

KfK 5050  
August 1992

# **Sicherheitsorientierte LWR-Forschung**

**Jahresbericht 1991**

**Projekt Nukleare Sicherheitsforschung**

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



**KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE**

**Projekt Nukleare Sicherheitsforschung**

**KfK 5050**

**Sicherheitsorientierte LWR-Forschung**

**Jahresbericht 1991**

**Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe**

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003



## Vorwort

Seit Beginn 1990 sind die F + E-Arbeiten des Kernforschungszentrums (KfK) zur Sicherheit von Schnellen Brutreaktoren (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 Arbeitspaketes 18.05, die im Jahr 1991 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. Der unter Nummer 18.05.05/07A (im F+E-Programm 1991 nicht mehr aufgeführtes Vorhaben) aufgenommene Bericht beinhaltet die Auswertung von 1990 am PROTEUS-Reaktor in Würenlingen durchgeführten Experimenten. Unter dem Arbeitsthema 18.06 werden die ersten Ergebnisse der neu aufgenommenen Untersuchungen zu extremen Containmentbelastungen während eines Kernschmelzunfalls beschrieben.

Der vorliegende Jahresbericht 1991 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten, die von den nachfolgend aufgeführten Instituten und Abteilungen des KfK durchgeführt wurden, nämlich

Institut für Materialforschung	IMF
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Angewandte Thermo- und Fluidodynamik	LATF (früher IRB)
Institut für Reaktorentwicklung	IRE
Hauptabteilung Ingenieurtechnik	HIT
Hauptabteilung Versuchstechnik	HVT
Laboratorium für Aerosolphysik u. Filtertechnik	LAF,

sowie im Auftrag des KfK von externen Institutionen auf dem Gebiet der Sicherheit. Die einzelnen Beiträge stellen den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahres 1991 dar. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Dieser Bericht wurde herausgegeben von G. Bork.

# Inhaltsverzeichnis

<b>18.05.</b>	<b>LWR - orientierte Sicherheitsforschung</b>	
		<b>Seite</b>
<b>18.05.01</b>	<b>Untersuchungen zu schweren Kernschäden</b>	
18.05.01/05A PSF 0D5B	Out-of-pile bundle experiments for investigation of Severe Fuel Damage (CORA-Programm): Test CORA-13	1
	Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Quenchversuch CORA-13	2
18.05.01/06A PSF 0D5D	Mechanical and chemical behavior of LWR fuel rod bundles	31
	Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen	32
18.05.01/07A PSF 0D5E	Post-test examination and evaluation of the CORA-Experiments	48
	Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente	49
18.05.01/08A PSF 0D5I	Measurement of gas composition in CORA-Experiments	66
	Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten	67
<b>18.05.02</b>	<b>LWR-Kernschmelzen</b>	
18.05.02/08A PSF 0D5H	Core-melt behavior in a LWR-Containment	70
	Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment	71
18.05.02/10A PSF ON1L	Core meltdown experiments	88
	Kernschmelzenversuche BETA	88
18.05.02/11A PSF 0D5Y	BETA Test related materials investigation	92
	Materialkundliche Untersuchungen an BETA-Versuchsproben	93
18.05.02/12A PSF ON1P	Chemical analysis for the BETA-Tests	92
	Chemische Analysen für BETA-Experimente	93

<b>18.05.03</b>	<b>Rückhaltung von Spaltprodukten</b>	
18.05.03/02A PSF OD5R	Development of a standardized test rig for HEPA-filter units	107
	Entwicklung einer Typ- und Serienprüfanlage für HEPA-Filter	108
18.05.03/03A PSF OD5X	Challenges within ventilation systems during accident situations	114
	Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen	115
18.05.03/04A PSF OD5Q	Venting filter for LWR	121
	Ventingfilter für Leichtwasserreaktoren	121
<b>18.05.04</b>	<b>Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen</b>	
18.05.04/06A PSF OD5T	Development of computer-aided decision support systems for nuclear emergencies	125
	Entwicklung rechnergestützter Entscheidungshilfssysteme für kerntechnische Notfälle	126
<b>18.05.05</b>	<b>Spezielle thermo- und fluiddynamische LWR-Untersuchungen</b>	
18.05.05/04A PSF OD5N	Investigation of phase transport mechanisms in air-water bubbly flow in vertical channels	138
	Untersuchungen der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen	139
18.05.05/06A PSF ON1E	Investigations in freon on critical heat flux (KRISTA-.Program)	152
	Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heizflächenbelastung	153
18.05.05/07A PSF ON1A	Analysis of PROTEUS-experiments performed in support of LWHCR design	162
	Auswertung technisch-orientierter PROTEUS-Experimente zum FDWR	163

<b>18.06</b>	<b>Containmentkonzepte für DWR-Anlagen der nächsten Generation</b>	
<b>18.06.01</b>	<b>Hochenergetische Lastverläufe High-energetic load processes in the course of severe accidents</b>	
18.06.01/05A PSF ON1N	Investigation of dynamic loading of the reactor pressure vessel head caused by a steam explosion; Model experiments BERDA	171
	Untersuchung der dynamischen Beanspruchung des Reaktordruckbehälterdeckels bei einer Dampfexplosion; Modellexperimente BERDA	172
18.06.01/06A PSF ON1T	Investigation of hydrogen-deflagration/-detonation	184
18.06.01/07A PSF ON1U	Load histories from steam-explosions during core-melt accidents	205
	Lastverläufe bei Dampfexplosionen während Kernschmelzunfällen	206
<b>18.06.02</b>	<b>Langfristig kühlbare Kernschmelz-Konfigurationen</b>	
18.06.02/02A PSF ON1M	Long term coolability of a core-melt	217
	Langfristige Kühlbarkeit einer Kernschmelze	218
18.06.02/03A PSF ON2A	Retaining of a core-melt in a porous structure	227
	Rückhaltung der Kernschmelze in einer porösen Struktur	228
<b>18.06.03</b>	<b>Energie- und Massentransporte bei der Nachwärmeabfuhr</b>	
18.06.03/01B PSF ON2B	CONTAIN-code applications for an improved containment concept of future light water reactors	240
18.06.03/03A PSF ON1S	Thermal hydraulic investigations on passive containment cooling (PASCO-Program)	249
	Thermohydraulische Untersuchungen zur passiven Containmentkühlung (PASCO-Programm)	250

18.06.03/06A PSF ON1X	Filter development for an improved containment concept	262
	Filteranlage für ein verbessertes Containment-Konzept	262
18.06.03/07A PSF ON2B	A sensitivity study on the long-term-development of thermohydraulic data in a PWR-Containment after a core-melt accident	263
	Sensitivitätsstudie zur Langzeitentwicklung der Thermohydraulik in einem DWR-Containment nach einem Kernschmelzenunfall	264
18.06.04/01A PSF ON1Y	Containment design and load carrying capacity	268
	Containmententwürfe und Lastabtragsverhalten	269
	Literaturverzeichnis	275

**18.05 LWR-orientierte Sicherheitsforschung**

18.05.01 Untersuchung zu schweren Kernschäden

18.05.01/05A Out-of-pile bundle experiments for the investigation of Severe  
PSF OD5B Fuel Damage (CORA-Program): Test CORA-13

(S. Hagen, A. Grünhagen, R. Heine, H. Malauschek, G. Müller,  
N. Paroth, F. Seibert, L. Sepold, K.P. Wallenfels; HIT  
H. Benz, H. Gießmann, C. Grehl, O. Heil, W. Rötzel, H. J. Röhling,  
Ph. Pfann, HVT; 1991)

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. 14 tests were run up to the end of 1991.

In this report the results of the test CORA-13 are discussed. CORA-13 is the second PWR-typical test, which was finished by quenching: The first quench test CORA-12 had shown during the quench process an unexpected temperature increase before the final cool down. The increase of temperature is connected with an increase of H<sub>2</sub> production.

CORA-13 should give additional information on the development of temperature and H<sub>2</sub> production. In this test the bundle was quenched at a higher temperature by reducing the time between end of electrical power input and limitation of quenching.

CORA-13 confirmed the behavior of the earlier quench test CORA-12 and is in agreement with the behavior of the BWR quench test CORA-17 and the in-pile LOFT FP2 test, which was also finished by quenching. In all tests a temporary temperature increase especially in the upper part of the bundle was found with the initiation of the quench process. The temperature increase is always accompanied by a parallel development of the hydrogen production. The increase of temperature and hydrogen production is the more pronounced the higher is the temperature at the beginning of quenching.

This result can be explained by an temporary increase of the Zr/steam reaction during the quench process. The unoxidized metallic Zircaloy must have been exposed to the steam in an increased manner. The formation of cracks and break away of the protecting oxide layer may be the reason for this increased access.

18.05.01/ Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer  
PSF OD5B Kernschäden (CORA-Programm): Quenchversuch CORA-13

(S. Hagen, A. Grünhagen, R. Heine, H. Malauschek, G. Müller,  
N. Paroth, F. Seibert, L. Sepold, K.P. Wallenfels; HIT  
H. Benz, H. Gießmann, C. Grehl, O. Heil, W. Rötzel, H. J. Röhling,  
Ph. Pfann, HVT; 1991)

### 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 unter den Randbedingungen für das Auftreten schwerer Kernschäden wurde die Versuchsanlage CORA /1/ aufgebaut. CORA erlaubt neben dem Temperaturanstieg der elektrisch beheizten Brennstabbündel im Dampf auch die richtigen Druckverhältnisse, das Quenchen des Bündels und die Simulation der verschiedenen Strukturmaterialien des Brennstabbündels. Insgesamt sind nach der jetzigen Versuchsmatrix 19 Versuche vorgesehen (Tab. 1). Bis zum Ende des Jahres 1991 wurden 14 Experimente durchgeführt. Für 1992 sind 3 weitere Experimente mit LWR-typischen Bündeln geplant. Danach soll das CORA-Programm durch 2 Experimente mit WWER-typischen Bündeln abgeschlossen werden.

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

Der Einfluß der AgInCd-Absorberstäbe wurde im Versuch CORA-5 /3/ untersucht. Der zusätzliche Beitrag bei gleichem Bündelaufbau durch Quenchen, erhöhten Systemdruck (10 b) und erhöhten Stabinnendruck (60 b) wurde in den Versuchen CORA-15 und CORA-9 betrachtet: Das Silber des bei ca. 800°C schmelzenden Absorbermaterials löst nach Versagen seiner Edelstahlhülle das Zirkaloy des

Führungsrohres auf und verteilt sich dann im Bündel. Die eutektische Wechselwirkung mit dem Hüllmaterial des Brennstabs führt wiederum zur Verflüssigung des Zirkaloys, das seinerseits das  $\text{UO}_2$  auflöst.

Die Versuche mit erhöhtem Systemdruck (CORA-9) und erhöhtem Stabinnendruck (CORA-15) brachten keine wesentliche Beeinflussung der Schadensentwicklung durch diese Parameter.

Das Verhalten im Siedewasserreaktor wurde in den Versuchen CORA-16 und CORA-17 untersucht /4/. Für diese Versuche enthielten die Bündel die SWR-typischen Materialien:  $\text{B}_4\text{C}$ -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.  $1200^\circ\text{C}$  durch eutektische Wechselwirkung zur Verflüssigung seiner Edelstahlwände. Flüssiger Edelstahl reagiert bei Kontakt eutektisch mit der Zircaloy-Wandung des Brennelements. In das Bündel eindringende Schmelze führt zur Verflüssigung der Zircaloy-Hüllwände der Brennstäbe, und damit zum Anlösen der  $\text{UO}_2$ -Pellets. Der Versuch CORA-17 zeigte auch für die siedewasserreaktortypischen Bedingungen beim Quenchen 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 29 und 30 als druckwassertypische Experimente und CORA-31 als siedewassertypischer Versuch sollten den Einfluß der Voroxidation auf das Schadensverhalten untersuchen. Im Versuch CORA-29 wurde eine Voroxidation von ca.  $10\ \mu\text{m}$  erzeugt. Bei den Versuchen CORA-30 und CORA-31 wurde der anfängliche Temperaturanstieg (Standardwert  $1\ \text{K/s}$ ) auf  $1/2$  bzw.  $1/3\ \text{K/s}$  verringert. Während des langsamen Anstiegs kann sich eine stärkere Oxidschicht ausbilden, ehe ein beschleunigter Temperaturanstieg durch die exotherme Zirkon/Wasserdampfreaktion einsetzt.

Die Oxidschicht von  $10\ \mu\text{m}$  im Versuch CORA-29 zeigte keinen signifikanten Einfluß auf die Schadensentwicklung. Der langsamere anfängliche Temperaturanstieg in den Versuchen CORA-30 und CORA-31 reduziert die üblicher Weise auftretende Eskalation von  $> 10\ \text{K/s}$  auf ein Temperaturanstieg von ca.  $1\ \text{K/s}$ .



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-13 beschrieben werden. CORA-13 ist das zweite PWR-typische Experiment, das durch Quenchen beendet wurde. Der erste Quenchversuch CORA-12 hatte einen unerwarteten Temperaturanstieg im oberen Teil des Bündels vor dem endgültigen Abkühlen beim Einsatz des Quenchprozesses gezeigt. Der Temperaturanstieg war mit einem steilen Anstieg der Wasserstoffproduktion gekoppelt. Dieser Befund weist auf eine verstärkte Oxidation des Zirkaloys als Ursache für den Temperaturanstieg während des Quenchprozesses hin.

CORA-13 sollte zusätzliche Informationen zum Anstieg der Temperatur und der Wasserstoffproduktion geben. Bei diesem Versuch wurde das Bündel bei einer höheren Temperatur als bei CORA-12 geflutet, in dem die Zeit zwischen Abschalten der elektrischen Leistung und Anheben des Quenchzylinders deutlich verkürzt wurde.

Der Versuch CORA-13 wurde zum OECD-CSNI International Standard Problem NR. 31 (ISP 31) gewählt. ISP 31 ist das zweite Standardproblem zum Kernschmelzverhalten. Das erste Standardproblem (ISP 28) in dieser Gruppe basierte auf dem Phebus Inpile Experiment B9+. In Ergänzung zum B9+ enthielt das Experiment CORA-13 Absorberstäbe und wurde durch Quenchen beendet.

### Versuchsordnung

Eine schematische Übersicht der CORA-Anlage ist in Abbildung 1 wiedergegeben. Die Anordnung des Bündels im Hochtemperaturschirm der Anlage und der Aufbau des Bündels ist in Abbildung 2 dargestellt. Es wurde der gleiche Aufbau wie bei den früheren PWR-typischen Versuchen verwendet: 16 beheizte Stäbe aus zentralem W-Heizer, UO<sub>2</sub>-Ringpellets und Zircaloy-Hüllrohr; 7 unbeheizte Stäbe aus UO<sub>2</sub>-Vollpellets und Zircaloy-Hüllrohr; und 2 Absorberstäbe aus AgInCd-Absorbermaterial mit Edelstahlhülle und Zircaloy-Führungsrohr. Das Bündel wird von dem 1,2 mm starken Dampf Führungskasten und der 2 cm dicken ZrO<sub>2</sub>-Isolationsfaserschicht umgeben.

### Versuchsablauf CORA-13

Der Versuchsablauf (Abb. 3) entsprach bis auf den Abschluß durch Quenchen dem Normalverlauf des CORA-Programms. Der Überdruck im System betrug bis zum Beginn des Quenchens 1,2 bar. Das Bündel wurde in den ersten 3000 s von dem im Dampfüberhitzer aufgeheizten und am unteren Ende des Bündels mit über 500°C eintretenden 8 g/s Argon durchspült. Die Gleichgewichtseinstellung der Temperatur im Bündel und der Isolierung wird durch eine konstante Leistungseinspeisung von 650 W unterstützt. Damit steigt die Temperatur auch auf der Außenoberfläche der Bündelisolierung 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 Anstieg des Quenchzylinders begann bei 4870 s (Abb. 4), d.h. 30 s vor dem Abschalten der elektrischen Leistung bei 4900 s (Abb. 5). Der mittlere Anstieg des Quenchzylinders betrug 1 cm/s.

In Abbildung 4 ist ebenfalls der Zeitverlauf des Wasserspiegels im Quenchzylinder wiedergegeben. Aus der Abnahme des Wasserspiegels im Vergleich zur Oberkante des zu Beginn gefüllten Quenchzylinders ergibt sich die Verdampfungsrate (Fig. 6) während des Quenchprozesses unter der Annahme, daß sich die gesamte fehlende Wassermenge in Dampf verwandelt hat. Mit ca. 70 g/s im Maximum ist der beim Quenchprozess entstehende Zweiphasenstrom deutlich höher als die während des Versuchs eingespeiste Dampftrate von 6 g/s.

In Abbildung 8 ist die Temperatur im Quenchzylinder in -250 mm und -300 mm Bündelhöhe wiedergegeben. Der Wasserspiegel zu Beginn des Versuches befindet sich bei -220 mm. Man erkennt den Temperaturanstieg durch die Wärmeübertragung vom Bündel auf das Wasser des Quenchzylinders. Gleichfalls steigt von 0 bis 4900 s die Temperaturdifferenz zwischen -250 mm und -350 mm von 10 K auf 20 K an.

Den Temperaturabfall im Quenchzylinder nach unten kann man aus Abbildung 9 erkennen, in der die Temperatur des Wassers im Quenchzylinder dargestellt wird. Beim Quenchen wird die Wassersäule des Quenchzylinders über die am Bündel positionierten Thermolemente geschoben.

### Ergebnisse der Temperaturmessungen

Für die Temperaturmessung im Bündel wurden WRe-Thermoelemente mit  $\text{HfO}_2$ -Isolierung im Innern der unbeheizten Stäbe und Absorberstäbe verwendet. Der Verlauf in den unbeheizten Stäben ist in Abbildung 10 wiedergegeben. Bis zum Beginn des Quenchens zeigt sich der charakteristische Temperaturverlauf für Stäbe mit Zircaloy-Hülle in Wasserdampf: Während der ersten 1000 s der Transiente bei Temperaturen unter  $1000^\circ\text{C}$  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 Temperaturskalation, wie sie in dem steilen Temperaturanstieg ab ca. 4000 s zu erkennen ist. Die Eskalation beginnt bei 850 mm Bündelhöhe und pflanzt sich zum oberen und unteren Ende des Bündels fort.

Nach Beginn der Eskalation versagen die meisten Thermoelemente. Die Meßkurven in 1050 und 1150 mm zeigen nach der Eskalation die Ausbildung eines Plateaus bei ca.  $1850^\circ\text{C}$  bis zum Beginn des Quenchens. Danach kann man einen Anstieg der Temperatur während der Quenchphase erkennen.

Das gleiche Verhalten zeigen Thermoelemente (Abb. 11), die im äußeren Bereich des Bündels in 750 mm und 950 mm angebracht waren. Diese Thermoelemente wurden zusätzlich durch  $\text{ZrO}_2$ -Rohre geschützt und erzielten damit eine längere Lebensdauer. In Abbildung 11 sind die Temperaturverläufe von 12 Thermoelementen wiedergegeben. Die Ergebnisse liegen innerhalb eines schmalen Streubandes und bestätigen damit den in den unbeheizten Stäben gemessenen Verlauf. Der geringe Unterschied zwischen den Messungen in den unbeheizten Stäben und am Rande des Bündels in Keramikschutzrohren zeigt das flache radiale Temperaturprofil im Bündel. Erreicht wird dieses flache Profil durch die geringen radialen Wärmeverluste, die durch die Teilnahme des Zircaloy-Shrouds an der exothermen Aufheizung, durch die Zirkon/Wasserdampfreaktion und die gute Isolation des  $\text{ZrO}_2$ -Fasermaterials bedingt sind.

In Abbildung 12 wird die Temperatur in 1250 mm Höhe am Rand des Bündels wiedergegeben. Hier hat das Thermoelement den gesamten Versuch überstanden. Der Temperaturanstieg beim Quenchen ist bei dieser Messung deutlich stärker ausgeprägt als bei den Messungen im Bündelbereich.

In Abbildung 13 ist zum Vergleich für die gleiche Höhe zusätzlich der analoge Verlauf beim Versuch CORA-12 dargestellt. Bedingt durch den längeren Zeitabstand zwischen Leistungsreduktion und Quenchbeginn beginnt das Bündel sich abzukühlen, ehe der Wiederanstieg erfolgt. Entsprechend der niedrigeren Ausgangstemperatur ist der Eskalationspeak auch kleiner.

Die Abbildung 13 zeigt ferner, daß der Temperaturverlauf streng mit der Wasserstoffproduktion korreliert ist. Zeitgleich mit der Temperatur nimmt beim Versuch CORA-12 die H<sub>2</sub>-Produktion zuerst ab, ehe sie ansteigt. Beim früher eingeleiteten Fluten des Versuchs CORA-13 nimmt die Wasserstoffproduktion zeitgleich zur Temperatur ohne vorheriges Abfallen zu und erreicht auch höhere Werte. Diese starke Korrelation zwischen H<sub>2</sub>-Produktion und Temperaturanstieg weist auf die Zirkon-Wasserdampfreaktion als Ursache für dieses Verhalten hin.

Die Wasserstoffmessungen der Abbildung 13 wurden im Abgassystem der CORA-Anlage durchgeführt und ergaben daher nur Relativwerte. Absolutwerte für die Wasserstoffproduktion werden mit dem an der CORA-Anlage installierten Massenspektrometer gemessen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 13a wiedergegeben. Das Maximum liegt bei 700 mg/s.

In Abbildung 13b ist die aus der Wasserstofferzeugungsrate errechnete chemische Leistung der Zirkon/Wasserdampfreaktion im Vergleich zur elektrischen Leistung dargestellt. Zum Ende der Transiente erreicht die chemische Leistung nahezu die Größe der elektrischen Leistung und während des Quenchprozesses wird sie maximal dreimal größer. Diese verstärkte Energieeinspeisung führt zu dem Temperaturanstieg im Bündel und der damit verbundenen Schmelzentwicklung.

### Nachuntersuchung

Eine Übersicht über den Zustand des Bündels CORA-13, wie er sich nach Entfernen der Faserisolation und eines Teils des stark versprödeten Shrouds ergibt, ist in Abbildung 14 wiedergegeben. Diese Abbildung zeigt Photographien aus 4 jeweils um 90° zueinander versetzten Richtungen. Analog zur Temperaturentwicklung mit der ausgeprägten Temperatureskalation in der oberen Bündelhälfte ist die Schadensentwicklung bevorzugt im oberen Bereich des Bündels zu erkennen.

Die Zerstörung hat sich weit über den beheizten Bereich von 0-1000 mm ausgedehnt. In diesem obersten Bereich hat sich die Zerstörung bevorzugt während der Quenchphase entwickelt. Die bei 1300 mm beginnende Cu-

Elektroden waren nach dem Versuch zerstört, obwohl der Stromfluß bei allen Elektroden bis zur Abschaltung der Leistung registriert werden konnte. Die Zerstörung der Cu-Elektroden muß daher nach Abschalten der elektrischen Leistung, d.h. in der Quenchphase, erfolgt sein.

Die Schadensentwicklung im Detail ist auf den Abbildungen 15-18 zu erkennen. Abbildung 15 zeigt, daß auf der Bündelseite bei 300° die "aufgeblühten" Oxidschichten sich auf fast der ganzen Länge des Bündels erhalten haben. Das gleiche gilt für die Seite bei 30° für den Bereich unter 800 mm. Die restliche Oberfläche im Bereich des Bündels ist durch die erstarrte Schmelze gekennzeichnet.

Wesentlich zu dieser verklebten Struktur hat der Temperaturanstieg in der Quenchphase beigetragen. In Abbildung 16 zeigt die Bündeloberfläche (30°) oberhalb 850 mm einen zwischen den Stäben weitgehend verklebten Bereich. Die unregelmäßige Struktur macht den Eindruck, daß vorher entstandene Fragmente in der Endphase von der herunterlaufenden Schmelze verklebt wurden.

Auf der 30°-Seite in Abb. 17 kann man die Struktur der Oxidschicht gut erkennen. An einigen Stellen ist die Oxidschicht aufgerissen. In der Höhe um 700 mm an der Stelle der fehlenden Oxidschicht zeigt sich, daß es unter der Oxidschicht zum Aufschmelzen des verbleibenden Restzircaloy gekommen ist. In Abb. 18 sieht man auf der 210°-Seite, daß dort die vorher vorhandene Oxidschicht von herunterlaufender Schmelze überdeckt wurde.

Nach dem Versuch wurde das Bündel in der Anlage mit einem Plexiglaskasten umgeben und in Epoxidharz eingegossen. Danach konnten mit einer Diamantsäge horizontale Querschnitte angefertigt werden. Die Abbildungen 19 und 20 zeigen diese Querschnitte im Bereich von 1098 mm bis -45 mm. Zum Vergleich wurde die maximale Temperatur im Bündel auf der Höhe des Schnitts angegeben. Die angegebene Temperatur ist der Maximalwert während der Transiente und berücksichtigt nicht den Anstieg in der Quenchphase.

Die Querschnitte zeigen jeweils die 25 Stäbe des Bündels bzw. deren Reste. 16 Positionen sind mit beheizten Stäben besetzt. In den Querschnitten der unteren Höhen kann man den zentralen W-Stab von 6 mm Durchmesser, das UO<sub>2</sub>-Ringpellet mit einem Außendurchmesser von 9,2 mm Durchmesser und das Zircaloy-Hüllrohr mit einem Außendurchmesser von 10,75 mm erkennen.

Die 9 dazwischen liegenden Positionen sind mit unbeheizten Stäben besetzt. 2 dieser 9 Stäbe sind Absorberstäbe. Im unteren Bereich kann man das in der

Edelstahl-Hülle befindliche Absorbermaterial und das Zirkaloy-Hüllrohr erkennen.

In -45 mm und + 848 mm Höhe sind Reste der Zirkaloy-Abstandshalter zu erkennen. Der untere ist vollkommen erhalten. Der obere dagegen ist weitgehend zerstört oder deformiert. Der mittlere Abstandshalter aus Inconel lag zwischen 456 und 496 mm Höhe und damit dicht unter dem Querschnitt in 498 mm Höhe. Der Inconel-Abstandshalter wurde vollkommen zerstört. Die darüber entstandene Materialansammlung deutet aber darauf hin, daß er merklich zur Blockadenbildung beigetragen hat.

Man kann erkennen, daß die Absorberschmelze im Spalt zwischen Absorber und Zirkaloy-Führungsrohr bis in den Bereich zwischen 98 mm und 48 mm hinabgelaufen ist. Überlebt haben die Absorberstäbe bis in den Bereich zwischen 248 und 298 mm. Darüber sind nur teilweise Reste der anoxidierten Zirkaloy-Führungsrohre zu erkennen.

Die Brennstabsimulatoren zeigen von unten kommend bis zu einer Höhe von ca. 300 mm ein intaktes Aussehen. Darüber hinaus nehmen die lokalen Schmelzerscheinungen der Hülle mehr und mehr zu. Oberhalb von 500 mm Höhe haben nur noch oxidierte Hüllrohrreste in aufgeblühter Form überlebt. Außerdem nimmt in der oberen Hälfte des Bündels die Auflösung der Pellets deutlich zu.

Die radial weiteste Ausdehnung von erstarrter Schmelze finden wir in ca. 500 mm Höhe oberhalb der Lage des mittleren Abstandshalters aus Inconel. Merkliche Mengen erstarrter Schmelze sind aber noch bis ca. 100 mm unterhalb der Oberkante des mittleren Abstandshalters zu finden.

### Zusammenfassung

Der Versuch PWR CORA-13 war der dritte Test im Rahmen des CORA-Programms, der durch Fluten des heißen Bündels beendet wurde. Er unterschied sich von den früheren Tests (CORA-12: PWR; CORA-17: BWR) durch eine kürzere Versuchszeit zwischen Abschalten der elektrischen Leistung und Beginn der Quenchphase. Die Ergebnisse dieses Versuches passen in das Erscheinungsbild der oben genannten Out-of-pile Experimente und des LOFT FP-2 Inpile Experiments: Alle Experimente zeigen, daß beim Fluten eines aufgeheizten Bündels neben der erwarteten Fragmentation die erwartete Abkühlung nicht sofort eintritt, sondern es zuvor zu einer erneuten Aufheizung des Bündels kommt. Dieser unkontrollierte kurzfristige Temperaturanstieg ist mit einer vorübergehenden Zunahme der H<sub>2</sub>-Produktion verbunden. Dies weist auf die Zirkon/Wasserdampfreaktion als Quelle

für die Erwärmung hin. Das notwendige metallische Zirkaloy muß beim Quenchprozeß durch Risse und Abplatzen der schützenden Oxidschicht zugänglich gemacht worden sein. Der Temperaturanstieg und die Wasserstoffherzeugung sind um so stärker, je heißer das Bündel beim Quenchbeginn war.

Diese aus Out-of-pile und in-pile Experimenten gewonnenen Ergebnisse der zeitweiligen Erhöhung der  $H_2$ -Produktion verbunden mit einem Temperaturanstieg beim Quenchprozess lassen aber nicht den Schluß zu, auf das Fluten des Bündels zu verzichten. Die Abkühlung des Bündels wird nur verzögert, aber nicht verhindert. Bei der Rückführung des Kerns in einen sicheren Zustand ist es aber wichtig, sich dieser zusätzlichen Energiequelle bewußt zu sein.

**Table 1: CORA Test Matrix**

Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
2	≈ 2000°C	-	UO <sub>2</sub> refer., inconel spacer	Aug. 6, 1987
3	≈ 2400°C	-	UO <sub>2</sub> refer., high temperature	Dec. 3, 1987
5	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	PWR-absorber	Febr. 26, 1988
12	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	quenching	June 9, 1988
16	≈ 2000°C	B <sub>4</sub> C	BWR-absorber	Nov. 24, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	March 2, 1989
17	≈ 2000°C	B <sub>4</sub> C	quenching	June 29, 1989
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	Nov. 9, 1989
7	< 2000°C	Ag, In, Cd	<u>57-rod</u> bundle, slow cooling	Febr. 22, 1990
18	< 2000°C	B <sub>4</sub> C	<u>59-rod</u> 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 <sub>4</sub> 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 <sub>4</sub> C	pre-oxidized	Febr. 25, 1992
10	≈ 2400°C	Ag, In, Cd	very high temperature, lower part of bundle in H <sub>2</sub> O	planned for 1992
33*	≈ 2000°C	B <sub>4</sub> C	dry core conditions, no steam flow	planned for 1992
W1	≈ 2000°C	-	WWER-test	planned for 1992
W2	≈ 2000°C	B <sub>4</sub> C	WWER-test with absorber	planned for 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



**Table 2 :**

**Design characteristics of test bundle CORA-13**

Bundle type:		PWR
Bundle size:		25 rods
Number of heated rods:		16
Number of unheated rods:		7
Pitch:		14.3 mm
Rod outside diameter:		10.75 mm
Cladding material:		Zircaloy-4
Cladding thickness:		0.725 mm
Rod length	- heated rods: (elevation	1960 mm -489 to 1471 mm)
	- unheated rods: (elevation	1672 mm -201 to 1471 mm)
Heated pellet stack:		1000 mm
Heater material:		Tungsten (W)
Heater:	- length	1024 mm
	- diameter	6 mm
Fuel pellets	- heated rods:	UO <sub>2</sub> annular pellets
	- unheated rods:	UO <sub>2</sub> full pellets
Pellet stack	- heated rods:	0 to 1000 mm
	- unheated rods:	-201 to 1295 mm
U-235 enrichment		0.2 %
Pellet outer diameter (nominal)		9.1 mm
Grid spacer	- material:	Zircaloy-4, Inconel 718
	- length:	Zry 42 mm Inc 38 mm
	- location:	lower (Zry) -5 mm center (Inc) + 496 mm top (Zry) + 880 mm
Shroud	- material	Zircaloy-4
	- wall thickness	1.2 mm
	- outside dimensions	89.4 x 90.4 mm
	- elevation	36 mm to 1231 mm
Shroud insulation		ZrO <sub>2</sub> fibre
	- insulation thickness	20 mm
	- elevation	36 mm to 1036 mm

**Table 2 : ( Continuation )**

**Design characteristics of test bundle CORA-13**

Mo electrode	- length	250 mm
	- diameter	8.6 mm
Cu electrode	- length	239 mm (lower end)
	- length	719 mm (upper end)
	- diameter	8.6 mm
Absorber rod	- number of rods	2
	- material and composition	80Ag,15In,5Cd (wt.%)
	- cladding	Stainless steel
	- cladding OD	11.2 mm
	- cladding ID	10.2 mm
	- length	1660 mm
	- absorber material	-189 mm to +1300 mm
Absorber rod guide tube	- material	Zircaloy-4
	- OD	13.8 mm
	- wall thickness of tube	0.8 mm
Plenum Volume	- heated rods	$12 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$
	- unheated rods	$87 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$
	- absorber rods	$71 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$

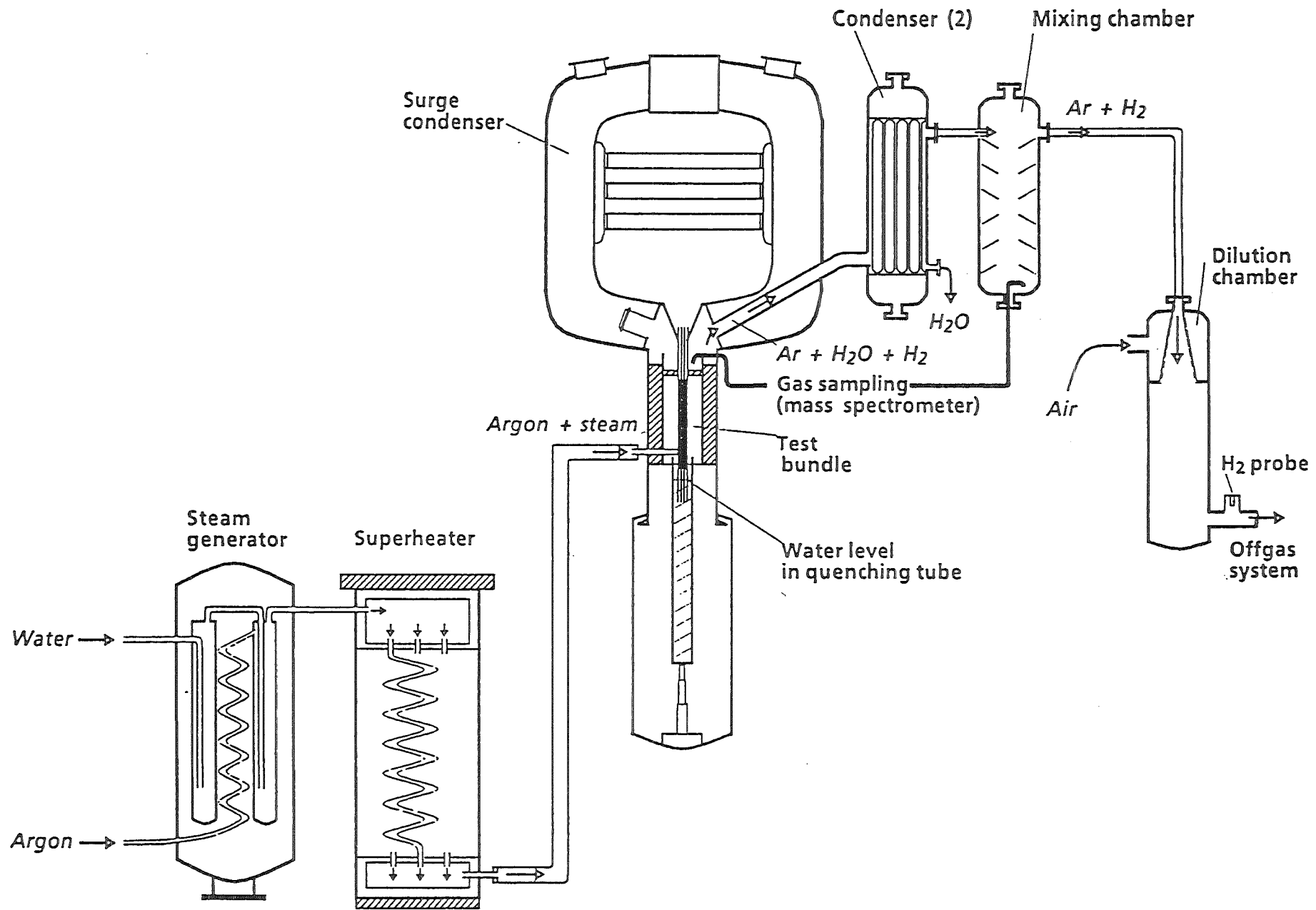


Fig. 1: SFD Test Facility Simplified flow diagram

18.05.01

# CORA Bundle Arrangement

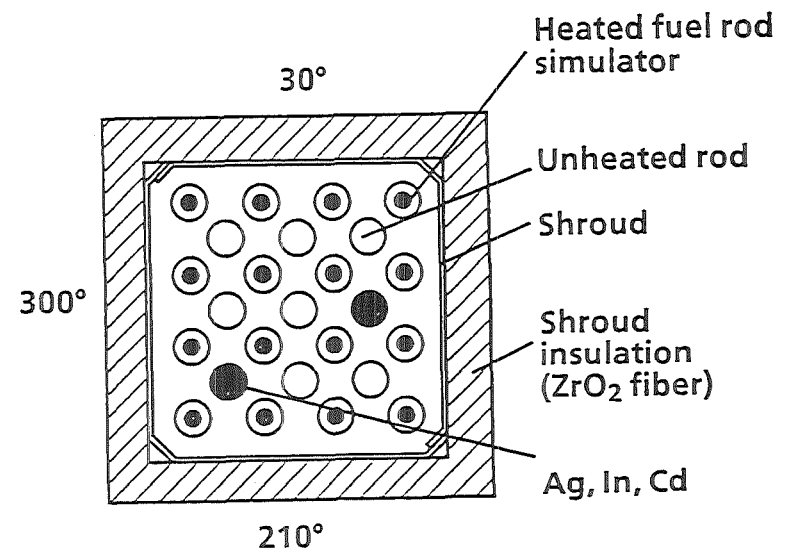
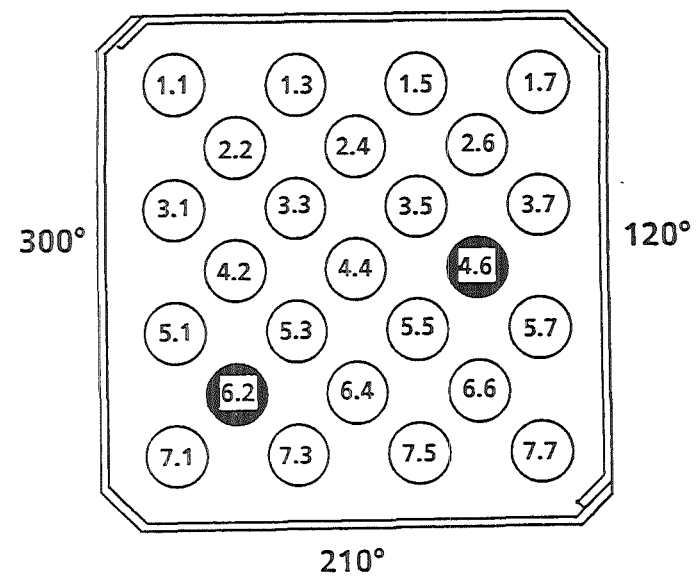
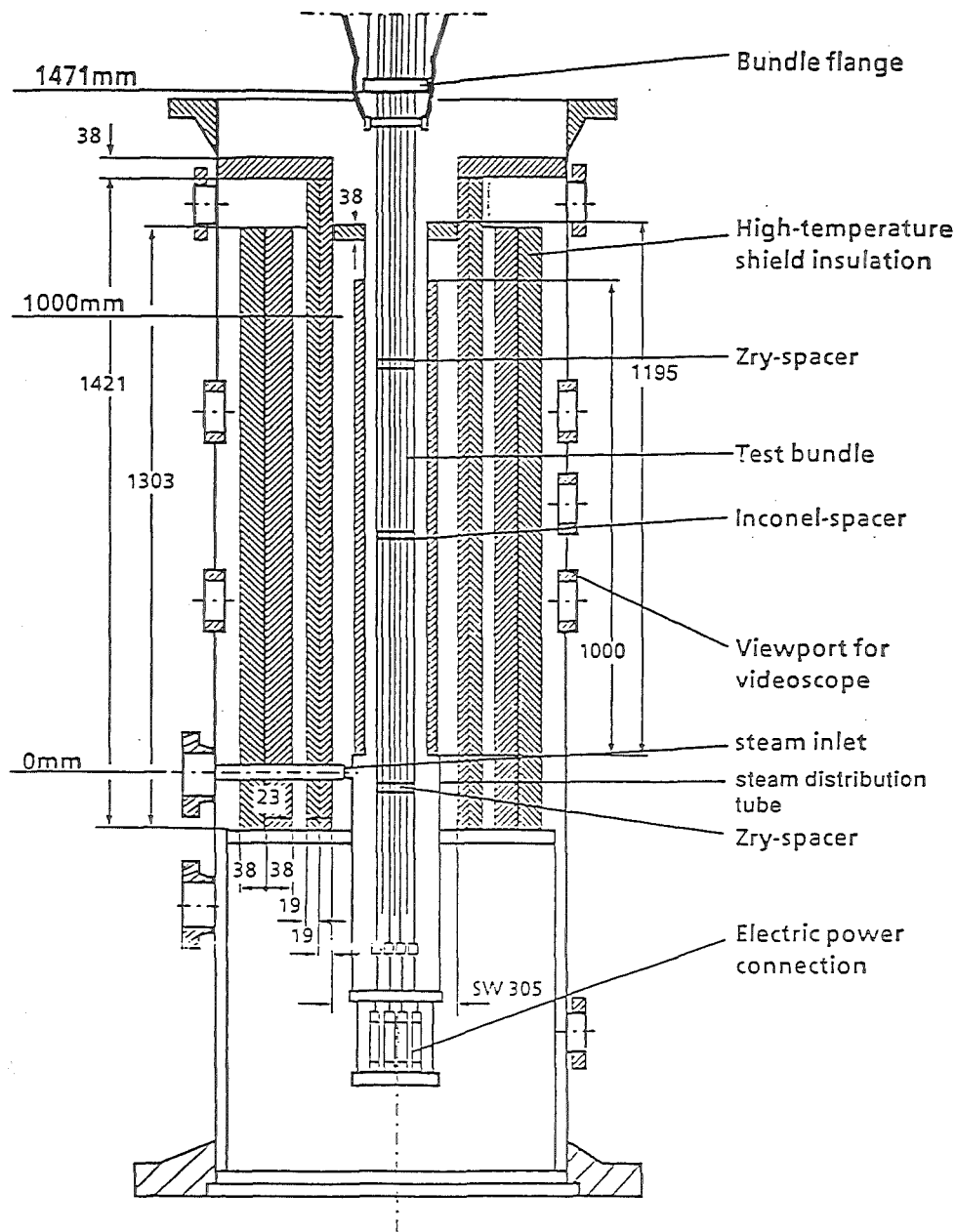
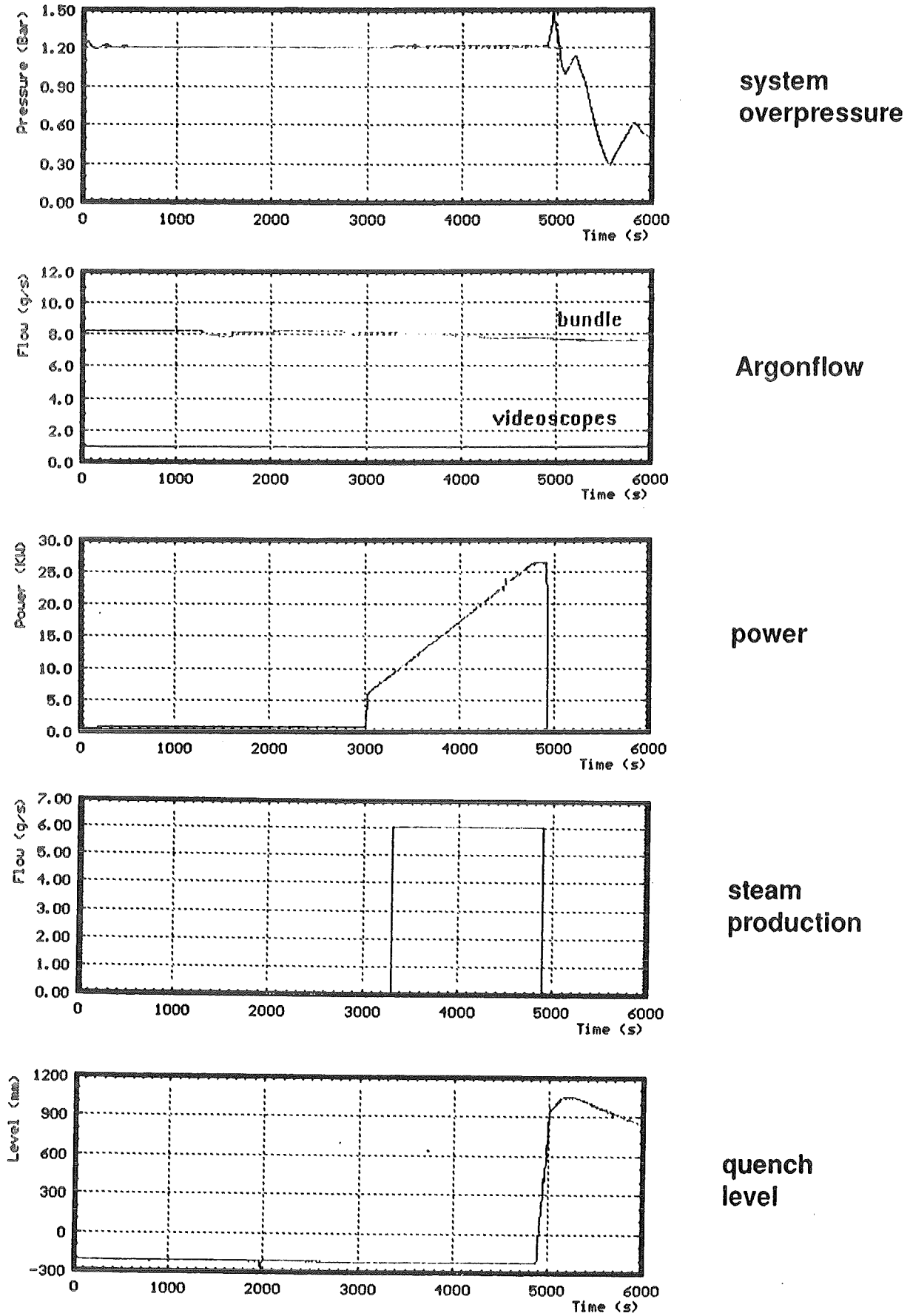


Fig. 2: Bundle arrangement test CORA-13

18.05.01



**Fig. 3: System overpressure, Argonflow, steam input, power and quench level ( CORA-13)**

# CORA 13

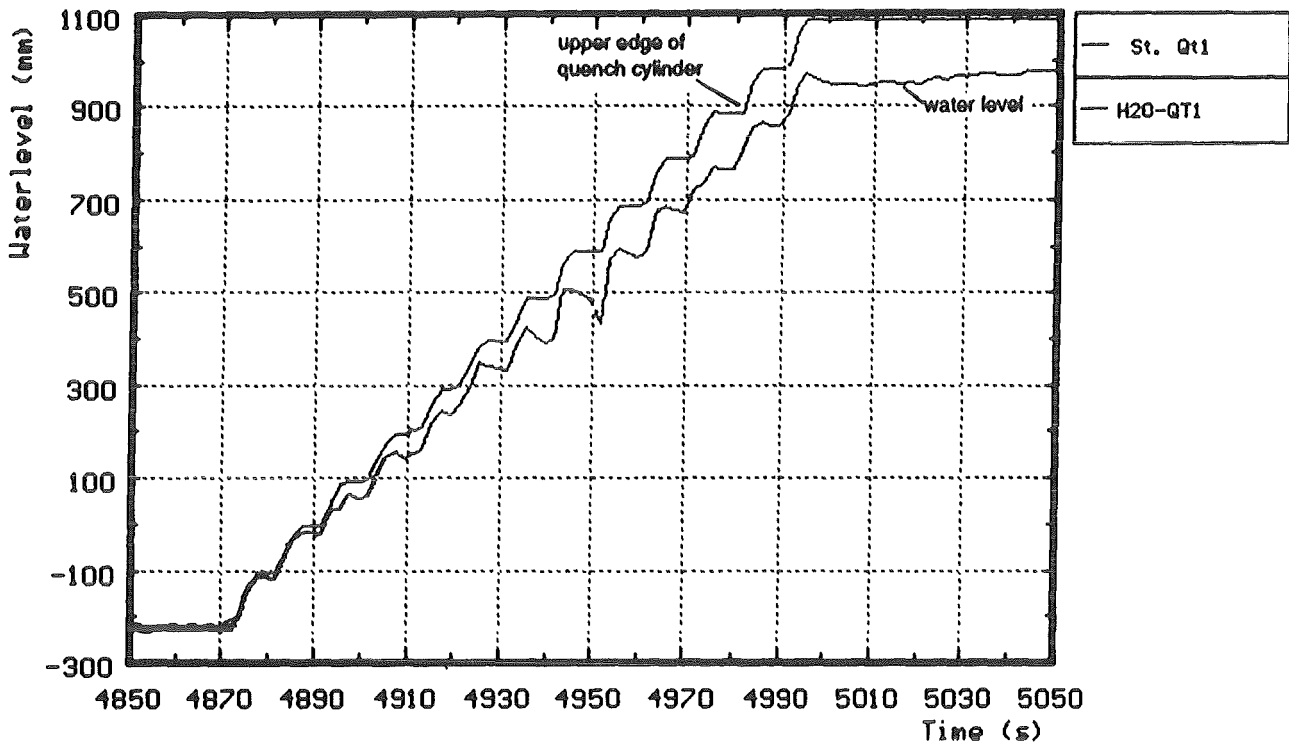


Fig. 4 : Position of upper edge and water level in the quench cylinder (CORA-13)

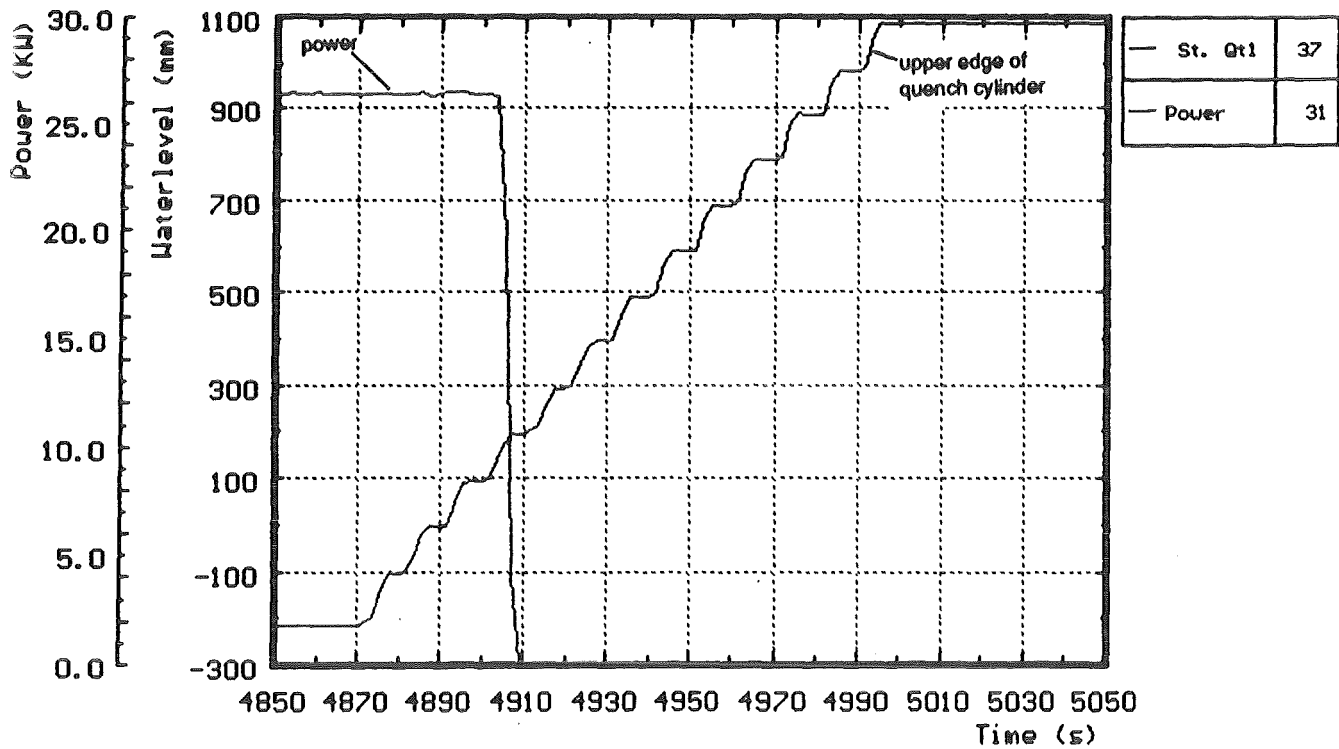


Fig. 5 : Movement of the quench cylinder compared to power input (CORA-13)

# CORA-13

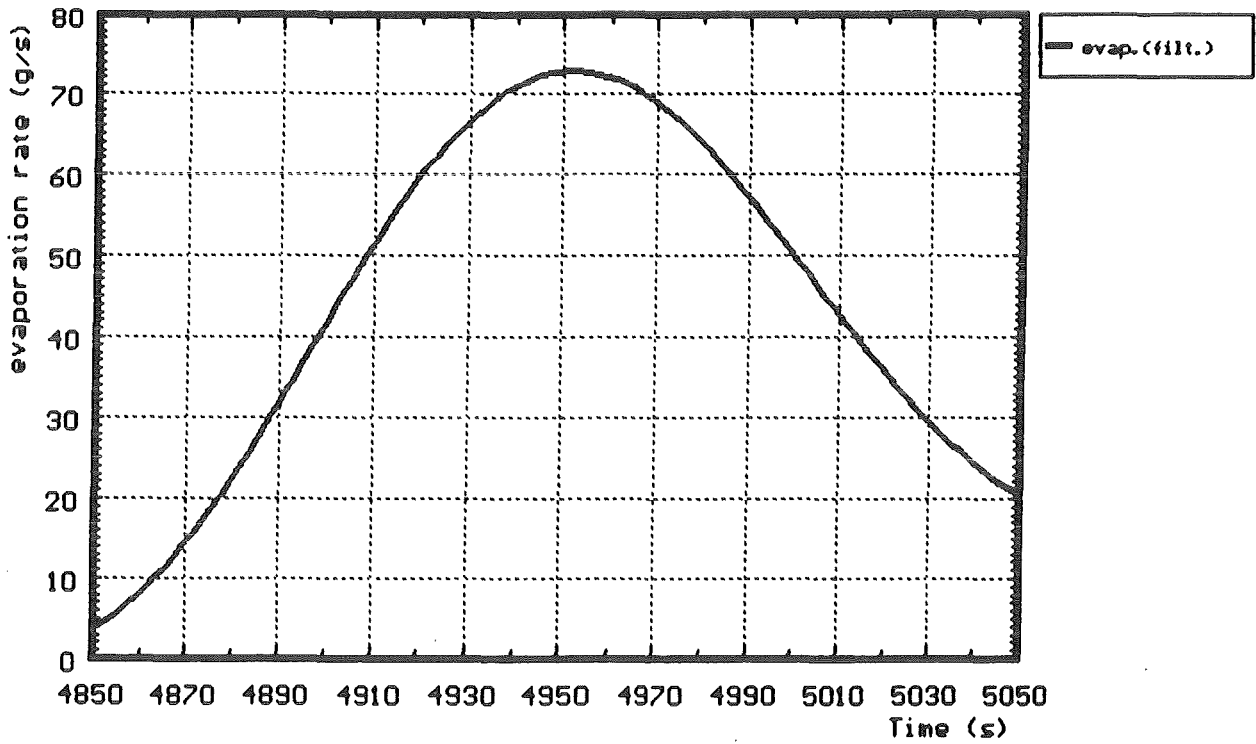


Fig. 6 : Evaporation rate (g/s) during the quench process

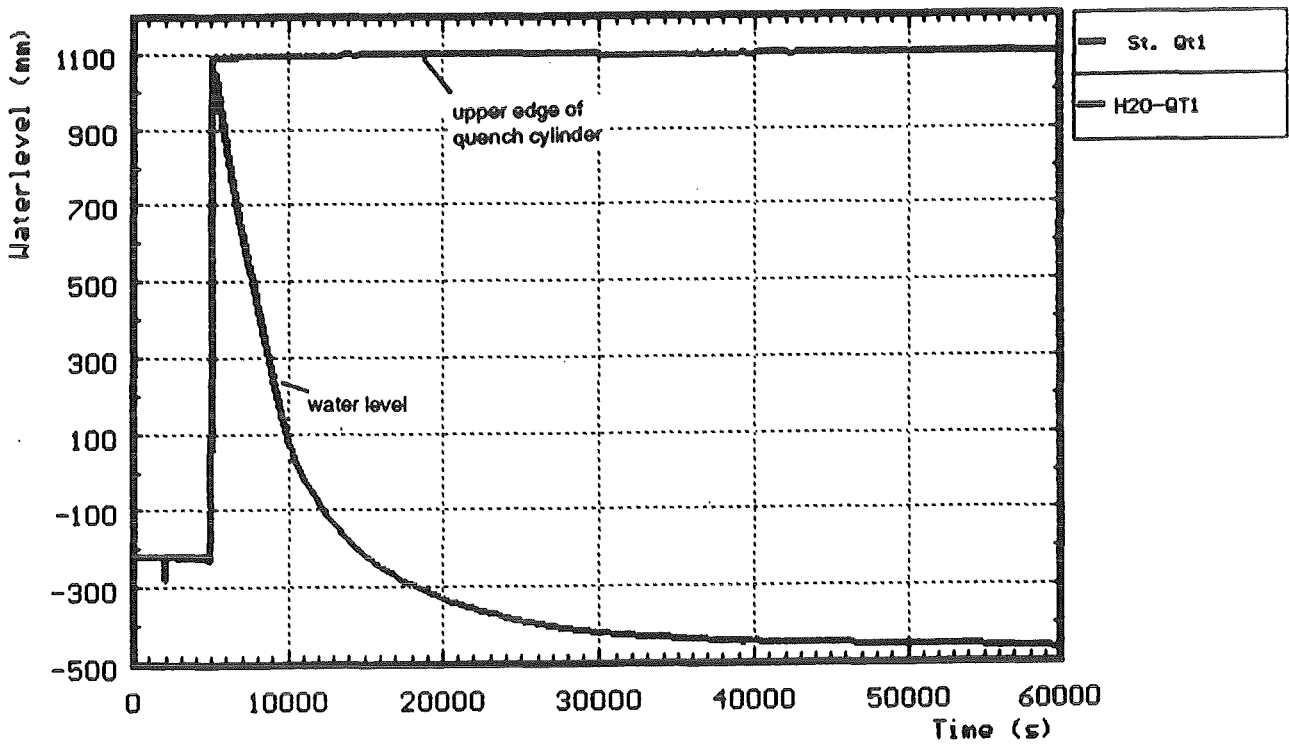


Fig. 7 : Water level in the quench cylinder after the quench process

# CORA 13

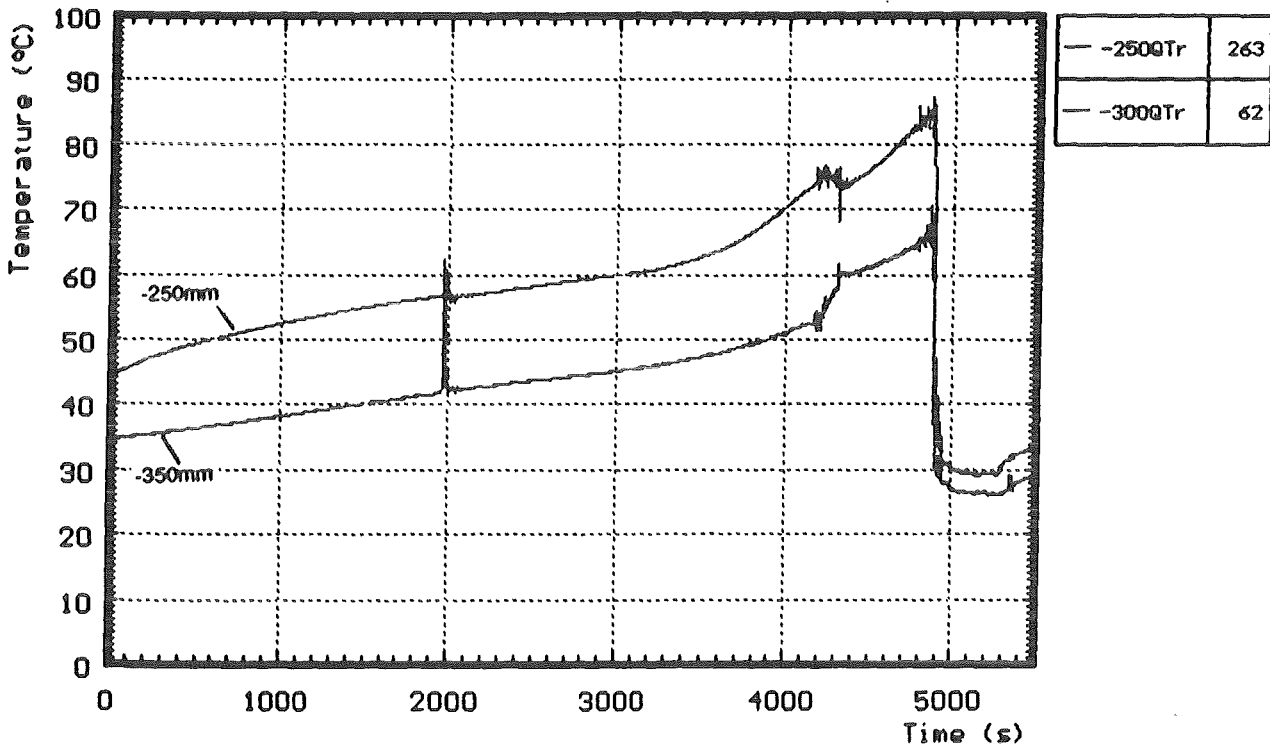


Fig. 8 : Water temperatures in the quench cylinder at -250mm and -300mm (CORA-13)

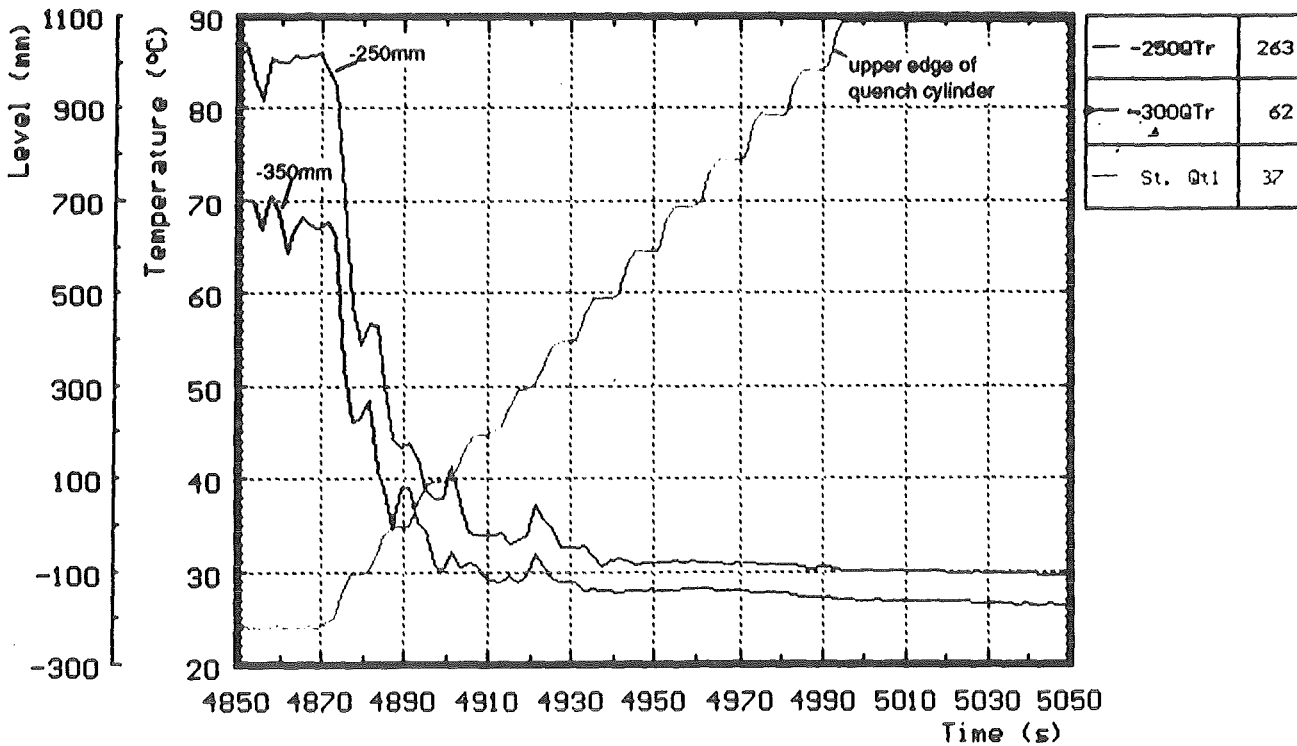
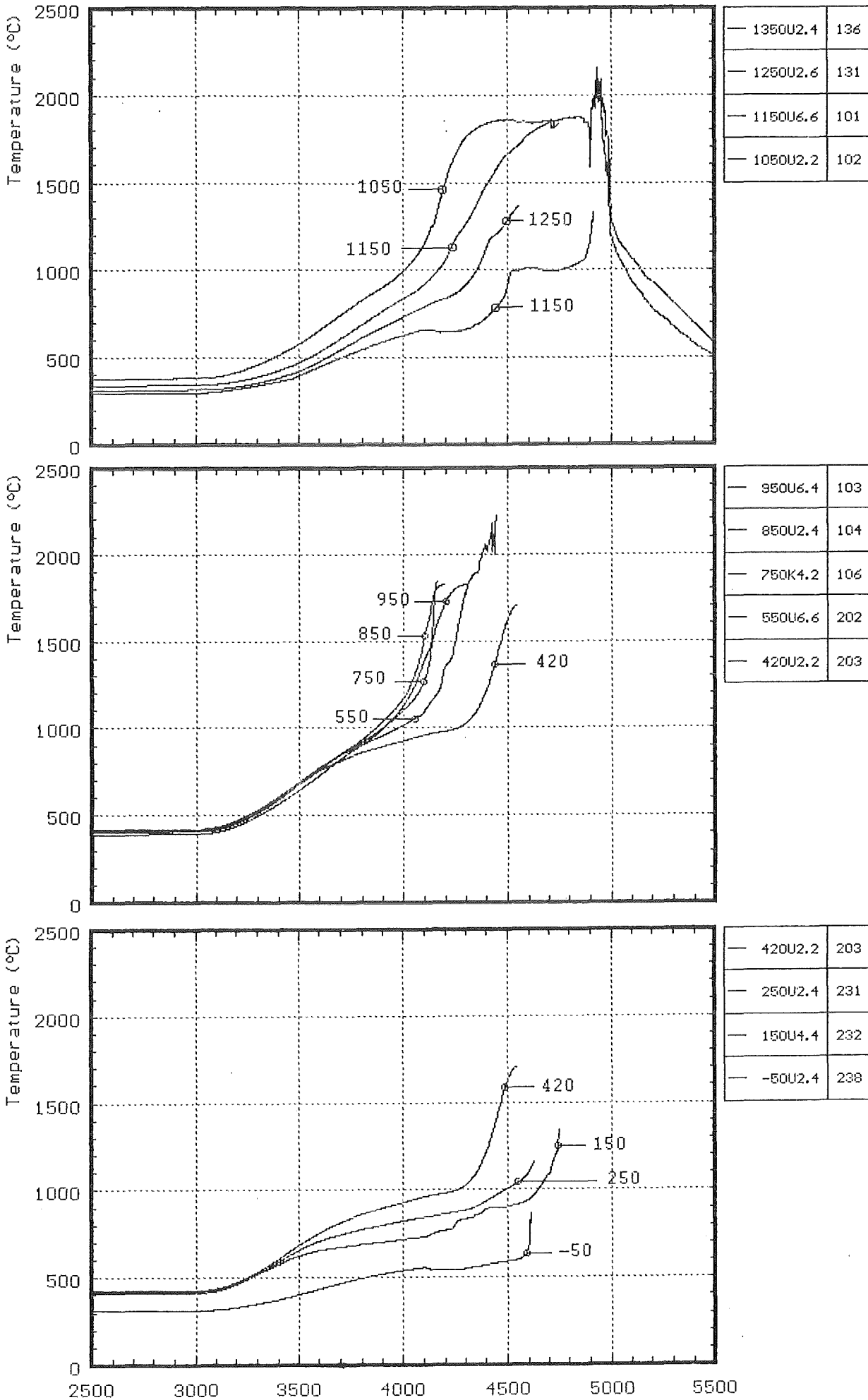


Fig. 9 : Comparison of temperatures in the quench cylinder with the level of the quench cylinder (CORA-13)



Fig. 10

CORA-13: Temperatures in unheated rods



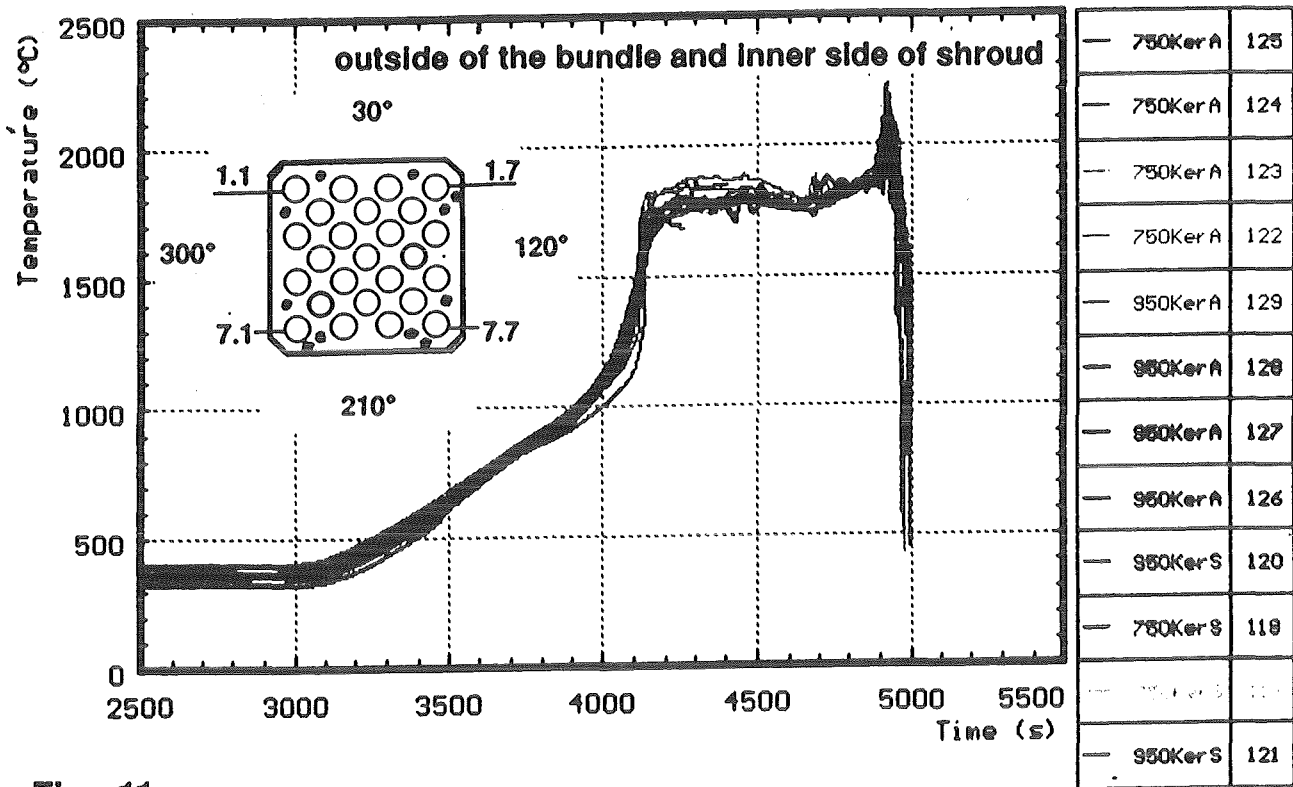


Fig. 11

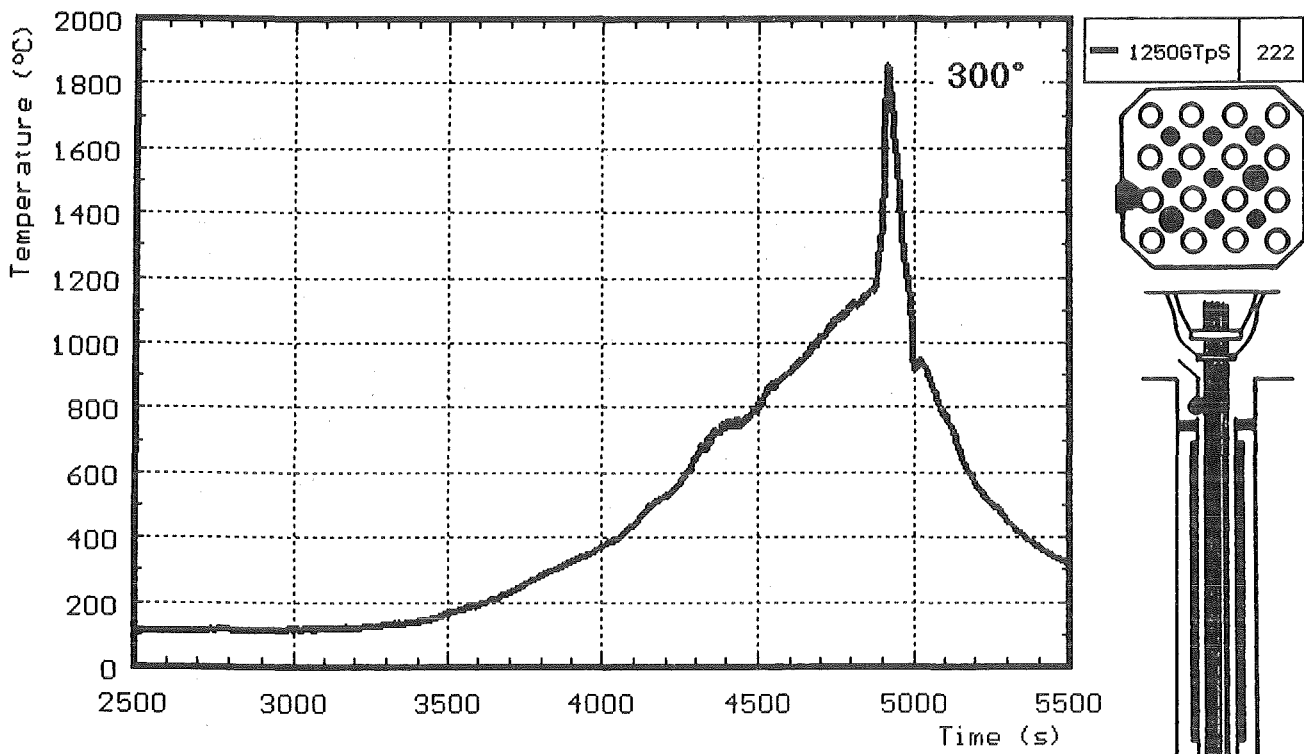
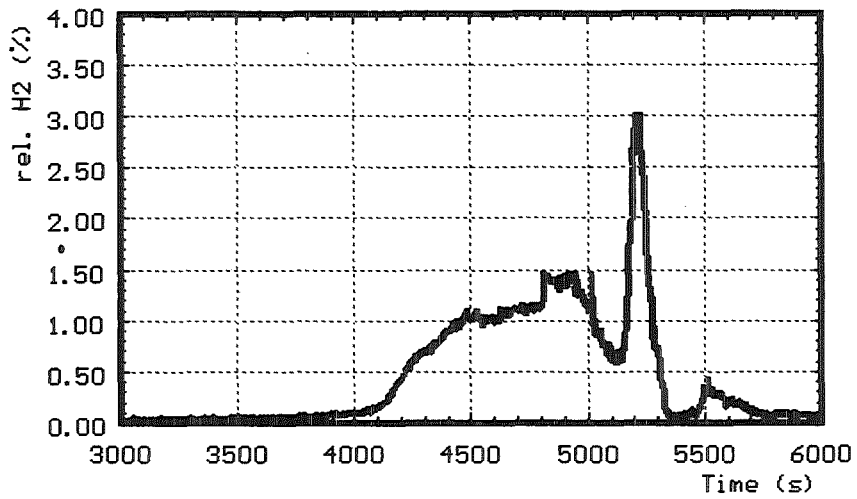


Fig. 12 : Gas temperature above the shroud at 1250mm elevation (CORA-13)

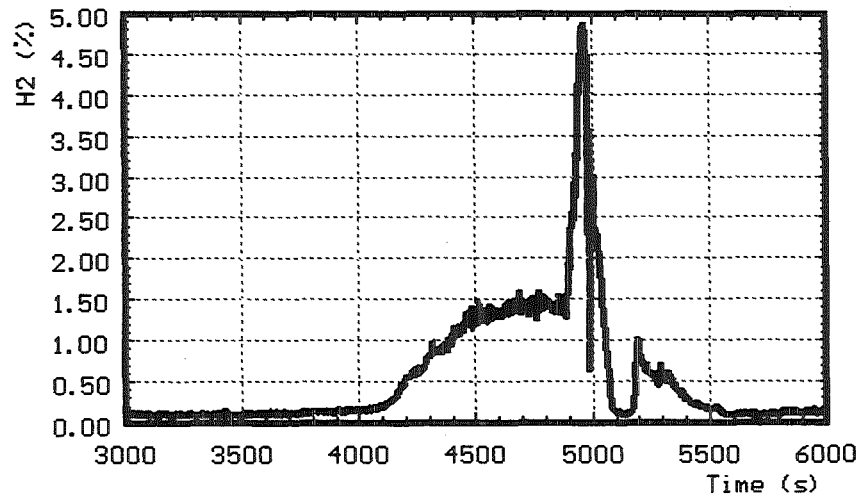
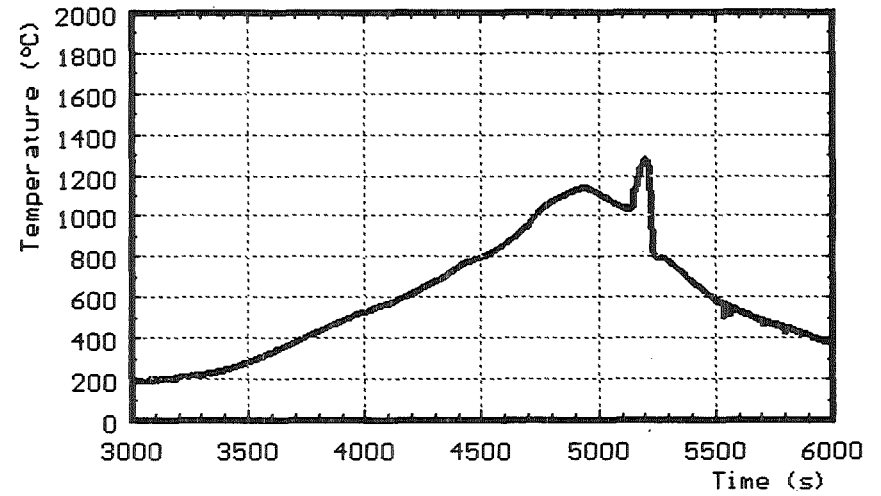
# Comparison of H<sub>2</sub>- production and temperature of CORA-12 and CORA-13

H<sub>2</sub> - production



CORA-12

temperature



CORA-13

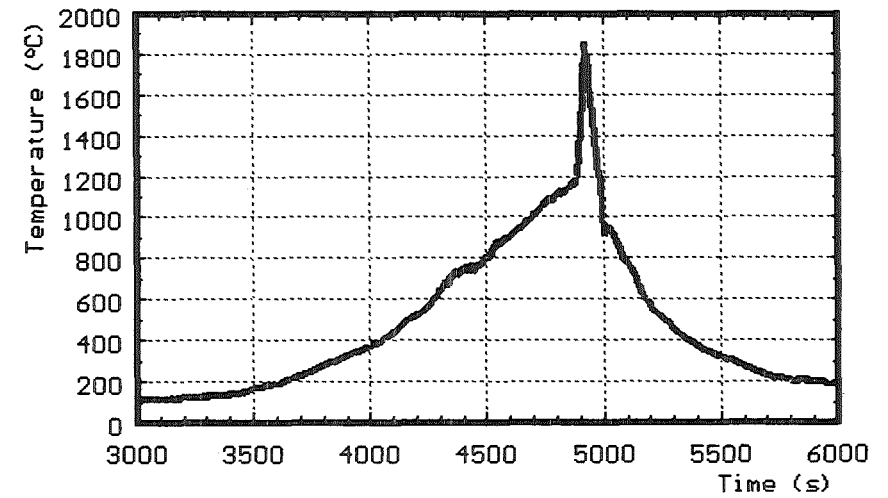


Fig. 13

18.05.01

CORA-13:

18.05.01

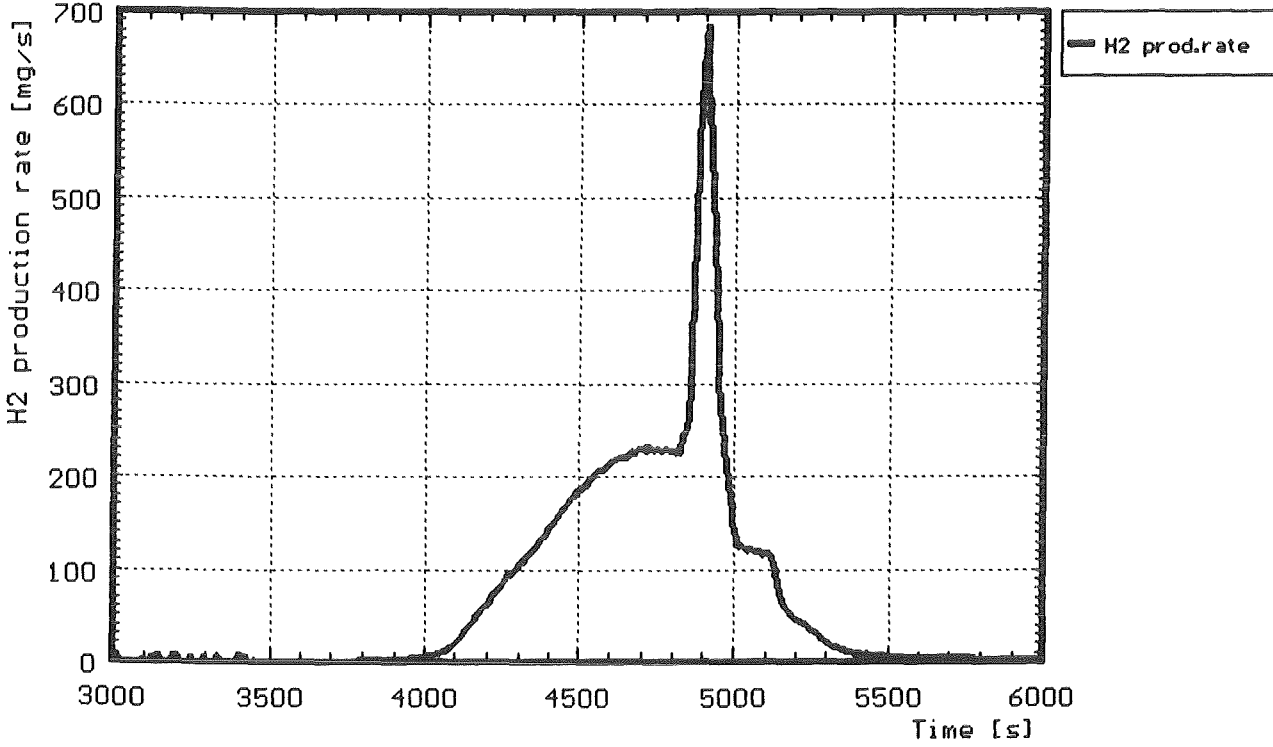


Fig.13A: Hydrogen production rate

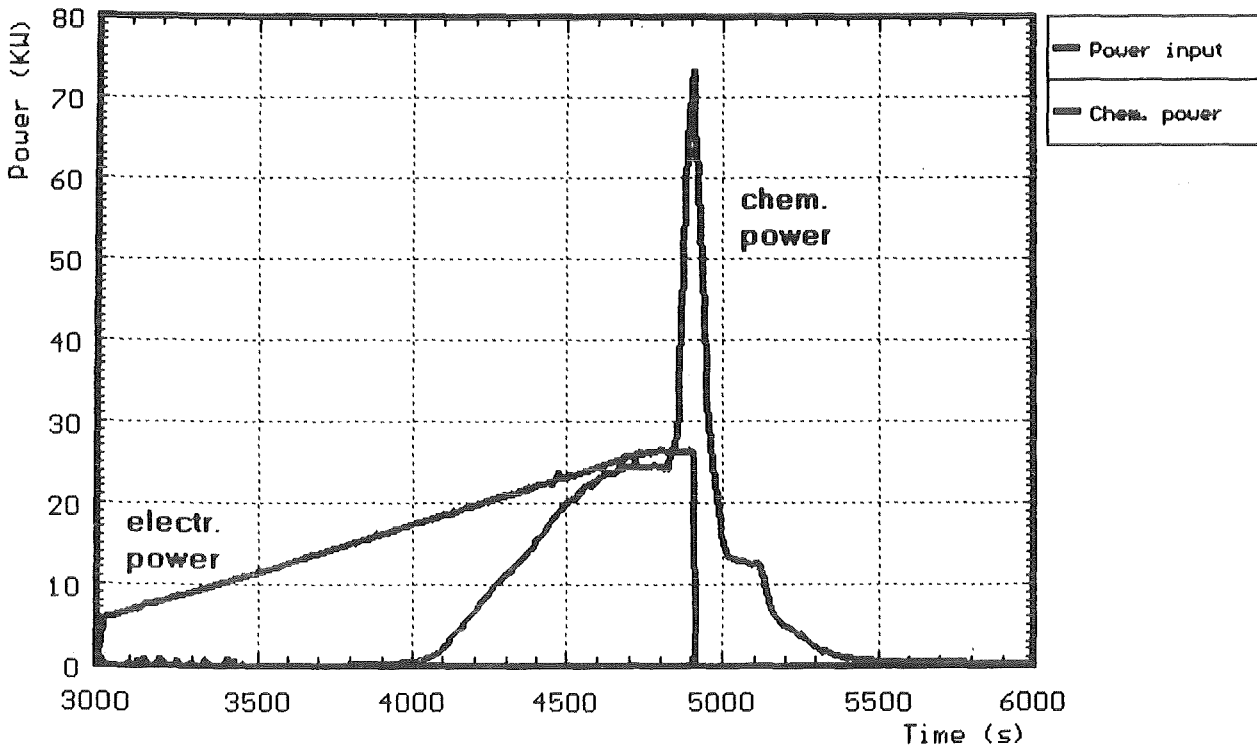
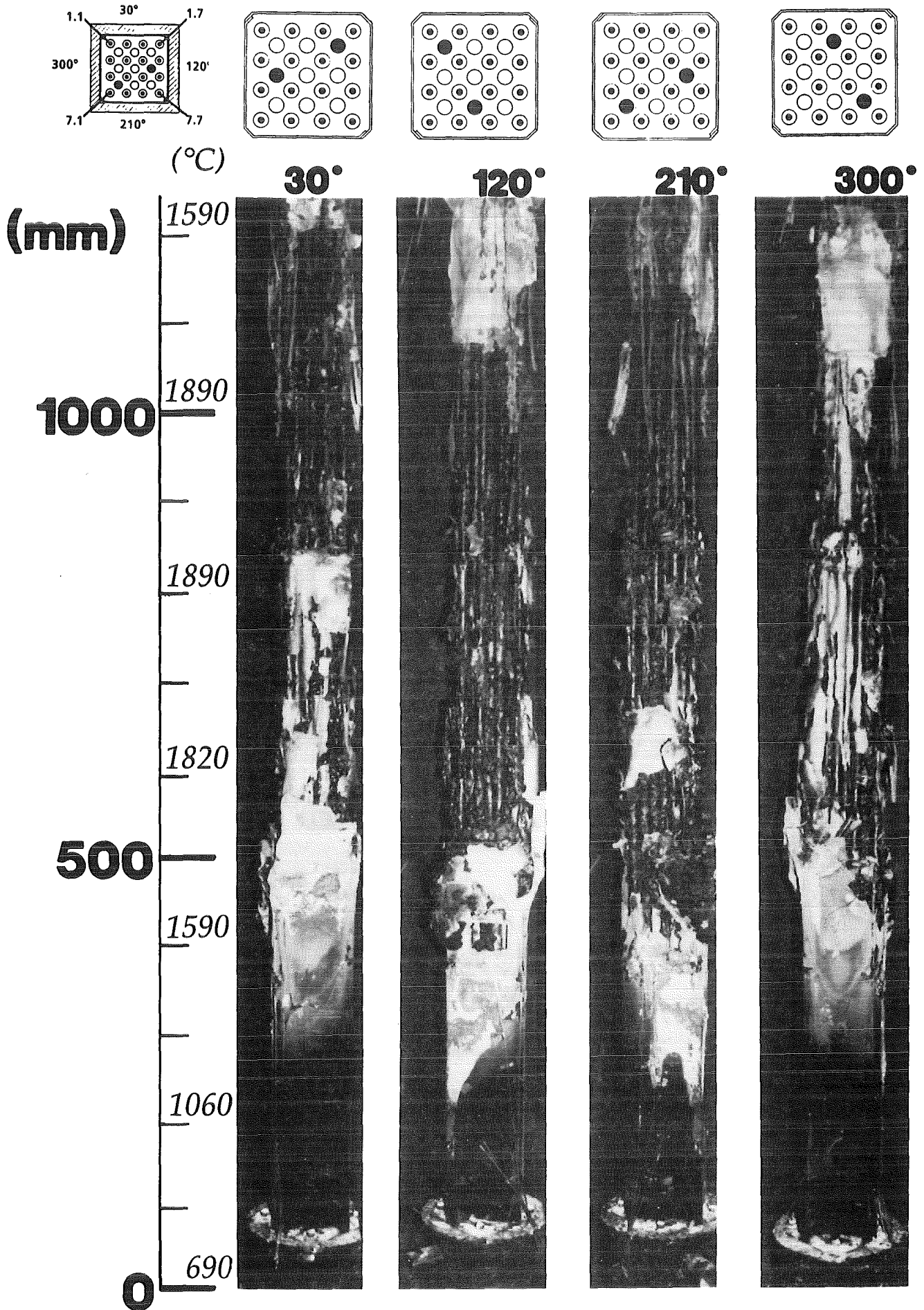


Fig.13B: Comparison of chemical and electric power

# CORA-13 : Quench test

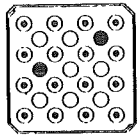
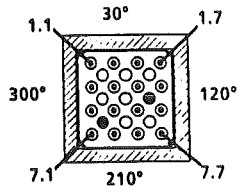
Fig. 14



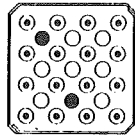


# CORA-13: Quench test

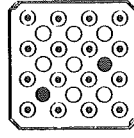
Fig. 15



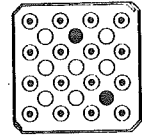
30°



120°



210°

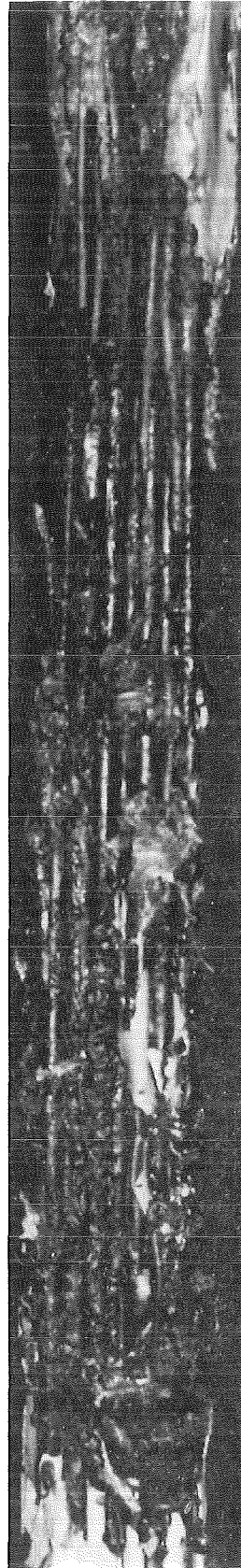
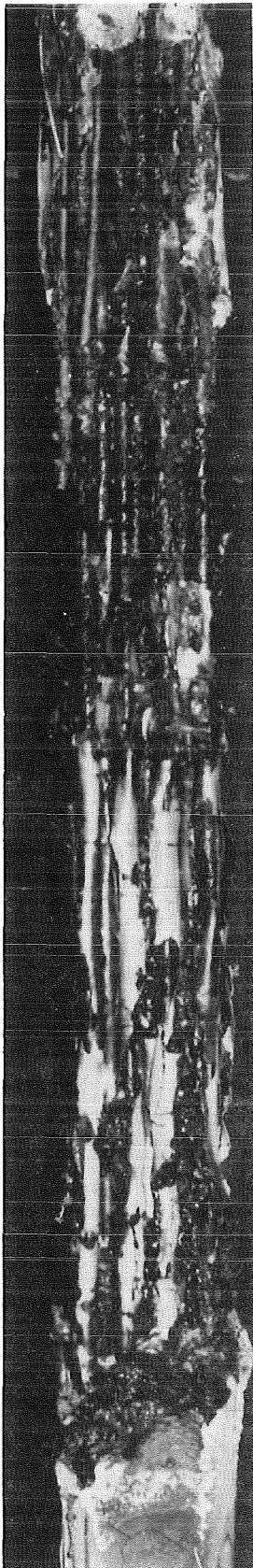


300°

(mm)

1000

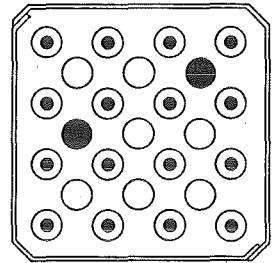
500



# CORA-13

## Quench test

30°



(mm)

1000

900

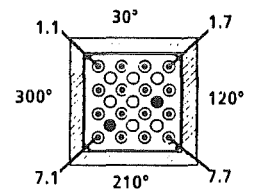
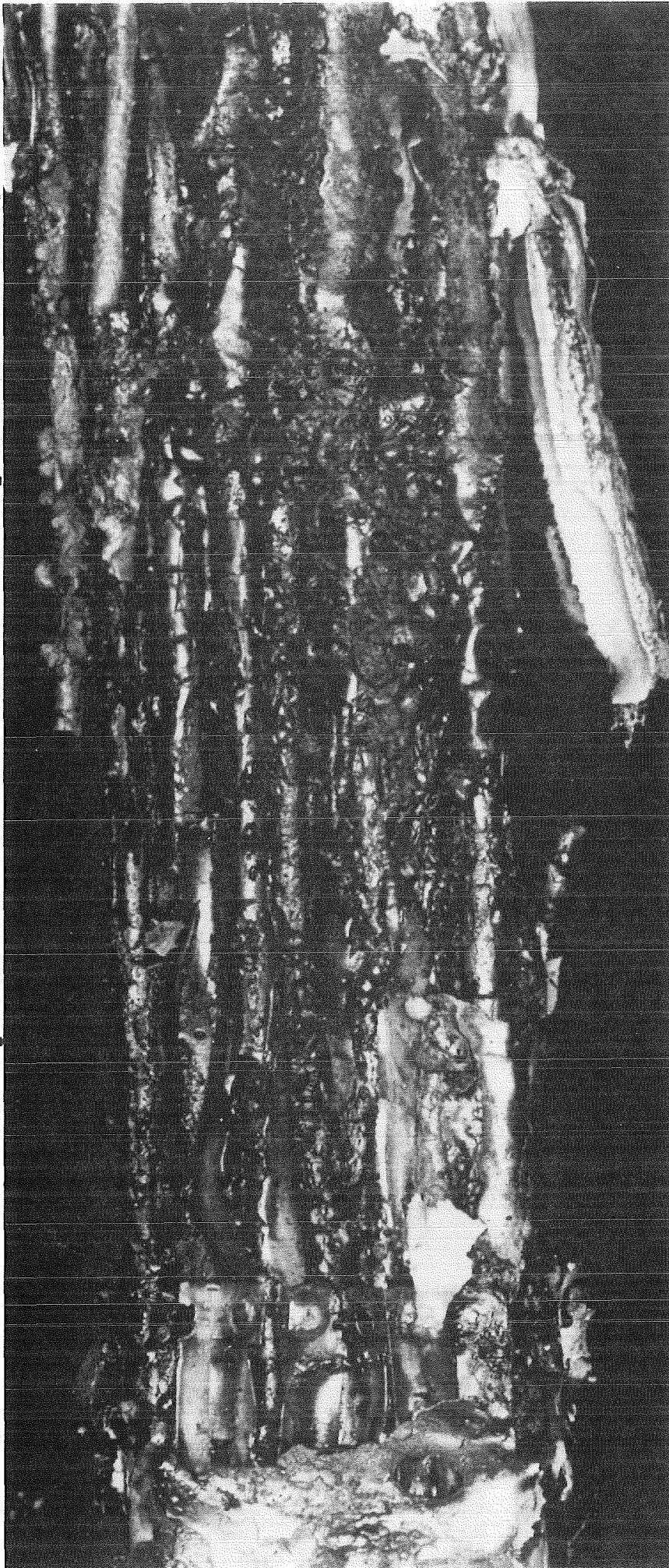


Fig. 16



# CORA-13

Quench test  
30°

(mm)

700

600

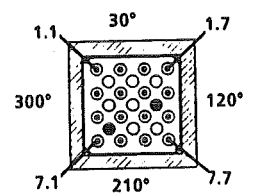
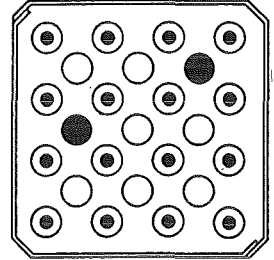
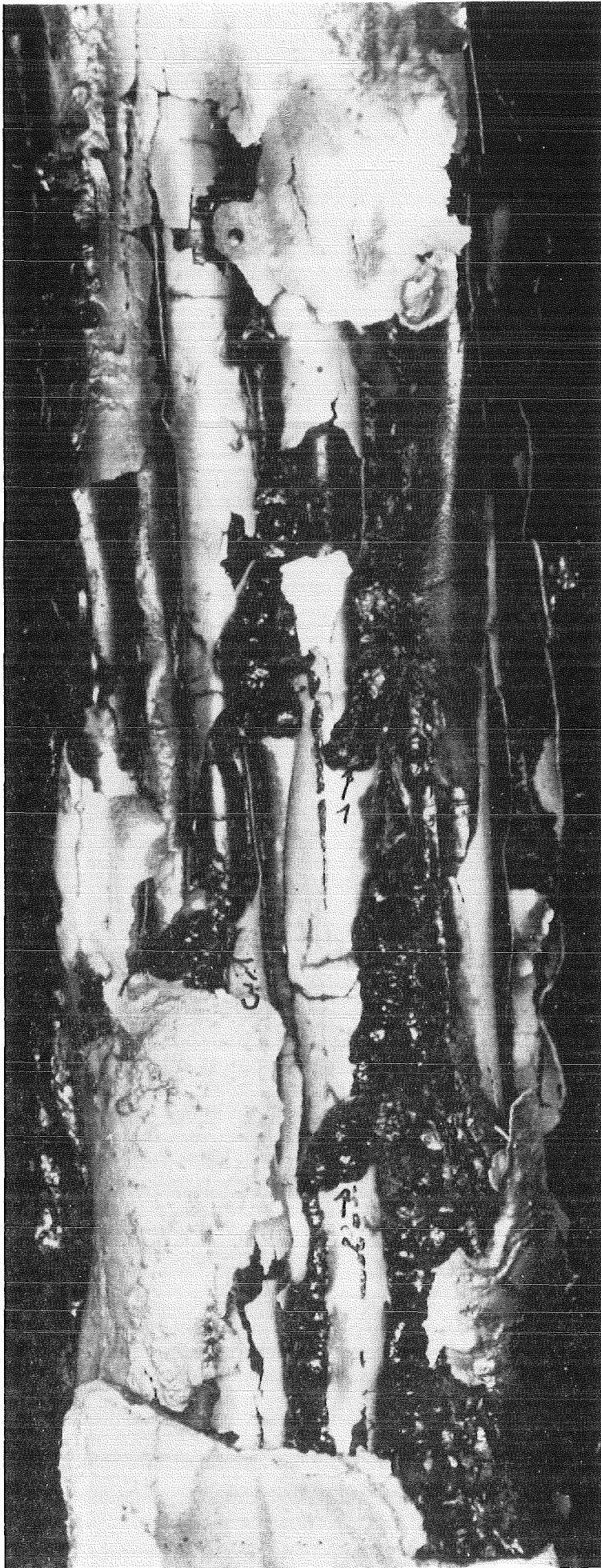
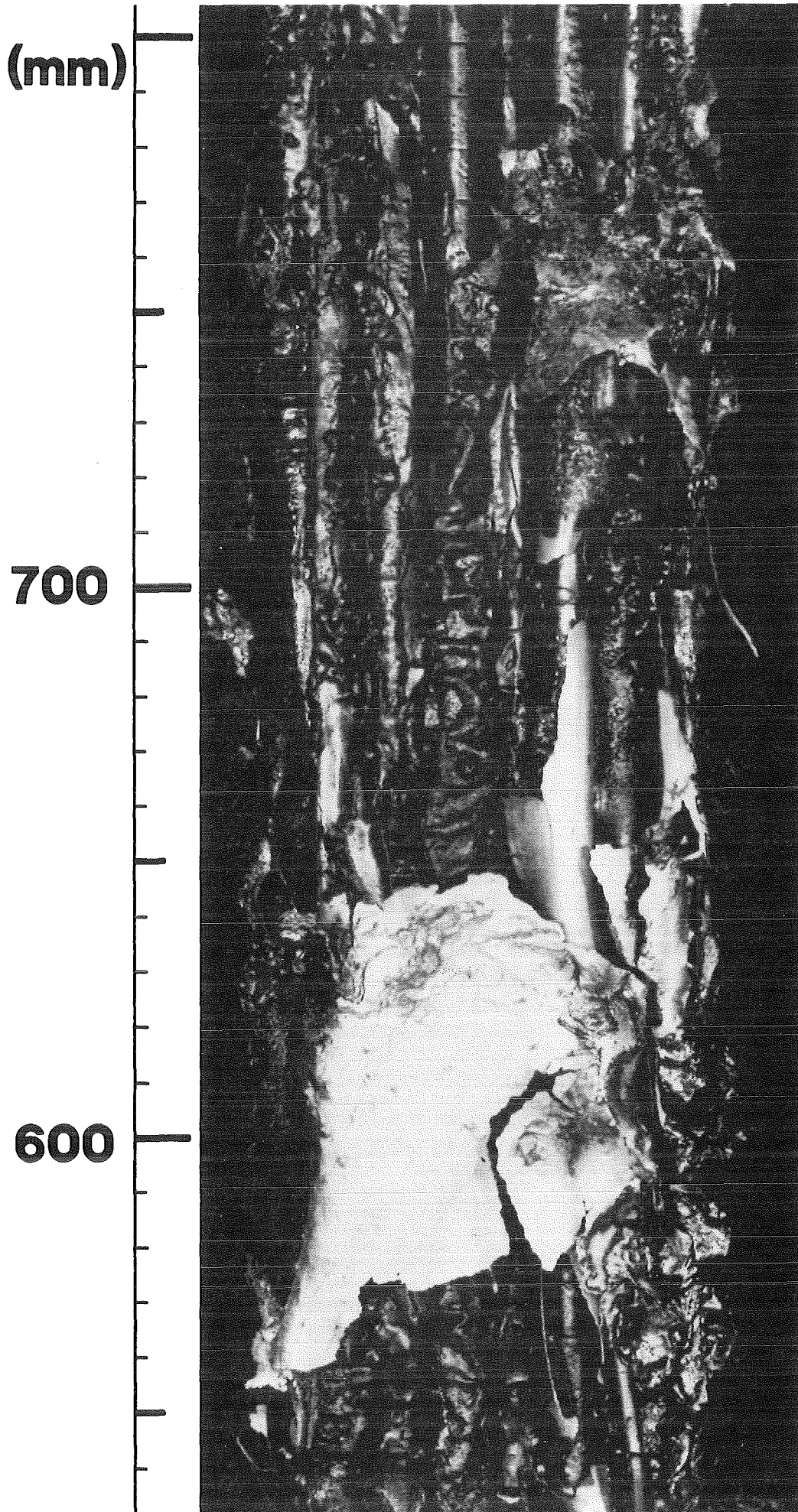


Fig. 17





# CORA-13

## Quench test

### 210°

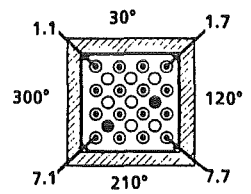
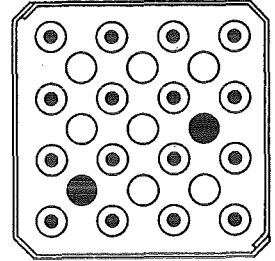
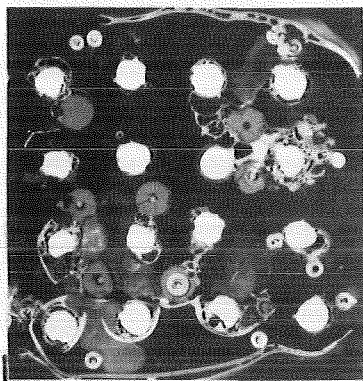


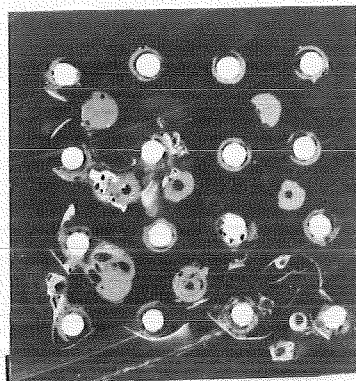
Fig. 18

Fig. 19

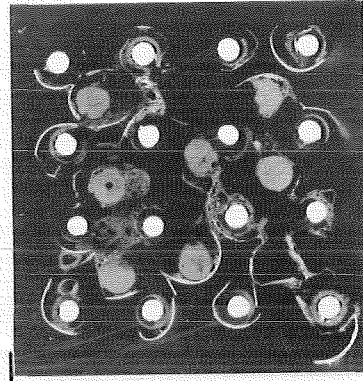
# CORA-13: Horizontal cross section; top view



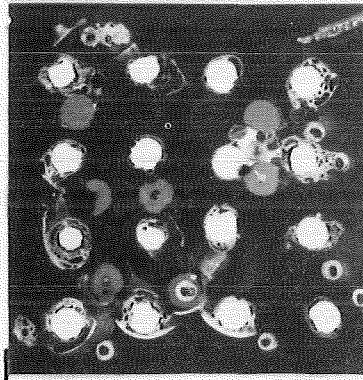
1098mm 1840°



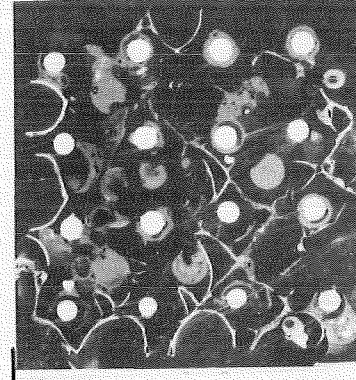
898mm 1900°



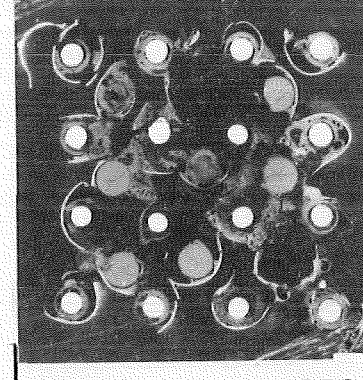
698mm 1870°



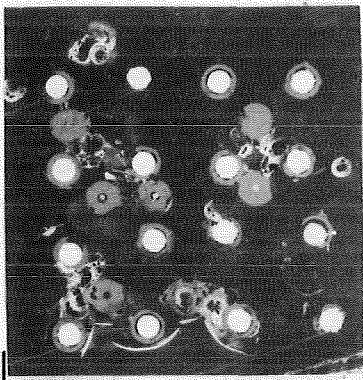
1048mm 1880°



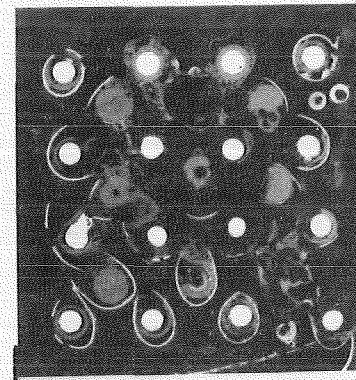
848mm 1890°



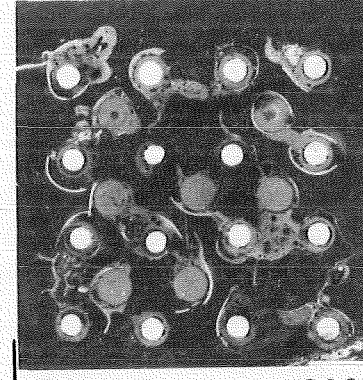
648mm 1850°



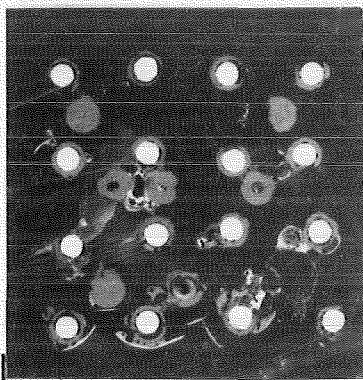
998mm 1890°



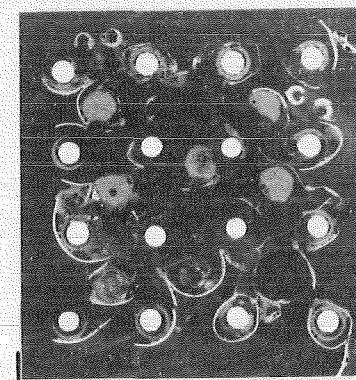
798mm 1890°



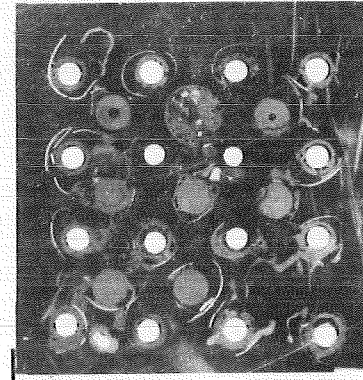
598mm 1820°



948mm 1890°



748mm 1880°

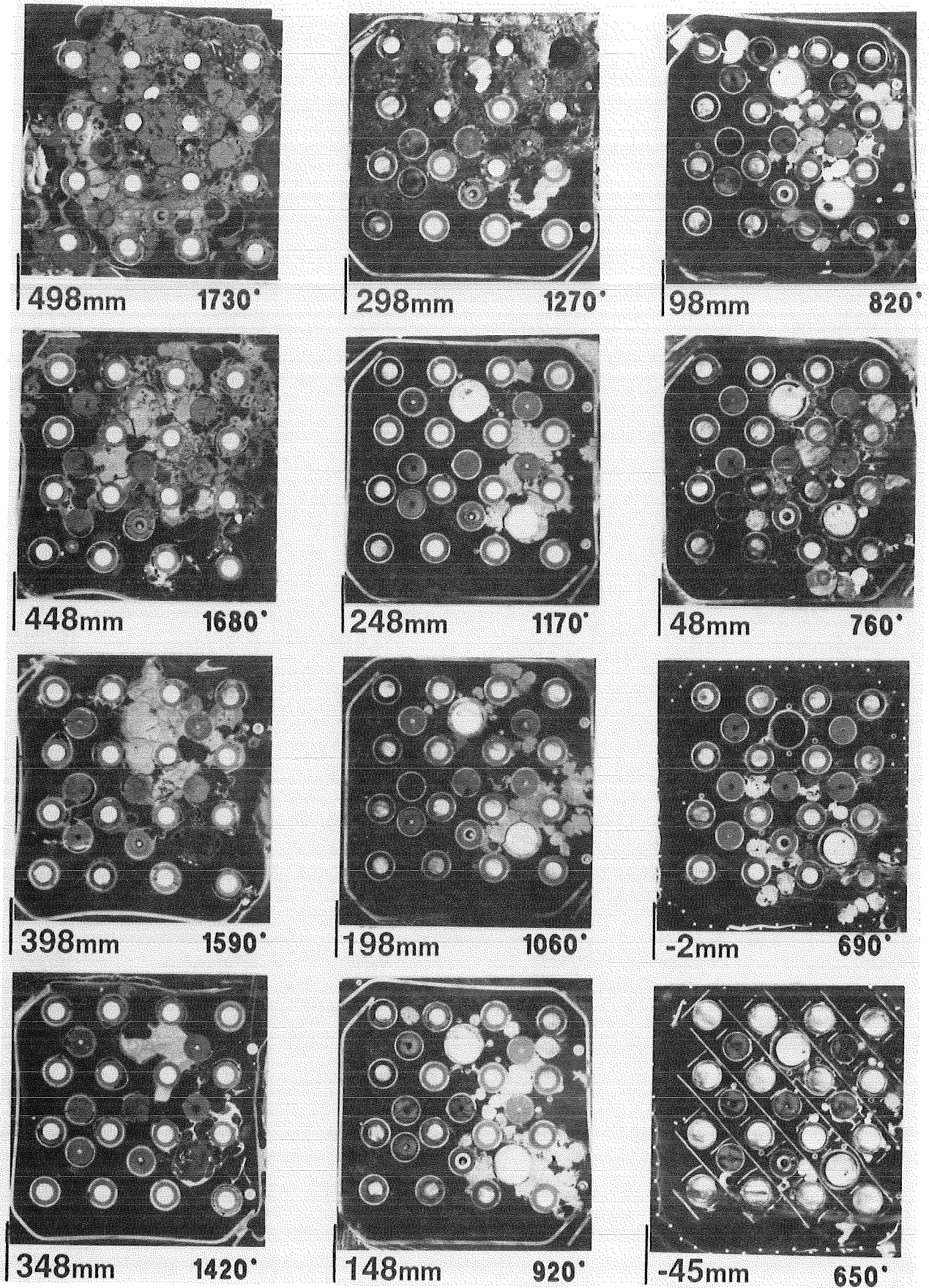


548mm 1770°



# CORA-13: Horizontal cross section; top view

Fig. 20



18.05.01/06A  
PSF OD5D

Mechanical and chemical behavior of LWR fuel rod bundles

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

Abstract

The physico-chemical material behavior of the first large PWR fuel rod bundle CORA-7 is described. The maximum bundle temperature was about 1800 °C. The test CORA-7 was terminated at a lower temperature to obtain more information on the chemical composition of the intermediate interaction products and relocated molten materials. The larger PWR fuel rod bundle CORA-7 with 57 fuel rods, compared with 25 fuel rods in the smaller PWR bundles, did not show any different material behavior.

