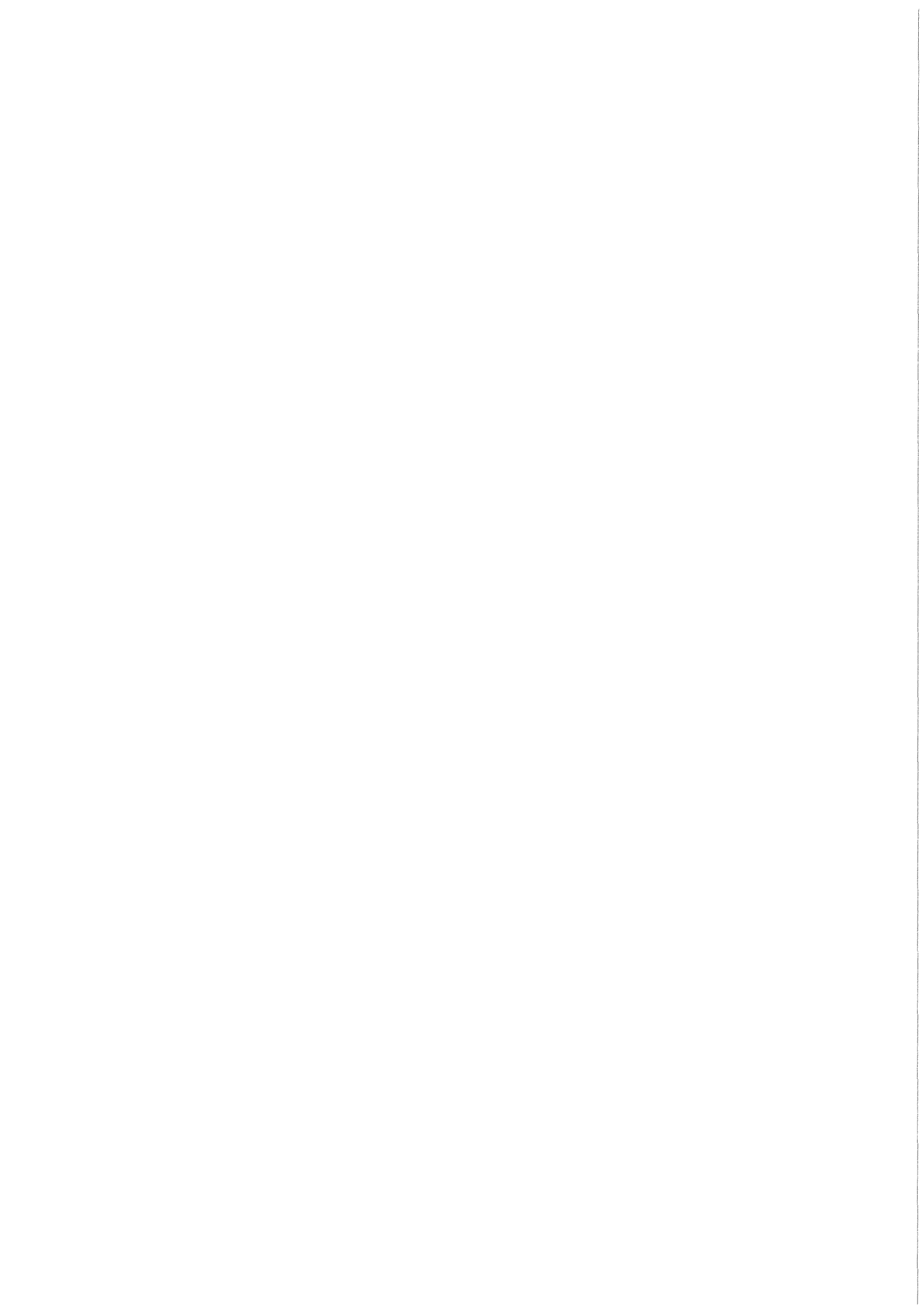


KfK 5327
Juni 1994

**Sicherheitsorientierte
LWR-Forschung**
Jahresbericht 1993

zusammengestellt von R. Hüper

Kernforschungszentrum Karlsruhe



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

KfK 5327

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1993

Zusammengestellt von R. Hüper

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

ISSN 0303-4003

Zusammenfassung

Seit Beginn 1990 sind die F+E-Arbeiten des Kernforschungszentrums Karlsruhe zur Reaktorsicherheit im Projekt Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) zusammengefaßt. Der vorliegende Jahresbericht 1993 enthält Beiträge zu aktuellen Fragen der Sicherheit von Leichtwasserreaktoren. Die konkreten Forschungsthemen und -vorhaben werden mit internen und externen Fachgremien laufend abgestimmt.

An den beschriebenen Arbeiten sind die folgenden Institute und Abteilungen des KfK beteiligt:

Institut für Materialforschung	IMF I, II und III
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Angewandte Thermo- und Fluidodynamik	IATF
Institut für Reaktorsicherheit	IRS
Hauptabteilung Ingenieurtechnik	HIT
Hauptabteilung Versuchstechnik	HVT
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	LAF

sowie vom KfK beauftragte externe Institutionen.

Die einzelnen Beiträge stellen den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahres 1993 dar und sind entsprechend dem F+E-Programm 1993 numeriert. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Dieser Bericht wurde herausgegeben von R. Hüper.

Summary

The reactor safety R&D work of the Karlsruhe Nuclear Research Centre (KfK) has been part of the Nuclear Safety Research Project (PSF) since 1990. The present annual report 1993 summarizes the results on LWR safety. The research tasks are coordinated in agreement with internal and external working groups.

The contributions to this report correspond to the status at the end of 1993. An abstract in English precedes each of them.

This report has been compiled by R. Hüper.

Inhalt

Contents

		<u>Seite</u>
32.11	CONTAINMENTBELASTUNGEN	1
32.11.01	Wasserstoffverbrennung	1
	Untersuchungen zur Verteilung und Verbrennung von Wasserstoff in DWR-Anlagen	
	Studies of Hydrogen Distribution and Combustion in PWRPlants	
	(W. Breitung, R. Redlinger, INR; P. Royl, IRS)	
32.11.02	Thermische Wechselwirkung von Kernschmelze und Kühlmittel	46
I.	PREMIX-Experimente PREMIX Experiments (F. Huber, W. Pepler, H. Will, IRS)	
II.	Mechanische Auswirkungen auf den Reaktordruckbehälter Mechanical Loads on the RPV (B. Göller, G. Hailfinger, G. Hoffmann, O. Jonatzke, R. Krieg, T. Malmberg, K. Schleisiek, E. Stratmanns; IRS)	52
III.	Dampfexplosion, Experimente zur Vorvermischungsphase mit festen Kugeln Steam Explosion, Premixing Experiments with Solid Spheres (R. Huber, D. Kuhn, E. Mensinger, L. Meyer, K. Rehme, G. Schumacher, G. Wörner, INR)	62

IV.	Theoretische Arbeiten zur Schmelze-Kühlmittel- Wechselwirkung Theoretical Analyses of Interactions between Core Melt and Coolant (G. Arnecke, H. Jacobs, B. Stehle, K. Thurnay, L. Váth, INR; M. Lummer, IRS)	71
32.11.03	Untersuchungen zum Versagen des Reaktordruckbehälters bei hohem Innendruck	80
I.	Belastung der inneren Containment-Strukturen Mechanical Loads on Internal Containment Structures (G. Jacobs, INR)	80
II.	Tragfähigkeitsanalysen des RDB Load Capacity Analysis of RPV Failure (B. Ritter, H. Lämmer, IMF II)	84
32.11.04	Thermischer Angriff durch Kernschmelze und deren langfristige Kühlung	90
I.	Untersuchungen zu Kernfänger-Konzepten Studies of Core Catcher Concepts (G. Fieg, M. Möschke, H. Werle, INR)	90
II.	Das COMET-Konzept The COMET Concept (H. Alsmeyer, W. Tromm, IATF)	101

32.11.05	Langfristige Containment-Kühlung	111
I.	Technische Randbedingungen für ein Unfallfilter Technical Boundary Conditions for an Accident Filter (H.-G. Dillmann, H. Pasler, E. Heilig, H. Schmitt, LAF II)	111
II.	Thermohydraulische Untersuchungen zur passiven Containment-Kühlung (PASCO-Programm) Thermo-Hydraulic Investigations on Passive Containment Cooling (F.J. Erbacher, W. Just, H.J. Neitzel, H. Schmidt, IATF)	116
32.11.07	Containmententwürfe und Lastabtragverhalten	124
	Containment Concepts and Load Carrying Capacity (B. Dolensky, B. Göller, R. Krieg, IRS)	124
32.11.08	Arbeiten zur Anwendung des Codes CONTAIN auf Leichtwasserreaktoren	146
	Application of the CONTAIN Code to LWRs (G. Henneges, P. Schmuck, W. Scholtyssek, INR)	146
32.12	BESCHREIBUNG VON UNFALLVERLÄUFEN	151
32.12.05	Analyse zu anlageninternen Notfallmaßnahmen	151
I.	CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennstabverhalten bei schweren Reaktorstörfällen Experimental Results of the CORA Test Program on the LWR Fuel Element Behavior in Severe Reactor Accidents (P. Hofmann, G. Schanz, S. Hagen, IMF; V. Noack, INR; L. Sepold, G. Schumacher, HIT)	151

II.	<p>Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente Post-test Examination and Evaluation of the CORA Experiments Contribution to the Evaluation of the CORA-W1 Test Bundle (S. Leistikow, G. Schanz, IMF III; H. Metzger, IMF I)</p>	184
III.	<p>Der Versuch FPT 0 des Projekts Phébus The FPT 0 Experiment of the Phébus Project (O. Götzmann, IMF I)</p>	209
IV.	<p>Untersuchungen von Störfallfolgen innerhalb des RDB Investigation of In-vessel Accident Sequences (W. Sengpiel, Ch. Homann, D. Struwe, IRS, Ch. Messainguiral, CEA)</p>	212
32.12.06	<p>Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen; Entwicklung des rechnergestützten Entscheidungshilfe- systems RODOS/RESY für kerntechnische Notfälle Modeling and Assessment of Accident Consequences; Development of RODOS, a Real-time On-line Decision Support System for Nuclear Emergencies in Europe (G. Benz*, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, D. Meyer*, J. Päsler-Sauer, M. Rafat*, T. Schichtel, O. Schüle, C. Steinhauer, INR)</p>	220
	<hr style="width: 20%; margin-left: 0;"/> <p>* Fa. D.T.I. Dr. Trippe Ingenieurgesellschaft m.b.H., Karlsruhe</p>	
	<p>Veröffentlichungen 1993</p>	235

32.11 CONTAINMENTBELASTUNGEN

32.11.01 Wasserstoffverbrennung

Untersuchungen zur Verteilung und Verbrennung von Wasserstoff in DWR-Anlagen*

Studies of Hydrogen Distribution and Combustion in PWR Plants

(W. Breitung, R. Redlinger, INR; P. Royl, IRS)

Abstract:

During the reporting period the emphasis of the research program on hydrogen combustion at KfK and its external partners was an investigation of pressure loads from fast hydrogen-air combustion processes, like accelerated flames and deflagration-to-detonation transitions. The important physical processes and load parameters are summarized and then two experimental series are described which were performed to broaden the data base for fast combustion-generated pressure loads towards more reactor-typical severe accident conditions.

* Vortrag beim PSF-Statusbericht am 23.3.1994

1. EINLEITUNG

Die Erfahrungen aus TMI und Tschernobyl haben dazu geführt, daß weltweit verschiedene Wege verfolgt werden, das Risiko aus kernzerstörenden Unfällen weiter zu senken:

- Aufbau einer weiteren betrieblichen Sicherheitsebene durch Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes,
- Entwicklungen von Reaktoren mit kleinerer Leistung und Leistungsdichte, oder
- Reaktoren mit mehr passiven, inhärent sicheren Mechanismen zur Störfallbeherrschung, oder
- Ausschluß einer großen radioaktiven Freisetzung durch Auslegung des Sicherheitsbehälters auf alle denkbare Lasten aus kernzerstörenden Unfällen.

Die drei ersten Ansätze zielen auf eine Reduzierung der Eintrittswahrscheinlichkeit von Kernschmelzunfällen, der letzte auf die Begrenzung der Konsequenzen. Nach der kerntechnischen Risikodefinition (Risiko = Häufigkeit mal Konsequenz) sind diese Ansätze formal gleichberechtigte Möglichkeiten, das Risiko zu mindern.

Die derzeit laufenden gemeinsamen Entwicklungsarbeiten der deutschen und französischen Industrie zum "European Pressurized Reactor" (EPR) folgen im wesentlichen dem oben genannten dritten Ansatz. Das neue Konzept eines kernschmelzsicheren Reaktorgebäudes, das bei KfK verfolgt wird /1,2/, entspricht dem vierten Ansatz.

Beide Konzepte zielen auf eine evolutionäre Verbesserung der Technik durch

- Erhalt und weiteren Ausbau des bestehenden Sicherheitsstandards,
- Erhalt der Wirtschaftlichkeit in einem europaweiten Stromverbundnetz durch große Leistung (1500 MWe), und
- Stärkung des Barrierenprinzips zum Einschluß des radioaktiven Inventars.

Die Untersuchungen zur Sicherheit künftiger Druckwasserreaktoren im Rahmen des PSF konzentrieren sich vor allem auf den letztgenannten Punkt. Zur Auslegung von zukünftigen Sicherheitsbehältern müssen die maximal möglichen La-

sten bei kernzerstörenden Unfällen ermittelt werden. Die hier beschriebenen Arbeiten befassen sich speziell mit den Belastungen aus Wasserstoffverbrennung.

1.1 Arbeitsprogramm

Zur übersichtlichen Darstellung der zum Teil sehr komplexen Vorgänge ist es hilfreich, die ablaufenden Prozesse in vier Phasen einzuteilen:

1. Wasserstoff- und Dampffreisetzung an der Bruchstelle,
2. Verteilung im Containment,
3. Verbrennung,
4. Gebäudelasten (Abb. 1).

Abb. 2 zeigt die wesentlichen physikalischen Prozesse, die in den verschiedenen Unfallphasen zu modellieren sind. Zur Beschreibung der Quelle werden Masse-, Energie- und Impulsfreisetzung in die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters (SB) benötigt. Diese zeitabhängigen Quellfunktionen ergeben sich aus dem detaillierten Unfallablauf, so daß für eine abdeckende Untersuchung der Verbrennungslasten ein Spektrum von konservativen Unfallsequenzen betrachtet werden muß.

In der Verteilungsphase vermischen sich die heißen Wasserstoff- und Dampfmassen mit der Luft im Containment. Die wichtigsten Transportprozesse sind Druckausgleich zwischen verschiedenen Raumbereichen und Naturkonvektion. Phasenübergänge wie Dampfkondensation oder Tröpfchenverdampfung verknüpfen Massen- und Energietransport in der Atmosphäre. Die Aufheizung von Stahl- und Betonstrukturen ist eine wesentliche Energiesenke, die genaue Modellierung erfordert. Die Verteilungsphase definiert die Anfangsbedingungen für die Verbrennungsphase, insbesondere den Anfangsdruck und die räumliche Verteilung von Wasserstoff, Dampf und Temperaturen.

Es wird allgemein erwartet, daß nach der Bildung von brennfähigen Wasserstoff-Luft-Dampf-Gemischen früher oder später eine zufällige Zündung eintritt, z.B. durch einen elektrischen Funken oder durch überhitzte Materialien. Das auftretende Verbrennungsregime hängt entscheidend von den vorliegenden Gasverteilungen ab. Wenig reaktive Mischungen mit geringem H_2 -Gehalt und/oder viel Dampf ergeben langsame, vor allem durch Auftriebskräfte unterstützte Verbrennungen. Andere mögliche Verbrennungsformen sind schnelle turbulente Flammen und Detonationen. Nicht jede detonationsfähige Mischung wird detonieren, weil sowohl zur lokalen Detonationszündung, als auch deren Verstärkung und

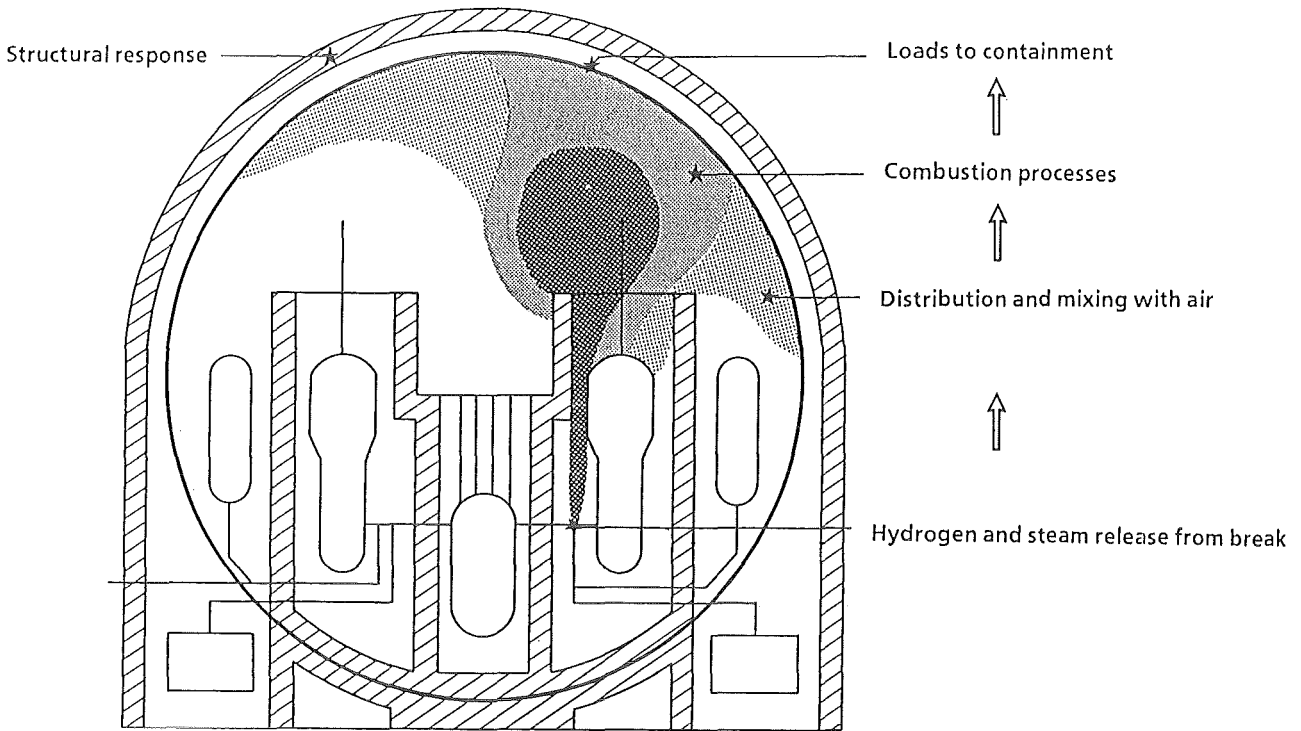


Abb. 1: Zur Ermittlung von Gebäudelasten aus Wasserstoffverbrennungsvorgängen werden vier Phasen analysiert: Wasserstoff-Freisetzung, Verteilung, Verbrennung und resultierende Lasten.

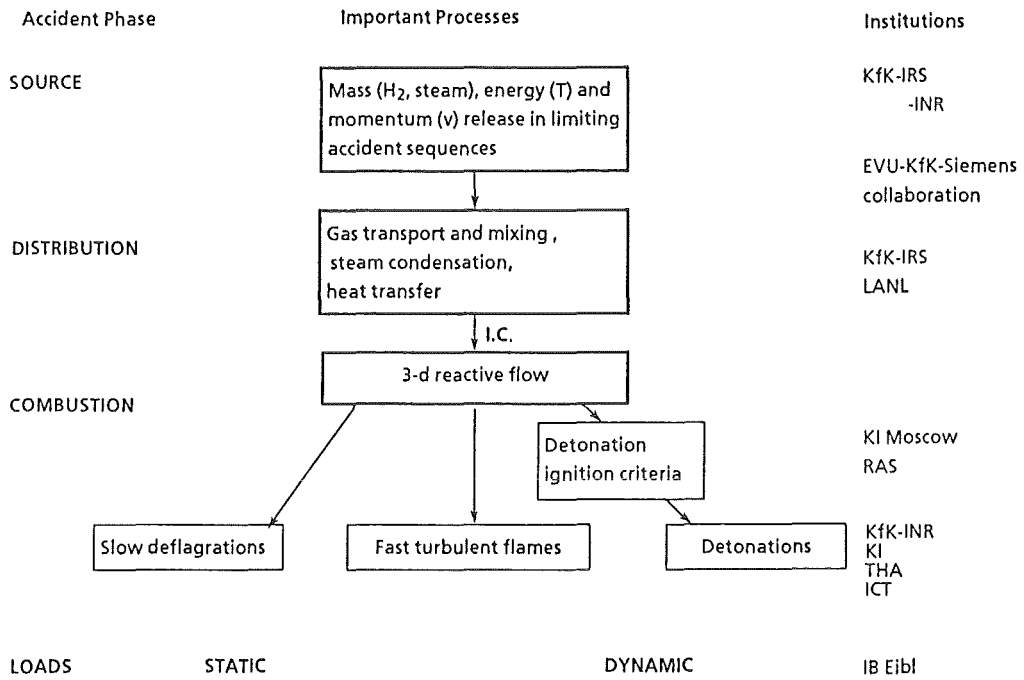


Abb. 2: Wesentliche physikalische Prozesse die in den verschiedenen Unfallphasen modelliert werden müssen, und beteiligte Institutionen.

Propagation bestimmte Kriterien erfüllt sein müssen. Die erforderlichen Kriterien werden untersucht, um unnötigen Konservatismus in den berechneten Verbrennungslasten zu vermeiden.

Aus den verschiedenen Verbrennungsformen resultieren unterschiedliche Belastungsarten, die sich in quasi-statische und dynamische Lasten unterscheiden lassen. Im ersten Fall ist der erreichte Spitzendruck die entscheidende Größe für die Strukturauslenkung und Schädigung. Im zweiten Fall spielen die Belastungsgeschichte und die Eigenfrequenz der Struktur eine wichtige Rolle.

1.2 Methodischer Ansatz

Die F + E-Arbeiten zu den verschiedenen Themenbereichen vollziehen sich auf drei Ebenen (Abb. 3). Die erste Ebene betrifft Entwicklung von geeigneten numerischen Programmen und Bereitstellung von experimentellen Daten für möglichst reaktorrelevante Bedingungen.

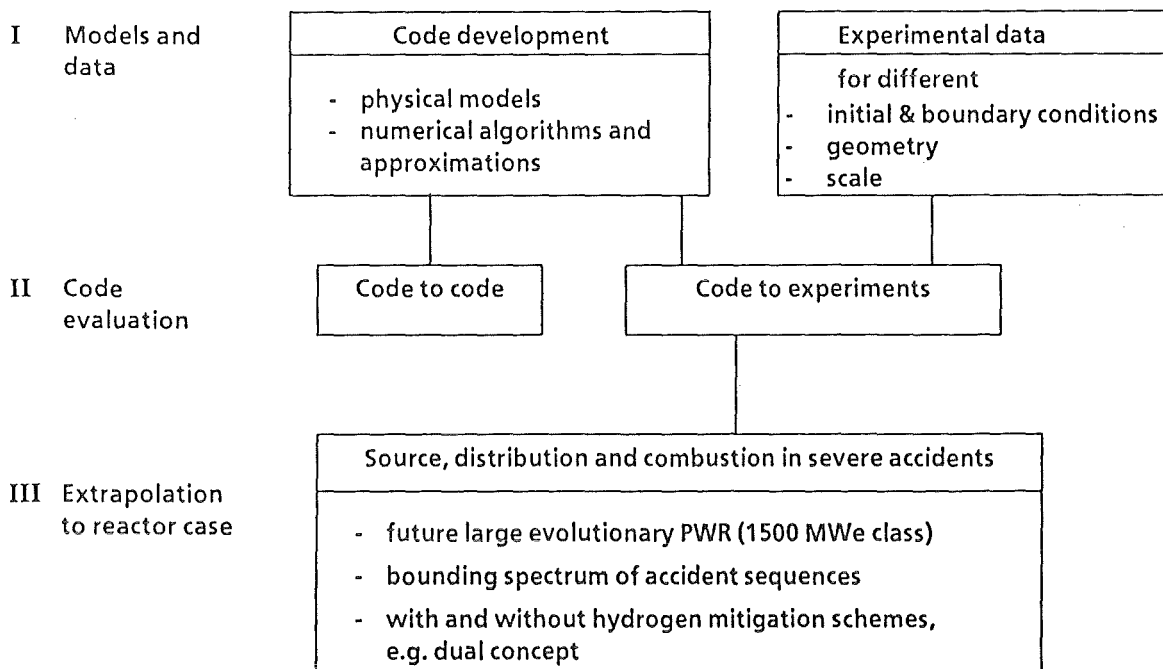


Abb. 3: Methodischer Ansatz und Inhalt der F + E-Arbeiten zur Untersuchung von Wasserstoff-Quelle, Verteilung und Verbrennung in schweren Unfällen

Die zweite Arbeitsebene befaßt sich mit der Überprüfung von numerischen Werkzeugen auf verschiedenen Wegen: Codevergleich, Vergleich an Experimenten und eventuell Vergleich mit geschlossenen analytischen Lösungen.

In der dritten Ebene werden die verifizierten Programme benutzt, um die entsprechenden Vorgänge bei einem schweren Unfall zu modellieren und die Konsequenzen zu analysieren. Die Arbeiten zielen auf zukünftige große Reaktoren der 1500 MWe-Leistungsklasse mit EPR-ähnlichem Anlagen- und Containment-Design.

Für diesen Reaktortyp soll ein abdeckendes Spektrum von Unfällen in Zusammenarbeit mit der Industrie definiert und die entsprechenden Massen-, Energie- und Impulsquellen bestimmt werden. Es ist geplant, die Verbrennungsvorgänge ohne und mit verschiedenen Wasserstoffgegenmaßnahmen zu untersuchen, um eine belastbare und umfassende technische Basis für die Wirksamkeit verschiedener H₂-Abbaumaßnahmen zu bekommen. Beispiele sind Zünder, Katalysatoren oder das Duale Konzept. Ein weiteres Ziel ist die Minimierung von Verbrennungslasten durch eventuelle Veränderungen der Containmentgeometrie.

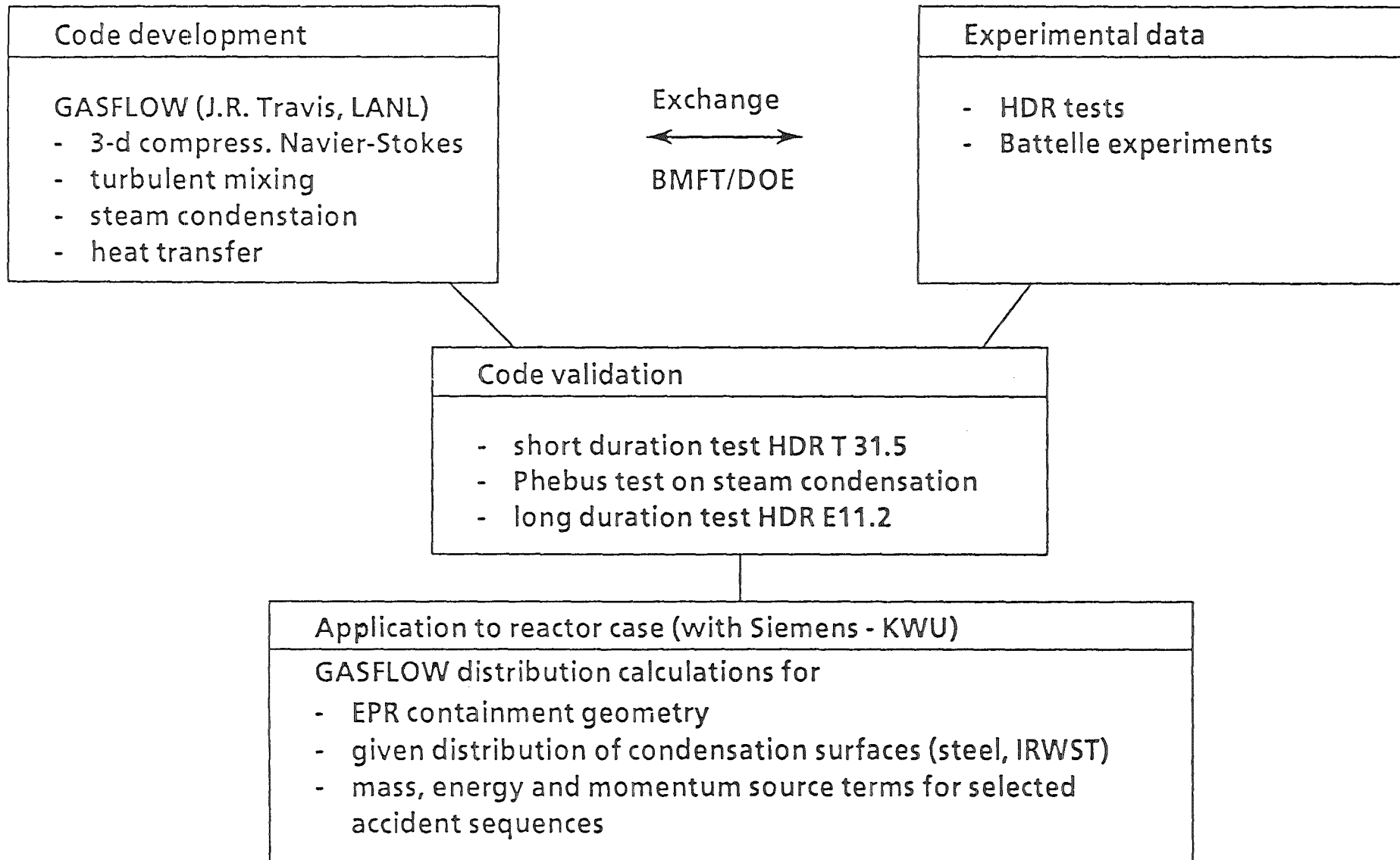
2. WASSERSTOFF-VERTEILUNG

2.1 Übersicht

Die Arbeiten zur Modellierung der Verteilungsphase sind entsprechend dem vorher geschilderten Aufbau in Abb. 4 aufgeführt. In einem Austauschvertrag konnte die bei Los Alamos durchgeführte Codeentwicklung (GASFLOW) mit deutschen Testergebnissen (HDR, Batelle) zum Nutzen beider Partner verknüpft werden.

