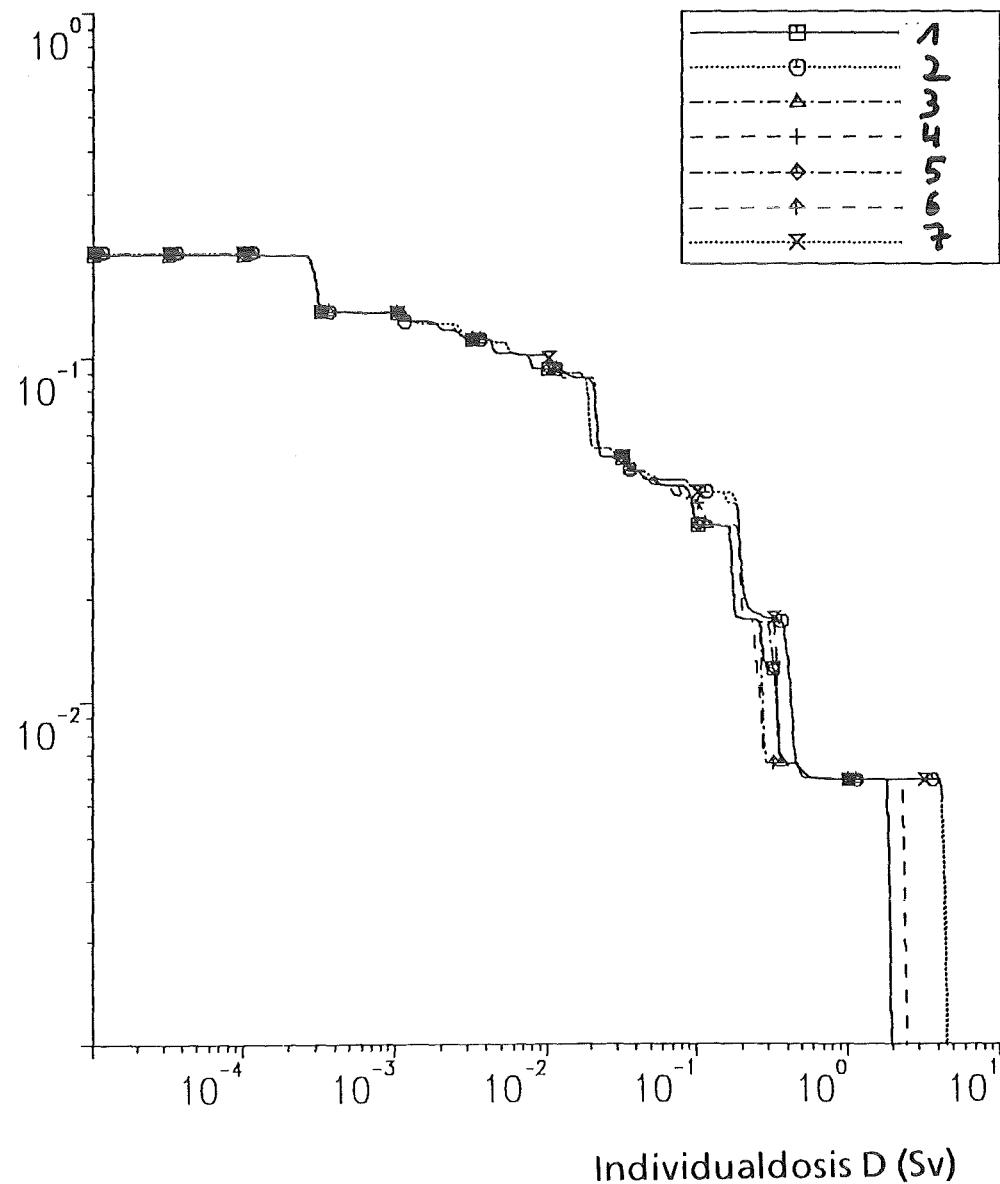


Abb. 1: CCFD der akuten Knochenmarksindividualdosis in 1 km Entfernung (Nordrichtung)

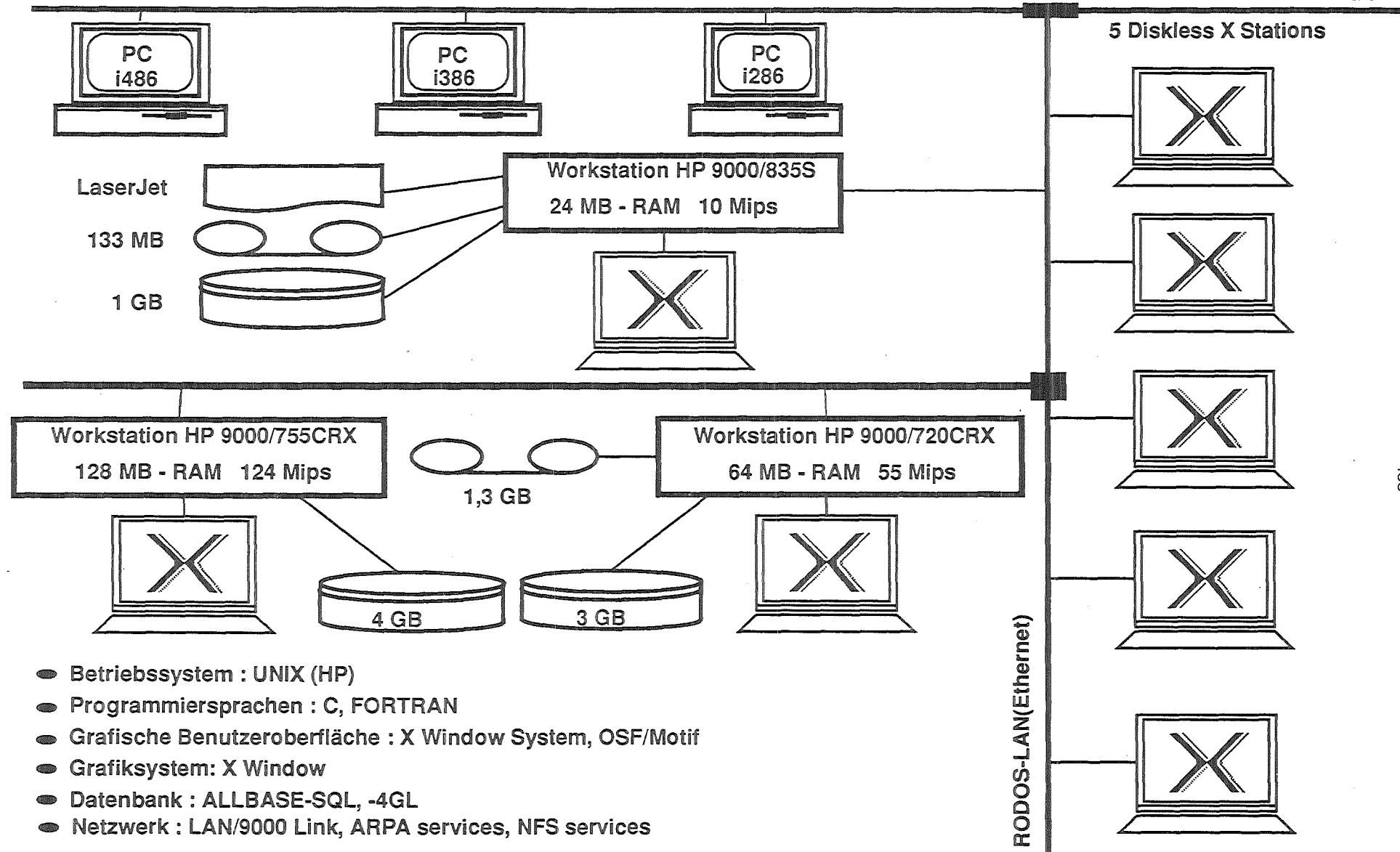


Abb.2: Hard- und Software Konfiguration von RESY Prototyp 1

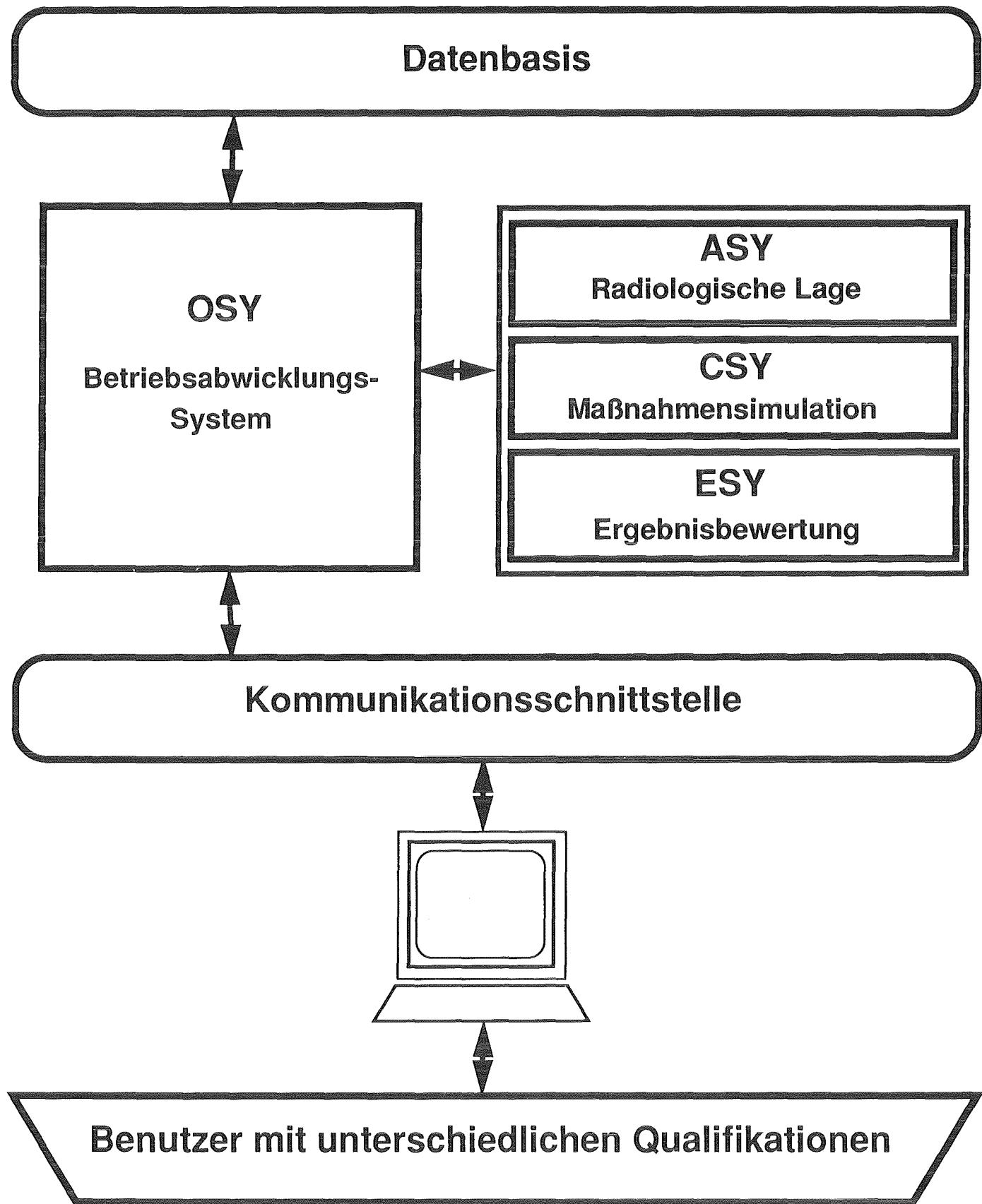


Abb. 3: Gesamtstruktur von RESY

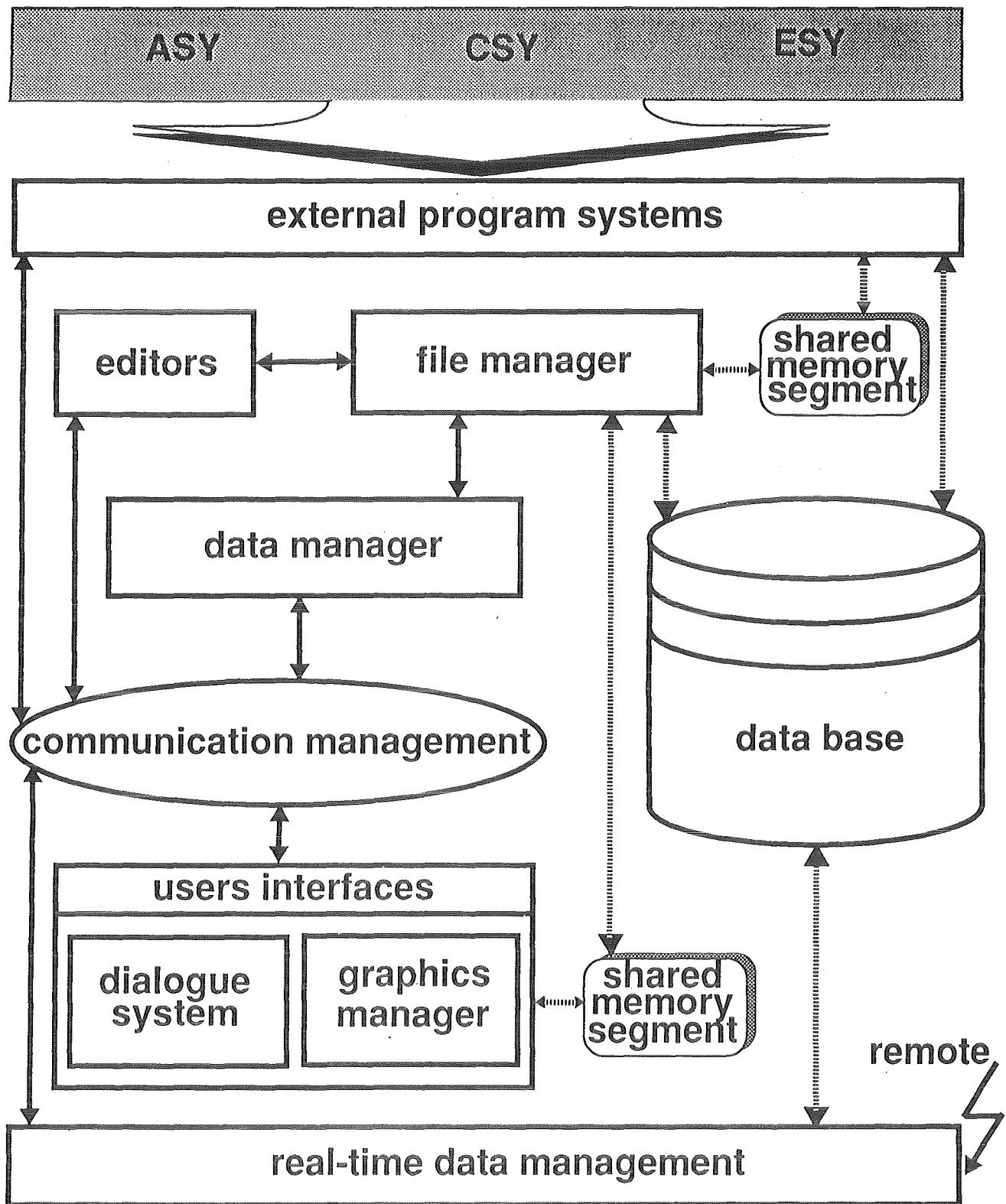


Abb. 4: Softwarestruktur vom Betriebsabwicklungssystem

32.05.05 Spezielle thermo- und fluid-dynamische LWR-Untersuchungen

**32.05.05/01A Investigation of phase transport mechanisms in air-water
PSF 0D5N bubbly flow in vertical channels**

**(G. Class, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp, M. Samstag,
W. Sengpiel; IRS)**

For measurement of bubble size and bubble velocity in air-water bubbly two-phase flows, a dual-sensor resistivity probe is used. The data analysis for deduction of bubble size has been critically reviewed and a more suitable model has been introduced assuming for bubble geometry no longer spherical bubbles but ellipsoids. High-speed cinematographic observations revealed that there is no significant change of the bubble shape due to the interaction of the needles of the resistivity probe with the bubble surface; this is because the size of the needles is very small. Comparison between measurements and optical observation show that the error in measuring bubble volumes by means of the dual-sensor resistivity probe is of the order of 20 %.

For measurement of turbulence intensities in the liquid phase, hot-film sensors are applied. Different long-term experiments revealed the remarkable sensitivity of the hot-film measuring system against a number of disturbing effects from inside (sensor pollution) and outside the test channel (transients in ambient temperature). Measures have been taken to overcome these sources of measuring errors. First three-dimensional turbulence measurements by means of fiber-split film-probes in water showed good results with respect to normal stresses whereas turbulent shear stresses showed deviations from expected values. Work is underway to identify the reasons.

32.05.05 Spezielle thermo- und fluid-dynamische LWR-Untersuchungen

32.05.05/01A Untersuchungen der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen
(G. Class, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp, M. Samstag, W. Sengpiel; IRS)

Einleitung

Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen treten in Leichtwasserreaktoren sowohl im Betriebszustand als auch bei Stör- und Unfällen auf. Die zuverlässige Analyse des Komponenten- und Kreislaufverhaltens in Reaktoranlagen setzt deshalb die Berechenbarkeit der räumlichen Phasenverteilungen in Zweiphasenströmungen voraus. Dazu sind noch umfangreiche experimentelle Untersuchungen und theoretische Entwicklungsarbeiten nötig. Das NOVA-Vorhaben liefert hier zum Verständnis der Strömungsmechanik von Blasenströmungen einen wichtigen experimentellen Beitrag.

Experimentelle Arbeiten

Zur Messung der lokalen strömungsmechanischen Eigenschaften der Gasphase in Luft-Wasser-Blasenströmungen werden Zweipunkt-Widerstandssonden eingesetzt, die im Rahmen des Vorhabens entwickelt worden sind [1]. Die Signalanalyse zur Bestimmung von Blasengrößen und Blasengeschwindigkeiten beruht auf einer Reihe vereinfachender Modellvorstellungen, die kritisch überprüft worden sind. Untersuchungen mit Hochgeschwindigkeitskinematographie haben ergeben, daß - wie bei der Signalauswertung vorausgesetzt - die mechanischen Rückwirkungen der Sensoren auf die Phasengrenzfläche (Deformation der Blasenoberfläche) gering und damit einhergehende Genauigkeitseinbußen bei der Ableitung der Meßgrößen vernachlässigbar sind. Bei der Bestimmung der Blasenvolumina aus den Signalen beider Sensoren der Zweipunkt-Widerstandssonde wurde bisher vom Modell kugelförmiger Blasen ausgegangen. Die Annahme sphärischer Geometrie der Blasen gilt annähernd nur für Blasendurchmesser < 3 mm. Messungen und visuelle Beobachtungen ergaben für charakteristische Blasengrößenverteilungen in der NOVA-Versuchsstrecke jedoch Blasendurchmesser zwischen 2 und 5 mm. Deshalb wurde auf der Grundlage experimenteller Untersuchungen an aufsteigenden Blasen in ruhendem und strömendem Wasser das bisherige Kugelmodell ersetzt durch ein Modell schräg aufsteigender rotationssymmetrischer Ellipsoide. Damit und mit anderen Verbesserungen in der Da-

tenanalyse wurden ensemble-gemittelte Blasenvolumina mit weniger als 20 % Fehler bestimmt [2]. Bezuglich der Ableitung der Blasengeschwindigkeit aus den Sondensignalen ergab der Vergleich mit entsprechenden Auswertungen der Film-aufnahmen, daß die Fehler bei der Blasengeschwindigkeitsmessung mit der Zweitpunkt-Widerstandssonde nicht größer als 5 % sind.

Schwerpunkt im Berichtszeitraum waren Arbeiten zur Durchführung von mehrdimensionalen Turbulenzmessungen in Blasenströmungen mit Splitfilmsonden des Typs R55 von DANTEC. Dafür wird ein Anemometersystem von DANTEC mit Brücken des Typs 56C17 eingesetzt. Die Anwendung der Konstant-Temperatur-Anemometrie mit Heißfilmsonden in Wasser ist zwar eine erprobte Technik, sie erfordert aber besondere Anstrengungen bei der Vorbereitung und Durchführung der Messungen, weil die Meßgenauigkeit stark beeinflußt wird durch Verschmutzungen des Wassers und zeitliche Änderungen in den Umgebungstemperaturen entlang der Meßkette während der Messungen. Die Genauigkeit und Stabilität der Messungen mit Splitfilmsonden in Wasser wurde in Langzeitversuchen überprüft. Dabei erwies sich die Sensorverschmutzung trotz der bisher getroffenen Maßnahmen zur Enthärtung und Filterung des Anlagenwassers immer noch als eine wesentliche Fehlerquelle beim Einsatz der Heißfilmsonden in Wasser. Auch haben umfangreiche Messungen zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit der Eichkurven im Kalibrierkanal des NOVA-Versuchsstandes ergeben, daß Schwankungen der Umgebungstemperatur am Versuchsstand die Meßergebnisse erheblich beeinflussen können. Der Grund dafür ist, daß bei der für Messungen in Wasser notwendigerweise geringen Sensorüberhitzung (Sensortemperaturen 40 °C) kleine zeitliche Temperaturänderungen entlang der Meßkette relativ große Widerstandsänderungen in der Meßkette bewirken können. Deshalb wurden Maßnahmen getroffen, um diese Temperatureinflüsse elektronisch zu kompensieren und Teile der Meßkette soweit wie möglich gegen die Umgebung hin thermisch zu isolieren.

Erste dreidimensionale Turbulenzmessungen in der Teststrecke mit Splitfilmsonden bei einphasigen Strömungsbedingungen (Wasser) haben bisher zufriedenstellende Ergebnisse gebracht. Den Ursachen der beobachteten Ungenauigkeiten bei der Messung der turbulenten Schubspannungen wird nachgegangen.

Ausblick

Die Turbulenzmessungen in ein- und zweiphasigen Strömungen werden fortgesetzt. Vorrangiges Ziel dabei ist ein phänomenologischer Vergleich der Turbulenzstrukturen in einphasigen Strömungen und zweiphasigen Blasenströmungen

und die Klärung des Einflusses der Blasengrößen und lokalen Blasendichte auf die turbulente Intensität in der flüssigen Phase. Längerfristiges Ziel ist die Ableitung der Wechselwirkungskräfte an den Phasengrenzflächen mit Hilfe der gewonnenen umfangreichen Datenbasis.

Literatur

- [1] Kruse, H., Sengpiel, W., Unveröffentlichter Bericht, Dezember 1989
- [2] Krämer, M., "Messungen von Blasengrößen und Blasengeschwindigkeiten in Luft-Wasser-Blasenströmungen", Diplomarbeit, Universität Karlsruhe, Institut für Reaktortechnik, Juli 1992

32.06

**Containmentkonzepte für DWR-Anlagen
der nächsten Generation**

32.06.01

**Hochenergetische Lastverläufe
High energetic load processes in the coarse
of severe accidents**

32.06.01/01A

**The Experimental Facility BERDA for Investigation
of the Loading on the Head of a Reactor Pressure
Vessel during a Steam Explosion**

Abstract

During a core melt accident a steam explosion is assumed inside a reactor pressure vessel. As a consequence a slug of molten core material is accelerated upward against the pressure vessel head. Before the slug reaches the head it has to pass the upper core internal structures.

A reliable description of the complex interactions between the slug and the reactor internal structures by a computer code is very difficult. Therefore experimental investigations are planned in the test facility BERDA where a scaled down model of the upper part of the reactor pressure vessel and its internal structures (scale factor 1:10) are loaded by a slug of molten metal. Using similarity laws the impact process and the resulting deformations can be transferred to the real conditions.

The report describes the design and the planned application of the test facility BERDA.

32.06.01/01A
PSF 0N1N

**Experimentiereinrichtung BERDA zur Untersuchung
der Beanspruchung des Deckels eines Reaktor-
druckbehälters bei einer Dampfexplosion**

G.Haifinger, Y.S.Hoang, R.Krieg, T.Malmberg, G.Messemmer
G.Hoffmann, O.Jonatzke, K.H.Lang, K.Schleisiek, E.Strat-
manns

IRS

Im Rahmen des Vorhabens "Neue DWR-Containmentkonzepte" wird u.a. die Lasteinwirkung auf den Druckbehälterdeckel eines Druckwasserreaktors im Falle einer Dampfexplosion während eines Kernschmelzunfalles untersucht. Die Entstehung der Dampfexplosion wird im unteren Teil des Reaktordruckbehälters angenommen. Unter pessimistischen Annahmen wurde abgeschätzt, daß ein Klumpen aus geschmolzenem Kernmaterial mit einer Masse von ca. 85.000 kg und einer kinetischen Energie von 700 MNm nach oben geschleudert wird. Mit dieser Energie erreicht die Schmelzmasse eine Geschwindigkeit von ca. 130 m/s. Da die Kernschmelze vor Erreichen des Druckbehälterdeckels mehrere Einbauten im Reaktordruckbehälter passiert und durch Dissipation Energie abgibt, ist eine rechnerische Beschreibung dieser komplexen Wechselwirkungen sehr schwierig. Deshalb ist beabsichtigt, ein Modellexperiment (Längenmaßstab 1:10) durchzuführen und die Ergebnisse mit Hilfe der Ähnlichkeitstheorie auf die realen Verhältnisse zu übertragen.

Aufbau der Experimentiereinrichtung und Durchführung der Versuche

Der schematische Aufbau der Experimentiereinrichtung ist auf Abb. 1 dargestellt. Im unteren Teil der Experimentieranlage wird ein Tiegel mit flüssigem niedrigschmelzendem Metall (Blei-Wismut-Legierung (Woods-Metall)), das die in Rede stehende Kernschmelze simuliert, mit Hilfe eines Treibgasantriebs auf die geforderte Geschwindigkeit beschleunigt. Die Größe der Geschwindigkeit wird mit Hilfe der zeitlichen Verschiebung von Signalen, die an unterschiedlichen axialen Positionen gemessen werden, kontrolliert.

Im mittleren Teil der Anlage wird der Tiegel mit Hilfe von plastisch verformbarem Crash-Material (Alu-Waben) abgebremst. Das Abbremsen erfolgt in zwei Stufen auf einem Weg von 250 mm. Zuerst trifft der Tiegel auf einen Auffangflansch, der mit einem Knautschrung versehen ist. Danach bewegen sich Flansch und Tiegel gegen das Crash-Material und verhaken sich darin, so daß ein Zurückfallen verhindert wird. Das die Kernschmelze simulierende flüssige Metall bewegt sich dagegen weiter in den oberen Teil der Anlage. Um den ungünstigsten Fall abzu-

decken, soll dabei das flüssige Metall bis zum Kontakt mit den Einbauten seine kompakte Propfenform behalten. Um dies sicherzustellen, wird die Metallschmelze nochmals von einem zweiten dünnwandigen Tiegel umgeben, der nicht vorzeitig abgebremst, sondern erst beim Kontakt mit den Einbauten zerstört wird.

Der erstgenannte Tiegel ist Bestandteil des Antriebskolbens. Er besitzt zu dem ihn umgebenden Zylinder einen relativ engen Spalt und wird auf seiner Unterseite mit Druckgas beaufschlagt. Der Führungszylinder trägt auf seiner Mantelfläche zwei Überströmbohrungen, 20 mm Ø, zum Außenzylinder, die nach Überstreichen durch die Kolbenunterkante den Gasdruck wirksam absenken. Die Größe der Überströmbohrungen wurde so gewählt, daß der Druckausgleich nicht schlagartig abläuft, sondern ca. 2 Sekunden benötigt.

Als Druckgas ist Stickstoff vorgesehen, das aus Druckgasflaschen entnommen wird. Das System kann dabei thermodynamisch als adiabat angesehen werden. In der Startposition ist der Kolben Bestandteil des Druckbehälters und mit dem vollen Gasdruck beaufschlagt. Um den Kolben sicher in seiner Ausgangslage zu halten, ist eine aufwendige Haltevorrichtung erforderlich. Sie muß den Kolben ohne Beschädigung mechanischer Teile freigeben und darüber hinaus eine mehrfache Wiederholung der Prozedur ermöglichen. Dazu ist in den Kolben ein Stahlring mit Außengewinde S 360 x 4 (Sägegewinde) und Innengewinde M 330 x 2,5 eingeklebt. In das Innengewinde greift eine Spannzange, die durch einen Haltekonus gespreizt wird. Eine wesentliche Rolle spielt der Anfangsdruck, der aufgrund des adiabaten Druckabfalles relativ hoch gewählt werden muß, um den Kolben mit der Metallschmelze bei den vorgegebenen Raumverhältnissen auf die gewünschte Endgeschwindigkeit zu bringen. Der mit Druckgas gefüllte Behälter wird nach den Druckbehältervorschriften vom TÜV abgenommen.

Oben in der Anlage befindet sich ein im Maßstab 1:10 verkleinertes Modell der oberen Hälfte eines Reaktordruckbehälters. Auch die in dem Behälter zum Unfallzeitpunkt noch vorhandenen Einbauten sind nachgebildet. Besondere Sorgfalt ist auf die modellmäßige Ausführung des Deckels mit den Regelstabführungsstutzen und der Deckelschrauben zu legen. Das sich nach oben bewegende flüssige Metall wird zuerst von den noch vorhandenen Behältereinbauten abgebremst und prallt dann gegen die Innenseite des Deckels. Die dabei entstehenden dynamischen Verformungen des Deckels und der Deckelschrauben werden mit Hilfe von Dehnungsmeßstreifen (Größenordnung 20 Stück) gemessen. Nach Möglichkeit werden auch einige, z.B. an den Einbauten (oberer Gitterrost) angreifende Kräfte mit Hilfe von Kraftaufnehmern ermittelt. Diese zeitabhängigen Größen (Zeitdauer < 100 ms, Zeitauflösung ≤ 0.1 ms) werden unter Verwendung einer Meßwerterfassungsanlage aufgezeichnet. Bleibende (plastische) Verformungen

werden anschließend mit Hilfe einer (bereits vorhandenen) 3D-Meßmaschine im Detail vermessen.

Kräfte, die auf das RDB-Modell wirken, werden vom äußeren Tragzylinder aufgenommen, der den Druckgas-Behälter umschließt. Diese Außenwand der Versuchseinrichtung BERDA dient gleichzeitig als Splitterschutz und zur Aufnahme des Gasdruckes nach der Expansion. Im Außenbehälter sind Durchbrüche vorgesehen, die beim Versuch durch Abdeckungen verschlossen werden. Der verbleibende Druck wird nach dem Versuch über ein Ventil nach außen entspannt. Zum Auffangen von Teilen des zu untersuchenden Modells und zur Rückhaltung des Blei-Wismut-Metalls, ist die Versuchseinrichtung im oberen Bereich mit einem dreiteiligen Schutzbehälter versehen.

Es ist beabsichtigt, mehrere Versuche der beschriebenen Art durchzuführen (Größenordnung: mehr als 10 Einzelversuche). Versuchsparameter sind Masse und Geschwindigkeit des nach oben beschleunigten flüssigen Metalls und der durch den Kernschmelzunfall bedingte Zerstörungsgrad der Kerneinbauten. Es müssen deswegen mehrere Sätze von Kerneinbauten vorhanden sein, weil diese bei den Versuchen teilweise zerstört werden. Außerdem müssen mehrere Deckel und Deckelschrauben-Sätze vorhanden sein, da an diesen Bauteilen (zumindest bei einigen Versuchen) bleibende Verformungen erwartet werden, und sie deswegen nicht wiederverwendet werden können.

Zur Verdeutlichung der Raumforderungen ist in Abb. 2 die komplette Versuchseinrichtung aufgezeichnet. BERDA befindet sich auf einem massiven, federnd gelagerten Betonfundament mit den Außenabmessungen 4 m x 4 m x 0,6 m. Durch die große Masse des Fundamentes und die angepaßten Federn werden die auftretenden Impulslasten nicht direkt auf die Umgebung übertragen, sondern stark gemindert. Zum Ab- und Aufbau der Versuchseinrichtung vor jedem Versuch ist ein Montagegerüst erforderlich, das sich ebenfalls auf dem Betonfundament befindet. Damit erreicht die Anlage eine Gesamthöhe von ca. 6 m. Zum Abnehmen der großen Anlagenteile beim Umrüsten muß eine Krananlage vorhanden sein. Das Gerüst ist so konstruiert, daß es seitlich geöffnet werden kann, damit die Teile nicht über das Gerüst hinweg transportiert werden müssen. Neben der Experimentiereinrichtung muß zusätzlicher Raum verfügbar sein, um Meßgeräte aufzustellen und Teile während der Umbauphase ablegen zu können. Bei ungenügender Hallenhöhe könnte das Betonfundament in die Erde eingelassen werden. Eine weitere Möglichkeit wäre die Ausnutzung von zwei Geschosshöhen, wenn im Zwischenboden ein Durchbruch vorgenommen wird.

Das Gewicht des Betonfundamentes beträgt ca. 23 t; dazu addiert sich das Gewicht der eigentlichen Experimentiereinrichtung mit ca. 20 t.

Spezifikation der Experimentiereinrichtung

zu beschleunigende Massen:

Metallschmelze: ca. 85 kg

Kolben: ca. 35 kg

Σ ca. 120 kg

Treibgasdruck: $p_{\max} \leq 140 \text{ bar}$

Kolbendurchmesser: $D = \Phi 400 \text{ mm}$

Beschleunigungshub: $H = 1170 \text{ mm}$

Endgeschwindigkeit: $v = 130 \text{ m/s}$

Bremshub: $h = 250 \text{ mm}$

“

Gewichte

Betonfundament: ca. 23 000 kg

Experimentiereinrichtung: ca. 20 000 kg

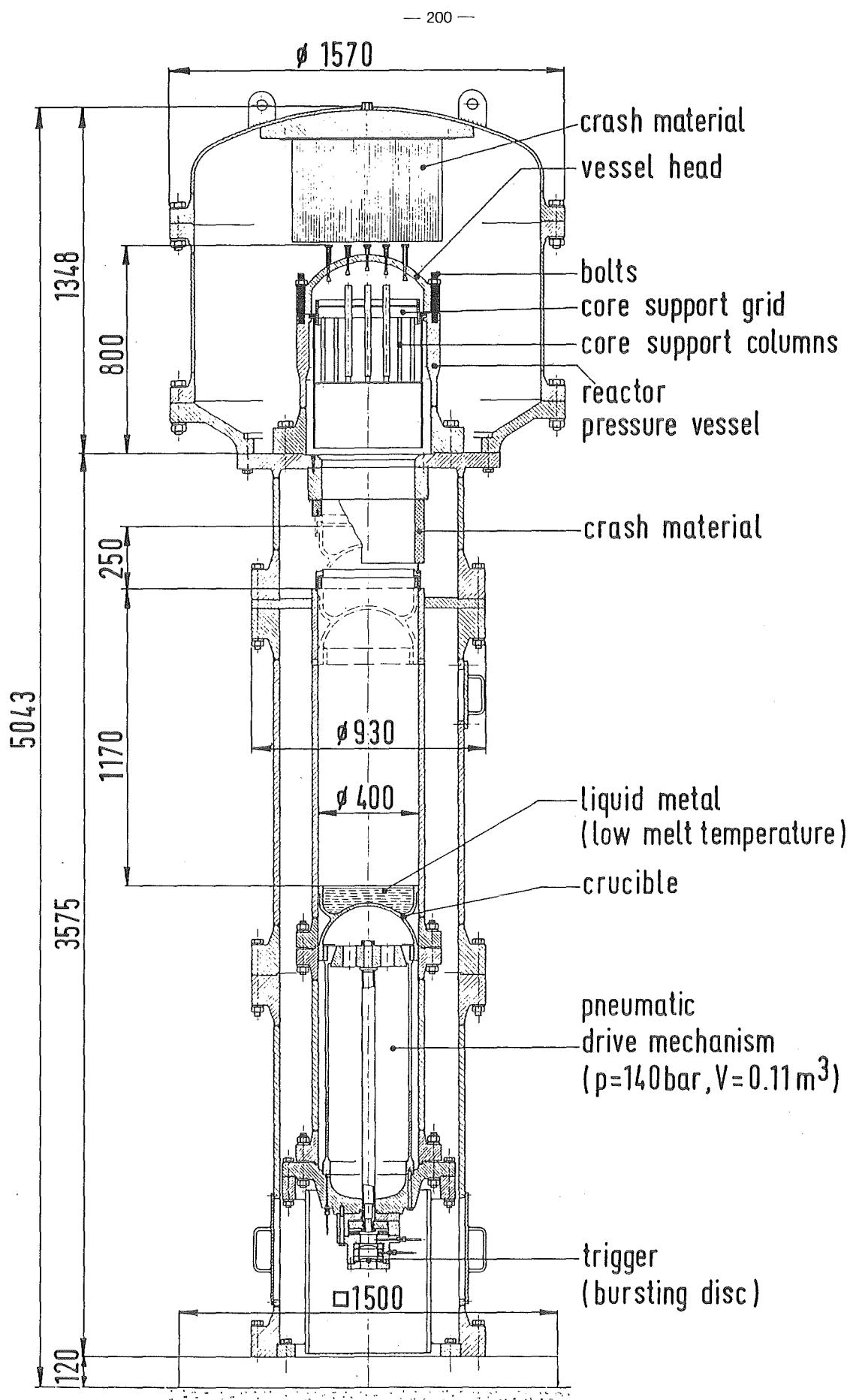
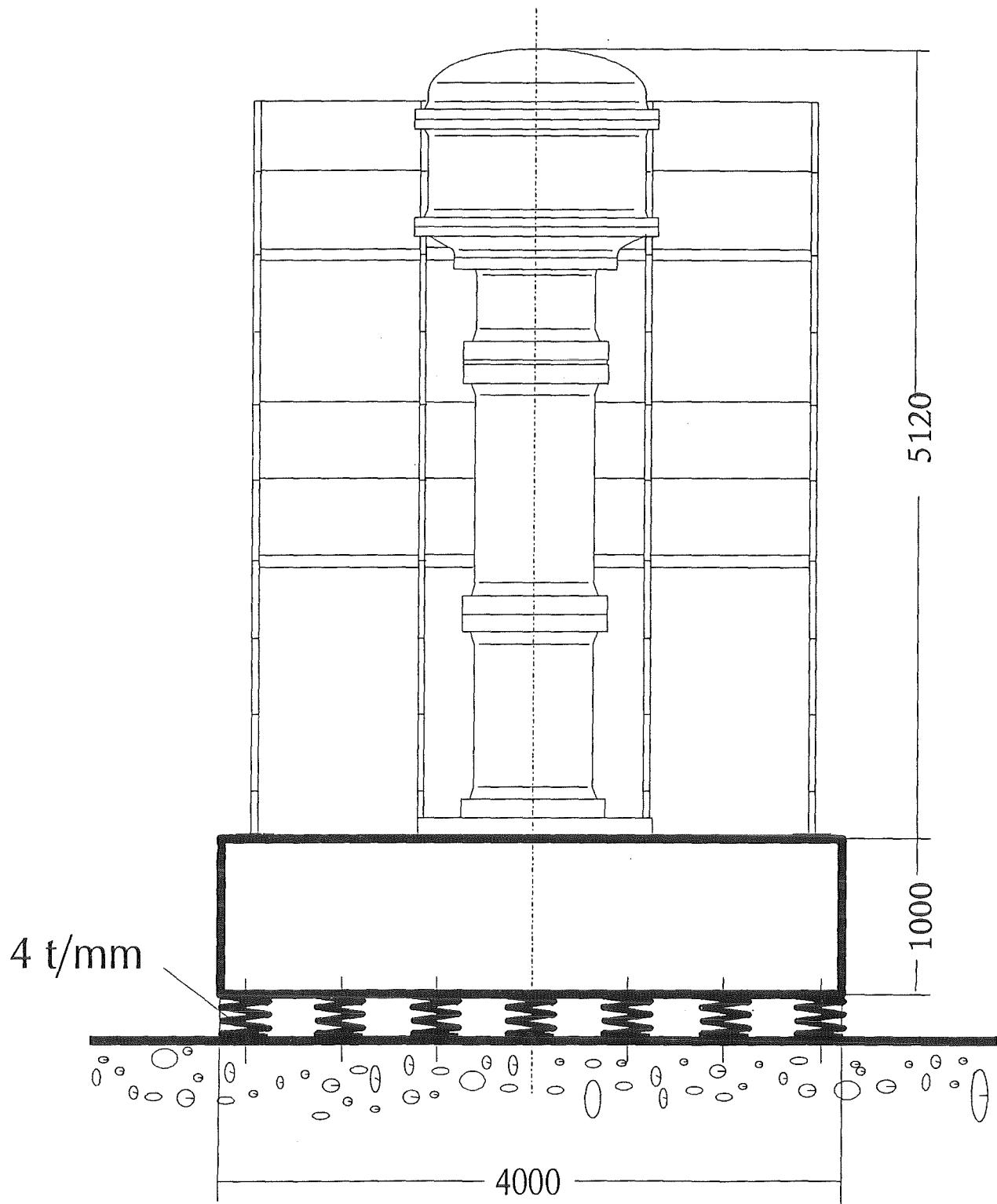


Abb. 1: Experimentiereinrichtung BERDA



**Abb. 2: Experimentiereinrichtung BERDA
mit Fundament und Montagegerüst**

32.06.01 / 02A Investigation of containment loads from hydrogen-air-steam detonations
PSF 0N1T (W. Breitung, E. Hesselschwerdt, M. Möschke, R. Redlinger, H. Werle, INR)

1. INTRODUCTION

The goal is to identify maximum possible loads to a typical PWR containment structure in large-scale hydrogen-air-steam detonations. These data are needed for the structural design of a core-melt resistant future reactor containment.

Work is being performed on three levels of investigations:

- Generation of theoretical models and prototypical experiment data,
- code evaluation, and
- code applications to severe accident situations.

The following sections will describe the main results obtained in 1992 for the activities shown in Fig. 1.1. Several external organizations contributed to the work performed in 1992:

- Russian Research Center "Kurchatov Institute" in Moscow (KI),
- Russian Academy of Science in Moscow (RAS),
- Technische Hochschule Aachen (THA), and
- Fraunhofer Institut für Chemische Technologie in Berghausen (ICT).

2. CODE DEVELOPMENT

Two code systems were used for calculations: D3D and DET1D (resp. DET2D). Both employ finite difference schemes on fixed Eulerian grids. At present, the main differences between the two codes lie in the following points:

- D3D uses 2 gaseous components (mixtures) with constant heat capacities and simple one-step chemical reaction kinetics. D3D is a first order, three-dimensional code.

- DET1D uses up to 4 gaseous components with heat capacities that may depend on temperature and, usually, simple one-step reaction kinetics. However, more elaborate two- and three-step models for the kinetics (developed by THA) with up to 6 components are also incorporated into and tested by the code. DET1D is a first or second order (user specified) one-dimensional code, while DET2D is two-dimensional.

2.1 The code D3D

The code D3D (written in C) was developed and implemented at KfK in collaboration with the authors of the KI-code 3ET /1/ on which D3D is based. D3D can be used to simulate gas detonations under homogeneous initial conditions in reactor typical geometries. D3D is a three-dimensional, finite difference code which uses a cartesian grid and 2 gaseous components: the unburnt and the burnt gas mixture. The chemistry is modeled by a one-step reaction whose rate is given in Arrhenius form. The heat capacity of the two components as well as the heat of reaction are chosen such as to give the correct Chapman-Jouguet pressure, von Neumann pressure and detonation velocity for the mixture considered (assuming the Zeldovich-Döring-von Neumann detonation model).

D3D was used to simulate detonations in reactor containments for various mixtures (Table 1) and for run times up to 500 ms of physical time, which took up to 250 hours of calculation time. Such long calculations were made possible only by using an IBM Risc/6000 Model 530H workstation which was selected after test runs and purchased in summer 1992 for this purpose. The performance of the workstation is about the same as that of the scalar IBM3090 mainframe.

The data produced by D3D amount to quantities (a typical reactor containment is discretized into about 500 000 cells) which can only be handled satisfactorily by visualization. For this purpose, STARDENT workstations and the AVS visualization system were used. A video containing the results of the first set of calculations was produced in close collaboration with the HDI-department at KfK.

2.2 The code DET1D

A version of the one-dimensional code DET1D using 6 components and incorporating a three-step model developed by THA for the reaction kinetics /2/ was implemented and tested. It turned out that the calculation time compared to that for the simple one-step model increases by a factor of about 1000. This prevents application of the model for numerical simulation of global 3D-detonations. It can,

however, still be useful to calculate local detonation effects, as e.g. focusing in corners or reignition by reflected waves.

A simpler two-step model with 4 components (also developed by THA) is currently being incorporated into DET1D. The biggest advantage of this model compared with one-step kinetics is its ability to give approximately correct values for the length of the induction zone for all mixtures of interest. This latter point is highly desirable for load investigations in reactor typical geometries since the length of the induction zone can reach the meter scale for lean H₂-air-steam mixtures. First tests with the model suggest that the increase in calculation time will not be too prohibitive.

As preparation for a future (full) 3D-version a lean two dimensional version of DET1D, called DET2D, was implemented. It uses a one-step reaction model, up to 4 components and is of first order. DET2D can be used to simulate focusing of a detonation wave in a rectangular edge. The incidence angle of the wave can be specified by the user. An example for focusing and reflection of a detonation wave in an edge under an angle of 45° is shown in Fig. 2.1.

2.3 Code validation

To validate the code, D3D was used to calculate the propagation of a detonation wave in an one-dimensional channel (50 m long). The calculated pressure histories at fixed locations were then compared with the analytic pressure histories obtained by the Zeldovich-Döring-von Neumann (ZDN) model. The same was done for the side-on impulse, δp_{dt} , at these locations. These comparisons were performed for all mixtures listed in Table 1 and for two mesh sizes: 40 and 20 cm. (40 cm is about the mesh size currently used by D3D in reactor geometry.)

By way of example, the results for mixture A at a location 20 m from the ignition end of the channel are presented in Fig. 2.2. Shown are the numerically calculated pressures for mesh sizes 40 and 20 cm, the Chapman-Jouguet (CJ)- and von Neumann (v N)-pressure for the mixture as well as the analytic solution. As could be expected, the 20 cm calculation gives the higher pressure peak. Overall, the agreement is satisfactory. Note that modeling of an induction zone was incorporated into the analytic, but not into the numerically calculated solution. Note also that the analytic solution runs ahead of the calculated one. This is due to the fact that initiation of a fully developed detonation wave at $t = 0$ is assumed for the former, whereas the latter starts from a high pressure region at $x = 0$ which initiates the full wave only with some delay.

Fig. 2.3 shows the side-on impulses. Due to the initiation process the analytic impulse is at first larger than the calculated ones, but later on the impulses are in good agreement. In particular, the slopes of all three curves are the same for times larger than 25 ms. This corresponds to the fact that the calculated and analytic pressures for the burnt gas after the passing of the wave are similar (see Fig. 2.2).

Finally, Fig. 2.4, shows a comparison of the numerically calculated side-on impulses (mesh size 40 cm) with the respective analytic impulses at location $x = 20$ m for all mixtures. The impulses agree with the line $\text{num/anal} = 1$ to within a few kPas until the reflected wave, which is not included into the analytic solution, passes the position $x = 20$ m. Again, the effect of initiation is clearly visible: For small t , all curves lie below the line $\text{num/anal} = 1$.

3. EXPERIMENTAL DATA

3.1 KfK detonation tube (INR, ICT)

Design and construction of a 12 m long detonation tube was completed at KfK. The inner diameter is 35 cm. The tube is operated at the ICT test site at Berghausen, near Karlsruhe (Fig. 3.1).

Three tests were performed in 1992, two with near stoichiometric hydrogen-air mixtures and one with air to measure the pressure background signals from the high explosive charge used for ignition.

Note: Ignition of the H_2 -air detonation with a high explosive charge is not reactivitytypical. This ignition method is used because it is simple, reliable and provides well defined initial conditions for the numerical simulation of the tests. In severe accidents detonations can be ignited by other, more complex mechanisms like an accelerating flame, turbulent mixing of hot combustion products with fresh gas (jet ignition), shock focusing or elevated temperatures.

The purpose of the test is to provide experimental data for the evaluation of different detonation codes. The first tests produced useful data which will be the subject of an international (blind) benchmark exercise (KfK, CEA, ENEA) and are currently not published. This activity and further tests will be partly funded by a contract of the European Community within the "Nuclear-Fission-Safety-Program 1993 - 1994".

3.2 Large-scale detonation experiments (KI)

Hydrogen-air detonation experiments on large scale were organized and performed by the Kurchatov Institute in the RUT-facility, situated 70 km east of Moscow /3/. The chosen test section is a strong steel lined concrete channel of 30 bar static design pressure, with an attached lower room (Fig. 3.2).

Five hydrogen-air detonation tests were performed to investigate the effect of ignition location and 3-D geometry on detonation loads. The hydrogen concentration was close to 20 % in all tests. In one test the detonation ignition failed and interesting results were obtained on loads from a confined large-scale turbulent deflagration.

Three characteristic pressure-time histories were observed in the detonation experiments:

1. The pressure from the propagating detonation front consists of the first detonation peak pressure followed by numerous reflected pressure oscillations of about 0.5 MPa amplitude, superimposed to the static long-term combustion pressure (p_{AIIC}) of about 0.7 MPa (Fig. 3.3).
2. The pressure resulting from normal reflection of the detonation wave, which only shows a higher first (reflected) spike, compared to the case of the propagating front (Fig. 3.4).
3. The pressure due to reflection from a corner consists of two leading spikes and succeeding oscillations similar to the other cases (Fig. 3.5).

On the given scale, the detonation causes significant deviations from the adiabatic, isochoric pressure (p_{AIIC}) only during the first few milliseconds. Thereafter reverberations oscillate around p_{AIIC} with decreasing amplitude. The long-term impulse to the structure is therefore determined by p_{AIIC} .

The turbulent deflagration experiment showed a strong flame acceleration when the flame passed from the channel into the wide part of the test volume (local turbulence). Velocities around 1000 m/s were reached. The measured pressure traces show a series of distinct "micropeaks" which may represent the structure of fast moving turbulent flame regions (Fig. 3.6). Pressures and impulses are substantial.

3.3 Balloon tests on detonation fine structure (ICT)

Three tests with hemispherical balloons were performed at ICT to investigate the fine-structure in and behind a hydrogen-air detonation front. Clusters of six pres-

sure transducers were mounted in an area of about 50 mm diameter, which corresponds to the detonation cell width λ of the used mixture (20 % H₂ in air).

Detonation calculations with high spatial resolution show pressure variations across the detonation front due to its cellular structure. These numerical calculations will be compared to the experimental data in 1993. The results will show whether the fine structure in the detonation wave can indeed be neglected for load considerations, as the theory currently predicts (section 4.1.2).

3.4 Effect of DDT location on loads (KI)

An experimental and analytical study was performed to investigate the effect of a pre-burn prior to detonation ignition on the resulting pressures and impulses /4/. The primary goal was to understand loads from combined deflagration/detonation combustion processes and to compare them to those of pure detonations. There are two opposing load relevant effects: The more gas burns, the higher the initial pressure from which the detonation starts, but on the other hand the less gas remains for the generation of an additional detonation impulse.

Experiments were carried out in the UTR--facility, a tube of variable length (≤ 3 m) and 66 mm inner diameter, using H₂/O₂/N₂ mixtures. The deflagration to detonation transition (DDT) was induced by an obstacle in the tube at a known location (Fig. 3.7). The ratio between burned and detonated gas volume was varied between 0, 9 and 10.

A transient one-dimensional numerical model was developed for description of flame acceleration, DDT, detonation propagation and reflection in the UTR-tube (compressive flow, one-step chemical reaction, empirical flame acceleration laws). Fig. 3.8 shows a comparison with measured data. The initial DDT peak is reproduced very well, the succeeding reverberation pressures are overestimated because no loss mechanisms are included in the numerical simulation. The model can be used for estimation of load parameters in a wider range of initial conditions, e.g. for accident typical situations.

The main results of the experimental and theoretical investigations are the following:

- The peak pressure produced by a DDT event depends strongly on the specific transient conditions at the time of DDT (pressure level, flame velocity, DDT location).

- The DDT process can generate transient and local pressures which are significantly higher than those of a regular detonation wave (overdriven detonation in dynamically precompressed mixture).
- The impulses are to a first approximation independent of the DDT location (Fig. 3.9).

This work supports two important conclusions for the evaluation of maximum dynamic loads: Firstly, the combustion generated impulse depends little on the specific combustion process, fast accelerated flame, detonation or both. The impulse depends mainly on the combustion energy released. Secondly, the impulse from a detonation covers those from combined deflagration/detonation sequences. On the other hand the experiments showed that impulses from such combined combustion processes involving fast turbulent flames can practically reach detonation values.

3.5 Induction time measurements (RAS)

A reliable, evaluated and numerically efficient description of the hydrogen-air-steam chemistry is needed for the calculation of detonations in severe accident situations, which involve phenomena like detonation ignition and quenching, or mixture gradients.

In section 2.2 the work on development of reduced reaction mechanisms is described. These theoretical predictions must be checked against an experimental quantity. The most fundamental property for the description of reactive gas dynamics is the induction time, the time delay between passage of the leading shock and beginning of the gross chemical reaction. During the induction time the concentration of radicals (i.g. H, HO) grows to the critical concentration needed for the onset of a rapid hydrogen combustion.

Measurements were performed at the Russian Academy of Science in Moscow in the accident relevant parameter space /5/. The required state of the gas mixture, the so-called von-Neumann state, is obtained in reflected shock waves. Measurements have been made from 1 to 8 MPa and 900 to 1500 K. The very extensive investigation includes a review of the current status in induction time measurement methods and relevant results; selection, design and construction of a suitable high pressure shock tube, measurement of ignition delays behind reflected shock waves and integration of the data in a theoretical model. Some important results of the study follow.

The existence of two different, theoretically expected ignition regimes was confirmed experimentally. Fig. 3.10 shows an example for "strong" ignition which is characterized by a very sharp pressure rise after the induction time τ_i . This type of ignition occurs in the "chain branching" regime where the radical concentration grows very rapidly due to certain reaction chains. The lower part of Fig. 3.10 shows the pressure history for the respective non-reacting mixture ($H_2 + N_2$ instead of $H_2 + \text{air}$). An example for "mild" ignition is given in Fig. 3.11. In this detonation ignition regime a gradual pressure increase is observed. This is due to the relatively slow increase of radicals in the so-called "thermal explosion" regime.

It was found that the addition of nitrogen oxides - which are formed by sparks in air - can transform the ignition mode from "mild" to "strong". Carbon oxide was shown to have a promoting effect on the detonability of lean hydrogen-air mixtures. The effect of such accident relevant additives on DDT and detonation limits will be investigated in detail in a future study.

As an example for experimental results Fig. 3.12 compares measured and calculated induction times as function of pressure for two temperatures. This study provided the first data for accident relevant detonation pressures ($p = 10$ to 80 bar). The points with an upper prime correspond to 1100 K. The experimental data are a factor 3 to 5 below the theoretical predictions. This discrepancy may be due to the fact that the kinetic reaction constants used in the model become increasingly uncertain as the pressure increases. However, deviations of this magnitude are not severe because the induction time τ_i varies by three orders of magnitude between 1000 and 1400 K.

In summary, the study has shown that the ignition delay time in hydrogen-air mixtures is a complex function of both temperature and pressure in the reacting gas. Fig. 3.13 shows a contour plot of the calculated τ_i (p, T) plane for stoichiometric H_2 -air mixtures. This plot indicates that pressure and temperature fluctuations, like e.g. those created by flow obstacles, promote important local changes in the combustion dynamics.

Induction time measurements were made for stoichiometric H_2 -air mixtures ($\phi = 1$) containing 5 and 10 % steam. The data were extrapolated with the theoretical reaction kinetics model to higher steam concentrations ($x_{H_2O} \leq 50\%$) and other hydrogen concentrations ($\phi = 0.5$ and 2.0). Calculated induction times are now available for the complete mixture composition range of interest and initial pressures and temperatures typical for low pressure core-melt accidents.

4. DETONATION LOADS IN SEVERE ACCIDENTS

4.1 Investigation of local load phenomena (KI)

A theoretical study was performed on three aspects of local combustion loads in severe accidents /6/. The goal is to identify maximum possible local detonation loads and to compare them to global (large-scale) detonation loads.