Thermochemical calculations have been made on the nature of fission products in dependence on the oxygen potential in the atmosphere of a reactor pressure vessel during severe reactor accidents. This work is part of the KfK contribution to the PHEBUS Fission Product Programme in Caderache.

18.05.01/06A  
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-Bündel-  
experimentes CORA-7**

**1.1 Einleitung**

Das Experiment CORA-7 war das erste mit einem großen DWR-Bündel mit insgesamt 52 Brennstäben und 5 (Ag, In, Cd)-Absorberstäben; die bisher untersuchten kleinen DWR-Bündel enthielten 23 Brennstäbe und 2 Absorberstäbe. Von den 52 Brennstäben sind 32 beheizt und 20 unbeheizt. Der Aufbau des großen DWR-Bündels und die Anordnung des Bündels im Hochtemperaturschirm der CORA-Anlage ist in der Abb. 18.05.01/06A-1 wiedergegeben. Der vergrößerte Brennelementsimulator CORA-7 ist aus den gleichen Komponenten aufgebaut wie der kleine. Die verwendeten Materialien entsprechen denen von kommerziellen Leistungsreaktoren.

Die maximal angestrebte Versuchstemperatur war bei dem Experiment CORA-7 etwa 1800 °C, d.h. ca. 200 K niedriger als bei den bisherigen DWR-Experimenten, um Zwischenzustände der Schadenspropagation untersuchen zu können. Bei höheren Temperaturen ( $\geq 2000$  °C) ist der Schadensumfang i.a. bereits so groß, daß niedrigschmelzende Phasen nicht mehr nachgewiesen werden können. Von großem Interesse war bei diesem Experiment außerdem die Bestimmung der lateralen Schmelzausbreitung und der Größe der resultierenden Bündelblockaden.

Der Versuchsablauf ist in [18.05.01/06A-1] detailliert beschrieben. Die anfängliche Aufheizrate war, wie bei den Experimenten mit kleinen Bündeln, etwa 1 K/s. Die Temperatureskalation infolge der exothermen Zircaloy/Wassdampf-Reaktion beginnt bei etwa 1100 °C in der Bündelmitte und erreicht Werte bis 20 K/s. Abgesehen vom oberen Bündelende bleiben die gemessenen Temperaturen unterhalb 1800 °C. Unterhalb des mittleren Inconel-Abstandshalters (Bündelmitte) findet keine Temperatureskalation mehr statt, da der Versuch beendet wurde bevor die untere Bündelhälfte die erforderliche hohe Temperatur ( $> 1100$  °C) erreicht hatte. Dieser Sachverhalt kann deutlich der Abb. 18.05.01/06A-2 entnommen werden. Die untere Bündelhälfte zeigt keine ausgeprägten Hüllrohr-Oxidationserscheinungen und auch keine vergleichbare Schädigung der Brennelemente wie in der oberen Bündelhälfte.

## 1.2 Zerstörende Nachuntersuchungen

Da in der oberen Bündelhälfte die Versuchstemperaturen den Schmelzpunkt von Zircaloy ( $\approx 1760$  °C) überschreiten, kommt es zu den üblichen Schmelzverlagerungen (Abb. 18.05.01/O6A-3). Die (Ag, In, Cd)-Absorberelemente versagen bereits zwischen 1250 und 1400 °C; die entstehende Schmelze reagiert dann auch mit den Zircaloy-Hüllmaterial und verflüssigt dieses. Daneben erkennt man deutlich die stark oxidierten Zircaloy-Hüllrohre, die z.T. aufreißen und zu dem sogenannten "Flowering" führen. Während der Abkühlphase brechen Teile der vollständig versprödeten Hüllrohre ab und legen so die UO<sub>2</sub>-Pellet frei /18.05.01/O6A-2, -3/.

Das Bündelelement wurde nach dem Versuch noch in der CORA-Anlage in Epoxidharz eingegossen, um den Schädigungszustand zu fixieren. Danach wurde das eingeharzte Bündel ausgebaut und von diesem horizontale und vertikale Schnittproben hergestellt, die für die weiteren Untersuchungen metallographisch präpariert wurden. Die Abb 18.05.01/O6A-4 zeigt Querschnitte des Bündels CORA-7 von verschiedenen Höhen; zu den Bildern wurde gleichzeitig die Durchschnittstemperatur der Bündelebene angegeben. Den Abbildungen kann man entnehmen, daß die im oberen Bündelbereich entstandenen flüssigen Phasen sich verlagert und im Bereich des Inconel-Anstandshalters (456 - 496 mm) eine Blockade gebildet haben. Der Inconel-Abstandshalter hat dabei als Materialfänger gewirkt. Ein Teil der Schmelzen hat sich aber auch bis in den unteren Bündelbereich verlagert und erstarrte dort unter Bildung kleiner lokaler Blockaden. Selbst im unteren Abstandshalterbereich (- 30 mm) sind noch größere Mengen an akkumulierten erstarrten Schmelzen zu erkennen. In Abb. 18.05.01/O6A-5 sind Ausschnittsvergrößerungen von einem der fünf Absorberstäbe mit den benachbarten vier Brennstäben wiedergegeben. Es ist deutlich zu erkennen, daß der (Ag, In, Cd)-Absorberstab und das dazugehörige Zircaloy-Führungsrohr in der oberen Bündelhälfte vollständig verschwunden sind, nicht dagegen in der unteren, kälteren Bündelhälfte. Der Absorberstab sollte spätestens beim Erreichen des Schmelzpunktes des Stahlhüllrohres ( $\approx 1400$  °C) versagen, d.h. zusammenschmelzen. Aufgrund eutektischer Wechselwirkungen zwischen dem Stahlhüllrohr und dem Zircaloy-Führungsrohr ist eine lokale Verflüssigung jedoch bereits ab 1200 °C möglich. Das (Ag, In, Cd)-Absorberrmaterial selbst schmilzt bereits bei ca. 800 °C. Die (Ag, In, Cd)-Absorberrschmelze trägt ganz wesentlich zur Schadenspropagation im Bündel bei, das haben die chemisch-analytische Untersuchungen der Reaktionsprodukte mit dem Rasterelektronenmikroskop eindeutig ergeben.

Details über das Hochtemperatur-Materialverhalten des DWR-Bündels sind den Abb. 18.05.01/O6A-5 und -7 zu entnehmen. Abb. 18.05.01/O6A-6 zeigt die Bündel-Querschnittsebene 7-07 in der Höhe von 863 mm, d.h. im oberen Zircaloy-Abstandshalterbereich. Reste des vollständig oxidierten Zircaloy-Abstandshalters sind noch zu erkennen. Der andere Teil ist weggeschmolzen und hat, zusammen mit dem teilweise geschmolzenen Zircaloy-Hüllmaterial, ganz wesentlich zu chemischen  $\text{UO}_2$ -Auflösung beigetragen. Die Mikrostrukturaufnahmen zeigen die  $\text{UO}_2$ -Verflüssigung ca. 1000 K unterhalb seines Schmelzpunktes, die von Stab zu Stab unterschiedlich stark ist. Absorbermaterial ist in dieser Bündelhöhe nicht mehr vorhanden. Das Hüllmaterial ist ebenfalls fast vollständig verschwunden und findet sich als Legierungsbestandteil in den erstarrten metallischen Bündelblockaden wieder. Die Blockaden treten bevorzugt in Bereichen mit einem Abstandshalter auf, da die Abstandshalter als Materialfänger dienen.

Abb. 18.05.01/O6A-7 zeigt die Bündelquerschnittsebene 7-04 in der Höhe des Inconel-Abstandshalters, der sich in der Bündelmitte befindet (480mm). In dieser Bündelhöhe hat sich ein großer Teil der überwiegend metallischen Schmelzen aus dem oberen Bündelbereich angesammelt und führt zur Bildung einer größeren Bündelblockade. Das Inconel-Abstandshaltermaterial ist weitestgehend noch vorhanden; lokal fand ein aufschmelzen statt, was auf Temperaturen um die 1400 °C schließen läßt. Die komplex zusammengesetzte (Ag, In, Cd, Zr, Fe, Cr, Ni)-Absorberschmelze löst das Zircaloy-Hüllmaterial chemisch auf, d. h. verflüssigt es ca. 300 K unterhalb seines Schmelzpunktes und attackiert dann auch den  $\text{UO}_2$ -Brennstoff. Dieser eingefrorene Schadenszwischenzustand des Bündels ist ein klares Indiz für die chemische Aggressivität der (Ag, In, Cd)-Absorberschmelze gegenüber Zircaloy und  $\text{UO}_2$ . Die Schmelze dringt tief in die  $\text{UO}_2$ -Pellets ein und verflüssigt diese teilweise (Abb. 18.05.01/O6A-8). In allen Fällen wurde Ag, in Verbindung mit Zr, in großen Mengen in vorderster Reaktionsfront mit dem Rasterelektronenmikroskop nachgewiesen.

Insgesamt hat das Experiment CORA-7 mit einem großen DWR-Bündel aufgrund der niedrigeren Temperaturen gegenüber den kleinen BWR-Bündeln interessante neue Erkenntnisse bezüglich der Schadenspropagation ergeben, da Zwischenzustände der Bündelschädigung eingefroren werden konnten. Es gab jedoch keine prinzipiellen Unterschiede im physikalisch-chemischen Verhalten der verschiedenen Bündelkomponenten zwischen den großen und den kleinen DWR-Bündeln. Aus diesem Grunde war bzw. ist es nicht erforderlich die weiterführenden DWR-Experimente mit großen Bündeln fortzuführen.

## 2. Oxygen potential in the atmosphere of a reactor pressure vessel during an accident

The oxygen potential in the atmosphere of a reactor pressure vessel influences the fission product release behaviour. In a steam environment, the atmosphere should be oxidising. However, there is also speculation that it could become reducing due to hydrogen production from Zircaloy-steam reactions. There is no clear cut definition in terms of oxygen potential when an atmosphere is considered oxidising or reducing. According to the usage among experts, a reducing atmosphere could be anything with an oxygen potential of any steam-hydrogen mixture with an intentional addition of hydrogen down to below the level of  $ZrO_2$  formation. Conversely, an oxidising atmosphere is sometimes considered as one with an oxygen potential capable of forming  $ZrO_2$  up to a pure steam atmosphere without addition of hydrogen. Both terms seem to be overlapping. It can happen that a so-called reducing atmosphere can well be oxidising with respect to certain materials involved in a reactor accident.

In the context of fission product release from a reactor pressure vessel, the dividing line should be the oxygen potential of the intact fuel before the accident. This is practically the potential of stoichiometric  $UO_2$ , which is also convenient in numbers. At 1000 K it is about -100 kcal/mol  $O_2$  (or -420 kJ/mol  $O_2$ ), does not increase much with temperature, and corresponds to an  $H_2/H_2O$  pressure ratio of about 10. In an atmosphere of this oxygen potential, the chemical state of the fission products remains practically unchanged upon release from the fuel (except for some hydroxide formation). An atmosphere of higher oxygen potential would act as oxidising and an atmosphere of lower potential as reducing upon them.

There is hardly any chance for the atmosphere to become reducing inside the vessel as long as there is still liquid water present, and this for several reasons. The remaining water pool in the bottom of the tank provides for a constant and fast release of steam to the atmosphere. In case of a drop in pressure, there is immediate evaporation of the overheated liquid.

Evaporation goes on as long as the water vapour pressure is not in equilibrium with the surface of the water pool. For water temperatures in the range of 320 °C to 340 °C, this means a steam pressure of 100 to 150 bar. Any hydrogen pressure produced would have to be added to this pressure to account for the system pressure should the leak be stopped. Under these circumstances it is hard to imagine an  $H_2/H_2O$  pressure ratio in the atmosphere of the vessel anything near one or even more than one. In the case the leaking continues, hydrogen replaces steam in the cooling channels along the fuel rods only to a certain extent. The idea the water vapour gets greatly depleted and turns into



an H<sub>2</sub>-stream along the long Zircaloy clad fuel rods is not realistic. Firstly, the claddings get oxidised from top to bottom and not vice versa. Oxidation does not wait till the water level has actually reached the lower level of the core, and secondly, the rate controlling step in cladding oxidation is not the oxygen supply by the fast flowing high pressure steam (except for a few initial seconds) but oxygen diffusion through the ZrO<sub>2</sub>-layer. Should hydrogen take over as the main component in the atmosphere surrounding bare cladding surfaces, it would also be taken up by the Zircaloy and establish a H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O pressure ratio that could still be considered oxidising in the above postulated sense ( $\leq 10$ ). This situation, however, calls for hydrogen pressures of at least 50 to 100 atm whether the system is stagnant or not.

The vessel in the Three Mile Island-Reactor 2 never had a chance to see a reducing atmosphere. Liquid water was always present with a temperature comparable to that during operation; at least during the accident phases when cladding oxidation took place. Judging from the (established) pressure history during the first 200 min of the accident, there was a constant steam flow along the non-fractured fuel rods as long as the leak was open. Pressure was less than the one supplied by the rest of the water pool. It increased to equilibrium water vapour pressure when the leak was shut. There was no room for any appreciable partial hydrogen pressure. At best, the pressure ratio of H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O was around 0.01. Definitely lower than 0.1 anywhere in the vessel at temperatures up to 2000 K. At higher temperatures the atmosphere was not less oxidising than "natural" steam. A different story is the oxygen potential in the bulk of the molten material or in the debris bed that was not in contact with the atmosphere. Here, reducing conditions could prevail due to Zircaloy - UO<sub>2</sub> reactions but not as a result of any atmospheric interference.

Bleed and feed actions to reduce the pressure in the vessel by keeping a certain water level would not alter the situation as far as the oxygen potential in the atmosphere is concerned. To reduce the water vapour pressure to below 5 bar means a water temperature of less than 150 °C. Before this situation is reached, "bleeding" will have oxidized the cladding sufficiently so that no more hydrogen production in a significant amount will occur.

The consequences for the Phebus FP programme are the following:

- Unless the test procedure requires an inert carrier gas, the feed gas for the test section should consist of pure water vapour. At a system pressure not higher than 1.5 bar, as foreseen for Phebus tests, this means already a rather low oxygen supply compared to the real case. However, it yields a well defined oxygen potential, which is also comparable to that of an accident situation and remains lower than that of air also at higher temperatures (3000 K) see Fig. 18.05.01/O6A-9.

- An addition of hydrogen to the feed gas to produce so-called reducing conditions has no relevance for the real situation for both the high pressure and the low pressure path.
- Different hydrogen to water ratios in the feed gas do not produce different oxygen potential levels in the test atmosphere as long as the gas stream passes bare Zircaloy claddings. It would need preoxidised claddings to set oxygen potentials by the composition of the feed gas. With pure steam the oxygen potential is better defined than with any given  $H_2/H_2O$  pressure ratio Fig. 18.05.01/O6A-9/.

The Ellingham diagramme (Fig. 18.06.01/O6A-9) shows the evolution with temperature of the oxygen potential of a "natural" steam atmosphere for pressures ranging from 0.1 to 100 atm (to be found in the upper part of the diagramme). We also find the oxygen potential of air and for various steam to hydrogen ratios. The other lines give formation potentials of some fission product and other oxides involved in reactor accident chemistry. For oxides containing caesium, the activity of this element was taken as unity. The line for " $TeO_2$ " gives the oxidation potential of  $Cs_2Te$ , for which also unit activity was taken. For the fuel we find several lines. The lines denoted " $Pu_2O_3$ " and " $UO_{2-x}$ " are the formation potentials for the respective compounds. " $UO_{2,0}$ " and " $UO_{2,0+}$ " designate the lower and upper boundary of the oxygen potential of stoichiometric  $UO_2$ . The difference between the two lines visualizes the abrupt increase in oxygen potential at an O/U-ratio of 2 of this compound with a wide range of existence below and above the stoichiometric composition. " $Pu^3$ " marks the upper oxygen potential of mixed oxide fuel with trivalent plutonium. " $UO_{2,001}$ ", finally, stands for an oxide fuel with a uranium valency of 4.002 and marks about the level of the possibly highest oxygen potential in an intact fuel pin before the cladding takes up oxygen from the fuel.

## Literatur

- /18.05.01./O6A-1/ S. Hagen et al; Out-of-pile Bündelexperimente CORA-7 und -18 zur Untersuchung schwerer LWR-Kernschäden, KfK 4850 (1991) 2 - 30
- /18.05.01/O6A-2/ P. Hofmann et al.; CORA Experiments on the Materials Behavior of LWR Rod Bundles at High Temperatures, 19th Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, Maryland, Oct. 28. - 30., 1991, NUREG/CP-O118 (1991)

- /18.05.01/O6A-3/ G. Schanz, S. Hagen, P. Hofmann, G. Schumacher, L. Sepold; Informations on the Evolution of Severe LWR Fuel Element Damage Obtained in the CORA Program, E-MRS 1991 Fall Meeting; Symposium E: Nuclear Materials for Fission Reactors. Strasbourg, France, November 4 - 8, 1991; to be published in the Journal of Nuclear Materials
- /18.05.01/O6A-4/ E. A. García, P. Hofmann, A. Denis; Analysis and Modelling of the Chemical Interactions between Inconel Grid Spacers and Zircaloy Cladding of LWR Fuel Rods; Formation of Liquid Phases due to Chemical Interactions. KfK 4921 (1992); to be published in Journal of Nuclear Materials
- /18.05.01/O6A-5/ S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, G. Schumacher, F. Seibert, L. Sepold; Influence of Reflood in the CORA Severe Fuel Damage Experiments, Heat Transfer and Fuel Behavior in Nuclear Reactor Accidents, 27th ASME/AICHE/ANS National Heat Transfer Conference, Minneapolis, July 28 - 31, 1991, USA. AIChE Symposium Series 283, Vol., 87, 120 - 129
- /18.05.01/O6A-6/ P. Hofmann, H. Uetsuka, E. A. García, A. Denis; New Determination of the  $\text{UO}_2/\text{Zry}$  Reaction Kinetics and Calculation of the Oxygen Diffusion Coefficients; to be published in the Journal of Nuclear Materials.

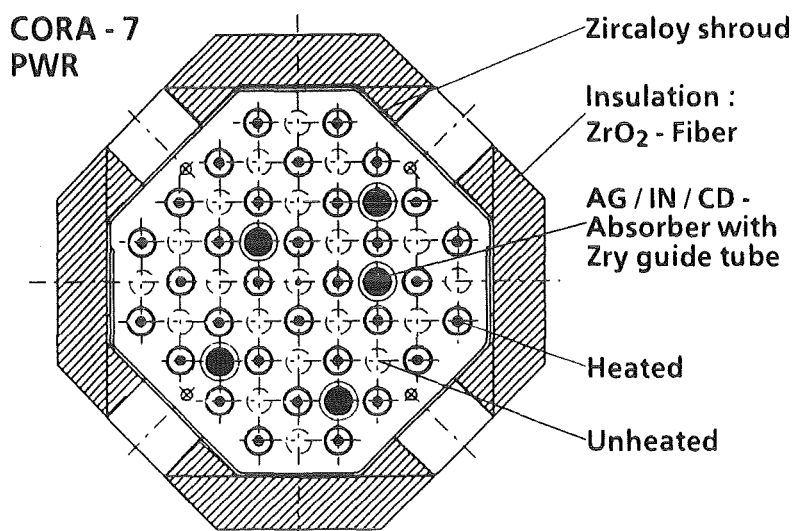
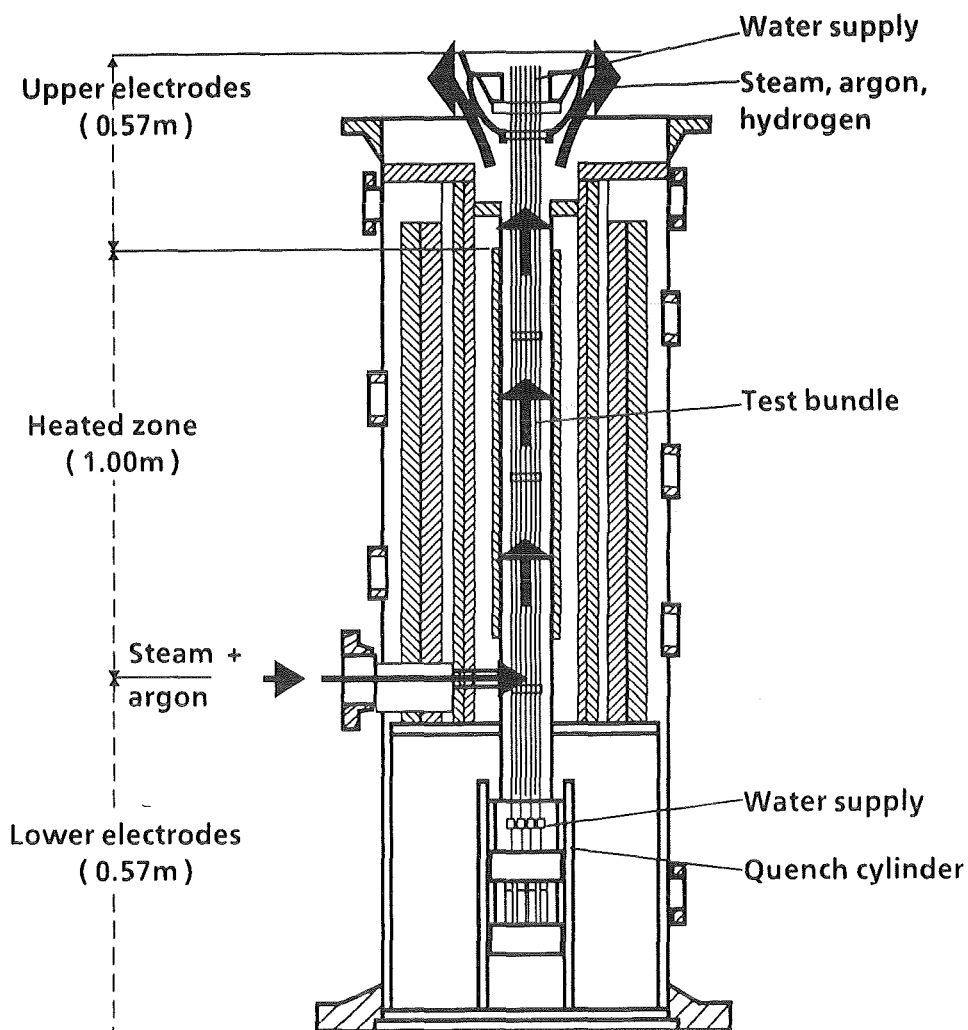


Abb. 18.05.01/O6A-1: Schematischer Querschnitt durch das große DWR-Brennelement CORA-7 mit 52 Brennstäben und 5 (Ag, In, Cd)-Absorberstäben. Anordnung der Bündels im Hochtemperaturschirm der CORA-Versuchsanlage.

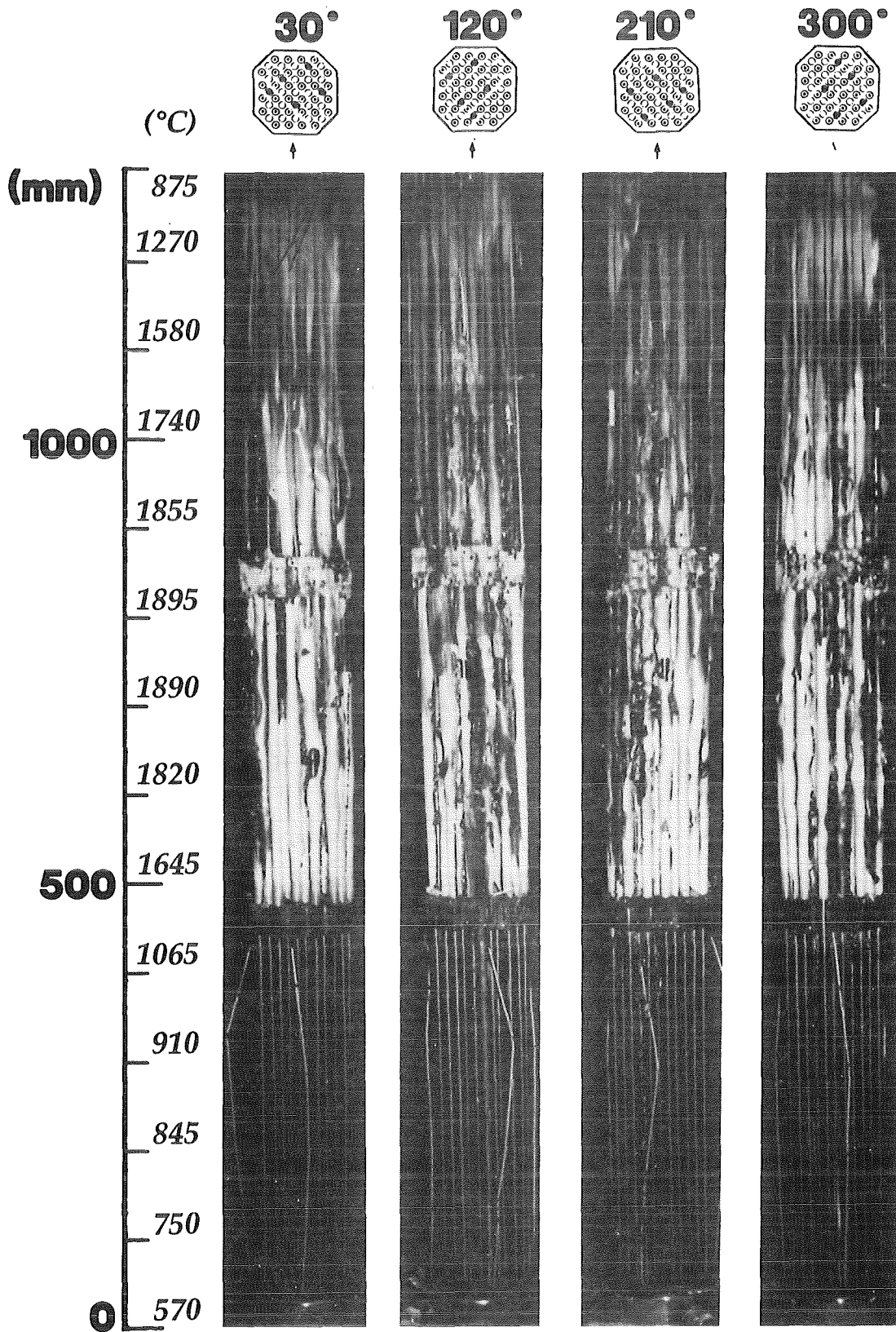
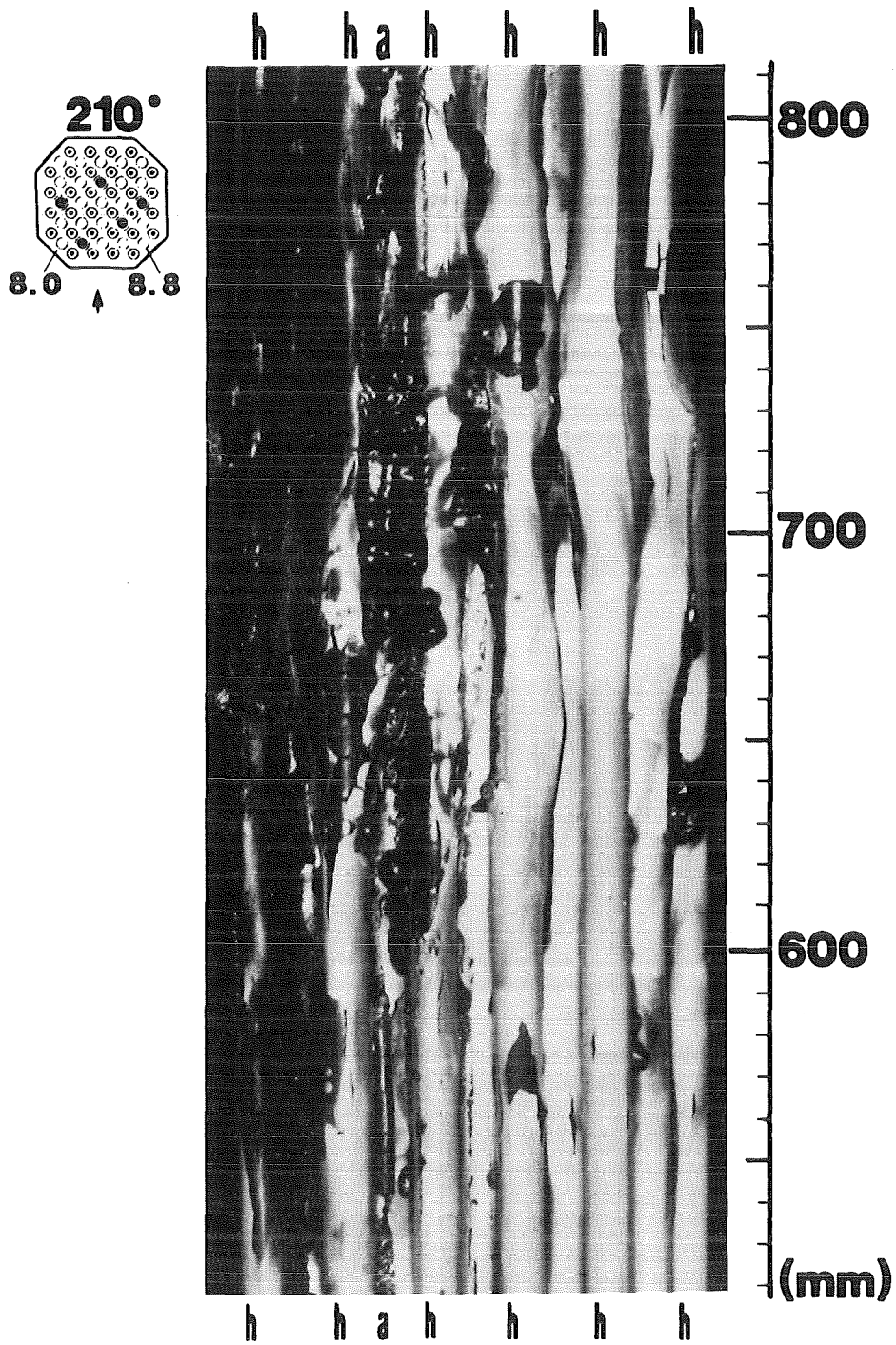


Abb. 18.05.01/O6A-2: Aussehen des Bündels CORA-7 nach der Temperaturtransiente. Eine ausgeprägte Schädigung fand nur in der oberen Bündelhälfte statt.



**Abb. 18.05.01/O6A-3:** Detailansicht der Bündels CORA-7. Das Zircaloy-Hüllmaterial ist stark oxidiert und dadurch sehr spröde (Abplatzungen). Bei den erstarrten metallischen Schmelzen handelt es sich primär um geschmolzenes Absorbermaterial.



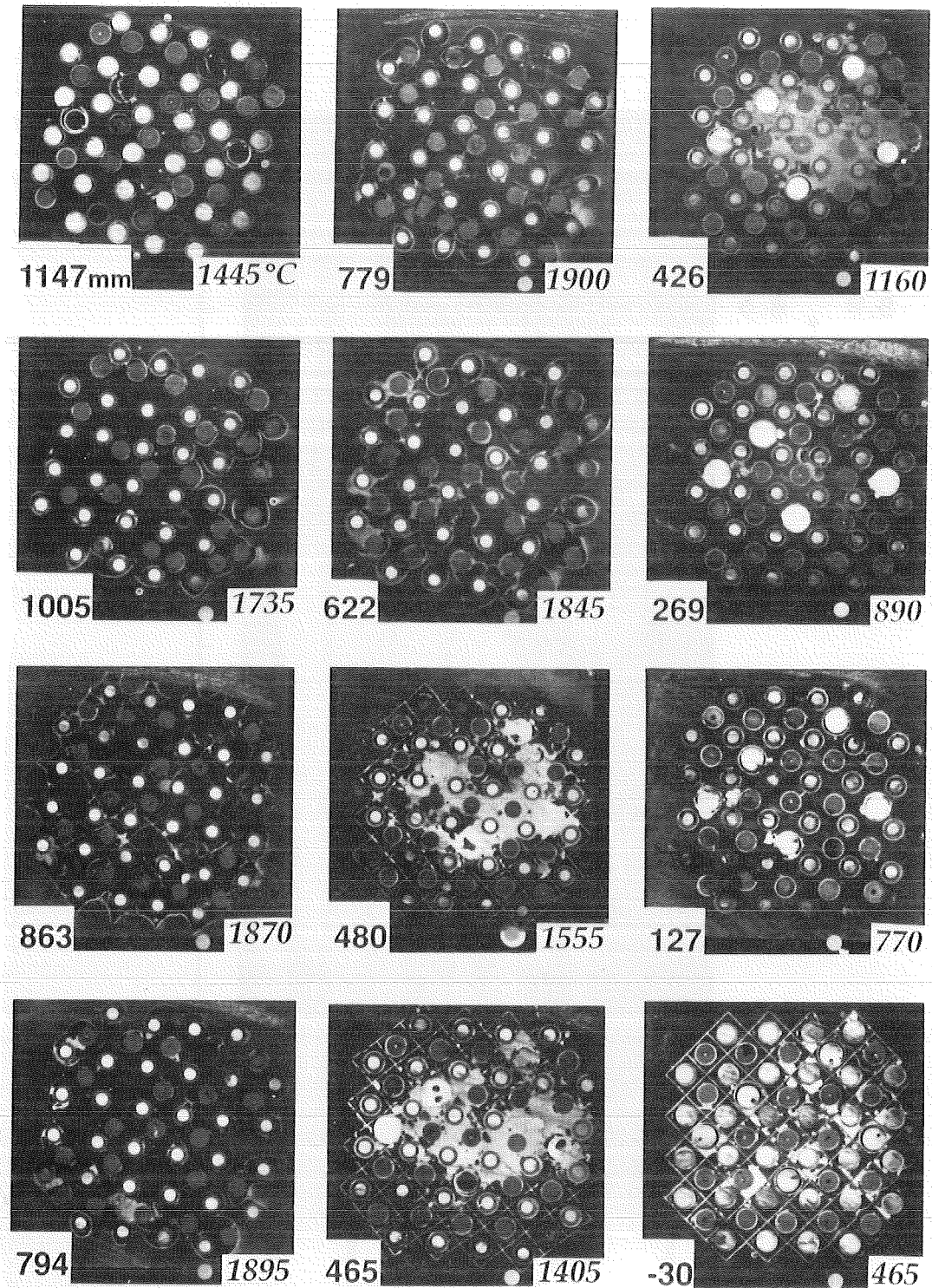


Abb. 18.05.01/O6A-4: Horizontale Querschnitte des Bündels CORA-7. Neben den Höhen sind die mittleren gemessenen Temperaturen der Querschnittsebene angegeben.

### CORA-7: PWR; Absorberrod 6.6

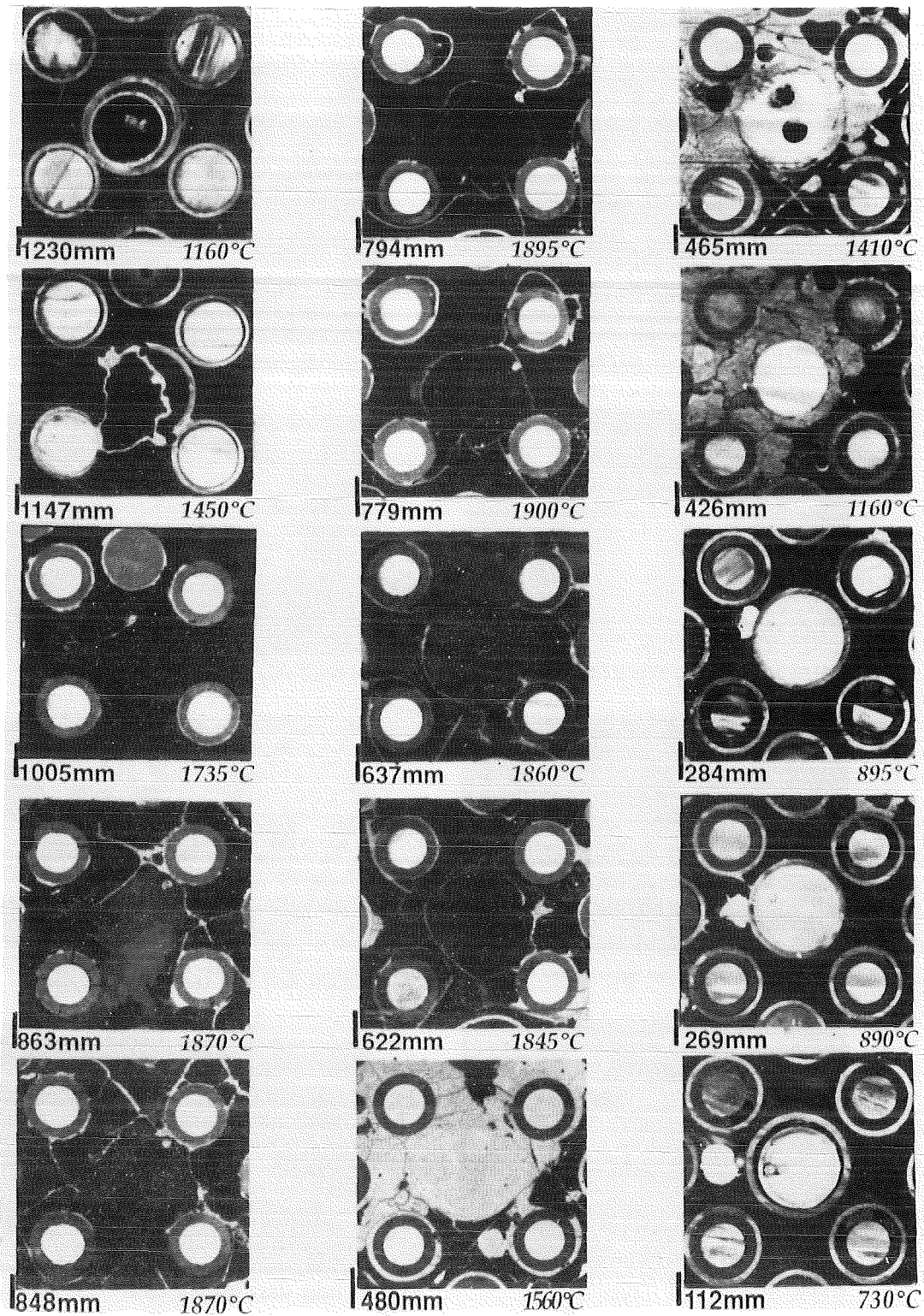
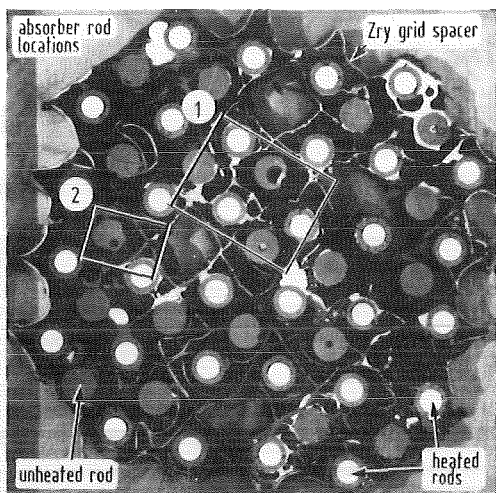
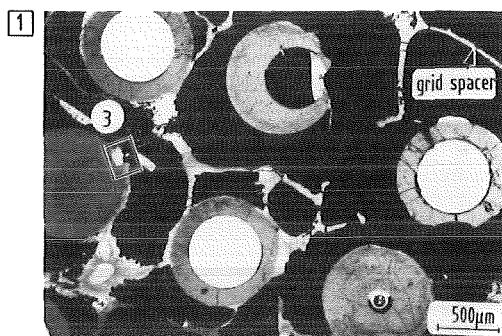


Abb. 18.05.01/O6A-5: Physikalisch-chemisches Verhalten eines (Ag, In, Cd)-Absorberstabes in Abhängigkeit der Bündelhöhe; die dazugehörigen gemessenen mittleren Temperaturen sind ebenfalls angegeben.

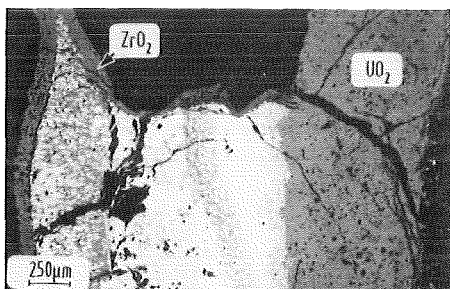




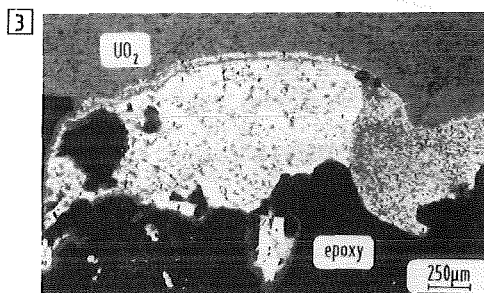
cross-section CORA 7-07 (863mm) 1mm



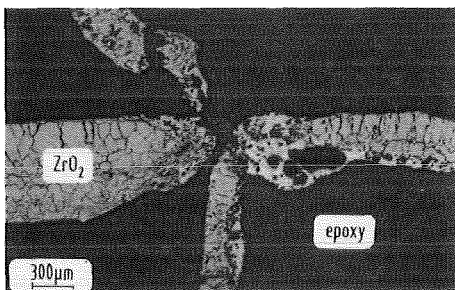
de-clad UO<sub>2</sub> fuel pellets



molten Zircaloy/UO<sub>2</sub> interaction



localized UO<sub>2</sub> attack by molten Zry



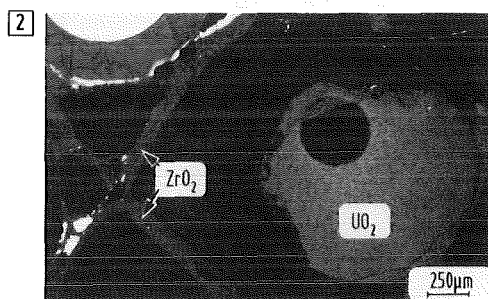
completely oxidized Zry grid spacer



metallic melt with ceramic precipitations

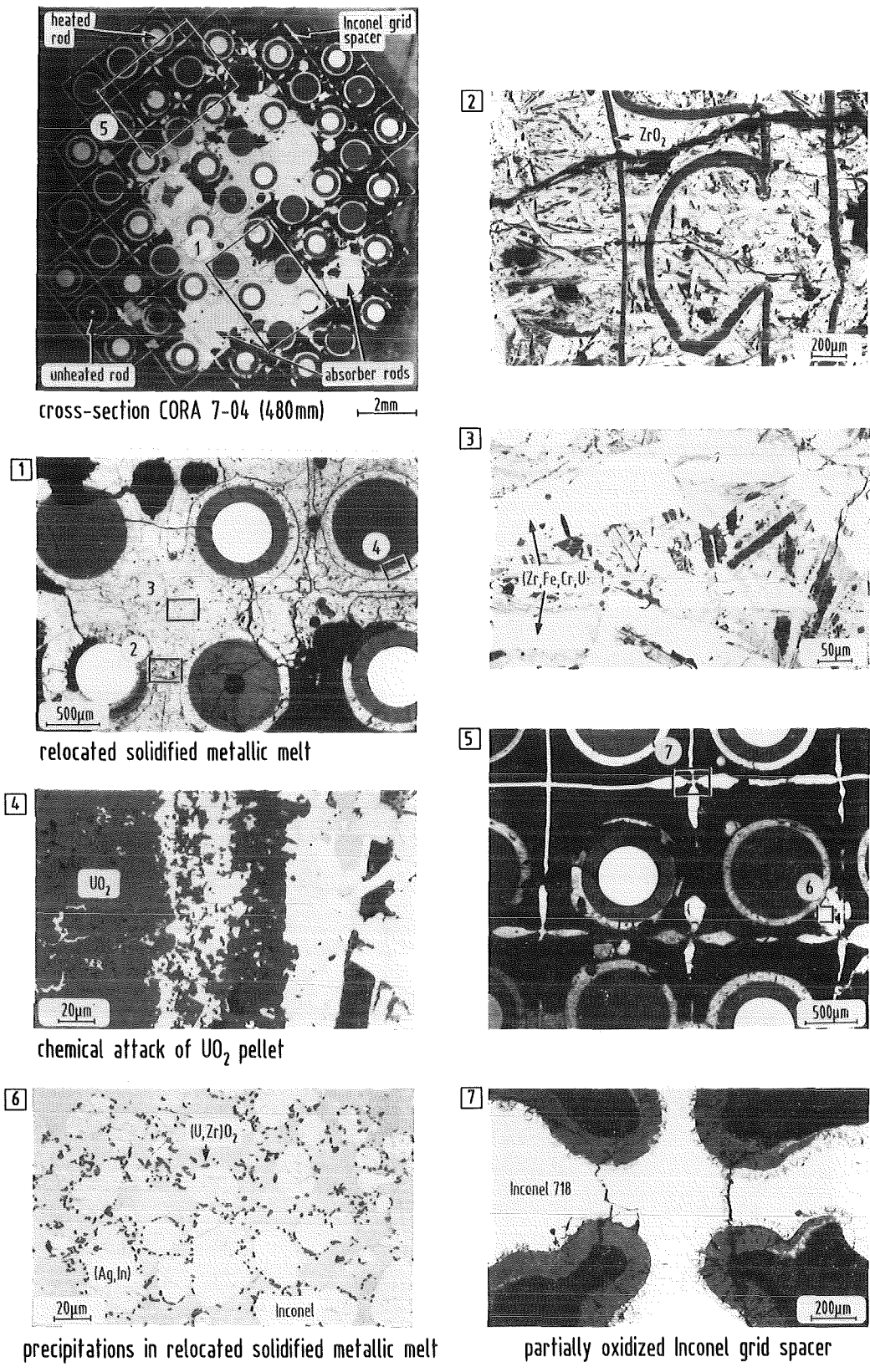


accumulation of solid fragments

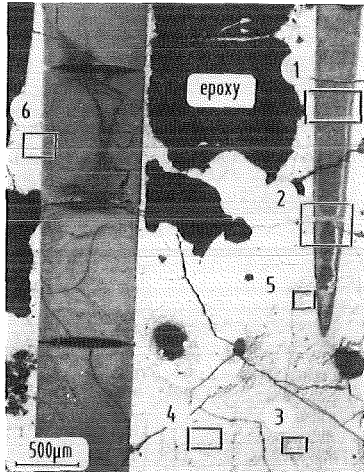


partially dissolved UO<sub>2</sub> pellet

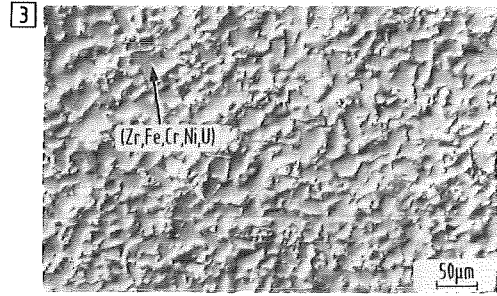
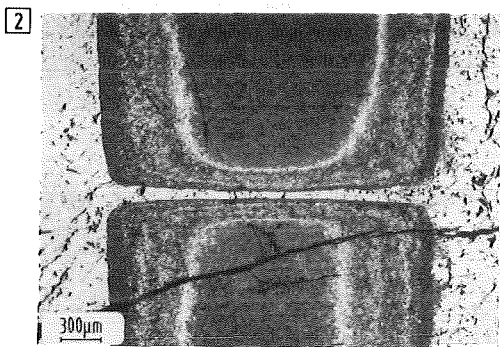
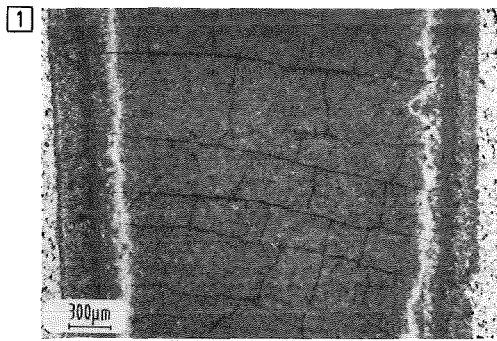
**Abb. 18.05.01/O6A-6:** Mikrostrukturen des Bündelquerschnittes CORA 7-07 (863 mm). Man erkennt deutlich die starke Bündelzerstörung. Während Reste des Zircaloy-Abstandshalters noch zu erkennen sind, ist das Hüllmaterial infolge Schmelzverlagerungen nahezu vollständig verschwunden.



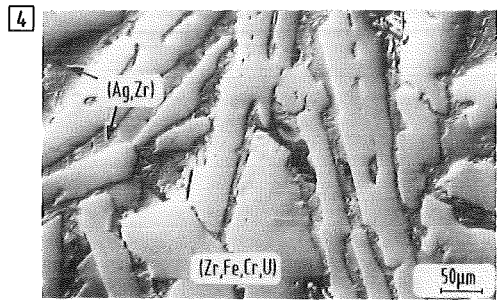
**Abb. 18.05.01/O6A-7:** Mikrostrukturen des Bündelquerschnittes CORA 7-04 (480). Der Inconel-Abstandshalter in dieser Bündelhöhe wirkt als Materialfänger für die Schmelzen aus dem oberen Bündelbereich.



detail of longitudinal section CORA 7-f



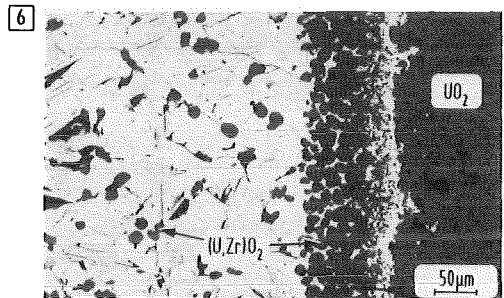
melt: Zr, Fe, Cr, Ag, Ni, In



melt: Zr, Fe, Cr, Ag, U

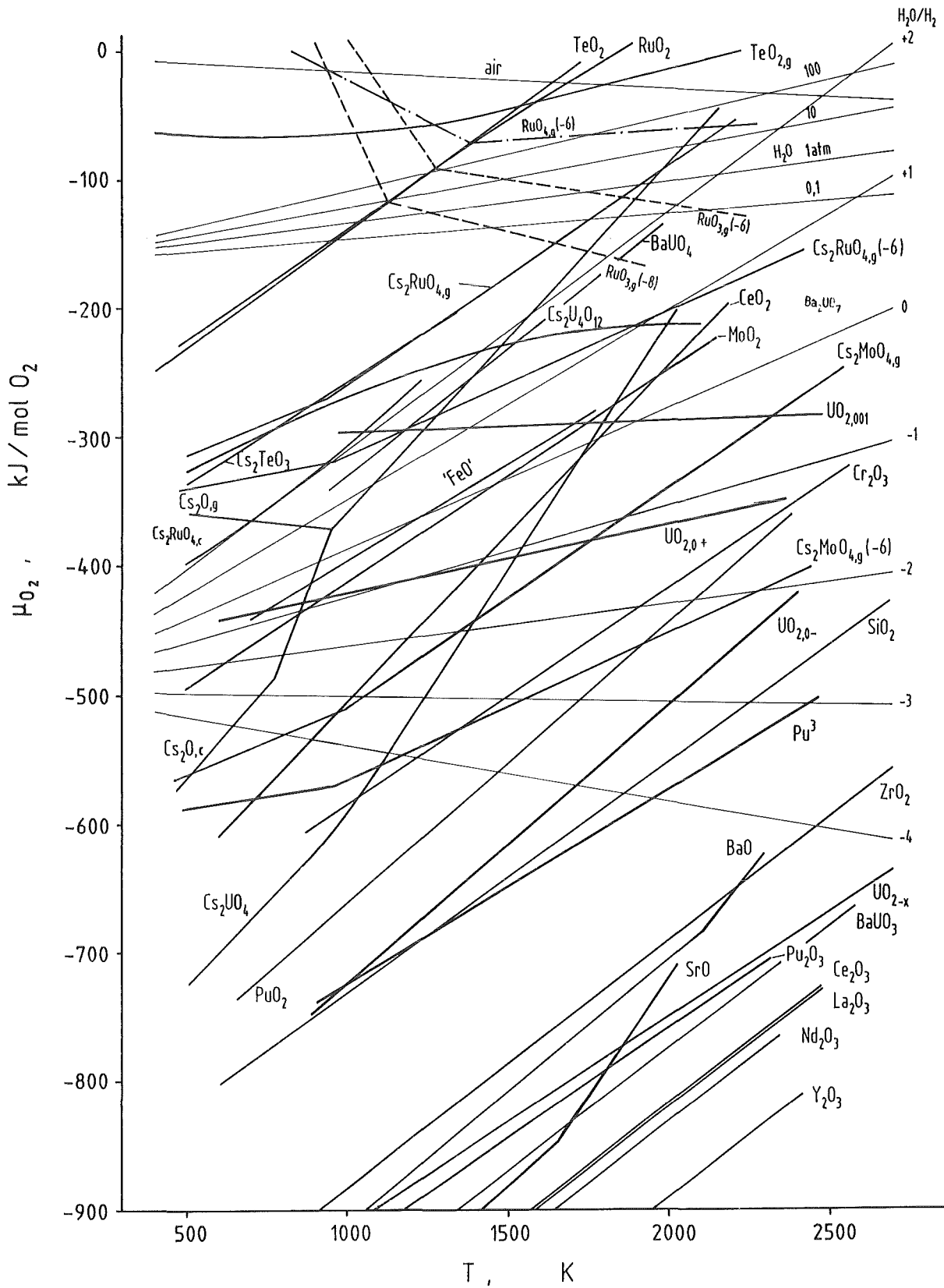


melt: Zr, Ag, Fe, Cr, In, U



melt: Zr, Sn, In, Ag

**Abb. 18.05.01/O6A-8:** Mikrostrukturen des Bündellängsschnittes CORA 7-f. Die Zr-haltige (Ag, In, Cd)-Schmelze dringt tief in die UO<sub>2</sub>-Pellets ein und löst diese chemisch auf.



c=condensed, g=1 atm partial pressure, (-n)=exponent of ten for partial pressure,

Abb. 18.05.01/O6A-9: Oxygen potentials for the formation of compounds in a fuel-fission product system and of possible accident environments.

**18.05.01/07A**      **Post-test Examination and Evaluation of the CORA Experiments**  
(S. Leistikow, G. Schanz, IMF III, H. Metzger, IMF I)

**Abstract**

***Materials Behavior in the Experiments CORA-17 and CORA-18***

The bundles of the CORA-17 and CORA-18 Severe Fuel Damage (SFD) experiments, both of BWR type, are evaluated in collaboration with IMF I and HIT on the basis of a detailed microstructural analysis and in comparison with available results of the test CORA-16 and separate effects investigations. The evaluation as performed up to now is concentrated on the failure of the absorber unit and its influence on the fuel rod degradation. In CORA-17 fuel rod fragments and dispersed metallic melts were identified in the effort to understand the reasons and consequences of the quenching phenomena (temperature and hydrogen peaks). With CORA-18 no influence of the larger bundle size was found.

**18.05.01/07A      Nachuntersuchung und Auswertung der CORA Experimente  
(S. Leistikow, G. Schanz, IMF III, H. Metzger, IMF I)**

***Materialverhalten in den Experimenten CORA-17 und CORA-18***

**1. Einleitung**

In den Experimenten des CORA-Programms wird out-of-pile das Verhalten von LWR-Brennelementen im Verlauf auslegungsüberschreitender Störfälle simuliert. Zur detaillierten Auswertung der Versuche hinsichtlich des Materialverhaltens bei Temperaturen bis ca. 2000 °C werden in Zusammenarbeit mit HIT und IMF I Beiträge geleistet.

Die Experimente CORA-17 und CORA-18 betrafen Versuchsbündel aus Brennstabsimulatoren, die in siedewasserreaktortypischer Anordnung Borcarbid-Absorbermaterial enthielten. Über den ersten Versuch mit diesem Bündeltyp, CORA-16, ist bereits berichtet worden /1/. Ebenfalls liegen Ergebnisse begleitend durchgeführter Einzeleffekt-Untersuchungen zur Wechselwirkung der Absorberkomponenten untereinander und mit den Brennstäben vor /2/. Der Versuch CORA-17 wurde unter sonst gleichen Bedingungen wie CORA-16 durchgeführt, jedoch durch eine Wasserabschreckung beendet. Im Versuch CORA-18 wurde ein größeres Brennstabbündel eingesetzt, um eventuelle Einflüsse der Bündelgröße nachzuweisen.

**2. Zur Nachuntersuchung des Brennstabbündels CORA-17**

Das Bündel bestand aus 12 beheizten und 6 unbeheizten Brennstäben sowie einem Absorberblatt ("blade") aus CrNi-Stahl mit 11 einzelnen mit B<sub>4</sub>C gefüllten Absorberstäben. Der Versuch wurde durch eine Wasserabschreckung ("quenching") des heißen Bündels zur Simulation des Flutens eines überhitzten Reaktorkerns beendet. Dabei wurde in der oberen Hälfte des Bündels eine erneute kurzzeitige Temperaturerhöhung registriert und die massenspektrometrische Analyse



wies eine unerwartet massive Freisetzung von Wasserstoff nach. Die Nachuntersuchung des Bündels sollte den Zusammenhang mit der Oxidation restlicher metallischer Strukturen belegen.

In der gesamten oberen Hälfte des Bündels ist die Zerstörung der Brennstäbe weit fortgeschritten und von der Absorberanordnung sind nur unbedeutende Materialreste nachzuweisen. Die Brennstabschäden sind bei fortgeschrittener Hüllrohroxidation und Versprödung durch mechanisches Versagen verursacht und durch thermischen Schock im Vorfeld der Abschreckfront noch verstärkt worden. Bei diesem Versuch wurden auch auffällig viele Brennstabbruchstücke aus Pellet und anhaftender teiloxidiertes Hülle gebildet (Abb. 1). Auffallend sind auch Ansammlungen zirkoniumreicher Schmelze an der Außenseite des Hüllkastens ("shroud") (Abb. 2) und im Inneren des Bündels. Letztere zeigen häufig Anzeichen ihrer mehrfachen Verlagerung (leere Oxidhüllen), beträchtliche Porosität und als Folge beider Erscheinungen große spezifische Oberflächen bei nur teilweiser Oxidation (Abb. 3). Solche Strukturen können durch Aufschmelzen (und evtl. Aufschäumen) im Vorfeld des Abschreckvorgangs nicht nur entstanden sein, sondern auch durch heftige Oxidation zur Temperaturerhöhung und Wasserstoff-Freisetzung beigetragen haben. In Tab. 1 ist zusammengefaßt, welche Ursachen für die registrierten Erscheinungen beim Abschrecken eines heißen Bündels prinzipiell infrage kommen. Die Nachuntersuchung weiterer abgeschreckter CORA-Bündel könnte dazu beitragen, die oben beschriebenen Mechanismen zu bestätigen bzw. weitere zu identifizieren.

In der unteren Hälfte des Bündels hat sich die Nachuntersuchung auf die Bildung und Verlagerung von Schmelzen konzentriert, die von der Absorberanordnung ausgingen. Im Einklang mit früheren Ergebnissen am Bündel CORA-16 reagiert zunächst  $B_4C$  im Kontakt mit CrNi-Stahl unter Bildung einer an Absorbermaterial konzentrierten Schmelze (Abb. 4). Im Außenbereich des ursprünglichen Absorberblattes kann die Konzentration der Schmelze an Bor und Kohlenstoff wesentlich geringer sein (Abb. 5). Diese Schmelze ist im Kontakt mit dem Zirkaloy der Absorberkanalwand ("channel box wall") in der Lage, diese aufzulösen und in gleicher Weise mit dem Hüllrohrmaterial zu reagieren. Schließlich kann die entstandene, nun zirkoniumreiche Schmelze bereits die Auflösung von  $UO_2$ -Brennstoff einleiten (Abb. 6). Es wird jedoch beobachtet, daß nur ein geringer Teil der Absorberschmelze über die erste benachbarte Brennstabreihe ins Bündel eindringt, während sich der überwiegende Teil nach unten verlagert bzw.

als poröse, teiloxydierte Reststrukturen im mittleren Höhenbereich des Absorberkanals verbleibt.

Abb. 7 zeigt - als quer zum Absorber orientierter Längsschnitt - im Bereich der Bündelblockade ein Beispiel der Verteilung der verschiedenartigen Schmelzen und der Verlagerung von Fragmenten. Aufgabe weiterer detaillierter Nachuntersuchungen und Analysen wird es sein, die Variationsbreite in der Zusammensetzung der Schmelzen zu ermitteln und die Abfolge der Schädigungen des Bündels zu rekonstruieren.

### 3. Zur Nachuntersuchung des Bündels CORA-18

Das im Versuch CORA-18 eingesetzte Bündel bestand aus 28 beheizten und 20 unbeheizten Brennstabsimulatoren sowie einem Absorber aus 11 einzelnen mit  $B_4C$  gefüllten Stäben. Wie nach den gewählten Versuchsbedingungen zu erwarten, wurde in der begonnenen Nachuntersuchung bisher der Zustand einer mäßigen Schädigung der Brennstäbe festgestellt. Ein Querschliff im oberen Bereich des Bündels (Abb. 8) zeigt Reste der Absorberkanalwände und erstarrtes Material vom völlig zerstörten und weitgehend abgeschmolzenen Absorber. Nach unten im Bündel folgt ein Bereich, innerhalb dessen nicht nur die Absorberstruktur, sondern auch die Kanalwände völlig zerstört und, bis auf geringe Reste erstarrter Reaktionsprodukte, verschwunden sind. Bei den Brennstäben werden oxidationsbedingte Schäden (Verformung und Aufreißen der Hüllrohre) sowie der Beginn der Hüllrohr/Brennstoff-Reaktion und des Hüllrohrschmelzens deutlich.

Im Bereich des mittleren Abstandshalters (Abb. 9), der vollständig zu  $ZrO_2$  umgesetzt und in viele Bruchstücke zerfallen ist, sind die stärksten Zerstörungen an den Brennstäben aufgetreten. Während von den Hüllrohren selbst nur Bruchstücke und verformte Reste erhalten geblieben sind, treten örtlich erstarrte Reaktionsprodukte der Brennstoffauflösung und Pellet-Bruchstücke auf. Überwiegend im Absorberkanal und an den benachbarten Brennstäben anhaftend ist ein geringer Teil der insgesamt gebildeten Absorberschmelze erstarrt. Ein Längsschnitt durch den Kanal hat die weiträumige Verteilung, die starke Porosität und die Heterogenität dieses Materials ergeben und die Unterscheidung absorbermaterialreicher Schmelze mit  $B_4C$ -Resten von verdünnter Schmelze mit hohen Anteilen an Stahlkomponenten erlaubt.



Abb. 10 illustriert einen unteren Bereich des Bündels, in dem die Brennstäbe selbst noch überwiegend intakt, zum Teil aber in Hüllrohr- bzw. Brennstabschmelze ((Zr,O)- bzw. (Zr, U,O)-Schmelze) eingebettet sind. Der Absorberkanal enthält das in Einzelstäbe aufgefächerte Absorberblatt, abgestürzte Bruchstücke und Schmelze des (Zr,O)- bzw. (Zr,U,O)- Typs. Der Längsschliff (Abb. 11) durch den Absorberkanal im nach unten folgenden Bündelabschnitt zeigt eine vollständige Blockade aus metallischer Schmelze. Diese ist wahrscheinlich im unteren, zuerst verlagerten Bereich, in dem stärkere Porosität beobachtet wird, dem Abschmelzen des Absorbers zuzuordnen, während sich der mittlere und obere Bereich beim Abschmelzen der Brennstäbe angesammelt hat. Elementanalysen im Rasterelektronenmikroskop werden die Nachuntersuchung an ausgewählten Proben vertiefen.

#### 4. Zusammenfassende Beurteilung

- Ursache der in den SWR-typischen Stabbündeln CORA-17 und CORA-18 beobachteten Bildung von Schmelze im Bereich des Absorbers ist die chemische Reaktion zwischen Borkarbid und rostfreiem Stahl bei Temperaturen über 1200 °C.
- Sekundärprozesse sind die Auflösung der Zircaloy-Kanalwände, die entsprechende Schädigung benachbarter Hüllrohre und die beginnende Auflösung von Brennstoff.
- Die oxidative Versprödung der Hüllrohre und die Bildung von (Zr,O)- bzw. (Zr,UO)-Schmelzen erfolgen im weiteren Verlauf der Temperaturtransiente.
- Im Zusammenhang mit der während des Abschreckens des heißen Bündels CORA-17 erneut intensivierten Oxidation werden vermehrt Brennstabfragmente und lokal die Bildung und Verteilung metallischer Schmelzen festgestellt.
- Im größeren Bündel CORA-18 treten keine prinzipiellen Abweichungen im Materialverhalten in Erscheinung. Hinsichtlich der Bündelgröße sind somit die Ergebnisse des CORA-Programms auf ein Brennelement übertragbar.

## 5. Danksagung

Die metallografischen Arbeiten wurden von Herrn H. Metzger, IMF I, durchgeführt.

## 6. Literatur

/1/ P. Hofmann, J.L. Spino, E.A. Garcia, J. Burbach, H. Metzger:

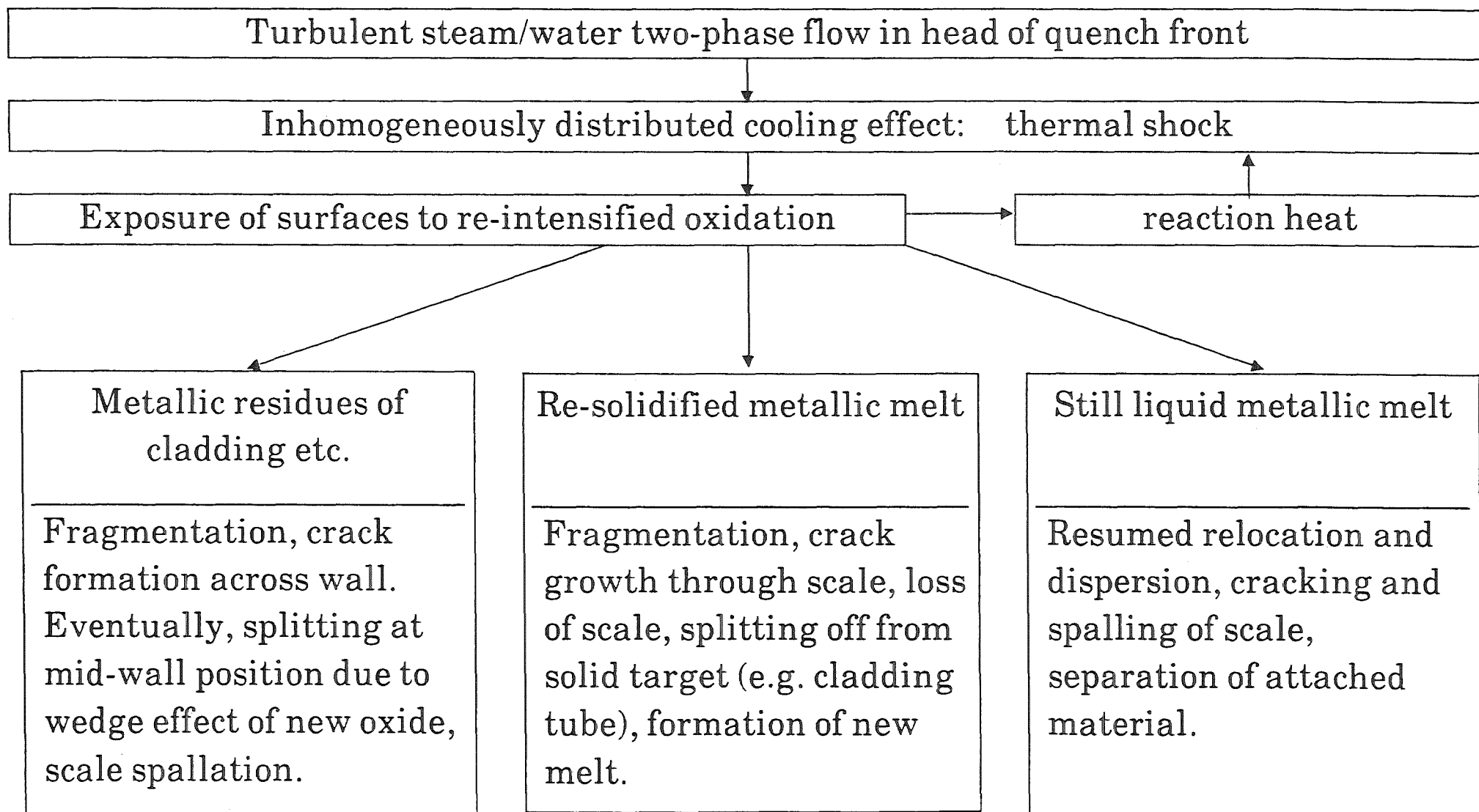
Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen. In: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung  
Jahresbericht 1989, KfK 4700 (1990) 28-56

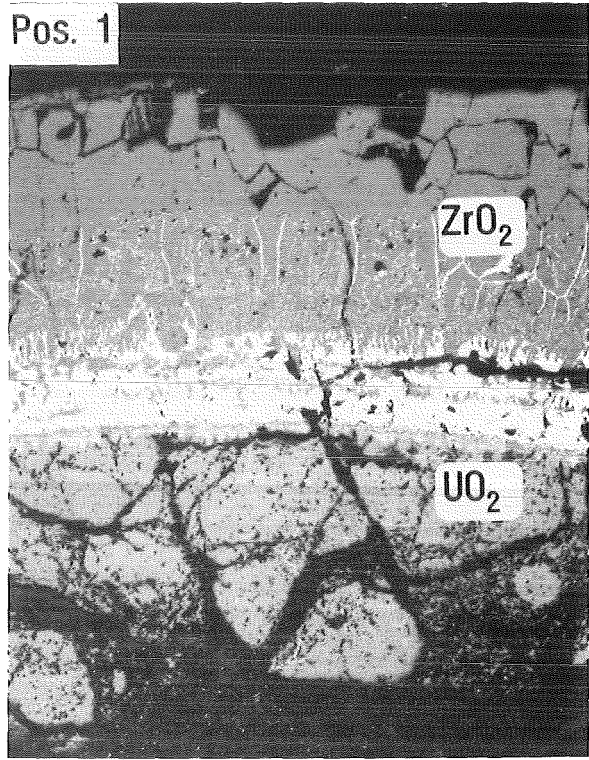
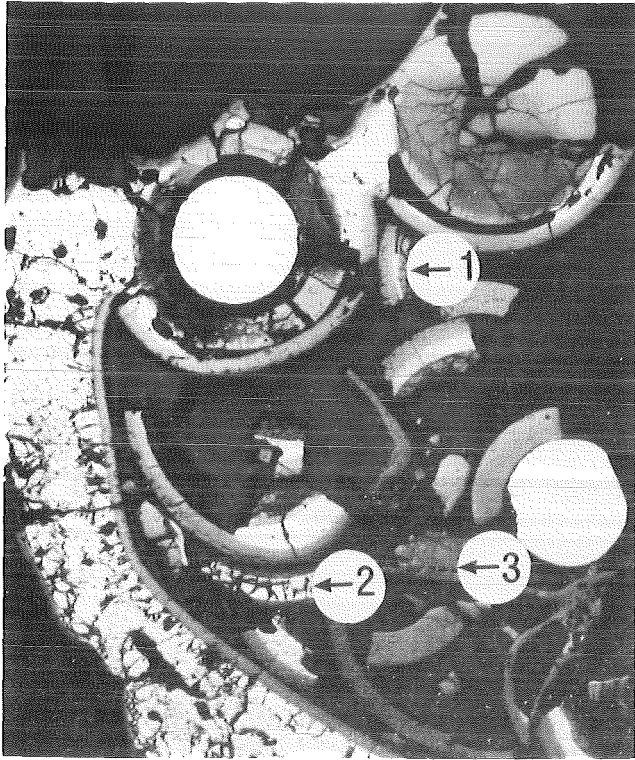
/2/ P. Hofmann, M. Markiewicz, J. Spino:

Reaction behaviour of B<sub>4</sub>C absorber material with stainless steel and Zircaloy in severe LWR accidents  
Nuclear Technology, 90 (1990) 226-244

Tab. 1

## Discussion on the Behaviour of the Damaged CORA Bundles During the Quenching Phase

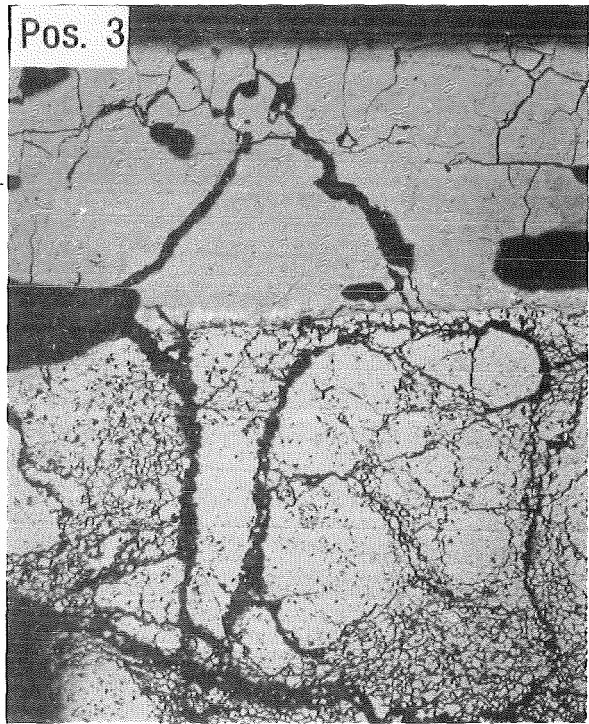
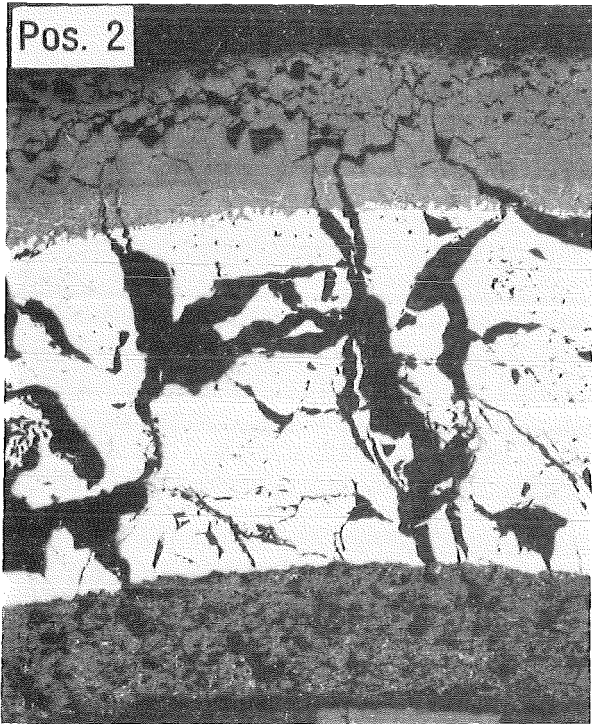




3 mm

Cross section 17-05 (832 mm)

200  $\mu$ m



200  $\mu$ m

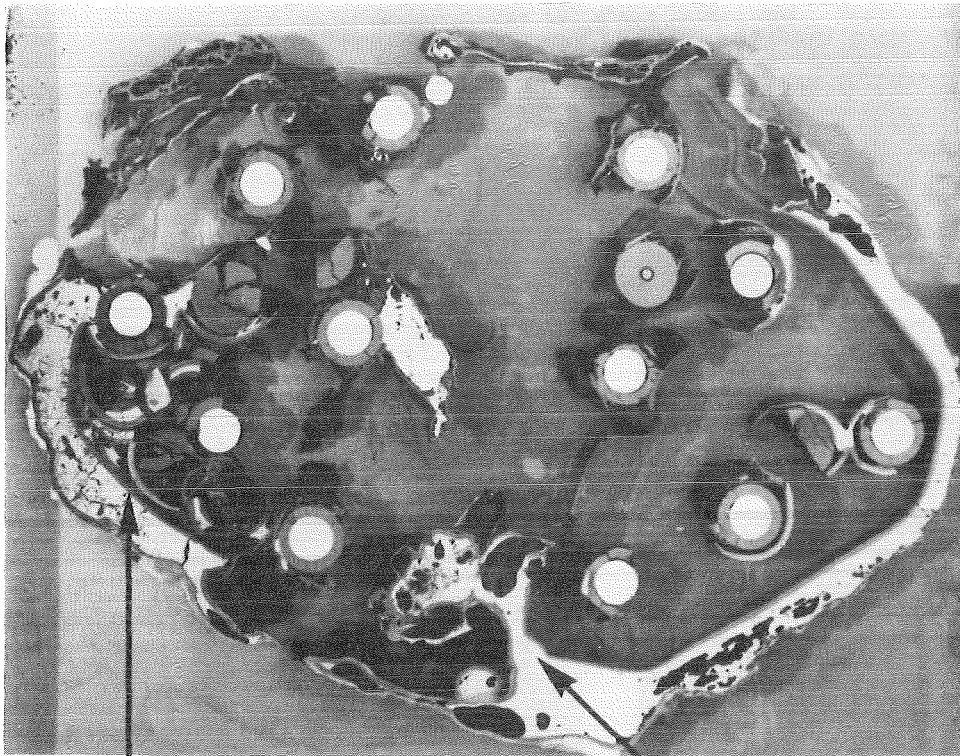
CORA - 17

200  $\mu$ m

KfK  
IMF/PRS

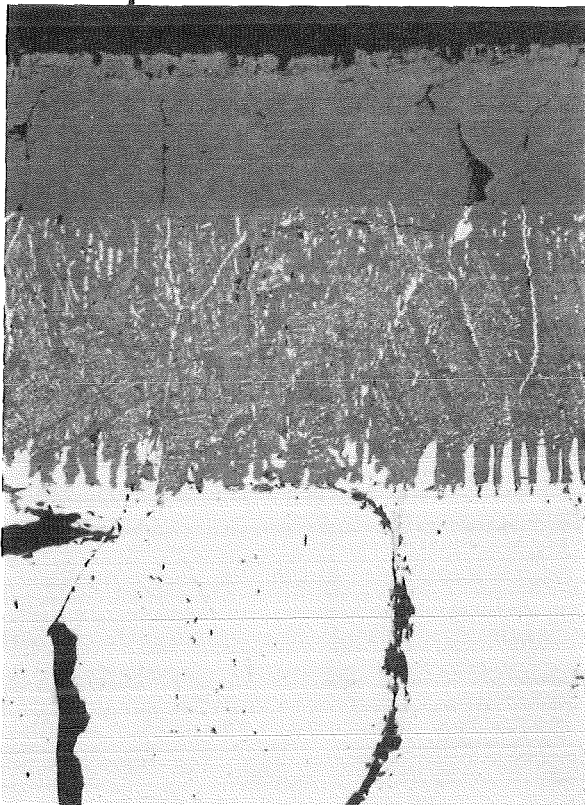
Abb. 1

Details of Fuel Rod Fragments, Accumulated at Cross Section of CORA - 17

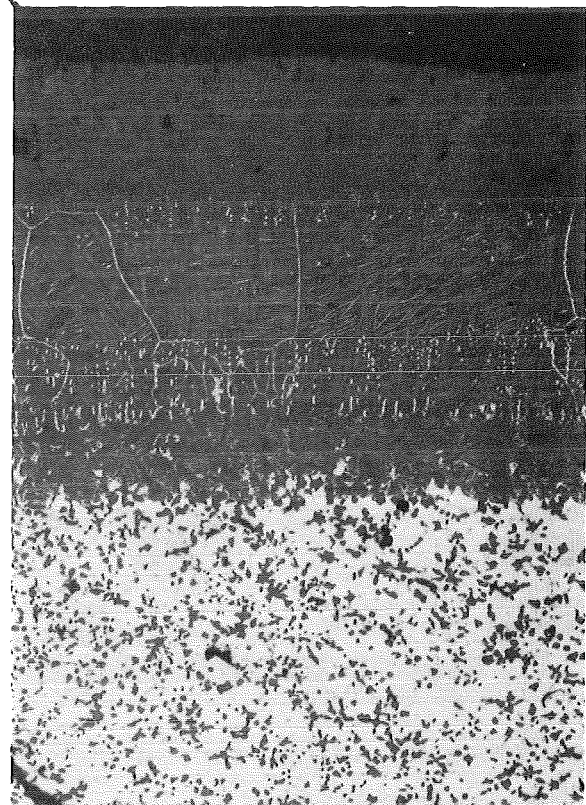


Cross section  
17-05 (832 mm)

10 mm



100 μm



100 μm

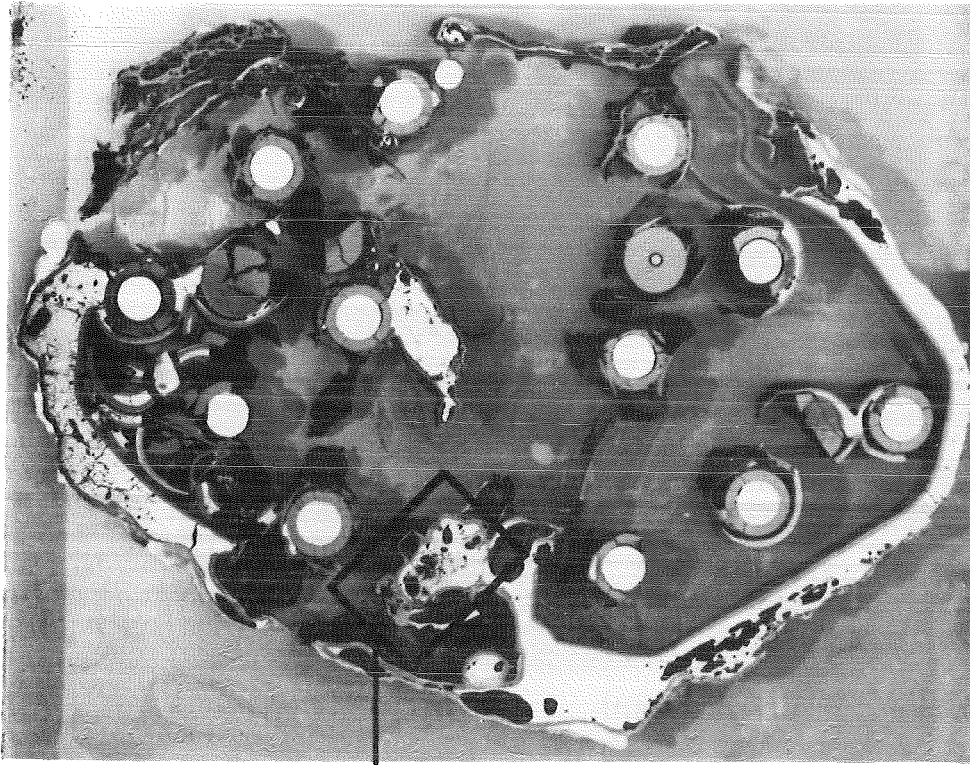
CORA - 17

KfK  
IMF/PRS

Abb. 2

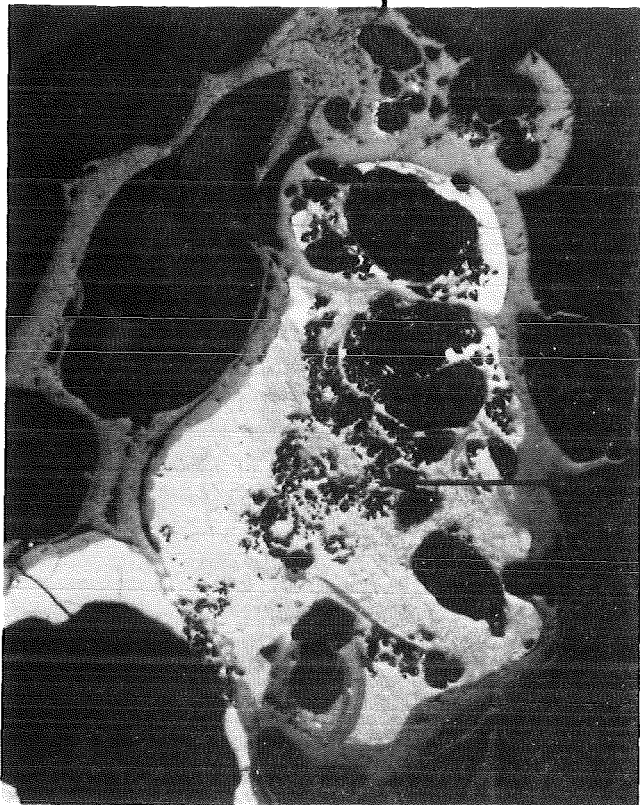
Cross Section of CORA - 17 with Agglomerations of  $(Zr, O)$  Melt at External Side of Shroud



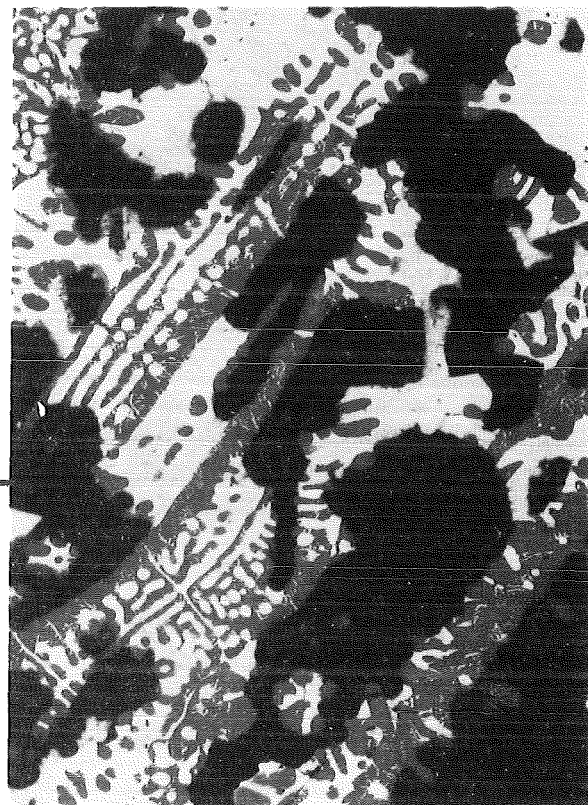


Cross section  
17-05 (832 mm)

10 mm



2 mm



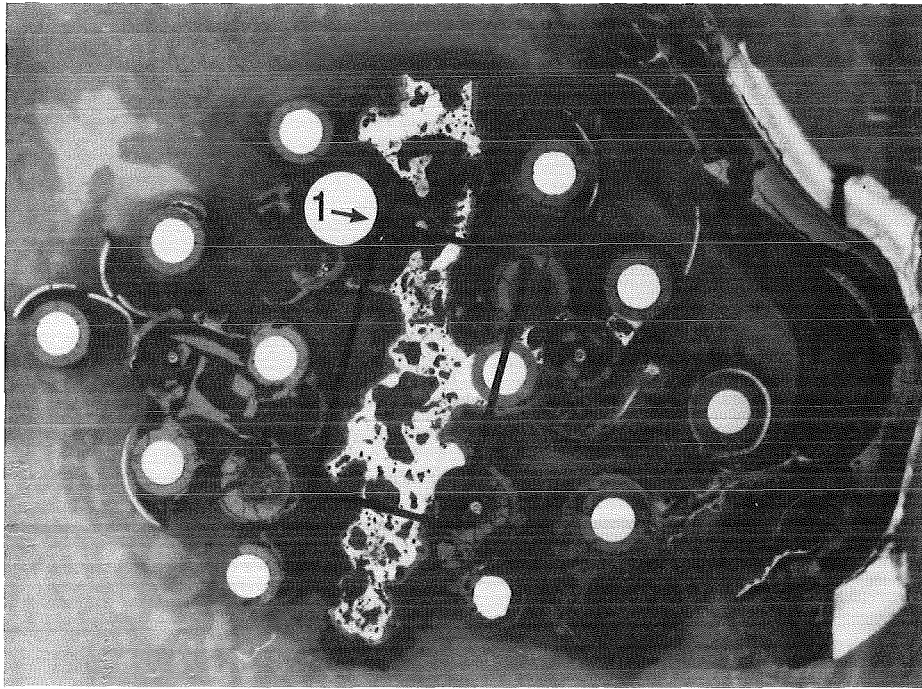
50  $\mu$ m

CORA - 17

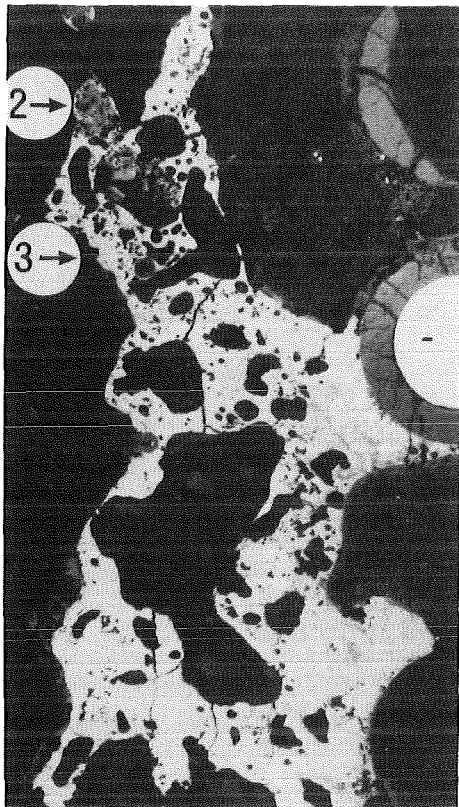
KfK  
IMF/PRS

Abb. 3

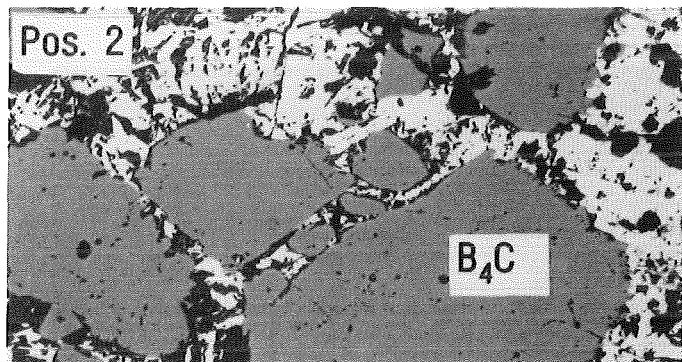
Porous Melt at Cross Section of CORA - 17



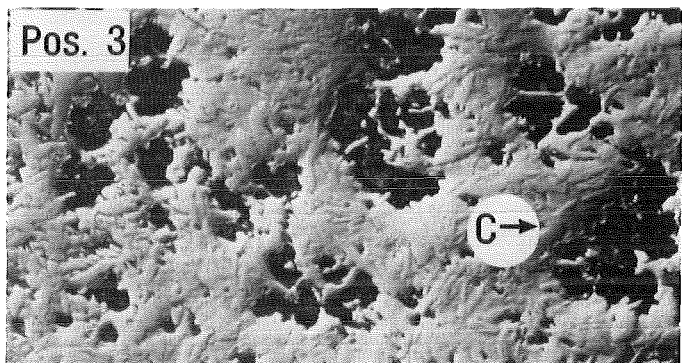
Pos. 1 Cross section 17-02 (361 mm) 10 mm



B<sub>4</sub>C/ss melt 3 mm



Pos. 2 B<sub>4</sub>C in melt 50 μm



Pos. 3 Free carbon in melt (Interf. contrast) 50 μm

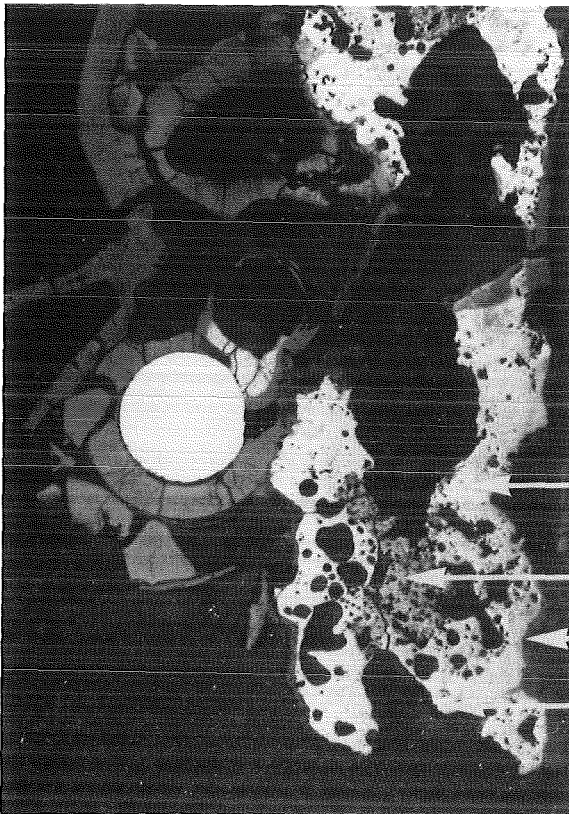
CORA - 17

KfK IMF/PRS

Abb. 4

Cross Section of CORA - 17 , Showing Distribution of Melt from B<sub>4</sub>C/Stainless Steel Interaction and Free Carbon as Reaction Product Residues





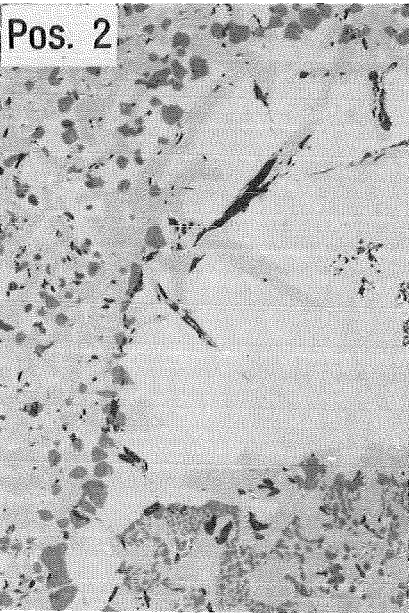
Cross section  
17-03 (518 mm)

3 mm

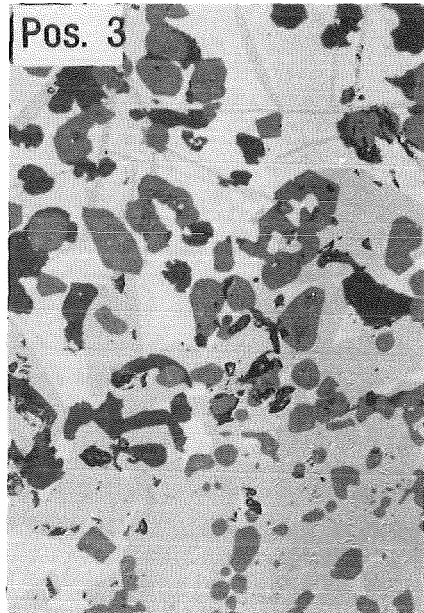


Central melt region  
with free carbon

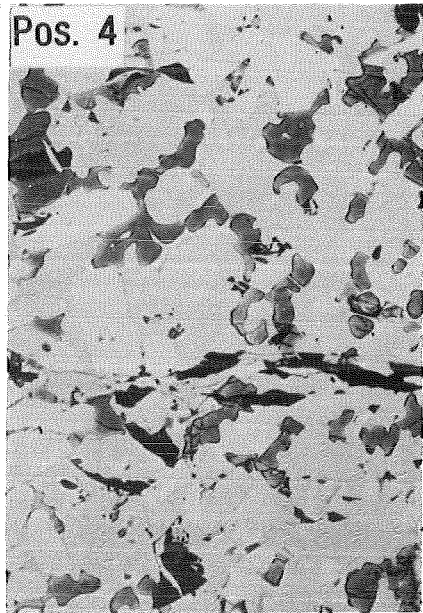
20 μm



50 μm



Peripheric melt regions 20 μm



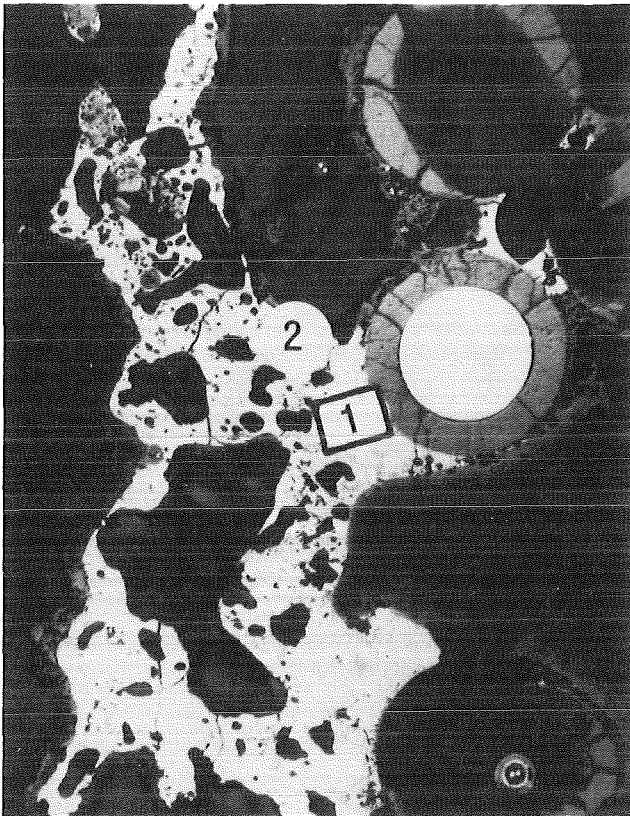
20 μm

CORA - 17

KfK IMF/PRS

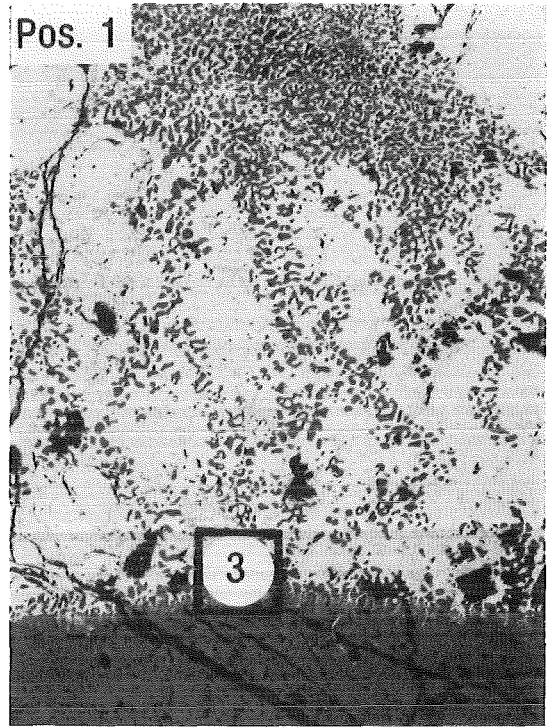
Abb. 5  
Cross Section of CORA - 17 , Showing Melt from the  
Disintegrated Absorber Unit , Being Rich in Residual  
Carbon at Central Positions





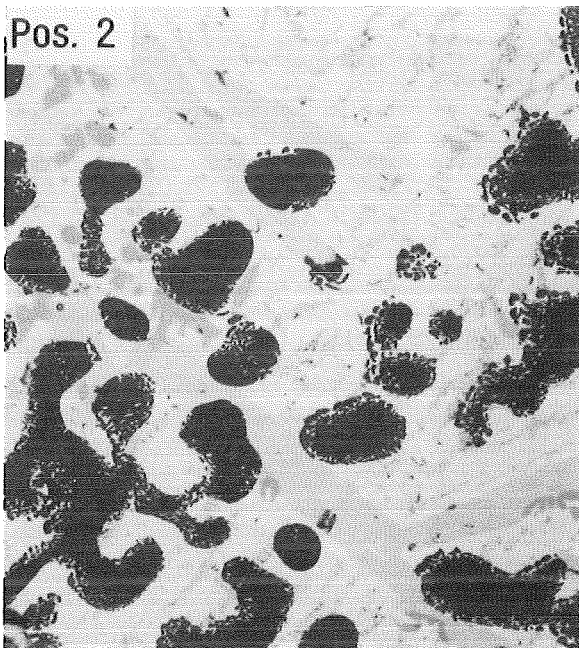
Cross section  
17-02 (361 mm)

3 mm



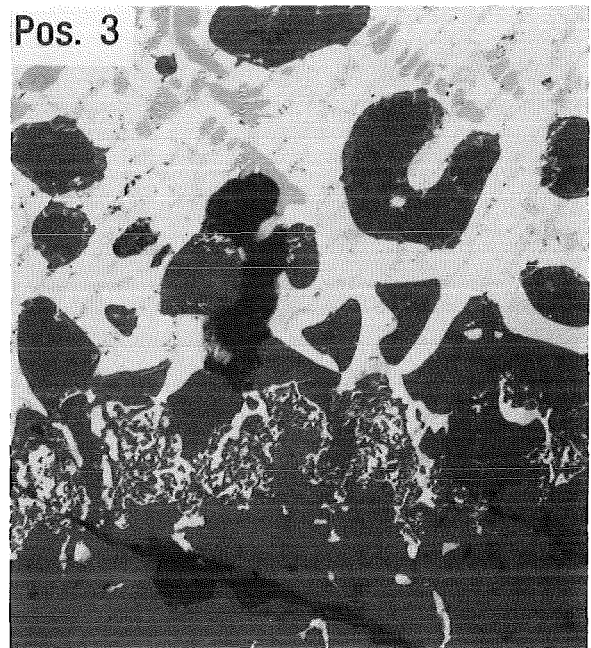
Contact zone  
melt/UO<sub>2</sub> pellet

200 μm



Melt

20 μm



Contact zone

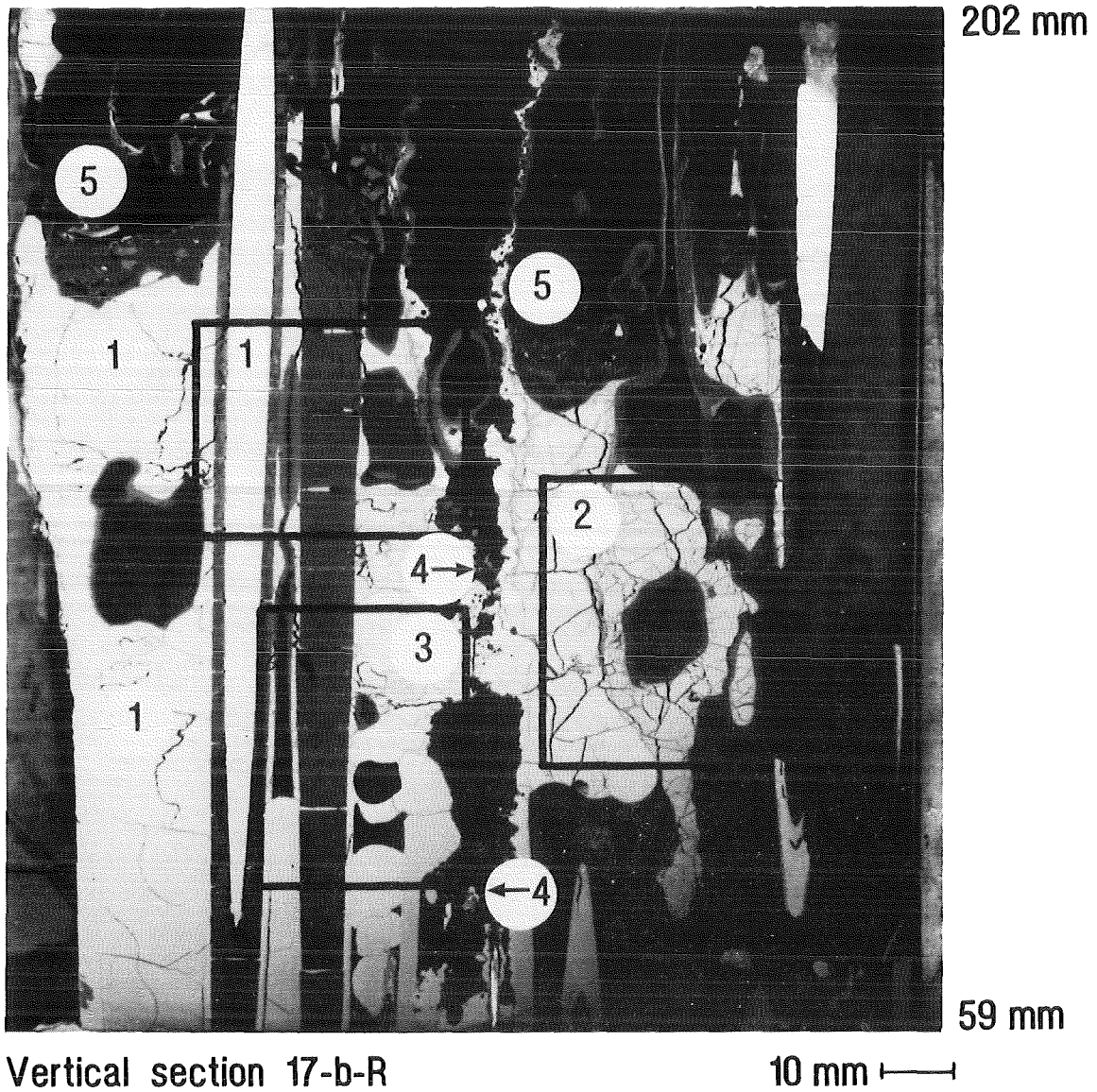
20 μm

CORA - 17

KfK  
IMF/PRS

Abb. 6

Cross Section of CORA - 17, Showing Contact Between Absorber Melt and Fuel Rod; Details of Multicomponent Product Melt



- [1] Metallic (Zr, U, O) melt , with traces of steel components
- [2] (Zr, U, O) melt , with higher oxygen content
- [3] Metallic melt , rich in steel components
- [4] Positions with isolated B<sub>4</sub>C residues
- [5] Rubble beds of cladding and fuel rod fragments

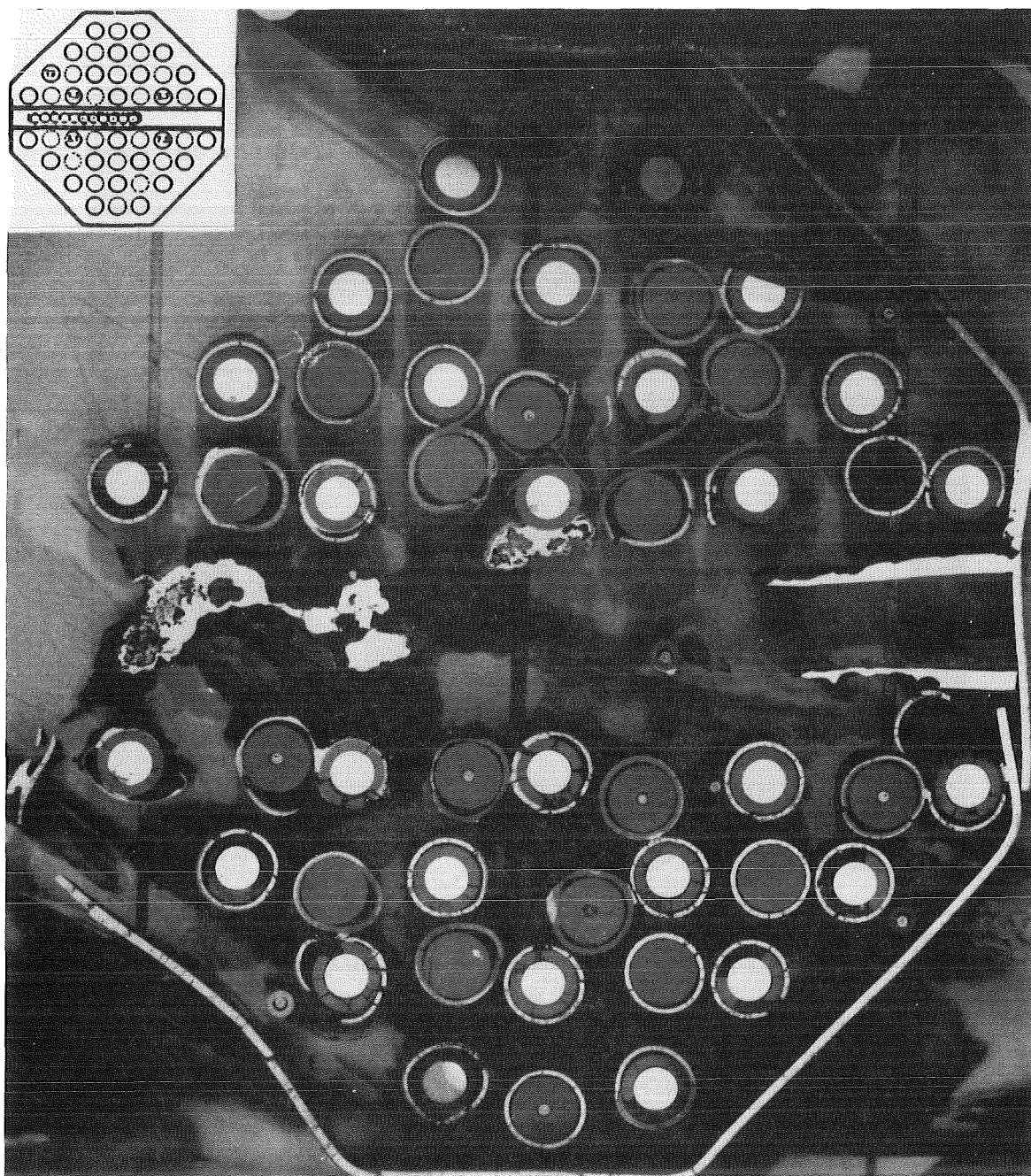
CORA - 17

KfK  
IMF/PRS

Abb. 7

Vertical Section through Blockage of CORA - 17 Bundle





Cross Section 18-07, 874 mm, top view

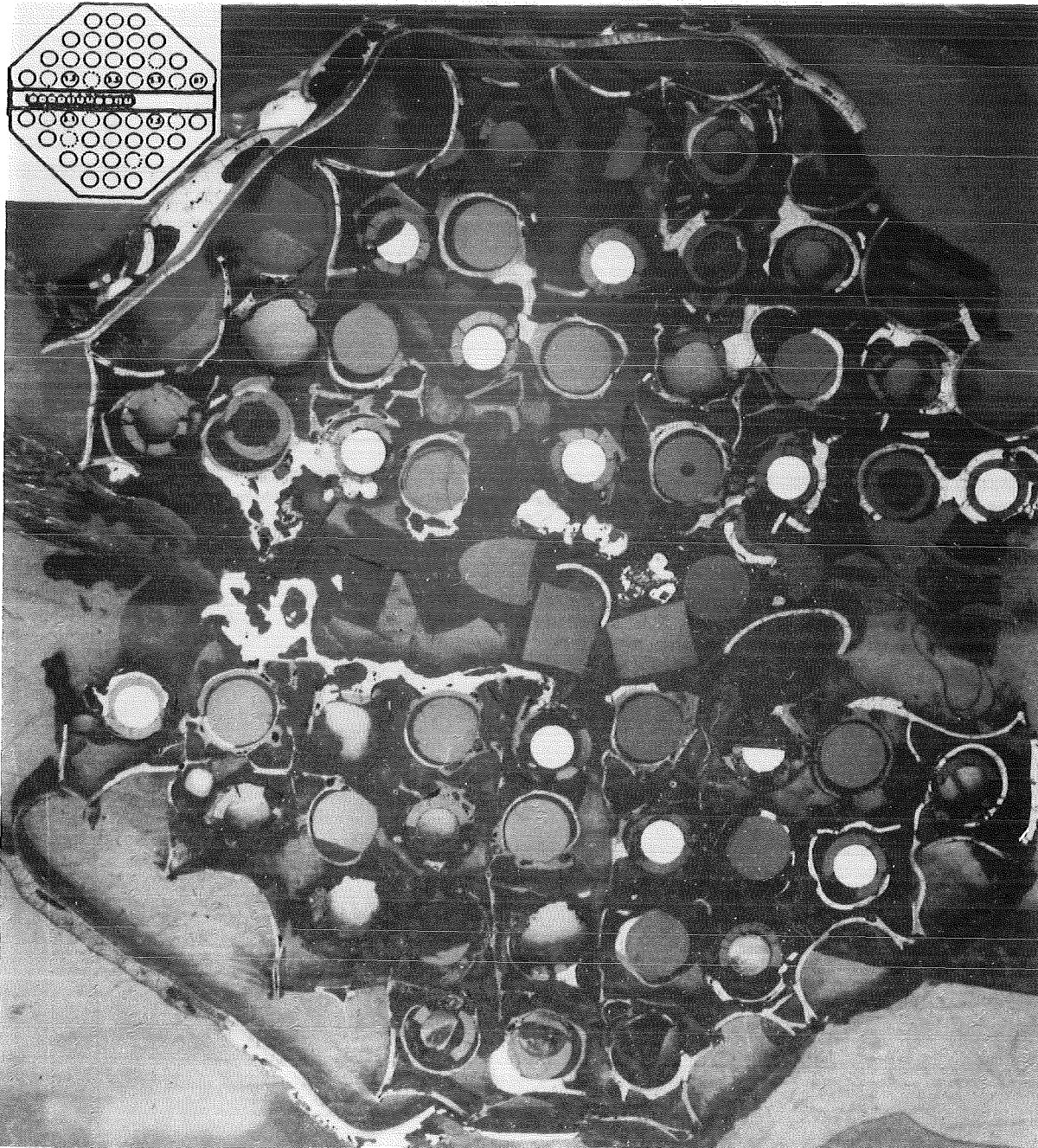
10 mm 



13.9.91

Abb. 8

Cross Section Through CORA-18 (BWR, Large Bundle)



Cross Section 18-05, 560 mm, top view

10 mm  $\longleftrightarrow$

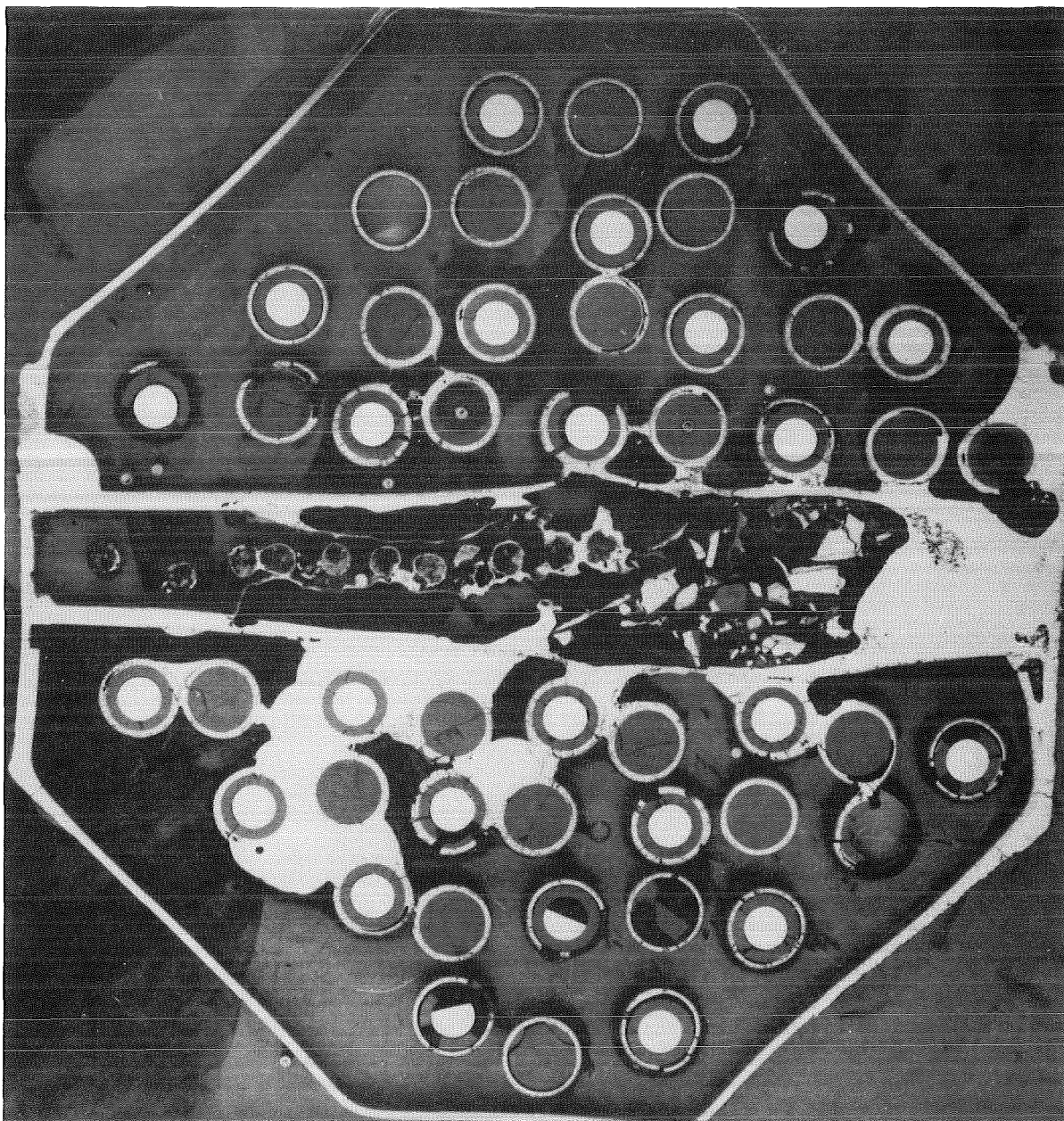


13.9.91

Abb. 9

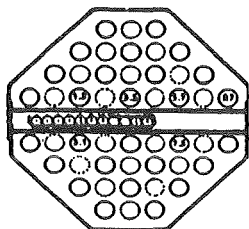
Cross Section Through CORA-18 (BWR, Large Bundle)





Cross Section 18-03, 269 mm, top view

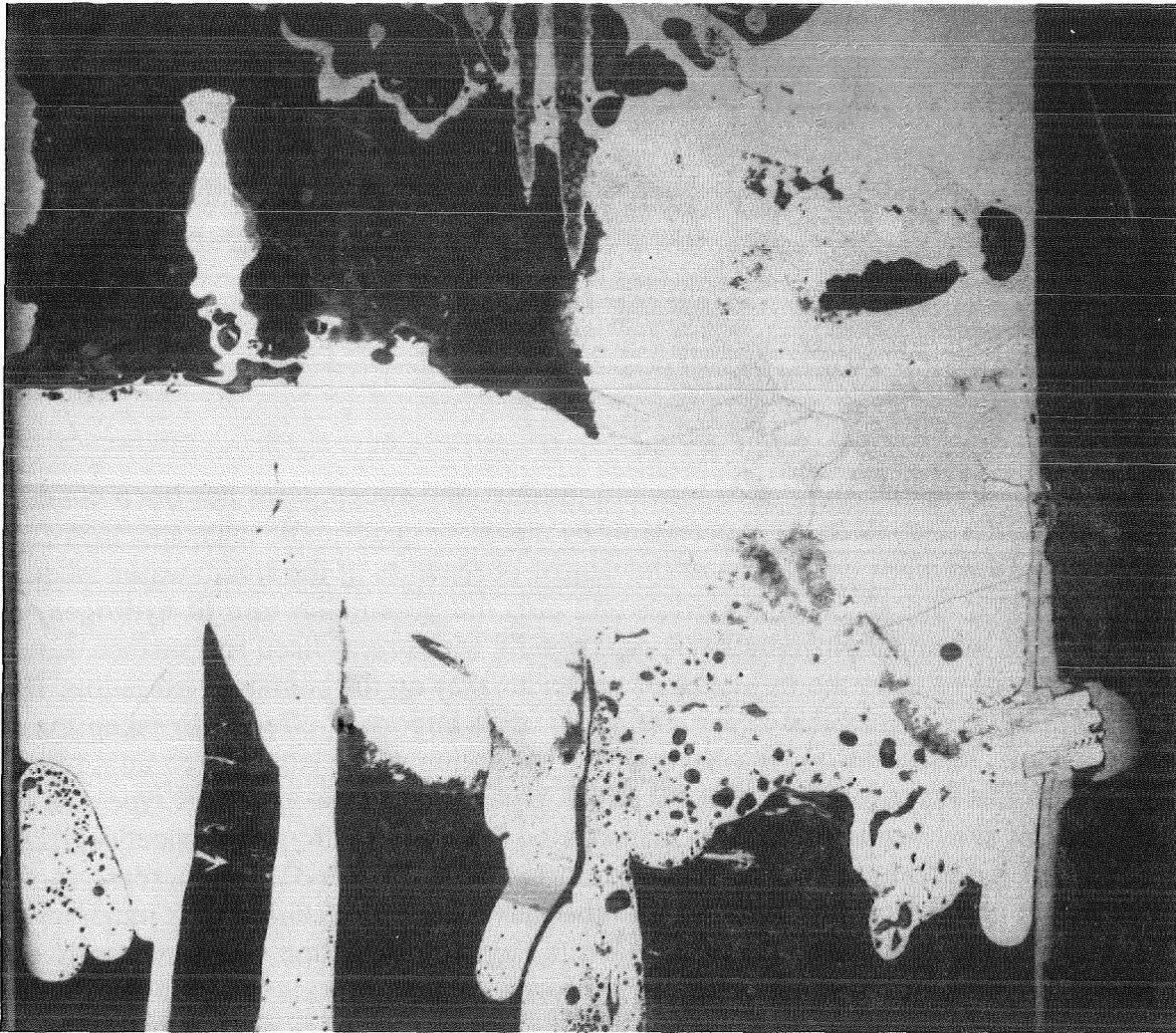
10 mm  $\longleftarrow$



13.9.91

Abb. 10

Cross Section Through CORA-18 (BWR, Large Bundle)



Vertical Section 18-c-L, 114 - 254 mm

10 mm 

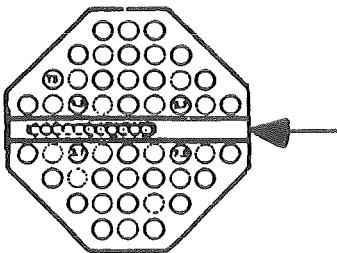


Abb. 11

Vertical Section Through CORA-18 (BWR, Large Bundle)

## 18.05.01/08A Measurement of Gas Composition in CORA Experiments

PSF OD5I (R.Huber,INR, H.Malauscek,HIT, G.Schumacher,INR)

### Abstract

Quantitative on line analysis of reaction product and sweep gases has been conducted at CORA-29, -30 & -31 experiments by means of quadrupole mass spectrometry. Data obtained allow estimation of the degree of reaction of the steam water mixture with zircaloy and absorber materials and also the production rate of hydrogen. In CORA-29, which employed a PWR 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 12 $\mu$ m did not have an important effect with exception of a delay of 110 seconds for the begin of the escalation of the steam-zirconium reaction. With the experiments CORA-30 (BWR type) and CORA-31 (PWR type) the influence of slow heating rates was investigated ( 0.2 and 0,3 K/sec, respectively). As expected the escalation of the reaction starts late in CORA-31, the increase in the hydrogen production rate is flatter and the maximum production rate is much lower than in other experiments. In CORA-30 the begin of escalation was much more delayed (1000 sec.), but the increase in hydrogen production rate was relatively steep and the maximum more than twice as high compared to CORA-31. Up to now no explanation can be given for this different behaviour. The total hydrogen production in the slow heating rate experiments was in the same order of magnitude (~ 200 g) as in the others. This is because of the much longer exposure time in this experiments.