GASFLOW wurde seit September 1993 im LANL gemeinsam mit KfK an dem integralen Kurzzeit-Experiment HDR T31.5 getestet und weiterentwickelt. Geplant sind danach Vergleichsrechnungen zu Kondensationsexperimenten und dem Langzeittest HDR E11.2. In Zusammenarbeit mit Siemens-KWU werden derzeit Verteilungsrechnungen für den EPR vorbereitet. Im folgenden werden die Ergebnisse der GASFLOW-Analyse für T31.5 zusammengefaßt /3/.

Abb. 4: Program Overview: Distribution Phase



2.2 GASFLOW-Analyse von T31.5

Experiment T31.5 war ein Vorversuch zur E11-Serie im HDR-Projekt. T31.5 simulierte einen großen Druck auf mittlerer Containmenthöhe mit Blowdown (32 Tonnen in 60 s), Dampffreisetzung (2 Tonnen in 14 min.) und Leichtgaseinspeisung (160 kg einer 15% H₂- 85% He-Mischung in 12 min.).

Die HDR-Geometrie wurde mit einem zylindrischen 3-d Gitter mit insgesamt 12300 Zellen nachgebildet (Abbildung 5). GASFLOW löst die dreidimensionalen Navier-Stokes-Gleichungen für kompressible Medien. Die turbulenten Eigenschaften der Strömung werden in halbempirischer Weise zeitlich gemittelt und nicht aufgelöst. Die Analyse von integralen Experimenten wie T31.5 soll unter anderem zeigen, ob die angewandten numerischen Approximationen eine effektive und hinreichend genaue Beschreibung von turbulenten Vermischungsvorgängen in großen, komplexen Reaktorgeometrien erlauben.

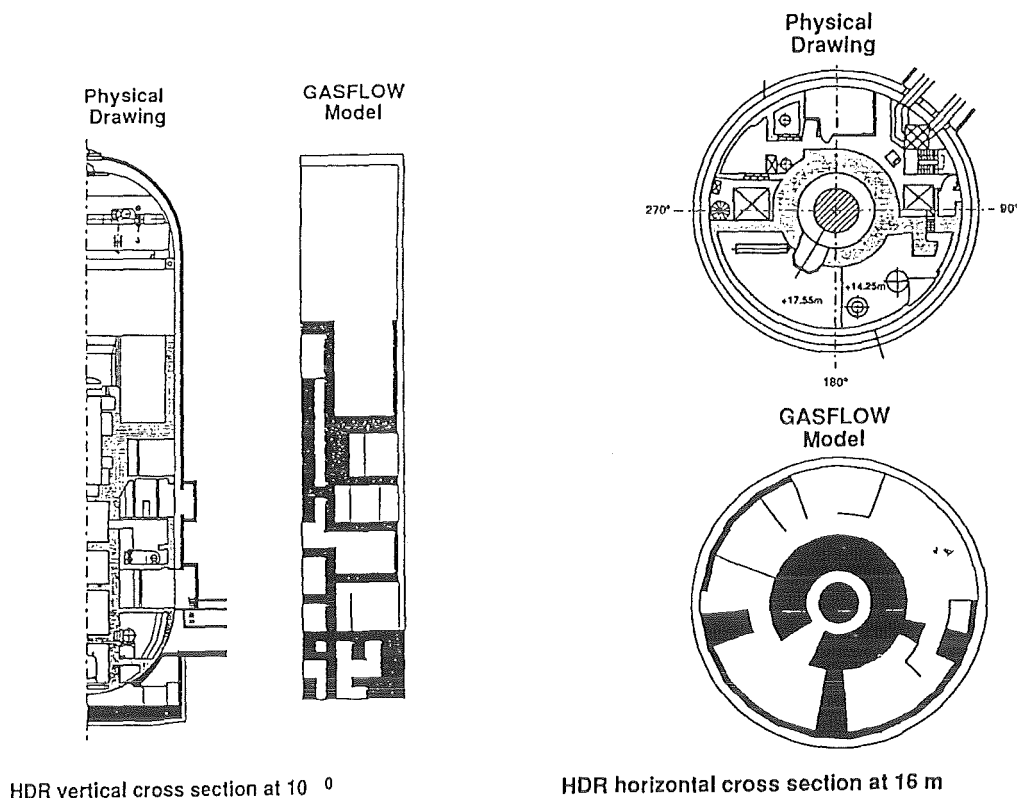


Abb. 5: Analyse von HDR-Experiment T31.5, Vergleich von HDR-Geometrie und GASFLOW-Modell

Im Zuge der T31.5-Analyse wurde eine Reihe von Modellverbesserungen eingeführt, die insbesondere für ND-Störfälle mit Blowdown wichtig sind. Die Möglichkeit, partielle Verbindungsflächen zwischen benachbarten Zellen mit entsprechendem Druckverlust zu definieren, erlaubt nun die korrekte Eingabe von physikalischen Strömungsquerschnitten im betrachteten Containment. Desweiteren wird im neuen GASFLOW-Programm der Auf- und Abbau des Wasserfilms auf Kondensationsoberflächen modelliert. Ein anderes Modell simuliert die Massen- und Energieänderungen der Atmosphäre durch Dampf/Tröpfchen-Phasenübergänge. Zur Beschreibung des Ausregnens einer übersättigten Atmosphäre, wie sie z.B. kurz nach dem Blowdown vorliegt, wurde ein parametrisches Modell eingefügt. Diese Programmverbesserungen erlauben insgesamt eine genauere Beschreibung der Wasser/Dampf/Energie-Bilanz in der Containmentatmosphäre.

Abb. 6 zeigt die berechnete Massenbilanz während der Blowdown-Phase von Experiment T31.5. Schnelle Kondensationsprozesse während und nach dem Blowdown in der Atmosphäre und auf Oberflächen bewirken, daß der größte Teil des freigesetzten Zwei-Phasengemischs rasch aus der Atmosphäre entfernt werden (Rain out und Film Condensation). Nach 300 Sekunden enthält die Atmosphäre nur noch rund 10% (3 Tonnen) des ursprünglich freigesetzten Zweiphasengemisches in Form von Dampf.

Abbildung 7 zeigt als Beispiel für berechnete Atmosphärenzustände Druck, Temperatur und Zusammensetzung im Containmentdom ($z = +49$ m). Die integrale Übereinstimmung mit den gemessenen Daten ist sehr befriedigend. Die GASFLOW-Rechnung ergab auch den korrekten Kreislauf für die beobachteten Naturkonvektionsströme im Containment. Diese guten Ergebnisse lassen erwarten, daß GASFLOW zu einem Programm mit nachgewiesener mechanistischer Voraussagefähigkeit für Verteilungsprozesse bei schweren Unfällen ausgebaut werden kann. Derzeit liegt das Verhältnis von Echtzeit zu Rechenzeit bei etwa 1:4 (12300 Zellen, Cray YMP).

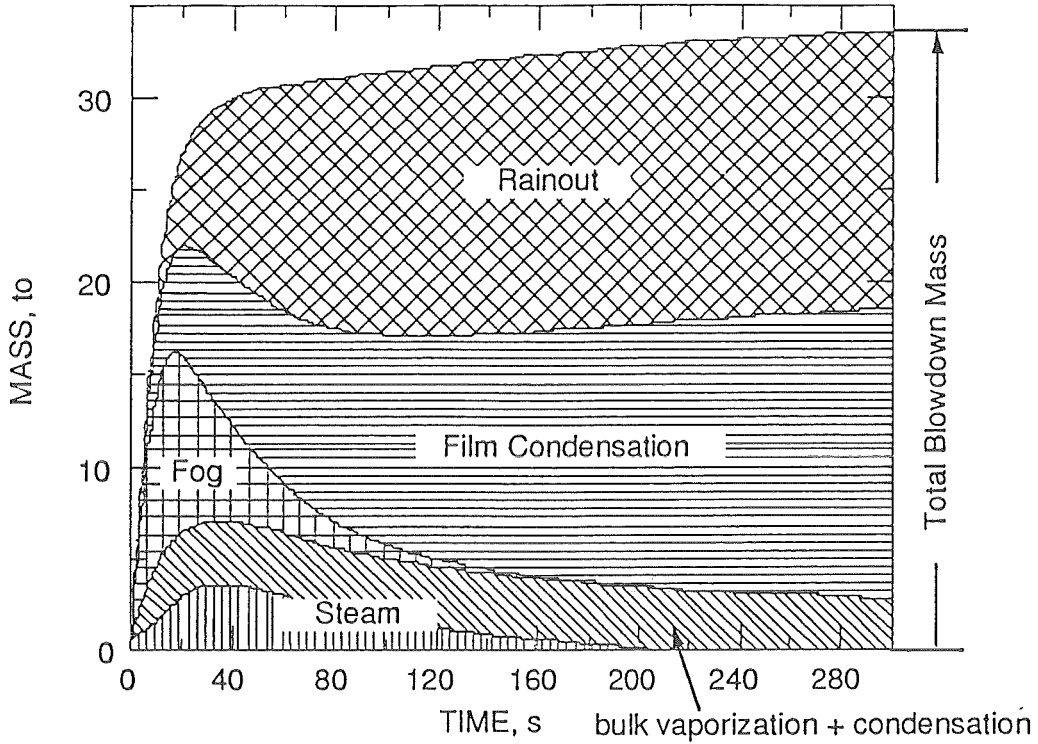


Abb. 6: Mit GASFLOW berechnete Massenbilanz während der Blowdown-Phase von Experiment T31.5

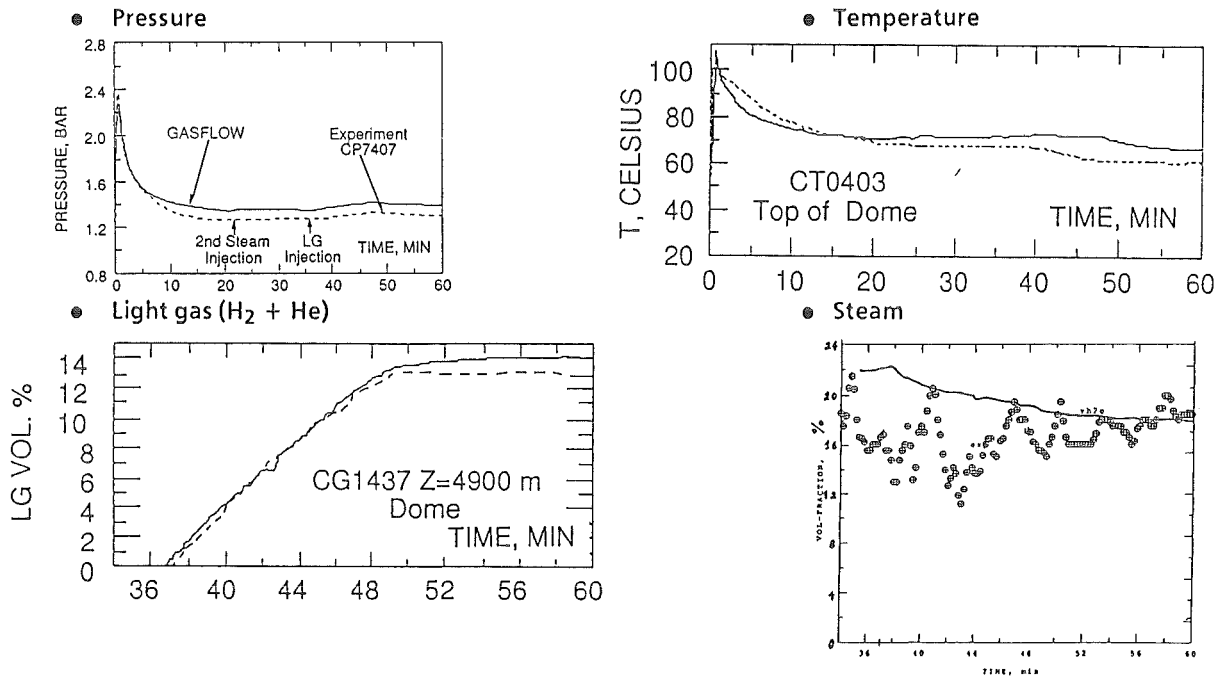


Abb. 7: Gemessene und berechnete Atmosphärenzustände für Test T31.5 im Containmentdom (z = +49 m)

3. WASSERSTOFF-VERBRENNUNG

3.1 Verbrennungsformen

Die Verbrennung von Wasserstoff-Luft-Dampf-Gemischen kann in verschiedenen Formen ablaufen, die sich vor allem in der auftretenden Flammengeschwindigkeit unterscheiden. Bei Deflagrationen betragen die Flammengeschwindigkeiten einige 10 m/s, bei schnellen turbulenten Flammen einige 100 m/s und bei Detonationen 1500 bis 2000 m/s. Die wesentlichen Einflußvariablen sind die Gemischzusammensetzung, Skala und Art des geometrischen Einschlusses, sowie Temperatur und Druck vor der Verbrennung. Abb. 8 zeigt die verschiedenen Verbrennungsgebiete in der Wasserstoff-Dampf-Ebene für unfalltypische Druck- und Temperturwerte (1 bar, 100 °C). Bemerkenswert ist, daß bei 100 °C Detonationen auch bei hohen Dampfgehalten möglich sind. Der gezeigte Detonationsbereich erweitert sich mit zunehmender Gastemperatur.

Wenn man die im Experiment T31.5 gemessenen Gaszusammensetzungen von H₂/He auf reinen Wasserstoff überträgt, ergeben sich die Gemische in dem gekennzeichneten Bereich. Dieser Bereich überdeckt alle denkbaren Verbrennungsformen bis hin zu Detonationen. Die entsprechende Analyse der später durchgeführten HDR-Experimentserie E11 führt zu dem gleichen Ergebnis. Es ist deshalb notwendig, die Lasten aus sämtlichen möglichen Verbrennungsregimes, angefangen von laminaren Deflagrationen bis hin zu Detonationen, zu untersuchen. Die entsprechenden theoretischen und experimentellen Untersuchungen des KfK-Programms sind in Abb. 9 zusammengefaßt. Im folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse zu den verschiedenen Vorhaben dargestellt.

3.2 Langsame Deflagration

Viele Verbrennungsexperimente haben gezeigt, daß der Spitzendruck aus einer langsamen Deflagration nahe am theoretisch berechneten, adiabaten Verbrennungsdruck liegen kann. Dieser sogenannte AICC-Druck (von adiabatic, isochoric, complete combustion) ergibt sich bei vollständiger Umwandlung der im Gemisch gespeicherten Verbrennungsenergie in innere Energie der Verbrennungsprodukte.

AICC-Drücke wurden in einer gemeinsamen Studie mit Sandia Nat. Laboratories für reaktortypsiche Bedingungen systematisch berechnet /4/. Abb. 10 zeigt die

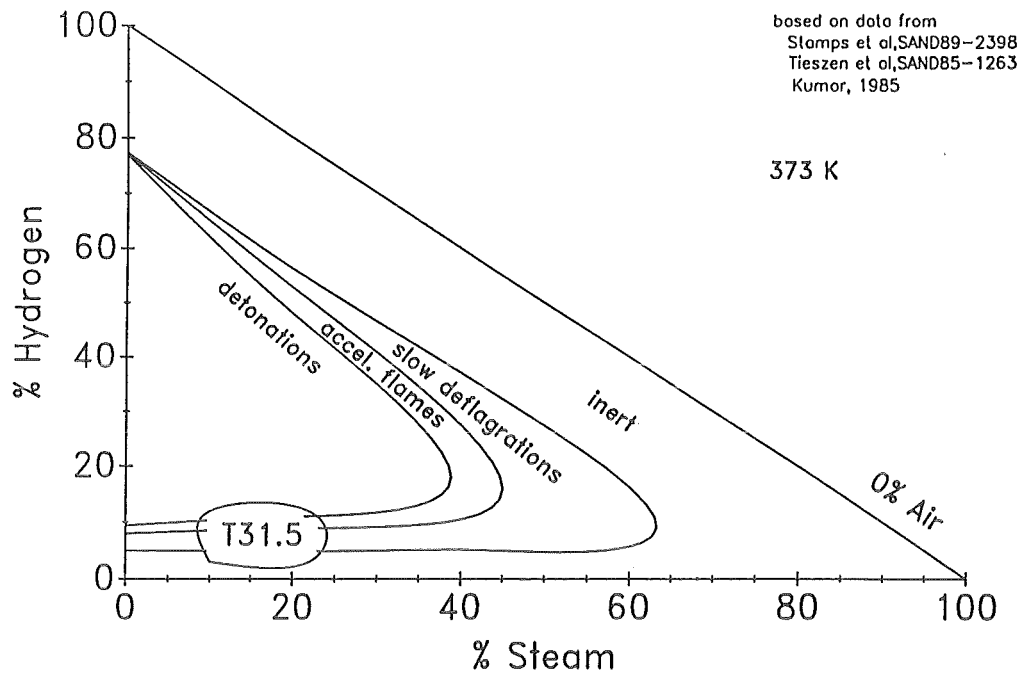


Abb. 8: Verbrennungsformen von Wasserstoff-Luft-Dampf Gemischen für unfalltypische Druck- und Temperaturwerte (1 bar, 100 °C) und der dem Experiment T31.5 entsprechende Gemischbereich

- Slow deflagrations
 - calculation of AICC pressures
- Turbulent deflagration
 - development of a 3-d reactive flow program (different models)
 - large scale experiments in RUT-facility
- Detonation ignition criteria
 - Models and experimental data for ignition by
 - turbulent jet of combustion products
 - flame acceleration (DDT)
 - pressure wave focussing
 - induction time gradients
 - transmission of local explosion
 - Ignition limits of H₂-air-steam mixtures with accident relevant additives (CO, CO₂, NO_x)
- Detonations
 - Code development
 - D3D, DET1 / 3D
 - reduced reaction mechanisms
 - Experimental data
 - hemispherical balloons (6 m Ø)
 - KfK detonation tube (0.35 x 12 m)
 - RUT facility (263 m³)
 - Code evaluation
 - 1-d theory
 - code to code
 - different experimental data
 - Application to reactor case
 - maximum global detonation loads for different mixtures and points of ignition

Abb. 9: Übersicht der F + E-Arbeiten die bei KfK und externen Partnern zum Thema "Lasten aus Wasserstoffverbrennung" durchgeführt werden

Ergebnisse für konstante Luftdichte (1 bar, 20 °C) und Dampfsättigung. Diese Bedingungen simulieren den globalen, einmaligen Brand einer homogen vorge-mischten Containmentatmosphäre. Die Wasserstoff-Konzentration wird durch das Brennstoffverhältnis (equivalence ratio) beschrieben ($= p_{H_2}/2p_{O_2}$). Bei stöchiometrischem Gemisch ist das Brennstoffverhältnis gleich 1. Die Dampfkonzentration wird durch den Volumenanteil (= Molenbruch) beschrieben. Gemische außerhalb des gezeigten Bereichs sind inert.

Abb. 10 erlaubt konservative Abschätzungen über maximal mögliche Drücke bei globalen, einmaligen Bränden. Der Brand von z.B. 2000 kg H₂ in 70 000 m³ (Brennstoffverhältnis = 0.82) kann bei hohem Dampfgehalt AICC-Drücke bis zu 1.5 MPa erzeugen. Andererseits kann ein Containment mit 70 000 m³ freiem Volumen und einem Versagensdruck von 7.5 bar einen Brand von höchstens 800 kg Wasserstoff standhalten.

Die in Abb. 10 gezeigten AICC-Drücke sind sicher konservativ für Spitzendrücke aus langsamen Verbrennungen, weil Wärmeverluste während des Brandes oder unvollständige Verbrennung nicht berücksichtigt werden.

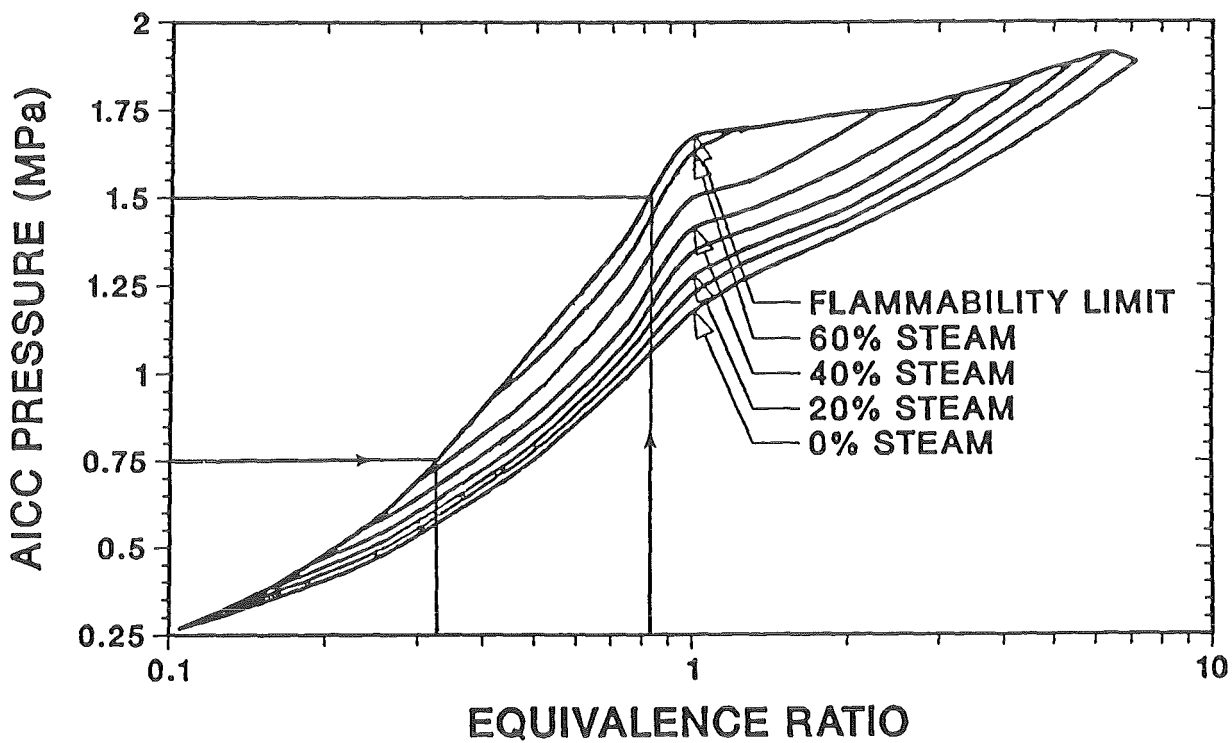


Abb. 10: Berechnete AICC-Drücke für Wasserstoff-Luft-Dampfgemische bei unfalltypischen Bedingungen (konstante Luftdichte, Dampfsättigung)

In zukünftigen Arbeiten soll versucht werden, die getroffenen konservativen Annahmen (z.B. 2000 kg H₂) durch mechanistische Analysen von verschiedenen Unfallabläufen einzugrenzen. Ziel ist, den Parameterbereich von Wasserstoff- und Dampfkonzentrationen in Abb. 10 zu identifizieren, der in einem Spektrum von schweren Unfällen zugänglich ist.

3.3 Turbulente Verbrennung

3.3.1 Programmentwicklung

Derzeit werden zwei neue Modellierungsansätze zur Simulation von mehrdimensionalen turbulenten Verbrennungen bei externen Partnern von KfK-PSF verfolgt.

Im Kurchatov Institut, Moskau, wird an einem Programm mit den folgenden Modellen gearbeitet:

- TVD (total variation diminishing) für die Hydrodynamik,
- k - ϵ zur Beschreibung der Turbulenz, und
- PDF (probability density functions) für die Reaktionschemie.

Die Auswahl dieses Modellierungsansatzes ergab sich aus einer vorausgehenden Studie, in der eine Reihe von bisher benutzten numerischen Methoden, als auch eigene explizite Verfahren erster Ordnung, systematisch untersucht und verglichen wurden.

Die Untersuchungen zur Stabilität, Genauigkeit und Rechenzeit der eindimensionalen Programmversion sind mit guten Ergebnissen abgeschlossen. Die Arbeiten zur 2-d Version betrafen zunächst die reine Hydrodynamik (TVD). In den nun folgenden Schritten werden chemische Reaktionen (PDF) und Turbulenz (k - ϵ) hinzugenommen.

Die zweite Modellentwicklung (an der RWTH Aachen) stützt sich auf das sogenannte "Flamelet"-Konzept, bei dem eine turbulente Flamme als eine lokal quasi-eindimensionale laminare Flamme betrachtet wird. Zu jedem Zeitpunkt trennt eine komplexe Grenzfläche das Gas in einen verbrannten und unverbrannten Bereich. Zur Zeit wird an einem Schließungsansatz des Gleichungssystems gearbeitet /5/. Danach ist die Implementierung in einem 2-d Programm vorgesehen.

3.3.2 Großexperimente zur turbulenten Verbrennung

In der RUT-Anlage bei Moskau wurden gemeinsam mit dem Kurchatov Institut Großexperimente zur turbulenten Verbrennung von H₂-Luft-Mischungen durchgeführt /6,7/. Die Versuchsziele waren

- Untersuchung der Verbrennungsform und der resultierenden Spitzendrücke in Abhängigkeit von verschiedenen Versuchsparametern,
- Messung der Parameter, die zu Deflagrations-Detonationsübergängen führen,
- Erzeugung von experimentellen Daten auf reaktorrelevanter Skala für Code-evaluierung.

Die Geometrie bestand aus zwei Räumen (Abb. 11), die über Öffnung S1 miteinander verbunden sind. Der erste Raum konnte mit verschiedenen Hindernissen versehen werden, der zweite Raum war immer leer. Er besaß eine variable Entlastungsöffnung S2. Die Gesamtlänge beider Räume betrug etwa 70 m und das Gesamtvolumen 460 m³. Die Testmatrix ist in Tabelle 1 aufgeführt. Anfangsdruck und -temperatur entsprachen Umgebungsbedingungen, ca. 1 bar und 283 K. Die Zündung erfolgte mit einem schwachen elektrischen Funken (Zündkerze) am linken Ende von Raum 1.

Drei verschiedene Verbrennungsregimes wurden beobachtet: langsame Deflagration, schnelle turbulente Deflagration und Deflagrations/Detonationsübergänge (DDT). Dem entsprechen auch unterschiedliche Lasten mit zunehmenden Flammengeschwindigkeiten, Spitzendrücken und Impulsen. Tabelle 2 vergleicht z.B. die gemessenen "seitlichen" maximalen Überdrücke (bei dieser Orientierung stehen Flammenfront und belastete Fläche senkrecht zueinander). Die zwei wesentlichen Parameter sind H₂-Konzentration und turbulenzerzeugende Hindernisse. Mit Hindernissen wurden oberhalb von 12.5% H₂ reproduzierbare DDT-Vorgänge beobachtet. Dies liegt wesentlich unter der bisher gemessenen Grenze von 15% H₂ (FLAME-Versuche) und bestätigt, daß mit zunehmender Skala immer geringere H₂-Konzentrationen für DDT-Vorgänge ausreichen.