4.1.1 Effect of non-uniform initial conditions.

Side-on and normally reflected (end-on) pressures and impulses were calculated for hydrogen, steam and temperature gradients typical for those in the HDR-distribution experiment E11.2. The 1-D version of the detonation code 3ET was used. The following conclusions were obtained:

- Hydrogen, steam and temperature gradients have only a small effect on 1-D detonation loads. Especially the impulses are very similar to that of the homogeneous case with the same total hydrogen mass.
- Significant hydrogen gradients can lead to quenching and subsequent re-ignition of the detonation after reflection on walls.
- Additional 3-D calculations are necessary for local load effects which are of three-dimensional nature as e.g. focusing in corners or pockets of inert air.

4.1.2 Spatial pressure variations in the detonation front.

The pressure field of a real detonation front depends on all three spatial coordinates, due to its detonation cell structures. Three-dimensional detonation calculations with high spatial resolution were performed for a detonation in a rectangular channel of dimensions $0.5 \times 0.5 \times 21$ m. A lean mixture with a detonation cell length of 2 m was chosen. The grid was $25 \times 25 \times 2050$ nodes.

Fig. 4.1 shows the peak pressure distribution in three different planes of the channel, depicting the typical detonation cell structure. In the white areas the calculated pressure reached more than 15 MPa during the complete problem time. The wave reflection at the closed end of the channel creates a complex pressure field.

Fig. 4.2 shows pressures and impulses at three different locations of the reflecting end wall (three points on the diagonal). Despite of the large differences in the pressure histories, the impulses are quite similar. Fig. 4.2c shows the worst possi-

ble case in which the triple point formed by the intersecting shock waves is focused and reflected from a corner of the channel.

An important question is how the dynamic loads from these high resolution calculations compare to those from low resolution modeling. Fig. 4.3a shows the pressure-time history and impulse to the reflecting end wall calculated with 25 cm node size. No traverse waves are resolved with this coarse mesh. The average pressure over the end wall from the high resolution (3D) calculation (= 25 x 25 nodes) is shown in Fig. 4.3b. Both pressures and impulses are practically identical.

The important conclusion from this work is:

- Coarse grids, as they must be used in large scale detonation calculations, result in the same average dynamic loads as high-resolution grids which capture the spatial structure of the detonation front.
- The reflected local impulses associated with the traverse waves collisions (less than a few kPas) are negligible against global detonation impulses. They are of no concern for a strong containment structure.
- A high resolution of the detonation front is not necessary for load investigations.

4.1.3 Impulse from the induction zone.

Insensitive hydrogen-air-steam mixtures have a zone of unreacted gas between the leading shock and the reaction zone (Fig. 4.4). This unreacted gas is compressed to a pressure above the CJ-pressure, and its effect on detonation peak pressures and impulses must be clarified.

The following results were obtained:

- For all stable detonations of H₂-air-steam mixtures the side-on impulse associated with the induction zone is negligible compared to the whole wave impulse.
- For all considered mixtures the reflected impulse from the reaction zone is 4 to 5 times larger than the side on impulse.
- The reflected peak pressures are 6 to 7 times the von-Neumann pressure.

This work has shown that the load effects from the induction zone are negligible for almost all mixtures of interest. For border line mixtures which have induction lengths of the order of meters (and induction times of milliseconds, see Fig. 3.13)

the induction zone effects need a more detailed analysis with respect to the associated structural response.

4.2 Parameter studies on 3-D detonation loads (INR)

Large-scale detonation loads in a typical reactor containment geometry were calculated for different mixtures and different points of ignition /7, 8, 9/.

The investigated containment geometry consists of a hemispherical dome with a diameter of 56 m and approx. 40 000 m³ free volume. Fig. 4.5 shows a quarter-sphere with the modeled internal structures, which are treated as stiff, non-moving obstacles. In the base case mixture C was used (Table 1). The total hydrogen mass in the system is 1360 kg which corresponds to about 78 % Zircalloy oxidation of a future 1500 MWe core. This oxidation degree is similar to hydrogen control requirements presently under discussion in the United States for advanced LWR's. Detonation was ignited by a small high-pressure region at the indicated location in Fig. 4.5.

Table 1: Initial conditions and properties of investigated mixtures after adiabatic, isochoric, complete combustion (AICC)

Mix-ture	x_{H_2}	x_{H_2O}	T_0 (K)	p_0 (MPa)	p_{AICC} (MPas)	a_{AICC} (m/s)
A	0.150	0.30	362	0.226	0.9953	871.4
B	0.200	0.40	380	0.326	1.4482	947.3
C	0.200	0.30	366	0.258	1.3294	969.2
D	0.150	0.15	335	0.162	0.7847	853.5
E	0.100	0.00	293	0.113	0.4911	724.0
F	0.200	0.00	293	0.127	0.8618	930.3
G	0.295	0.00	293	0.144	1.1875	1057.6
H	0.300	0.15	342	0.212	1.3316	1067.8
I	0.118	0.60	800	0.720	1.4534	922.2
J	0.121	0.30	800	0.720	1.5397	886.2
K	0.250	0.30	368	0.284	1.4282	999.2

4.2.1 Effect of mixture composition

The effect of mixture composition on detonation loads is demonstrated here for the apex of the containment dome (Fig. 4.6). For comparison purposes, the time is normalized with the arrival time of the detonation wave (t_{arr}).

The peak detonation pressure increases with the AICC-pressure of the mixture. Mixture B has the highest and mixture D the lowest AICC-pressure (Table 1). The peak width at half maximum is very similar in all cases, which means that the characteristic detonation load time is practically independent of the mixture. This implies that the impulse in the detonation peak also increases with p_{AICC} .

Fig. 4.7 shows the corresponding overpressure impulse $\int(p - p_0) dt$ to the dome apex. Mixtures B and K, which have the highest AICC-pressures, result in the largest impulses. Mixture D causes the lowest impulse. Fig. 4.7 includes the AICC-impulse $\int(p_{AICC} - p_0) dt$ for mixtures K and D. For both mixtures the slope of the AICC-impulse agrees well with the average slope of the calculated overpressure impulse. This means that the long-term pressure acting on the dome apex - and other locations - is equal to the AICC-pressure of the burned mixture.

The overpressure impulse at the dome apex shows an oscillation superpositioned to the average slope ($= p_{AICC}$). These oscillations are due to the initial detonation and subsequent reflections and rarefaction waves in the burned gas. The pressure changes are quite pronounced in the dome apex due to its symmetric orientation towards the point of ignition and the hemispherical symmetry of the problem. More eccentric points on the dome surface show a quite similar initial detonation impulse up to $(t - t_{arr}) = 10$ ms, but less oscillations thereafter.

4.2.2 Effect of ignition location

To investigate the effect of ignition location on detonation loads, different points of ignition with increasing elevation above ground floor (cases T, X, W in Fig. 4.5) and with increasing eccentricity (cases T, Y, V) were used. Cases U and Y are detonations with double ignition points. Mixture C (Table 1) was used in all cases.

Fig. 4.8 compares the overpressure impulse ($\int(p - p_0)dt$) at the dome apex for different ignition points. Also shown is the AICC-impulse of mixture C ($\int(p_{AICC} - p_0)dt$)

$p_0)dt$). All curves, except case W, show a slope similar to that of the AICC-impulse, which indicates again that the average combustion pressure acting on the structure is close to p_{AICC} . In case W the detonation was ignited close to the dome apex. A rarefaction wave existed for long times in the upper dome region due to the hemispherical boundary.

The difference between the calculated overpressure impulse and the AICC-impulse represents the magnitude of the initial detonation wave impulse, which is completed at about 10 ms. The highest detonation impulse occurs for case U because two detonation fronts arrive simultaneously at the dome apex due to its symmetric location with respect to the two ignition points. The shown overpressure impulse is therefore a special locally restricted load, which is not representative for a global detonation.

With single ignition the highest impulse is observed in case T and the lowest in cases V and W. The basic reason for these differences lies in the mutual orientation between the wave front and the confining surface. Low side-on impulses are obtained in case of an approximately vertical orientation between wave and surface (case V and dome apex). Higher reflected impulses result from a normal incidence of the wave (case T and dome apex). The impulse also increases with the distance between reflecting surface and point of ignition. These observed 3-D trends correspond to the results of 1-D theory.

4.2.3 Results

The effects of mixture composition, ignition location and 3-D containment geometry on detonation pressures and impulses were investigated. Compared to one-dimensional detonations a number of new load relevant phenomena appear in complex 3-D geometries (Fig. 4.9):

- alteration of the wave propagation direction at obstacle edges,
- reflection of the detonation wave at obstacle surfaces (inner walls, polar crane) and at system boundaries (ground floor, containment dome),
- focusing of waves in converging geometries (edge, corner, dead-end), and
- superposition of waves behind stiff obstacles or by multiple ignition.

The investigations concentrated on large-scale (global) loads which affect a significant fraction of the outer containment shell. Global pressures to the dome reach values between the side-on and the normally reflected CJ-pressure (1 ... 2.3 times p_{CJ}). In the examined geometry the highest global pressures occur on the do-

me region vertically above the cylinder and for central ignition. The ground floor receives quite similar loads. Reverberation pressures oscillate on the 100 ms time scale around the AICC-pressure with decreasing amplitude.

The mixture and scale dependence of the load relevant wave properties was clarified. The pressures are to a good approximation proportional to the AICC-pressure of the mixture and independent of the scale of the detonating cloud. The detonation load time is practically mixture independent and increases with scale.

Limiting global pressures and impulses to the dome result from the detonation of large scale, centrally ignited mixtures with high AICC-pressures. Large AICC-pressures exist for hydrogen and steam rich mixtures. Such mixtures may be generated in severe accidents when an initially steam inerted atmosphere enters the combustible regime by steam condensation on cold containment structures.

REFERENCES

- /1/ A. Efimenko, A. Kochurko, S. Dorofeev and A. Chugunov; "3ET and TWOL, Codes description and User Guide", Report IRIS 91/6, Russian Research Center "Kurchatov Institute" Laboratory of Induced Chemical Reactions, Moscow (1991)
- /2/ G. Paczko, R. Klein; "Reduzierte Reaktionsmechanismen für H₂-Luft-Dampf Detonationen", Abschlußbericht zu KfK-Projekt Nr. 325/317988/015, (Nov. 1992)
- /3/ S.B. Dorofeev, V.P. Sidorov, S.M. Velmakin, A.V. Zhernov; "Large Scale Hydrogen-Air Detonation Experiments", Laboratory of Induced Chemical Reactions, Russian Research Center "Kurchatov Institute", Moscow, Report RRCKI-80-05/6 (December 1992)
- /4/ S.B. Dorofeev, A.S. Kochurko, V.P. Sidorov, A.V. Bezmelnitsin, A.A. Efimenko; "Experimental and Numerical Study on the Effect of DDT Location on Loads", Laboratory of Induced Chemical Reactions, Russian Research Center "Kurchatov Institute", Moscow, Report RRCKI-80-05/5 (Dec. 1992)
- /5/ B.E. Gelfand, S.P. Medvedev, S.V. Khomik, O.E. Popov, A.M. Bartneev, S.M. Frolov, G. L. Agafonov, A.Y. Kusharin, A.N. Polenov; "Measurement of Hydrogen-Air Ignition Length Under Severe Accident Condi-

tions", Final report by Laboratory of Heterogeneous Combustion, N.N. Semenov Inst. of Chem. Phys., Russian Academy of Sciences, Moscow (Dez. 1992)

/6/ S.B. Dorofeev, A.A. Efimenko, A.S. Kochurko; "Evaluation of Worst-Case Loads to Reactor Containments From Fast Hydrogen Combustion", Laboratory of Induced Chemical Reactions, Russian Research Center "Kurchatov Institute", Moscow, (June 1992)

/7/ W. Breitung, R. Redlinger; "Calculation of Large Scale Hydrogen-Air Detonation Loads in a Realistic 3-D Containment Geometry", Russian-German Hydrogen Seminar, Konevits Island, St. Petersburg, 1. - 3. July 1992

/8/ R. Redlinger; "1-D Calculations for Hydrogen-Air Detonations with Different Mixtures", ibid

/9/ W. Breitung; "Wasserstoffverbrennung und Gebäudebelasten bei schweren Kernreaktorunfällen", KfK-Nachrichten Jahrgang 24, 4/92, p. 192 (1992)

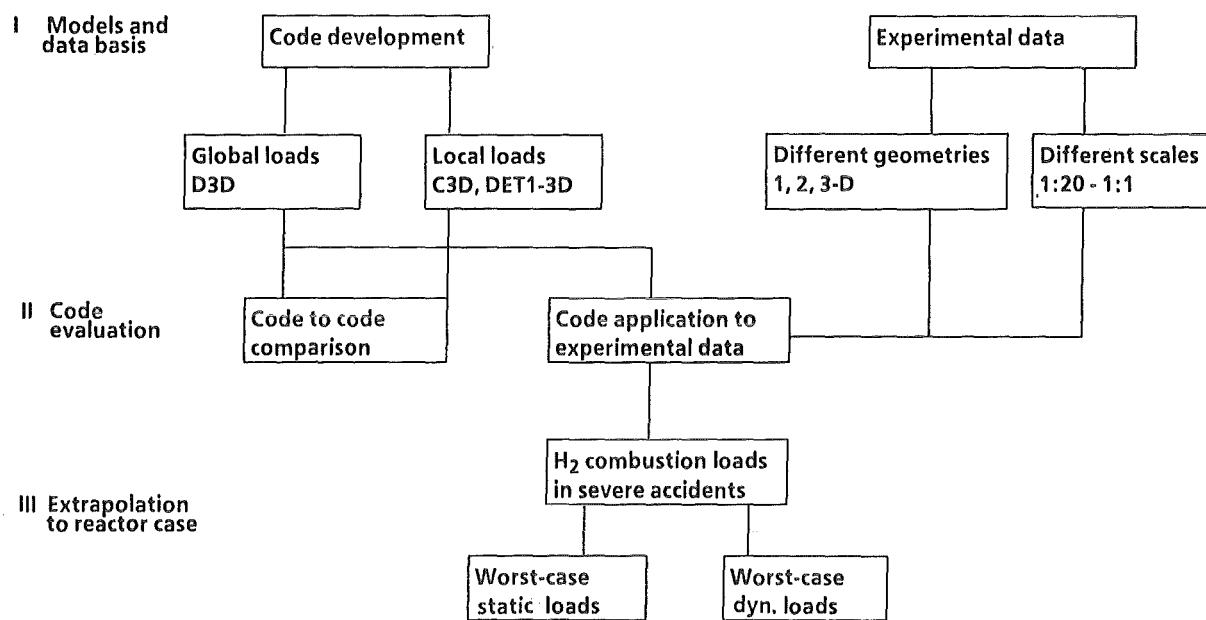


Fig. 1.1 Structure of R & D work on loads from hydrogen combustion in severe accidents.

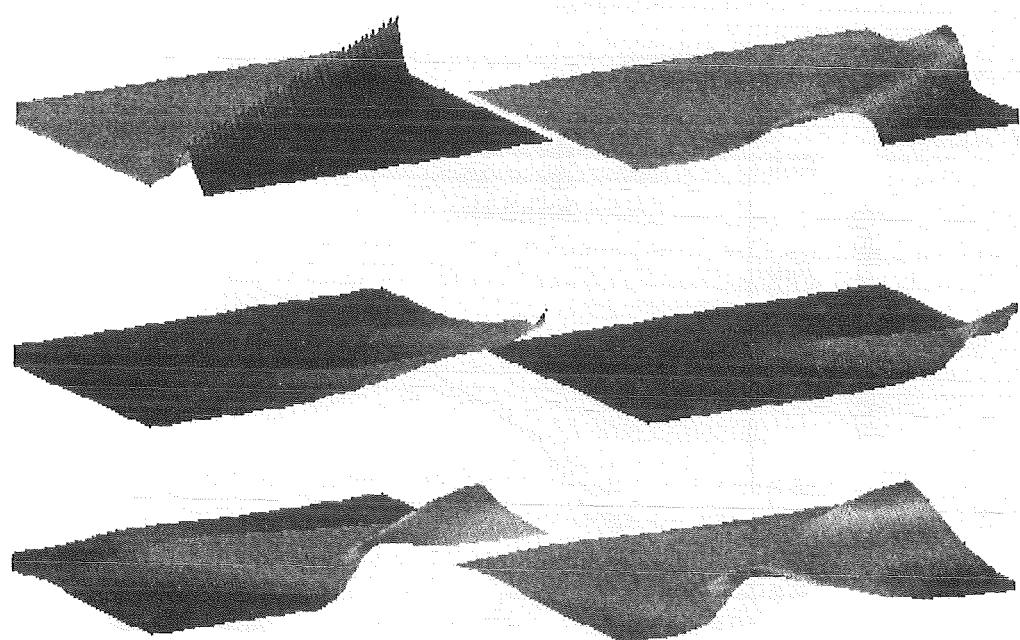


Fig. 2.1 Pressure profiles for detonation wave focusing in lower right corner of computational domain.

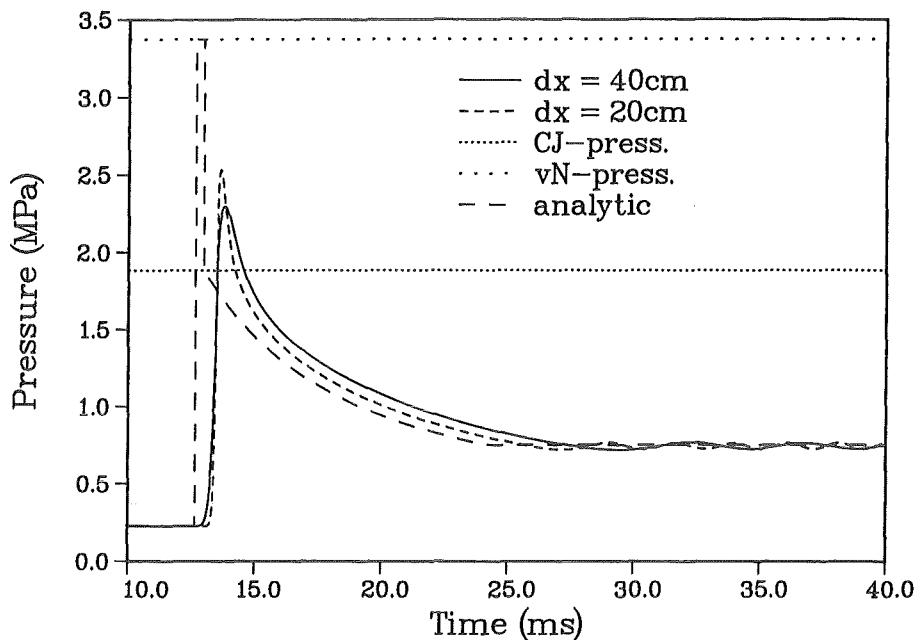


Fig. 2.2 Comparison of numerical and analytic pressure history for mixture A (Table 1) at location $x = 20$ m in the channel (20 m from ignition plane), dx = node size in numerical calculation .

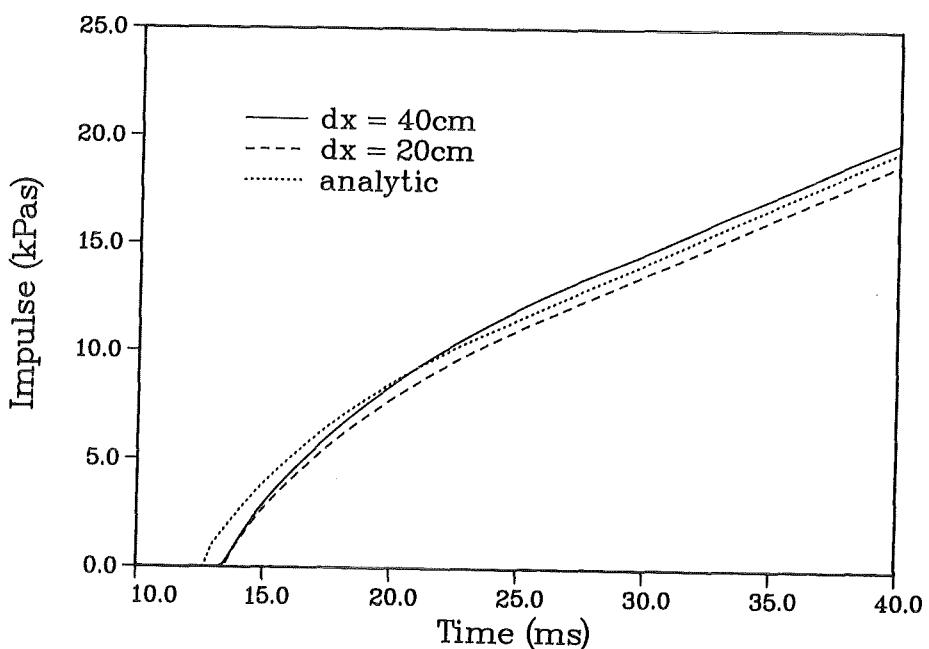


Fig. 2.3 Comparison of numerical and analytical impulse ($\int(p - p_0)dt$) for mixture A at $x = 20$ m.

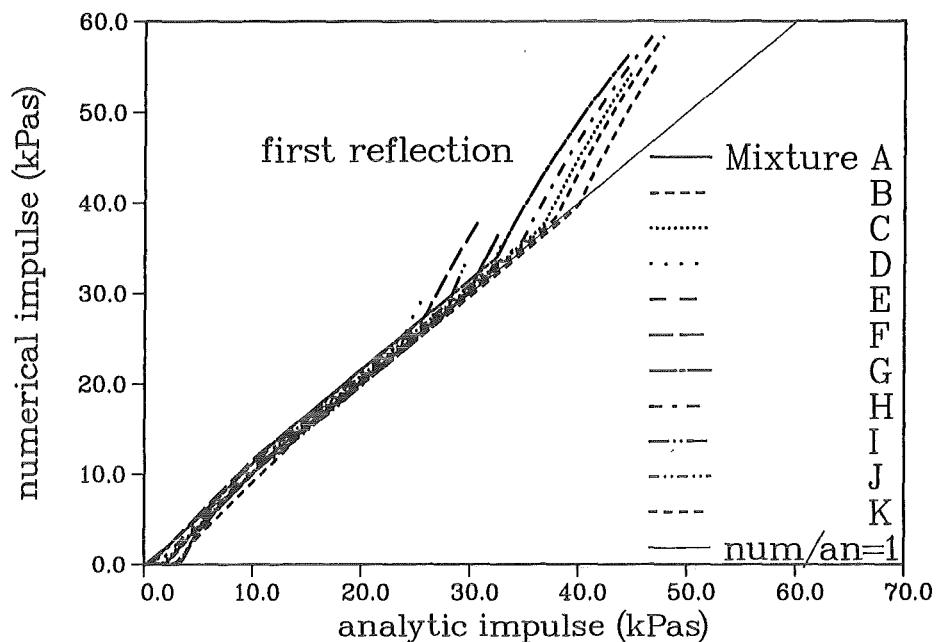


Fig. 2.4 Comparison of numerical and analytical side-on impulses for eleven mixtures (A to K, Table 1), covering the mixture composition range of interest. Location $x = 20$ m. The first reflection is not included in the analytical impulse.

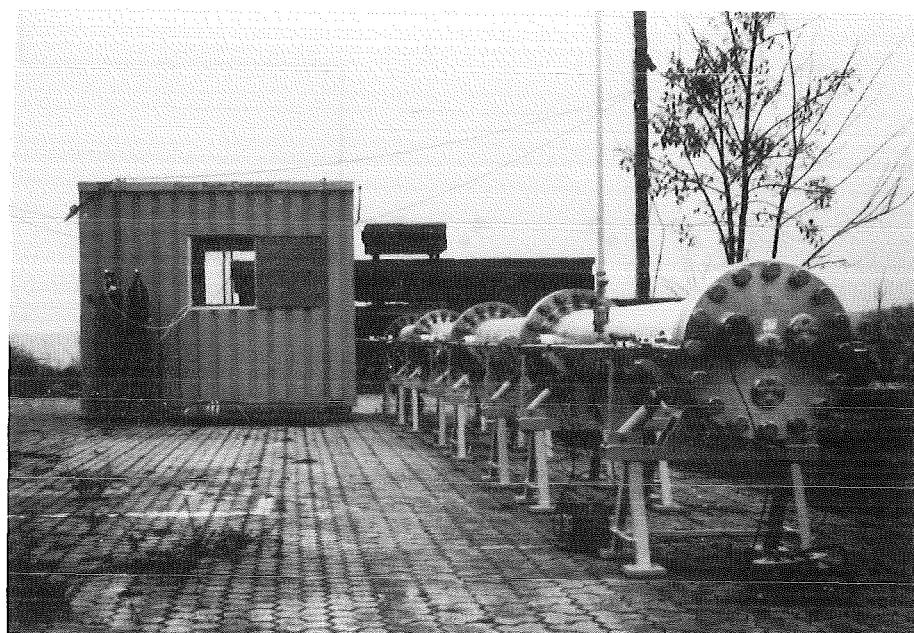


Fig. 3.1 KfK detonation tube for measurement of severe accident typical detonation data. Length 12 m, inner diameter 0.35 m.

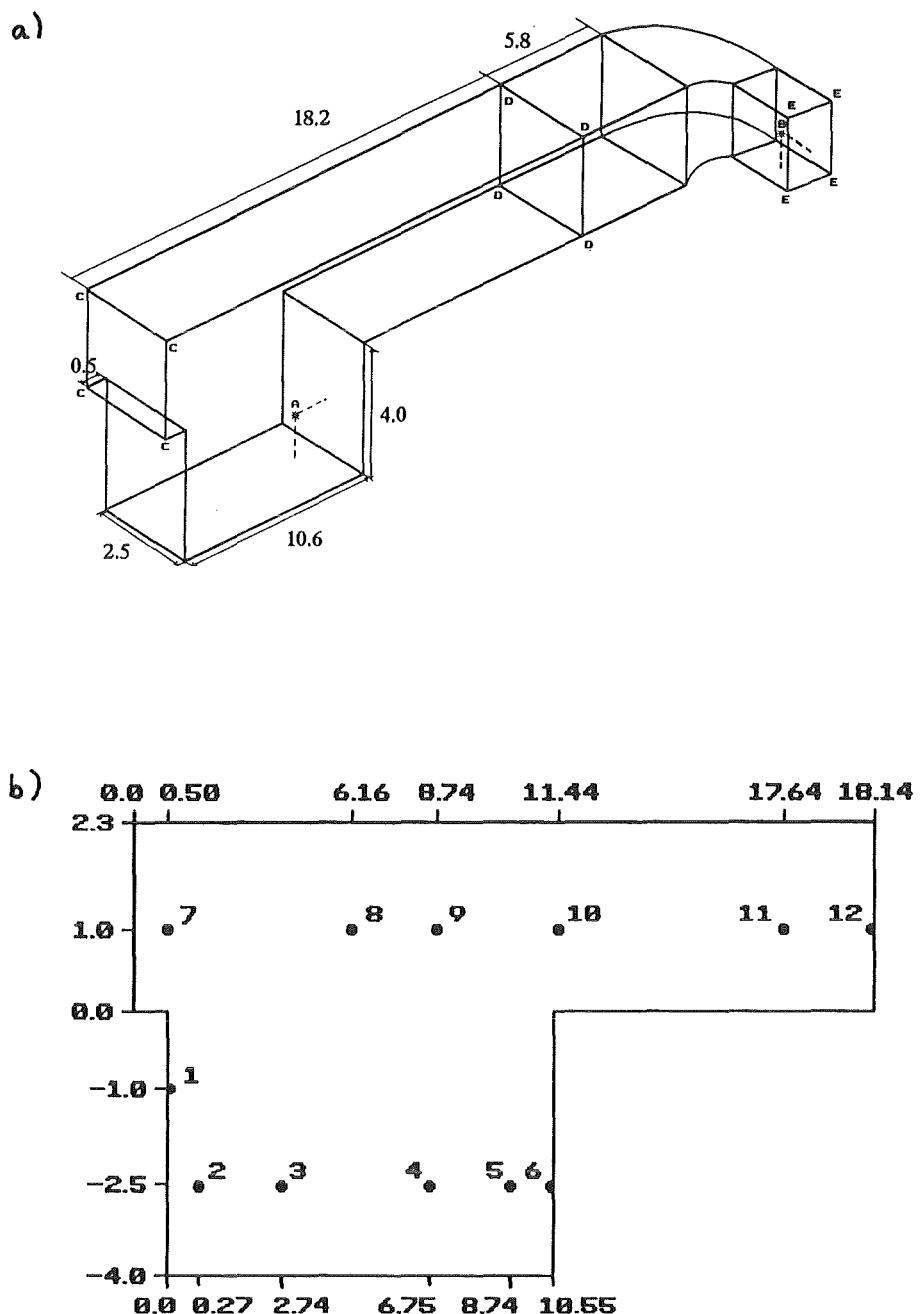


Fig. 3.2 Geometry of large-scale detonation tests with 20 % H₂ in air in RUT-facility.

- A, B = points of detonation ignition. C, D = end-wall locations in test 1. C, E = end wall locations in tests 2 to 5, total volume 263 m³.
- arrangement of pressure transducers in RUT-facility (1 - 12), room dimensions in meters.

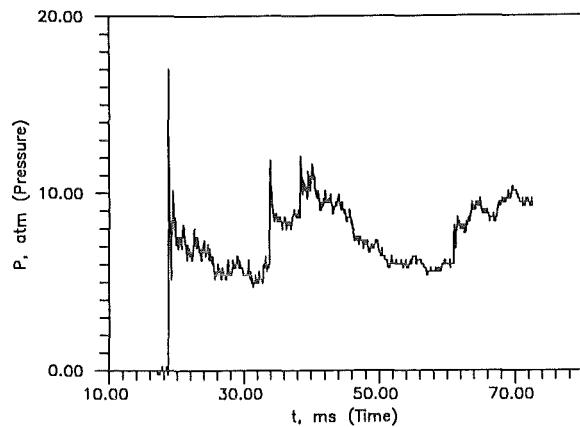


Fig. 3.3 Characteristic pressure from propagating detonation front in RUT-tests.

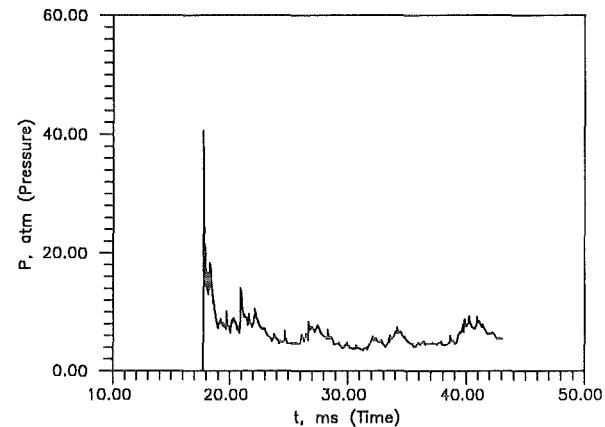


Fig. 3.4 Typical pressure-time history from normally reflected detonation wave.

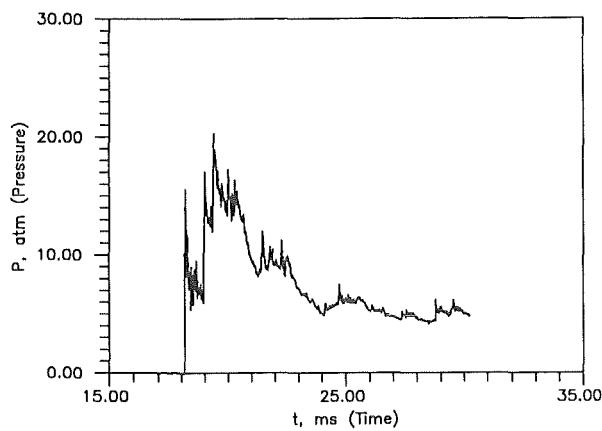


Fig. 3.5 Typical pressure-time history for a detonation front reflected in corner.

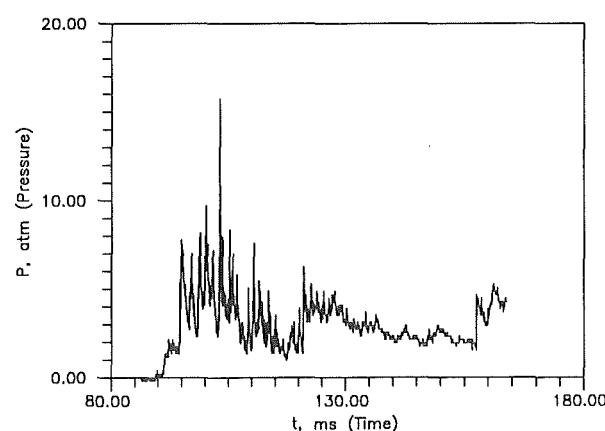


Fig. 3.6 Pressure-time history from turbulent deflagration test.

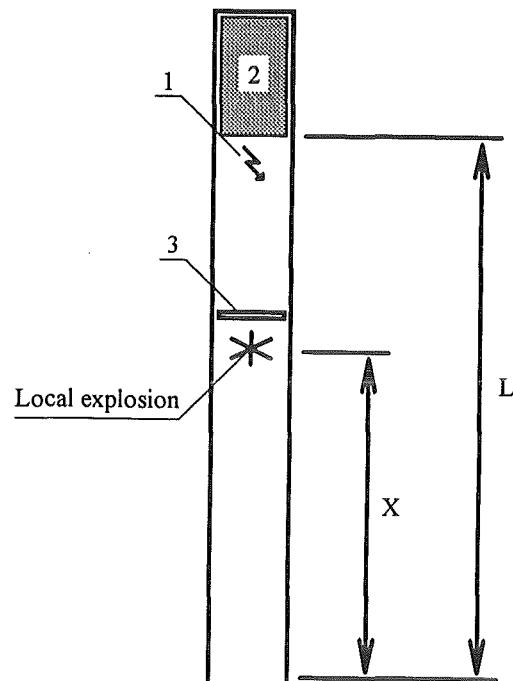


Fig. 3.7 UTR-detonation tube with electric ignitor (1), plug for length adjustment of tube ($\leq 3\text{m}$), (2), and obstacle ring to induce deflagration-to-detonation transition (DDT)(3).

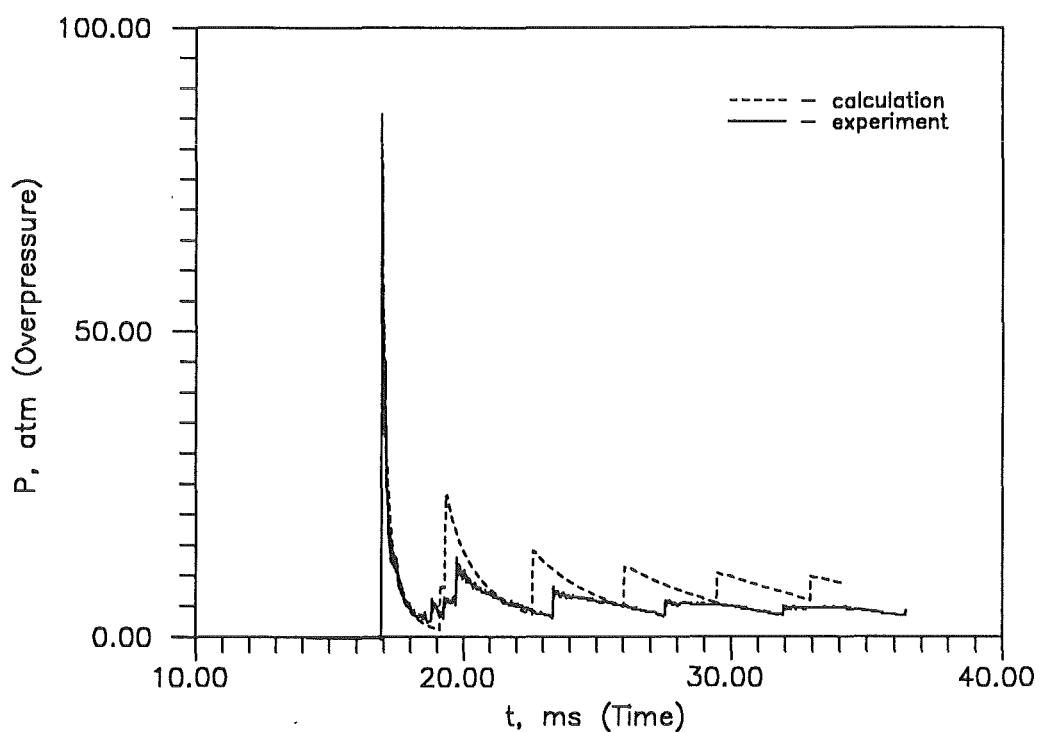


Fig. 3.8 Comparison of calculated and measured pressure history. The initial first peak represents the overdriven detonation from the DDT process. The succeeding peaks are due to reverberations in the burned gas.

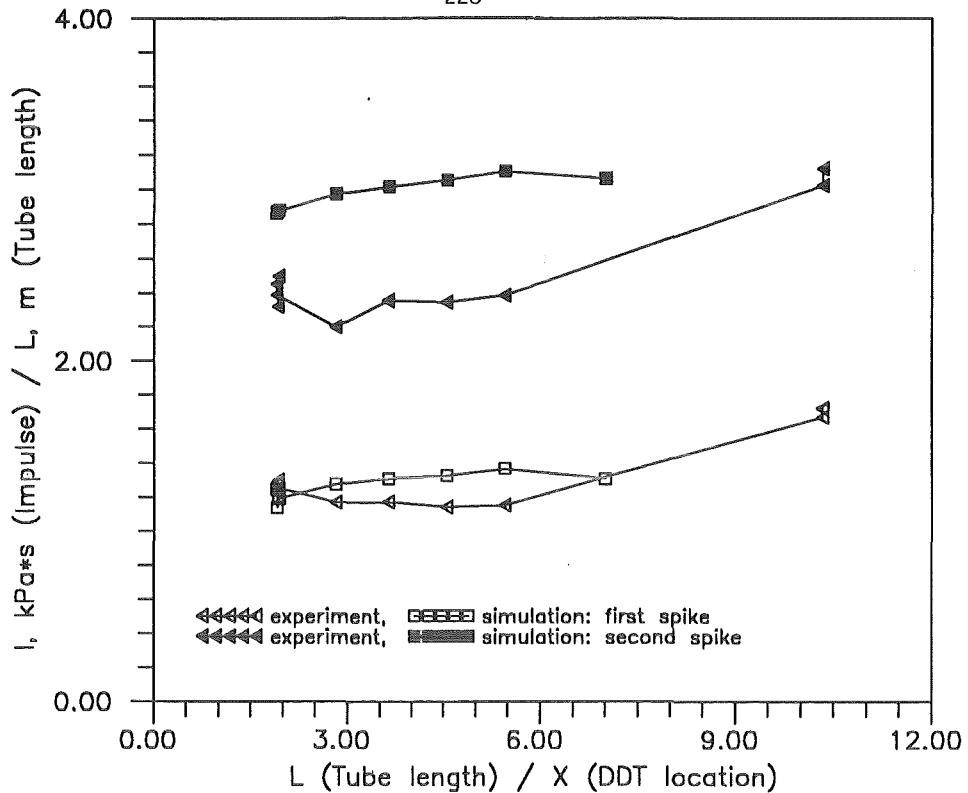


Fig. 3.9 Dependence of measured and calculated combustion generated impulses (first and second peak of Fig. 3.8) on the DDT location. The impulse is to a first approximation independent of the combustion sequence. The impulse from a pure detonation covers those from combined deflagration/detonation sequences.

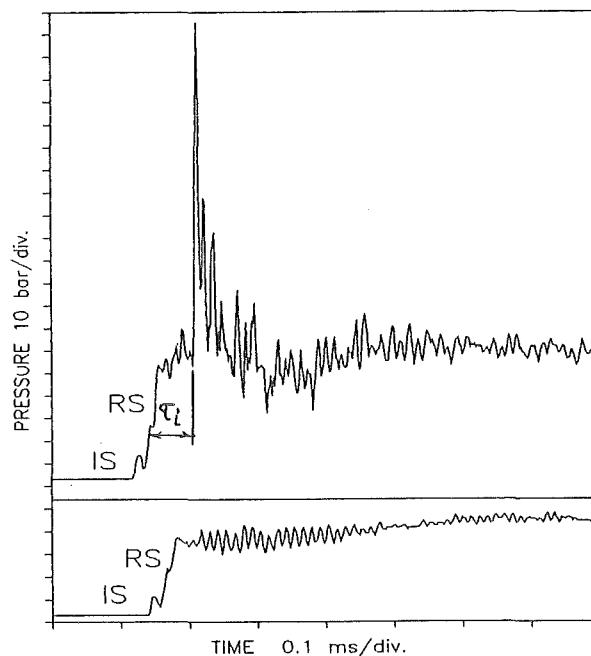


Fig. 3.10 Measured pressure for H₂-air mixture at 50 bar and 1110 K. IS = incident shock, RS = reflected shock, τ_i = induction time. Strong detonation ignition mode is observed for these conditions ($x_{H_2} = 0.60$). Lowerpart: same experiment for non-reacting H₂-N₂ mixture.

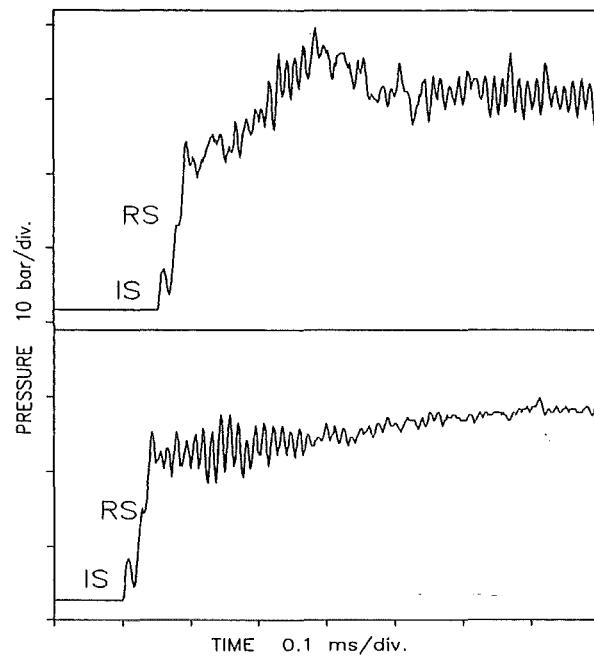


Fig. 3.11 Mild detonation ignition of same mixture as in Fig. 3.10 is observed at 19.2 bar and 985 K. Lowerpart: Pressure history for non-reacting $\text{H}_2\text{-N}_2$ mixture at the same conditions.

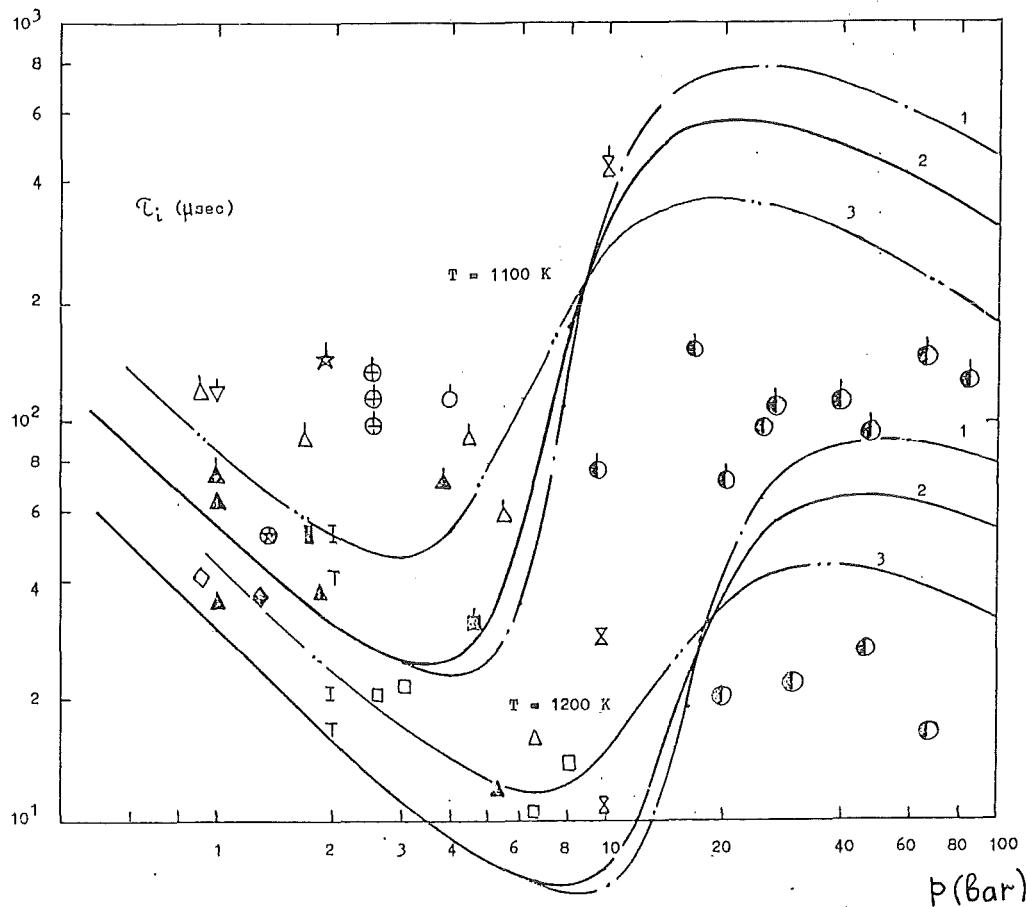


Fig. 3.12 Measured and calculated induction times for two temperatures and different hydrogen concentrations (1:15 % H_2 , 2:30 %, 3:60 % H_2 in air). This study provided the first experimental data for accident relevant detonation pressures (10 to 80 bar). The data points with an upper prime correspond to 1100 K.

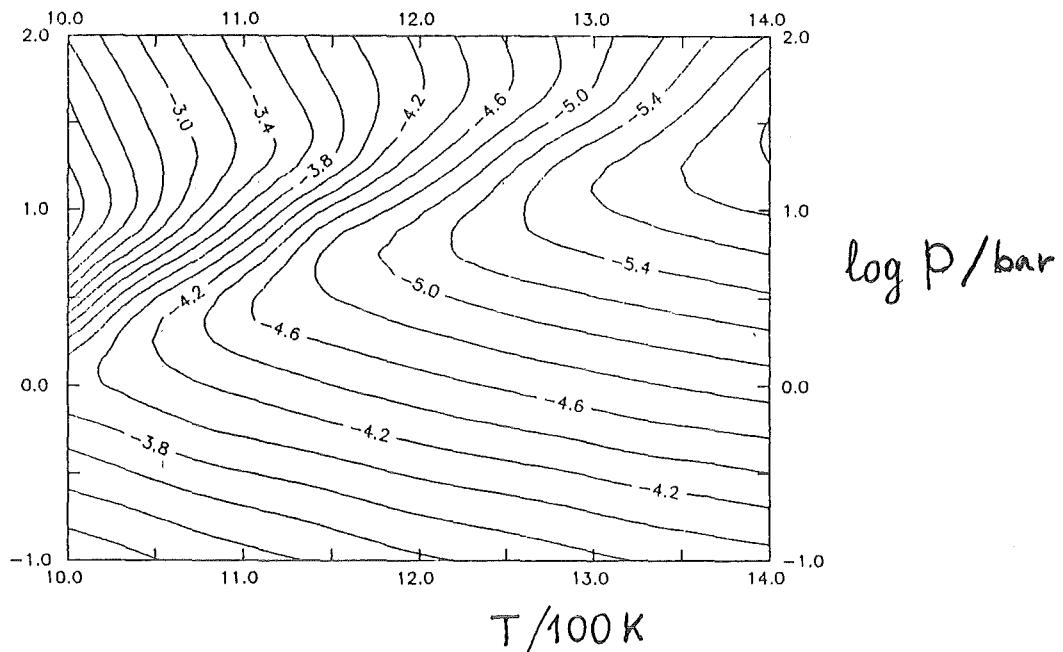


Fig. 3.13 Contour plot of the calculated induction time τ_i (p, T) for stoichiometric H_2 -air mixture. Curve parameters are $\log (\tau_i/\text{sec})$.

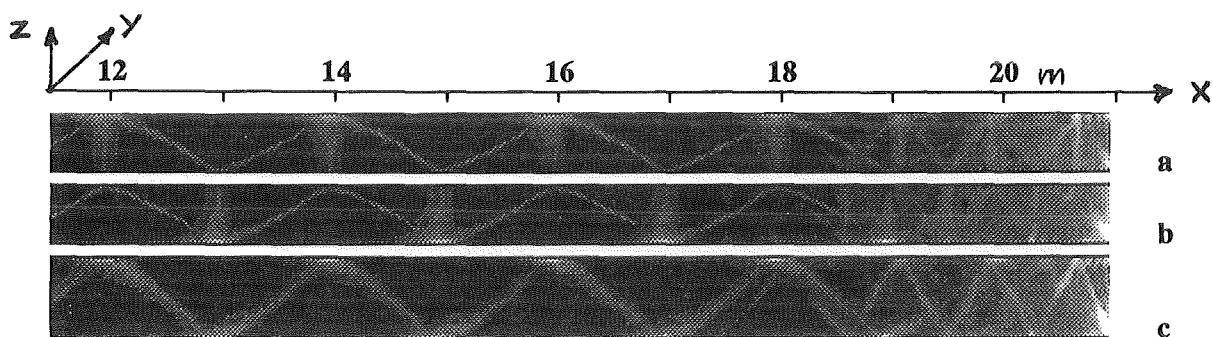


Fig. 4.1 Peak pressure distribution in three planes of a rectangular channel ($0.5 \times 0.5 \times 21 \text{ m}$ dimensions) showing cellular structure of the detonation.
a) - plane $Y = 0 \text{ m}$; b) - plane $Z = 0.5 \text{ m}$; c) - plane $Y = Z$. Pressure range: $\geq 15.0 \text{ MPa}$ (white), $\leq 2.1 \text{ MPa}$ (black).

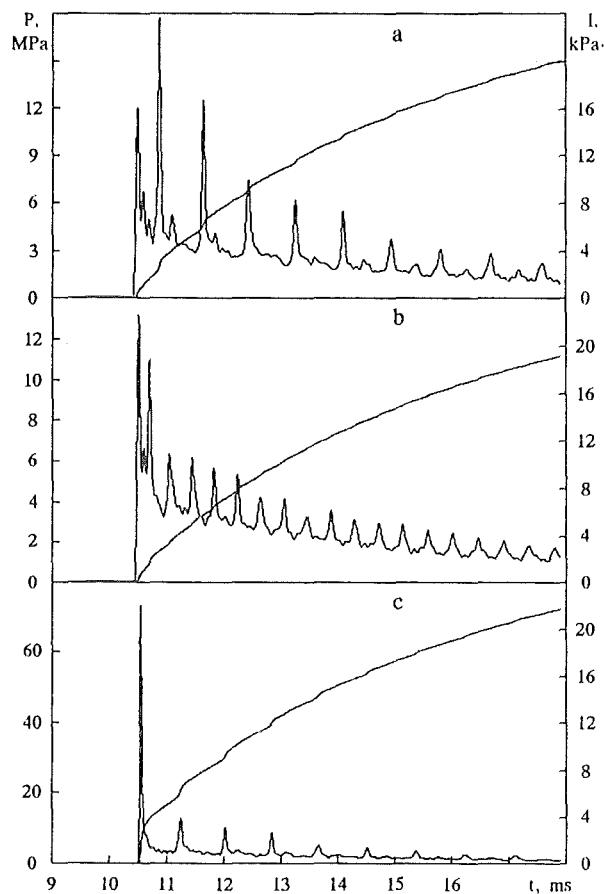


Fig. 4.2 Calculated pressures and impulses at three different locations of the reflecting end wall showing spatial variation of the loads.

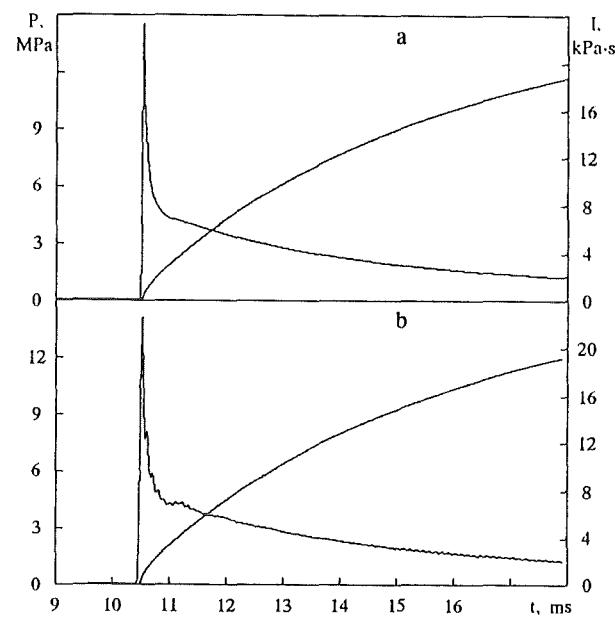


Fig. 4.3 Calculated end-on pressures and impulses at the reflecting end wall of the channel.

- a) coarse grid without resolution of fine-structure (25 cm mesh size)
- b) average of high-resolution (3-D) calculation (2 cm mesh size).

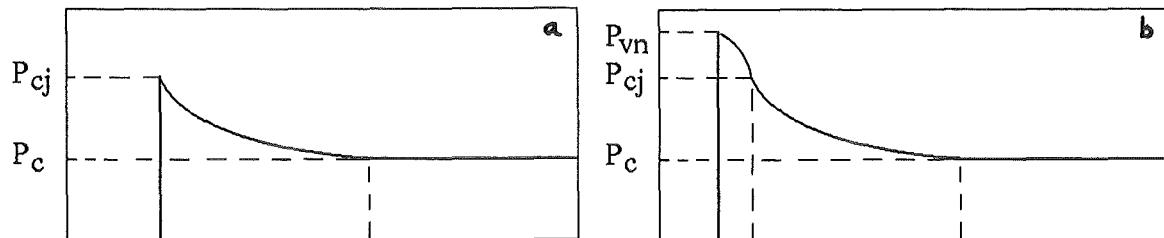


Fig. 4.4 Pressure profile of a detonation wave for a) sensitive mixture without noticeable induction zone (CJ-model), b) insensitive mixture with large induction zone, consisting of compressed unreacted gas (ZND-model). The ratio of von-Neumann pressure to Chapman-Jouguet pressure is about 1.8.

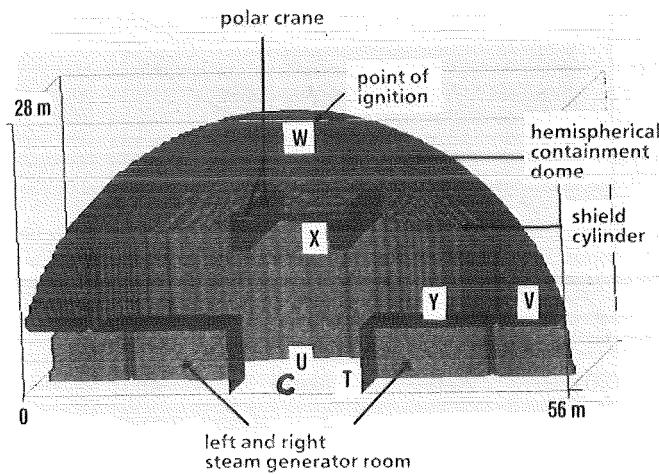


Fig. 4.5 Investigated three-dimensional containment geometry and different points of ignition (C, T-Y).