## 18.05.01/08A Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten

PSF OD5I (R.Huber,INR, H.Malauscek,HIT, G.Schumacher,INR)

### 1. Einleitung

Die Gasfreisetzung während der drei im Jahre 1991 durchgeführten Experimente CORA-29, -30 und -31 wurde gemessen und ausgewertet. Die Experimente CORA-29 und -30 enthielten Brennstabbündel in einer für Druckwasserreaktoren typischen Anordnung mit Ag-In-Cd-Absorber, während das Bündel in CORA 31 für einen Siedewasserreaktor typisch war und  $B_4C$  als Absorber verwendet wurde.

Mit CORA-29 sollte der Einfluß einer Oxidationsschicht auf den Versagensablauf untersucht werden. Zur Erzeugung einer Oxidationsschicht von angestrebten  $20\ \mu\text{m}$  wurde das Bündel im Containment unter Wasserdampf aufgeheizt. Obwohl die Messung der  $H_2$ -Produktion während der Voroxidation eine maximale Oxidschichtdicke von  $25\ \mu\text{m}$  erwarten ließ, ergab die Messung an Proben nur  $12\ \mu\text{m}$ . Die  $H_2$ -Messung konnte keine genaueren Werte erbringen, da die Eichwerte wegen der geringen  $H_2$ -Erzeugung über mehr als eine Größenordnung extrapoliert werden mußten. Mit den Experimenten 30 und 31 wurde der Einfluß langsamer Aufheizung getestet. Die Aufheizraten betragen  $0.2\ \text{K/sec}$  bei CORA-30 und  $0.3\ \text{K/sec}$  bei CORA-31 gegenüber  $1\ \text{K/sec}$  in der vorherigen Experimenten.

### 2. Ergebnisse

#### 2.1 CORA-29

Die elektrische Aufheizung des Bündels begann bei 3000 sec., die Dampf injektion bei 3300 sec. Ende der elektrischen Heizung war bei 4800 sec. Das Ergebnis der Berechnung der Wasserstoffproduktionsrate ist in Fig.1 dargestellt. Zum Vergleich ist die entsprechende Kurve für CORA-15, das mit den gleichen Versuchsdaten gefahren wurde, mit eingetragen. Der Unterschied zwischen beiden Experimenten ist nur der, daß CORA-29 voroxidiert war und die CORA-15 Stäbe mit einem inneren Überdruck beaufschlagt waren. Es überrascht, daß die Wasserstoffproduktion bei CORA-29 trotz der Voroxidation so hoch ist. Wahrscheinlich haben Oxidschichten von  $12\ \mu\text{m}$  und kleiner keinen protektiven Effekt. Gegenüber dem Vergleichsexperiment CORA-15 ist der Beginn der Eskalation mit  $225\ \text{g}$  insgesamt erzeugtem Wasserstoff beträgt der Oxidationsgrad des Zirkons etwa 66%.

#### 2.2 CORA-31

Das Bündel wurde beginnend bei 3000 sec langsam mit einer Rate von  $0.3\ \text{K/sec}$  aufgeheizt. Wegen der langsamen Aufheizung endete die Leistungs- und Dampfeinspeisung erst bei 8500 sec. Das veranlasste einen relativ flachen Anstieg und ein niedriges Maximum der Wasserstoffproduktionsrate. Die insgesamt produzierte Wasserstoffmenge ist wegen der langen Laufzeit trotzdem hoch. Sie beträgt  $205\ \text{g}$ , entsprechend einer Zirkoniumoxidation von 32 %. Der zeitliche Verlauf der Wasserstoffproduktionsrate ist in Fig. 2 zu sehen.

### 2.3 CORA-30

Die Bündelheizung setzte bei 3000 sec. mit einer Rate von 0.2 K/sec ein. Die Leistungs- und Dampfeinspeisung endete bei 11000 sec. Gegenüber CORA-31 kommt der Anstieg der Wasserstoffproduktionsrate erwartungsgemäß stark verzögert hat jedoch einen wesentlich steileren Verlauf mit einem deutlich höheren Maximalwert. Die insgesamt produzierte Wasserstoffmenge ist mit 194 g in der Größenordnung, die für CORA-31 gefunden wurde. Beim DWR-Bündel entspricht dies jedoch einem Oxidationsgrad von etwa 56%. Es ist noch nicht klar, warum hier der Anstieg der Wasserstoffproduktionsrate relativ steil und das Maximum der Rate mehr als doppelt so hoch ist wie bei CORA-31.

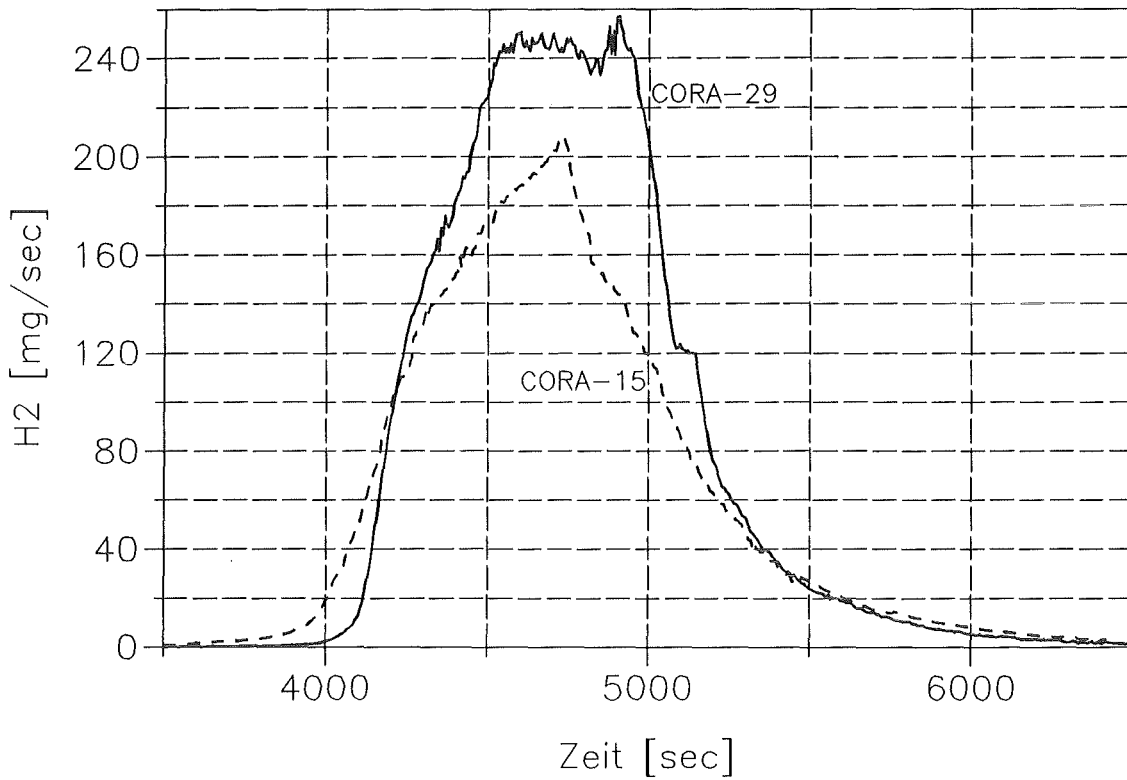


Fig.1: H<sub>2</sub>-Produktionsraten CORA-29 & CORA-15 (DWR)  
H<sub>2</sub> total: CORA-29 / 225g, CORA-15 / 180g

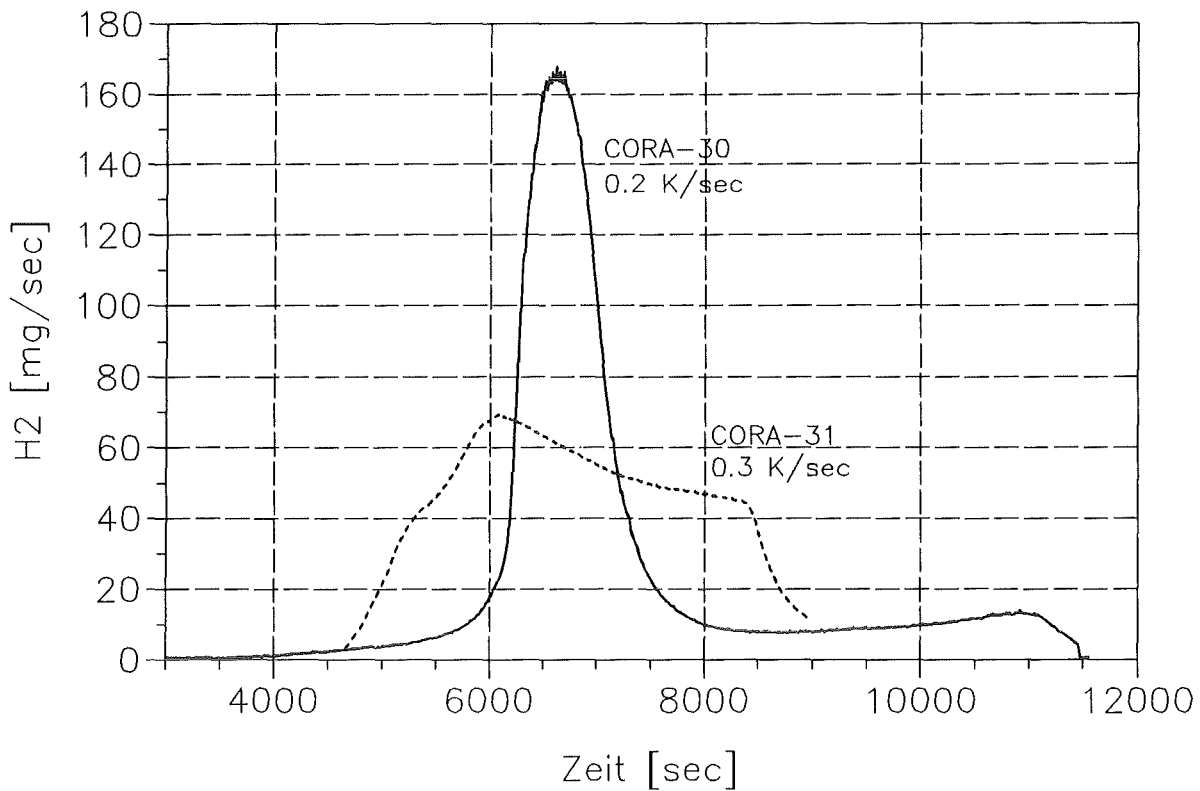


Fig.2: Produktionsraten CORA-30(DWR) & CORA-31(SWR)  
H<sub>2</sub> total: CORA-30 / 194 g, CORA-31 205 g

**18.05.02                    LWR-Kernschmelzen**

18.05.02/08A            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, J.Seibert, H. Schönthal, H.  
Ziegler; HVT)

Three further experiments in the BETA facility have been carried out to investigate special aspects of molten corium interacting with concrete. The investigation of Zr oxidation during concrete attack has been completed. The measurements show the dominance of Zr oxidation by the chemical reduction of  $\text{SiO}_2$  to elemental Si and the subsequent Si oxidation by the gases from the concrete.

Serpentine concrete as used in Russian power plants releases a large amount of vapour and hydrogen when attacked by the hot melt. This is due to the high portion of crystal water in the serpentine mineral.

Additionally, the failure of a cylindrical concrete wall was studied, which is eroded on the inner side by a heated melt while being cooled outside by stagnant water. No decrease of the radial erosion velocity is observed when the melt front approaches the outer concrete surface and wall failure occurs after the residual wall thickness is reduced to less than one centimeter. The melt relocates into the water annulus and fast evaporation of the water and pressure increase occur. Applicability of the experimental results for LWR severe accidents is discussed.

The WECHSL code was improved in the description of the early melt/concrete interaction, predominantly in the high temperature phase of concrete erosion with high Zirconium content of the melt. During this phase of interaction the condensed phase reaction between Zirconium and  $\text{SiO}_2$  is considered to play an important role. On the base of the BETA test series the improved WECHSL code is validated.

18.05.02/08A      Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment  
PSF OD5H          (H. Alsmeyer, J.J. Foit, H. Schneider, S. Stiefel, W. Tromm,  
IATF; G. Merkel, W. Ratajczak, J.Seibert, H. Schönthal, H.  
Ziegler; HVT)

### Modell- und Codeentwicklung zum Verhalten von Kernschmelzen

Die Untersuchungen sind eine Fortführung der BETA-Experimente und der damit verbundenen Entwicklung des WECHSL-Rechenprogramms. Sie haben zum Ziel, die existierende Beschreibung des Verhaltens von Kernschmelzen im Betonfundament im Hinblick auf neu aufgeworfene Fragestellungen, insbesondere bei Siedewasser-Reaktoren oder speziellen Situationen in Druckwasser-Reaktoren zu ergänzen. Zusätzlich werden in internationaler Kooperation Sonderfragen zu Reaktoren russischer Bauart behandelt. Es wird sowohl die Gewinnung und Bereitstellung experimenteller Daten aus neuen BETA-Experimenten wie auch die Weiterentwicklung und Verifizierung des Rechenprogramms WECHSL anhand der neuen experimentellen Ergebnisse verfolgt.

#### 1. Durchgeführte BETA-Experimente

Im Berichtszeitraum wurden drei weitere BETA-Experimente mit unterschiedlicher Zielsetzung entsprechend der Versuchsmatrix durchgeführt. Das Experiment V 5.3 diente der abschließenden Klärung der Rolle der Zirkonium-Oxidation bei der Betonerosion. Es wurde gezeigt, daß für die realisierten Versuchsbedingungen, d.h. für Temperaturen der Schmelze um 1500 bis 1900°C, die Reduktion des SiO<sub>2</sub> aus dem aufschmelzenden Beton zu Si den wesentlichen Beitrag zur Zr-Oxidation leistet. Wegen des hohen Angebots an SiO<sub>2</sub> können auch große Mengen von metallischem Zirkonium in nur wenigen Minuten vollständig oxidiert werden. Eine zusammenfassende Wertung der Zr-bezogenen BETA-Experimente mit Aussagen über die Betonerosion und die damit verbundene Gas- und Aerosolfreisetzung ist in [1] gegeben.

Das Experiment V 7.1 wurde mit russischem Serpentin-Beton durchgeführt, wie er in östlichen Reaktoren im Bereich der Reaktorgrube verwendet wird. Das Experiment zeigte eine besonders starke Gasentwicklung mit einem hohen Anteil von Wasserstoff, was in dem hohen Anteil von Kristallwasser im Serpentin-Mineral, dem Hauptbestandteil dieser Betonsorte, begründet ist. Die Auswertung dieses Experiments erfolgt zusammen mit dem Kurchatov-Institut in Moskau als Kooperationspartner und wird zur Zeit noch fortgesetzt.

Schließlich wurde ein BETA-Experiment zur Erosion eines Doppel-Betontiegels durchgeführt, dessen zylindrischer Ringspalt mit Wasser gefüllt ist. Darüber wird im Folgenden ausführlich berichtet.

## 2. BETA-Experiment V 6.1 zur Möglichkeit des Sumpfwasserkontaktes durch Erosion des biologischen Schildes im DWR

Für die Standard-Druckwasserreaktoren deutscher Bauart würde im Fall eines nicht beherrschten Kernschmelzunfalles die Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Beton zunächst auf die Reaktorgrube beschränkt sein. Der biologische Schild trennt das im Außenbereich befindliche Sumpfwasser von der Reaktorgrube, so daß über einen längeren Zeitraum die Einwirkung von Wasser auf die Schmelze ausgeschlossen ist. Mit fortschreitender Erosion des Betonfundaments wird jedoch der biologische Schild, der eine Wandstärke von etwa 85 cm hat, zunehmend geschwächt, und es stellt sich die Frage nach dessen Versagen und dem möglichen Kontakt des Sumpfwassers mit der Schmelze.

Im Rahmen der Deutschen Risikostudie Phase B durchgeführte Rechnungen sagen voraus, daß die Erosion der zylindrischen Wand nach etwa 8 Stunden so weit fortgeschritten ist, daß sie versagen kann. Damit erhebt sich die Frage, ob die Wand durch die außenseitige Wasserkühlung eine sich selbst stabilisierende Kruste ausbildet, die Schmelze und Wasser wirksam voneinander trennen kann, oder ob es zu einem direkten Kontakt von Schmelze und Wasser kommt.

Wenn der Wasserkontakt ausgeschlossen werden kann, würde die "trockene" Fundamenterosion fortschreiten mit der Konsequenz eines langsamen Druckaufbaus im Sicherheitsbehälter bei gleichzeitiger Anreicherung von Wasserstoff. Anderenfalls würde eine erhöhte Dampferzeugung den Druckaufbau im Containment beschleunigen, aber auch das Wasserstoffproblem mildern. Der späte Kontakt von Schmelze und Wasser führt jedoch nicht zu einer vollständig kühlbaren Schmelze und zur Beendigung der Erosion. Experimente mit Simulations-Materialien haben gezeigt, daß eine Fragmentation der hochviskosen und relativ kalten oxidischen Schmelze nicht erwartet werden [ 2 ]. Für die Planung von Unfallmaßnahmen ist die Möglichkeit des Wasserkontaktes bestimmend für den Zeitpunkt der Containment-Druckentlastung und die Bewertung des Wasserstoffproblems.

### Versuchsaufbau in der BETA-Anlage

Um die Versagensart eines Betonzylinders unter entsprechenden Bedingungen zu untersuchen, wurde ein Doppeltiegel aus silikatischem Beton in der BETA-

Anlage eingesetzt (Abb. 1). Innerer und äußerer Tiegel bilden eine Wandstärke von 100 mm bis zum wassergefüllten Ringspalt. Er hat einen inneren Durchmesser von 380 mm und wird mit der metallischen und oxidischen Schmelze angefüllt, welche dann den Beton erodiert. Der äußere Tiegel weist eine Wandstärke von 150 mm bei einem äußeren Durchmesser von 1080 mm auf.

Der Tiegel ist so konstruiert, daß der innere Tiegel kräftefrei ist, weil das Gewicht des oberen Tiegelteiles von dem äußeren Tiegel getragen wird. Dadurch wird ein hängender, belastungsfreier biologischer Schild nachgebildet im Gegensatz zu einem durch Eigengewicht und zusätzliche statische Kräfte belasteten Zylinder. Die auf diese Weise realisierte belastungsfreie Situation bietet die optimale Bedingung für eine Stabilisierung des Tiegels. Jede andere Situation würde zu einem früheren Versagen des Zylinders führen.

Ziel des Experimentes war die Nachbildung des Angriffs auf die Wand, wie er in einem realen Unfall nach etwa 8-stündiger Schmelze-Beton-Wechselwirkung zu erwarten ist. Daher wird mit der 100 mm Wandstärke des inneren Tiegels derjenige Teil des biologischen Schildes nachgebildet, der zu diesem Zeitpunkt noch nicht erodiert ist, aber außen in Kontakt mit dem stagnierenden Sumpfwasser steht. Konsequenterweise müssen die Zusammensetzung der Schmelze und die durch innere Wärmequellen bestimmten Wärmeübergangsbedingungen, soweit irgend möglich, den Unfallbedingungen nachgebildet werden.

Die simulierte Schmelze in der BETA-Anlage besteht aus 300 kg Stahl, anfänglich mit 93,3% Fe, 5% Ni und 1,7% Cr, sowie aus 50 kg Oxid mit 70%  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , 15%  $\text{SiO}_2$  und 15% CaO. Die Schmelze wird außerhalb des Tiegels durch eine Thermit-Reaktion erzeugt und in den Tiegel eingegossen. Dort wird sie vermischt mit 25 kg  $\text{ZrO}_2$ , welches auf dem Boden des inneren Tiegels eingebracht war. Der geringe Anteil von Chrom im Metall wird in den ersten Minuten der Wechselwirkung oxidiert und vermischt sich mit der oxidischen Schmelze. Für die gleichzeitige Untersuchung der Spaltprodukt-Freisetzung wird es für wichtig gehalten, eine repräsentative Konzentration von Cr- und Zr-Oxiden in der oxidischen Schmelze zu haben, weil diese Oxide durch Bildung von chemischen Verbindungen mit einigen Spaltprodukten die Freisetzung beeinflussen könnten. Es wurde jedoch kein metallisches Zr zugegeben, weil Zr in diesem Stadium des Unfalls bereits vollständig oxidiert wäre.

Die Nachbildung der Nachzerfallswärme wird in der BETA-Anlage durch elektrische Induktionsheizung erreicht. Da mit dieser Methode nur die metallische Schmelze geheizt werden kann, ergibt sich dadurch eine gewisse Abweichung



von der realen Unfallsituation, bei der der größere Teil der Nachzerfallswärme in der oxidischen Schmelze erzeugt wird. Tatsächlich wird in einem realen Unfall der radiale Angriff auf den biologischen Schild im wesentlichen durch die oxidischen Schmelzen bewirkt. Um nun trotzdem eine repräsentative Nachbildung im Experiment zu erreichen, wurde die interne Wärmeerzeugung im BETA-Versuch so eingeregelt, daß sich der gleiche Wärmefluß von der metallischen Schmelze zum Betonzylinder einstellt, wie er 8 Stunden nach Unfallbeginn beim realen Unfall zu erwarten ist. Unter dieser Bedingung kann die metallische Schmelze für die Simulation verwendet werden. Die erforderliche Heizleistung von 120 kW wurde durch Rechnungen mit dem WECHSL-Code und einem Vergleich von BETA- und Unfallbedingungen bestimmt.

Die Abb. 1 zeigt außerdem die Instrumentierung des inneren Tiegels mit 101 Thermoelementen, die das Fortschreiten der Erosionsfront im Beton anzeigen. Dies ist besonders wichtig, um in der Zylinderwand den möglichen Einfluß der äußeren Wasserkühlung auf das Fortschreiten der Schmelzfront zu beobachten.

Das Wasser wird vor dem Versuch von der Unterseite des Tiegels durch ein Rohr in den Ringspalt eingeführt und ist dauernd mit einem Druckaufnehmer verbunden, um Druckänderungen, die durch Sieden oder den Kontakt Schmelze-Wasser hervorgerufen werden können, zu registrieren. Der entstehende Dampf kann aus dem Ringraum durch drei parallele Plastikrohre mit je 25 mm innerem Durchmesser abströmen. Die Temperatur des Wassers im Ringspalt wird in drei verschiedenen Höhen durch Thermoelemente gemessen.

In der Anfangsphase des Experiments, während der das Wasser noch ohne Einfluß ist, wird zusätzlich die Freisetzung von Spaltprodukten aus einer Schmelze mit niedriger Temperatur untersucht. Damit werden Aussagen für die "späte" Unfallsituation gewonnen. Hierzu werden der Schmelze inaktive Spaltprodukt-Simulatoren, bestehend aus Mo, CeO<sub>2</sub>, BaO, La<sub>2</sub>O<sub>3</sub> und SrO, beigefügt. Proben der Aerosole werden auf Filtern gesammelt.

Um Menge und Zusammensetzung der im inneren Tiegel gebildeten Gase zu bestimmen, werden On-line- und Off-line-Gasanalyssysteme eingesetzt. Alle Gase werden durch ein Abgasrohr von 300 mm innerem Durchmesser über Metallfaserfilter ins Freie geleitet.

### Durchführung des Experimentes

Durch Voraussrechnungen mit dem WECHSL-Code wurde das Fortschreiten der Erosionsfront ermittelt, wie es Abb. 2 in Zeitabständen von 240 s zeigt. Die Rechnungen berücksichtigen nicht den - unbekanntem - Einfluß des Wassermantels, sondern unterstellen eine adiabate äußere Zylinderwand. Sie sagen außerdem voraus, daß die radiale Durchdringung des Zylinders etwas unterhalb des Bodenniveaus der ursprünglichen inneren Kaverne nach etwa 60-minütiger Erosion erfolgt, bewirkt durch die metallische Schmelze. Die vereinfachten Annahmen in den Rechnungen erlauben jedoch keine Beurteilung, ob der radiale Durchbruch tatsächlich eintreten wird.

Die experimentellen Bedingungen konnten, wie geplant, während des ganzen Versuches eingehalten werden. Die durchschnittliche Leistungseinspeisung lag bis zur Abschaltung nach 2352 sec mit 131.5 kW um 9,5% über dem geplanten Wert (Abb. 3). Der anfänglich aufgetretene Peak charakterisiert die zunächst heftige Schmelze-Beton-Wechselwirkung während der etwa 150 sec dauernden Abkühlphase, bis eine gleichbleibend niedrige Temperatur, die der Erstarrungstemperatur von Stahl entspricht, erreicht wird. Von diesem Zeitpunkt ab wird die Langzeiterosion durch die nahe am Erstarrungspunkt befindliche Stahlschmelze charakterisiert, wobei sie wahrscheinlich eine dünne, instabile Kruste gegenüber dem Betonboden bildet. Die oben liegende oxidische Schmelze hat eine um mehrere 100 K niedrigere Temperatur und bildet eine stabile und relativ kalte Oberflächenverkrustung aus, die von den Lanzen mit den Eintauch-Thermoelementen nicht durchstoßen werden kann.

Nach Abklingen der zunächst schnelleren Erosion während der ersten 150 sec (Abb. 4) schreiten die axiale und radiale Erosion des Betons nur noch langsam voran. Jetzt liegen die axialen und radialen Ausbreitungsraten mit gemittelt 0,027 mm/sec nahe beieinander. Für das Verhalten des Zylinders ist die radiale Erosion maßgebend. Die Thermoelemente, die die radiale Erosion anzeigen, haben einen Abstand von 20 mm voneinander. Innerhalb der Streuung der Meßsignale von den Thermoelementen kann kein Einfluß des äußeren Kühlwassers beobachtet werden. Trotz der Kühlung wird die Erosionsgeschwindigkeit nicht verlangsamt, selbst dann nicht, wenn die Restwandstärke des Betons nur noch 10 mm beträgt. Nach 2352 sec (39min) dringt die Schmelze in das Wasser ein, da eine Stabilisierung der Betonwand durch das Kühlwasser nicht eintritt. Aus Abb. 4 ist ersichtlich, daß die lokale Wandstärke zur Zeit des Zylinderversagens nicht mehr als 8 mm betrug. Die erste durch die Schmelze verursachte Versagensstelle lag offensichtlich in der Nachbarschaft eines Thermoele-

ments im linken Teil des Tiegels, während wegen einer gewissen Asymmetrie der Erosion die Restwandstärke auf der gegenüberliegenden Seite noch etwa 2 cm beträgt.

Im Laufe der Tiegelerosion steigt die Temperatur des Wassers im Ringspalt mit einer konstanten Rate von 0.043 K/sec von 15°C zum Zeitpunkt 300 sec nach Versuchsbeginn auf 90°C zum Zeitpunkt 2050 sec. Dann tritt unterkühltes Sieden auf. Der konstante Temperaturanstieg und die Dampferzeugung während des Experimentes bis zum Zeitpunkt des Versagens der Zylinderwand zeigen, daß der radiale Wärmefluß nur wenig durch die Annäherung der metallischen Schmelze an die Zylinderoberfläche beeinflußt wird und bestätigt die Beobachtung einer konstanten radialen Erosionsrate. Die Wärmemenge, die in das Wasser übertragen wurde, beträgt 28 kW; das entspricht 21% der eingespeisten Induktionsheizleistung.

Das Versagen der Zylinderwand bewirkt den direkten Kontakt der Stahlschmelze mit dem Wasser und führt zu einem charakteristischen Druckaufbau. Abb. 5 zeigt den Druck im Gasraum des inneren Tiegels (durchgezogene Linie) und im Wasser-Ringraum (gestrichelte Linie) zum Zeitpunkt des Zylinderversagens. Die Druckerhöhung im Ringraum beginnt zum Zeitpunkt 2348 sec durch schnellere Verdampfung. Vier Sekunden später setzt die Verlagerung der metallischen Schmelze ein, erkenntlich durch die stärkere Ankopplung an die Induktionsheizung (wie in Abb. 3 gezeigt) mit der Folge einer verstärkten Druckerhöhung im Ringraum. Die drei Abströmröhre aus dem Ringraum reichen nicht aus, um den weiteren Druckanstieg zu begrenzen. Zum Zeitpunkt 2355 sec ereignet sich eine starke Reaktion der Schmelze mit dem Wasser, begleitet von einem Blitz, der im Tiegel gesehen werden konnte. Gleichzeitig versagt der innere Zylinder rundherum, wie es die Abb. 6 vom aufgeschnittenen Tiegel zeigt. Es wird angenommen, daß das Rundum-Versagen des Betonzylinders durch den höheren Druck im Ringraum begünstigt wurde.

Der intensive Kontakt zwischen Schmelze und Wasser führt zu einem extrem schnellen Druckaufbau auf mehr als 1 bar Überdruck für drei sec. Dauer; dabei werden die Meßgrenzen der Druckaufnehmer überschritten. Die Wassermenge von 150 kg im Ringraum wird verdampft und entweicht durch die Abgasleitung in nur 15 sec. in Form eines massiven Dampfstrahls. Von den 300 kg metallischer Schmelze wurden 200 kg in den Ringraum verlagert, wo sie in Form eines kompakten Ringes mit nur wenigen Leerstellen erstarrte. Am äußeren Tiegel traten keine Beschädigungen auf, während die Plastikrohre im Ringraum zerstört wurden, und ein Teil der Schmelze durch die Rohre nach unten ausgetrieben

wrude. Außerdem versagte die obere Tiegeldichtung durch Überdruck, und fein fragmentierte Schmelzepartikel wurden während der Blow-down-Phase in die Experimentierhalle geblasen.

Zusammen mit der hohen Dampfströmung aus dem inneren Tiegel wurden auch beträchtliche Anteile der oxidischen Schmelze durch das Abgasrohr transportiert. Sie verursachten Schäden am Metallfaserfilter. Hier wurde auch ein oxidisches "Teilchen" von 1 kg gefunden. Im oberen Teil der Anlage sowie in der Experimentierhalle wurden insgesamt 8,3 kg fragmentierte metallische Partikel aufgesammelt. Dieses metallische Material war offensichtlich einer starken Wechselwirkung Schmelze/Wasser unterzogen worden, während alle oxidischen Teilchen typische Größen von einigen Zentimetern oder mehr aufwiesen. Daraus kann abgeleitet werden, daß der schnelle Druckaufbau im wesentlichen durch den metallischen Anteil der Schmelze bewirkt wurde, während die oxidischen Anteile wegen ihrer hohen Viskosität und den daraus resultierenden größeren Partikelabmessungen nur sehr wenig zur schnellen Verdampfung beitrugen.

Die Ergebnisse von Siebanalysen der metallischen Teilchen von verschiedenen Bereichen der Anlage zeigt die Abb. 7. Der Vergleich mit typischen Größenverteilungen aus Dampfexplosions-Experimenten zeigen zusammen mit der Bewertung des schnellen Druckanstiegs, daß dieses Material einer schwachen Dampfexplosion unterzogen worden war. Aus der Aufwärtsverlagerung einiger Teile konnte geschlossen werden, daß der maximale Gasdruck über 4,3 bar gelegen hat.

Eine zusätzliche Information erbrachte das Experiment über die Aerosolfreisetzung aus der Schmelze vor deren Kontakt mit dem Wasser. Die auf den Filterproben gesammelte Aerosolmenge ist sehr gering, typischerweise zwei Größenordnungen niedriger als in BETA-Experimenten, bei denen die frühe Phase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung simuliert wurde. Die geringe Materialmenge auf den Filtern von 0,4 bis 0,1 mg oder noch darunter, reicht für eine quantitative chemische Analyse nicht aus. Qualitative Analysen ergeben den Nachweis von einigen Elementen aus dem Beton (Si, K, Na) sowie Fe aus der Schmelze. Es ist bemerkenswert, daß keines jener Elemente im Aerosol nachgewiesen wurde, die als Spaltproduktsimulate der Schmelze beigefügt worden waren. Untersuchungen im Elektronenmikroskop zeigen feine kugelförmige Partikel von typischerweise 0,3  $\mu\text{m}$  Durchmesser und einige Agglomerate bis zu 1  $\mu\text{m}$ .

Schlußfolgerungen aus dem Experiment

Der Versuch zeigt klar, daß unter den vorgegebenen Versuchsbedingungen eine Stabilisierung der Schmelze im inneren Tiegel mit einer Wasserkühlung nicht eintritt. Die Betonerosion wird bei Annäherung an den Wassermantel wegen der geringen Wärmeleitfähigkeit des sich zersetzenden Betons nicht verlangsamt. Schließlich wird auch keine stabile Betonschicht oder Schmelzkruste ausgebildet, und so finden ein Schmelze-Wasser-Kontakt und eine Materialverlagerung tatsächlich statt.

Für die Stabilität des Betonzylinders ist der radiale Wärmestrom von der Schmelze zur Betonwand von Bedeutung. Wenn der gleiche Wärmestrom realisiert wird, dann ist unwichtig, ob die Schmelze metallisch oder oxidisch ist. Berechnungen mit dem WECHSL-Code für das BETA-Experiment und für die Unfallsituation zeigt die Tabelle 1. Der Vergleich zeigt im Experiment Wärmeströme und die Erstarrungstemperatur der Schmelze, die den Bedingungen für die oxidische Schmelze im betrachteten Unfall gut entsprechen. Auch die in diesem Versuch gemessene Erosionsgeschwindigkeit erreichte mit 0,027 mm/sec = 9.7 cm/h in etwa den errechneten Wert. Deshalb kann das Versagen der Wand aus dem Versuch auf die reale Unfallsituation übertragen werden, obwohl bei dem betrachteten Unfall aus geometrischen Gründen die oxidische Schmelze den Zylinder durchdringen wird.

Größe	BETA	Kernschmelzunfall	
	V 6.1 Metall/Beton	Oxid/Beton	Metall/Beton
radial . Wärmestrom, kW/m <sup>2</sup>	112	96	45
radial. Erosionsgeschw. *cm/h	8.6	7.05	3.33
Liquidus-Temperatur der Schmelze, K	1788	1849	1768
Solidus-Temperatur der Schmelze, K	1778	1512	1758

\* Einfluß des Wassermantels nicht berücksichtigt

**Tab. 1: Vergleich der charakteristischen Größen für die Erosion, berechnet mit dem WECHSL-Code**

Das Versagen des Betons kann aus Abschätzungen der stationären Wärmeleitung verstanden werden. Um den radialen Wärmestrom in das Wasser ableiten zu können, ohne daß es zum Schmelzen kommt, darf die verbleibende Betonschichtdicke den Wert, der durch die Gleichung

$$(1) \quad s = \lambda \Delta T / \dot{q}$$

gegeben wird, nicht überschreiten. Darin bedeuten  $\lambda$  die Wärmeleitfähigkeit des Betons,  $\Delta T$  die Temperaturdifferenz über der Betonschicht (etwa 1300 K) und  $\dot{q}$  den durch die Schmelze eingebrachten Wärmestrom. Mit der niedrigen Wärmeleitfähigkeit von Standardbeton mit etwa 1W/mK führt die Gleichung (1) zu einer Schichtdicke in der Größe von etwa 1 cm. Tatsächlich ist jedoch die Wärmeleitfähigkeit der Betonschicht noch kleiner, weil die hohe Temperatur von etwa 1600 K auf der inneren Seite der Wand eine Dehydration des Betons mit einer Vergrößerung der Porosität verursacht, was wiederum die Wärmeleitfähigkeit vermindert. Infolgedessen wird die thermodynamisch stabile Wandstärke kleiner als 1 cm sein, eine Dicke, die keine ausreichende mechanische Festigkeit mehr aufweist, insbesondere nicht unter dem Einfluß des extrem hohen Temperaturgradienten. Natürlich würde eine mechanische Vorbelastung das Versagen noch begünstigen.

Obige Ergebnisse zeigen, daß bis zum direkten Kontakt von Schmelze und Wasser die Wärmeabfuhr nur wenig durch das äußere Wasser beeinflusst wird. Dies ist der Grund für die relativ gute Übereinstimmung von Experiment und Vorausrechnung in Bezug auf Versagenszeit und Kavernenform. Der Versagenszeitpunkt wurde mit 60 min vorausberchnet, im Experiment wurden 40min beobachtet. Die Endform der Tiegelhöhlung unmittelbar vor dem Versagen zeigt eine angemessene Übereinstimmung (Abb. 6).

Besondere Aufmerksamkeit muß dem Prozeß der Verlagerung der Schmelze zugewendet werden. Im Versuch floß die niedrig-viskose Metallschmelze sehr schnell in den mit Wasser angefüllten Ringspalt mit den schon beschriebenen Folgen der raschen Dampferzeugung und der Druckspitze. Wenn es sich aber, wie in dem betrachteten Unfall, um eine oxidische Schmelze mit hohem Silikatgehalt und niedriger Temperatur handelt, wird die Schmelzenverlagerung und der Wasserkontakt wegen der hohen Viskosität und der geringen Wärmeleitfähigkeit weniger heftig sein. Der Vorgang wird sich ähnlich abspielen wie das Einfließen von vulkanischer Lava ins Meer. Unter diesen Umständen wird eine

Dampfexplosion nicht erwartet und die Entspeicherung der thermischen Energie erfolgt langsamer.

Andererseits verhindern die bei einer oxidischen Schmelze gegebenen Verhältnisse, daß eine wirksame Kühlung der Schmelze durch direkten Wasserkontakt erreicht werden kann, da eine stärkere Fragmentierung der Oxidschmelze nicht erwartet werden kann. In dem in der Deutschen Risikostudie untersuchten Unfall wird daher die abwärtsgerichtete Erosion des Fundaments wenig beeinflußt und wird weiter nach unten fortschreiten, zumal aus geometrischen Gründen nur ein kleiner Teil der gesamten Schmelzmasse sich in die äußeren Fundamentbereiche verlagern kann. Der aufwärts gerichtete Wärmestrom, der vorher durch Strahlung bewirkt war, wird jetzt, bedingt durch den Wasserkontakt, in Form von Dampfströmung auftreten. Dieses Szenario ist als Referenzfall in der Risikostudie untersucht worden. Die vermehrte Dampffreisetzung in das Containment führt zu einem schnelleren Druckaufbau, der nach etwa fünf Tagen den Versagensdruck erreicht, wenn keine Entlastungsmaßnahmen eingeleitet werden. Gleichzeitig wird aber auch die Wasserstoffkonzentration in der Containmentatmosphäre vermindert, wodurch das Wasserstoffproblem an Bedeutung verliert.

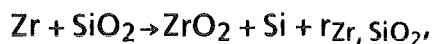
### 3. WECHSL Programmentwicklung und Analyse des BETA Experiments V 5.1

Das WECHSL Rechenprogramm beschreibt das Verhalten der Kernschmelze während der Fundamenterosion. Als wichtiger Schritt der Validierung dieses Programms wird die detaillierte Nachrechnung von charakteristischen Experimenten vorgenommen.

Die durchgeführten BETA-Experimente V5.1 und V5.2, deren Zielsetzung es war, die Chemie zirkoniumhaltiger Metallschmelzen zu untersuchen, lieferten Erkenntnisse über das Oxidationsverhalten von Zr sowie von Si, die geeignet sind, die Modellierung der chemischen Reaktionen in der Schmelze zu überprüfen.

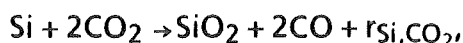


Die bisherigen Oxidationsgleichungen für Zr wurden um die Oxidation des Zirkoniums durch Reduktion von SiO<sub>2</sub> und die nachfolgende Oxidation von Si erweitert. Alle Reaktionen sind exotherm, deren Gleichungen und Reaktionsenthalpien lauten:



$$r_{\text{Zr, SiO}_2} = 2.1 \cdot 10^3 \text{ J/gZr},$$

$$r_{\text{Si, H}_2\text{O}} = 17.9 \cdot 10^3 \text{ J/gSi},$$



$$r_{\text{Si, CO}_2} = 12.3 \cdot 10^3 \text{ J/gSi},$$

wobei eine vollständige Reduktion von SiO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O und CO<sub>2</sub> angenommen wird.

Im folgenden werden Ergebnisse dargestellt, die der so erweiterte WECHSL-Code für das Experiment V5.1 liefert. Die gerechnete sehr schnelle Oxidation des Zirkoniumanteils, die nach 78 s beendet ist und eine Energiefreisetzung, die 4,3 mal höher ist als die Heizungsenergie, zur Folge hat, entspricht in guter Näherung der beobachteten Reaktionsgeschwindigkeit. Die Gasfreisetzungsraten, die in Abbildung 7 dargestellt sind, zeigen eine hinreichend gute Übereinstimmung mit den gemessenen Freisetzungsraten in diesem Zeitraum.

Die nachfolgenden Oxidationsreaktionen von metallischem Silizium, wie sie in WECHSL modelliert werden, führen zu höheren Freisetzungsraten für H<sub>2</sub> und CO als gemessen. Dies deutet darauf hin, daß die getroffene Annahme über die vollständige Reduktion von H<sub>2</sub>O und CO<sub>2</sub> während der Reaktion mit Si der Si-Reaktionskinetik widerspricht. Die gemessenen und gerechneten Mole von H<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO sind in der folgenden Tabelle angegeben.

Mol	Messung	WECHSL	Verhältnis
H <sub>2</sub>	649	1208	0.54
CO <sub>2</sub>	83	39.07	2.1
CO	88	167.7	0.52

Tab. 2: Vergleich von Messung und WECHSL-Ergebnissen

Trotz der hohen Reaktionsenthalpien, die der Schmelze zugeführt werden, sinkt die Temperatur der metallischen Schmelze innerhalb von 200 s von der Eingußtemperatur 2170 K auf etwa 1690 K, was dem Beginn der Erstarrung der verwendeten Schmelze entspricht. Der gerechnete Temperaturverlauf ist in Abb. 8 wiedergegeben.

Die schnelle Absenkung wird in der WECHSL-Rechnung gut wiedergegeben, allerdings sind die langfristigen Metalltemperaturen um etwa 100 K höher als die gemessenen. Diese Diskrepanz resultiert aus der Tatsache, daß im WECHSL-Code der Einfluß von Zr und Si auf die Erstarrungstemperaturen der metallischen Schmelze nicht berücksichtigt wird.

#### Literatur

- [ 1 ] H. Alsmeyer, C. Adelhelm, H.-G. Dillmann, M. Heinle, W. Ratajczak, G. Schumacher, W. Schöck, S. Stiefel, A. Skokan, W. Tromm  
Failure mode of a concrete cylinder due to attack by an eroding melt while cooled by outside water.  
2nd OECD CSNI Specialist Meeting on Core Debris-Concrete Interaction, Kernforschungszentrum Karlsruhe, April 1-4, 1992
  
- [ 2 ] H. Alsmeyer, K. Dres, M. Reimann, S. Stiefel  
Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzunfällen, in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1987, KfK 4450, Juni 1988, S. 113 - 128

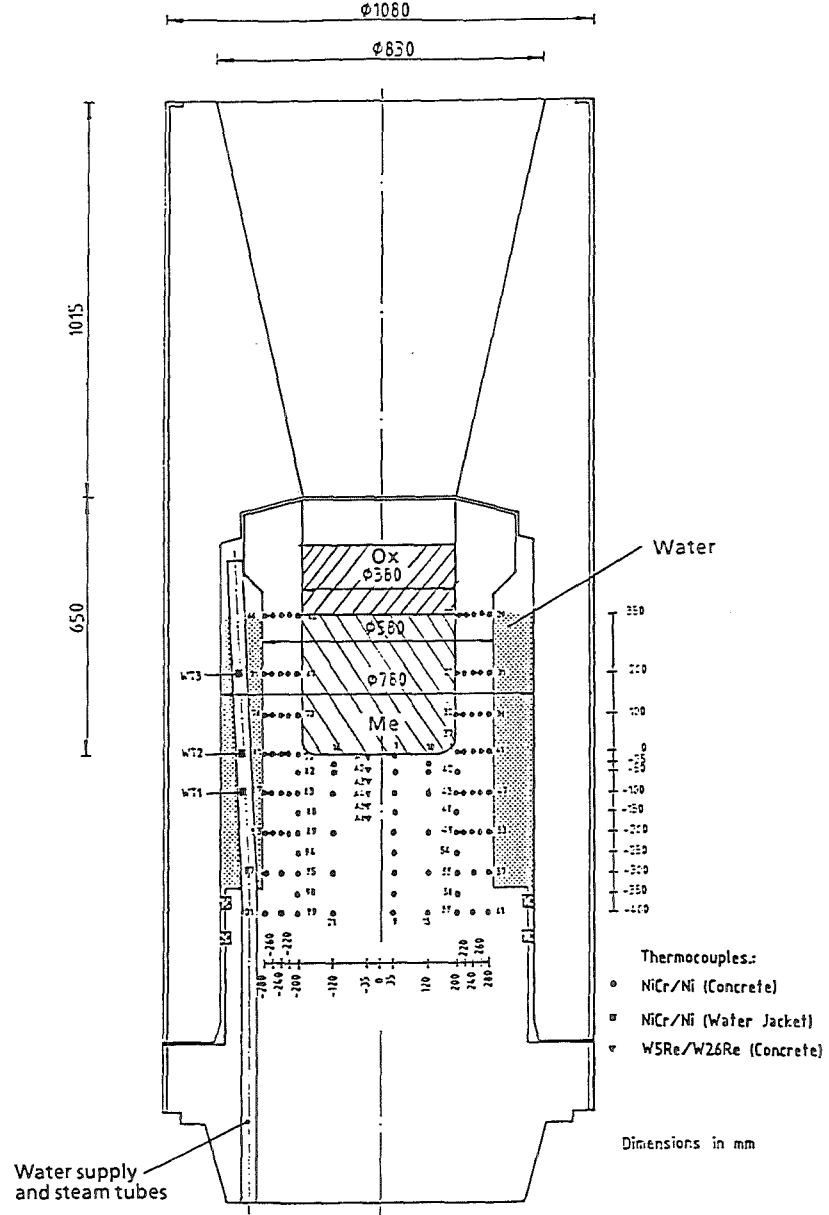


Abb. 1 Doppeltiegel in BETA Versuch V6.1

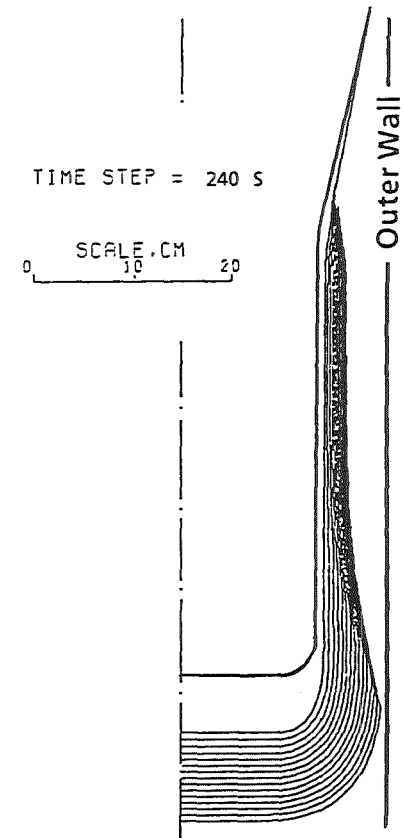


Abb. 2 BETA V6.1: WECHSL Vorausrechnung der Tiegelerosion

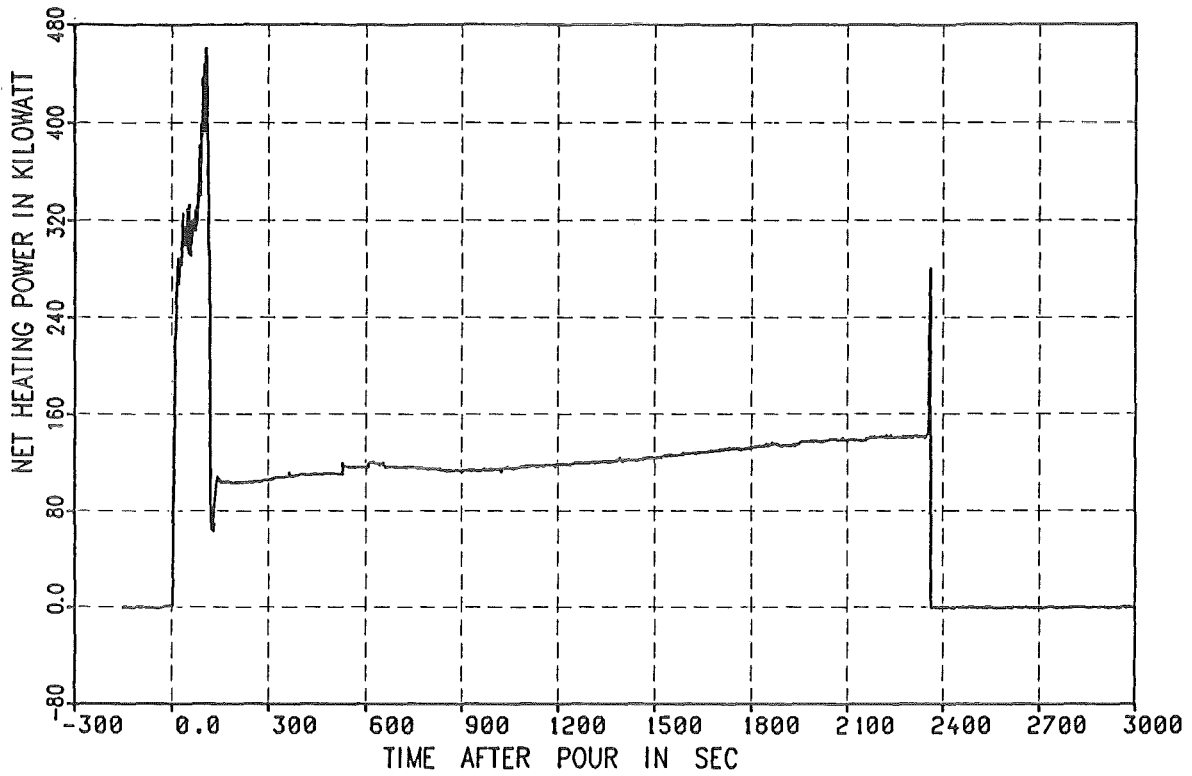


Abb. 3 Induzierte Heizleistung in der Schmelze bei BETA V6.1

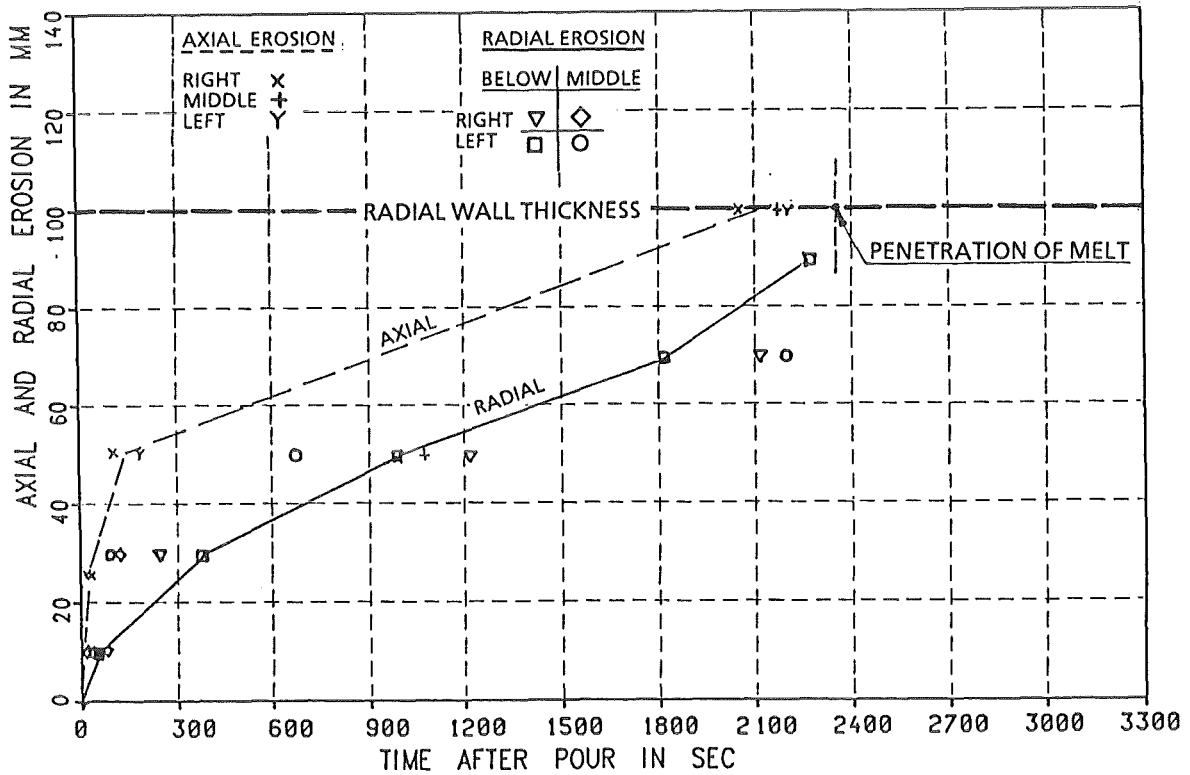


Abb. 4 Axiale und radiale Beton-Erosion in BETA-Versuch V6.1

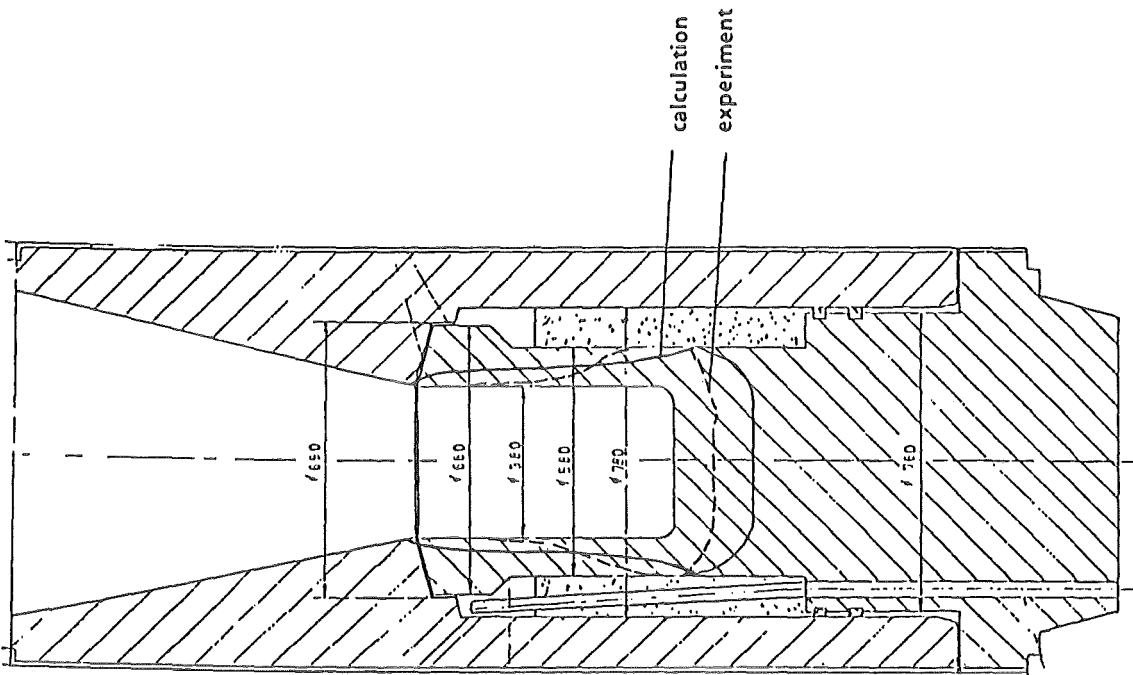
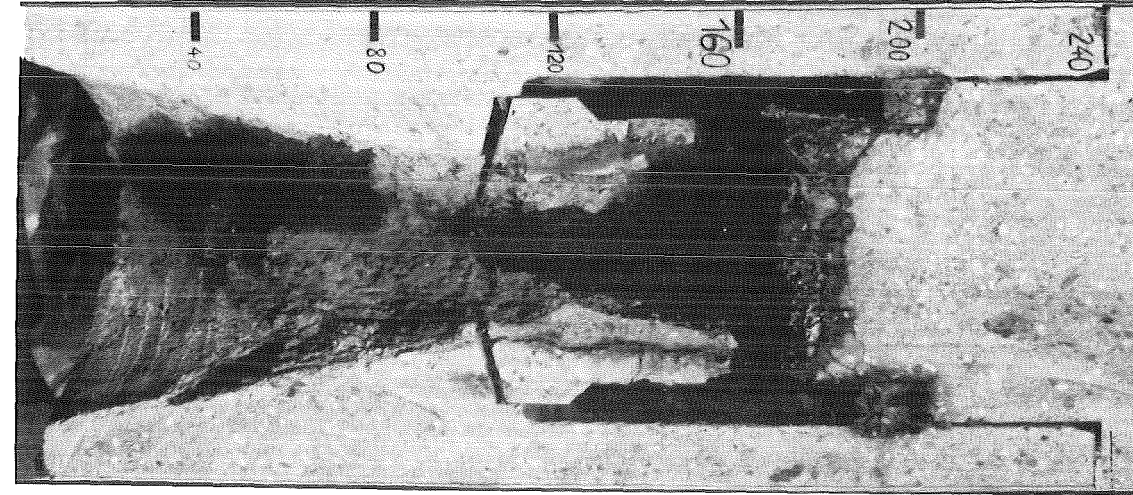


Abb. 6 Tiegelschnitt von BETA Versuch V6.1

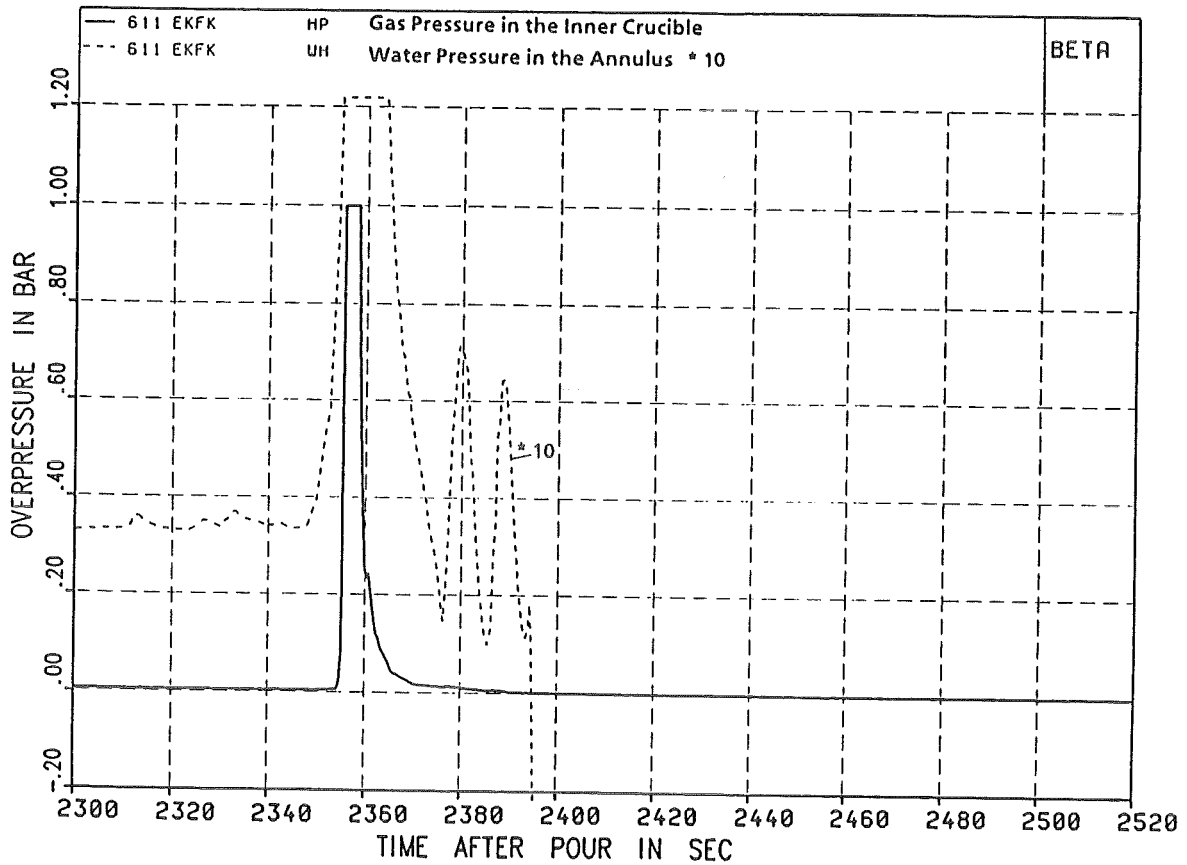


Abb. 5 Druckverlauf im BETA Tiegel V6.1 beim Durchtritt der Schmelze

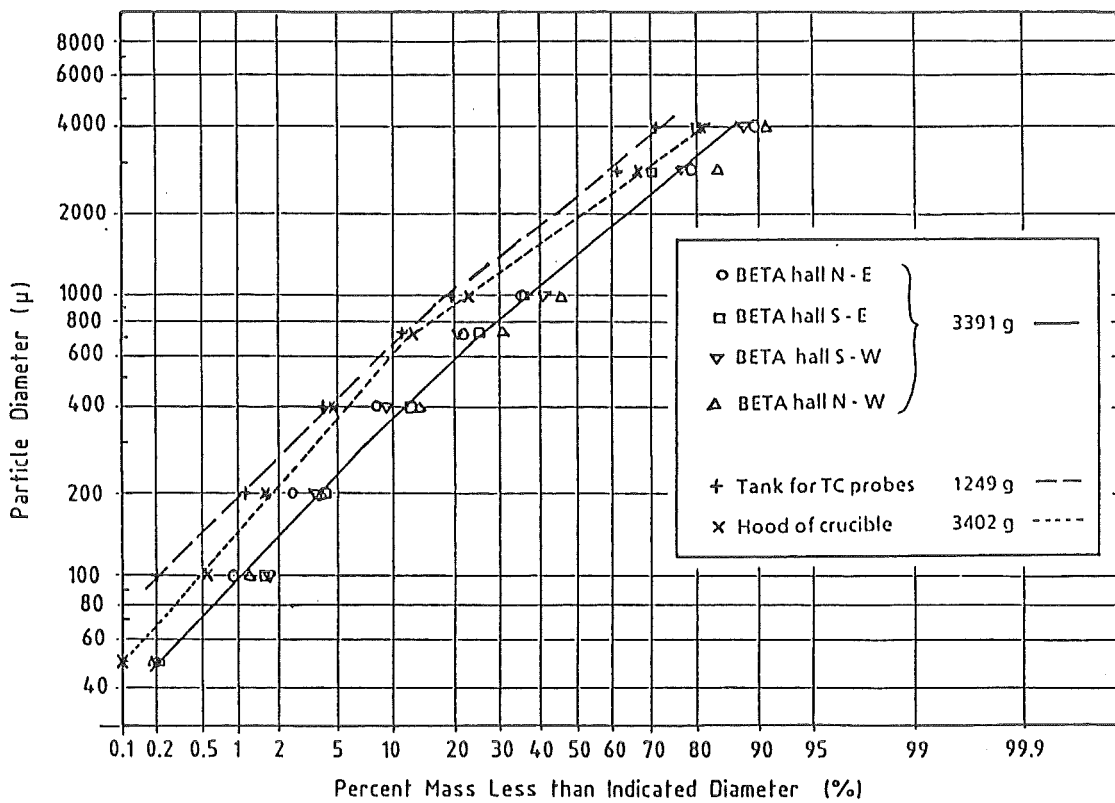
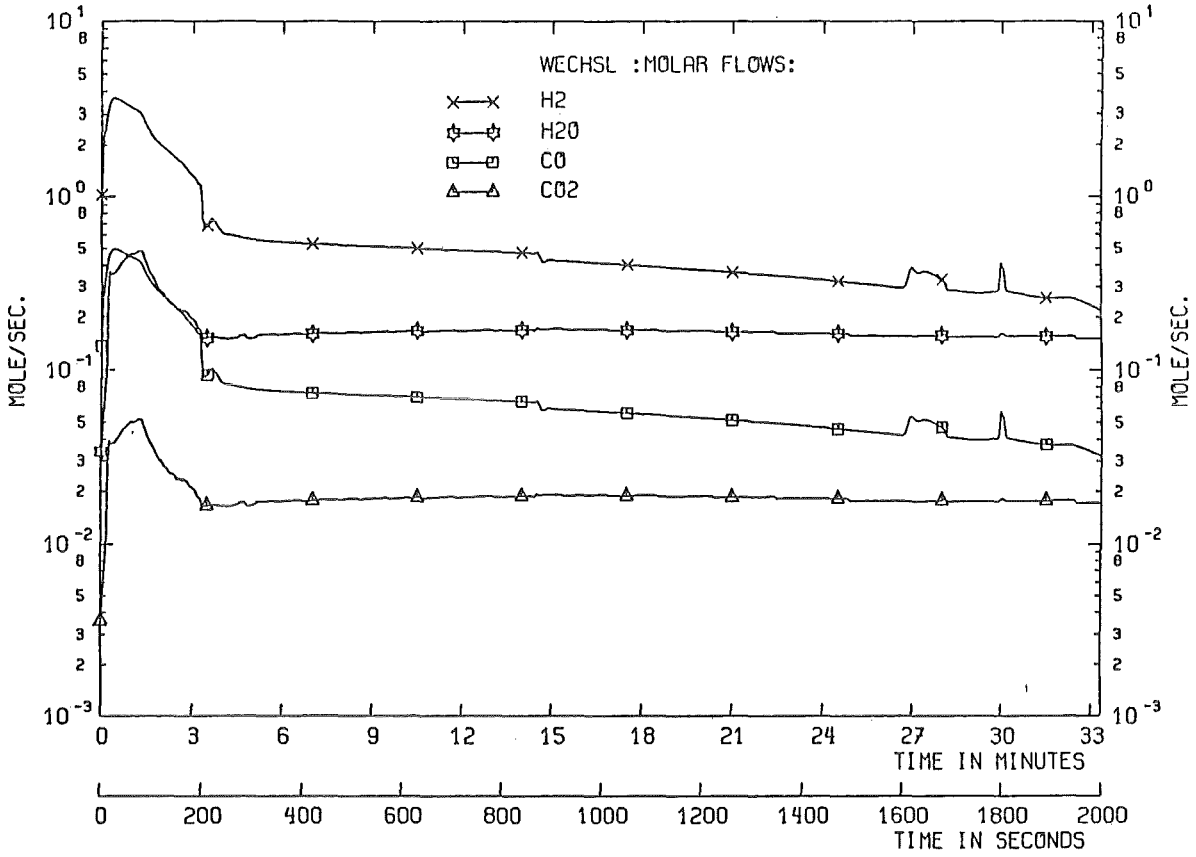
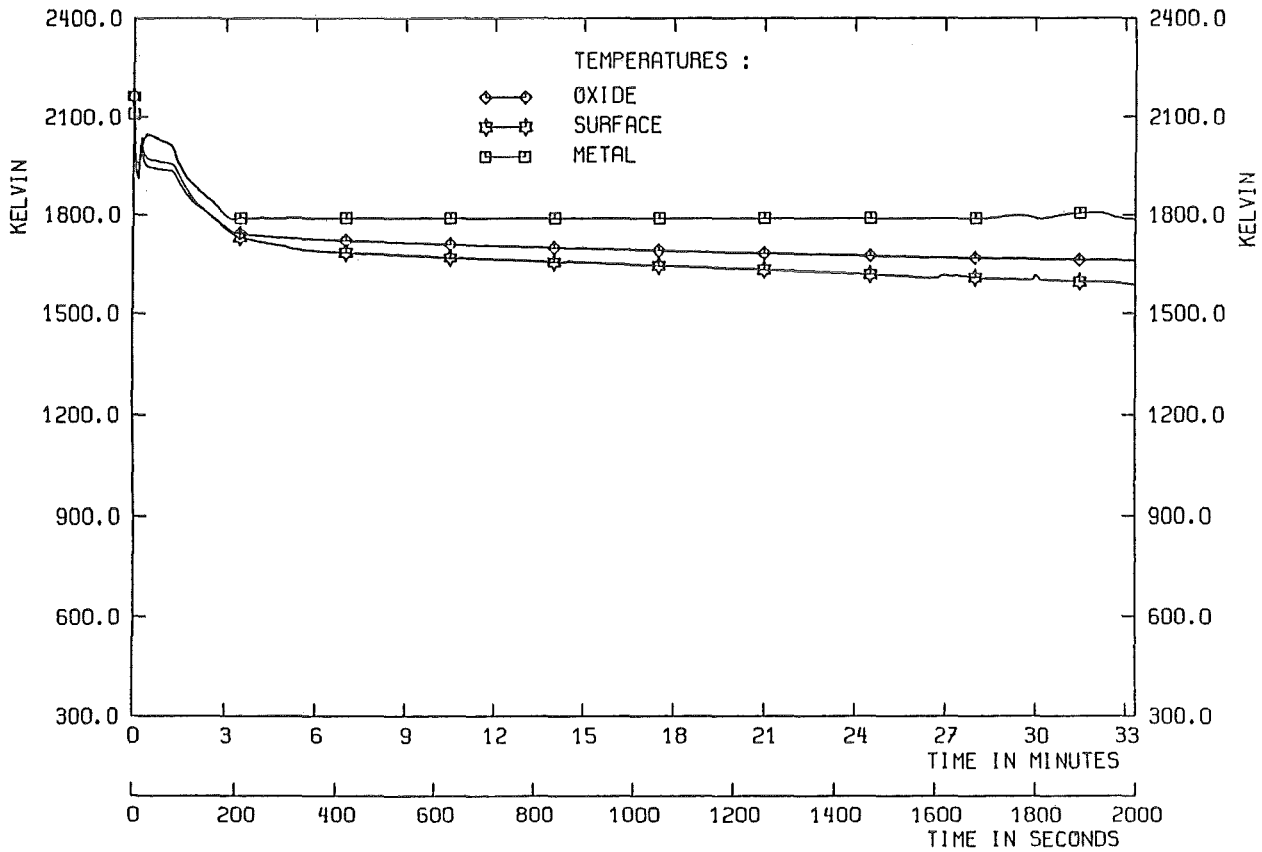


Abb. 7 Größenverteilung der Metallpartikel in BETA Versuch V6.1





**Abb. 8** Gasfreisetzung in BETA Experiment V5.1 nach WECHSL Rechnungen



**Abb. 9** Verlauf der Schmelzbad-Temperaturen in BETA V5.1

**18.05.02**                    **LWR-Kernschmelzen**  
**18.05.02/10A**            **Core meltdown experiments BETA**  
**PSF 0N1L**                (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

### **Abstract**

Three BETA experiments were accompanied with the operation of the off-filter and sampling of the airborne aerosols in the offgasline.

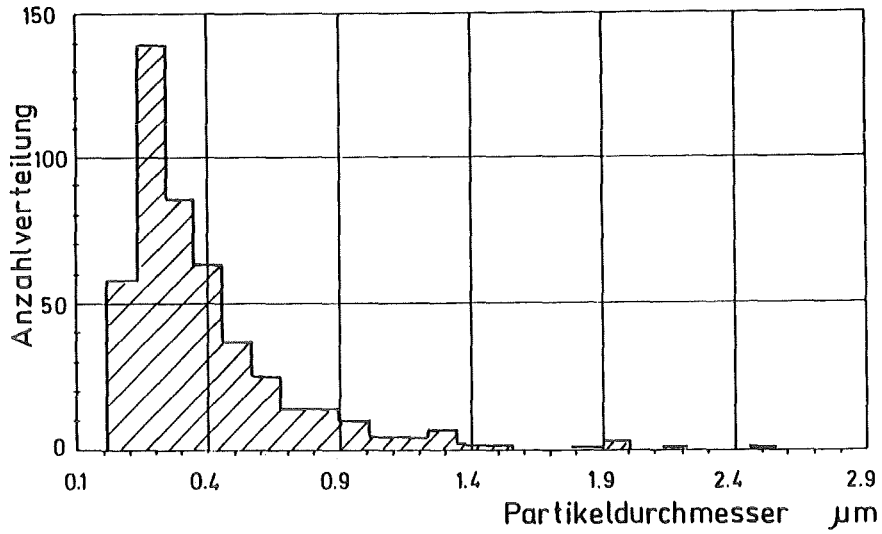
**18.05.02/10A**            **Kernschmelzenversuche BETA**  
**PSF 0N1L**                (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Im letzten Jahr fanden drei BETA Experimente statt, bei denen das LAF II durch die Aerosol-Probenahme und Partikelgrößenmessung sowie die Auslegung und Gestellung des Abluftfilters beteiligt war.

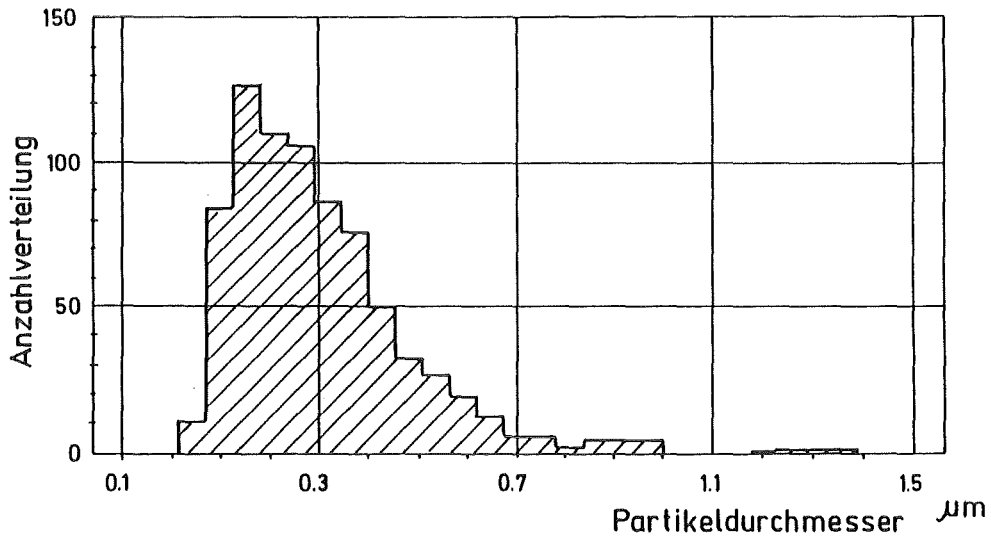
Nach dem ersten Versuch wurden auf dem Abluftfilter durch Wägung 1,5 kg Aerosole abgeschieden, beim dritten Versuch wurden sogar 3,6 kg auf der Vorfilterstufe gefunden. Der zweite Versuch war nicht auswertbar, da die Filterstufe (für einen Differenzdruck von 200 mbar ausgelegt) durch einen unerwarteten plötzlichen Druckanstieg auf ca. 5 bar zerstört wurde. Dieser wurde von der Dampfbildung verursacht als Folge des Kontaktes zwischen Schmelze und Wasser aufgrund der durcherodierten Betontrennschicht.

Bei jedem Versuch wurden 8 Aerosolprobennahmefilter zu definierten, vorher festgelegten Zeitpunkten beaufschlagt und anschließend ausgewertet. Zur Aerosolgrößenbestimmung können nur die geringer beladenen Proben herangezogen werden. Die restlichen Proben sind dagegen für die chemischen Analysen geeigneter.

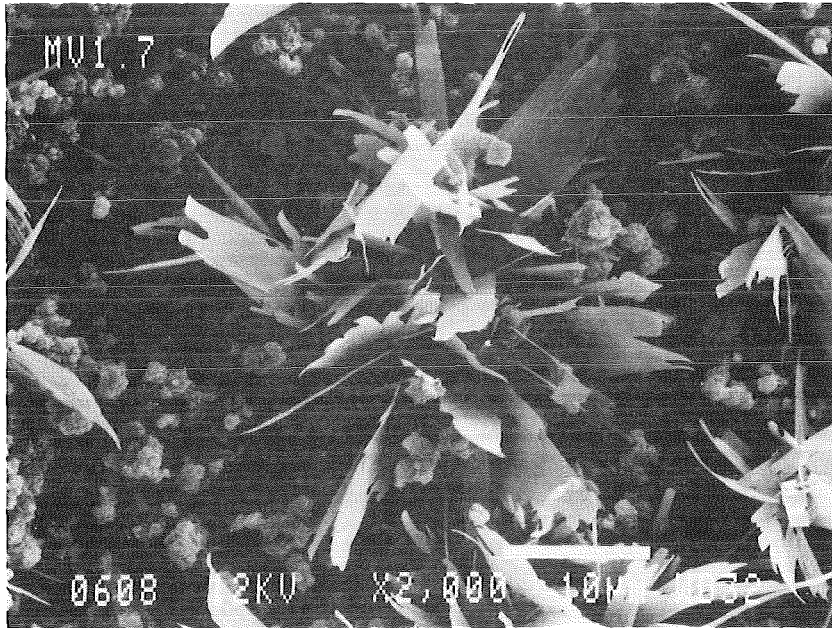
Beispielhaft sind einige Größenverteilungen und Rasterelektronenmikroskopaufnahmen angegeben. Die blattförmigen Aerosolpartikeln bestehen vorwiegend aus leichtflüchtigen Betonbeimengungen und Zinnverbindungen aus Zirkaloy-Legierungen.



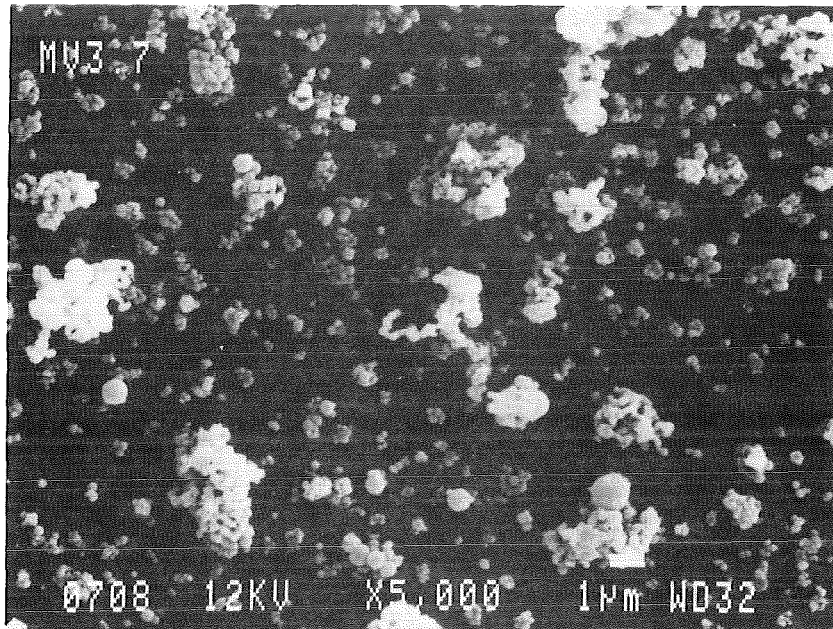
Ausgewertete Aerosolgrößenverteilung aus  
Beta - Versuch 5.3



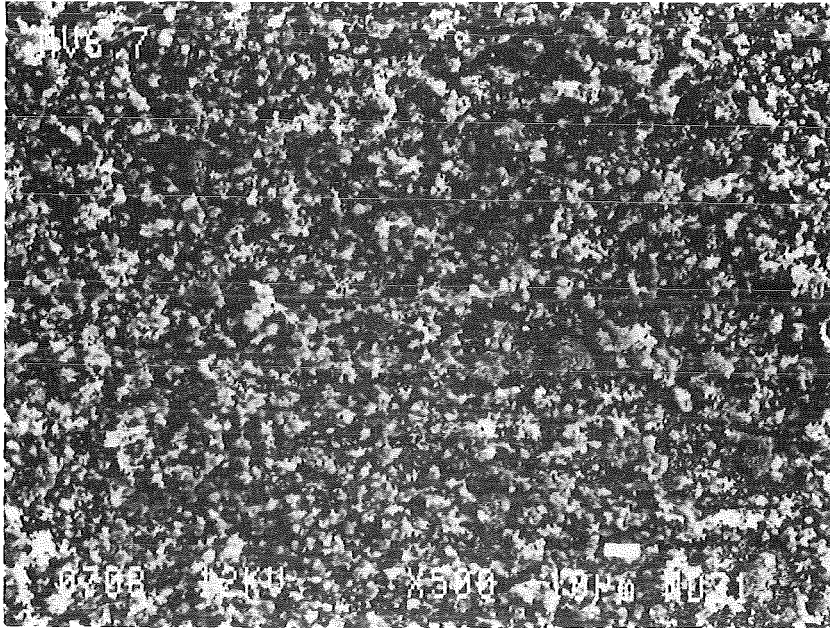
Ausgewertete Aerosolgrößenverteilung aus  
Beta - Versuch 6.1



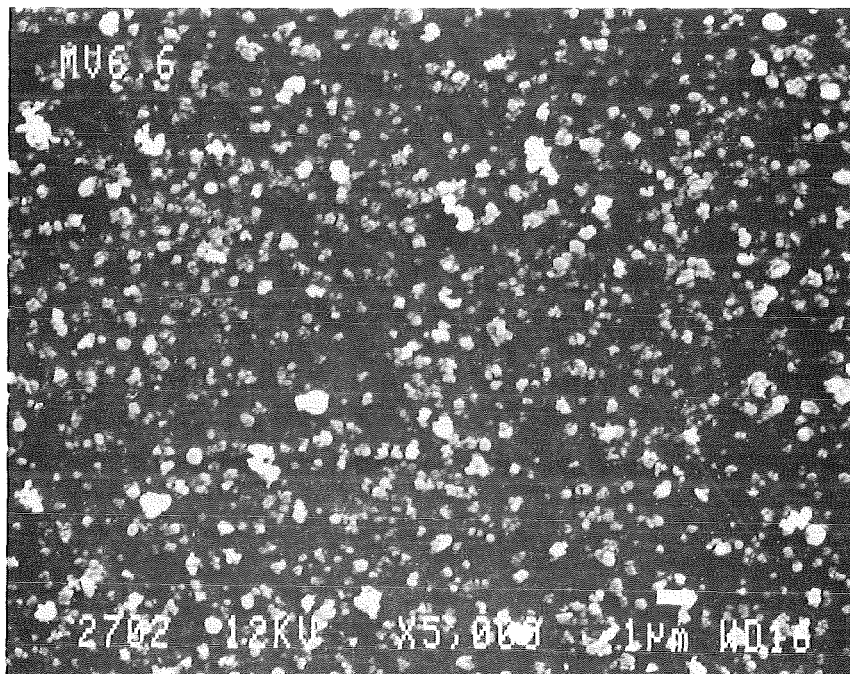
Rasteraufnahme von BETA-Versuch 5.3



Rasteraufnahme von BETA-Versuch 5.3



Rasteraufnahme von BETA-Versuch 5.3



Rasteraufnahme von BETA-Versuch 6.1

18.05.02/11A BETA Test Related Materials Investigations  
PSF 0D5Y (A. Skokan, H. Janzer, G. Schlickeiser, IMF/I)

18.05.02/12A Chemical Analyses for the BETA-Tests  
PSF 0N1P (C. Adelhelm, Ch. Gosgnach, M. Heinle, IMF/I)

Laboratory scale experiments were conducted on mixtures of silicate concrete and BWR type "Corium" (core melt simulation mixture) in order to determine their temperatures of crust formation depending on their state of oxidation. Since the mixtures - once molten - have a high viscosity, it seemed practicable to measure the temperatures of the phenomenological meltdown of premelted samples rather than to measure the solidus and liquidus temperatures. The results show that, compared to earlier results concerning PWR type core melts, the effect of low melting eutectics by the presence of boron carbide is nearly overcompensated by the opposite effect of increasing the melting temperature by the higher amount of zirconium oxide in the oxide melt.

Materials samples of the BETA tests V 5.1 and V 5.2 were separated and chemically analysed. Special ways of decomposing were needed for the frozen metallic melt. The results from samples drawn from the melt by the temperature probes of test V 5.2 give a clear picture of the changing chemical composition of the melt due to the chemical reactions taking place. The assumed chemical reduction of  $\text{SiO}_2$  by metallic Zr could be verified. It controls the process during the first seconds, shown by the sharply increasing concentration of Si in the metallic melt. Later on, the metal melt is oxidized by  $\text{H}_2\text{O}$  and  $\text{CO}_2$  only, following the sequence Zr - Si and Cr - Fe, and with a considerably lower oxidation rate.

- 18.05.02/11A Materialkundliche Untersuchungen an BETA-Versuchs-  
PSF 0D5Y proben  
(A. Skokan, H. Janzer, G. Schlickeiser, IMF/I)
- 18.05.02/12A Chemische Analysen für BETA-Experimente  
PSF 0N1P (C.Adelhelm, Ch. Gosgnach, M.Heinle, IMF/I)

### 1. Ziele

In gleicher Weise wie bei der ersten BETA-Versuchsreihe sollen die Versuche der Testserie BETA II durch diese materialkundlichen Untersuchungen begleitet werden. Dabei soll vor allem die zeitliche Änderung der chemischen Zusammensetzung im Ablauf der einzelnen Versuche ermittelt werden, um die ablaufenden chemischen Reaktionen aufzuzeigen. Die dazu erforderlichen Materialproben werden sowohl während der Versuche mit Hilfe der Temperatursonden aus der Schmelze gezogen, als auch nach dem Erkalten der Betontiegel aus diesen entnommen. Parallel dazu sollten durch Laboruntersuchungen die phänomenologischen Schmelz- und Erstarrungstemperaturen für Mischungen aus Beton und SWR-typischen "Corium"-Zusammensetzungen ermittelt werden. Der Vergleich zu früher gemessenen Daten mit DWR-typischen "Corium"+Beton-Zusammensetzungen soll den Einfluß der höheren Konzentration an Zirkonium und der Anwesenheit von Borkarbid in der Kernschmelze aufzeigen.

### 2. Ermittlung der Schmelz- und Erstarrungstemperaturen von "Corium"/Beton-Proben

In einem sehr frühen Stadium der Forschungsarbeiten zu LWR-Kernschmelzenunfällen waren zwei charakteristische fiktive Kernschmelzenzusammensetzungen mit den Bezeichnungen "Corium A" und "Corium E" (A=Anfang, E=Ende) definiert worden [1]. Diese Zusammensetzungen beinhalten die Materialien der Hauptkomponenten typischer DWR-Kerne ohne Steuerstäbe, Spaltprodukte und andere Nebenkomponten sowie ohne Berücksichtigung von Oxidationsprozessen. Die Änderung des Chemismus durch Dampfoxidation von Zircaloy und Stahl wurde später berücksichtigt [2]. Ausgangspunkt für die Festlegung einer fiktiven SWR-typischen "Corium"-Zusammensetzung war eine ältere unveröffentlichte Mitteilung aus USA. Von der DWR-typischen Corium-Zusammensetzung unterscheidet sie sich durch einen höheren Zr-Gehalt und durch die



Anwesenheit von Borcarbid (Steuerstäbe). Da nach unserem Wissen noch keine einheitlich benutzte Definition für SWR-Corium-Zusammensetzungen vorliegt, wurden für diese Arbeiten die auf privater Information beruhenden Werte verwendet, die allerdings einen wahrscheinlich zu niedrigen Stahlanteil aufweisen. Die für die Messungen benutzte SWR-Corium-Zusammensetzung ist für unterschiedliche Oxidationszustände in Tabelle 1 angegeben. In der gleichen Tabelle finden sich die idealisierte Zusammensetzung für silikatischen Beton (ohne die flüchtigen Bestandteile  $H_2O$  und  $CO_2$ ) und die Zusammensetzungen der "Corium"+Beton-Mischungen, welche für die Messungen verwendet wurden.

Die Mischungen wurden homogenisiert und unter Schutzgas aufgeschmolzen. An den erkalteten Schmelzproben wurden mit Hilfe einer Schmelzpunktbestimmungsapparatur durch direkte Beobachtung mit einem Zweifarben-Mikropyrometer die phänomenologischen Aufschmelztemperaturen, d.h. die Temperaturen, bei denen die Probe zusammensackt, gemessen. Mit dieser Methode wird ein Temperaturwert erhalten, der zwischen den thermodynamischen Liquidus- und Solidustemperaturen liegt, bei welchem also noch keine vollständige Verflüssigung eingetreten sein muß. Für den hier vorliegenden Fall einer z.T. (bei hohen  $SiO_2$ -Anteilen) sehr viskosen Schmelze erschien diese Methode vernünftig, um Zahlenwerte für die Temperatur der Krustenbildung zu erhalten. Bei Berücksichtigung der reinen Liquidus- und Solidustemperaturen wären im Falle eines breiten Zweiphasenbereichs (Schmelzphase + feste Phase) größere Abweichungen zu erwarten.

Die Ergebnisse sind in Abb. 1 graphisch dargestellt. Das schattierte Feld zeigt den Bereich, innerhalb dessen die Proben flüssig wurden. Ober- bzw. Untergrenze beziehen sich auf die Mischungen mit nicht oxidiertem bzw. vollständig oxidiertem "Corium".

Ein Vergleich mit den entsprechenden früher für DWR-typische "Corium"-Zusammensetzungen erhaltenen Werten [2] zeigt keine gravierenden Änderungen, abgesehen von der höheren Schmelztemperatur des oxidierten "Coriums". Diese wird durch den höheren  $ZrO_2$ -Anteil verursacht. Für den Fall, daß man bei den SWR-typischen "Corium"-Zusammensetzungen einen höheren Stahlanteil berücksichtigen muß, lägen diese Temperaturen allerdings niedriger als die gemessenen. Der niedrige Borcarbidanteil wirkt sich in der

Gesamtschmelze, im Unterschied zu partiellen Schmelzen in der Abschmelzphase, nicht merklich aus.

### 3. Materialuntersuchungen an BETA V5.1 und V5.2

Die Beta-Versuche, deren materialanalytische Ergebnisse hier vorgestellt werden, sind bereits im vorigen Jahresbericht beschrieben worden [3]. Die Materialproben von den Tauchsonden und aus den geschnittenen Tiegeln wurden mechanisch aufbereitet und in oxidische und metallische Proben aufgeteilt. Wegen der z.T. fein dispergierten Partikel gelang diese Trennung nicht vollständig. Sie sollte bei der chemischen Analyse durch geeignete Aufschlußverfahren vervollständigt werden. Die Auflösung von metallischem Zr zusammen mit dem Cr-Ni-Stahl gelang in einer Mischung aus HCl, HF und HNO<sub>3</sub> bei 60°C, wobei ZrO<sub>2</sub> im Rückstand verblieb. Allerdings löst diese Säuremischung auch Anteile der oxidischen Bestandteile auf, insbesondere Ca-, Al- und auch Si-Anteile. Daher konnten für die Angabe des Si-Gehaltes in metallischen Proben nur die Daten herangezogen werden, bei denen kein Al und Ca in der metallischen Phase nachgewiesen wurde. In den sauren Lösungen der metallischen Proben wurden fast alle Elementgehalte mit ICP-OES (Emissionsspektrometrie mit Plasmaanregung) gemessen; nur die Alkaligehalte wurden mit AAS (Atomabsorptionsspektrometrie) ermittelt. Zur quantitativen Analyse der Oxide wurde die RFA (Röntgenfluoreszenzanalyse) herangezogen. Hierfür wurden die pulverisierten Proben mit Lithiumborat und -nitrat geschmolzen. Referenzproben, deren Zusammensetzung den Analysenproben angepaßt wurde, wurden aus Oxiden, Nitraten oder Karbonaten bekannter Reinheit hergestellt. Die Ergebnisse der chemischen Analysen sind in den Tabellen 2 bis 4 wiedergegeben.

Für den Versuch BETA V5.1 liegen leider keine Daten über die zeitliche Änderung der Schmelzenzusammensetzung vor, da die Materialproben der einzigen eingefahrenen Sonde unbrauchbare Analysendaten lieferten. Die wichtigste Frage nach der Oxidation von SiO<sub>2</sub> durch Zr konnte jedoch anhand der Analysen von Proben aus dem geschnittenen Tiegel (Tab. 2, Analyse Nr. 508/90) und von Metalltröpfchen, die in einem frühen Stadium aus der Schmelze ausgeworfen wurden (z.B. Analysen Nr. 522, 526, 529, 533/90), positiv beantwortet werden. Durch diese Reaktion ist der Si-Gehalt

der Metallschmelze in dem frühen Stadium auf etwa 5% angestiegen und durch selektive Oxidation des Si bis zum Endstadium wieder auf etwa 3% abgesunken.

Aus den Daten für die Sondenproben von BETA V5.2 (Tab. 4) ist die Änderung der chemischen Zusammensetzung während des Versuches zu entnehmen. Sie wurde in die Oxidkomponenten umgerechnet und ist in den Abb. 2 bis 5 graphisch dargestellt. Die Analysenergebnisse der ersten Sondenproben zeigen für die oxidischen Anteile deutliche Unterschiede zwischen den unteren und den oberen Sondenproben. Die Oxidanalysen der unteren frühen Sondenproben stimmen jedoch mit den Ergebnissen für die metallischen Anteile auffallend überein. Da eine Schichtung der Oxidschmelze in diesem frühen Stadium wegen der zu diesem Zeitpunkt heftigen Schmelzbadbewegung unwahrscheinlich erscheint, muß vermutet werden, daß die Oxidanteile von den unteren Sondenpositionen eigentlich metallische Anteile darstellen, die nach dem Zurückfahren der Sonden in der über dem Tiegel vorhandenen oxidierenden Wasserdampf-Atmosphäre nachträglich oxidiert worden sind. Für die Angabe der Zusammensetzung der Oxidschmelze wurden daher nur die Analysen der oberen Sondenpositionen ausgewertet.

In der Anfangsphase (Abb. 2) fällt die Zirkonium-Konzentration in der metallischen Schmelze durch Oxidation sehr rasch ab. Der Wert von 21 Gew.-%, der dem zu Beginn vorgegebenen Anteil entspricht, sinkt bereits in den ersten 20 Sekunden (Sonde 1) auf etwa 2%. In der gleichen Zeit steigt der Anteil des Siliciums in der metallischen Schmelze auf etwa 7%. Damit ist die Annahme der Reduktion von  $\text{SiO}_2$  in der Schmelze durch metallisches Zr bestätigt worden. Von diesem Zeitpunkt ab sinkt die Zr-Konzentration in der metallischen Schmelze langsamer, die Si-Konzentration sinkt ebenfalls langsam ab (s. auch Abb. 3). Die Reduktion des  $\text{SiO}_2$  ist damit beendet, Zr wird -ebenso wie der nun in der metallischen Schmelze vorhandene Si-Anteil - von da an weiter durch  $\text{H}_2\text{O}$  und  $\text{CO}_2$  oxidiert, wodurch die  $\text{ZrO}_2$ -Konzentration in der Oxidschmelze weiter ansteigt. Die  $\text{SiO}_2$ -Konzentration in der Oxidschmelze steigt durch Zumischung von aufgeschmolzenem Beton während der ersten zwei Minuten sehr rasch, später langsamer an (s. auch Abb. 4). In Abb. 3 und 4 sind die Langzeitverhältnisse für die metallische und die oxidische Schmelze dargestellt. Der anfängliche Anstieg der Cr-Konzentration in der metallischen Schmelze ist nur relativ, da in dieser Zeit das Zr selektiv herausoxidiert wird. Sobald die Zr-

Oxidation beendet ist, sinkt der Cr-Anteil wegen der nun einsetzenden selektiven Cr-Oxidation. Das als Spaltprodukt-Simulator eingesetzte Mo geht in die metallische Schmelzenfraktion und verbleibt dort. In der Oxidschmelze sinkt der  $ZrO_2$ -Anteil nach der zwei Minuten dauernden ersten heftigen Reaktion langsam relativ ab aufgrund der Vergrößerung der Schmelzenmenge durch zugemischtem aufgeschmolzenen Beton. Das als Rest der Thermitmischung mit eingeführte Eisenoxid (als FeO berechnet) bleibt zunächst annähernd konstant und wächst erst sehr spät (nach 25 Minuten) als Folge der dann erst einsetzenden Oxidation von Fe etwas an. Die zur Spaltproduktsimulation eingesetzten Oxide von Ba, Ce, Sr und La vereinen sich sofort mit der oxidischen Schmelze und nehmen wegen der Zunahme der Schmelzenmenge im Verlauf des Versuches relativ ab (Abb. 5).

#### Literatur:

- [1] M. Peehs, IAEA-SM-190/10, Wien 1974
- [2] A. Skokan et al., Nucl. Technology 46 (1979), 255
- [3] H. Alsmeyer et al., in: KfK 4850, Juli 1991, Seiten 77-98

Tab.1: Hypothetische idealisierte chemische Zusammensetzungen von SWR-typischem "Corium A" in unterschiedlichen Oxidationszuständen (a) und Mischungen aus oxidiertem "Corium" und silikatischem Beton (b), die für die Schmelztemperaturbestimmungen (Abb.1, offene Kreise) verwendet wurden.

a)

SWR-typisches "Corium"	Oxidfraktion				Metallfraktion				
	UO <sub>2</sub>	ZrO <sub>2</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Zr	Cr	Fe	Ni	B <sub>4</sub> C
nicht oxidiert	68	-	-	-	25	1	4.5	1	0.5
teiloxydiert	61	32	-	-	-	1	4.5	1	0.5
oxydiert	60	31.5	1.5	5.7	-	-	-	1	0.5

b)

Beton	Corium	UO <sub>2</sub>	ZrO <sub>2</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	CaO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	SiO <sub>2</sub>
--	100	60.8	32.0	1.5	5.7	-	-	-
20	80	48.6	25.6	1.2	4.6	4.0	2.6	13.4
40	60	36.5	19.2	0.9	3.4	8.0	5.2	26.8
60	40	24.3	12.8	0.6	2.3	12.0	7.8	40.2
80	20	12.2	6.4	0.3	1.1	16.0	10.4	53.6
100	-	-	-	-	-	20.0	13.0	67.0

Alle Angaben in Gewichts-%.