Wenn man bedenkt, daß die Brennbarkeitsgrenzen für Aufwärts-, Seitwärts- und Abwärtspropagation bei 4, 6 bzw. 9% H₂ in Luft liegen, verbleibt nur ein geringer Sicherheitsabstand zu Detonationsübergängen, die beträchtliche Drücke erzeugen (Tab. 2). Wenn solche schnellen Verbrennungsformen bei Unfällen in großen

Test #	H ₂ (% vol.)	S1 (sq. m.)	S2 (sq. m.)	Blockage ratio (%), and number of obstacles	Comments
11	12.5	2	0	30% (12)	DDT
12	11	2	0	30% (12)	
13	11	2	0	30% (12)	
14	12.5	2	2.5	30% (12)	DDT
15	12.5	2	2.5	30% (12)	DDT
16	12.5	5.6	2.5	30% (12)	DDT
17	11	5.6	2.5	30% (12)	
18	9.8	1.4	4	0 % (0)	
19	12.5	5.6	2.5	0 % (0)	
20	14	5.6	2.5	0 % (0)	
21	12.5	5.6	2.5	60% (6)	
22	14	5.6	2.5	60% (6)	DDT
23	11	5.6	2.5	60% (6)	

Tab. 1: Versuchsmatrix für RUT-Deflagrationsexperimente

Type of explosion	H ₂ Concentration (% vol.)	Blockage ratio (%)	Side-on overpressure (Bars)	Test #
Slow deflagration	9.8	0	0.9-1.0	18
Slow deflagration	12.5	0	1.0 -1.2	19
Slow deflagration	14	0	1.7-2.3	20
Fast deflagration	11	30	3.0 -3.5	13, 17
Fast deflagration	11	60	3.3-4.5	23
Fast deflagration	12.5	60	4-5*	21
DDT	12.5	30	11-15	11,15,16
DDT	14	60	11-16	22

*Up to 8-11 Bar due to the localised explosions

Tab. 2: Gemessene Überdrücke für verschiedene Verbrennungsformen

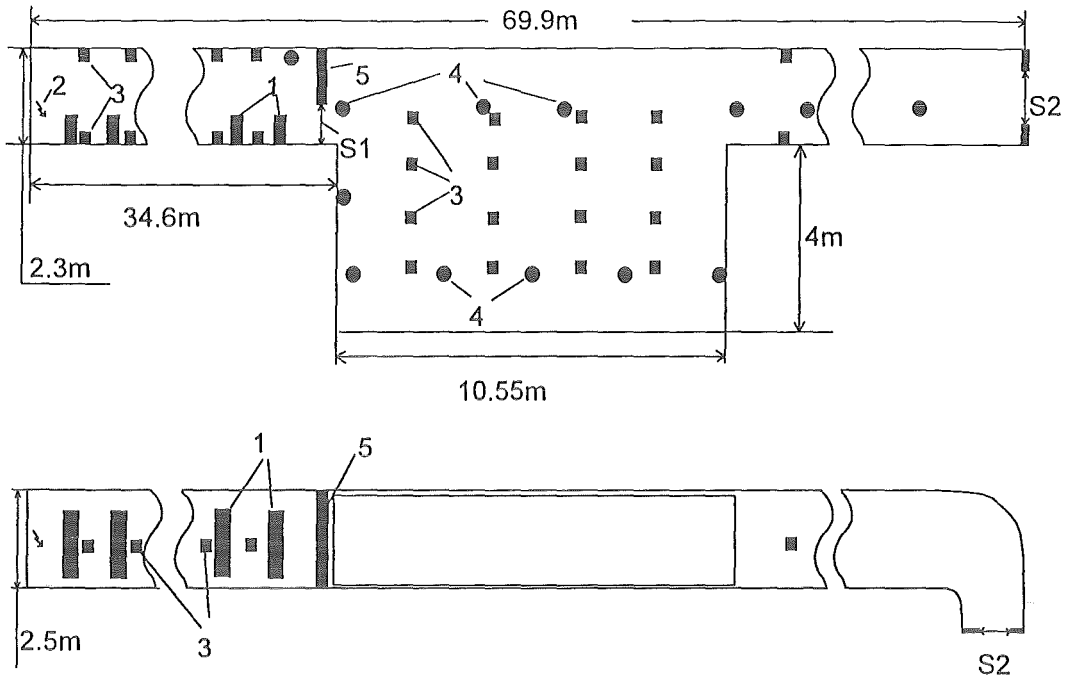


Abb. 11: Geometrie für RUT-Verbrennungsexperimente auf großer Skala (460 m³). 1 = Hindernisse, 2 = Zündort durch Funken, 3 = Photodioden, 4 = Druckaufnehmer

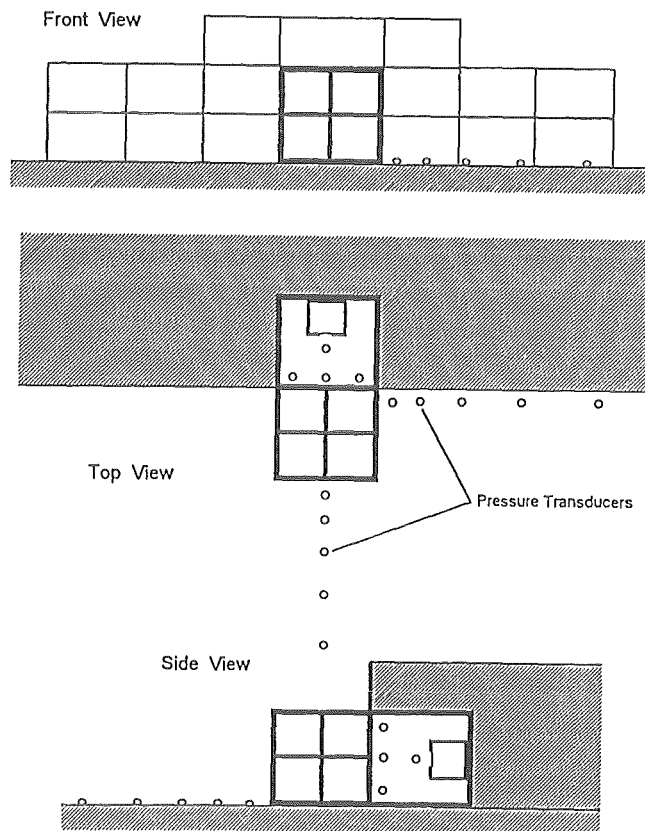


Abb. 12: KOPER-Anlage für Experimente zur Detonationszündung durch einen turbulenten Strahl von Verbrennungsprodukten

Anlagen ausgeschlossen werden sollen, muß für früh wirkende H₂-Gegenmaßnahmen gesorgt werden.

3.4 Detonationszündkriterien

Nicht jede im Prinzip detonationsfähige Gasmischung wird eine detonative Verbrennung durchlaufen, weil bestimmte Bedingungen für die lokale Detonationszündung, die anschließende Verstärkung und die Propagation im Raum erforderlich sind. Die Vorgänge sind sehr komplex und können nicht im Einzelnen numerisch nachvollzogen werden. Es wird deshalb versucht, für die verschiedenen möglichen Detonationszündmechanismen einfache Kriterien abzuleiten, die es erlauben, das Detonationspotential eines bestimmten Brennvorgangs realistisch zu beurteilen. Wenn z.B. während einer turbulenten Verbrennung ein solches Kriterium erfüllt ist, wird Detonationszündung angenommen und die nachfolgende Verbrennung als Detonation simuliert.

Folgende Mechanismen für Detonationszündung werden derzeit untersucht:

- turbulenter Strahl von Verbrennungsprodukten,
- Flammenbeschleunigung,
- Fokussierung von Druckwellen,
- Induktionszeitgradienten (SWACER), und
- Ausbreitung einer kleinen lokalen Detonation.

Im folgenden wird über zwei Arbeitsgebiete berichtet, für die schon Teilergebnisse vorliegen.

3.4.1 Turbulenter Freistrah

Die Detonationszündung durch einen turbulenten Strahl von Verbrennungsprodukten wurde durch das Kurchatov Institut in der KOPER-Anlage untersucht (Abb. 12). Ein Strahl von heißen H₂-Luft-Verbrennungsgasen tritt in ein großes Volumen ein, das mit einer homogen vorgemischten H₂-Luft Atmosphäre gefüllt ist. Ziel der Versuche ist die Messung und systematische Korrelation der Bedingungen, die zu Detonationszündung führen können /8/.

Versuchsparameter waren die Zusammensetzung des Strahls (25-50% H₂ vor Zündung), der Strahldurchmesser (10-40 cm), Wasserstoffgehalt, Größe und Verdämmung des Testvolumens (18-30% H₂, 20-46 m³).

In den Versuchen traten zwei charakteristische Verbrennungsarten auf: turbulente Verbrennung und Detonation. Verdämmung des Testvolumens erhöht die Möglichkeiten für detonative Verbrennung signifikant, Detonationen wurden bei allen getesteten Strahldurchmessern und Raumgrößen beobachtet. Die Detonationszündung setzte immer einige Millisekunden nach dem Versagen der Verdämmung ein. Es wird vermutet, daß die dadurch induzierte starke lokale Turbulenz an der Bruchstelle die Voraussetzung für Induktionszeitgradienten und Zündung über den sogenannten SWACER-Mechanismus schafft.

Experimente mit und ohne Verdämmung sowie entsprechende theoretische Untersuchungen führten auf das (vorläufige) Detonationskriterium

$$L > 7 \lambda.$$

Hierbei ist L der Durchmesser der turbulent vermischten Zone und λ die Detonationsgröße der reagierenden H₂-Luft-Mischung.

3.4.2 Fokussierung von Druckwellen

Die Reflektion von Druckwellen an mehrdimensionalen fokussierenden Oberflächen kann zu lokalen Heißstellen in reaktiven Gasen und nachfolgender Detonationszündung führen (Abb. 13).

Eine mögliche Quelle für Druckwellen sind z.B. schnelle Verbrennungen, bei denen nennenswerte Druckamplituden der Flamme vorauslaufen und eventuell Detonationen in anderen Raumbereichen zünden.

An der Russischen Akademie der Wissenschaften laufen Stoßrohrexperimente zur Klärung dieses Zündmechanismus in H₂-Luft-Gemischen /9/. In den Experimenten wird die kritische Machzahl der einfallenden Stoßwelle gemessen, bei der Detonationszündung auftritt. Versuchsparameter sind Reflektorgeometrie (verschiedene 2-d und 3-d Targets), Wasserstoffgehalt in Luft ($p_0 = 1$ bar, $T_0 = 293$ K) und Machzahl der Stoßwelle.

Abb. 14 zeigt Meßergebnisse für eine 2-dimensionale Reflektorgeometrie (Halbzylinder) und eine 3-dimensionale Geometrie (Halbkugel). Je nach Schnelligkeit der Detonationszündung werden drei Zündregime unterschieden: schwache, starke und eine Übergangzündung. Diese verschiedenen Zündformen hängen wahrscheinlich mit unterschiedlichen Reaktionsmechanismen beim Radikalenaufbau zusammen (thermische Explosion, Kettenverzweigung).

Die Machzahlen aus Abb. 14 lassen sich über die Druckamplitude in entsprechende Geschwindigkeiten von schnellen Flammen umrechnen. Eine Schockwelle mit $M = 1.4$ besitzt einen Drucksprung von etwa 1 bar über die Schockfront. Denselben Drucksprung ($\Delta p = 1 \text{ bar}$) ruft eine Flamme mit rund 200 m/s Geschwindigkeit hervor. Nach Abb. 14 ist damit zu rechnen, daß solch eine flammenerzeugte Druckwelle bei Fokussierung in einem halbkugelförmigen Reflektor H_2 -Luft Gemische mit etwa 20% bis 55% H_2 detonativ zünden kann (Schnittpunkte von $M = 1.4$ und Kurve 2'). Der Machzahl $M = 2$ entspricht eine Flammengeschwindigkeit von rund 500 m/s.

Nach Entwicklung und Erprobung der aufwendigen Meßtechnik an H_2 -Luft Gemischen konzentrieren sich die nun laufenden Arbeiten auf die Messung der kritischen Machzahl für mehr unfalltypische Gaszusammensetzungen (H_2 -Luft + Dampf, CO , CO_2 , NO) und häufig anzutreffende Reflektorgeometrien (z.B. Würfelecke).

3.4.3 Detonationsgrenzen von Unfallatmosphären

Bei schweren Unfällen können Atmosphären sehr komplexer Zusammensetzung im Sicherheitsbehälter entstehen. Neben Luft, Dampf und Wasserstoff sind CO und CO_2 (aus Kabelbränden und Schmelze-Beton Wechselwirkung) und Stickoxide (aus Flammen und Funken) weitere wichtige Komponenten.

Zur Beschreibung der möglichen Gasreaktionen in schweren Unfällen muß die Reaktionskinetik von typischen Unfallatmosphären bekannt sein. Eine Möglichkeit zur Aufklärung der beteiligten Elementarreaktionen besteht darin, die Detonationsgrenzen der interessierenden Gemische in verschieden großen Rohren zu messen und daraus ein geeignetes Reaktionsschema zu entwickeln, das die experimentellen Ergebnisse wiedergibt.

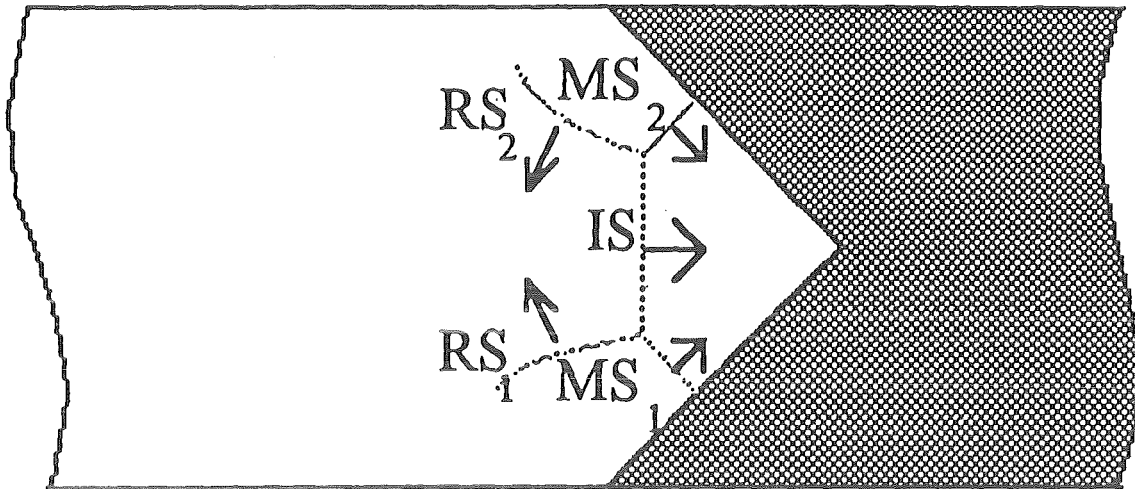


Abb. 13: Wellensystem bei Reflektion einer Schockwelle in einem Winkel. Lokale Heißstellen können eine Detonationszündung bewirken. IS = einfallender Sock, RS = reflektierter Schock, MS = Machstamm

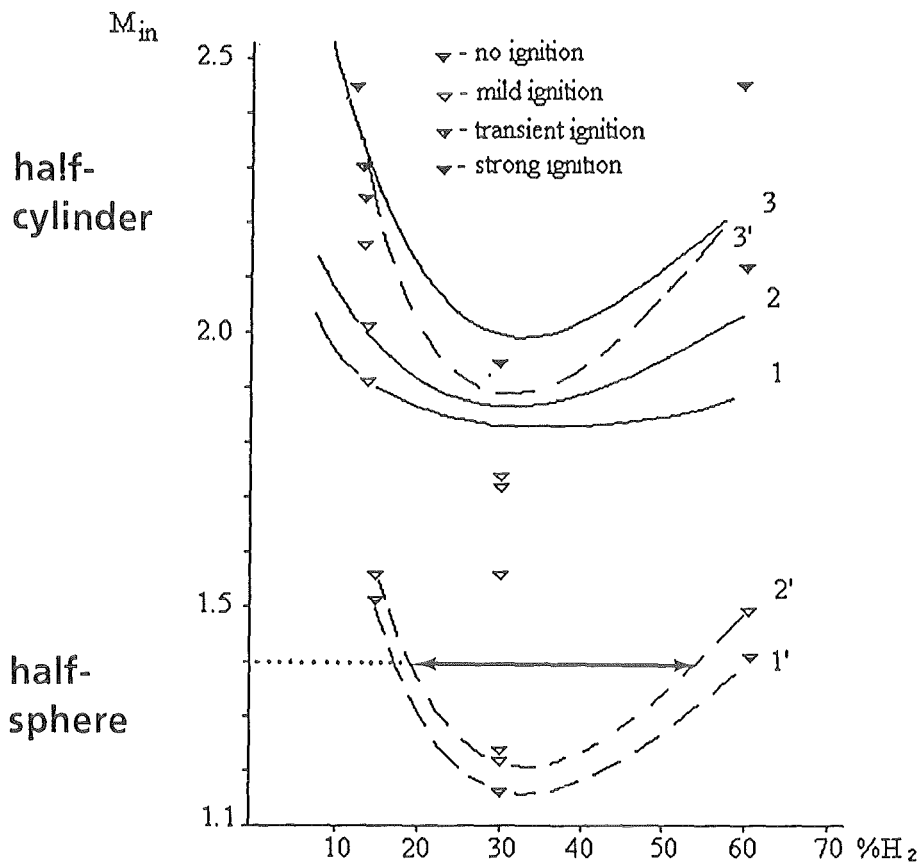


Abb. 14: Gemessene kritische Machzahl für Detonationszündung von H_2 -Luft Gemischen durch Druckwellenfokussierung in einem Halbzylinder (oben), bzw. einer Halbkugel (unten)

An der Russischen Akademie der Wissenschaften in Moskau werden zu diesem Zweck Detonationsgrenzen von H₂-Luft-Dampfgemischen mit unfallrelevanten Additiven (CO, CO₂, NO) gemessen /10/. Aufbauend auf bestehenden Reaktionsschemata und unter Berücksichtigung von Wandeffekten werden entsprechende theoretische Modelle zur Beschreibung der Reaktionskinetik entwickelt.

Abb. 15 und 16 zeigen zwei Ergebnisse aus den laufenden Arbeiten. Abb. 15 bezieht sich auf den Einfluß von CO auf die Detonationsgrenzen von H₂-Luftgemischen. Ohne CO liegt die Detonationsgrenze im untersuchten System bei etwa 15% H₂. Durch Zugabe von CO sinkt diese Grenze in der gezeigten Weise ab. Die Summe von H₂ + CO ist in etwa konstant, so daß beide Gase hier ähnlich reaktiv sind. Das theoretische Modell beschreibt die Meßergebnisse recht gut. Insgesamt haben die Messungen gezeigt, daß Detonationen in H₂-Luft-Gemischen durch CO gefördert und durch CO₂ gedämpft werden. In Schmelze-Beton-Wechselwirkungen entstehen beide Gase, so daß der Nettoeffekt vom CO/CO₂-Verhältnis des freigesetzten Gases abhängen wird. Der bei KfK entwickelte WECHSL-Code liefert derartige Daten /11/. Sie dienen in den weiteren Arbeiten zur Abschätzung von realistischen Gaszusammensetzungen.

Abbildung 16 zeigt den Einfluß von NO auf die Detonationsgrenze von H₂-Luft Gemischen. Ohne NO steigt die Verbrennungsgeschwindigkeit bei etwa 15% nahe an die theoretischen Chapman-Jouguet Werte (D_{CJ}). Bei Zugabe von nur 0.8% NO sinkt dieser Grenzwert von 15% H₂ auf etwa 13% H₂. NO fördert daher ebenso wie CO die detonative Verbrennung von H₂-Luft Gemischen.

Die weiteren Ziele der beschriebenen Arbeiten sind:

- Eingrenzung der H₂-Luft-Dampf-CO-CO₂-NO- Gemischzusammensetzungen, Temperaturen und Drücke auf den unfallrelevanten Bereich, und
- Entwicklung eines validierten Kinetikmodells für diese Atmosphärenzustände.

3.5 Detonationen

Schwerpunkt der bisherigen Arbeiten im Rahmen des PSF waren Untersuchungen zu Detonationen, nicht etwa weil diese als wahrscheinlichste Verbrennungsform angesehen werden, sondern weil Detonationen vernünftige Lastobergrenzen ergeben,

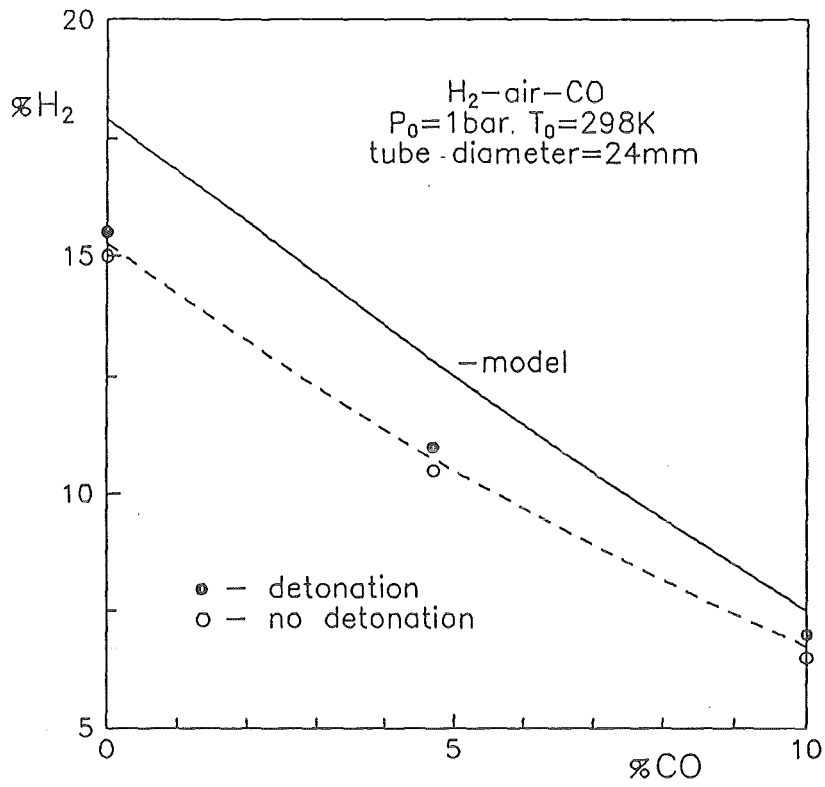


Abb. 15: Einfluß von CO auf die Detonationsgrenze von H₂-Luft-Gemischen

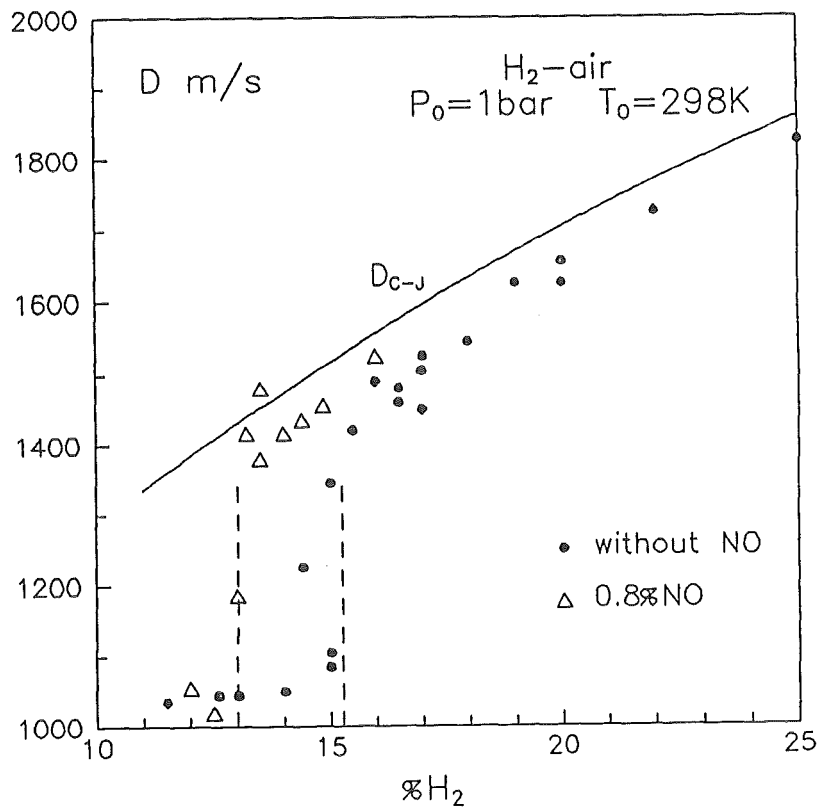


Abb. 16: Einfluß von NO auf die Detonationsgrenze von H₂-Luft-Gemischen

die relativ leicht zu bestimmen sind. Die durchgeführten Experimente haben gezeigt, daß Verbrennungsdrücke und Impulse aus schnellen Flammen die Werte von voll entwickelten Detonationen nahezu erreichen können. Die Beschreibung und Untersuchung von detonativen Verbrennungen erlaubt somit die Bestimmung maximaler Lasten, die ein weites Spektrum von sehr komplizierten Verbrennungsvorgängen realistisch eingrenzen.

Die nachfolgende Darstellung entspricht dem in Abb. 4 gezeigten methodischen Ansatz.

3.5.1 Programmentwicklung

Zur Beschreibung von H_2 -Detonationen wurden zwei verschiedene Programme mit unterschiedlicher Zielsetzung entwickelt.

3.5.1.1 Detonationsprogramm D3D

D3D wurde vom Kurchatov Institut in Zusammenarbeit mit KfK aus einem bestehenden Programm entwickelt /12/. Abb. 17 faßt den verwendeten Modellansatz zusammen. Die mathematischen Beziehungen sind in Abb. 18 dargestellt. D3D wurde speziell zur Berechnung von globalen Detonationen in komplexer 3-d Geometrie entwickelt. D3D erlaubt die systematische Untersuchung von Detonationslasten und deren Abhängigkeit von Gemischzusammensetzung, Zündort, oder Gemischverteilung im Gebäude.

Die Modelle in D3D sind bewußt einfach gehalten, um schnelle Laufzeiten zu erreichen. Auf derzeitigen Workstations können Detonationsprobleme mit etwa 10^6 numerischen Zellen in 1-2 Tagen berechnet werden.

Das einfache Chemiemodell (eine irreversible Reaktion) und die relativ grobe Raumauflösung bei vollen Containmentrechnungen (≈ 40 cm Maschenweite) erlauben keine Simulation von Grenzdetonationen, bei denen Lösch- und Wiederzündvorgängen auftreten.

- Hydrodynamics:
 - 1. order, Eulerian explicit
 - small Courant number
 - very stable, fast running algorithm
- Reaction kinetics:
 - simple 1-step model
 - Arrhenius-type reaction rate
 - parameters benchmarked on detonation cell sizes
 - homogeneous mixtures (late accident conditions)
- Equation-of-state:
 - 2 γ -model for burned and unburned gas
- Geometry:
 - 3-D cartesian grid ($\leq 10^6$ cells)
 - any combination of empty or filled cubes and cylinders
- Applications:
 - full scale detonations in complex reactortypical geometry (multiroom, obstacles, corners, ...)
 - systematic investigation of maximum global loads
 - effect of inner geometry
 - detonation ignition
 - mixture composition

Abb. 17 Physikalische Modelle und Anwendungsbereich des Detonationsprogramms D3D

- | | |
|---|--|
| <ul style="list-style-type: none"> • <u>Conservation equations</u> for 2 components, one common velocity and temperature <p>mass $\rho_{i,t} + (\rho_i u)_x = R_i, i = 0, 1$</p> <p>$\rho = \sum \rho_i$</p> <p>momentum $(\rho u)_t + (\rho u^2 + p)_x = 0$</p> <p>energy $E_t + [u(E + p)]_x = S$</p> <p>no molecular transport (viscosity, conduction, diffusion) and radiation</p> <ul style="list-style-type: none"> • <u>Reaction kinetics</u> $K_1 \xrightarrow{f} K_0$ $f = k_{chem} \rho e^{-E/T}$ <ul style="list-style-type: none"> • Instead of species mass equations, conservation equations for ρ and ρ_1 are solved. | <ul style="list-style-type: none"> • <u>Equations of state</u> $E = \frac{1}{2} \rho u^2 + \sum \rho_i c_{vi} T$ $p = \sum p_i, p_i = \frac{R}{M_c} \rho_i T$ <ul style="list-style-type: none"> • <u>Source terms</u> $R_0 = \rho_1 f$ $R_1 = -\rho_1 f = -R_0$ $S = Q R_0$ $Q = \text{heat of reaction}$ |
|---|--|

Abb. 18: Mathematisches Modell des Detonationsprogramms D3D

3.5.1.2 Detonationsprogramm DET1/3D

Das Programmsystem DET1/3D wurde im KfK-INR zur Simulation von lokalen Lasten entwickelt /13/. Im Vergleich zu D3D sind die Modelle für Hydrodynamik, Reaktionskinetik und Zustandsdaten aufwendiger (Abb. 19 und 20). In der ein- und zweidimensionalen Version kann auch ein feineres Gitter über die Detonationsfront zur besseren Auflösung der adiabaten Kompression und chemischen Reaktion gelegt werden.

Die direkte numerische Simulation der H_2-O_2 Verbrennungskinetik ist auf großer Skala wegen der sehr komplexen Detailchemie nicht möglich (37 Elementarreaktionen mit sehr unterschiedlichen Zeitkonstanten). Deshalb wurden an der RWTH Aachen reduzierte Reaktionsmechanismen entwickelt, die die Zustandsabhängigkeit der H_2-O_2 Induktionsvorgänge korrekt und mit geringerem numerischen Aufwand beschreiben /14/.

Diese reduzierten Mechanismen wurden bisher in DET1D implementiert und erste Versuchsrechnungen durchgeführt. Ziel dieser Arbeiten ist die Modellierung von Lösch- und Zündvorgängen sowie von Detonationen mit H_2 -Dampf Gradienten, wie sie in Unfallsituationen auftreten können.

3.5.2 Experimentelle Daten

Innerhalb des KfK-PSF Programms wurden drei Experimentserien zur Messung von Lasten aus H_2 -Luft Detonationen durchgeführt. Das gemeinsame Ziel ist die Beschaffung experimenteller Daten auf verschiedenen Skalen und für unterschiedliche Geometrien zur Verifikation von physikalischen Modellen und numerischen Approximationen in den numerischen Programmen.