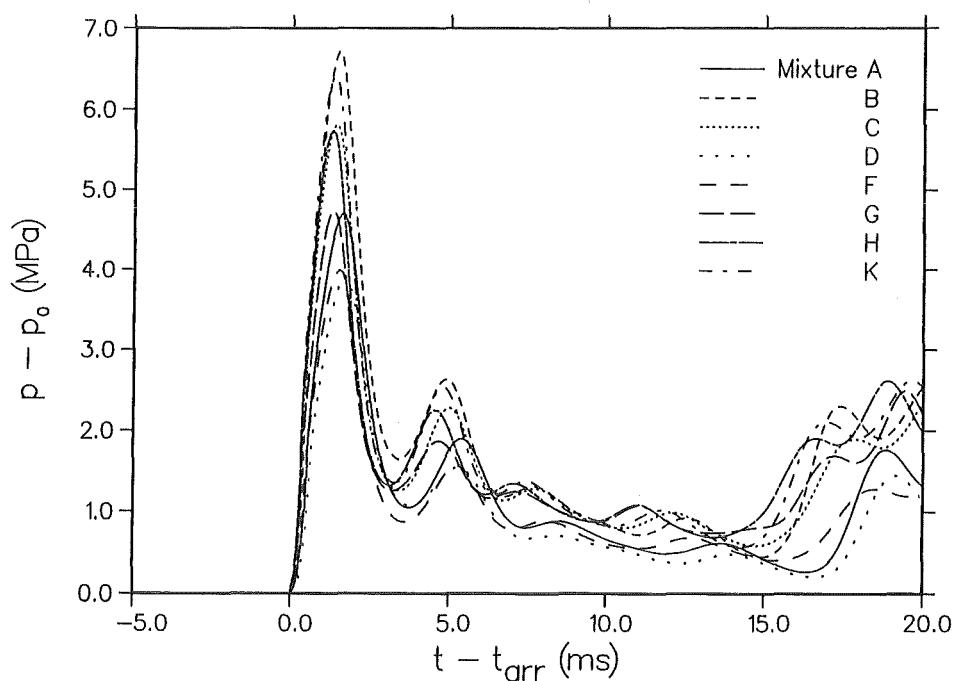


Fig. 4.6 Calculated pressure histories $p(t)$ at the dome apex for different mixtures. The detonation peak pressure is proportional to the AIIC-pressure of the mixture. Central ignition in all cases (point C in Fig. 4.5)

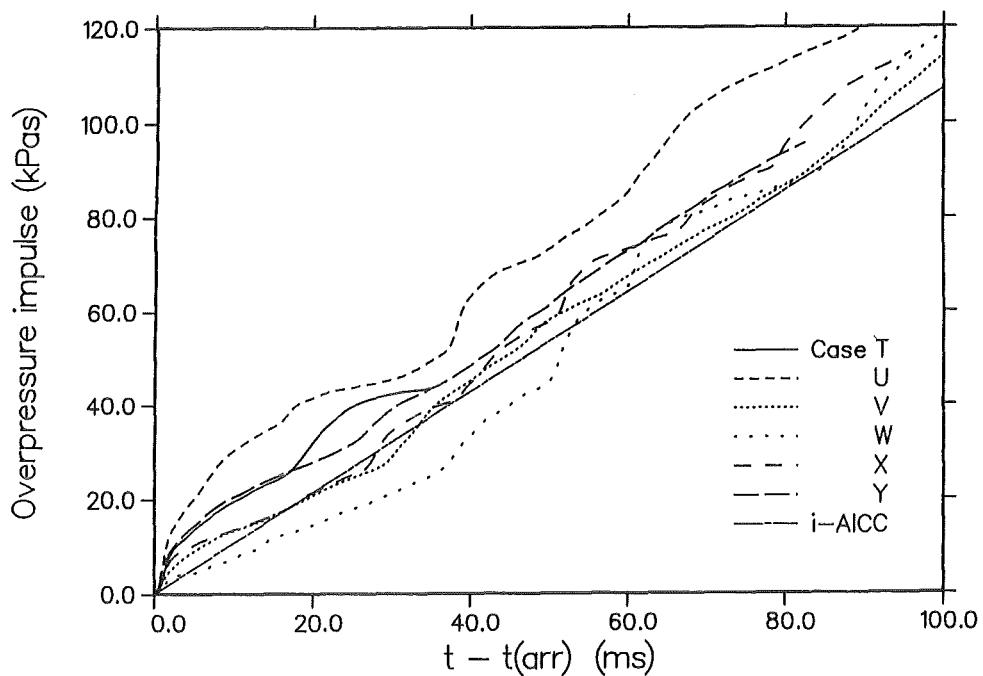


Fig. 4.7 Calculated overpressure impulse $\int(p-p_0) dt$ to the dome apex for different points of ignition. Mixture C in all cases.

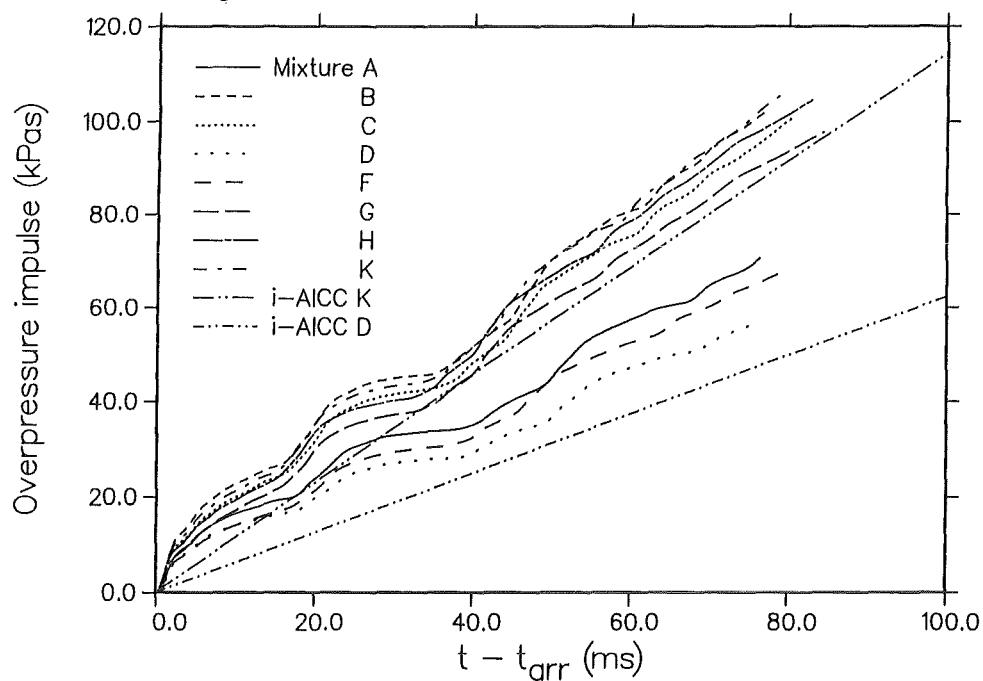


Fig. 4.8 Overpressure impulse $\int(p(t)-p_0) dt$ to the dome apex from different mixtures. The impulse increases with the AlCC-pressure of the mixture. Central ignition in all cases.

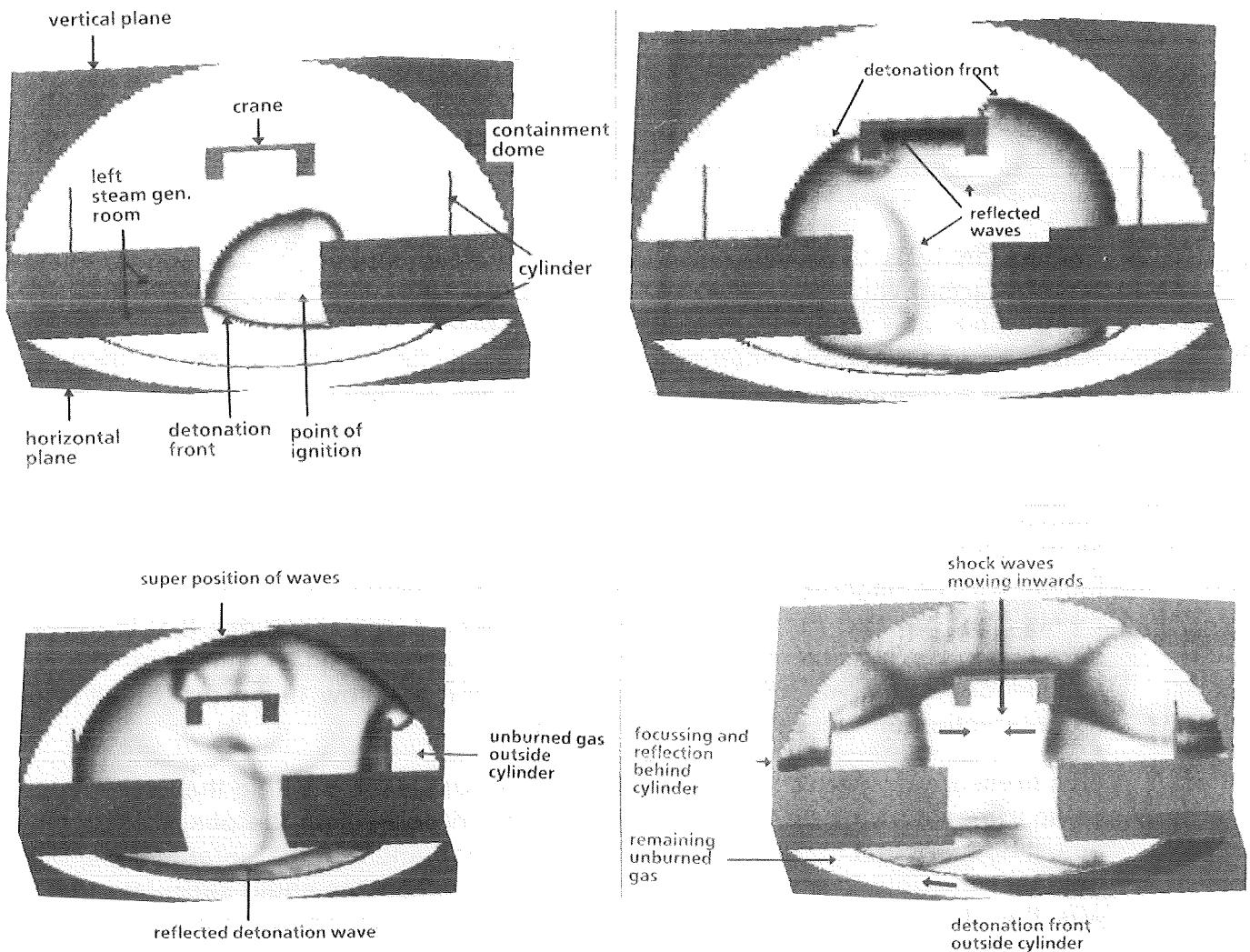


Fig. 4.9 Vertical and horizontal cut through 3-D pressure field and structures (Fig. 4.5), mixture C (Table 1). Pressures in gas volume above 2 MPa appear black, pressures below 0.25 MPa are white. Times after ignition in point T: 6.3, 12.5, 17.2 and 26.6 milliseconds.

32.06.01/03A Load Histories from Steam Explosions during Core Melt Accidents

PSF 0N1U Theoretical analysis of steam explosions

(H. Jacobs; INR)

Summary

For the analysis of steam explosions a multidimensional multicomponent multiphase thermohydraulics code is required which describes at least the motions of melt, water, and steam by separate velocity fields. To this end the IVA3 code is being developed and verified at KfK. Here recalculations of melt/water mixing in the BETA experiment V6.2 (see also 18.05.02) are reported.

In experiment V6.2 the inner concrete crucible was surrounded by a water annulus like in the previous experiment V6.1. During both experiments V6.1 and V6.2 the simulated corium penetrated through the radial concrete wall and into the water annulus and caused some pressure build-up there. In the case of V6.2, the BETA facility was damaged by a steam explosion. Unfortunately no pressure measurements are available. From the structural damages it was concluded that the pressure within the crucible must have exceeded 20 bar in a quasistatic way. The recalculations with IVA3, however, only give pressures below 10 bar that result from the interaction of melt with water in the annulus.

This pressure is sufficient to throw melt and water upwards within their respective compartments of the crucible but is not sufficient to explain the observed damages. It appears that there must have been a second and stronger interaction within the inner crucible in which the melt had been initially. One could speculate that it was the absence of some important model in IVA3 that caused the code not to predict this second event. A second speculation is that water was injected into the already upwards flying melt from the venting pipes that connected the roof of the water annulus with the inner crucible (after the water had been thrown against the roof of the annulus by the initial pressure event). As this arrangement of the venting pipes is the only difference of experiment V6.2 with respect to V6.1, this speculation at the same time explains why the interaction observed in V6.1 was much weaker.

32.06.01/03A Lastverläufe bei Dampfexplosionen während Kernschmelzunfällen

PSF 0N1U Theoretische Untersuchungen zu Dampfexplosionen

(H. Jacobs; INR)

Einleitung

Für die Analyse von Dampfexplosionen - sowohl in Experimenten wie in Unfallsituationen - wird ein mehrdimensionales Rechenprogramm für Mehrphasen-Mehrkomponenten-Thermohydraulik benötigt, das mindestens die Bewegungen von Schmelze, Wasser und Dampf mit je einem eigenen Geschwindigkeitsfeld beschreibt. Zu diesem Zweck wird das Rechenprogramm IVA3 /1/, /2/, /3/ weiterentwickelt und durch Vergleich mit Experimenten verifiziert /4/. Hier wird über Berechnungen der Vermischung von Schmelze und Wasser in dem BETA Experiment V6.2 (siehe auch 18.05.02) berichtet, bei dem die BETA Anlage durch eine Dampfexplosion beschädigt wurde.

BETA Experiment V6.2

Seit einigen Jahren werden bei KfK die BETA Experimente durchgeführt, mit deren Hilfe die Wechselwirkung von Kernschmelze mit Beton untersucht wird. Zu diesem Zweck werden etwa 300 kg geschmolzenen Eisens und etwas geschmolzenes Aluminiumoxid, die aus einer aluminothermischen Reaktion stammen, in einen Betontiegel gefüllt und das Eisen wird mit Hilfe von Hochfrequenzinduktionsheizung nachgeheizt, während es den Beton aufschmilzt (erodiert). In Experiment V6.1 sollte untersucht werden, ob ein Kontakt des Betons mit stehendem Wasser die (radiale) Erosion des Betons verhindern kann /5/. Dies war offensichtlich (und wie auf Grund theoretischer Untersuchungen erwartet) nicht der Fall und der Kontakt zwischen dem geschmolzenen Eisen und dem Wasser führte zu einem milden Druckaufbau. Das Experiment wurde als Test V6.2 mit leicht geänderter Anordnung der Druckentlastungskanäle aus dem wassergefüllten Ringraum wiederholt. Die Geometrie ist in Abbildung 1 dargestellt. Dabei entspricht die eingezeichnete Erosionsfront zum Zeitpunkt des Kontakts von Schmelze und Wasser dem Befund aus Experiment V6.1. Im Experiment V6.2 erfolgte eine heftigere thermische Wechselwirkung, die als Dampfexplosion bezeichnet werden kann. Die relativ großen Schäden an der Anlage sind aber vor allem darauf zurückzuführen, daß diese nicht gegen Druckaufbau im Betontiegel ausgelegt war. Leider sind praktisch keine quantitativen Daten über diese Ereignisse verfügbar. Beim Experiment V6.1 gingen die Druckaufzeichnungen bei einem Überdruck von 1 bar in Sättigung. Beim Experiment V6.2 war der Druckaufbau so schnell, daß die Meßstellen innerhalb eines Aufzeichnungszyklusses von 0.4 sec zerstört wurden. Aus den mechanischen Schäden läßt sich ableiten, daß der Druck quasistationär 20 bar überschritten haben muß /6/. Andererseits kann er aber auch nicht wesentlich höher gewesen sein, da sonst der Betontiegel hätte in radialer Richtung versagen müssen, was nicht der Fall ist.

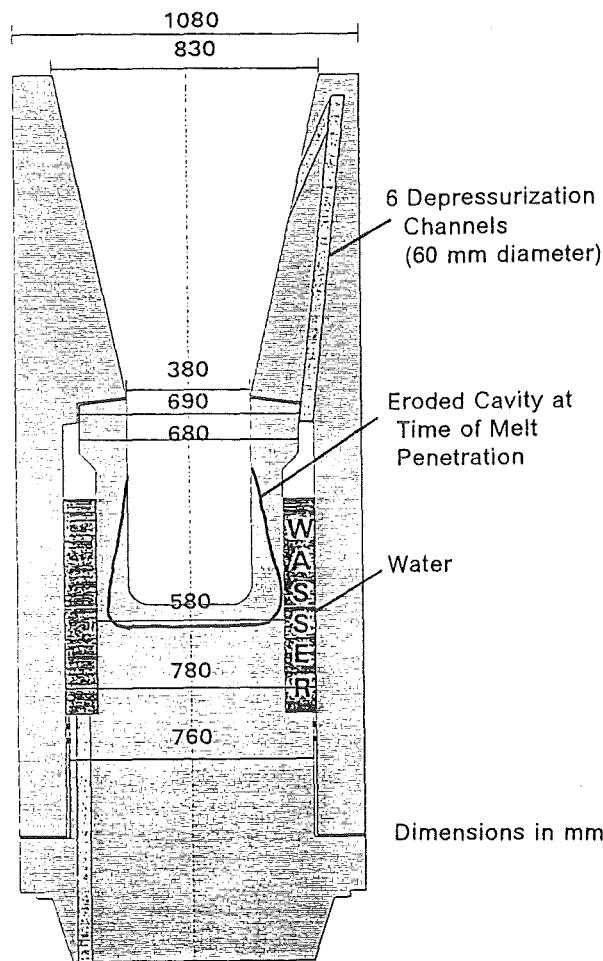


Abbildung 1: Tiegel des BETA Experiments V6.2

Die Modellierung mit IVA3

Das Experiment V6.2 wurde mit dem Rechenprogramm IVA3 und einem sehr einfachen geometrischen Modell simuliert. Dieses Modell ist zylindersymmetrisch und weist nur je eine radiale Masche auf für den Tiegel, die Betonwand und den Ringraum, der das Wasser enthält. Es wird angenommen, daß durch die Betonerosion (rundherum) ein Spalt von 7 cm Höhe entstanden ist, der mit Schmelze gefüllt ist. Die Schmelze wird hier durch knapp 350 kg Eisen modelliert. Die Modellgeometrie und die anfänglich angenommene Materialverteilung sind in der linken Darstellung (TIME = 0.0 sec) in Abbildung 2 erkennbar. Diese Plots wurden mit Hilfe des Plotprogramms PLIVA/B /7/ erzeugt. Hierbei entspricht der schwarz eingefärbte Flächenanteil in jeder Zelle dem Volumenanteil der Schmelze in dieser Zelle. (Die Grenzen der Zellen sind durch punktierte Linien gekennzeichnet.) Entsprechendes gilt für die schraffierte Fläche, die das Wasser darstellt, sowie die freie Fläche, die Gas darstellt. Immer ist zuunterst die Schmelze angeordnet, darüber das Wasser und zuoberst das Gas. In Wirklichkeit (d. h. in der Rechnung) sind diese drei Felder aber miteinander vermischt und füllen gemeinsam die

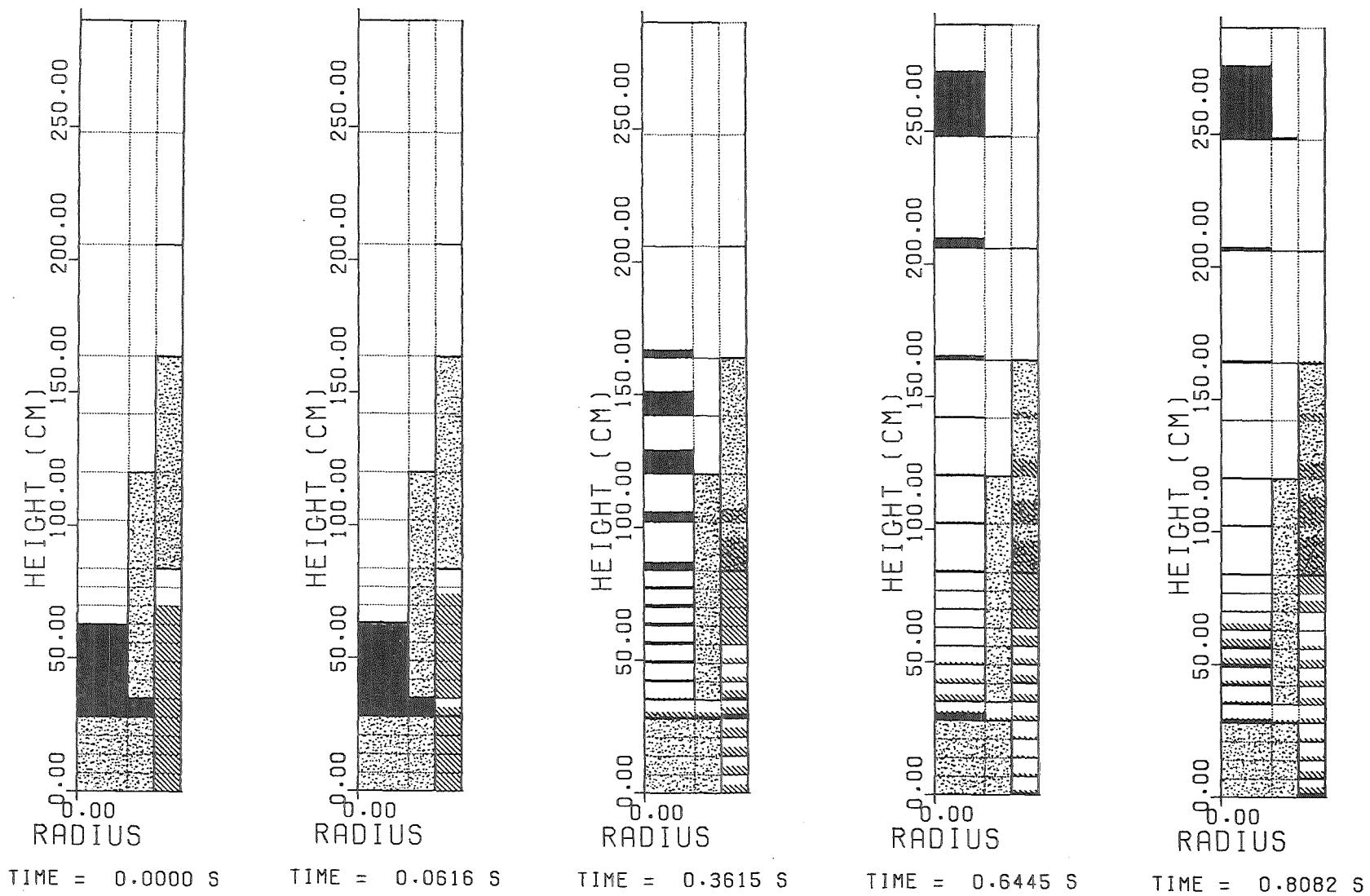


Abbildung 2: Verteilung der Volumenanteile von Schmelze (schwarz), Wasser (schraffiert) und Gas (weiß) zu verschiedenen Zeitpunkten in der Nachrechnung mit IVA3 (Standardrechnung 06C)

ganze Zelle aus. Die punktierten Flächen stellen die Betonstrukturen dar. Wegen der groben radialen Mascheneinteilung ist der konische Teil des Tiegels nur ungenügend darzustellen. Das große Gasvolumen darüber repräsentiert das Volumen des Abgashaube. Die Abgasleitung, die sich daran anschließt, wird mit Hilfe einer außen liegenden, 1.5 m langen Zelle und einer Randbedingung für freie Ausströmung (bei konstantem Druck außen) modelliert. Die Abgasleitung ist in der Abbildung 2 weggelassen.

Die Abbildung 2 zeigt für mehrere Zeitpunkte die Verteilungen der Volumenfraktionen in der Standardrechnung. Dabei geht die Schmelze beim Eindringen in den Wassermantel in Partikel von 1 cm Durchmesser über. Die zweite Darstellung zeigt den Zustand nach etwa 60 msec. Auf Grund des höheren hydrostatischen Druckes in der Schmelze ist etwas Schmelze in den Ringraum eingedrungen und produziert dort Dampf. Dadurch beginnt der Druck im Ringraum nach etwa 0.1 sec zu steigen und dieser Druckanstieg pflanzt sich in den Tiegel hinein fort. Dies ist aus Abbildung 3 zu ersehen. Sie zeigt den Druck am Boden des Tiegels (durchgezogene Linie) und am Boden des Ringraumes (gestrichelte Linie). Durch die

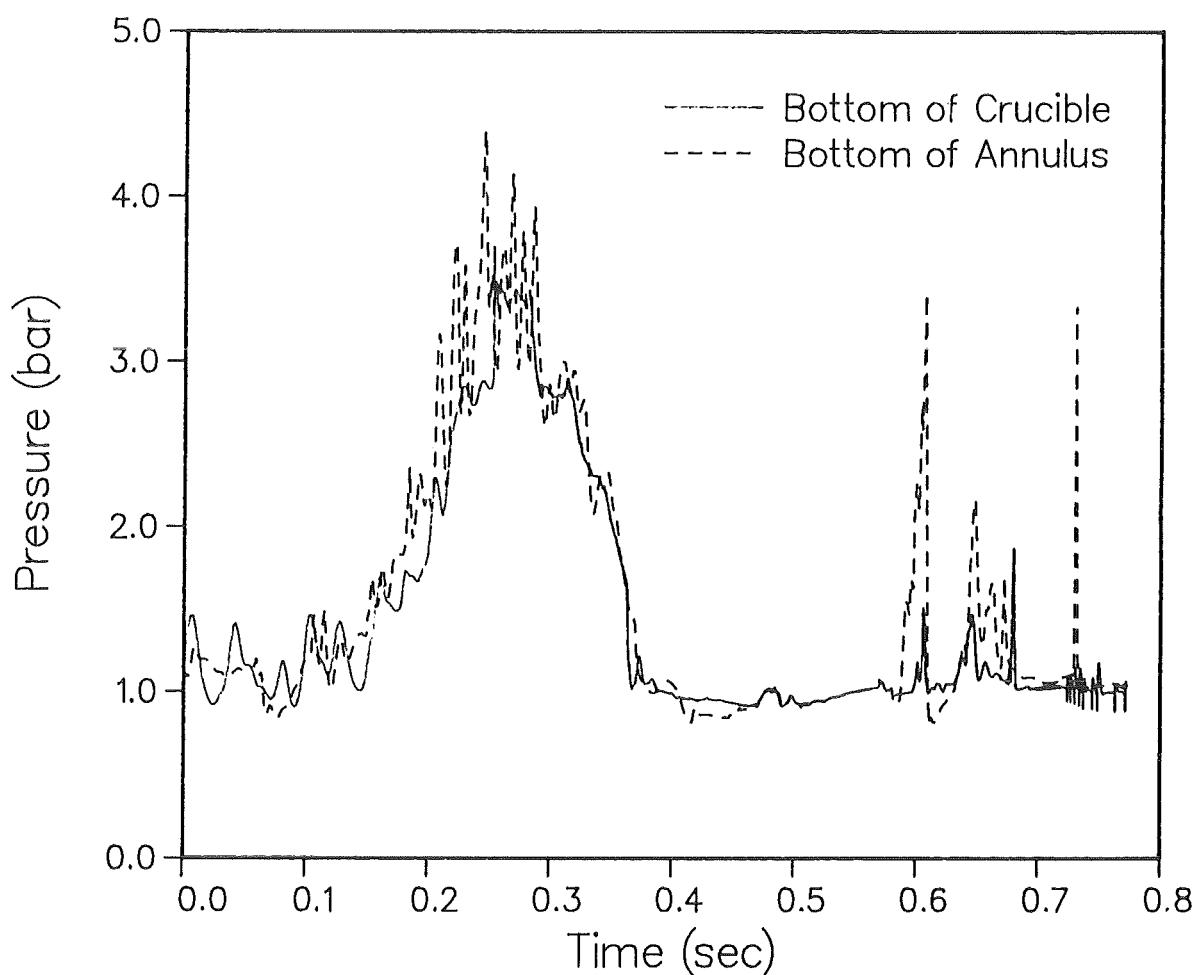


Abbildung 3: Druck-Zeit Verlauf in der Nachrechnung mit IVA3
(Standardrechnung 06C)

Umkehrung des Druckgefälles werden nun aber auch Dampf und Wasser in den Tiegel hineingedrückt. Durch den Druck am Boden des Tiegels wird die Schmelze nach oben beschleunigt. Wie aus der dritten Darstellung in Abbildung 2 zu erkennen ist, befindet sich nach etwa 360 msec der größte Teil der Schmelze (in Tropfenform) im konischen Teil des Tiegels. Obwohl im unteren Tiegelbereich etwas flüssiges Wasser und auch Schmelze vorhanden sind, fällt der Druck zu diesem Zeitpunkt praktisch wieder auf 1 bar (Umgebungsdruck) ab. Der berechnete Druckanstieg auf etwa 3.5 bar kann die beobachteten Schäden jedoch nicht erklären. Insbesondere bleibt der Druck im oberen Gasraum immer dicht bei 1 bar. Weitere wesentliche Druckereignisse treten während des von der Rechnung abgedeckten Zeitraumes von 0.8 sec nicht auf.

Diskussion der Ergebnisse

Die oben beschriebene Berechnung des Druckaufbaus im Ringraum ist sicherlich mit einer Unsicherheit um einen Faktor 2 bis 3 behaftet. Zum eine erfolgte der Durchbruch ins Wasser im Experiment wahrscheinlich zunächst nur an einer Stelle (die experimentellen Befunde legen einen 90°-Sektor nahe) und erst der Druckanstieg im Ringraum bewirkte, daß rundherum die dünne verbliebene Betonwand eingedrückt wurde. Zum anderen ergab eine Parameterrechnung, bei der im Unterschied zur Standardrechnung 1 mm Partikelgröße des Eisens im Ringraum angenommen wurde (anstatt 10 mm), einen Druckanstieg auf knapp 10 bar. Durch solche Drücke können die beobachtet lokalen Schäden an der Außenwand des Ringraumes, nicht aber das Schadensbild als Ganzes erklärt werden.

Auf der anderen Seite scheint die Anfangsphase des Ereignisses mit

- Eindringen von Schmelze in den Ringraum,
- Druckaufbau im Ringraum,
- Fortpflanzung des Druckes in den inneren Tiegel
- Eindringen von Dampf und Wasser in den Tiegel
- Auswerfen der Schmelze nach oben

richtig beschrieben zu sein. Es ist auch unwahrscheinlich, daß die relativ geringe Schmelzemasse im Ringraum direkt Drücke über 20 bar erzeugt hat. (Zwar dringen in der Rechnung bis 0.25 sec ungefähr 60 kg Eisen in den Ringraum ein, aber dieser Wert ist sicher überschätzt, da von Anfang an ein Spalt rundherum angenommen worden war.) Es scheint daher vernünftig zu sein, anzunehmen, daß ein weiteres Ereignis im Tiegel stattgefunden hat, das das Rechenprogramm nicht beschreibt. Auch die Experimentatoren gehen auf Grund der im Tiegel gefundenen Brüche davon aus, daß das wesentliche Ereignis im inneren Tiegel stattgefunden hat /5/. Tatsächlich muß sich dieses zweite Ereignis dem hier berechneten überlagert haben, denn die Zerstörung der Meßstellen muß spätestens zum Zeitpunkt 0.5 sec (0.1 sec bis zum ersten Druckanstieg plus 0.4 sec Meßzyklus) erfolgt gewesen sein. Sonst hätte der anfängliche Druckanstieg registriert werden müssen. Nach der Videoaufzeichnung aus dem Tiegel vergingen zwischen dem ersten Druckanstieg und dem Versagen der Kamera nur 0.22 sec.

Es erhebt sich nun die Frage, durch welchen Mechanismus die von IVA3 nicht beschriebene Explosion zustandegekommen ist. Die einfachste Erklärung wäre, daß sie durch das Einbringen von Wasser in den unteren Teil des Tiegels ausgelöst wurde und in IVA3 nur ein Modell fehlt, das zur Beschreibung der Explosion notwendig ist. Obwohl die Modelle in IVA3 mit Sicherheit noch verbessерungsbedürftig sind, scheint dies doch nicht die richtige Erklärung zu sein. Denn wo Wasser und Schmelze nicht zusammenkommen, kann keine Dampfexplosion entstehen, und zumindest nach der Rechnung wird sehr wenig flüssiges Wasser in den inneren Tiegel befördert oder dieses verdampft, sobald es ihn erreicht hat. So kann sich flüssiges Wasser in größeren Mengen erst in einer Masche aufhalten, wenn die Schmelze sie im wesentlichen verlassen hat. Solche Zustände sind in Abbildung 2 zu sehen in der untersten Masche des Tiegels bei 0.36 sec und auch in denen darüber bei den späteren Zeitpunkten. Solche Koexistenz von Schmelze und flüssigem Wasser wird aber durch eine Modellschwäche von IVA3 gerade noch gefördert (tritt nur deshalb überhaupt auf). Wenn sowohl Schmelze wie auch Wasser in Form von Tröpfchen vorliegen, was bei den in Frage stehenden Volumenanteilen der Fall ist, gibt es keinen direkten Wärmeaustausch zwischen ihnen, auch nicht durch Strahlung. Tatsächlich dürfte noch weniger flüssiges Wasser von unten in den inneren Tiegel eingedrungen sein. Dies leuchtet auch ein, wenn man sich überlegt, daß der Druckaufbau zunächst praktisch in Höhe des Durchbruchs durch den Betonzyylinder erfolgt. Er drückt sowohl die Schmelze wie das außen überstehende Wasser zunächst von dem Durchbruch weg. Erst durch Dampfbildung in dem Wasser im Ringraum unterhalb des Durchbruches wird dann wieder ein Dampf/Wasser Gemisch an dem Durchbruch vorbeigeführt, so daß (in der Rechnung) etwas Wasser in den inneren Tiegel eindringen kann. Der Kontakt von Schmelze und Wasser führt unausweichlich zu einem Druckaufbau und in der hier gegebenen Geometrie kann jedes der beiden Materialien diesem folgend leicht in den oberen (anfänglich freien) Teil des ihm zugewiesenen Raumes (des Tiegels bei der Schmelze und des Ringraumes beim Wasser) ausweichen. Eine ausreichende Kraft für eine Vermischung ist nicht zu sehen.

Eine weitere mögliche Erklärung wirkt nur auf den ersten Blick etwas exotisch (weil kompliziert). Wenn das Wasser im Ringraum durch den ersten Druckaufbau nach oben geworfen wird, hat dies zur Folge, daß es gegen den oberen Abschluß dieses Raumes geschleudert wird, in dem sich die Öffnungen der Druckentlastungskanäle befinden. Da das Wasser spätestens beim Auftreffen auf die obere Begrenzung wieder einphasig (flüssig) wird, dringt nun flüssiges Wasser in die Druckentlastungskanäle ein. Der treibende Druck oszilliert dabei um etwa 3.5 bar. Das Ergebnis zeigt die Abbildung 2 direkt: bei 0.36 sec befinden sich große Volumenanteile von Wasser in den untersten beiden Beton-Maschen über dem Ringraum. Dies ist nur scheinbar ein Widerspruch, denn um die Druckentlastungskanäle in diesem Beton zu simulieren, wurden alle horizontalen Maschengrenzen in diesem Bereich (über dem Ringraum) mit einer Permeabilität von 8 % versehen. Leider kann mit der vorliegenden Version von IVA3 nicht auch simuliert werden, daß dem Wasser innerhalb der Maschen auch nur 8 % des Volumens zur Verfügung stehen. Deshalb sammelt es sich in der Rechnung in den untersten beiden

Zellen an. Tatsächlich würde es durch die Druckentlastungsrohre nach oben schießen, würde oben von diesen umgelenkt und nach unten in den konischen Teil des Tiegels injiziert werden - der aufwärts fliegenden Schmelze entgegen. Diese gegenläufige Bewegung muß zu einem intensiven Kontakt von Schmelze und Wasser und damit zu heftiger Verdampfung und weiterem Druckaufbau führen. Gleichzeitig verhindert aber das große Gasvolumen in der Mischzone, daß exzessiv hohe Drücke entstehen. Hier paßt also alles zusammen und zu den experimentellen Befunden. Letzteres gilt insbesondere auch für die feine Fragmentation und großräumige Verteilung der Schmelze, die durch die Verdampfung des eingespritzten Wassers bewirkt wird.

Die hier gegebene Erklärung für den zweiten Druckaufbau, der die Zerstörungen bewirkt hat, erscheint so schlüssig zu sein, daß es schwer vorstellbar ist, daß er nicht stattgefunden hat. Die einzige Möglichkeit dafür wäre, daß vorher schon eine Explosion stattgefunden hat (obige erste Erklärung), deren Zustandekommen aber nicht näher zu erklären ist. (Gründe dagegen sind oben aufgeführt.) Andererseits ist die zweite Erklärung die einzige, die auch eine Begründung dafür liefert, daß das Experiment V6.2 anders verlaufen ist als Experiment V6.1. Die hier eine so große Rolle spielende besondere Anordnung der Druckentlastungskanäle ist nämlich der einzige (nominale) Unterschied zwischen den Experimenten. Beim Experiment V6.2 führten die Druckentlastungskanäle nach unten aus dem Ringraum heraus (weg von der Schmelze).

Diese zweite Erklärung paßt auch gut zu den Videoaufnahmen aus dem Tiegel. Bei diesen deutet sich das Ereignis an durch zwei Bilder (0.04 sec), auf denen ein vorher nicht sichtbares helles Leuchten in der oberen relativ kalten Kruste der Schmelze zu sehen ist. Dies zeigt sicherlich ein Aufbrechen der Kruste durch den Druckanstieg am Boden des inneren Tiegels an. Die Zeitverzögerung zwischen Druckanstieg und Aufbrechen der Kruste wird durch die Schallgeschwindigkeit in der Schmelze bestimmt und dürfte damit im Bereich von (hier unerheblichen) Millisekunden liegen. In diesem Zeitraum ist natürlich von einer Injektion von Wasser in den oberen Tiegel noch nicht die Rede. Erst etwa 0.05 sec nach dem ersten Druckanstieg beginnt Wasser in die Druckentlastungskanäle einzudringen. IVA3 liefert dafür (in der nicht korrekten Geometrie) eine Geschwindigkeit von etwa 15 m/sec. Mit der Hälfte dieser Geschwindigkeit hätte das Wasser 0.18 sec benötigt, um die 1.3 m langen Kanäle zu durchströmen, wäre also 0.23 sec nach dem ersten Druckanstieg oben im Tiegel angekommen. Im Vergleich zu den 0.22 sec bis zum Versagen der Videokamera ist dies etwas lang, aber wenn man davon ausgeht, daß das erste Ereignis im Ringraum etwas heftiger war als von IVA3 in der Standardrechnung gefunden (was man auch annehmen muß um die lokalen Schäden im Ringraum erklären zu können), ist die Injektion des Wassers sicher schneller erfolgt und die Zeiten passen besser zusammen. Man könnte sogar spekulieren, daß die milchig hellen Bilder, die die Videokamera von 0.14 bis 0.22 sec nach dem Beginn des Ereignisses und damit direkt vor ihrem Versagen geliefert hat, darauf zurückzuführen sind, daß das Licht der Schmelze durch Wassertröpfchen zwischen Schmelze und Kamera gestreut wurde.

Zusammenfassung

Das BETA Experiment V6.2 wurde mit dem Rechenprogramms IVA3 nachgerechnet. Die Standardrechnung beschreibt nur ein relativ schwaches Druckereignis (3.5 bar) im Wasserspalt. Die Höhe dieses Druckes ist aber relativ unsicher und könnte auch um einen Faktor 2...3 höher liegen. Ein zweites stärkeres Ereignis im Inneren des Tiegels fehlt in den Rechenergebnissen und ist nach diesen mangels Vermischung von Wasser und Schmelze auch unwahrscheinlich, wenn man nicht die besondere Anordnung der Druckentlastungskanäle berücksichtigt. Durch diese muß Wasser aus dem Ringraum von oben auf die Schmelze gespritzt worden sein, während diese begann, sich im Tiegel nach oben zu bewegen. Die Frage ist nur, ob vorher schon (sozusagen spontan) im Tiegel eine Dampfexplosion begonnen hatte. Wenn nicht, ist sie durch das von oben eingespritzte Wasser ausgelöst worden. Wenn diese Erklärung stimmt, ist auch klar, warum im Experiment V6.2 ein stärkerer Druckaufbau als in V6.1 erfolgt ist.

Literatur

- /1/ N. I. Kolev: A Three-Field Model of Transient 3D Multiphase, Three-Component Flow for the Computer Code IVA3; Part 1: Theoretical Basis: Conservation and State Equations, Numerics. Bericht KfK 4948, Dezember 1991
- /2/ N. I. Kolev: A Three-Field Model of Transient 3D Multiphase, Three-Component Flow for the Computer Code IVA3; Part 2: Models for the Interfacial Transport Phenomena. Code Validation. Bericht KfK 4949, Dezember 1991
- /3/ N. I. Kolev: IVA3: Computer Code for the Modelling of Transient Three Dimensional Three Phase Flow in Complicated Geometry; Program Documentation: Input Description Bericht KfK 4950, Dezember 1991
- /4/ H. Jacobs: Analysis of large-scale melt-water mixing events, Proc. CSNI Spec. Mtg. Fuel Coolant Interactions, Santa Barbara, USA, 5-8 January 1993, to be published
- /5/ H. Alsmeyer: Melt attack and penetration of radial concrete structures cooled by outside water, 20th Water Reactor Safety Information Mtg., Bethesda, USA, 21-23 October 1992
- /6/ S. Raff, persönliche Mitteilung
- /7/ G. Arnecke: unveröffentlichter Bericht, Oktober 1991

32.06.01/04A Investigation of hydraulic loads after a high-pressure
PSF 0N2B failure of the PWR pressure vessel

(G. Jacobs; INR)

ABSTRACT

The containment concept of Eibl, Keßler, and Hennies for next generation nuclear power plants with large (1300 MW (e)) pressurized water reactors is aimed at passive mechanisms that can safely confine core-melt consequences. Regarding this, it is important to know the ultimate loads on the supporting structures of the containment as a consequence of core-melt accidents. Therefore, the rupture of the pressure vessel under high pressure (17 MPa), which cannot be excluded, whatever remote its likelihood is, is being investigated. The hydraulic load on the ruptured vessel during blowdown was estimated. The presented results are based on calculations with the transient analysis thermal-hydraulic code RELAP5/MOD3. The information obtained provides force-function input for necessary structural dynamic investigations of the new containment design. The input model for the RELAP5 calculations uses a fine nodalization (100 control volumes) of the primary coolant system and the reactor cavity. However, the used model has still some insufficiencies and simplifications. Assuming a global circumferential rupture of the lower head a maximum load of 300 MN and a continuing load of 80 MN exerted on the vessel support ring was calculated. Even by extremely increasing the load capacity of the present pressure vessel supporting structure it is doubtful that the vessel could be held on it. Among the proposed passive precautions a strong protective covering above the pressure vessel absorbing the remaining thrust impact of a torn off vessel body seems to be the best structural improvement imaginable.

32.06.01/04A
PSF ON2B

Untersuchung der hydraulischen Lasten nach einem
Hochdruck-Versagen des DWR-Druckbehälters

(G. Jacobs; INR)

1. EINFÜHRUNG

Das Einschlußkonzept von Eibl, Keßler und Hennies [1] für Kraftwerke mit großem Druckwasserreaktor (1300 MW (e)) der nächsten Generation geht von der etablierten und bewährten Technik der gegenwärtigen Systeme (Konvoi-Baureihe der Firma Siemens) aus. Aufgrund der Ergebnisse der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke (Phase B) [2], lassen sich bestimmte Unfallabläufe, die zum Hochdruckversagen des Reaktordruckbehälters führen, gegenwärtig noch nicht ganz ausschließen. Wegen der ultimativen Forderung des Einschlußkonzeptes, durch passive Mechanismen einen Kernschmelzunfall, also auch den Hochdruckfall, sicher einzuschließen, ergibt sich notwendigerweise, das Hochdruckversagen des Druckbehälters hinsichtlich seiner Auswirkungen, insbesondere der mechanischen Belastung der unmittelbaren Umgebung des Druckbehälters zu untersuchen. Das geschieht im KfK zur Zeit mit strukturdynamische Arbeiten zum Versagens des unteren Bodens des Druckbehälters und, worüber im folgenden berichtet wird, mit thermohydraulischen Analysen des Abblasevorganges nach einem angenommenen Bruch des RDB. Für die Abschätzung der hydraulischen Lasten wird das Thermohydraulikprogramm RELAP5/MOD3 [3] verwendet.

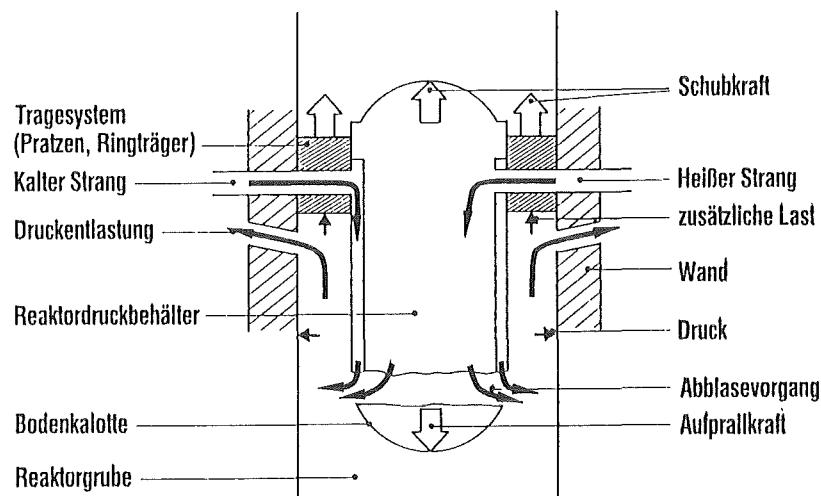


Abb. 1: Wirkungen des Druckbehälter-Abblasens.

2. VERSAGENS DES BODENS

Wenn alle relevanten Notfallschutzmaßnahmen nicht greifen, kommt es einige Stunden nach dem Auslöseereignis (z.B. Totalausfall der Fremd- und Eigenstromversorgung) zur Verlagerung der Kernschmelze ins untere Plenum, während der Primärsystemdruck auf einem hohen Niveau bleibt (17 MPa). Dabei wird unterstellt, daß die Sicherheitsventile am Druckhalter funktionieren. Bei nicht funktionierenden Sicherheitsventilen rechnen wir damit, daß bereits vor dem Kernschmelzen wegen Überdrucks das Primärsystem an anderer Stelle versagt, was zu einer frühen Druckentlastung und damit nicht auf den HD-Pfad führt.

Annahmen zu Einzelheiten der Schmelzeverlagerung lassen sich zur Zeit noch nicht machen. Deshalb wird davon ausgegangen, daß sich auf dem Boden des Druckbehälters schließlich ein Schmelzesee bildet, der die Wand einer hohen Temperatur (1700 K) aussetzt. Zum Tragverhalten und zum Versagen des Bodens ist die einfache Vorstellung, daß in dem Maße, wie die hohe Temperatur in die Wand eindringt, die Tragfähigkeit der Wand dramatisch abnimmt bis die kühlere, äußere Zone der Wand dem hohen Innendruck nicht mehr standhalten kann, und es zu einem globalen Rundumabriß der Bodenkalotte kommt. Lokales Versagen ist wegen fehlender Durchführungen beim Siemens Druckbehälterboden eher unwahrscheinlich. Eingehendere Untersuchungen im Rahmen dieses Vorhabens sollen hier weiteren Aufschluß geben [5].

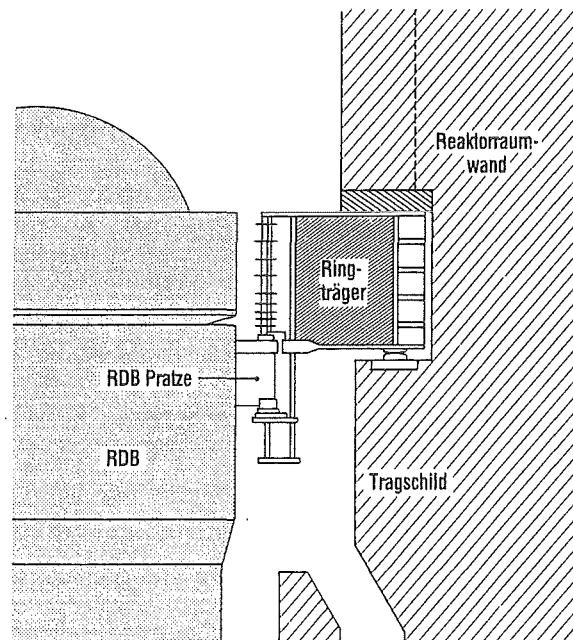


Abb. 2: Das gegenwärtige Tragesystem des RDB (Siemens Konvoi).

Die Situation bei einem großen Druckbehälterbruch soll Abbildung 1 veranschaulichen. Im Augenblick des Abrisses der Bodenkalotte beginnt ein explosionsartiger Abblasenvorgang. Die austretenden Massen von Kühlmittel und Schmelzepartikel verursachen eine starke, aufwärts gerichtete Schubkraft auf den Rumpf des Druckbehälters und damit auf das Tragesystem des RDB sowie und eine fast ebenso große Aufprallkraft auf den abgerissenen Behälterboden, der dadurch nach unten beschleunigt wird. Während des Abblasens baut sich in der Reaktorgrube ein beträchtlicher Druck auf, der einerseits die Wände stark belastet und andererseits das Tragesystem des Druckbehälters zusätzlich belastet, weil der Ringträger dem Druck eine erhebliche Angriffsfläche bietet. Das Tragesystem des Druckbehälters (Vergleiche Abbildung 2) besteht aus mehreren Pratzen am Behälter, einem Ringträger zwischen Behälter und Tragschild, einer Konsole zwischen Grube und Absetzbecken sowie dem Auflager im Tragschild. Die Aufwärtsbewegung des Druckbehälters würde beim gegenwärtigen System zwar gehemmt durch die Widerstandskräfte des Tragesystems (50 MN) und der Hauptkühlmittelleitungen (78 MN) aber nicht aufzuhalten sein [2].

3. BERECHNUNGSMETHODE

Während des Abblasens wirken dynamische Kräfte auf den Druckbehälter. Für diese Kräfte kommen nur zwei Mechanismen in Frage, nämlich Druck und Reibung auf der flüssigkeitsbenetzten Oberfläche des Behälters. Die Gesamtreaktionskraft, die auf den Behälter wirkt, ist daher:

$$\vec{F} = \int_W p \vec{n} \, dS + \int_W \vec{\tau} \, dS$$

Hierbei ist W die benetzte Oberfläche, p der statische Druck auf die benetzte Oberfläche wirkend, \vec{n} der Einheitsvektor normal zur benetzten Oberfläche, $\vec{\tau}$ der Schubspannungstensor des Fluids an der benetzten Oberfläche und schließlich dS ein Flächenelement. Die obigen Flächenintegrale treten als Terme in der Impulserhaltungsgleichung auf. Deshalb ist es bequemer, zur Bestimmung der Reaktionskraft die restlichen Terme in der Impulserhaltungsgleichung auszuwerten, als die obigen Ausdrücke direkt zu berechnen. In eindimensionaler Approximation, die durch das verwendete RELAP5-Programm vorgegeben ist, ergibt sich durch Einsetzen des obigen Ausdrucks in die verwendete Impulsgleichung, worauf hier nicht näher eingegangen wird, schließlich als Ausdruck für die senkrecht nach oben wirkende Schubkraft im voliegenden speziellen Fall eines unten offenen Behälters (RDB)

$$F_R = - \left\{ \frac{d}{dt} \sum_i \Delta x_i \dot{m}_i + (p_{in} - p_{ex}) A_0 + \dot{m} |v| \right\}$$

Hierin bedeuten (vergleiche Abbildung 3): A_0 die Bruchquerschnittsfläche, A_{eff} die effektive Ausströmfläche, \dot{m} den Abblasemassenstrom, \dot{m}_i den Massenstrom im i -ten Kontrollvolumen, p_{in} den Druck vor der Bruchebene, p_{ex} den Druck hinter der Bruchebene, v die Fluidgeschwindigkeit in der Bruchebene, v_i die Fluidgeschwindigkeit im i -ten Knoten, Δx_i die Länge des i -ten Kontrollvolumen. Der Index i ist zu erstrecken über alle Kontrollvolumen des Behälters. Die effektive Ausströmfläche, die den Massenstrom begrenzt, ist die zylindrische Fläche zwischen RDB-Rumpf und abgerissenem Boden, die sich in dem Maße, wie der Boden sich nach unten bewegt, vergrößert.

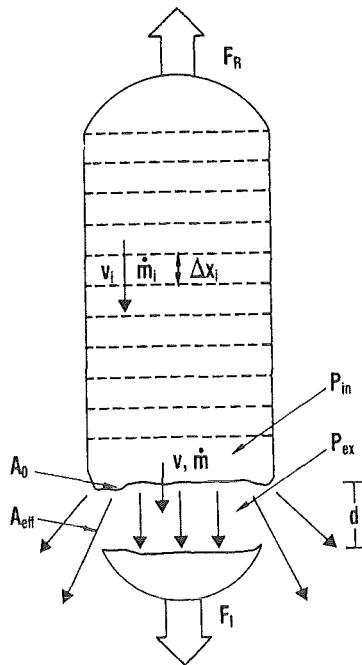


Abb. 3: Zur Berechnung der Reaktionskräfte auf den RDB.

Die obige Schubkraftgleichung ist vereinfacht aufgeschrieben für ein homogenes Fluid. Die tatsächliche Berechnung berücksichtigt zweiphasige Terme. Die Schwerkraft ist im vorliegenden Fall vernachlässigbar. Der erste Term auf der rechten Seite dieser Grundgleichung für den Schub, auch Wellenkraft F_w genannt, beschreibt die zeitliche Änderung des Fluidimpulses. Sie verschwindet bei stationärer Strömung. Der zweite Term stellt die Druckkraft dar, die auf die Bruchfläche wirkt, und der dritte Term die räumliche Änderung des austretenden Fluidimpulses. Die beiden letzten Terme bilden zusammen die Abblasekraft F_B , die gleich der Aufprallkraft des gesamten austretenden Flüssigkeitsstrahles ist. Da der Boden nur einem Teil des Strahles ausgesetzt ist, wirkt die Aufprallkraft vermindert auf den Boden. Näherungsweise ist:

$$F_I = A_0 / (A_{\text{eff}} + A_0) F_B$$

Die effektive Ausströmfläche A_{eff} wird bestimmt durch die Bewegungsgleichung für den beschleunigten Boden

$$\frac{d^2}{dt^2} A_{\text{eff}} = \frac{2\pi R}{M} F_I$$

R ist hierin der Radius des Bruchquerschnitts A_0 und M die beschleunigte Masse des RDB-Bodens.

Das verwendete RELAP5-Programm liefert die oben benötigten Größen. Dank seines Kontrollsysteams erlaubt das Programm die Rückkopplung der effektiven Ausströmfläche in die Schubkraftgleichung. Das Kontrollsysteem kann auch dazu benutzt werden, die ganze Berechnung der Schubkraft im Hauptrechenlauf mit zu erledigen.

Das beschriebene Berechnungsverfahren wurde, abgesehen von der Berechnung der Aufprallkraft, angewendet bei einigen Nachrechnungen von Abblaseexperimenten, um sowohl die Tauglichkeit des RELAP5-Programms bei dieser Art

von Problemen unter Beweis zu stellen als auch die beschriebene Auswertungsmethode abzusichern.

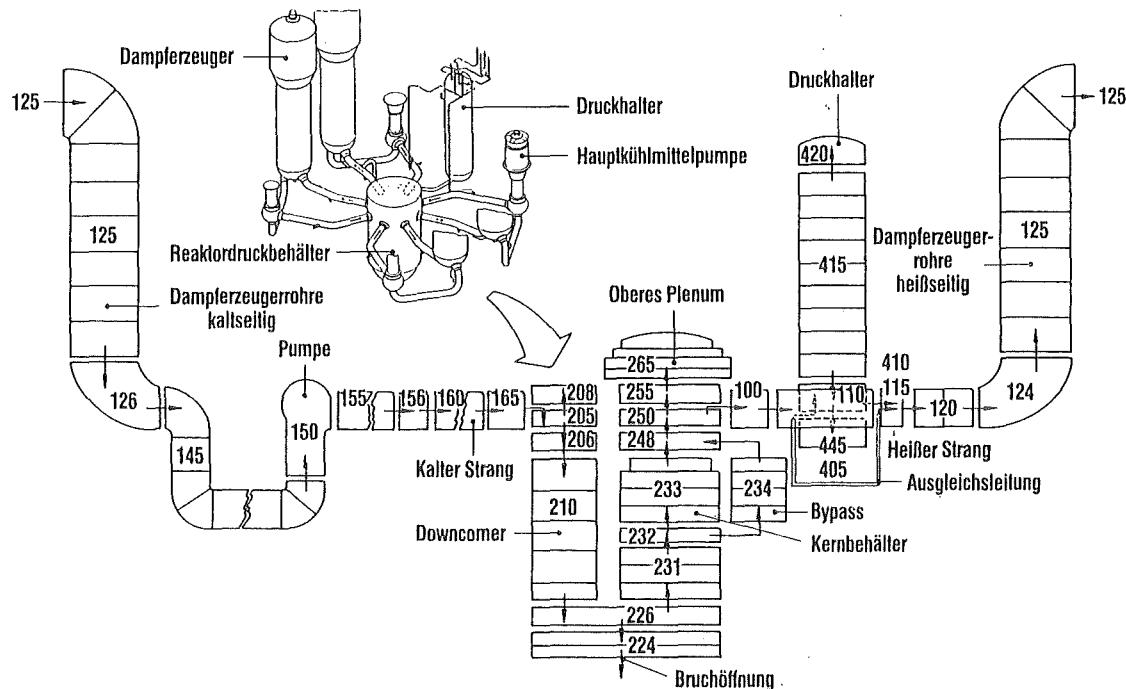


Abb. 4: Nodalisierung des primären Kühlungssystems für RELAP5-Rechnungen.