Bezeichnung	Beton Pos. 2 Oxid	Tiegel- schnitt Pos. 1 Metall	Tiegel- schnitt Pos. 3 Oxid	Tiegel- schnitt Pos. 4 Oxid	Einguß- öffnung Metall	Tiegel- haube Metall	Tiegel- rand Metall	Optik Metall	Periskop Metall	Schlacke Boden Metall	Schlacke Metall- stück Metall
Analysennr.	510/90	508/90	515/90	517/90	533/90	522/90	529/90	526/90	531/90	519/90	524/90
<b>Elemente des Betons</b>											
Si %	28,47	2,86	27,06	28,67	4,99	5,50	4,95	5,03	4,80	3,12	4,91
Ca %	10,82	0,13	6,83	6,32	0,22	0,13	0,52	0,22	0,15	1,67	0,26
Al %	3,22	0,11	3,57	3,32	0,17	0,14	0,15	0,12	0,13	0,97	0,14
Mg %	0,57	0,006	0,46	0,44	0,07	0,05	0,02	0,007	0,02	0,43	0,01
K %	1,40	0,004	0,98	0,94	0,01	0,01	0,01	0,002	0,002	0,11	0,006
Na %	0,32		0,48	0,33							
Ti %	0,144		0,11	0,11							
S %	0,46		0,12	0,12							
P %	<0,04		<0,04	<0,04							
<b>Elemente der Metallschmelze</b>											
Fe %	0,76		2,01	1,45							
Cr %	<0,03	4,66	0,42	0,37	4,58	4,38	4,39	3,91	4,64	0,02	3,63
Ni %		5,38			4,72	4,47	4,72	4,39	4,63	5,21	4,45
Zr %	0,02	0,02	13,98	13,32	0,05	0,03	0,03	0,02	0,04	16,00	0,04
<b>Simulierte Spaltprodukte</b>											
Mo %	<0,03	<0,02	<0,03	<0,03	0,02						
Ce %	<0,01	<0,05	<0,01	<0,01	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05
Te %	0,02	<0,01	<0,01	0,02	<0,01	<0,01	<0,01	<0,01	<0,01	<0,01	<0,01
Ba %	0,03	<0,02	<0,01	0,02	<0,02	<0,02	<0,02	<0,02	<0,02	<0,02	<0,02
Sr %	<0,002	0,01	<0,002	<0,002	<0,003	<0,003	<0,003	<0,003	<0,003	0,003	<0,003
La %	<0,01	<0,04	<0,01	<0,01	<0,04	<0,04	<0,04	<0,04	<0,04	<0,04	<0,04

Tab.2: Ausgewählte Analysenergebnisse von BETA V5.1

Bezeichnung	Sonde 1		Sonde 2		Sonde 3	Sonde 4			Sonde 5		Sonde 6	
	unten Metall	oben Oxid	unten Oxid	oben Oxid	oben Oxid	unten Metall	unten Oxid	oben Metall	unten Oxid	oben Oxid	unten Metall	
Analysenr.	237/90	238/90	239/90	240/90	242/90	244/90	243/90	245/90	246/90	247/90	248/90	
<b>Elemente des Betons</b>												
Si %	7,00	12,83	5,13	17,02	16,45	6,31	4,25	17,36	7,30	18,42	5,87	
Ca %	0,72	4,53	0,14	5,70	5,94	0,23	0,06	6,17	0,30	5,93	<0,07	
Al %	1,18	3,40	<0,20	4,50	4,52	0,08	<0,20	4,54	0,16	4,22	0,05	
Mg %	0,07	2,75	<0,20	0,67	0,65	0,04	0,37	0,74	1,27	0,61	0,62	
K %	0,17	0,53	<0,10	0,77	0,77	0,04	<0,10	0,75	0,05	0,81	0,01	
Na %	0,10	0,29	0,18	0,30	0,34	0,05	0,20	0,40	0,17	0,37	0,08	
Ti		0,05	<0,02	0,06	0,06		<0,02	0,07		0,07		
Mn %	0,21	0,08	0,11	0,06	0,07	0,12	0,11	0,07	0,12	0,07	0,15	
S %		0,12	<0,05	0,11	0,14		<0,06	0,10		<0,02		
P %		0,05	0,06	<0,02	<0,02		0,07	<0,02				
<b>Elemente der Metallschmelze</b>												
Fe %		18,92	73,7	3,97	3,47		67,68	2,45		5,18		
Cr %	4,26	1,19	4,62	0,28	0,26	4,47	4,23	0,19	4,57	0,42	4,84	
Ni %	4,62	0,72	2,54	<0,15	<0,15	5,07	2,57	<0,15	5,23	0,17	5,67	
Zr %	2,08	16,62	0,22	22,32	22,37	0,14	0,19	22,29	0,21	18,23	0,08	
Sn %	0,26	<0,05	0,11	<0,05	<0,05	0,22	0,14	<0,05	0,25	<0,05	0,29	
B %	1,09	0,58	0,83	0,46	0,40	0,76	0,76	0,40	0,91	0,44	0,93	
<b>Simulierte Spaltprodukte</b>												
Mo %	0,08	0,06	0,18	<0,03	<0,03	0,37	0,16	<0,03	0,34	0,03	0,38	
Ce %	<0,10	0,47	<0,06	0,14	0,34	<0,37	<0,06	0,13	<0,10	0,23	<0,10	
Te %	<0,07	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	<0,28	<0,05	<0,05	<0,07	<0,05	<0,07	
Ba %	<0,005	0,49	<0,03	0,16	0,33	<0,02	<0,03	0,16	0,007	0,24	0,007	
Sr %	0,006	0,20	<0,02	0,07	0,16	0,003	<0,02	0,07	0,003	0,12	0,003	
La %	<0,01	0,20	<0,02	0,07	0,18	<0,04	<0,02	0,07	<0,01	0,12	<0,01	

Tab.3: Analyse der Sondenprobrn von BETA V5.2



Bezeichnung	Sonde 7		Sonde 8		Sonde 9		Sonde 10		Sonde 11		Sonde 12	
	oben Oxid	unten Oxid	oben Oxid	unten Metall	oben Oxid	unten Oxid	oben Oxid	unten Oxid	oben Oxid	unten Metall	oben Oxid	unten Oxid
Analysenr.	249/90	250/90	251/90	253/90	254/90	255/90	256/90	257/90	258/90	264/90	261/90	262/90
<b>Elemente des Betons</b>												
Si %	20,94	21,88	20,01	6,28	21,18	18,35	22,93	25,15	22,55	4,20	24,04	23,42
Ca %	6,42	6,77	6,37	0,14	6,83	6,62	6,60	6,58	6,69	0,13	6,99	6,58
Al %	4,18	4,18	4,31	0,09	3,91	3,63	3,65	3,70	3,52	0,04	3,31	3,74
Mg %	0,49	0,68	0,51	1,08	0,81	0,82	0,56	1,01	0,53	8,63	0,65	0,71
K %	0,78	0,97	0,94	0,04	0,93	0,87	0,95	0,97	1,09	0,02	1,23	1,45
Na %	0,35	0,78	0,56	0,15	0,55	0,57	0,57	0,70	0,61	0,20	0,72	0,63
Ti %	0,07	0,08	0,07		0,08	0,07	0,07	0,08	0,08		0,08	0,08
Mn %	0,07	0,07	0,07	0,11	0,08	0,09	0,07	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08
S %	0,08	0,11	0,09		0,11	0,09	0,08	0,14	0,08		0,14	0,08
P %	<0,02	<0,02	<0,02		<0,02		<0,02	<0,02	<0,02		<0,02	<0,02
<b>Elemente der Metallschmelze</b>												
Fe %	2,44	1,84	2,75		2,55	8,76	2,49	4,35	3,70		3,03	2,74
Cr %	0,18	0,17	0,21	4,43	0,22	0,55	0,19	0,35	0,30	3,98	0,28	0,27
Ni %	<0,15	<0,15	<0,15	5,05	<0,15	0,38	<0,15	0,18	0,14	4,44	0,11	0,09
Zr %	17,74	17,74	17,85	0,11	14,67	13,99	12,91	11,84	11,29	0,09	10,05	10,35
Sn %	<0,05	<0,05	<0,05	0,28	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	0,24	<0,05	<0,05
B %	0,43	0,43	0,45	0,78	0,52	0,64	0,5	0,50	0,52	0,45	0,48	0,48
<b>Simulierte Spaltprodukte</b>												
Mo %	<0,03	<0,03	<0,03	0,32	<0,03	0,04	<0,03	<0,03	<0,03	0,32	<0,03	<0,03
Ce %	0,21	0,21	0,19	<0,10	0,17	0,18	0,13	0,11	0,13	<0,10	0,11	0,11
Te %	<0,05	<0,05	<0,05	<0,07	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	<0,05	<0,07	<0,05	<0,05
Ba %	0,23	0,18	0,20	0,007	0,19	0,19	0,15	0,14	0,15	<0,005	0,13	0,13
Sr %	0,12	0,10	0,10	0,003	0,10	0,09	0,08	0,08	0,08	0,002	0,07	0,07
La %	0,12	0,09	0,10	<0,01	0,09	0,09	0,07	0,06	0,07	<0,01	0,06	0,06

Tab.4: Analyse der Sondenproben von BETA V5.2

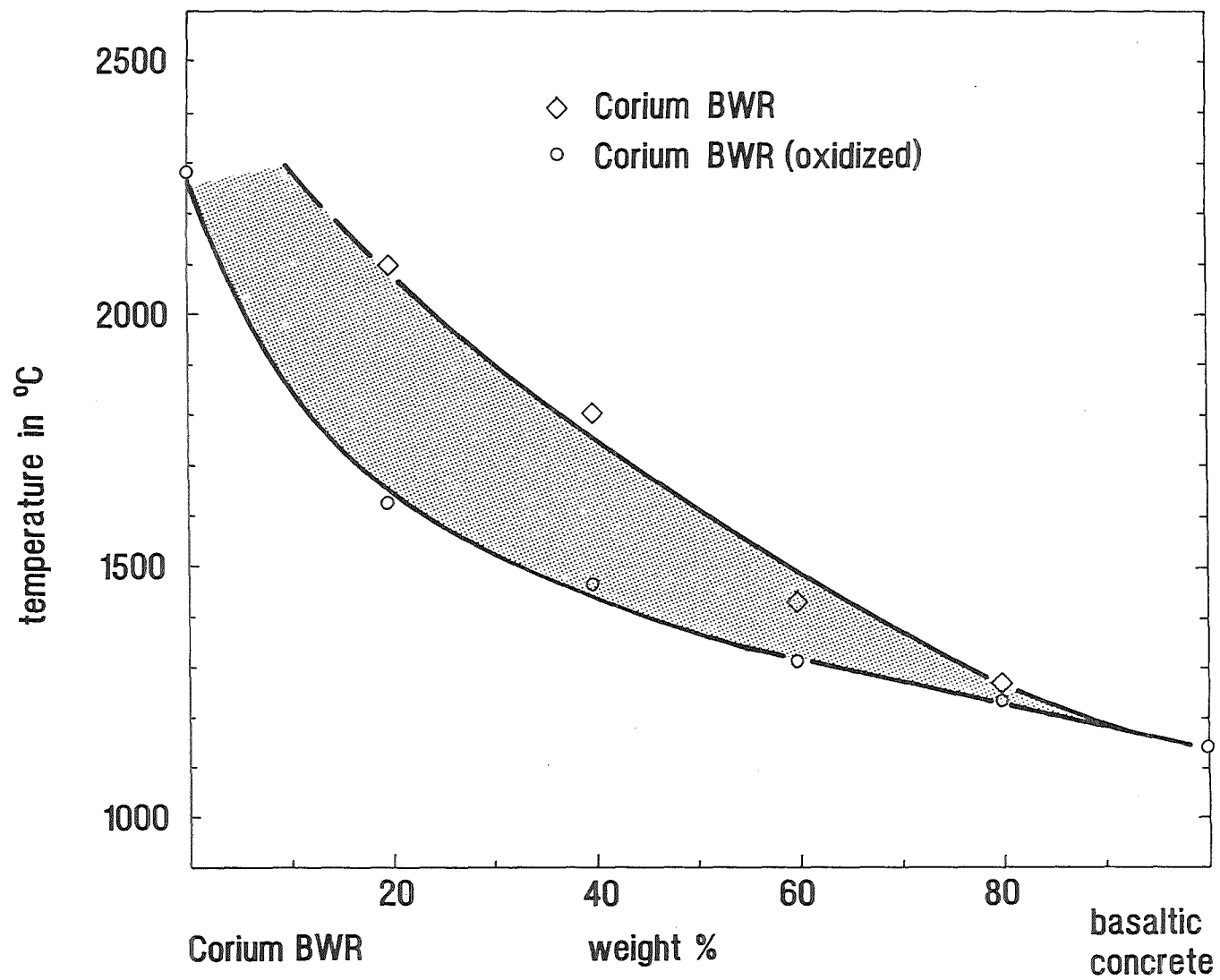


Abb.1: Phänomenologische Schmelztemperaturen von Mischungen aus "SWR-Corium" und silikatischem Beton

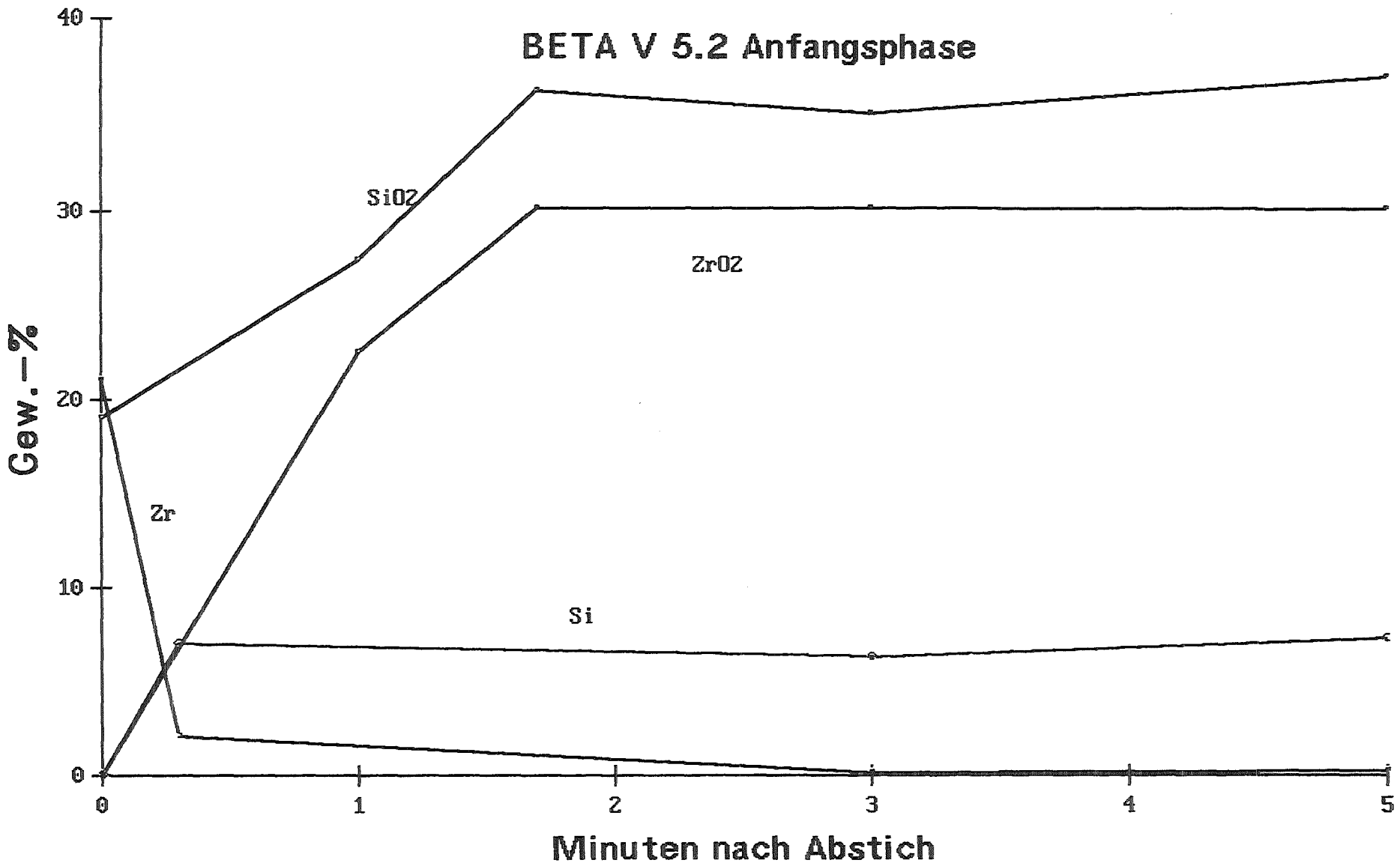


Abb.2: Sondenproben; Änderung der Konzentrationen von Zr, Si, ZrO<sub>2</sub> und SiO<sub>2</sub> in der Anfangsphase

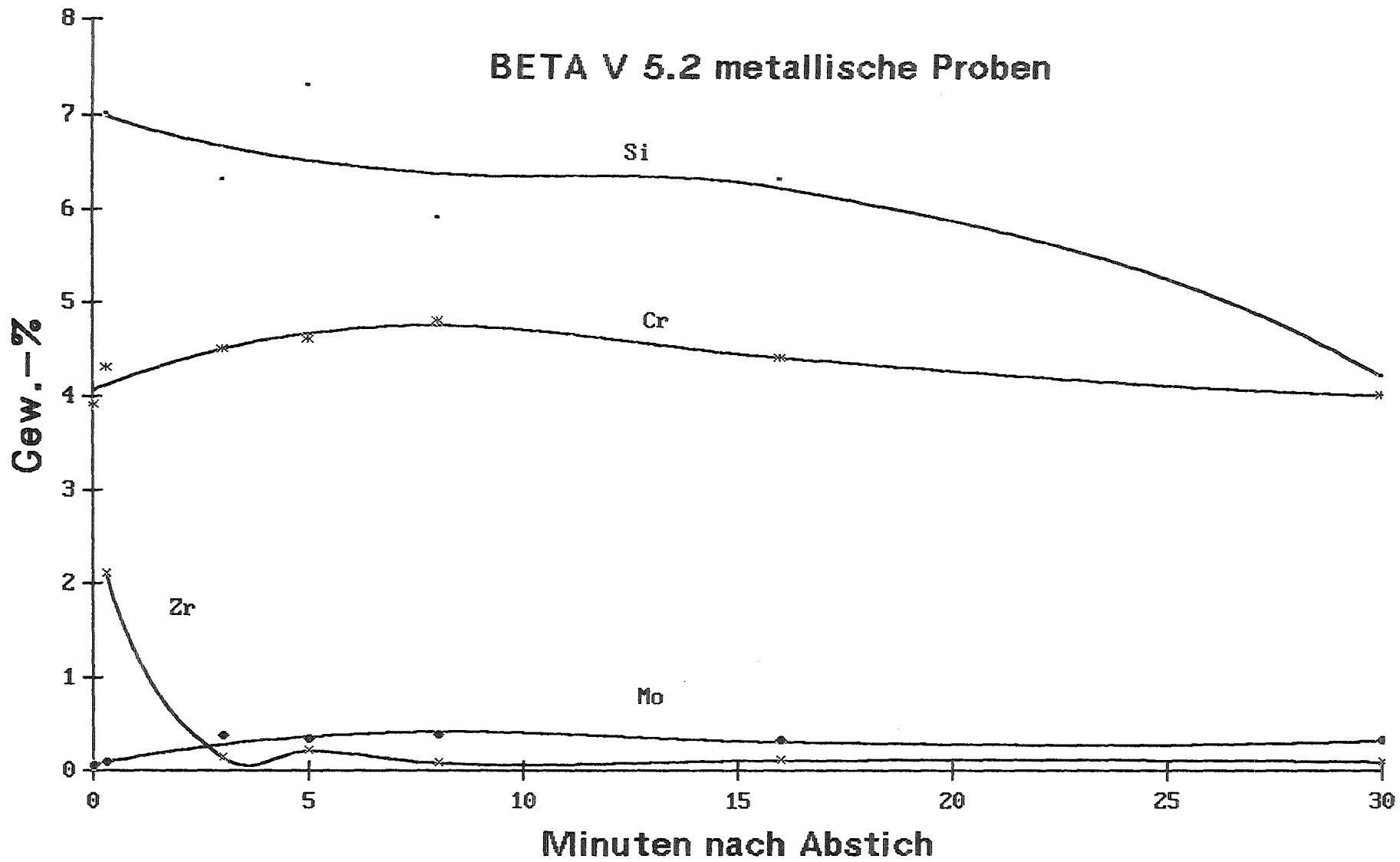


Abb.3: Sondenproben; Konzentrationen einiger Komponenten der metallischen Schmelze

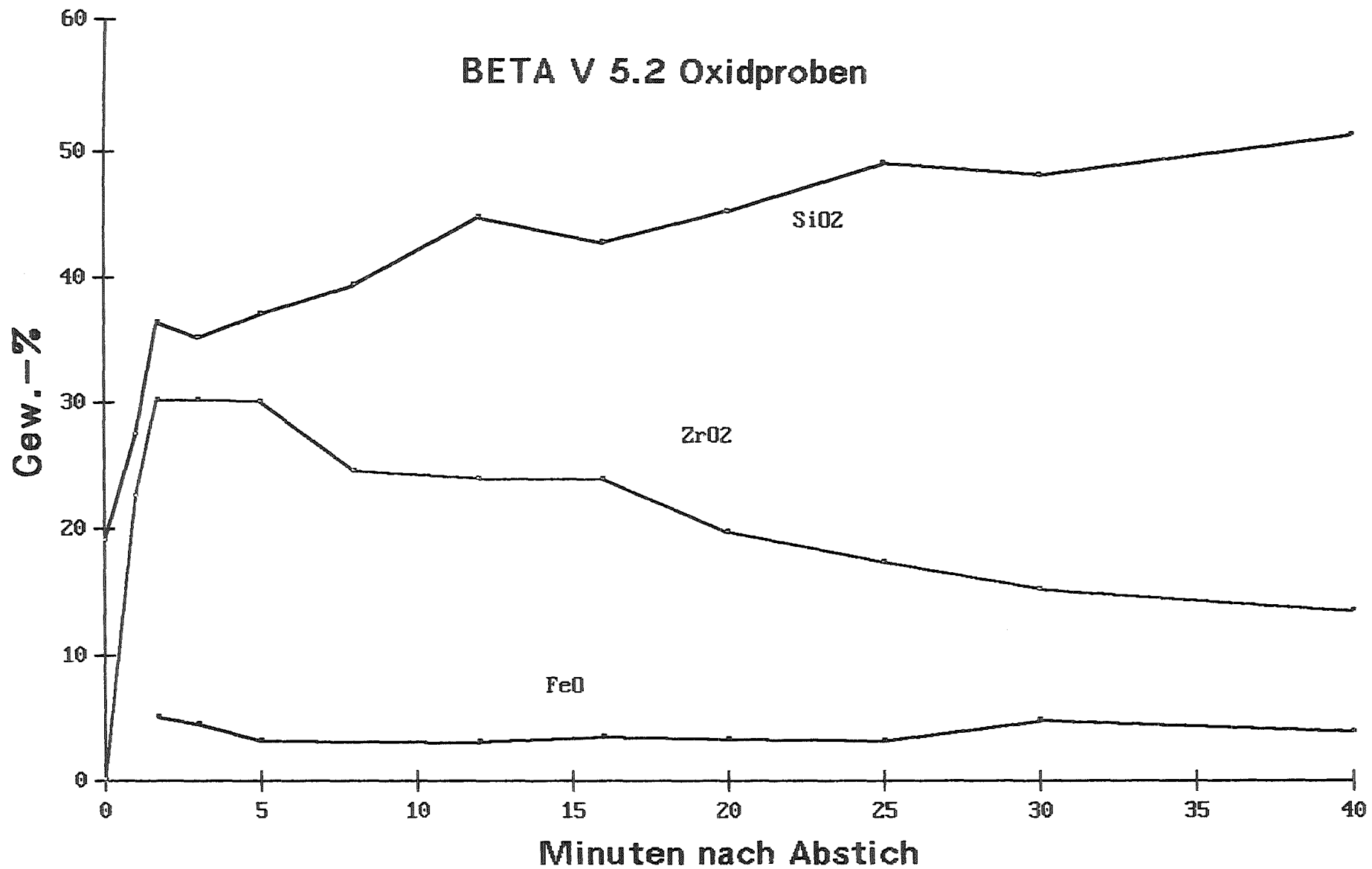


Abb.4: Sondenproben; Konzentrationen einiger Komponenten der Oxidschmelze

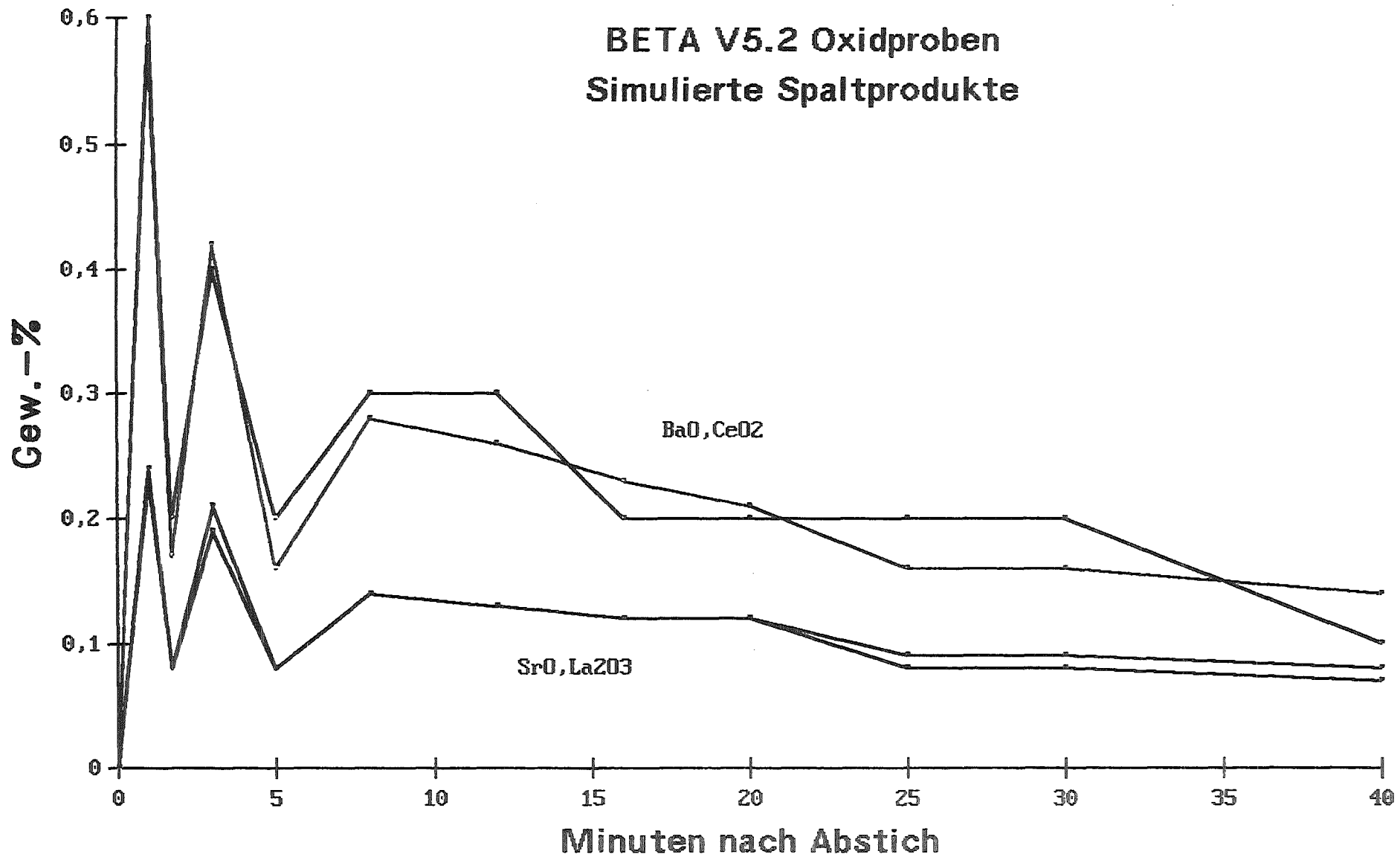


Abb.5: Sondenproben: Konzentrationen einiger simulierter Spaltproduktoxide in der Oxidschmelze

**18.05.03**

## **Rückhaltung von Spaltprodukten**

**18.05.03/02A**  
**PSF 0D5R**

**Development of a standardized test rig for HEPA filter units**  
(M. Neuberger, M. Fronhöfer, T. Hardy, W. Kuhn, LAF II)

### **Summary**

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 particular adverse effects of filter exposure to super-saturated airflows and elevated differential pressure.

The detail construction for a rig to type test filter units under fog conditions and increased pressure drop was finished, and the components of the test facility were delivered. The build up of the test rig is nearly closed on.

In order to know the quantity of water and the loss of time, necessary for a decided differential pressure of an filter unit, a small test facility was build up. A small dust preloaded filter was fixed in a circular channel and loaded with small droplets from a air atomizing nozzle. The pressure drop of the test filter increases with increased preloading and increased quantity of water in the air. Tests with sub-saturated air (humidity up to 94%) showed, that the pressure drop gradient increases with increased preloading and decreases with increased velocity. Unloaded, high strength filters show no change in pressure drop.



18.05.03/02A  
PSF 0D5R

## **Entwicklung einer Typ- und Serienprüfanlage für HEPA-Filter**

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

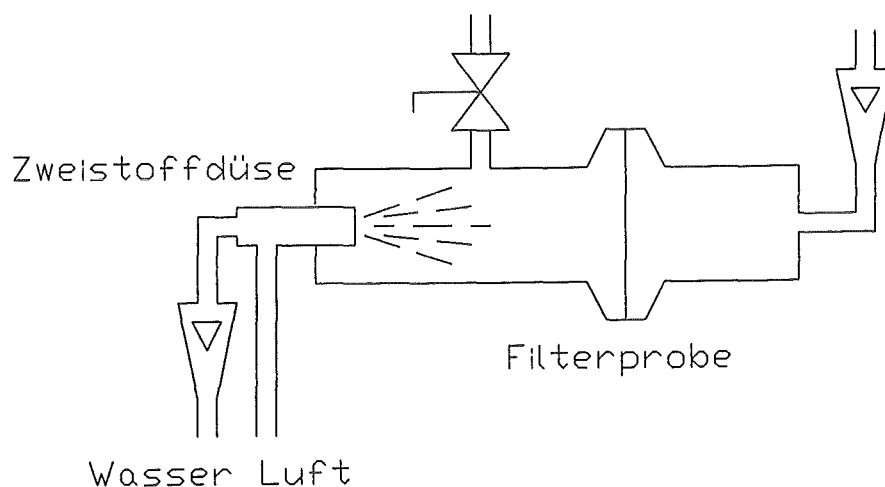
### **1. Einleitung**

Um die Integrität und damit den für Filter der Klasse S notwendigen hohen Abscheidegrad hochfester Schwebstofffilterelemente auch unter Störfallbedingungen gewährleisten zu können, bedarf es einer fortwährenden Qualitätskontrolle. Hierzu ist es notwendig, für neu entwickelte Filterzellen eine Typprüfung durchzuführen, damit diese für den kerntechnischen Einsatz freigegeben werden können. Darüberhinaus müssen stichprobenartige Prüfungen an Filterelementen aus der Großserie durchgeführt werden, um den hohen Qualitätsstandard beizubehalten. Die genormte Prüfprozedur ist nach KTA-Regel 3601 vorgeschrieben und beinhaltet eine Überprüfung der Wärmebeständigkeit, der Differenzdruckbeständigkeit und der Beständigkeit gegenüber hohen relativen Feuchten bis hin zu kurzzeitigen Taupunktunterschreitungen. Filterzellen, die in den Lüftungsanlagen des Kernforschungszentrums eingesetzt werden, müssen zusätzlich die bedeutend härteren Prüfbedingungen nach der Technischen Lieferanforderung TLA 22 bestehen. Dabei müssen z. B. für eine Standardfilterzelle mit den Abmessungen 610x610x292 mm<sup>3</sup> Luftdurchsätze bis zu 35.000 m<sup>3</sup>/h erreicht werden. Der Differenzdruck steigt dabei auf ca. 25 kPa. Im Nebelbetrieb wird das Filter 24 Stunden lang mit 5 g Wasser/m<sup>3</sup> Luft bei Nennvolumenstrom  $\dot{V}_{\text{Nenn}} = 1700 \text{ m}^3/\text{h}$  beaufschlagt und erreicht dabei, je nach Filtertyp, 6–10 kPa Differenzdruck. Im Wärmeschrank wird das Filter 23 Stunden lang 130 °C ausgesetzt. Anschließend müssen die Filter ölfadenfrei sein und noch den Abscheidegrad für Filter der Klasse S gewährleisten.

### **2. Entwicklung einer Typ- und Serienprüfanlage zur Qualitätssicherung hochfester Schwebstofffilter**

Im Kernforschungszentrum stehen für die Prüfungen der Differenzdruckbelastung und des Nebelbetriebs die beiden Großanlagen BORA (1 MW Leistung, max. 100.000 m<sup>3</sup>/h Luftdurchsatz, 80 kPa Differenzdruck) und TAIFUN (150 kW Leistung, max. 2000 m<sup>3</sup>/h Luftdurchsatz, 20 kPa Differenzdruck, 10 g Wasser/m<sup>3</sup> Luft für Nebelbetrieb, überhitzter Dampf) zur Verfügung. Daher kann diese aufwendige und kostenintensive Prüfung der Schwebstofffilterzellen nur im Kernforschungszentrum Karlsruhe durchgeführt werden. Sinnvoll ist jedoch nur eine stichprobenartige Serienprüfung der angelieferten Schwebstofffilterzellen vor Ort im kerntechnischen Betrieb oder zumindest durch mehrere unabhängige Prüfstellen in den einzelnen Bundesländern. Aus diesem Grund mußte eine kompakte und wirtschaftliche Typ- und Serienprüfanlage entwickelt, konstruiert und gebaut werden. Grundlage für die Auslegung waren die Erfahrungen an den oben genannten Großanlagen. So war aus Versuchen an

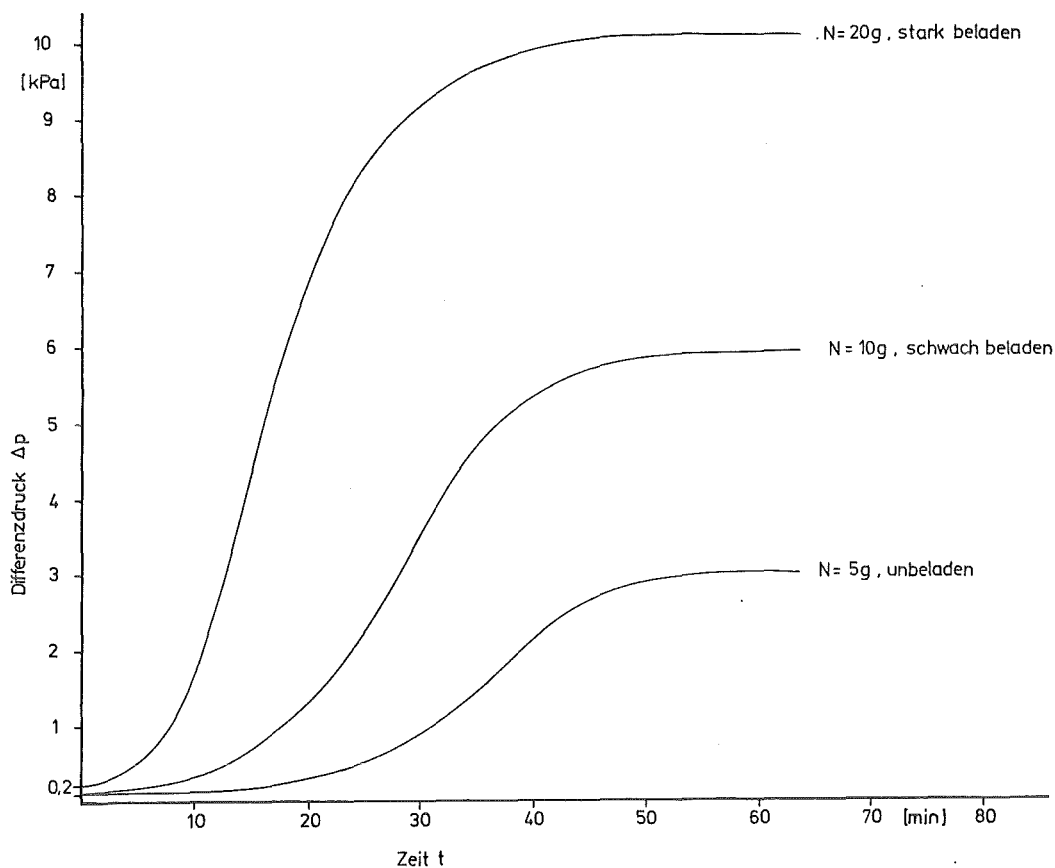
der Filterprüfanlage BORA bekannt, daß zum Erreichen des nach TLA 22 notwendigen Prüfdruckes von 25 kPa mindestens ein Volumenstrom von 30–35.000 m<sup>3</sup>/h notwendig ist. Untersuchungen an der Anlage TAIFUN ergaben einen Differenzdruckanstieg innerhalb von 12–24 Stunden auf 6–10 kPa bei Nennvolumenstrom und eine Nebelnässe von 5–10 g Wasser/m<sup>3</sup> Luft. Mit Hilfe dieser Daten sollte ein neues Prüfverfahren für die kombinierte Belastung aus hohem Differenzdruck und Wassereinwirkung gefunden werden.



**Bild 1:** Laboreinrichtung zur Bestimmung des Einflusses der Vorbelastung und des Nebelgehaltes auf den Differenzdruckanstieg

Um jeweils Wassermengen und Zeitbedarf zu bestimmen, die notwendig sind um einen Differenzdruck von 10 kPa zu erhalten, wurde eine kleine Versuchsanlage im Labormaßstab aufgebaut. Angestrebt war ein Druckanstieg auf 10 kPa innerhalb einer Stunde. Die Anlage (Bild 1) bestand aus einem kurzen Prüfkanal mit Filterhalter, einer Druckluftzufuhr mit Drosselventil zur Regelung des Volumenstroms und dem Luftaustritt mit einem Schwebekörperdurchflußmesser. Mit Hilfe einer Zweistoffdüse (Kuhndüse) wurde die Filterprobe mit Nebel beaufschlagt. Wasser- und Luftverbrauch konnten ebenfalls gemessen und geregelt werden. Mit dieser Versuchseinrichtung wurde der zeitliche Differenzdruckverlauf in Abhängigkeit vom Nebelgehalt und der Vorbelastung des Filters mit Staub aufgenommen. Ein qualitativer Verlauf dieser Ergebnisse ist in Bild 2 zu sehen.

Sowohl die Vorbelastung mit Staub als auch die Nebelnässe beeinflussen die absolute Höhe des Differenzdruckes sowie dessen zeitlichen Anstieg, wobei beobachtet wurde, daß die Anstiegsflanke hauptsächlich von der Vorbelastung und der Enddifferenzdruck in großem Maße von der eingesprühten Wassermenge abhängt. Mit diesen Angaben war eine detaillierte Auslegung der Anlage möglich.



**Bild 2:** Qualitativer Darstellung des Differenzdruck – Zeit – Verlaufes in Abhängigkeit von der Vorbeladung und des Staubgehaltes

Weiterhin mußte geprüft werden, ob die Luft vor Einsprühen des Wassers gesättigt sein muß (z.B. mit Hilfe eines Taupunktkühlers) bzw. ob auch bei vorbeladenen hochfesten Filtern ein Differenzdruckanstieg bei hohen relativen Feuchten stattfindet. Dazu wurden mit Hilfe der Anlage LÜFTER Differenzdruckmessungen an Filtermedienproben in Abhängigkeit der Vorbeladung mit Staub und des Volumenstroms bei Feuchten zwischen 50 und 99% durchgeführt.

Bei dieser Laboranlage wird der Volumenstrom durch eine Rotationsvakuumpumpe erzeugt und über eine Ansaugdrosselung grob geregelt. Im Sprudelbefeuchter wird die Luft anschließend mit Wasserdampf gesättigt und im ersten Wärmetauscher auf Taupunkttemperatur abgekühlt, wodurch eine bestimmte absolute Feuchte eingestellt wird. Im nachfolgenden zweiten Wärmetauscher wird der Volumenstrom auf die angestrebte Versuchstemperatur (25 – 30 °C) erwärmt und dadurch auf die gewünschte relative Feuchte geregelt. Die

Feuchtemessung erfolgt mit einem Assmann Psychrometer.

Vor der eigentlichen Testsektion kann der Volumenstrom nochmals geregelt werden, indem ein Teil über einen Bypass geleitet wird. Die Testsektion besteht im wesentlichen aus der Probenhalterung, der Wägeeinrichtung, einer Druckmeßdose zur Differenzdruckmessung sowie einem Schwebekörperdurchflußmesser zur Volumenstrommessung. Testsektion und Bypass münden in einen Ausgleichsbehälter an der Pumpe und schließen somit den Kreislauf.

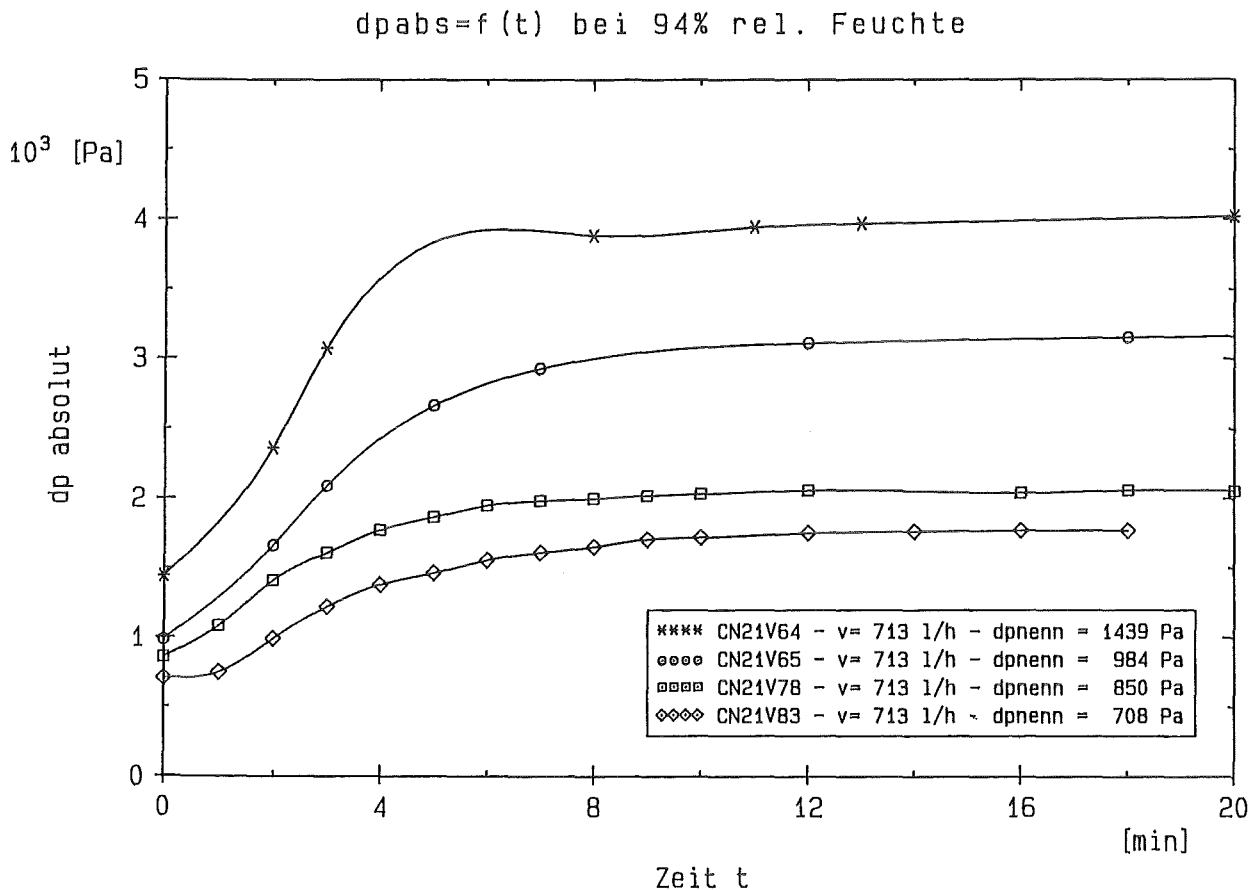
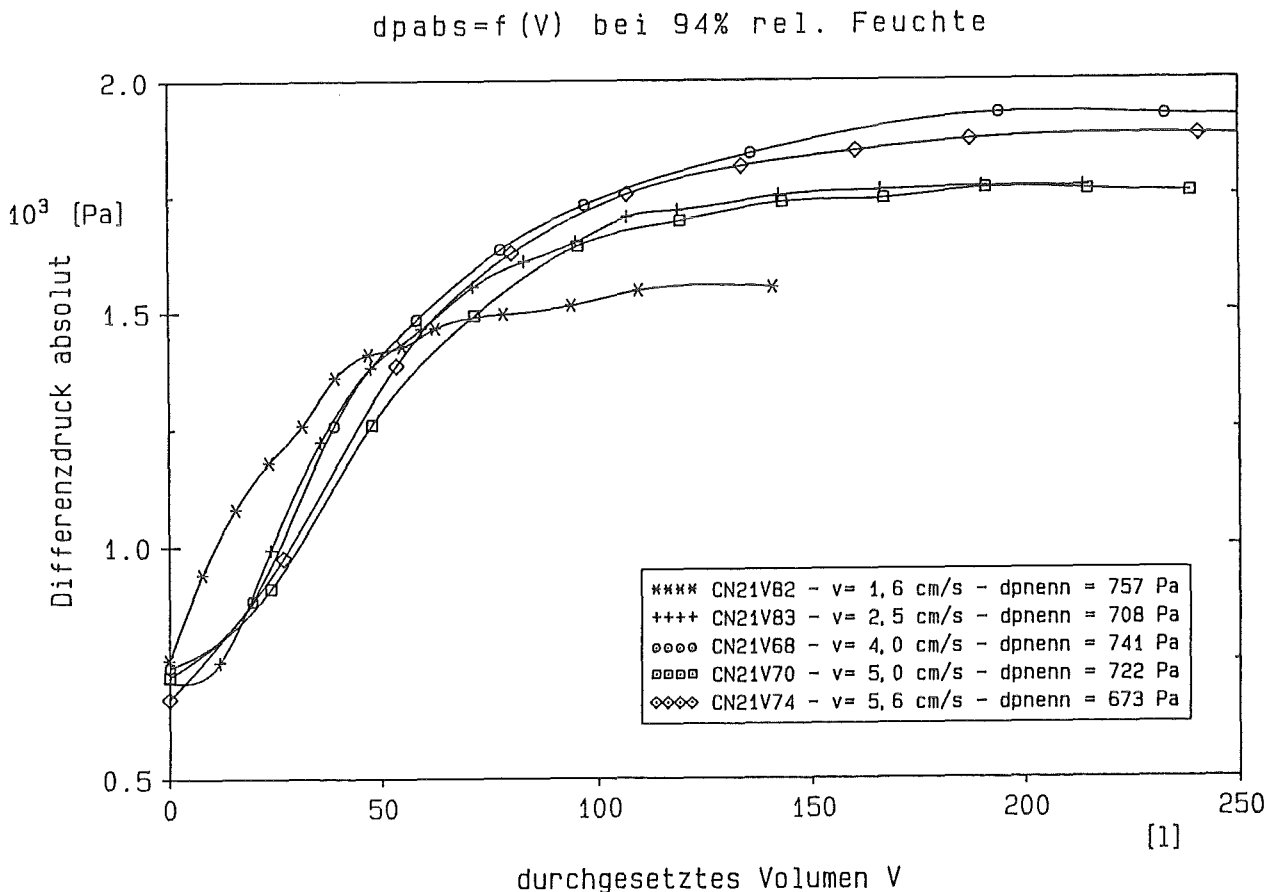


Bild 3: Abhängigkeit der Vorbeladung von hochfesten Schwebstofffilterproben auf den Enddifferenzdruck und dessen Anstieg mit der Zeit bei einer relativer Feuchte von 94% und konstanter Anströmgeschwindigkeit von  $v = 2,5$  cm/s

Zur Versuchsdurchführung wurde in der Anlage zuerst eine konstante relative Feuchte bei vorgegebener Versuchstemperatur und Strömungsgeschwindigkeit eingestellt. Anschließend wurde die Filtermedienprobe eingebaut und der zeitliche Anstieg des Differenzdruckes gemessen. Dabei stellt sich nach einer bestimmten Zeit ein maximaler Differenzdruck ein. Es

Beladung steigt, wobei auch die Steigung der Kurve zunimmt (Bild 3). Ursache dieser Zunahme ist die aufgrund der hohen Staubeinlagerung vorherrschende Kapillarkondensation, die zu einer schnelleren und vermehrten Wassereinlagerung im Filtermedium führt. Ausgehend von einer konstanten Beladung nimmt der maximale Differenzdruck mit zunehmender Strömungsgeschwindigkeit ebenfalls zu (Bild 4), was auf eine geänderte Kondensationskinetik zurückzuführen ist. Die Steigung der Differenzdruckkurve nimmt jedoch mit zunehmender Geschwindigkeit ab. In Bild 4 ist der Differenzdruck nicht über die Zeit, sondern über dem bis zu einer bestimmten Zeit durchströmten Volumen aufgetragen, um den Einfluß der bei hohem Volumenstrom vorkommenden hohen absoluten Wassermenge zu beseitigen. Unbeladene, hochfeste Filtermedien zeigten bei Feuchteeinwirkung keinen nennenswerten Differenzdruckanstieg.



**Bild 4:** Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit durch hochfeste Schwebstofffilterproben auf den Enddifferenzdruck und dessen Anstieg mit der Zeit bei einer relativen Feuchte von 94% und konstanter Vorbeladung von ca. 700 Pa

Die Ergebnisse flossen ebenfalls in den Bau der Typprüfanlage ein. Der eigentliche Filterbelastungstest der Typprüfanlage ist wie folgt aufgebaut:

Ein Rootsgebläse liefert bis zu 3000 m<sup>3</sup>/h Luft bei 0,3 bar Pressung. Der Volumenstrom wird mittels Kühler und erster Befeuchtungsstufe auf 30 °C abgekühlt und auf nahezu 100% relative Feuchte gebracht. Anschließend werden 5 – 30 g Wasser/m<sup>3</sup> Luft eingedüst um das Filter mit Wasser zu beladen. Nach einer Stunde Prüfbetrieb bei 10 kPa Differenzdruck verbleibt das Filter noch zur Trocknung und Abscheidegradmessung in der Anlage. Wärmeschrank und Ölfadentest werden wie zur Zeit bei den Freigabetests nach TLA 22 separat durchgeführt.

Der Bau der Anlage ist weitgehend abgeschlossen. Anfang 1992 werden die ersten Vorversuche durchgeführt.

**18.05.03/03A  
PSF 0D5X**

**Challenges within Ventilation Systems during Accident Situations**

(M. Neuberger, M. Fronhöfer, T. Hardy, W. Kuhn,  
S. Grieger, LAF II)

**Summary**

In order to be able to calculate HEPA filter margins, the mechanical loading at the service location of the filter units must be known. This makes necessary the development of suitable computer codes für modelling fluid dynamic transients.

To help estimate the mechanical loading at the service location two fluid dynamic codes were investigated. The first one, called FLOWMASTER, shows good results in calculating steady state conditions, but fails in calculating fluid dynamic transients. The second one, called PROMO, fails in integrating the LAF subroutines like HEPAFIL or HEPAGAS. So the development of the LAF – Code LAFIS was intensified.

To reduce the time loss of the numerical calculations for compressible flow – problems, the exact equations of the  $\Delta p - \dot{V}$  – relation were replaced by an approximation. The exact solution is very close to the approximated solution. The energy equations were formulated, but still not integrated in the LAFIS – Code. Also the preparation of the equations for transient flow problems was finished.



**18.05.03/03A**  
**PSF 0D5X**

## **Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen**

(M. Neuberger, M. Fronhöfer, T. Hardy, W. Kuhn,  
S. Grieger, LAF II)

### **1. Einleitung**

In Lüftungssystemen großtechnischer Anlagen bilden Filter eine wirkungsvolle Barriere zum Einschluß gefährlicher Stoffe und dienen daher der Luftreinhaltung bzw. Abgasreinigung. Die Filterstrecken sind daher für den Umgebungsschutz von besonderer Bedeutung und ihrer Auslegung und ihrem Betrieb muß ein hohes Maß an Sorgfalt gewidmet werden. Dies gilt speziell für Störfälle, bei denen nicht nur mit erhöhten Beanspruchungen zu rechnen ist, sondern auch erhöhte Mengen toxischer Stoffe zurückzuhalten sind. Dazu muß ein Rechencode zur Modellierung der strömungs- und thermodynamischen Vorgänge innerhalb der Lüftungsanlagen entwickelt werden.

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

Eine Berechnung der instationären Strömungsvorgänge in komplexen Lüftungssystemen war mit der untersuchten Software FLOWMASTER nicht möglich. Erhebliche Konvergenzprobleme des Lösungsalgorithmus sowie lange Rechenzeiten, selbst bei einfachen Netzwerken, zeigten eine geringe Tauglichkeit des Programms bei großen Kanalquerschnitten. Da auch mit dem getesteten Programm PROMO insbesondere bei der Integration der LAF-eigenen Unterprogramme größere Probleme auftraten, wurde die Entwicklung eines eigenen Rechenmodells und dessen Realisierung im LAF-Programm LAFIS intensiviert. Die quantitative Bestimmung der stationären Strömungs- und Zustandsänderungen in einem inkompressiblen Medium (u.a. Luft bis Strömungsgeschwindigkeit von  $v \approx 80$  m/s) wurde unter Voraussetzung einer konstanten Temperatur abgeschlossen. Ebenfalls zu Ende gebracht wurde die Programmierung der Gleichungen zur Berechnung kompressibler Strömung. Dabei werden die Lösungen der inkompressiblen Zustandsänderungen als Startwert für die Modellierung der kompressiblen Strömung benutzt. Nach wie vor wird auch hier das gesamte Lüftungssystem in einzelne Knoten aufgeteilt und die Kirchoff'schen Maschen- und Knotenregeln angewandt. Die ein- und ausströmenden Massen eines Knotens müssen sich aufheben. Die Druckänderung längs einer Komponente (von Knoten zu Knoten) muß mit den dissipativen Effekten (Reibung, Verwirbelung, Ablösung etc.) und der Impulsänderung (z.B. aufgrund einer Querschnittsänderung) im Gleichgewicht stehen. Als Komponenten können beliebige Teile einer Lüftungsanlage betrachtet werden. So sind zur Zeit Kanäle beliebigen, konstanten und veränderlichen Querschnitts (Rohr, Düse, Diffusor), verschiedene Abzweigkonfigurationen, Krümmer sowie Komponenten mit beliebigen  $\Delta p - \dot{V}$ -Zusammenhang (z.B. Filter, Erhitzer etc) vorgesehen. Die Druckverlustkennlinie eines tiefgefalteten Schwebstofffilters

(HEPA – Filter) wird mittels des ebenfalls im LAF II entwickelten Unterpogrammes HEPA-FIL berechnet. Mit Hilfe der Programmbibliothek HEPAGAS können verschiedene Strömungsmedien der Berechnung zurgrundegelegt werden.

Ähnlich wie bei dem Programmpaket FLOWMASTER ergaben sich jedoch auch bei LAFIS lange Rechenzeiten und teilweise Konvergenzprobleme bei der Simulation kompressibler Strömungen. Dies war hauptsächlich in der komplexen Struktur der exakten Gleichungen begründet. Aus diesem Grund wurden Näherungsgleichungen einfacheren Aufbaus erstellt, um Rechenzeit zu sparen und stabilere Lösungen zu erhalten.

Als Grundlage werden die Gleichungen des  $\Delta p - \dot{V}$ -Zusammenhangs der inkompressiblen Strömung benutzt, die in den meisten Fällen in der Form

$$\Delta p = \xi(\text{Re}) \cdot \frac{\rho}{2} v^2$$

vorliegen.  $\xi(\text{Re})$  beschreibt dabei einen von der Reynoldszahl abhängigen Druckverlustbeiwert und  $\frac{\rho}{2} v^2$  den dynamischen Druck. Die Änderung des Gesamtdrucks ist proportional zum dynamischen Druck. Diese Tatsache bildet die Basis für die Näherungslösung. Bei der kompressiblen Strömung wird ebenfalls eine Proportionalität zwischen Gesamtdruck und dynamischem Druck angenommen, wobei der dynamische Druck als Differenz zwischen Gesamtdruck und statischem Druck definiert ist. Bei kompressibler Strömung gilt also

$$p_{\text{dyn}} = p_{\text{ges}} \left[ 1 - \left[ 1 + \frac{\kappa - 1}{2 \kappa} \frac{\dot{m}^2}{\rho^2 A^2 R T} \right]^{-\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \right].$$

Die komplexe Gleichung für die kompressible Rohrströmung

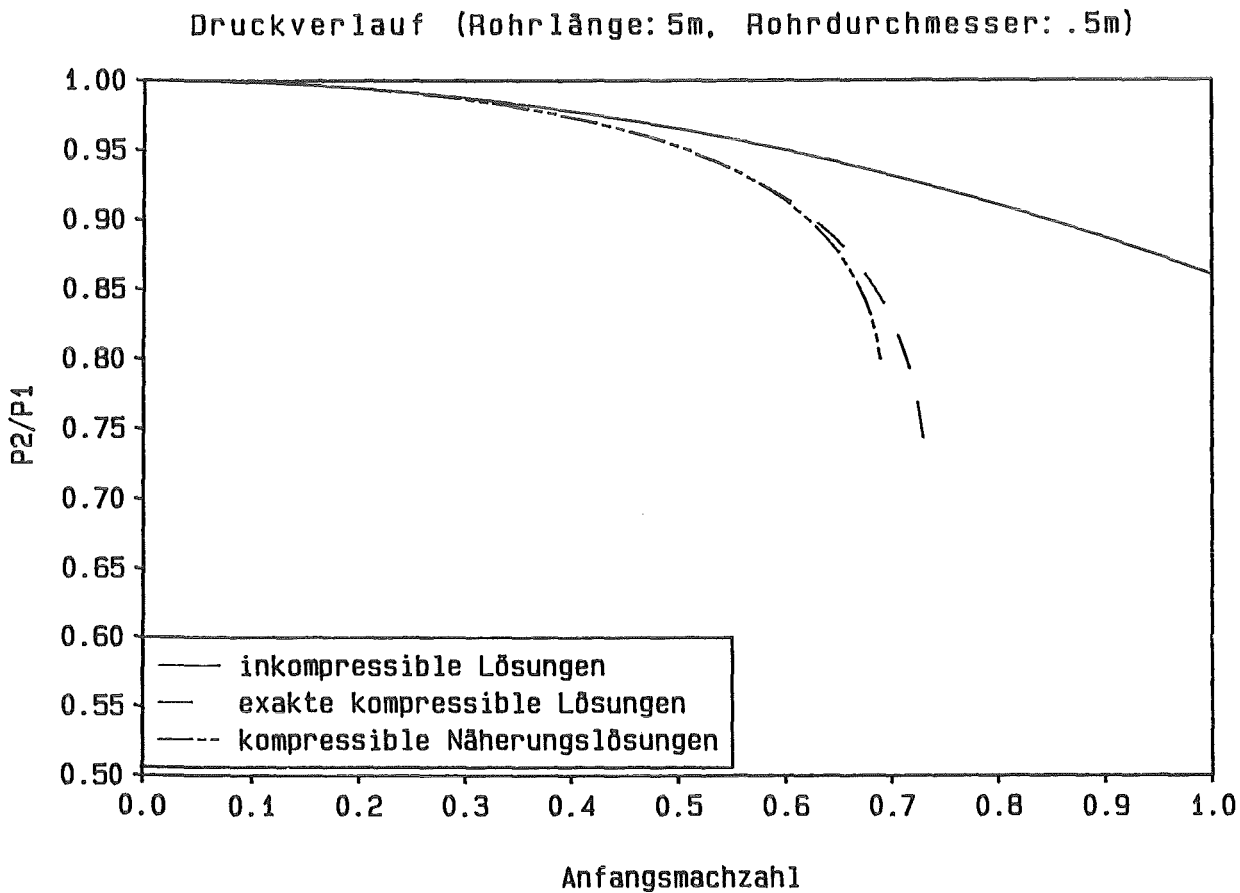
$$\frac{\kappa}{\kappa + 1} \frac{\rho_1 A_{12}^2 p_1}{\dot{m}_{12}^2} - \frac{1}{\kappa} \left[ p_2^{\frac{\kappa + 1}{\kappa}} - p_1^{\frac{\kappa + 1}{\kappa}} \right] - \frac{1}{\kappa} \ln \frac{p_2}{p_1} = - \lambda \frac{L}{2D}$$

vereinfacht sich somit zu

$$p_2 - p_1 + \lambda \frac{L}{D} p_{\text{dyn}1} = 0 .$$

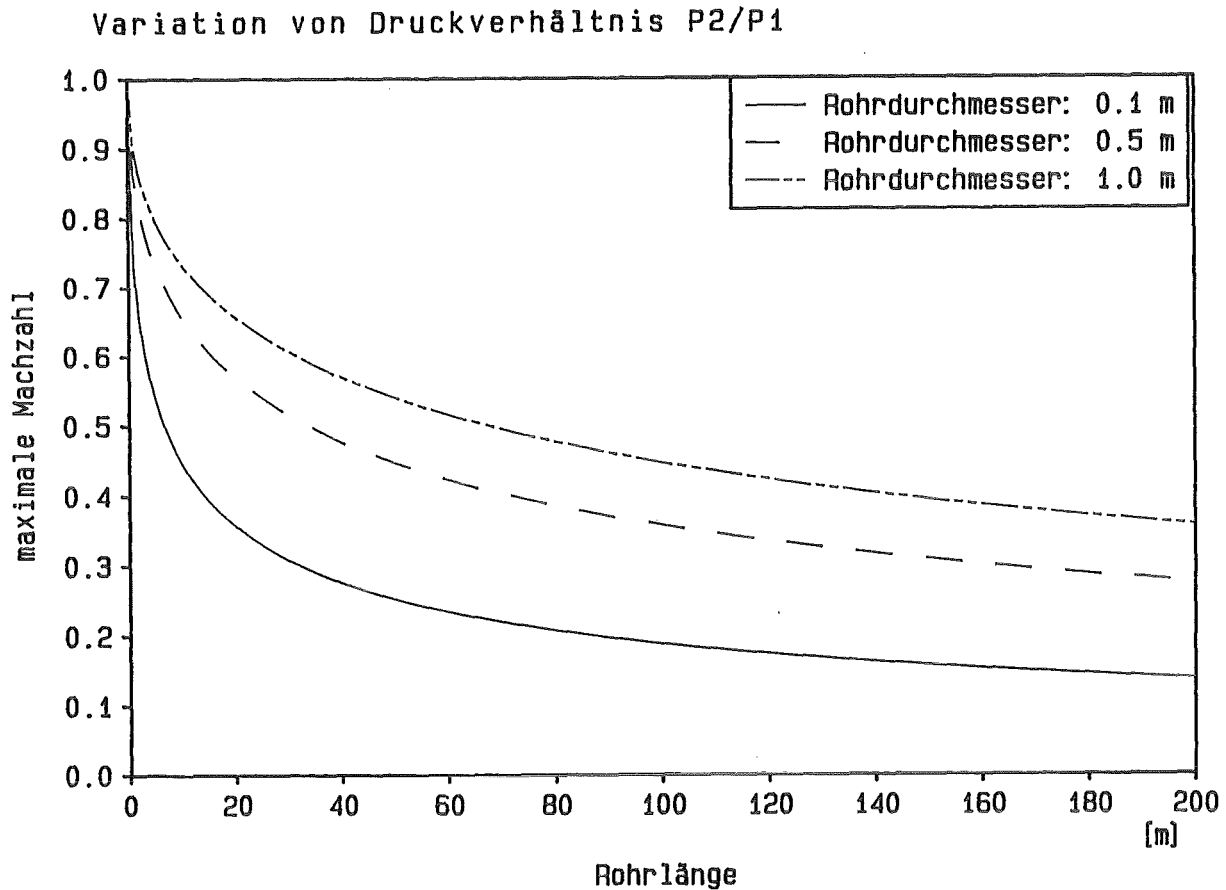
mit  $L$  = Rohrlänge,  $D$  = Rohrdurchmesser und  $\lambda$  = Rohrreibungswert nach Colebrook

Die übrigen Komponenten können in ähnlicher, vereinfachter Weise dargestellt werden. Für den geraden, reibungsbehafteten Kanal ist in Bild 1 ein Vergleich der  $\Delta p - \dot{V}$ -Kennlinie für die inkompressible, die exakte kompressible sowie die Näherungslösung dargestellt. Exakte und Näherungslösung weichen nur minimal voneinander ab.



**Bild 1:** Vergleich der  $\Delta p - \dot{V}$ -Kennlinien für inkompressible und kompressible Rohrströmung (exakte und Näherungslösung)

Bei kompressibler Rohrströmung sinkt neben dem Gesamt- und statischen Druck auch die Dichte des Mediums. Aufgrund der Massenerhaltung muß somit die Geschwindigkeit längs des Rohres steigen. Bei angenommener isothermer Strömung muß es eine Grenzgeschwindigkeit am Eintritt in den Kanal geben, bei der im Rohr bzw. am Rohrende Schallgeschwindigkeit erreicht wird – danach kommt es zum sogenannten Choking-Effekt. Der Massenstrom kann auch bei weiterem Druckanstieg nicht gesteigert werden. Dieser Sachverhalt ist in Bild 2 dargestellt.



**Bild 2:** Zur Beschreibung der maximalen Geschwindigkeit in geraden, reibungsbehafteten Kanälen bei kompressibler Strömung

Bei einem 1 m langen Kanal mit 0,5 m Durchmesser wird bei einer Eingangsmachzahl von  $M_1 = 0,84$  am Ende des Rohres Schallgeschwindigkeit erreicht. Das dazu notwendige Druckverhältnis kann mit  $\frac{P_2}{P_1} = 0,8$  angegeben werden. Bei einem 10 m langen Rohr gleichen Durchmessers erniedrigt sich die Anfangsmachzahl auf  $M_1 = 0,6$  mit  $\frac{P_2}{P_1} = 0,45$ . Entscheidend für das Auftreten von Choking – Effekten in Rohrleitungen ist somit neben der Eintrittsmachzahl auch die Rohrlänge und der Rohrdurchmesser.

Im nächsten Schritt soll die Voraussetzung der konstanten Temperatur fallen gelassen werden. Dazu sind die Gleichungen für die Energieerhaltung sowie für den Wärmeübergang im Rohr notwendig. Die entsprechenden formalen Zusammenhänge sind definiert, aber noch nicht ins Programm LAFIS integriert.

Die Temperatur des Knotens  $j$  wird über die Kirchhoff'sche Knotenregel formuliert, die Summe der  $m$  zu- und  $n$  abfließenden Energieströme ist gleich der Zu- oder Abnahme der Energie im Knoten  $j$ .

$$\sum_{i=1}^m \dot{m}_{zu} \cdot \left[ c_p T + \frac{\dot{m}^2}{2\rho A^2} + g \cdot z \right]_{zu} + \sum_{i=1}^n \dot{m}_{ab} \cdot \left[ c_p T + \frac{\dot{m}^2}{2\rho A^2} + g \cdot z \right]_{ab} = \Sigma \dot{Q}_j .$$

Die  $n$  abfließenden Massenströme haben dann die Temperatur des betrachteten Knotens  $j$ .

Die Energieerhaltung längs eines Kanalstückes kann äquivalent behandelt werden. Die Strömung erfährt eine Energiezu- oder -abnahme aufgrund eines Wärmeaustausches über die Kanalwandung

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

$Q_{ij}$  ist die von Knoten  $i$  nach  $j$  zu- oder abgeführte Wärmemenge,  $T_w$  die Außen- oder Wandtemperatur,  $k$  die Wärmedurchgangszahl,  $U$  der Kanalumfang und  $L$  die Kanallänge.

Durch diese zusätzlichen Gleichungen kann der Temperaturverlauf längs des Kanalsystems berechnet werden. Schließlich soll das Programm LAFIS noch für die Berechnung instationärer Strömungsvorgänge erweitert werden. Man geht dabei von einer Aneinanderreihung stationärer Zustände aus. Die Lösung des vorangegangenen Zeitschrittes beeinflusst die Berechnung zum betrachteten Zeitpunkt. Für jeden Knoten müssen die Massen- und Energieerhaltung durch einen volumenabhängigen Term korrigiert werden, um die Dämpfungseigenschaften berücksichtigen zu können. Im Impulssatz muß die Verzögerung der Druckschwankung durch die endliche Länge der Kanäle betrachtet werden.

### Massenerhaltung

$$\Sigma \dot{m}_i = \left[ p \frac{T'}{T} - p' \right] \frac{V}{RT \Delta t}$$

### Energieerhaltung

$$\frac{V}{\Delta t} \frac{c_v}{R} (p - p') = \Sigma \dot{Q} + \Sigma \dot{A}_t + \Sigma \dot{m}_i \left[ c_p T + \frac{\dot{m}^2}{2} \left[ \frac{RT}{pA} \right]^2 + g \cdot z \right]$$

## Impulserhaltung

$$p_2 - p_1 + \lambda \frac{L}{D} p_{\text{dyn}} = - \frac{\dot{m} - \dot{m}'}{\Delta t} \frac{L}{A}$$

$\dot{m}'$ ,  $p'$  und  $T'$  sind die Größen aus dem vorangegangenen Zeitschritt.  $V_i$  bezeichnet das Volumen des Knoten  $i$ ,  $c_v$  und  $R$  sind die Wärmekapazität und die spez. Gaskonstante,  $\Delta t$  ist das Zeitintervall für das die Zustandsänderung durchgeführt werden soll.

Die oben angeführten Gleichungen beschreiben die instationäre, kompressible Strömung in verzweigten Lüftungskanälen. Für die stationäre, inkompressible sowie kompressible Strömung, jeweils bei konstanter Temperatur, wurden zahlreiche Testrechnungen mit dem LAFIS-Code durchgeführt und mit anderen Berechnungen und Experimenten verglichen. Die Energiegleichung sowie die instationären Gleichungen müssen formal noch in das Programm integriert werden. Nach Verifikation auch dieses erweiterten Programmes steht ein leistungsfähiges Instrument zur Bestimmung der Strömungs- und Zustandsänderungen in verzweigten Kanälen, auch unter Störfallbedingungen, zur Verfügung. Dies ist zusammen mit der Kenntnis des Verhaltens von Schwebstofffiltern ebenfalls unter extremen Bedingungen die Voraussetzung für die Bestimmung der Sicherheitsreserven hochwirksamer Schwebstofffilter sowohl für den kerntechnischen als auch für den konventionellen Einsatz.

**18.05.03/04A**            **Venting Filter for LWR**  
**PSF 0D5Q**            (H.-G.Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

### **Abstract**

The work for German venting systems is finished. A Sampler stage for discriminating the iodine species using in the Phebus experiment is developed.

The test of russian venting components is finished.

**18 05.03/04A**            **Ventingfilter für Leichtwasserreaktoren**  
**PSF 0D5Q**            (H.-G.Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

1991 wurden die letzten KKW in Deutschland mit Venting-Systemen ausgestattet. Für die Genehmigungsbehörden wurden die einzelnen Filtermodule in Abnahmeversuchen auf ihre Abscheidewirkung hin untersucht. Hierbei ergaben sich als Mittelwert Dekontaminationsfaktoren von  $\sim 10000$ , entsprechend Abscheidegrade von  $\sim 99,99\%$  gegenüber dem Testaerosol Uranin. Damit ist dieses Gebiet abgeschlossen.

### **Untersuchungen zu diskriminierenden Iodsammlern für die Phebus-Experimente in Cadarache**

In Cadarache finden 1993 Kernschmelzen- und Spaltprodukttransportexperimente unter der Bezeichnung "Phebus" statt. An diesem Projekt ist seit kurzem KfK ebenfalls beteiligt. Für die Untersuchung der Transportphänomene müssen unter anderem diskriminierende Probensammler bereitgestellt werden, die unter Unfallatmosphäre, erhöhten Temperaturen, hohen Dampfanteilen und unter Druck arbeiten müssen und fähig sein sollen, Iod und seine Verbindungen wenigstens nach aerosolgebundenem Iod, elementarem Iod und organischen Iodverbindungen zu trennen. Testmöglichkeiten sind nur hier im KfK am TAIFUN Prüfstand vorhanden, da nirgendwo Laborprüfeinrichtungen vorhanden sind, die Ioduntersuchungen unter Druck erlauben. Daher wurde eine Apparatur auf einem an-



flanschbaren Mannlochdeckel für diese Untersuchungen aufgebaut. In Abb. 1 ist der prinzipielle Aufbau angegeben. Von außen erfolgt kontrolliert die Zuspaltung der einzelnen Gasströme in eine Mischkammer, die sich im Kreislauf befindet. Der Dampf wird dem Kreislauf entnommen. Die Probanden befinden sich ebenfalls im Kreislauf und werden durch den umströmenden Dampf temperiert. Nach Erreichen der Versuchsbedingungen werden Tracermengen von  $\text{CH}_3\text{I}$  bzw.  $\text{I}_2$  zugespeist. Die Proben werden vor und nach dem Versuch bis zum Ausbau mit  $\text{N}_2$  bespeist, um Dampfkondensation zu vermeiden.

In Tabelle 1 sind die ersten Ergebnisse dokumentiert.  $\text{CH}_3\text{I}$  soll möglichst vollständig an dem Material der 2. Stufe, einem mischdotierten Zeolith, und nicht am versilberten Kupferdrahtgeflecht (Ag-Web) abgeschieden werden.  $\text{I}_2$ , das chemisch sehr reaktiv ist, sollte weitgehend in der 1. Stufe, dem Ag-Web, zurückgehalten werden.

Tab. 1: Ergebnisse der bisherigen Phebus-Versuche

Nr.	Druck (bar)	Gaszusammensetzung	Iodform	Abscheidegrad in %	
				Ag-Web	Zeolith
1	1	$\text{H}_2\text{O}, \text{O}_2, \text{N}_2$	$\text{CH}_3\text{I}$	0,2	99,8
2	1	$\text{H}_2\text{O}, \text{H}_2$	$\text{CH}_3\text{I}$	0,1	99,9
3	3	$\text{H}_2\text{O}, \text{O}_2, \text{N}_2$	$\text{CH}_3\text{I}$	0,1	99,9
4	3	$\text{H}_2\text{O}, \text{O}_2, \text{N}_4, \text{H}_2$	$\text{I}_2$	99,9	0,1

Die Ergebnisse bestätigen die Auswahl von Sorptionsmaterialien aufgrund von Abscheidungsuntersuchungen an einer Laboranlage bei 1 bar und  $160^\circ\text{C}$ .

#### Untersuchungen an Prototyp-Komponenten zum Venten von DWR-Containments in Rußland

Im Rahmen des deutsch-sowjetischen Regierungsabkommens zur Sicherheit der Kernenergie wurden Untersuchungen an zwei Komponenten, einem Wäscher und einem Partikelabscheider, durchgeführt. Die Komponenten wurden vom russischen Kurchatov-Institut beigestellt, weil in der Sowjetunion die Testmöglich-

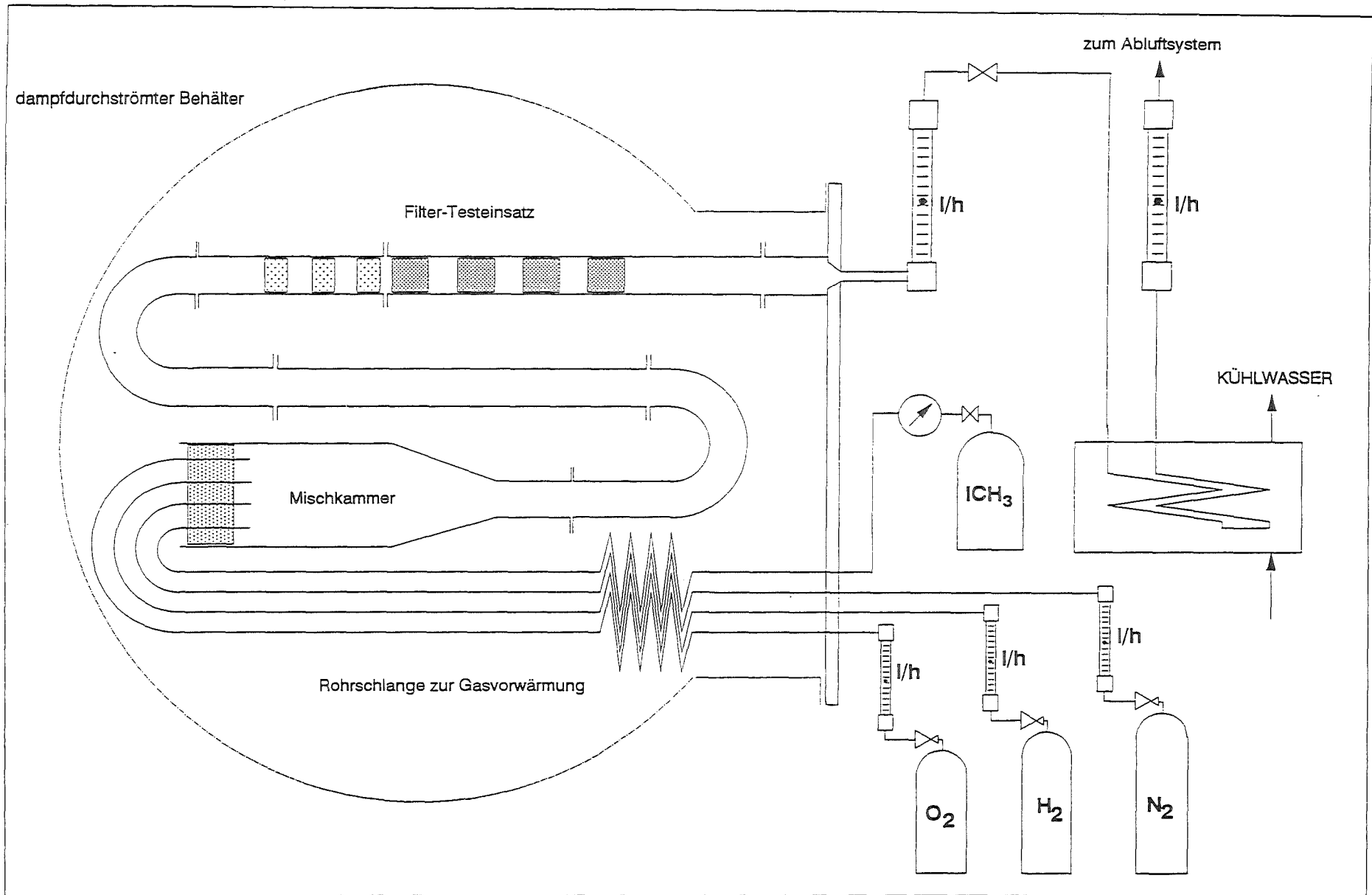


Abb. 1 Schematischer Aufbau für Phebus-Experimente

keiten der Anlage TAIFUN nicht gegeben sind. Hierbei sollte das Rückhaltevermögen gegen 2 Testaerosole (Uranin als Feinstaerosol  $\sim 0,2 \mu\text{m}$  und Bariumsulfat ( $\sim 0,8 \mu\text{m}$ ) ermittelt werden. Es sollten die Untersuchungen mit unterschiedlichen Gaszusammensetzungen erfolgen.

Die Durchführung der Messungen gestaltete sich sehr aufwendig, da die Komponenten nur in den ersten Versuchen in Reihenschaltung untersucht werden konnten. Bei Beladungen mit dem zweiten Testaerosol zeigte sich sehr schnell ein starker Druckaufbau, der zu Einzeluntersuchungen der Komponenten zwang. Dazu mußten sowohl Anschlußteile als auch Probennahmeeinrichtungen mehrfach umgebaut bzw. angepaßt werden.

Die Ergebnisse sind in Tabelle 2 angegeben.

**Tab. 2:** Prüfergebnisse von russischen Ventingfiltern

Stufe	Abscheidegrad in %	
	Uranin	BaSO <sub>4</sub> (mikro)
1 Wäscher	80	90 - 99
2 Filter	93	99,8 * 99,98 **
1 + 2	99,5	- ***

Bedingungen 400 m<sup>3</sup>/h  
Luft und Luft-Dampf Versuche Gemische 1:1  
Als Ergebnisse sind jeweils die Mittelwerte aus insgesamt  
23 Versuchen angegeben

\* Anfangswert

\*\* Endwert  
Gesamt-Beladung Stufe 2  $\sim 600 \text{ g BaSO}_4$   
40 g/h Einspeisung  
 $\Delta p$  Zunahme von 108 mbar auf 160 mbar

\*\*\* Wegen zu hohem  $\Delta p$  Test mit BaSO<sub>4</sub> an beiden Stufen  
gemeinsam nicht möglich

Die Ergebnisse wurden dem Kurtschatow-Institut zur Verfügung gestellt. Die Arbeiten sind abgeschlossen.

**18.05.04 Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen**

18.05.04/05A Modelling and Assessment of Accident Consequences  
PSF 0D5S

18.05.04/06A Development of Computer-aided Decision Support  
PSF 0D5T Systems for Nuclear Emergencies

(G. Benz\*, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, B.W. Kim\*\*\*, D. Meyer\*, J. Päsler-Sauer, J. Qu, M. Rafat\*, J. Raicevic\*\*, J. Richter\*, O. Schüle, C. Steinhauer, INR)

The program package COSYMA for assessing the off-site consequences of accidental releases of radioactive material has been updated in 1991. The new version 91/1 has been distributed and is now being used for the OECD (NEA)/CEC benchmark experiment for the comparison of accident codes. Besides, a number of investigations have been carried out, the results of which will be integrated in future COSYMA versions. These investigations include assessments on the number of years of life lost in case of radiation-induced health effects, the compilation of economic data on a regional basis for a more detailed modelling of economic consequences, the adaptation of the COSYMA system to Korean conditions, a parameter study on the consequences and effectiveness of relocation after nuclear accidents, and the development of a PC version of the code system.

The development of the computer-aided decision support system RESY has been continued by completion of the hardware and further development of the software for the operating system BASY and for the subsystems RSY describing the radiological situation and MSY simulating countermeasure actions and consequences. The work at the expert system ESY which serves for the evaluation of different strategies of countermeasures has been stopped for the time being. It will be continued when the models for the calculation of accident consequences are completed.

The main computer HP 9000/835 S with a graphic X-station and three X-Window colour terminals was extended by a workstation HP 720 CRX. Additionally to the graphical data files of the Bundesforschungsanstalt für Naturschutz und Landschaftsökologie (BFANL) geographical data from the DFA (Defense Mapping Agency) with high resolution have been made available. The graphical software for these data has been completed.

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

\*\*Boris Kidric Institute of Nuclear Sciences, Belgrad

\*\*\*Korea Atomic Energy Research Institute (KAERI), Korea

18.05.04/05A PSF OD5S	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen
18.05.04/06A PSF OD5T	Entwicklung rechnergestützter Entscheidungshilfesysteme für kerntechnische Notfälle

(G. Benz\*, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, B.W. Kim\*\*\*, D. Meyer\*, J. Päsler-Sauer, J. Qu, M. Rafat\*, J. Raicevic\*\*, J. Richter\*, O. Schüle, C. Steinhauer, INR)

## 1. Das Programmsystem COSYMA für probabilistische Unfallfolgenabschätzungen

### 1.1 Programmpflege

Das gemeinsam mit dem National Radiological Protection Board (NRPB), UK, entwickelte Programmsystem COSYMA wurde nach seiner Fertigstellung in 1990, der Präsentation während eines Internationalen Seminars [1] und einem im KfK abgehaltenen Trainingskurs im September 1990 an 28 Institutionen in Europa, Asien und Amerika verteilt (Version 90/1). Aufgrund von Erfahrungen der externen Benutzer, laufenden F + E-Vorhaben und der Verfügbarkeit neuer Datensätze wurden im Laufe 1991 eine Reihe von Änderungen vorgenommen. Die daraus resultierende Version 91/1 wurde im Dezember 1991 erneut an 22 Institutionen verteilt. Die wesentlichen Verbesserungen sind im folgenden aufgeführt:

- Erweiterung der Nuklidliste auf 145 (Einbeziehung fehlender Aktivierungsprodukte);
- Einbeziehung jahreszeitlicher Abhängigkeiten in das Auswahlverfahren für Wetterabläufe;
- Implementierung neuer Dosisfaktorendatensätze für externe Bestrahlung vom Boden, Inhalation und Ingestion;
- Erweiterung der Datensätze vorberechneter normierter zeitabhängiger Aktivitätskonzentrationen in Nahrungsmitteln durch Daten des NRPB-Nahrungskettentransportmodells FARMLAND, durch Da-

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

\*\*Boris Kidric Institute of Nuclear Sciences, Belgrad

\*\*\*Korea Atomic Energy Research Institute (KAERI), Korea

- ten für Aktivierungsprodukte des GSF-Modells ECOSYS und auf koreanische Bedingungen anwendbare Daten ebenfalls von ECOSYS;
- Neuberechnung der Aktivitäts-Risiko-Koeffizienten zur Abschätzung von Krebsfällen, basierend auf den NRPB-Dosisfaktoren und den GSF-Risikokoeffizienten für stochastische somatische Gesundheitsschäden;
  - Erweiterung der Flexibilität der Schutz- und Gegenmaßnahmenmodellierung, auch im Hinblick auf die Aufgabenstellung der internationalen Benchmark-Rechnungen (s. unten);
  - Möglichkeit der Berechnung der Effektivdosis nach den Vorschriften von ICRP-60.

Mit der Version 91/1 werden auch die Benchmark-Aufgaben der internationalen OECD(NEA)/CEC Vergleichsrechnungen mit Unfallfolgencodes behandelt. Inzwischen wurde die Pilot-Benchmarkaufgabe in Diskussion mit den Teilnehmern abgeschlossen und mit den Vorbereitungen für die Rechenläufe der zehn Aufgabenstellungen begonnen.

Parallel zu den aufgeführten Verbesserungen an den Rechenmodellen wurden eine Reihe von Untersuchungen begonnen oder fortgeführt, deren Ergebnisse in zukünftigen Versionen von COSYMA integriert werden. Die wesentlichen Arbeiten werden im folgenden beschrieben.

## 1.2 Verlust an Lebensjahren

Strahleninduzierte Gesundheitsschäden können zu akutem Tod (deterministische Effekte) oder zum Ableben in der Folge von Krebserkrankungen Jahre oder Jahrzehnte nach der Bestrahlung führen (stochastische somatische Effekte). Der Verlust an Lebensjahren der betroffenen Personen ist nicht nur für beide Arten von Strahlenschäden unterschiedlich, sondern wegen der verschiedenen Latenz- und Manifestationszeiten auch abhängig von den jeweiligen Krebsarten; außerdem ist das Schadensrisiko abhängig vom Alter zum Zeitpunkt der Strahlenexposition und deren zeitlichem Verlauf.

Unfallfolgenabschätzungen, die allein die Anzahl der letalen Krebsfälle ermitteln, geben insofern ein unvollständiges Bild, als sie das Lebensalter beim Ableben unberücksichtigt lassen. Aus diesem Grund ist es sinnvoll - auch im Hinblick auf die Ermittlung monetärer Konsequenzen - bei der Abschätzung von gesund-

heitlichen Schäden zusätzlich den Verlust an Lebensjahren als Beurteilungsgröße mit auszuweisen.

Im Rahmen der laufenden Untersuchungen werden mathematische Modelle und zugehörige Rechenprogramme entwickelt, die es ermöglichen, den Verlust an Lebensjahren für letale stochastische somatische Schäden bei protrahierter Strahlenexposition zu berechnen.

Die Arbeiten werden in Zusammenarbeit mit dem Radiation Protection Department des Boris Kidric Instituts, Belgrad, durchgeführt.

### 1.3 Weiterentwicklung von Daten und Modellen zur Abschätzung monetärer Konsequenzen

Mit der derzeit (Stand Dezember 1991) verfügbaren Version des Unfallfolgenmodells COSYMA können die ökonomischen Auswirkungen auf Grund von Evakuierung bzw. Umsiedlung in der Bundesrepublik Deutschland nur auf der Basis von statistischen Durchschnitts-Kostenangaben berechnet werden. Regionale oder lokale Besonderheiten in der Wirtschaftsstruktur eines Evakuierungs- bzw. Umsiedlungsgebiets bleiben hierbei unberücksichtigt.

Die weitestgehende Disaggregation statistischer Daten in der BRD ist auf der Ebene von Gemeinden und kreisfreien Städten gegeben. Sofern es also gelingt, statistische Daten auf Gemeindeebene in die von COSYMA verwendeten Rastergeometrien zu übertragen, lassen sich damit auch regionale Besonderheiten in COSYMA modellieren.

Das angesprochene Problem wurde wie folgt gelöst:

Die Gemeinden und kreisfreien Städte der Bundesrepublik Deutschland wurden flächenmäßig in eine Rastergeometrie übertragen, und zwar so, daß die Fläche jedes Rasterelements entsprechend seiner Lage einer oder mehrerer Gemeinden zugeordnet wurde.

Folgende Rasterungen wurden erstellt:

- Für die gesamte BRD ein Raster mit 25 km<sup>2</sup>- Elementen in geographischer Projektion mit Längen- und Breitengraden entsprechend dem allen geographischen Datensätzen von COSYMA zugrundeliegenden European grid [2].

- Für die Umgebung von kerntechnischen Standorten in der BRD bis jeweils ca. 25 km Abstand ein Raster von 500 m x 500 m in UTM-Projektion.

In beiden Rasterungen wurden für jedes Rasterelement die Bevölkerung und die Beschäftigten in verschiedenen Wirtschaftssektoren in Abhängigkeit der Flächenanteile der Gemeinden berechnet.

Als Eingabedatensätze standen zur Verfügung (für die "alte" BRD , also ohne ehemalige DDR):

- Statistische Daten über die Bevölkerung und die Beschäftigten in verschiedenen Wirtschaftsbereichen für die Gemeinden der BRD
- Mittelpunktswerten für jede Gemeinde der BRD für die Verwendung in der 25 km<sup>2</sup>-Rasterung
- Polygonzüge über die Grenzen jeder Gemeinde der BRD für die Verwendung in der 500 m x 500 m-Rasterung

Damit stehen jetzt Wirtschaftsdaten zur Verfügung, die es ermöglichen, bei der Modellierung der monetären Konsequenzen unfallbedingter Radionuklidfreisetzungen in COSYMA auch standortspezifische Gegebenheiten zu berücksichtigen. Diese erweiterte Modellierung ist für die nächste COSYMA-Version vorgesehen.

#### 1.4 Anpassung von COSYMA an koreanische Bedingungen

Im Rahmen der Zusammenarbeit zwischen KfK und KAERI (Korea Atomic Energy Research Institute) wurde eine Spezialversion von COSYMA für Unfallfolgenabschätzungen in Südkorea entwickelt. Hierzu gehört die Anpassung von Modellen und Daten zur Berechnung der atmosphärischen Ausbreitung und Ablagerung, die Implementierung von Bevölkerungsverteilungen und deren Altersstruktur, sowie insbesondere die Einbeziehung koreanischer Nahrungsmittel und Verzehrsgewohnheiten in das Ingestionsmodell. Hierzu wurden von der GSF mit dem Nahrungskettentransportmodell ECOSYS - basierend auf den in Korea vorherrschenden saisonalen landwirtschaftlichen Gewohnheiten, gemessenen Transferkoeffizienten und Bodenarten für 12 ausgewählte Nahrungsmittel (u.a. Reis, Bohnen) - zeitabhängige Aktivitätskonzentrationen vorberechnet und den für COSYMA erforderlichen Datenstrukturen angepaßt.

In vergleichenden Unfallfolgenabschätzungen für mitteleuropäische und koreanische Bedingungen wurden die Unterschiede analysiert und die wesentlichen



Einflußgrößen identifiziert. Die Dokumentation befindet sich in der Vorbereitung.

### 1.5 Parameterstudien zu Kosten und Wirksamkeit von Umsiedlungsmaßnahmen

Ziel der Untersuchungen war es - basierend auf den für die Bundesrepublik Deutschland gültigen Empfehlungen für den Katastrophenschutz - Bandbreiten von Freisetzungen anzugeben, die die Evakuierung bzw. Umsiedlung der Bevölkerung notwendig machen können. Darüber hinaus wurden all jene Einflußgrößen quantifiziert, von denen der Umfang, die Dauer, die Wirksamkeit und die monetären Konsequenzen von Umsiedlungsmaßnahmen abhängen. Als wichtigste Größen sind hier zu nennen die Menge der freigesetzten Radionuklide, die Dosiseingreifswerte, bei deren Überschreitung Umsiedlung erfolgt, die vermiedene Dosisbelastung in der Bevölkerung und die unter Einbeziehung von Umsiedlungsmaßnahmen entstandenen Kosten. Allgemeine Schlußfolgerungen, die sich aus der Analyse von Zusammenhängen zwischen diesen verschiedenen Einflußgrößen ergeben, können dem Entscheidungsträger im konkreten Fall als wertvolles Hilfsmittel bei der Beurteilung von Maßnahmenstrategien dienen. Sie können aber auch im Sinne der Vorsorge zum Schutz der Bevölkerung in Empfehlungen und Richtlinien eingehen, die den Handlungsrahmen für die Durchführung von Umsiedlungsmaßnahmen bilden. Von besonderer Bedeutung ist in diesem Zusammenhang die Entwicklung von Eingreifskriterien und deren zahlenmäßige Festlegung im konkreten Fall. Zu diesem Zweck wurden die Möglichkeiten der Kosten- Nutzen-Analyse als Hilfsmittel zur Festlegung von Dosiseingreifswerten untersucht [3].

### 1.6 PC-Version von COSYMA

Zusammen mit dem NRPB wird derzeit eine Version des Programmsystem COSYMA zum benutzerfreundlichen Einsatz auf fortgeschrittenen PC's (Typ 386 mit Coprozessor) entwickelt. Hierzu waren einige Modellvereinfachungen und Modifikationen bei der Datenverwaltung notwendig. Dabei wird allerdings das Ziel verfolgt, so viel Flexibilität wie möglich beizubehalten, gleichzeitig aber akzeptable Rechenzeiten zu erreichen.

Wesentliche Neuerung wird eine leichtverständliche interaktive Benutzeroberfläche sein, die über die die wesentlichen Parameterwerte, die den Rechenlauf für

die jeweilige Problemstellung definieren, eingegeben werden können. Eine erste Version wird im Herbst 1992 vorgestellt, allgemein verfügbar wird PC-COSYMA voraussichtlich im Frühjahr 1993.

## 2. Die Entwicklung von Entscheidungshilfesystemen

### 2.1 Übersicht

Die Arbeiten am rechnergestützten Entscheidungshilfesystem RESY wurden durch Vervollständigung der Hardware und Weiterentwicklung der Software für das Betriebsabwicklungssystem BASY sowie die Subsysteme RSY zur Beschreibung der radiologischen Lage und MSY zur Simulation von Katastrophenschutzmaßnahmen und deren Konsequenzen fortgesetzt. Die Arbeiten am in seiner Grundstruktur fertiggestellten Expertensystem ESY zur Bewertung unterschiedlicher Maßnahmenstrategien wurden vorläufig abgeschlossen. Sie werden nach Vorliegen der Modelle zur Berechnung der Unfallkonsequenzen fortgesetzt.

Der Basisrechner HP 9000/835 S mit Graphikstation und drei X-Window Farbterminals wurde durch eine Workstation HP 720 CRX ergänzt (Abb. 1). Zu den vorhandenen graphischen Datensätzen der Bundesforschungsanstalt für Naturschutz und Landschaftsökologie (BFANL) wurden geographische Daten mit hoher Auflösung der DFA (Defense Mapping Agency) beschafft; die Graphiksoftware für diese Daten ist fertiggestellt.

### 2.2 Betriebsabwicklung

Das Betriebsabwicklungssystem BASY stellt ein auf die Bedürfnisse von RESY zugeschnittenes Betriebssystem dar, d.h. es definiert die Schnittstelle zum Benutzer, verwaltet sämtliche Systemressourcen und steuert den Ablauf der einzelnen Teilsysteme (RSY, MSY und ESY) und eigener Dienstleistungsmodule (Graphik, Druckspooler etc.). Es besteht aus einer Reihe eigenständiger Module (Abb.2). Die Kommunikation zwischen den Modulen basiert auf dem Austausch von Mitteilungen. Die Verteilung der Aufträge an die und die Rückmeldungen von den Modulen werden über einen "message server" abgewickelt. Zwischen jedem Modul und dem "message server" werden zwei Arten von Mitteilungen ausgetauscht:

- Empfang von Mitteilungen und Benachrichtigung des message servers,
- Abschicken von Mitteilungen wenn Operationen ausgeführt werden.

Im folgenden wird die Aufgabe der einzelnen Module von BASY kurz beschrieben:

Das Dialogsystem stellt die Benutzeroberfläche in Form von Fenstern und Menus bereit und beinhaltet einen logischen Ablaufplan zur Koordinierung aller Abläufe in BASY.

Die Hauptaufgaben von "interpreter" und "data manager" sind es,

- die Integration extern entwickelter Programme (RSY, MSY, ESY) in BASY zu ermöglichen,
- BASY den Zugriff zu diesen externen Programmen über Benutzerfenster zu ermöglichen,
- die Datentransparenz in BASY zu garantieren,
- Mitteilungen entgegenzunehmen und entsprechende Aktionen einzuleiten,
- Daten von/zum "shared memory" zu übermitteln.

Die Editoren unterstützen die interaktive Erstellung von Systemdiensten und Datenstrukturen. Bei den Editorfenstern sind die Menu-Fläche und die Edit-Fläche zu unterscheiden. Die Menu-Fläche enthält die Edit-Funktionen, und die Edit-Fläche erlaubt die Modifizierung oder das Löschen von Daten.

Der "file-manager" stellt die Schnittstelle zwischen Datenbasis (RESY-DB) und den anderen BASY-Modulen bereit, um folgende Aufgaben zu bearbeiten:

- Verwaltung der gespeicherten Daten in der Datenbasis,
- Bereitstellung von Zugriffsmöglichkeiten zur Datenbasis ("write-", "read-", "modify-", "remove"-Funktionen),
- Vorverarbeitung und Behandlung von Daten zur Übertragung zwischen Datenbasis und X-Anwendungsprogrammen.

Der "memory manager" verwaltet die Segmente des "shared memory" um den Datenaustausch zwischen den Abläufen auf BASY-Ebene zu ermöglichen. Dies bedeutet insbesondere, Segmente des "shared memory" dynamisch zu erzeugen, anzubinden, zu sperren, abzutrennen und zu entfernen.

### 2.3 Das Teilsystem RSY zur Beschreibung der radiologischen Lage

Die Programme des Teilsystems RSY wurden von der Großrechenanlage des KfK auf den RESY-Rechner (HP 9000) übertragen und in die für BASY erforderliche Form gebracht. Es wurden drei verschiedene Betriebsweisen für das Ausbreitungsmodell ATSTEP eingerichtet:

- on-line Betrieb zur Berechnung des Istzustands der radiologischen Lage im 10 Minuten Takt während der Freisetzung,
- Bereitschaftsbetrieb (STANDBY), d.h. on-line Betrieb vor Beginn einer Freisetzung,
- Ausbreitungsprognosen über mehrere Stunden bis über das Ende der Freisetzung hinaus.

Im Ausbreitungsmodell ATSTEP wurden Änderungen vorgenommen, die eine Verkürzung der Rechenzeit zum Ziel hatten: optimale Schachtelung der Rechenschleifen und Einführung einer Zeitschrittvergrößerung für die späteren Phasen einer Freisetzung. Damit wurde ermöglicht, daß Ausbreitungsprognosen über den Bereich von 10 Stunden Echtzeit mit allen relevanten Konzentrations- und Strahlungsfeldern für die 10 wichtigsten Nuklide relativ schnell erzielt werden können. Auf der Workstation HP 720 CRX werden für einen solchen Prognoselauf ca. 3 Minuten CPU-Zeit benötigt.

#### 2.4 Das Teilsystem MSY zur Simulation von Katastrophenschutzmaßnahmen

Zum Maßnahmen-Simulations-System MSY wurden folgende Programme entwickelt und implementiert:

- ein Programm zum Bestimmen von Gebieten, in denen verschiedene Schutz- und Gegenmaßnahmen ergriffen werden können:
  - a.) Gebietsdefinition geometrisch (Kreise und Sektoren),
  - b.) Gebietsdefinition durch abgestufte Eingreifwerte.In diesem Fall werden verschiedene potentielle Organdosen (z.B. 7 Tage Knochenmark, 7 Tage Schilddrüse, 70 Jahre Lunge) aus den nuklidspezifischen Konzentrations- und Strahlungsfeldern einer RSY-Prognose berechnet und mit Eingreifwerten verglichen.
- ein Programm zur Berechnung 1/2stündiger Organdosiswerte auf dem gesamten Rechengitter (innerhalb und außerhalb der durch Eingreifwerte definierten Flächen) für alle Zeitschritte einer vollständigen Prognoserechnung von RSY.
- Programme zur Berechnung von Abschirmfaktoren aus Daten über Gebäudestrukturen auf dem Rechengitter.
- Programme zur Berechnung von Organdosen und deren Verteilungen in der Bevölkerung nach bestimmten Maßnahmen.

## 2.5 Graphikprogramme und geographische Daten

### Graphikprogramme:

Im zweiten Quartal des Jahres wurde mit der Entwicklung der Graphikprogramme begonnen.

Das Graphiksystem setzt sich zusammen aus dem Graphikserver und verschiedenen Konvertierungsprogrammen.

Alle Daten, welche von den anderen Teilmodulen geliefert werden, müssen zuerst in ein einheitliches Graphikformat konvertiert werden. Damit können ohne Änderung des Graphikservers, allein durch Hinzufügen neuer Konvertierungsroutinen, die Ausgaben neuer Teilsysteme graphisch dargestellt werden.

Der Graphikserver setzt die eingehenden Anforderungen zur Darstellung von Kartenausschnitten, Isodosislينien und anderen graphischen Daten in Aufrufe der entsprechenden Konvertierungsroutine um, deren Ergebnisse dann in einem Graphikfenster des Hauptdialogs erscheinen.

Die erste Version des Graphikservers war als Stand-alone Programm konzipiert, um ohne die Anbindung an das Betriebs-Abwicklungs-System BASY die einzelnen Komponenten der Graphikprogramme testen zu können.

Aus dieser ersten Version wurde dann im letzten Quartal der Graphikserver entwickelt, welcher für die Anbindung an BASY optimiert ist. Unter anderem wurden sämtliche Graphikroutinen an das X-Window-System angepaßt.

### Geographische Daten:

Parallel zur Entwicklung der Graphikprogramme wurden die Datensätze mit Siedlungsstrukturen, Flächennutzung und Verkehrswegen auf ihre Tauglichkeit hin überprüft. Dabei stellte sich heraus, daß die Daten der Defense Mapping Agency des amerikanischen Verteidigungsministeriums für die Aufgabe am besten geeignet sind. Weiter wurde die Datei geographischer Namen vom Institut für Angewandte Geodäsie/Frankfurt beschafft. Mit diesen Datensätzen ist für die alte Bundesrepublik Deutschland ein flächendeckendes Kartenwerk mit einer Auflösung von 30m vorhanden.

## 2.6. Geplante Weiterarbeit

Die Demonstration des 1. Prototyps von RESY ist während des "Third International Workshop on Real-Time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from a Nuclear Installation", Schloß Elmau, 25. - 30. Oktober 1992 vorgesehen. Hierzu werden in 1992 folgende Arbeiten mit Priorität durchgeführt:

- Integration aller entwickelten Teilmodelle von RSY, MSY und ESY in das Gesamtsystem.
- Einbindung des Graphiksystems in das Gesamtsystem, Integration des Graphikfensters im Hauptdialog.
- Erweiterung der graphischen Fähigkeiten, z.B. die interaktive Änderung von graphischen Objekten (drehen, skalieren, verschieben), und Vervollständigung der Datenbasen.
- Festlegung illustrativer Unfallfolgeszenarien zur Präsentation der Funktionen von RESY.
- Erstellung der Gesamtdokumentation (Abschlußbericht).

## 2.7. Beziehung zu anderen Vorhaben

Parallel zu den RESY-Arbeiten werden im Rahmen des CEC-Projekts "Development of a comprehensive decision support system for nuclear emergencies in Europe following an accidental release to atmosphere", an dem 12 europäische Institutionen seit November 1990 mit KfK/INR als Koordinator beteiligt sind, alle wesentlichen Bestandteile eines räumlich und zeitlich umfassenderen Entscheidungshilfesystems für den möglichen Einsatz in Europa weiterentwickelt [4]. Durch die von der CEC ebenfalls geförderte und von KfK koordinierte Zusammenarbeit mit russischen und ukrainischen Instituten mit ähnlicher Zielsetzung wird ein intensiver Informationsaustausch und ein möglichst effektiver Einsatz von Personal und Mitteln organisiert.

## Literatur

- [1] Proceedings of the seminar on methods and codes for assessing the off-site consequences of nuclear accidents,  
Athens, 7 to 11 May 1990  
Bericht EUR 13013 (1991)

- [2] I. Hasemann, J.-A. Jones  
COSYMA: User guide  
Bericht EUR 13045, KfK Bericht 4331 B (1991)
- [3] J. Qu  
Konsequenzen und Wirksamkeit von Umsiedlungsmaßnahmen nach  
kerntechnischen Unfällen  
Bericht KfK 4990 (1992)
- [4] J. Ehrhardt, J. Päsler-Sauer, M. Rafat  
Development of a comprehensive real-time decision support system  
for nuclear emergencies in Europe  
International Seminar on intervention levels and countermeasures  
for nuclear accidents, Cadarache, 7 to 11 October 1991

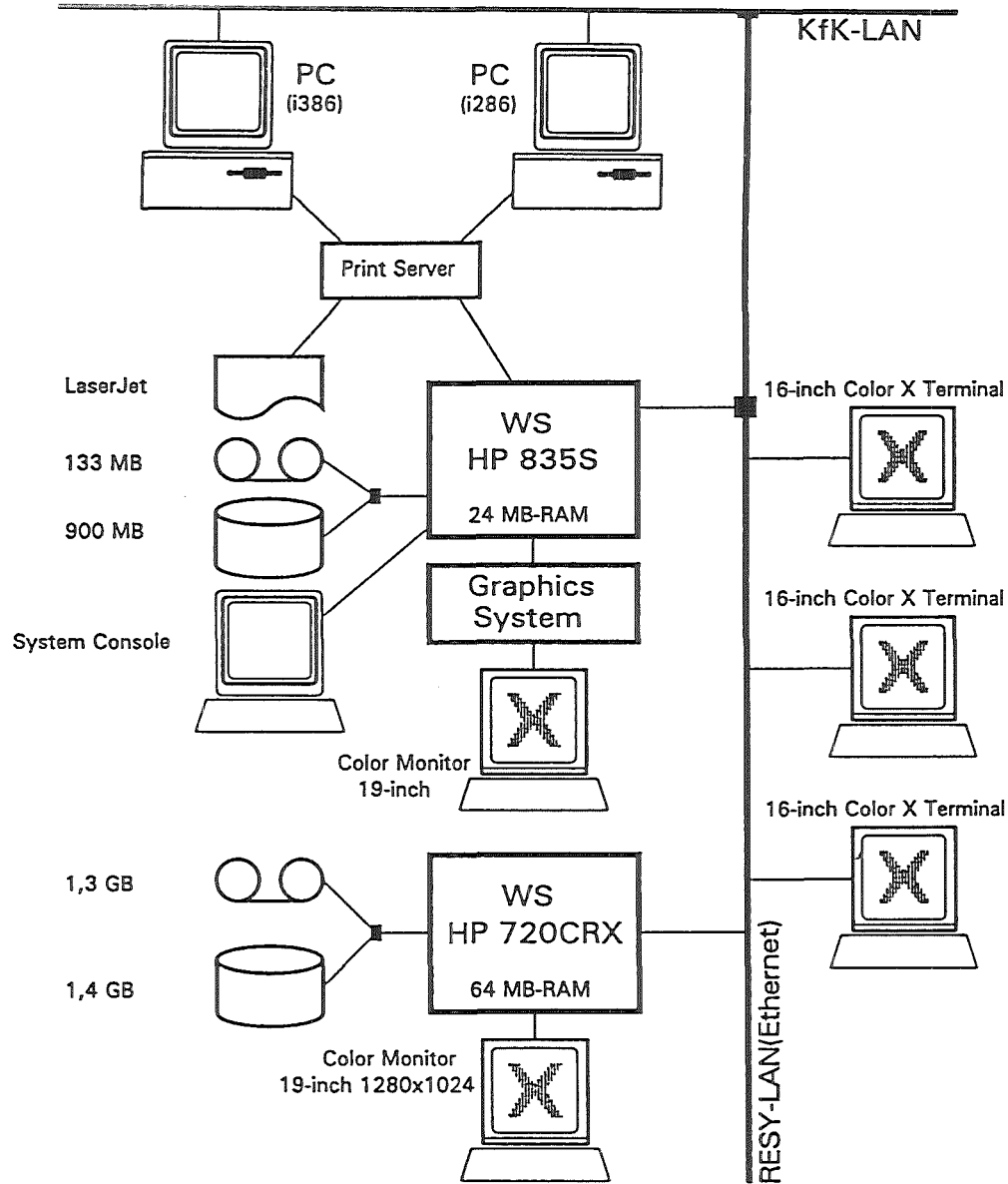


Abb. 1 Hardware-Konfiguration von RESY

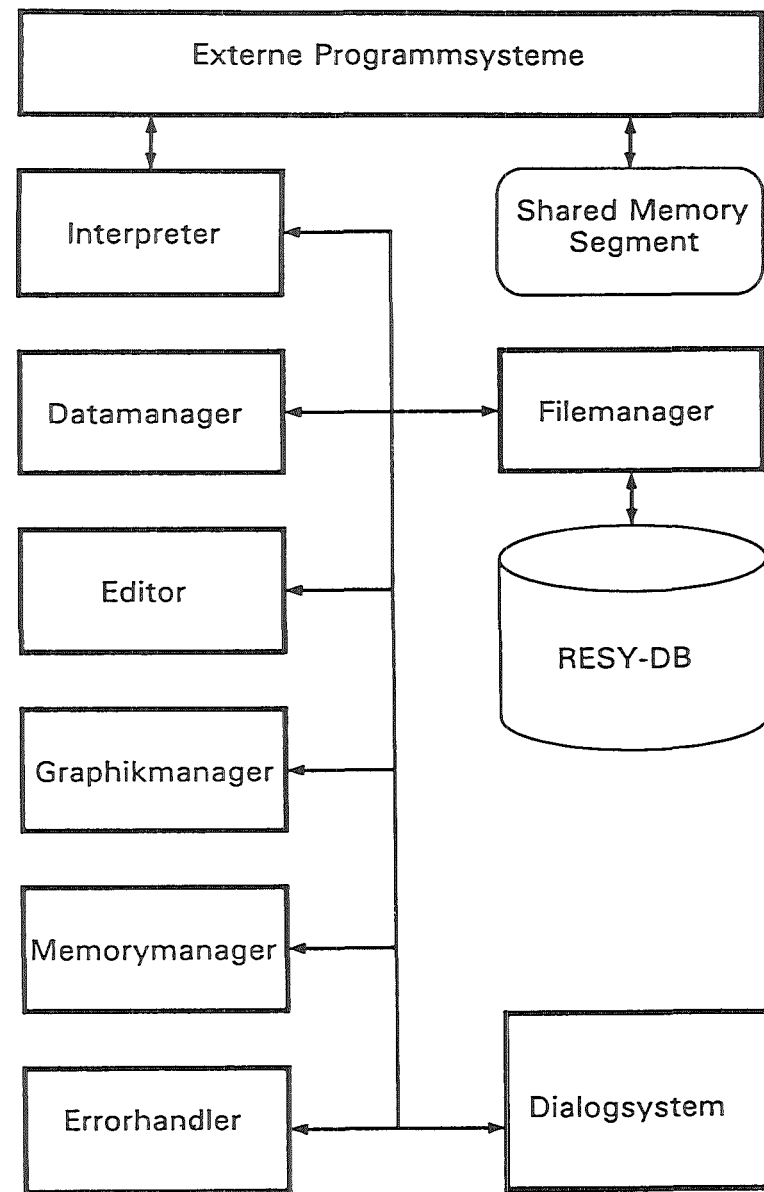


Abb. 2 Interaktionsschema des Betriebsabwicklungssystems BASY



**18.05.05**                    **Spezielle thermo- und fluiddynamische LWR-  
Untersuchungen**

**18.05.05/04A**                **Investigation of phase transport mechanisms in air-water  
PSF0D5N**                    **bubbly flow in vertical channels**

**(G. Class, F. Eberle, G. Gering, H. Kruse, R. Meyder,  
P. Philipp, G. Lang, W. Sengpiel; IRE)**

Experimental work on phase transport mechanisms in air-water bubbly two-phase flows has been continued. Special emphasis has been set on local measurements of flow qualities of the gaseous phase. Measurement techniques available for this purpose are X-ray computer tomography and dual-sensor resistivity probes. It turned out that the computer tomography is a very valuable tool for fast check of circumferential flow symmetry along the test channel and for calibration of the dual-sensor resistivity probes with respect to their use for measurement of local bubble number frequency and gas fraction.

The following results can be concluded from the experiments:

- For evaluation of the resistivity probe data towards an estimation of bubble size, the model of spherical bubble geometry seems to be suitable under the test conditions investigated.
- Measurement of the total number of bubbles passing through the channel cross-sectional flow area at different axial locations reveals a decrease in downstream direction along with a corresponding increase of the average bubble size - an indication of the occurrence of bubble coalescence probably in the near-wall layer of high bubble concentrations.
- It could be observed that the bubble size in terms of the bubble diameter may have a remarkable influence onto the process of transversal bubble migration. There seems to exist a "critical" bubble diameter which when exceeded, suppresses bubble migration towards the wall. However, this important finding has still to be examined in more detail.