3.5.2.1 Ballon-Experimente

Die Experimente simulierten die lokale Detonation in einer angereicherten Zone eines Containments und das Auslaufen der Druckwelle in einer umgebenden inerten Atmosphäre.

- Hydrodynamics: - First or second order, Eulerian, explicit HLL up-wind scheme
- Reaction kinetics: - 4 components (H₂, H₂O, O₂, N₂)
 - 1-step model: Arrhenius type reaction
 - 2-step model: ignition delay f(p, T, x_{H2}, x_{H2O}) parameters from reduced mechanism
- Equation-of-state: - temperature and component dependent heat capacities
- Geometry: - 1, 2, 3-D cartesian grid
- Applications: - evaluation of local load mechanisms
 - resolution of 2D / 3D focussing
 - effect of local air layers and pockets
 - mixture gradients (x_{H2}, x_{H2O})
 - fine structure of detonation front

Abb. 19: Physikalische Modelle und Anwendungsbereich des Detonationsprogramms DET1D

- Conservation equations for N components, one common velocity and temperature

species mass	$\rho_{i,t} + (\rho_i u)_x = -\lambda \frac{\rho_i u}{x} + R_{i,2}, \quad i = 1, N$
momentum	$(\rho u)_t + (\rho u^2 + p)_x = -\lambda \frac{\rho u^2}{x}$
energy	$E_t + [u(E + p)]_x = -\lambda \frac{u(E + p)}{x}$

λ = 0, 1, 2 for cartesian, cyl., spherical geometry
ρ = Σρ_i
- Equations of state

$$E = \frac{1}{2} \rho u^2 + \sum \rho_i H_i - p$$

$$H_i = \Delta h_i^0 + \int_0^T c_p dT$$

$$p = \sum p_i, \quad p_i = \frac{R}{M_i} \rho_i T$$
- Reaction kinetics (for N = 4)

$v_1 K_1 + v_2 K_2 \xrightarrow{f} v_4 K_4, \quad K_3 \text{ inert}$

$$f = \begin{cases} BT^n \exp(-E_{act}/RT) & T > T_{krit} \\ 0 & \text{else} \end{cases}$$
- Reaction rate R_i

$$\rho_{i,t} = k_i M_i f \left(\frac{\rho_1}{M_1} \right)^{v_1} \left(\frac{\rho_2}{M_2} \right)^{v_2}$$

$k_1 = -v_1, \quad k_2 = -v_2, \quad k_3 = 0, \quad k_4 = v_4$
- No molecular transport (viscosity, conduction, diffusion) and radiation

Abb. 20: Mathematisches Modell des Detonationsprogramms DET1D

Halbkugelförmige Ballons mit etwa 6 m Durchmesser und 50 m³ Volumen wurden mit verschiedenen H₂-Luftgemischen homogen gefüllt und zentral mit 5 g Sprengstoff gezündet /15/. Die Ausbreitung der Detonationswelle im Ballon und in der Schockwelle außerhalb des Ballons wurden mit Druckaufnehmern und Hochgeschwindigkeitsaufnahmen registriert.

Abb. 21 zeigt eine Sequenz von Bildern für ein Experiment mit stöchiometrischer H₂-Luft-Mischung (29% H₂ in Luft bei Umgebungsbedingungen). Die ersten drei Bilder zeigen die Zündung und die stark strahlenden Verbrennungsprodukte des Sprengstoffs. Danach überholt die halbkugelförmige und weniger lumineszente Gasedetonation diesen Bereich. Im fünften Bild erreicht die Detonationsfront die Ballonhülle. Eine schwache Reflektion läuft von der Mediengrenze H₂-Luft/Luft zurück zum Zündpunkt (6. Bild).

Die gemessenen Druckverläufe wurden mit Rechnungen verglichen. Abb. 22 zeigt den Vergleich für eine Meßstelle innerhalb und Abb. 23 für eine Meßstelle außerhalb des detonierenden Gases. Das wesentliche Ergebnis ist, daß schnell laufende Simulationsverfahren 1. Ordnung hinreichend genau für die Beschreibung der hier interessierenden Detonations- und Schockwellen sind. Die gemessene und berechnete Detonationsgeschwindigkeit stimmten sehr gut überein (1940 m/s bzw. 1955 m/s).

3.5.2.2 Rohr-Versuche

Ein 12 m langes Detonationsrohr wurde bei KfK entworfen und gebaut, um Detonationslasten auf mittlerer Skala zu messen (Abb. 24). Die Versuchseinrichtung wird auf dem Gelände des Fraunhofer Instituts für Chemische Technologie in Berghausen betrieben.

Zur Erprobung der Anlagen und Meßtechnik wurden bisher Versuche im leeren Rohr mit stöchiometrischen H₂-Luft-Gemischen unternommen, deren Detonationsseigenschaften gut bekannt sind.

Die gemessenen Druckverläufe wurden in einem gemeinsamen Codebenchmark mit CEA und ENEA analysiert /16/. Drei Programme wurden getestet: DET1D, D3D (KfK) und PLEXUS (CEA, ENEA).

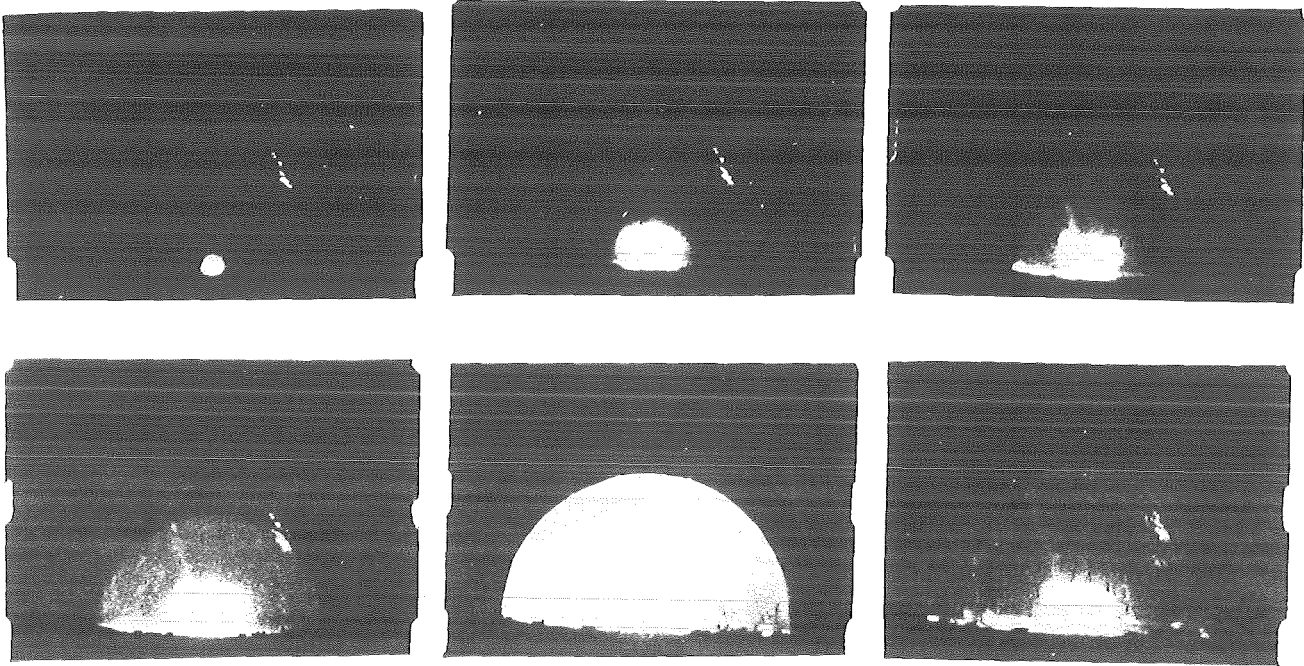


Abb. 21: Ballonexperiment zu lokalen H₂-Luft-Detonationslasten in einem schweren Unfall. $\Delta t = 0.4$ Millisekunden.

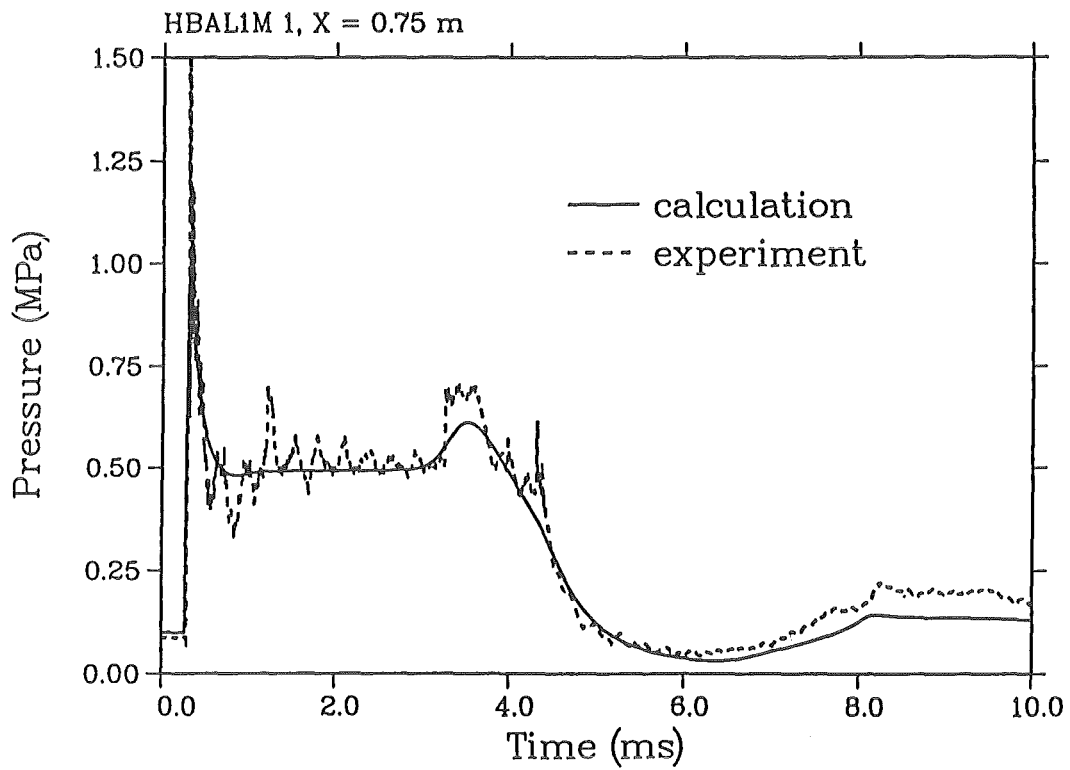


Abb. 22: Vergleich von gemessenem und berechnetem (DET1D) Druckverlauf innerhalb vom Ballon. Abstand vom Zündort 0.75 m

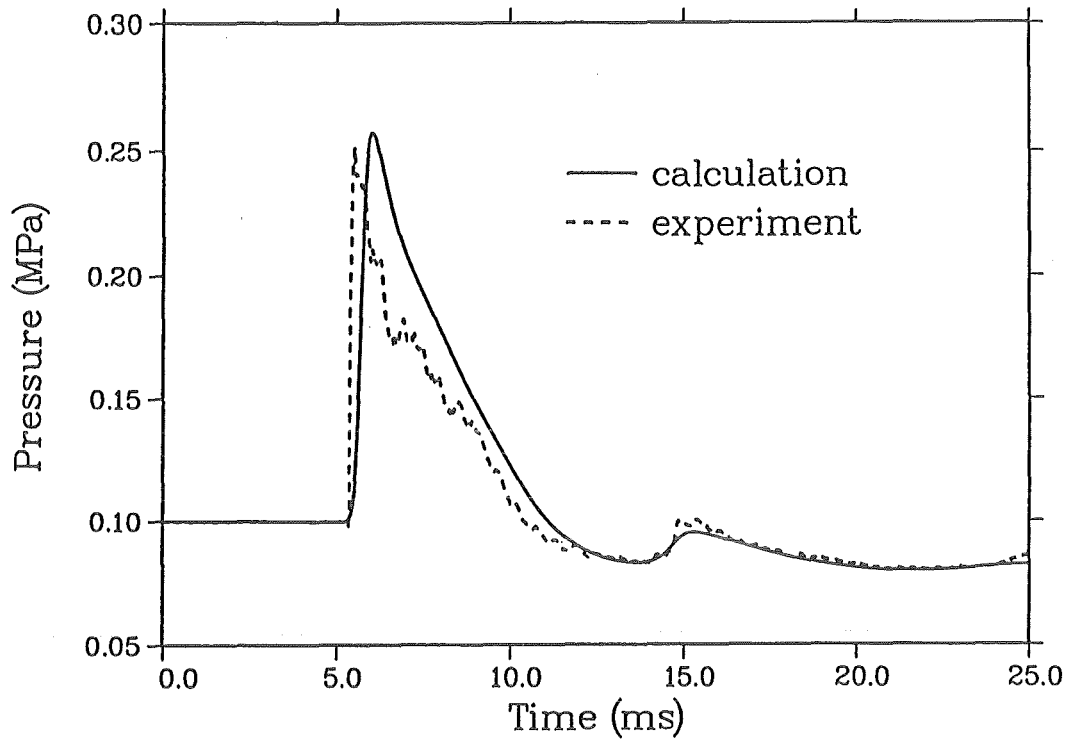


Abb. 23: Vergleich von gemessenem und berechnetem (DET1D) Druckverlauf außerhalb vom Ballon. Abstand vom Zündort 6.25 m

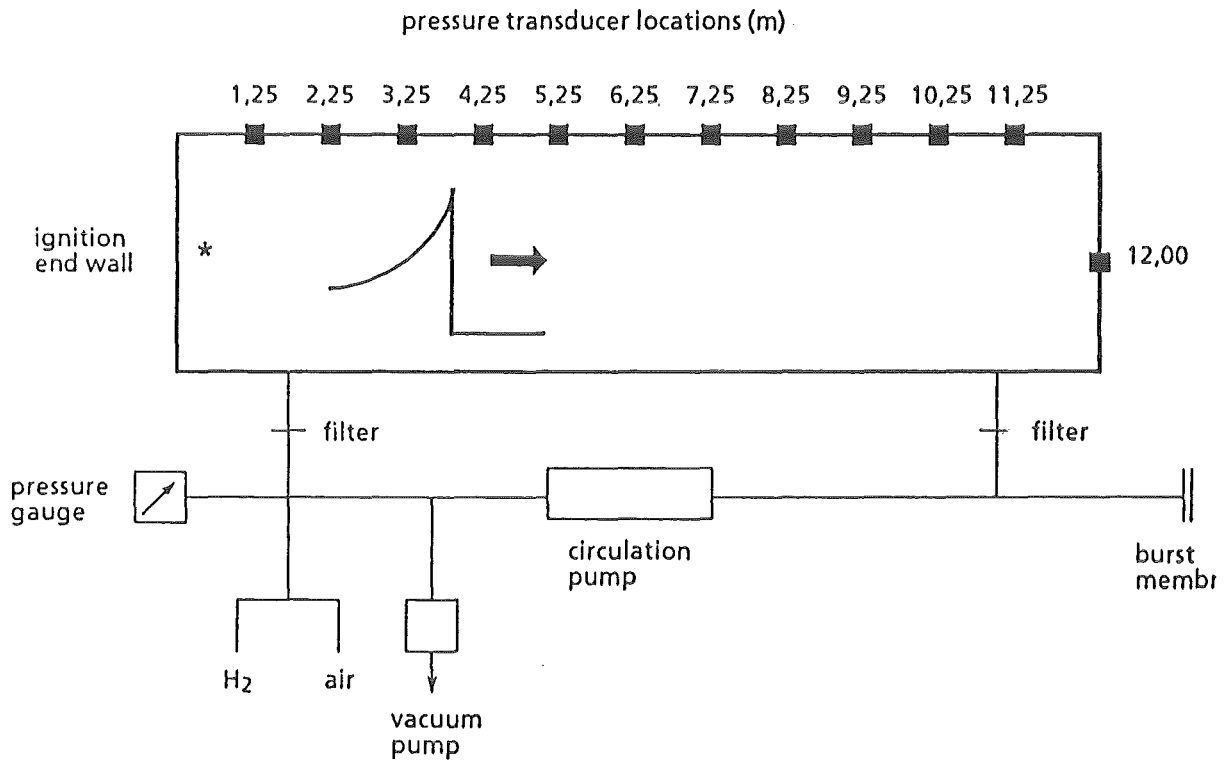


Abb. 24: Schematischer Aufbau des KfK-Detonationsrohrs mit Druckaufnehmerpositionen. Rohrlänge 12 m, Durchmesser 35 cm.

Abb. 25 vergleicht gemessene und mit DET1D berechnete Druckverläufe an zwei verschiedenen Positionen. Die obere Meßposition registrierte den (nicht-reflektierten) Seitwärtsdruck der Detonationswelle und der nachfolgenden Schockwellen im verbrannten Gas und die untere Meßposition den normal reflektierten Druck.

Die gute Übereinstimmung zeigt, daß das relativ einfache Modell der Wärmezufuhr zu einem Fluid, das alle Details der H_2 - O_2 -Reaktionskinetik übergeht, die Detonationslasten von hochreaktiven Mischungen gut beschreiben kann.

3.5.2.3 RUT-Detonationsversuche

In der RUT-Anlage bei Moskau wurden 10 Wasserstoff-Luft-Detonationsversuche auf reaktorrelevantem Maßstab und in komplexer 3-d Geometrie durchgeführt /17/.

Die Geometrie des Versuchsraums ist in Abb. 26 dargestellt. Das Gesamtvolumen beträgt 263 m^3 . Die Testvariablen waren Wasserstoffkonzentration, Wandorientierung (Druckaufnehmerposition) und Zündort (A und B in Abb. 26). Die Detonationszündung erfolgte mit Sprengstoff, was nicht unfalltypisch ist, aber Zeit und Ort der Zündung für die numerischen Rechnungen sehr gut definiert. In einem schweren Unfall können die unter Abschnitt 3.4 besprochenen Zündmechanismen eine Detonation einleiten. Ziel der Versuche war die Messung von H_2 -Luft-Detonationslasten für verschiedene Parameter und nicht die Untersuchung von möglichen Zündvorgängen.

Die Versuchsmatrix ist in Tabelle 3 aufgeführt. Die ersten 5 Experimente untersuchten den Einfluß des Zündortes auf die Lasten. Die Wasserstoffkonzentration ist nahe 20% in diesen Fällen. Im 2. Versuch versagte die Sprengstoffzündung, was zu einer schnellen Deflagration im Volumen führte. Die Versuche 6 bis 10 untersuchten den Einfluß der H_2 -Konzentration auf die gemessenen Detonationslasten bei festem Zündpunkt (B). Je nach H_2 -Gehalt im Gas wurde eine voll entwickelte Detonation (Tests 9, 10), eine marginale Detonation (Tests 6, 8) oder eine verlöschende Detonation (Test 7) beobachtet. Die maximal mögliche Sprengladung in der RUT-Anlage betrug 1.5 kg.

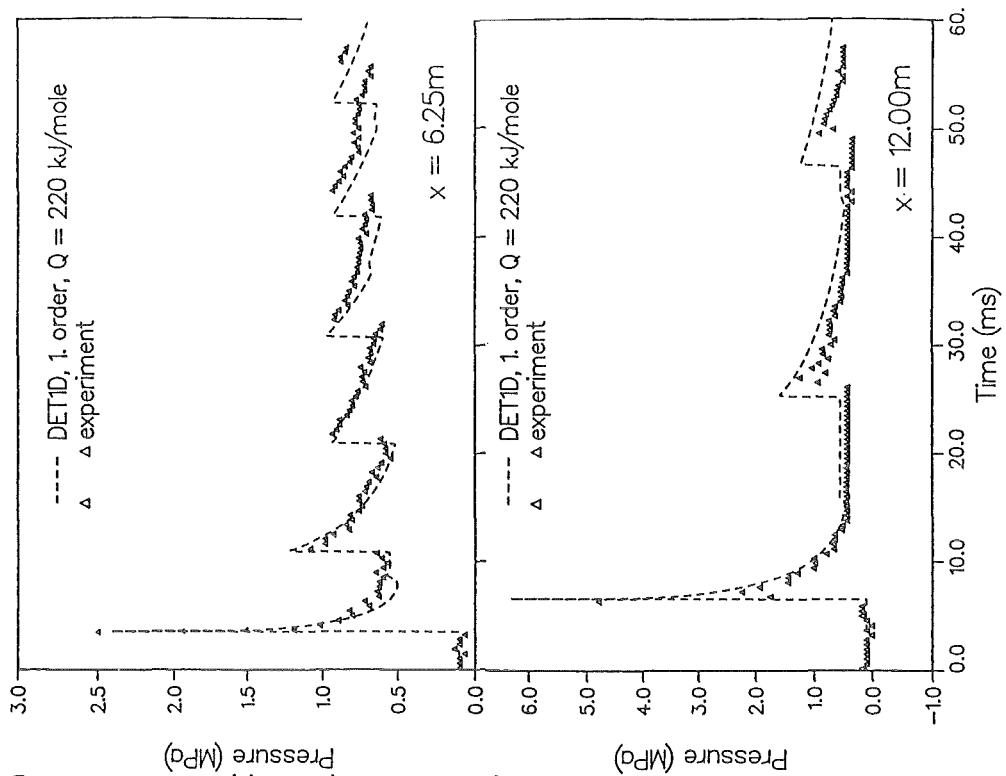


Abb. 25: Gemessene und berechnete Druckverläufe für zwei verschiedene Positionen im KfK-Detonationsrohr (stöchiometrische H_2 -Luft-Mischung, $p_0 = 1.02\text{ bar}$, $T_0 = 299\text{ K}$)

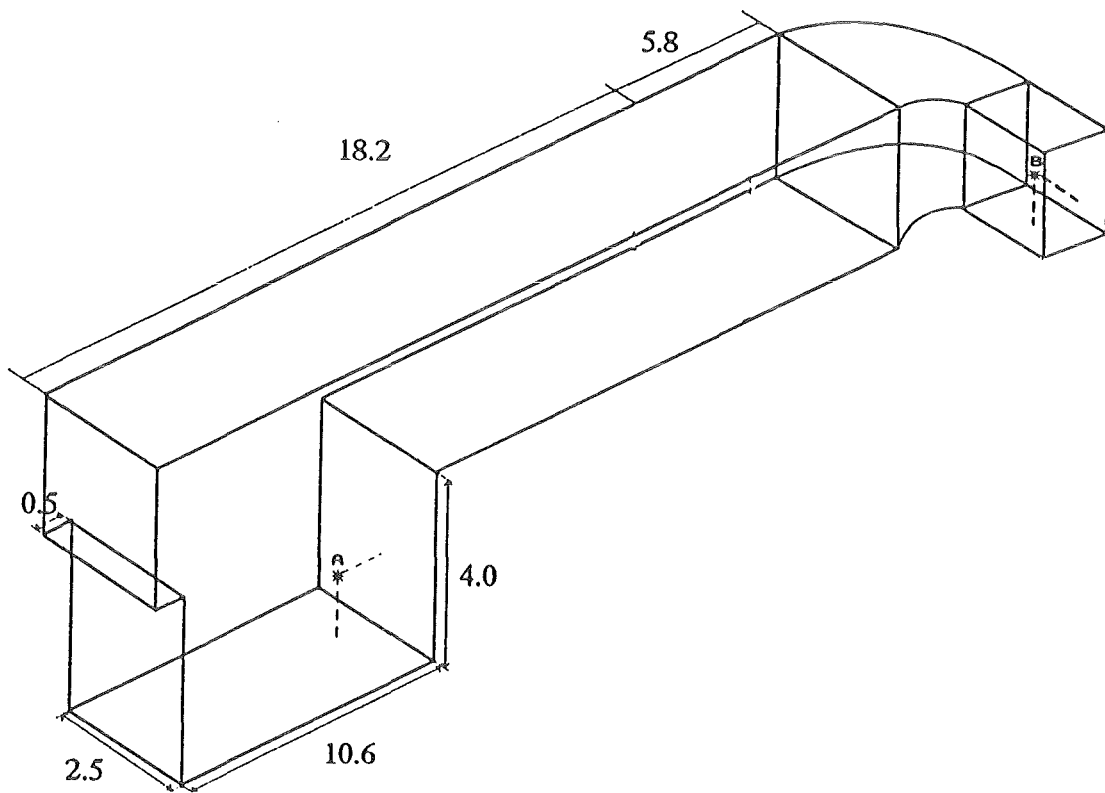


Abb. 26: Geometrie der RUT-Detonationsversuche. Die Dimensionen sind in Metern angegeben. A und B bezeichnen die verwendeten Zündorte.

Tests number	File name	Volume of H ₂ -air mixture (cubic m)	H ₂ concentration (vol. %)	Initiator location	Initiator mass (g of HE)	Explosion regime
1	hyd1	192	20.9	A	200	detonation
2	hyd2	263	17.8	B	2	deflagration
3	hyd3	263	20.0	B	200	detonation
4	hyd4	263	19.1	B	200	detonation
5	hyd5	263	20.0	A	200	detonation
6	hyd6	263	16.0	B	1500	near-limit detonation
7	hyd7	263	14.8	B	1500	deflagration
8	hyd8	263	16.5	B	1500	near-limit detonation
9	hyd9	263	25.5	B	200	detonation
10	hyd10	263	25.6	B	200	detonation

Tab. 3: Testmatrix für die RUT-Detonationsversuche.

Der Einfluß der experimentellen Variablen auf Lastparameter wie Spitzendruck, Impuls und Langzeitdruck wurde ausführlich analysiert /18/. Zusammenfassend läßt sich sagen, daß die Detonationslasten auf ebene Flächen im wesentlichen durch zwei Faktoren bestimmt werden, nämlich

- durch die verfügbare Verbrennungsenergie im Gas, hierfür ist der AICC-Druck ein repräsentatives Maß, und
- durch die Orientierung zwischen belasteter Fläche und Detonationsfront.

Die maximalen Lasten ergeben sich bei Mischungen mit hohem AICC-Druck und normal reflektierter Detonationsfront.

Die gemessenen Detonationsdrücke wurden mit numerischen Rechnungen verglichen. Abb. 27 vergleicht D3D-Ergebnisse mit den Messungen für Druckaufnehmer Nr. 1. Sehr gute Übereinstimmung besteht für den Detonationspeak (1. Spitze). Die berechneten späten Drücke und die Schallgeschwindigkeit im verbrannten Gas werden leicht überschätzt, weil D3D Wärmeverlustprozesse wie z.B. Strahlung vernachlässigt. D3D ergibt leicht konservative Drücke und Impulse. Das Programm zeigt ähnlich gute Übereinstimmung auch für andere Druckaufnehmer-

positionen und Zündorte und kann daher als validiert betrachtet werden für hinreichend reaktive Gemische (entsprechend 20-30% H₂ in Luft).

Grenzdetonationen, bei denen Lösch- und Zündvorgänge auftreten (z.B. in Test 6), können nicht mit D3D simuliert werden.

3.5.3 Unfallrechnungen

Mit dem validierten Programm D3D wurden globale Detonationen in komplexer 3-d Containmentgeometrie berechnet. Ziel der Untersuchungen war, die dynamischen Lasten aus solchen Verbrennungsformen für postulierte Gaszusammensetzungen zu ermitteln. Die Ergebnisse erlauben eine Abschätzung maximal möglicher Detonationslasten in schweren Unfällen.

Vor der Durchführung solcher Rechnungen wurde die Frage untersucht, welche räumliche Auflösung für eine korrekte Berechnung notwendig ist.

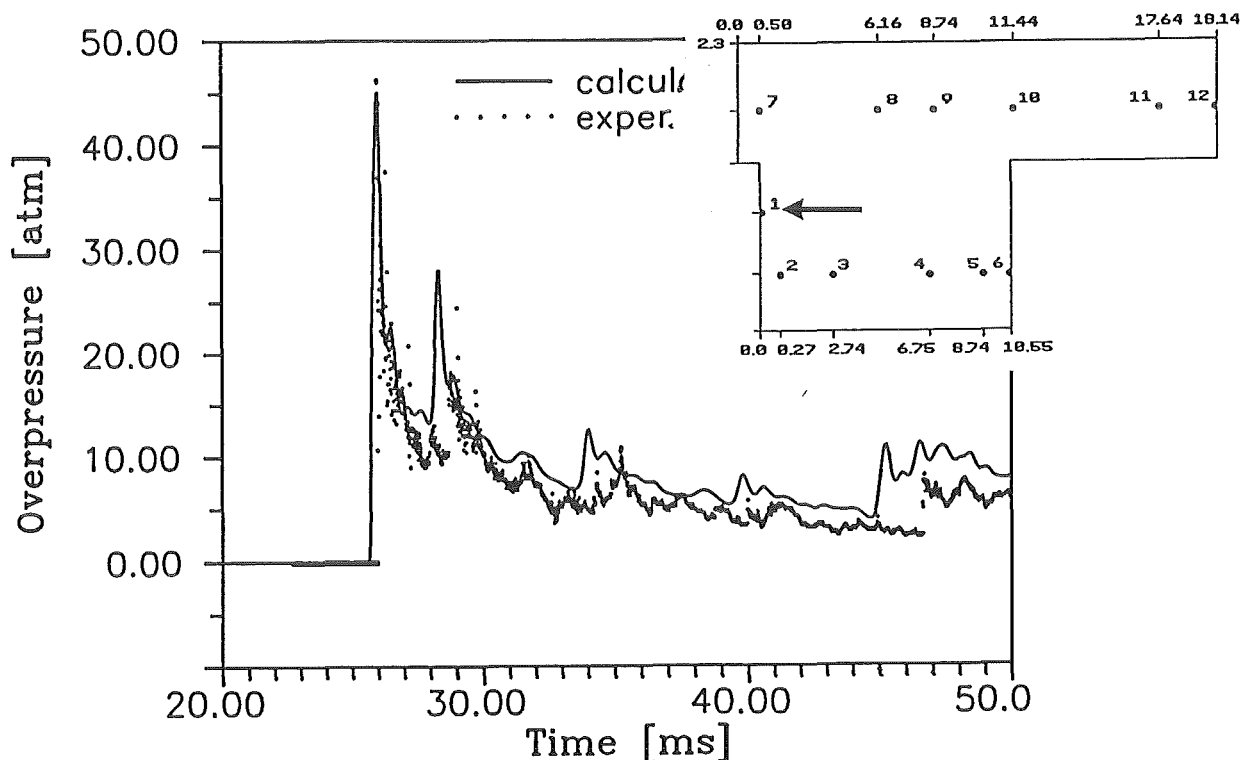


Abb. 27: Gemessener und berechneter Druckverlauf für RUT-Experiment 9, Druckaufnehmer 1.