4. EINGABEMODELL

Begonnen wurde die Analyse mit einem recht einfachen Eingabemodell für RELAP5, das nur den RDB und die Reaktorgrube darstellt. Das Modell bestand aus 16 Knoten, davon 13 für den RDB. Mit diesem 16-Knoten-Modell wurden auch Parameter-Variationen durchgeführt [4].

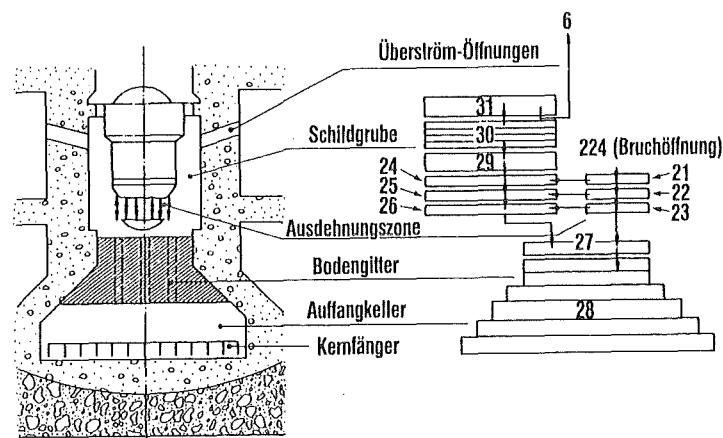


Abb. 5: Nodalisierung des RDB-Containments für RELAP5-Rechnungen.

Das derzeitige Modell schließt das ganze Primärsystem mit 440 m³ Dampfvolumein und besteht aus insgesamt 100 Knoten, wovon 26 zum RDB gehören und 19 Knoten die Reaktorkaverne darstellen. Abbildung 4 zeigt schematisch das betrachtete DWR Primärsystem (Konvoi Baureihe) und die entsprechende Nodalisierung für RELAP5. Die vier Kreisläufe sind im Modell zu einem Kreislauf zusammengefaßt. Die als unbeschädigt anzunehmenden Strukturen, insbesondere im RDB, sind im Modell mit den betriebsmäßigen, hydraulischen Daten versehen. Wegen der Schnelle des modellierten Vorgangs kann auf wärmeleitende Strukturen und einer Nachwärmekette in der Schmelze verzichtet werden. Die Nodalisierung der Reaktorgrube als Teil des Containments ist in Abbildung 5 gezeigt. Hierbei wird die zur Zeit im KfK diskutierte Umgestaltung der Reaktorgrube berücksichtigt. Die Reaktorgrube besitzt einen zusätzlichen unteren Raum, der vorgesehen ist für eine Einrichtung zur langfristigen Kühlung der Kernschmelze, den Kernfänger. Dieser wird geschützt durch eine starke Betonkonstruktion direkt unter dem Reaktordruckbehälter. Die Reaktorgrube ist im oberen Bereich über große Druckentlastungsöffnungen mit dem großen Raum des Sicherheitsbehälters verbunden. Die beiden Systeme sind verbunden über die Bruchöffnung (Knoten-Nummer 224).

Der Referenzfall der Analysen ist wie folgt definiert. Die Höhe des abgetrennten Kugelbodens beträgt 1,5 m, was einem Riß in Höhe der Unterkante des unteren Rostes im RDB entspricht (siehe Abbildung 6). Daraus ergibt sich eine Bruchquerschnittsfläche von 16,96 m² und eine Masse des schmelzegefüllten Bodens von 1.50×10^5 kg. Der Abstand zwischen der Unterkante des RDB und der Oberkante des Betongitters beträgt 0,6 m, woraus sich eine maximale, effektive Ausströmöffnung, $A_{eff,max}$ von 9,42 m² ergibt. Die Entlastungsöffnungen haben einen querschnitt von 4 m².

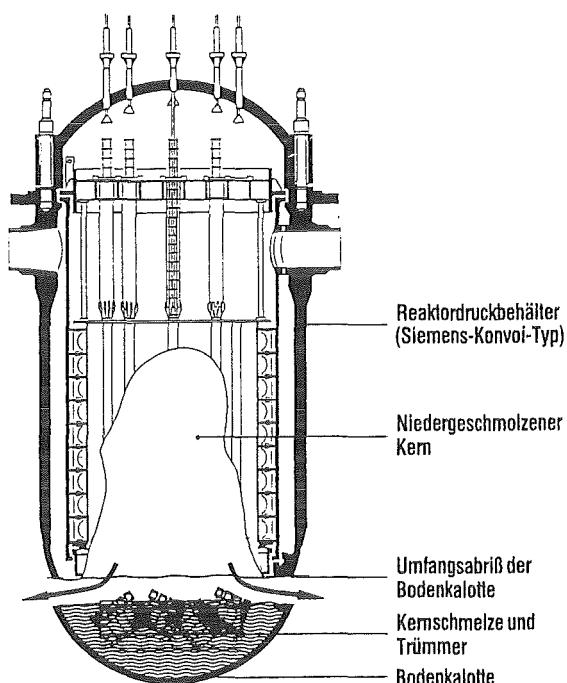


Abb. 6: Vollständiger Kernabsturz und Rundumabriß des RDB-Bodens.

Die RELAP5-Rechnung beginnt in dem Augenblick, in dem der Boden gerade vollständig abgerissen ist. Der Anfangszustand des Fluids ist gesättigter Dampf bei 17.4 MPa. Bei der Wahl der maximalen Zeitschrittgröße in der RELAP5-Rechnung war zu beachten, daß das in der Zeitschrittautomatik des Programms verwendete COURANT - Kriterium, das auf der Fluidgeschwindigkeit basiert, bei der Berechnung von Druckwellen, die sich mit Schallgeschwindigkeit ausbreiten, nicht Stabilität garantiert. Stattdessen war sicherzustellen, daß die Zeitschrittgröße stets kleiner ist als die COURANT-Schranke Δt_c , die auf der Schallgeschwindigkeit basiert: $\Delta t_c = \min \{ \Delta x_i / (v_c)_i \}$, wobei der Index i über alle Kontrollvolumen zu erstrecken ist. Δx_i ist die Länge des i -ten Kontrollvolumen und $(v_c)_i$ die Schallgeschwindigkeit im i -ten Kontrollvolumen.

Das beschriebene Modell hat einige Unzulänglichkeiten. Ohne Zweifel ist es wichtig, die Ejection von Schmelzpartikeln zusammen mit der Ausströmung des Dampfes zu berücksichtigen. Das bleibt einer späteren Untersuchung vorbehalten. Eine weitere Vereinfachung stellt die räumlich eindimensionale Behandlung dar, die transversale Strömungsrichtungen in der Nähe der Bruchfläche vernachlässigt. Ein heikler Punkt ist die Bestimmung der einflußreichen Druckdifferenz $p_{in} - p_{ex}$ über die Bruchstelle hinweg. Es wurde deshalb versucht, durch eine relativ feine Nodalisierung der Ausdehnungszone, quasi zweidimensional, die Druckverteilung möglichst genau zu berechnen.

Aus dem bisher Erklärten folgt, daß es sich bei den berechneten Lasten um rein hydraulische Lasten handelt. Die Wirkung dieser Lasten auf die Strukturen kann eine Verstärkung der tatsächlich wirksamen Schubkräfte zur Folge haben. Dieses zu klären, ist eine Aufgabe der notwendigen strukturdynamischen Untersuchungen des Druckbehälters, des Tragesystems und der Betonstrukturen.

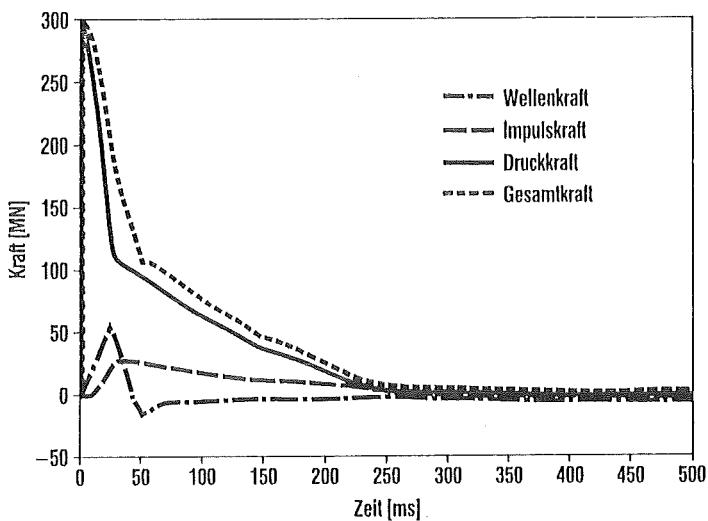


Abb. 7: Verlauf der Reaktions(Schub)kräfte auf den RDB.

Die Einbauten des Reaktordruckbehälters werden im Modell durch Energieverlustkoeffizienten und andere hydraulische Parameter berücksichtigt. Sie werden damit als starr mit dem Druckbehälter verbunden angenommen. In Wirklichkeit

wird ein Teil der Schubkräfte direkt an diese internen Strukturen, z. B. das obere Kerngerüst, angreifen, diese abreißen und nach oben beschleunigen oder zusammenstauchen. Im Resultat führt dies zu einer Abschwächung des Schubes, der in die Druckbehälterverankerung eingeleitet wird. Dieser Effekt wird derzeitig noch nicht berücksichtigt, sollte aber noch zumindest abgeschätzt werden.

Das Modell sieht sich außerdem einigen Unsicherheiten gegenüber, die zur Zeit nicht geklärt werden können. Diese Unsicherheiten betreffen die Weise der Verlagerung der Kernschmelze (einzelne Strahlen oder vollständiger Kernabsturz?), das Vorhandensein von Restwasser im unteren Plenum, und die Weise des Versagens des Behälterbodens.

5. ERGEBNISSE

Abbildung 7 zeigt für den Referenzfall die berechnete Gesamtschubkraft, die auf den RDB wirkt, sowie die drei Beiträge gemäß der obigen Grundgleichung. Die Gesamtkraft wird dominiert von der Druckkraft, die ihr Maximum zu Anfang hat, weil die Druckdifferenz an der Bruchfläche am Anfang am größten ist. Die Wellenkraft und die Impulskraft starten bei Null und wachsen in den ersten 25 ms bis zu ihrem Maximum, etwa eine Größenordnung kleiner als die Druckkraft.

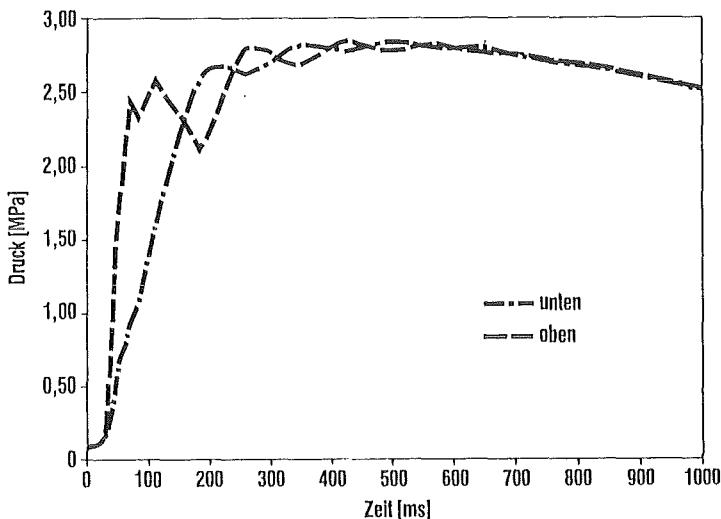


Abb. 8: Verlauf des Druckaufbaus in der Reaktorgrube.

Die Zeitdauer von 25 ms ist eine charakteristische Größe für diese Analyse in zweierlei Hinsicht. Erstens öffnet die effektive Querschnittsfläche in diesen 25 ms auf die volle Größe, was die Druckentwicklung in der Ausdehnungszone zwischen Behälterrumpf und wegfliegendem Boden und damit die Druckkraft stark beeinflusst. Dies äußert sich in der Druckkraftkurve in einem Knick von einem starken Abfall zu einem flacheren Absinken. Zweitens benötigt die Dekompressionswelle von der Bruchstelle bis zum Behälterdeckel etwa 25 ms, was sich deutlich widerspiegelt in der Wellenform der Kurve der Wellenkraft.

Die Anfangsschubkraft beträgt annähernd 300 MN, sie nimmt jedoch sehr schnell, innerhalb von 200 ms, um eine Größenordnung ab. Das Schubkraftmaxi-

rum hängt stark von der Leckgröße und dem internen Anfangsdruck ab, bedingt durch den dominierenden Anteil des Druckbeitrags, der an der Bruchebene wirksam ist. Die obige Grundgleichung lehrt, daß die Druckkraft proportional zur Druckdifferenz an der Bruchstelle und zur Bruchfläche ist. Läßt man die kleineren Beiträge der Impuls- und Wellenkraft beiseite, ist die Gesamtschubkraft, ungefähr proportional zum inneren Druck und zur Bruchgröße.

In Abbildung 8 ist der Druckaufbau in der Reaktorgrube an zwei Orten dargestellt, oben (Volumen 31) an den Überströmöffnungen und unten in der Kernfängergrube im untersten Volumen. Nach einem Druckausgleich zwischen oben und unten innerhalb 0,5 s stellt sich eine hohen Druckniveau von 2,8 MPa in der Reaktorgrube ein, daß relativ langsam abklingt. Der hohe Grubendruck liefert eine zusätzliche, länger wirkende Last von 75 MN auf den Ringträger, dem eine exponentielle Fläche von 25 m² zugemessen wird.

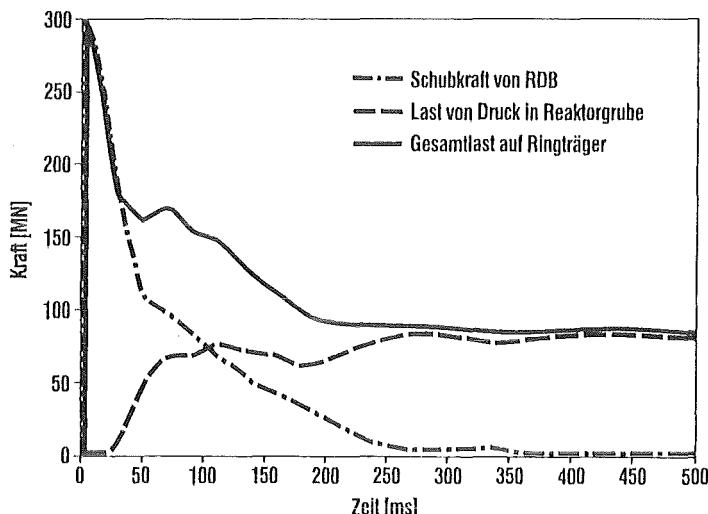


Abb. 9: Verlauf der hydraulischen Lastbeanspruchung des Ringträgers.

Daraus ergibt sich die in Abbildung 9 gezeichnete Last-Zeit-Funktion für die RDB Tragekonstruktion. Die Belastung hat zu Beginn den Spitzenwert von 300 MN, nimmt erst schnell (innerhalb 50 ms) dann langsamer (innerhalb 200ms) ab auf ca. 90 MN und verharret über einige Sekunden auf einem hohen Niveau von etwa 80 MN.

Ein weiteres Ergebnis ist, daß die kinetische Energie mit der RDB-Boden auf das Betongitter auftrifft, einen Wert von 130 MJ hat.

6. SCHLUSSFOLGERUNG

Die Abtragung einer Spitzenlast von 300 MN, auch wenn sie nur einen Sekundenbruchteil dauert, vom RDB in das Fundament, wird eine erhebliche Vergrößerung der Beton- und Armierungsquerschnitte der ganzen RDB-Umbauung erfordern. Dies scheint aber technisch machbar zu sein [6]. Problematischer ist die Kopplung zwischen RDB und Ringträger. Die Pratzen am RDB, in Höhe der Hauptkühlmittelleitungen, können beim Kessel des jetzigen Konvoityps insge-

samt etwa 77 MN übertragen [2]. Bei Verdopplung der Pratzenzahl und gleichzeitiger Vergrößerung der Pratzen ließe sich nach Herstellermeinung [7] die Grenztragfähigkeit der Pratzen auf 150 MN erhöhen. Diese erhöhte Tragfähigkeit der Pratzen würde aber noch nicht ausreichen, um den RDB im untersuchten HD-Fall in der Verankerung festzuhalten. Ähnliches gilt für den Ringträger.

Unter den vorgeschlagenen, passiven Vorkehrungen zur Beherrschung des HD-Falles scheint der sicherste Weg zu sein, in der Reaktorgrube direkt über dem RDB ein massives Wehr oder mehrere, schwere Pendelstempel auf dem RDB-Deckel vorzusehen, das bzw. die nach Versagen der Tragstrukturen und dem Abriß der Hauptkühlmittelleitungen den verbleibenen Restschub des RDB abfangen und über den Tragschild nach unten ins Fundament ableiten. Im übrigen sind die Hersteller künftiger Anlagen herausgefordert, durch Konstruktionsänderungen am Druckbehälter und den primärseitigen Druckentlastungsvorrichtungen einschließlich Sicherheitsventilen den Hochdruckpfad zu entschärfen.

Die mit dem Rechenprogramm RELAP5/MOD3 gewonnenen Last-Zeit-Verläufe sind wichtige Ausgangsdaten für notwendig werdende, strukturmechanische Untersuchungen der neu zu entwerfenden Tragstrukturen am Reaktordruckbehälter und den betroffenen Betonstrukturen. Im vorangegangenen wurde auf Unzulänglichkeiten bei der Modellierung des gestellten Problems aufmerksam gemacht. Die gezeigten Ergebnisse sind daher relativ zu der verwendeten Rechenmethode und den gemachten Annahmen zu bewerten.

7. REFERENZEN

1. HENNIES,H.H., KESSLER,G., EIBL,J., 1989, "Improved Containment Concept for Future Pressurized Water Reactors," 5th Internat. Conf. Emerging Nuclear Energy Systems (ICENES '89), Karlsruhe, S. 19-24
2. Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS), 1989, Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B.
3. CARLSON, K. E.; ALLISON, C. M. et al., 1990, RELAP5/MOD3 Code Manual (4 Volumes), NUREG/CR-5535, EG&G Idaho, Inc.
4. JACOBS, G. J., 1991, "Loads Acting during Reactor Pressure Vessel Blowdown at High Pressure," Seventh proceedings of nuclear thermal hydraulics, American Nuclear Society, pp. 57-63.
5. SCHINKE; RITTER, 1992, Unveröffentliche Mitteilung, KfK.
6. EIBL, J., 1990, "Zur bautechnischen Machbarkeit eines alternativen Containments für Druckwasserreaktoren -Stufe1-", Karlsruhe.
7. SIEMENS AG , 1992, Unveröffentlichte Mitteilung, Erlangen.

32.06.01/07A

**Thermal interaction of core melt and coolant
(steam explosion)**

PSF 0N2H

**(H.H. Brüggemann, F. Huber, I. Kornelson,
W. Peppler, D. Raupp, M. Will, H. Will, IRS)**

Complementary to the development of computer programs describing core melt accidents, experiments are carried out investigating the phenomena of premixture of melt and water and thermal interaction.

The experimental program is divided into three parts:

- **Exploring tests**

They are primarily performed to develop the experimental technique, as melt generation, test control, triggering, measurement of pressure and energy, and high speed cinematography.

- **Premixing tests**

In these tests the intermixing of melt streams penetrating into water is investigated, which is caused by thermal and hydrodynamic interactions at the surface of the streams.

- **Energy conversion tests**

The conversion of thermal into mechanical energy will be studied under various conditions in order to determine an upper limit.

Up to now 5 experiments were carried out within the frame of exploration tests, with 3 of them running successfully: Test ICT 1 with trigger alone, ICT 4 interaction of melt with water without trigger, and ICT 5 triggered steam explosion.

Significant differences in the pressure time histories of "trigger alone" and "steam explosion" are visible only after the trigger pressure has declined. The pressure caused by evaporation is in the order of 50 bars and durates over 0,5 ms. This is mainly determined by the parameters chosen, namely low height of the water column above the interaction zone and absence of a flow constraint.

The pressures measured in the test without trigger were lower than the sensitivity threshold which depends on the overall range of the gauges and was 10 bars.

32.06.01/07A

**Thermische Wechselwirkung von Kernschmelze und
Kühlmittel (Dampfexplosion)**

PSF 0N2H

**(H.H. Brüggemann, F. Huber, I. Kornelson,
W. Peppler, D. Raupp, M. Will, H. Will, IRS)**

Komplementär zur Entwicklung von Computerprogrammen zur Beschreibung einer Dampfexplosion während eines Kernschmelzunfalls werden Experimente zu den beiden Problemschwerpunkten der Vorvermischung von Schmelze mit Wasser und der thermischen Wechselwirkung durchgeführt.

In den Experimenten wird eine aus der Reaktion von Aluminium-Thermit erzeugte Schmelze als Simulator für die Kernschmelze eingesetzt. Durch spezielle Ausbildung des Schmelzegenerators wird dabei überwiegend geschmolzenes Aluminiumoxid abgelassen. In der gegenwärtigen Versuchsphase beträgt die Schmelzmasse 5-6 kg, für spätere Versuche sind 50 kg vorgesehen. Die Temperatur der Schmelze beträgt etwa 3300 K, d. h. 1000 K über dem Schmelzpunkt von Aluminiumoxid. Sie kann durch Zuschlagstoffe wie Aluminiumoxid auf niedrigere Temperaturen eingestellt werden.

Das experimentelle Programm gliedert sich in drei Bereiche:

- **Explorationsversuche**

Sie dienen in erster Linie der Entwicklung der Versuchs- und Meßtechnik, wie Schmelzenerzeugung, Versuchssteuerung, Triggerung, Druck- und Energiemessung, Hochgeschwindigkeitskinematographie.

- **Vorvermischungsversuche**

Bei diesen Versuchen werden unter verschiedenen Randbedingungen die Vermischungsvorgänge eines oder mehrerer Schmelzenstrahlen beim Eintritt in ein Wasserpool untersucht. Durch thermische und hydrodynamische Wechselwirkungen an der Oberfläche kann sich die für eine Dampfexplosion notwendige grobe Vorvermischung von Schmelze und Kühlmittel einstellen.

- **Energiekonversionsversuche**

Bei einer Dampfexplosion wird ein Teil der Wärme in mechanische Energie gewandelt. Die Höhe der Konversionsrate bestimmt die Auswirkungen einer Dampfexplosion. Unter verschiedenen Randbedingungen, die sich u. a. aus den Versuchen zur Vorvermischung ergeben, wird die Energiefreisetzung gemessen und die maximale Konversionsrate bestimmt.

Im Rahmen der Explorationsversuche wurden bislang 5 Experimente durchgeführt. Hiervon sind 3 auswertbar.

Fig. 1 zeigt den Versuchsaufbau. Im Thermitgenerator wird eine Schmelze von ca. 2950 K erzeugt. Bei der Reaktion wird zusätzlich absorbiertes Gas freigesetzt, das in dem abgeschlossenen System einen Ejektionsdruck von etwa 2,5 bar ergibt.

Sobald die Reaktionsfront des Thermits bis zum Boden des Schmelzenbehälters vorgedrungen ist, öffnet sich eine Kammer, in die das Eisen infolge seiner höheren Dichte abfließen kann. Nach einer kurzen Zeitspanne ist die Reaktion auch im Ablaßrohr bis zu einer Folie vorgedrungen. Das Schmelzen der Folie leitet die Ejektion der Schmelze (überwiegend Al_2O_3) ein. Die Signale zweier dicht vor der Folie angeordneter Thermoelemente lösen, nach Überschreiten einer Grenztemperatur, den Start der drei Hochgeschwindigkeitskameras aus. Durch weitere Thermoelemente wird der Ausfluß von Schmelze aus der Austrittsöffnung detektiert. Nach Ablauf einer Verzögerungszeit erfolgt die Zündung des Sprengtriggers. Diese Verzögerungszeit wird so gewählt, daß eine größere Menge Schmelze ins Wasser eingebracht wird, die aber nicht bis auf den Boden des Versuchsgefäßes vordringt. Stellt sich eine intensive Vorvermischung zwischen Schmelze und Wasser ein, kann durch die Druckwelle des Sprengtriggers eine mehr oder weniger heftige thermische Reaktion (Dampfexplosion) ausgelöst werden.

Im Versuch ICT 1 wurde der Sprengtrigger ausgelöst, bevor Schmelze ins Wasser eintrat, d. h. in diesem Experiment wurde die Wirkung des Triggers bezüglich Druckentwicklung, Wasserauswurf, usw. erfaßt. Diese Kenntnisse sind notwendig bei der Beurteilung einer getriggerten Dampfexplosion. Die Spitzendrücke im Nahbereich des Triggers waren höher als 1000 bar (Fig. 2), bei Anstiegszeiten von etwa 5 μs .

In Versuch ICT 4 wurde Schmelze in das Versuchsgefäß abgelassen, ohne daß der Trigger ausgelöst wurde. Die hierbei gemessenen Drücke waren geringer als die Ansprechschwelle der Druckaufnehmer, d. h. geringer als 10 bar. Die intensive Verdampfung beim Kontakt der heißen Schmelze mit dem Wasser führte zu einer heftigen Verdampfung, diese bewirkte den Auswurf von Schmelze und Wasser aus dem Versuchsgefäß. Das nach dem Experiment im Versuchsbehälter und außerhalb gefundene Aluminiumoxid besteht u. a. aus erstarrten Hohlkugeln.

In Versuch ICT 5 fand erstmals eine getriggerte Dampfexplosion statt (Fig. 3). Die gemessenen Drücke zeigen erst nach Abklingen der durch den Trigger verursachten Druckspitzen eine deutliche Druckverstärkung im Vergleich zu ICT 1. Dies wird in Fig. 4 am Beispiel der Druckaufnehmer D1, 370 mm unter dem Wasserspiegel liegend, demonstriert. Diese Druckaufnehmer liegen in einer Meßebene,

wo während der Triggerdruckphase noch einphasiges Wasser vorlag. In den weiter obenliegenden Meßebenen, in die heiße Schmelze bereits vorgedrungen war und ein Wasser-Dampf-Gemisch erzeugt hatte, sind Unterschiede schon in der Triggerdruckphase sichtbar.

Die Filme von Versuch ICT 5 zeigen eine plötzliche, im Vergleich zu ICT 4 wesentlich größere Dampfentwicklung. Die nach dem Versuch wiedergefundenen Aluminiumoxidpartikel haben eine feinere Zerteilung, meist eine kugelige Gestalt und sind hohl (Fig. 5).

Die Experimente werden mit verbesserter Versuchstechnik fortgeführt.

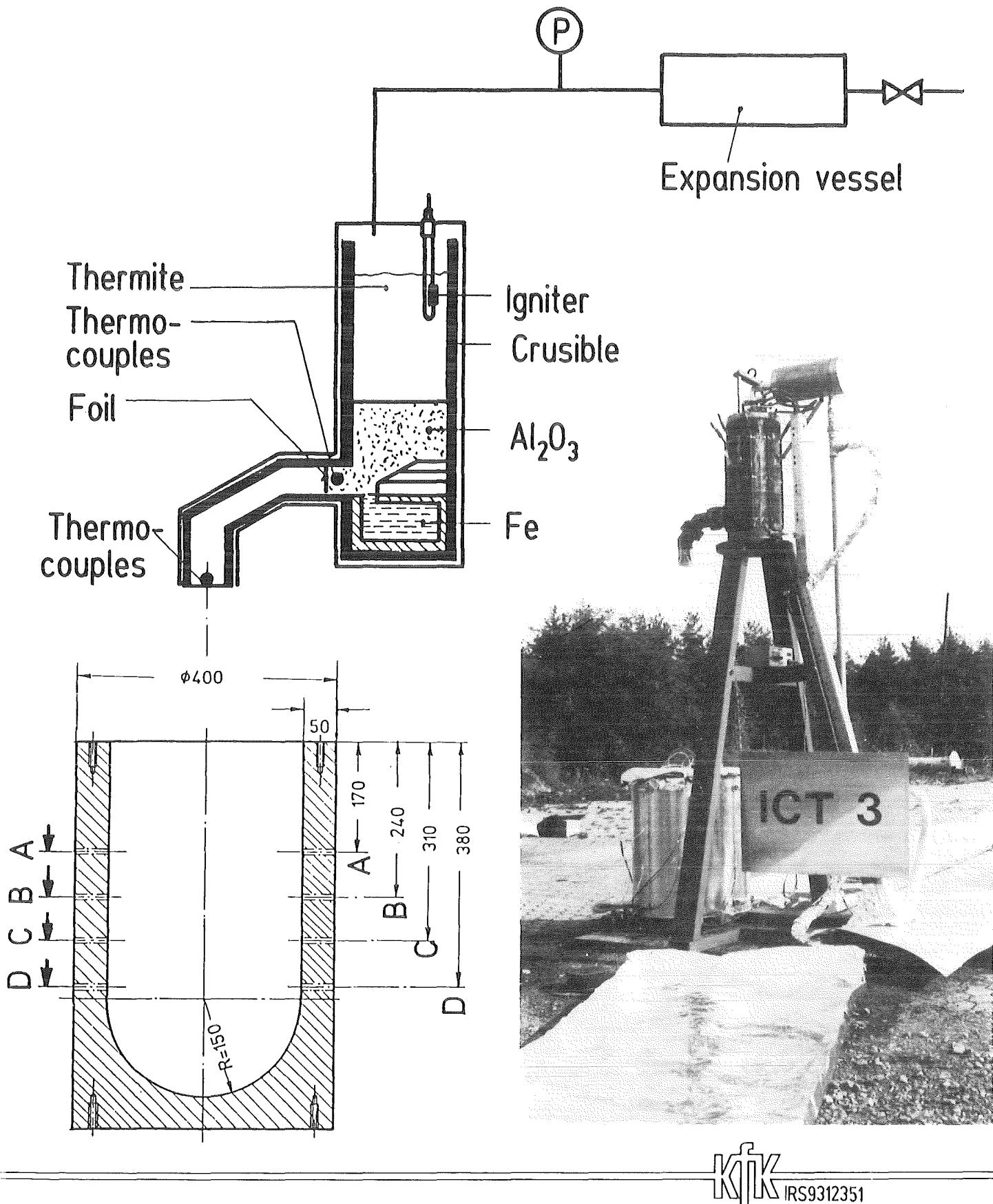


Fig. 1 ICT, Test Facility

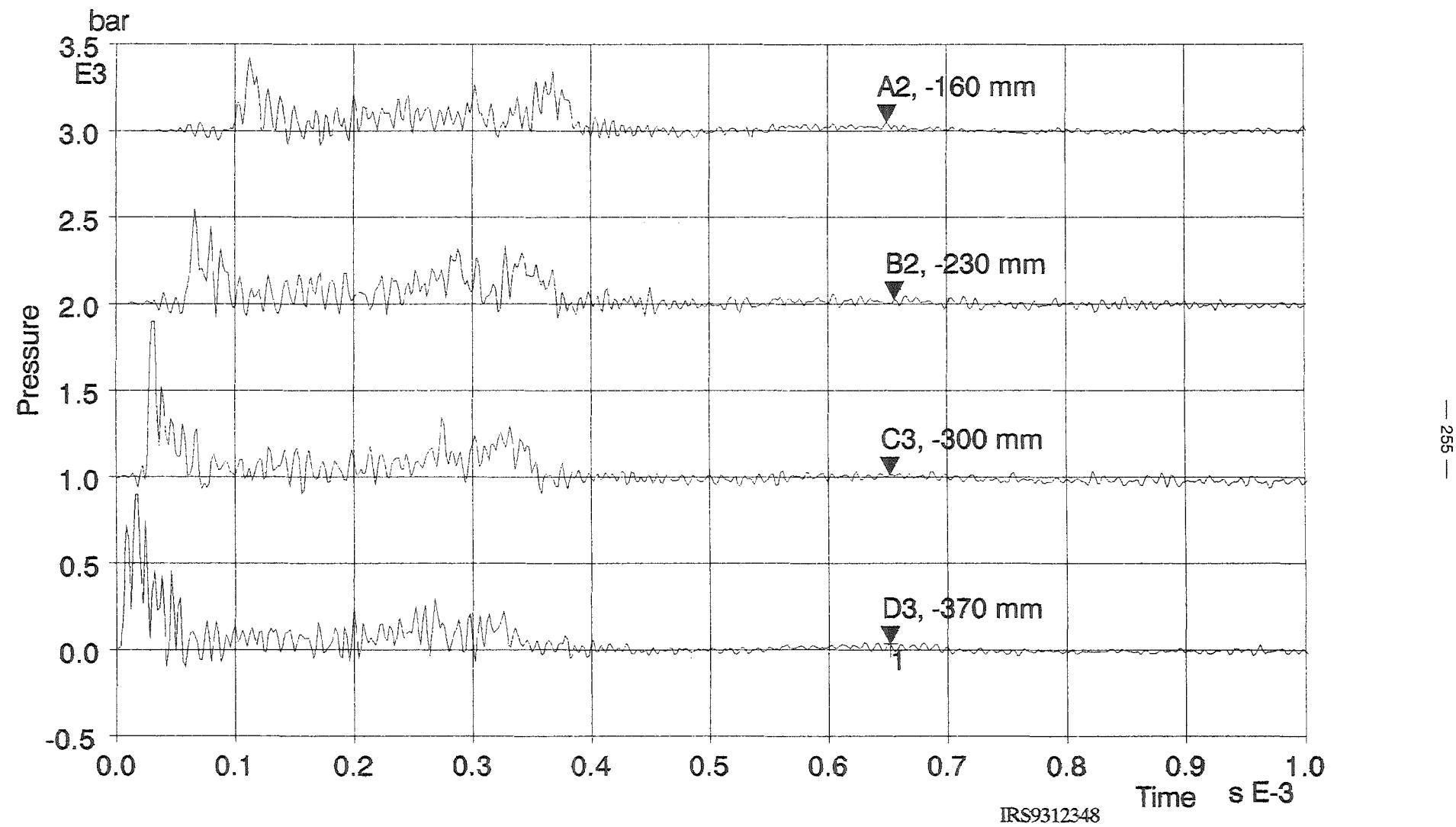


Fig. 2 ICT1, Pressures Caused by Trigger alone

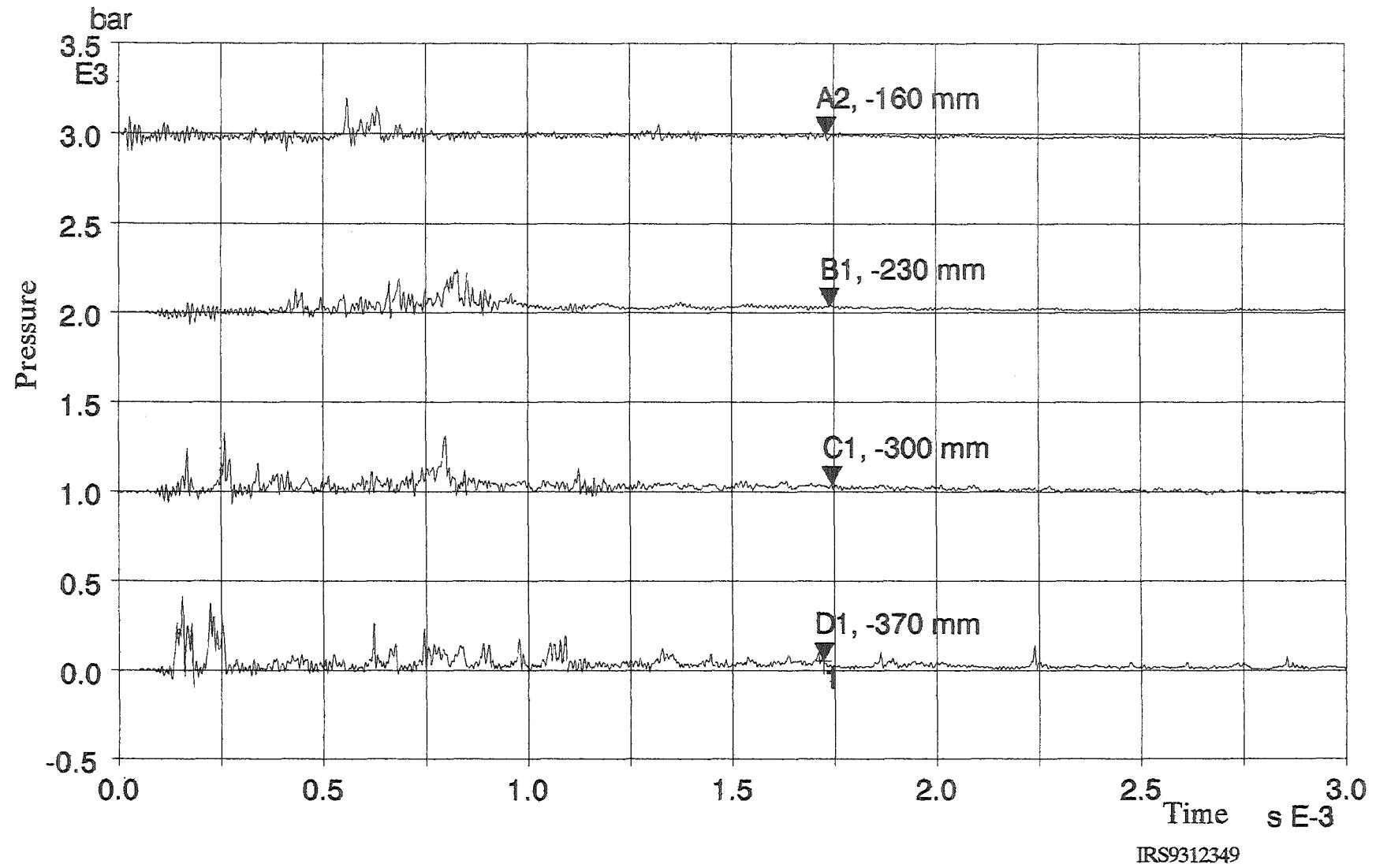


Fig .3 ICT5, Pressures Caused by Triggered Steam Explosion

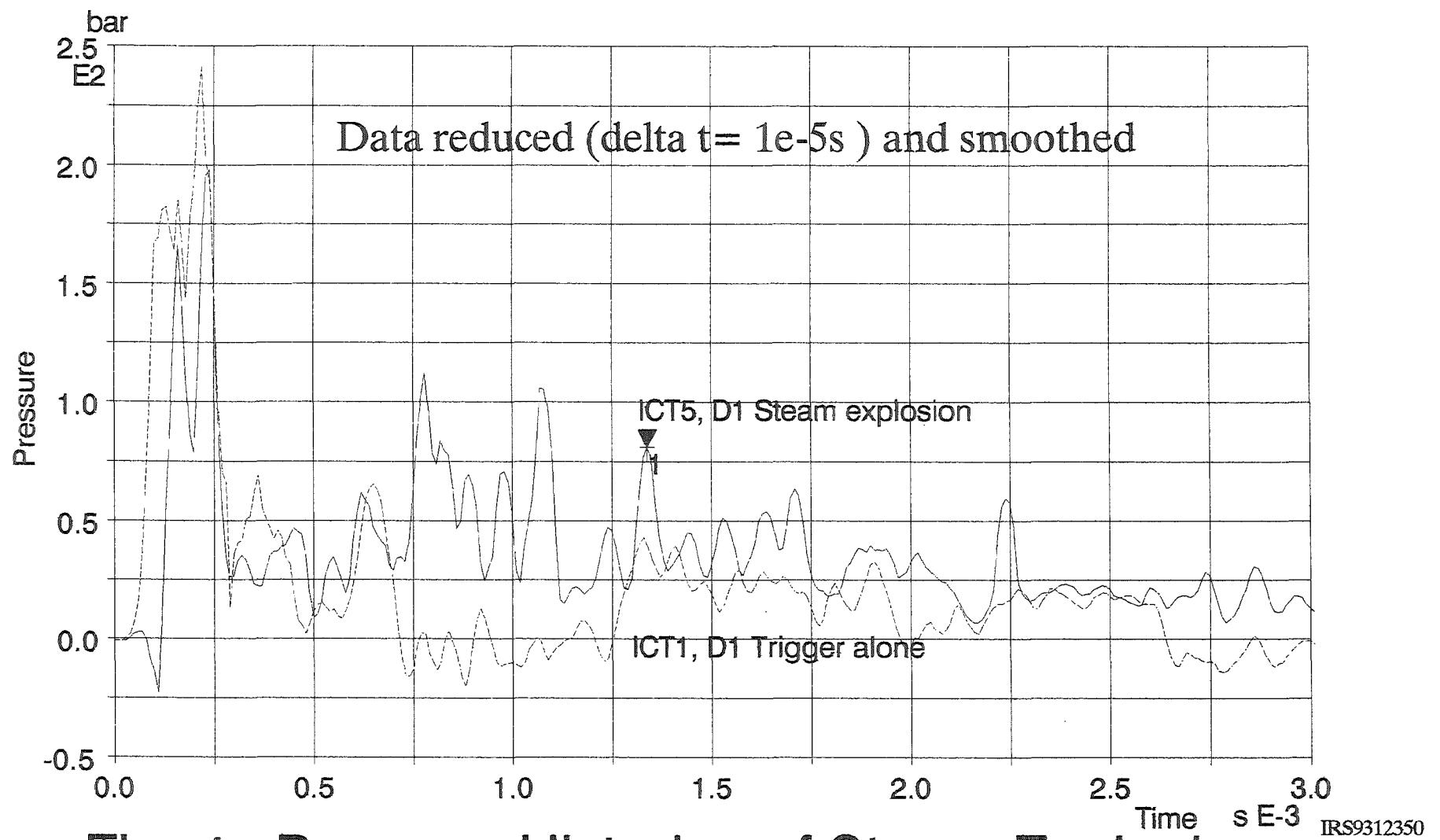
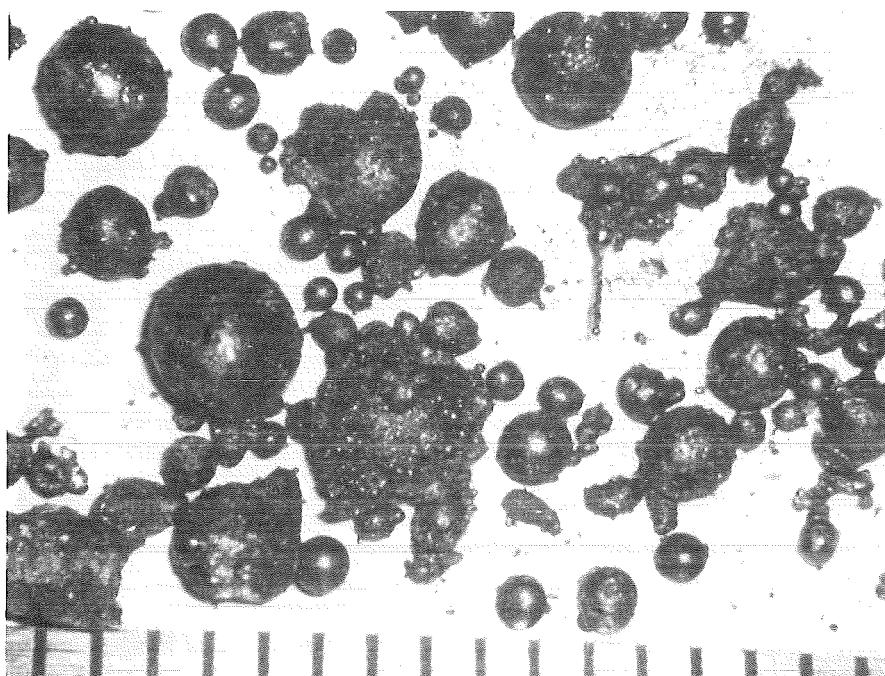
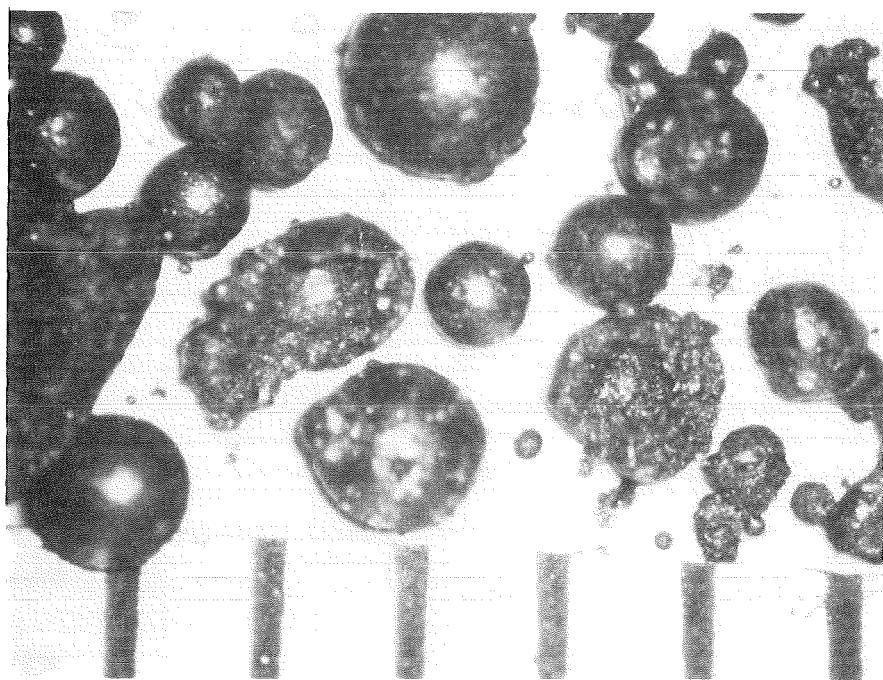


Fig. 4 Pressure Histories of Steam Explosion
and Trigger alone



→ ←
1 mm



→ ←
1 mm

KIK IRS9312323

Fig. 5 ICT5, Random Collection of Particles > 1mm found outside the Reaction Vessel

32.06.02 Langfristig kühlbare Kernschmelz-Konfigurationen

32.0602/01A Long Term Coolability of a Core Melt

PSF 0N1M (H. Alsmeyer, H. Schneider, W. Tromm, IATF)

During the period of reporting studies on the core catcher design for a new containment concept jointly developed by KfK and Karlsruhe University, have been continued at the IATF. The core catcher is designed essentially on the basis of knowledges obtained at the BETA facility of KfK where the interaction of core melt and concrete was studied; accordingly, the core melt is assumed to spread quickly on a sacrificial layer of the core catcher, followed by fragmentation of the melt by water inflow from the bottom /1/.

In order to study the fragmentation of a melt caused by the inflow of water, evaporation, fragmentation and hence the development of new surfaces having reaction on the process of evaporation, laboratory scale experiments were performed with plastic and metallic melts /2/. The plastic melt possesses an amorphous solidification behavior and a viscosity similar to those of the oxidic part of the core melt; however, in the laboratory scale experiments the maximum melt temperature of 265°C is clearly lower than that of the core melt of approx. 1500°C. The results of the experiments can be summarized to the following observations and relations: The melts are always fragmented by 10 mm diameter of the flooding cross-section. Only by 6 mm diameter, 0 mbar water inlet pressure and stratified melts, no water penetrates into the melt so that the melt is solidified as a compact block. The process of fragmentation strongly depends on the thermal conductivity and the viscosity of the melt as well as on the water inlet pressure. With diminishing viscosity and likewise by high flooding water pressure, the melt undergoes quicker fragmentation.

In order to be able to conduct more detailed large scale experiments with sustained heated melts (COMET experiments), the BETA facility is presently modified. The principal component of the facility is a horizontal induction coil of 1 meter diameter for heating flatly spread metal melts. The core melt is simulated in these experiments - as previously in the BETA facility - by iron and alumina melts generated in a thermite reaction. The beginning of preliminary experiments is scheduled for late 1993. The start of the series of experiments is expected at the beginning of next year.

32.06.02/01A Langfristige Kühlbarkeit einer Kernschmelze
PSF 0N1M (H. Alsmeyer, H. Schneider, W. Tromm, IATF)

In dem Berichtszeitraum wurden die Arbeiten zu der Kernfängerkonstruktion /1/ fortgesetzt, die im IATF basierend auf den Erkenntnissen aus den Versuchen zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung in der BETA-Anlage konzipiert wurde. Das Konzept der Kernkühlungseinrichtung sieht vor, die Kernschmelze zunächst schnell auszubreiten, um sie anschließend durch einsetzenden Wasserzutritt von unten und die damit verbundenen starken Verdampfungsprozesse fragmentieren und kühlen zu können.

Kann ein bestimmter Fragmentierungsanteil nachgewiesen werden, könnte der Durchmesser der Konstruktion entsprechend kleiner ausfallen, da dann auch größere Schichthöhen trotz der geringen Wärmeleitfähigkeit der keramischen Materialien kühlbar sind. Daher ist ein grundsätzliches Verständnis der Phänomene und des Ablaufs von Fragmentierungsvorgängen notwendig, um eine sichere Kühlbarkeit zu erzielen.

Laborexperimente mit Kunststoff- und Metallschmelzen

Die Fragmentation der Schmelze geschieht in der Kopplung von Wasserzutritt von unten, Verdampfung des eindringenden Wassers und Aufbrechen der Schmelzenschicht. Damit werden neue Oberflächen geschaffen, die Rückwirkung auf den Verdampfungsprozeß haben und die Kühlung verbessern. Um diese Vorgänge studieren zu können, wurden bisher Experimente im Labormaßstab mit Kunststoffschmelzen durchgeführt /2/. Die klarsichtige Kunststoffschmelze besitzt ein ähnliches amorphes Erstarrungsverhalten und eine ähnliche Viskosität wie der oxidische Anteil der Kernschmelze. Um auch den metallischen Anteil der Kernschmelze in den Laborversuchen berücksichtigen zu können, wurde der Kunststoffschmelze für weitere Experimente eine Metallschmelze (Weichlot L-Sn 60 Pb) hinzugefügt.

Die Temperaturen der simulierten Schmelzen sind mit ca. 265°C deutlich geringer als die der Kernschmelze von 1500°C oder höher, erlauben aber das Verdampfen des zutretenden Wassers. Die für die hier durchgeföhrten Experimente ausgewählten Schmelzen haben die folgenden physikalischen Eigenschaften:

Kunststoffschmelze (Plexiglas):

Dichte	$\rho = 1,05 \text{ g/cm}^3$
spez. Wärmekapazität	$c_p = 1,45 \text{ kJ/kgK}$
Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 0,19 \text{ W/mK}$
Viskosität:	$\mu_1 (T=220^\circ\text{C}) = 6,0 \text{ Pa}\cdot\text{s}$
	$\mu_2 (T=240^\circ\text{C}) = 1,0 \text{ Pa}\cdot\text{s}$
	$\mu_3 (T=255^\circ\text{C}) = 0,26 \text{ Pa}\cdot\text{s}$
	$\mu_4 (T=265^\circ\text{C}) = 0,1 \text{ Pa}\cdot\text{s}$

Metallschmelze (Weichlot)

Dichte:	$\rho = 8,52 \text{ g/cm}^3$
spez. Wärmekapazität:	$c_p = 0,15 \text{ kJ/kgK}$
Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 50 \text{ W/mK}$
Viskosität:	$\mu (T=190^\circ\text{C}) = 0,017 \text{ Pa}\cdot\text{s}$

Der Versuchsaufbau (s. Abb. 1) stellt einen Ausschnitt aus der Kernfängerkonstruktion mit einem Einzelstopfen dar. Er besteht im wesentlichen aus einem Versuchsbehälter und der Flutwasserzuführung. Der Versuchsbehälter besteht aus 2 Kammern, die thermisch voneinander getrennt und übereinander angeordnet sind. Die obere Kammer, der Schmelzenbehälter, besitzt eine rechteckige Grundfläche von $100 \times 40 \text{ mm}$ und eine Höhe von 200 mm . In den beiden Längsseiten sind quadratische Glasfenster von $100 \times 100 \text{ mm}$ eingelassen. Diese Sichtfenster und die Transparenz der Kunststoffschmelze ermöglichen die Beobachtung des Fragmentationsprozesses bei Eindringen des Wassers in die heiße Schmelze. Im Boden des Behälters ist mittig ein oben geschlossenes Glasrohr mit 10 mm Innendurchmesser eingesetzt. Zu Versuchsbeginn wird dieses Glasrohr abgeschlagen und damit ein momentaner Wasserzutritt aus dem unteren Behälter ermöglicht.

Zur Temperaturerfassung sind im oberen Behälter je 3 Thermoelemente 30 bzw. 50 mm über dem Behälterboden und mittig bzw. 25 mm links und rechts von der Zentralbohrung angebracht. Vor Versuchsbeginn wird der Schmelzenbehälter mit der Schmelze in einem Ofen separat aufgeheizt und nach Erreichen der eingestellten Temperatur auf den unteren Versuchsbehälter aufgesetzt. Diese untere Kammer, der Wasserbehälter, besitzt die gleiche Grundfläche wie der Schmelzenbehälter und ist 120 mm hoch. Ein 7. Thermoelement befindet sich in dem Wasserbehälter kurz unterhalb der Bodenplatte in der Nähe des Glasrohres. Die Wasserzuführung erfolgt über einen

Wasserzähler von einem Flutwasserbehälter aus, der in einer vorgegebenen Höhe positioniert wird, um den Flutwasservordruck einstellen zu können. Als Meßwerte werden insgesamt 7 Temperaturen, davon sechs in der Schmelze und eine im Wasserbehälter, der Absolutdruck im Wasserbehälter und der Flutwasservolumenstrom erfaßt. Zur optischen Versuchserfassung werden eine Videokamera, eine Hochgeschwindigkeitskamera und eine Kleinbildkamera verwendet.

Als ein wichtiger Parameter wurde in den Experimenten die Schmelzenzusammensetzung variiert: Reine Kunststoffschmelze, geschichtete Metall-(unten)-Kunststoff-Schmelze und dispergierte Schmelze, bei der der Metallanteil vorab in den Kunststoff eingemischt wurde. Des weiteren wurden in den einzelnen Experimenten die folgenden Parameter variiert: Die Anfangstemperatur und damit Viskosität der Kunststoffschmelze, der Wasservordruck und der Durchmesser der Zutrittsöffnung. Nach dem Versuch werden der Druckverlust bei Durchströmen der erstarrten Schmelze und die scheinbare Volumenzunahme der Schmelze durch deren poröse Erstarrung ermittelt. Zusätzlich werden die Form und Menge des Metalls in der Wassereintrittsöffnung und des in die Kunststoffschmelze eingetragenen Metalls ermittelt.