18.05.05/04A  
PSF0D5N

## Untersuchungen der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen

(G. Class, F. Eberle, G. Gering, H. Kruse, R. Meyder,  
P. Philipp, G. Lang, W. Sengpiel; IRE)

### Einleitung

Im Berichtszeitraum sind die Grundlagenuntersuchungen zum Problem der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen in Blasenströmungen durch senkrechte rohrförmige Kanäle weitergeführt worden. Die experimentellen Arbeiten haben umfangreiche Messungen der lokalen Eigenschaften von Luft-Wasser-Blasenströmungen zum Inhalt, um die Turbulenzstruktur in Blasenströmungen zu untersuchen und um die Wechselwirkungskräfte an den Phasengrenzflächen zu identifizieren mit dem Ziel, den Einfluß beider physikalischer Effekte auf den Blasentransport zu verstehen und zu modellieren. Dabei wird in zunehmendem Maße die Zusammenarbeit mit externen Partnern genutzt (s. Kalkach-Navarro et. al. [1], Zun [2], Bataille et al. [3]). Zu den gemeinsamen Zielen der Arbeiten auf diesem Gebiet gehört die verbesserte Beschreibung des Wärme- und Impulstransports in Blasenströmungen und die Modellierung von Strömungsformen in Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen.

### Experimentelle und theoretische Arbeiten

Schwerpunkt der experimentellen Arbeiten, über die hier berichtet wird, waren Messungen der lokalen Eigenschaften der Gasphase in aufwärtsgerichteten Blasenströmungen in der rohrförmigen Teststrecke der NOVA-Versuchsanlage [4]. Dafür stehen eine computertomographische Meßeinrichtung und eine 2-Sensor-Widerstandssonde zur Verfügung; beide Meßsysteme wurden im Rahmen des NOVA-Vorhabens entwickelt. Die Computertomographie hat sich dabei als unverzichtbares Verfahren sowohl zur schnellen Überprüfung der Umfangssymmetrie der Strömung anhand der Dichteverteilung über der durchströmten Querschnittsfläche des Kanals als auch zur Eichung der Widerstandssonde vor deren Einatz zur Messung von lokalen Blasenfrequenzen und relativen Gasgehalten erwiesen. Abb. 1 zeigt computertomographische Aufnahmen der Luftverteilungen in einer Blasenströmung (Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{s,1} = 1.08$  m/s, mittlerer volumetrischer Gasgehalt  $\beta = 10$  %) in Form von Höhenlinienplots und demonstriert beispielhaft die erreichte Symmetrie der Gasverteilung am NOVA-Teststreckeneintritt (1a) und -austritt (1b). Die Gasverteilung am Teststreckeneintritt spiegelt

die Luftzugabe über sieben einzelne Düsen in die jeweiligen Strömungskanäle eines Strömungsgleichrichters direkt unterhalb der Teststrecke wieder. Ein Querschnitt durch diesen Strömungsgleichrichter mit den Positionen der Luftdüsen ist in Abb. 2 gezeigt.

Die im folgenden diskutierten Ergebnisse beziehen sich auf Blasenströmungen mit jeweils  $\beta = 10\%$  mittlerem volumetrischem Luftgehalt bei drei verschiedenen Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von 0.36 m/s, 1.08 m/s und 1.80 m/s. Abb. 2 zeigt für diese drei Blasenströmungen die axialen Entwicklungen der radialen Profile des lokalen relativen Gasgehaltes anhand von Messungen in den axialen Meßebenen 0 D (Teststreckeneintritt; Rohrinnendurchmesser  $D = 70$  mm), 2.5 D und 70 D (nahe Teststreckenaustritt). Deutlich ist bei 0 D noch der Einfluß des Strömungsgleichrichters sichtbar. Die radiale Umverteilung der Gasphase stromabwärts ist bei 2.5 D schon ausgeprägt und deutet darauf hin, daß ein signifikanter radialer Blasentransport bereits über kurze axiale Distanzen erfolgen kann. Schließlich ist an der axialen Meßposition 70 D in den beiden Fällen hoher Wasserleerrohrgeschwindigkeit jeweils ein Häufigkeitsmaximum der Gasphase an der Kanalwand zu beobachten, während im Beispiel mit  $V_{s,1} = 0.36$  m/s (hoher Schlupf zwischen beiden Phasen) ein eher gleichmäßiges radiales Profil des relativen Gasgehaltes gemessen wird mit dem höchsten Wert in Kanalmitte. Dieser letztere Fall ist von besonderem Interesse, weil die in den anderen Fällen beobachtete radiale Blasenmigration mit den resultierenden Blasenhäufigkeitspeaks an der Wand offenbar unterdrückt wurde und somit Anlaß gegeben ist, nach den physikalischen Gründen zu suchen. Einer der Parameter, der den Blasentransport und somit die resultierende Gasverteilung in einer Blasenströmung beeinflusst, ist die Blasengröße selbst. Somit besteht die Notwendigkeit, die Blasengröße bzw. ein Maß für die Blasengröße zu messen. Dafür geeignet ist die 2-Sensor-Widerstandssonde. Allerdings lassen sich damit nur die Sehnenlängen messen, die bei der axialen Bewegung der Blasen durch den Sensor registriert werden. Das zur Blasengrößenbestimmung erhaltene Längenmaß ist also nur eindimensional und kann zunächst nur mit Hilfe der Modellannahme kugelförmiger Blasen über die Ableitung eines Blasendurchmessers zur Blasengrößenbestimmung herangezogen werden. Die radialen Profile der so gemessenen Blasendurchmesser sind in Abb. 3 für die drei Referenzfälle dargestellt, links am Teststreckeneintritt bei 0 D, rechts bei 70 D. Dabei handelt es sich um Mittelwerte von Blasendurchmessern, die aus gemessenen lokalen Häufigkeitsverteilungen berechnet werden.

Die am Teststreckeneintritt bei 0 D gemessenen mittleren Blasendurchmesser zeigen im äußeren Kanalbereich eine gewisse Abhängigkeit vom Wasserdurchsatz -

die Blasengröße nimmt dort tendenziell ab mit zunehmender Wassergeschwindigkeit. Im zentralen Gleichrichterkanal des Blasengenerators werden Blasen erzeugt, die etwa um einen Faktor 1.5 größer sind als die außen gemessenen. Dieses Verhalten ist charakteristisch für den in diesen Fällen verwendeten Blasengenerator, wobei die Verwendung anderer Luftdüsen zu anderen lokalen Blasengrößenverteilungen führen kann. Im rechten Teil von Abb. 3 sind die radialen Profile der gemessenen mittleren Blasendurchmesser bei 70 D angegeben. Die Profile zeigen in den beiden Fällen hoher Wasserleerrohrgeschwindigkeiten eine gleichmäßige Blasengrößenverteilung ( $d_b \approx 3.5 \text{ mm}$ ) über den Kanalquerschnitt außer im Wandbereich, wo die gemessenen Blasendurchmesser ansteigen auf Werte um 4.5 mm. Da in diesen beiden Fällen in Wandnähe hohe Blasenkonzentrationen auftreten, könnte - und das wird sich noch bestätigen - Blasenkoaleszens der Grund für den Anstieg der mittleren Blasendurchmesser in Wandnähe sein. Im Fall niedriger Wassergeschwindigkeit beobachtet man dagegen eine von Kanalmitte nach außen hin abfallende Blasengrößenverteilung, wobei in Kanalmitte Blasendurchmesser von 4.5 mm gemessen werden. Zwei Fragen sind hier zu klären: 1. Wie genau beschreibt das Modell sphärischer Blasengeometrie die Verhältnisse in den untersuchten Blasenströmungen, und 2. Wie kann die Annahme von Blasenkoaleszens nachgewiesen werden. Eine der Möglichkeiten nachzuprüfen, welcher Fehler bezüglich der Blasen volumina bei der Annahme kugelförmiger Blasen gemacht wird, ist die Berechnung der volumetrischen Gasdurchsatzes  $Q_{\text{gas,cal}}$  [m<sup>3</sup>/h] aus den gemessenen lokalen Blasenfrequenzen und der Blasen volumina:

$$Q_{\text{gas,cal}} = \int_A N_b \cdot V_b \, dA$$

$N_b$  Blasen/m<sup>2</sup> · s [1/m<sup>2</sup> · s]

$V_b$  Blasen volumen [m<sup>3</sup>]

$A$  Querschnittsfläche des Strömungskanals

Der so berechnete Gas volumenstrom,  $Q_{\text{gas,cal}}$ , kann dann mit dem eingestellten Gas volumenstrom  $Q_{\text{gas,soll}}$  verglichen werden. Da die Messung der lokalen Blasen frequenz als unkritisch gelten kann, sind Abweichungen zwischen  $Q_{\text{gas,cal}}$  und  $Q_{\text{gas,soll}}$  auf Fehler in der Blasengrößenbestimmung zurückzuführen. Anstelle des Gas volumenstromvergleiches können auch die mittleren volumetrischen Gasgehalte verglichen werden:

$$\beta_{\text{cal}} = \frac{Q_{\text{gas,cal}}}{Q_{\text{gas,cal}} + Q_{\text{Wasser}}}$$

$$\beta_{soll} = \frac{Q_{gas, soll}}{Q_{gas, soll} + Q_{Wasser}}$$

$V_{s,l}$ [m/s]	$\beta = 0.05$			$\beta = 0.10$			$\beta = 0.15$			
	$f_b$ [s <sup>-1</sup> ]	$d_{min}/d_{max}/d_e$ [mm]	$\beta_{cal}$ [-]	$f_b$ [s <sup>-1</sup> ]	$d_{min}/d_{max}/d_e$ [mm]	$\beta_{cal}$ [-]	$f_b$ [s <sup>-1</sup> ]	$d_{min}/d_{max}/d_e$ [mm]	$\beta_{cal}$ [-]	
0.36	70 D	3100	3.4/4.2/3.8	0.051	4400	3.8/4.5/4.2	0.094	6900	3.4/4.4/4.1	0.130
	10 D	3600	3.1/3.4/3.2	0.049	4500	3.2/4.2/3.8	0.093	4900	3.7/4.8/4.2	0.135
	0 D	3700	2.6/3.6/2.9	0.038	5100	2.8/4.7/3.4	0.083	5600	3.3/5.0/3.9	0.131
1.08	70 D	10100	3.4/4.3/3.9	0.059	18300	3.7/4.4/3.9	0.109	24800	3.8/4.5/4.0	0.151
	10 D	12800	2.6/3.7/3.2	0.055	24800	2.7/3.8/3.1	0.097	37600	2.8/3.7/3.1	0.135
	0 D	13500	2.4/4.9/2.8	0.044	22500	2.8/5.9/3.2	0.099			
1.80	70 D	12200	3.5/4.5/4.2	0.054	25660	3.6/4.9/4.3	0.116	42500	3.5/4.6/4.0	0.149
	10 D	32700	2.5/2.9/2.7	0.049	44400	2.9/3.4/3.1	0.103			
	0 D	70300	1.9/3.0/2.1	0.052	107200	2.0/3.5/2.3	0.100	157800	1.9/3.1/2.2	0.129

Tab. 1: Zahl der Blasen pro Sekunde ( $f_b$ ) in den Querschnittsflächen bei 0 D, 10 D und 70 D und zugehörige Blasendurchmesser für aufwärtsgerichtete Blasenströmungen

In Tab. 1 sind diese Daten gegenübergestellt: In Abhängigkeit der Parameter 'Wasserleerrohrgeschwindigkeit' und ' $\beta_{soll}$ ' sowie der axialen Meßebenen 0 D, 10 D und 70 D sind die gemessenen bzw. aus Meßergebnissen abgeleiteten Größen  $f_b$  (Gesamtzahl der den Kanalquerschnitt durchströmenden Blasen pro Sekunde), minimaler und maximaler gemessener Blasendurchmesser  $d_{min}$  und  $d_{max}$ , äquivalenter Blasendurchmesser  $d_e$  und  $\beta_{cal}$  angegeben. Der äquivalente Blasendurchmesser ist ein die Blasengrößen in der Meßebene charakterisierender mittlerer Blasendurchmesser, berechnet aus dem äquivalenten Blasenvolumen:

$$V_{b,e} = \frac{\int_A N_b \cdot V_b dA}{f_b}$$

$$d_e = \left( \frac{6 V_{b,e}}{\pi} \right)^{1/3}$$

Der Vergleich der  $\beta_{cal}$  mit den  $\beta_{soll}$  zeigt moderate Abweichungen mit relativen Fehlern um ca. 10 % - eine Bestätigung dafür, daß im Hinblick auf die Bestim-

mung der Blasenvolumina mittels gemessener Blasendurchmesser die Annahme sphärischer Blasengeometrie gerechtfertigt werden kann. Der Vergleich der Blasenfrequenzen  $f_b$  in den unterschiedlichen axialen Meßebenen zeigt in den meisten Fällen eine deutliche Abnahme von 0 D nach 70 D bei gleichzeitiger Zunahme des äquivalenten Blasendurchmessers. Damit wird auch die Hypothese von Blasenkoaleszenz entlang der Teststrecke erhärtet; diese Blasenkoaleszenz findet vermutlich nicht in der freien Blasenströmung statt, sondern in den Schichten hoher Blasenkonzentrationen an der Kanalwand.

Daß die Sonde im wandfernen Strömungsbereich bei 70 D Blasendurchmesser mißt, die größer sind als auf Grund der Abnahme des hydrostatischen Druckes zwischen 0 D und 70 D von ca. 0,17 MPa auf ca. 0,12 MPa anzunehmen wäre (dem entspräche eine Blasendurchmesserzunahme um 10 %), liegt vermutlich an Meßfehlern, die auf die Berührung der Blasen durch den Sensor beim Blasendurchgang zurückzuführen sind (Oberflächenverzerrungen u.a.) sowie an Unzulänglichkeiten des Meßsystems und der Annahmen bei der Datenauswertung, die den Blasendurchmesser in Strömungsrichtung überschätzen. Somit wäre dann auch zu verstehen, daß die Blasenvolumina bei Annahme sphärischer Blasengeometrie mit zufriedenstellender Genauigkeit wiedergegeben werden, obwohl die optische Beobachtung der Blasenströmungen eher (in grober Näherung) elliptische Blasenformen ergibt mit den größeren Durchmessern quer zur Hauptströmungsrichtung der Blasen. Hier sind genauere Untersuchungen zur Klärung der Frage im Gange, wie groß die tatsächlichen Meßfehler bei der Ermittlung charakteristischer Blasenabmessungen mit Hilfe der 2-Sensor-Widerstandssonde wirklich sind und welche Ursachen dafür verantwortlich sind.

Der experimentell beobachtete Zusammenhang zwischen abnehmender Blasenfrequenz entlang der Teststrecke stromabwärts und zunehmendem äquivalenten Blasendurchmesser ist für den Fall  $V_{s,1} = 1.80 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 10 \%$  in Abb. 4 graphisch dargestellt. Man erkennt, daß die Änderungen in diesem Beispiel im unteren Bereich der Teststrecke, also noch in der Phase der Strömungsentwicklung, stärker sind als im oberen Bereich.

Eine wichtige Frage bei der Klärung der Blasen transportmechanismen ist die nach dem Einfluß der Blasengröße auf die radiale Blasenmigration. Bei der Beurteilung der in Abb. 2 dargestellten Profile des relativen Gasgehaltes bei  $z = 70 \text{ D}$  und der in Abb. 3 dargestellten Profile der mittleren Blasendurchmesser an der gleichen axialen Position fällt auf, daß im Fall  $V_{s,1} = 0,36 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 10 \%$  die Blasendurchmesser fast über den ganzen Bereich des Kanalquerschnitts deutlich größer sind

(> 4.0 mm gegenüber ~ 3.5 mm) als in den beiden Referenzfällen mit hohen Wasserleerrohrgeschwindigkeiten, und daß im Fall größerer Blasendurchmesser das Profil des relativen Gasgehaltes nicht die sonst beobachteten Maxima in Kanalwandnähe zeigt. Auf solche Zusammenhänge und die mögliche Existenz einer "kritischen" Blasengröße, oberhalb derer radiale Blasenmigration verringert oder ganz unterdrückt wird, weisen z.B. Zun [2] und Liu [5] hin.

Eine Veränderung der Blasengrößen bei sonst gleichbleibenden Strömungsbedingungen (Wasserleerrohrgeschwindigkeit, mittlerer volumetrischer Gasgehalt) ist an der NOVA-Versuchsanlage in begrenztem Umfange nur über Änderungen der Gasdüsenkonstruktion möglich. Abb. 5 zeigt die zwei Düsenformen, die im Rahmen der bisherigen Untersuchungen eingesetzt wurden. Die bisher diskutierten Ergebnisse beruhen auf dem Einsatz der links gezeigten Düse (Typ 1, Düsenöffnung 0,7 mm). Bei der rechts abgebildeten Konstruktion (Typ 2) sind am Umfang des zylindrischen Abschnitts mehrere Bohrungen mit 0.35 mm Durchmesser angebracht. In diesem Fall tritt das Gas radial aus, während es bei Verwendung von Typ 1 in Strömungsrichtung eingegeben wird. Mit dem Typ 2 gelingt es, kleinere Blasen zu erzeugen. Einige der damit erzielten Ergebnisse sind in den Abb. 6 und 7 dargestellt: Abb. 6 zeigt gemessene Profile des relativen Gasgehaltes bei 0 D und 70 D für den Fall  $V_{s,l} = 1.08 \text{ m/s}$ ,  $\beta = 10 \%$  bei Einsatz beider Düsentypen. Zusätzlich sind rechts in der Abbildung die bei 70 D gemessenen Profile der Blasendurchmesser angegeben. Der Vergleich der gemessenen Profile des relativen Gasgehaltes bei 70 D zeigt, daß in diesem Beispiel weder die unterschiedliche Anfangsverteilung der Gasphase bei 0 D noch die Unterschiede in den gemessenen Blasendurchmessern (< 4 mm im Kernbereich beider Strömungen, die mit Düsentyp 2 erzeugten Blasen sind im Durchmesser um 0.4 bis 0.5 mm kleiner) einen Einfluß auf die resultierende Gasverteilung haben: beide Profile des relativen Gasgehaltes bei 70 D sind praktisch identisch. Anders ist das Ergebnis für den Fall kleiner Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{s,l} = 0,36 \text{ m/s}$ , Abb. 7. Die Verringerung der Blasendurchmesser von ca. 4.5 mm auf Werte unter 4 mm hat das Profil des relativen Gasgehaltes deutlich verändert. Man erkennt Maxima der Gasverteilung in Wandnähe, als Folge der Blasenmigration zur Wand hin, wie bisher schon in den Fällen hoher Wasserleerrohrgeschwindigkeit. Damit ist deutlich geworden, daß die Blasengröße den Blasen-transport selbst beeinflussen kann; allerdings hängt das Maß der Beeinflussung sicher auch von den restlichen Strömungsparametern (Wasserleerrohrgeschwindigkeit, mittlerer volumetrischer Gasgehalt u.a.) ab.

Eine Größe, die für die Beurteilung und Modellierung von Blasenströmungen wichtig ist, ist die spezifische Phasengrenzflächendichte  $a_i$  (= Gesamtfläche der

Blasenoberfläche im Einheitsvolumen). Diese Größe läßt sich aus gemessenen lokalen relativen Gasgehalten  $\alpha$  und Blasendurchmessern  $d_b$  ableiten,  $a_i = 6 \alpha/d_b$ .

Abb. 8 zeigt die aus Messungen bei 70 D und Verwendung des Düsentyps 2 abgeleiteten spezifischen Phasengrenzflächendichten. Mit angegeben ist ein Wertebereich der  $a_i$ , der auf Grund entsprechender Messungen von Kataoka und Serizawa [6] ermittelt wurde. Die untere Gerade stellt eine Ausgleichsgerade dar, die deren Meßwerte bei einer Wasserleerrohrgeschwindigkeit von 1 m/s repräsentiert, die mittlere gilt für entsprechende Daten bei  $V_{s,l} = 2$  m/s, die obere bei  $V_{s,l} = 5$  m/s. Diese eindeutige Parametrisierung weist darauf hin, daß bei Kataoka und Serizawa die Blasendurchmesser offenbar eine stärkere Abhängigkeit von den Wasserleerrohrgeschwindigkeiten aufwiesen als dies bei den NOVA-Experimenten bisher der Fall war. Die aus den NOVA-Experimenten abgeleiteten Werte der spezifischen Phasengrenzflächendichte liegen aber im Bereich gleicher oder ähnlicher Wasserleerrohrgeschwindigkeiten wie bei Kataoka und Serizawa und demonstrieren die gute Genauigkeit der erzielten Meßergebnisse.

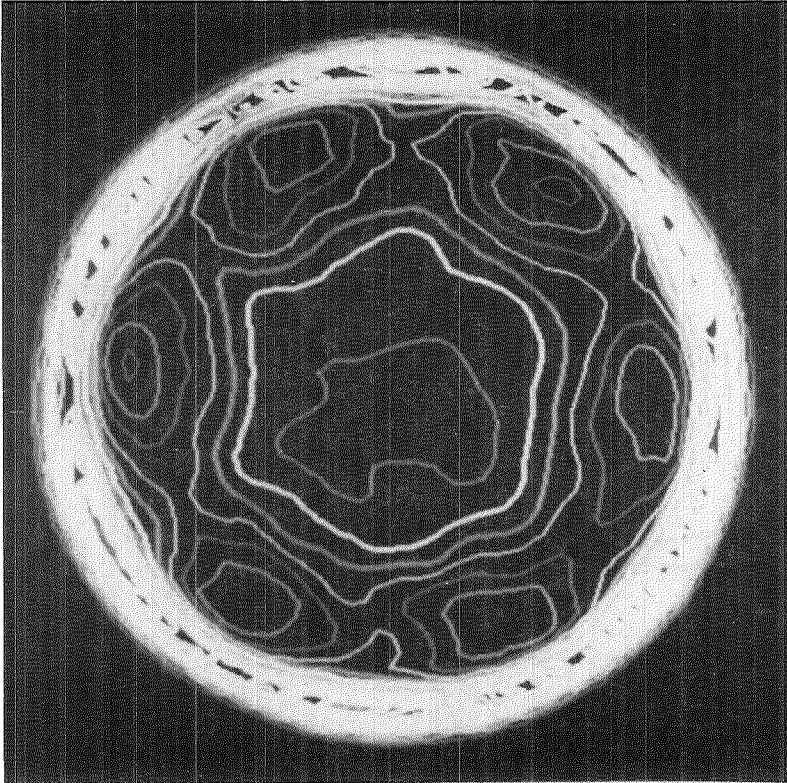
Die theoretischen Arbeiten innerhalb des NOVA-Vorhabens sind weiterhin konzentriert auf die Entwicklung eines Rechenprogramms mit 2-Fluid-Modellierung zur Berechnung von Blasenströmungen. Wegen der Komplexität der Aufgabe wird von existierenden 2-Fluid-Codes ausgegangen, die an die speziellen Anforderungen zur Nachrechnung der NOVA-Experimente angepaßt und dafür weiterentwickelt werden müssen. Nachdem die Arbeiten auf der Grundlage des Rechenprogrammes CAST nicht zu dem gewünschten Ziel führten, wurde das am INR des KFK entwickelte Rechenprogramm IVA3 [7] für die weiteren Entwicklungsarbeiten ausgewählt. Auch hier sind noch eine Reihe von Problemen zu lösen, bevor der IVA3-Code für Berechnungen von Blasenströmungen eingesetzt werden kann. So mußte ein Modell für Wandreibung an festen Wänden in einem für Nachrechnungen der NOVA-Experimente charakteristischen Maschengitter eingebaut werden, und die Formulierung der Randbedingungen am Kanalausstritt muß noch überarbeitet werden.

### Literatur

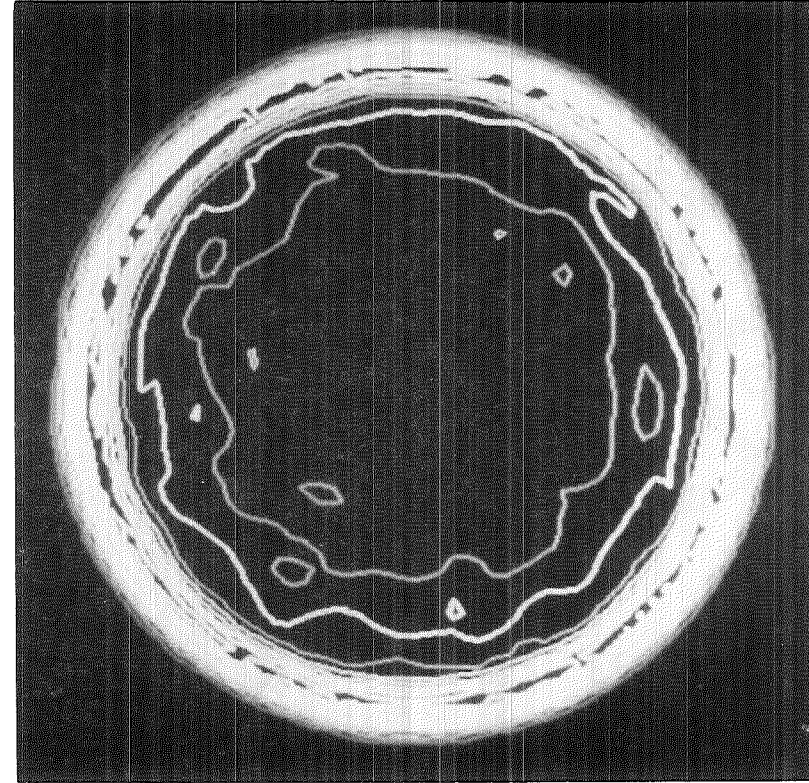
- [1] S. Kalkach-Navarro, R.T. Lahey, Jr., D.A. Drew, R. Meyder;  
Interfacial Area Density, Mean Radius and Number Density Measurements in Bubbly Two-Phase Flow, 28th National Heat Transfer Conference, San Diego, California, USA, August 9 - 12, 1992



- [2] I. Zun;  
The mechanism of bubble non-homogeneous distribution in two-phase shear flow, Nucl. Eng. Design, 118, 155 - 162, 1990
  
- [3] J. Bataille, M. Lance, J.L. Marié;  
Bubbly turbulent shear flows, ASME Annual Winter Meeting, Dallas, Texas, USA, 1990
  
- [4] G. Class, R. Meyder, W. Sengpiel;  
Measurement of Spatial Gas Distribution and Turbulence Structure in Developing Bubbly Two-Phase Flow in Vertical Channels, Proc. Int. Conf. Multiphase Flows '91 - Tsukuba, Sept. 24 - 27, 1991, Tsukuba, Japan, Vol. 1, 473 - 477
  
- [5] T.J. Liu, The Effect of Bubble Size on Void Fraction Distribution in a Vertical Channel, Proc. Int. Conference on Multiphase Flows '91 - Tsukuba, September 24 - 27, 1991, Tsukuba, Japan, Vol. 1, 453 - 457
  
- [6] I.K. Kataoka, A. Serizawa;  
Interfacial Area Concentration in Bubbly Flow, Nucl. Eng. Design 120, 1990, 163 - 180
  
- [7] N.I. Kolev;  
IVA3: Computer Code for Modelling of Transient Three-Dimensional Three-Phase Flow in Complicated Geometry, Program documentation: Input description, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik, KfK 4950, Sept. 1991



(a)



(b)

Abb. 1: Computertomographische Messung der Gasverteilung zur Überprüfung der Symmetrieeigenschaften der Blasenströmung: Höhenlinienplots der Gasverteilung am Teststreckeneintritt (a) und -austritt (b) (Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{s,l} = 1.08 \text{ m/s}$ , mittlerer vol. Gasgehalt  $\beta = 0.10$ )

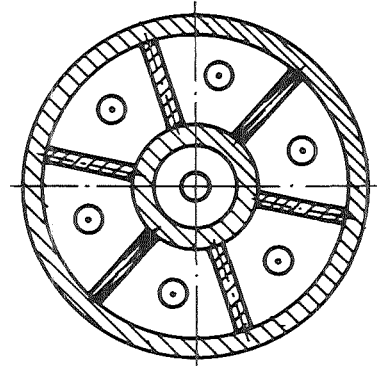
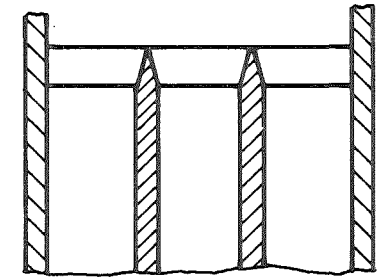
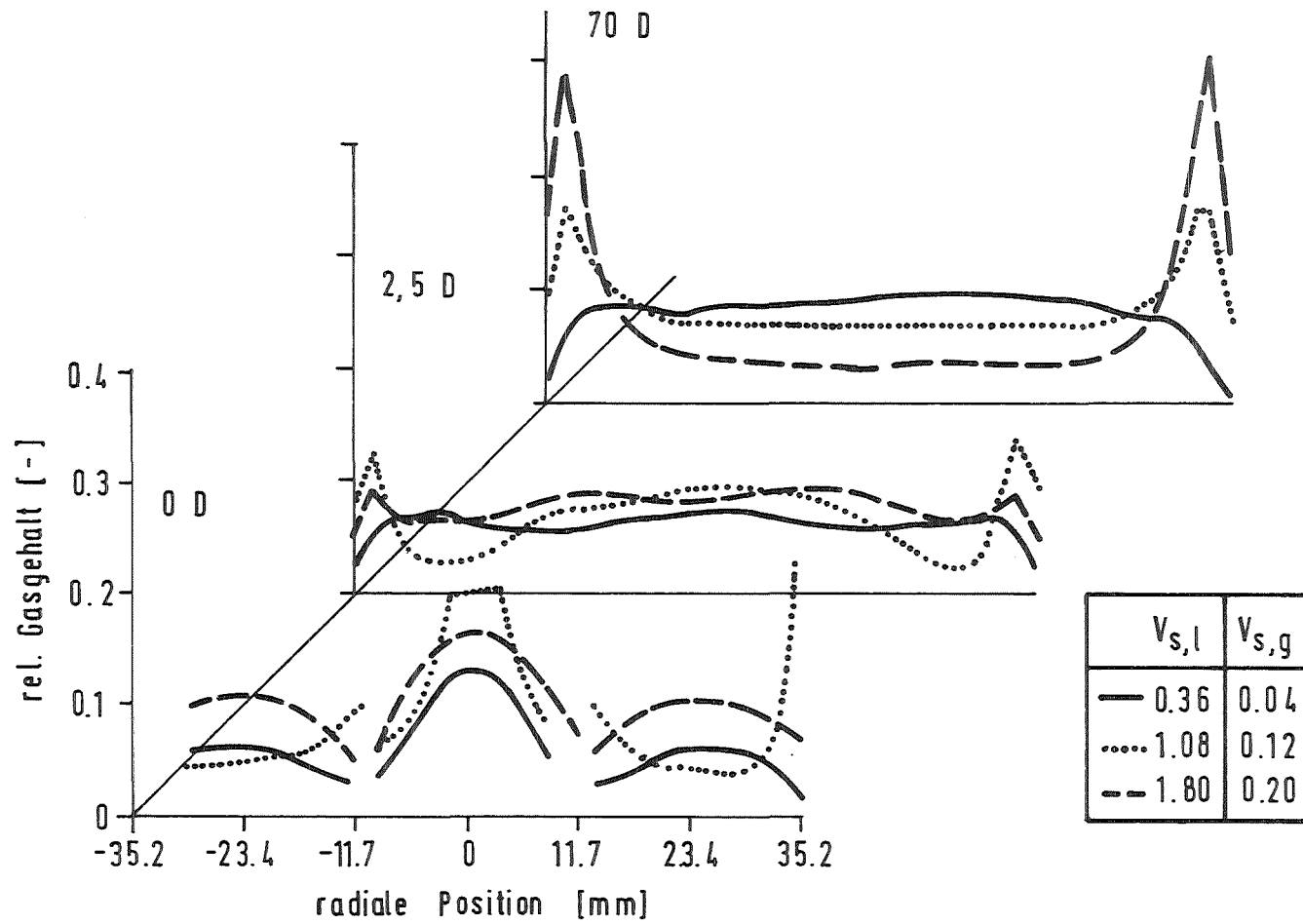


Abb. 2: Axiale Entwicklung der radialen Profile des relativen Gasgehaltes in Blasenströmungen (aufwärts); Parameter sind Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{s,l}$ , Gasleerrohrgeschwindigkeit  $V_{s,g}$ ; rechts Querschnitt und Längsschnitt durch den Strömungsgleichrichter vor Teststreckenbeginn

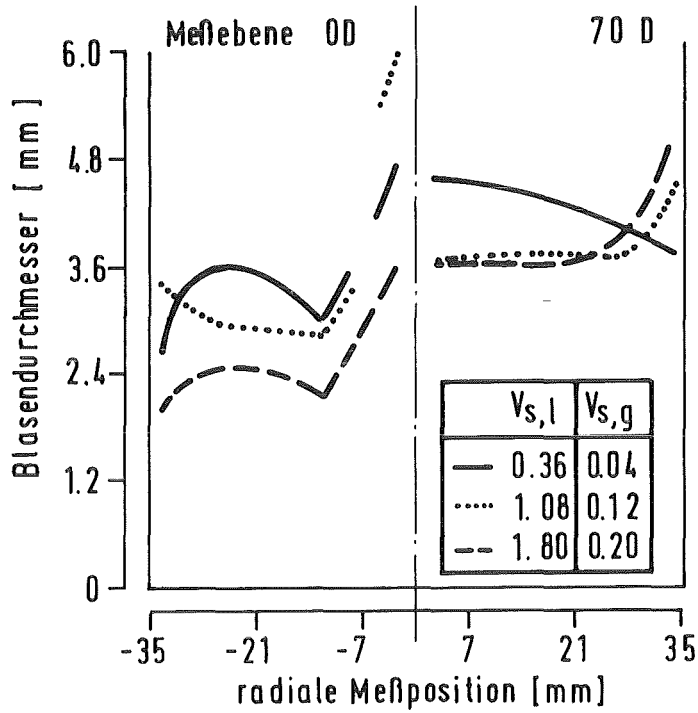


Abb. 3: Vergleich der radialen Profile gemessener mittlerer Blasendurchmesser bei 0 D und 70 D

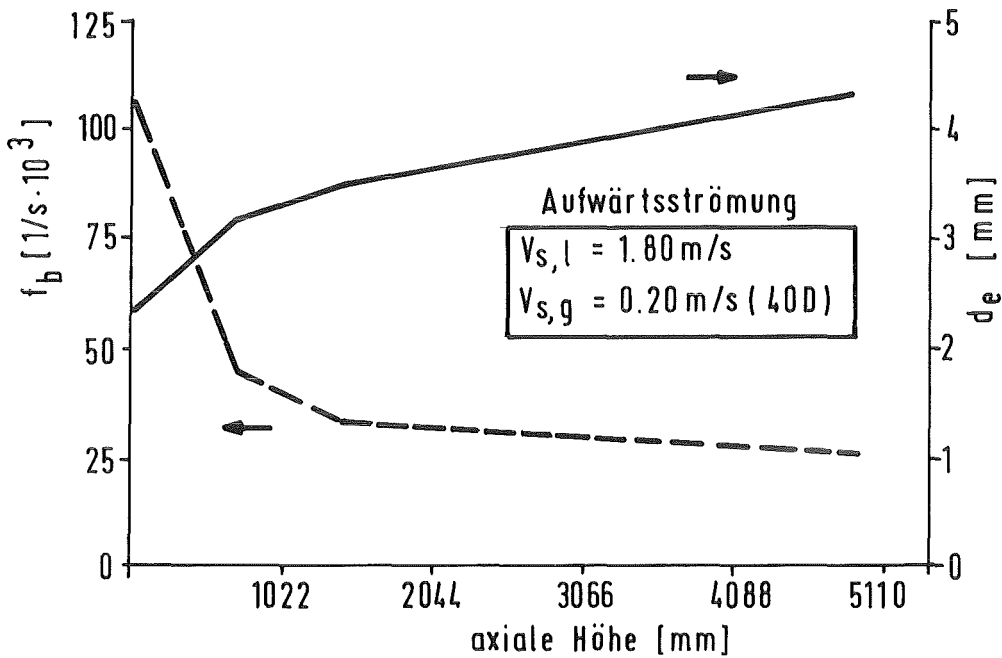


Abb. 4: Änderung der Zahl der Blasen pro Sekunde ( $f_b$ ) und des äquivalenten Blasendurchmessers  $d_e$  entlang der Teststrecke von 0 D bis 70 D aufgrund von Blasenkoaleszens

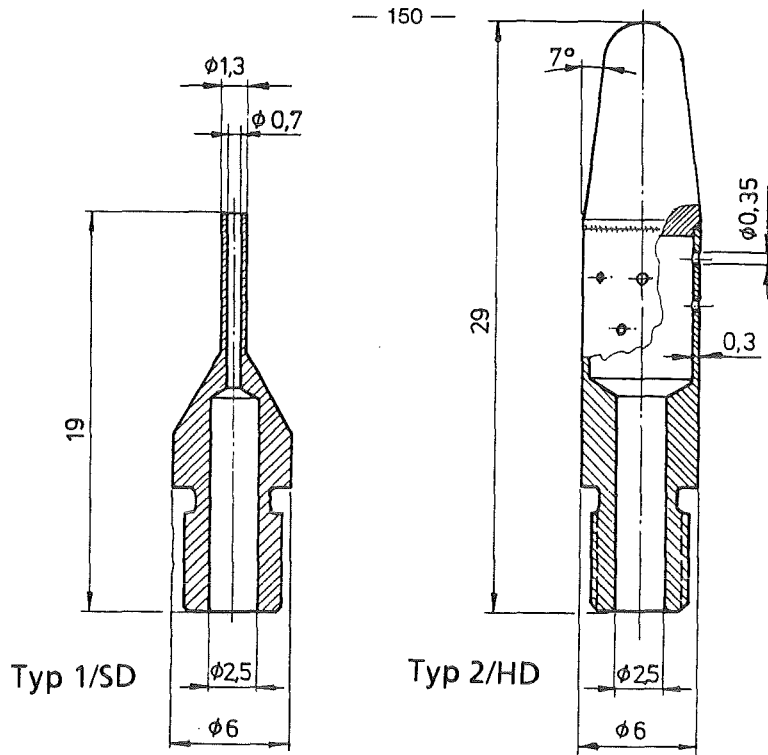


Abb. 5: Düsentypen für NOVA-Blasenströmungs-Experimente

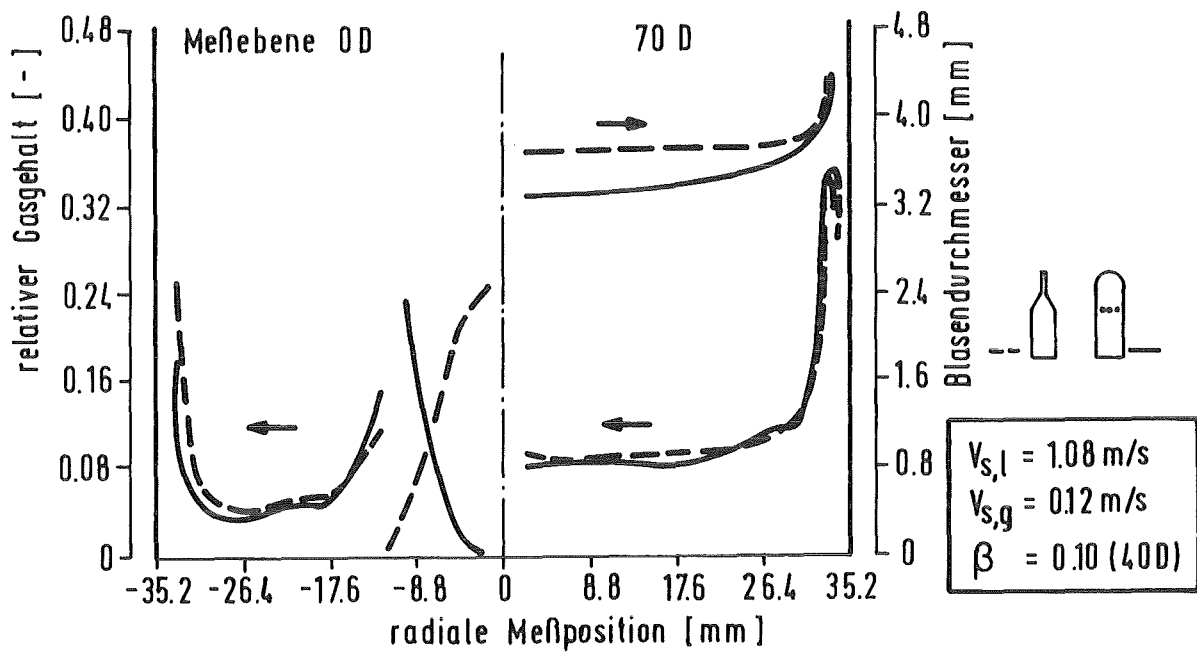


Abb. 6: Radiale Profile des gemessenen relativen Gasgehaltes bei 0 D und 70 D sowie der mittleren Blasendurchmesser bei 70 D bei Verwendung unterschiedlicher Luftdüsen; Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{s,l} = 1.08 \text{ m/s}$ , mittl. vol. Gasgehalt  $\beta = 0.10$

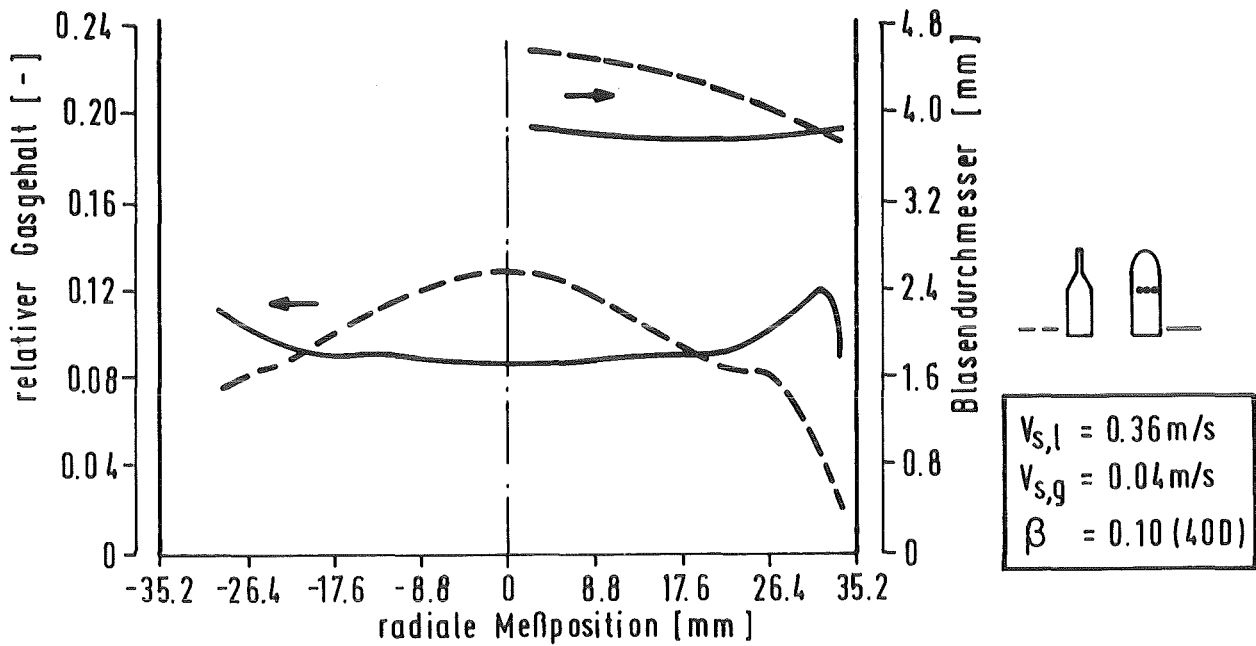


Abb. 7: Einfluß des Blasendurchmessers auf die radiale Gasverteilung in aufwärtsgerichteter Blasenströmung, Meßergebnisse bei 70 D; Wasserleerrohrgeschwindigkeit  $V_{s,l} = 0.36 \text{ m/s}$ , mittl. vol. Gasgehalt  $\beta = 0.10$

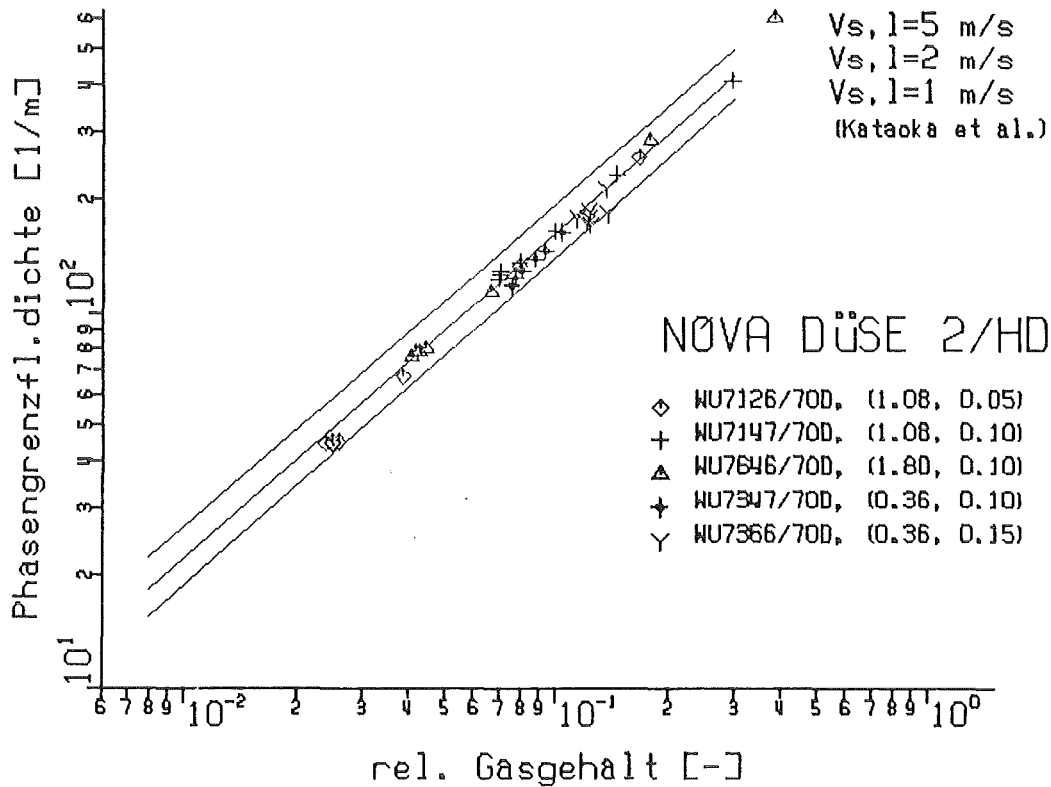


Abb. 8: Spezifische Phasengrenzflächendichte  $a_i$ , in Abhängigkeit des rel. Gasgehaltes  $\alpha$  und  $d_b$  (Blasendurchmesser) bei 70 D; Vergleich mit Wertebereich von Kataoka und Serizawa (1990)

**18.05.05/06A Investigations in Freon on Critical Heat Flux (KRISTA-Program)**

**PSF ON1E (F. J. Erbacher, X. Cheng, W. Just, E. Staron, IATF)**

*Abstract*

Experimental studies on CHF in circular tubes and rod bundles are performed in the KRISTA test facility. The experiments cover a wide range of parameters of interest to light water reactors, high conversion pressurized water reactors and also Russian VVER reactors.

CHF tests in circular tubes of three different inner diameters of 4 mm, 8 mm and 12 mm have been performed in order to study the influence of tube diameter on CHF. In contrast to previous work the influence of diameter on CHF has been found to be a complex function of pressure, exit quality, mass flux and the diameter itself. Therefore, further research work needs to be done in order to quantify the influence of tube diameter on CHF for a wider scope of fluid parameters and geometries.

Freon 12 has been used up to now as a modelling fluid in the KRISTA test facility. However, because of the large ozone depletion potential (ODP) of Freon 12 a replacement fluid having a lower ODP is required. Therefore, Freon 22 was examined as a replacement fluid which has an ODP of only 5 % compared to that of Freon 12. Because of the excellent agreement of the experimental data with both the table values and the Freon 12 data it was concluded that Freon 22 is a suitable replacement fluid for future CHF tests.

**18.05.05/06A Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heizflächenbelastung (KRISTA-Programm)**

**PSF ON1E (F. J. Erbacher, X. Cheng, W. Just, E. Staron, IATF)**

## **1. Einleitung und Zielsetzung**

Zum Nachweis eines sicheren Betriebs von Leichtwasserreaktoren ist die Einhaltung eines ausreichenden Sicherheitsabstandes gegenüber der kritischen Heizflächenbelastung (KHB) von zentraler Bedeutung. Bedingt durch die Komplexität des Siedekriesemechanismus existieren derzeit noch keine theoretischen Modelle für eine zuverlässige KHB-Vorhersage. Dies gilt für Kreisrohrgeometrien und mehr noch für Bündelgeometrien.

Die Untersuchungen in der KRISTA-Versuchsanlage zielen daher auf die Erweiterung der KHB-Datenbasis sowie die Entwicklung einer KHB-Korrelation für Bündelgeometrien. Die Ergebnisse dienen einer verbesserten Auslegung von LWR-Brennelementen, insbesondere im Hinblick auf lokale Verhältnisse bei hohem Abbrand sowie bei hexagonalen Stabanordnungen, wie sie beispielsweise bei den russischen WWER-Reaktoren vorliegen.

Da das verwendete Modellfluid Frigen 12 in absehbarer Zeit wegen seiner Ozonschädlichkeit nicht mehr verwendet werden darf, wurde Frigen 22 auf seine Eignung als Ersatzfluid hin untersucht.

## **2. Durchgeführte Arbeiten**

Im Jahre 1991 wurden im wesentlichen folgende Arbeiten durchgeführt:

- KHB-Messungen in Frigen 12 an Kreisrohren mit 4 mm und 12 mm Durchmesser
- KHB-Messungen in Frigen 22 am 8 mm Kreisrohr
- Fertigstellung und Einbau des 37er Stabbündels in die KRISTA-Versuchsanlage
- Reparaturarbeiten an der KRISTA-Versuchsanlage und Vorbereitung für den Versuchsbetrieb mit dem 37-Stabbündel.



### 3. Erzielte Ergebnisse

#### *Einfluß des Rohrdurchmessers auf KHB*

Der Einfluß des Rohrdurchmessers auf die kritische Heizflächenbelastung ist bis heute noch nicht ausreichend verstanden und wird zum Teil unterschiedlich und auch mit unterschiedlichen Tendenzen beschrieben. Einige Autoren gehen davon aus, daß unterhalb eines bestimmten Rohrdurchmessers von z.B. 5 mm kein Einfluß auf die kritische Heizflächenbelastung erwartet werden kann. Von den Autoren der kanadischen und russischen KHB-Tafeln wird generell eine Zunahme von KHB mit abnehmendem Rohrdurchmesser vorhergesagt und die Durchmesserabhängigkeit mit einer exponentiellen Funktion ( $KHB \sim d^{-\varepsilon}$ ) beschrieben. Hierbei wird für  $\varepsilon$  unabhängig von thermohydraulischen und geometrischen Randbedingungen ein konstanter Wert angenommen, ( $\varepsilon = 1/3$  bzw.  $1/2$ ).

In der KRISTA-Versuchsanlage wurden KHB-Messungen in Kreisrohren mit 4 mm, 8 mm und 12 mm Innendurchmesser durchgeführt. Ein Vergleich der in den Abbildungen 1 bis 4 dargestellten Ergebnisse zeigt, daß der Einfluß des Rohrdurchmessers auf die kritische Heizflächenbelastung nicht mit einer einfachen Exponentialfunktion beschrieben werden kann. Im Unterschied zu bisherigen Veröffentlichungen zeigte sich, daß der Einfluß des Rohrdurchmessers auf die kritische Heizflächenbelastung stark von thermohydraulischen und geometrischen Randbedingungen abhängt. Die Abbildungen machen deutlich, daß im Bereich einer Austrittsdampfqualität von 0 der Einfluß des Rohrdurchmessers auf die kritische Heizflächenbelastung nur noch sehr schwach ausgeprägt ist. Auf der anderen Seite ergibt sich jedoch für negative Austrittsdampfqualitäten eine deutliche Abhängigkeit der kritischen Heizflächenbelastung vom Rohrdurchmesser. Aus den Abbildungen ist ersichtlich, daß neben der Austrittsdampfqualität auch der Druck, die Massenstromdichte und auch der Durchmesser selbst die Abhängigkeit der kritischen Heizflächenbelastung vom Rohrdurchmesser bestimmt. Für höhere Massenstromdichten und Drücke ist der Durchmesser einfluß stärker ausgeprägt.

Dies unterstreicht, daß der Durchmesser einfluß auf KHB eine ziemlich komplexe Funktion verschiedener Parameter ist. Es sind daher noch weitere gezielte Arbeiten erforderlich, um den Einfluß des Rohrdurchmessers auf die kritische Heizflächenbelastung in Frigen und in Wasser zuverlässig beschreiben zu können.

### *KHB-Untersuchungen in Frigen 22*

Wegen der hohen Ozonschädlichkeit von Frigen 12 muß dieses in absehbarer Zeit durch ein weniger schädliches Modellfluid ersetzt werden. Solange noch keine Fluide mit völliger Ozonunschädlichkeit vorliegen, soll daher für die kommenden Jahre Frigen 22 eingesetzt werden, das um 95 % weniger Ozonschädlichkeit aufweist als Frigen 12.

In den Chalk River Laboratories in Canada wurde an einem neuen Multi-Fluid-Kreislauf Frigen 22 durch KHB-Tests in einem 8 mm Kreisrohr im Hinblick auf seine Eignung als Ersatzfluid untersucht. Durch Vergleich der zunächst mit Frigen 12 durchgeführten Ergebnisse mit denen aus dem KRISTA-Programm des KfK wurde eine gute Übereinstimmung der jeweiligen Ergebnisse festgestellt.

Beim Vergleich der neugewonnenen Frigen 12 und Frigen 22 Ergebnisse mit den Daten der KHB-Wassertafel ließ sich eine gute Übertragbarkeit der KHB-Ergebnisse zwischen Wasser und Frigen durch verschiedene Umrechnungsmodelle auch für Frigen 22 bestätigen. Es ergab sich für beide Frigendatensätze die gleiche Abhängigkeit der kritischen Heizflächenbelastung von den wesentlichen Parametern.

Die Abb. 5 und 6 zeigen für einen ausgewählten Parameterbereich die wasseräquivalenten Werte für die kritische Heizflächenbelastung in Abhängigkeit von der Dampfqualität für Frigen 12 und Frigen 22. Aus der guten Übereinstimmung der Werte läßt sich die Empfehlung ableiten, bei der Modellierung der kritischen Heizflächenbelastung das Kältemittel Frigen 12 in Zukunft durch das für die Ozonschicht weniger schädliche Frigen 22 zu ersetzen.

#### **4. Geplante Weiterarbeit**

Folgende weitere Arbeiten sind im Rahmen des KRISTA-Programms vorgesehen:

- Weitere Untersuchungen am Kreisrohr zur Untermauerung des Durchmesserinflusses auf KHB.
- Versuche am 37-Stabbündel ( $p/d = 1,178$ ,  $d = 9$  mm)

- Analyse der Versuchsdaten und Vergleich mit den entsprechenden Daten von Siemens in Wasser im Hinblick auf Fluidmodellgesetze.
- Weitere thermohydraulische Untersuchungen zu Ersatzfluiden

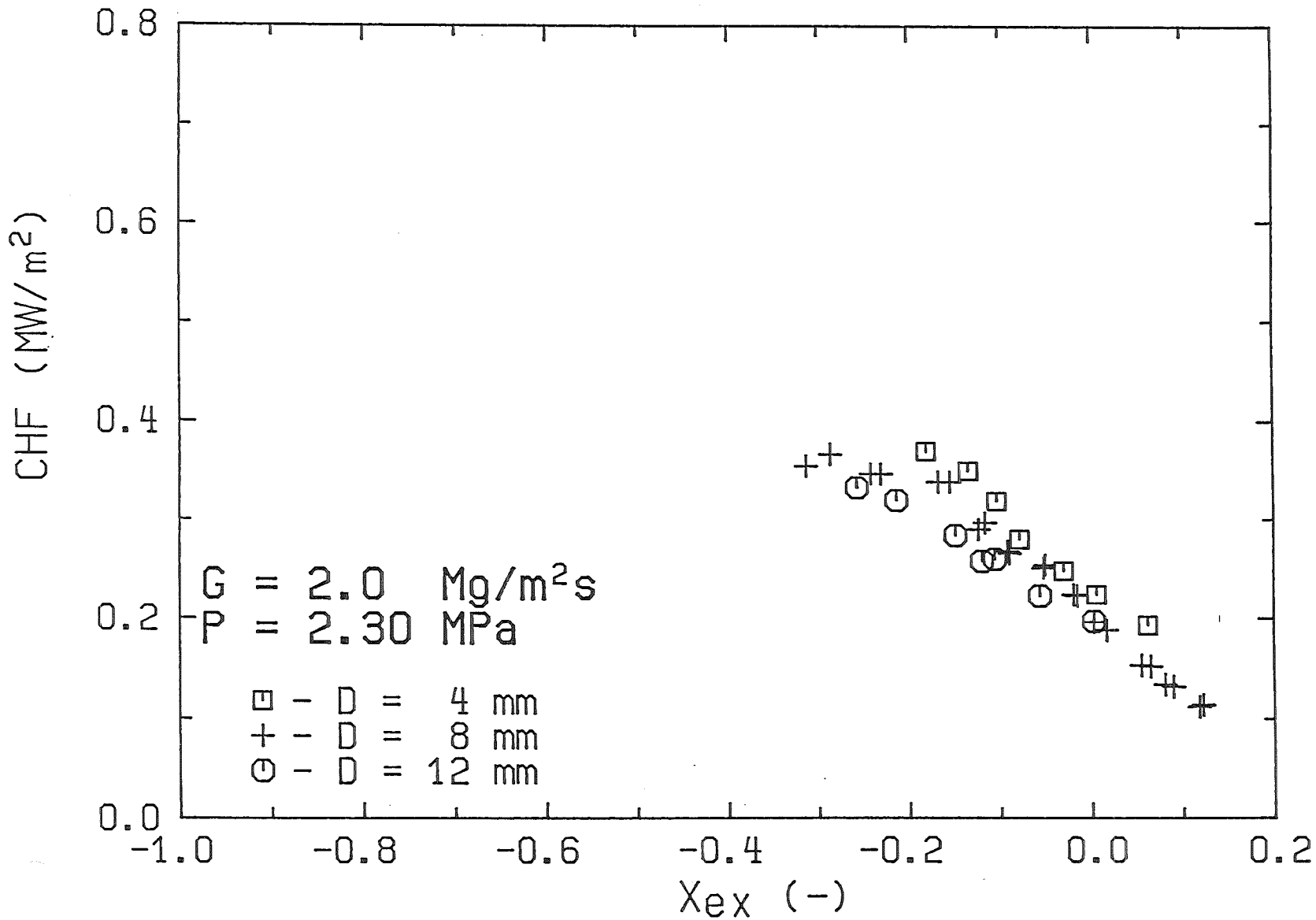


Fig. 1: The influence of tube diameter on CHF  
 $G = 2.0 \text{ Mg/m}^2\text{s}$ ,  $P = 2.30 \text{ MPa}$

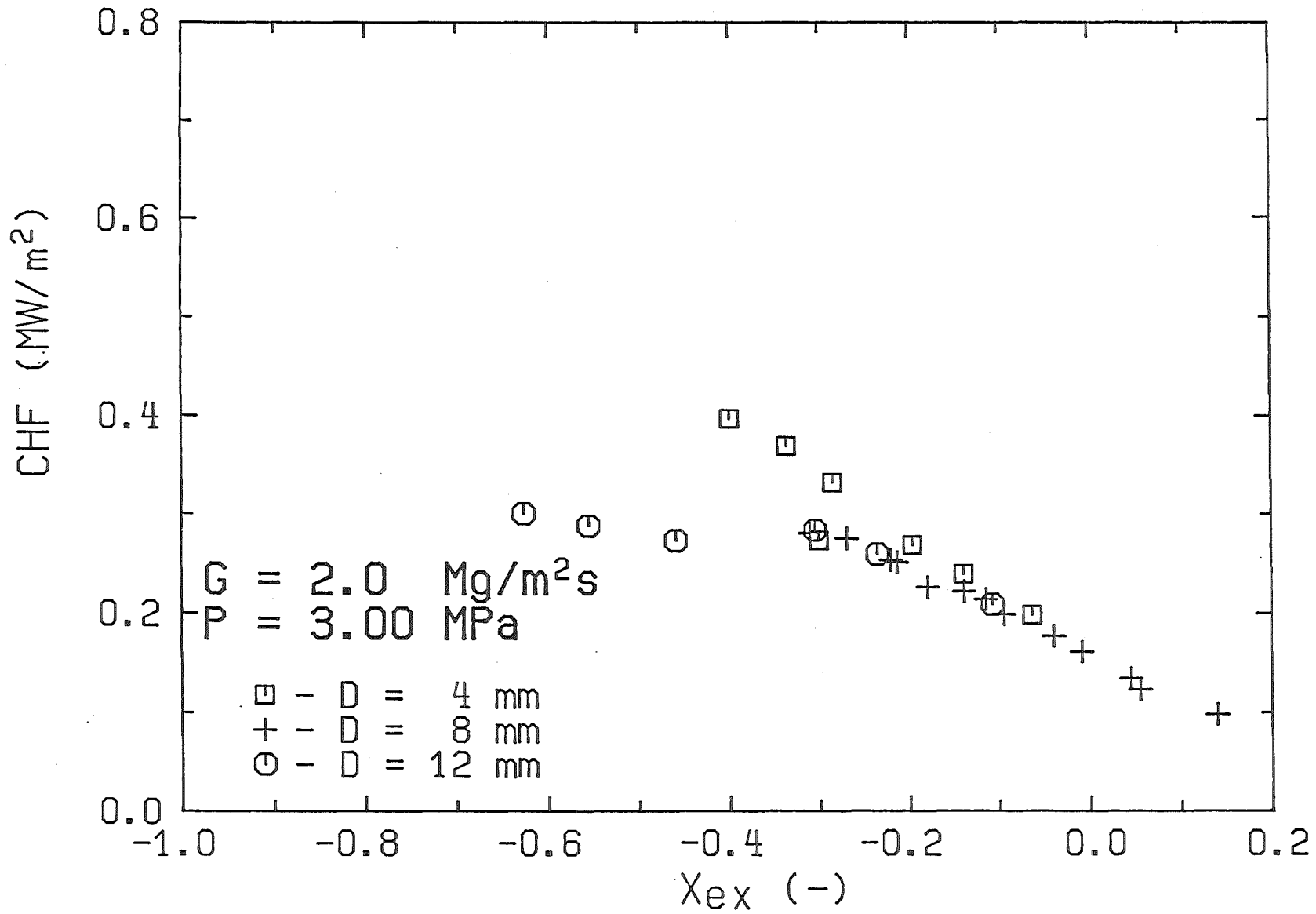


Fig. 2: The influence of tube diameter on CHF  
 $G = 2.0 \text{ Mg/m}^2\text{s}$ ,  $P = 3.00 \text{ MPa}$

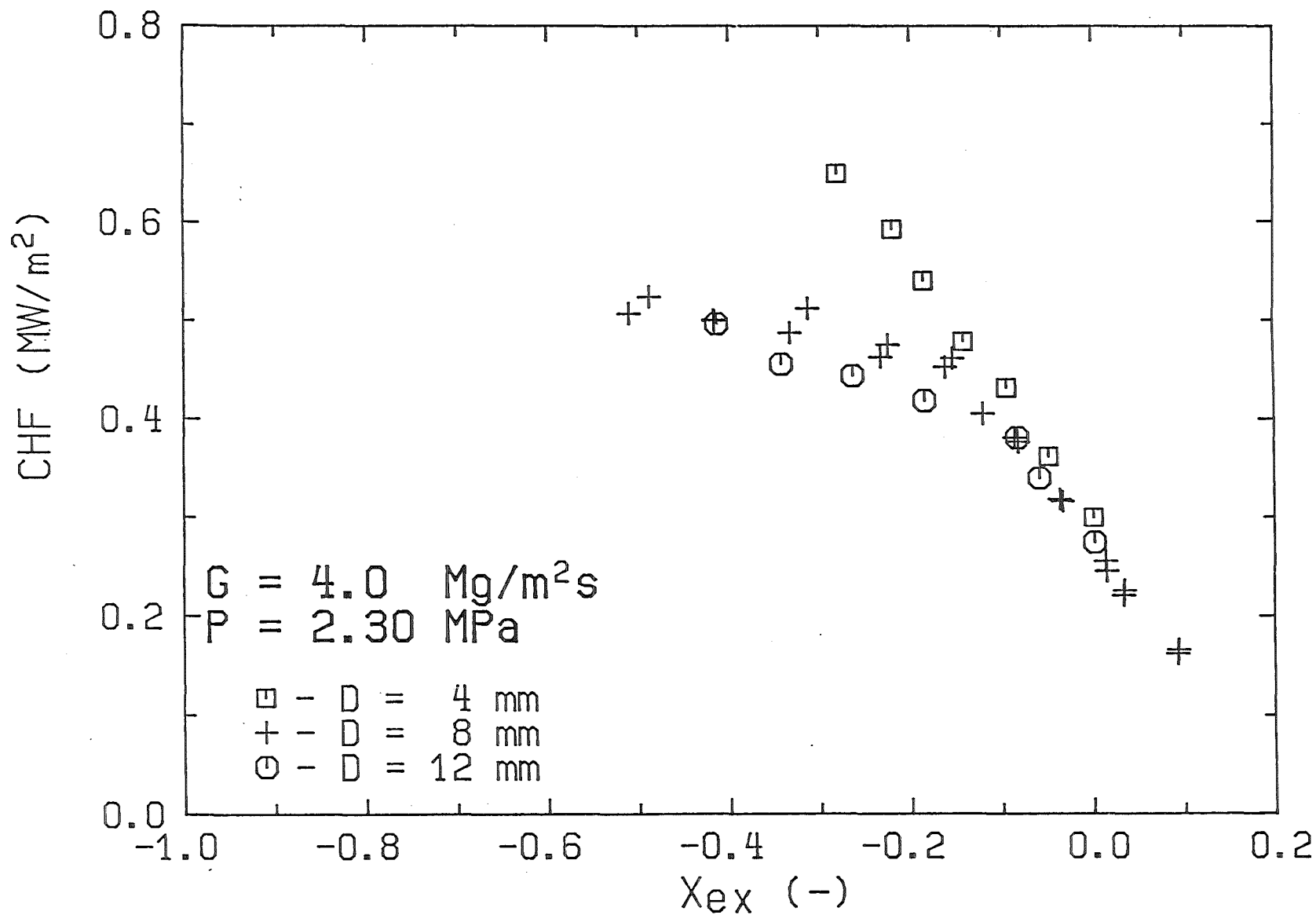


Fig. 3: The influence of tube diameter on CHF  
 $G = 4.0 \text{ Mg/m}^2\text{s}$ ,  $P = 2.30 \text{ MPa}$

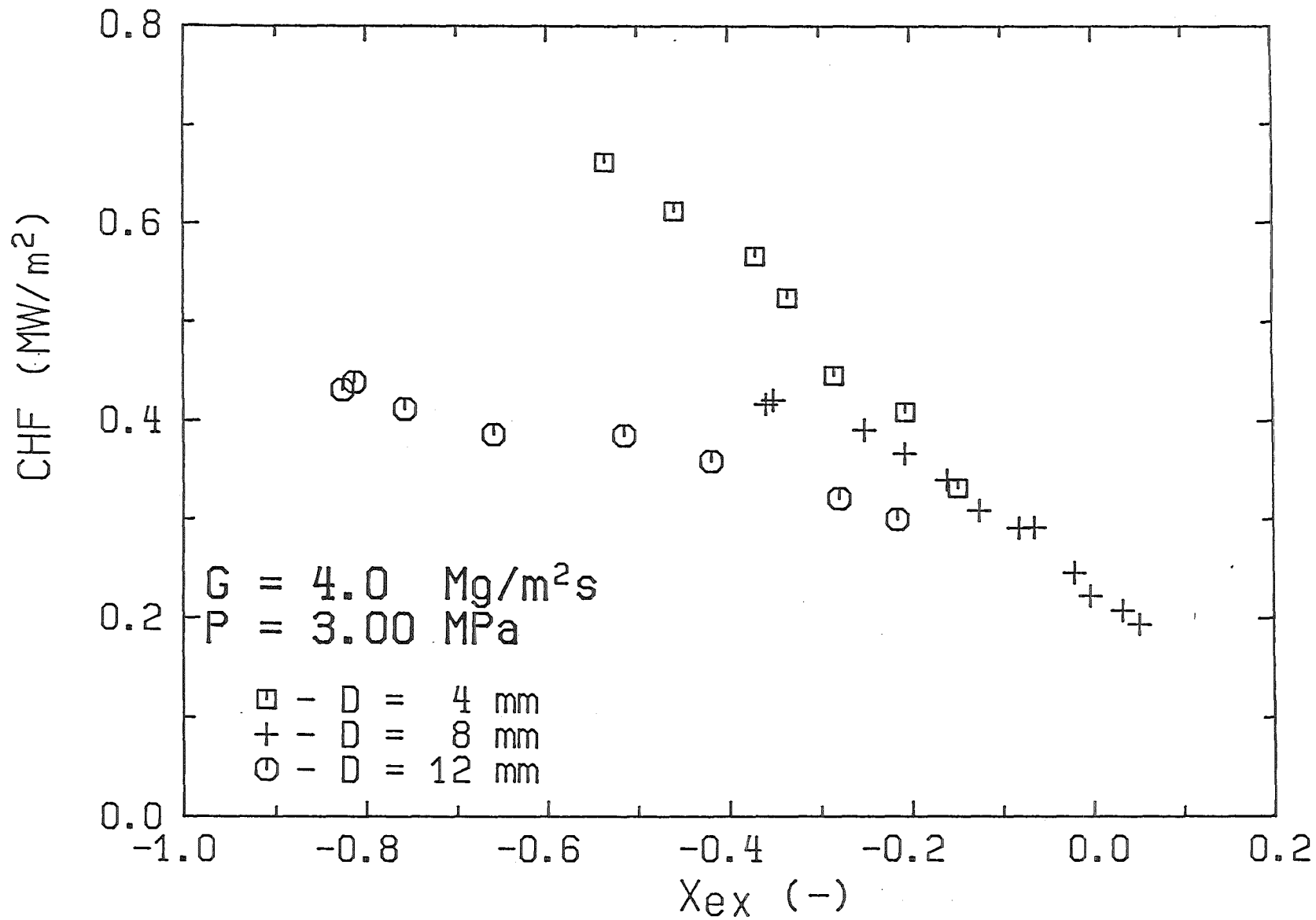
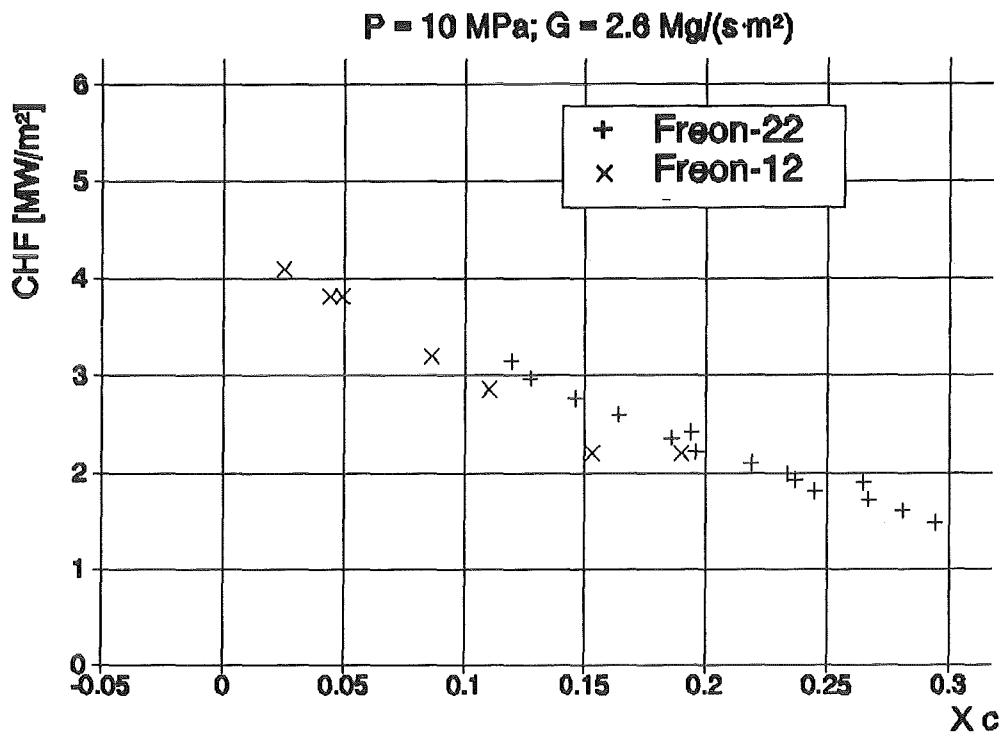
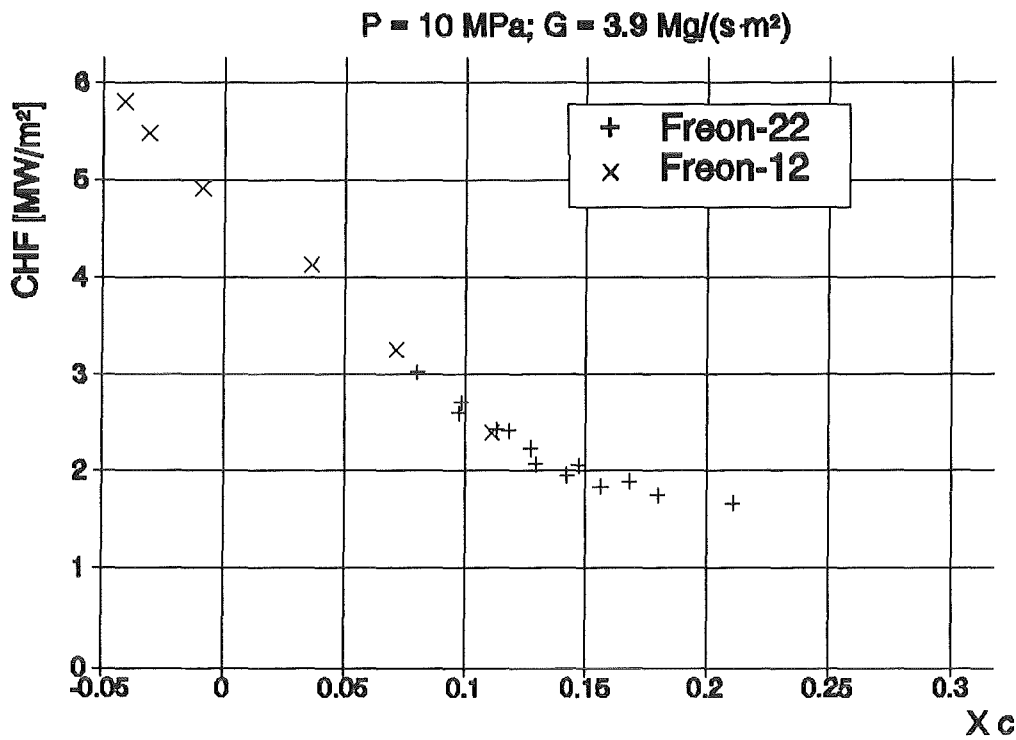


Fig. 4: The influence of tube diameter on CHF  
 $G = 4.0 \text{ Mg/m}^2\text{s}$ ,  $P = 3.00 \text{ MPa}$



**Fig. 5: Comparison of Water-Equivalent Freon-12- and -22-Data**



**Fig. 6: Comparison of Water-Equivalent Freon-12- and -22-Data**



18.05.05/07A      Analysis of PROTEUS-Experiments performed in support of  
PSF 0N1A          LWHCR design  
                      (R. Böhme INR)

### **Abstract**

The Phase II series of tight lattice experiments carried out at the PROTEUS reactor facility in Switzerland was concentrated on physics aspects of a Light Water High Conversion Reactor (LWHCR). The dependence of reaction rate ratios and coolant void coefficients on lattice parameters was of main interest. In several cores additional experiments were carried out in support of reactor design. The reactivity worth of absorber materials proposed for reactor control were measured and the distribution of fission rates in the vicinity of core singularities, like water holes and absorber pins, was studied. These experiments were now analysed with data and methods readily available at KfK.

Main tool for these investigations was the two-dimensional transport code TWODANT. The input cross-sections were prepared from data files of the KARBUS system used at KfK for reactor design.

The comparison of calculated reactivity changes with experimental data shows agreement of relative absorber worths within about 20 %. The power distribution in the vicinity of singularities can be estimated with ca. 4 % accuracy. Studies have indicated that the remaining discrepancies may be partially caused by deficiencies of the transport code used for the analysis.

18.05.05/07A      Auswertung technisch-orientierter PROTEUS-Experimente  
PSF 0N1A          zum FDWR  
                      (R. Böhme INR)

## 1. Einführung

In den Jahren 1981 bis 1990 wurden im Schweizer Forschungsreaktor PROTEUS Experimente zur Physik eines Fortgeschrittenen Druckwasserreaktors (FDWR) durchgeführt [1], [2]. Die Vielzahl der Experimente diente der Schaffung einer breiten experimentellen Datenbasis für Entwurfsarbeiten zu Druckwasserreaktoren mit engerem Brennstoffgitter und  $\text{PuO}_2/\text{UO}_2$ -Brennstoff. Im Jahresbericht 1990 wurden die Kerne der Phase II des Experimentierprogramms und die Nachrechnung der wichtigsten Experimente zur Physik des FDWR bei KfK beschrieben [3]. Detaillierte Untersuchungen zur Neutronenbilanz und zur Veränderung von  $k_\infty$  bei Reduktion der Kühlmitteldichte standen im Vordergrund des Interesses. Zusätzlich wurden jedoch in mehreren Kernen der PROTEUS Phase II Untersuchungen durchgeführt, die eine Überprüfung der in die Auslegungsarbeiten zum FDWR eingehenden nuklearen Daten ermöglichen [4][5]. So wurde der relative Reaktivitätswert von Absorbern, die in Kontrollstäben eines FDWR verwendet werden könnten, im engen (Moderator-/Brennstoffvolumen  $V_m/V_f \sim 0.48$ ) und im weiteren ( $V_m/V_f \sim 0.95$ ) FDWR-Gitter und in einem trockenen Gitter gemessen [6]. Für die Auslegung des FDWR war ebenfalls wichtig zu wissen, wie sich die Leistungsverteilung in der Umgebung von Singularitäten verändert. Deshalb wurden im engen und weiteren wassermoderierten Gitter Spaltraten in der Umgebung eines  $\text{B}_4\text{C}$ -Absorberstabes und eines Wasserlochs gemessen [7]. Die Berechnung von Kontrollstabwerten mit Daten und Programmen, die bei KfK auch für Auslegungsrechnungen benutzt werden, wird in diesem Beitrag beschrieben.

## 2. Berechnung von Kontrollstabwerten

### 2.1 Versuchsdurchführung

Relative Reaktivitätswertmessungen von Absorberstäben wurden im Zentrum der Testzonen des kritischen PROTEUS-Reaktors durchgeführt. Die Testzonen waren von Puffer- und Treiberzonen umgeben. Zunächst wurde ein Brennstoffstab im Zentrum der Testzone durch ein leeres Führungsrohr ersetzt. In dieses Stahlrohr wurden die eigentlichen Absorberstäbe eingeführt. Die Kritikalität der Anordnung wurde durch Reaktivitätskompensation in einer Treiberzone aufrechterhalten. Als Reaktivitätsmaß dient die Eintauchtiefe des kompensierenden Vergleichsabsorbers in die Treiberzone.

Alle Reaktivitätswerte aus den Rechnungen und den Messungen wurden auf den Wert eines mit  $\text{B}_4\text{C}(\text{nat.})$ -Tabletten gefüllten Referenzabsorbers bezogen, da eine absolute Reaktivitätsmessung im PROTEUS-Reaktor wegen dessen Komplexität keine erhöhte Aussagekraft hat. Die Messungen ergaben, daß mit  $^{10}\text{B}$  angereichertes  $\text{B}_4\text{C}$  und  $\text{Eu}_2\text{O}_3$  die effektivsten Absorber in einem FDWR sind.

## 2.2 Berechnung effektiver Wirkungsquerschnitte

Die Berechnung der komplexen Versuchsanordnung erforderte zunächst die Bestimmung von effektiven Neutronenwirkungsquerschnitten für die Testzonen, die umgebenden Puffer- und Treiberzonen und die in den Experimenten untersuchten Absorberstäbe. Als Wirkungsquerschnitte der Testzonen wurden die für die Analyse von Gitterexperimenten mit dem Zellprogramm KAPER4 [8], dem KARBUS-System und dessen Datensatz G69CT005 [9] früher erzeugten 69-Gruppen-Querschnitte verwendet. Effektive Querschnitte für andere Zonen der PROTEUS-Kerne, die stabförmigen Brennstoff enthielten, wurden mit der im KARBUS-System enthaltenen Version &GE. berechnet. Querschnitte von Reflektoren und Stahlschichten wurden mit der GRUCAL-Version von KARBUS berechnet. Datenbasis für KARBUS'90-Rechnungen waren die Querschnittssätze G69P1V02 und G69P1S04 [10], in denen das erste Moment  $P_1$  des Streuquerschnitts explizit enthalten ist. Da nur in Ausnahmefällen eine Berechnung des Gesamtreaktors mit 69 Energiegruppen erforderlich schien, wurden mit dem Programm COLRAB [11] 10-Gruppen Wirkungsquerschnitte für alle Reaktorzonen durch Kondensation erzeugt. Als Wichtungsspektren wurden mit BUCITU/DIFF0U [12] Neutronenspektren der Grundmodes in den einzelnen Reaktorzonen berechnet. In Reaktorzonen ohne Brennstoff wurde mit dem Eigenspektrum der Nachbarzonen kondensiert.

Die effektiven Querschnitte der Absorbermaterialien wurden mit dem Programm KAPER4 und den Querschnittssätzen G69CT005 und G69P1S04 berechnet. Dazu wurden die Absorberstäbe und ihre Umgebung als Superzelle modelliert, die aus 16 coaxialen zylindrischen Zonen bestand. Die inneren Zonen entsprachen in Dimension und Zusammensetzung der Absorberfüllung, dem umgebenden Hüllrohr, dem Führungsrohr und dem zur zentralen Zelle des Testgitters gehörenden Moderatoranteil. Die äußeren Zylinderschalen hatten die Zusammensetzung von Moderator, Hüllrohr oder Brennstoff. Die Abmessungen dieser Zonen wurden so gewählt, daß die mittlere Testzonenzusammensetzung beibehalten wurde. Am Außenrand der Superzelle wurden weiße Randbedingungen vorgegeben. Die Kondensation zu 10 Energiegruppen wurde im Programm KAPER4 direkt mit dem Spektrum der Superzelle vorgenommen. Die durch Fluß  $\times$  Volumen-Wichtung über die Innenzonen erhaltenen Mittelwerte der Wirkungsquerschnitte wurden für die Ganzreaktorrechnungen verwendet.

## 2.3 Absorberwertberechnung mit KAPER4

Bereits die Zellrechnungen mit KAPER4 zeigten die Einflüsse von nuklearen Daten und die direkte Verwertbarkeit dieser Ergebnisse beim Vergleich mit den Experimenten. Bei einem vorgegebenem axialen Buckling, das die Zelle mit Hüllrohr (ohne Absorber) gerade kritisch machte, konnte aus den berechneten  $1/k_{eff}$ -Werten geschlossen werden, daß mit den Datensätzen G69CT005 und G69P1S04 nahezu gleiche Absorberwerte berechnet werden. Eine Ausnahme ergab sich für Hafnium, dessen mit dem neueren Satz berechneter relativer Wert nahe beim experimentell bestimmten Wert liegt. In Tabelle 1 werden Verhältnisse von berechneten zu gemessenen relativen Absorberwerten im engen Gitter gezeigt. Normalisiert wurde auf den Reaktivitätswert eines Referenzabsorbers mit  $B_4C$ -Tabletten. Die linke Zahl in jeder Spalte ergibt sich aus dem Vergleich der Zellrechnungen mit KAPER4 und dem Experiment.

Die Zellrechnung erwies sich als ungeeignet zur Bestimmung der Reaktivitätswerte von Stahl und Zircaloy. Die Reaktivitätswerte dieser Strukturmaterialien werden zum Großteil vom Streuquerschnitt und den im Modell berechneten oder implizierten Strömen bestimmt. Das den KAPER4-Rechnungen zugrundeliegende Modell (radial unendliche Wiederholung von Superzellen, axial unendliche Ausdehnung mit Leckagekorrektur  $DB\frac{1}{2}$ ) weicht offenbar zu stark von der Realität ab.

Absorber	ohne Moderator		Moderator H <sub>2</sub> O	
	KAPER4	TWODANT	KAPER4	TWODANT
B <sub>4</sub> C(nat., Pulver)	1.02	1.01	1.00	1.00
B <sub>4</sub> C(93% <sup>10</sup> B)	0.96	1.04	1.07	1.02
Ag15In5Cd	0.99	0.99	0.96	0.97
Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-	-	1.10	1.07
Gd <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1.16	1.13	1.27	1.27
Hafnium	1.13	1.13	1.05	1.05
Sm <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.96	1.5	1.00	1.03
Tantal	1.22	1.19	1.20	1.19
Stahl	-	-	0.49	0.85
Zircaloy	-	-	0.07	1.12

**Tabelle 1. Verhältnis von berechneten zu gemessenen Absorberwerten im engen Gitter:** Berechnete und gemessene Werte sind auf einen mit B<sub>4</sub>C(nat.)-Tabletten gefüllten Referenzstab bezogen. Superzellrechnungen mit KAPER4 und dem Wirkungsquerschnittssatz G69P1S04, Ganzreaktorrechnungen mit TWODANT-RZ-S<sub>4</sub> und 10-Gruppen-Wirkungsquerschnitten erzeugt aus G69P1S04.

## 2.4 Zweidimensionale Absorberwertberechnungen

Zur Festlegung einer Berechnungsstrategie wurden zunächst Diffusionsrechnungen und Transportrechnungen für den Gesamtreaktor PROTEUS Kern 13 (siehe [3]) ohne eingesetzte Absorberstäbe ausgeführt. Der Reaktor wurde in RZ-Geometrie mit dem Diffusionsprogramm DIXY-2 [13] in 69 und 10 Energiegruppen berechnet. Danach wurden Störungsrechnungen 1. Ordnung mit den Absorberquerschnitten durchgeführt. Die Ergebnisse der Störungsrechnungen wichen wesentlich stärker von den Meßergebnissen ab als die der Zellrechnungen. Die beträchtlichen Einflüsse der Flußstörungen in der Umgebung starker Absorber können bekanntlich mit einer Störungsrechnung 1. Ordnung nicht berücksichtigt werden. Aus dem Vergleich der 10-Gruppen-Resultate mit den 69-Gruppen-Resultaten war zu schließen, daß Abweichungen in den Verhältnissen von Rechnung zu Messung, die durch die Kondensation hervorgerufen werden, in den meisten Fällen < 1 % sind. Sie betragen ca. 2 % beim AG15IN5CD-Stab und B<sub>4</sub>C(93%<sup>10</sup>B)-Absorber, steigen auf 3 % bei Hafnium und 4 % im Falle von Zircaloy.

Die ungestörte Anordnung Kern 13 wurde auch mit dem zweidimensionalen Transportprogramm TWODANT [14] mit S<sub>4</sub>-Winkeldiskretisierung und 69 Energiegruppen berechnet. Die effektiven Wirkungsquerschnitte enthielten die P<sub>0</sub>-Approximation des Streuquerschnitts und eine Transportkorrektur [15], da eine

$P_1$ -Approximation des Streuquerschnitts für die Absorberstäbe aus KAPER4 nicht erhältlich war. Skalare Flüsse und Adjungierte aus dieser Rechnung wurden in Diffusions-Störungsrechnungen 1. Ordnung mit dem Programm DIXY-2 verwendet, weil kein Programm zur Ausführung von Störungsrechnungen mit Vektorflüssen aus TWODANT zur Verfügung stand. Die Ergebnisse dieser Störungsrechnungen waren nahezu den aus der Diffusionsrechnung erhaltenen gleich.

Die Rechenzeit von TWODANT war in Fällen mit ausgeprägter Aufwärtsstreuung kürzer als die von der Diffusionsrechnung benötigte. Wegen der Unzulänglichkeit der Diffusionsnäherung bei der Berechnung lokal konzentrierter Absorber und der vergleichsweise kurzen Rechenzeit des Transportprogrammes wurden alle Kontrollstabkonfigurationen der engen und weiteren PROTEUS-Kerne mit TWODANT in 10 Energiegruppen und mit  $S_4$  Winkeldiskretisierung berechnet. Der Außenradius der  $D_2O$ -moderierten Treiberzone wurde in diesen Rechnungen - wie im Experiment - so variiert, daß der Reaktor mit eingesetztem leeren Hüllrohr nahezu kritisch war. Die Rechnungen wurden mit vollständig eingeführtem Absorberstab und beibehaltenem Treiberradius wiederholt. Als Reaktivitätswert des Absorbers wurde die Differenz der Eigenwerte  $1/k_{eff.}$  aus den beiden Rechnungen angesetzt.

Da kein Programm zur exakten Störungsrechnung in Transportnäherung mit Flüssen aus TWODANT zur Verfügung stand, mußten alle  $k_{eff.}$ -Werte mit hoher Genauigkeit berechnet werden. In allen Rechnungen einer Serie wurde eine feine feste Gitterteilung beibehalten, da von ihr der berechnete  $k_{eff.}$ -Wert beeinflusst wird<sup>1</sup>. Mit einer Konvergenzpräzision EPSI für  $k_{eff.}$  zwischen  $EPSI = 1 \times 10^{-6}$  und  $EPSI = 1 \times 10^{-7}$  konnten Fehler der Rechnung vergleichbar mit oder kleiner als Fehler der Experimente in den moderierten Gittern erzielt werden. Im trockenen Testgitter von PROTEUS Kern 8 ergab in einigen Fällen sogar die Forderung von  $EPSI = 1 \times 10^{-8}$  keine befriedigende Lösung. Die Wiederholung mehrerer Rechnungen mit unterschiedlicher Intervallzahl, Gitterteilung und variierten Iterationsparametern zeigte, daß in moderierten Gittern die Ergebnisse zuverlässig sind, im Falle des trockenen Gitters mit einer Unsicherheit von einigen Prozent in den Verhältnissen von Rechnung zu Messung gerechnet werden muß, da  $k_{eff.}$  eine 10 bis 100 mal geringere Genauigkeit hat als gefordert.

Der Vergleich der mit TWODANT berechneten relativen Absorberwerte mit den im engen Gitter gemessenen ist ebenfalls in Tabelle 1 angegeben (jeweils als rechte Zahl in den Spalten für das trockene und das wassermodierte Gitter). Als Fehler, die im wesentlichen durch die Rechengenauigkeit und von der Wirkungsquerschnittskondensation hervorgerufen werden, sind 2-4 % anzusetzen, im Falle des  $Sm_2O_3$ -wertes im trockenen Gitter sind mindestens 15 % anzunehmen. Der Vergleich der TWODANT-Resultate mit den KAPER4-Resultaten zeigt eine wesentliche Verbesserung des Verhältnisses Messung zu Rechnung im Falle der Strukturmaterialien Stahl und Zircaloy. Deutlich unterschiedliche Ergebnisse werden auch für den starken  $B_4C(93\%^{10}B)$ -Absorberstab berechnet.

---

<sup>1</sup> Der Maschenweiteneinfluß war teilweise größer als die verlangte  $k_{eff.}$ -Genauigkeit. Durch Nachrechnungen mit unterschiedlicher Gitterteilung wurde festgestellt, daß er kleine Reaktivitätsdifferenzen von Anordnungen, die gleiche Gitterteilung haben, nicht signifikant verändert.

### 3. Reaktionsratenverteilung in der Umgebung von Absorbern und Wasserlöchern

In verschiedenen Entwurfsstudien zum FDWR sind, neben anderen Maßnahmen, Absorberstäbe zur Regelung des Reaktors vorgesehen [5]. Je nach Eintauchtiefe der Kontrollstäbe ist das reguläre Reaktorgitter an dieser Stelle durch den Absorberstab oder ein wassergefülltes Loch gestört. Die durch Spaltung erzeugte Leistung wird in den dem Absorber benachbarten Brennstoffstäben wegen der vom Absorber erzeugten Flußdepression vermindert, sie wird in der Umgebung des Wasserlochs wegen der zusätzlichen Moderation erhöht. Die Verteilung der Spaltraten in den Isotopen  $^{239}\text{Pu}$  ( $F_9$ ),  $^{238}\text{U}$  ( $F_8$ ) und  $^{235}\text{U}$  ( $F_5$ ), der Gesamtspaltrate und der Einfangrate von  $^{238}\text{U}$  ( $C_8$ ) in der Umgebung solcher Singularitäten wurde in mehreren Kernen der PROTEUS Phase II gemessen und analysiert [16]. Zur Berechnung der Verteilung in RZ-Geometrie wurde bei KFK das Transportprogramm TWODANT mit  $S_4$ -Winkeldiskretisierung verwendet. Effektive 69-Gruppen-Wirkungsquerschnitte wurden mit KAPER4 und KARBUS'90 aus den Datensätzen G69CT005 und G69P1V02 erzeugt, wie in Abschnitt 2.2 beschrieben. Für die Kondensation zu 10 Energiegruppen wurden durchweg Wichtungsspektren aus BUCITU und das Programm COLRAB verwendet.

Bei der Analyse der berechneten Traversen wurden in der Umgebung des  $\text{B}_4\text{C}(93\% \text{ }^{10}\text{B})$ -Absorberstabs unverständliche Variationen der Spaltratenverhältnisse beobachtet. Diese konnten durch eine feinere Gitterteilung beseitigt werden, wie sie auch bei der Berechnung der Absorberwerte (Abschnitt 2.3) verwendet worden ist. Zusätzliche Schwierigkeiten ergaben sich bei der Zuordnung von Meßpunkten, die im Brennstoff einzelner Brennstäbe lagen, und den in der Rechnung ausgewiesenen Gitterpunkten in radialer Richtung, die für einen Ring homogenisierter Einheitszellen charakteristisch sind. Es erscheint deshalb notwendig, den Vergleich dieser Experimente mit Rechnungen nach den zu erwartenden Codeverbesserungen zu wiederholen.

Die mit dem bisher verwendeten Modell erhaltenen Ergebnisse für das weitere moderierte Gitter (Kern13) sind in Tabelle 2 aufgeführt.

Zentrale Singularität	Radius (cm)	Spaltrate		$F_9$		$F_5$		$F_8$		$C_8$	
		Exp.	Rechn.	Exp.	Rechn.	Exp.	Rechn.	Exp.	Rechn.	Exp.	Rechn.
$\text{B}_4\text{C}$ 93% $^{10}\text{B}$	1.2	0.81	0.80	0.82	0.79	0.81	0.80	0.91	0.90	0.83	0.82
	3.6	0.92	0.92	0.92	0.92	0.93	0.93	0.94	0.94	0.93	0.93
$\text{B}_4\text{C}$ natürlich	1.2	0.88	0.86	0.86	0.85	0.88	0.87	0.93	0.93	0.91	0.90
	3.6	0.95	0.96	0.95	0.95	0.96	0.96	0.96	0.96	0.96	0.96
$\text{H}_2\text{O}$ – Loch	1.2	1.22	1.19	1.27	1.22	1.20	1.16	1.02	1.01	1.07	1.04
	3.6	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01

**Tabelle 2. Verhältnisse von Reaktionsraten mit und ohne zentrale Singularität in PROTEUS Kern 13:** Gemessene und berechnete Verhältnisse sind beim Radius 19.3 cm normiert worden. TWODANT-RZ- $S_4$ -Rechnungen mit 10-Gruppen-Wirkungsquerschnitten erzeugt aus G69P1V02.

Die Verminderung der Spaltrate in unmittelbarer Nachbarschaft der Absorberstäbe wird in den Rechnungen geringfügig überschätzt, die erhöhte Spaltrate in der

Umgebung des Wasserlochs wird ca. 4 % unterschätzt. Dieses Ergebnis ist weitgehend in Übereinstimmung mit einem mit anderen Wirkungsquerschnitten und Rechenprogrammen am Paul Scherrer Institut erhaltenen [16].

#### 4. Schwachpunkte der Transportprogramme

Die meisten Analysen von PROTEUS-Experimenten wurden bei KfK mit dem zweidimensionalen Transportprogrammen TWODANT [14] und dem eindimensionalen Transportprogramm ONEDANT [17] durchgeführt. Auf Komplikationen bei der Berechnung von  $k_{eff}$ -Werten von trockenen PROTEUS-Gittern wurde bereits in Abschnitt 2.4 hingewiesen. In Zylindergeometrie wurde insbesondere bei der Berechnung von gut moderierten Gittern (Kern 18,  $V_m/V_l \sim 2.07$ ) in einigen Fällen ein unphysikalisches Verhalten der berechneten Reaktionsraten nahe der Zylinderachse beobachtet. Als Beispiel sind in Abbildung 1 berechnete radiale Traversen der Reaktionsraten  $F_9$  und  $F_8$  gezeigt.

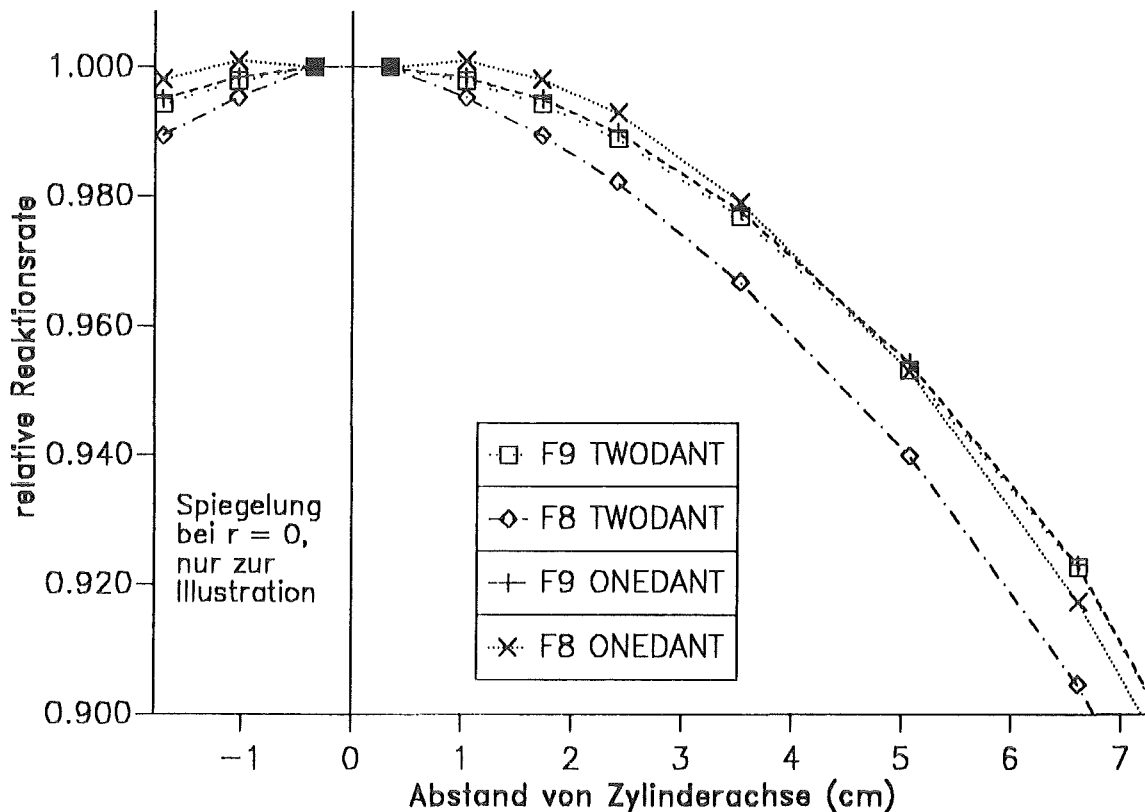


Abbildung 1. Berechnete radiale Spaltratentraversen in der Testzone von Kern 18: ONEDANT R und TWODANT RZ  $S_4P_4$  mit Wirkungsquerschnitten aus G69CT005, Normierung bei  $r = 0.34$  cm.

Aus physikalischen Gründen darf der Verlauf nahe der Zylinderachse keinen Beitrag  $\sim r$  enthalten, wenn  $r$  der radiale Abstand von der Zylinderachse ist. Der Spaltratverlauf von  $F_9$  ist nahezu wie erwartet, die Spaltratentraverse  $F_8$  enthält jedoch einen unphysikalischen Term  $\sim r$ . Das Vorzeichen dieses Terms ist bei ONEDANT und TWODANT verschieden. An andere Stelle wird über die möglichen Ursachen dieses Fehlverhaltens berichtet [18]. Auswirkungen auf berechnete

$k_{eff}$ -Werte konnten bisher nicht beobachtet werden, jedoch war wegen dieser Rechenungenauigkeit eine Bestimmung des  $k_{\infty}$ -Wertes der Innenzone von Kern 18 aus gemessenen Traversen noch nicht möglich. Es ist nicht auszuschließen, daß sich die in Abschnitt 3. diskutierten Diskrepanzen zwischen berechneten und gemessenen Reaktionsratentraversen insbesondere in gut moderierten Gittern um wenige Prozent verändern, wenn verbesserte Versionen der Transportprogramme für die Analyse zur Verfügung stehen.

## 5. Zusammenfassung

Die Analyse technisch orientierter PROTEUS-Experimente hat in den meisten Fällen eine befriedigende Übereinstimmung von Rechnung und Messung ergeben. Relative Absorberwerte und Leistungsverteilungen in der Umgebung von Absorbern und Wasserlöchern können mit ausreichender Genauigkeit für typische FDWR-Anordnungen berechnet werden. Jedoch scheint eine Überarbeitung der angebotenen Transportprogramme erforderlich, um mit erhöhter Zuverlässigkeit die Reaktivitätswerte schwacher Absorber in trockenen Gittern und die Spaltratenverteilung in stark moderierten Gittern in der Nähe der Zylinderachse berechnen zu können.

## Danksagung

Die Analyse der Experimente erfolgte in enger Zusammenarbeit mit den Herren Chawla, Hager, Seiler im Paul Scherrer Institut und Berger bei Siemens-KWU. Herr Broeders, KfK, gestattete die Verwendung des KARBUS-Systems einschließlich seiner Datensätze und bereitete die Eingabe zu GRUCAL/GRUCEL-Rechnungen vor. Herr Kiefhaber, KfK, bemühte sich um die Ertüchtigung der Transportprogramme. Ich danke den Kollegen für die Mitarbeit.

## Literaturverzeichnis

- [1] R. Chawla, K. Gmür, H. Hager, R. Seiler: "Measurements and Analyses Pertaining to the PROTEUS Phase I (1981-82) program", EIR-Bericht Nr. 608, Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung (1986)
- [2] R. Seiler, R. Chawla, K. Gmür, H. Hager, H.-D. Berger, R. Böhme: "Investigation of the Void Coefficient and other Integral Parameters in the PROTEUS-LWHCR Phase II Program", Nuclear Technology, 80, 311 (1988)
- [3] R. Böhme: "Zur Auswertung der FDWR-Experimente im PROTEUS-Reaktor", in KfK 4850, p. 167 - 178, Juli 1991
- [4] C.H.M. Broeders: "Neutronic investigations of an equilibrium core for a tight-lattice light water reactor", KERNTECHNIK 57/1, p. 23 - 30, February 1992
- [5] H.-D. Berger, H. Finnemann, M. Schatz, G.J. Schlosser, K. Thieme, M. Wagner: "Core design studies for a tight lattice pressurized water reactor with improved fuel utilization", KERNTECHNIK 57/1, p. 31 - 36, February 1992



- [6] H.-D. Berger, R. Chawla, H. Hager: "Reactivity Control Investigations for LWHCRs", Trans. ENC'86, Geneva, Vol. 2, 561 (1986)
- [7] J. Alfonso, H.-D. Berger, P. Bourquin, R. Chawla, H. Hager, R. Seiler: "Measurement of Power Distributions in LWHCR Lattices", Trans. ENC'90, Lyon, September 23-28, 1990
- [8] R. Böhme and E.A. Fischer: "The Fast Reactor Cell Code KAPER4", KfK 4435 (1988)
- [9] C.H.M. Broeders: "Neutron Physics Investigations for Advanced Pressurized Water Reactors", Nuclear Technology, 71, 96 (1985)
- [10] C.H.M. Broeders: "Entwicklungsarbeiten zur neutronenphysikalischen Auslegung eines Gleichgewichts-FDWR-Referenzkerns", in KfK 4850, p. 179 - 210, Juli 1991
- [11] E. Kiefhaber: "Application of Real, Adjoint and Bilinear Weighting for Collapsing Group Constants Used in Space Dependent Neutron Diffusion Problems", KfK 3430, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1982)
- [12] H. Bachmann, R. Kiesel, D. Woll: KfK-interner Bericht 1979 und C.H.M. Broeders: private Mitteilung
- [13] W. Höbel, M. Ott: "Kurzbeschreibung und Benutzeranleitung der KAPROS-Prozedur DIXY2 zur Lösung der Multigruppen-Neutronendiffusionsgleichung in x-y-, r-z- und r- $\theta$ -Geometrie", interner KfK-Bericht 1983
- [14] R.E. Alcouffe, F.W. Brinkley, D.R. Marr, and R.D. O'Dell: "User's Guide for TWODANT: A Code Package for Two-Dimensional, Diffusion-Accelerated, Neutral-Particle Transport", LA-10049-M, March 1984, Revision 1.3, 10 January 1986
- [15] G. Buckel, W. Götzmann, E. Kiefhaber, K. Kufner: "TRANSX - ein Rechenprogramm zur Bereitstellung makroskopischer Gruppenkonstanten aus SIGMN-Blöcken für Neutronentransport- und Diffusionsprogramme", KfK 4977, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1992)
- [16] R. Chawla, R. Böhme, J. Alfonso, J. Axmann, H.-D. Berger, H. Hager, S. Peloni, R. Seiler, T. Williams: "Analysis of PROTEUS Phase II experiments in support of light water high conversion reactor design" KERNTECHNIK 57/1, p. 14 - 22, February 1992
- [17] R.D. O'Dell, F.W. Brinkley Jr., D.R. Marr: "User's Manual for ONEDANT: A Code Package for One-Dimensional, Diffusion-Accelerated, Neutral-Particle Transport", LA-9184-M, February 1982
- [18] E. Kiefhaber, R. Böhme: "Deficiencies of the ONEDANT/TWODANT code package and their influence on the evaluation of PROTEUS LWHCR Phase II experiments", Bericht in Vorbereitung

- 18.06**                    **Containmentkonzepte für DWR-Anlagen  
der nächsten Generation**
- 18.06.01**                **Hochenergetische Lastverläufe  
High-energetic load processes in the course  
of severe accidents**
- 18.06.01/05 A**        **Investigation of the dynamic loading of the reactor pressure  
PSF ON1N**                **vessel head caused by a steam explosion;  
Model experiments BERDA  
(Y.S. Hoang, O. Jonatzke, R. Krieg, K.H. Lang, T. Malmberg,  
G. Messemer, E. Wolf; IRE)**

In safety discussions a steam explosion is not ruled out completely. Its location is assumed in the lower region inside the reactor pressure vessel. Under very pessimistic assumptions a part of the molten core having a mass up to 80 t may be accelerated in the upper region of the pressure vessel with a velocity up to 130 m/s. The goal is to show that even under these extreme conditions the vessel head will not fail and in this way missiles will not be created which could endanger the containment shell.

Although calculations confirm the integrity of the pressure vessel head, additional experiments are felt to be necessary in order to proof this result. Since a real size simulation is not possible, the experiments will be carried out with a vessel model scaled down by 1:10. Also the other parameters of the dynamic load process including molten metal which crashes against the vessel head are scaled correctly using similarity theory. Consequently the results can be directly transferred to the real problem without using computational models.

At the end of 1991 the experimental concept has been worked out and the design and some of the drawings of the experimental device have been finished. The transfer of results from a small scale process to a larger scale has been checked by some pre-tests carried out in different scales. In these pre-tests a certain volume of water was accelerated using a hammer and the deformation of a tongue hit by the water was measured. Comparison of the results showed that the relative deformations (strains) were about the same independent from the scale, provided the scale rules obtained by similarity theory had been considered.

18.06.01/05A  
PSF ON1N

Untersuchung der dynamischen Beanspruchung des  
Reaktordruckbehälterdeckels bei einer Dampfexplosion.  
Modellexperimente BERDA

(Y.S. Hoang, O. Jonatzke, R. Krieg, K.H. Lang, T. Malmberg,  
G. Messemer, E. Wolf; IRE)

## 1. Aufgabenstellung

In den derzeitigen Diskussionen wird eine Dampfexplosion während eines Kernschmelzunfalls nicht ganz ausgeschlossen. Der Explosionsort wird im unteren Bereich des Reaktordruckbehälters - unterhalb des Reaktor-Kerns - angenommen. Von dort aus wird durch die entstehenden Drücke Kernschmelze nach oben geschleudert (Abb. 1a). Unter pessimistischen Annahmen umfaßt diese Kernschmelze eine Masse von bis zu 80 t und erreicht eine anfängliche Geschwindigkeit bis zu 130 m/s. Die anfängliche kinetische Energie der nach oben geschleuderten Kernschmelze beträgt damit bis zu 700 MNm [1].

Es ergibt sich folgende Frage: Kann die nach oben geschleuderte und auf den oberen Gitterrost und eventuell auf die Innenseite des Reaktordruckbehälter-Deckels aufprallende Kernschmelze zum Versagen des Deckels oder der Deckelschrauben führen? Der abgerissene, weggeschleuderte Deckel oder Deckelbruchstücke könnten dann möglicherweise das Containment beschädigen.

Inzwischen durchgeführte einfachere Rechnungen zu diesem Aufprall zeigen, daß ein Versagen des Deckels und der Deckelschrauben nicht zu erwarten ist [2]. Bei diesen Rechnungen wurde verungünstigend angenommen, daß die Kernschmelze als kompakter Pfropfen nach oben beschleunigt wird. (Da die Auflösung des Propfens, beispielsweise durch die Rayleigh-Taylor-Instabilität, nicht zuverlässig nachgewiesen werden kann, wird davon kein Kredit genommen [1]). Es mußten jedoch einige andere Annahmen gemacht werden, die zwar plausibel, aber auf rein theoretischem Weg sehr schwer zu beweisen sind.

Z.B. Energiedissipation der nach oben geschleuderten Kernschmelze vor dem Aufprall auf den Behälter-Deckel. Dabei spielen die noch vorhandenen Reste der Behältereinbauten eine wichtige Rolle.

Z.B. Abbremsweg  $s$  der aufprallenden Schmelze:

Für den angenommenen Weg  $s = 1$  m sind die Beanspruchungen des Deckels und der Deckelschrauben weit von der Versagensgrenze entfernt. Erst für

$s < 0.2$  m wird die Versagensgrenze erreicht [2].

Die Vorstellung legt zwar nahe, daß  $s \geq 1$  m ist. Eine zuverlässige Berechnung würde aber die Modellierung sehr komplexer Wechselwirkungs-Details zwischen der sich bewegenden Schmelze und der kompliziert geformten Struktur (teilweise zerstörter Reaktor-Kern, oberer Gitterrost, Regelstabsstützen an der Deckelinnenseite) erfordern. Die bisherigen Erfahrungen mit Rechnungen für derartige Probleme legen es nahe, einen anderen Weg des Nachweises zu suchen.

Die Zusammenhänge sollen deswegen mit Hilfe der Modellexperimente BERDA (Bbeanspruchung des Reaktordruckbehälters bei der Dampfexplosion) im Längenmaßstab 1:10 untersucht werden. Die mit Hilfe dieses Experimentes erzielten Meßergebnisse sollen unmittelbar, d.h. nur durch Multiplikation mit einem Maßstabsfaktor, auf die Realität übertragen werden. Wichtig ist, daß die so ermittelten Beanspruchungen zuverlässige und gut nachvollziehbare obere Grenzen darstellen.

Bei der Konzeption der hier in Rede stehenden Modellexperimente wurden, ähnlich wie bei der Entwicklung eines Rechenmodells, die das Problem beschreibenden Grundgleichungen zugrunde gelegt. Die Bestimmung der gesuchten Größen erfolgt aber nicht durch (numerische) Lösung der Grundgleichungen, sondern durch Messungen im Modellexperiment. Das Modellexperiment kann dabei als eine Art Analog-Rechner aufgefaßt werden [3, 4]. Mit Hilfe der Grundgleichungen werden lediglich die verschiedenen Maßstabsfaktoren ermittelt, die zur Bestimmung der wesentlichen Modelldaten und zur Übertragung der Ergebnisse auf die Realität erforderlich sind (Einzelheiten siehe Abschnitt 3).