3.5.3.1 Effekt der Detonationsfeinstruktur auf Lasten

Die Detonation in einem Rechteckkanal (0.5x0.5x21 m) wurde mit hoher räumlicher Auflösung berechnet /19/. Die numerische Maschengröße betrug $(2 \text{ cm})^3$, was ausreicht, um das System von transversen Wellen hinter der Front zu beschreiben.

Abb. 28 zeigt die räumliche Verteilung der berechneten Spitzendrücke für drei verschiedene Ebenen im Raum. In den schwarzen Bereichen erreichte der Druck während des gesamten Vorgangs nur Werte unter 2.1 MPa, in den weißen Bereichen wurden 15 MPa überschritten. Weiße Linien beschreiben den Weg von Tripelpunkten.

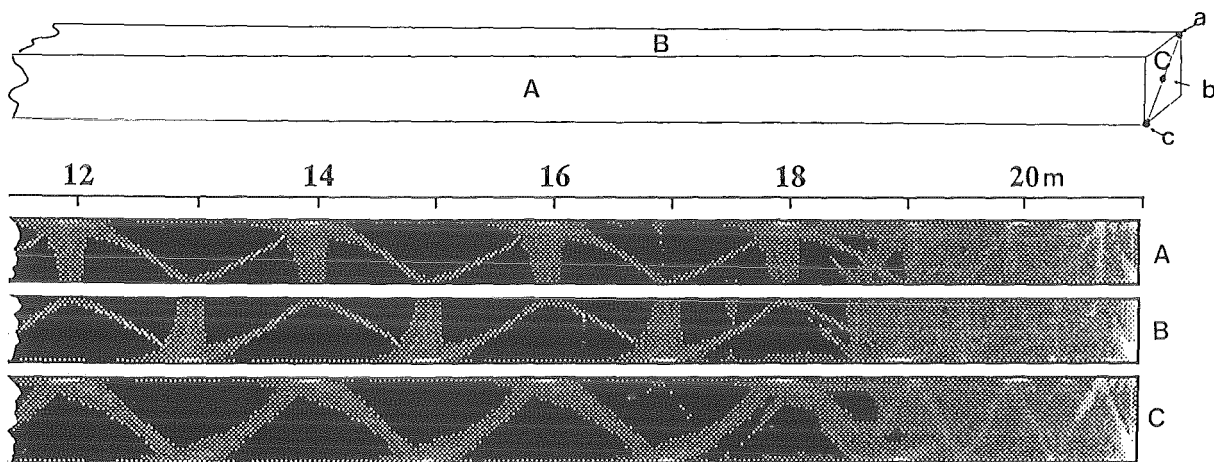


Abb. 28: Simulation einer Detonation in einem geschlossenen Rechteckkanal. Die berechneten Spitzendrücke sind für drei verschiedene Ebenen im Kanal dargestellt (A, B, C). Schwarz entspricht Drücken unter 2.1 MPa, weiß Drücken über 15 MPa.

Zum Vergleich wurde dasselbe Problem mit geringer örtlicher Auflösung berechnet (25 cm)³. Bei dieser groben Maschenweite wurden keine Transversalwellen mehr aufgelöst. Abb. 29 vergleicht den so erhaltenen reflektierten Druck am Ende des Kanals mit dem Mittelwert der Drücke aus der hochauflösenden Rechnung ($25 \times 25 = 625$ Maschen auf dem Kanalende). Die berechneten Drücke und Impulse sind praktisch identisch. Dieselbe Übereinstimmung wurde für andere relative Positionen der reflektierenden Endwand zur Lage der Detonationszelle gefunden.

Hieraus folgt, daß zur Simulation von globalen Detonationslasten relativ grobe räumliche Gitter von einigen 10 cm Maschenweite ausreichen. Die berechneten Drücke und Impulse sind hinreichend genau. Es zeigte sich weiterhin, daß die lokalen Impulse aus der Überlagerung von Transversalwellen für Containments unbedeutend sind, sowohl in ihrer Größe (einige $\text{kPa}\cdot\text{s}$) als auch in ihrer räumlichen Ausdehnung ($< 20\text{ cm}^2$). Sie entsprechen in etwa einem Hammerschlag. Die wesentliche dynamische Belastung einer Detonationswelle wird von den schnell bewegten, verbrannten Gasen hinter der Front hervorgerufen (sog. Taylorwelle).

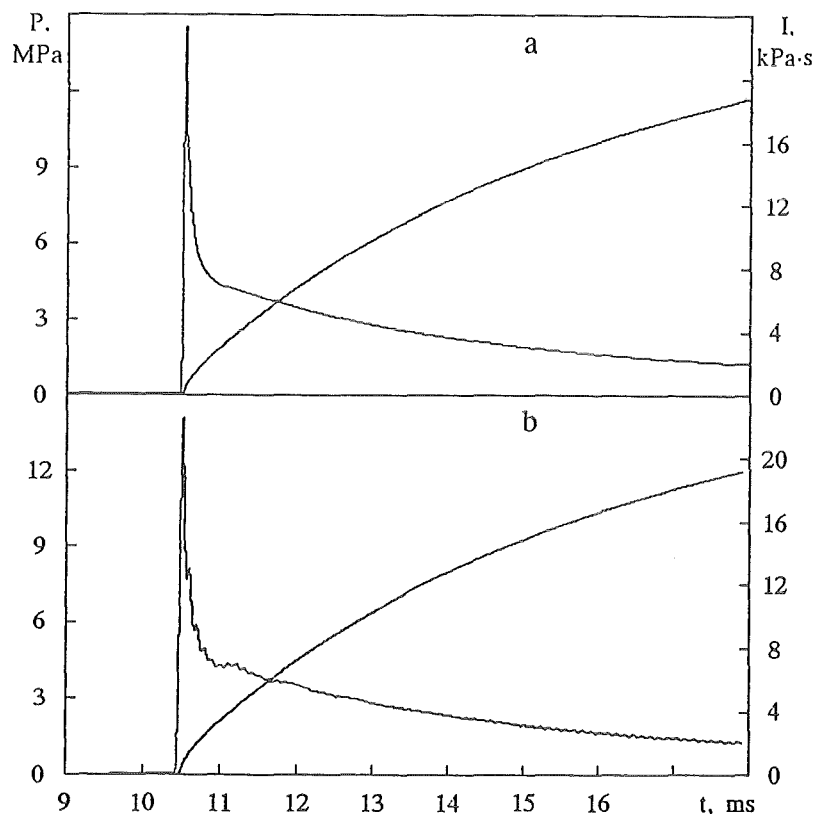


Abb. 29: Berechnete reflektierte Drücke und Impulse ohne (a) und mit (b) Auflösung der transversalen Wellenstruktur. Für Lastberechnungen ist eine hohe räumliche Auflösung nicht notwendig.

3.5.3.2 Globale Detonationslasten

Es gab bisher keine Information über die dynamischen Lasten bei Detonationen in einer komplexen 3-d Containmentgeometrie. Abschätzungen aus eindimensionalen Lösungen der reaktiven Euler-Gleichungen sind nicht anwendbar, weil das 1-d Strömungsfeld hinter der Front durch Hindernisse, Reflektionen und Querschnittveränderungen sehr rasch gestört wird. Aus diesem Grund wurden systematische Rechnungen für eine reale Containmentgeometrie und für postulierte Gaszusammensetzungen durchgeführt /20,21/.

Die untersuchte Geometrie besteht aus einem halbkugelförmigen Dom mit 56 m Durchmesser und ca. 40 000 m³ freiem Volumen. Abb. 30 zeigt einen Querschnitt mit den modellierten Einbauten. Detonationen wurden durch eine kleine Hochdruckzone an den gekennzeichneten Stellen gezündet. Die Fälle T-Y decken Zündorte mit unterschiedlicher Exzentrizität und Höhe im Containment ab.

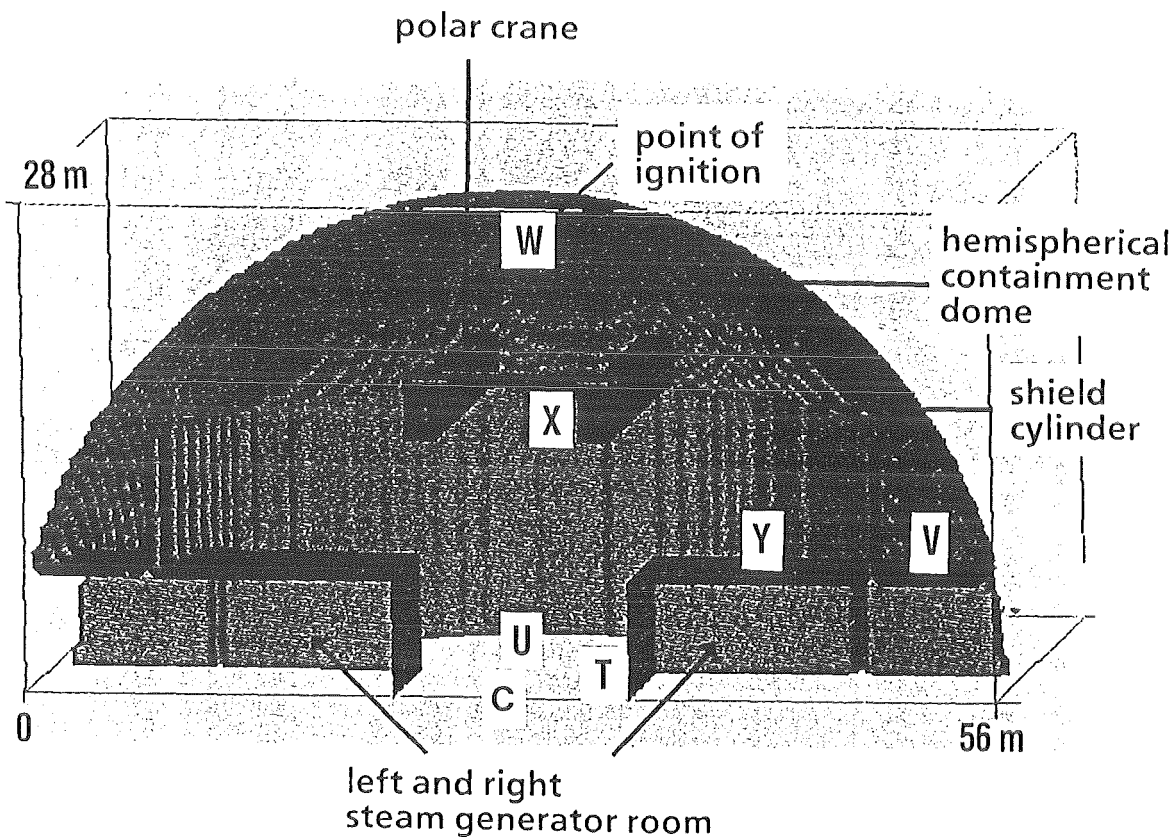


Abb. 30: Untersuchte dreidimensionale Containment Geometrie und postulierte Detonationszündorte (T bis Y).

Abb. 31 zeigt ein Beispiel für den Fortschritt einer Detonation in der komplexen Geometrie. Jedes Bild ist aus einem horizontalen und vertikalen Schnitt durch Strukturen und Druckfeld zusammengesetzt.

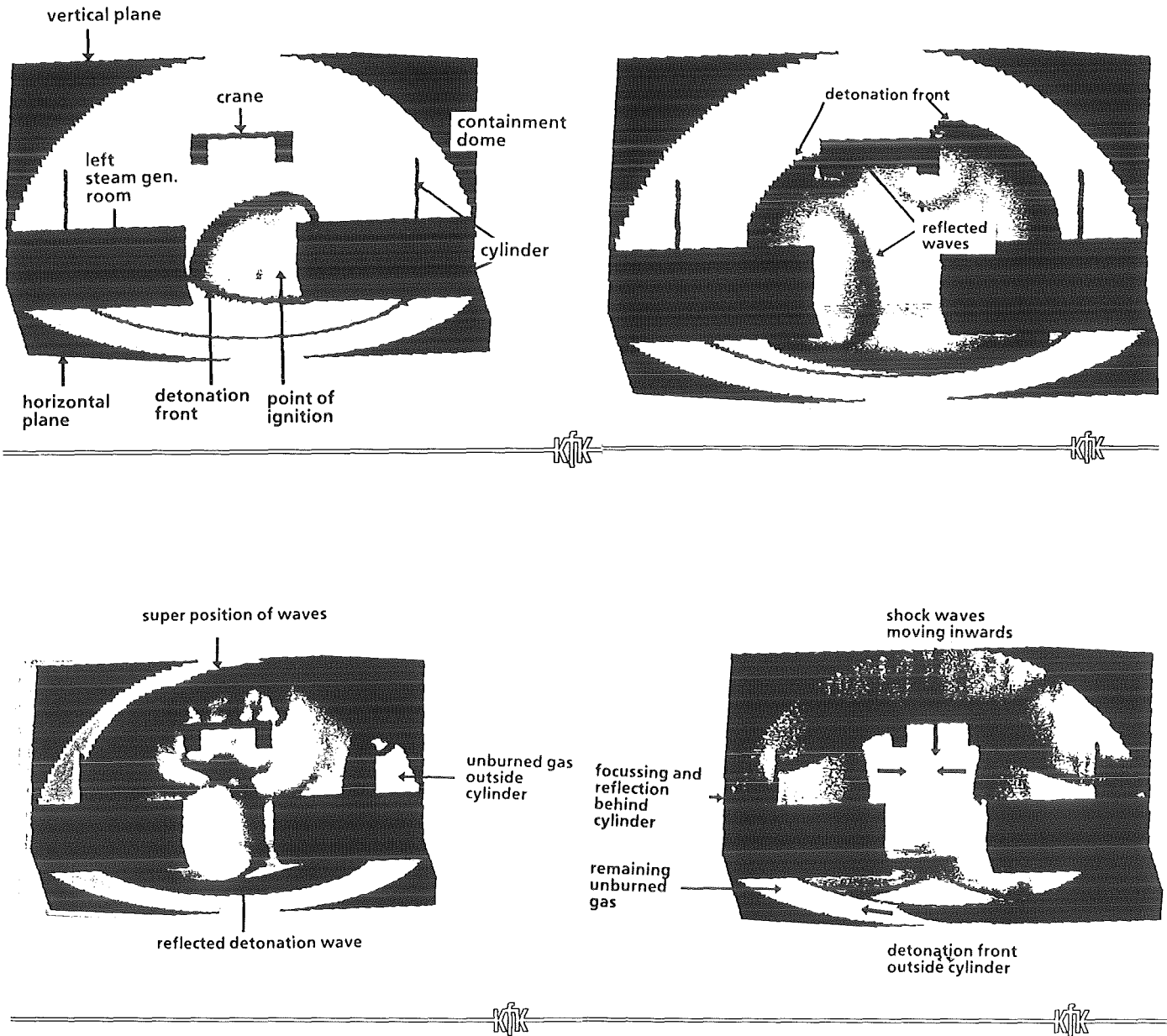


Abb. 31: Vertikaler und horizontaler Schnitt durch 3-d Druckfeld und Strukturen für Zündung von Mischung C (Tab. 4) im Punkt T (Abb. 30). Zeiten nach Zündung sind 6.3, 12.5, 17.2 und 26.6 ms. Weiß kennzeichnet Gasdrücke $< 0.25 \text{ MPa}$, schwarz solche $> 2 \text{ MPa}$.

Einige Lasteffekte sind in den Abbildungen genannt. Die berechneten Drücke sind auf einer Grauskala dargestellt, wobei weiß Drücke unterhalb von 0.25 MPa und schwarz Drücke oberhalb von 2 MPa darstellt.

Die Anfangsbedingungen der untersuchten Mischungen sind in Tabelle 4 gezeigt. Anfangsdruck und Temperatur jeder Mischung entsprechen Sättigungsbedingungen. Die ausgewählten Gasmischungen decken ein weites Spektrum von brennbaren Gemischen ab. Die gesamte reagierende H₂-Menge im Containment liegt zwischen 700 kg (Mischung D) und 1850 kg (Mischung K). Dies entspricht 40% bzw. 106% äquivalenter Zirkonoxidation in einem zukünftigen 1500 MWe-Kern.

Abb. 32 zeigt den Effekt der Gasmischung für den "Nordpol" der Gebäudekuppel. Zündort war Mittelpunkt der Kugelschale. Für Vergleichszwecke ist die Zeitachse auf die Ankunftszeit der Detonationswelle am "Nordpol" bezogen (t_{arr}). Die berechneten Spitzendrücke sind etwa proportional zum AICC-Druck der Mischung (Tab. 4). Die Halbwertsbreite ist für alle Fälle sehr ähnlich. Dies bedeutet, daß der Detonationsimpuls mit dem AICC-Druck der Mischung zunimmt.

Der Effekt des Zündorts auf die Detonationslasten wurde mit Mischung C untersucht, bei der eine mittlere Wasserstoffmenge reagiert (1350 kg, entsprechend 78% Zr-Oxidation). Fälle U und Y sind Detonationen mit doppeltem Zündort, symmetrisch zur vertikalen Schnittebene in Abb. 30. Abb. 33 vergleicht den Überdruckimpuls [$\int (p-p_0) dt$] am "Nordpol" für verschiedene Zündorte. Der AICC-Impuls der Mischung C ist ebenfalls eingetragen [$\int (p_{AICC}-p_0) dt$]. Dies wäre der Impuls bei isotroper, momentaner Verbrennung von Mischung C. Alle Kurven zeigen eine ähnliche Steigung wie der AICC-Impuls, was bedeutet, daß der zeitlich gemittelte Druck auf die Struktur dem Gleichgewichtsverbrennungsdruck p_{AICC} entspricht.

3.5.3.3 Ergebnisse

Die durchgeführten Rechnungen betrafen globale Detonationslasten. Spitzendrücke erreichen Werte zwischen 1 und 2.3 mal dem CJ-Druck der reagierenden Mischung. Der untere Wert ergibt sich bei senkrechter Orientierung zwischen Wellenfront und belasteter Fläche, der obere Wert bei paralleler Orientierung, d.h. normal reflektierter Detonationswelle.

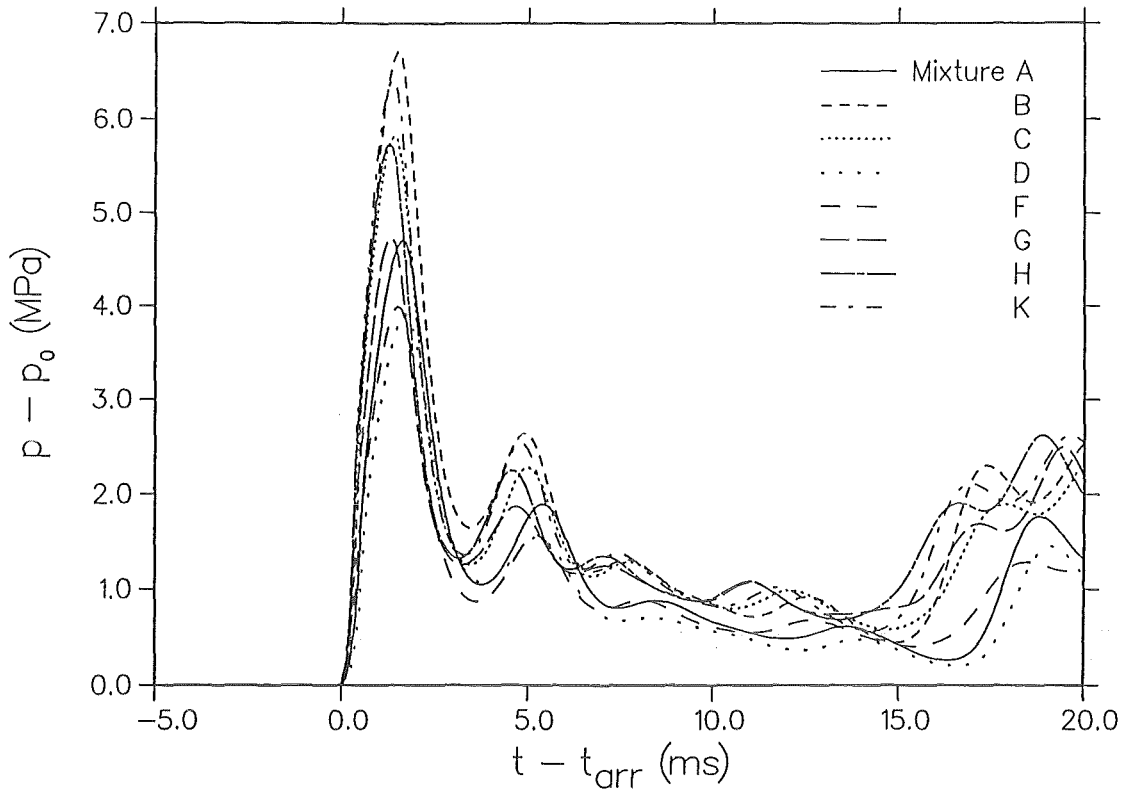


Abb. 32: Berechneter Druckverlauf am "Nordpol" des halbkugelförmigen Gebäudes für verschiedene Mischungen (Tab. 4) und zentrale Zündung.

Mix- ture	x_{H_2}	x_{H_2O}	$T_0(K)$	P_0 (MPa)	P_{AICC} (MPa)
A	0.150	0.30	362	0.226	0.9953
B	0.200	0.40	380	0.326	1.4482
C	0.200	0.30	366	0.258	1.3294
D	0.150	0.15	335	0.162	0.7847
E	0.100	0.00	293	0.113	0.4911
F	0.200	0.00	293	0.127	0.8618
G	0.295	0.00	293	0.144	1.1875
H	0.300	0.15	342	0.212	1.3316
I	0.118	0.60	800	0.720	1.4534
J	0.121	0.30	800	0.720	1.5397
K	0.250	0.30	368	0.284	1.4282

Tab. 4 Anfangsbedingungen und AICC-Druck der untersuchten Wasserstoff-Luft-Dampf-Mischungen.

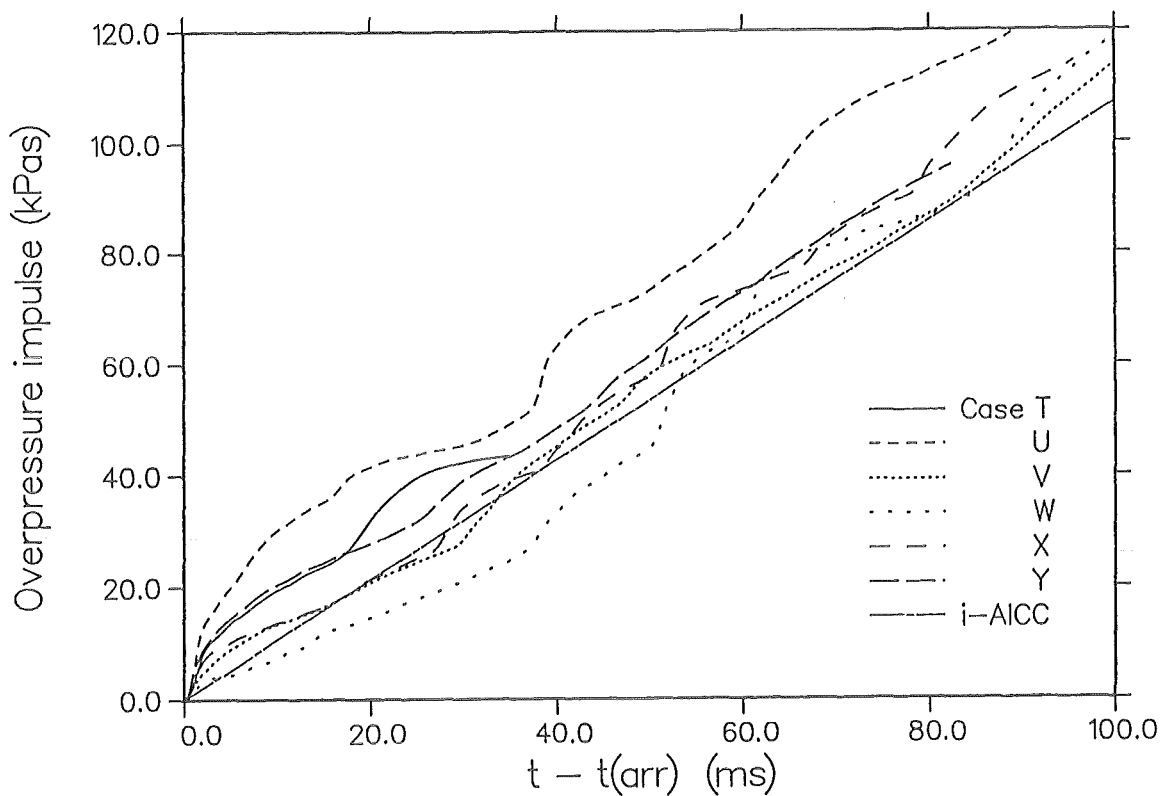


Abb. 33: Berechneter Überdruck-Impuls $\int (p-p_0) dt$ am "Nordpol" für verschiedene Zündorte und Mischung C.

Die berechneten Drücke steigen mit dem AICC-Druck der Mischung, der ein Maß für die gesamte Verbrennungsenergie darstellt. Die Lastzeit des Detonationspeaks ist unabhängig von der Mischung, sie wächst mit der Größe der reagierenden Gaswolke.

Die größtmöglichen Detonationslasten in der untersuchten Geometrie werden von einer zentral gezündeten Mischung mit hohem AICC-Druck verursacht, d.h. Gemischen mit hohem H_2 - und Dampfgehalt. Solche Zustände könnten in schweren Unfällen auftreten, falls eine anfänglich dampfinertisierte Atmosphäre durch Dampfkondensation in das Detonationsgebiet eintritt.

4. ZUSAMMENFASSUNG

Dieser Bericht beschreibt Arbeiten, die im Rahmen des PSF-Programms zur Verteilung und Verbrennung von Wasserstoff durchgeführt wurden. Berichtszeitraum für die Verteilungsuntersuchungen ist 1993-1994, für die Verbrennungsuntersuchungen 1990-1993.

Ziel des Vorhabens ist die Ermittlung möglicher Gebäudelasten durch Wasserstoffverbrennung bei schweren kernzerstörenden Unfällen. Die Ergebnisse dienen der Weiterentwicklung von Containmentkonzepten und der Optimierung von möglichen Wasserstoffabbaumaßnahmen (z.B. Zündern) für zukünftige Leichtwasserreaktoren. Der Stand der Arbeiten läßt sich wie folgt zusammenfassen.

Die GASFLOW-Analysen des PHDR-Versuchs T31.5 haben eine sehr befriedigende integrale Übereinstimmung mit dem Experiment gezeigt. Dieses Ergebnis und frühere Validierungsrechnungen mit dem Vorläufercode HMS lassen erwarten, daß GASFLOW eine wesentlich verbesserte Simulation der Verteilungsprozesse in schweren Unfällen erlauben wird, als bisher mit Lumped-Parameter-Programmen erreicht wurde. GASFLOW wird an weiteren integralen Verteilungsversuchen wie z.B. E 11.2 und an Single-Effects-Tests entwickelt und überprüft werden.

Im Bereich der Wasserstoffverbrennung lag das Schwergewicht der Arbeiten bisher auf der Beschreibung von Detonationen, da diese Verbrennungsform realistische Lastobergrenzen für eine Vielzahl von schnellen Verbrennungsvorgängen liefert.

Es wurden in den vergangenen Jahren drei-dimensionale Detonationscodes entwickelt, relevante Detonationsexperimente auf verschiedenen Skalen durchgeführt und zur Codevalidierung benutzt. Stabile Detonationen können jetzt in realistischen 3-d Containmentgeometrien simuliert werden. Nicht möglich ist derzeit die numerische Beschreibung von Zünd- und Löschvorgängen in marginalen Detonationen, die für lokale Detonationslasten von Interesse sind. Dies wird ein Thema zukünftiger Arbeiten sein.

Die Arbeiten zur turbulenten Verbrennung wasserstoffhaltiger Unfallatmosphären sind im experimentellen Bereich weit fortgeschritten. Die Programmentwicklung und deren Validierung an den vorliegenden Meßdaten sind für 1994 vorgesehen. Danach werden Anwendungsrechnungen für ausgewählte Unfallszenarien folgen.