Ergebnisse:

1. Experimente mit reinen Kunststoffschmelzen:

Für diese Versuchsserie sind in den Abb. 2 und 3 zwei typische Experimente dargestellt. Die Abbildungen zeigen 2 unterschiedliche Abläufe des Fragmentationsmechanismus durch Wasserzutritt von unten. Man erkennt in Abb. 2 deutlich die Bildung eines Einzelkanals über der Wassereintrittsöffnung. Dieser Einzelkanal bildet sich in den ersten 6 sec nach Abschlagen des Glasrohres aus. Die Schmelze hat eine Anfangstemperatur von 220°C. Bedingt durch die damit verbundene hohe Viskosität von 6.0 Pas der Schmelze steigt das durch das Einlaufrohr eindringende Flutwasser mit dem entstehenden Dampf als Säule bis zur Schmelzenoberfläche auf. Die Schmelze erstarrt im Randbereich der Wassersäule und bildet so eine stabile Kanalwand. Dies wird auch aus Abb. 4 deutlich, in der die 6 Temperaturen des Schmelzenbehälters aufgetragen sind. Wegen des einströmenden Wassers sinken die Temperaturen von Thermoelement 6 und 3 im Bereich des Zen-

tralkanals (zur Positionierung der Thermoelemente s. Abb. 1) sehr schnell, während die übrigen Thermoelemente zunächst auf hoher Temperatur bleiben. Lediglich in Gebieten niedriger Strömungsgeschwindigkeit (Totwassergebieten) kommt es im weiteren Verlauf des Experiments an der Kanalwand durch entstehenden Wasserdampf zur thermischen Isolation zwischen Wasser und Schmelze. Damit ist der Wärmeübergang von der Schmelze zum Wasser an dieser Stelle herabgesetzt, und so ein Wiederaufschmelzen der Kanalwand möglich. Wasser/Dampf kann dann in die heiße Schmelze eindringen und es entstehen nachfolgend, ausgehend von der aufschmelzenden Kanalwand neue Blasen. Durch diesen Vorgang bildet sich langsam ein Fragmentationskegel bis in die obere linke und rechte Ecke aus. Die Schmelze ist nach ca. 10 min vollständig erstarrt.

In Abb. 3 ist ein 2. Fragmentationsablauf in einer Schmelze geringerer Zähigkeit zu sehen, der von dem in Abb. 2 verschieden ist. In den ersten drei Sekunden nach Abschlagen des Glasrohres bildet sich zunächst ein Einzelkanal aus, an dessen Wand während oder kurze Zeit nach der Einzelkanalausbildung Gasblasen entstehen, die seitlich in die Schmelze eintreten und diese weiter fragmentieren. So ist in Abb. 3 zu erkennen, daß bereits nach 7.0 sec die Schmelze zum überwiegenden Teil von Gasblasen durchsetzt ist. Ebenso geht dies aus den Temperaturverläufen in Abb. 5 hervor. Direkt zu Beginn kühlen sich die Temperaturen 3 und 6 über dem Stopfen durch die Bildung des wasserdurchströmten Einzelkanals ab, aber bereits nach 7.0 Sekunden führt die Blasenbildung in der Schmelze zu verzweigten Kanälen, die die Temperaturen 2 und 4 in der oberen linken und rechten Ecke des Versuchsbehälters rasch absenken. Nach ca. 1 min ist die Fragmentation bis in die untere linke und rechte Ecke des Versuchsbehälters fortgeschritten, so daß eine weitgehend fragmentierte und von Wasser benetzte Schmelze vorliegt.

2. Experimente mit dispergierten Schmelzen

Die dispergierten Schmelzen bestehen aus Kunststoffschmelzen, in die metallische Schmelzen in Form von Tröpfchen mit Durchmessern kleiner als 1 mm eingemischt sind. Der Volumenanteil des Metalls am Gesamtvolumen der Schmelze liegt je nach Experiment zwischen 20 und 40 %. Da die Undurchsichtigkeit der dispergierten Schmelze die Auswertung der Experimente erschwert, sind hier die aufgenommenen Temperaturverläufe in dem Schmelzenbehälter besonders wichtig. Durch sie erhält man Aufschluß über

den Fragmentationsverlauf in der Schmelze. In dem Versuch mit niedriger Temperatur von 240°C und einem Vordruck von 20 mbar ist aus Abbildung 6 deutlich zu Beginn eine Einzelkanalausbildung zu erkennen. Thermoelement 6 und 3 fallen sehr schnell auf eine niedrige Temperatur ab. Nach ca. 60 sec. beginnt die Fragmentierung der übrigen Schmelze in dem Schmelzbehälter. Die Schmelze ist nach ca. 1 min 30 sec stark fragmentiert erstarrt. Bei dem Versuch mit höherer Anfangstemperatur von 255°C, aber gleichem Flutwasservordruck von 20 mbar, bildet sich zunächst auch ein Einzelkanal aus, wie aus Abb. 7 anhand der Temperaturverläufe von Thermoelement 6 und 3 ersichtlich ist. Aber bereits nach 5 sec fallen die Temperaturen der übrigen Thermoelemente ab, was auf einen sehr schnell fortschreitenden Fragmentationsprozeß schließen lässt. Bereits nach ca. 1 min ist die Schmelze stark fragmentiert und vollständig erstarrt.

Die Nachuntersuchungen der erstarrten Schmelzen bestätigen, daß dispergierte Schmelzen sich hinsichtlich Fragmentierung und Kühlbarkeit ähnlich wie reine Kunststoffschmelzen verhalten.

3. Experimente mit geschichteten Schmelzen

Die geschichteten Schmelzen bestehen aus einer 4 cm hohen metallischen Schicht aus flüssigem Weichlot (Li-Sn60PB) und einer darüberliegenden Schicht aus erschmolzenem Kunststoff. Die Anfangstemperaturen der Schmelzen wurden zwischen 220 °C und 265 °C variiert. Auch in diesen Versuchen liefert der Temperaturverlauf der 6 Meßstellen T₂ bis T₇ im oberen Versuchsbehälter die wesentlichen Informationen über die Abkühlung der Schmelze und die damit verbundene Fragmentierung. Dabei liegen die Meßstellen T₂, T₃, T₄ in der oberen Schicht aus Plexiglas-Schmelze und die Meßstellen T₅, T₆ und T₇ in der unteren Metallschicht. Bei den Versuchen konnte ein dritter Zerteilungsmechanismus beobachtet werden, der durch heftige Dampfbildung beim direkten Kontakt des von unten eindringenden Wassers mit dem metallischen Teil der Schmelze verursacht wird.

Dieser sehr heftige Fragmentationsmechanismus ist aus Abb. 8 deutlich zu ersehen, in der die verschiedenen Temperaturverläufe für einen Versuch mit 255°C Anfangstemperatur und einem Vordruck von 20 mbar aufgezeichnet sind. Innerhalb der ersten 10 sec fallen nach heftigen Temperaturschwankungen alle Temperaturen schnell auf die Siedetemperatur des Wassers ab, um dann längerfristig weiter abzusinken.

Durch die gute Wärmeleitfähigkeit der Metallschmelze werden große Wärmemengen in kurzer Zeit auf das Wasser übertragen. Dabei entsteht schlagartig Dampf, begleitet von heftigen mechanischen Reaktionen. Beim Verdampfen expandiert das Wasser und drückt die Metallschmelze nach oben. Das beschleunigte Metall dringt in die Kunststoffschicht ein und wird teilweise zusammen mit Kunststoffschmelze aus dem Behälter ausgeworfen. Wegen der niedrigen Temperatur der Schmelze sind allerdings Dampfexplosionen prinzipiell ausgeschlossen. Der gesamte Prozeß läuft sehr schnell und heftig ab. Metall und Kunststoff werden dabei stark durchmischt. Nachdem das Metall erstarrt ist, tritt Wasser über feine Kanäle in der Metallschicht durch die Kunststoffschmelze hindurch. Beide Schichten sind stark porös erstarrt.

4. Ergebnisse

Die Ergebnisse der Versuche lassen sich zu folgenden Beobachtungen und Zusammenhängen zusammenfassen:

- Bei einem Flutungsquerschnitt von 10 mm Ø erfolgt durch Wasserzutritt von unten eine Fragmentation der Schmelze mit gleichzeitigem Fluten. Bei geschichteten Schmelzen mit kleinerem Flutungsquerschnitt von 6 mm Ø und 0 mbar Flutwasservordruck dringt kein Wasser in die Schmelze ein, sie erstarrt als kompakter Block.
- Bei Versuchen mit geschichteten Schmelzen dringt Metallschmelze mit steigender Temperatur vermehrt in die Zutrittsöffnung ein und verschließt diese teilweise.
- Bei den Experimenten mit reinen Kunststoff- oder dispergierten Schmelzen reicht die Verdampfung im Zulaufquerschnitt aus, um das Eindringen von Schmelze in die Zutrittsöffnung zu verhindern. Sie bleibt in allen Fällen frei.
- Der Fragmentationsprozess ist stark von der Wärmeleitfähigkeit und Viskosität der Schmelze, sowie dem Wasservordruck abhängig. Bei gleichem Flutwasservordruck bilden Schmelzen hoher Viskosität und kleiner Wärmeleitfähigkeit zu Beginn Einzelkanäle aus. Mit sinkenden Viskositäten kommt es vermehrt zur Blasenbildung mit verzweigenden Kanälen in der Schmelze, einhergehend mit einer schnelleren Fragmentierung. Beide Fragmentationsmechanismen treten niemals ganz getrennt auf. Dispergierte Metall-Kunststoffschmelzen fragmen-

tieren ähnlich wie reine Kunststoffschmelzen. Bei Kontakt von Wasser mit geschichteten Metallschmelzen kommt es aber durch sehr starke Dampfbildung zu heftigen Fragmentationsprozessen in der Schmelze und teilweisem Auswurf aus dem Schmelzenbehälter.

Die Erstarrungszeit wird von dem Flutwasservordruck, der Viskosität, der Temperaturleitfähigkeit und der benutzten Flutungsgeometrie beeinflusst. Einzelkanalbildung, niedriger Wasserdruck und ein kleiner Flutungsquerschnitt verlängern die Erstarrungszeit. Dagegen führen große Volumenströme und geringe Viskositäten aufgrund schneller Fragmentationsprozesse zu kurzen Erstarrungszeiten.

Umbau der BETA-Anlage für die COMET-Experimente

Um die Funktionsfähigkeit der Kernfängerkonstruktion zu überprüfen und eine Optimierung des Konzeptes zu erreichen, sollen Experimente mit nachbeheizten Schmelzen in der im Umbau befindlichen BETA-Anlage durchgeführt werden. Die umgebaute BETA-Anlage ermöglicht, unter Nutzung der umfassenden Erfahrungen aus den mehrjährigen BETA-Experimenten, die Untersuchung von Kernschmelzkühleinrichtungen mit simulierten, prototypischen, flachen Schmelzenschichten, in denen die Nachzerfallswärme durch induktive Beheizung ausreichend lange eingebracht werden kann. Abb. 9 zeigt die wesentlichen verfahrenstechnischen Komponenten, wie sie für die COMET-Experimente benötigt werden.

Kernstück für die Nachwärmesimulation in der umgebauten BETA-Anlage ist ein Spiralinduktor, gebildet aus einer horizontalen Spule von 1 m Ø, die die bisherige vertikal angeordnete Zylinderspule ersetzt. Dies ist erforderlich, da flach ausgebreitete Metallschmelzenschichten nur durch ebene Spulen hinreichend homogen beheizt werden können. Die Spule ist auf sternförmig angeordneten Jochblechpaketen aufgesetzt, die der besseren Magnetfeldführung dienen. Dadurch können bis zu 400 kW Heizleistung in die Schmelze übertragen werden. Benötigt werden dazu 24 Kondensatoren, die über eine Sammelschiene an die Spule angeschlossen sind. Spule und Jochbleckpakte sind in einer Unterbaukonstruktion eingebettet, die den gesamten Versuchsaufbau trägt und nach unten auf einen Tiegelwagen abgestützt ist. Nachdem die Spule von der Sammelschiene getrennt wurde, kann damit der gesamte Versuchsaufbau aus dem Versuchsbereich gefahren werden, um

die Versuchsvorbereitungen und die anschließend an den Versuch notwendigen Nachuntersuchungen wie z.B. Tiegelschnitte durchführen zu können.

Die über dem Spiralinduktor angeordnete Kühlvorrichtung ist die spezifisch auf das COMET-Kernfänger-Konzept ausgerichtete Versuchseinrichtung. Sie stellt mit einem Durchmesser von 1 m einen Ausschnitt der Kernfängerkonstruktion dar, bei dem in wesentlichen Teilen eine 1:1 Geometrie realisiert wird, so daß eine direkte Übertragbarkeit der experimentellen Ergebnisse erwartet werden kann:

Eine Bodenplatte von 1m Ø und 5 mm Stärke, versehen mit ca. 60 Löchern von 10 mm Ø, trägt eine Betonschicht von bis zu 10 cm Höhe. In diese Betonschicht sind ca. 5 cm hohe, innen hohle Kunststoffstopfen integriert, die nach unten mit einem Wasserreservoir, das über einen Vorratsbehälter mit einem bestimmten Vordruck beaufschlagt wird, in Verbindung stehen. Die auf der Betonschicht befindliche, nachbeheizte Schmelze erodiert den Beton bis zum Aufschmelzen der Stopfen, wodurch das Eindringen von Wasser in die Schmelze und eine direkte Kühlung durch Verdampfen erfolgt. Der direkte Kontakt von Wasser mit der heißen Schmelze stellt eine kritische Phase des Experimentes dar, da hierbei aus heutiger Kenntnis Dampfexplosionen oder zumindest heftige Schmelze-Wasser-Reaktionen nicht prinzipiell ausgeschlossen werden können. Diese Prozesse können jedoch durch die Menge des verfügbaren Wassers begrenzt werden. Daher wird die Wasserzufuhr zu den Stopfen einzeln oder gruppenweise erfolgen, um damit die jeweiligen Wasseranteile zu begrenzen und getrennt zu erfassen. Es ist u.a. ein wichtiges Ziel der Experimente, den Erfolg von Maßnahmen gegen das Auftreten von heftigen Schmelze-Wasser-Reaktionen und deren etwaige Notwendigkeit zu untersuchen.

Radial werden die Betonschicht und die Schmelze durch ein 5 cm starkes Magnesitalrohr von 1m Innendurchmesser und ca. 1m Höhe begrenzt. Ein Kunstharzrohr von ca. 1,7 m Innendurchmesser, versehen mit einer Betonauskleidung, wird auf die Unterbaukonstruktion aufgesetzt und nach oben an die Tiegelhaube angedrückt. Damit wird der gesamte Versuchsraum gasdicht abgeschlossen. In der Tiegelhaube befinden sich Öffnungen zur Kamerasbeobachtung, zur Ausleuchtung des Versuchsraumes und zur Messung von Druck und Temperatur im oberen Tiegelraum. Wie bei der bisherigen BETA-Anlage auch wird die heiße Thermitschmelze in dem Thermitreaktionsbe-

hälter erzeugt und über die fahrbare Gießrinne und die Eingußvorrichtung an der Tiegelhaube in den Versuchsraum abgegossen. Die Abgaszusammensetzung, der Dampfgehalt des Abgases und die Aerosolkonzentration können in der Abgasstrecke gemessen werden.

Wie erwähnt, können bei Einsetzen des Schmelze-Wasser-Kontakts heftige Verdampfungsprozesse oder gar Dampfexplosionen nicht ausgeschlossen werden. Diese würden zu einer hohen Innendruckbelastung der verschiedenen Komponenten des Versuchsbehälters führen, die als Verbesserung gegenüber der bisherigen Anlage gegen eine statische Belastung von 20 bar ausgelegt werden. Um zusätzlich keine Kräfte nach außen wirken zu lassen, werden die Unterbaukonstruktion und das äußere Kunstharzrohr mit der Tiegelhaube über 4 Zuganker, die jeweils eine Last von ca. 450 kN aufnehmen können, verspannt. Damit auch unsymmetrische, kurzzeitig wirkende Kräfte abgetragen werden können, ist die Tiegelhaube über 4 Dämpfungs-elemente an die Induktorbühne angeschraubt. Desgleichen stützt sich der Tiegelwagen über 4 Dämpfer auf die Bühne im Erdgeschoß ab.

Mit den Vorversuchen, die als Test für die Komponenten, insbesondere die Induktionsspule dienen, kann voraussichtlich im Oktober 1993 begonnen werden.

- /1/ H. Alsmeyer et al.:
Langfristige Kühlbarkeit einer Kernschmelze.
KfK-Bericht 4850, S. 254; Juli 1991.

- /2/ H. Alsmeyer et al.:
Langfristig kühlbare Kernschmelze-Konfigurationen.
KfK-Bericht 5050, S. 217; Aug. 1992.

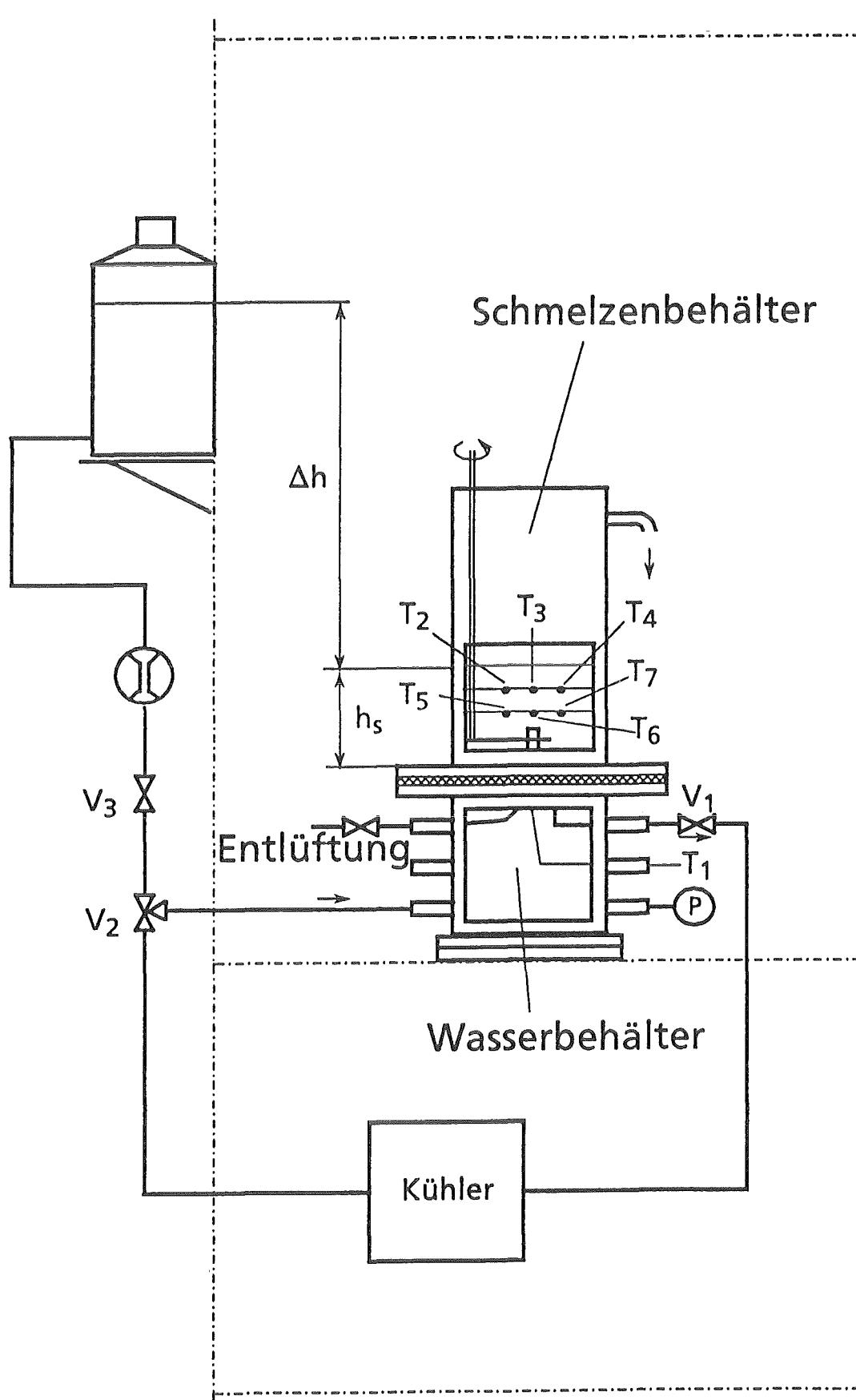
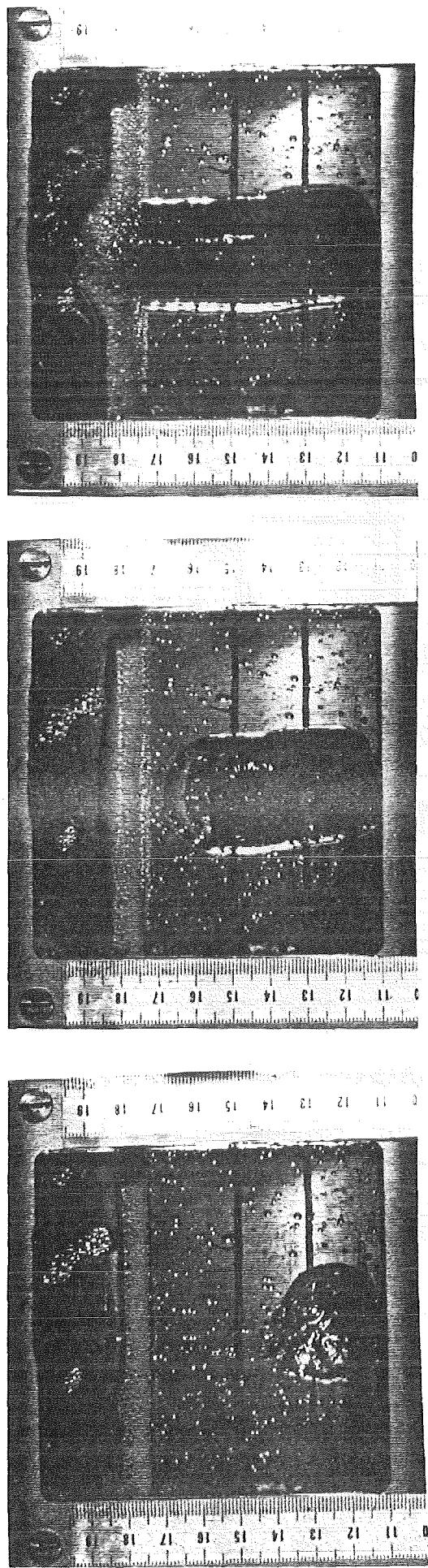
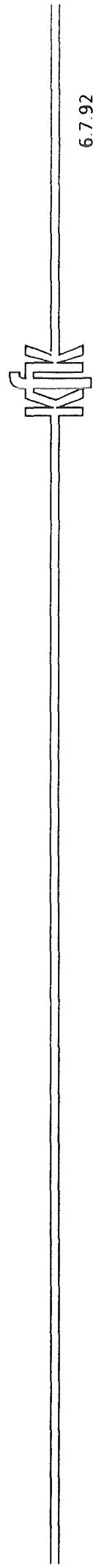


Abb. 1: Aufbau Kunststoffschmelzen- Experimente



0,9 sec 2,4 sec 6,0 sec

$T = 220^{\circ}\text{C}$, $\Delta p = 10 \text{ mbar}$



Bildung eines stabilen Einzelkanals
Formation of a single flow channel

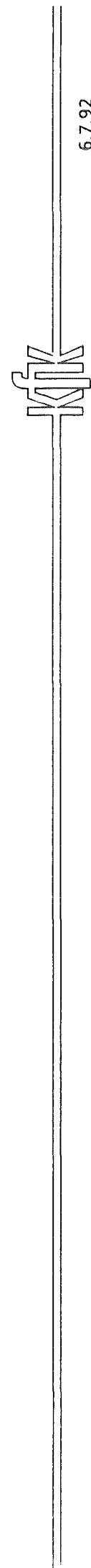
Abb. 2:



7,0 sec
 $T = 240^{\circ}\text{C}, \Delta p = 10 \text{ mbar}$

4,3 sec

7,0 sec



Bildung verzweigter Kanäle
Abb. 3: Formation of branched channels

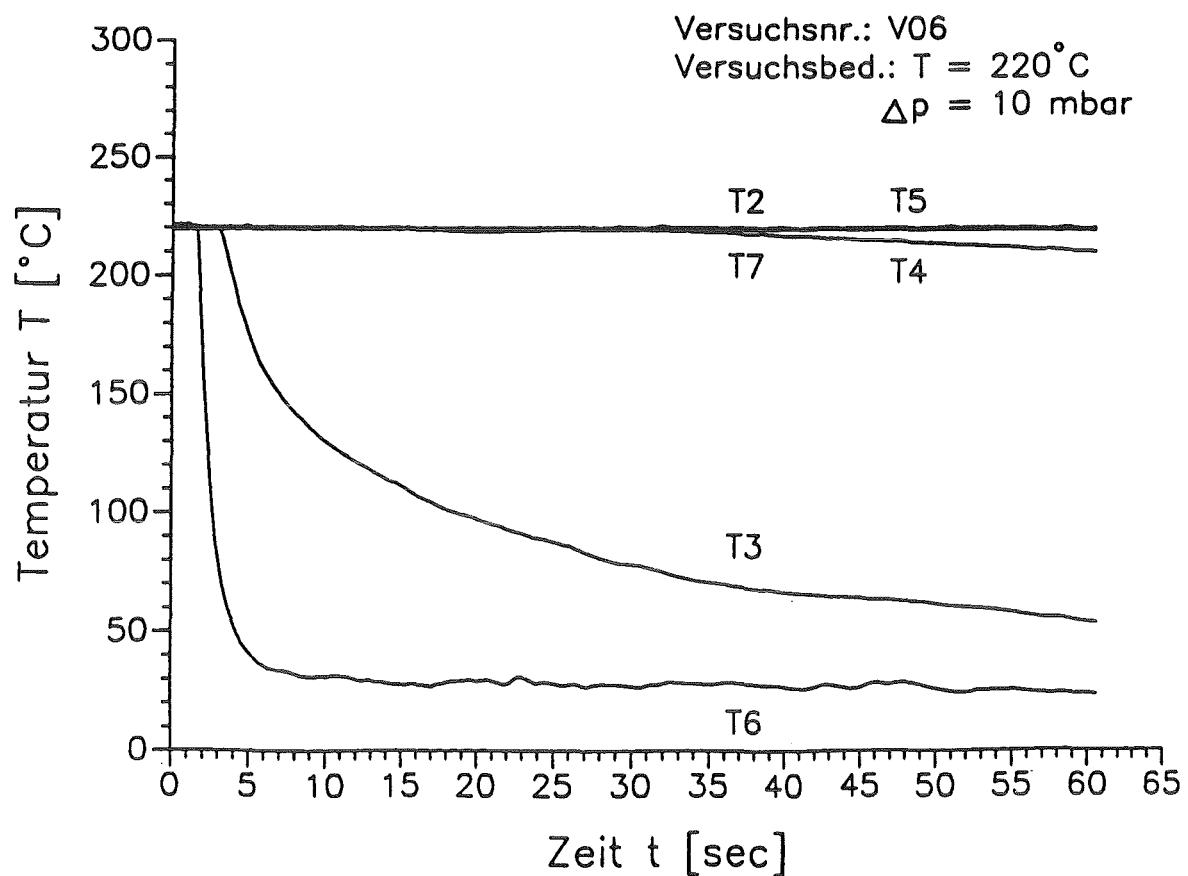


Abb. 4: reine Kunststoffschmelze

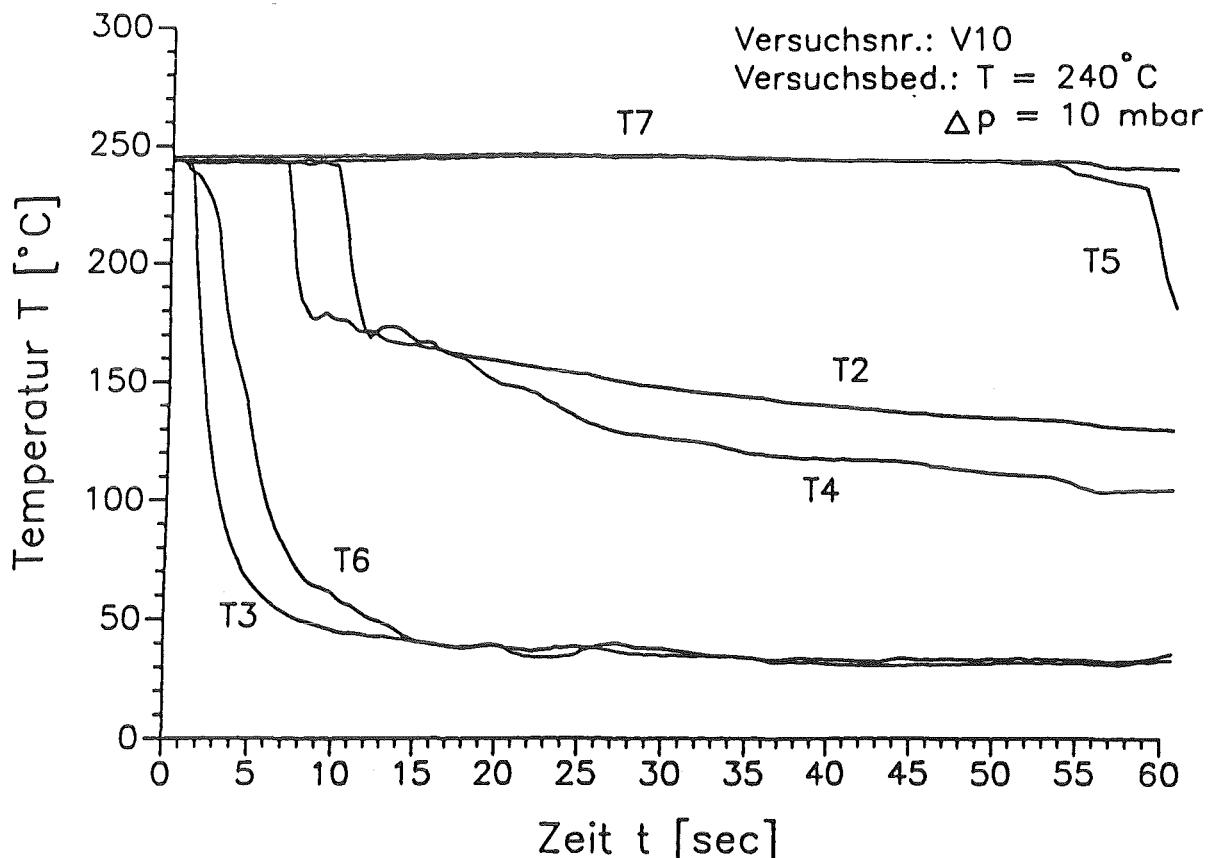


Abb. 5: reine Kunststoffschmelze

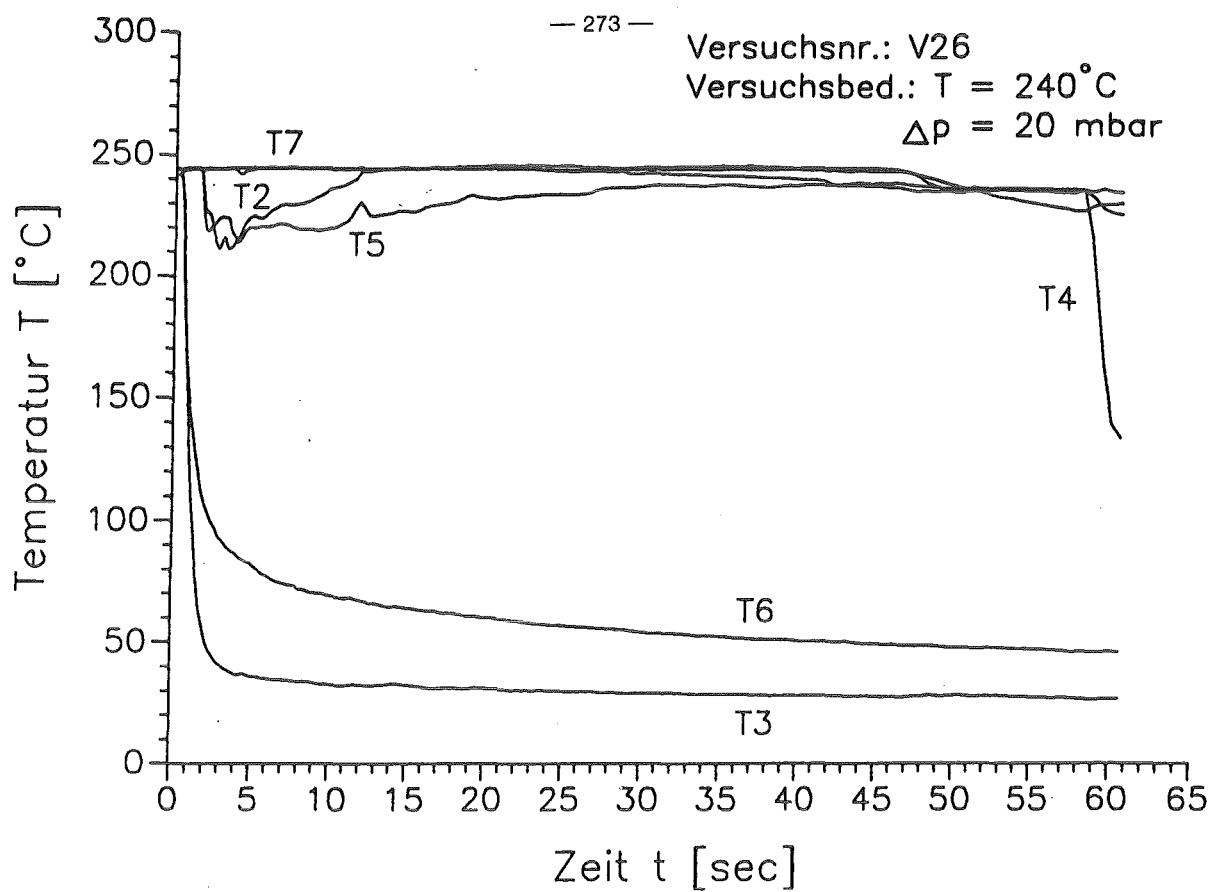


Abb. 6: dispergierte Metall / Kunststoffschmelze

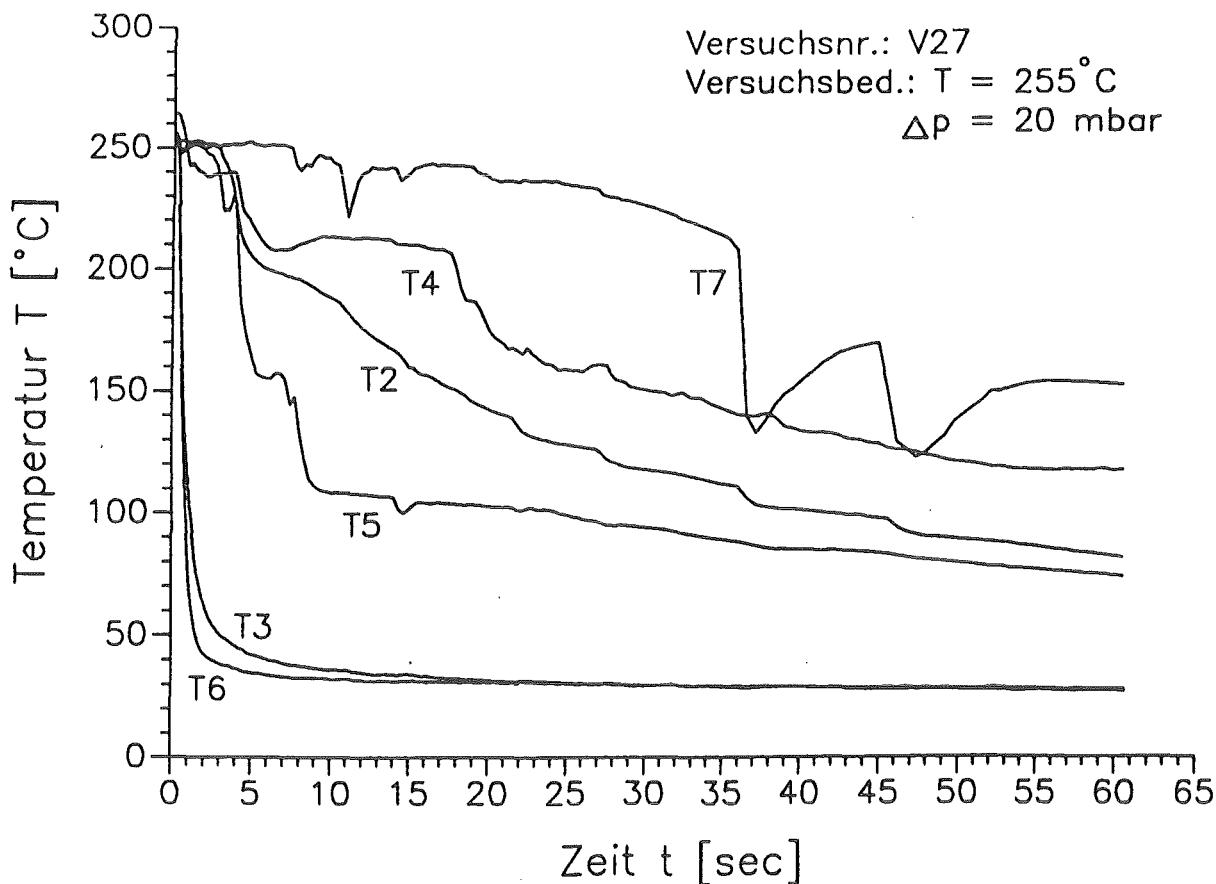


Abb. 7: dispergierte Metall / Kunststoffschmelze

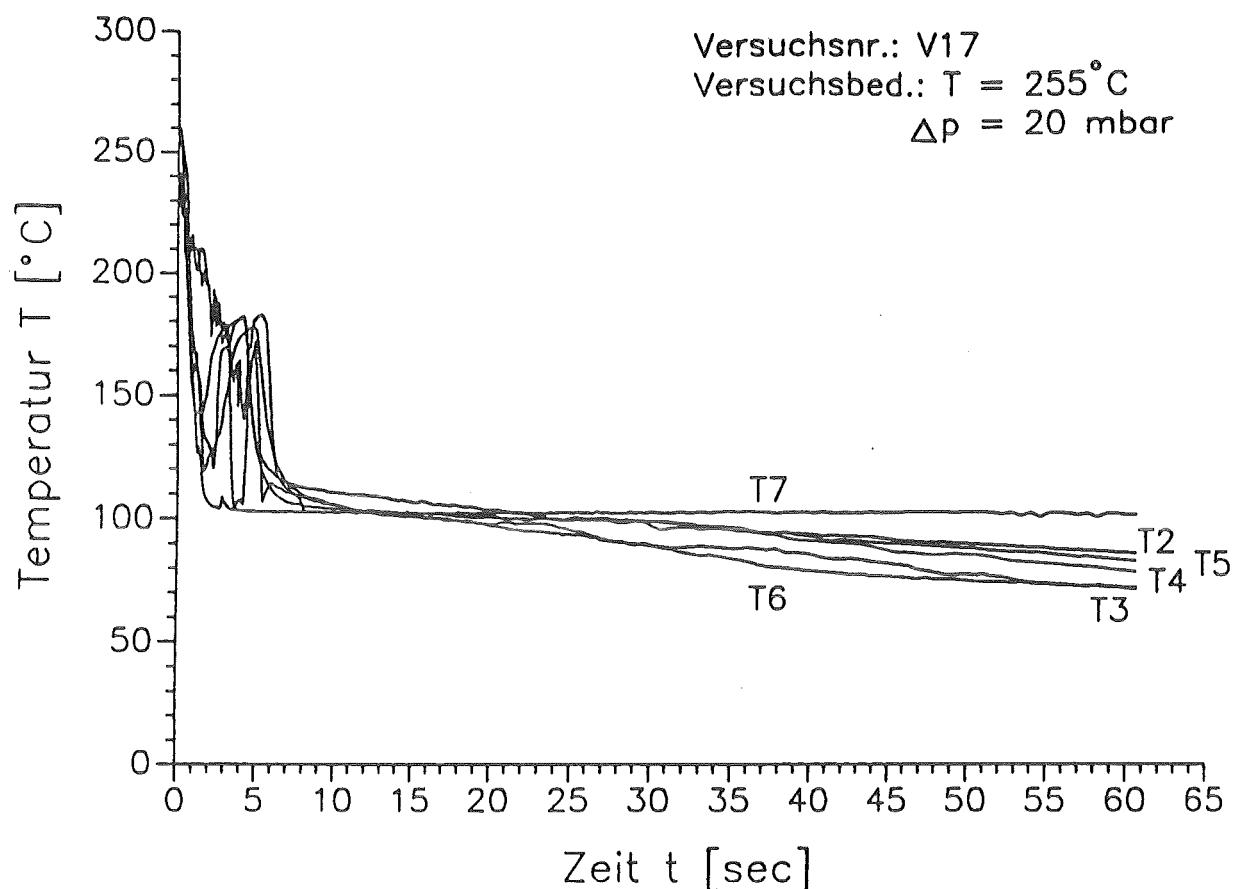


Abb. 8: geschichtete Metall / Kunststoffschmelze

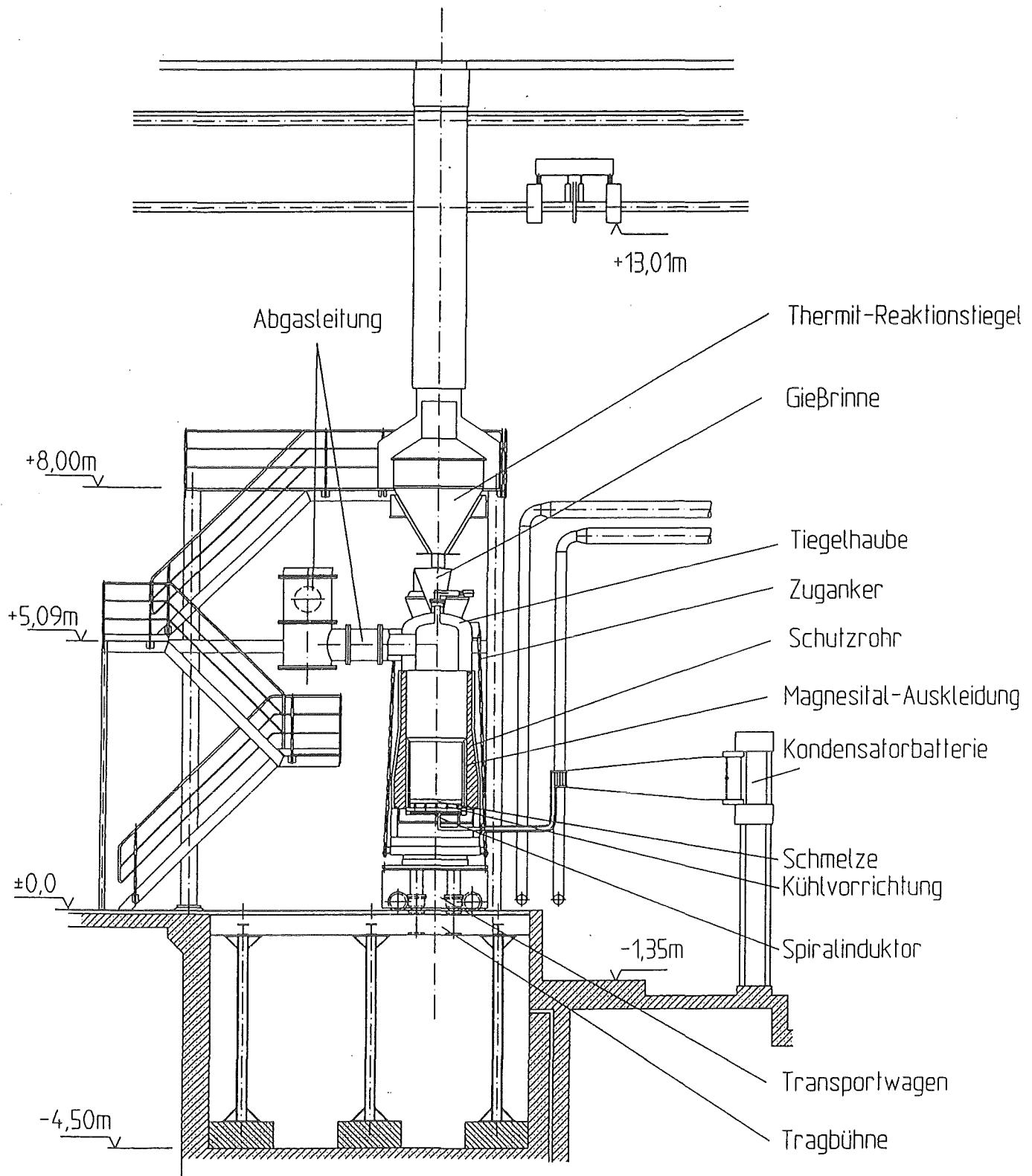


Abb. 9: Aufbau COMET- Experimente

32.06.02/02A

Retaining of a core-melt in a porous structure

INR (G. Fieg, M. Möschke, H. Werle)

Improved containment designs have been proposed for future PWR's which, based on passive mechanisms, can safely confine core melt accidents. One of the problems to be solved is the development of a core catcher which ensures safe enclosure and long term decay heat removal of the ex-vessel corium.

The proposed core catcher makes use of the available space below the reactor pressure vessel to distribute the molten corium over a sufficient large area to ensure resolidification. It consists of a staggered array of ceramic catch-pans within a particle bed made of aluminum oxide particles.

Tests concerning the transient flow of higher temperature melts into particle beds and the distribution in the pans and the bed have been done using alumina-iron thermite, and their results are presented.

32.06.02/02A

PSF 0N2A

Rückhaltung der Kernschmelze in einer porösen Struktur

INR G. Fieg, M. Möschke, H. Werle

1. Einführung

In den Containment-Konzepten für zukünftige Druckwasser-Reaktoren /1/ ist unterhalb des Reaktorbehälters Platz für einen Kernfänger vorgesehen, der die gesamte Kernschmelze aufnehmen kann.

Alternativ zu dem in /2/ vorgeschlagenen Kernfängerkonzept, bei dem sich die Schmelze als flache Scheibe auf einem Opferbett ausbreiten soll, wird hier untersucht, ob sich die Schmelze durch geeignete Strukturen sowohl in vertikaler als auch horizontaler Richtung möglichst gleichmäßig in dem zur Verfügung stehenden Volumen ($\approx 10 \text{ m } \varnothing$, $\approx 6 \text{ m Höhe}$) verteilen lässt. Eine solche räumliche Verteilung erleichtert die langfristige Kühlbarkeit.

2. Experimentelles Programm

2.1 Thermitschmelz-Anlage

Zur Untersuchung des Kernfänger-Konzepts wurden einige Experimente mit Eisen-Aluminiumoxyd-Thermitschmelzen durchgeführt. Die THERMOS-Schmelzanlage (Abb. 1), besteht im wesentlichen aus einem Reaktionstiegel, der bis zu 300 kg Thermit aufnehmen kann. Darunter befinden sich die zu untersuchenden Anordnungen, die bis zu zwei Meter hoch sein können. Die Austrittsöffnung am Tiegelboden kann durch eine ferngesteuerte Abstichvorrichtung geöffnet werden, der Düsendurchmesser beträgt 20 mm. Nach elektrischer Zündung des Thermits dauert die exotherme Reaktion je nach Menge etwa 25 - 35 s, nach 30 - 40 s findet der Abstich statt. Zu diesem Zeitpunkt sind die beiden schmelzflüssigen Komponenten Eisen und Al_2O_3 vollkommen entmischt, die Eisenschmelze strömt zuerst aus der Düse aus, anschließend die oxydische Schmelze. Bei einer Thermitmasse M (kg) liegen nach der Reaktion $0,55 M$ kg Eisen und $0,45 M$ kg Al_2O_3 vor. Die Temperatur der beiden Schmelzen liegt bei 2350 ± 50 K.

2.2 Experimente

Bei einer früheren Serie von Experimenten wurden u.a. Anordnungen von heterogenen Partikelbetten /3/ untersucht. Dieses Konzept erwies sich als nicht vorteilhaft für eine ausreichende räumliche Verteilung der Schmelze. Eine Modifizierung des Kernfänger-Konzepts wurde vorgenommen: Die Schmelze soll sich in einem Bett, bestehend aus relativ großen Partikeln (> 50 mm) ausbreiten und in flachen, übereinander geordneten Wannen aus keramischem Material im Bett aufgefangen werden (Abb. 2).

Dazu wurden zwei Simulationsexperimente, THERMOS 4 und 5, durchgeführt. Der prinzipielle Aufbau dieser beiden Experimente ist ähnlich: keramische Wannen sind in einem Partikelbett übereinander in gleichen Abständen angeordnet (Abb. 3 und 4). Die Wannen bestehen aus Cordierit, ihre Maße sind 310 mm lichte Weite und 100 mm lichte Höhe. Die Wandstärke beträgt 20 mm. Um zu gewährleisten, daß die im Partikelbett nach unten fließende Schmelze die Auffangwannen erreicht, sind zwischen den Wannen konisch geformte Ablenkringe angebracht, deren äußerer Durchmesser (550 mm) genügend groß sein sollte, um die Schmelze nach innen abzuleiten. Der Innendurchmesser dieser Ringe aus Cordierit ist kleiner als der Wannendurchmesser.

2.2.1 THERMOS 4 (Abb. 3)

Die Gesamthöhe der Anordnung beträgt 1500 mm. Der Querschnitt des Partikelbettes ist 600 x 600 mm. Fünf Wannen sind im vertikalen Abstand von 320 mm übereinandergeordnet. Der lichte Innendurchmesser der Ablenkringe ist 150 mm. Das Partikelbett, bestehend aus 32 - 50 mm Grobkies (Silikat), füllt auch die Wannen aus, pro Wanne steht somit ein freies Volumen von 3,4 ltr zur Verfügung (Porosität des Bettes 45 %).

Die vier oberen Wannen sind mit je einem Thermoelement (Typ "K", 1mm Ø) instrumentiert. Sie werden durch den Wannenboden durchgeführt und ragen etwa 3 mm in die Wannen ein. Die Thermitmasse beträgt 80 kg. Dies ergibt eine Eisenschmelze von 44 kg (\approx 5 ltr) und 36 kg Al_2O_3 (\approx 13 ltr). Da die Eisenschmelze zuerst das Partikelbett durchdringt, sollten die beiden oberen Wannen mit Eisen gefüllt werden. Die Al_2O_3 -Schmelze sollte dagegen die tiefer unten gelegenen Wannen auffüllen.

Der Abstich der Schmelze findet 30 s nach Zündung statt. 3 Sekunden später spricht das Thermoelement der oberen Wanne an, 13 s nach Abstich das nächstfolgende in der zweiten Wanne. Die Thermoelemente in den restlichen Wannen

weisen bis zum Ende des Experiments nur geringfügige Temperaturanstiege an: keine Schmelze hat diese unteren Wannen erreicht.

Die Nachuntersuchung ergibt folgendes Bild: Infolge der hohen Schmelzentemperatur des Eisen (2350 K) werden die oberen Bereiche des silikatischen Partikelbettes aufgeschmolzen. Der Boden der oberen Wannen erodiert ebenfalls durch den direkten Schmelzstrahl und die Eisenschmelze strömt auf direktem Wege in die darunterliegende zweite Wanne. Diese wird völlig mit Eisen aufgefüllt. Die restliche Eisenschmelze läuft über den Wannenrand, wird von dem Ablenkring darunter aufgefangen und strömt nach innen weg bis knapp über die dritte Wanne. Durch die Aufschmelzprozesse im oberen Bereich des Partikelbettes verliert die Eisenschmelze rasch an Enthalpie, was zu einem frühen Erstarren der Schmelze führt: 70 % der Eisenschmelze werden in der zweiten Wanne aufgefangen, der Rest verteilt sich auf Bereiche des Partikelbettes darüber und darunter.

Die nachfolgende Al_2O_3 -Schmelze vermischt sich mit dem aufgeschmolzenen silikatischen Material und kühlt dabei ebenfalls rasch ab. Die Al_2O_3 -Silikat-Mischschmelze ist sehr zähflüssig. Sie fließt nicht, wie erwartet, nach unten ab, sondern erstarrt in der oberen Schicht des Partikelbetts (Abb. 4).

Es wurde deshalb ein weiteres Experiment, THERMOS 5 durchgeführt, bei dem die durch das Aufschmelzen des silikatischen Kies verursachten Effekte vermieden werden sollten.

2.2.2 THERMOS 5 (Abb. 5)

Mit zwei Änderungen gegenüber THERMOS 4 wurde versucht, die experimentellen Bedingungen zu verbessern:

1. Die oberen 25 cm des Partikelbettes bestehen aus Aluminiumoxydkugeln (50 mm Ø). Damit wird der Schmelzpunkt gegenüber silikatischem Material um mehrere Hundert Grad erhöht.
2. Dem Thermit wird Kalk (CaO) im Verhältnis 1 kg Thermit:0.35 kg CaO beigemengt. Damit wird die Temperatur der Schmelze wesentlich reduziert: Messungen ergaben eine Reduktion von 2350 K bei reinem Thermit auf 2100 ± 25 K mit einer Beigabe von CaO . Der Schmelzpunkt des Al_2O_3 - CaO Gemisches liegt bei 1830 K [4]. Darüberhinaus wird die Viskosität verglichen mit einer Al_2O_3 -Schmelze deutlich reduziert.

Ein Aufschmelzen und Erodieren dürfte nach diesen Veränderungen nicht mehr erfolgen. Bei dem Experiment werden vier Wannen aus Cordierit im Abstand von

320 mm ins Partikelbett (Grobkies 32 - 50 mm) eingebettet. Dazwischen befinden sich wiederum Ablenkplatten; bei diesem Experiment ist der Innendurchmesser der Ringe von 150 mm auf 250 mm erhöht worden. Damit soll ein rasches Abfließen von der konischen Oberfläche nach innen ermöglicht werden. Die Gesamthöhe des Bettes beträgt 1150 mm, dessen Querschnitt ist 900 mm x 900 mm.

Vier Thermoelemente und 10 Lichtleiter sind an verschiedenen Positionen im Partikelbett angebracht, um die Ankunft der Schmelzenfront zu detektieren. Die Schmelzmenge beträgt 100 kg Thermit und 35 kg CaO. Dies ergibt 55 kg Eisen (\approx 6 ltr) und 80 kg oxydische Schmelze (\approx 29 ltr). Man erwartet, daß die beiden oberen Wannen mit Eisenschmelze gefüllt werden und die oxydische Schmelze in den Wannen darunter aufgefangen wird. Es war vorgesehen, die Schmelze 50 s nach Zündung abzustechen, jedoch versagte die Pneumatik der Abstichvorrichtung. So wurde die Schmelze 112 s nach Zündung von Hand abgestochen. Mit Hilfe der Thermoelement- und Lichtleiteraufzeichnungen kann das zeitliche Eindringen der Schmelzenfront verfolgt werden: Innerhalb einer Sekunde trifft die Schmelze den Boden der oberen Wanne (der Boden der oberen Wanne ist in diesem Experiment durch zusätzliche Cordieritplatten im Zentrum verstärkt). 7 s nach Abstich strömt die Schmelze über den Wannenrand, nach 11 s erreicht sie den ersten Ablenkring und füllt die zweite Wanne in den darauffolgenden 5 - 6 s. In diesem Zeitpunkt (18 s nach Abstich) ist die Eisenschmelze im Reaktionstiegel erschöpft, und die oxydische Schmelze trifft aus der Düsenöffnung aus. Diese Schmelze durchdringt das Partikelbett, wird aber von den konischen Auffangplatten nicht effektiv nach innen abgelenkt, sondern verteilt sich radial nach außen. Ein Großteil dieser oxydischen Schmelze erreicht die Auffangwannen daher nicht und friert im Partikelbett ein. Die maximale vertikale Eindringtiefe im Bett beträgt etwa 1m, radial breitet sich die oxydische Schmelze bis zur Berandung aus, d.h. 0.45 m von der Achse des Schmelzstrahls. Abb. 6 zeigt eine photographische Aufnahme des entmantelten Experimentes. Deutlich ist die Verteilung der keramischen Schmelze im Bett zu erkennen, die Eisenschmelze befindet sich in den Wannen. Abb. 7 zeigt schematisch die Verteilung der Schmelzen im Experiment.

3. Zusammenfassung:

Die wesentlichen Ergebnisse dieser Experimente sind:

1. Es wurde nachgewiesen, daß eine Schmelze gleichmäßig auf übereinander angeordneten Wannen verteilt werden kann.
2. Der obere Bereich des Partikelbettes muß aus resistenter Hochtemperatur-

keramik bestehen, die kurzfristig (Zeitskala Minuten) einer heißen Schmelze aus Corium widerstehen kann.