## 2. Experimentaufbau und Durchführung (Abb. 1b, 2)

Im unteren Teil der Experimentieranlage wird ein Tiegel mit flüssigem, niedrigschmelzendem Metall, das die in Rede stehende Kernschmelze simuliert, mit Hilfe eines Preßluftantriebs 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 eines plastisch verformbaren Ringes (Crash-Material) abgebremst. Das die Kernschmelze simulierende flüssige Metall bewegt sich dagegen weiter in den oberen Teil der Anlage. Dabei soll das flüssige Metall bis zum Kontakt mit den Einbauten seine kompakte Propfen-

form behalten. Um dies sicherzustellen, muß gegebenenfalls das flüssige Metall nochmals von einem zweiten dünnwandigen Tiegel umgeben werden, der nicht vorzeitig abgebremst wird, sondern beim Kontakt mit den Einbauten zerstört wird.

Der obere Teil der Anlage ist ein im Maßstab 1:10 verkleinertes Modell des oberen Teils eines Reaktordruckbehälters. Auch die in dem Behälter zum Unfallzeitpunkt noch vorhandenen Einbauten werden nachgebildet. Besondere Sorgfalt wird auf die modellmäßige Ausführung des oberen Gitterrostes, des Deckels mit den Regelstabsstützen und der Deckelschrauben verwendet. Das sich nach oben bewegende, die Kernschmelze simulierende flüssige Metall wird zuerst von den noch vorhandenen Behältereinbauten abgebremst und prallt dann gegen den oberen Gitterrost und eventuell gegen die Innenseite des Deckels. Die dabei entstehenden dynamischen Verformungen des Rostes, des Deckels und der Deckelschrauben werden mit Hilfe von Dehnungsmeßstreifen (Größenordnung 20 Stück) gemessen. Nach Möglichkeit werden auch einige, z.B. an den Einbauten angreifende Kräfte mit Hilfe von Kraftmeßdosen ermittelt. Diese zeitabhängigen Größen (Zeitdauer  $< 100$  ms, Zeitauflösung  $\leq 0.1$  ms) werden unter Verwendung einer Meßwerterfassungsanlage aufgezeichnet. Bleibende (plastische) Verformungen werden anschließend mit Hilfe einer 3D-Meßmaschine im Detail vermessen.

Es ist beabsichtigt, mehrere Versuche der beschriebenen Art durchzuführen (Größenordnung 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 - auch weil diese bei den Versuchen teilweise zerstört werden. Eventuell müssen auch mehrere Deckel und Deckelschrauben-Sätze benutzt werden, da an diesen Bauteilen zumindest bei einigen Versuchen bleibende Verformungen auftreten können.

### 3. Modelltheorie - Übertragung der Meßergebnisse auf die Realität

Die Koordinaten des realen Problems sind  $x_1, y_1, z_1$ ,

die Zeitskala  $t_1$ ,

die Verschiebungskomponenten  $u_1(x_1, y_1, z_1, t_1), v_1(\dots), w_1(\dots)$ ,

die Spannungskomponenten  $\sigma_{xx1}(x_1, y_1, z_1, t_1), \sigma_{xy1}(\dots), \dots, \sigma_{zz1}(\dots)$ ,

die Dichte  $\rho_1$ .

Das elastisch-plastische Werkstoffverhalten beim realen Problem wird beschrieben durch das Spannungs-Dehnungs-Diagramm  $\varepsilon_{v1} = f(\sigma_{v1})$ , wobei sich die Vergleichsdehnung  $\varepsilon_{v1}$  in bekannter Weise aus den Verschiebungskomponenten  $u_1, v_1, w_1$  und die Vergleichsspannung  $\sigma_{v1}$  aus den Spannungskomponenten  $\sigma_{xx1}, \sigma_{xy1}, \dots, \sigma_{zz1}$  ergeben.

Die Koordinaten des **Modell-Problems** sind  $x_2, y_2, z_2$ ,  
 die Zeitskala  $t_2$ ,  
 die Verschiebungskomponenten  $u_2(x_2, y_2, z_2, t_2), v_2(\dots), w_2(\dots)$ ,  
 die Spannungskomponenten  $\sigma_{xx2}(x_2, y_2, z_2, t_2), \sigma_{xy2}(\dots), \dots, \sigma_{zz2}(\dots)$ ,  
 die Dichte  $\rho_2$ .

Das Modell-Material darf also eine andere Dichte

$$\rho_2 = M_\rho \rho_1 \tag{3.1}$$

haben. Das elastisch-plastische Verhalten des Modell-Materials wird beschrieben durch das Spannungs-Dehnungs-Diagramm  $\varepsilon_{v2} = f(A \sigma_{v2})$ , wobei sich die Vergleichswerte  $\varepsilon_{v2}$  und  $\sigma_{v2}$  ähnlich wie oben bestimmen. Das Modell-Material darf also weicher ( $A > 1$ ) oder härter ( $A < 1$ ) als das reale Material sein; in allem Übrigen müssen die Spannungs-Dehnungs-Diagramme übereinstimmen.

Da das Modell eine geometrisch ähnliche Nachbildung der Realität darstellt, gilt:

$$x_2 = M_l x_1, \quad y_2 = M_l y_1, \quad z_2 = M_l z_1, \tag{3.2}$$

wobei  $M_l$  der Längenmaßstab ist, hier  $M_l = 1/10$ .

**Es wird behauptet, daß**

$$u_2 = M_l u_1, \quad v_2 = M_l v_1, \quad w_2 = M_l w_1, \tag{3.3}$$

$$\sigma_{xx2} = M_\sigma \sigma_{xx1}, \quad \sigma_{xy2} = M_\sigma \sigma_{xy1}, \quad \dots \tag{3.4}$$

$$t_2 = M_t t_1, \tag{3.5}$$

wobei sich der Spannungsmaßstab  $M_\sigma$  und der Zeitmaßstab  $M_t$  aus

$$M_\sigma = A \tag{3.6}$$

und

$$M_t = M_l \sqrt{\frac{M_\rho}{M_\sigma}} \tag{3.7}$$

ergeben.

**Beweis:**

Die im Modellexperiment gemessenen Größen erfüllen die Gleichgewichtsbedingungen

$$\frac{\partial \sigma_{xx2}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{xy2}}{\partial y_2} + \frac{\partial \sigma_{xz2}}{\partial z_2} = \rho_2 \frac{\partial^2 u_2}{\partial t_2^2}$$

$$\frac{\partial \sigma_{yx2}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{yy2}}{\partial y_2} + \frac{\partial \sigma_{yz2}}{\partial z_2} = \rho_2 \frac{\partial^2 v_2}{\partial t_2^2}$$

$$\frac{\partial \sigma_{zx2}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{zy2}}{\partial y_2} + \frac{\partial \sigma_{zz2}}{\partial z_2} = \rho_2 \frac{\partial^2 w_2}{\partial t_2^2},$$

das Werkstoff-Gesetz

$$\varepsilon_{v2} = f(A \sigma_{v2})$$

und die Randbedingungen.

Durch Substitution der Modellgrößen (mit Index 2) unter Verwendung der zuvor eingeführten oder behaupteten Relationen (3.1) - (3.7) ergeben sich die Gleichgewichtsbedingungen, das Werkstoff-Gesetz und die Randbedingungen für das reale Problem, d.h. die angegebenen Relationen zwischen Modellgrößen und den entsprechenden Größen des realen Problems sind richtig.

**Nachdem die Modellgrößen durch Messungen in Modellversuchen bekannt sind, lassen sich mit Hilfe der angegebenen Relationen (3.1) - (3.7) die entsprechenden Größen beim realen Problem leicht bestimmen. Zuvor lassen sich aber auch wichtige Modellparameter mit Hilfe dieser Relationen bestimmen.**

Bei den bisherigen Überlegungen wurde so getan, als würde bei den zu untersuchenden Vorgängen nur ein einziger Strukturwerkstoff eine Rolle spielen. Es läßt sich jedoch zeigen, daß die Überlegungen auch bei mehreren Werkstoffen und auch bei Wechselwirkungen mit Fluiden richtig sind. Die Maßstabsbedingungen müssen dann selbstverständlich für alle Komponenten erfüllt werden.

Bei Fluiden treten an die Stelle der Gleichgewichtsbedingungen dann die Navier-Stokes-Gleichungen. Wenn die Fluidviskosität dabei als wichtig erachtet wird, ergibt sich, daß im Modellexperiment und in der Realität entsprechende Reynoldszahlen denselben Wert haben müssen. An die Stelle der Spannungs-Dehnungs-Diagramme treten die Kompressibilitätsmodule der Fluide. Ähnliche Bedingun-

gen wie für die Spannungs-Dehnungs-Diagramme gelten dann auch für diese Module. Wenn Größen wie die Oberflächenspannung als wesentlich erachtet werden, lassen sich auch dafür entsprechende Bedingungen herleiten.

Selbstverständlich ist es nicht möglich, Simulationswerkstoffe und eine Simulationsflüssigkeit zu finden, die alle diese Bedingungen gleichzeitig erfüllen. Bei der hier ins Auge gefaßten Simulationsflüssigkeit Blei-Wismut muß man bei den letzten Forderungen Abstriche hinnehmen. Dies erscheint aber akzeptabel. Zumindest müßten bei einer rechnerischen Lösung des Problems sehr viel gravierendere Vernachlässigungen hingenommen werden.

#### 4. Wichtige Daten

Wie bereits erwähnt, wird ein Modellmaßstab  $M_l$  von

$$M_l = 0.1$$

angestrebt.

Die Modellwerkstoffe bzw. das flüssige Simulations-Metall für die Kernschmelze haben etwa dieselben Dichten wie in der Realität, d.h.

$$M_\rho \approx 1 .$$

Da die Temperaturen beim Modellexperiment im Bereich der Raumtemperatur liegen werden, während beim tatsächlichen Unfallablauf die Temperaturen wesentlich höhere Werte annehmen, wird sich das Modell-Material härter verhalten als in der Realität, d.h.  $A < 1$ , beispielsweise  $A \approx 0.8$ . Damit ergibt sich gemäß (3.6):

$$M_\sigma \approx 0.8 .$$

Für den Zeitmaßstab ergibt sich gemäß (3.7):

$$M_t = M_l \cdot \sqrt{\frac{M_\rho}{M_\sigma}} \approx 0.1 \cdot \sqrt{\frac{1}{0.8}} \approx 0.11 .$$

Die Modell-Zeiten sind also wesentlich kürzer als in der Realität. Die Meßaufnehmer müssen deshalb ausreichend schnell sein.

Für den Geschwindigkeitsmaßstab  $M_v$  ergibt sich



$$M_v = M_l / M_t \approx 0.1 / 0.11 \approx 0.9 .$$

Die Modellgeschwindigkeiten sind also nur wenig geringer als die realen Geschwindigkeiten. Die im Modellversuch verlangte Geschwindigkeit des sich nach oben bewegenden Simulationsmaterials für die Kernschmelze soll also Werte bis etwa 120 m/s erreichen.

Der Massemaßstab  $M_m$  und der Energiemaßstab  $M_E$

$$M_m = M_\rho M_l^3 \approx 1 \cdot 0.1^3 \approx 0.001$$

$$M_E = M_m M_v^2 \approx 0.001 \cdot 0.9^2 \approx 0.0008$$

sind dagegen wesentlich kleiner.

Man bestätigt übrigens leicht, daß die im Versuch gemessenen Dehnungen mit den in der Realität zu erwartenden Dehnungen übereinstimmen.

Für den Kraftmaßstab  $M_k$  gilt

$$M_k = M_\sigma \cdot M_l^2 \approx 0.8 \cdot 0.1^2 \approx 0.008 .$$

Damit lassen sich sowohl die wichtigsten Versuchsparameter festlegen als auch die Versuchsergebnisse auf die Realität übertragen.

## 5. Überprüfung der Modellgesetze mit Hilfe identischer Experimente in unterschiedlichem Maßstab

Um zu überprüfen, inwieweit die in Kap. 3 angedeuteten Abstriche bei der Modellähnlichkeit die Ergebnisse beeinflussen, wurden zwei identische Versuche in unterschiedlichem Maßstab (1:4) durchgeführt. Bei diesen Versuchen schlägt ein beschleunigter Flüssigkeitstropfen auf eine verformbare Zunge auf.

Abb. 3 zeigt die wesentlichen Bestandteile der Versuchseinrichtung. In einem Behälter mit 100 mm bzw. 25 mm Innendurchmesser wird eine Wasserfüllung mit Hilfe einer dünnen Alu-Folie gehalten. Ein Fallgewicht, welches auf bis zu 5 m Fallhöhe angehoben werden kann, fällt auf die Flüssigkeit und beschleunigt diese nach unten. Dabei reißt die Alu-Folie auf und die Flüssigkeit schlägt auf eine verformbare Zunge aus Weichaluminium. Die Verformungen der Zungen aus beiden Versuchen werden gemessen. Wenn man voraussetzt, daß sich die Mechanismen ähnlich verhalten und die Zungen dieselben Materialeigenschaften besitzen und

Fluidviskosität und Oberflächenspannung keine Rolle spielen, dann müssen die normierten Zungendurchbiegungen sowohl bei den Versuchen mit 25 mm als auch mit 100 mm Pfropfendurchmesser gleich groß sein.

Die Ergebnisse einiger inzwischen durchgeführter Versuche sind in Abb. 4 dargestellt. Tatsächlich sind keine signifikanten Abweichungen infolge der verschiedenen Maßstäbe zu erkennen. Es wurde allerdings festgestellt, daß die Materialfestigkeit der verformbaren Zungen bei den Versuchen mit 25 mm Pfropfendurchmesser etwas größer war als bei den Versuchen mit 100 mm Durchmesser. Demnach sind unter Umständen doch kleinere signifikante Abweichungen vorhanden. Die dazu notwendigen detaillierteren Untersuchungen sind zur Zeit im Gange.

Nach den vorliegenden Erkenntnissen darf aber die Schlußfolgerung gezogen werden, daß die Ergebnisse aus den in Vorbereitung befindlichen Modellversuchen BERDA mit ausreichender Zuverlässigkeit auf die Realität übertragen werden können.

### Literatur

- [1] H. Jacobs, persönliche Mitteilung
- [2] H. Jacobs, R. Krieg: Discussion of Steam Explosion Structural Consequences in German Pressurized Water Reactors, Proceedings of the Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Los Angeles, CA, Aug. 10-11, 1989
- [3] B.J. Wallace, H. Krawinkler: Small-Scale Model Tests of Structural Steel Assemblies, J. of Structural Engineering, Vol 115, No. 8, 1989
- [4] W.E. Baker, P.S. Westine, F.T. Dodge: Similarity Methods in Engineering Dynamics, Hayden Book Comp. Inc. Rochelle Park, New Jersey, 1978

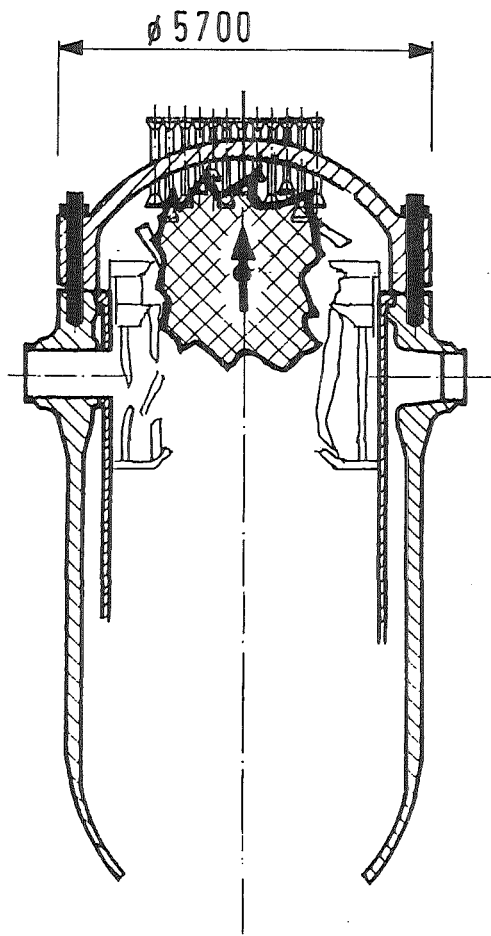


Abb. 1a Beanspruchung des Reaktor-  
druckbehälter-Deckels bei  
einer Dampfexplosion.

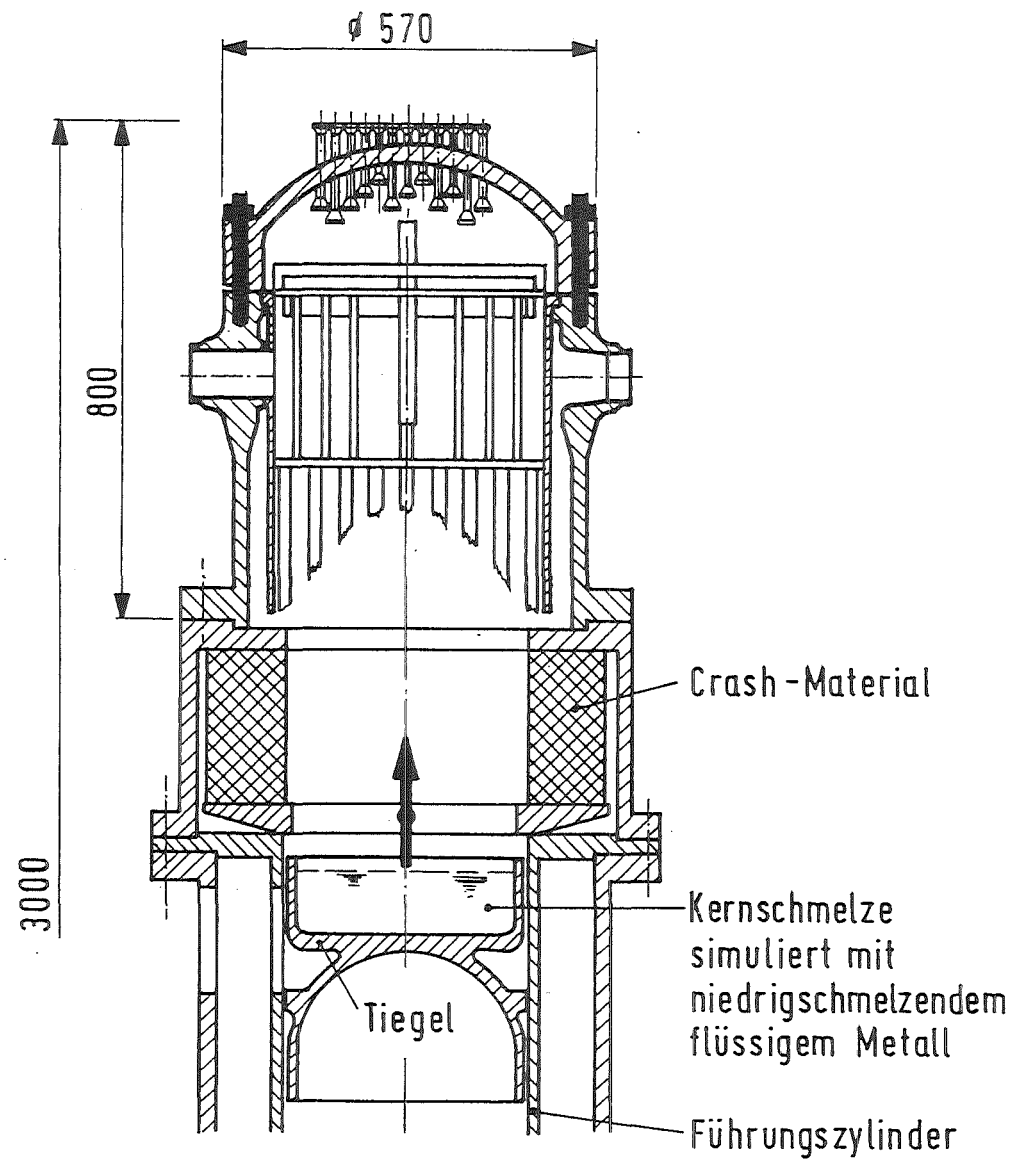


Abb. 1b Modellexperiment BERDA M 1:10.

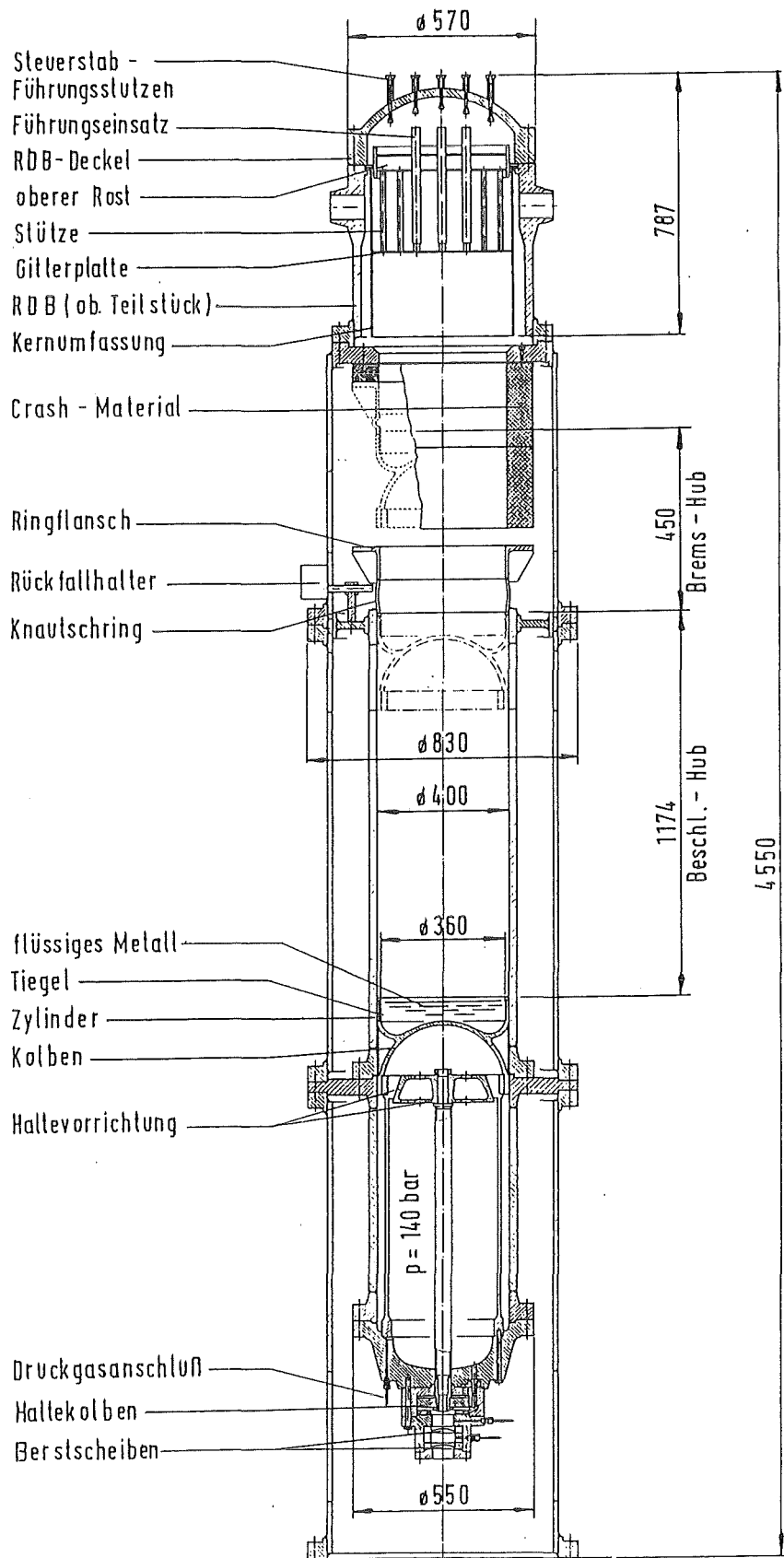


Abb. 2 Aufbau der Experimentiereinrichtung BERDA

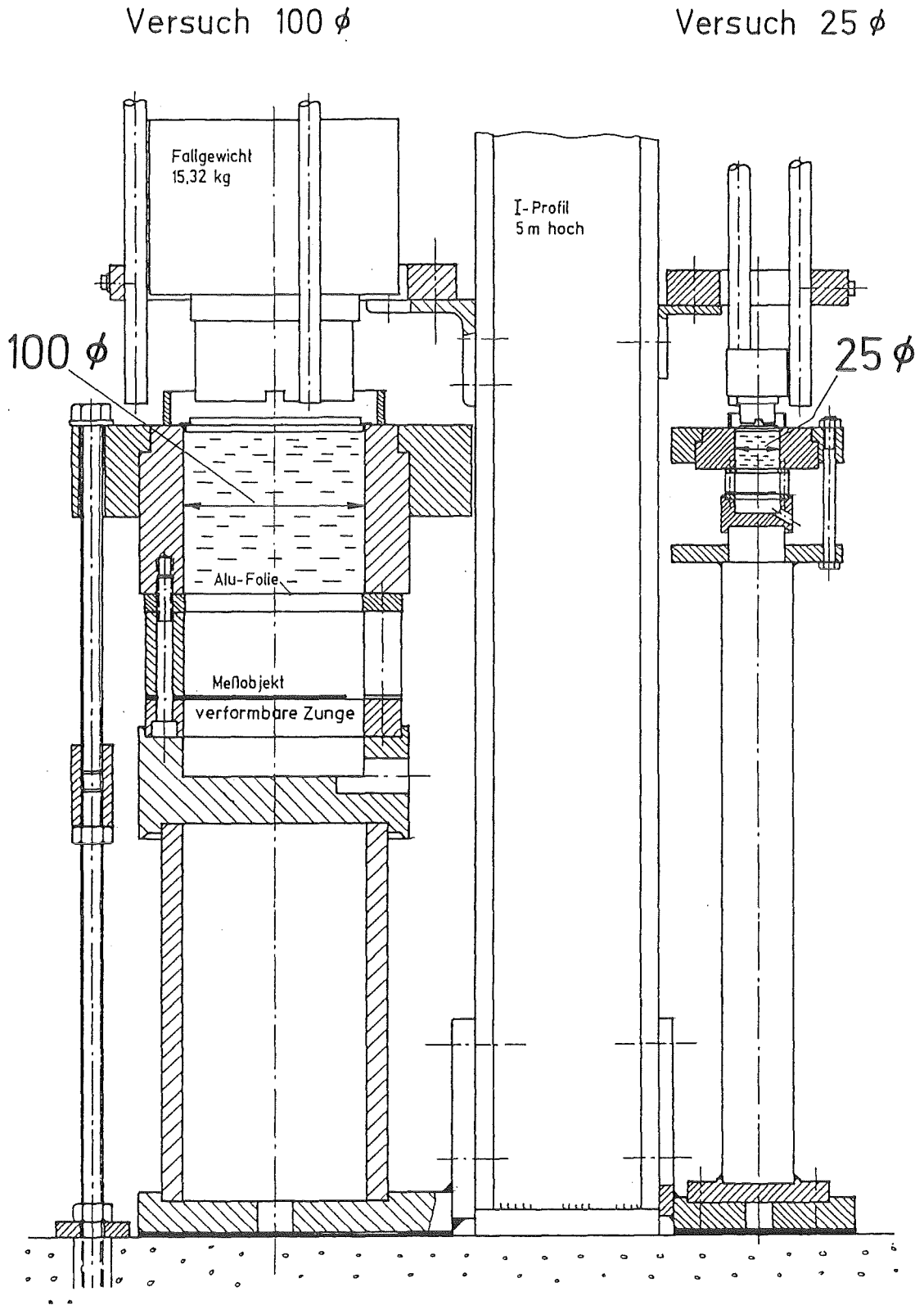


Abb.3 Experimente zur Überprüfung der Modellgesetze.

Vorversuche für BERDA

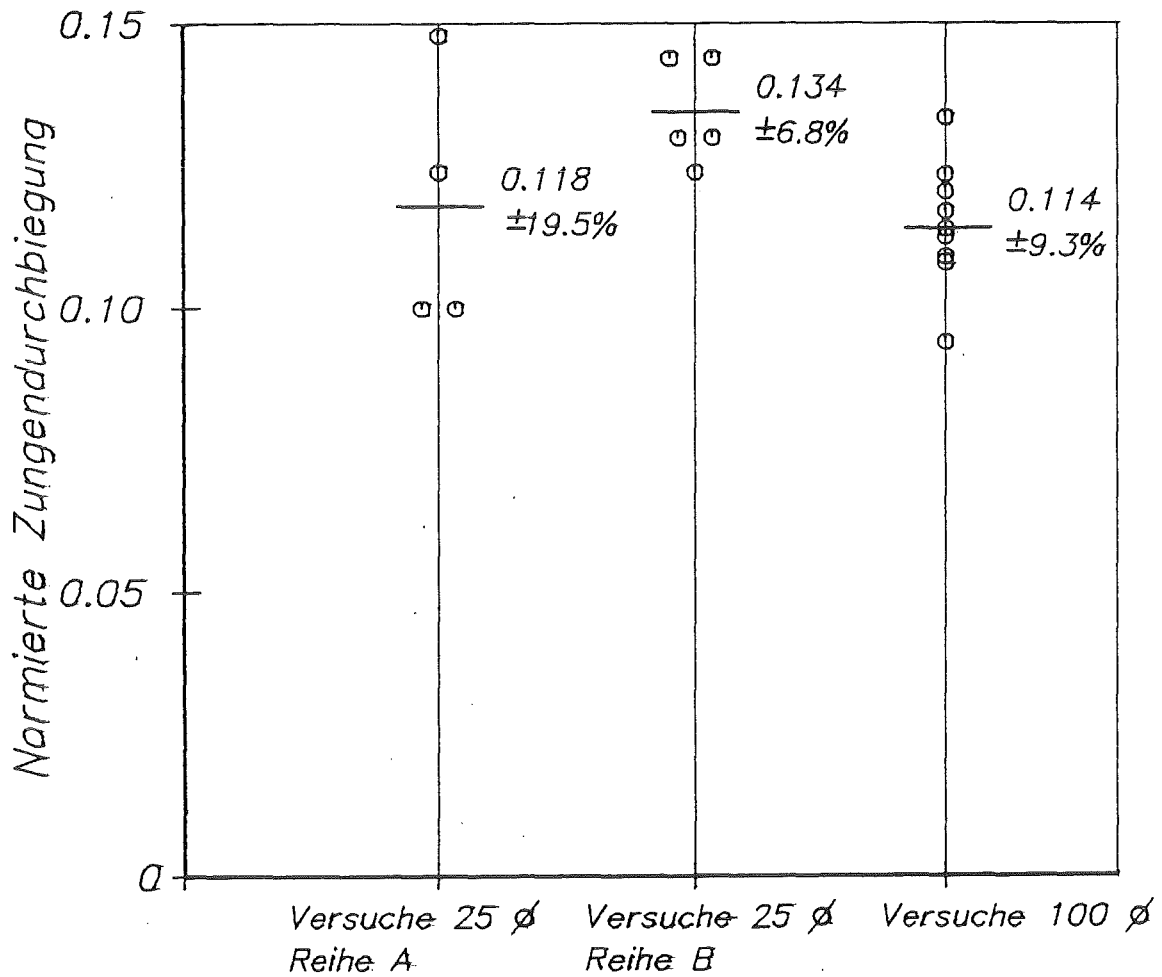


Abb. 4 Experimente zur Überprüfung der Modellgesetze. Vergleich der Verformung einer Zunge in zwei unterschiedlichen Maßstäben (25 ø und 100 ø).

18.06.01/06A      Investigation of hydrogen-deflagration/-detonation  
PSF ON1T          (W. Breitung, R. Redlinger, H. Werle, M. Mösche, INR)

## I      Introduction

The static and dynamic loads of a PWR-containment from hydrogen combustion are investigated theoretically and experimentally. The primary goal is the determination of realistic, not too conservative, upper bounds. The load data are needed to define design requirements for a core-melt resistant containment structure.

The following work was performed in 1991:

- Balloon tests with ICT Berghausen (section II).
- Design of a medium scale detonation tube (section III).
- Development of a 1D detonation code (section IV).
- Analytical study with SNL / Albuquerque, USA (section V).
- Documentation and presentation of results (section VII).

## II.    Balloon tests with ICT / Berghausen

Three detonation tests were performed together with the Fraunhofer Institut für Chemische Technologie (ICT), Berghausen. Hemispherical balloons of 5.9 m diameter, containing 29, 27, and 18.5 % H<sub>2</sub> in air respectively were centrally ignited with 50 g of high explosive. The instrumentation included pressure transducers, load plates, soot foils and a high speed movie.

Figure 1 shows the sequence of events in experiment HBal1 (29 % H<sub>2</sub>). Time distance between frames is 0.2 ms. The following phenomena are visible:

- frame 2: ignition,
- frame 5: gaseous detonation overtakes high explosive combustion products,
- frames 5 to 9: spherical propagation of the detonation wave with 1940 m/s,

- frame 10: detonation completed
- frames 11 to 15: partial reflection of detonation wave at gas/air interface
- frames 11 to 20: expansion of hot H<sub>2</sub>/air combustion products, plastic skin tears
- frame 20: balloon expansion reaches 8 m diameter.

The direct measurement of the side-on detonation impulse with load plates was not successful because the available force transducer had too slow response times. Soot plates were installed flush with the ground to record detonation cell sizes. In some places weak structures of the expected size (1.5 - 2.0 cm) could be observed, but the contrast was insufficient for photographic reproduction.

12 pressure transducers were installed in various directions and distances from the point of ignition to record pressure-time signals. These data were used to validate the one-dimensional detonation code currently under development at KfK. Examples of measured pressures are given in section IV.

The balloon experiments are completely documented in /1/.

### III. Design of a medium scale detonation tube

A detonation tube of 43 cm diameter and up to 12 m length is currently under construction in the main shops of KfK. In 1991 the design and procurement of parts was completed. The tube will be operated on the premises of ICT, Berghausen beginning in summer 92.

Tests will be conducted to extend the current data basis of hydrogen combustion generated pressures and impulses into new regimes important for severe accidents in LWR's. Effects like high initial pressure (3 atm), multiple reflections, shock focussing, and inert air layer will be investigated.

The data are needed to validate detonation codes in reactor typical parameter regions.

### IV. Development of a 1-D-detonation code

#### A) Status

Development of the one-dimensional detonation code DET1D started in 1991. Extending the one-component hydrodynamics code HYDSOL /2/ (see also /4/) the code currently includes up to 4 gaseous components. The chemistry is modeled by



a one-step reaction whose rate is given in Arrhenius form. A critical temperature which must be reached before reactions start is introduced to prevent unphysical (numerical) chemistry in the gas before the shock front arrives. The components differ by their molar weights and heat capacities (the latter are allowed to depend linearly on temperature), but have the same velocity vector and temperature.

The code can handle 1-D-problems in cartesian as well as in cylindrically and spherically symmetric geometry.

## B) Code validation

Using a two-component (unburnt and burnt gas) version of the code with constant heat capacities DET1D was tested with respect to the following points:

- Comparison of numerical and analytical pressure, temperature, velocity, and density profiles
- Reflection of a detonation wave at a wall
- Universal impulse function
- Front velocity for different geometries

The first point to be studied was the capability of DET1D to reproduce "stationary", i.e. spatially similar, detonation profiles as the wave moves forward. A typical result is shown in Fig. 2. Profiles at dimensionless times  $t = 4$  and  $8$  clearly show the desired stationary profiles. For  $t = 12$  the profile at the time of reflection at the right wall is given. The near doubling of the pressure peak is in good agreement with analytical results. The profile for  $t = 16$  is the leftward moving reflected wave.

Fig. 3a gives a snapshot of the front. It can be seen that, in agreement with analytical results [3], the velocity reaches 0 at about one half of the distance of the front to the left wall. The numerical and analytical (Taylor wave) pressure profiles are compared in Fig. 3b.

It is known that for a given gas mixture the front velocity is largest for cartesian and smallest for spherical geometry. That this behaviour is reproduced by the code can be seen from Fig. 4.

Finally, the side-on impulse, i.e. the integral of pressure versus time, that an observer placed on the ground experiences as the detonation wave passes by, was considered. By proper scaling, a universal impulse function can be obtained, inde-

pendent of the point of observation /3/. Fig. 5 shows good agreement of the universal impulse function calculated by DET1D with some analytical values taken from /3/.

### C) Analysis of balloon experiments

To analyze the balloon experiments and validate the code a four component version of DET1D was used with the components representing  $H_2$ ,  $O_2$ ,  $N_2$  and  $H_2O$ . The spatial mesh size was 5 cm, while the time steps (which are automatically calculated by the code) vary about  $10 \mu s$ . A one-step reaction of the form  $2H_2 + O_2 \rightarrow 2H_2O$  with  $N_2$  inert was employed. Numerical values for the heat capacities and the heats of formation were taken from /5/, while the constants appearing in the Arrhenius rate law were simply chosen such as to ensure rapid burning. For initialization at time  $t = 0$  the analytical (cartesian) Taylor wave profile was used in the region  $0 \leq x \leq 0.20$  m.

By way of example, Fig. 6 shows the calculated ( $T_{crit} = 1000$  K, temperature dependent heat capacities) and the measured pressures for experiment HBal1 at two points: a) inside and b) outside the balloon. Overall, the agreement between the two curves is satisfactory. Also, all typical phenomena are reproduced by the code (referring to a)): the pressure peak of the front, the relaxation to a constant value, passing of the detonation wave reflected at the fuel / air interface, the rarefaction behind this wave leading to underpressure, passing of the implosion generated in the center of the balloon, and finally the gradual settlement to atmospheric pressure. It is not clear at present, whether the first high experimental pressure peak in Fig. 6a is due to the detonation wave (von Neumann spike) or to the finite transducer dynamics (overshoot). The peak pressure contribution from the high explosive was measured in a background test to 0.35 MPa at this location /1/.

Fig. 7 compares the measured to the calculated detonation front velocity using two critical temperatures. It can be seen that the higher temperature gives better agreement with the experiment. Improvements in the modeling of the reaction kinetics are necessary.

Figs. 6 and 7 were calculated using a first order method. Fig. 8 shows that using a "more accurate" second order method and the same time step leads to unphysical oscillations behind the detonation wave. These oscillations can be avoided by reducing the time step to one half which, however, increases the computing time still further without giving significantly better results in comparison to the first or-

der method. This suggests that when doing 3D calculations in reactor typical geometries application of a first order method should give the better compromise between accuracy and CPU time.

#### D) Reaction kinetics

Calculations employing a detailed reaction mechanism /6/ show that the length of the reaction zone has usually the order of 0.1 mm (Fig. 9) independent of the chosen H<sub>2</sub>-air mixture, while the length of the induction zone behind the shock front can vary from 1 mm for stoichiometric H<sub>2</sub>-air mixtures, up to 3 m for lean H<sub>2</sub>-air-steam mixtures. In view of this and the results of section C) it seems neither possible nor necessary in reactor typical geometries to resolve the reaction zone, while modeling of the induction zone would be desirable for load purposes. Construction of such a model is currently under way in cooperation with the ITM of the University of Aachen.

### V. Analytical study with Sandia Natl. Laboratories

An analytical / computational study was performed together with the Innovative Technology Applications Division 6463 of SNL, Albuquerque from June to December 1991. The goal was to identify all important load issues and to predict upper load limits using present day methods and data. Static, global and local dynamic loads were investigated.

#### A. Static loads

Slow hydrogen deflagration leads to quasi-static containment loads. This static pressure in a closed system is conservatively described by the adiabatic, isochoric, complete combustion pressure  $p_{AICC}$ . This pressure was calculated for the complete composition space of flammable H<sub>2</sub>-steam-air mixtures using the code CET89 by Gordon, NASA-Lewis Research Center. The reactor typical initial conditions of constant air density and steam saturation were used (Fig. 10).

An upper hydrogen mass limit of 2000 kg released into 70000 m<sup>3</sup> free volume results in a worst-case pressure of 1.5 MPa. If enough hydrogen would be generated to burn all the oxygen available the worst-case pressure would be about 1.7 MPa. Local enrichments can result in 1.9 MPa combustion pressure at the most. These numbers lead to a static design requirement of 2 MPa for a future core-melt resistant containment.

H<sub>2</sub>-steam-air deflagrations can produce very high gas temperatures, which causes thermal loads on reactor components (Fig. 11). The limiting pressure cases of Fig. 10 have low burn temperatures because of the large steam content. From the view point of thermal loads dry mixtures represent the worst cases. They are favoured by steam condensation conditions which can exist early (cool structures) or late (falling decay power) in the accident.

The peak temperatures and pressures existing directly after the burn, decay with time constants which are of a few minutes, due to heat transfer to structures.

### B. Global dynamic loads

The dynamic load from a detonation depends on many parameters (Fig. 12). The parameter space was systematically explored by a single effects study and by combining conservative parameter values into a consistent worst-case accident scenario (Fig. 13). Figures 14, 15, and 16 present some results as example.

The reflected peak pressure from a H<sub>2</sub>-steam-air detonation can reach up to 8.2 MPa (detonation fine structure neglected).

In a 1-D cartesian geometry the pressure-time history from a detonation can be scaled with the AICC-pressure and the shock reverberation time in the burned gas. It follows from this that the stoichiometric mixture with the highest steam content which is still detonable, provides the worst detonation pressure and impulse ( $x_{H_2} = 0.2$ ,  $x_{H_2O} = 0.3$ , case C).

From the shown conservative accident scenario upper bounds were obtained for global detonation loads. The assumption of a one-dimensional planar wave is quite conservative. Future more realistic 3-D calculations will allow to reduce the degree of conservatism and the worst-case global loads.

Fig. 17 summarizes the peak pressures which can be generated in various combustion modes of the worst-case mixture. In the first approximation the effects of fast combustion velocity, of wall orientation (normally reflected wave), and of an air layer all can add a factor of about 2 to the AICC pressure.

### C. Local dynamic loads

Deflagrations and detonations can propagate on large scales and load significant fractions of the containment (global loads). Additional combustion phenomena

can exist on smaller scales and result in different local loads, e.g. an accelerated flame that transitions to a detonation.

The peak pressure and the impulse from such a detonation with pre-burn depends on the location of the deflagration to detonation transition (DDT). From a loading point of view there is a trade-off between peak pressure and impulse. This is illustrated in Fig. 18, which shows calculated peak pressures and impulses in a 10 m long channel (1-D geometry) for different gas mixtures and different DDT locations. The full detonation ( $x/L = 0$ ) results in the highest impulse, the extended pre-burn ( $x/L = 0.8$ ) creates the highest peak pressure.

Hydrogen combustion scenarios involving a DDT event can result in local peak pressures which exceed those of a pure detonation by a factor of up to 2.2. This may be important for pressure sensitive structures. For impulse sensitive structures the fully developed detonation produces the worst-case load.

Another process for generating high local loads is focussing of a detonation wave in a converging geometry with subsequent reflection. Fig. 19 shows the situation for a planar wave entering a rectangular edge. A short Fortran subroutine was written which allows to predict the pressure history as function of the variables  $Z$ ,  $l$ ,  $\alpha$  and the gas mixture. Fig. 20 compares such a prediction ( $\alpha = 30^\circ$ ,  $Z/l = 0.12$ ) with the full hydrodynamics code results. The agreement is very good. The normally reflected detonation peak pressure results in  $p/p_{AICC}$ -values of about 4.3 (Fig. 15). The peak pressure in the edge reaches values of about 11.2, which is a factor 2.6 higher. Points away from the edge are loaded less. The worst-case focussing factor relative to the normally reflected wave is 2.7, which is reached in the edge for  $\alpha = 45^\circ$ .

## VI. Status of load evaluation

Fig. 21 summarizes the current worst-case loads from hydrogen combustions. The loads are distinguished with respect to the local duration (static, dynamic) and loaded area (global, local), because these properties govern the structural response. The relevant combustion processes are slow deflagrations and detonations, respectively.

Severe accident studies suggest an upper limit of 2000 kg H<sub>2</sub> release. The worst-case global pressure of 1.5 MPa is obtained if this hydrogen burns homogeneously premixed in a single event in the presence of the largest amount of steam, still allowing combustion.

A more clearly defined limit is the oxygen available in the containment, which allows to burn not more than 2400 kg H<sub>2</sub>. The highest AICC-pressure in this case is 1.7 MPa, again obtained for the highest possible steam content. This gas mixture has the highest pre-burn density.

Locally, any hydrogen concentration is possible. The worst-case pressure of 1.9 MPa results from a dry, very hydrogen rich atmosphere ( $\phi = 6.5$ ).

To identify worst-case global detonations the parameter space was investigated with respect to gas mixtures, CJ-pressure, normally reflected CJ-pressures, 1-D geometry and scale. Conservative parameter values were combined in a self-consistent accident scenario, resulting in numbers for the limiting peak pressure, detonation impulse and loaded area.

Local detonation loads can exceed global loads due to several mechanisms. So far, focussing of a planar wave in a 2-D edge, and detonations arising from a pre-burn were investigated. Local pressures can exceed those of normally reflected CJ-pressures by a factor of 2.7 and 2.2, respectively.

Future work will concentrate on global detonations in realistic 3-D geometries and on additional local detonation phenomena.

## VII. Workshop, external partners, documentation

A Hydrogen Detonation Seminar was organized at KfK on 25.02.1991. About 30 participants from different German and Russian organizations attended. A workshop on Hydrogen Detonation Modelling followed from 26.02. to 1.03.91, mainly covering bilateral subjects between KfK and Kurchatov Institute, Moscow.

Hydrogen detonations have been included in the list of joint activities in the government agreement on scientific-technical cooperation (WTZ-Abkommen) between the former Soviet Union and the Federal Republic of Germany.

Work performed in the area of hydrogen detonations was also documented and presented on international conferences /7, 8, 9, 10/.

## References:

- /1/ H. Pfortner, "Ausbreitungsfunktionen detonierender Wasserstoff-Luft-Gemische", Abschlußbericht Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie, 7507 Pfinztal-Berghausen, Dez. 1991.
- /2/ C.D. Munz, internal report, KfK-INR, Febr. 1991.

- /3/ M. Sichel, "Simplified calculation of detonation induced impulse", Workshop on the Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety, Albuquerque, NM, June 1981.
- /4/ M. Göz, S. Hirmer, C.D. Munz, R. Redlinger, unveröffentlicher Bericht Okt. 1991
- /5/ L.U. Gurvich et al., (Eds.), "Thermodynamic properties of individual substances", Hemisphere Publ. Corp. New York, 1989.
- /6/ G. Paczko, R. Klein, "Reduzierte chemische Mechanismen für H<sub>2</sub>-O<sub>2</sub>-N<sub>2</sub>-H<sub>2</sub>O-Detonationen", private communication, Nov. 1991.
- /7/ S.R. Tieszen, "Effect of Initial Conditions on Combustion Generated Loads", Proc. 4th Intern. Seminar on Containment of Nuclear Reactors, August 14 - 16, 1991, Shanghai, China, p. 187, Held in conjunction with the 11th Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-II), Tokyo, Japan, August 18 - 23, 1991.
- /8/ W. Breitung, "Conservative Estimates for Dynamic Containment Loads from Hydrogen Combustions", dito, p. 219.
- /9/ J. Eibl, F.M. Schlüter, H. Cüppers, H.H. Hennies, G. Keßler, "Containments for Future PWR-Reactors", SMiRT-11, Tokyo, Japan, August 18 - 23, 1991.
- /10/ H. Alsmeyer, W. Breitung, F.J. Erbacher, B. Göllner, H.H. Hennies, H. Jacobs, G. Jacobs, G. Keßler, R. Krieg, W. Scholtyssek, H. Cüppers, J. Eibl, "Improved Containment Concept for Future Large LWR's", IAE Int. Conf. on Technology Responses to Global Environmental Challenges, Kyoto, Japan, Nov. 6 - 8, 1991.

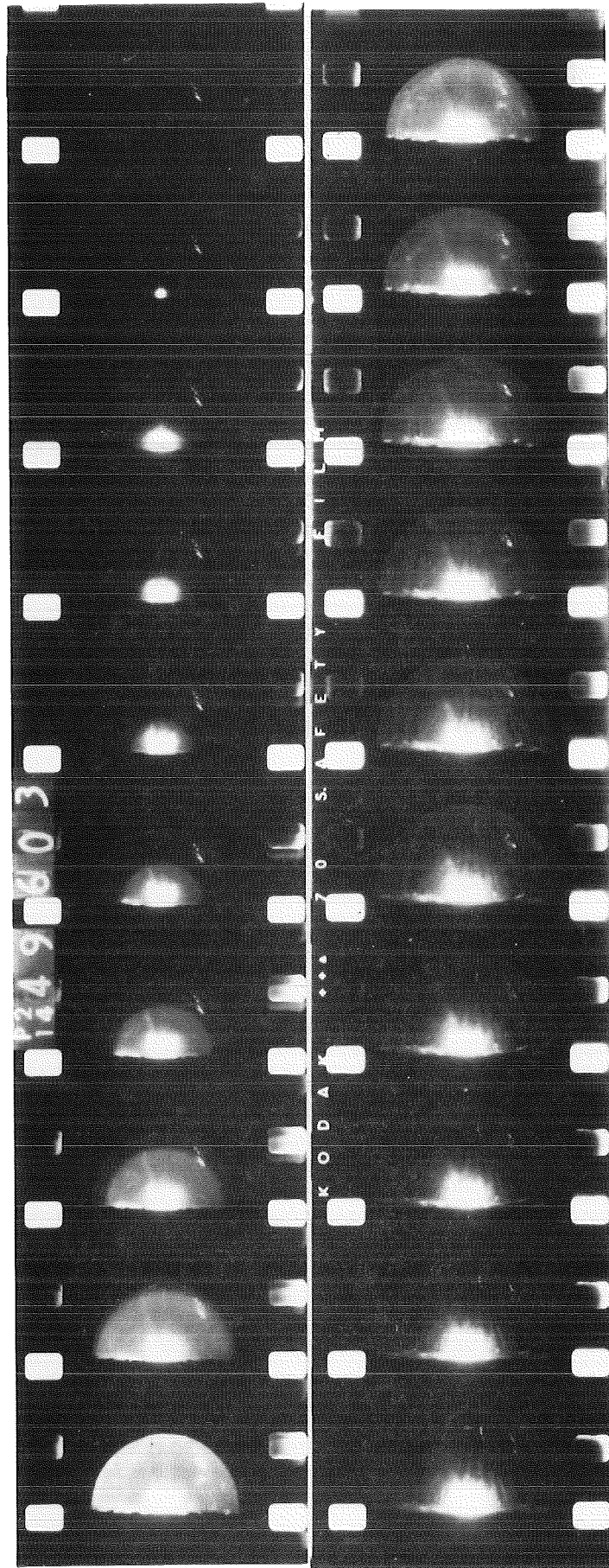


Fig. 1 Hemispherical hydrogen-air detonation experiment HBal1.



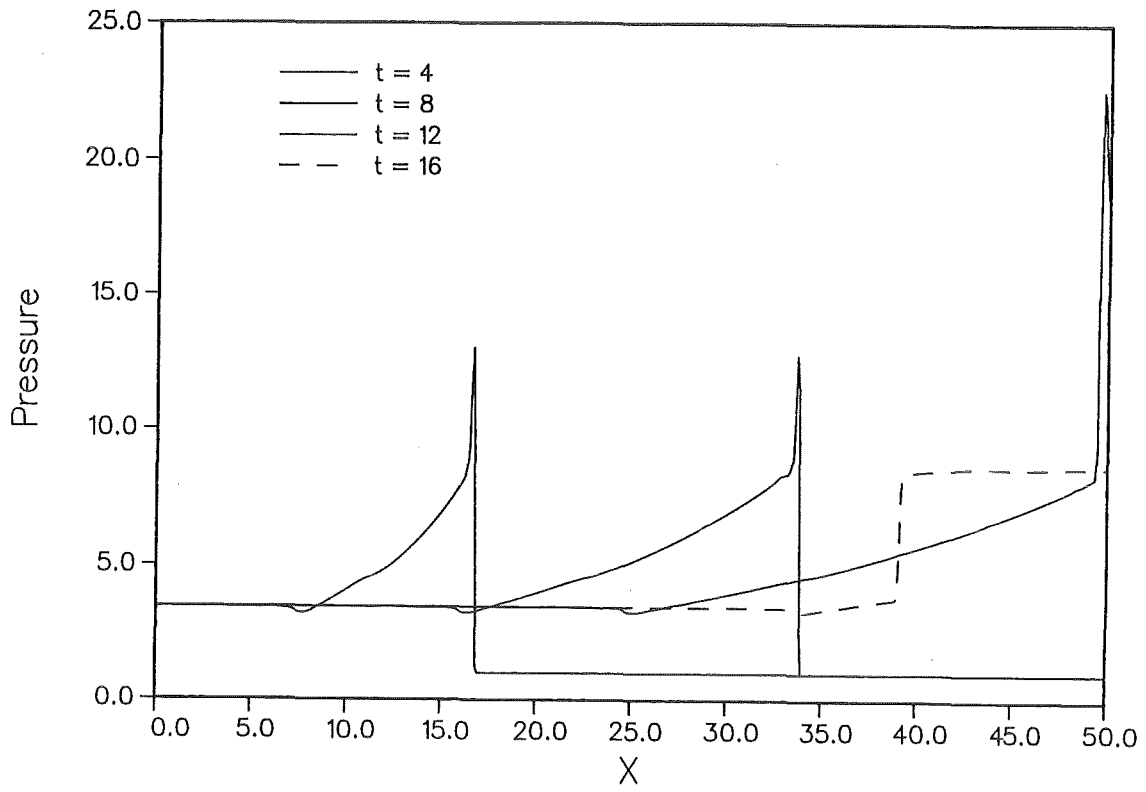


Fig. 2 Calculated detonation wave with reflection.

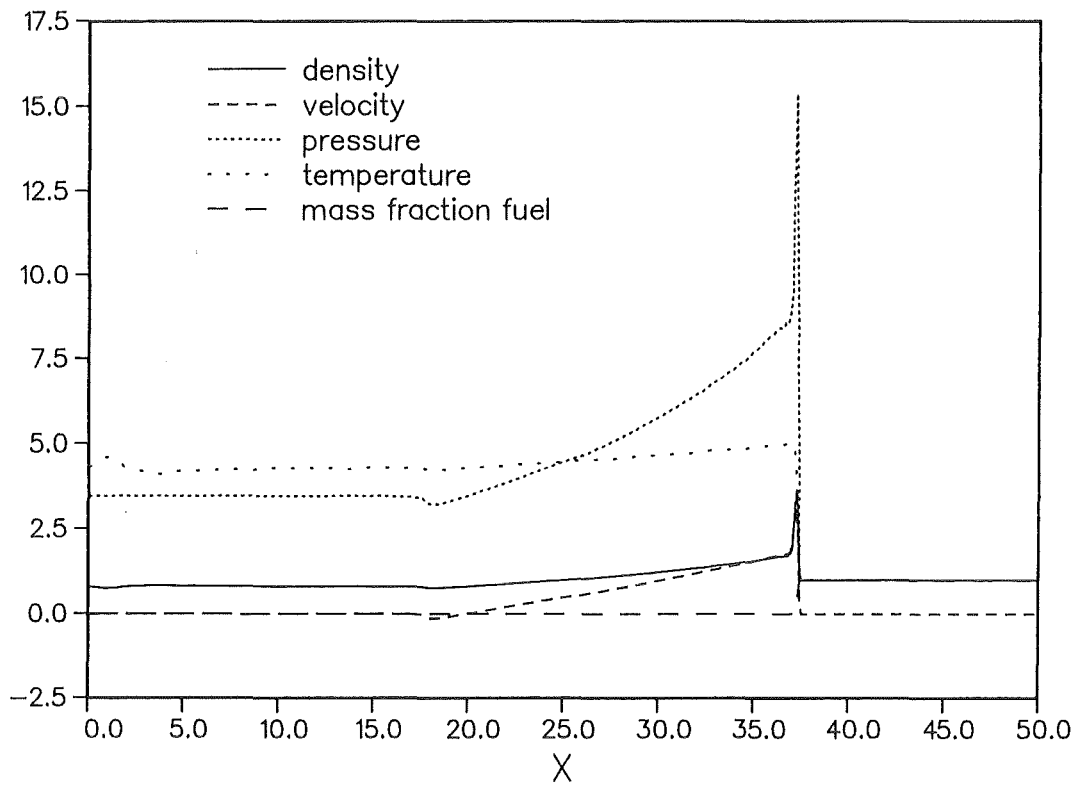


Fig. 3a Calculated state variables in detonation wave.

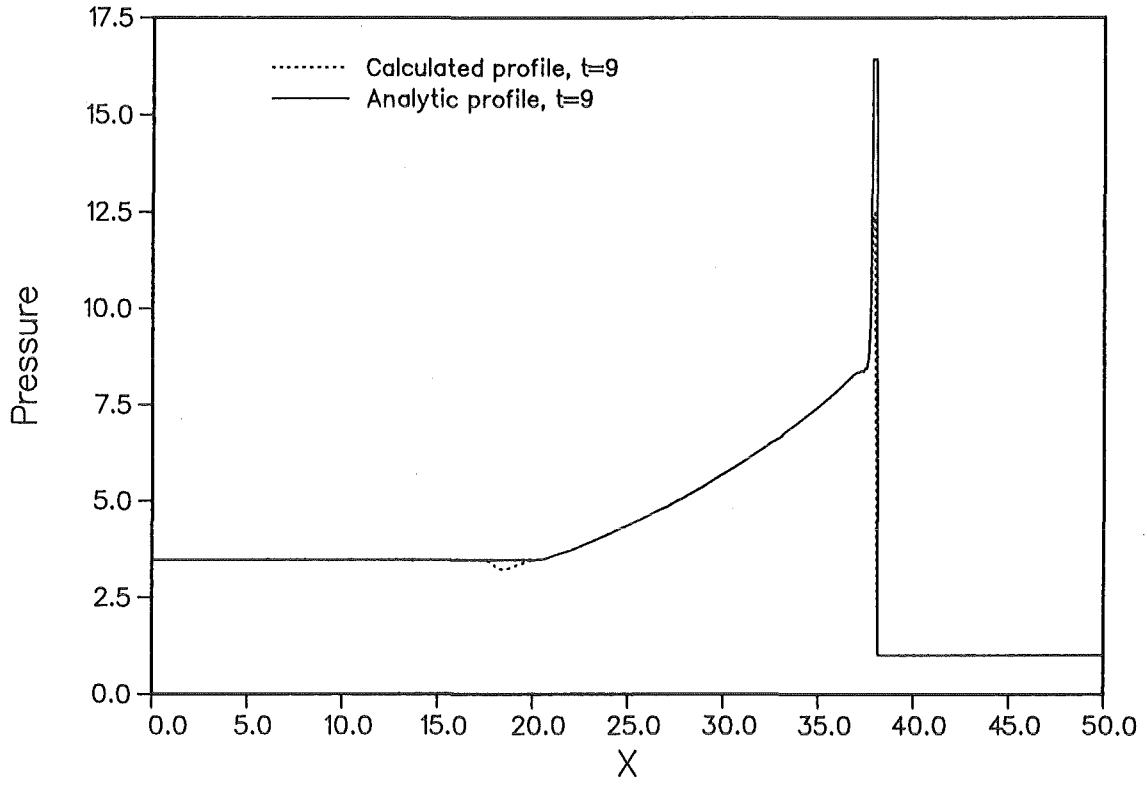


Fig. 3b Comparison of calculated and analytic pressure profile.

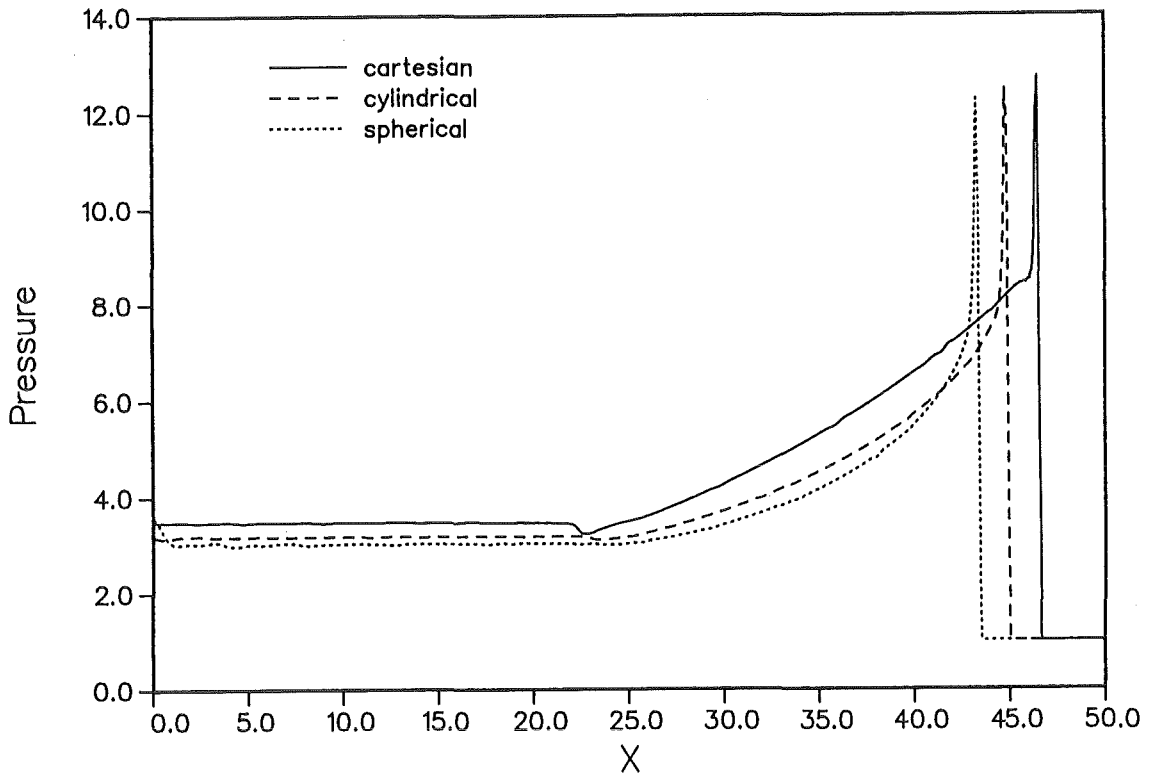


Fig. 4 Comparison of wave velocity in different geometries.

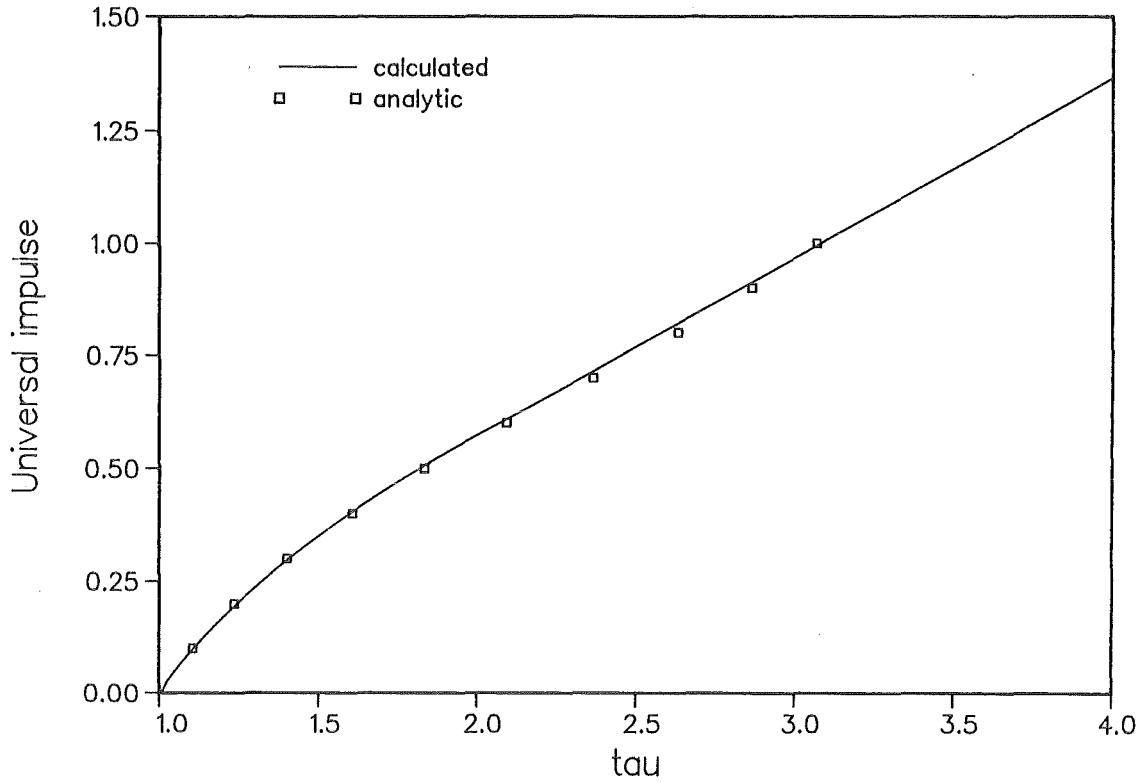


Fig. 5 Comparison of the calculated and analytical universal impulse function.  
HBal1,  $x = 0.75$  m

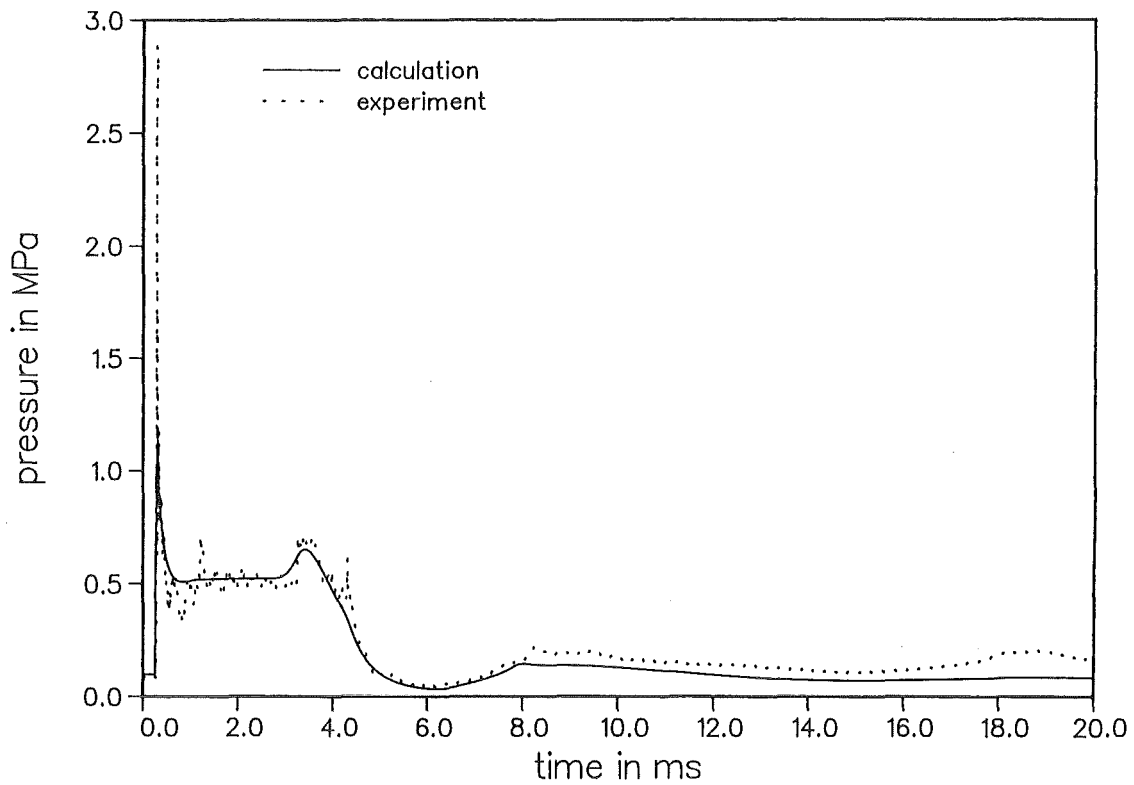


Fig. 6a Comparison of measured and calculated pressure history in test HBal1, inside balloon.

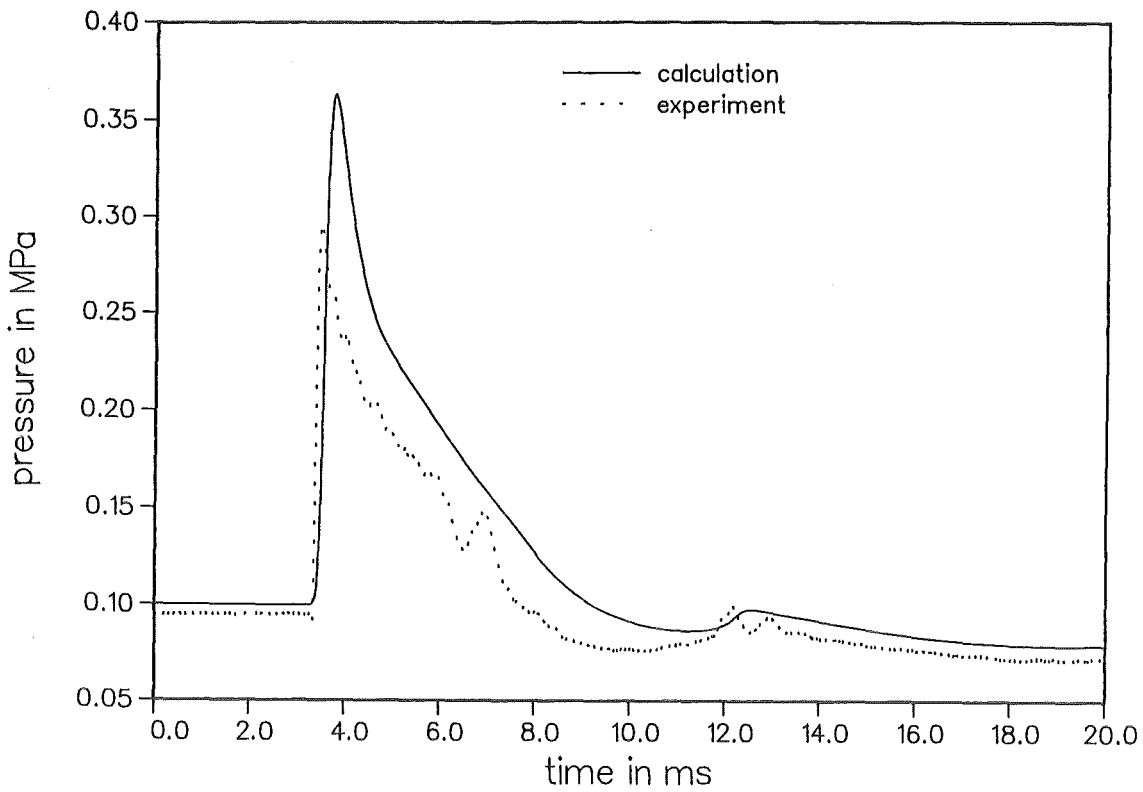


Fig. 6b Comparison of measured and calculated pressure history in test HBal1, outside balloon.

HBal1

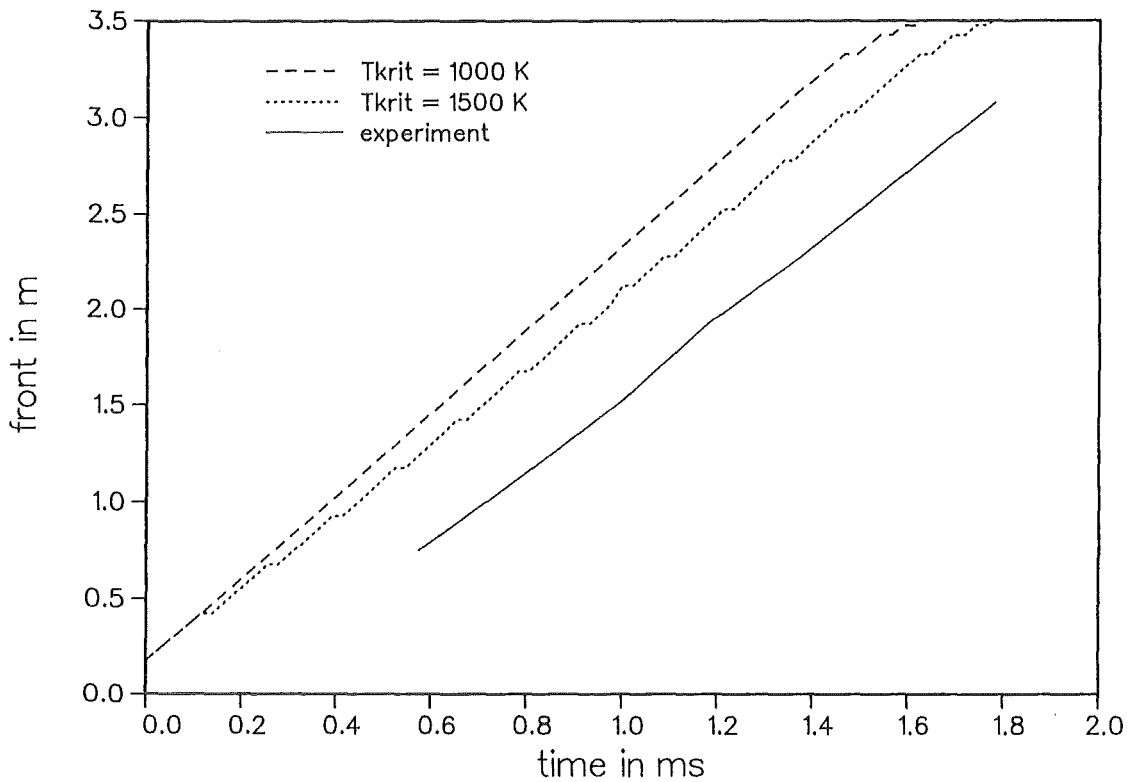


Fig. 7 Comparison of measured and calculated detonation wave velocity (= slope of curves).

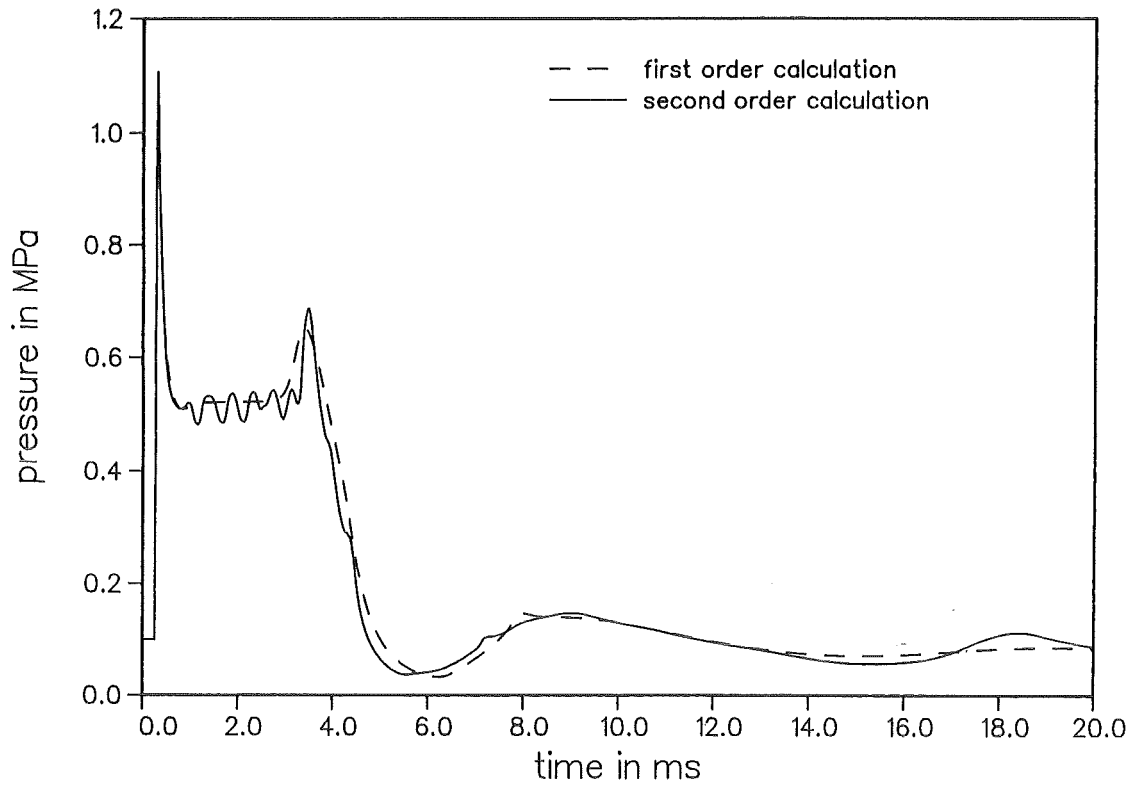


Fig. 8 First and second order calculation for pressure history inside balloon, test HBal1.

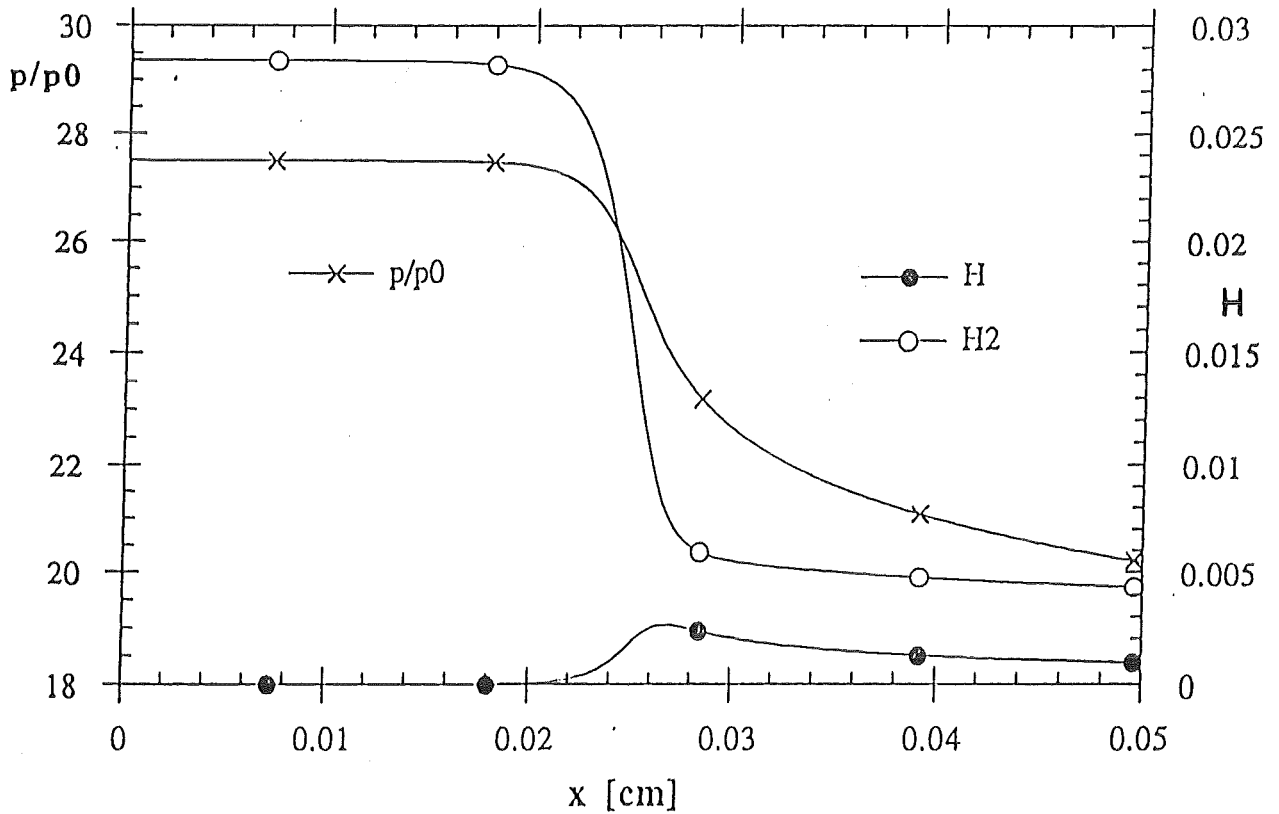


Fig. 9 Detailed reaction mechanism for stoichiometric  $H_2$ -air detonation. The reaction occurs roughly in the region between 0.02 to 0.03 cm behind the leading shock front.

- The calculated  $p_{AICC}$  increases significantly with the hydrogen concentration, weakly with the steam content
- Upper pressure limits exists for the highest steam concentration and:
  - globally well-mixed condition, hydrogen limited (2 000 kg into 70 000 m<sup>3</sup>,  $\Phi = 0.82$ )
  - globally well-mixed condition, oxygen limited (= 2400 kg H<sub>2</sub> into 70 000 m<sup>3</sup>,  $\Phi = 1$ )
  - local enrichments, flammability limited (any  $\Phi$  is possible)
- Result for static pressure requirement: A containment designed for 2 MPa static pressure will withstand any slow hydrogen combustion

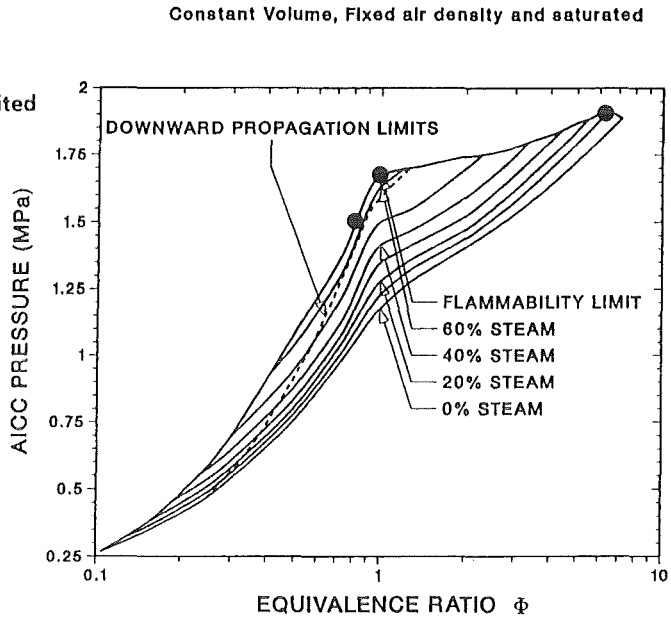


Fig. 10 Calculated peak pressures from slow deflagration of hydrogen-steam-air mixtures

- $T_{AICC}$  shows maxima for stoichiometric mixtures, neither H<sub>2</sub> nor O<sub>2</sub> excess
- $T_{AICC}$  decreases with steam content, steam acts as inert heat sink
- $T_{AICC}$  for limiting pressure cases:
  - 1280 K, H<sub>2</sub>-limited, well mixed □
  - 1370 K, O<sub>2</sub>-limited, well mixed ○
  - 1430 K, flamm. limited, locally enriched △
- TMI: 8 % H<sub>2</sub>, 3,5 % H<sub>2</sub>O well mixed, ▲ global burn in 12 seconds
  - 1120 K calculated AICC temperature
  - 1030 K measured peak temperature
  - measured time constant for temperature decay about 1 min.

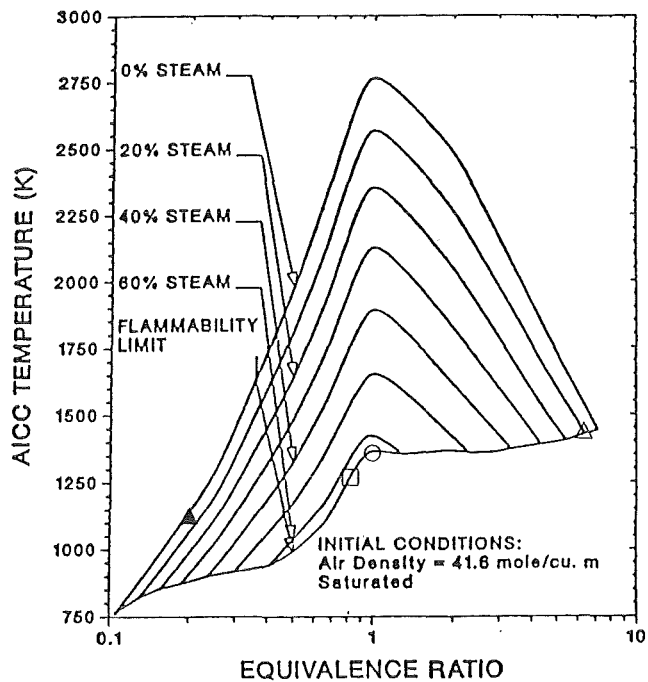


Fig. 11 Calculated peak temperatures from slow deflagrations

- Identify limiting detonation loads by systematic investigation of detonation parameter space:
  - a) single effect studies
  - b) conservative accident scenarios

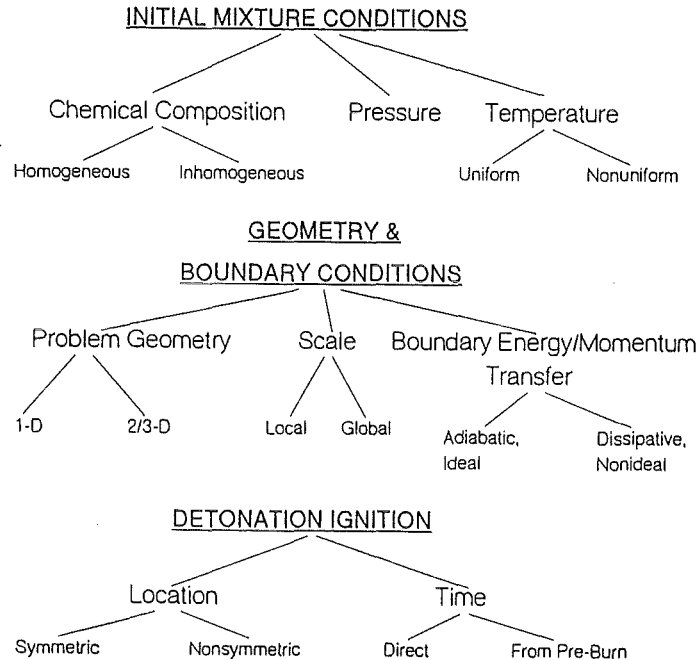


Fig. 12 Parameter space for determination of worst-case detonation loads.

- |  |  |
|--|--|
| <ul style="list-style-type: none"> <li>● Thermodynamic detonation properties                     <ul style="list-style-type: none"> <li>- CJ pressure</li> <li>- normally reflected CJ-pressure</li> <li>- CJ temperature</li> <li>- <math>D_{CJ}</math>, <math>V_{CJ}</math>, <math>a_{CJ}</math>, <math>\gamma_{CJ}</math></li> </ul> </li> <li>● Time dependent detonation pressures                     <ul style="list-style-type: none"> <li>- Effect of mixture composition</li> <li>- Effect of 1-D geometry and scale</li> <li>- Effect of air layer on reflected p</li> <li>- Effect of mixture evolution</li> <li>- Effect of wave focussing (2 D edge)</li> <li>- Conservative accident scenario</li> <li>- Code comparison</li> </ul> </li> <li>● Codes used: CET 89, SPLIT2D, CTH</li> </ul> | <p><b>RESULTS:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- worst-case peak pressure</li> <li>- worst-case reflected peak pressure</li> <li>- peak temperature (thermal load)</li> <li>- worst-case homogeneous mixture (p, i)</li> <li>- conservative geometry and scale</li> <li>- amplification factor p, i</li> <li>- worst-case inhomogenous mixture &amp; timing</li> <li>- amplification factor p (x, y)</li> <li>- worst-case global loads (p, i, A)</li> <li>- very good agreement</li> </ul> |
|--|--|

Fig. 13 Detonation calculations performed in parameter space.

- The peak detonation pressure to an end-wall is the normally reflected CJ-pressure (cell fine-structure neglected)
- Worst-case reflected CJ-pressures
  - a) global homogeneous mixture: H<sub>2</sub>-limited 5.6 MPa  
O<sub>2</sub>-limited 6.5 MPa
  - b) local enrichment flammability limited 8.2 MPa

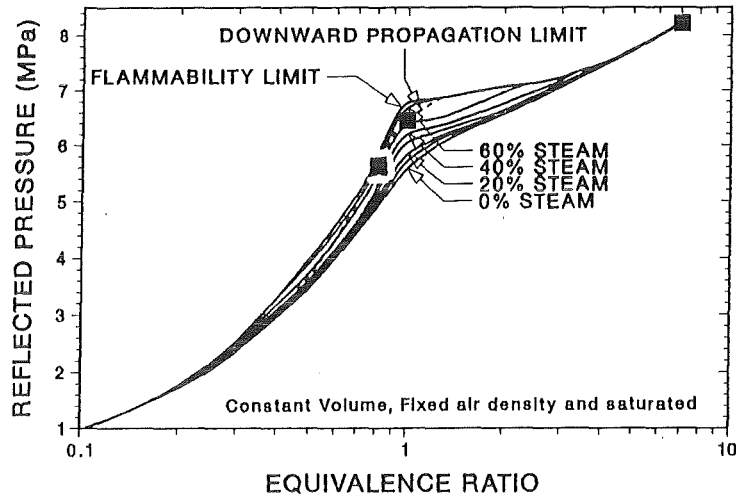


Fig. 14 Peak pressures from normally reflected planar detonation wave.

- Results for 1-D cartesian geometry, L = 10 m, prompt ignition at origin, ideal energy and momentum transfer to wall, normal reflection of detonation and shock reverberations
- Single solution for all compositions with  $p_{AICC} \cdot t_{rev}$ -scaling, reverberation time is  $t_{rev} = 2 L/a_{AICC}$
- Reflected peak pressure is about 4.3 times  $p_{AICC}$  for all mixtures

Case	$p_{AICC}$ (MPa)	$t_{rev}$ (ms)	$i_{Tay}$ (MPas)
A	0.27	36.4	0.008
B	1.18	18.9	0.020
C	1.35	20.4	0.024 ← worst case mixture
D	1.68	24.0	0.035
E	1.89	15.3	0.025

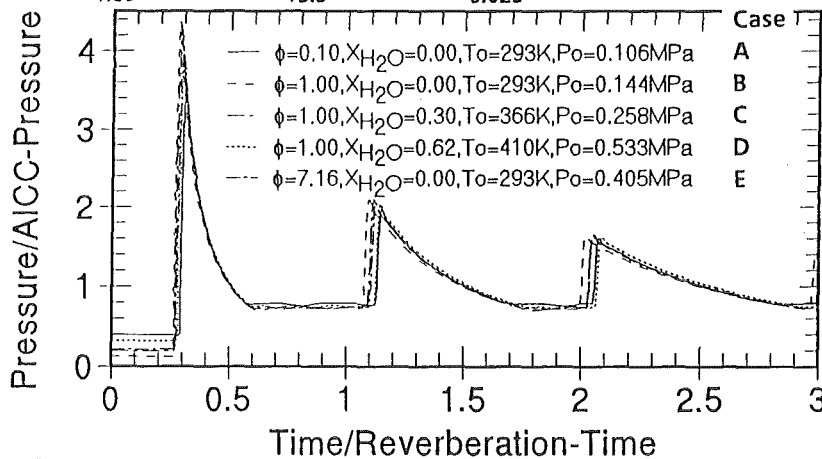


Fig. 15 Effect of mixture composition on normally reflected detonation pressure and impulse and succeeding shock reverberations in the burnt gas.



- Scenario is combination of limiting parameter values:
  - 2000 kg H<sub>2</sub> released
  - distribution  $\hat{=}$  test HDR T31.5:
    - 1200 kg in dome,
    - 800 kg in lower rooms
  - temperature 95 °C (much steam)
  - 800 kg burn, compress dome gas
  - 1200 kg detonate
  - 1-D-planar wave
  - normal reflection at ceiling
- Global detonation load
  - Peak pressure 10.5 MPa ( $p_{AICC} = 1.18\text{MPa}$ )
  - Reflected detonation impulse 0.06 MPas (up to  $t/t_{rev} = 1$ ,  $t_{rev} = 29.1\text{ ms}$ )
- More realistic 3-D detonation model is needed to reduce conservatism. Lower global loads are expected.

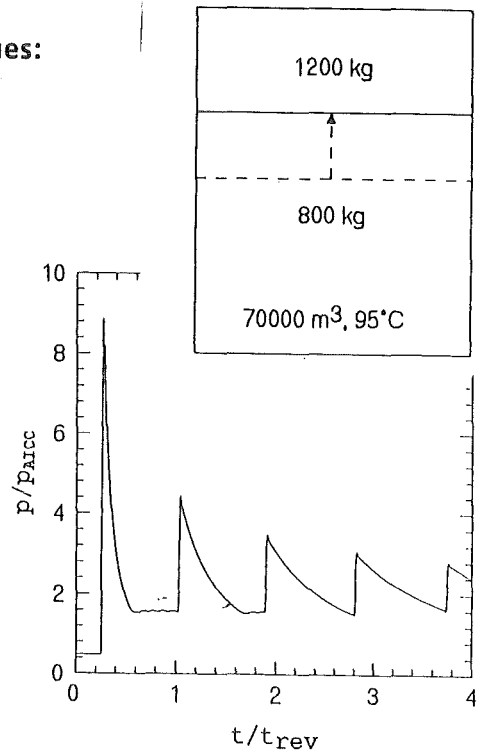


Fig. 16 Global detonation loads from conservative accident scenario.

- Homogeneous worst-case global mixture ( $x_{H_2} = 0.2$ ,  $x_{H_2O} = 0.30$ ,  $p_o = 0.26\text{ MPa}$ ,  $T_o = 366\text{ K}$ )

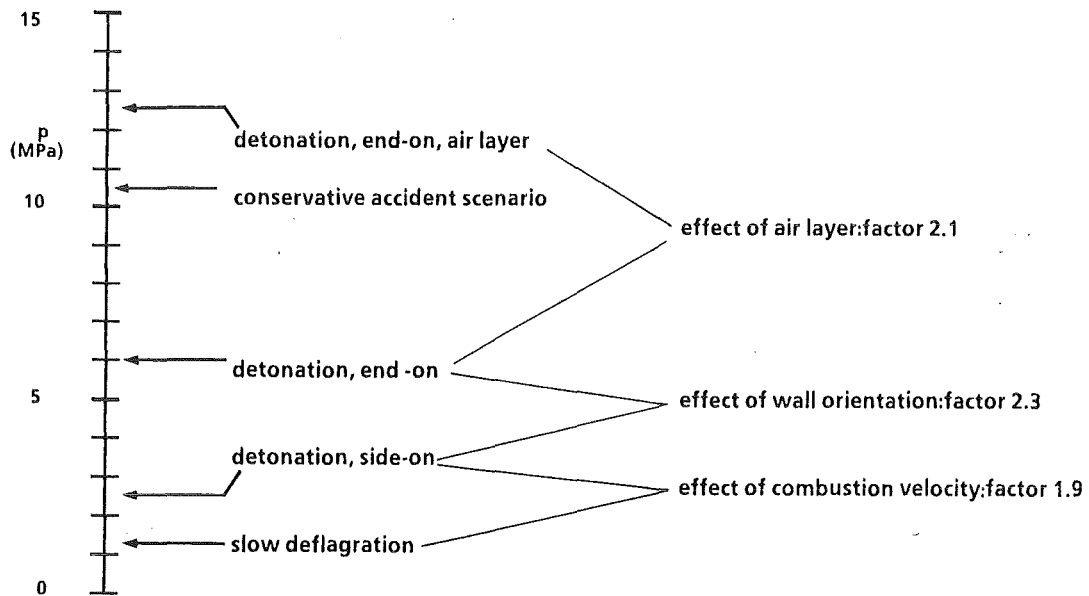


Fig. 17 Summary of peak pressures for worst-case mixture and different combustion modes.

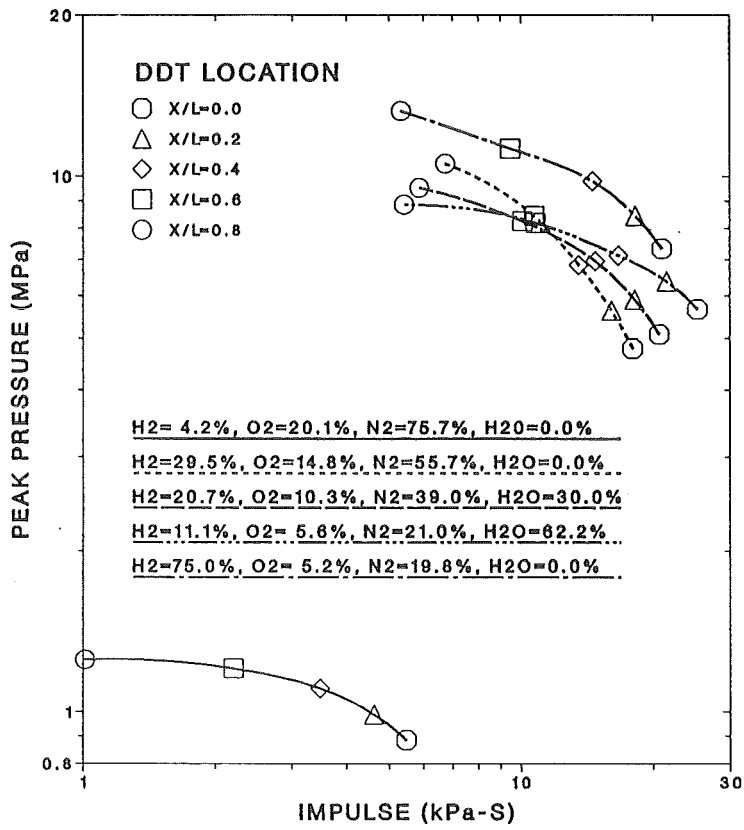


Fig. 18 Detonation impulse (first reverberation) versus peak pressures for different DDT locations and gas mixtures.

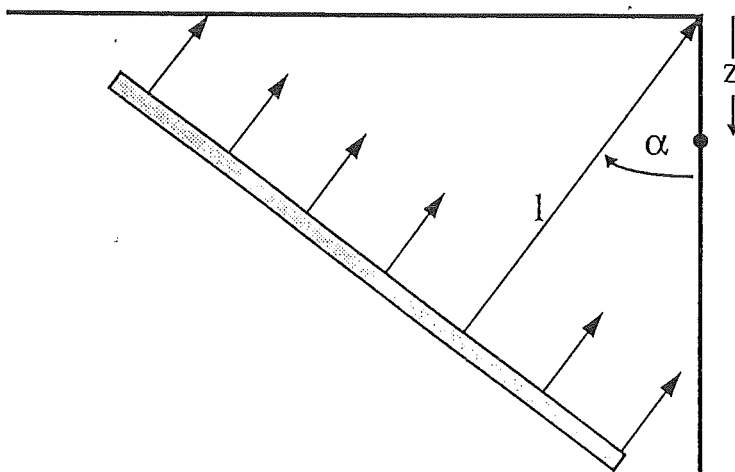


Fig. 19 Focussing of a planar detonation wave in a 2-D corner.

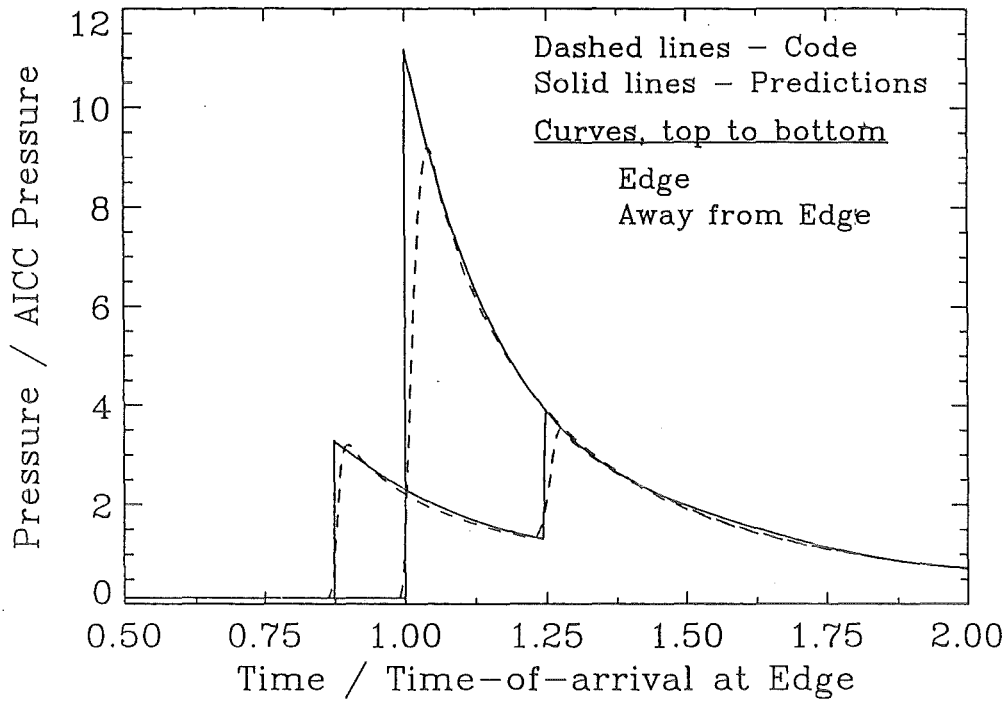


Fig. 20 Comparison of calculated pressure history in 2-D corner:  
 a) full hydrodynamic calculation,  
 b) fast fitting routine based on results of hydrodynamic calculations.

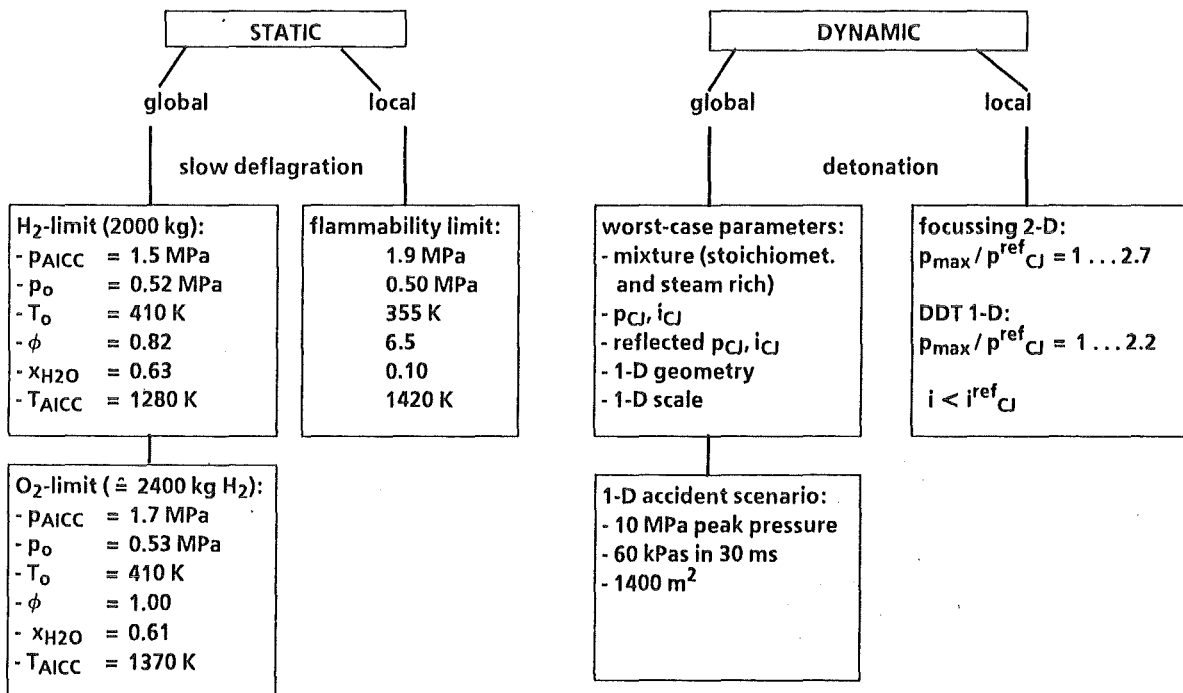


Fig. 21 Summary of worst-case load evaluation.

18.06.01/07A Load Histories from Steam Explosions during Core Melt Accidents  
PSF 0N1U

(H. Jacobs, N. I. Kolev; INR)

Summary

For the analysis of steam explosions a multicomponent multiphase thermohydraulic code is required which describes at least the motions of melt, water, and steam by separate velocity fields. One example of these very rare codes is the IVA3 code the development of which was brought to an interim close in 1991. As an example of a typical application of this code, precalculations of the FARO LWR Scoping Test 2 performed at JRC Ispra are discussed. Unfortunately, the calculational results cannot be compared directly to the test results because of important differences between planned and achieved test parameters. Above all, only about one third of the planned melt mass actually entered the water.

The test was performed in a closed vessel at an initial pressure of 50 bar. The water was saturated at this temperature and its level was at 1 m height. The simulation starts with the release of 50 kg of simulated corium from an intermediate catcher at about 3.2 m height.

The calculation predicts a gradual pressure rise without fast transients worth mentioning from 50 to about 76 bar within roughly one second and stabilizes slightly below the maximum. Also described are the material distributions predicted during the process and the 'mixed' masses according to two different criteria. The former indicate that the melt jet penetrates the water without desintegrating while being surrounded by a thick vapor layer. Subsequently the melt collects at the vessel bottom and much of the liquid water is blown upwards by the steam being produced. The amounts of mass being 'mixed' with liquid water (and thus are thought to potentially participate in a steam explosion) remain below 10 % for the known Theofanous criterion and below 30 % for a more conservative criterion. It is however more important that the calculation demonstrates that further mixing could be the result of the onset of a steam explosion. This may strongly limit the usefulness of local mixing criteria.

The fact that the calculation predicts no-violent pressure rise (in accordance with the less critical experiment) should not be taken as final proof that more violent events are not possible under the conditions simulated. Before such a conclusion may be drawn a lot of more code verification is required. At the present state of development it cannot be excluded that some mechanism which could initiate or drive steam explosions is not yet modelled properly in the code.

18.06.01/07A Lastverläufe bei Dampfexplosionen während Kernschmelzunfällen  
PSF 0N1U

(H. Jacobs, N. I. Kolev; INR)

Einleitung

Für die Analyse von Dampfexplosionen - sowohl in Experimenten wie in Unfallsituationen - wird ein Rechenprogramm für Mehrphasen-Mehrkomponenten-Thermohydraulik benötigt, das mindestens die Bewegungen von Schmelze, Wasser und Dampf mit je einem eigenen Geschwindigkeitsfeld beschreibt. Ein Programm dieser Art ist das Rechenprogramm IVA3, dessen Entwicklung 1991 zu einem vorläufigen Abschluß gebracht wurde /1/, /2/, /3/. Als Beispiel einer typischen Anwendung wird hier eine (blinde) Vorausrechnung des FARO LWR Scoping Test 2 vorgestellt. Leider ist ein direkter Vergleich dieser Rechnung mit dem inzwischen durchgeführten Experiment nicht möglich, weil einige seiner Parameter stark von den ursprünglich als geplant angegebenen Werten abwichen. Insbesondere trat nur etwa ein Drittel der geplanten Schmelzemasse mit dem Wasser in Kontakt. Es ist jedoch vorgesehen, eine den tatsächlichen Parametern angepaßte Rechnung durchzuführen. Bei der Diskussion der Rechenergebnisse wird auch auf eines der ungelösten Probleme bei der theoretischen Analyse von Dampfexplosionen eingegangen, nämlich auf die Frage, wann Schmelze und Wasser so miteinander vorvermischt sind, daß sie effektiv in eine große kohärente Dampfexplosion einbezogen werden können.

Vorausrechnung des FARO LWR Scoping Test 2

Der FARO LWR Scoping Test 2 (ST2) ist das erste einer Serie von Experimenten in der umgebauten FARO Anlage in Ispra, die sich mit Problemen bei schweren Unfällen in Leichtwasserreaktoren (LWR) befassen. Dabei soll hauptsächlich die Abkühlung von Kernschmelze im Wasser sowie die Wechselwirkung von Kernschmelze mit dem Boden des Druckbehälters bzw. ihn durchdringenden Komponenten (wie z. B. bei Siedewasserreaktoren und amerikanische Druckwasserreaktoren vorhanden) untersucht werden. Als Versuchsgefäß dient im wesentlichen der auf 100 bar Druck (bei 400°C) ausgelegte Druckbehälter TERMOS, in dem zuvor die Versuche zur Brennstoff-Natrium Reaktion durchgeführt worden waren. Da dieser Behälter einer Dampfexplosion nicht standhalten könnte, werden die Versuche bei einem Anfangsdruck von 50 bar gefahren, um eine Dampfexplosion nach Möglichkeit zu vermeiden. Aus diesem Grund sind die Kollegen in Ispra auch lebhaft an Vorausrechnungen interessiert. In dem hier zunächst angesprochenen Scoping Test 2 (der in Wirklichkeit der erste ist) wird der TERMOS Behälter mit einem größeren Covergasvolumen versehen, ist aber ansonsten während des Versuches vollkommen geschlossen (was Rechnungen vereinfacht). Die Schmelze, 50 kg eines simulierten Coriums ( $\text{UO}_2$  vermischt mit  $\approx 20\%$   $\text{ZrO}_2$ ), wird zunächst aus der FARO Schmelzanlage in einen Behälter im Oberteil des Versuchsgefäßes verbracht (fallen gelassen), der vollkommen geschlossen ist. Danach wird das Rohr zwischen Ofen und Versuchsgefäß abgeschiebert und sein unterer Teil über eine Bypassleitung mit der Atmosphäre im Versuchsgefäß ver-

bunden. Erst danach wird der Boden des Schmelzebehälters geöffnet, so daß die Schmelze in das Wasser fallen kann. Das Wasser steht 1 m hoch und befindet sich auf Sättigungstemperatur bei dem Anfangsdruck von 50 bar, d. h. 537 K. Die geometrische Anordnung und ihre Simulation in IVA3 zeigt die Abbildung 1. Eine Maßstäbliche Wiedergabe der Geometrie ist in Abbildung 1a zu sehen. In dieser Abbildung ist auch zu erkennen, wo sich die Schmelze (schwarze Fläche) und das Wasser (schraffiert) am Anfang befinden. Näheres zu dieser Art von Plot ist im nächsten Abschnitt zu finden. Die Abbildung 1b zeigt das Maschennetz, wobei zur besseren Auflösung die radiale Koordinate um den Faktor 4 größer gezeichnet ist.

Die Abbildung 2 zeigt die berechneten Druck-Zeit Verläufe für zwei Stellen: ganz unten in der innersten Zelle im Wasser und ganz oben im Dampfraum halbwegs zwischen Zentrum und äußerem Rand. Daß beide Drücke immer praktisch gleich sind, zeigt an, daß keinerlei heftige Prozesse stattfinden. Auf Grund der Aufheizung des Dampfes durch die fallende Schmelze steigt der Druck von Anfang an. Nach dem Kontakt der Schmelze mit Wasser (nach etwa 0.3 sec) steigt der Druck schneller an und erreicht ein Maximum von 76 bar. Daß der Druck danach schon wieder absinkt, obwohl natürlich weiterhin Wärme an das Wasser übertragen wird, zeigt, daß sich zunächst im Wasser eine gegenüber der Umgebung stärker erhitzte Zone ausbildet.

Daß bei dieser Rechnung keine Druckexkursionen (Dampfexplosionen) auftreten, sollte man nicht überbewerten. Dampfexplosionen, wie sie beobachtet worden sind, erfordern einen extrem schnellen Wärmeübergang, der mit den bisher in IVA3 beschriebenen Mechanismen möglicherweise nicht zu erreichen ist. Zum einen gehört dazu eine schnelle Feinfragmentation auf Grund von anderen Effekten als der Relativbewegung des umgebenden Mediums, etwa durch thermische Effekte. Diese Feinfragmentation muß die große Oberfläche schaffen, die eine Voraussetzung für schnellen Wärmeübergang ist. Zum anderen muß aber auch ein effektiver Wärmeübergangsmechanismus dazukommen. Welche Mechanismen hier in der Realität zum Tragen kommen, ist noch nicht ganz klar. Von den unter Filmsieden sowie bei Abwesenheit von Wasser wirksamen Mechanismen, Wärmeleitung durch Dampf und Strahlung, ist sicher die Strahlung der effektivere Mechanismus, wird aber in IVA3 nur modelliert, wenn auch flüssiges Wasser in der Zelle vorhanden ist. Ob Strahlung ausreicht, um Dampfexplosionen zu erklären läßt sich erst feststellen, wenn man Rechnungen unter Einschluß von Wärmeübertragung an Dampf durch Strahlung mit Experimenten vergleicht, in denen Dampfexplosionen aufgetreten sind. Daneben könnte in Situationen, in denen auch noch flüssiges Wasser vorhanden ist, Wärmeleitung direkt in das Wasser eine Rolle spielen. In vielen Fällen liegt man zwar weit über der Temperaturgrenze oberhalb derer Filmsieden auftritt, also ein Direktkontakt der Schmelze mit Wasser scheinbar ausgeschlossen werden kann. Man weiß aber, daß Filmsieden anfällig ist gegen mechanische Störungen. Eine beginnende Dampfexplosion könnte so autokatalytisch zu einer weiteren Verstärkung des Wärmeüberganges führen. Aber dafür gibt es bisher kein Modell in IVA3.