Im Bereich der Detonationszündkriterien liegen Teilergebnisse vor für die Zündung durch einen turbulenten Freistahl, durch Druckwellenfokussierung, und durch Flammenbeschleunigung. Die Reaktionskinetik in komplizierter Unfallatmosphären wurde in ersten Experimenten untersucht und theoretisch gedeutet. Die laufenden Arbeiten werden die Grundlagen zum Verständnis der Reaktionsmechanismen in realistischen Unfallatmosphären liefern.

LITERATUR

- /1/ H.H. Hennies, G. Keßler, J. Eibl: "Improved Containment Concept for Future PWR's", 5th Int. Conf. on Emerging Nuclear Energy Systems, Karlsruhe, Germany, July 3-6, 1989, p. 19
- /2/ H.H. Hennies, G. Keßler, J. Eibl: "Sicherheitsumschließungen in künftigen Reaktoren", Atomwirtschaft, Mai 1992, p. 238
- /3/ P. Royl, J.R. Travis, "Analysis of HDR Test T31.5 with GASFLOW", KfK-Report in print (1994)
- /4/ S.R. Tieszen, "Effect of Initial Conditions on Combustion Generated Loads", Pre-Conference Seminar on "Containment of Nuclear Reactors", Shanghai, China, August 14-16, 1991, p. 187, for SMiRT-11, Tokyo, Japan, August 18-23, 1991
- /5/ V. Moser, V. Smiljanovski, "Simulation turbulenter vorgemischter Verbrennung in kompressiblen Medien unter Verwendung des "Flamelet"-Konzepts", Bericht des Inst. für Techn. Mechanik, RWTH Aachen (Dec. 1993)
- /6/ S.B. Dorofeev, V.P. Sidorov, A.E. Dvoinishnikov, A.V. Zhernov, S.M. Velmakin, "Large Scale Hydrogen-Air Fast Turbulent Deflagration Experiments in the RUT-Facility", Final Report, Russian Research Center "Kurchatov Institut", Moscow (1994)
- /7/ S.B. Dorofeev, V.P. Sidorov, A.E. Dvoinishnikov, W. Breitung, "Deflagration to Detonation Transition in a Large Confined Volume of Lean Hydrogen-Air Mixtures", 25th Symposium (Int.) on Combustion, University of California, Irvine, July 31 - Aug. 5, 1994
- /8/ S.B. Dorofeev, A.V. Bezmelnitsin, A.A. Efimenko, A.S. Kochurko, V.P. Sidorov, J.G. Yankin, I.D. Matsukov, "Experimental Study on Hydrogen-Air Mixture Combustion Behaviour Under Turbulent Jet Ignition at Large Scale", Report RRCKI-80-05/3, Russian Research Center "Kurchatov Institute" (1993)
- /9/ B.E. Gelfand, S.V. Khomik, A.M. Bartenev, S.P. Medvedev, A.N. Polenov, nicht veröffentlichter Bericht
- /10/ B.E. Gelfand, O.E. Popov, G.L. Agafonov, A.E. Kusharin, nicht veröffentlichter Bericht
- /11/ J.J. Foit, "Application of the WECHSL Code to PWR and BWR Specific Accident Scenarios", Report KfK 5108, NEA/CSNI/R (92) 10, p. 557 (1992)
- /12/ A.A. Efimenko, A.S. Kochurko, S.B. Dorofeev, A. Chugunov, "3 ET and TWOL, Code Description and User Guide", Report IRIS 91/6, Russian Research Center "Kurchatov Institute" (1991)

- /13/ R. Redlinger,
nicht veröffentlichter Bericht
- /14/ G. Paczko, R. Klein, "Reduzierte Reaktionsmechanismen für H₂-Luft-Dampf Detonationen", Abschlußbericht für KfK-Projekt 317988, Inst. für Technische Mechanik, RWTH Aachen (1993)
- /15/ H. Pförtner, "Ausbreitungsfunktionen detonierender Wasserstoff-Luft Gemische", Report FhG-Projekt Nr. 102555, Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie, Pfingstal-Berghausen, Germany (Dec. 1991)
- /16/ W. Breitung, M. Möschke, R. Redlinger, H. Werle, J. Wolff, A. Forestier, C. Caroli, "Hydrogen-Air Detonation Experiments and Numerical Simulations", Progress Report for the CEC Reinforced Converted Action on Reactor Safety, Containment Project, published as CEA-Report DMT/93-646 (1993)
- /17/ S.B. Dorofeev, V.P. Sidorov, S.M. Velmakin, A.V. Zhernov, "Large Scale Hydrogen-Air Detonation Experiments. The Effect of Ignition Location and Hydrogen Concentration on Loads", Report Russian Research Center "Kurchatov Institute", RRCKI-80-05/59, 123182 Moscow, Russia (1993)
- /18/ W. Breitung, S.B. Dorofeev, A.A. Efimenko, A.S. Kochurko, R. Redlinger, V.P. Sidorov, "Large Scale Experiments on Hydrogen-Air Detonation Loads and their Numerical Simulation", Proc. of the Int. Topical Meeting on Advanced Reactor Safety (ARS '94), April 17-21, 1994, Pittsburgh, Pennsylvania, USA
- /19/ S.B. Dorofeev, A.A. Efimenko, A.S. Kochurko; "Evaluation of Worst-Case Loads to Reactor Containments from Fast Hydrogen Combustion", Laboratory of Induced Chemical Reactions, Russian Research Center "Kurchatov Institute", Moscow (June 1992)
- /20/ W. Breitung, R. Redlinger, "Three-dimensional Numerical Simulation of Large-scale Hydrogen-Air-Steam Detonations in a Nuclear Reactor Containment and Resulting Response of a Model Oscillator", p. 469 in "Structural Dynamics", Proc. of the Second European Conference on Structural Dynamics (EURODYN '93), Trondheim, Norway, 21-23 June 1993
- /21/ W. Breitung, R. Redlinger, "Loads from Large-Scale Hydrogen-Air-Steam Detonations in a Three Dimensional Nuclear Reactor Containment Geometry", Trans. of the 12th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-12), Volume U, p. 91, Stuttgart, Germany, August 15th-20th, 1993

32.11.02 **Thermische Wechselwirkung von Kernschmelze und Kühlmittel**

I. **PREMIX-Experimente**

PREMIX Experiments

(F. Huber, W. Pepler, H. Will, IRS)

Abstract:

After a core meltdown due to an uncontrolled LOCA, liquid fuel can penetrate into the lower coolant plenum, presumably through the openings of the grid plate. The jets of core material might mingle with residual water, which would not exclude the possibility of a steam explosion. In such a case the mechanical energy release would depend on the quantities of premixed materials. This premixing is a precondition for a coherent thermal interaction. Statements about a possible failure of RPV or containment integrity require a detailed knowledge of those phenomena. KfK is therefore performing numerous experimental and theoretical studies of mixing phenomena.

Einführung

Nach dem Niederschmelzen des Reaktorkerns als Folge eines nicht beherrschten Kühlmittelverluststörfalles kann flüssiger Brennstoff in das untere Kühlmittelplenium eindringen. Es ist zu erwarten, daß dies durch die Öffnungen in der Gitterplatte in Form von Schmelzestrahlen erfolgt, die sich mit noch vorhandenem Wasser vermischen. Die Möglichkeit des Auftretens einer Dampfexplosion ist dabei nicht auszuschließen. Die im Falle einer Dampfexplosion freiwerdende mechanische Energie hängt entscheidend von den Mengen der zu diesem Zeitpunkt grob vorvermischten Materialien ab. Eine grobe Vorvermischung ist eine unverzichtbare Voraussetzung für eine kohärente thermische Wechselwirkung. Nur bei einer detaillierten Kenntnis der ablaufenden Vorgänge lassen sich Aussagen über eine eventuelle Gefährdung der Integrität des Reaktortanks oder gar des Reaktorsicherheitsbehälters machen.

Zu dem genannten Problembereich - Vermischungsvorgänge beim Eindringen einer heißen Schmelze in Wasser - werden im IRS und INR umfangreiche experimentelle und theoretische Untersuchungen (siehe auch Beitrag unter 32.11.02/IX,IV) durchgeführt.

PREMIX-Versuche

Eine Versuchsapparatur wurde konzipiert und gebaut, im wesentlichen bestehend aus einem Versuchsgefäß von 0,7 m Durchmesser und 3 m Höhe und einem Schmelzgenerator für bis zu 10 kg Schmelze. Um die Erfassung der ablaufenden Vorgänge mit Hochgeschwindigkeitskameras zu ermöglichen, ist die Apparatur mit Glasfenster ausgestattet. Während der Wechselwirkung ist vorgesehen, als transiente Größen den Reaktionsdruck, die Dampfentwicklung, die Ausbreitung der Interaktionszone, Temperaturen, den Flüssigkeitsfüllstand und den Schmelzmassenfluß zu erfassen. Geeignete Meßsonden wurden ausgewählt und teilweise in umfangreichen Tests für die erwarteten Parameter qualifiziert.

Die Aluminiumoxid-Schmelze, als Simulant für die Kernschmelze, wird im Schmelzgenerator aus einer Thermitreaktion heraus zur Verfügung gestellt. Durch seine konstruktive Ausbildung wird das bei der Reaktion entstehende Eisen innerhalb des Generators abgeschieden und somit lediglich der keramische Anteil abgelassen. Wesentliche Vorarbeiten zielten auf die Entwicklung eines Abstiches, der einen reproduzierbaren Schmelzeausfluß gewährleistet. Der entwickelte Generator erlaubt die Einstellung von Temperatur und zeitlichem Massefluß in einem weiten Bereich.

Die gesamte Versuchsapparatur wird im Behälter der FAUNA-Anlage, in der bisher

Natriumbrandversuche durchgeführt wurden, aufgebaut. Dieser Behälter (Abb. 1) erlaubt die Durchführung der Experimente auch bei erhöhtem Systemdruck bis zu 1 MPa. Die Arbeiten zur Vorbereitung des Experimentierfeldes, auch durch die Umstellung der FAUNA von Natriumbranduntersuchungen auf die neuen Erfordernisse, haben in hohem Maße Arbeitskapazität gebunden.

Wichtig im Zuge der Entwicklung sind einstellbare und reproduzierbare Strahlformen sowie die meßtechnische Erfassung der Schmelzmassenströme. Die Abb. 2 zeigt den Versuchsaufbau eines Tests im Rahmen einer Versuchsserie, bei dem 6 kg Keramikschmelze in Wasser injiziert wurde. Ziel dieser Vorversuche war einerseits die Demonstration des qualitativen Ablaufs einer derartigen thermischen Wechselwirkung, die Überprüfung des gewählten Schmelzegeneratorkonzepts auf seine Eignung sowie die Erprobung der vorgesehenen Meßeinrichtungen für Druck und Ereignisablauf (Hochgeschwindigkeits-Kinematographie mit Filter). Es konnte beispielsweise gezeigt werden, daß beim Auftreffen der Schmelze auf die Wasseroberfläche sofort eine heftige Verdampfung einsetzt, die dem Eindringen der Schmelze in das Wasser entgegenwirkt (Abb. 3). Dieses Verhalten erfordert eine Erhöhung der kinetischen Energie der Schmelze, d. h. erhöhte Austrittsgeschwindigkeit durch den Einsatz einer gasdruck-getriebenen Ejektion. Weiterhin konnte gezeigt werden, daß die Drücke gering bleiben, solange keine spontane Dampfexplosion auftritt. Die Ergebnisse hatten insgesamt wesentliche Rückwirkungen auf die Planung und Bauausführung der PREMIX-Versuchseinrichtung.

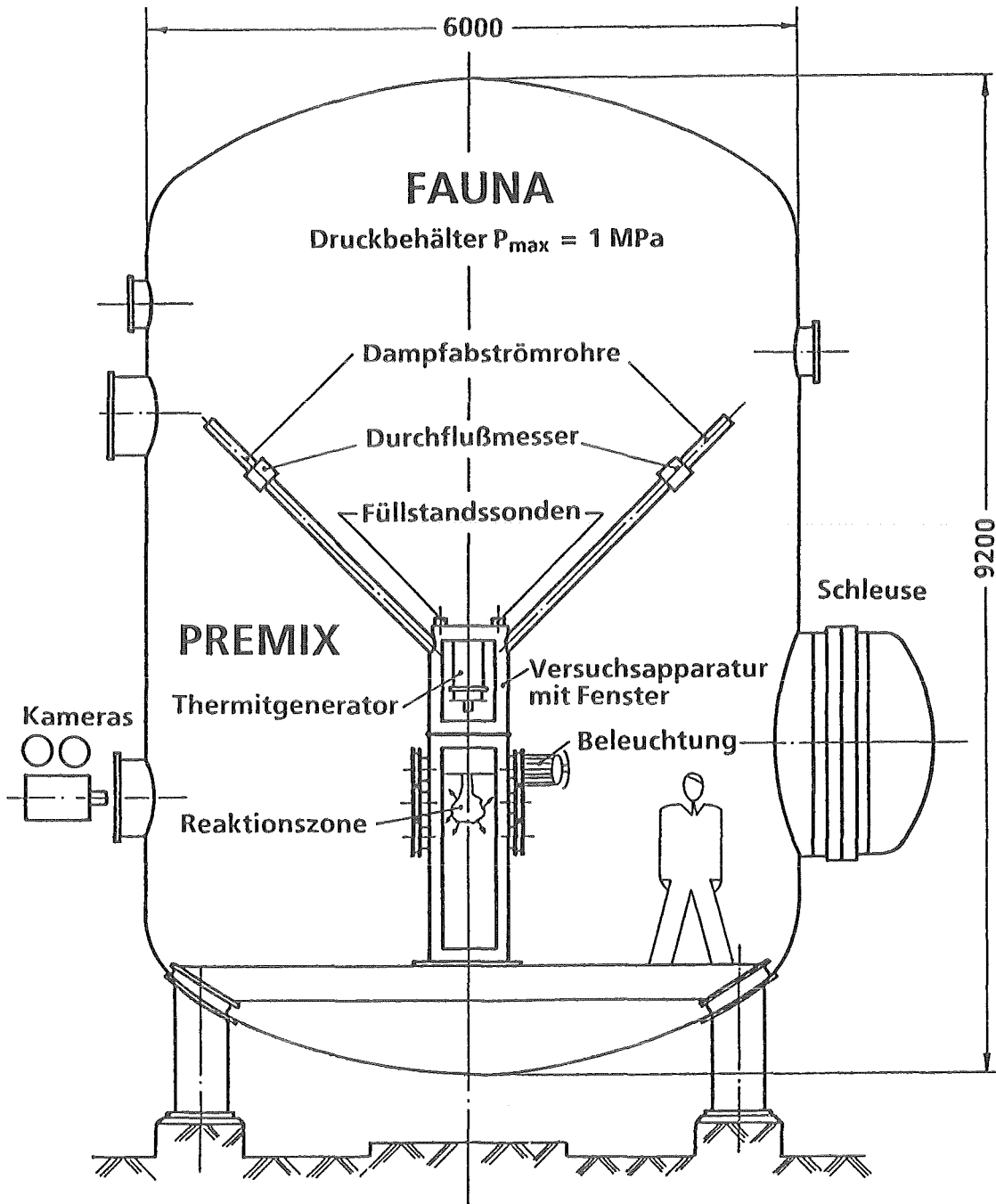


Abb. 1: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Vorvermischung einer heißen Schmelze beim Eintritt in Wasser (PREMIX). Um Experimente bei erhöhtem Systemdruck zu ermöglichen, ist die Apparatur in einem Druckbehälter aufgebaut.

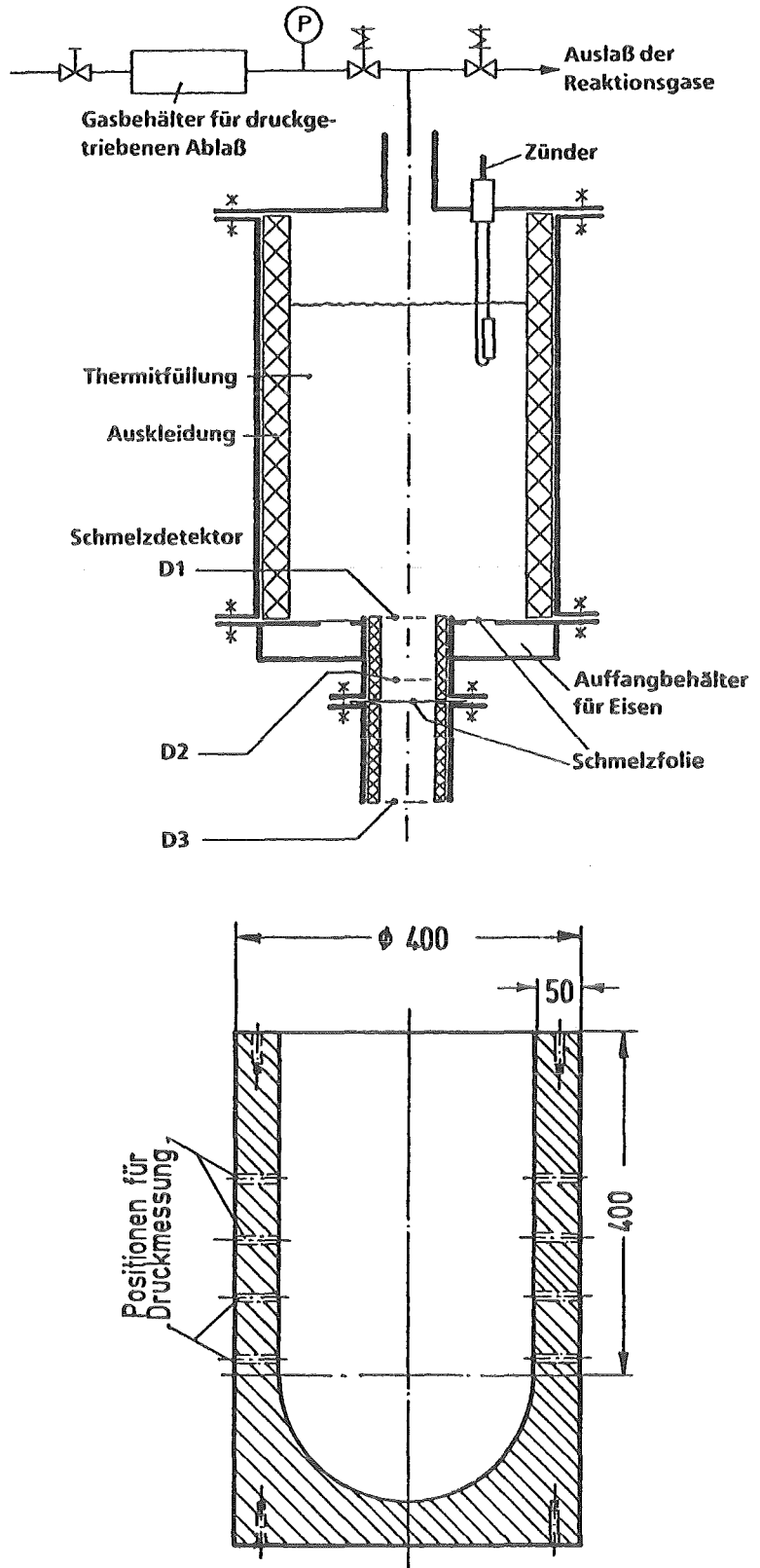
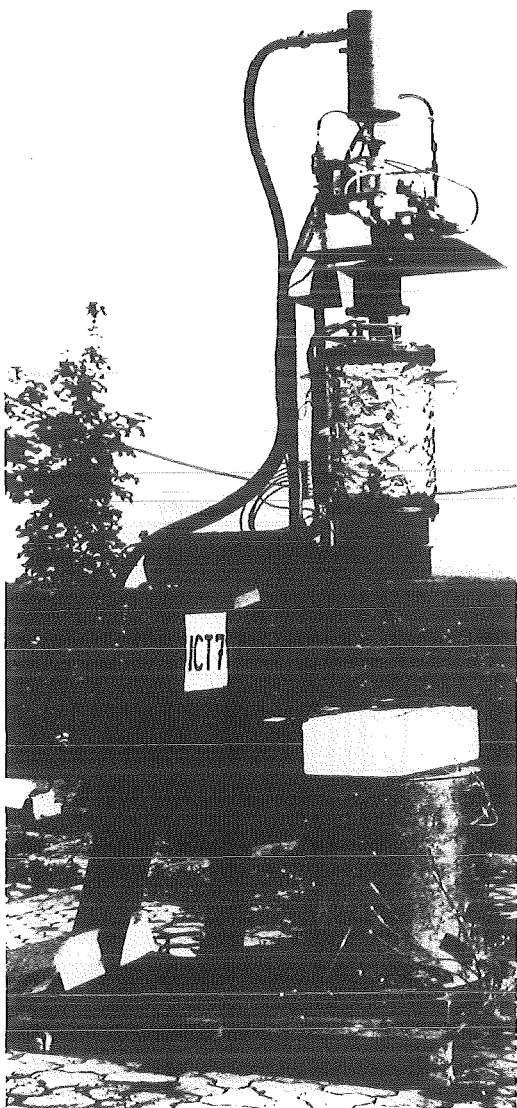
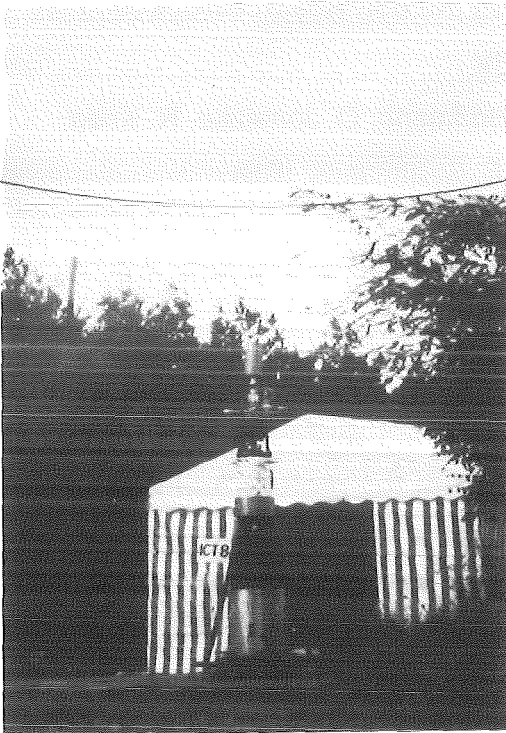


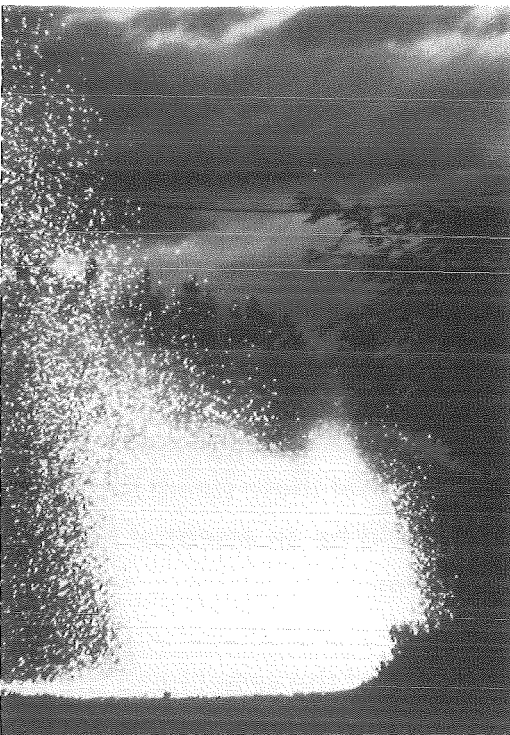
Abb. 2: In Explorationsversuchen zur Dampfexplosion und Vorvermischung wurden die Versuchstechnik und die Tauglichkeit der Meßgeräte (Druckmessung und Hochgeschwindigkeits-Kinematographie) getestet.



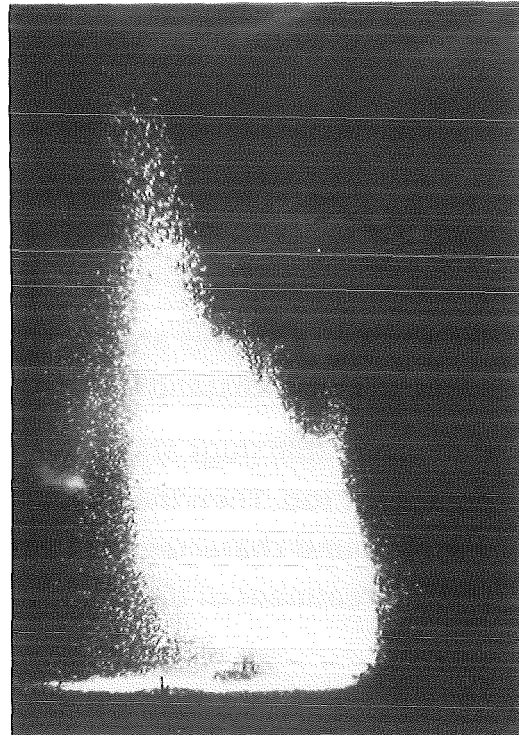
1



2



3



4

Abb. 3: Die Fotoserie (zeitlicher Abstand zwischen zwei Bildern etwa 0,6 s) zeigt, daß beim Auftreffen der heißen Schmelze auf die Wasseroberfläche im Versuchsgefäß eine so heftige Verdampfung auftritt, daß das Eindringen in das Wasser weitgehend unterbunden wird.

II. **Mechanische Auswirkungen auf den Reaktordruckbehälter**

Mechanical Loads on the RPV

(B. Göller, G. Hailfinger, G. Hoffmann, O. Jonatzke, R. Krieg,
T. Malmberg, K. Schleisiek, E. Stratmanns; IRS)

Abstract:

Energy assessments have been discussed for a molten fuel slug impact on the upper pressure vessel structures. In order to obtain more definite results, also the momentum transfer has been considered from the molten fuel slug to the vessel head. It turns out that the interaction between the slug flow and the collapsing upper core structures play an important role. Estimates are presented for the slug resistance of the vessel head. Finally, the model experiments BERDA are described which are indispensable for a reliable solution of this problem.

1. DESCRIPTION OF THE PROBLEM

According to preliminary assessments very strong in-vessel steam explosions might accelerate molten fuel masses up to about 80 000 kg in upward direction toward the upper part of the pressure vessel. The velocities reached might be in the order of 100 m/s [1]. Since the energy release of upper bound steam explosions are still subject of extensive investigations more reliable data are not available yet. Therefore, the problem to be solved has been defined as follows:

What are the masses and velocities of molten fuel slugs which the pressure vessel head can withstand?

If the tolerable slugs are quite energetic, the tolerable steam explosions are quite energetic, too. Then the effort in order to show that these steam explosions have upper bound character can be reduced. This could be an essential help for a successful treatment of the steam explosion problem.

For a detailed investigation of the slug resistance of the vessel head the following questions will be discussed: Which part of the slug energy will be dissipated by damaging the upper core internal structures, which part of the energy will finally be left in the fluid, such that the remaining energy might not be sufficient to rupture the vessel head and the bolts connecting the pressure vessel and the head?

It will turn out that the problem may be discussed more successfully in terms of impact forces and slug momentum. Fig. 1 shows how the impact force versus time could look like. The areas below the curves represent the slug momentum. From this figure it is clear, that for a given slug momentum the impact force can be reduced by increasing the interaction time between the slug and the structures. Therefore, the following questions are of interest, too: How long is the time in order to transfer the momentum from the slug to the pressure vessel? How much is this transfer process stretched by the interaction between the slug and the upper core internal structures still existing after melt down. The answers of these questions will allow for assessment of the impact force which controls damage and failure of the vessel head and the bolts.

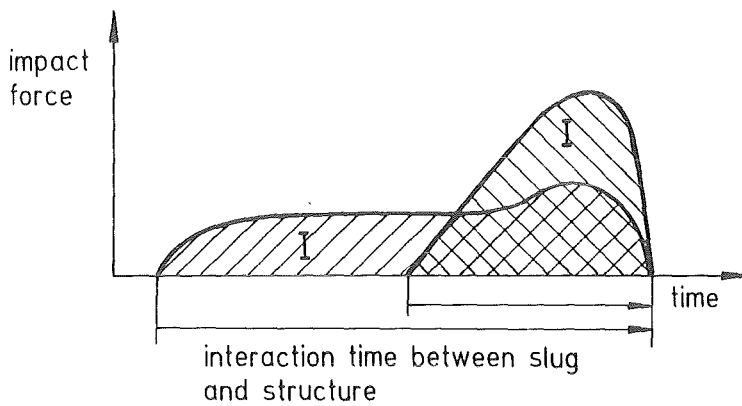


Fig. 1: Interaction between molten fuel slug and structure. For a given slug momentum I the impact force can be reduced by increasing the interaction time with the structure

2. ENERGY DISSIPATION BY DEFORMATION OF THE UPPER CORE INTERNAL STRUCTURES

Detailed assessments for the conceivable energy dissipation have been performed by Lucas, Amarasooriya and Theofanous for a Westinghouse PWR [2]. Their approach was partly experimental and partly theoretical. The structural dissipation of the support columns and guide tubes was determined in a 1:55 scale quasistatic crushing experiment at room temperature using type 304 stainless steel. Then the result was scaled up geometrically to yield a deformation energy of $E_d^1 = 260$ MJ bounded by the failure load of the upper support plate. This scaling would only be correct when the material behavior in the experiment were

equal to that in the real configuration, i.e., under dynamic conditions, for a temperature of about 400 °C.