3. Die Partikelgröße im Bett soll größer als 50 mm sein, um ein möglichst ungehindertes Fließen der Schmelze zu gewährleisten.
4. Bei großen Partikeldurchmessern (bis zu 10 cm Ø) bleibt das Bett auch dann noch porös, wenn ein Teil der Schmelze an den Partikeln festfriert. Dadurch bleibt die Kühlbarkeit durch Naturkonvektion von Wasser im Partikelbett gewährleistet.

Literatur:

- /1/ H.H. HENNIES, G. KESSLER, "Improved Containment and Core Catcher for Future LWR's and FBR's", Vortrag 6th Int. Conference on Emerging Nucl. Energy Systems (ICENES '91), Monterey, USA, 16. - 21. June 1991.
- /2/ H. ALSMEYER, H. SCHNEIDER, W. TROMM, "Long Term Coolability of a Core Melt", in Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1991, KfK 5050, August 1992, p. 217.
- /3/ G. FIEG, M. MÖSCHKE, H. WERLE, "Rückhaltung der Kernschmelze in einer porösen Struktur", in Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1991, KfK 5050, August 1992, p. 228.
- /4/ VDE Schlackenatlas, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1981

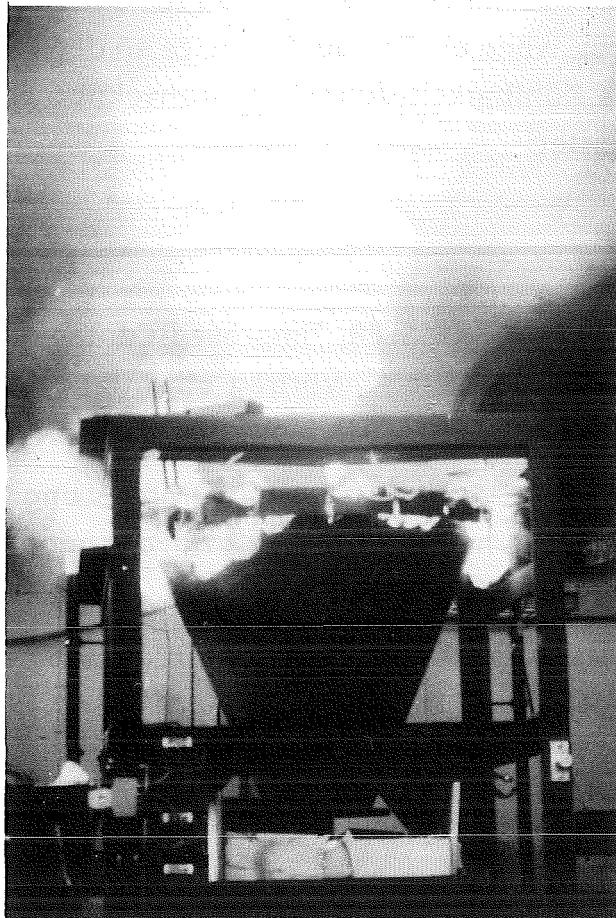


Abb. 1 THERMOS - Anlage

Die Aufnahme zeigt die Thermit-Schmelzanlage kurz nach Zündung des Thermits. Unter dem Tiegel ist der Aufbau eines Experimentes zu erkennen.

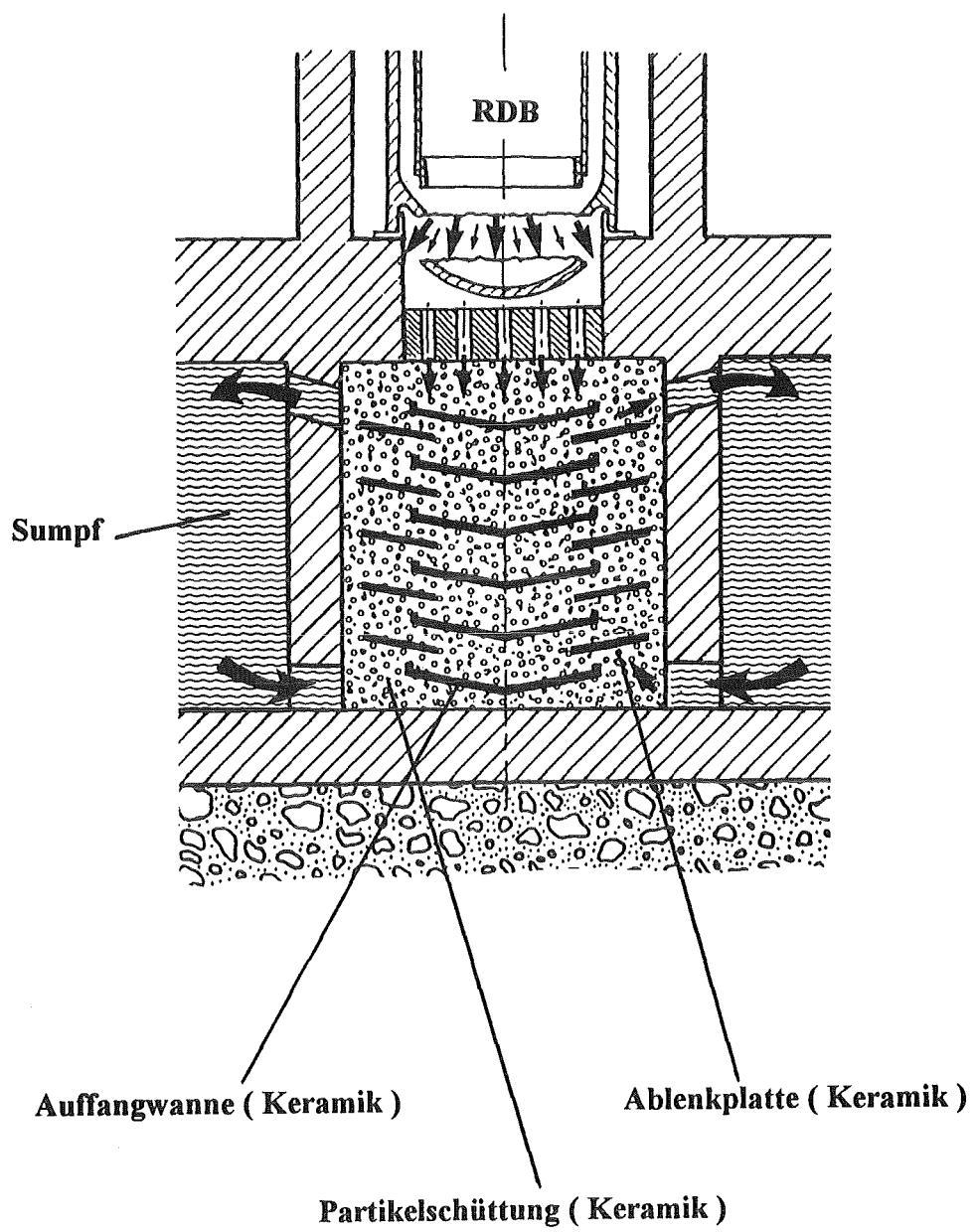


Abb. 2 Keramischer Partikelbett - Kernfänger mit Integrierten Auffangwannen

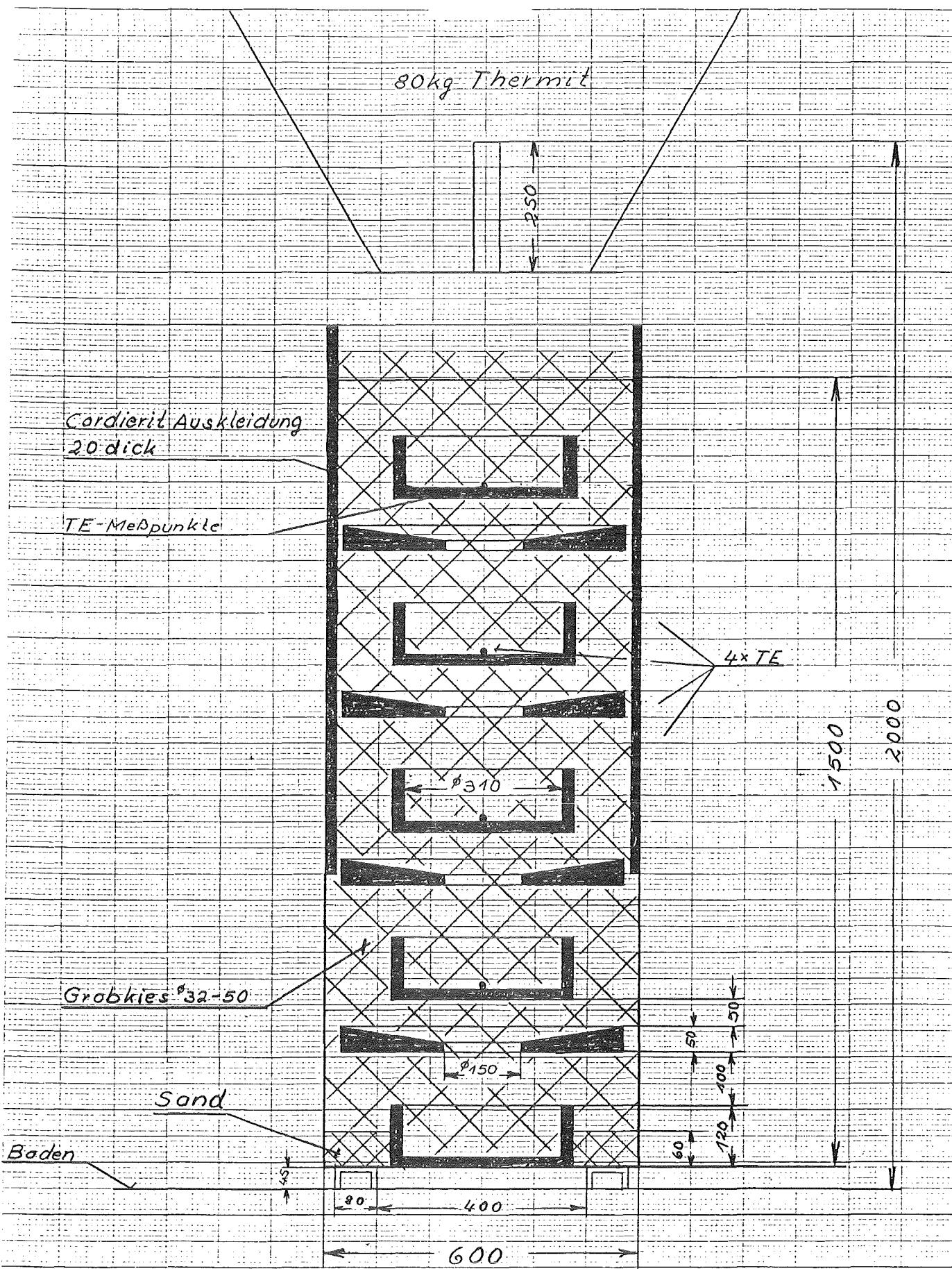


Abb. 3 Aufbau des Experimentes THERMOS 4

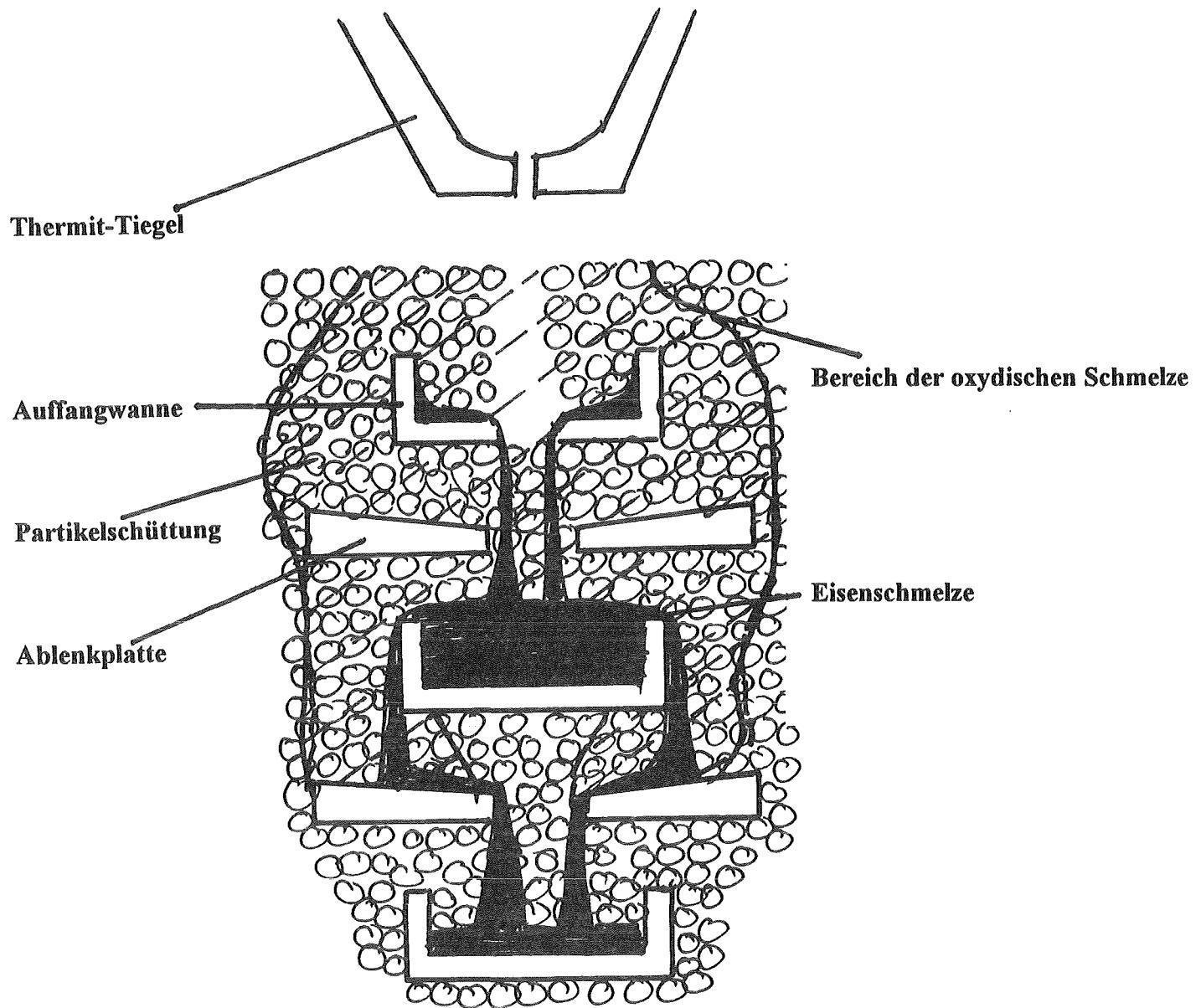


Abb. 4 Verteilung der Thermit-Schmelzkomponenten in THERMOS 4

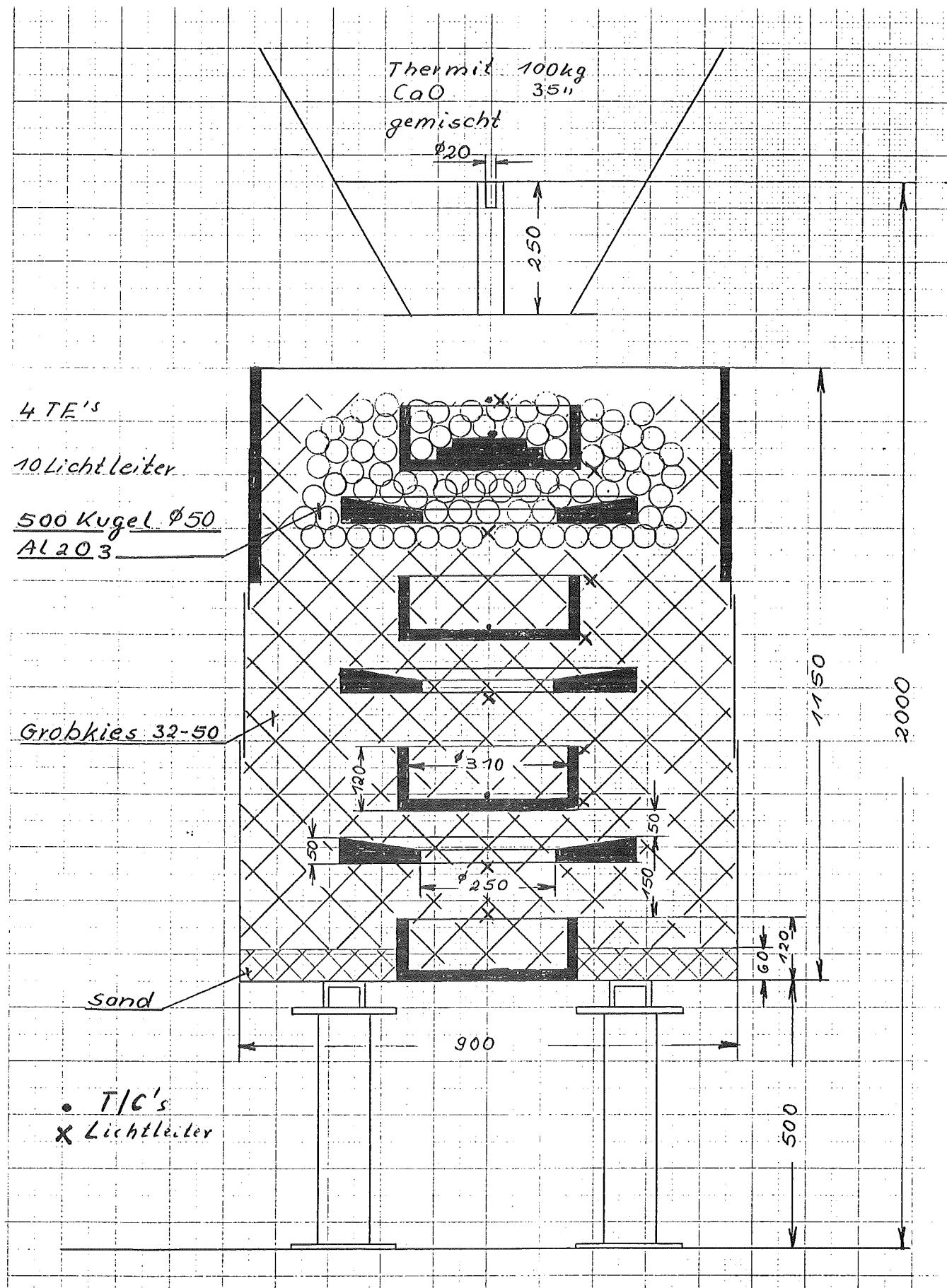


Abb. 5 Aufbau des Experimentes THERMOS 5

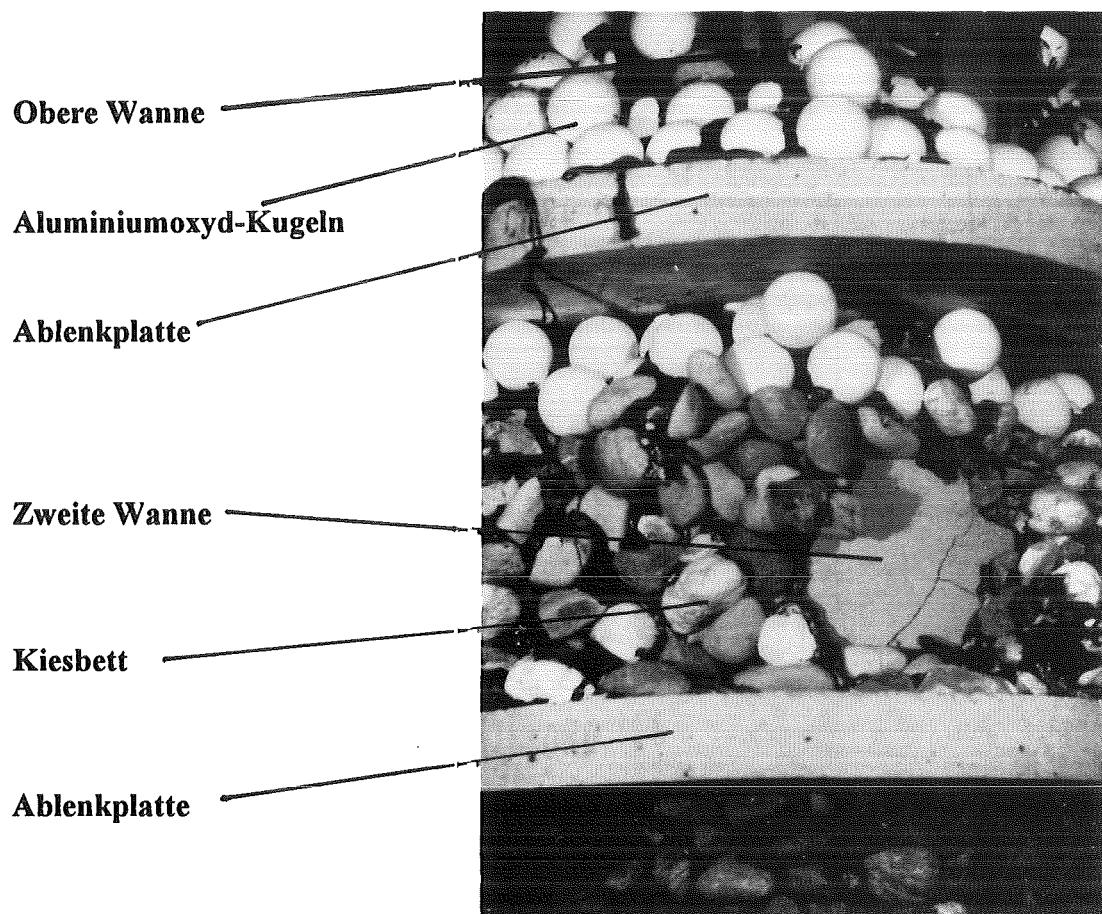


Abb. 6 Verteilung der keramischen Schmelze im Partikelbett von THERMOS 5

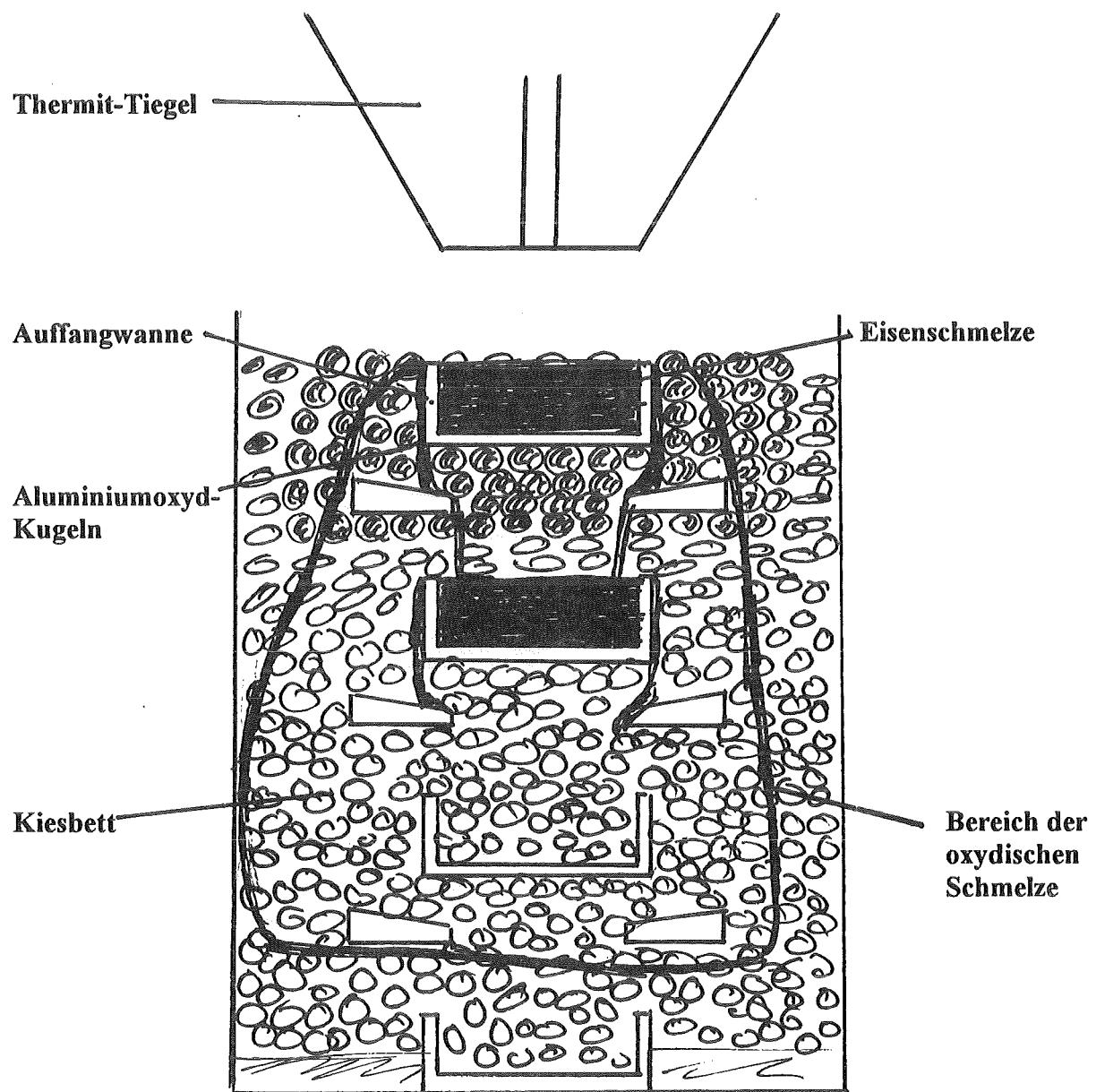


Abb. 7 Verteilung der Thermoit- Schmelzkomponenten in THERMOS 5

32.06.03

**Energie- und Massentransporte bei der
Nachwärmeverfuhr**

32.06.03/01A

PSF ON1S

**Thermal-Hydraulic Investigations on Passive
Containment Cooling (PASCO-Program)**

(F. J. Erbacher, W. Just, H.J. Neitzel, IATF)

Abstract

A containment for future pressurized water reactors should ensure that it remains intact even in severe core-melt accidents and that the decay heat can be removed by natural air convection in a passive way.

In order to obtain acceptable containment temperatures and pressures with filtering of the total air flow including leakages a proposal was made to connect the air exit line leaving the filter with the stack. It has been shown by calculations that this is in principle a promising solution.

To investigate the coolability limits by natural air convection the PASCO test facility was set up. The experiments are scheduled to start by mid 1993.

32.06.03/01A
PSF ON1S

**Thermohydraulische Untersuchungen zur passiven
Containment-Kühlung (PASCO-Programm)**
(F.J. Erbacher, W. Just, H.J. Neitzel, IATF)

1. Einleitung und Zielsetzung

Bei der passiven Containment-Kühlung für zukünftige Druckwasser-Reaktoren soll auch nach schwersten Unfällen die Nachwärme inhärent sicher durch Naturkonvektion an die Luft abgeführt werden.

Die Kühlluft wird dabei der Umgebung des Reaktors entnommen und strömt von unten nach oben durch einen Ringspalt zwischen der inneren Stahlschale von 60 m Durchmesser und dem äußeren 2 m starken Stahlbetonmantel über eine Höhe von 40 m.

Der 80 cm weite Ringspalt wird durch rippenartige von unten nach oben verlaufende und azimuthal im Abstand von 50 cm angeordnete Wände in einzelne Kanäle unterteilt. Die Rippen sind im Betonmantel verankert und haben die Aufgabe, die bei angenommenen Detonationen im Containment entstehende Belastung der Stahlschale auf den Betonmantel abzutragen.

Da die innere Wand der Kanäle, welche durch die Stahlschale gebildet wird, von der Nachwärme aufgeheizt wird, ergibt sich in den Kanälen eine Kaminwirkung, so daß die Nachwärme an die Luft abgeführt wird.

Da infolge von Containmentleckagen Spaltprodukte in den Ringraum austreten können, sollte entweder die gesamte Kühlluft gefiltert werden oder die Kühlluft von der Leckluft getrennt und nur die Leckluft gefiltert werden. Über einen Vorschlag zur weitgehenden Trennung von Kühl- und Leckluft wurde berichtet [1], [2].

Weiterhin wurde rechnerisch gezeigt [1], daß bei Filterung der gesamten Kühlluft wegen des relativ hohen Strömungswiderstandes der Filter die Temperatur- und somit die Druckbelastung der Stahlschale unzulässig hoch wird. Um die Gesamtluft-Filterung vornehmen zu können, wurde deshalb vorgeschlagen [3], den Kühlluftstrom nach Austritt aus den Ringraumkanä-

len in den Abluftkamin zu leiten (s. Abb. 1), wodurch ein erhöhter Auftrieb erreicht und somit die Stahlschalen-Temperatur erniedrigt wird.

2. Durchgeführte Arbeiten

Im Jahre 1992 wurden folgenden Arbeiten durchgeführt:

- Rechnungen zur Wärmeabfuhr für verschiedene weitere Varianten des Containmentkonzeptes mit dem Computercode C2000
- Aufbau des PASCO-Prüfstandes
- Fertigstellung und Test eines Computerprogrammes zur Erfassung und Darstellung der Meßwerte.

3. Erzielte Ergebnisse

Das Rechenprogramm C2000 wurde dahingehend erweitert, daß eine Anbindung des Kühlluftstromes an den Abluftkamin des Reaktors und der dadurch erreichte erhöhte Auftrieb berechnet werden kann.

Dabei werden der Abluftkamin und die Verbindungsleitung vom Containment zum Abluftkamin als adiabat angenommen. Die Druckverluste infolge Verengung, Umlenkung und Reibung in den geraden Teilen werden berücksichtigt. Den in Abb. 1 dargestellten Rechenergebnissen liegen folgende Daten zugrunde:

Abzuführende Nachwärmleistung	8 MW
Durchmesser des Stahl-Containments	60 m
Wandstärke des Stahl-Containments	38 mm
Effektive zylindrische Höhe der Einzelkamine	40 m
Azimutale Breite des Einzelkamins	50 cm
Radiale Tiefe des Einzelkamins	80 cm
Breite der Rippen zwischen den Einzelkaminen	10 cm
Anzahl der Einzelkamine am Umfang	314
Emissionsverhältnis der Kaminwände, erreicht durch geeignete Behandlung	0,9
Absolute Rauigkeit der Kaminwände	1 mm
Nutzbare Höhe des Hauptkamins	140 m
Mittlerer Durchmesser des Hauptkamins	5 m
Länge der Verbindungsleitung vom Luftaustritt	

am Containment bis zum Hauptkamin	50 m
Durchmesser der Verbindungsleitung	5 m
Eintrittstemperatur der Kühlluft	30 °C

Für den Druckabfall am Filter wird in Abhängigkeit von der mittleren Luftgeschwindigkeit im Anströmquerschnitt des Filters nach [4] folgende Beziehung verwendet, welche für unbeladene Schwebstofffilter ermittelt wurde.

$$\Delta p = 80 w + 12w^2$$

mit w in m/s und p in Pa.

Da die Filter den größten Strömungswiderstand bewirken und dieser von der Anströmgeschwindigkeit abhängt, wird angestrebt, die Anströmgeschwindigkeit möglichst klein zu halten. Dies kann dadurch erreicht werden, daß eine möglichst große Anströmfläche der gesamten Filter gewählt wird, was jedoch aus Kostengründen begrenzt werden muß.

Die Abbildung 1 zeigt den berechneten Einfluß der gesamten Filteranströmfläche auf die wichtigsten physikalischen Größen wie Temperatur des Betonmantels und Temperatur der Stahlschale sowie den daraus resultierenden Wasserdampfdruck im Containment, welcher für die längerfristige Belastung der Stahlschale entscheidend ist. Danach wären schon mit 20 m² Filteranströmfläche akzeptable Werte für Temperatur und Druckbelastung der Stahlschale erreichbar, nämlich 186 °C und 11,6 bar. Die Innentemperatur des Betonmantels ist jedoch mit 134 °C noch relativ hoch. Erst bei 100 m² Filteranströmfläche hätte der Betonmantel eine Innentemperatur von etwa 100 °C, und die Stahlschalenbelastung liegt mit 160 °C bei 6,1 bar.

Der PASCO-Prüfstand, an dem Untersuchungen zum Wärmeübergang bei Naturkonvektion an Luft durchgeführt werden sollen, wurde aufgebaut. Mit der Installation der Stromversorgung und Meßtechnik wurde begonnen.

Zur Ausmessung verschiedener Kanalquerschnitte bezüglich Temperatur, Druck und Geschwindigkeit sollen mit Hilfe von Schrittmotoren und Gleitschienen Meßsonden verfahren werden. Dazu ist ein Computerprogramm entwickelt worden, mit dem die Schrittmotoren gesteuert und nach der entsprechenden Positionierung der Sonden alle Meßwerte erfaßt, online dargestellt und abgespeichert werden können.

Das Programm ist fertiggestellt und zusammen mit der Positioniereinrichtung außerhalb des Prüfstandes getestet worden.

Die Abb. 2 zeigt in einer schematischen Übersicht den PASCO Versuchstand sowie das Versuchsprogramm.

4. Geplante Weiterarbeit

Nach der Fertigstellung der Instrumentierung des PASCO-Prüfstandes wird mit den vorgesehenen Experimenten im Jahre 1993 begonnen.

Literatur

- [1] H.J. Neitzel: "Abschätzung der Wärmeabfuhr durch Naturkonvektion bei einem alternativen Containmentkonzept", KfK 5005, Juni 1992.
- [2] Projekt Nukleare Sicherheitsforschung: "Sicherheitsorientierte LWR-Forschung", Jahresbericht 1991, KfK 5050, August 1992, S. 250-261.
- [3] J.G. Wilhelm, H.J. Neitzel: "Concepts for Passive Heat Removal and Filtration Systems under Core Meltdown Conditions", to be published: 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference.
- [4] V. Rüdinger, C.I. Ricketts, J.G. Wilhelm: "Differenzdruckbelastbarkeit von Schwebstofffiltern", Schriftenreihe Reaktorsicherheit und Strahlenschutz, Filter für kerntechnische Anlagen, S. 59, BMI-1985-099, (1985).
- [5] F.J. Erbacher, H.J. Neitzel: "Passive Containment Cooling by Natural Air Convection for Next Generation Light Water Reactors" NURETH-4, September 21-24, 1992, Salt Lake City, Utah, USA.

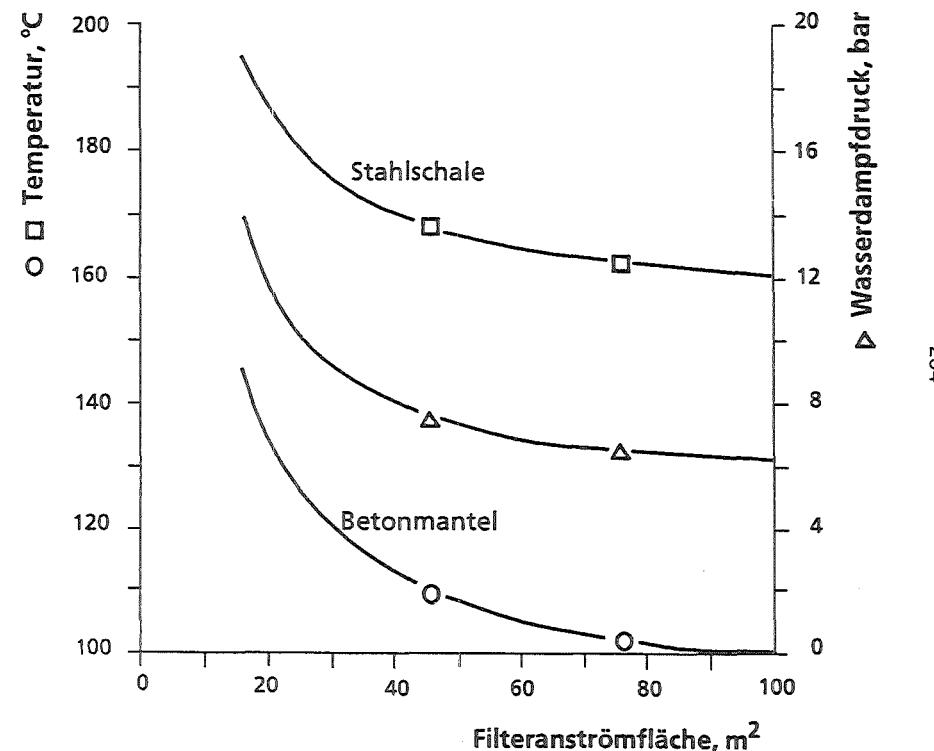
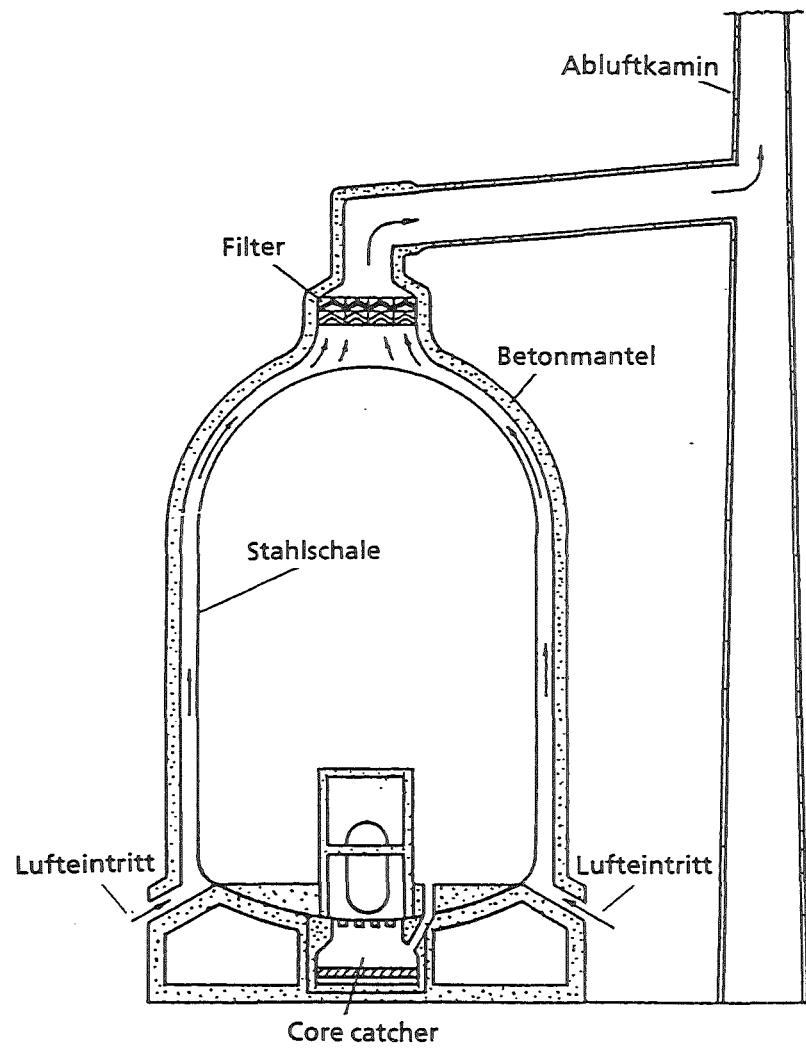
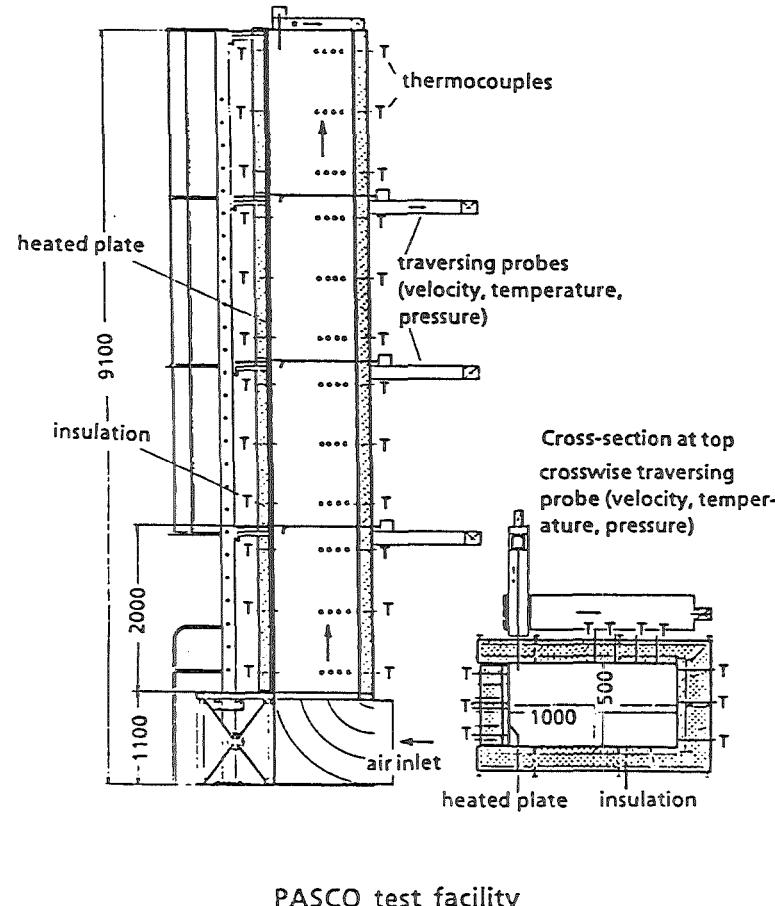


Abb. 1 Verbund-Containment mit gefilterter Luftkühlung

- investigation of coolability limits by natural air convection
- study of methods to enhance the convective and radiant heat transfer
- production of models and heat transfer correlations



PASCO Test Program

Heat flux (W/m ²)	1000	1200	1400	1600
Channel depth (cm)	30	50	80	100
Heated height (m)	2	4	6	8
Emissivity	0.2	—	—	0.9
Heat transfer enhancement	e.g. fins with different inclination angles	—	—	—

Tests with axially constant heat flux and temperature, respectively

Measurements:

- temperature- and velocity fields at different elevations
- inlet temperature
- mass flux
- differential pressure (inlet/outlet)
- absolute pressure

Data evaluation:

- comparison measured/calculated results
- production of heat transfer coefficients
- development of a Nusselt-correlation

Abb. 2 Experiments on Passive Containment Cooling (PASCO program)

32.06.03/02A

Technical Boundary Conditions for an Accident Filter

Abstract

First results of low differential pressure particle filters were given for the new containment concept.

The decontamination factors are reported. A high power plasma torch is installed as a aerosol generator for high loading test. The flow sheet of a laboratory test rig for testing sorption materials under accident conditions is given.

32.06.03/02A

Technische Randbedingungen für ein Unfallfilter

PSF 0N1X

(H.-G. Dillmann, H. Pasler, E. Heilig, H. Schmitt; LAF II)

Bei einem neuen Containmentkonzept, das alle Unfallfolgen auf die Anlage beschränkt, wird diskutiert, die langfristige Nachwärmeabfuhr nach schweren Störfällen mittels passiver Wärmeabfuhr über die Stahlhülle unter Ausnutzung der thermischen Konvektion durchzuführen.

Voraussetzung für dieses Konzept ist eine Filterung der im Ringspalt zwischen Stahlhülle und Betoncontainment zur Wärmeabfuhr geführten Umgebungsluft. Hierzu ist eine Filteranlage mit sehr geringem Strömungswiderstand erforderlich.

Bei Anschluß an den Fortluftkamin und Berücksichtigung des Kaminzuges kann aufgrund der vorliegenden Rechnungen ein Differenzdruck von max. 400 Pa über das Filter toleriert werden. Aus Abschätzungen mit den Erfahrungen der Ventingfilter wurden drei erste Versuchsmuster an Edelstahlfaservliesen besonderen Aufbaus beschafft und an zwei Typen erste Messungen durchgeführt.

Zur ersten Auslegung solcher Filter wird der Abscheidegrad als Funktion der Anströmgeschwindigkeit ermittelt. Die Ergebnisse sind in den Abb. 1 - 4 angegeben.

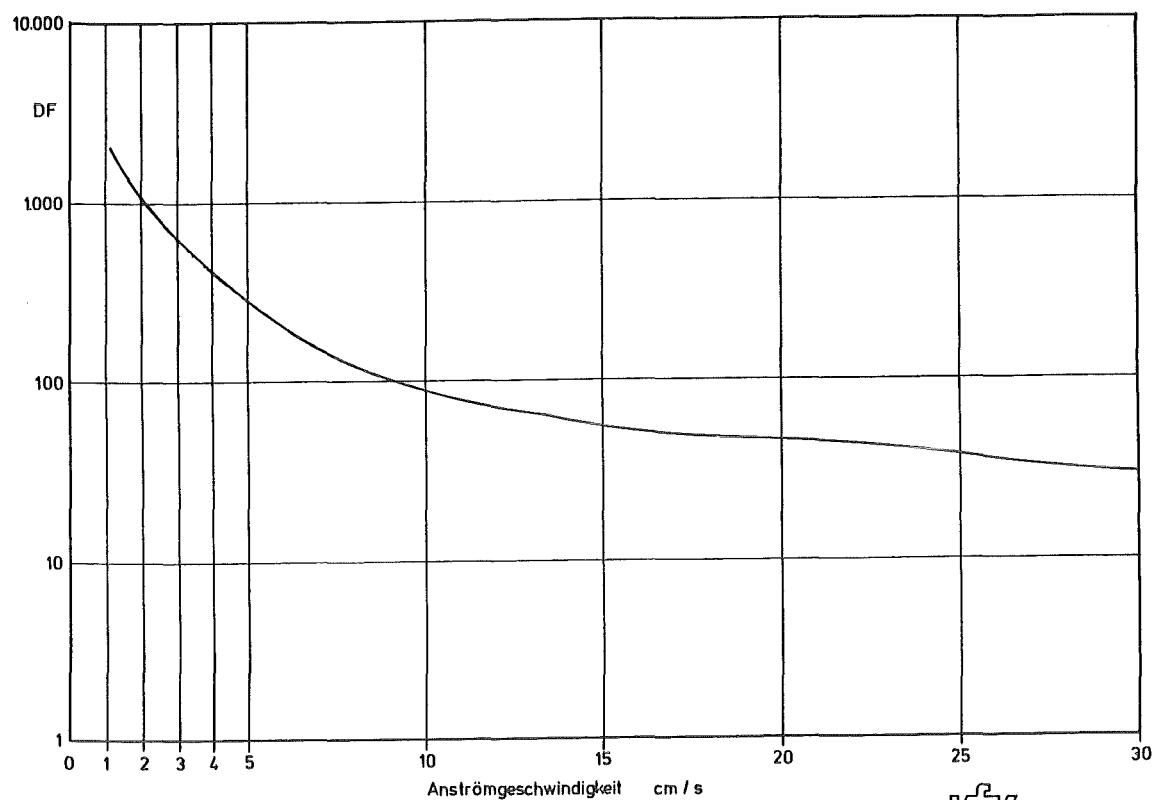


Abb. 1

Abscheideverhalten eines gesinterten Edelstahlfaserfilters
kombiniert aus $0,6 \text{ kg/m}^2 4 \mu\text{m}$ und $1,1 \text{ kg/m}^2 2 \mu\text{m}$



LAF / 92

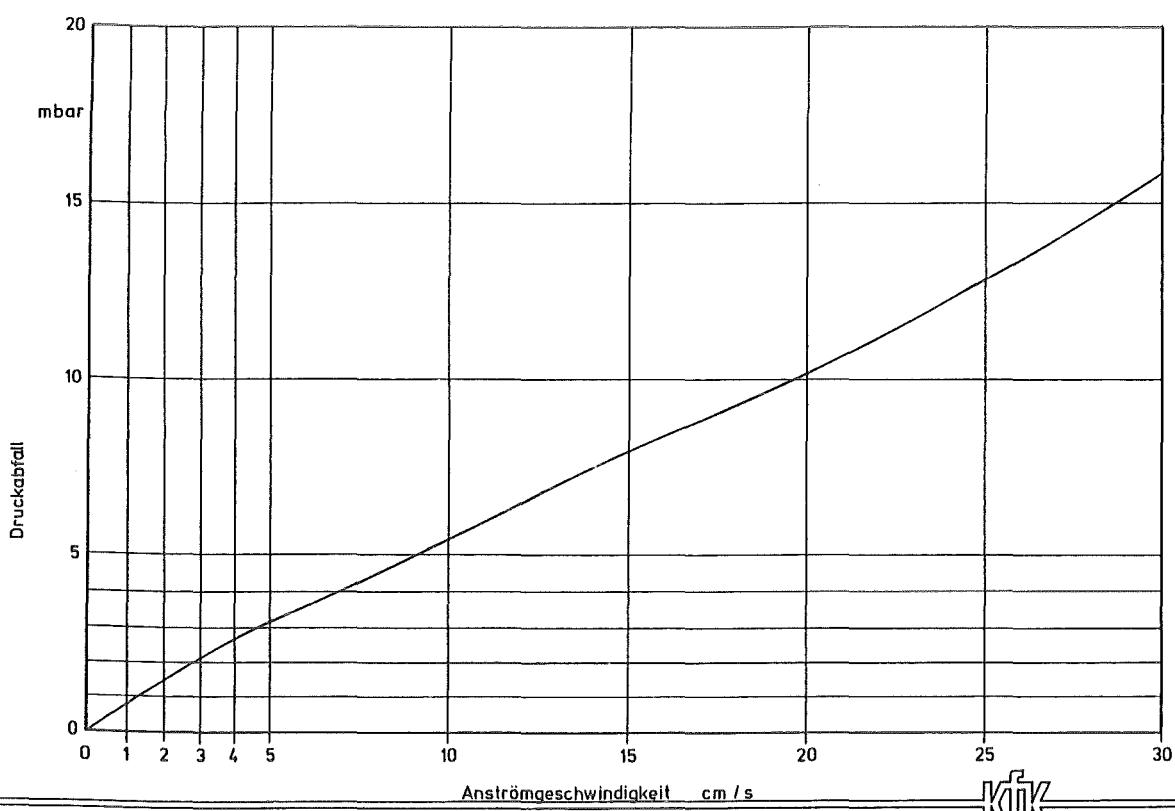


Abb. 2

Druckabfallverlauf eines Edelstahlfaserfilters (gesintert)
kombiniert aus $0,6 \text{ kg/m}^2 4 \mu\text{m}$ und $1,1 \text{ kg/m}^2 2 \mu\text{m}$



LAF / 92

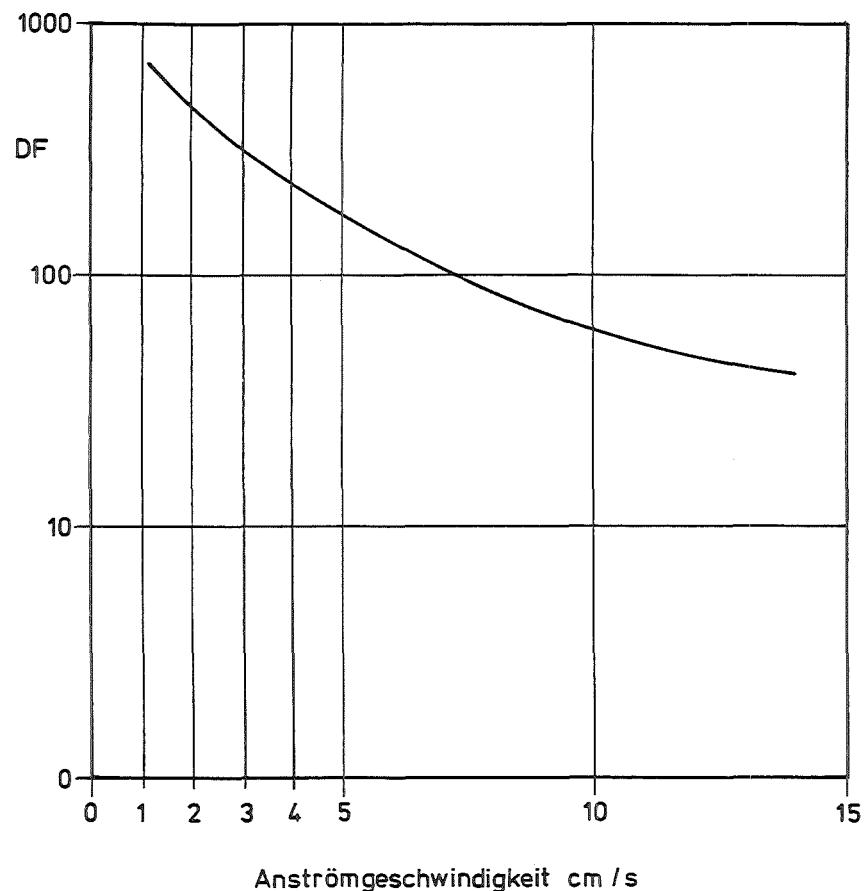


Abb. 3

Abscheideverhalten eines ungesinterten Edelstahlfaserfilters
kombiniert aus $0,6 \text{ kg/m}^2$ 12 μm und $1,5 \text{ kg/m}^2$ 2 μm

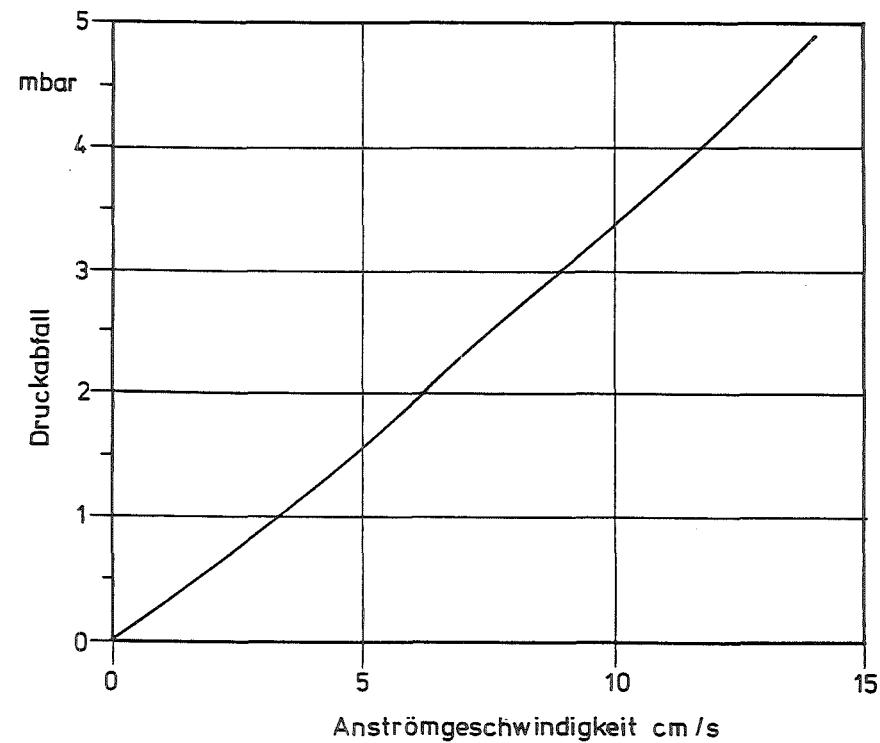


Abb. 4

Druckabfallverlauf eines ungesinterten Edelstahlfaserfilters
kombiniert aus $0,6 \text{ kg/m}^2$ 12 μm und $1,5 \text{ kg/m}^2$ 2 μm

Das dritte Mustervlies befindet sich zur Zeit in der Erprobung.

In weiteren Versuchsreihen müssen Beladeuntersuchungen mit unterschiedlichen Aerosolgrößenverteilungen durchgeführt werden.

Zur Durchführung dieser Experimente wurde eine Hochleistungsplasmaspritzanlage installiert, die hier als Aerosolgenerator mit hoher Erzeugungsrate eingesetzt wird. Diese Anlage befindet sich zur Zeit in der Inbetriebnahme.

Ein erster PrototypversuchsfILTER für ein 1 : 1 Modell wurde ausgelegt und bestellt. Dieser Filter enthält sowohl Filterstufen für die Partikelabscheidung als auch eine variable Sorptionsschicht für die Iodabscheidung, da auch das Iod abgeschieden werden muß.

Eine neue Universal-Apparatur

Zur Untersuchung von Sorbensmaterialien zur Iodabscheidung bei Unfällen mit Kernschmelze mußte eine Laborapparatur entwickelt und gebaut werden, die in weitem Bereich unter Druck Temperatur, Feuchte und unterschiedlichen Gaszusammensetzungen betrieben werden kann. Hierbei muß der Temperatur- und der Druckbereich den zu erwartenden Unfallbedingungen genügen, die Gasströme sollen im Bereich üblicher Anströmgeschwindigkeiten bis ca. 0,5 m/s einstellbar sein.