Die beste Vorstellung von den Vorgängen bei dem Experiment (wie das Programm sie vorhersagt) erhält man aus Darstellungen der Verteilung der Volumenfraktio-

nen der drei Felder Gas, Wasser und Schmelze in den einzelnen Maschen. Solche Darstellungen sind in der Abbildung 3 gezeigt (den Anfangszustand  $t = 0$ . zeigt die Abbildung 1a). Diese Plots wurden mit Hilfe des neuen Plotprogramms PLIVA/B /4/ 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 und das Wasser sowie die freie Fläche und das Gas. Immer ist zuunterst die Schmelze dargestellt, 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 ganze Zelle aus. Man sollte auch beachten, daß das Verhältnis von Volumen der Zelle zu ihrem (hier gezeigten) Querschnitt (die Tiefe der Zelle) mit dem Radius zunimmt. Eine bestimmte Fläche symbolisiert also weiter außen eine größere Masse als weiter innen. Dies führt dazu, daß für das Auge die Schmelzmasse kleiner wird, wenn sie sich radial nach außen bewegt.

Der besseren Auflösung wegen sind in Abbildung 3 nur die untersten 13 Reihen von Zellen dargestellt. Das Wasser füllt anfänglich die untersten 10 Reihen von Zellen aus. (Die bei solchen Rechnungen immer anzunehmende Voidfraktion im Wasser beträgt nur 0.5 % und ist daher nicht zu erkennen.) Daß die waagerechten Zellgrenzen zum Teil als durchgezogene Linien in Erscheinung treten, liegt daran, daß sich geringe Volumenanteile von Schmelze in den darüberliegenden Zellen befinden. Die Ursache dafür dürfte vor allem numerische Diffusion sein. Wenn diese waagerechten Linien wie z. B. zwischen 0.68 sec und 0.89 sec wieder dünner werden, bedeutet dies, daß die geringen Schmelzemengen durch die Bewegung des Wassers weiter nach außen und oben transportiert worden sind.

Der erste Kontakt der Schmelze mit dem Wasser erfolgt zwischen 0.27 sec und 0.36 sec. Danach bohrt sich der Strahl wie die Abbildungen zu den Zeiten 0.38 sec und 0.68 sec zeigen ohne aufgefächert zu werden durch das Wasser und umgibt sich dabei mit einem dicken Dampfraum, in dem sich nur wenig flüssiges Wasser (in Form von Tröpfchen) befindet. Im weiteren Verlauf sammelt sich die Schmelze am Boden des Versuchsgefäßes und beginnt dort nach außen zu schwappen. Dabei führt die heftige Verdampfung dazu, daß das flüssige Wasser nach oben geworfen wird und dadurch auch wieder mit den nacheilenden Teilen des Schmelzestrahls in Kontakt kommt. In den Zellen am Boden befinden sich aber praktisch nur Schmelze und Dampf. Anders als die Abbildung 3 möglicherweise suggeriert, wird die Schmelze auch dort weiterhin als Tröpfchenströmung simuliert. Eine Strömungsform, in der Schmelze und Gas innerhalb einer Masche separiert sind und die Schmelze sich unten absetzt, ist in IVA3 nicht vorgesehen.

Die Abbildung 4 zeigt oben die totale Schmelzmasse (daß diese zunächst um etwa 13 % abnimmt, liegt an nicht optimaler Massenerhaltung in dem Programm), darunter die Schmelzmasse, die sich unter 1 m Höhe befindet und ganz unten den erstarrten (aber noch auf Schmelztemperatur befindlichen) Anteil der Schmelze in den untersten Maschen. Gegen Ende der Rechnung befindet sich der größte Teil der Schmelze (alle Schmelze in den innersten und untersten Zellen) im Übergang vom flüssigen in den festen Zustand. Nur die kleinen Schmelzemengen in den übrigen Zellen sind bereits früher erstarrt. Zu diesem Zeitpunkt hat also der

größte Teil der Schmelze gerade Schmelztemperatur und etwa die Hälfte davon hat die Schmelzwärme bereits abgegeben. Daher befindet sich insgesamt noch mehr als die Hälfte des anfänglichen Wärmeüberschusses in der Schmelze. (Die Temperatur des flüssigen Wassers ist nur um wenige Grad Kelvin angestiegen.) Von der Wärmebilanz her wäre also auch gegen Ende des von der Rechnung abgedeckten Zeitraumes eine Dampfexplosion immer noch möglich.

Als eine weitere Voraussetzung für Dampfexplosionen gilt die Vorvermischung von Schmelze und Wasser. Implizit denkt man dabei an einen relativ langsamen (weil nur durch Gravitation getriebenen) Prozess, durch den die ursprünglich vollkommen vom Wasser getrennte Schmelze grob so mit diesem vermischt wird, daß in diesem Gemisch eine effektive Dampfexplosion getriggert werden kann. Dabei gibt es zwei Probleme: Zum einen ist nicht genau bekannt, welches Kriterium eine solche Vorvermischung kennzeichnet, zum anderen ist fraglich, ob wirklich nur die zu einem bestimmten Zeitpunkt vermischten Massen effektiv an einer Dampfexplosion teilnehmen können, oder ob auch noch während einer sich entwickelnden Dampfexplosion weitere Anteile von Schmelze und Wasser (nun schnell auf Grund von hohen Druckdifferenzen) miteinander vermischt werden können. Ein anschauliches Beispiel für einen solchen Vorgang liefert die hier vorliegende Rechnung. Allerdings läuft er hier (in Abwesenheit einer Dampfexplosion) langsam ab.

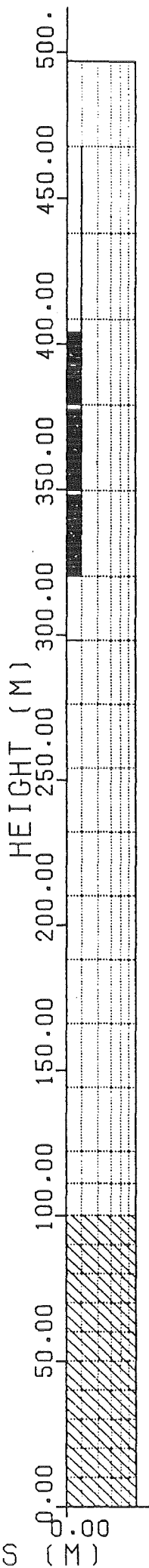
Die Abbildung 5 zeigt das Ergebnis der Rechnung für zwei (und zwar momentane und lokale) Kriterien für Vorvermischung. Das Kriterium von Theophanous verlangt, daß das von der Schmelze nicht belegte Volumen der Zelle wenigstens zur Hälfte mit Wasser gefüllt sein muß. Dann wird die gesamte Schmelzemasse in dieser Zelle als vorvermischt betrachtet. Nach den Strömungsform-Kriterien in IVA3 ist dies praktisch der Teil der Schmelze, der in Blasen eingeschlossen ist. Das Kriterium von Kolev gibt an, wieviel Schmelze von flüssigem Wasser umspült würde, wenn man sich in jeder Zelle Schmelze und Wasser der Gravitation folgend nach unten absetzen ließe und die Schmelze dabei die Form der dichtesten Kugelpackung annähme. Dieses ist natürlich das konservativere Kriterium. Insgesamt sind aber auch nach ihm maximal nur etwa 15 kg Schmelze als vermischt anzusehen und gegen Ende der Rechnung ist der Wert nur noch halb so hoch. Das Maximum tritt gegen 0.9 sec auf, wohl weil sich zu diesem Zeitpunkt schon eine größere Schmelzemasse in den untersten Zellen angesammelt hat und trotzdem noch etwas Wasser in diesen Zellen zu finden ist. Zu Zeiten nach einer Sekunde ist das flüssige Wasser aus den untersten Zellen praktisch verschwunden. Trotzdem verbleibt nach dem Kolev-Kriterium ein relativ hoher Anteil von vermischter Masse. Dies ist darauf zurückzuführen, daß das heftig nach oben geworfene Wasser wieder in den Bereich eindringt, den der Strahl vorher leergeäumt hat. (Dort befinden sich also Schmelze- und Wassertröpfchen.) In ähnlicher Weise könnte man sich vorstellen, daß eine beginnende Dampfexplosion Schmelzestrahlen, die lokal von Wasser separiert sind, wieder mit flüssigem Wasser in Kontakt und damit sehr schnell in einen der Vorvermischung ähnlichen Zustand bringt. Wenn man z. B. die Situation bei  $t = 0.68$  sec betrachtet, könnte man sich vorstellen, daß eine kohärente Reaktion der auch nach dem Theophanous- (oder Blasensieden-) Kriterium vorvermischten etwa 3 kg Schmelze zu einer schnellen



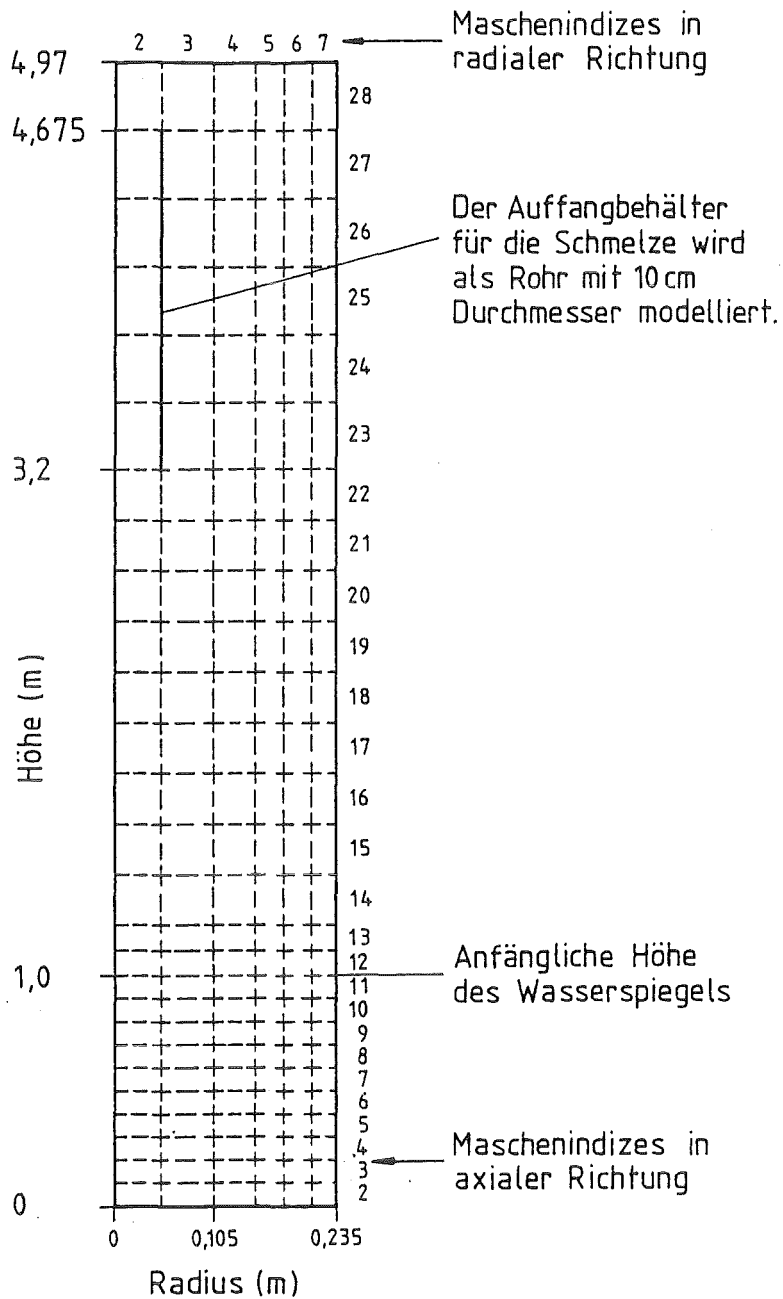
Vermischung der Schmelze in den innersten Zellen führt, so daß auch diese an der Dampfexplosion teilnehmen. Nimmt man nun z. B. nur an, daß die Schmelze in den Zellen (2,3) bis (2,14) (hier erster Index radial, zweiter Index axial, zur Nummerierung siehe Abbildung 1b) auf diese Weise einbezogen wird, sind es weitere fast 20 kg Schmelze, die sich an der Dampfexplosion beteiligen können. Sollte sich diese Vermutung bestätigen, wären lokale Kriterien für Vorvermischung untauglich und müßten durch globale Kriterien ersetzt werden. Was hier richtig ist, können letztendlich nur Experimente zeigen, in denen Explosionen zu unterschiedlichen Zeiten getriggert werden und die jeweilige Energieausbeute gemessen wird.

## 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/ G. Arnecke: unveröffentlichter Bericht Okt. 1991



a)



b)

**Abbildung 1** Modellgeometrie für Experiment FARO LWR ST 2  
 a) Maßstäbliche Darstellung mit anfänglicher Verteilung von Schmelze (schwarz) und Wasser (schraffiert)  
 b) Schematische Darstellung der Mascheneinteilung, radiale Richtung um Faktor vier vergrößert.

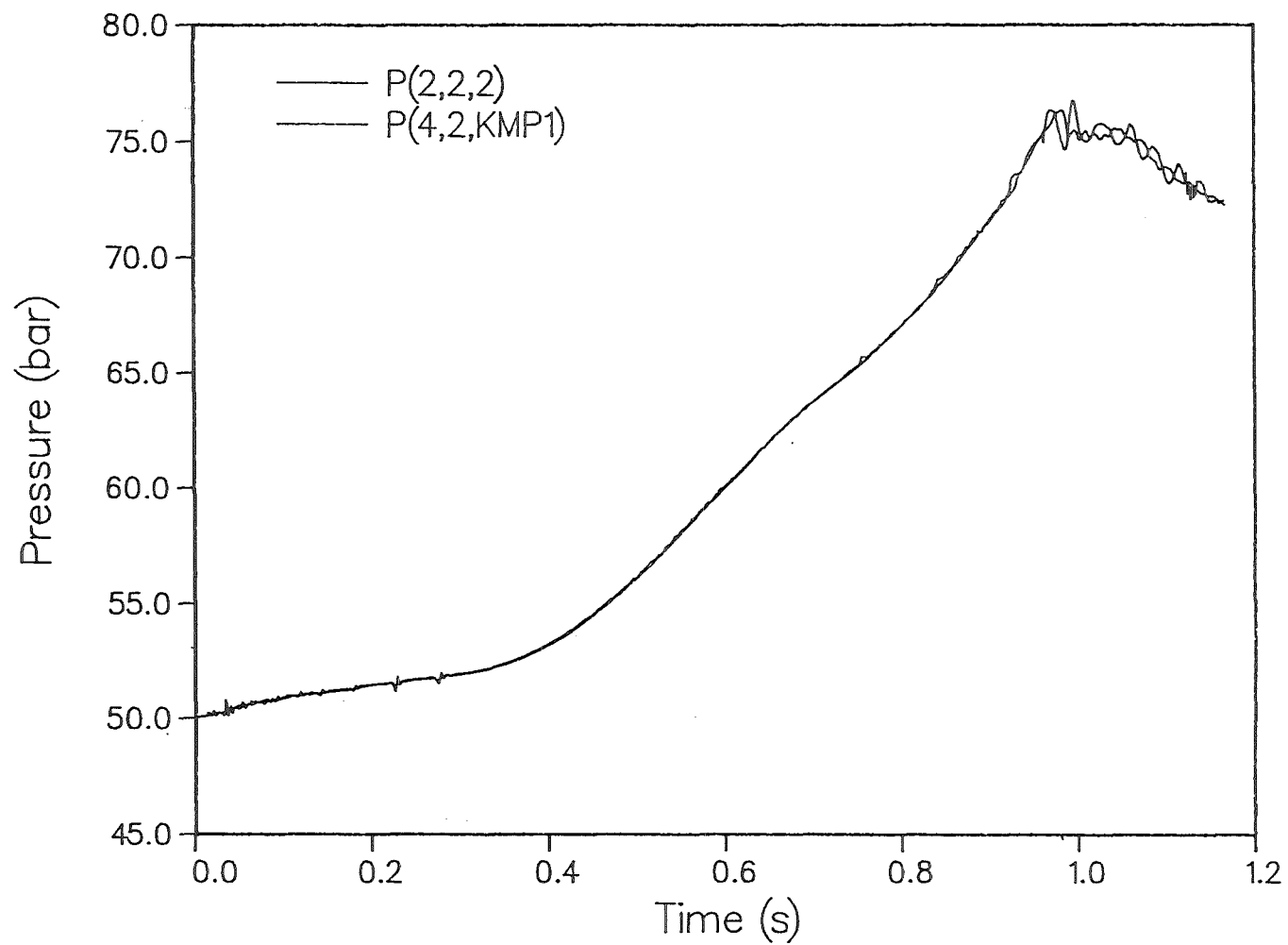


Abbildung 2: Druck-Zeit-Verlauf im FARO LWR Scoping Test 2 nach Vorausrechnung

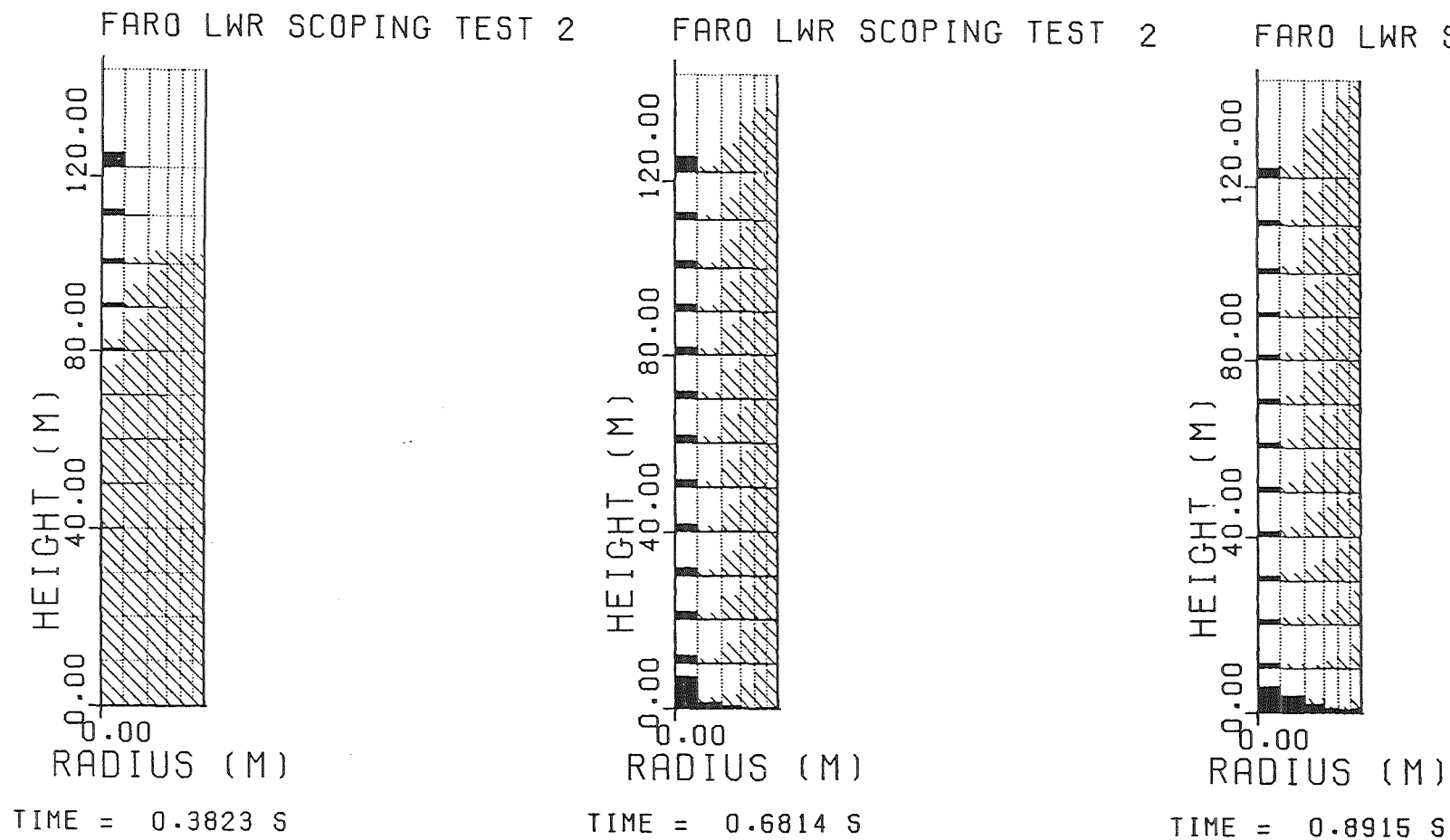
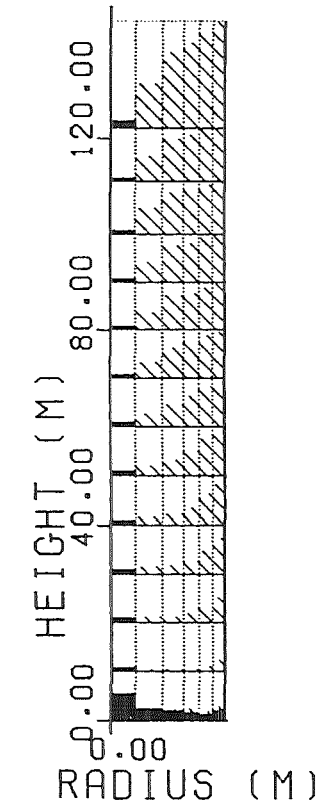


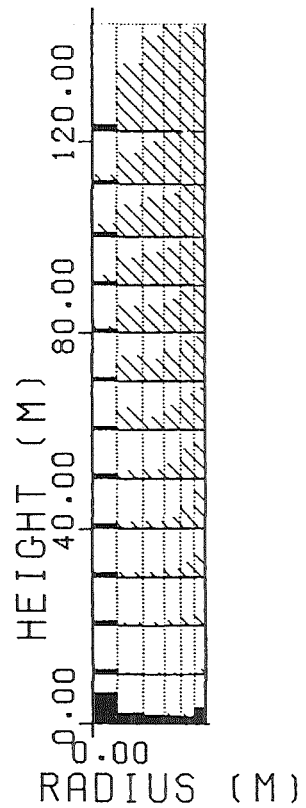
Abbildung 3a: Verteilung der Volumenfraktionen im FARO LWR Scoping Test 2 nach Vorausrechnung

FARO LWR SCOPING TEST



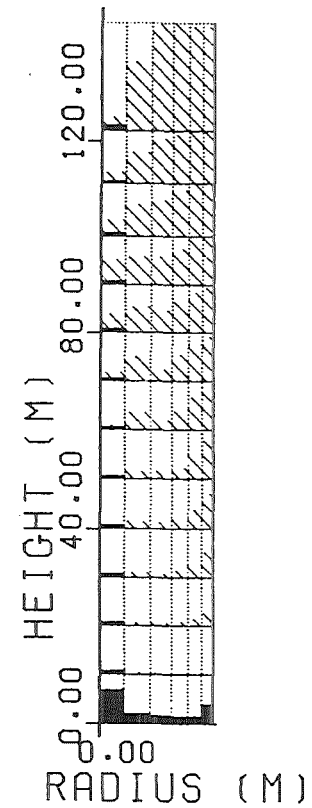
TIME = 0.9770 S

FARO LWR SCOPING TEST



TIME = 1.0248 S

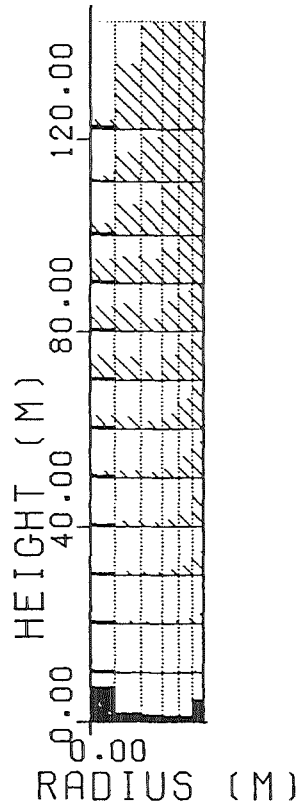
FARO LWR SCOPING TEST



TIME = 1.0579 S

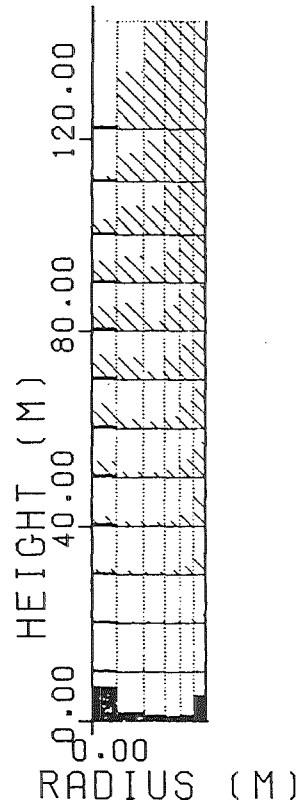
Abbildung 3b: Verteilung der Volumenfraktionen im FARO LWR Scoping Test 2 nach Voraussrechnung

FARO LWR SCOPING TEST 2



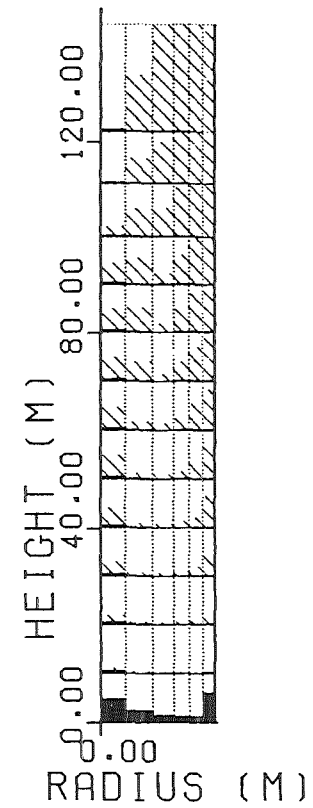
TIME = 1.0903 S

FARO LWR SCOPING TEST 2



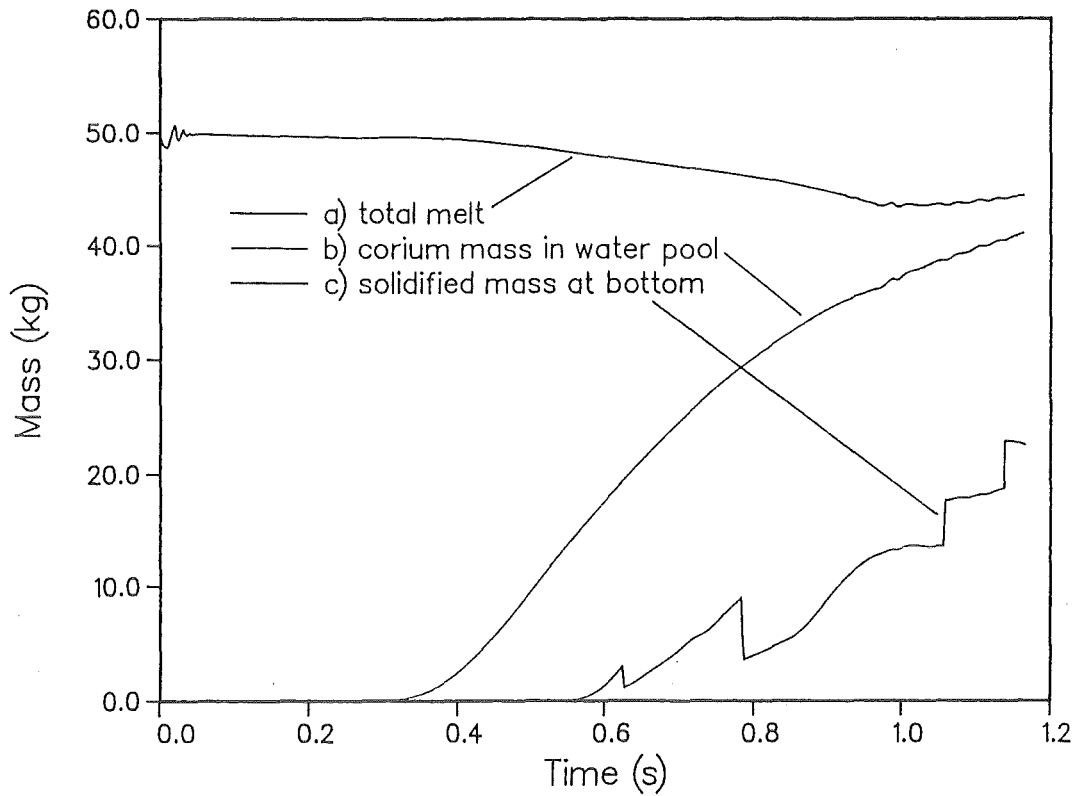
TIME = 1.1258 S

FARO LWR SCOPING TEST

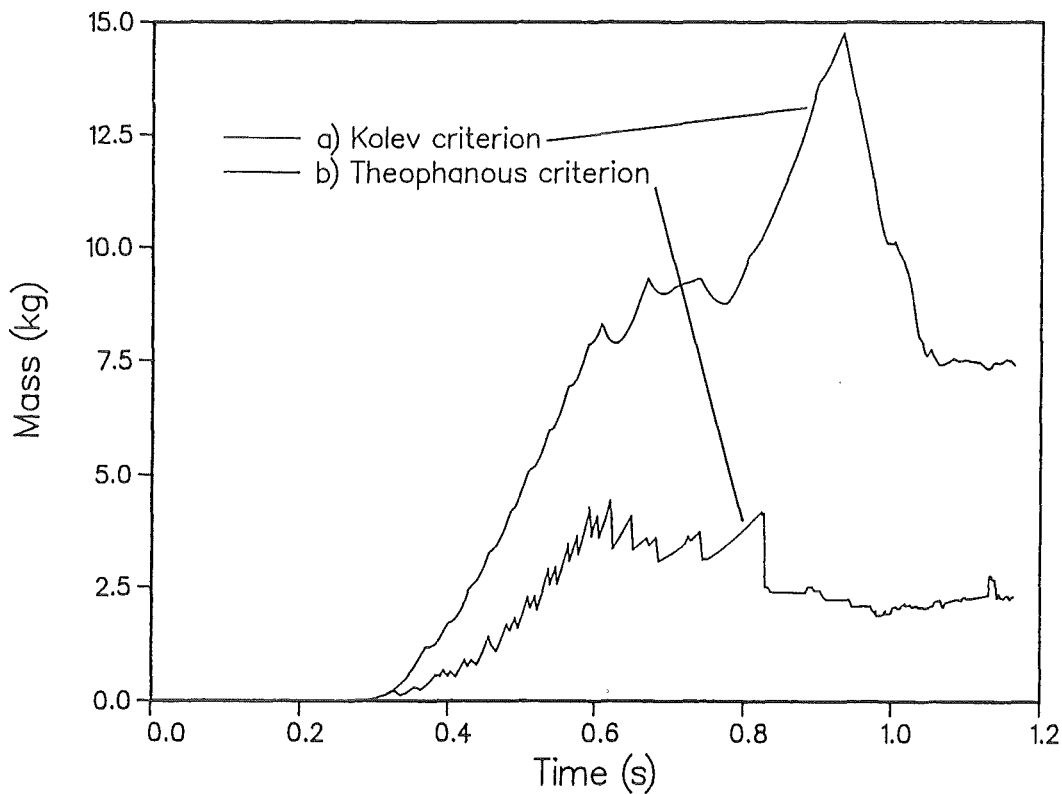


TIME = 1.1664 S

Abbildung 3c: Verteilung der Volumenfraktionen im FARO LWR Scoping Test 2 nach Vorausrechnung



**Abbildung 4:** Schmelzmassen im FARO LWR Scoping Test 2  
laut Vorausrechnung  
a) total, b) im Wasser, c) erstarrt am Boden



**Abbildung 5:** Vorvermischte Schmelzmassen im FARO LWR Scoping Test 2  
laut Vorausrechnung  
2 Kriterien: a) Kolev, b) Theophanous

## 18.06.02 Langfristig kühlbare Kernschmelz-Konfigurationen

18.06.02/01A Long Term Coolability of a Core Melt  
PSF ON1M (H. Alsmeyer, H. Schneider, W. Tromm, IATF)

One of the problems which must be solved in severe accidents is the melt concrete interaction which occurs when the core debris penetrates the lower vessel head and contacts the basement. To prevent these consequences a core catcher concept is considered to be integrated into a new PWR design, proposed by Kernforschungszentrum Karlsruhe and University of Karlsruhe based on the standard German PWR. The core catcher achieves coolability by spreading and fragmentation of the ex-vessel core melt based on the process of water inlet from the bottom through the melt.

In order to identify the dominant processes of flooding the melt from the bottom experiments in laboratory scale have been carried out, representing a section of the core catcher: A cylindrical vessel of 25 cm inner diameter is filled with 38 kg thermite powder. The bottom of the vessel consists of a steelplate with 13 holes and is covered with a concrete layer in which 13 plastic plugs are inserted. The water layer below the plate is connected with a water supply tank in some 5 m height via a flowmeter. After ignition of the thermite the concrete layer is eroded until melting of the plugs allows the water to penetrate into the melt. The steam/water release causes the major part of the melt to fragmentate and direct water contact leads to early freezing of the melt. The measured water supply rate of 100 ml/s exceeds the rate necessary to remove the decay heat by more than an order of magnitude, so that long term coolability is assured. These experiments show that flooding and early coolability of the melt by water addition from the bottom were achieved.

To get more detailed information on the very important process of water penetration into the melt, a simulant experiment has been conducted using a transparent plastic melt with the typical viscosity behaviour of an oxidic corium melt and a temperature allowing evaporation of water. Water is supplied to the melt by a single tube water inlet from the bottom. Water supply pressure and initial temperature of the melt can be varied. Pressure history, water flow rate and temperature history in the melt are registered together with a photographic observation. The results obtained so far may be summarized as follows: In every experiment the melt is flooded in about 10 seconds. In dependence on the viscosity a complete freezing of the melt in form of a porous layer occurs between 10 seconds and some 3 minutes. A high temperature of the melt and a therefore low viscosity increases the fragmentation velocity.



18.06.02/01A Langfristige Kühlbarkeit einer Kernschmelze  
PSF ON1M (H. Alsmeyer, H. Schneider, W. Tromm, IATF)

Eines der Probleme, die bei schweren Kernschmelzunfällen gelöst werden müssen, ist die Schmelze-Beton-Wechselwirkung, die auftritt, wenn die Kernschmelze den Reaktordruckbehälter verläßt und sich auf das Betonfundament ergießt. Es wurde dazu eine Kernfängerkonstruktion entwickelt, die in das neue Containment-Konzept der Universität (TU) Karlsruhe und des Kernforschungszentrums Karlsruhe integriert werden kann /1/.

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. Dabei wird das im Kernschmelzenunfall vorhandene Sumpfwasser genutzt, um die Kernschmelze passiv zu kühlen und langfristig zu fluten /2/.

#### Experimente mit Thermitschmelzen

Um den Nachweis der Funktionsfähigkeit der Kernkühlungseinrichtung erbringen zu können und das Prinzip der Schmelzen-Fragmentierung und -Kühlung durch Wasserzutritt von unten anhand prototypischer Schmelzen zu prüfen, wurden in dem Berichtszeitraum die Experimente mit Thermitschmelzen fortgesetzt. Der 1-dimensionale Versuchsaufbau entspricht einem Ausschnitt der Kernfängerkonstruktion, allerdings ist eine Simulation der Nachzerfallswärme nicht möglich.

Der Versuchsaufbau (s. Abb. 1) besteht aus einem Behälter mit einer seitlichen Magnesitalisation und einer gelochten Bodenplatte, die mit einer 5 cm hohen Betonschicht abgedeckt ist. Der Innendurchmesser des Behälters beträgt 25 cm. Von den 13 Löchern in der Bodenplatte ragen Kunststoffhülsen soweit in die Betonschicht, daß sie noch mit 0,5 bzw. 1 cm Beton überdeckt sind. Unterhalb der Bodenplatte schließt sich ein Wasserbehälter an, der über einen Volumenzähler mit einem Wasservorratsbehälter in ca. 5 m Höhe verbunden ist.

Zur Erzeugung einer heißen simulierten Kernschmelze wird in dem Versuchsaufbau eine Mischung aus ca. 38 kg Thermitpulver mit einem 35 % CaO-Anteil gezündet, wodurch innerhalb von 20 s eine Schmelze hoher Temperatur (ca. 2200 K) und niedriger Viskosität entsteht, die 16 kg Eisen und 22 kg Oxid enthält. Ca. 1 min. nach Zündung hat die Schmelze die Betonschicht soweit erodiert, daß die Stopfen aufschmelzen und den Wasserzutritt freigeben. Damit dringt Wasser von unten in die Schmelze ein, wobei die schnelle Verdampfung die Schmelze auf-

schäumt und zu fluten beginnt. Dieser zunächst heftige Prozeß von Wasserzutritt, Wasserverdampfung und gleichzeitiger Fragmentierung der Schmelze führt bereits ca. 3 min nach der Thermitzündung zur Erstarrung der Schmelze und zur permanenten Flutung und Wasserüberdeckung. Während des Versuchs wurde über den Volumenzähler eine Durchflußrate von ca. 100 ml/s ermittelt, die auch durch Druckverlustmessungen nach dem Versuch bestätigt wurde. Dieser Volumenstrom liegt um mehr als eine Größenordnung über der für die Nachwärmeabfuhr notwendigen Flutrate.

Das schnelle Abschrecken und Kühlen der Schmelze, begleitet von intensiver Verdampfung, zeigt, daß der Prozeß der Wärmeabfuhr durch direkten Wasserkontakt mit gleichzeitiger Fragmentierung der Schmelze sehr effektiv ist. Nachuntersuchungen von herausgeworfener Schmelze in der Umgebung des Behälters ergeben Partikel von 5 mm Ø und größer. Eine Dampfexplosion trat somit nicht auf, obwohl kleinere Dampfexplosionen mit geringen Massen nicht gänzlich ausgeschlossen werden können. Da jedoch der Wasserzutritt durch die Stopfen begrenzt ist, wird der Core-Catcher durch die zu erwartende mechanische Energiefreisetzung nicht gefährdet.

Nachuntersuchungen der erstarrten Schmelze und der Bodenplatte zeigen, daß die durch die Thermitreaktion entstandene, über dem Beton liegende Metallschicht eine Höhe von 4 cm einnimmt, wobei sich über den Stopfen offene Kanäle und dazwischen kleinere Hohlräume befinden. In keinen der Stopfen drang Schmelze ein. Das erstarrte Oxid bildet eine stark poröse Schicht aus, wobei in dem unteren Teil die Porosität fein verteilt ist und der obere Teil stark fragmentiert ist mit Hohlräumen von mehreren Zentimetern. Der Hohlraumanteil beträgt ungefähr 50 %.

Die Ergebnisse dieser prototypischen Experimente können wie folgt zusammengefaßt werden: Eine schnelle Kühlung und Fluten der Schmelze durch Wasserzutritt von unten konnten gezeigt werden. Die Oxid- und Metallschmelze erstarrt als poröse und durchlässige Schicht, so daß innerhalb weniger Minuten eine kontinuierliche Durchflußrate einsetzt.

Die als wichtig erkannten Parameter Wasservordruck, Lochgeometrie, Temperatur und Zähigkeit der Schmelze sowie die Schmelzschichthöhe sollen in weiteren Experimenten untersucht werden.

Um auch die Simulation der Nachzerfallswärme mit prototypischen Thermit-schmelzen zu ermöglichen, ist geplant, die BETA-Anlage bis Ende '92 umzubauen. Statt der existierenden Vertikalspule wird eine Horizontalspule zum Einsatz kommen, um die Versuche zu dem Konzept der Kernfängerkonstruktion durchführen zu können. Vorversuche im Maßstab 1/3 zur Beheizung von Stahlschmel-

zen durch eine darunterliegende Horizontalspule wurden bei AEG-Elotherm durchgeführt und konnten die prinzipielle Machbarkeit einer solchen Anlage zeigen. Ausgehend von den Erkenntnissen aus diesen Vorversuchen wird zur Zeit die detaillierte Planung des Versuchsaufbaus durchgeführt.

#### Laborexperimente mit Kunststoffschmelzen

Die Fragmentation einer Schmelze durch Fluten von unten ist getrieben durch den gekoppelten Prozeß von Wasserzutritt, Verdampfung, Fragmentierung und damit Bildung neuer Oberflächen, die wiederum auf den Verdampfungsprozeß rückwirken. Um die physikalischen Phänomene bei diesem Prozeß sichtbar zu machen, wurden Laborexperimente in kleinem Maßstab mit Kunststoffschmelzen durchgeführt. Die ausgewählte Kunststoffschmelze besitzt ein ähnliches amorphes Erstarrungs- und Viskositätsverhalten wie der oxidische Anteil der Kernschmelze. Aufgrund der Versuchstemperatur der Kunststoffschmelze von etwa 250 °C kann während der Erstarrung der Schmelze Verdampfung des Wassers auftreten.

Der experimentelle Aufbau (s. Abb. 2) besteht aus einem rechteckigen Versuchsbehälter von 10x4 cm mit einer Höhe von 20 cm, der die heiße Kunststoffschmelze aufnimmt. Ein Wasserbehälter unterhalb der Bodenplatte ist über einen Wasserzähler mit einem Flutwasserreservoir in einer bestimmten Höhe verbunden. Ein Glasstopfen von 40 mm Höhe und 10 mm Innendurchmesser wird in die Bodenplatte eingebracht, so daß das obere Ende in die Schmelze hineinragt. Er stellt somit einen der aufschmelzenden Stopfen der Kernfängerkonstruktion dar. Bei Versuchsbeginn wird durch Abschlagen der Kuppe des Stopfens das spontane Fluten der Schmelze zu einem bestimmten Zeitpunkt ermöglicht.

Durch Verwendung einer transparenten Kunststoffschmelze und durch 2 Glasscheiben in den Behälterwänden kann der Fragmentationsablauf sichtbar gemacht und photographisch festgehalten werden. Zur Versuchserfassung werden Temperatur-, Druck- und Volumenstromverläufe aufgezeichnet. Zur Erstellung von Bildmaterial wurden 3 Kameras verwendet, eine Hochgeschwindigkeitskamera mit einer Bildfrequenz von 100 Bildern/sec., eine Videokamera und eine Kleinbildkamera mit automatischem Filmtransport von 3 Bildern/sec. Bei der Durchführung der Experimente wurden 3 Parameter, der Flutwasservordruck, die Temperatur und damit die Viskosität der Schmelze und die Schmelzbadhöhe variiert.

Im folgenden ist die Beschreibung der beobachteten Phänomene anhand zweier Versuche exemplarisch aufgeführt. Diese beiden Versuche sind als 2 typische Versuchsabläufe anzusehen. Unter dem Begriff "Blasenbildung" soll nachfolgend der

Prozeß des Eindringens von Dampf und Wasser in die Schmelze mit der damit gekoppelten Ausbildung von Leervolumen in der Schmelze verstanden werden.

#### 1. Versuch (V36):

Die Temperatur der Schmelze betrug zu Beginn 220 °C, entsprechend einer Viskosität von 6,0 Pa·s, der Vordruck des Flutwassers wurde auf 50 mbar eingestellt. Zu Beginn des Versuchs durchdringt eine 1,5 cm hohe Luft-Dampf Kuppe innerhalb von 1 Sekunde die Schmelzbadhöhe von 4,5 cm. Anschließend bildet sich ein senkrechter Hauptkanal aus. Seine Geometrie ist stabil und weist einen mittleren Durchmesser von 2,5 cm auf. Erste Blasenbildung setzt nach 6 sec. in mittlerer Höhe an der Kanalwand ein. 1,5 bis 3 min nach Versuchsbeginn findet weitere Blasenbildung vom Einlaufrohr aus statt. Zu Versuchsende, nach ca. 6 min, befinden sich rechts und links vom Kanal einzelne Blasen in der erstarrten Schmelze, es haben sich jedoch keine zusätzlichen Kanäle ausgebildet.

#### 2. Versuch (V49):

Die Temperatur der Schmelze betrug 265 °C bei Versuchsbeginn, entsprechend einer Viskosität von 0,1 Pas, der Vordruck des Wassers wurde wiederum auf 50 mbar eingestellt.

Nach Öffnen des Einlaufrohres bildet sich zunächst ein schmaler Einzelkanal aus. Dieser Kanal durchbricht die Schmelze in einer Höhe von 5,7 cm nach 0,8 sec. Zeitgleich zur Kanalbildung setzt Blasenbildung ein, wobei sich sehr viele Dampfblasen ausbilden, die aber nicht sehr groß sind. Sie entstehen an dem Glasrohrende. Durch die rasche Entwicklung der Dampfblasen bildet sich eine trichterförmige Fragmentationszone aus, deren Spitze sich am Eintrittsrohr befindet. 15 Sekunden nach Versuchsbeginn befinden sich die Ränder dieser Zone 1,8 cm oberhalb der unteren Gefäßecken, nach einer weiteren Minute ist die Fragmentation bis in die Ecken fortgeschritten und die Schmelze ist vollständig zerteilt.

An den erstarrten Schmelzen wurden nach dem Versuch Druckverlustmessungen durchgeführt, um die Porosität der Schmelze zu beschreiben.

Als Referenzwert wurde der Druckverlust der Versuchsanlage mit dem leeren Versuchsbehälter ermittelt. Die Druckverluste der Versuchsanlage mit der erstarrten Schmelze dieser beiden beschriebenen Versuche sind als Ausgleichskurven der einzelnen Druckverlustmessungen aus Abb. 3 und 4 ersichtlich.

Aus Abb. 3 läßt sich erkennen, daß die Kurven der Versuche V 35 und V 36 einen annähernd gleichen Verlauf aufweisen wie die Bezugskurve. Dieser Verlauf ist auf die ausgebildete Kanalgeometrie in der Schmelze zurückzuführen, die keinen wesentlichen zusätzlichen Widerstand für das Fluid darstellt. Offenbar hat der bei

Versuch V 35 gegenüber V 36 noch höhere Vordruck des Flutwassers auf die Kanalausbildung und damit auf den Druckverlust keinen Einfluß.

In Abb. 4 haben beide Kurven einen linearen Verlauf, wie er von porösen Schüttungen bekannt ist. Die geringe Anfangsviskosität führt sowohl bei hohen als auch bei niedrigen Flutwasservordrücken zu einer vollständigen porösen Erstarrung.

Bei der Temperaturmessung in dem Schmelzenbehälter lassen sich 3 unterschiedliche Temperaturverläufe bei den Versuchen unterscheiden: Der 1. Typus zeigt einen steilen, exponentiellen Abfall der Temperatur, der dadurch bedingt ist, daß sich das Thermoelement in einem stabilen Wasserkanal mit kontinuierlichem Kühlmittelstrom befindet. Ein horizontaler Temperaturverlauf hingegen zeigt, daß das Thermoelement während der Meßzeit von 30 Sekunden keinen Kontakt mit Flutwasser oder Dampfblasen hat. Bedingt durch eine zähe Schmelze niedriger Temperatur dauert der Prozeß der Fragmentierung länger als die Meßzeit, wodurch am Randbereich positionierte Thermoelemente keinen Wasserkontakt während der Meßzeit haben. Der 3. Typus besitzt einen unregelmäßig abfallenden Temperaturverlauf, der daraufhin deutet, daß sich am Meßpunkt kein stabiler Kühlmittelstrom eingestellt hat, da entstehende Blasen und Kanäle noch nicht erstarrt sind.

Bei allen Versuchen wurden keine größeren Druckstöße in dem unteren Wasserbehälter infolge der Wechselwirkung zwischen Wasser und Schmelze gemessen. Trotz der geringen Masse der Schmelze von 300 g und der kleinen Temperaturdifferenz zwischen der Erstarrungstemperatur der Schmelze und der Verdampfungstemperatur des Wassers steht aber eine thermische Energie zur Verfügung, die ca. 30 g Wasser verdampft und damit auch eine ausreichende mechanische Expansionsarbeit bereitstellt. Für einen sprunghaften Druckanstieg ist aber eine schnelle Energieumwandlung von gespeicherter Wärme in mechanische Arbeit notwendig. Dies wird behindert durch die sehr geringe Wärmeleitfähigkeit der Kunststoffschmelze von 0,2 W/mK.

Folgende Beobachtungen und Zusammenhänge lassen sich damit aus den durchgeführten Versuchen erkennen:

- Bei allen Versuchen erfolgt durch Wasserzutritt von unten eine Fragmentation der Schmelze mit gleichzeitigem Fluten.
- Die Fragmentierung erfolgt durch Kanal- und/oder Blasenausbildung in der Schmelze durch das verdampfende Wasser.
- Die Schmelze wird in weniger als 10 Sekunden geflutet.
- Der Zustrom in dem Stopfenquerschnitt reicht aus, um ein Eindringen der Schmelze in den Stopfen in jedem Fall zu verhindern.

- Auch bei einem Vordruck des Wassers, der gleich dem anstehenden Druck der Schmelze ist, wird die Schmelze fragmentiert und geflutet.
- In Abhängigkeit von der Viskosität der Schmelze erstarrt die Schmelze als poröse, wasserdurchlässige Schicht innerhalb von 10 Sekunden bis maximal 3 Minuten, wobei eine hohe Temperatur der Schmelze und damit niedrige Viskosität die Fragmentationsgeschwindigkeit erhöht.

Des Weiteren besteht ein Zusammenhang zwischen der Viskosität der Schmelze und der beobachteten Erstarrungsgeometrie: Bei allen Versuchen mit hoher Zähigkeit der Schmelze und hohen bis mittleren Flutwasserdrücken findet zu Versuchsbeginn die Ausbildung eines Einzelkanals statt (s. 1. Versuch). Der ausgebildete Kanal ist über den gesamten Versuchszeitraum bis zur Erstarrung der Schmelze stabil. Blasenbildung ist nur in geringem Maß zu beobachten. Eine niedrige Viskosität führt dagegen zu starker Blasenbildung, wobei durch ständige Neubildung und Wachstum der Blasen eine stark poröse Erstarrungsgeometrie in der Schmelze entsteht (s. Versuch 2). Ein weiterer Zusammenhang besteht zwischen dem Wasservordruck und der Fragmentationsgeschwindigkeit. Ein hoher Flutwasservordruck führt dabei zu einer schnelleren Fragmentierung.

Als Ergebnis dieser Versuche läßt sich herausstellen, daß das angewendete Verfahren des Wasserzutritts von unten zur Fragmentierung einer Schmelze sehr wirkungsvoll ist.

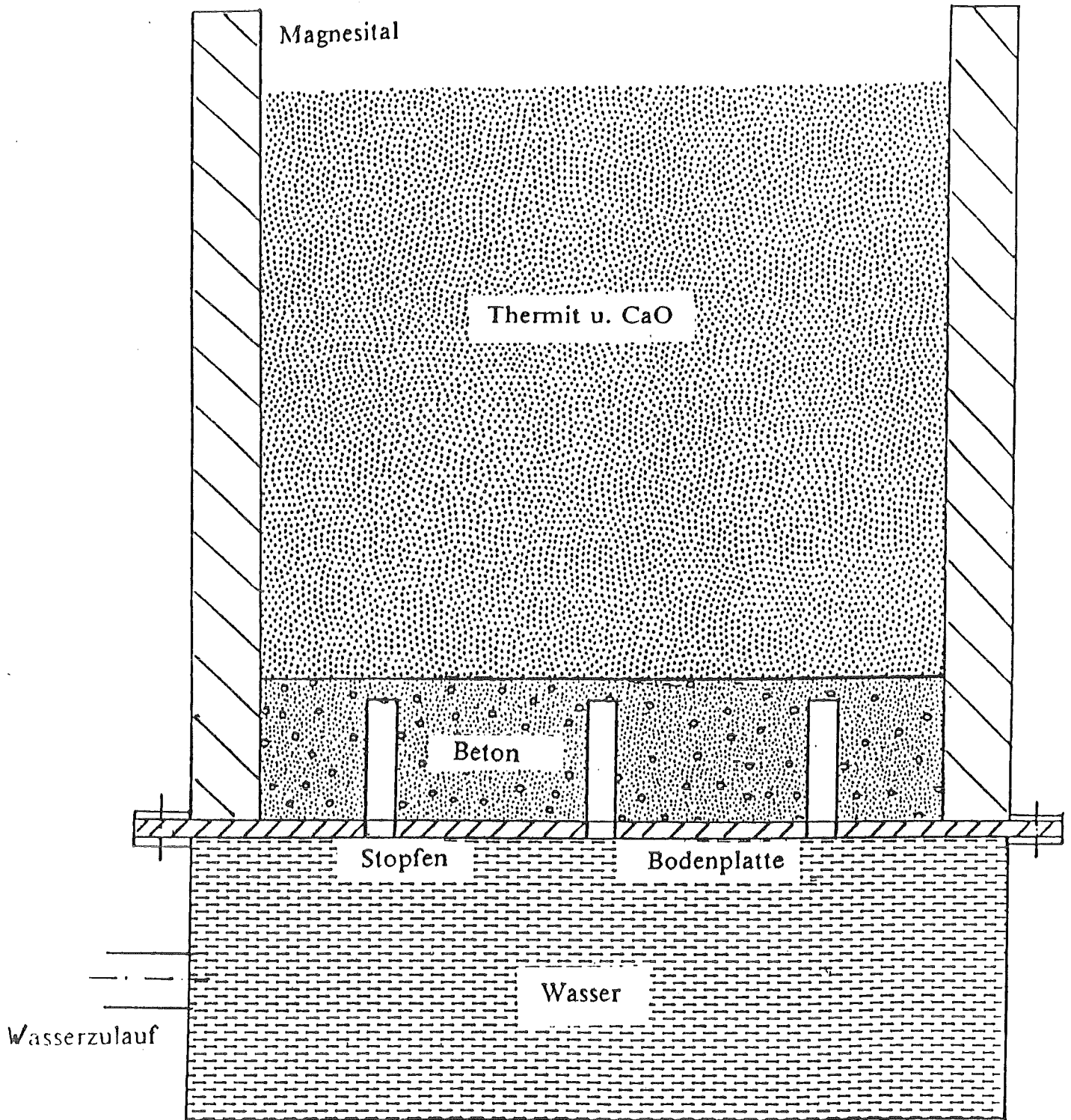
Die Experimente im Labormaßstab werden zur Zeit fortgesetzt mit 2-Komponenten-Schmelzen (Kunststoffschmelze und Weichlotlegierung), die eine segregierte Metall- und Oxidschichtung simulieren oder eine Oxidschicht mit dispergierter Metallschmelze.

/1/ B. Kuczera, H. Alsmeyer, R. Krieg, J. Eibl:

Considerations on Alternative Containment-Concepts for Future PWR's;  
2nd Int. Conference on Containment Design and Operation, October 14-17,  
1990, Toronto, Canada.

/2/ H. Alsmeyer, W. Tromm:

A Core Catcher Concept and Basic Experimental Results, Proceedings Int. Topical Meeting on Safety of Thermal Reactors, July 21-25, 1991, Portland, Oregon, USA.



Durchmesser des Behälters 30 cm



Abb. 1: Prototypische Thermit- Experimente

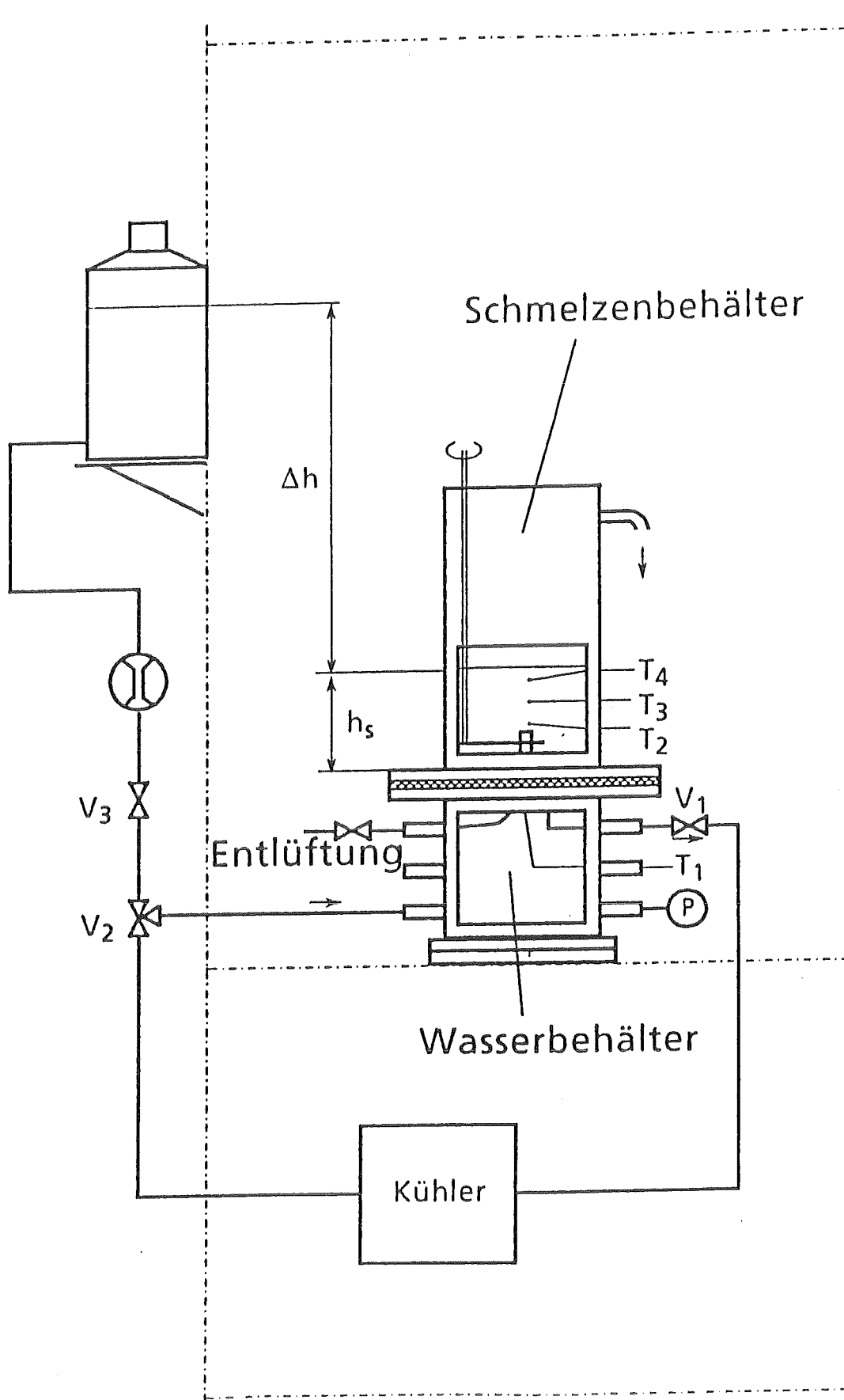


Abb. 2: Experimente mit Kunststoff- Schmelzen



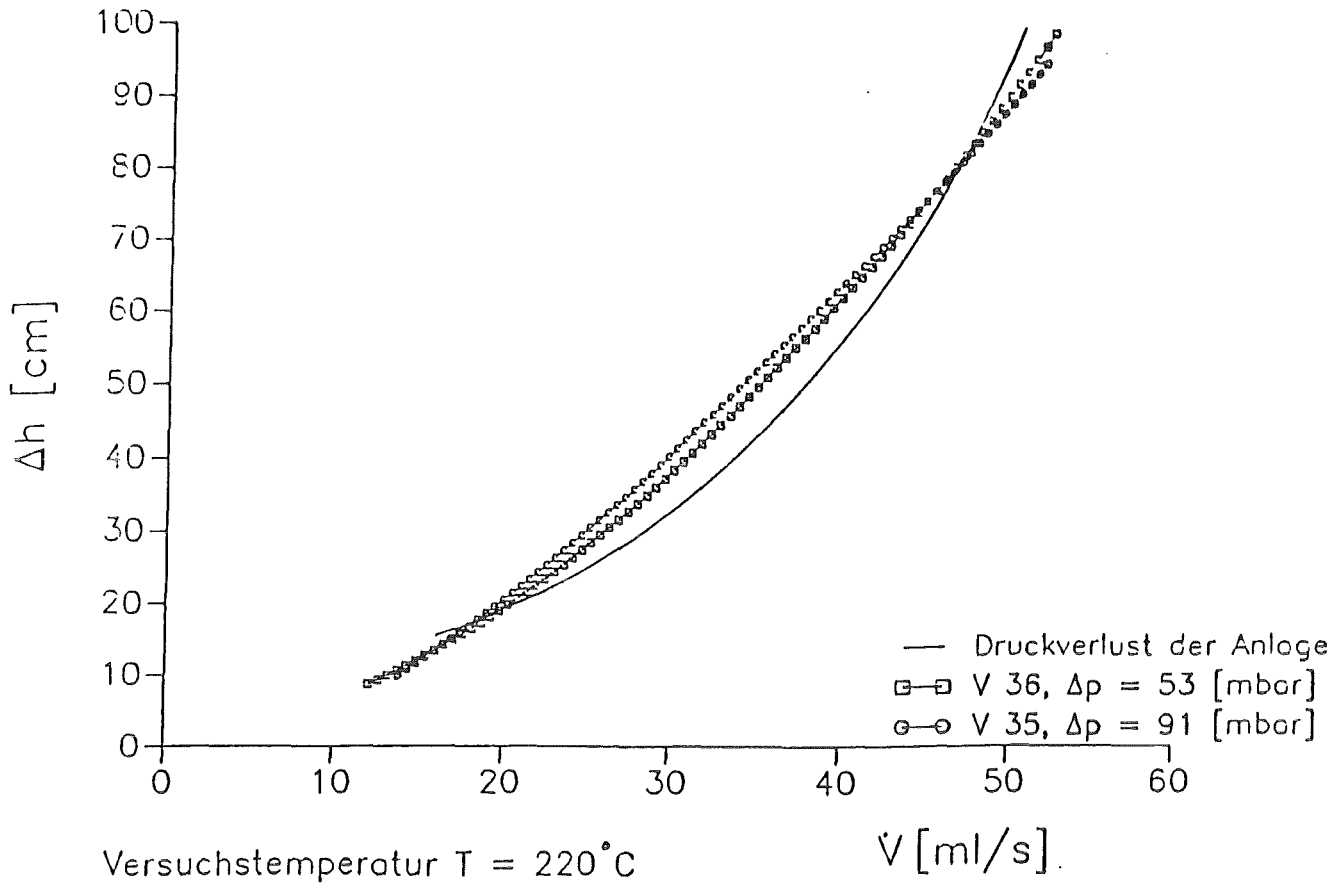


Abb. 3: Ermittelter Druckverlust nach dem Versuch

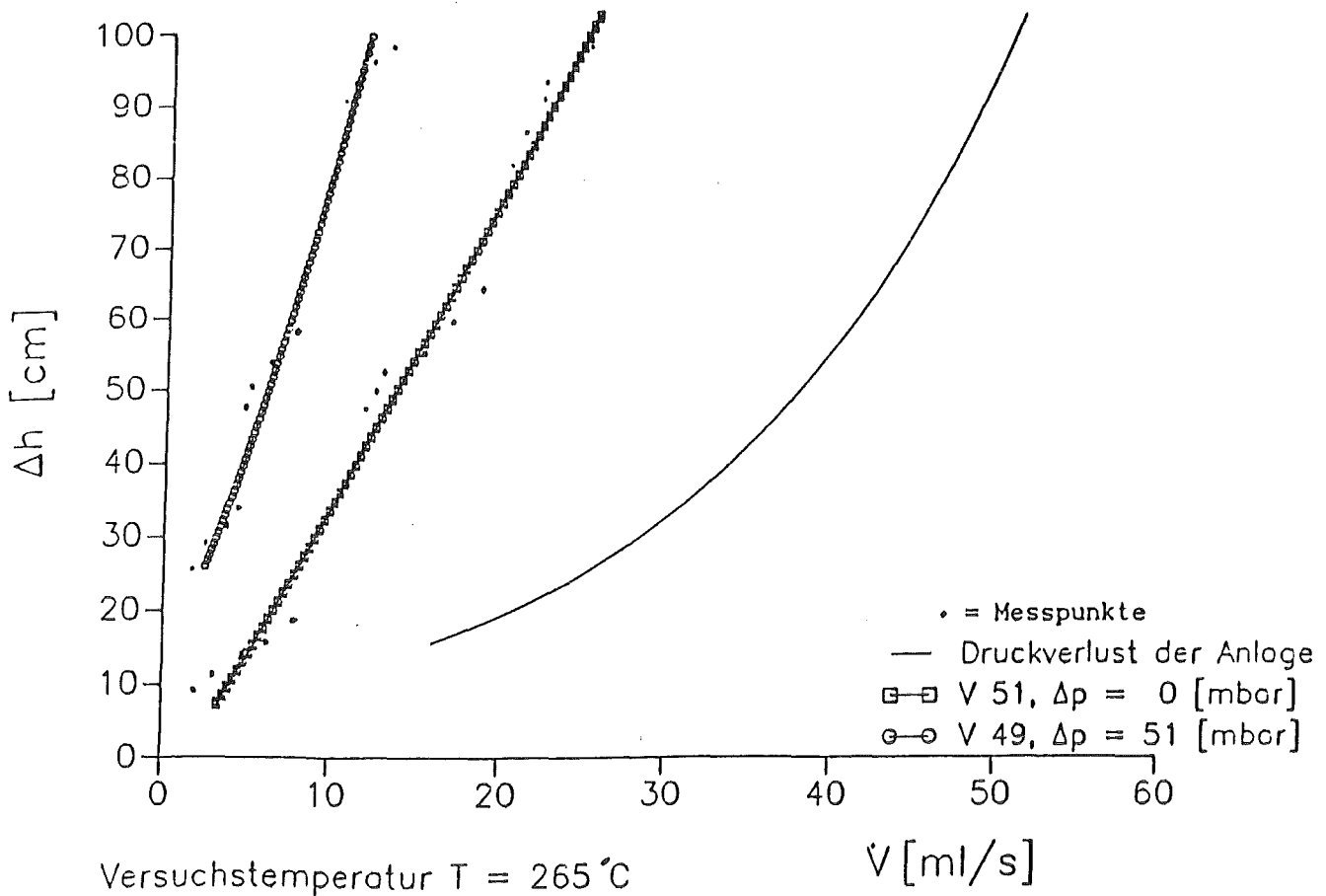


Abb. 4: Ermittelter Druckverlust nach dem Versuch

18.06.02/03A  
PSF ON2A

## 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 device 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. Tests concerning the transient flow of the core melt after penetration of the pressure vessel and preliminary estimations of the long term coolability are presented.

18.06.02/03A  
PSF ON2A

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 Reaktordruckbehälters Platz für einen Kernfänger vorgesehen, der die gesamte Kernschmelze aufnehmen kann.

Alternativ zu dem in /2/ vorgeschlagenen Kernfänger-Konzept, 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 ( $\approx 10 \text{ m } \varnothing$ ,  $\approx 10 \text{ m}$  Höhe) verteilen läßt. Eine solche räumliche Verteilung würde die langfristige Kühlbarkeit erleichtern. Dazu wurden einige Experimente mit Thermit-Schmelzen durchgeführt.

Es wird ein vorläufiges Konzept eines solchen Kernfängers vorgestellt und es wurden erste Untersuchungen zur langfristigen Kühlbarkeit, insbesondere auch zur Wärmeabgabe an einen außerhalb des Containments liegenden Kühlteich, durchgeführt.

Ausgangspunkt der Untersuchungen waren das von Turricchia vorgeschlagene Kernfänger-Konzept /3/ von übereinander gestapelten Stahlträgern und das von Sandia /4/ vorgeschlagene Konzept eines Betts aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln.

## 2. Experimentelles Programm

### 2.1 Thermitschmelz-Anlage

Der Schwerpunkt der ersten Untersuchungen waren die Verteilungsmechanismen der Schmelze in den räumlich angeordneten porösen Strukturen. Dafür wurden eine Serie von Experimenten mit Eisen-Aluminiumoxyd-Thermitschmelzen durchgeführt.

Die Schmelzanlage, Abb. 1, besteht im wesentlichen aus einem Reaktionstiegel, der bis zu 300 kg Thermit aufnehmen kann. Darunter befinden sich die zu unter-

suchenden 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 bis 35 s, nach 40 s findet der Abstich statt. Zu diesem Zeitpunkt sind die beiden schmelzflüssigen Komponenten Eisen und  $\text{Al}_2\text{O}_3$  vollkommen entmischt, die Eisenschmelze strömt zuerst aus der Düse aus, anschließend die keramische Schmelze. Bei einer Thermitmasse  $M$  (kg) liegen nach der Reaktion  $0.55 \cdot M$  kg Eisen und  $0.45 \cdot M$  kg Aluminiumoxyd vor. Die Temperatur der beiden Schmelzen liegt bei  $2350 \pm 50$  K.

Bei den bisher durchgeführten Experimenten wurden Thermitmengen von 100 kg und 150 kg verwendet. Die Ausströmzeiten für die beiden Komponenten sind abhängig von der Masse  $M$  und sind in Tabelle I für die einzelnen Experimente angegeben.

## 2.2 Experimente

Bei den drei bisher durchgeführten Experimenten wurden unterschiedliche Strukturen untersucht, die als Kernfänger prinzipiell geeignet erscheinen: Bei Experiment #1 wurde die Verteilung der Thermitschmelze auf einer Stahlstruktur, bei Experiment #2 auf einer Keramikstruktur gleicher Art und Größe untersucht (Abb. 1). In Experiment #3 wird das Eindringen der Schmelze in ein heterogenes Partikelbett untersucht.

Da es noch einige Unsicherheiten bei der Frage nach den Erosion von dicken Stahlplatten durch überhitzte Eisenschmelzen gab, wurde bei diesem letzten Experiment zusätzlich über dem Partikelbett eine 100 mm starke Stahlplatte angebracht. Abb. 2 zeigt den schematischen Aufbau.

### 2.2.1 Experiment #1: Plattenstapel aus Stahl.

Der Plattenstapel besteht aus 7 kreisförmigen Platten (610 mm  $\varnothing$ , 15 mm stark). Zwischen den kreisförmigen Platten sind sechs quadratische Bleche (1000 x 1000 x 10 mm) mit zentraler Bohrung angeordnet. Diese Bleche sollen die von den kreisförmigen Platten abfließende Schmelze auffangen und auf die darunter liegende kreisförmige Platte konzentrieren.

Die Schmelze trifft zentral als ein Strahl von 20 mm Durchmesser auf die erste Platte. Der Eisenstrahl durchdringt den gesamten Stapel der kreisförmigen Platten von 125 mm Gesamtstärke innerhalb etwa  $14 \pm 1$  s. Abb. 3 zeigt den zeitlichen Verlauf der Schmelzenfront.

Während dieser Erosionsphase strömt die Eisenschmelze radial nach außen ab. Nach vollständiger Durchdringung lief noch ungefähr weitere 6 s Eisenschmelze, danach  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Schmelze aus dem Tiegel aus.

Die Verteilung der Massen in der Struktur zeigt (Abb. 4), daß der Großteil der Schmelze bis zum Boden vordrang, etwa 46 % des Eisens und nahezu 100 % des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Die restlichen 54 % der Eisenschmelze sind während der Erosionszeit radial über die einzelnen Platten verteilt worden.

### 2.2.2 Experiment #2: Keramikplatten

Diese Anordnung mit Platten aus Cordierit-Keramik ist ähnlich wie in Exp. #1. Die Keramikplatten sind 20 mm stark. Cordierit (55 %  $\text{SiO}_2$ , 36.5 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , 6.5 %  $\text{MgO}$ ) hat einen Schmelzpunkt von 1730 K und ist sehr beständig gegen Temperaturschocks. Die Thermitmenge betrug 100 kg. Abb. 3 zeigt den zeitlichen Verlauf der Schmelzenfront. Die Schmelze dring nur bis zur 4. Platte von oben vor. Abb. 4 zeigt wiederum die Verteilung der Massen. Die Massen sind im Falle von Keramikplatten wie erwartet, wesentlich homogener in vertikaler und horizontaler Richtung verteilt als bei Stahlplatten.

### 2.2.3 Experiment #3: Partikelbett und Erosion einer 100 mm starken Stahlplatte.

#### 2.2.3.1 Erosion der Stahlplatte

Die Erosionsfront der Eisenschmelze dringt gleichmäßig in die Stahlplatte ein (Abb. 5). Die Erosionsgeschwindigkeit von  $v = 12$  mm/s stimmt recht gut mit der in Experiment #1 ermittelten überein ( $v = 10 - 11$  mm/s). Sie ist unabhängig von der Stärke der Platte. Abb. 6 zeigt die Erosionszeit  $t = v * \Delta x$  für verschiedene Plattenstärken  $\Delta x$  und Überhitzungstemperaturen  $\Delta T$  der Eisenschmelze. Eine deutliche Abhängigkeit zwischen Erosionsgeschwindigkeit und Überhitzung der Eisenschmelze kann daraus abgeleitet werden, (Abb. 7). Ein Erosionskrater von

etwa 200 mm Durchmesser am oberen Rand ist nach dem Durchdringen der Eisenschmelze entstanden, (Abb. 8).

### 2.2.3.2 Partikelbett

Das heterogen angeordnete Partikelbett besteht aus Grobkies (32 - 50 mm) und Feinkies (3 - 5 mm), (Abb. 2). Die beiden Schmelzkomponenten Eisen und  $\text{Al}_2\text{O}_3$  durchdringen das grobe Bett vollständig und werden an den Grenzen zu den feinen Partikeln gestoppt. Diese Tatsache ist auf Materialeigenschaften der Eisenschmelze zurückzuführen (Oberflächenspannung und Nichtbenetzbarkeit). In zwei weiteren kleineren Experimenten wurde dieses bestätigt. Weiterhin zeigen auch PLUGM-Rechnungen /5/, daß eine, die Partikel nicht benetzende, Eisenschmelze, selbst bei einem hydrostatischen Druck von einem Meter, in Betten mit Partikeln kleiner als 10 mm Größe nicht einzudringen vermag.

### 3. Zusammenfassung und Schlußfolgerung für ein Kernfänger-Konzept.

Die wesentlichen Ergebnisse dieser ersten Serie von Experimenten sind:

1. Die Erosionsrate von Stahl durch überhitzte Eisenschmelzen ist sehr groß. Stahlstrukturen sind deshalb als Kernfänger ungeeignet, da bei Kernschmelzen immer mit metallischen Anteilen zu rechnen ist.
2. Keramische Platten bewirken eine wesentlich homogenere horizontale und vertikale Verteilung der Schmelze.
3. Das Eindringen von Eisen- und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ - Schmelzen in Partikelbetten kann mit dem PLUGM-Code gut simuliert werden.

Aufgrund der Ergebnisse dieser Experimente wurde ein Konzept eines Kernfängers erarbeitet, das ausschließlich aus keramischen Materialien besteht ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ , Cordierit). Diese Materialien sind chemisch inaktiv gegenüber Corium. Der Kernfänger besteht im wesentlichen aus einem homogenen Partikelbett ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Partikel von 5 mm Durchmesser) und flachen Auffangwannen aus Cordierit, die innerhalb des Betts übereinander gelagert sind (Abb. 9). Die Gesamtfläche aller Wannen (15 Stück à 6 m Durchmesser) ist so bemessen, daß die

maximale Schichthöhe ( $\approx 0.05$  m) nach der Verteilung des Coriums so klein ist, daß selbst bei Nachwärmeleistungen von mehr als 30 MW das Corium als feste Kruste vorliegt. Die Porosität (etwa 45 %) und der thermohydraulische Durchmesser des Bettes sollen einerseits eine gute Verteilung der Coriumschmelze ermöglichen, andererseits soll die Wärmeabfuhr aus den mit Corium gefüllten Auffangwannen an das Sumpfwasser, wenn möglich, einphasiger Natur sein. Erste Untersuchungen zu Wärmetransport und Thermohydraulik sind ermutigend.

Die Nachwärme kann entweder durch Verdampfung des Sumpfwassers an die Containment-Atmosphäre oder, wie in /6/ vorgeschlagen, an einen Kühlteich abgeführt werden. In Abb. 9 ist schematisch die Wärmeabfuhr vom Sumpf durch Naturkonvektion durch eine Stahlwand an einen außen liegenden Kühlteich dargestellt. Mit Hilfe bekannter Wärmeübergangskorrelationen läßt sich zeigen, daß bei einer Kühlfäche der Stahlwand von etwa  $600 \text{ m}^2$  die Nachzerfallswärme an den Kühlteich abgeführt werden kann.

#### Literatur:

- /1/ H.H. HENNIES, G. KESSLER, "Improved Containment and Core Catcher for Future LWR's and FBR's", Vortrag 6th Int. Conf. on Emerging Nuclear 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 1990, KfK 4850 (1991) p. 253.
- /3/ A. TURRICCHIA, Containment Design for Severe Accidents: Defense of Containment Basemat Integrity Against Corium Attack, ENEL, Roma, Rep. 9NO 2110 TNU 0001, Febr. 1991.
- /4/ J.E. BROCKMANN, priv. Mitteilung.
- /5/ M. PILCH, P.K. MAST, "PLUGM, A Coupled Thermal-Hydraulic Computer Model for Freezing Melt Flow in a Channel", SAND 82-1580, NUREG / CR-3190, March 1983.
- /6/ W. SCHOLTYSSSEK, priv. Mitteilung.

Exp #	Thermit- masse (kg)	Eisenschmelze		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -Schmelze	
		Masse (kg)	Auslauf- zeit (s)	Masse (kg)	Auslauf- zeit (s)
1	150	82	21	68	33
2	100	54.5	16	45.5	26
3	150	82	20	68	32

Tabelle I    Thermitmengen und Anteil der schmelzflüssigen Komponenten

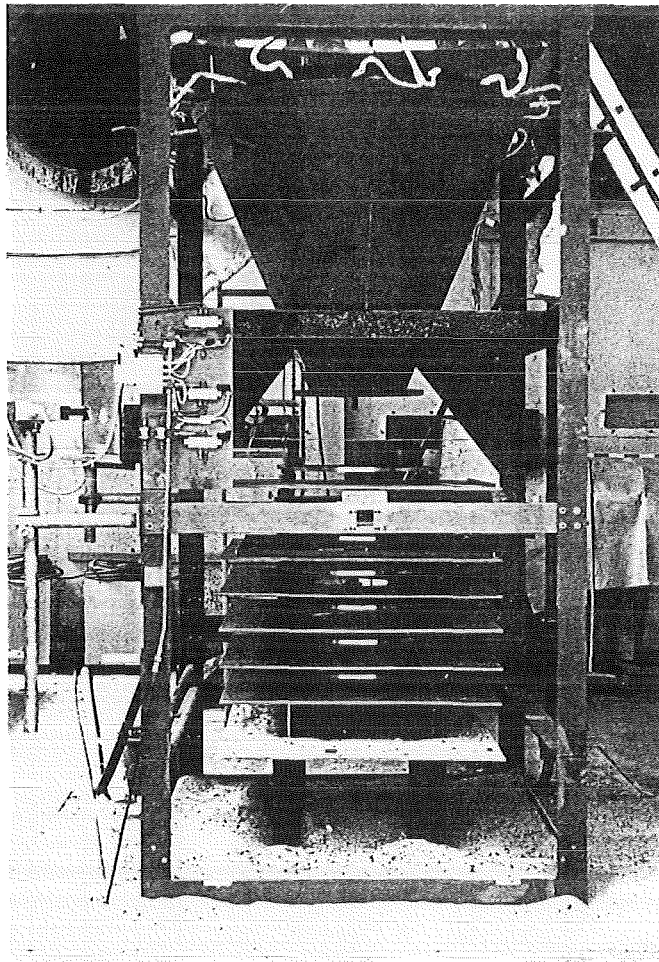


Abb. 1 Thermittiegel mit Aufbau von Experiment #1 ( Stahlplattenstapel )



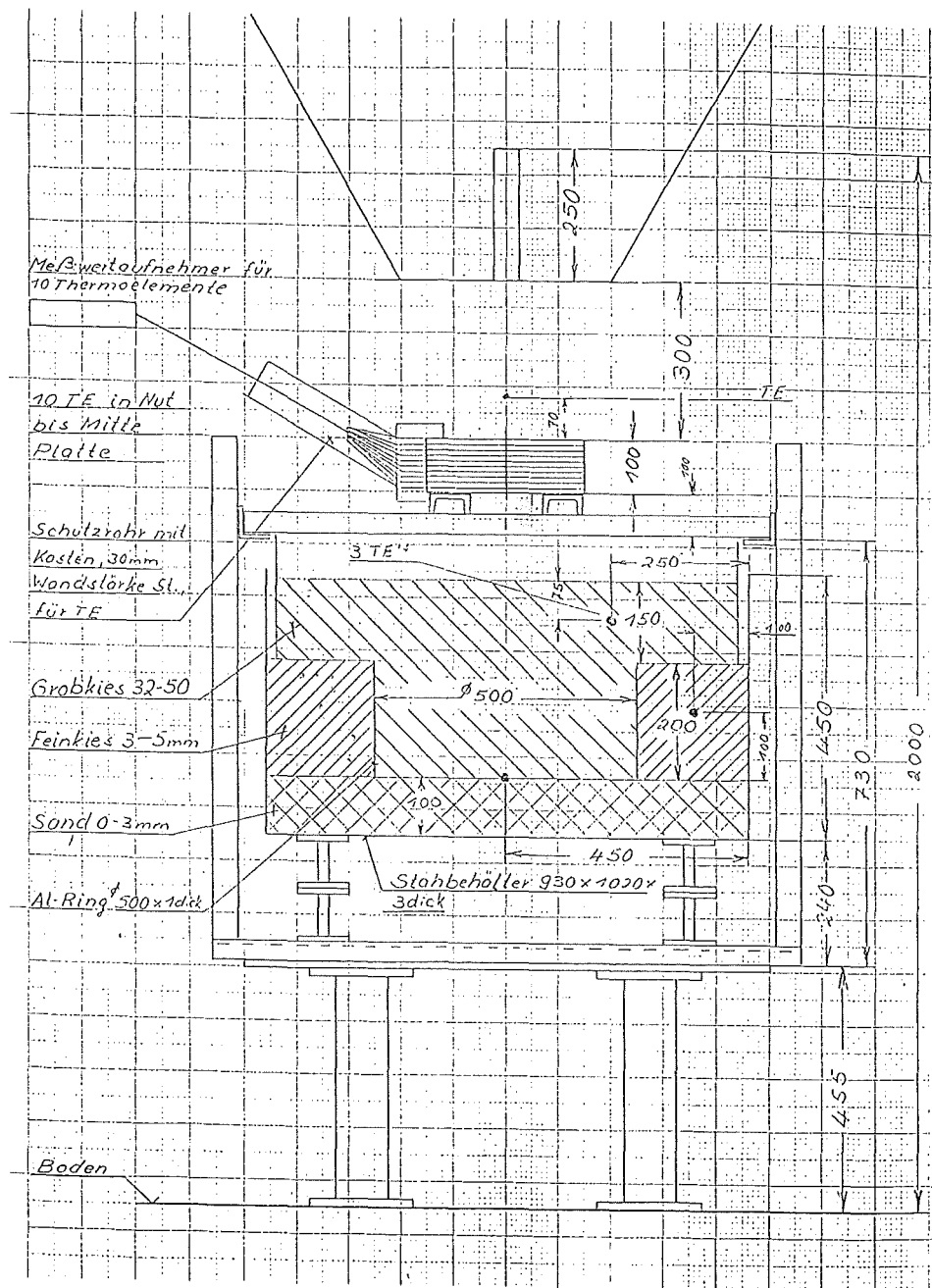


Abb. 2 Schematischer Aufbau von Experiment #3 ( 100 mm Stahlplatte und Partikelbett )

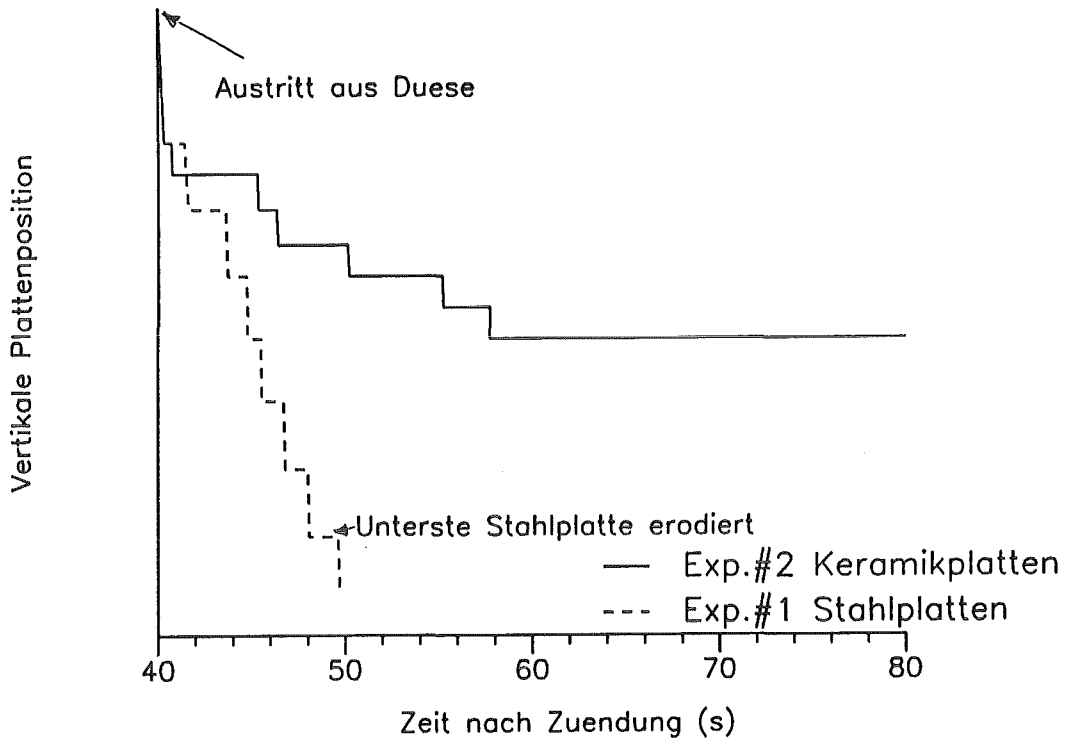


Abb.3 Zeitlicher Verlauf der Schmelzenfront ueber die Plattenstruktur bei Exp.#1 und #2

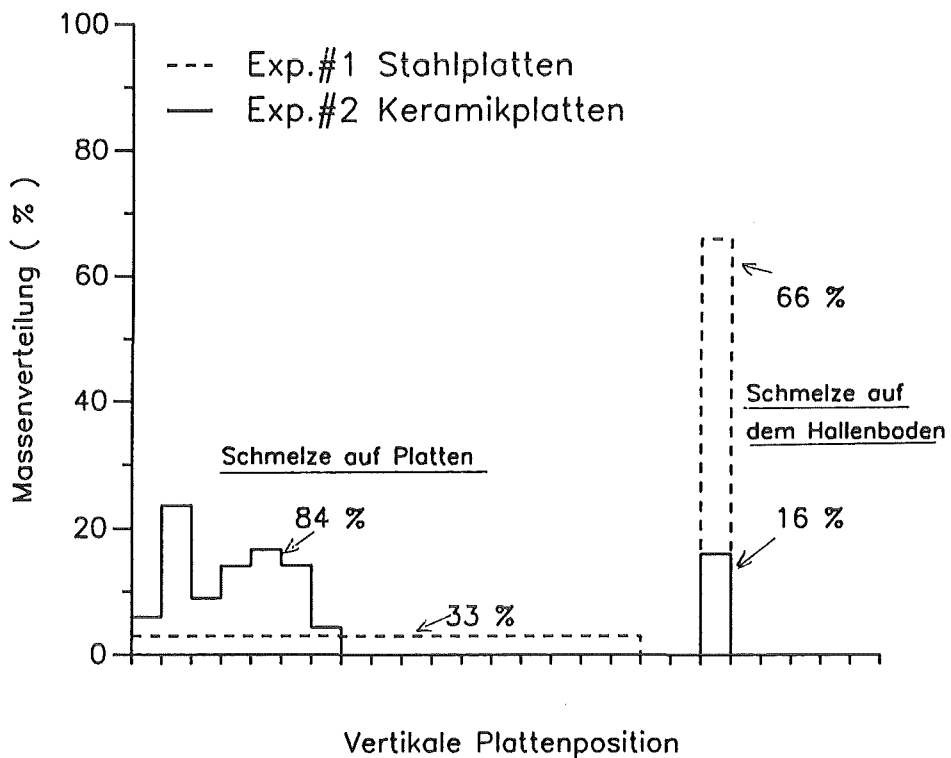


Abb.4 Vertikale Massenverteilung bei den Experimenten #1 und #2

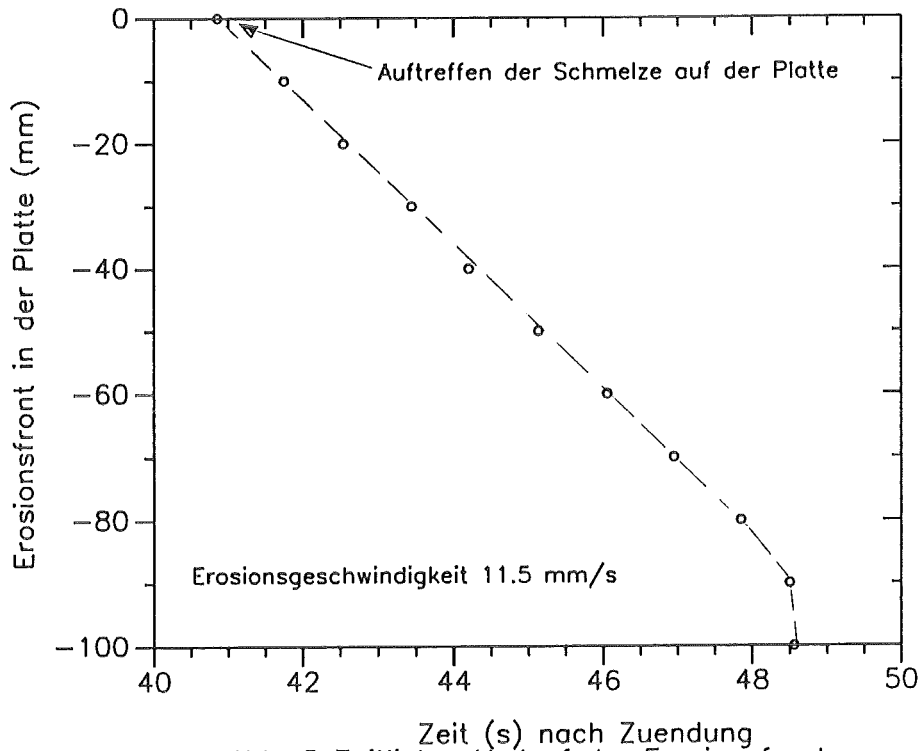


Abb. 5 Zeitlicher Verlauf der Erosionsfront durch die Stahlplatte

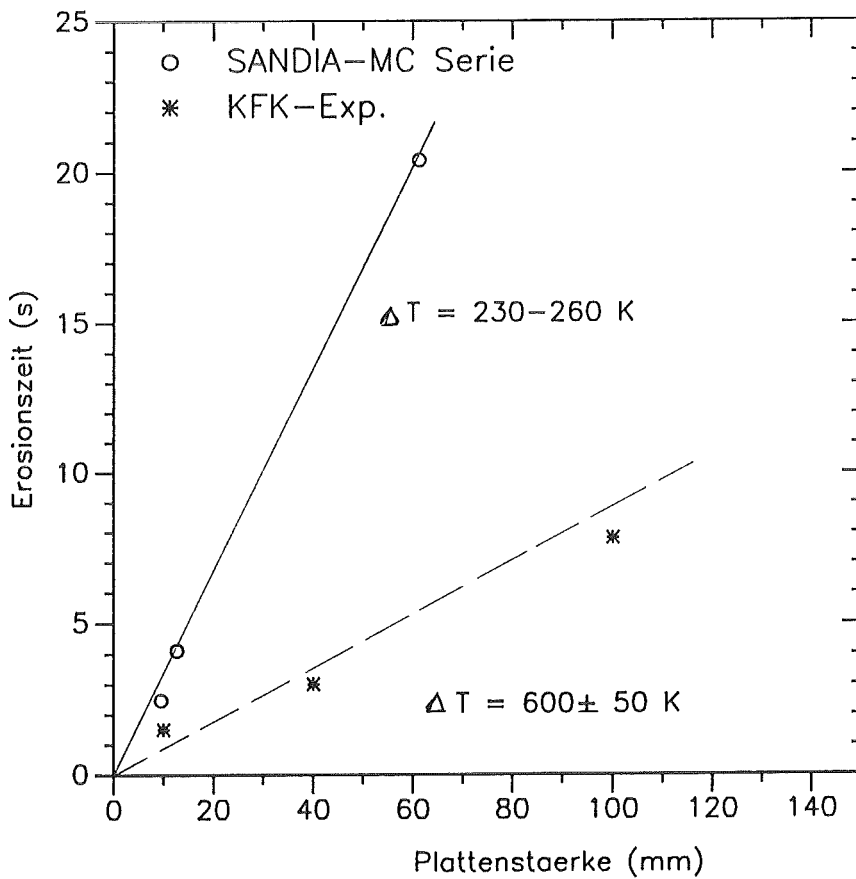


Abb. 6 Abhaengigkeit der Erosionszeit von der Plattenstaerke bei verschiedenen Ueberhitzungstemperaturen der Eisenschmelze

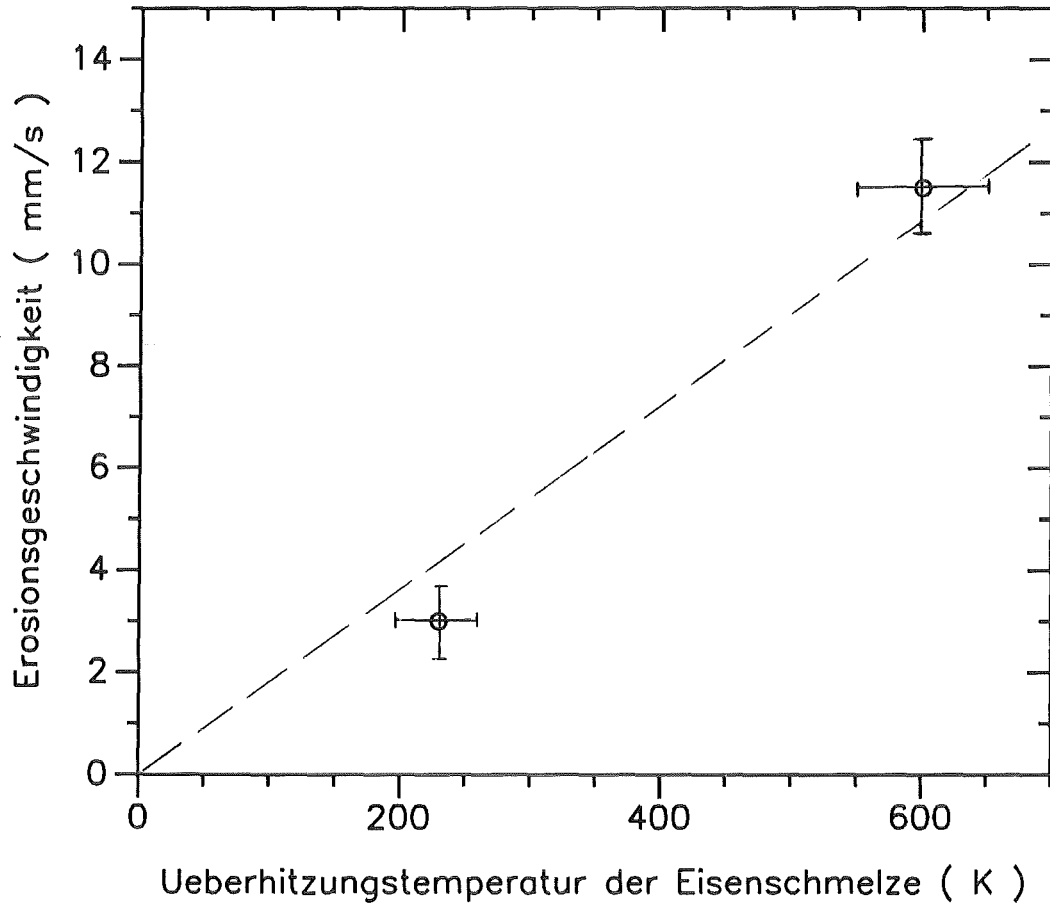


Abb. 7 Beziehung zwischen Erosionsgeschwindigkeit und Ueberhitzung der Eisenschmelze

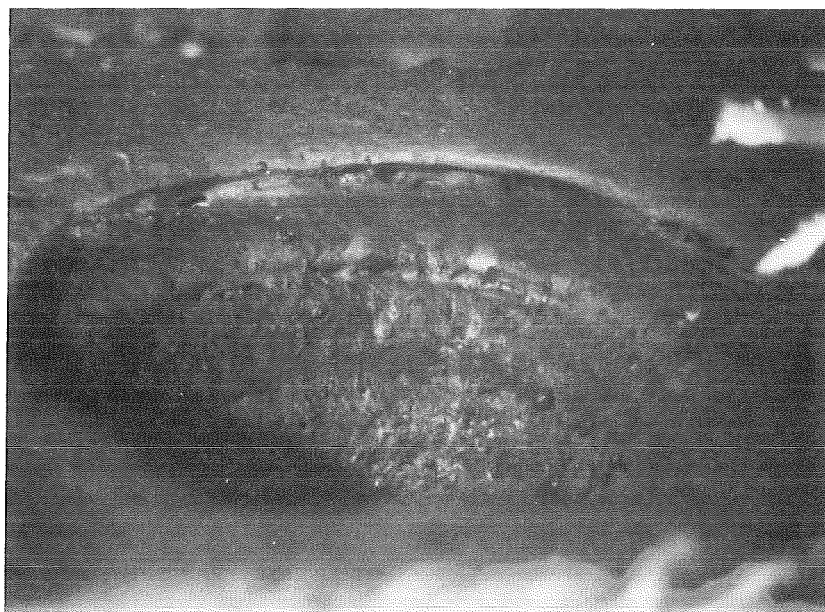
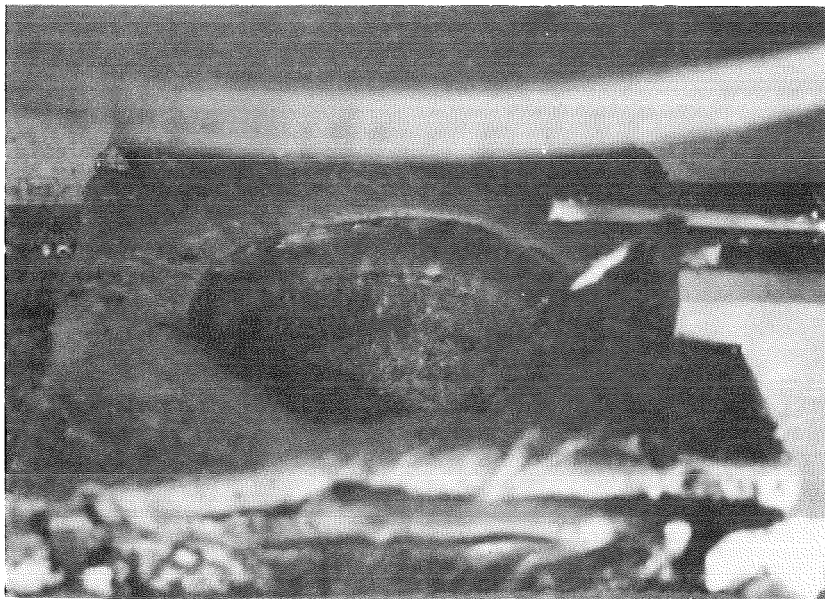
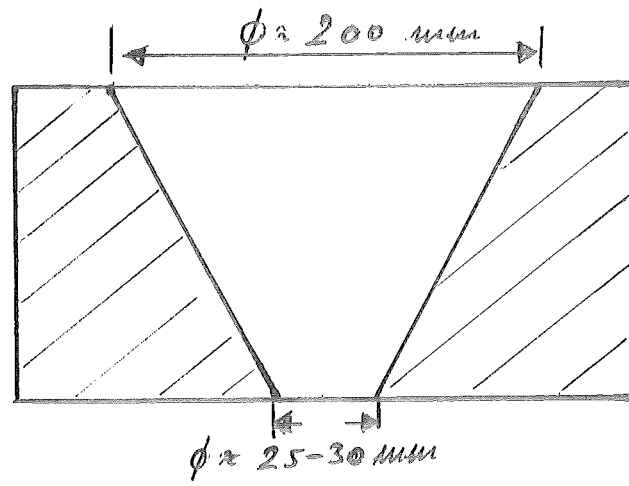
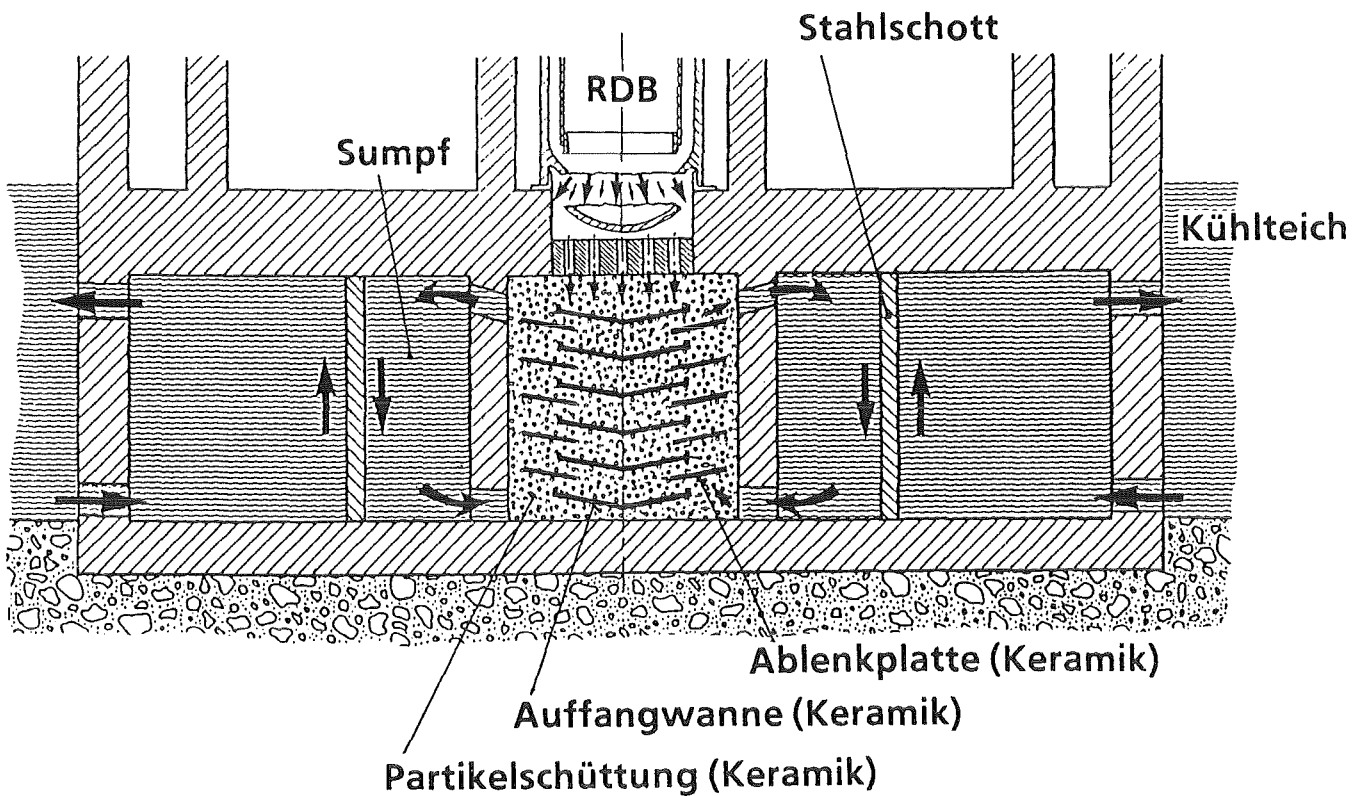


Abb. 8 Durch Eisenstrahl hervorgerufener Erosionskrater in der Stahlplatte



**Reaktorgrube mit Kernfänger und integrierter Sumpfwasser-Kühlung**

Abb.9 Vorgeschlagener Kernfänger mit direkter Sumpfwasserkühlung

18.06.03

**Energie- und Massentransporte bei der Nachwärmeabfuhr**

18.06.03/01B  
PSF 0N2B

CONTAIN CODE APPLICATIONS FOR AN IMPROVED CONTAINMENT CONCEPT OF FUTURE LIGHT WATER REACTORS  
(G. Henneges, W. Scholtyssek)

INTRODUCTION

In this paper we describe the results of a series of containment thermohydraulic studies, based upon realistic accident sequence analyses in actual German light water reactor plants of the 1300MWe type (PWR). We mainly refer to data given in <sup>1</sup> to <sup>3</sup>.

Taking the idea of an improved containment concept which should permit the deterministic exclusion of catastrophic consequences of containment destruction as discussed in <sup>4</sup> we are now able to select the sensitive physical parameters.

The ultimate aim can be defined in such a way that in the extremely improbable case of a core melt down with subsequent pressure vessel melt through, the radioactivity should remain within the reactor containment. Any release of radioactivity to the environment should stay within limits given by normal operation conditions. The outer containment shell must retain its integrity and tightness.

THE LOW PRESSURE CASE (ND-SEQUENCE) FOR GERMAN LIGHT WATER REACTORS (PWR)

Probabilistic risk studies confirm that the most severe accident sequences are always initiated by failure of core cooling and subsequent core melt down. In our studies we concentrate on the so called low pressure case (ND-sequence) where the rupture of one main cooling pipe is assumed and core cooling is lost after about one hour. According to <sup>1</sup> to <sup>3</sup> the corium will interact with and penetrate into the concrete of the containment basemat. When the core melt gets into contact with e.g. the sump water additional steam will be produced and pressure will rise within the containment.

For German PWRs of the Konvoy type calculations show that within 4 to 5 days the pressure may reach about 0.6 MPa (6 at). One has to avoid a further increase to guaranty for the containment integrity. Therefore pressure is reduced by release of containment atmosphere through an exventing pipe and filter. But this needs accident management and active systems.

## CONTAIN CODE STUDIES FOR THE ND-SEQUENCE

At KFK we gained some experience with the CONTAIN code version 1.1 by applying it for liquid metal reactor studies. This code system offers an integrated treatment of the dominant containment phenomena and the interactions among them <sup>5</sup>.

In a first step we tried to reproduce results published for the German PWRs in <sup>1,3</sup> using a simplified four-cell model representing the reactor building. The geometrical data were taken from <sup>1,3</sup> according to which the containment has a volume of 70000m<sup>3</sup> with internal concrete structures of about 30000m<sup>2</sup> surface. The surrounding steel hull has an area of 7000m<sup>2</sup>. Material and heat transfer data were taken from models used in the CONTAIN code. The input data for mass and energy streams were those tabulated in <sup>1</sup> and <sup>3</sup>. This model included the convection in the venting gap.

As it is shown in Fig. 1 the CONTAIN calculation are in good agreement with the results of the German risk study (GRS) for the low pressure case (ND-path). Within about 4 days failure pressure (8 MPa) of the containment would be reached if no accident management is performed.

The temperature history as it was calculated by CONTAIN is given in Fig. 2. During the blowdown it rises to about 400 K. Refilling and reflooding of the reactor pressure vessel (RPV) reduces it to about 360 K. If the sump cooling fails the RPV dries out initiating a sharp temperature increase followed by RPV failure. Corium/concrete interaction and sump water ingress reduces the containment temperature. Due to the large amount of steam produced the pressure will rise which again leads to higher temperature.

With this simple model we studied the influence of time step size on pressure and temperature. Instabilities occur if the chosen maximum time steps are too coarse (Fig. 3). After about 120000 s instabilities for temperature and pressure are observed if  $\Delta t_{\max}$  is larger than 60 seconds. On the other hand these sensitivities are easy to detect and to eliminate.

If the condensed water vapour is treated as aerosol and its distribution is calculated explicitly this time step size sensitivity may lead to errors in subroutines which stop the calculation. In these cases only the CONTAIN drop out model which balances condensed water gave reasonable results. The distribution of the concrete areas (e.g. vertically versus horizontally oriented) had no influence on the calculated results.

## CONTAIN CODE CALCULATIONS FOR AN IMPROVED CONTAINMENT CONCEPT

If one improves the containment design as proposed in <sup>4</sup> by firstly, a core retention device (core catcher) which is located in the lower part of the containment and secondly, by an improved containment which consists of an inner steel liner (about 40 mm thick) which will lean - if under pressure - against a 2 m thick prestressed outer concrete containment the maximum allowed internal pressure is about 2 MPa.



That concept relies on the principle of passive systems. The core melt will be spread over a large area (core catcher diameter = 17 m) with subsequent fragmentation and cooling by direct water contact. Consequently, the decay heat is transferred to steam which condenses at internal structures and the upper steel shell of the containment and drains back to the core catcher. The heat is removed from the steel shell to the surrounding atmosphere by convective air flow. We had to show that this scenario leads to temperatures and pressures which stay below the containment safety margins.

With the new, modified four-cell model we additionally took into account that after 7200 sec (the time when the reactor vessel loses its integrity) the molten core would be trapped in the core catcher device and cooled by sump water. The corium interacts with the sacrificial layer for 1200 sec after which the sump water quenches the melt for some more 2400 sec. After that, only the decay heat will evaporate the sump water.

With the input model depicted in Fig. 4 we found the results shown in Fig. 5 and 6 where pressure and temperature in the containment are plotted. Note, that a linear time scale is used. The pressure reaches its maximum value of 1.8 MPa after about 15 days when there is no leak present. It stays well below the maximum allowed value of 2 MPa. The related temperature would be nearly 475 K. The heat transfer coefficient between outer containment hull and gap which internally is used by CONTAIN is 6.08 W/m<sup>2</sup>/K.

#### PARAMETRIC STUDIES FOR THE IMPROVED CONTAINMENT CONCEPT

In our series of containment thermohydraulic studies we found that mainly two parameters have large influence on the calculated scenarios. These are the heat transfer coefficient and the total amount of internal concrete. Some results are plotted in Fig. 7 to 9.

It is possible to reduce the maximum pressure to values well below 2 MPa even if there is no leak present as demonstrated for the reference case mentioned earlier. Having a small leak of 1.5cm<sup>2</sup> which is equivalent of 0.33 volume percent per day lost at 1 KPa reduces the pressure peak to about 1.4 MPa. Doubling of the heat transfer to the outer atmosphere which could be easily reached by increasing the effective surface area of the steel liner, e.g. by adding fins, has a strong influence on the peak pressure value and the related time gone after the begin of accident. The maximum pressure is reduced from 1.8 MPa to 0.7 Mpa and the critical time at which this value is reached is nearly halved (Fig. 7).

Also great sensitivity was found for the total amount of internal concrete. As it is shown in Fig. 8 a reduction from 13200m<sup>3</sup> concrete volume (reference case) by a factor of two strongly increases the maximum pressure to 2.7 MPa. Doubling the concrete mass reduces p to about 0.8 MPa and delays the critical time by at least 10 days. Therefore, one could try to increase deliberately the internal mass in the containment, e.g. by placing large amounts of pebble bed containers between coolable walls, to reduce

significantly the maximum pressure. These internal masses work like buffers for heat storage and shift additionally the critical time.

The related temperatures for different internal concrete volumes are given in Fig. 9. The maximum temperature would be nearly 500 K for the 6600 m<sup>3</sup> concrete volume case, but would reach only 430 K for 26400 m<sup>3</sup> compared with 470 K for the reference case. These temperatures are higher than 420 K which is the maximum allowed for seals, etc. by German licencing authorities. But materials which could sustain such high temperature and pressure loads for longer period of times are well known.

The present studies used model simplifications which need validation. For example, the decay heat was concentrated in the molten structures. In reality we have to expect that aerosols will distribute some of the fission products into the atmosphere above the molten layer. We looked for this by running one case where 20 percent of the decay heat was uniformly distributed in the atmosphere. As a result of this modification the maximum pressure was reduced to about 1.6 MPa.