The energy dissipation by the upper support plate and the core barrel has been determined numerically for slug impact conditions; here the mass of the crushed tubes was accounted for, however, a failure of the upper support plate was not considered. It was found that, for different initial slug energies E_A , about 34 % of the remaining slug energy $E_A - E_d^1$ is dissipated by plastic deformation or is transferred in radial directed slug movement. Thus, after failure of the upper support plate, consuming the shear fracture energy $E_d^3 = 70$ MJ, the dissipated energy E_d sums up to

$$E_d = E_d^1 + 0.34 \left(E_A - E_d^1 \right) + E_d^3 .$$

On this basis for an assumed slug energy of 700 MJ Jacobs and Krieg [1] estimated the dissipated energy in a German PWR to be 480 MJ. However, the above relation appears to be seriously flawed since not only E_d^1 but the total dissipation E_d should be bounded from above.

An independent assessment of dissipation capabilities by plastic deformation was done at KfK [3] using the actual configuration of a German PWR and material data for the austenitic steel W 1.4550 at about 350 °C. The upper supporting plate was assumed to have a limiting strain of 20 %. The guide tubes and support columns were assumed to collapse completely with an axisymmetric concertina mode [4]. The structural dissipation capabilities were estimated as follows:

Upper core support plate	40 MJ
Support columns and guide tubes	92 MJ
Core barrel	29 MJ
Total	161 MJ

Note that these values do not include the dissipation by fracture, i.e., free surface generation or local deformations. However, they do include some unrealistic deformation modi which overestimate the deformation energy. In addition, using dynamic tensile test data of Steichen [5-7] for Type 304 Stainless Steel at elevated temperature of 300 - 400 °C the strain rate effect was estimated to raise the above values only by about 10 - 20 %.

In conclusion, the present estimations give a significantly lower energy dissipation than the previous value of 480 MJ. Therefore, the results published in [1], which are based on this value, must be treated with care. Furthermore, the discrepancy and the known deficiencies of the estimates signals quite some uncertainty in the dissipation capabilities of the internal structures undergoing slug impact loading.

3. ENERGY DISSIPATION BY LOCAL FLOW THROUGH THE UPPER CORE INTERNAL STRUCTURES

When a liquid slug penetrates into a structure with holes or consisting of free standing bodies, energy E is needed to generate the local flow in these holes or around these bodies. It is higher than the energy needed to generate the same local flow in a non-viscous liquid having the same density. The later energy can be calculated by the added mass m_a of the structure and the velocity v of the liquid. Thus it is

$$E > \frac{1}{2} m_a v^2 ,$$

The added mass m_a describes the additional inertia effect when liquid surrounds the structure and either the liquid or the structure is accelerated.

The added mass has been calculated with the code SING [8] for a perforated plate having a diameter of 4 m. The liquid was assumed to have the density of molten fuel which is about 10^4 kg/m^3 . Results are shown in Fig. 2 for different sizes of the perforation area. The added mass turns out to be about 8400 kg and the energy $E > 71 \text{ MJ}$ for a relative perforation area of 40 % and a liquid velocity of 130 m/s. Since the upper core internal structures will be heavily damaged and compressed by energetic slug impacts, the added mass of the core internal structures will be increased during the impact process and is expected to reach a multiple of the added mass of 8400 kg of the perforated plate mentioned above. Consequently, the energy going into the local flow around the debris of the upper core internal structures can be expected to reach a multiple of 71 MJ, as well. This energy will finally be dissipated in the liquid and thus will not be available during the slug impact on the vessel head. In addition, after the impact there will some kinetic energy still be left in the liquid which is going to be dissipated there, too.

Now summing up all the possible energy dissipations in the upper core internal structures, discussed in the last paragraph, and the dissipation in the liquid, discussed in this paragraph, there might little energy be left to go into other struc-

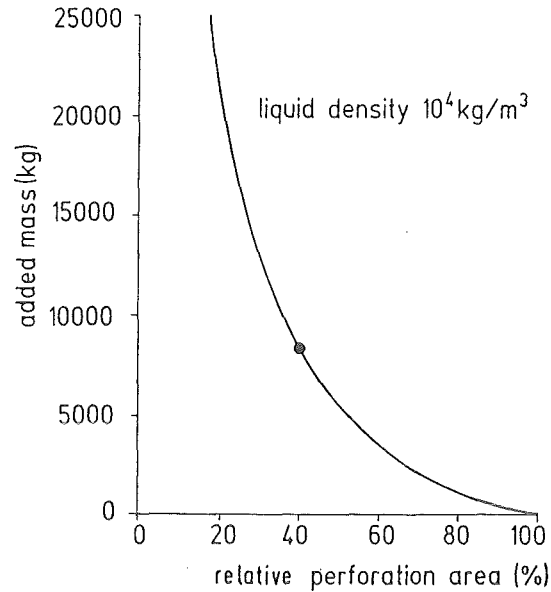


Fig. 2: Added mass for a perforated plate

tural components. For an initial slug energy of 700 MJ, the energy left is probably not sufficient to rupture the vessel head or the bolts. However, as stated in the last paragraph and as can be easily concluded from the assessments presented here, energy balances may hardly allow for a reliable proof of the integrity of the vessel head.

4. TRANSFER OF THE SLUG MOMENTUM TO THE PRESSURE VESSEL

In order to obtain more definite statements about the integrity of the vessel head and the bolts the transfer of the momentum from the slug to the pressure vessel has been studied.

In a first approach the upper core internal structures have been neglected and the direct impact of the slug on a plane and rigid vessel head has been calculated. Again the computer program SING was used. As a result, that part of the slug momentum was determined which will be transferred immediately during the first contact of the slug with the vessel head. In Fig. 3 this part is shown for different heights of a slug having a volume of 8 m³, a mass of 80 000 kg and an initial velocity of 130 m/s. The momentum immediately transferred turns out to be only about 20 % of the total slug momentum, if the slug has a height of 2 m which corresponds to a cube geometry, for instance. It can be expected to be even smaller for real slugs with more irregular shapes including empty spaces. Thus, the load peak caused by the first contact of the slug with the vessel head is assumed to be not very important.

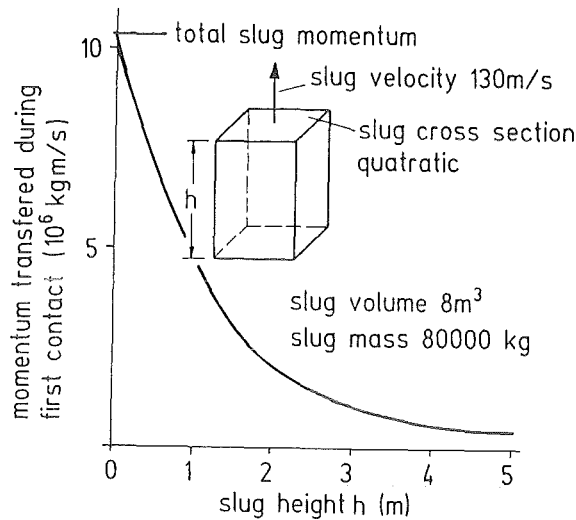


Fig. 3: Momentum transferred during the first contact of the slug with the vessel head

Rather it is assumed that the transfer of the slug momentum to the structure will be more uniformly during the time Δt when the slug spreads over the vessel head. Using the velocity of the spreading which was also calculated with the program SING, Δt will be in the order of 0.01 s. With the slug mass $m = 80\,000$ kg and the slug velocity $v = 130$ m/s the impact force F can be assessed:

$$F = \frac{m v}{\Delta t} \approx 100\,000 \text{ t} ,$$

This is in the order of the load carrying capacity of the bolts which is about 140 000 t. So, if no upper core internal structures were present, the molten fuel slug would cause a loading close to the failure loading of the bolts.

In a second approach the transfer of slug momentum by interaction with the upper core internal structures will be included, too. It might extent the interaction time Δt to about 0.03 s and consequently, reduce the impact force F to about 35 000 t. Also the flexibility of the vessel head will contribute to these changes. So, the above molten fuel slug might require only one third of the load carrying capacity of the vessel head, or the same slug but with an initial velocity in the order of 200 m/s might be acceptable.

However, these assessments could be too optimistic, since in the initial phase of the momentum transfer the interaction force is limited by the collapse load of the upper core internal structures. In the later phase, when these structures are heav-

ily damaged and compressed, their stiffness will be increased. Now the interaction force depends on the added mass effect discussed in the last paragraph.

Therefore, a more reliable assessment of the slug resistance of the vessel head must be based on a more detailed description of the momentum transferred from the slug to the structures. It must account for the interaction between the collapsing upper core internal structures and the highly transient local slug flow around the debris of these structures. When the compression of the debris is increased, the flow channels between the debris are decreased, consequently the transient forces acting at the debris will raise which will in turn increase the compression of the debris; this positive feed back is probably an important mechanism.

5. MODEL EXPERIMENTS BERDA FOR INVESTIGATION OF THE SLUG IMPACT

There is no doubt that theoretical models of the very complex slug impact and penetration process will never be sufficient to prove a high slug resistance of the vessel head. Even a few experimental checks of these models would probably not be enough.

Rather model experiments are required which should closely resemble the real impact process in the reactor. Thus, using similarity theory, the results obtained can be transferred to describe the real behavior. Computational models are not necessary for this transfer; but they are indispensable for a thorough understanding of the physics; they may help to identify high parameter sensitivities which can impair the obtained results; they may be used to optimize the design of the upper core internal structures, for instance.

The model experiments BERDA which will be carried out at KfK [9] are shown in Fig. 4. The upper part of the pressure vessel, the vessel head, the bolts and the upper core internal structures including the core support grid and the support columns are scaled down by the factor 10. The material is the same as used in the reactor. The molten fuel slug is simulated by liquid metal of low melt temperature. It is contained in a crucible which will be accelerated upward by a pneumatic drive mechanism. Later the crucible will be stopped outside of the model, but the liquid metal will penetrate into the upper core internal structures. Resulting pressures, forces, strains and accelerations will be measured as a function of time. Permanent deformations can be measured in great detail after the test. When transferring the results to reactor conditions the similarity theory allows for con-

sideration of some deviations between the material behavior during the experiments (room temperature, high strain rates) and the material behavior under reactor situation (increased temperatures, lower strain rates).

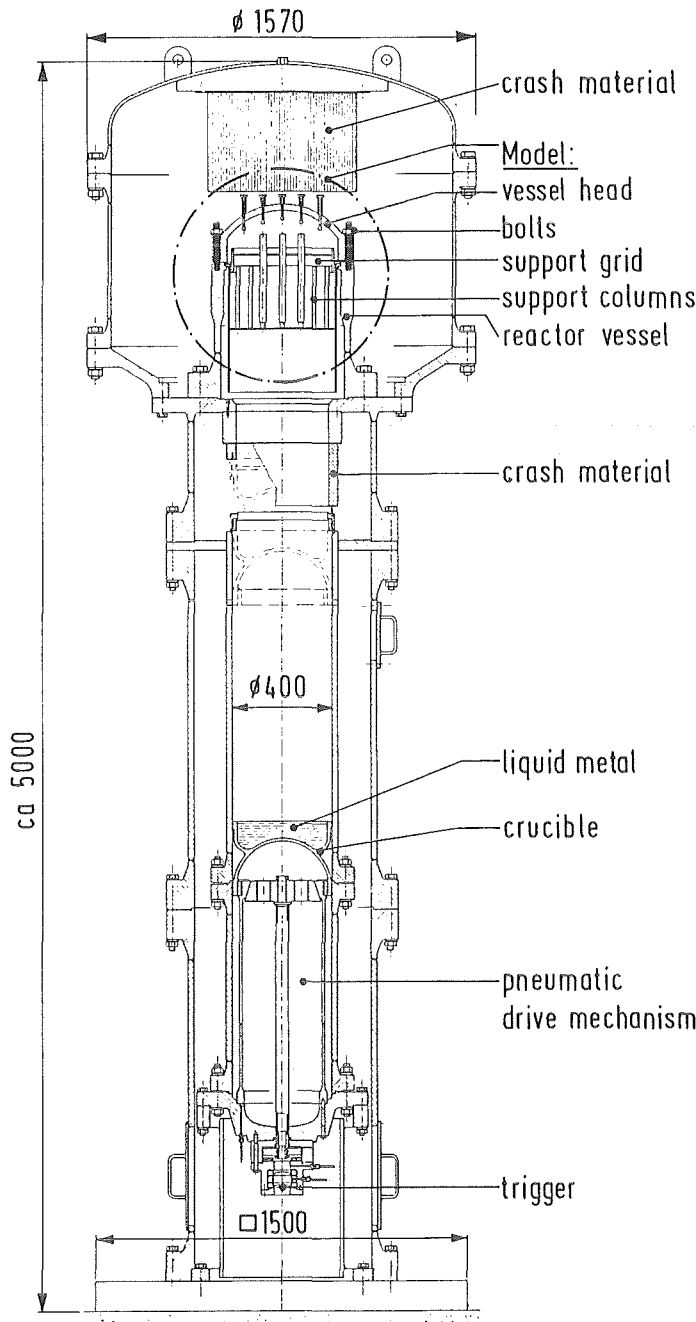


Fig. 4: Model experiments BERDA for investigation of the slug impact

In the mean time the construction of the experimental facilities has been finished. Major parts are now being manufactured. For instance, Fig. 5 shows the base plate before the concrete has been filled in, Fig. 6 shows a model of the core support grid. Pretests for crucial parts are going to be carried out with a special facility VERDY.

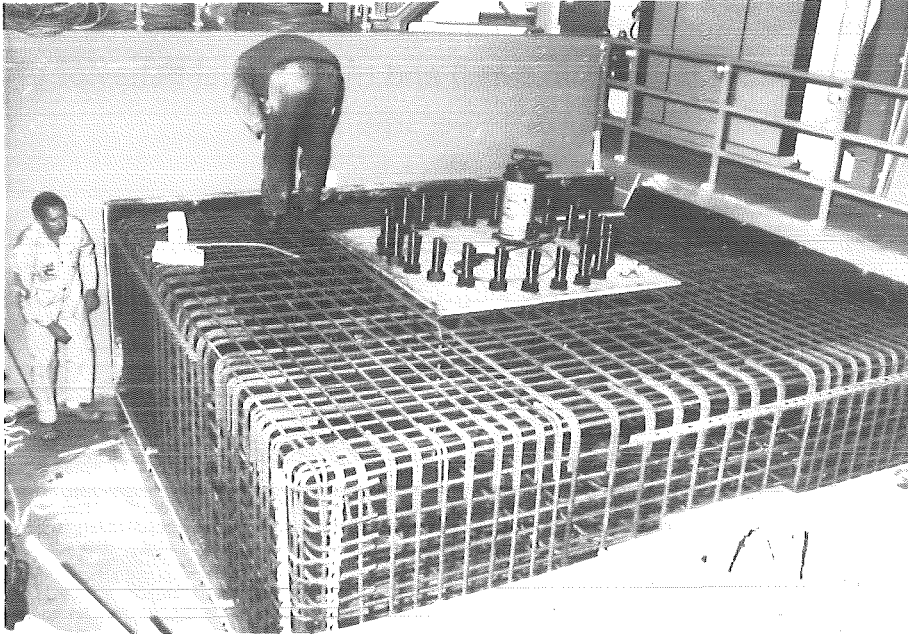


Fig. 5: Base plate of BERDA during construction

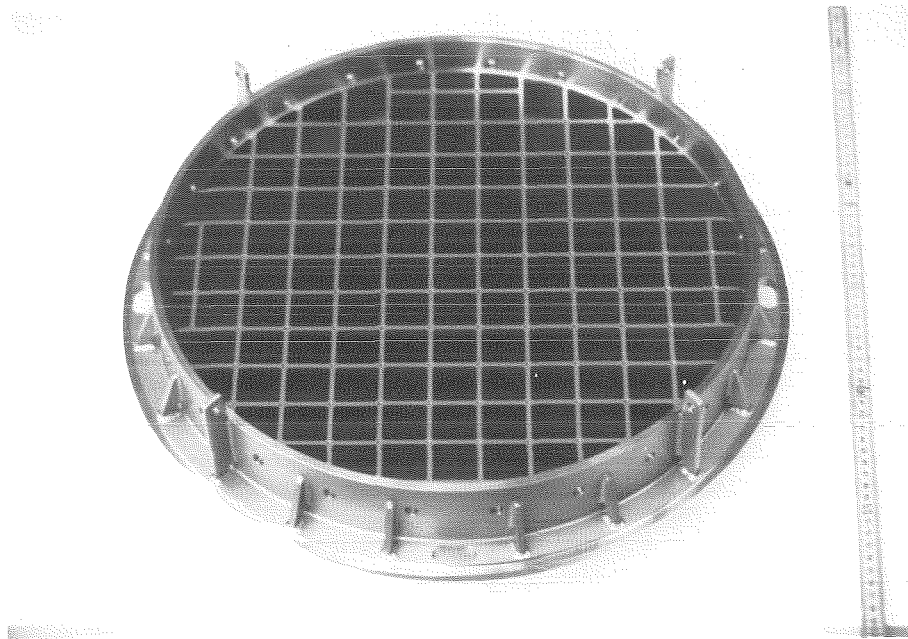


Fig. 6: Model of the core support grid

Of course, the similarity theory used to interpret the BERDA-results must also be checked. Does it really account for the essential physical effects which govern the impact problem under investigations? This question will be answered by comparing simplified liquid/structure impact tests using similar geometries but in different scales. Results obtained so far encourage the proposed investigation strategy.

REFERENCES

- [1] H. Jacobs, R. Krieg: Discussion of Steam Explosion Structural Consequences in German Pressurized Water Reactors, Proc. 3rd Int. Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Los Angeles, Ca, Aug. 1989
- [2] G.E. Lucas W.H. Amarasooriya, T.G. Theofanous: An Assessment of Steam Explosion Induced Containment Failure, Part. IV: Impact Mechanics, Dissipation and Vessel Head Failure, Nucl. Sc. Eng. 97, pp 316-326, 1987
- [3] T. Malmberg:
nicht veröffentlichter Bericht
- [4] J.M. Alexander: An Approximate Analysis of the Collapse of Thin Cylindrical Shells under Axial Loading, Quart. J. Mech. and Appl. Math. 13,1, pp 10-15, 1960
- [5] J.M. Steichen: High Strain Rate Mechanical Properties of Type 304 Stainless Steel and Nickel 200, HEDL-TME-71-145, Sept. 1971
- [6] J.M. Steichen: High Strain Rate Mechanical Properties of Type 304 and 316 Stainless Steel, HEDL-TME-71-164, Nov. 1971
- [7] T. Malmberg: Dynamisch Plastisches Verhalten von Metallen, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KFK 2023, Sept. 1974
- [8] R. Krieg, B. Göller, G. Hailfinger: Transient, Three-Dimensional Poential Flow Problems and Dynamic Response of the Surrounding Structures. Part I and II, Comp. Physics 8,2 pp 139-182, Febr. 1980
- [9] G. Messemer, E. Stratmanns:
nicht veröffentlichter Bericht

III. **Dampfexplosion, Experimente zur Vorvermischungsphase
mit festen Kugeln**

Steam Explosion, Premixing Experiments with Solid Spheres

(R. Huber, D. Kuhn, E. Mensinger, L. Meyer, K. Rehme,
G. Schumacher, G. Wörner, INR)

Abstract:

Experiments are performed with solid spheres at high temperatures to establish a data base for the premixing phase of a steam explosion, which will be used for code improvement and validation. The hot spheres ($T \leq 2600$ K) are dropped into saturated water at 1 bar pressure. The objective of the experiments is to obtain data on the cooling rate of the spheres, their distribution in the water, the amount of generated steam and its distribution with respect to the spheres. The spheres have a diameter of 4.2 mm and 4.8 mm, respectively, depending on the material used. Molybdenum coated with rhenium to inhibit oxidation, and ZrO_2 are used. The experimental parameters are the mass flow of the spheres, their density and their temperature.

The experiments are performed at two test facilities. At a small test facility (Fig. 2) single spheres (\varnothing 10 - 20 mm) or up to 200 small spheres (\varnothing 4 - 5 mm) can be heated and cooled in 4 litres of saturated water. The planned QUEOS test facility (Fig. 1) will allow to heat 7000 cm^3 of spheres (about 100 000) and use 500 litres of water with a depth of 1 m.

Some typical results from the experiments with a single sphere are presented here. Temperatures are measured with high temperature thermocouples and by pyrometers. Observation by high speed photography shows the vapor film around the sphere and the periodic growing and detachment of the steam bubbles. The film taken at an experiment with 100 small spheres shows the individual spheres and their vapor wake.

Für die Entwicklung und Verifikation von Rechenprogrammen, die Dampfexplosionen analysieren können, werden Experimente benötigt, bei denen die einzelnen Phasen einer Dampfexplosion mit genau definierten Anfangsbedingungen untersucht werden. Zur Untersuchung der Phase der Vorvermischung von Schmelze und Wasser werden Experimente durchgeführt, bei denen heiße Kugeln ($T \leq 2600 \text{ K}$), die die Schmelzetropfen simulieren, in gesättigtes Wasser geschüttet werden. Ergebnisse dieser Experimente werden sein: die Verteilung der Kugeln, des Wassers und des Dampfes während des Herabfallens der Kugeln im Wasserbehälter, der Wärmeübergang von Kugeln an Wasser bei hohen Temperaturen und die Dampftrate.

Die Experimente werden an zwei Versuchsanlagen durchgeführt. An einer kleinen Anlage können Einzelkugeln ($\varnothing 10\text{-}20 \text{ mm}$) oder bis zu 200 Kugeln ($\varnothing 4\text{-}5 \text{ mm}$) aufgeheizt und in ca. 4 Liter Wasser abgekühlt werden. Die große Versuchsanlage läßt die Verwendung von 7000 cm^3 Kugeln zu (ca. 100 000 Stück mit $\varnothing 4.2 \text{ mm}$), die in etwa 500 Liter Wasser mit einer Tiefe von 1 Meter abgekühlt werden. Als Kugelmaterial steht Rhenium-beschichtetes Molybdän und Zirkonoxyd zur Verfügung.

Die große Anlage ist in Abb.1 schematisch dargestellt. Die Kugeln werden in einem senkrecht stehenden Rohrofen elektrisch beheizt. Der Ofen enthält ein Wolframrohr, in dem die Kugeln durch einen kegelförmigen, bewegbaren Boden in der Heizzone gehalten werden. Zwischen dem Heizofen und dem Wasserbehälter befindet sich ein 2.40 m langes Fallrohr, das mit drei schnell öffnenden bzw. schließenden Schiebern versehen ist. Die Schieber stellen eine Schleuse dar, die den mit Argon gespülten Ofenraum vom Dampfraum im und über dem Wasserbehälter trennt. Der Reaktionsbehälter hat eine Innenhöhe von 138 cm und einen Querschnitt von $70 \times 70 \text{ cm}$. An drei Seiten befinden sich Glasfenster mit einer Breite von 55 cm und einer Höhe von 130 cm. Die vierte Wand besteht aus Stahl und enthält im oberen Teil je einen Austrittsstutzen mit 100 mm und 200 mm Durchmesser, die alternativ geöffnet sind.

In der ca. zweistündigen Aufheizphase der Kugeln wird das Wasser im Reaktionsbehälter auf Sättigungszustand gebracht, d.h. bei Umgebungsdruck auf $100 \text{ }^\circ\text{C}$. Während dieser Phase ist der untere Schieber gasdicht geschlossen. Der mittlere Schieber ist ebenfalls geschlossen, allerdings nicht gasdicht, während der obere Schieber offen ist. Bei Erreichen der Versuchsbedingungen wird der Ofenboden pneumatisch nach unten aus dem Wolframrohr bis zu einer bestimmten Position herausgeschoben. Die Kugeln fallen auf den mittleren Schieber und bleiben dort ca. 1 Sekunde liegen, bis der obere Schieber geschlossen und der untere geöffnet sind. Die beiden Schiebermesser des mittleren Schiebers geben innerhalb von 0.1

Sekunde den Querschnitt frei, sodaß die Kugeln als kompakter Massenstrom in den Reaktionsbehälter fallen können. Nachdem alle Kugeln den unteren Schieber passiert haben, wird auch dieser geschlossen. Der im Behälter entstehende Dampf strömt durch eines der beiden Austrittsrohre ins Freie, wobei der Volumenstrom durch Wirbeldurchflußmesser und Drucksonden bestimmt wird.

Die wesentlichen Informationen aus dem Experiment werden optisch gewonnen; die Temperaturen aus Pyrometermessungen und mit NIR-Videotechnik (Near-Infra-Red), die Verteilung der Kugeln, des Wassers und des Dampfes aus Hochgeschwindigkeitsfilmaufnahmen. Die Druck- und Temperaturschwankungen im Wasser werden mit Drucksonden bzw. Thermoelementen gemessen. Außerdem wird die Veränderung des Wasserstandes durch schnelle Impedanzsonden bestimmt.

Veränderbare Versuchsparameter sind die Gesamtmasse, die Anfangstemperatur, das Material und der Durchmesser der Kugeln, der Massenstrom und die Fallhöhe der Kugeln, die Unterkühlung des Wassers und eventuell der Systemdruck. Für die Änderung des Druckes müßte die Versuchsanlage im Druckbehälter der FAUNA aufgestellt werden. Die Anlage befindet sich im Aufbau, die ersten Versuche werden in der zweiten Hälfte von 1994 durchgeführt werden.

Die kleine Anlage (Abb.2) ist prinzipiell ähnlich aufgebaut wie die große. In einem oberen Druckbehälter wird unter Schutzgasatmosphäre (Argon) die Kugel oder ein Kugelbehälter induktiv aufgeheizt. Der untere Behälter hat einen quadratischen Querschnitt von 100x100 mm und eine Höhe von 500 mm und enthält Wasser bei Sättigungstemperatur und eine Dampf Atmosphäre. Drei Seiten des Wasserbehälters sind aus Glas. Zwischen den beiden Behältern befindet sich eine Metallmembrane, die durch die fallende(n) Kugel(n) durchbrochen wird. Die Einzelkugel hängt an einem Stab, der mit der Kugel herabfällt und sie in einer bestimmten Position im Wasser festhält. Die Kugel ist mit einem Hochtemperaturthermoelement (WRe) instrumentiert. Bei Verwendung der kleinen Kugeln fallen die Kugeln frei aus dem Aufheizzyylinder durch die Membrane ins Wasser und sinken bis zum Boden auf ein Auffanggitter. Der gesamte Versuchsbehälter ist auf ca. 102°C aufgeheizt und wird bei Beginn des Kugelfalls druckdicht geschlossen, sodaß hier der Druckanstieg ein Maß für die Nettodampfproduktion ist. Ansonsten ist die Meßtechnik ähnlich wie bei dem großen Experiment.

Bisher wurden 13 Experimente mit Einzelkugeln (\varnothing 15 mm) und 10 Experimente mit Kugelschüttungen (\varnothing 4.2 bzw. 4.95 mm) von 30 bis 150 Stück an der kleinen Anlage durchgeführt. Anhand dieser Experimente wurde hauptsächlich die Experimentier- und Meßtechnik studiert und verbessert. Die Versuche werden weitergeführt mit systematischen Parametervariationen und zur Erzielung von reproduzierbaren Ergebnissen bzw. einer Statistik der Streubreiten. Einige repräsentative Ergebnisse seien hier vorgestellt.

Eine typische Abkühlkurve einer Einzelkugel zeigt Abb. 3. Die Temperatur wurde mit einem Thermoelement, dessen Lötstelle sich in etwa im Zentrum der Kugel befindet, gemessen. Bei genauer Kenntnis der Position der Meßstelle und der

Materialdaten von Kugel und Thermoelement kann die Temperatur an der Kugeloberfläche näherungsweise bestimmt werden. Dort wird der Temperaturgradient am Beginn der Abkühlung am größten sein. Der Zusammenbruch des Filmsiedens ist erst nach 57.3 Sekunden nach Eintauchen der Kugel bei einer Temperatur von 172 °C erreicht, was in den Filmaufnahmen durch eine größere Blasenbildung zu erkennen war.

Die zweite Kurve in Abb.3 zeigt den Druckanstieg im Behälter. Nach dem schnellen Druckanstieg in den ersten 2 Sekunden steigt der Druck nur noch langsam. Mit steigendem Druck steigt die Unterkühlung und die Dampfblasen rekondensieren zum Teil. Abb.4 zeigt den Temperaturgradienten, abgeleitet aus der Messung mit dem Thermoelement. Der Gradient an der Oberfläche ist anfangs noch größer. So ergibt sich aus der gemessenen Temperatur ein maximaler Wärmefluß von 1150 kW/m², während der aus der rückgerechneten Oberflächentemperatur um ca.11% höher liegt.