Der Temperaturbereich reicht bis ~ 200 °C, der Druck kann bis 5 bar eingestellt werden.

In Abb. 5 ist das Fließbild der Apparatur dargestellt. Für Versuche mit elementarem Iod kann eine der beiden Versuchsstrecken gegen eine Glasrohrversion getauscht werden.

Die Apparatur ist in der Inbetriebnahmephase.

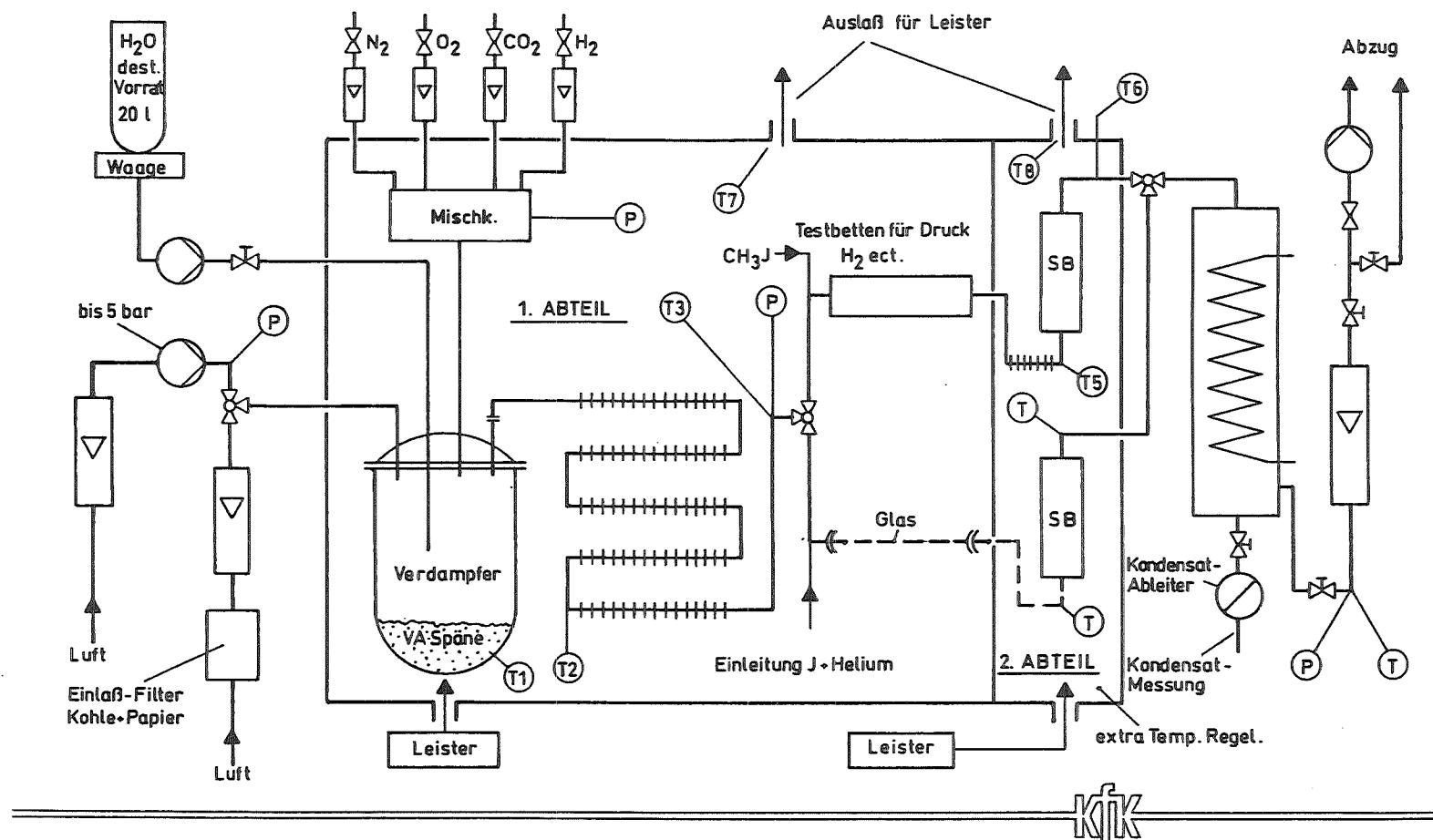


Abb. 5

Apparatur zur Prüfung von Sorbentien unter unterschiedlichen Beanspruchungen

32.06.03/03A:

Some remarks due to resuspension and revolatisation of iodine from sumpwater
after a hypothetical core disruptive accident in a PWR

(G. Henneges , INR)

Summary

Over the past decade, much research has been undertaken to characterize the dominant reactions and transport behaviour of fission-product iodine. It can easily become volatile and generates large doses in the first days after a HCDA in the containment. Therefore, there is a significant possibility of release to the environment if it is not kept in sumpwater, on surfaces or as a nonvolatile chemical compound (CsI, AgI,...). Because it interacts in many ways with various reactor materials its overall behaviour is difficult to predict. Most of computer codes are not able to calculate the complex iodine behaviour in sumpwater. Usually they can not deal with resuspension and revolatisation. Gaseous I₂ dominates the source term to the environment and the hazard to the public for the first few days (<30 d) after a HCDA.

The radiolytic conversion of I⁻ to I₂ occurs at pH-values below 5 and release rates of more than 50% for pH < 4 may occur. Numerous materials can influence pH in containment water pools during accident sequences. It is very difficult to show that it will always stay above 5. Therefore, the addition of pH-control chemicals like borate or phosphate buffers could ensure that sumpwater pH is always large enough. The radiolytic conversion of I⁻ to I₂ is highly dependent of source strength and temperature of sumpwater. This is another field which is currently under investigation.

To improve the situation we intend to couple an Iodine- with a thermohydraulic containment code (IMPAIR 3 with CONTAIN). To determine pH we have to rely on the TRENDS code package developed at ORNL. It may be available to us by close cooperation with SNL at Albuquerque, New Mexico.

32.06.03/03A
PSF 0N2B

Über die Freisetzung von Jod aus dem Sumpfwasser nach
einem Kernschmelzunfall in einem LWR
(G. Henneges, INR)

Während der letzten Monate wurde die ganze Komplexität der Jodchemie außerhalb des Primärkreises intensiv mit internationalen Partnern diskutiert. Anlässlich der Freigabe des IMPAIR-3 Codes wurde bei PSI in Würenlingen/Schweiz ein Workshop veranstaltet. Es herrschte Übereinstimmung darüber, daß die Vorgänge im Primärsystem und der Transport der Spaltprodukte Cs und I aus dem Reaktordruckbehälter (RDB) heraus so schwer zu berechnen sind, daß, wie auch in ¹ bis ³ angenommen, Ablagerungsvorgänge an den Rohrleitungen und anderen Strukturen konservativ zu Null anzusetzen sind.

Im Folgenden wird im wesentlichen auf 4 Quellen Bezug genommen:

- /1/ Unterlagen und Diskussionsbeiträge während des IMPAIR 3 Workshops bei PSI in Würenlingen vom 7. bis 8. September 1992
- /2/ NUREG/CR-5732 vom April 1992: Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents von Beahm, Weber, Kress und Parker (ORNL)
- /3/ Verlag TÜV Rheinland 1987: Spaltproduktfreisetzung bei Kernschmelzen von Hassmann, Hosemann, Peehs
- /4/ AEREG R13520 vom März 1990: The Radiolysis of Aqueous Solutions of Caesium Iodide and Caesium Iodate von Burns, Kent, Marsh und Sims (Harwell, UK)

Ausgehend von den Einzelbestandteilen eines großen deutschen DWRs (nach ³)

Brennstoff	115t	71.9%
Stahl	10t	6.3%
Zircaloy	30t	18.8%
Steuer- und Regelstäbe	2.2t	1.3% (davon 1.8t Silber)
Spaltprodukte	2.8t	1.7%

ergibt sich die Gesamtpartikelfreisetzung in den Sicherheitsbehälter zu etwa 3.5 Tonnen. Die freigesetzten Spaltprodukte sind gleichmäßig auf die 3.5t Aerosolpartikel verteilt. Sie setzen sich wie folgt zusammen:

U	345kg	0.3%	Freisetzung
Fe+Cr+Ni	613kg	1.5%	Freisetzung
Mn	87kg	14%	Freisetzung
Zr	6kg	0.02%	Freisetzung
Sn	84kg	19%	Freisetzung
Ag	1609kg	88%	Freisetzung
In	332kg	95%	Freisetzung
Cd	131kg	100%	Freisetzung
Se	1kg	80%	Freisetzung
Rb	22kg	100%	Freisetzung
Te	30kg	80%	Freisetzung

sowie

I	15kg	100%	Freisetzung
Cs	178kg	100%	Freisetzung

Vom radiologisch wichtigen Isotop I-131 sind darin etwa 600g enthalten. Mit einer Aktivität von etwa 10^8 Curie ist dieses Isotop bei einer Reihe von Unfallszenarien für die Umweltbelastung von entscheidender Bedeutung.

Auch wenn man die sehr großen Sumpfwasservolumina und das freie Volumen des Sicherheitsbehälters berücksichtigt, führen 15 kg Jod zu Konzentrationen, die im "typischen" Bereich chemischer Reaktionen liegen. Die Anwesenheit von vielen Reaktionspartnern im Primärsystem und Sicherheitsbehälter während eines Unfalls führt zu einer großen Zahl von möglichen chemischen Reaktionen. Einer der am weitest entwickelten Jodchemiecodes ist IMPAIR (Iodine Matter, Partition and Iodine Release). Er wurde bei KfK entwickelt und später bei PSI verfeinert. Z.Zt. werden damit 28 Reaktionspartner und 69 Reaktionswege erfaßt (Abb. 1).

Etwas weniger aufwendig ist das in ² verwendete Source Term Code Package (STCP) in Verbindung mit FACT und TRENDS, wo "nur" 20 Reaktionspartner betrachtet werden. Mit STCP durchgeführte Rechnungen ergaben für typische Unfallsequenzen und mehrere amerikanische LWRs (Grand Gulf, Peach Bottom, Sequoyah und Surry) Freisetzung der beiden Spaltprodukte Cs und I in das Containment in Form von 96.8% CsI, 2.8% I und 0.4% HI im extremsten Fall. In nahezu allen betrachteten Unfallsequenzen war der Anteil von CsI 99.9%. Dies ist in Übereinstimmung mit Angaben in ³, wo von 99% CsI-Anteil und 1% I sowie 100% Freisetzung ausgegangen wird.

Die in die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters suspendierten Aerosole mit den in ihnen enthaltenen Spaltprodukten, darunter CsI und AgI, werden durch Sedimentations-, Diffusions- und andere physikalische Prozesse abgeschieden. In der flüssigen Phase dissoziiert CsI sofort vollständig zu Cs⁺ und I⁻ Ionen, während AgI ungelöst verbleibt. I₂ geht ein Verteilungsgleichgewicht zwischen flüssiger und gasförmiger Phase ein. Wie komplex diese Vorgänge z.B. in IMPAIR 3 modelliert sind, läßt sich den Abb. 2-5 entnehmen. Für die Quelltermbestimmung in den Ringraum ist dabei entscheidend, wieviel Jod gasgetragen vorliegt.

Eine wichtige Jodsenke ist die Silberjodidbildung im Sumpfwasser, da AgI auch bei völligem Verdampfen des Sumpfes nicht mehr flüchtig wird. Es liegt in etwa 100-fachem stöchiometrischen Überschuß in Bezug auf Jod vor. Metallisches Silber reagiert in borsaurer Lösung mit elementarem Jod zu AgI. Mit I⁻ findet die Reaktion nur unter dem Einfluß ionisierender Strahlung statt.

Mit den organischen Anstrichen und in der Luft stets vorhandenen Spuren von Kohlenwasserstoffen kann I₂, insbesondere unter der Einwirkung ionisierender Strahlung, zu Organojodverbindungen reagieren, was zu einer Erhöhung der Jodgesamtmenge in der Atmosphäre führt. Man schätzt diesen Beitrag auf weniger als ein Prozent.

In den bisherigen Untersuchungen wurde immer angenommen, daß Jod, welches aus der Gasphase in den Sumpf gelangt ist, nicht mehr als radiologische Quelle wirksam wird. Resuspension und Revolatilisation wurden nicht betrachtet.

In der Vergangenheit wurde der **Radiolyse als treibender Quelle für die Produktion von I₂-Gas** nicht die Aufmerksamkeit geschenkt, die sie verdient. So heißt es z.B. in ³ "derzeit noch schwierig zu übersehen ist die Auswirkung ionisierender Strahlung auf den chemischen Zustand des gelösten Spaltjods... Nach heutigem Wissen sollte die strahlenchemisch bedingte Anhebung des I₂-Anteils nicht sehr groß sein".

Nach ¹, ² und ⁴ ist diese Aussage nach heutigem Wissen nicht haltbar. In ² werden 7 Reaktionspfade angegeben, die den pH-Wert im Sumpfwasser beeinflussen können: Boroxide (sauer), Spaltproduktcompounds wie CsOH oder Cesiumborate (basisch), HI-Säure, pH-Additive (basisch), Beiträge aus der Atmosphäre wie z.B. CO₂ oder HNO₃ (sauer), Core-Beton Aerosole (basisch) sowie Pyrolyse- und Radiolyse-Produkte aus organischen Materialien (sauer).

In Abb. 6 ist die Menge des aus dem Pool freigesetzten Jods gegen den pH-Wert aufgetragen. Man sieht, daß pH-Werte unterhalb von 5 einen starken Anstieg des freigesetzten Jods bewirken (bis zu fast 100%). Die Lösungen wurden für jeweils eine Stunde mit 4.5 Mrad/h bestrahlt, was ein PWR-typischer Wert ist.

In ² heißt es weiter "wenn der pH-Wert nicht vorsichtig kontrolliert wird, kann er deutlich absinken und eine beträchtliche Konversion von I- zu I₂ bewirken. Der Auslöser dazu ist der radiolytische Aufbau von HNO₃... Was genau der Mechanismus zur Produktion von Salpetersäure ist, ist nicht bekannt. Die Produktion findet sowohl in der flüssigen als auch in der gasförmigen Phase statt." Bei Dauerbestrahlung stellt sich ein Gleichgewicht nach ca. 15h ein. In der Abb. 7 ist der dramatische Einfluß des pH-Wertes auf die I₂-Freisetzungsräte in die Containmentatmosphäre für die amerikanischen Untersuchungen dargestellt. Die Experimente in Harwell ⁴ bestätigen lt. Abb. 8 die starke Abhängigkeit der I₂-Produktion von der Dosis.

In ² wird daher empfohlen, Phosphat- oder Boratlösungen als Puffer zur Kontrolle des pH-Werts im Sumpfwasser zu verwenden. Mit Borat ließe sich ein pH-Wert von 9 stabilisieren. Es wird zudem auf eine Patentschrift von Beam und Shockley verwiesen (April 89), wo u.a. der pH-Wert durch Zugabe von Silbercarbonat kontrolliert werden solle.

Die hier zitierten Jodprogramme können den pH-Wert im Sumpf nicht berechnen. Sie brauchen diesen Wert als Eingabegröße. In ² wurde dazu der Code TRENDS verwendet.

Laut Abb. 8 spielt die Temperatur des Sumpfes bei diesen Vorgängen eine große Rolle. Allerdings liegen bzgl. der Temperaturabhängigkeit des Radiolyse-Effekts sich widersprechende Publikationen vor. So wird in ² behauptet, daß insbesondere für amerikanische Siedewasserreaktoren ein Anstieg der Sumpfwassertemperatur von 60 auf 115 Grad Celsius nahezu 10 mal mehr luftgetragenes I₂ produziere. Im Gegensatz dazu fällt nach Experimenten lt. ⁴ die Freisetzungsräte von I₂ mit ansteigender Temperatur sehr deutlich (s. Abb. 8 und 9) ab. Für den oben beschriebenen Fall entnimmt man Abb. 9 eine Reduktion der I₂-Freisetzung um fast den Faktor 100! Dies wird auf konkurrierende Mechanismen der Wasserstoffperoxidproduktion zurückgeführt und in der Veröffentlichung ausführlich erklärt. In ³ wird zur Temperaturabhängigkeit nur eine mehr qualitative Aussage gemacht: "Dementsprechend wird die Flüchtigkeit von I₂ über einer solchen Lösung (Sumpf) stark vom pH-Wert beeinflußt, in dem Sinne, daß der Verteilungskoeffizient $P = I_2(\text{in Wasser})/I_2(\text{im Gas})$ mit steigendem pH-Wert und, weniger ausgeprägt, auch mit steigender Temperatur ansteigt und mit zunehmender Konzentration der Lösung abnimmt".

Dies entspräche der Aussage von ². Die Effekte der H2O2-Produktion sind aber in ¹, ² und ³ überhaupt nicht behandelt!

Mittlerweile wurde IMPAIR 3 an KfK ausgeliefert und implementiert. Es ist geplant, durch Gespräche mit den Autoren R. Cripps und S. Güntay die weiter oben erwähnten Probleme zu diskutieren und wenn möglich, sie zu lösen.

Haben die zuvor gemachten Bemerkungen einen Einfluß auf das Design der verbesserten LWR-Containments, die zur Zeit bei KfK und bei Siemens/KWU diskutiert werden?

- 1) Wenn es gelingt den pH-Wert bei Werten > 5 durch passive Maßnahmen zu stabilisieren, ist die Jodfreisetzung durch Radiolyse und weitere Prozesse im Sumpf nur sehr begrenzt möglich. Dies ist unabhängig vom Design. Es macht also keinen Unterschied, welche Art der Kühlung gewählt wird (Luft- oder Sumpfwasserkühlung, passiv oder aktiv).
- 2) Wäre die I2-Freisetzungsr率e so von der Temperatur abhängig, wie in ² berechnet, spräche dies gegen das passive KfK-Konzept, wo hohe Temperaturen für viele Tage im Containment und Sumpf herrschen. Verläßt man sich aber eher auf die experimentellen Werte in ⁴, wonach hohe Temperaturen im Strahlungsfeld von 10 KGy genau das Gegenteil belegen, hätte eine hohe Sumpfwasser-temperatur vielleicht den gleichen Effekt, wie die weiter oben angesprochene pH-Pufferung. Dann wäre das KfK-Konzept mit langanstehenden hohen Temperaturen bzgl. der Revolatisation des Jods aus dem Sumpf dem Siemens-Konzept vorzuziehen.

Overview of modelling involving 28 species

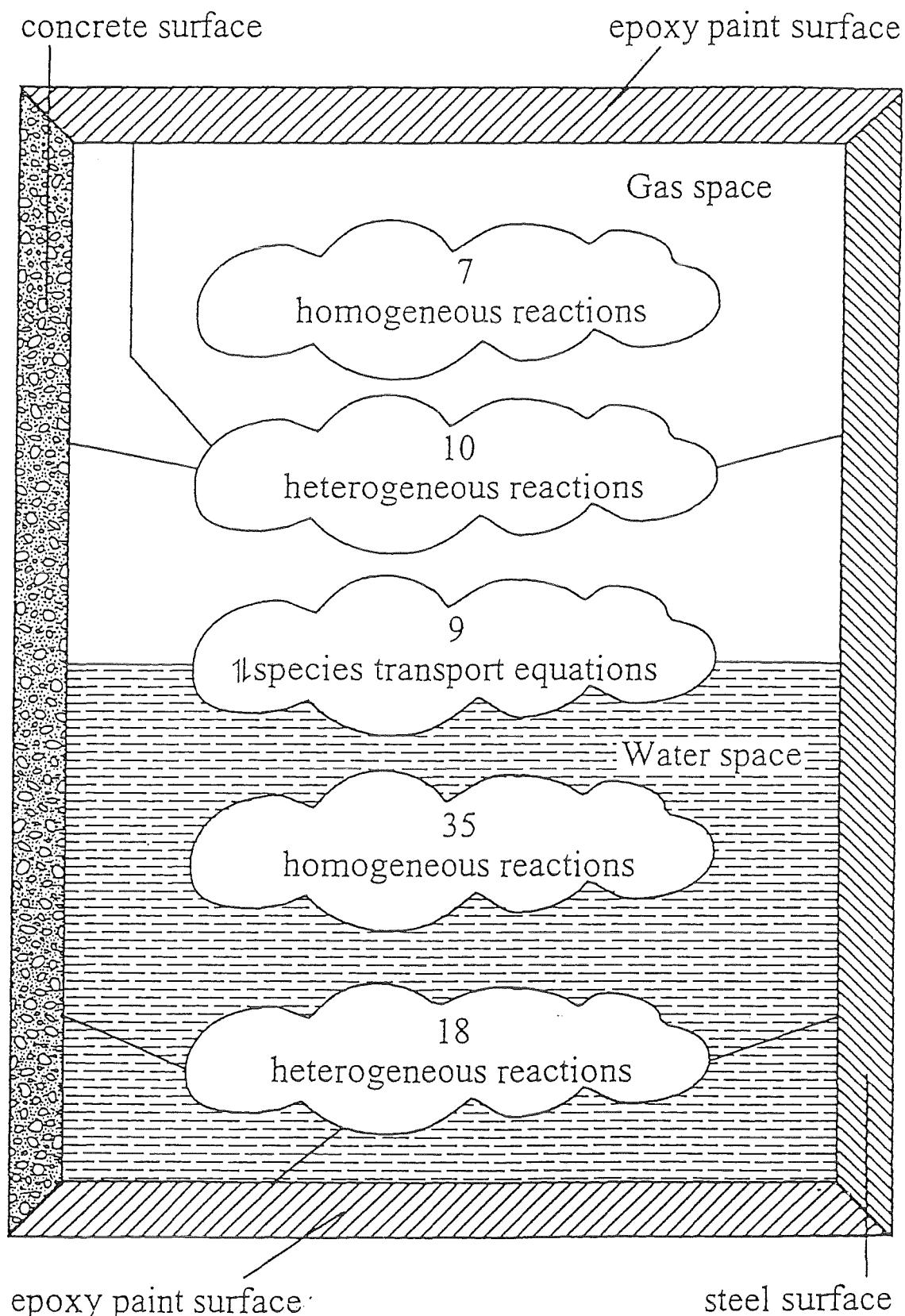
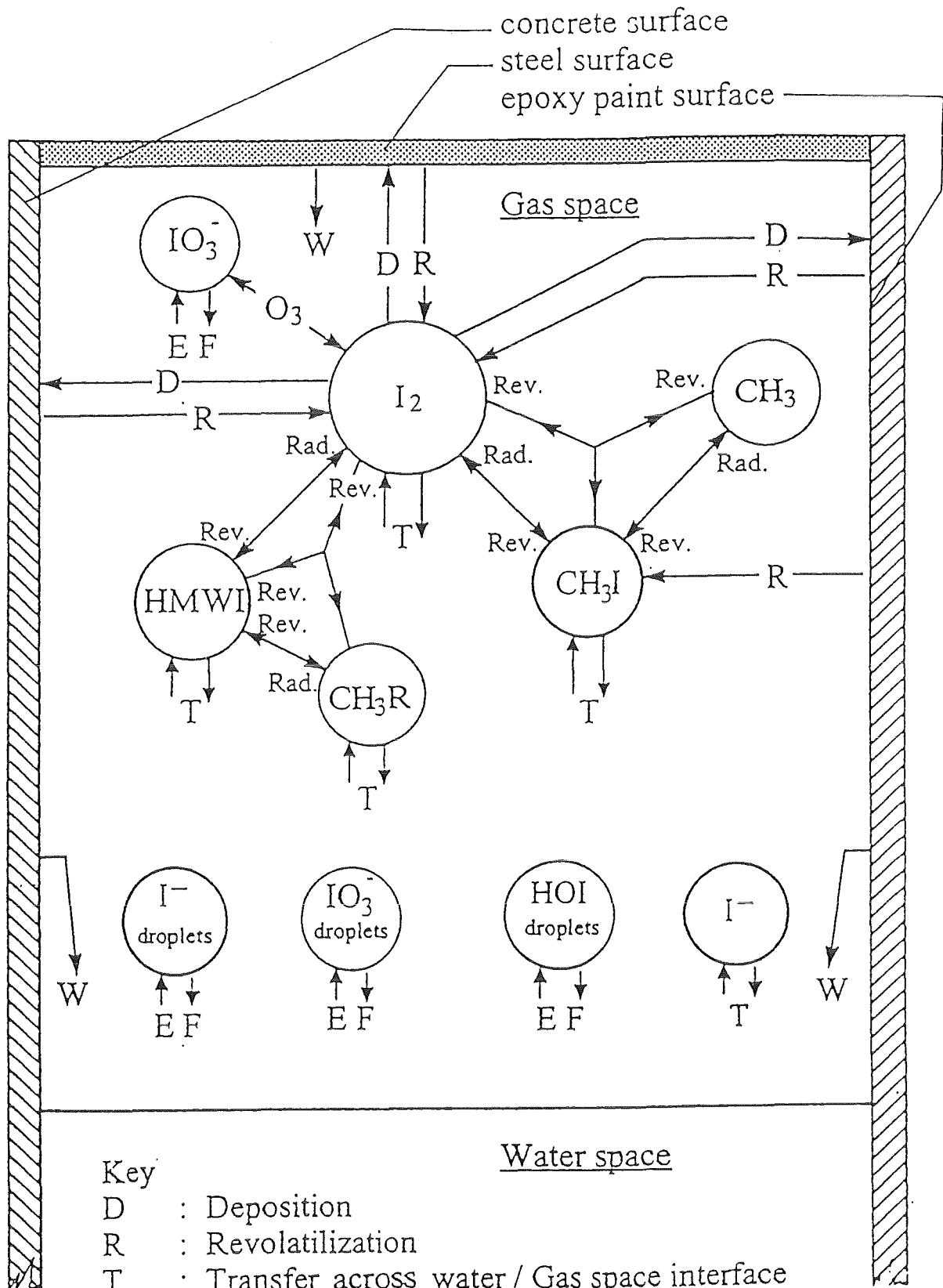


Figure 1: Overview of modelling involving 28 species.



Key

D : Deposition

R : Revolatilization

T : Transfer across water / Gas space interface

E : Entrainment and Carry-over

F : Fall-back (Precipitation)

Rad. : Radiolysis

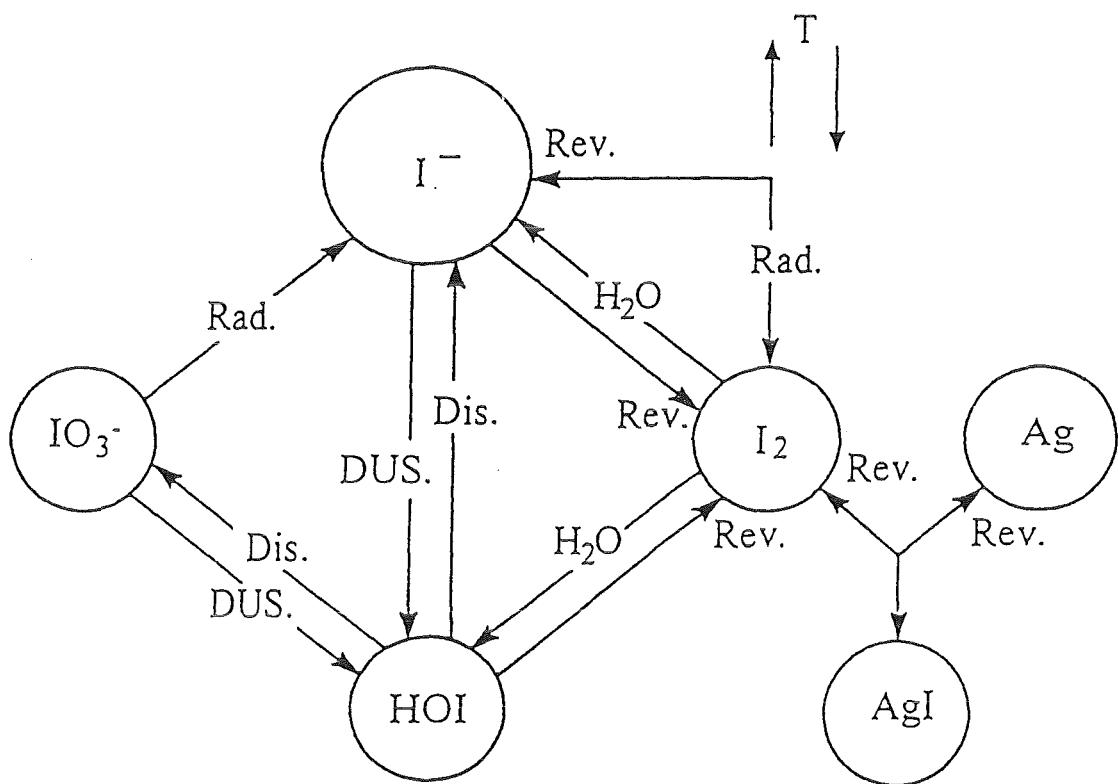
Rev. : Reverse reaction

1907.] THE VISCOSITY OF

Water space

Figure 2: The modelling for the gas space.

I_2 - Hydrolysis, Radiolysis and AgI formation



Key

Dis. : Disproportionation

DUS. : Dushmann reaction

Rad. : Radiolysis

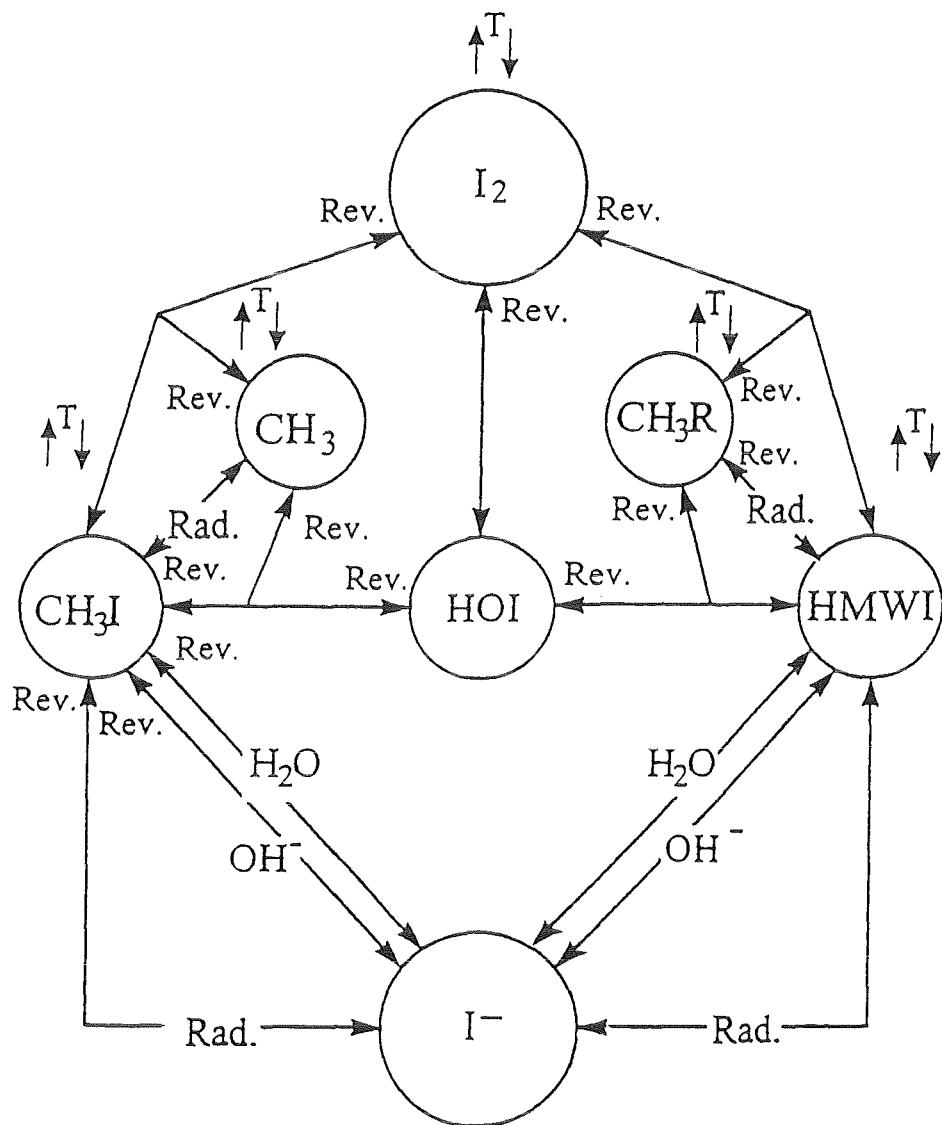
Rev. : Reverse reaction

H_2O : Hydrolysis

T : Transfer across water / Gas space interface

Figure 3: I_2 -Hydrolysis, Radiolysis and AgI formation.

Water space organic iodine modelling



Key

Rad. : Radiolysis

Rev. : Reverse reaction

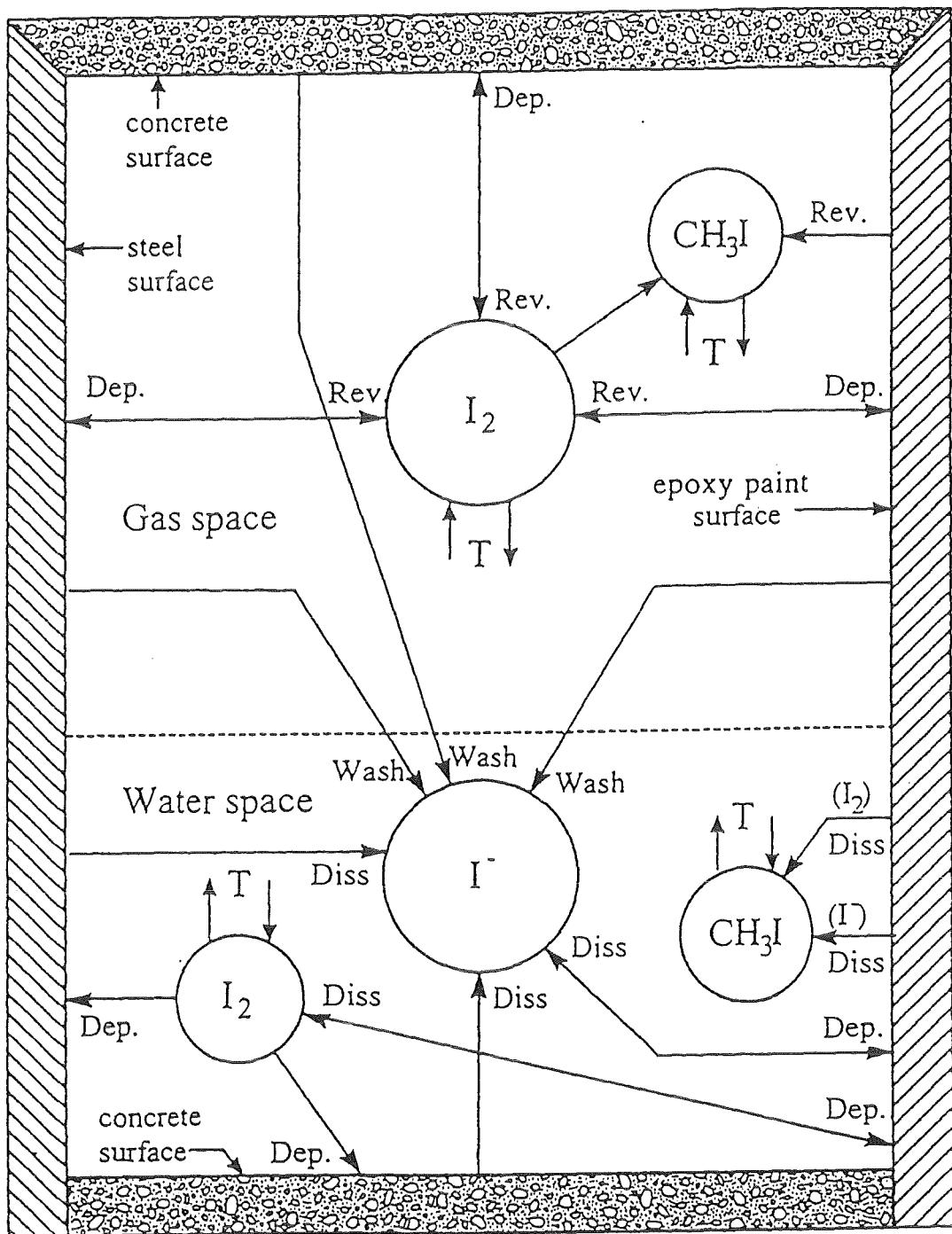
H_2O : Hydrolysis (H_2O)

OH^- : Hydrolysis (OH^-)

T : Transfer across water / Gas space interface

Figure 4: Water space organic iodine modelling.

The present deposition modelling



Key

Dep : Deposition

Diss : Dissolution

Rev : Revolatilization

Wash: Wash-down to sump (I^-)

T : Transfer across water / Gas space interface

Figure 5: The present deposition modelling.

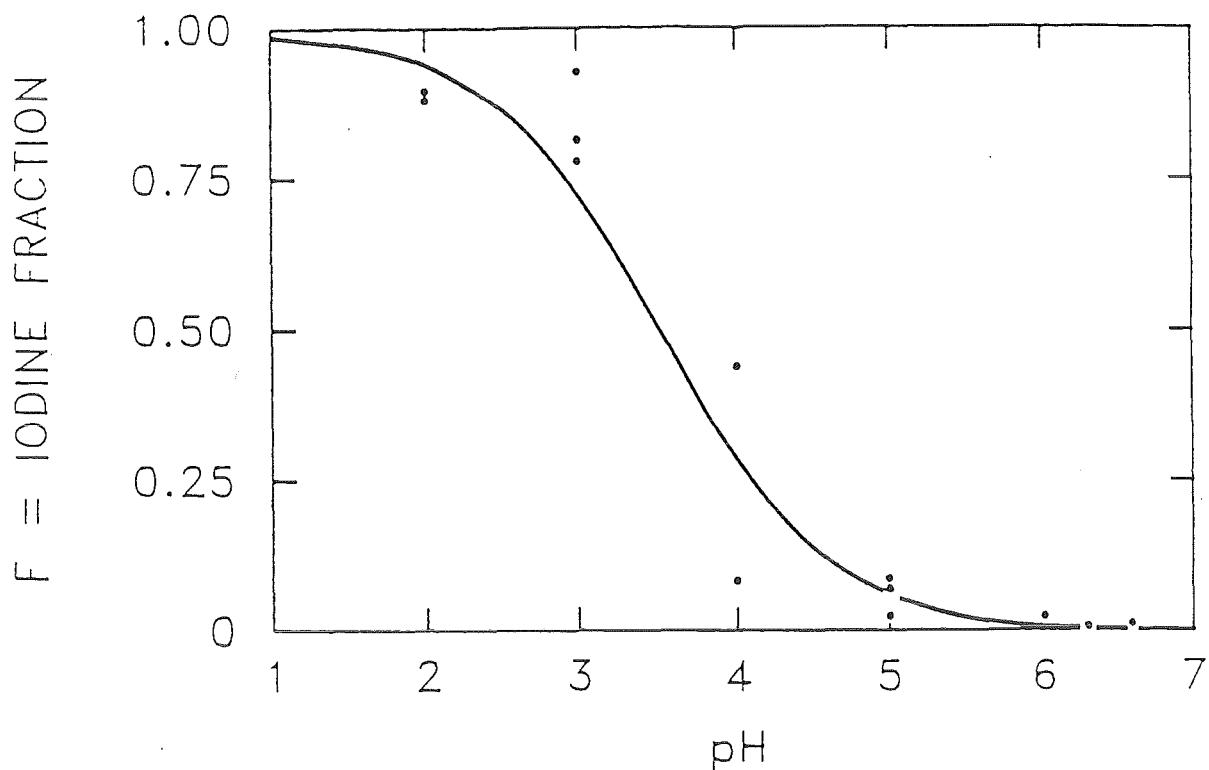


Figure 6 Radiolytic conversion of I to I_2 [data from C. C. Lin, *J. Inorg. Nucl. Chem.* 42, 1101 (1980)]

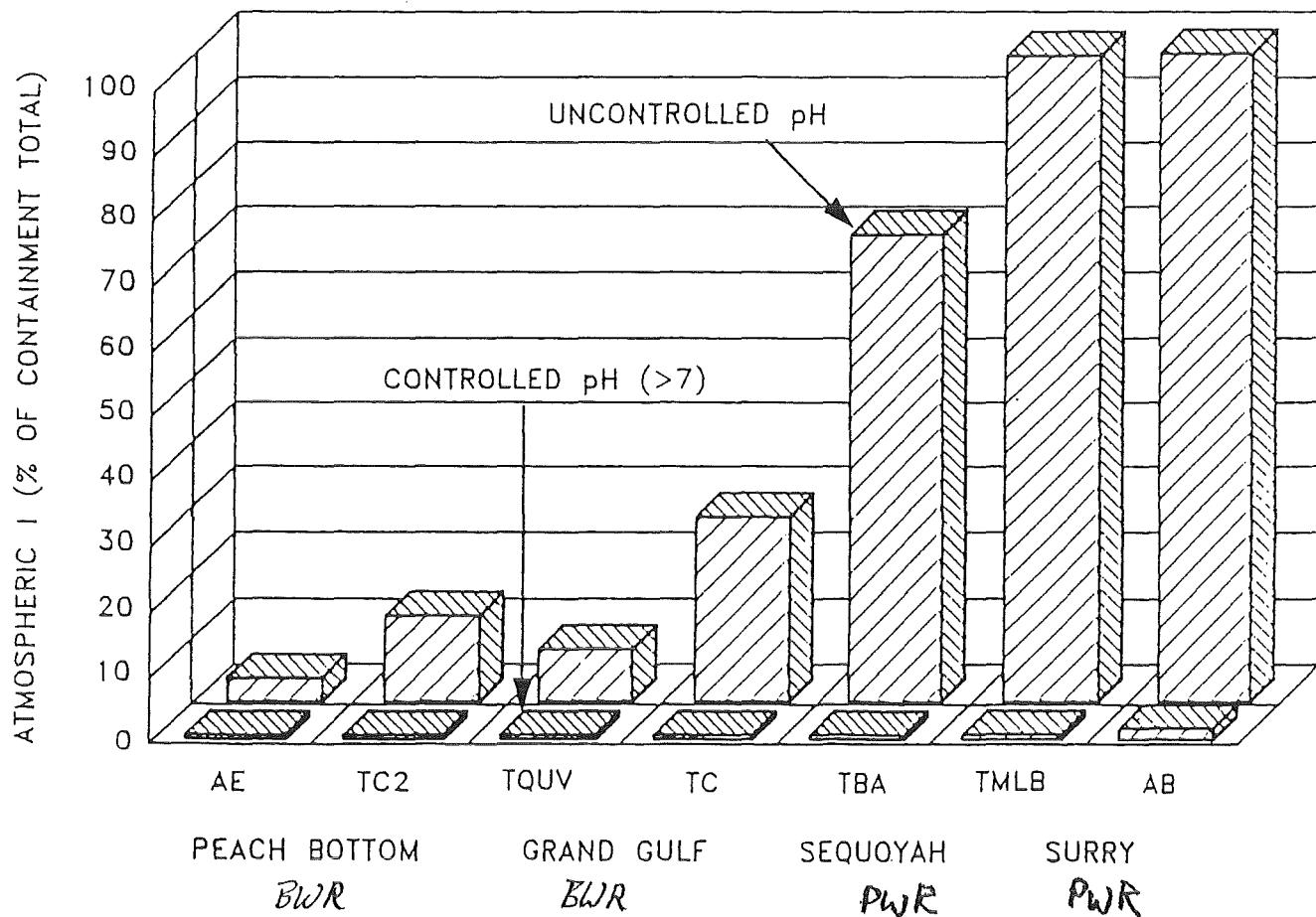


Figure 7 Additional atmospheric elemental iodine released

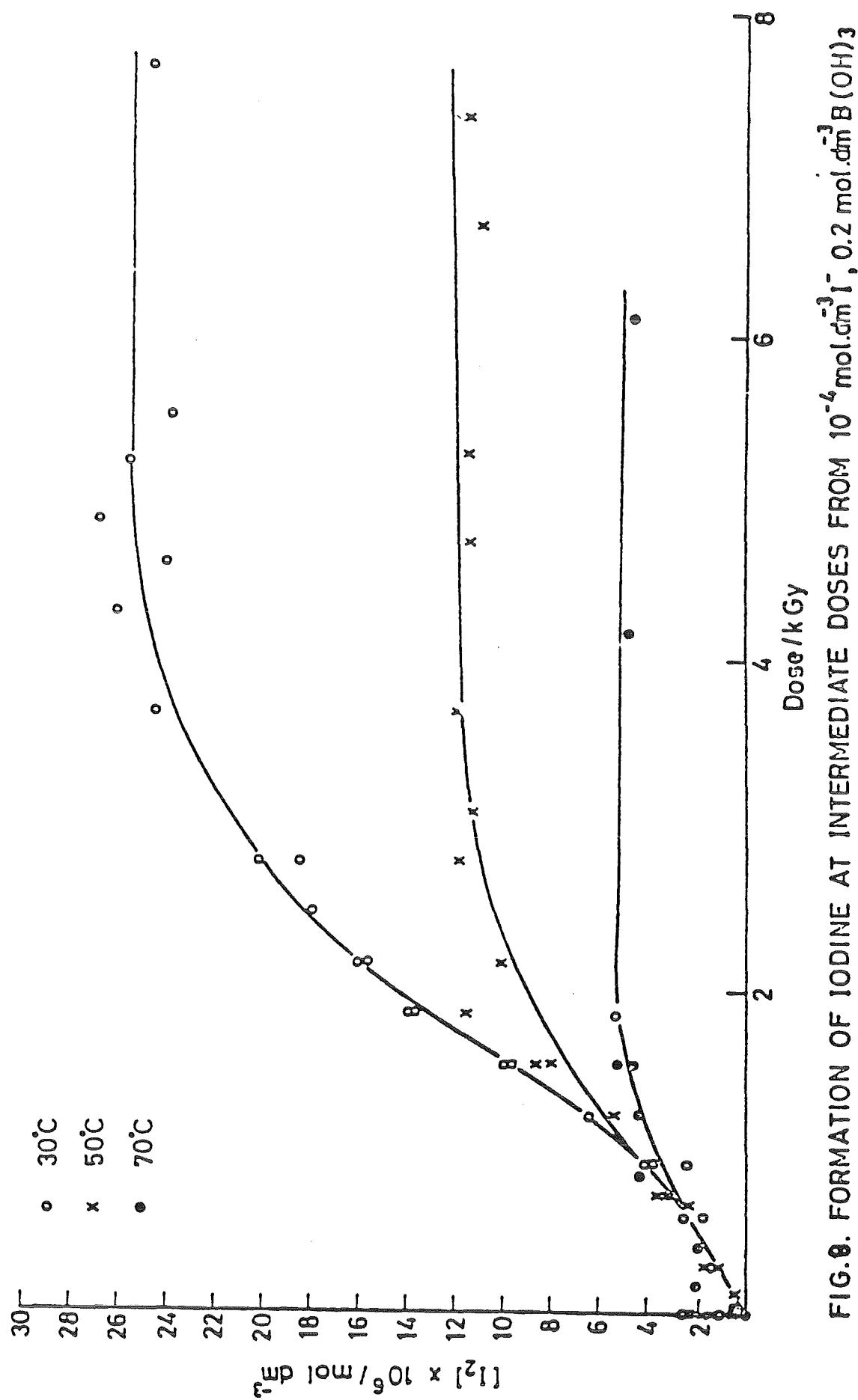


FIG. 8. FORMATION OF IODINE AT INTERMEDIATE DOSES FROM $10^{-4} \text{ mol dm}^{-3} \text{ I}^-$, $0.2 \text{ mol dm}^{-3} \text{ B(OH)}_3$

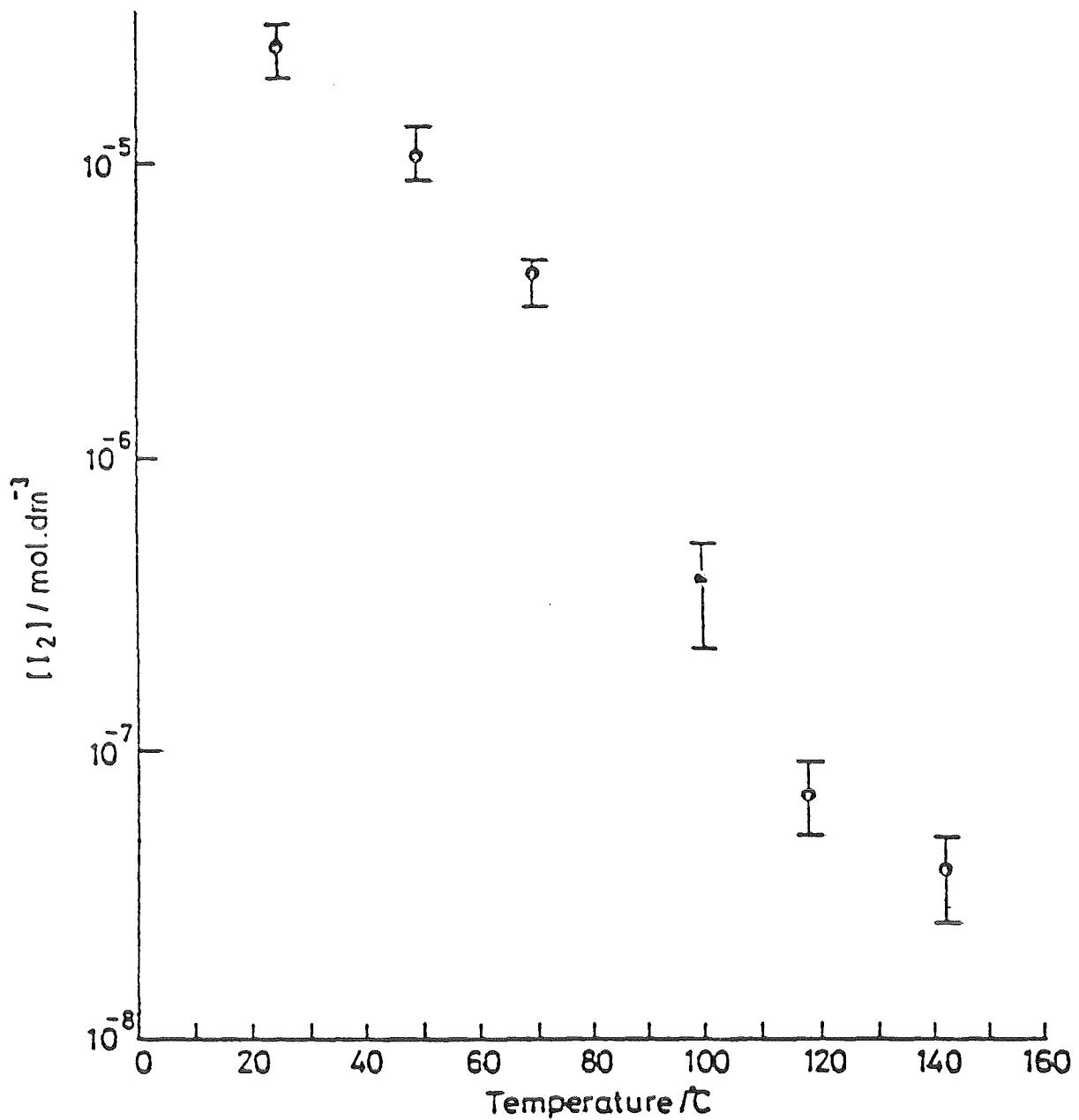


FIG. 9 VARIATION OF I_2 YIELD FROM 10 kGy DOSE, AGAINST TEMPERATURE FROM $10^{-6} \text{ mol dm}^{-3} I^-$, 0.2M $B(OH)_3$

32.06.04

CONTAINMENTENTWÜRFE UND LASTABTRAGVERHALTEN

(B. Dolensky, B. Göller, R. Krieg, IRS)

Containment Design and Load Carrying Capacity

ABSTRACT

For future PWRs a new containment concept is under discussion, which should be able to withstand also severe accidents without significant offsite releases. For the concept of the composite containment proposed by Eibl, some structural mechanics assessments were performed leading to a design, which is discussed in this presentation.

The containment consists of an inner spherical steel shell and a surrounding thick concrete shell. Both are separated by a gap through which environmental air can circulate for passive decay heat removal in case of a severe accident. Under normal operating conditions and during a LOCA both shells are freestanding structures. However, under excessive internal pressure the steel shell will deform until it is finally supported by ribs, which are attached to the concrete shell. Under the dynamic pressure load of an expected hydrogen detonation the steel shell is accelerated to a high velocity until it impacts the ribs. These are designed to act nearly as a homogeneous crash material in order to limit the resulting strains in the shell to acceptable values. Containment tightness will be maintained under these extreme loading conditions.

In order to protect the containment shell from large missiles due to a postulated pressure vessel failure, a missile retention device is under discussion. That is why an appropriate device, consisting of individual axial bolts and circumferential rings arranged around the pressure vessel, was investigated. It turned out that the elements are able to dissipate the kinetic energy of the pressure vessel missiles by undergoing plastic elongations of about 4%.

32.06.04/01A : CONTAINMENTENTWÜRFE UND LASTABTRAGVERHALTEN
PSF 0N1Y
(B. Dolensky, B. Göller, R. Krieg, IRS)

1. EINLEITUNG

Nach dem Sicherheitskonzept für zukünftige Kernkraftwerke sollen auch beim Auftreten schwerer Unfälle die Folgen auf das Kernkraftwerk selbst beschränkt bleiben, d.h., nennenswerte radioaktive Freisetzung sollen nicht auftreten. Eibl [1,2,3] schlug ein dafür geeignetes Containment vor, das aus einer inneren Stahlschale und einer umgebenden Betonschale besteht. Durch den Spalt zwischen beiden Schalen kann Umgebungsluft zirkulieren und dabei - ähnlich wie beim AP600-Konzept [4] - Wärme aus der Stahlschale abführen. Um den Wärmeübergang zu verbessern, enthält der Spalt zahlreiche Rippen, die an der Betonschale befestigt sind (Bild 1a). Im Normalbetrieb besteht zwischen den Rippen und der Stahlschale ein deutlicher Abstand.

Für dieses Containment werden beim Kernschmelzunfall folgende Belastungen erwartet: - eine statische Belastung von 15 bar bei einer Schalentemperatur von rund 200 °C bei der passiven Nachwärmeabfuhr [5], - und ein dynamischer Belastungsspeak von 100 bar bei 5ms Dauer infolge einer Wasserstoffdetonation [6]. Bei einer Wasserstoffdeflagration wird ein Druckanstieg über 15 bar hinaus nicht erwartet.

Diese Belastungen liegen weit oberhalb des gegenwärtigen Auslegungsdruckes von rund 5 bar, so daß bei ihrem Auftreten die Stahlschale aufgeweitet wird, bis sie schließlich von den umgebenden Rippen unterstützt wird. Dadurch werden weitere Schalenverformungen verhindert. Stahlschale, Rippen und Betonschale wirken dann im Verbund.

Die eben genannten extremen Lasten können durch geeignete Accident-Management-Maßnahmen, etwa durch eine äußere Sicherheitsbehälterkühlung mit Wasser und durch eine Verbrennung des Wasserstoffes bevor explosionsfähige Gemische entstanden sind, erheblich reduziert werden. Das neue Containment soll jedoch auch ohne derartige Maßnahmen alle Unfallfolgen beherrschen können.

Für das von Eibl vorgeschlagene Containment nach dem Verbundprinzip wurden strukturmechanische Untersuchungen durchgeführt [7]. In diesem Bericht wird das resultierende optimierte Containment vorgestellt (Bild 2), typische Beanspruchungen werden ermittelt und das Problem der Containmentdichtheit bei großen Verformungen wird diskutiert.