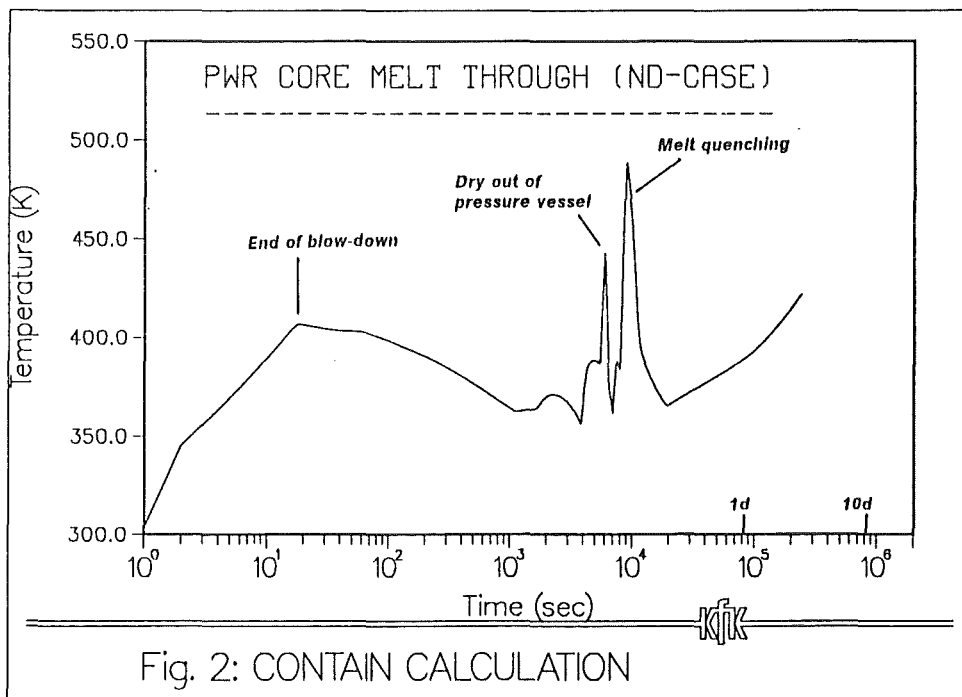
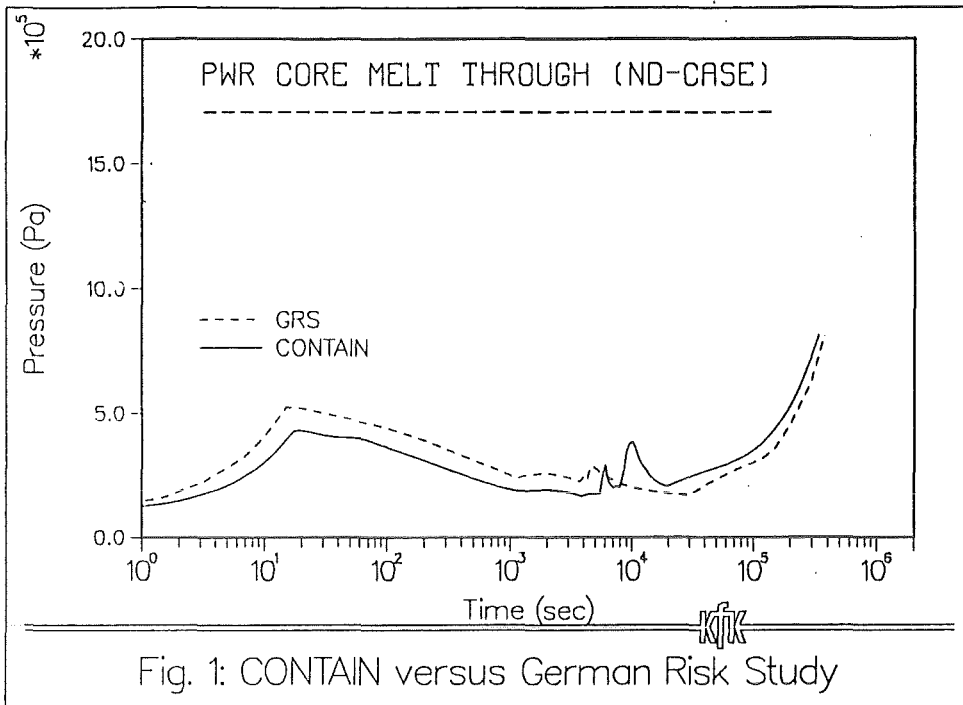
In our simplified calculations the inner containment was modelled by only one cell. Dividing this volume into 4 cells revealed that the maximum pressure may slightly increase by about 10 percent. Further detailed studies are under way.

#### SUMMARY:

As a general conclusion it seems feasible to reduce the maximum pressure load of the proposed improved containment well below 2 MPa and the maximum temperature could stay below tolerable limits of about 470 K just by taking into account our results discussed earlier.

#### REFERENCES:

1. "Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Hauptband, Eine Untersuchung zu dem durch Störfälle in Kernkraftwerken verursachten Risiko," Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln (1979)
2. "Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase B," GRS-A-1600, (1989)
3. K. HASSMANN, J. P. HOSEMANN, M. PEEHS, "Spaltproduktfreisetzung bei Kernschmelzen," Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln (1987)
4. H. H. HENNIES, G. KESSLER, J. EIBL, "Improved Containment Concept for Future PWRs," IAEA-TEC-DOC-550, Vienna (1990)
5. K. K. MURATA et. al., "Users Manual for CONTAIN 1.1," NUREG/CR-5026, Sandia National Laboratory (1989)



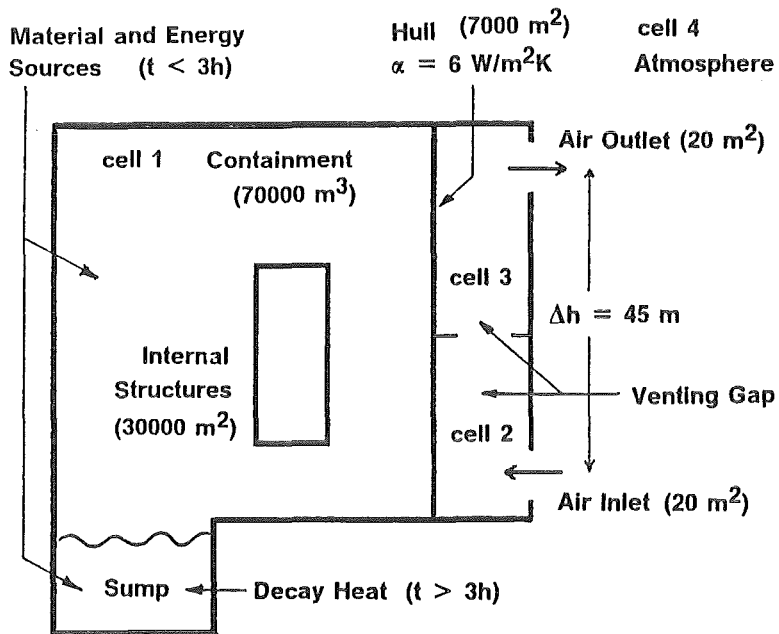
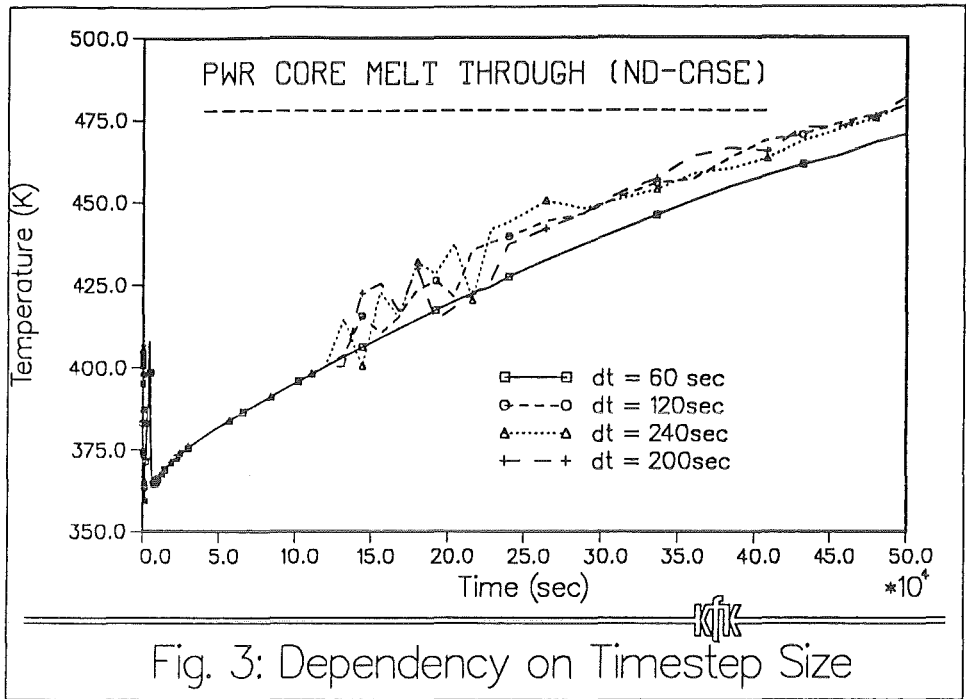
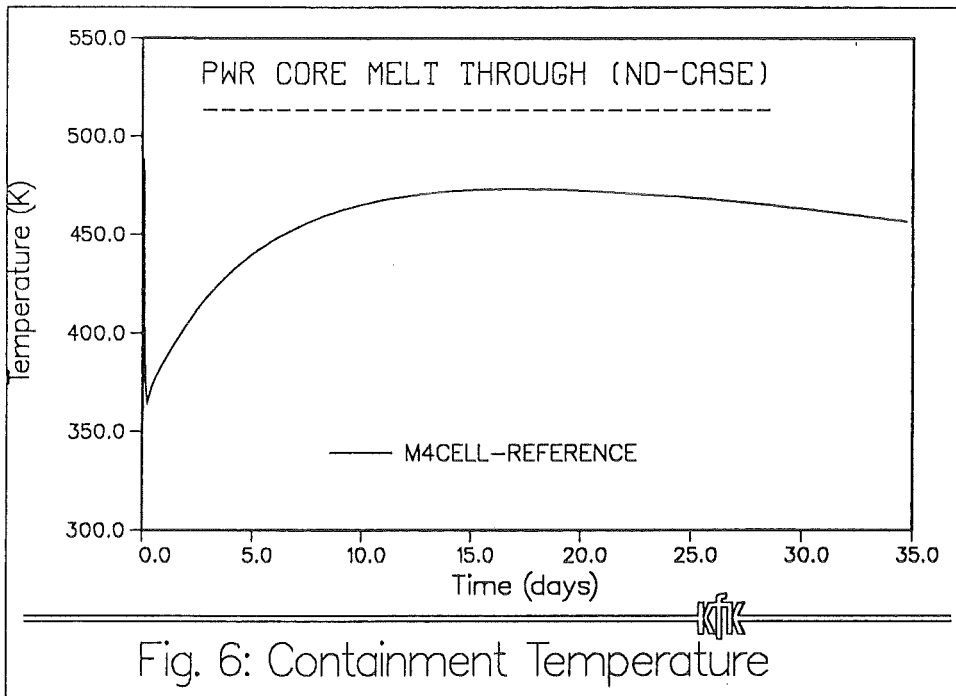
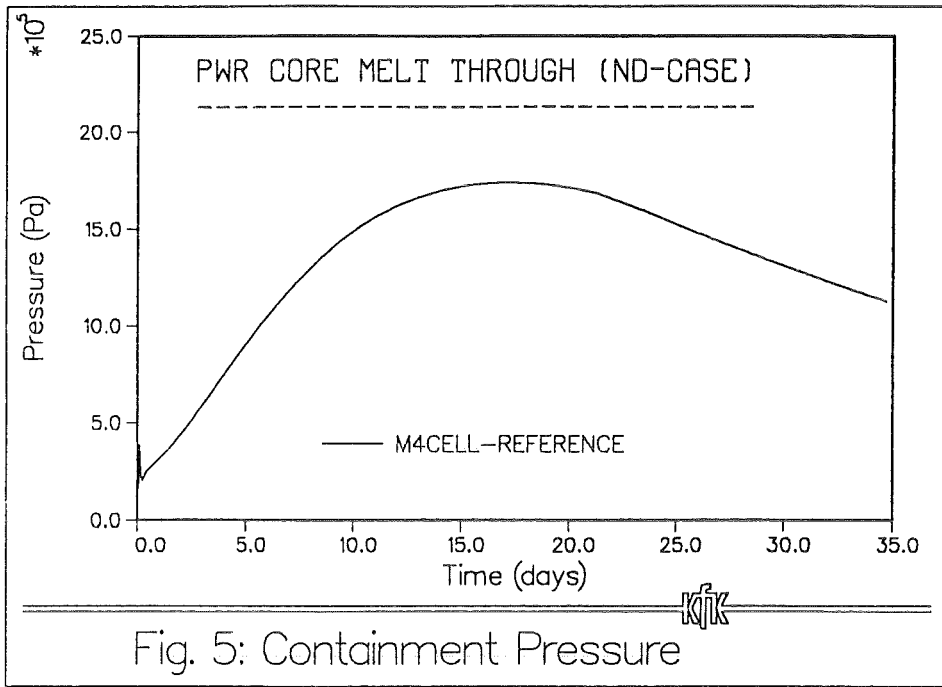


Fig. 4 Model used for CONTAIN calculation



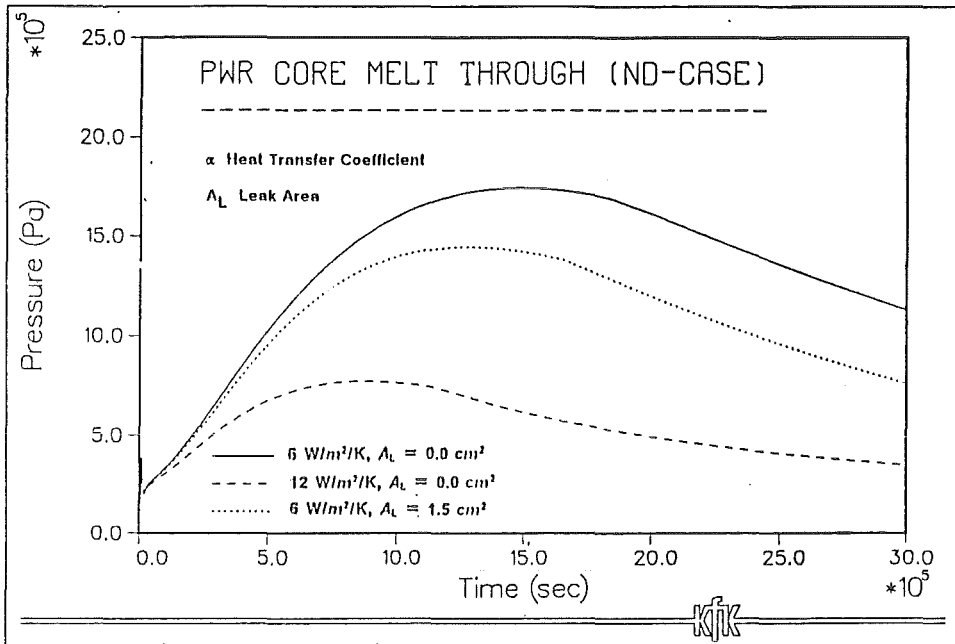


Fig. 7: Containment Pressure

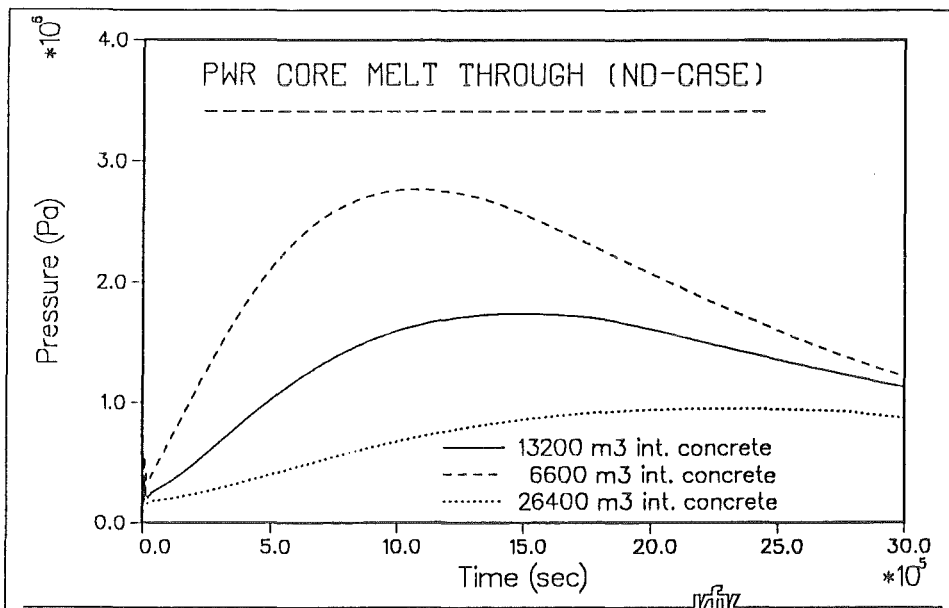
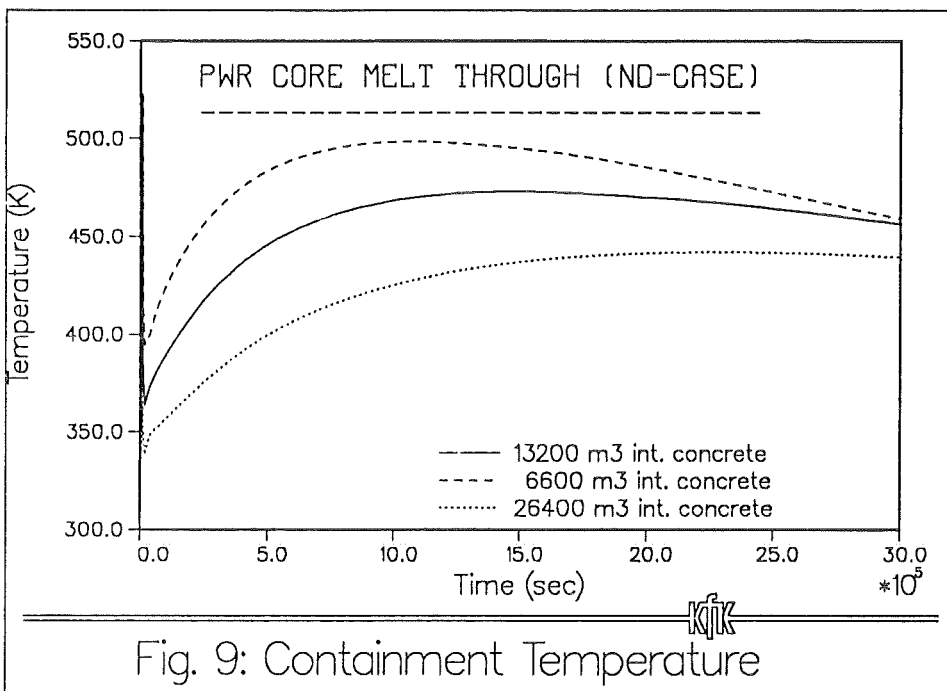


Fig. 8: Containment Pressure



**18.06.03/03A Thermal-Hydraulic Investigations on Passive  
PSF ON1S 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.

The composite containment proposed consists of an inner steel shell of 60 m diameter with a 38 mm wall thickness and an outer reinforced concrete shell of 2 m wall thickness. The annulus of 80 cm radial gap width is bridged by longitudinal support ribs placed at intervals of 50 cm on the circumference forming in this way individual chimneys. In these chimneys the decay heat is removed by natural air convection to the environment.

Estimates have been performed to assess the coolability by natural air convection. It has been shown that a heat flux of about 8 MW sufficient for a 1300 MWe PWR can be removed with relatively low containment loads of approx. 150 °C and 5 bar.



**18.06.03/03A Thermohydraulische Untersuchungen zur passiven  
PSF ON1S Containment-Kühlung (PASCO-Programm)  
(F.J. Erbacher, W. Just, H.J. Neitzel, IATF)**

## **1. Einleitung und Zielsetzung**

Es wurde ein neuartiges Containmentkonzept für zukünftige Druckwasserreaktoren vorgeschlagen, welches die Folgen von auslegungsüberschreitenden Unfällen, wie z.B. schweren Kernschmelzunfällen beherrscht, deren Konsequenzen auf die Reaktoranlage selbst beschränkt und die Freisetzung von Radioaktivität auf ein unbedeutendes Minimum beschränkt [1].

Die Abbildung 1 ist eine schematische Darstellung des vorgeschlagenen Verbundcontainments. Es besteht aus einer inneren Stahlschale von 60 m Durchmesser und 38 mm Wandstärke sowie einem äußeren, etwa 2 m starken, Stahlbetonmantel. Dazwischen befindet sich ein Ringraum von etwa 80 cm radialer Tiefe. Dieser Ringraum ist durch längslaufende, im Stahlbetonmantel verankerte Rippen in kaminartige Kanäle unterteilt. Die im Abstand von etwa 50 cm angebrachten Rippen haben die Aufgabe, die bei einer Wasserstoffdetonation sich verformende Stahlhülle aufzufangen und die Last in die Stahlbetonwand abzutragen (Verbundcontainment).

Die Nachwärmeabfuhr bei diesem neuartigen Containmentkonzept basiert auf passiven Wärmeabfuhrmechanismen und ein Kernfänger ist integraler Bestandteil dieses Entwurfs. Bei einem Kernschmelzunfall verdampft die Wärmeleistung der im Kernfänger befindlichen Schmelze einen Teil des im Containment eingeschlossenen Wassers. Wird das Containment gekühlt, so schlägt sich der Dampf an der inneren Containmentwand sowie den internen Strukturen nieder und das Kondensat fließt zum Kernfänger zurück, wo es wieder verdampft wird.

Ein wesentliches Merkmal dieses neuen Containmentkonzepts ist die passive Nachwärmeabfuhr durch Naturkonvektion an Luft. Die kaminartigen Kanäle im Ringraum stehen unten und oben mit der Außenluft in Verbindung und werden von der Stahlhülle her beheizt. Somit tritt Naturkonvektion auf, so daß die Nachwärme an die Außenluft abgegeben wird.

Für die Filterung der Luftströme, die möglicherweise Spaltprodukte infolge von Containmentleckagen enthalten, werden zwei unterschiedliche technische Lösungen betrachtet:

- Filterung des gesamten Kühlluftstroms mit Filteranströmflächen von 125 m<sup>2</sup> oder mehr (s. Abb. 1)
- Filterung von Leckagen aus einem gesonderten geschlossenen Ringraum, in dem sämtliche Durchführungen mit potentiell zum Ringraum hin auftretenden Leckagen zusammengefaßt sind. Mit diesem in Abbildung 2 dargestellten Konzept beschränkt sich die Filterung auf diese zur Außenluft hin abgedichteten Räume und die Kühlluft zur äußeren Hülle des Containments kann ungefiltert bleiben, was zu einer sehr effektiven Kühlung durch Naturkonvektion führt [2].

## 2. Durchgeführte Arbeiten

Im Jahre 1991 wurden im wesentlichen folgende Arbeiten durchgeführt:

- Rechnerische Abschätzung zur Nachwärmeabfuhr durch Naturkonvektion
- Entwurf und konstruktive Ausarbeitung des PASCO-Prüfstands
- Erstellung der Instrumentierung und Regelung sowie der Datenerfassung

## 3. Erzielte Ergebnisse

Die Berechnungen wurden für ein Containment von 60 m Durchmesser und einer effektiven zylindrischen Höhe von 40 m, über welche die Nachwärme von der Stahlhülle an die Luft abgeführt wird, durchgeführt. In allen Fällen haben die Einzelkanäle einen Querschnitt von 0,50 m x 0,80 m. Die Stege bzw. Rippen sind 0,10 m breit. Somit sind am Umfang 314 Kanäle angeordnet. Die Stahlhülle hat eine Wandstärke von 38 mm. Für sämtliche Kanalwände wird für einen möglichst guten Strahlungsaustausch ein Emissionsverhältnis von 0,9 verwendet, welches durch geeignete Behandlung der Wände erreicht werden kann. Als absolute mittlere Rauigkeit der Strömungskanäle wird 1 mm angenommen. Für ungünstige Wetterverhältnisse wird eine Eintrittstemperatur der Luft von 30 °C gewählt.

Zur Berechnung der abführbaren Wärme müssen aufgrund von Wärmebilanzen an allen Wänden eines Kanals die zugeordneten Temperaturen bestimmt werden.

Geschwindigkeit und Temperaturerhöhung der Kühlluft ergeben sich aus Enthalpie und Impulsbilanz für die Luftströmung.

Wie in Abbildung 3 verdeutlicht, geschieht der Wärmetransport von der Stahlhülle an die Kühlluft über folgende Mechanismen: Über die Wand der Stahlhülle wird die gesamte Wärme durch Wärmeleitung transportiert. Der Wärmeübergang von der Stahlhülle an die Kühlluft geschieht mittels Naturkonvektion an den vier Wänden des Kanals, wobei zwischen den einzelnen Wänden ein Strahlungsaustausch stattfindet. Die für die rechnerischen Abschätzungen verwendeten Beziehungen sind im Detail in [3] beschrieben.

Zur Berechnung des konvektiven Wärmeübergangs wurde die folgende Nusselt-Beziehung für senkrechte ebene und unendlich ausgedehnte Wände bei turbulenter Strömung verwendet:

$$\text{Nu} = 0,104 \cdot \text{Ra}^{1/3}$$

Diese Beziehung kann für einen Bereich der Rayleigh-Zahl von  $2 \cdot 10^9$  bis  $10^{12}$  angewendet werden. Der Strahlungsaustausch zwischen den Kaminwänden wird unter Verwendung von bekannten Beziehungen berechnet [4]. Der Massenstrom und die Aufheizung der Luft lassen sich aus Impuls- und Enthalpiebilanzen über die Kanalhöhe bestimmen.

Zur Lösung des nichtlinearen Gleichungssystems wurde der Code C2000 entwickelt, dessen Rechenergebnisse im folgenden dargestellt sind.

Wichtige Ergebnisse zur Bewertung des Containmentkonzepts sind die Temperatur der Stahlhülle und der dazugehörige Wasserdampfdruck im Containment. Die Temperatur an der Innenseite des Betonmantels bzw. des Liners ist ebenfalls von Bedeutung, da diese wegen Wärmespannungen im Beton begrenzt werden muß. Weiterhin sind die Aufheizung der Luft sowie der Auftrieb bzw. der gesamte Druckabfall von Interesse. In den Abbildungen 4 bis 6 werden diese Größen in Abhängigkeit der dabei abführbaren Wärme dargestellt.

Basierend auf Rechnungen mit dem Rechenprogramm CONTAIN kann angenommen werden, daß infolge der hohen Wärmekapazität der im Containment befindlichen Strukturen (etwa  $13200 \text{ m}^3$  Beton und  $490 \text{ m}^3$  Stahl) der maximale Wärmestrom, der bei einem 1300 MWe Druckwasserreaktor an die Umgebung abgeführt werden muß, etwa 8 MW beträgt [5]. Die Abbildung 4 zeigt die Kurven für den

Fall der Naturzugkühlung ohne Filterung der Luft. Daraus ist zu entnehmen, daß für diesen Auslegungsfall die Nachwärme von 8 MW bei relativ niedrigen Temperaturen und Drücken abführbar ist. Die Stahlhülle nimmt dabei eine Temperatur von 148 °C an, was einem Wasserdampfdruck von 4,5 bar entspricht. Der Liner des Betonmantels erreicht eine Temperatur von 83 °C.

Weitere im Diagramm nicht dargestellte Werte bei 8 MW Nachwärmeabfuhr sind folgende: Wärmeübergangszahl der Stahlhülle 4,5 Watt/m<sup>2</sup>K, Rayleigh-Zahl  $2,9 \cdot 10^{14}$ , Nusselt-Zahl 6900, Reynolds-Zahl  $10^5$  sowie eine mittlere Luftgeschwindigkeit von 2,8 m/s.

Die Abbildung 5 zeigt den Fall, daß der gesamte Kühlluftstrom gefiltert wird und zwar mit einer Filterfläche, die mit 125 m<sup>2</sup> gleich groß ist wie der gesamte Strömungsquerschnitt der Luftkanäle. Für 8 MW Nachwärme ergeben sich dabei unzulässige Temperaturen und Drücke, nämlich 240 °C Stahlhüllentemperatur entsprechend 33,5 bar Innendruck sowie 201 °C Betonliner-Temperatur. Der Druckabfall geht mit 124 Pa fast ausschließlich auf das Konto des Filters. Die Luftgeschwindigkeit ist mit 0,3 m/s dabei wesentlich geringer als im Fall ohne Filter.

Will man niedrigere Temperaturen erreichen, so muß man, falls das Konzept der Kühlluftfilterung beibehalten werden soll, die Filteranströmfläche vergrößern, wodurch wegen der geringeren Anströmgeschwindigkeit der Druckabfall am Filter verkleinert wird. Die Abbildung 6 zeigt den Fall, bei dem die Filterfläche um den Faktor 2,5 auf 314 m<sup>2</sup> vergrößert ist. Hierbei ergeben sich für 8 MW Nachwärme eine Stahlhüllentemperatur von 194 °C und ein Innendruck von 13,8 bar, was für ein akzeptables Containmentkonzept hinsichtlich möglicher Leckagen immer noch zu hoch erscheint.

Ein sehr erfolgversprechendes Konzept stellt der Vorschlag dar, alle Durchführungen mit potentiellen Leckagen in den Ringraum in einem abgeschlossenen Raum im unteren Teil des Ringraums zusammenzufassen, siehe Abbildung 2. Die Filterung bleibt in diesem Fall auf diese abgeschlossenen Bereiche beschränkt und die Kühlluft zur äußeren Oberfläche des Containments, die als leckdicht unterstellt wird, kann ungefiltert bleiben. Auf diese Art und Weise wird eine sehr wirkungsvolle Kühlung durch Naturkonvektion erreicht und die Ergebnisse, die in Abbildung 4 für den ungefilterten Fall dargestellt sind, gelten auch für diese Situation, d.h. 8 MW Wärme können bei einer Stahlhüllentemperatur von 148 °C und einem entsprechenden Dampfdruck von 4,5 bar abgeführt werden.

Alle durchgeführten Rechnungen haben gezeigt, daß der Strahlungsaustausch zwischen den Kaminwänden eine bedeutende Rolle spielt. Der Einfluß der Strahlung auf den Wärmeübergang im Kamin wird am Beispiel der Naturzugkühlung ohne Filterung der Kühlluft in den Abbildungen 7 und 8 dargestellt. Die Abbildung 7 zeigt abhängig von der gesamten abgeführten Wärme neben der dabei vorhandenen Stahlhüllentemperatur den Anteil des Wärmestroms, der direkt an der Stahlhülle durch Naturkonvektion an die Luft übergeht, und den Anteil, der von der Stahlhülle durch Wärmestrahlung zunächst an die Betonwand und die Rippen abgegeben wird und erst dort durch Konvektion an die Luft übergeht. Bei den dabei angenommenen Emissionkoeffizienten der Kaminwände von 0,9 ist der Strahlungsanteil größer als der direkte konvektive Anteil.

Um zu verdeutlichen, wie wichtig die Emissionkoeffizienten sind, d.h. der Strahlungs-Wärmeaustausch, sind diese bei den in der Abbildung 8 dargestellten Rechenergebnisse auf einen Wert von 0,2 heruntersgesetzt, was etwa geschmirgeltem Stahl entspricht. In diesem Falle ist der Strahlungsanteil wesentlich geringer als der direkte konvektive Anteil an der Stahlhülle, was aber zur Folge hat, daß nunmehr die Stahlhüllentemperatur bei gleicher abführbarer Wärme unzulässig hoch ist.

Da die Rechnungen unter vereinfachenden Annahmen durchgeführt wurden, sind sowohl aufwendigere Rechnungen als auch Experimente notwendig, um die Containmentkühlbarkeit durch Naturkonvektion an Luft zuverlässig nachzuweisen.

Da ein solcher Nachweis von großer Bedeutung für ein eventuelles Genehmigungsverfahren ist, wurde eine Versuchseinrichtung PASCO entworfen sowie die Detailkonstruktion durchgeführt. Dieser Prüfstand soll dazu dienen, den Wärmeübergang bei einem einseitig beheizten Rechteckkanal mit variablen, relativ großen Abmessungen zu untersuchen und Möglichkeiten aufzuzeigen, durch welche konstruktiven Maßnahmen der Wärmeübergang verbessert werden kann.

Der in Abbildung 9 dargestellte Versuchsstand PASCO stellt einen einseitig elektrisch beheizten, vertikalen Rechteckkanal mit individuell unterschiedlich beheizbaren Zonen dar. Der veränderliche Kanalquerschnitt hat eine Abmessung von etwa 500x1000 mm. Die maximale Höhe des Prüfstandes beträgt im gegenwärtigen Ausbauzustand 8 m. Durch Veränderung der beheizten Höhe zwischen 2 m und 8 m sollen Hinweise dafür gewonnen werden, ob die Experimente auf grö-

ßere Höhen ausgedehnt werden müssen. Von besonderem Interesse bei den Untersuchungen ist der Wärmeübergang in dem durch die Seitenwände begrenzten Raum und insbesondere in den Eckbereichen.

Der Versuchsstand PASCO ist eine vielseitige Versuchseinrichtung zur Untersuchung von Wärmeübergangsphänomenen bei Naturkonvektion für verschiedene Anwendungen, wie z.B. neue natrium- und gasgekühlte Reaktorkonzepte.

#### **4. Geplante Weiterarbeit**

Folgende weitere Arbeiten sind im Rahmen des PASCO-Programms vorgesehen:

- Aufbau des PASCO-Prüfstands
- Inbetriebnahmeversuche
- Versuche zum Wärmeübergang bei Naturkonvektion
- Arbeiten zur Entwicklung von Modellen zur Berechnung der Nachwärmeabfuhr

## Literatur

- [1] H.H. Hennies, G. Kessler, J. Eibl: "Improved Containment Concept for Future Pressurized Water Reactors", Int. Workshop on Safety of Nuclear Installations of the Next Generation and Beyond", August 28-31, 1989, Chicago, IL, USA.
- [2] B. Göller, R. Krieg: persönliche Mitteilung
- [3] H.J. Neitzel: "Abschätzung der Wärmeabfuhr durch Naturkonvektion bei einem alternativen Containmentkonzept", KfK 5005, März 1992.
- [4] VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, 5. erweiterte Auflage, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf 1988.
- [5] H. Alsmeyer, F.J. Erbacher, W. Scholtyssek: "Decay Heat Removal after a PWR Core Meltdown Accident", International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants (ANP '92), October 25-29, 1992, Tokyo, Japan.

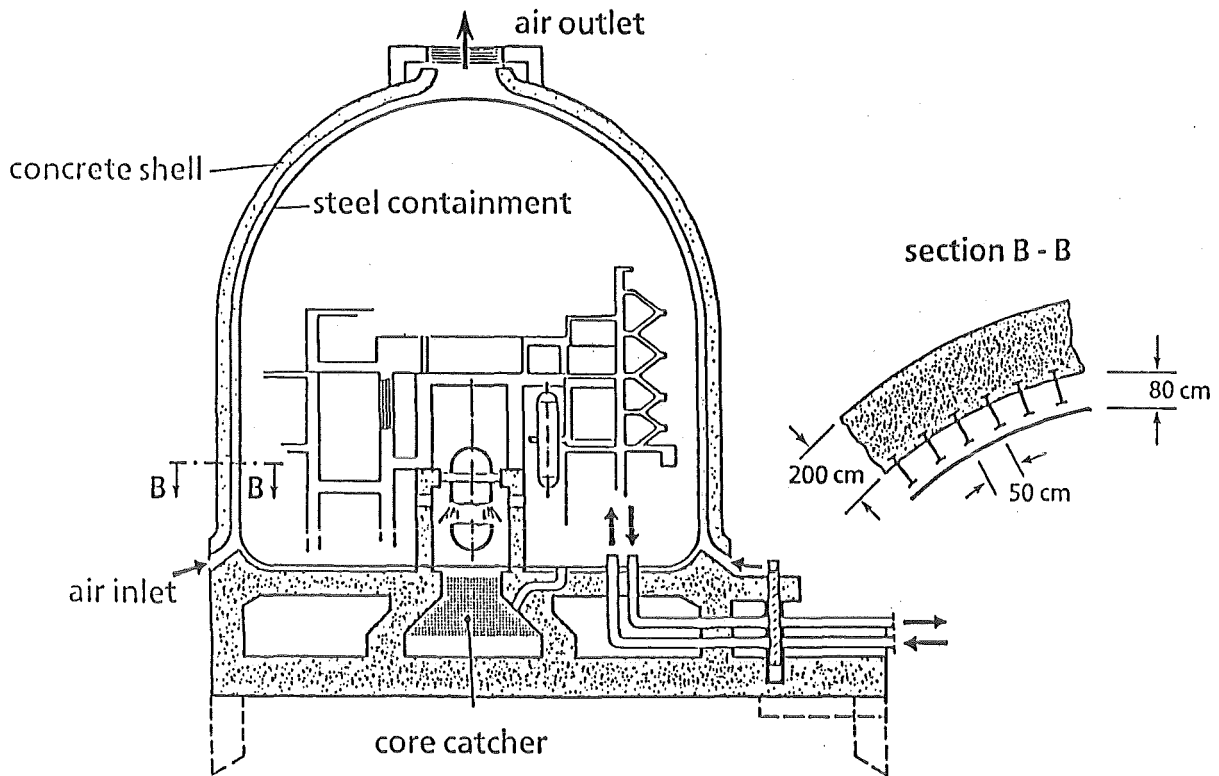


Fig. 1 Composite containment with passive cooling by natural convection

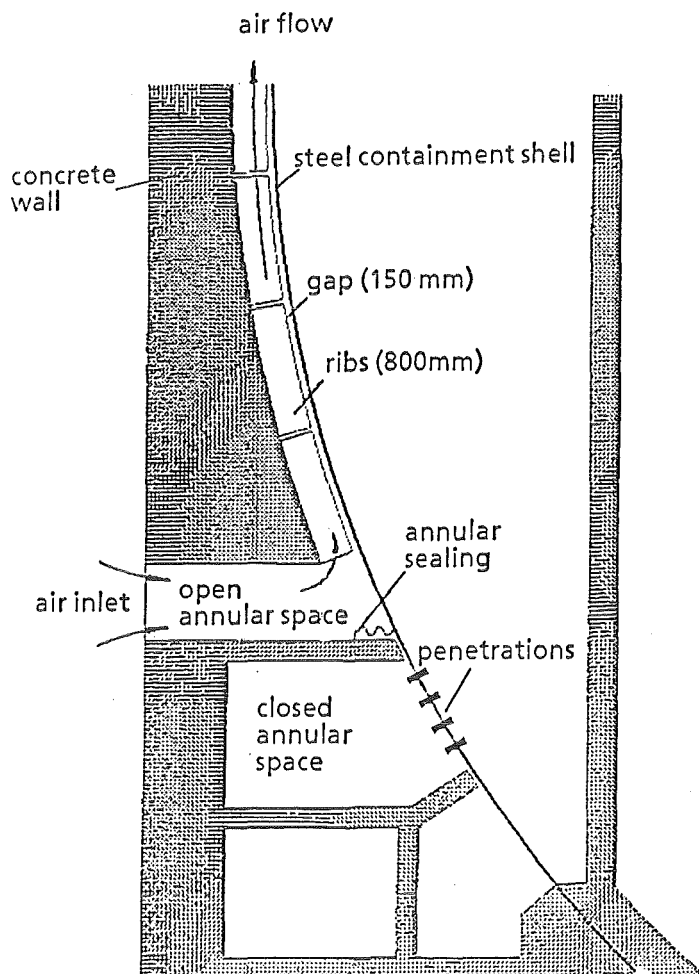


Fig. 2 Concept with penetrations grouped in a separate filtered annular space



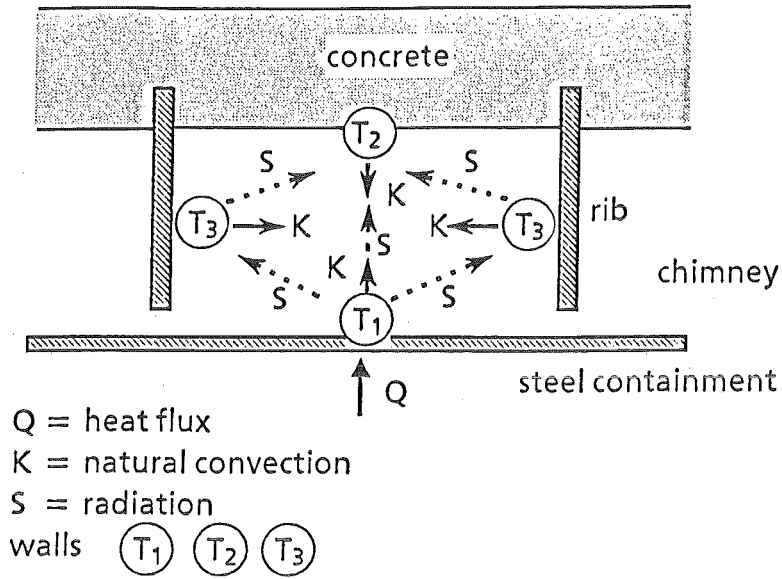


Fig. 3 Mechanisms of heat transfer from the steel containment to the air

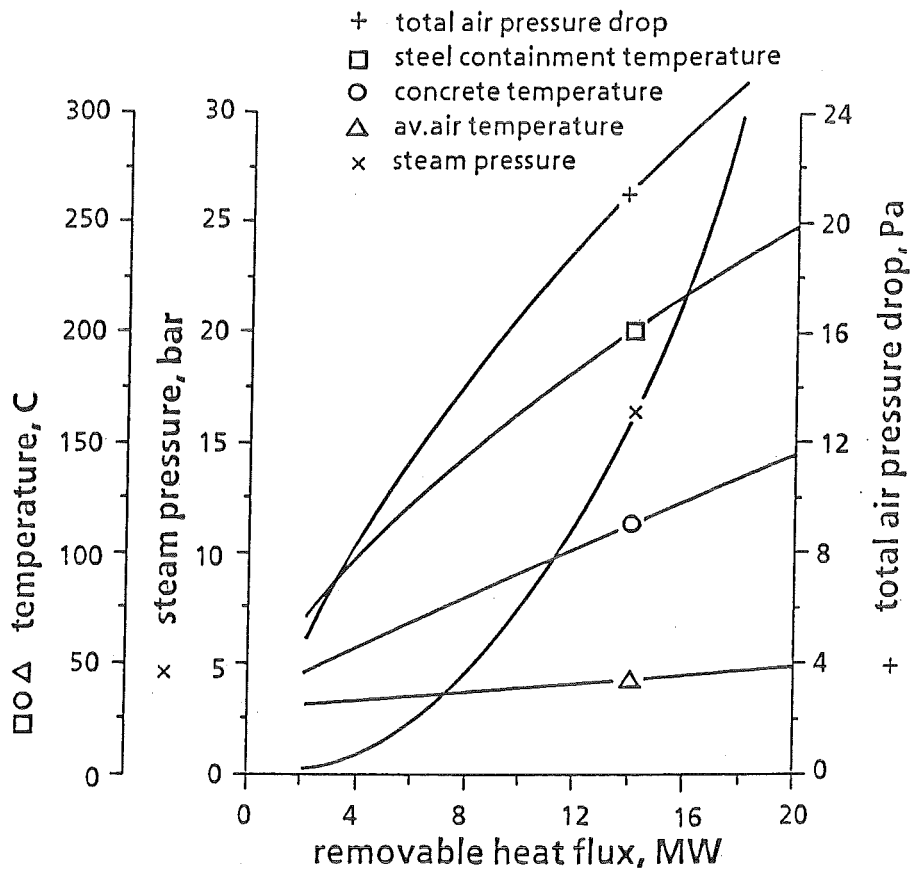


Fig. 4 Thermal-hydraulics of containment cooling without air filtering

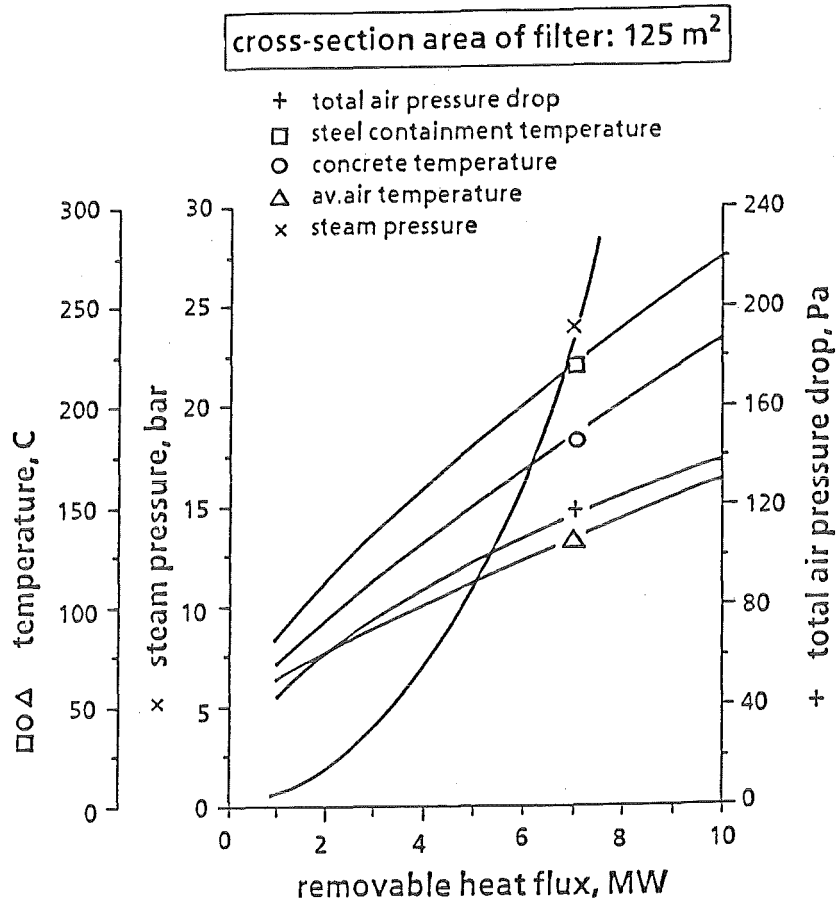


Fig. 5 Thermal-hydraulics of containment cooling with filtering of total air flow

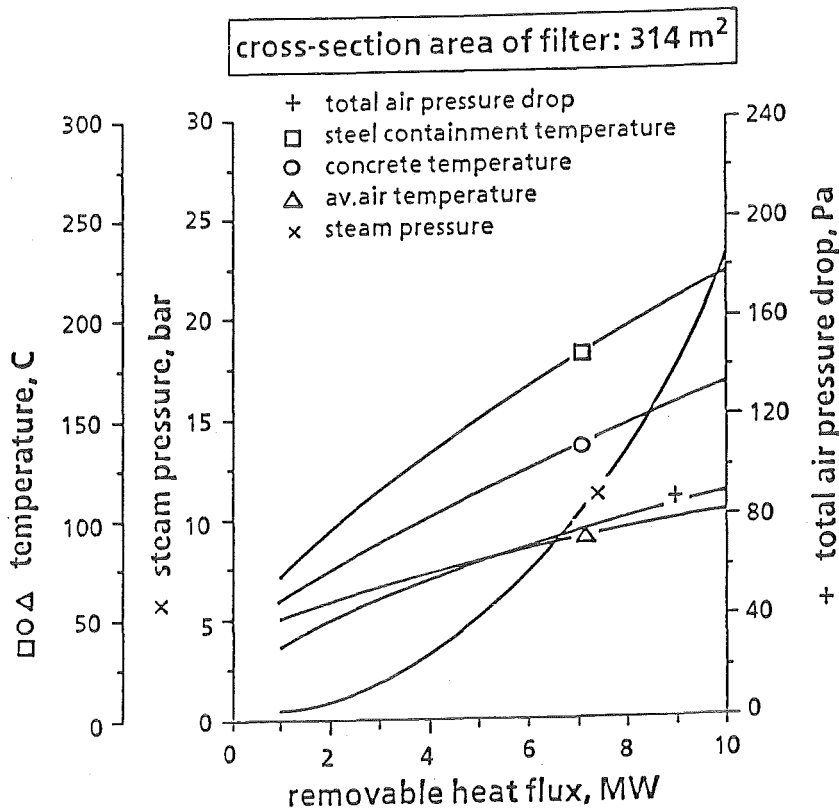


Fig. 6 Thermal-hydraulics of containment cooling with filtering of total air flow and increased filter area

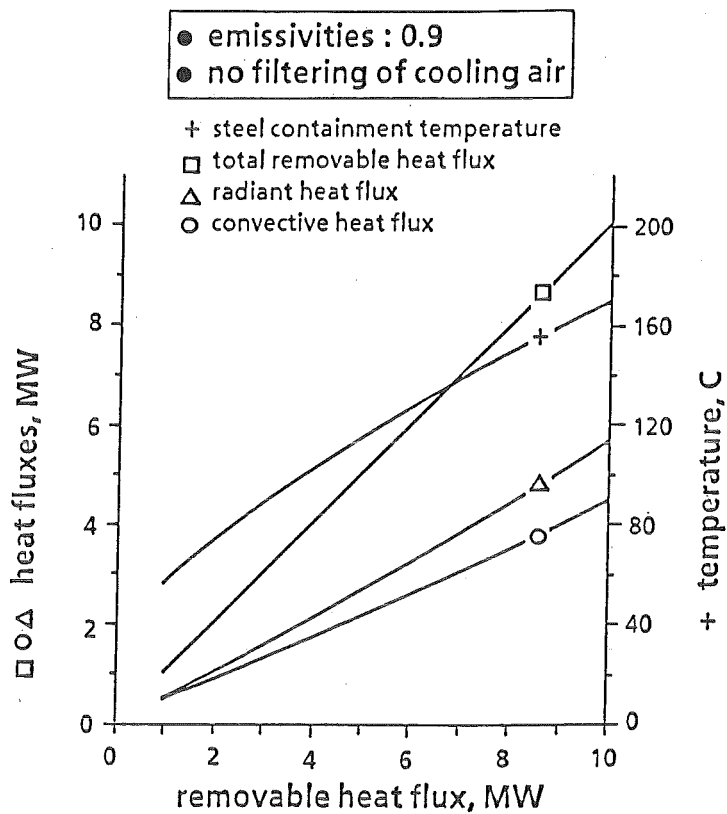


Fig. 7 Influence of radiation with high emissivities

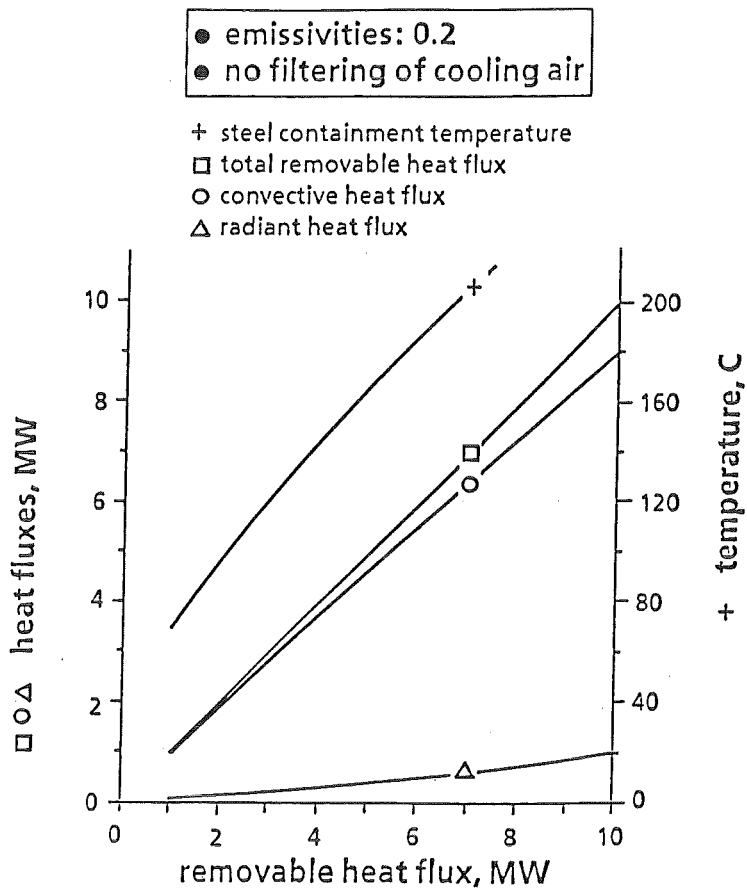


Fig. 8 Influence of radiation with low emissivities

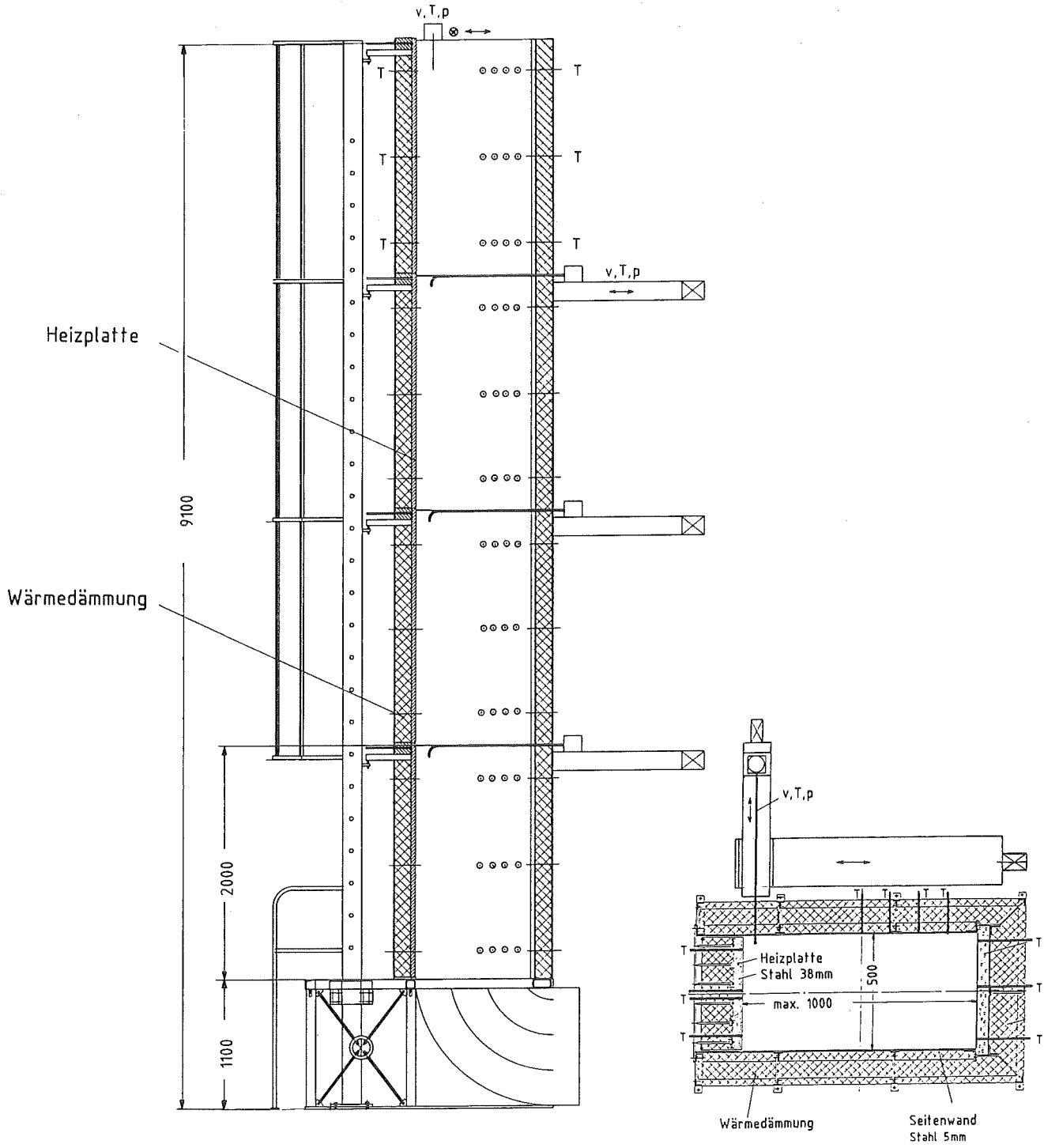


Fig. 9 Test rig for passive containment cooling (PASCO)

**18.06.03/06A      Filter Development for an Improved Containment Concept**

**PSF 0N1X            (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H.Schmitt; LAF II)**

**Abstract**

The filter development for the containment 2000 is in the starting phase.

**18.06.03/06A      Filteranlage für ein verbessertes Containment Konzept**

**PSF 0N1X            (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H.Schmitt; LAF II)**

Für das Containment 2000 ist die 1. Phase zur Machbarkeit abgeschlossen. Aus praktischen Erwägungen soll die passive Abfuhr der Nachzerfallswärme durch eine ungefilterte Konvektionsströmung über die Stahlwandung des Containments erfolgen. Nur die Teilbereiche, die Leckagen erwarten lassen, wie Schleusen und alle Arten von Durchführungen von Rohrleitungen, Kanälen und Kabeln, sollen in Gruppen zusammengefaßt und über dichtgeschweißte Kammern einer Filteranlage zugeführt werden. Diese Filteranlage kann direkt an den Kamin angeschlossen werden und die Thermokonvektion des Kamins ausnutzen. Hierfür sind temperatur- und dampffeste Filter auszulegen und zu erproben, die zu sehr kleinen Strömungswiderständen führen. Es sollen speziell locker gesinterte Metallfaservliese und dünne Sorptionsmaterialschichten bei kleinen Anströmgeschwindigkeiten eingesetzt werden. Erste Versuchsmuster sind eingetroffen und werden im nächsten Jahr erprobt. Anschließend erfolgt die Auslegung des Gesamtfilters.

18.06.03/07A      A Sensitivity Study on the long-term-development of  
PSF ON2B            Thermohydraulic Data in a PWR-Containment after a Core-  
                             melt Accident

A sensitivity study on the most important hydraulic data in the containment in a post-core melt accident status has been carried out. The results show, that these data will react very sensitive upon the various system data. Since the correct design data are not yet available, the maximum temperature- und pressure loads can be predicted with large uncertainties only. On the other hand, some parameters were identified, the optimization of which in the containment design may lead to an effective limitation of the long-term-loads to acceptable values.

18.06.03/07A                    Sensitivitätsstudie zur Langzeitentwicklung der  
PSF ON2B                        Thermohydraulik in einem DWR Containment nach  
                                      einem Kernschmelzestörfall  
                                      (W. Scholtyssek)

Zur Auslegung eines versagenssicheren Containments für künftige Druckwasserreaktoren ist es notwendig, die Obergrenzen für Belastungen nach schweren Störfällen zu bestimmen. Im vorliegenden Bericht werden Ergebnisse von Untersuchungen vorgestellt, die die wesentlichen Einflußgrößen auf die Langzeitentwicklung von Druck, Temperatur und Wärmeströme im Reaktorcontainment nach einem Kernschmelzeunfall ermitteln sollten. Es wird angenommen, daß nach einer transienten Anfangsphase ein quasi-stabiler Zustand erreicht wird, d.h. die Schmelze wird in einem Kernfänger gesammelt, durch Sumpfwasser gelöscht und in eine dauerhaft kühlbare Konfiguration gebracht. Weiter wird angenommen, daß das Containment vollständig isoliert ist, d.h. Wärmesenken werden nur durch interne Strukturen und die Hülle, die Wärme in den Ringspalt leitet, bereitgestellt.

Die numerische Analyse wurde mit dem FORTRAN-Programm TPCONT durchgeführt. Das Programm enthält ein Standard-Containment-Modell mit Daten, die charakteristisch für einen Deutschen KONVOY DWR sind. Das Modell berücksichtigt darüberhinaus zusätzliche Sicherheitseinrichtungen, wie sie in künftigen Reaktoren eventuell vorhanden sein können, wie z.B. einen Kernfänger, ein druckverstärktes Containment und eine gefilterte Naturzugkühlung im Ringspalt. Die thermo-hydraulische Entwicklung im Containment wird durch die Bilanzierung von Wärmefreisetzung im Containment (latente, chemische und Nachzerfallswärme) mit intern in Strukturen gespeicherter und aus den Containment über die Hülle abgeführter Wärme berechnet. Wärmeübergang in und durch die Containmenthülle wird mechanistisch modelliert unter der Annahme quasi-stationärer Bedingungen. Da das Programm primär für Sensitivitätsstudien gedacht ist, wurden die Modelle einfach und flexibel gehalten und dem Anwender weitgehende Kontrolle über geometrische, Material- und Betriebsdaten ermöglicht. Darüberhinaus hat der Anwender die Möglichkeit, die meisten der physikalischen Daten zu kontrollieren, z.B. Koeffizienten, die in Wärme- und Massetransportkorrelationen verwendet werden, um deren Einfluß auf die thermo-hydraulische Entwicklung des Containments zu studieren.

Die Sensitivität von Druck- und Temperaturmaxima bezüglich vieler Parameter des Reaktorsystems wurde untersucht. Tab. 1 zeigt eine Auswahl der wichtigsten Ergebnisse. Angegeben werden Referenzwerte, Änderungen dieser Werte und resultierende Änderungen von Maximaldruck und -temperatur, die 10.2 bar und 173 C respektive für den Referenzfall betragen.

Die Daten, die Wärmeüberübergangs- und Strömungseigenschaften im System Hülle-Ringspalt-Schild bestimmen, sind erwartungsgemäß von besonderer Bedeutung. Dies könnte in einem entsprechenden Containmententwurf Anwendung finden, z.B. durch Vergrößerung der effektiven Wärmeübergangsfläche der Hülle (Rippen, Finnen), oder durch Verbesserung der Strömung im Ringspalt (Verminderung Filterwiderstand, Kaminhöhe). Andererseits ist eine verbesserte Kenntnis der Wärmeübergangskoeffizienten Voraussetzung für eine genauere Vorhersage des thermo-hydraulischen Verhaltens des Containments. Ein weiterer wichtiger Parameter ist die Wärmekapazität des Gebäudes. Der KONVOY DWR profitiert von einem großen internen Betonvolumen. Durch den Einbau von "Dummy"-Strukturen (Kiesbett, Wassertank) könnte eine weitere Erniedrigung des Spitzendrucks erzielt werden. Die Reduzierung des freien Containmentvolumens würde sich dabei nur geringfügig auswirken. Eine genaue Kenntnis der Wärmeübergangszahlen an internen Strukturen und an der Hüllenninnenseite ist nicht erforderlich. Sehr stark reagieren die Maximalwerte auf die Veränderung der Reaktorleistung und nicht vernachlässigbar auf Abbrandänderungen. Die muß berücksichtigt werden, falls eine Erhöhung der thermischen Leistung oder des Abbrands in künftigen Reaktoren erwogen werden sollte. Zusätzliche Sicherheitsreserve muß für Wärme aus frühen transienten Ereignissen (Brände usw) vorgesehen werden und eventuell für ungünstige Wetterbedingungen.

Schlußfolgerungen: Die hier vorgestellten Ergebnisse zeigen, daß die thermo-hydraulische Entwicklung in einem DWR Containment nach einem Kernschmelzeunfall sehr sensitiv auf zahlreiche Systemdaten reagiert. Da genaue Entwurfsdaten eines künftigen DWR's noch nicht verfügbar sind, können maximale Druck- und Temperaturbelastung nur mit erheblicher Unsicherheit vorhergesagt werden. Andererseits wurden eine Anzahl von Parametern identifiziert, deren Optimierung im Containmententwurf zu einer effektiven Begrenzung der Langzeitbelastungen auf akzeptable Werte führen kann.



Concept for Future PWR's". 5th Int. Conf. on Emerging  
Nuclear Energy Systems, Karlsruhe, FRG, July 3-6, 1989

**Tab. 1. Sensitivitäten von Maximaldruck- und Temperatur bezüglich Änderungen von Systemdaten**

Parameter	Referenzwert	Änderung	$\Delta p$ (bar)	$\Delta T$ (K)
Containment Volumen	71200 m <sup>3</sup>	+ 20 %	- 0.25	- 1.2
Beton Volumen	13200 m <sup>3</sup>	+ 20 %	- 1.09	- 5.5
Beton Dicke	dünn <sup>1)</sup>	1.0 m	- 0.63	- 3.1
Stahl Volumen	490 m <sup>3</sup>	+ 100 %	- 0.3	- 2.4
Sumpf Volumen	1600 m <sup>3</sup>	+ 100 %	- 1.25	- 5.8
Fläche der Hülle	7209 m <sup>2</sup>	+ 20 %	- 2.09	- 11.2
$h_{c,i}$ Hülle innen 2)		+ 50 %	- 0.06	- 0.3
$h_{c,o}$ Hülle außen 2)		+ 50 %	- 2.2	- 11.7
$r_c$ Hülle-Schild 3)	$1.4 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$	+ 100 %	- 1.93	- 10.2
Ringspalt Querschnitt	180 m <sup>2</sup>	+ 20 %	- 0.6	- 3.0
Ringspalt Höhe	40 m	+ 20 m	- 1.49	- 7.6
Filter Widerstand 4)		+ 20 %	+ 0.8	+ 3.8
$\lambda_{schild}$ 5)	2 W/mK	+ 8 W/mK	- 1.67	- 8.6
Reaktorleistung	3670 MWth	+ 20 %	+ 5.40	+ 21.1
Volleistungstage	585 d	+ 100 d	+ 0.46	+ 2.2
Transiente Wärme	$7.1 \times 10^{11} \text{ J}$	+ 100 %	+ 0.8	+ 3.8
Leckrate	0.0 Vol%/d	+ 1 Vol%/d	- 0.15	- 0.7
Umgebungstemperatur	20 C	+ 10 C	+ 1.7	+ 7.5

1) D.h., verzögerte Wärmeabsorption nicht berücksichtigt.

2) Wärmeübergangskoeffizienten. Korrelationen:

$$h_{c,i} = 11 + 280 X \text{ (W/m}^2\text{K)}, \quad X: \text{ Massenverhältnis Damp-Luft}$$

$$h_{c,o} = 5.6 + 4 v \text{ (W/m}^2\text{K)}, \quad v: \text{ Luftgeschwindigkeit im Ringspalt (m/s)}$$

3) Strahlungskoeffizient.

4) Druckverlust  $\Delta p = 370 v + 21 v^2$  (Pa),  $v$ : Luftgeschwindigkeit im Filter (m/s)

5) Wärmeleitfähigkeit des Schildmaterials.

18.06.04/01A  
PSF ON1Y

Containment Design and Load Carrying Capacity

(B. Dolensky, B. Göller, R. Krieg; IRE)

**Abstract**

The new containment has to withstand not only the classical design basis accidents but also the much more severe loads due to postulated core-melt accidents (static pressure of 20 bar at 200 °C and dynamic pressure in the order of 100 bar and 5 ms duration). The inner steel containment shell alone cannot withstand these loadings. Rather it is necessary that it comes into contact with surrounding supporting structures, which then help to carry the loading. Additionally, the environmental air flows in natural circulation through the annular gap between the inner steel shell and the outer concrete shell and thus removes the decay heat. Leakages from the containment must not pass without filtering into this air flow. Several preliminary investigations on containment design with respect to these requirements were performed.

Taking into account only mechanical aspects, a spherical containment shell would be most suitable. However, a cylindrical containment with a doubled wall thickness in the cylindrical domain would allow for more flexibility with respect to internal space requirements or to external cooling requirements, respectively. Both types of containment can bear the classical design loads as free standing structures. On the other hand, this feature requires a relative large gap between inner steel shell and the external supporting structures. In case of excessive high static pressure loadings, the inner shell comes into contact with the outer supporting structures only after moderate, but acceptably small plastic strains. In case of high dynamic pressure loadings the containment shell crashes against ribs designed to yield plastically. Thus, the consequences of a hydrogen detonation can be coped with at moderate plastic strains in the containment shell, without questioning its tightness.

Additionally, an appropriate separation of the annular gap is proposed, what allows to renounce any filtering of the air flow needed for decay heat removal.

18.06.04/01A  
PSF ON1Y

Containmententwürfe und Lastabtragverhalten  
(B. Dolensky, B. Göller, R. Krieg; IRE)

## 1. Beschreibung des Problems

Das zu entwickelnde Containment soll neben den klassischen Auslegungslasten auch die beim Kernschmelzunfall erwarteten sehr viel größeren Belastungen (statisch 20 bar bei 200 °C, dynamisch Größenordnung 100 bar bei 5 ms Dauer) abtragen. Um dies zu erreichen, soll sich der innere Sicherheitsbehälter aus Stahl so an der äußeren Betonschale abstützen, daß letztere zum Abtragen der Lasten mitbenutzt wird. Gleichzeitig soll Umgebungsluft zwischen Stahl- und Betonschale zirkulieren können, um die Nachwärme abführen zu können. Leckagen aus dem Containment dürfen nicht ungefiltert in diesen Kühlluftstrom gelangen.

Im Lichte dieser Forderungen werden verschiedene Sicherheitsbehälter-Formen sowie eine bestimmte Stützkonstruktion zwischen Stahl- und Betonschale und eine Zweiteilung dieses Ringraumes untersucht und diskutiert.

## 2. Einfluß der Sicherheitsbehälterbauform beim Abtragen verschiedener Lasten

Um einen Überblick über das mechanische Verhalten verschiedener Bauformen des Sicherheitsbehälters bei unterschiedlichen Belastungen zu gewinnen, wurden abschätzende Rechnungen durchgeführt. Die drei betrachteten Sicherheitsbehältertypen zeigt Bild 1:

- a) klassisches DWR-Kugelcontainment (40 mm Wanddicke)
- b) zylindrisches Containment mit halbkugelförmigem Dom- und Bodenbereich (80 mm Wandstärke im zylindrischen Bereich, 40 mm Wandstärke in den übrigen Bereichen)
- c) zylindrisches Containment mit halbkugelförmigem Dom und ebenem Boden (40 mm Wandstärke)

### 2.1 Verhalten bei klassischen Auslegungslasten

Die verschiedenen Sicherheitsbehälter wurden unter den Lastfällen Eigengewicht, Innendruck und Temperatur (5.3 bar bei 145 °C), Erdbeben (0.3 g horizontal) und äußerer Überdruck im Ringraum (0.15 bar) untersucht.

Das 40 mm dicke Kugelcontainment und das 80 mm dicke Zylindercontainment (Bilder 1a und b) können die genannten Auslegungslasten problemlos abtragen.

Das Containment mit 40 mm dicker Zylinderschale (Bild 1c) kann die obigen Auslegungslasten nicht alleine abtragen. Vielmehr müssen sich der Dombereich bereits bei einem Innendruck von 0.2 bar und der Zylinderbereich bei einem Druck von etwa 4 bar an den äußeren Strukturen abstützen. Da hierbei noch keine plastischen Dehnungen auftreten dürfen, muß der Spalt zwischen Stahl- und Betonschale relativ eng sein. Ein Wert von 40 mm ist gerade noch akzeptabel. Durch diesen engen Spalt werden auf der anderen Seite die beim Kühlmittelverluststörfall ebenfalls auftretenden Wärmedehnungen behindert, so daß bei der Auslegungstemperatur in der Schale große Druckspannungen auftreten, was zum Schalenbeulen führt. Darüber hinaus dürfte auch der Bau eines Containments mit 40 mm Spaltweite erhebliche Schwierigkeiten bereiten. Die zulässigen Toleranzen müßten voraussichtlich unter 10 mm liegen, was bei großen Betonbauwerken eine sehr gravierende Forderung darstellt. Ferner wird der Lastfall äußerer Überdruck von der 40 mm dicken Zylinderschale nicht beherrscht.

## 2.2 Verhalten beim Kernschmelzunfall: statische Last

Die beim Kernschmelzunfall erwarteten Innendrucke von bis zu 20 bar können von einer freistehenden Sicherheitsbehälter-Stahlschale nicht mehr abgetragen werden. Vielmehr muß sich bei solchen Drücken die Schale an der äußeren Betonschale so abstützen können, daß ein Teil der Last von dieser aufgenommen wird.

Bei den Containment-Typen a) und b) bewirkt der Kühlmittelverluststörfall eine größte radiale Aufweitung der Stahlschale von ca. 110 mm (davon sind 87 mm reine Temperaturdehnung). Die bei auslegungsüberschreitenden Unfällen benötigten Stützstrukturen müssen einen etwas größeren Abstand haben: hier wurden 150 mm gewählt. Dieser Abstand ist so groß, daß er mit elastischen Materialverformungen allein nicht mehr überbrückt werden kann. Vielmehr treten bei der Anlage der Schale kinematische Membrandehnungen von 0.5 % auf, von denen - je nach Wandtemperatur - ein mehr oder weniger großer Teil plastische Dehnungen sind. Früher durchgeführte Experimente mit dem Containmentstahl 15MnNi63 haben gezeigt, daß derartige geringe Dehnungen noch mehr als eine Größenordnung von den Versagensgrenzen des Materials entfernt sind. Die beim Kernschmelzunfall zur Wärmeabfuhr benötigten hohen Temperaturen von bis zu 200 °C führen bei diesen Containmenttypen wegen der großen Spaltweiten nicht zu Beulproblemen.

Beim Containment-Typ c) erfolgt die Anlage an die Stützstrukturen zwar noch bei linear-elastischem Materialverhalten. Unter der hohen kombinierten Druck- und Temperaturbelastung treten allerdings wegen der engen Spalte noch gravierendere Beulprobleme auf als beim Kühlmittelverluststörfall.

### 2.3 Verhalten beim Kernschmelzunfall: Wasserstoffdetonation

Die Maximaldrücke bei einer Wasserstoffdetonation in der Größenordnung von 100 bar sind so groß, daß demgegenüber die maximalen Schalenkräfte, die bereits bei etwa 10 bar erreicht werden, vernachlässigbar sind. Die Fähigkeit, die Detonationslasten abzutragen, hängt daher nicht wesentlich von der Form des Sicherheitsbehälters ab, wohl aber vom Aufbau der Stützstrukturen zwischen der Schale und der äußeren, als starr angenommenen Betonschale. Mit dem Finite-Element-Programm ABAQUS wurden dynamische, nicht-lineare Analysen durchgeführt, um verschiedene Möglichkeiten des Wandaufbaus zu untersuchen.

Bild 2 zeigt eine Stützstruktur, bestehend aus vertikal ausgerichteten Rippen. Durch den Lastimpuls der Wasserstoffdetonation (Rechengrößen: dreieckförmiger Impuls, 200 bar Spitzenwert, 5 ms Dauer) wird die Schale auf eine Radialgeschwindigkeit von 110 m/s beschleunigt, trifft so auf die Rippen und wird dann durch plastisches Stauchen der Rippen über einen Weg von etwa 150 mm abgebremst. Die maximalen Beanspruchungen in der Schale betragen bei diesem Vorgang etwa 2 % Membrandehnung und 5 % Biegedehnung. Das Rippenkonzept kann noch weiter verbessert werden mit dem Ziel, die genannten Beanspruchungen zu halbieren.

Das Containment vom Typ c) ist bei der Wasserstoffdetonation durch die engeren Spalte zwischen Stahl- und Stützstruktur begünstigt. Beim Einsatz von starren Rippen (d.h. von Rippen, die die Detonationslast statisch abtragen könnten) wurden Maximalbeanspruchungen von etwa 2 % Membrandehnung und 8 % Biegedehnung ermittelt. Beim Einsatz von plastisch nachgiebigen Rippen sind Verbesserungen zu erwarten. Allerdings besteht bei diesem Containmenttyp die Gefahr, daß eine Wasserstoffdetonation in vorgebeulter, schwer definierbarer Schalenkonfiguration stattfindet. Der Weg, auf dem die Stahlschale dann beschleunigt würde, könnte dann noch größer als 150 mm und die resultierende Beanspruchung größer als bei den Containments Typ a) und b) sein.

### 3. Überlegungen zur Ringraumfilterung

Zur Abfuhr der Nachwärme beim Kernschmelzunfall wird der Raum zwischen Sicherheitsbehälterschale und äußerer Betonschale von der Umgebungsluft durchströmt. Eventuelle Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter dürfen nicht in diesen Raum gelangen, da eine ständige Filterung des erforderlichen großen Luftstromes nicht möglich ist.

Nun können aber im ungestörten Schalenbereich des Sicherheitsbehälters Leckagen nicht auftreten, da sowohl bei der Herstellung der Bleche wie bei ihrer Verschweißung auf der Baustelle durch gründliche, teilweise mehrfach unabhängige Überprüfungen das Vorhandensein von Rissen ausgeschlossen werden kann. Leckagen können nur an nicht verschweißten Öffnungen auftreten, wie an Schleusentoren, Kabeldurchführungen, Stopfbüchsen etc. Luft, die mit derartigen Leckage-Stellen in Berührung kommt, darf daher nur kontrolliert über Filter abgegeben werden.

Für das Containment wird daher eine Zweiteilung des Ringraumes vorgeschlagen, Bild 3. Alle Durchführungen - bis auf wenige Ausnahmen - werden im unteren Schalenbereich angeordnet und münden außen in einen ringförmig abgedichteten unteren Ringraum. Dieser wird im Normalbetrieb auf leichtem Unterdruck gehalten. Der darüber befindliche obere Ringraum ist offen für die Kühlluft, die am "Nordpol" ungefiltert abströmen kann.

Im oberen, offenen Ringraum befinden sich aus konstruktiven Gründen einige große Durchführungen wie Materialschleuse, Personenschleuse, Frischdampf- und Speisewasserleitungen. Diese Durchführungen müssen gegenüber dem Ringraum so abgekapselt werden, daß Leckagen in den Ringraum nicht auftreten können. Diese Bedingung ist bei den heutigen Druckwasserreaktoren schon weitgehend erfüllt, wie die Frischdampfdurchführung in Bild 4 aus [1] zeigt. Es müßte lediglich eine Ertüchtigung für die höheren Beanspruchungen in den neuen Containments erfolgen.

#### 4. Zusammenfassung und Schlußfolgerung

Unter dem alleinigen Gesichtspunkt des mechanischen Lastabtrageverhaltens wäre das Kugelcontainment die günstigste Bauform für den Sicherheitsbehälter. Eine größere Flexibilität hinsichtlich Raumbedarf im Innern und Oberflächenbedarf zur Kühlung begünstigt das Zylindercontainment mit doppelter Wanddicke im zylindrischen Bereich. Beide Sicherheitsbehältertypen tragen wie bisher alle klassischen Auslegungslasten als freistehende Struktur alleine ab. Dies bedingt einen relativ großen Abstand zwischen der Schale und den umgebenden Strukturen. Beim Kernschmelzunfall kann sich folglich die Schale erst nach geringen plastischen Materialverformungen an die benötigten äußeren Stützstrukturen anlegen. Ein Aufbau der Stützstrukturen aus plastisch nachgiebigen Rippen erlaubt es, die Folgen einer Wasserstoffdetonation bei erträglichen plastischen Verformungen der Sicherheitsbehälterschale aufzunehmen.

Bei der vorgeschlagenen Ringraumteilung kann auf die Filterung des Kühl- luftstromes zwischen Stahl- und Betonschale verzichtet werden.

#### 5. Referenzen

- [1] A. Andersen: "Reaktorsicherheitsbehälter aus Stahl". In: Stahlbauhandbuch, Band 2, Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Köln.

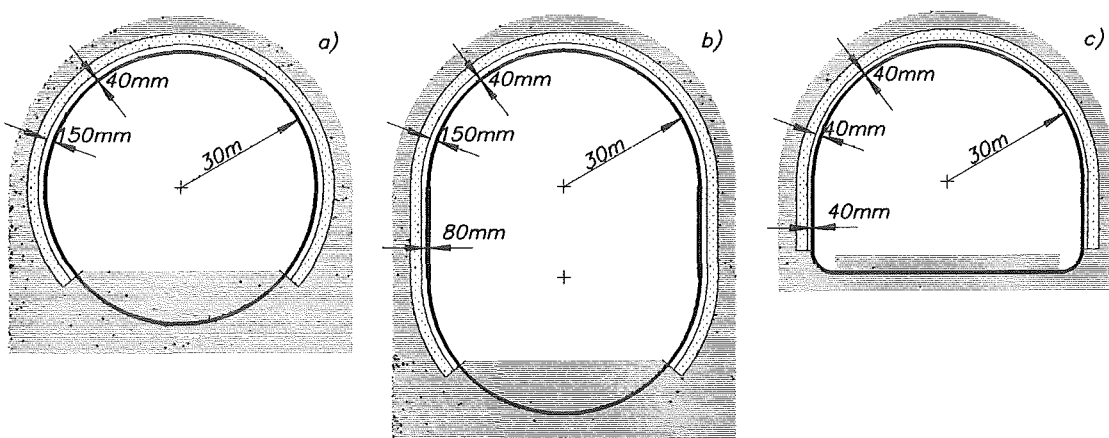


Bild 1: Untersuchte Containmentbauformen (Wandaufbau nicht maßstäblich gezeichnet):

- a) Kugelcontainment (40 mm dick)
- b) Zylindercontainment mit halbkugelförmigem Dom- und Bodenbereich (Zylinder 80 mm dick, Kugel 40 mm dick)
- c) Zylindercontainment mit ebenem Boden (40 mm dick)



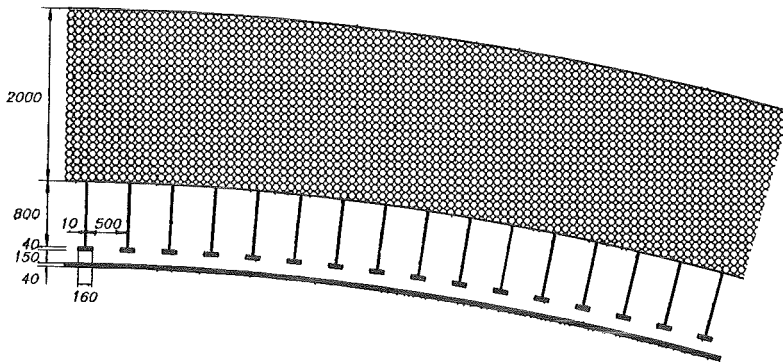


Bild 2: Wandaufbau mit plastisch nachgiebigen Rippen

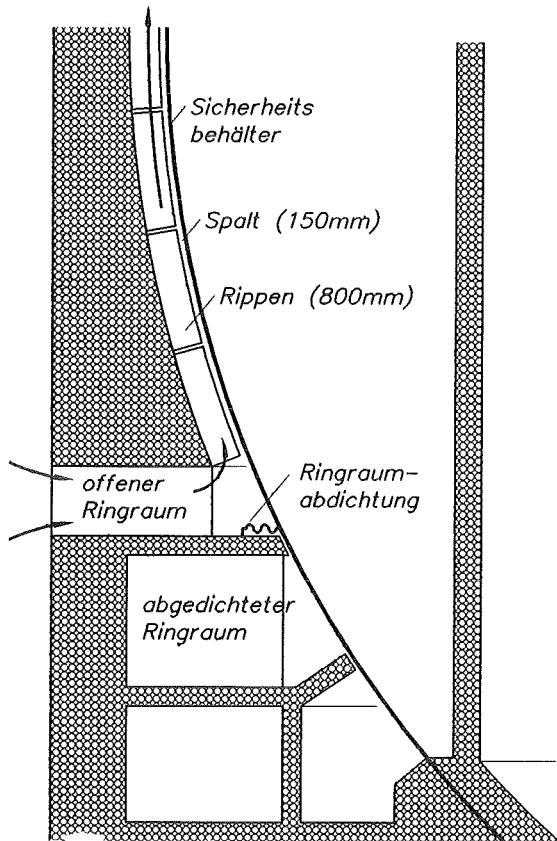


Bild 3: Zweiteilung des Ringraumes in einen abgedichteten Ringraum für Durchführungen und einen offenen Ringraum für die ungefilterte Kühlluft

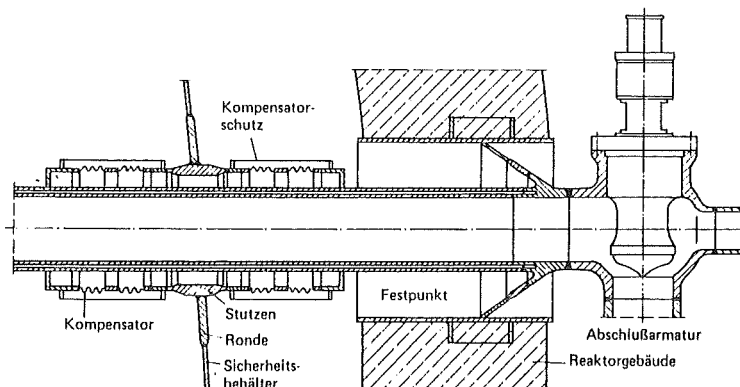


Bild 4: Durchführung einer Frischdampfleitung [1]

**Veroeffentlichungen 1991**

PROJEKTGRUPPE LWR-SICHERHEIT  
[HRSG.]  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91)

AL-OMARI, I.  
Abschaetzung der Strahlenexposition infolge  
stoerfallbedingter Radionuklideinleitungen  
von kerntechnischen Anlagen in  
Fluessgewaesser unter Beruecksichtigung der  
Zeitabhaengigkeit relevanter Parameter.  
KfK-4793 (Maerz 91)  
Dissertation, Universitaet Karlsruhe 1991

AL-OMARI, I.; BAYER, A.; TROMM, W.  
Radionuclide dispersion after core-concrete  
melt leaching by groundwater.  
Kerntechnik, 56(1991) S.7-12

ALSMEYER, H.; FOIT, J.J.; SCHNEIDER, H.;  
STIEFEL, S.; TROMM, W.; MERKEL, G.;  
RATAJCZAK, W.; SEIBERT, J.; SCHOENTHAL, H.;  
ZIEGLER, H.  
Verhalten einer Kernschmelze in  
LWR-containment.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.78-97

ALSMEYER, H.; SCHNEIDER, H.; TROMM, W.  
Langfristige Kuehlbarkeit einer Kernschmelze.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.254-60

BAYER, A.  
Der Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl.  
Ablauf und Auswirkungen.  
Lenk, H. [Hrsg.]  
Technikverantwortung: Gueterabwaegung -  
Risikobewertung - Verhaltenskodizes  
Frankfurt [u.a.] : Campus Verl., 1991  
S.192-220

BAYER, A.; TROMM, W.; AL-OMARI, I.  
Ausbreitung von Radionukliden und  
Strahlenexposition nach Auslaugung einer  
erstarrten Kernmaterial-Betonschmelze durch  
Grundwasser.  
Jacobs, H. [Hrsg.]  
Strahlenschutz fuer Mensch und Umwelt - 25  
Jahre Fachverband fuer Strahlenschutz : Proc.  
der Jubilaemstagung des Fachverbandes fuer  
Strahlenschutz, Aachen, 30. September -  
3.Oktober 1991  
Koeln : Verl. TUeV Rheinland, 1991 S.283-88  
FS-91-55-T

BOEHME, R.  
Zur Auswertung der FDWR-Experimente im  
PROTEUS-Reaktor.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.168-78

BOEHME, R.; CHAWLA, R.; ALFONSO, J.;  
HAGER, H.; SEILER, R.; WILLIAMS, T.;  
BERGER, H.D.  
Experimentelle neutronenphysikalische  
Untersuchungen zum FDWR im PROTEUS-Reaktor.  
KfK-Nachrichten, 23(1991) S.37-43

BROEDERS, C.H.M.  
Entwicklungsarbeiten zur  
neutronenphysikalischen Auslegung eines  
Gleichgewichts FDWR-Referenzkerns.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.180-210

BROEDERS, C.H.M.; DALLE DONNE, M.  
Neutronenphysikalische und thermohydraulische  
Auslegung eines Referenzentwurfs fuer einen  
FDWR-Gleichgewichtskern.  
KfK-Nachrichten, 23(1991) S.16-24

BROWN, J.; SIMMONDS, J.; EHRHARDT, J.;  
HASEMANN, I.  
The modelling of external exposure and  
inhalation pathways in COSYMA.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for  
Assessing the Off-Site Consequences of  
Nuclear Accidents, Athina, GR, May 7-11,  
1990 Vol. 1 S.471-90  
EUR-13013 (1990)

BUNZ, H.; KOYRO, M.; PROPHETER, B.;  
SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.  
Aerosolverhalten beim Kernschmelzen.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.67-76

BURKART, K.; COMMARD, A.C.; EHRHARDT, J.;  
FAUDE, D.; FISCHER, F.; HASEMANN, I.;  
KAZAKIS, I.; KUNZE, R.; MEYER, D.;  
PAESLER-SAUER, J.; QU, J.; RAFAT, M.;  
RICHTER, J.; STEINHAEUER, C.  
Entwicklung rechnergestuetzter  
Entscheidungshilfe-Instrumentarien fuer  
Kerntechnische Notfaelle.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.146-66

BURKART, K.; EHRHARDT, J.; FAUDE, D.;  
HASEMANN, I.; MATZERATH, C.; PANITZ, H.J.;  
STEINHAEUER, C.; [KfK-MITARB.]; U.A.  
COSYMA - a new programme package for accident  
consequence assessment.  
EUR-13028-EN (1991)

BURKART, K.; HASEMANN, I.; JONES, J.A.;  
SIMMONDS, J.  
The modelling of countermeasures in COSYMA.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for  
Assessing the Off-Site Consequences of  
Nuclear Accidents, Athina, GR, May 7-11,  
1990 Vol. 2 S.671-92  
EUR-13013 (1990)

CHENG, X.  
Experimentelle Untersuchungen zur kritischen  
Heizflaechenbelastung in 8 mm-Kreisrohren und  
in 7-Stabbuendeln.  
KfK-4884 (Juli 91)

CLASS, G.; EBERLE, F.; GERING, G.; KRUSE, H.; MEYDER, R.; PHILIPP, P.; LANG, G.; SENGPHEL, W.

Untersuchung der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen.

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.

Jahresbericht 1990.

KfK-4850 (Juli 91) S.110-16

CLASS, G.; MEYDER, R.; SENGPHEL, W. Measurement of spatial distribution and turbulence structure in developing bubbly two-phase flow in vertical channels.

Matsui, G. [Hrsg.]

Proc.of the Internat.Conf.on Multiphase Flows, Tsukuba, J, September 24-27, 1991 Vol. 1 S.473-77

Tsukuba, 1991

DALLE DONNE, M.

CHF-KfK-3: A critical heat flux correlation for triangular arrays of rods with tight lattices.

KfK-4826 (Februar 91)

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; SCHMITT, H. Kernschmelzversuche BETA.

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.

Jahresbericht 1990.

KfK-4850 (Juli 91) S.101-108

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; SCHMITT, H.; BLEIER, K.

Ventingfilter fuer Leichtwasserreaktoren.

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.

Jahresbericht 1990.

KfK-4850 (Juli 91) S.118-26

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; WILHELM, J.G.

Filtered venting for German power reactors.

Nuclear Technology, 92(1990) S.40-49

DILLMANN, H.G.; WILHELM, J.G.

Investigations into the design of a filter system for PWR containment venting.

First, M.W. [Hrsg.]

Proc.of the 21st DOE/NCR Nuclear Air-Cleaning Conf., San Diego, Calif., August 13-16, 1990 Vol. 2 S.898-917

NUREG/CP-0116

CONF-900813

EHRHARDT, J.

Development of a comprehensive decision support system for nuclear emergencies in Europe.

Proc.of the Specialists' Meeting on Advanced Modelling and Computer Codes for Calculating Local Scale and Meso-Scale Atmospheric Dispersion of Radionuclides and their Applications, OECD NEA Data Bank, Saclay, F, March 6-8, 1991

Paris : OECD, 1991 S.230-50

EHRHARDT, J.; BURKART, K.; FAUDE, D.; HASEMANN, I.; MEYER, D.; STEINHAEUER, C.

Countermeasures to reduce the impact of accidental release of radioactive materials.

Radiation Protection Programme Progress Report 1985-89, Vol.3 S.2851-60

EUR-13268-DE/EN/FR (1991)

EHRHARDT, J.; BURKART, K.; FISCHER, F.; HASEMANN, I.; PANITZ, H.J.; STEINHAEUER, C.

Structure, important features, and illustrative results of the new UFOMOD program system in assessing the radiological consequences of nuclear accidents.

Nuclear Technology, 94(1991) S.177-95

EHRHARDT, J.; FAUDE, D.; HASEMANN, I.; MEYER, D.; PANITZ, H.J.; STEINHAEUER, C.;

[KfK-MITARB.]; U.A.

COSYMA user guide.

KfK-4331B (Februar 91)

EUR-13045 (Februar 91)

EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.; RASKOB, W.; STEINHAEUER, C.

The assessment of exposure due to deposited material.

Radiation Protection Programme Progress

Report 1985-89, Vol.3 S.2840-50

EUR-13268-DE/EN/FR (1991)

EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.; SIMMONDS, J. Illustrative applications of accident consequence assessment codes.

Proc.of the Seminar on Methods and Codes for

Assessing the Off-Site Consequences of

Nuclear Accidents, Athina, GR, May 7-11,

1990 Vol. 2 S.1127-60

EUR-13013 (1990)

EHRHARDT, J.; JONES, J.A.

An outline of COSYMA, a new program package

for accident consequence assessments.

Nuclear Technology, 94(1991) S.196-203

EHRHARDT, J.; PANITZ, H.J.

Atmospheric dispersion and deposition in

off-site consequence modelling.

Radiation Protection Programme Progress

Report 1985-89, Vol.3 S.2828-39

EUR-13268-DE/EN/FR (1991)

EHRHARDT, J.; SIMMONDS, J.

The structure and content of COSYMA.

Proc.of the Seminar on Methods and Codes for

Assessing the Off-Site Consequences of

Nuclear Accidents, Athina, GR, May 7-11,

1990 Vol. 1 S.19-42

EUR-13013 (1990)

EHRHARDT, J.; STEINHAEUER, C.; JONES, J.A.

The modelling of health effects in COSYMA.

Proc.of the Seminar on Methods and Codes for

Assessing the Off-Site Consequences of

Nuclear Accidents, Athina, GR, May 7-11,

1990 Vol. 2 S.829-42

EUR-13013 (1990)

EIBL, J.; SCHLUETER, F.H.; CUEPPERS, H.;

HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; BREITUNG, W.

Containments for future PWR reactors.

Shibata, H. [Hrsg.]

Structural Mechanics in Reactor Technology :

Transactions of the 11th Internat.Conf.,

Tokyo, J, August 18-23, 1991 Vol. A, S.57-68

Tokyo : Atomic Energy Society of Japan, 1991

ERBACHER, F.J.; CHENG, X.; JUST, W.;

NEITZEL, H.J.

Untersuchungen in Frigen zur kritischen

Heizflaechenbealstung.

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.

Jahresbericht 1990.

KfK-4850 (Juli 91) S.217-27

ERBACHER, F.J.; NEITZEL, H.J.; CHENG, X.; ZEGGEL, W.  
Untersuchungen zur kritischen Heizflaechenbelastung eines FDWR - Ergebnisse des KRISTA-Programms.  
KfK-Nachrichten, 23(1991) S.44-50

ERBACHER, F.J.; WIEHR, K.  
Untersuchungen zum Brennelementverhalten eines FDWR beim Kuehlmittelverluststoerfall - Ergebnisse des FLORESTAN-Programms.  
KfK-Nachrichten, 23(1991) S.51-56

FAUDE, D.; HAYWOOD, S.M.; ROBINSON, C.A.  
The modelling of economic consequences in COSYMA.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinal, GR, May 7-11, 1990 Vol. 2 S.753-72  
EUR-13013 (1990)

FISCHER, F.  
Uncertainty analyses.  
Radiation Protection Programme Progress Report 1985-89, Vol.3 S.2861-70  
EUR-13268-DE/EN/FR (1991)

FISCHER, F.  
Uncertainty and sensitivity analyses of UFOMOD.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinal, GR, May 7-11, 1990 Vol. 2 S.909-48  
EUR-13013 (1990)

GRAF, O.; BAYER, A.  
Assessment of gamma fields inside buildings in an urban area resulting from external radionuclide deposition.  
Nuclear Technology, 96(1991) S.50-71

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): Versuche CORA-7 und CORA-18 mit groesseren Buendeln.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.2-30

HAGEN, S.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEIBERT, P.; SEPOLD, L.  
Effects of quenching on LWR fuel rod behavior observed in the CORA severe fuel damage experiments.  
Proc.of the Internat.Topical Meeting on Safety of Thermal Reactors, Portland, Or., July 21-25, 1991  
La Grange Park, Ill. : ANS, 1991 S.85-91

HAGEN, S.; SEIBERT, F.; SEPOLD, L.; HOFFMANN, P.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.  
Influence of reflood in the CORA severe fuel damage experiments.  
Yilmaz, S.B. [Hrsg.]  
Heat Transfer and Fuel Behavior in Nuclear Reactor Accidents : 27th ASME/AIChE/ANS National Heat Transfer Conf., Minneapolis, Minn., July 28-31, 1991  
New York, N.Y. : AIChE, 1991. - S.120-29 (AIChE Symposium Series : Vol. 87 ; 283)

HAINOUN, A.  
Kalibrierung verschiedener Blasendetektoren zur Bestimmung des lokalen relativen Gasgehaltes in Luft-Wasser-Blasenstroemungen.  
Diplomarbeit, Universitaet Karlsruhe 1990

HAYWOOD, S.M.; ROBINSON, C.A.; FAUDE, D.  
Developments in modelling the economic impact of off-site accident consequences.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinal, GR, May 7-11, 1990 Vol. 2 S.693-712  
EUR-13013 (1990)

HENNEGES, G.; SCHOLTYSEK, W.  
Contain code applications for an improved containment concept of future light water reactors.  
Proc.of the Internat.Topical Meeting on Safety of Thermal Reactors, Portland, Or., July 21-25, 1991  
La Grange Park, Ill. : ANS, 1991 S.233-36

HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.; GARCIA, E.A.; BURBACH, J.; METZGER, H.  
Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.32-51

HUBER, R.; MALAUSCHEK, H.; SCHUB, I.; SCHUMACHER, G.  
Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.60-65

HUBER, R.; SCHUB, I.; SCHUMACHER, G.  
Messung der Gaszusammensetzung in BETA-Experimenten.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.99-100

JACOBS, G.  
Load behavior during reactor pressure vessel blowdown at high pressure.  
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.670-72

KLEYKAMP, H.; PEJSA, R.  
Chemical and X-ray diffraction analysis on selected samples from the TMI-2 reactor core.  
KfK-4872 (Mai 91)

KRIEG, R.; DOLENSKY, B.; RAFF, S.  
Buckling experiments with a spherical steel containment model under seismic loading.  
Lawrence, S.R. [Hrsg.]  
2nd Internat.Conf.on Containment Design and Operation, Toronto, CDN, October 14-17, 1990  
Proc. Vol. 1 Session 5  
Toronto : Canadian Nuclear Society, 1990

- KUCZERA, B.; ALSMEYER, H.; KRIEG, R.; EIBL, J.  
Considerations on alternative containment concepts for future PWR's.  
Lawrence, S.R. [Hrsg.]  
2nd Internat.Conf.on Containment Design and Operation, Toronto, CDN, October 14-17, 1990  
Proc. Vol. 1 Session 4  
Toronto : Canadian Nuclear Society, 1990
- KUCZERA, B.; BROGLI, R.; MOLDASCHL, H.; OLDEKOP, W.  
Zur kooperativen Entwicklung des Referenzkonzepts C1 fuer einen Fortschrittlichen Druckwasserreaktor (FDWR).  
KfK-Nachrichten, 23(1991) S.3-15
- LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.  
Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.53-58
- LESKOPF, W.; HOLL, S.  
Investigations into the occurrence of penetrating iodine species (part 2).  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.140-44
- MARKIEWICZ, M.; ERBACHER, F.J.  
Deformation and rupture behavior of argentine zircaloy-4 cladding tubes in the temperature range from 700 to 1200°C at different heating rates in inert atmosphere.  
KfK-4938 (Dezember 91)  
CNEA-17/91
- MASCHEK, W.; MUNZ, C.D.; MEYER, L.  
Der Einfluss von Stoerungen auf den Ablauf von Rekritikalitaeten in schwappenden Brennstoffpools.  
Jahrestagung Kerntechnik 91. Bonn, 14.-16.Mai 1991  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Bonn : INFORUM 1991 S.191-94
- MENSINGER, E.; MEYER, L.  
Measurements of turbulent velocity and temperature in a central channel of a heated rod bundle.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.211-15
- MEYDER, R.  
Investigation of the turbulent transport of a disperse phase (bubbles) in a turbulent continuous phase.  
Proc.of the 5th Workshop on Two-Phase Flow Predictions, Erlangen, March 19-22, 1990  
Juelich : Forschungszentrum Juelich GmbH, 1991 S.225-33  
(Bilateral Seminars of the International Bureau ; Vol.4)
- MEYER, L.  
Measurements of turbulent velocity and temperature in a central channel of a heated rod bundle.  
KfK-4818 (Januar 91)
- MINATO, K.; HERING, W.; HAGEN, S.  
Zircaloy oxidation and cladding deformation in PWR-specific CORA experiments.  
KfK-4827 (Juli 91)
- MOLDASCHL, H.; KUCZERA, B.; OLDEKOP, W.; BROGLI, R.  
Ergebnisse der Verifikationsphase 1985-1990 des Fortschrittlichen Druckwasserreaktors FDWR.  
Jahrestagung Kerntechnik 91. Bonn, 14.-16.Mai 1991  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Bonn : INFORUM 1991 S.335-38
- MONIR, C.  
Darstellung turbulenter Geschwindigkeits- und Temperaturfelder einphasiger Stroemungen in engen Stabgittern.  
KfK-4820 (Februar 91)  
Dissertation, Universitaet Braunschweig 1991
- MORREY, M.E.; ROBINSON, C.A.; EHRHARDT, J.; STEINHAEUER, C.; VAN DEN BOSCH, C.S.; WAGENAAR, G.  
The RADE-AID system.  
EUR-13199-EN (1990) S.67-85
- NEUBERGER, M.  
Zur Ausbreitung schwacher Stosswellen in Lueftungssystemen.  
KfK-4920 (August 91)  
Dissertation, Universitaet Essen, 1991
- NEUBERGER, M.; BLETZER, P.; FONHOEFER, M.; HARDY, T.; KUHN, W.; RICKETTS, C.I.; SCHMIDMEIER, K.H.  
Stoerfallbeanspruchung innerhalb von Lueftungsanlagen.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.132-39
- NEUBERGER, M.; FRONHOEFER, M.; HARDY, T.; KUHN, W.; RICKETTS, C.I.  
Schwebstoffilterverhalten unter Stoerfallbedingungen.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.128-30
- NEUBERGER, M.; RUEDINGER, V.  
Stosswellenausbreitung in Rohrverzweigungen.  
Zeitschrift fuer angewandte Mathematik und Physik, 42(1991) S.321-33
- PARK, G.C.; CORRADINI, M.L.  
Estimates of limits to fuel/coolant mixing.  
KfK-4854 (Juni 91)
- RICKETTS, C.I.; RUEDINGER, V.; WILHELM, J.G.  
Aspects of the increase in pressure drop of high-efficiency particulate air filters under fog conditions.  
Nuclear Technology, 92(1990) S.50-65
- RICKETTS, C.I.; SCHNEIDER, M.; WILHELM, J.G.  
Mathematical models for changes in HEPA filter pressure drop caused by high air humidity.  
First, M.W. [Hrsg.]  
Proc.of the 21st DOE/NCR Nuclear Air-Cleaning Conf., San Diego, Calif., August 13-16, 1990 Vol. 2 S.671-94  
NUREG/CP-0116  
CONF-900813

ROBINSON, C.A.; HASEMANN, I.  
Land use and demographic grids in COSYMA.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for  
Assessing the Off-Site Consequences of  
Nuclear Accidents, Athinal, GR, May 7-11,  
1990 Vol. 2 S.853-62  
EUR-13013 (1990)

SCHLEHUBER, F.; FRONHOEFER, M.;  
NEUBERGER, M.  
HEPAFIL - ein Programm zur Berechnung der  
Stromungsgroessen am Schwebstofffilter.  
KfK-4773 (Mai 91)

SEIFRITZ, W.  
Passive containment cooling of a pressurized  
water reactor.  
Kernenergie, 34(1991) S.353

SENGPIEL, W.; MEYDER, R.  
The development of bubbly two-phase flow in  
vertical channels with reference to local gas  
fraction and turbulence structure:  
experimental results at KfK.  
Proc.of the 5th Workshop on Two-Phase Flow  
Predictions, Erlangen, March 19-22, 1990  
Juelich : Forschungszentrum Juelich GmbH,  
1991 S.309-22  
(Bilateral Seminars of the International  
Bureau ; Vol.4)

STEINHAUER, C.; SIMMONDS, J.  
The modelling of the ingestion pathway in  
COSYMA.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for  
Assessing the Off-Site Consequences of  
Nuclear Accidents, Athinal, GR, May 7-11,  
1990 Vol. 1 S.313-34  
EUR-13013 (1990)

WAGENAAR, G.; EHRHARDT, J.; MORREY, M.;  
VAN DEN BOSCH, C.J.H.; ROBINSON, C.A.;  
STEINHAUER, C.  
RADE-AID: an operational tool for  
decision-makers.  
Proc.of the Seminar on Methods and Codes for  
Assessing the Off-Site Consequences of  
Nuclear Accidents, Athinal, GR, May 7-11,  
1990 Vol. 1 S.577-614  
EUR-13013 (1990)

WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.; JUST, W.;  
SCHMIDT, HE.  
Untersuchungen zum Flutverhalten einiger  
Buendelanordnungen im Rahmen des  
FLORESTAN-Programmes.  
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.  
Jahresbericht 1990.  
KfK-4850 (Juli 91) S.229-52

#### **Vortraege, die nicht in gedruckter Form vorliegen**

ALSMeyer, H.  
Report on recent BETA-experiments V5.1, V5.2  
and V6.1.  
CSARP Semiannual Review Meeting, Bethesda,  
Md., May 6-10, 1991

ALSMeyer, H.; FOIT, J.; CENERINO, G.  
Development of WECHSL-Mod3 code and  
application.  
CSARP Semiannual Review Meeting, Bethesda,  
Md., May 6-10, 1991

ALSMeyer, H.; TROMM, W.  
A core catcher concept and basic experimental  
results.  
American Nuclear Society Internat.Topical  
Meeting 'Safety of Thermal Reactors',  
Portland, Or., July 21-25, 1991

BREITUNG, W.  
Conservative estimates for dynamic  
containment loads from hydrogen combustions.  
Pre-Conf.Seminar on Containment of Nuclear  
Reactors, Shanghai, Tj, August 14-16, 1991  
11th Internat.Conf. on Structural Mechanics  
in Reactor Technology (SMIRT-11), Tokyo, J,  
August 18-23, 1991

CHENG, X.; ERBACHER, F.J.; MUELLER, U.  
Experimental investigation and theoretical  
prediction of critical heat flux in small  
diameter channels.  
European Two-Phase Flow Group Meeting, Roma,  
I, May 27-29, 1991

CHENG, X.; ERBACHER, F.J.; MUELLER, U.;  
ZEGGEL, W.  
Critical heat flux in small diameter  
channels.  
Internat.Conf.on Multiphase Flows, Tsukuba,  
J, September 24-27, 1991

DEMMEr, E.; POSS, G.; MUELLER, K.;  
SCHOECK, W.; VOLK, R.  
Combination of three different measurement  
techniques to investigate the combustion  
aerosols from an oil fire test in a nuclear  
power plant.  
European Aerosol Conf., Karlsruhe, September  
16-20, 1991

DILLMANN, H.G.; WILHELM, J.G.  
Design of a containment venting filter system  
for PWRs.  
IAEA Technical Committee Meeting on  
Experience with Containment Filtering and  
Venting, Stockholm, S, September 10-13, 1991

EHRHARDT, J.  
Real-time consequence assessments for  
decision-aiding.  
Training Course on Off-site Emergency  
Planning and Response for Nuclear Accidents,  
Mol, B, September 9-13, 1991

EHRHARDT, J.; PAESLER-SAUER, J.; RAFAT, M.  
Development of a comprehensive real-time  
decision support system for nuclear  
emergencies in Europe.  
Seminar on Intervention Levels and  
Countermeasures for Nuclear Accidents,  
Cadarache, F, October 7-11, 1991

EHRHARDT, J.; QU, J.  
Ergebnisse von Parameterstudien mit dem  
Programmsystem COSYMA und ihre Relevanz fuer  
den Notfallschutz.  
Klausurtagung Notfallschutz und  
Vorsorgemaassnahmen bei kerntechnischen  
Unfaellen der Strahlenschutzkommission, Bad  
Muenstereifel, 7.-8.November 1991

ERBACHER, F.J.; CHENG, X.; ZEGGEL, W.  
Critical heat flux in hexagonal tight-lattice  
PWR fuel elements.  
American Nuclear Society Internat.Topical  
Meeting 'Safety of Thermal Reactors',  
Portland, Or., July 21-25, 1991

HAGEN, S.; GONZALEZ, R.; VINCENTE, M.C.  
Results of the ICARE2 validation on the  
severe fuel damage test CORA-5.  
ISME-ASME Joint Internat.Conf.on Nuclear Fuel  
Engineering (ICONE 1), Tokyo, J, November  
4-7, 1991

HAGEN, S.; SEIBERT, F.; SEPOLD, L.;  
HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.  
Influence of quenching in the CORA  
experiments.  
Internat.CORA Workshop 1991, Karlsruhe,  
September 23-26, 1991

HAGEN, S.; SEIBERT, F.; SEPOLD, L.;  
HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.;  
BENZ, H.; MINATO, K.  
First results of CORA large bundle tests.  
CSARP Review Meeting, Pooks Hill, Bethesda,  
Md., May 6-10, 1991

HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; KUCZERA, B.;  
EIBL, J.  
An improved containment concept for next  
generation PWR plants.  
IAEA Technical Committee Meeting to Review  
the Safety Features of New Reactor Designs,  
Wien, A, November 11-15, 1991

HOFMANN, P.  
Reactor core materials interactions up to  
very high temperatures.  
Reactor Safety Research Seminar, Chalk  
River, CDN, May 28, 1991

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.;  
SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.  
CORA experiments on the material behavior of  
LWR fuel rod bundles at high temperatures.  
19th Water Reactor Safety Information  
Meeting, Bethesda, Md., October 28-30, 1991

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.;  
SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.  
Experimentelle Untersuchungen zu schweren  
Kernschaden in DWR und SWR-Anlagen.  
37.Sitzung des RSK-Ausschusses  
'Sicherheitsforschung und Grundsatzfragen',  
Bonn, 31.Juli 1991

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.;  
SEPOLD, L.  
Material behavior in the large PWR bundle  
experiment CORA-7.  
Internat.CORA Workshop 1991, Karlsruhe,  
September 23-26, 1991

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.;  
SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.  
Feedback of CORA test results on accident  
management measures.  
Internat.CORA Workshop 1991, Karlsruhe,  
September 23-26, 1991

HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; HAGEN, S.;  
SEPOLD, L.  
Gründe fuer das fruehzeitige Versagen von  
B<sub>4</sub>C-Absorberelementen.  
Bilateraler Informationsaustausch BRD-UdSSR,  
auf dem Gebiet der LWR-Sicherheitsforschung,  
Moskva, SU, 1.-5.Juli 1991

KESSLER, G.  
Design specification for a containment of  
future PWR's of 1300 MWe.  
Internat.Seminar on Structural Design for  
Hazard Loads - The Role of Physical Testing,  
Brighton, GB, April 17-19, 1991

KRIEG, R.  
Can the acceptance of nuclear reactors be  
raised by a simpler, more transparent safety  
concept employing improved containments?  
SMIRT-Pre-Conf.Seminar on Containment of  
Nuclear Reactors, Shanghai, TJ, August  
14-16, 1991

KUCZERA, B.  
Investigations relating to improved  
containment concepts for next generation PWR  
plants.  
ANS Topical Meeting on Safety of Thermal  
Reactors, Portland, Or., July 21-25, 1991

LILJENZIN, J.O.; SCHOECK, W.  
Fission product transport.  
Seminar of the PHEBUS FP Project, Cadarache,  
F, June 5-7, 1991

PANITZ, H.J.; NESTER, K.  
Modeling of mesoscale atmospheric dispersion  
using hydrodynamic and Lagrangian models.  
OECD/NEADB Specialists' Meeting on Advanced  
Modelling and Computer Codes for Calculating  
Local-Scale and Meso-Scale Atmospheric  
Dispersion of Radionuclides and their  
Applications, Paris, F, March 6-8, 1991

SCHANZ, G.; HAGEN, S.; HOFMANN, P.;  
SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.  
Informations on the evolution of severe LWR  
fuel element damage obtained in the  
CORA-program.  
Fall Meeting of the European Materials  
Research Society, Strasbourg, F, November  
5-8, 1991

SCHANZ, G.; HOFMANN, P.; HAGEN, S.;  
SEPOLD, L.; SCHUMACHER, G.  
Status of the evaluation of the BWR tests  
CORA-16, -17 and -18.  
Internat.CORA Workshop 1991, Karlsruhe,  
September 23-26, 1991

SCHUMACHER, G.; HUBER, R.; MALAUSCHEK, H.;  
SCHUB, I.  
Analysis of transient hydrogen generation at  
CORA 7, 9, 15, 17.  
Severe Accident Research Program Partners  
Review Meeting, Brookhaven, April 30 - May  
3, 1990

WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.  
Thermal-hydraulic and clad deformation of  
triangular lattice advanced pressurized water  
reactors in a LOCA.  
Winter Meeting of the American Nuclear  
Society, San Francisco, Calif., November  
11-15, 1991