2. ÄUSSERE SICHERHEITSUMSCHLIESUNG

2.1 Abstand zwischen Rippen und Schale

Nach den gegenwärtigen Genehmigungsregeln müssen die Beanspruchungen während eines Kühlmittelverluststörfall linear elastisch bleiben. Für ein Containmentgebäude mit einem Radius von 30 m würde dies einer erlaubten Radialaufweitung von rund 40 mm entsprechen. Wenn die Rippen schon benötigt würden, um den Überdruck beim Kühlmittelverluststörfall abzutragen, dann dürfte der Abstand zwischen Schale und Rippen diesen Wert von 40 mm nicht übersteigen. Dann aber würden folgende 3 Probleme auftreten:

- in der fertiggestellten Anlage dürften die Abweichungen dieses Abstandes vom Sollwert nicht mehr als einen Bruchteil, d.h. einige Millimeter, betragen. Eine derartige Herstellungsgenauigkeit ist aber bei einem Gebäude mit den in Rede stehenden Abmessungen kaum realisierbar.
- während der vorgeschriebenen Druckprobe im fertiggestellten Sicherheitsbehälter mit Überdrücken von 6 - 7 bar würde es (wie beim Kühlmittelverluststörfall auch) zu Anlagevorgängen der Schale an die Rippen kommen. Dabei würde die Korrosionsschutzschicht des Sicherheitsbehälters beschädigt. Eine Reparatur wäre wegen der eingeschränkten Zugänglichkeit der Außenseite des Sicherheitsbehälters kaum möglich.
- der kleine Abstand zwischen Schale und Rippen würde die Temperaturausdehnung der Schale bei der Temperatur des Kühlmittelverluststörfall von 145 °C behindern. Dies würde zu hohen Druckspannungen in der Schale und damit vermutlich zum Beulen führen [7].

Um die aktuellen Genehmigungsregeln zu befriedigen, und um die genannten strukturmechanischen Probleme zu vermeiden, darf es beim Kühlmittelverluststörfall (und bei den anderen Auslegungsstörfällen) nicht zu Abstützvorgängen kommen. Es ist vielmehr nötig, daß die betreffenden Belastungen von der Sicherheitsbehälterschale allein als freistehende Struktur abgetragen werden.

Für eine solche Schale, deren wichtigste Aufgabe die eines Druckbehälters ist, ist die Kugelform am günstigsten. Ihre erforderliche Wanddicke für einen Auslegungsdruck von $p = 5$ bar, einen Radius von $r = 30$ m und eine erlaubte globale Beanspruchung von $\sigma = 200$ MPa beträgt $h = p \cdot r / (2 \cdot \sigma) = 40$ mm. Es ist Stand der Technik, Schalen mit derartigen Abmessungen herzustellen. Selbstverständlich sind auch andere Containmentformen möglich, nur muß dann die Wanddicke vergrößert werden, was zu erheblichen Problemen beim Schweißen auf der Baustelle führt.

Die Forderung, daß die Schale beim Kühlmittelverluststörfall freistehend bleiben soll, legt den (Mindest)-Abstand zwischen Schale und umgebenden Rippen fest. Unter Berücksichtigung der beim Kühlmittelverluststörfall auftretenden Maximalverformung des Sicherheitsbehälters von rund 100 mm (75 mm durch Wärmeausdehnung, 21 mm durch Innendruck) und unter Berücksichtigung unvermeidlicher Bautoleranzen wird ein Abstand von 150 mm vorgeschlagen (s. Bild 2).

Wenn im Falle eines Kernschmelzunfalles die Belastungen weit über den Auslegungswert von 5 bar hinaus ansteigen, dann wird die Stahlschale geringe plastische Verformungen erfahren bis sie zur Anlage an die Rippen kommt. Bei dem vorgeschlagenen Abstand von 150 mm würden sich dann Schalendehnungen von 0.5 % ergeben. Schwankungen des wirklichen Abstandes um ± 40 mm würden Schwankungen in den Dehnungen von großenordnungsmäßig $\pm 0.1\%$ hervorrufen.

Dieses Containmentkonzept liefert eine klare Trennung zwischen den Beanspruchungszuständen infolge von Kühlmittelverluststörfällen (und von allen anderen Auslegungsstörfällen), bei denen restriktive Grenzwerte mit hohen Sicherheitsreserven einzuhalten sind, und denen infolge von seltenen schweren Unfällen, bei denen auch plastische Beanspruchungen zugelassen werden können solange nur die Integrität des Sicherheitsbehälters garantiert werden kann.

2.2 Wasserstoffdetonation

Die maximale Tragfähigkeit der Stahlschale beträgt selbst bei voller Materialausnutzung nur wenig mehr als 10 bar. Der bei einer Wasserstoffdetonation darüber hinausgehende Teil der Druckbelastung mit Spitzenwerten von 100 bar beschleunigt die Schale auf hohe Geschwindigkeiten, bis sie auf die Rippen aufprallt. Dabei müssen die Verformungen in der Schale so klein bleiben, daß ein Versagen sicher ausgeschlossen werden kann.

Das Verhalten von verschiedenen Rippenformen beim Aufprall der Schale wurde numerisch untersucht [7]. Nur das endgültige Lösungskonzept soll hier diskutiert werden. Es ist in Bild 1b gezeigt. Der Abstand der Rippen voneinander beträgt 250 mm, ihre Dicke beträgt 5 mm. Als Werkstoff für Rippen und Schale wurde der Sicherheitsbehälterstahl 15MnNi63 benutzt (Bild 3). Bild 4 zeigt Ergebnisse, die mit dem Finite-Element-Programm ABAQUS berechnet wurden. Nur eine Rippe mit dem zugehörigen Schalenstück wurde modelliert. Der Druckpuls beschleunigt die Schale bis sie nach 3.6 ms mit einer Geschwindigkeit von 69 m/s aufprallt. Die größten Verformungen treten 2 ms später auf mit maximalen Schalendehnungen von etwa 2 %. Die Rippe wird axial um 66 mm plastisch gestaucht.

Zusätzliche Rechnungen wurden für noch dünnerne Rippen durchgeführt, die jedoch ähnliche Ergebnisse für die Schalenverformungen lieferten. Rippen mit solchen Eigenschaften scheinen daher in der Nähe des Optimums hinsichtlich der resultierenden Schalenbeanspruchungen zu liegen. Die Rippen stehen so dicht beieinander, daß nennenswerte Schalendurchbiegungen zwischen ihnen nicht auftreten können. Ferner sind die Rippen so dünn, daß sie die wesentlich dickere Sicherheitsbehälterschale beim Aufprall nicht beschädigen können. Die Rippen wirken also nahezu wie ein homogenes Crash-Material für die Stahlschale.

In den Rechnungen wurde ein eventuelles Ausknicken der Rippen unterdrückt. Um globales Knickversagen in der Realität zu verhindern, erhalten die Rippen eine wellige Form (s. Detail in Bild 2). Um die Montage auf der Baustelle zu erleichtern, werden mehrere Rippen zu vorgefertigten Paketen zusammengefaßt, deren Grundplatte gleichzeitig als verlorene Schalung für die Innenseite der Betonschale dient. Die endgültige Auslegung der Rippen, bei der dynamische Faltbeulprobleme zu berücksichtigen sind, steht noch aus.

2.3 Dichtheit des Sicherheitsbehälters

Es ist kaum möglich, jede Leckage aus einem unter Druck stehenden Sicherheitsbehälter auszuschließen. Es muß jedoch dafür Sorge getragen werden, daß solche Leckagen nicht in die ständig fließende Kühlluft zwischen Kugel- und Betonschale gelangen. Diese Bedingung wird durch konstruktive Maßnahmen sichergestellt: Leckagen können nicht in glatten verschweißten Schalenbereichen auftreten, sondern nur an Ventilen, elektrischen Durchführungen, Klappen mit Dichtungen, beschädigten Faltenbälgen, usw. Deshalb sind alle leckageträchtigen Durchführungen in einem unteren Bereich des Ringraumes zusammengefaßt (s. Bild 2). Dies ist ähnlich wie beim AP600- Konzept [4]. Die Atmosphäre dieses Tei-

les des Ringraumes ist überwacht und steht nur über Filter mit der Umgebung in Verbindung.

Im verbleibenden oberen Bereich des Ringraumes, der von der Umgebungsluft durchströmt wird, ist die Wand des Sicherheitsbehälters lückenlos verschweißt. Einmalige Beanspruchungen mit plastischen Dehnungen von wenigen Prozent können die Integrität der Stahlschale nicht gefährden. Dies wurde anhand verschiedener Versuche gezeigt. So sind in [8] Membranberstversuche beschrieben, die mit dem Sicherheitsbehälterstahl 15MnNi63 durchgeführt wurden. Dazu wurden aus Blechen der Ausgangsdicke von 38 mm runde Membranen mit einem Durchmesser von 860 mm und einer Dicke von 2 mm spanabhebend hergestellt. Die anfänglich völlig ebenen Membranen wurden am Rand eingespannt und einseitig mit Öldruck beaufschlagt und dadurch aufgewölbt, bis sie versagten.

Abbildung 5 zeigt eine schematische Darstellung der Versuche, Abb. 6 zeigt eine Membran nach dem Versagen. In Abb. 7 sind gemessene und berechnete Dehnungen dieses Versuches verglichen. Es zeigte sich, daß die Membran durch plastische Instabilität versagte, nachdem Materialdehnungen von rund 50 % aufgetreten waren. Insgesamt wurden 8 Berstversuche durchgeführt, ohne daß irgendwelche unerwarteten Leckagen oder gar unerwartetes Versagen aufgetreten wären.

Die Schweißnähte im Sicherheitsbehälter stellen bei den zu erwartenden Dehnungen ebenfalls keine Schwachstelle dar. Von der MPA-Stuttgart [9] wurden Großplattenzugversuche durchgeführt mit Proben von 500 mm Breite und 38 mm Dicke, die längs und quer Schweißnähte enthielten. Dabei sind einachsige Dehnungen bis zu 19 % beobachtet worden. Zusätzlich wurden Dornbiegeversuche durchgeführt, bei denen ein 38 mm dickes Blech mit einer Schweißnaht um einen 90 mm dicken Dorn gebogen wurde, ohne daß Anrisse festzustellen waren.

Auch an anderer Stelle wird das Problem ähnlich beurteilt. In [10] wird vorgeschlagen, bei schweren Unfällen globale plastische Membrandehnungen bis 25 % der Gleichmaßdehnung und eine Überlagerung von Membran- und Biegedehnungen bis 40 % der Gleichmaßdehnung hinzunehmen. Bei einer Gleichmaßdehnung des Containmentwerkstoffes von 12-13 % wären das Werte von 3 % für die Membrandehnung und von 5 % für die Summe von Membran- und Biegedehnung. Diese Werte werden bei dem hier diskutierten Vorschlag nur bis zur Hälfte ausgeschöpft.

Damit ist gezeigt, daß der hier diskutierte Vorschlag, auch was die Dichtheit des Sicherheitsbehälters betrifft, voll befriedigt.

3. INNERE SICHERHEITSUMSCHLIESSUNG

3.1 Funktion der inneren Sicherheitsumschließung

In den neuen Containmentkonzepten [1,2,3] ist eine innere Sicherheitsumschließung vorgesehen, die bei einem eventuellen Versagen des Reaktordruckbehälters ein Davonfliegen von Trümmern und damit eine Beschädigung der äußeren Sicherheitsumschließung verhindern kann. Um hierfür geeignete strukturmechanische Abschätzungen durchführen zu können, wurde ein Konzept für einen solchen Trümmerschutz entwickelt.

In Bild 2 ist der gewählte Aufbau zu erkennen, Bild 8 enthält in schematischer Darstellung nur die für die Funktion wesentlichen Komponenten. Um Kühlung und Inspektion des Reaktordruckbehälters nicht zu verhindern, besteht zwischen ihm und den umgebenden Strukturen ein Abstand von 0.5 m. Im Falle eines spontanen Versagens des Reaktordruckbehälters werden die resultierenden Trümmer vom Innendruck längs dieses freien Abstandes auf hohe Geschwindigkeiten (ca. 100 m/s) beschleunigt, bis sie auf den Trümmerschutz prallen. Dort wird ihre kinetische Energie im Wesentlichen in plastische Verformungsarbeit von geeignet dimensionierten Dehnringen und axialen Dehnankern umgewandelt und damit dissipiert.

Die Elemente des Trümmerschutzes bilden einen Käfig. Sie müssen nur hinsichtlich Eigengewicht unterstützt werden. Nennenswerte freie Strahlkräfte, die das ganze System davon katapultieren könnten, können nicht auftreten. Das gewählte Konzept gestattet es zugleich, die Reaktorgrube platzsparend in den für einen Corecatcher benötigten Raum zu integrieren (Bild 2).

3.2 Beanspruchung beim Rundabriß der Kalotte

Es wird angenommen, daß die gesamte Kalotte des Reaktordruckbehälters spontan abreißt. Der zunächst unverändert weiter auf die Kalotte einwirkende Innendruck beschleunigt sie bis sie auf den Trümmerschutz aufprallt. Sie hat dann eine kinetische Energie E erreicht von

$$E = p \cdot \pi \cdot r^2 \cdot w = 190 \text{ MJ}$$

Darin ist p der Innendruck von 160 bar, r der Kalottenradius von 2.75 m und w der Beschleunigungsweg von 0.5 m. Daraus kann die Aufprallgeschwindigkeit v berechnet werden zu

$$v = \sqrt{\frac{2E}{m}} = 100 \text{ m/s}$$

Darin ist m die Masse der Kalotte, die sich bei einer Wanddicke von 0.1 m zu 37000 kg abschätzen lässt. Der mit dem Impulsaustausch beim Aufprall verbundene Energieverlust wird hier vernachlässigt. Nach dem Aufprall wirke der Druck immer noch weiter, so daß sich für die Verzögerung a der Kalotte durch die Kräfte bei der Verformung der Anker ergibt:

$$a = \frac{\sigma_f \cdot A \cdot p \cdot \pi \cdot r^2}{m}$$

Darin ist σ_f die mittlere Fließspannung in den Dehnankern und A deren gesamte Querschnittsfläche. Zur Abkürzung wird σ_p eingeführt:

$$\sigma_p = \frac{p \cdot \pi \cdot r^2}{A}$$

Aus der konstanten Verzögerung kann der Bremsweg s , und damit die Verlängerung der Dehnanker, berechnet werden:

$$s = \frac{v^2}{2a}$$

Die maximale plastische Dehnung der Anker ε_{pl} beträgt:

$$\varepsilon_{pl} = \frac{s}{L}$$

Darin ist L die Länge der Dehnanker. Mit den obigen Gleichungen ergibt sich:

$$\varepsilon_{pl} = \frac{E}{V} \frac{1}{\sigma_f - \sigma_p}$$

Darin ist $V = A \cdot L$ das Volumen aller Dehnanker.

Für 16 Dehnanker mit einer Länge von je 12 m und einem Durchmesser von 250 mm und einer mittleren Fließspannung von 1000 MPa ergibt sich daraus eine größte Dehnung der Anker von

$$\varepsilon_{pl} = 4 \%$$

Diese Beanspruchungen können z.B. von dem hochfesten Stahl 42CrMo4 aufgebracht werden. Wie Bild 8 zeigt, bereitet die Unterbringung der 16 Dehnanker keine Platzprobleme.

3.3 Beanspruchung beim Längsriß des Reaktordruckbehälters

Es wird angenommen, daß der Reaktordruckbehälter spontan jede Tragfähigkeit in Umfangsrichtung verliert, so daß die Trümmer achsensymmetrisch davon fliegen. Der zunächst unverändert weiter auf die Trümmer einwirkende Innendruck beschleunigt diese bis sie auf den Trümmer-Schutz aufprallen. Sie haben dann eine kinetische Energie E erreicht von

$$E = p \cdot w = 8 \text{ MJ} / \text{m}^2$$

Darin ist p der Innendruck von 160 bar und w der Beschleunigungsweg von 0.5 m. Daraus kann die Aufprallgeschwindigkeit v_0 berechnet werden zu

$$v_0 = \sqrt{\frac{2E}{\rho h}} = 100 \text{ m/s}$$

Darin ist ρ die Dichte der Trümmer von 7850 kg/m³, und h deren Wanddicke von 0.2 m. Nach dem Aufprall mögen sich die Trümmer und die Dehnringe mit der gleichen Geschwindigkeit v_1 weiterbewegen, die sich aus der Impulsgleichheit ergibt zu:

$$v_1 = v_0 \frac{h}{h + A/e}$$

Darin ist A der Ringquerschnitt und e der Abstand der Ringe voneinander, so daß A/e die verschmierte Ringdicke beschreibt. Nach dem Aufprall wirke der Druck immer noch weiter, so daß sich für die Verzögerung a der Trümmer durch die Kräfte in den gedehnten Ringen ergibt:

$$a = \frac{\sigma_f \cdot A \cdot p \cdot r \cdot e}{(A + h \cdot e) \rho \cdot r}$$

Darin ist σ_f die mittlere Fließspannung in den Dehnringen und r der Ringradius, der hier gleich dem RDB-Radius gesetzt wurde. Zur Abkürzung wird σ_p eingeführt:

$$\sigma_p = p \cdot \frac{r \cdot e}{A}$$

Aus der konstanten Verzögerung kann der Bremsweg s , und damit die Aufweitung der Dehnringe, berechnet werden:

$$s = \frac{v_1^2}{2a}$$

Die maximale plastische Dehnung der Ringe ε_{pl} beträgt:

$$\varepsilon_{pl} = \frac{s}{r}$$

Mit den obigen Gleichungen ergibt sich zusammengefaßt:

$$\varepsilon_{pl} = \frac{E}{h} \cdot \left(\frac{h}{h + A/e} \right)^2 \cdot \frac{1 + \frac{h \cdot e}{A}}{\sigma_f - \sigma_p}$$

Mit Ringen, die einen Querschnitt von $0.25 \text{ m} \cdot 0.25 \text{ m}$ und einen Abstand von 0.4 m voneinander haben und mit einer mittleren Fließspannung von 1000 MPa ergibt sich daraus eine größte Dehnung der Ringe von

$$\varepsilon_{pl} = 4 \%$$

Diese Beanspruchungen können z.B. von dem hochfesten Stahl 42CrMo4 aufgebracht werden. Wie Bild 2 zeigt, bereitet die Unterbringung dieser Ringe im biologischen Schild bzw. im Isolierbeton keine Platzprobleme. Die Ringe selbst könnten nahtlos geschmiedet oder auch aus dünnerem Draht gewickelt sein.

4. ZUSAMMENFASSUNG

Das besprochene Containment nach dem Verbundprinzip zeichnet sich durch eine vorteilhafte, klar abgrenzbare Aufgabenzuweisung für die einzelnen Komponenten aus.

Die innere Stahlschale nimmt wie bisher die Beanspruchungen aus einem Kühlmittelverluststörfall alleine auf. Die bewährte Auslegungs- und Genehmigungspraxis für diese Komponente kann damit in vollem Umfang übernommen werden. Die Verbundwirkung zwischen Stahl und Betonschale kommt nur bei den exzessiven Beanspruchungen infolge eines Kernschmelzunfalls zustande. Für diesen

Lastfall sind dann andere Auslegungsregeln anzuwenden, nach denen auch plastische Deformationen zugelassen werden.

Es wurde schließlich gezeigt, daß der neue Sicherheitsbehälter auch den Beanspruchungen aus einer Wasserstoffdetonation standzuhalten vermag. Für die dabei wichtige Abstützung zwischen Stahl- und Betonschale wurde ein Konzept aus dünnen, dicht beieinanderstehenden, gewellten Rippen entwickelt. Sie wirken für die aufprallende Stahlschale fast wie ein homogenes Crash-Material. Undichtigkeiten sind in diesem von der Umgebungsluft umströmten Bereich der Stahlschale nicht zu erwarten.

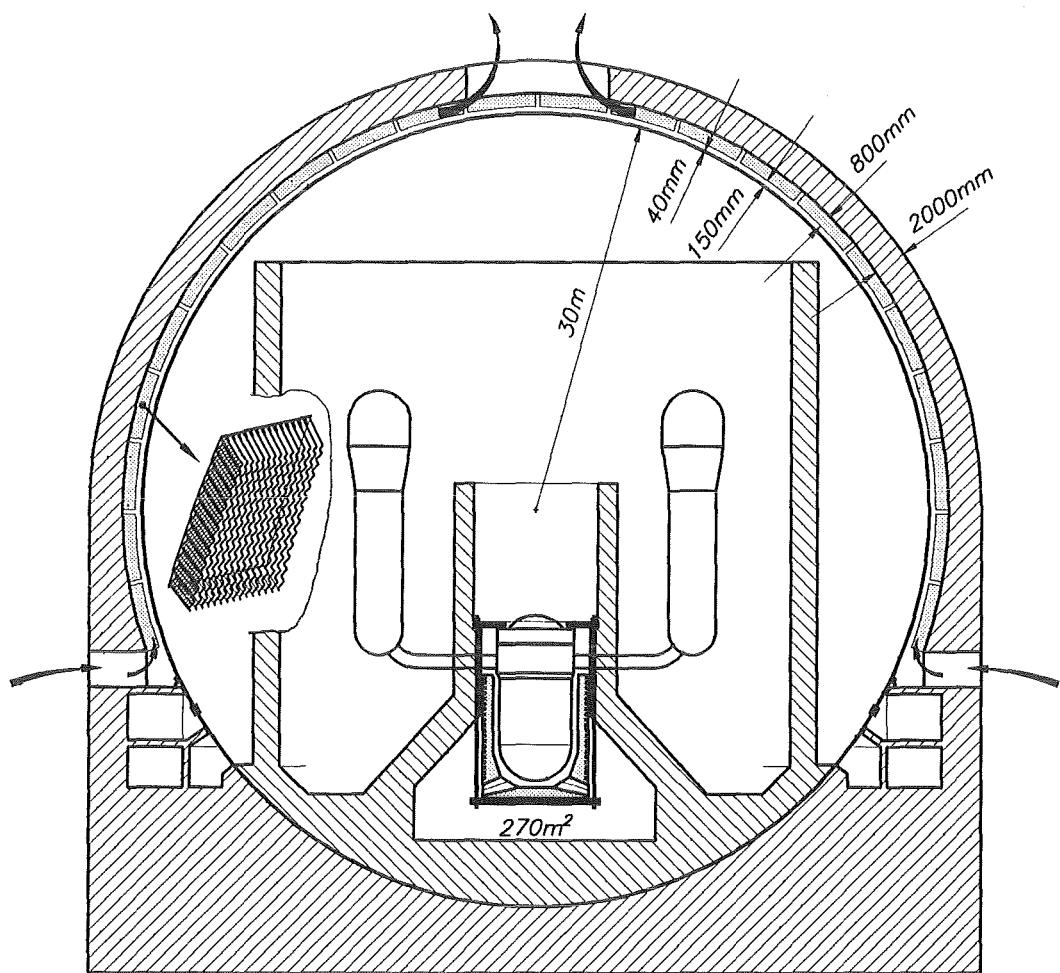
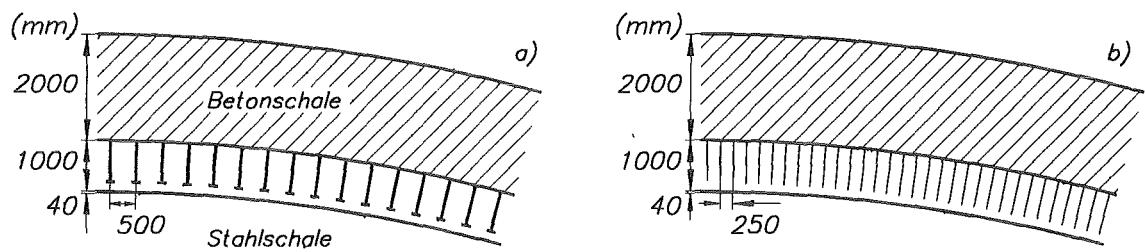
Um die Sicherheitsbehälterschale vor den Trümmern eines eventuell versagenden Reaktordruckbehälters zu schützen, wurde eine innere Sicherheitsumschließung untersucht, die den RDB in einem Abstand von 0.5 m umgibt, so daß durch sie der Anlagenbetrieb nicht gestört wird. Dieser Trümmerschutz ist in der Lage, die kinetische Energie der RDB-Trümmer in plastische Verformungsarbeit umzuwandeln und damit zu dissipieren.

Genauere Analysen für einen gesicherten Nachweis der Integrität des bisher nur global betrachteten Konzeptes stehen noch aus.

5. LITERATUR

- [1] J. Eibl: A new Containment Design for PWR's. 3-rd International Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Aug 1989, California, Los Angeles, in Conjunction with SMIRT 10.
- [2] B. Kuczera, H. Alsmeyer, R. Krieg, J. Eibl: Considerations on Alternative Containment Concepts for Future PWRs, The Second International Conference on Containment Design and Operation, Toronto, Ontario, Oct. 1990.
- [3] H. H. Hennies, G. Kessler, J. Eibl: Sicherheitsumschliessungen in künftigen Reaktoren, Atomwirtschaft, Vol 37, Mai 1992, 238-247.
- [4] R. Orr, J. Scobel, T. Ahl: AP600 Containment Design for Severe Accidents, Fourth Symposium on Current Issues related to Nuclear Power Plant Structures, Equipment and Piping, Orlando, Florida, Dec 1992.
- [5] F. J. Erbacher, H. J. Neitzel: Passive Containment Cooling by Natural Air Convection for Next Generation Light Water Reactors, NURETH-5, Sept 1992, Salt-Lake-City, Utah, USA.

- [6] W. Breitung: Wasserstoffverbrennung und Gebäudelasten bei schweren Kernreaktorunfällen, KfK-Nachrichten, Vol 24, No 4, (1992), 192-211.
- [7] B. Göller, B. Dolensky, R. Krieg: Mechanische Auslegung eines kernschmelzenfesten Druckwasserreaktor-Sicherheitsbehälters, KfK-Nachrichten, Vol 24, No 4, (1992), 183-191.
- [8] B. Goeller, R. Krieg, G. Messemer, E. Wolf: On the Failure of Spherical Steel Containments under Excessive Internal Pressure, Nuclear Engineering and Design, Vol 100, 1987, 205-219.
- [9] Staatliche Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart: Zugversuche mit geschweißten Großplatten aus dem Werkstoff TSB370 (15MnNi63), 1978, unveröffentlichter Bericht.
- [10] R. F. Sammataro, W. R. Solonick, N. W. Edwards: Generic Approach for Containment Success Criteria under Severe Accident Loads, Fifth Workshop on Containment Integrity, Washington DC, May 1992.



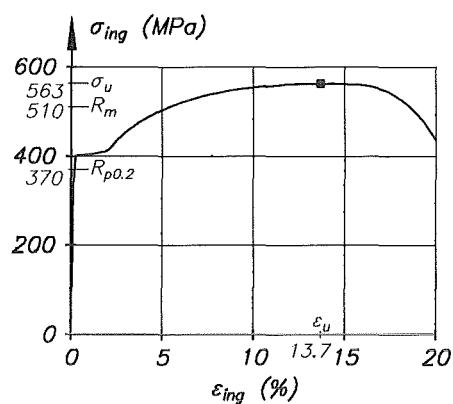


Abb. 3: Spannungs-Dehnungs-Diagramm des Sicherheitsbehälterstahles 15MnNi63.

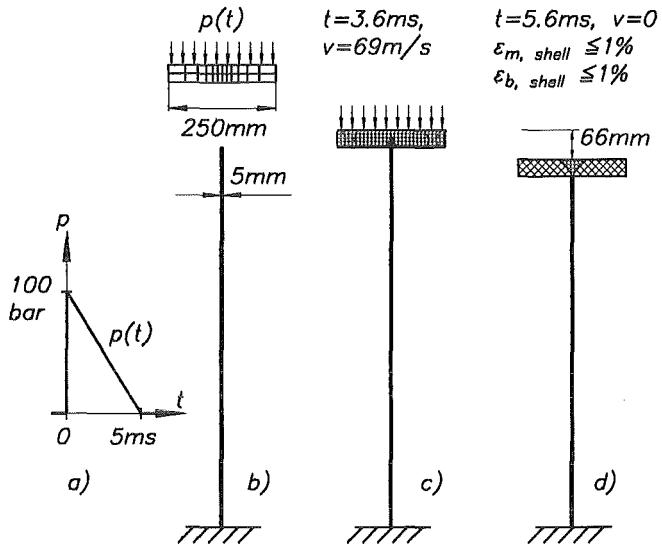


Abb. 4: Ausschnitt der Sicherheitsbehälterschale bei einer Wasserstoffdetonation.
a) Druck-Zeit-Verlauf,
b) Diskretisierung,
c) beim Aufprall,
d) im Zustand maximaler Verformung.

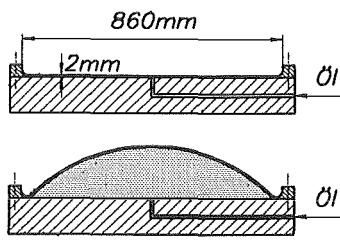


Abb. 5: Anordnung für die Membranberstversuche.



Abb. 6: Verformte Membran nach dem Versagen.

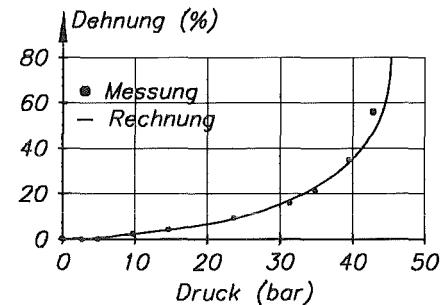


Abb. 7: Dehnungen im Mittelpunkt der Membran.

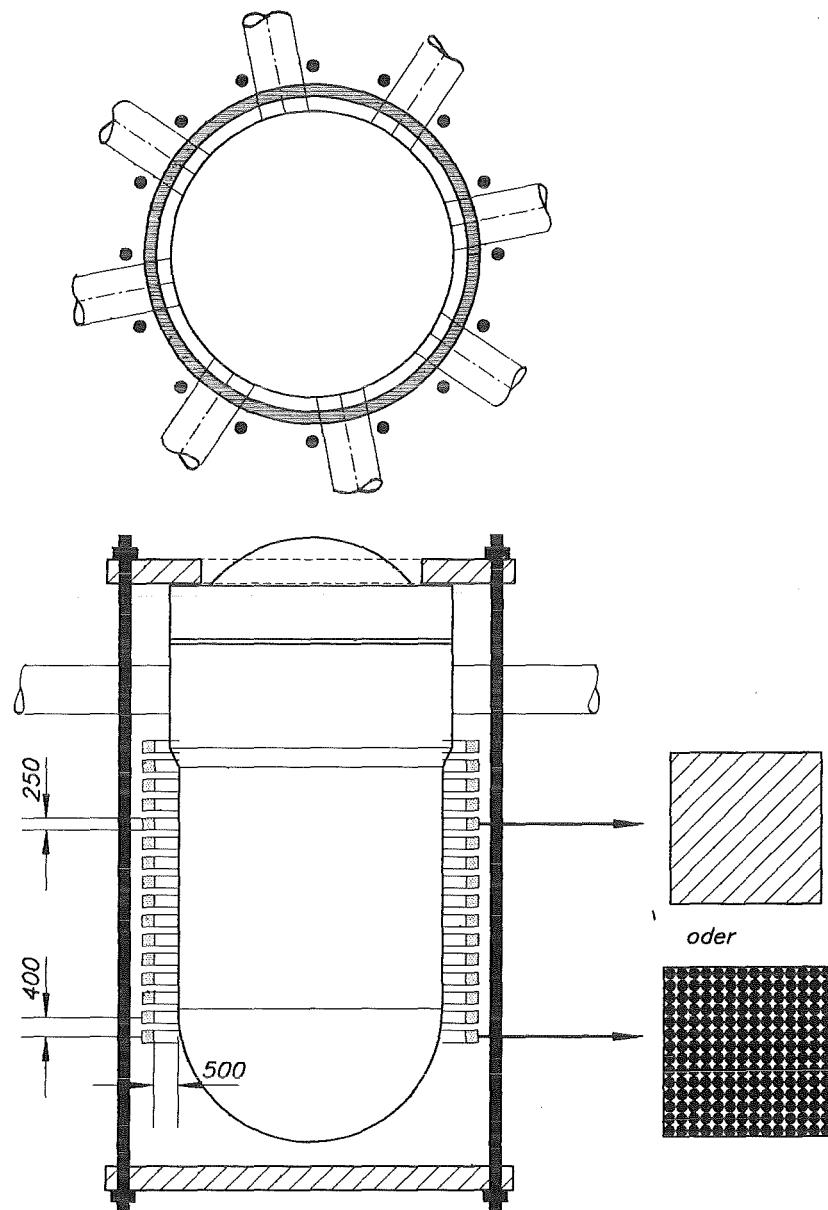


Bild 8: Schema des Trümmerschutzes aus Dehnankern und -ringen.

Veroeffentlichungen 1992

ALSMAYER, H.; [HRSG.]
Proceedings of the second OECD (NEA) CSNI
specialist meeting on molten core
debris-concrete interactions, Karlsruhe,
Germany, 1 - 3 April 1992
KfK-5108 (November 92)
NEA/CSNI/R(92)10 (November 92)

ALSMAYER, H.; ADELHELM, C.; DILLMANN, H.G.;
FOIT, J.J.; HEINLE, M.; RATAJCZAK, W.;
SCHNEIDER, H.; SCHUMACHER, G.; SKOKAN, A.;
STIEFEL, S.; TROMM, W.
Ein Beta-Experiment zur Moeglichkeit des
Sumpfwasserkontakts bei Kernschmelzunfaellen
in Druckwasserreaktoren.
Jahrestagung Kerntechnik 92. Karlsruhe,
5.-7.Mai 1992
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1992 S.151-54

ALSMAYER, H.; ADELHELM, C.; DILLMANN, H.G.;
FOIT, J.J.; HEINLE, M.; RATAJCZAK, W.;
SCHUMACHER, G.; SKOKAN, A.; STIEFEL, S.;
TROMM, W.
Beta-Experimente zur Rolle des Zirkoniums bei
der Schmelze-Beton-Wechselwirkung und ihre
Anwendung auf den Kernschmelzunfall.
Jahrestagung Kerntechnik 92. Karlsruhe,
5.-7.Mai 1992
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1992 S.155-58

ALSMAYER, H.; FOIT, J.J.; SCHNEIDER, H.;
STIEFEL, S.; TROMM, W.; MERKEL, G.;
RATAJCZAK, W.; SEIBERT, J.; SCHOENTHAL, H.;
ZIEGLER, H.
Verhalten einer Kernschmelze im
LWR-Containment.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.71-87

ALSMAYER, H.; SCHNEIDER, H.; TROMM, W.
Langfristige Kuehlbarkeit einer Kernschmelze.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.218-26

ALSMAYER, H.; TROMM, W.
Konzept einer Kernkuehlungs-Einrichtung und
bisherige Experimente.
Jahrestagung Kerntechnik 92. Karlsruhe,
5.-7.Mai 1992
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1992 S.199-202

ALSMAYER, H.; TROMM, W.
Kuehleinrichtung im Fundamentbereich eines
Kernreaktors zur Kuehlung einer
hypothetischen Kernschmelze.
DE-OS 40 32 736 (30.4.1992)

BENZ, G.; EHRHARDT, J.; FAUDE, D.;
FISCHER, F.; HASEMANN, I.; KIM, B.W.;
MEYER, D.; PAESLER-SAUER, J.; QU, J.;
RAFAT, M.; RAICEVIC, J.; RICHTER, J.;
SCHUELE, O.; STEINHAUER, C.
Entwicklung rechnergestuetzter
Entscheidungshilfesysteme fuer kerntechnische
Notfaelle.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.126-37

BOTTONI, M.; SENGPIEL, W.
Review of mathematical and physical basis of
two-phase flow modelling.
KfK-4759 (August 92)

BREITUNG, W.
Wasserstoffverbrennung und Gebaeudelasten bei
schweren Kernreaktorunfaellen.
KfK-Nachrichten, 24(1992) S.192-211

BREITUNG, W.; REDLINGER, R.; WERLE, H.;
MOESCHKE, M.
Investigation of hydrogen-deflagration/
-detonation.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.184-204

BROEDERS, C.H.M.; DALLE DONNE, M.
Neutronphysics and thermohydraulics design of
a reference high conversion PWR.
Technical Aspects of High Converter Reactors
: Proc.of a Technical Committee Meeting,
Nuernberg, March 26-29, 1990
IAEA-TECDOC-638(1992) S.122-31

BUNZ, H.; KOYRO, M.; PROPHETER, B.;
SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.
Resuspension of fission products from sump
water.
EUR-Report 3009-86-07 EL ISP D

CLASS, G.; EBERLE, F.; GERING, G.; KRUSE, H.;
MEYDER, R.; PHILIPP, P.; LANG, G.;
SENGPIEL, W.
Untersuchungen der Phasentransport- und
-verteilungsmechanismen an
Luft-Wasser-Blasenstroemungen in senkrechten
Kanaelen.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.139-51

DILLMANN, H.G.; BUNZ, H.
Design of a filter system for PWR containment
venting.
Proc.of the 1991 European Aerosol Conf.,
Karlsruhe, September 16-20, 1991
Journal of Aerosol Science, 22(1991)
Suppl.1, S.S701-S704

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; SCHMITT, H.
Kernschmelzenversuche BETA.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.88-91

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; SCHMITT, H.
Ventingfilter fuer Leichtwasserreaktoren.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.121-24

DILLMANN, H.G.; WILHELM, J.G.
Aerosol- and Iodinefilter for extreme
conditions.
Karlsruhe : KfK, 1992

DOLENSKY, B.; GOELLER, B.; KRIEG, R.
Containmententwuerfe und Lastabtragverhalten.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.269-74

EHRHARDT, J.
Probabilistische Unfallfolgenabschaetzungen.
Radioaktivitaet: Risiko, Sicherheit,
2.veraend.u aktualis.Aufl.
Karlsruhe: KfK, 1991. - S.51-61

EHRHARDT, J.; PAESLER-SAUER, J.; RAFAT, M.
Development of a comprehensive real-time
decision support system for nuclear
emergencies in Europe.
Proc.of the Internat.Seminar on Intervention
Levels and Countermeasures for Nuclear
Accidents, Cadarache, F, October 7-11, 1991
EUR-14469 (1992) S.661-73

EIBL, J.; SCHLUETER, F.H.; CUEPPERS, H.;
HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; BREITUNG, W.
How to eliminate containment failure in
tomorrow's PWR's.
Nuclear Engineering International, 37(1992)
S.51-55

EIBL, J.; SCHLUETER, F.H.; KLATTE, T.;
BREITUNG, W.; ERBACHER, F.J.; GOELLER, B.;
KRIEG, R.; SCHOLTYSSSEK, W.; WILHELM, J.G.
An improved design concept for next
generation PWR containments.
Proc.of the 5th Workshop on Containment
Integrity, Washington, D.C., May 12-14, 1992
NUREG/CP-0120 S.337-63
SAND92-0173

ERBACHER, F.J.; CHENG, X.; JUST, W.;
STARON, E.
Untersuchungen in Frigen zur kritischen
Heizflaechenbelastung (KRISTA-Programm).
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.153-61

ERBACHER, F.J.; JUST, W.; NEITZEL, H.J.
Thermohydraulische Untersuchungen zur
passiven Containment-Kuehlung
(PASCO-Programm).
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.250-61

FAUDE, D.
COSYMA. Modelling of economic consequences.
KfK-4336 (Mai 92)

FIEG, G.; MOESCHKE, M.; WERLE, H.
Rueckhaltung der Kernschmelze in einer
poroessen Struktur.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.228-39

FIEG, G.; MOESCHKE, M.; WERLE, H.
Freezing phenomena of ceramic alumina melts
flowing in pin bundles.
Nuclear Technology, 99(1992) S.309-17

FIRNHABER, M.; ALSMEYER, H.; [HRSG.]
International standard problem no.30. BETA
V5.1 experiment on melt-concrete interaction.
Comparison report.
NEA/CSNI/R(92)9 (April 92)

GARCIA, E.A.; HOFMANN, P.; DENIS, A.
Analysis and modelling of the chemical
interactions between inconel grid spacers and
zircaloy caldding of LWR fuel rods; formation
of liquid phases due to chemical
interactions.
KfK-4921 (Juli 92)
CNEA NT-1/91 (Juli 92)

GARCIA, E.A.; HOFMANN, P.; DENIS, A.
Kinetics of liquid phase formation due to
solid/solid chemical interactions and its
modeling: application to the zircaloy/Inconel
system.
Journal of Nuclear Materials, 189(1992)
S.20-33

GLASSTETTER, R.; RICKETTS, C.I.;
WILHELM, J.G.
Towards modelling the meniscus geometry and
volume of capillary water between two
contacting microspheres in moist air.
Proc.of the 1991 European Aerosol Conf.,
Karlsruhe, September 16-20, 1991
Journal of Aerosol Science, 22(1991)
Suppl.1, S.S195-S198

GOELLER, B.; DOLENSKY, B.; KRIEG, R.
Mechanische Auslegung eines
kernschmelzenfesten
Druckwasserreaktor-Sicherheitsbehaelters.
KfK-Nachrichten, 24(1992) S.183-91

HAEUSLER, R.; ADAM, E.; WETZEL, L.;
ERBACHER, F.J.; SCHMIDT, H.; BOEHMERT, J.;
LUEBKE, L.
Kriechberstuntersuchungen von
ZrNb-Huelrohren und deren Vergleich mit
Zry4-Huelrohren.
Jahrestagung Kerntechnik 92. Karlsruhe,
5.-7.Mai 1992
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1992 S.329-32

HAGEN, S.; GRUENHAGEN, A.; HEINE, R.;
MALAUSCHEK, H.; MUELLER, G.; PAROTH, N.;
SEIBERT, F.; SEPOLD, L.; WALLENFELS, K.P.;
BENZ, H.; GIESSMANN, H.; GREHL, C.; HEIL, O.;
ROETZEL, W.; ROEHLING, H.J.; PFANN, PH.
Out-of-pile Buendelexperimente zur
Untersuchung schwerer Kernschaeden
(CORA-Programm); Quenchversuch CORA-13.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.2-30

HENNEGES, G.; SCHOLTYSSSEK, W.
Contain code applications for an improved
containment concept of future light water
reactors.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.240-48

HENNIES, H.H.; KESSLER, G.
Improved containment and core catcher for
future LWRs and FBRs.
Proc.of the 6th Internat.Conf.on Emerging
Nuclear Energy Systems, Monterey, Calif.,
June 16-21, 1991
Fusion Technology, 20(1991) Part 2 S.550-60

HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; EIBL, J.
Sicherheitsumschliessungen in kuenftigen
Reaktoren.
Atomwirtschafts-Atomtechnik, 37(1992) S.238-47

HOANG, S.; JONATZKE, O.; KRIEG, R.;
LANG, K.H.; MALMBERG, T.; MESSEMER, G.;
WOLF, E.
Untersuchung der dynamischen Beanspruchung
des Reaktordruckbehälters bei einer
Dampfexplosion. Modellexperimente BERDA.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.172-83

HOFMANN, P.; GOETZMANN, O.; BURBACH, J.;
METZGER, H.
Mechanisches und chemisches Verhalten von
LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.32-47

HOFMANN, P.; UETSUKA, H.; GARCIA, E.A.;
DENIS, A.
New determination of the UO_2 /zircaloy
reaction kinetics and calculation of the
oxygen diffusion coefficients.
Journal of Nuclear Materials, 189(1992)
S.46-64

HUBER, R.; MALAUSCHEK, H.; SCHUMACHER, G.
Messung der Gaszusammensetzung bei
CORA-Experimenten.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.67-69

JACOBS, G.
Versagen des Reaktordruckbehälters bei hohem
Druck.
KfK-Nachrichten, 24(1992) S.212-21

JACOBS, H.; KOLEV, N.I.
Lastverlaeufe bei Dampfexplosionen waehrend
Kernschmelzunfaellen.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.206-16

KRAEMER, M.
Messen von Blasengroessen und
Blasengeschwindigkeiten in
Luft-Wasser-Blasenstroemungen.
Diplomarbeit, Universitaet Karlsruhe 1992

KRIEG, R.
Entlastungsvorrichtung fuer Druckbehälter.
DE-OS 34 21 654 (12.12.1985)
DE-PS 34 21 654 (26.2.1992)

KRIEG, R.; ALSMEYER, H.; JACOBS, G.;
JACOBS, H.; EIBL, J.; SCHLUETER, F.H.;
KLATTE, T.
Extreme loadings of inner structures of next
generation PWR-containments.
Proc.of the 5th Workshop on Containment
Integrity, Washington, D.C., May 12-14, 1992
NUREG/CP-0120 S.323-35
SAND92-0173

KUCZERA, B.
R + D investigations relating to future
advanced PWR containment concepts.
Advanced Containment Technologies : Proc.of
an IAEA Technical Committee Meeting,
Aix-en-Provence, F, June 23-25, 1992
Wien : IAEA, 1992 S.105-20

KUCZERA, B.
Inhaerente Sicherheit von Kernkraftwerken -
Fiktion oder technisch gestaltbare Realitaet?
Handelsblatt, (1992) Nr.25 vom 5.Februar

KUCZERA, B.; ALSMEYER, H.; FIEG, G.;
TROMM, W.; WERLE, H.
Two core catcher concepts for innovative
future PWR containments.
Proc.of the Joint Internat.Meeting of the
American Nuclear Society and the European
Nuclear Society, Chicago, Ill., November
15-20, 1992
Transactions of the American Nuclear
Society, 66(1992) S.307-08

LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.; METZGER, H.
Nachuntersuchung und Auswertung der CORA
Experimente.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.49-65

MEYER, L.
Calibration of a three-wire probe for
measurements in nonisothermal flow.
Experimental Thermal and Fluid Science,
5(1992) S.260-67

MEYER, L.
Measurements of turbulent velocity and
temperature in axial flow through a heated
rod bundle.
Proc.of the 5th Internat.Topical Meeting on
Nuclear Reactor Thermal Hydraulics
(NURETH-5), Salt Lake City, Utah, September
21-24, 1992 Vol. V S.1434-41
LaGrange Park, Ill. : American Nuclear
Society, 1992

MEYER, L.; REHME, K.
Turbulente Stroemung durch Wandkanäle von
Stabbaudeln (P/D=1,12 W/D=1,06).
KfK-5007 (April 92)

MUELLER, S.; BALZER, G.
Dynamische J-Integral-Ermittlung am Stahl
1.6770.
Bruchvorgaenge unter hohen
Beanspruchungsgeschwindigkeiten :
24.Vortragsveranstaltung des
DVM-Arbeitskreises Bruchvorgaenge, Aachen,
18.-19.Februar 1992
Berlin : Dt. Verband fuer Materialforschung
und -pruefung e.V., 1992. - S.145-54

NEITZEL, H.J.
Abschaetzung der Waermeabfuhr durch
Naturkonvektion bei einem alternativen
Containmentkonzept.
KfK-5005 (Juni 92)

NEUBERGER, M.; FRONHOFER, M.; HARDY, T.;
KUHN, W.; GRIEGER, S.
Stoerfallbeanspruchung innerhalb von
Lueftungsanlagen.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.115-20

RICKETTS, C.I.
Zum Verhalten von Schwebstofffiltern der
Klasse S bei Durchstroemung mit Luft hoher
Feuchte.
KfK-5057 (Oktober 92)
Dissertation, Universitaet Karlsruhe 1992

SCHANZ, G.; HAGEN, S.; HOFMANN, P.;
SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Information on the evolution of severe LWR
fuel element damage obtained in the
CORA-program.
Proc.of the Fall Meeting of the European
Materials Research Society, Strasbourg, F,
November 5-8, 1991
Journal of Nuclear Materials, 188(1992)
S.131-45

SCHOLTYSEK, W.
Sensitivitaetsstudie zur Langzeitentwicklung
der Thermohydraulik in einem DWR Containment
nach einem Kernschmelzestoerfall.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.264-67

SCHOLTYSEK, W.; ALSMEYER, H.;
ERBACHER, F.J.
Decay heat removal after a PWR core meltdown
accident.
Internat.Conf.on Design and Safety of
Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo, J,
October 25-29, 1992 Proc. Vol.III
S.23.2/1-2/9
Tokyo : Atomic Energy Society of Japan, 1992

SKOKAN, A.; JANZER, H.; SCHLICKEISER, G.;
ADELHELM, C.; GOSGNACH, CH.; HEINLE, M.
Materialkundliche Untersuchungen an
BETA-Versuchsproben. Chemische Analysen fuer
BETA-Experimente.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1991.
KfK-5050 (August 92) S.93-106

STEINHAUER, C.
COSYMA: Ingestion pathways and foodbans.
KfK-4334 (August 92)

WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.
Thermal-hydraulic and cladding deformation of
triangular lattice APWRs in a LOCA.
Proc.of the 1991 Winter Meeting of the
American Nuclear Society, San Francisco,
Calif., November 10-14, 1991
Transactions of the American Nuclear
Society, 64(1991) S.706-08

Vortraege, die nicht in gedruckter Form
vorliegen

ALSMEYER, H.
Melt attack and penetration of radial
concrete structures cooled by outside water.
20th Water Reactor Safety Meeting, Bethesda,
Md., October 21-23, 1992

ALSMEYER, H.; ADELHELM, C.; DILLMANN, H.G.;
HEINLE, M.; RATAJCZAK, W.; SCHUMACHER, G.;
SCHOECK, W.; SKOKAN, A.; TROMM, W.
BETA experiments on zirconium oxidation and
aerosol release during melt-concrete
interaction.
2nd OECD(NEA)/CSI Specialist Meeting on
Molten Core Debris-Concrete Interactions,
Karlsruhe, April 1-3, 1992

ALSMEYER, H.; ADELHELM, C.; DILLMANN, H.G.;
HEINLE, M.; RATAJCZAK, W.; SCHUMACHER, G.;
SCHOECK, W.; STIEFEL, S.; SKOKAN, A.;
TROMM, W.
Failure mode of a concrete cylinder due to
attack by an eroding melt while cooled by
outside water.
2nd OECD(NEA)/CSI Specialist Meeting on
Molten Core Debris-Concrete Interactions,
Karlsruhe, April 1-3, 1992

BLUMENROEHR, D.; ERBACHER, F.J.;
GROENEVELD, D.C.; ZEGGEL, W.
Critical heat flux tests in a 8 mm tube using
HCFC-22.
European Two-Phase Flow Group Meeting,
Stockholm, S, June 1-6, 1992

BREITUNG, W.; REDLINGER, R.
Berechnung von Wasserstoff-Luft
Detonationslasten in einer realistischen 3-D
Containmentgeometrie.
Hydrogen-Seminar, St.Petersburg, GUS,
1.-3.Juli 1992

CHENG, X.; ERBACHER, F.J.; STARON, E.;
ZEGGEL, W.
Critical heat flux in circular tubes at high
pressures and high mass fluxes.
5th Internat.Topical Meeting on Nuclear
Reactor Thermal Hydraulics, Salt Lake City,
Utah, September 21-24, 1992

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; ALSMEYER, H.
BETA experiments on aerosol release during
melt-concrete interaction and filtering of
the offgases.
22nd Nuclear Air Cleaning and Treatment
Conf., Denver, Colo., August 24-27, 1992

EHRHARDT, J.; FISCHER, F.; PAESLER-SAUER, J.;
SCHUELE, O.; BENZ, G.; RAFAT, M.
RODOS and RESY: two integrated real-time
on-line decision support systems for nuclear
emergencies.
3rd Internat.Workshop on real-time computing
of the Environmental Consequences of an
Accidental Release to Atmosphere from Nuclear
Installations, Schloss Elmau, October 25-30,
1992

EHRHARDT, J.; PAESLER-SAUER, J.; SCHUELE, O.; BENZ, G.; RAFAT, M.; RICHTER, J.
Development of RODOS, a comprehensive decision support system for nuclear emergencies in Europe - an overview.
3rd Internat.Workshop on real-time computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from Nuclear Installations, Schloss Elmau, October 25-30, 1992

ERBACHER, F.J.
German thermal-hydraulic data base for safety evaluation of LWR emergency core cooling in a large break LOCA.
Czecho-Slovak/German Seminar on Nuclear Power and Reactor Safety, Plzen, CS, January 13-17, 1992

ERBACHER, F.J.; NEITZEL, H.J.
Passive containment cooling by natural air convection for next generation light water reactors.
5th Internat.Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Salt Lake City, Utah, September 21-24, 1992

FOIT, J.J.
Assessment of reactor accident scenarios using WECHSL code.
3rd Workshop on Severe Accident Research in Japan (SARJ 92), Tokyo, J, November 4-6, 1992

FOIT, J.J.
Developments of the WECHSL code related to the analysis of recent BETA experiments.
Internat.Conf.on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo, J, October 25-29, 1992

FOIT, J.J.
Application of the WECHSL code to PWR and BWR specific accident scenarios.
2nd OECD(NEA)/CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, Karlsruhe, April 1-3, 1992

FOIT, J.J.
Improved WECHSL models including zirconium oxidation and its verification by new BETA experiments.
2nd OECD(NEA)/CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, Karlsruhe, April 1-3, 1992

FRONHOFER, M.; NEUBERGER, M.; WILHELM, J.G.
Challenges within ventilation systems during accident situations.
22nd Nuclear Air Cleaning and Treatment Conf., Denver, Colo., August 24-27, 1992

GOETZMANN, O.
Thermodynamical considerations in source term evaluation.
8th Internat.Symp.on Thermodynamics of Nuclear Materials (STNM-8), August 16-21, 1992

GROENEVELD, D.C.; BLUMENROEHR, D.; CHENG, S.C.; CHENG, X.; DOERFFER, S.; ERBACHER, F.J.; TAIN, R.M.; ZEGGEL, W.
CHF fluid-to-fluid modelling studies in three laboratories using different modelling fluids.

5th Internat.Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Salt Lake City, Utah, September 21-24, 1992

HICKEN, E.; JACOBS, H.
Vapour explosions.
Symp.on Physics of Vapor Explosion, Tokyo, J, November 27, 1991

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SEPOLD, L.
Destructive post-test examination of CORA-13 (ISP-31).
Internat.CORA Workshop, Karlsruhe, October 5-7, 1992

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Chemical-physical behavior of LWR core components in severe reactor accidents.
IAEA Meeting on Behavior of Core Materials and Fission Product Release in Accident Conditions in LWRs, Aix-en-Provence, F, March 16-20, 1992

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Experimentelle Erkenntnisse zu schweren Kernschaeden aus dem CORA-Versuchsprogramm.
Jahrestagung Kerntechnik 92, Karlsruhe, 5.-7.Mai 1992

HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.
LWR fuel element and core behavior during severe reactor accidents; In-vessel core melt progression phenomena.
Argentine/German Workshop on 'Safety of Nuclear Power Plants' Buenos Aires, RA, November 30 - December 4, 1992

JACOBS, G.
Kraefte auf die Verankerung des Reaktordruckbehälters bei Versagen des RDB-Bodens unter hohem Druck.
1.Sitzung der Arbeitsgruppe 'Sicherheitsanforderungen an neue Reaktorkonzepte' der Reaktorsicherheitskommission, Muenchen, 19.Februar 1992

KESSLER, G.; BREITUNG, W.; EIBL, J.
A new generation of pressurized water reactors.
14th Congress Civilization through Civil Engineering, New Delhi, IND, March 1-6, 1992

KRIEG, R.; KUCZERA, B.
Erweitertes Sicherheitskonzept mit verstärktem Containment fuer zukuenftige Druckwasserreaktoren.
KTG-Seminar, Karlsruhe, 9.Okttober 1991

PAESLER-SAUER, J.
Assessment and evaluation of early countermeasures and consequences in RODOS/RESY.
3rd Internat.Workshop on real-time computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from Nuclear Installations, Schloss Elmau, October 25-30, 1992

REDLINGER, R.

Eindimensionale Berechnung von
Wasserstoff-Luft-Dampf-Detonationen.

Hydrogen-Seminar, St.Petersburg, GUS,
1.-3.Juli 1992

Workshop on Materials Properties under
Extreme Conditions and on Selected Problems
of Structural and Fluid Dynamics, Karlsruhe,
October 19-21, 1992

SCHOECK, W.

Large scale nuclear aerosol experiments.
Symp.of the Aerosol Society, Winfrith, GB,
February 18, 1992

TROMM, W.; ALSMEYER, H.; SCHNEIDER, H.

A core-catcher concept based on fragmentation
of melts.

2nd OECD(NEA)/CSI Specialist Meeting on
Molten Core Debris-Concrete Interactions,
Karlsruhe, April 1-3, 1992

WILHELM, J.G.; NEITZEL, H.J.

Concepts for passive heat removal and
filtration systems under core meltdown
conditions.

22nd Nuclear Air Cleaning and Treatment
Conf., Denver, Colo., August 24-27, 1992