Die Oberflächentemperatur wurde gleichzeitig mit zwei Gesamtstrahlungs-pyrometern gemessen, die in einem Winkel von ca. 30 Grad zueinander durch die Glasscheiben und das Wasser auf die Kugel schauen. Da durch Wasser gemessen werden muß, sind die absoluten Meßwerte mit einer Unsicherheit von ca. 30 °C behaftet. Die Meßwerte schwanken stark wegen der periodischen Blasenbildung. Einerseits ist dadurch der optische Pfad stark gestört und andererseits schwankt die Schichtdicke des Wassers und damit die Absorption der Strahlung im Wasser. Abb. 5 zeigt einen kurzen Ausschnitt der beiden Pyrometersignale. Die großen Schwankungen beider Signale sind synchron, sodaß man auf die Blasenbildungs- und -ablösefrequenz schließen kann. Die Frequenz nimmt mit der Kugeltemperatur ab und beträgt bei 2100°C etwa 24 Hz und bei 1500°C etwa 12 Hz. Aus den Filmaufnahmen (Abb.6) können diese Frequenzen ebenfalls ermittelt werden, eine genaue Zuordnung zu den Pyrometersignalen steht noch aus. Ebenso zeigen sich in den Drucksignalen, die im Wasser aufgenommen wurden, diese Schwankungen mit den gleichen Frequenzen.

Mit den kleinen Kugeln wurden bisher zwei Versuche mit Kugeln aus ZrO₂ (Ø = 4.95mm, ρ = 6.00 gcm⁻³, λ ≈ 4.5 W m⁻¹K⁻¹) und acht Versuche mit Molybdänkugeln (Ø = 4.2mm, ρ = 10.2 gcm⁻³, λ ≈ 100 W m⁻¹K⁻¹) durchgeführt. Ein Versuch wurde dabei mit kalten Molybdänkugeln durchgeführt. Die Kugeln fallen etwa 40 cm frei durch das Wasser und kommen dann auf einem Stahlsieb zur Ruhe, wo sie bis auf die Wassertemperatur von 100°C abkühlen (Abb.7). Die Kugeltemperaturen lagen zwischen 1600 und 1900°C. Als vorläufiges Ergebnis können die Fallgeschwindigkeit und die Abkühlzeit angegeben werden. Nach einer Eintauchtiefe von ca. 100 mm haben die Kugeln ihre Endgeschwindigkeit erreicht. Diese Fallgeschwindigkeit betrug für die kalten und heißen Molybdänkugeln 1.00 ±0.04 ms⁻¹ und für die heißen ZrO₂-Kugeln 0.84 ±0.04 ms⁻¹. Diese Angaben gelten für Kugeln die ungestört von Nachbarkugeln oder vorausfallenden Kugeln sind. Kugeln im Nachlauf von anderen fallen schneller. Die Abkühlzeiten der Molybdänkugeln betragen 16±1 Sekunden, die der ZrO₂-Kugeln 23 Sekunden.

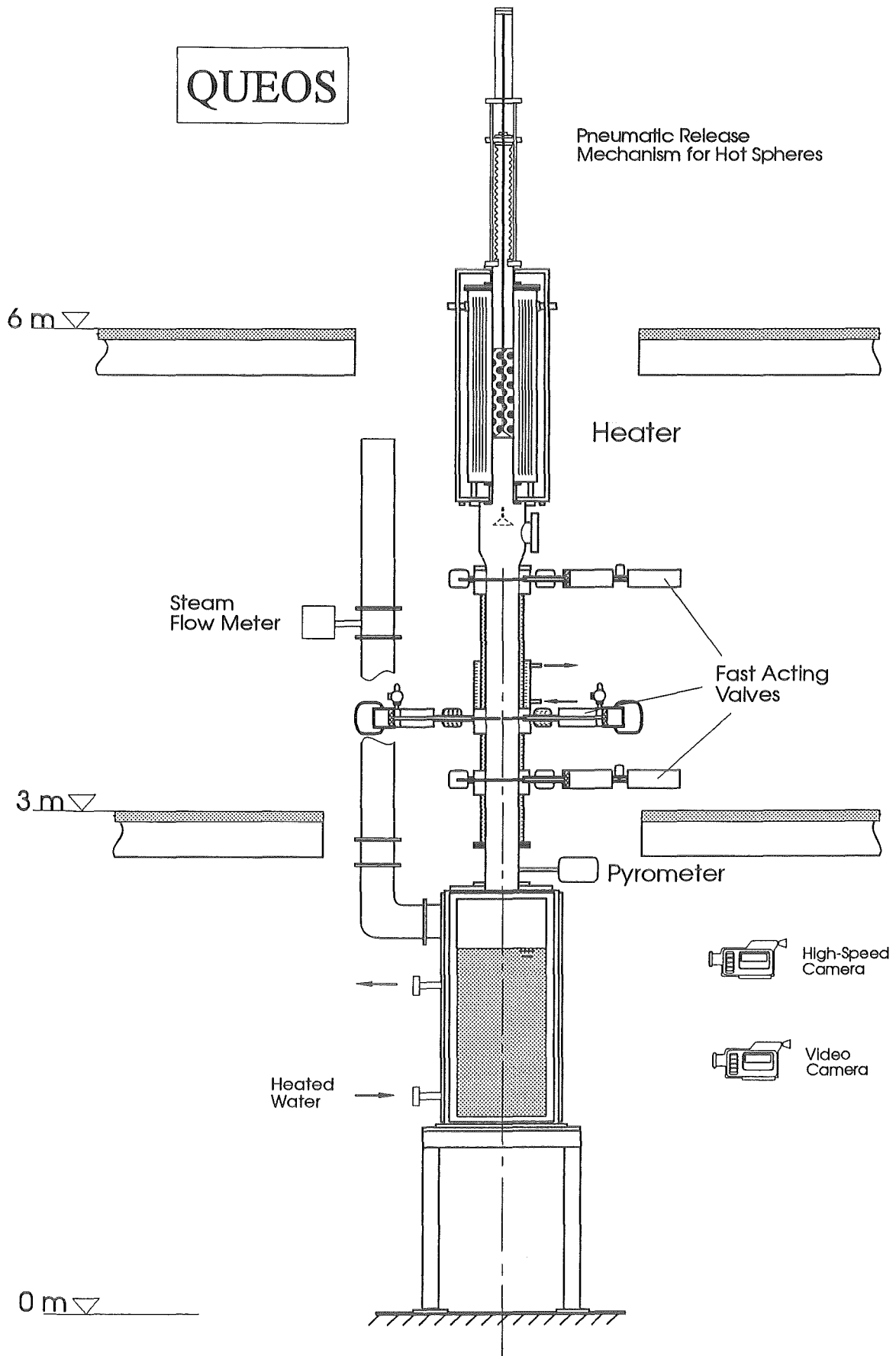


Abb. 1 Schema der QUEOS-Anlage

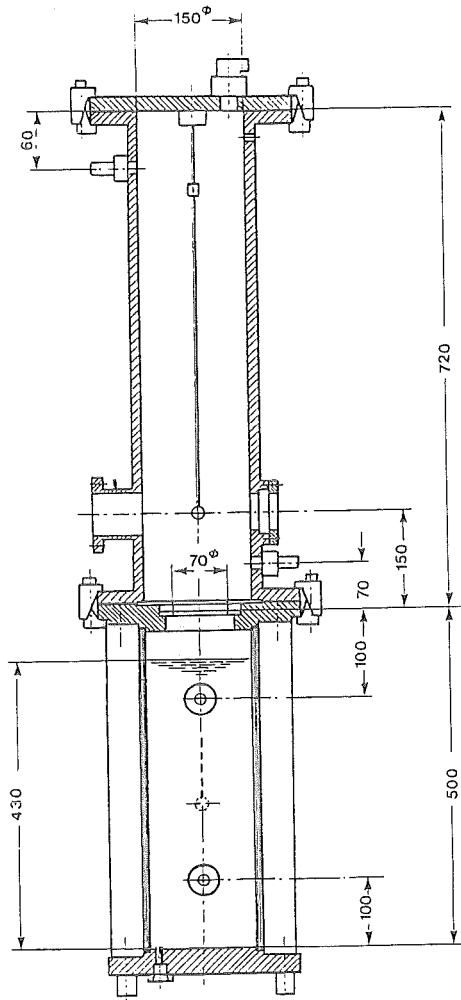


Abb. 2 Schema der kleinen Anlage für Einzelkugeln und wenige Kugeln

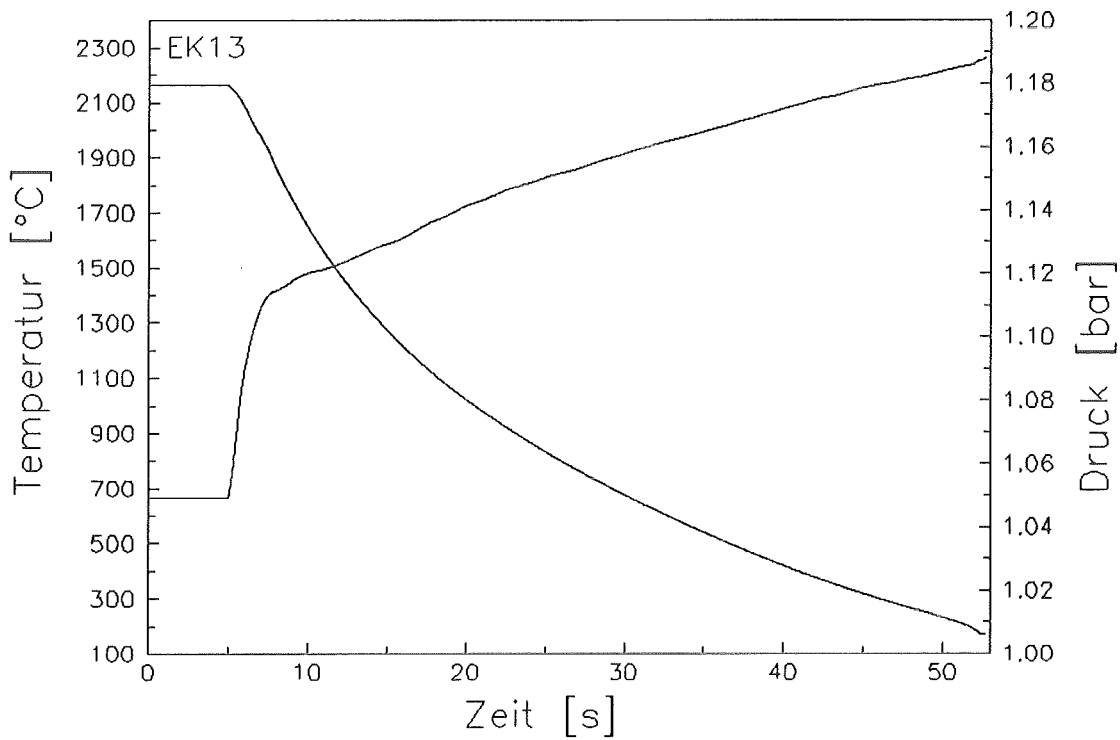


Abb. 3 Abkühlkurve der Kugel und Druckerhöhung im Behälter.

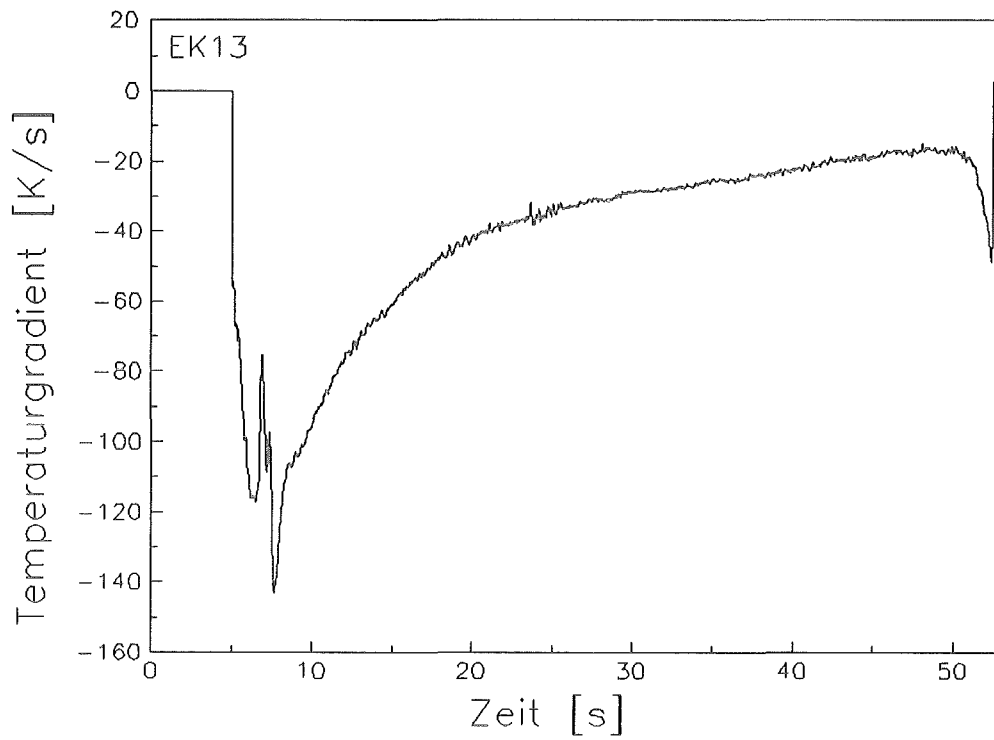


Abb. 4 Temperaturgradient im Zentrum der Kugel ($\varnothing = 15$ mm), gemessen mit einem WRe-Thermoelement mit Berylliumoxidisolation.

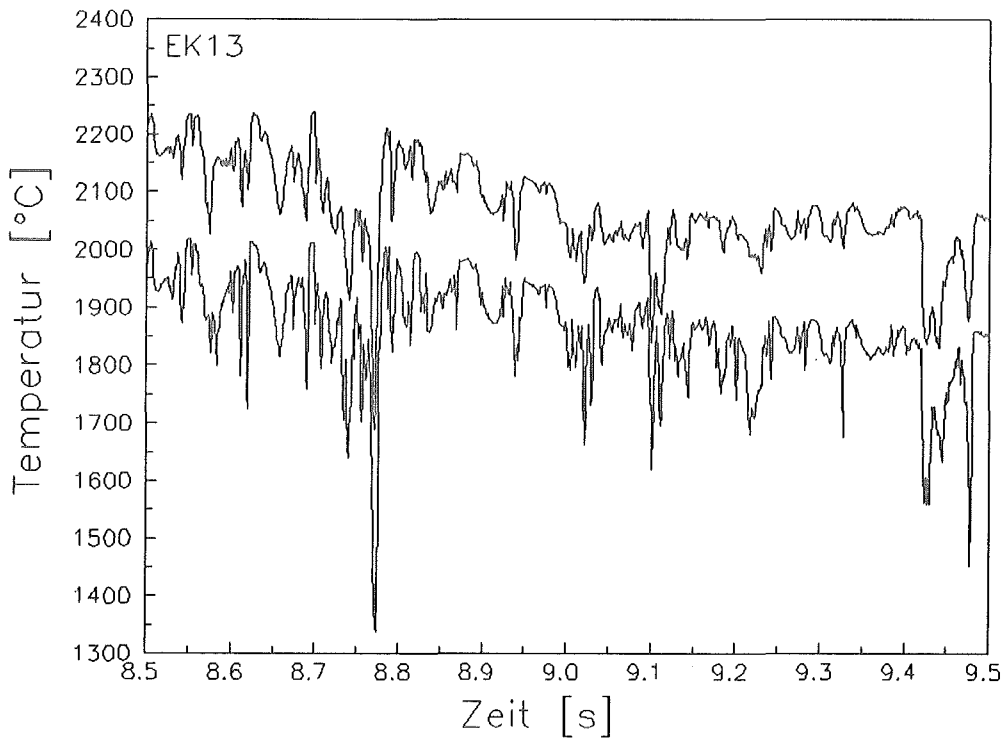


Abb.5 Signale von zwei Pyrometern, obere Kurve ist um +200°C verschoben; Messung der Strahlung von der Kugel durch Blase und Wasser.

EK12 1.4SEC INT 20MSKFK/INR

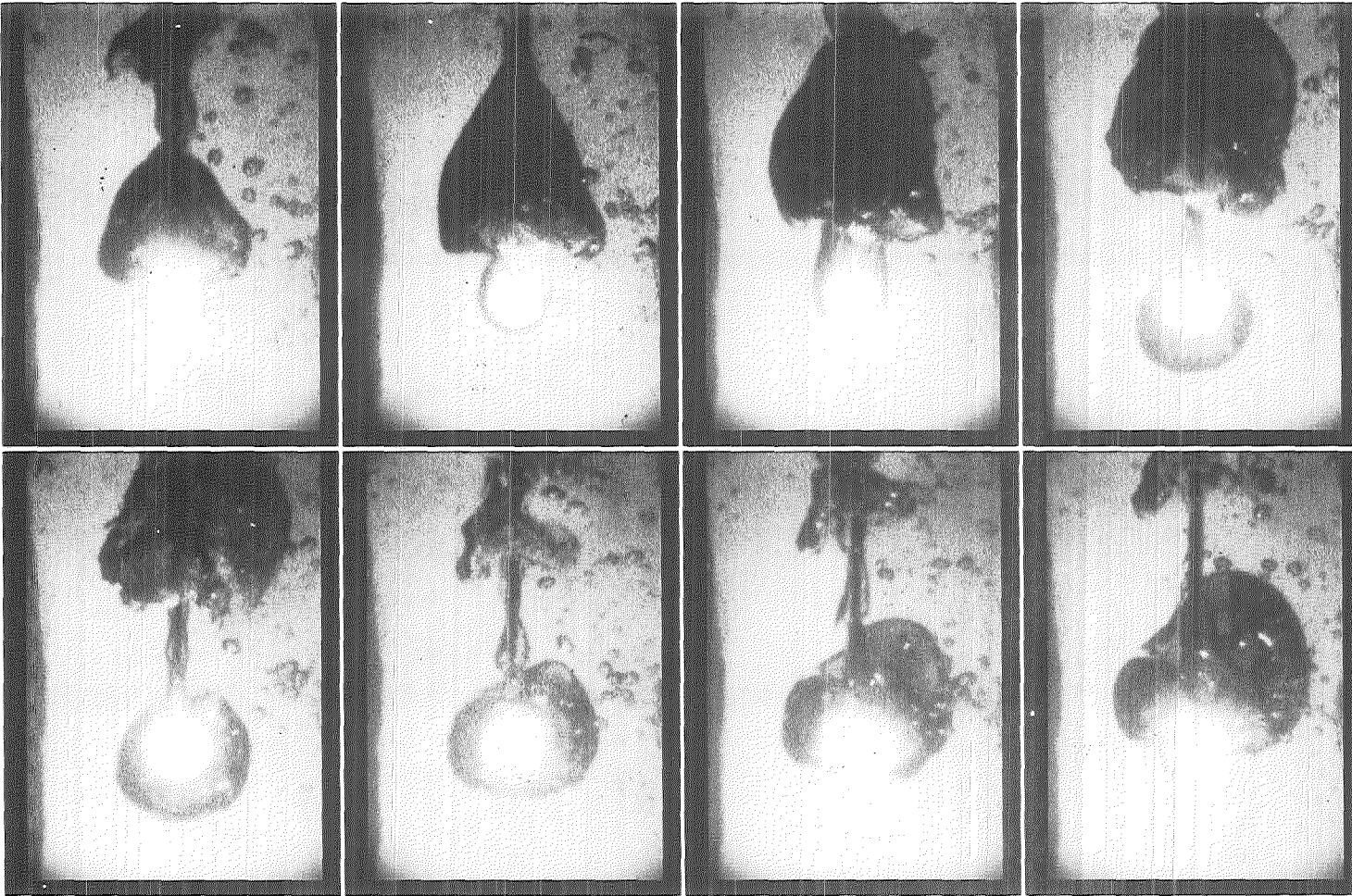


Abb. 6. Versuch EK12: Molybdänkugel, \varnothing 15 mm, Anfangstemperatur ca. 2200° C, Wassertemperatur 99° C. Bildfolge von links oben nach rechts unten. Das 1. Bild ist 1.4 Sekunden nach Eintauchen der Kugel, Zeitintervall ist 20 ms.

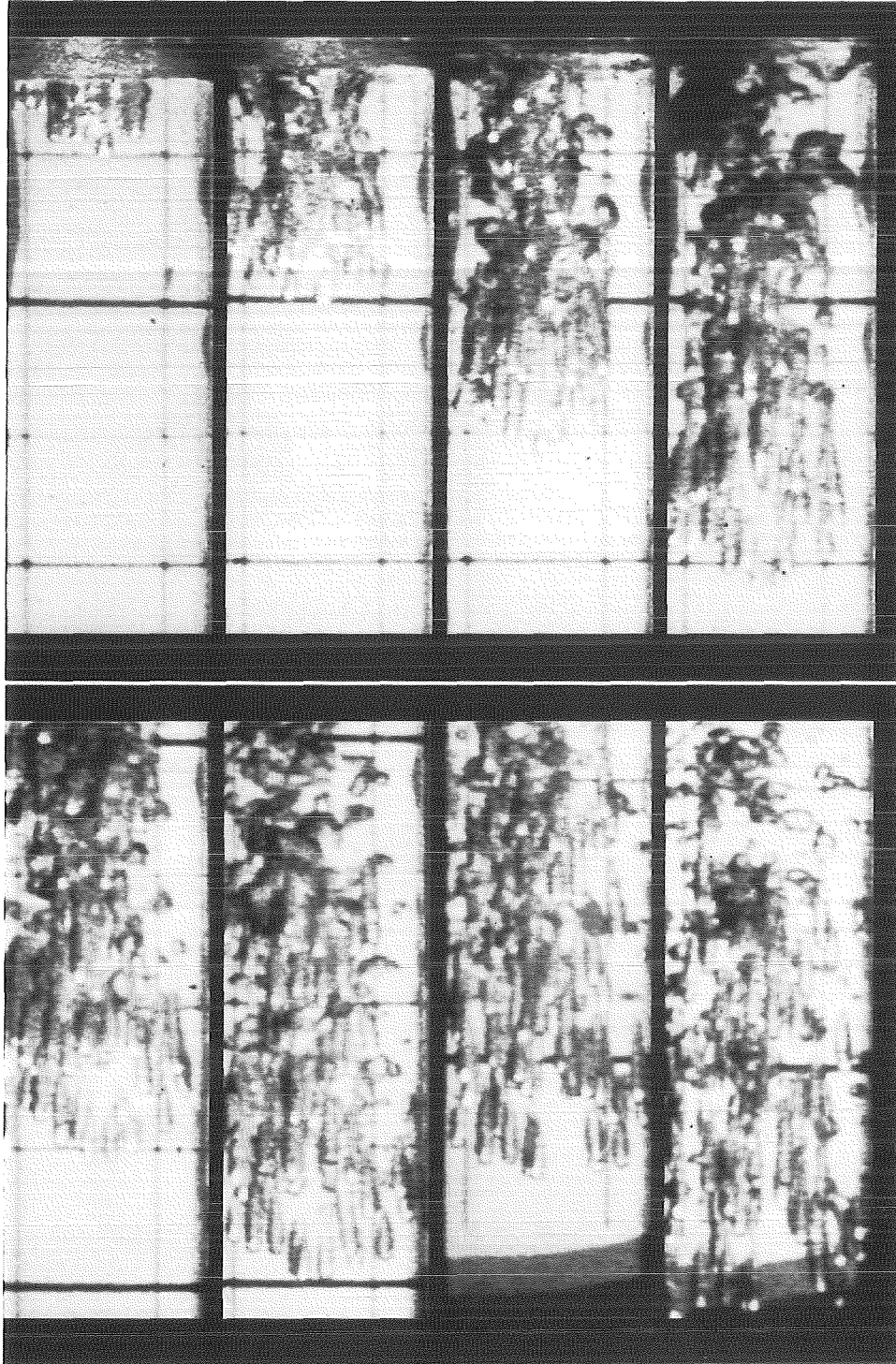


Abb.7 Versuch Mk10: 100 Molybdänkugeln mit einer Anfangstemperatur von 1600°C fallen in Wasser bei 99°C und 0.1 MPa . Intervall zwischen den Bildern ist 20 ms , der Gitterabstand beträgt 50 mm . Die Bilder in der unteren Reihe (5 + 6, 7 + 8) sind jeweils um ca. 100 bzw. 180 mm nach unten verschoben.

IV. Theoretische Arbeiten zur Schmelze-Kühlmittel-Wechselwirkung

Theoretical Analyses of Interactions between Core Melt and Coolant

(G. Arnecke, H. Jacobs, B. Stehle, K. Thurnay, L. Väth, INR;
M. Lummer, IRS)

Abstract:

The code IVA3 will be utilized for analysing the physical processes related to steam explosions, i. e. the premixing phase preceding the explosion and the explosion itself. The programme models the thermo- and fluid dynamics of multi-phase, three-component systems, esp. the movements of molten material, water and vapour with one velocity field for each of the three components. The following activities are reported on:

1. Modifications of the model and code corrections: An improved model for the heat transfer between the three components has been inserted and a number of code errors were corrected.
 2. The programme was made more user-friendly concerning its input, its graphical output and the programme management.
 3. A FARO-experiment /5/ (investigating the behaviour of molten material falling into water) was recalculated with IVA3 in order to test the new model. The initial pressure increase is very well reproduced by the code (fig. 1), whereas the results at later times indicate a too effective heat transfer and thus the need for some more model refinement.
 4. The COMET-experiments planned at KfK /6/ are designed to simulate the behaviour of molten core material cooled from below with water. They were precalculated with an intermediate version of IVA3 (June 1993). Recently one of the calculations was repeated with the newest code version. The interaction of melt and water turned out to be much more benign in the new calculation (see fig.s 2 and 3). However, a numerical problem still prevents the calculation to proceed to large times. This problem is being analysed; a recalculation of all experiments will have to be performed after its solution.
-

Einleitung

Zur Analyse der physikalischen Vorgänge bei Dampfexplosionen - sowohl der einer Explosion vorangehenden Vorvermischungsphase als auch der Explosion selbst - soll das Rechenprogramm IVA3 /1/, /2/, /3/ zum Einsatz kommen. Dieses Programm beschreibt die Thermo- und Fluidodynamik in mehrphasigen Dreikomponentensystemen, insbesondere die Bewegungen von Schmelze, Wasser und Dampf, mit je einem eigenen Geschwindigkeitsfeld. Die folgenden Entwicklungsarbeiten und Rechnungen wurden mit IVA3 durchgeführt:

1. Modellverbesserungen: Einbau eines verbesserten Modells der Wärmeübertragung zwischen den drei Komponenten und Korrektur von Programmfehlern.
2. Benutzerfreundlichere Programmierung in Bezug auf Eingabe, grafische Ausgabe und Programmhandhabung.
3. Nachrechnung eines FARO-Experiments zum Zweck der Modellverifikation.
4. Vorausrechnung der geplanten COMET-Experimente.

Im folgenden soll über die genannten Aktivitäten berichtet werden.

Verbessertes Wärmeübertragungsmodell

Die Arbeiten in diesem Bereich hatten im wesentlichen zwei Ziele: Die Einführung eines umfassenden Modells für die Wärmeübertragung durch Strahlung, die bisher nur rudimentär und in einigen Fällen inkonsistent beschrieben worden war, und eine Überarbeitung der Modelle für Verdampfung sowie Wärmeübertragung durch Wärmeleitung und Konvektion im Hinblick auf Konsistenz und Vollständigkeit.

Das bisherige Modell für den Wärmeübergang durch Strahlung beschrieb im wesentlichen die Absorption der Strahlung in der Oberfläche des Wassers, wo sie zur Verdampfung führte. Das Wasser selber wurde nur indirekt durch Wärmeleitung aufgeheizt, wenn es unterkühlt war. Ebenso gab es keine direkte Aufheizung des Dampfes durch Strahlung.

Das neue Wärmeübertragungsmodell beschreibt den Wärmeübergang durch Strahlung sowohl an Wasser wie an Wasserdampf. Es berechnet (als Funktion der Temperatur des strahlenden Materials) die Verteilung der im Wasser absorbierten Wärme auf die Oberfläche (Verdampfung) und das Innere (Aufheizung) des Wasservolumens. Die in jeder Zone gerade vorliegenden Verhältnisse (Tröpfchen-/Blasengrößen, Volumenfraktionen, Temperaturen) werden berücksichtigt. Dabei wird auf eine konsistente Modellierung bei verschiedenen Strömungstypen geachtet. Um den Rechenaufwand in Grenzen zu halten, wurde auf eine detaillierte Beschreibung der Strahlungs-Wärmeübertragung verzichtet. Statt dessen werden experimentelle und berechnete Ergebnisse zur Absorptivität und Emissivität von Wasser und Dampf mit einfachen Funktionen approximiert, zwischen denen z. T. interpoliert wird. Die Genauigkeit der verwendeten Näherungen wird, soweit möglich, durch die Nachrechnung experimenteller Ergebnisse getestet werden müssen.

Das bisherige Wärmeübertragungsmodell wies einige Fehler und Inkonsistenzen auf bei der Behandlung der Wärmeübertragung durch Leitung, Konvektion und bei Filmsieden. Im folgenden werden die wichtigsten Korrekturen genannt:

1. Korrekturen bei der Verdampfung und Kondensation von Wasser von/an Tropfen: Bei Kondensation von Dampf wird die freiwerdende Wärme jetzt an den Tropfen (statt das Gas) abgegeben; Verdampfung unterkühlter Tropfen in reine Luft wird ermöglicht; ein Vorzeichenfehler des Energiequellterms bei Verdampfung wurde bereinigt; vorher gesetzte Massenquellterme werden Null gesetzt, falls weder Kondensation noch Verdampfung stattfindet; die zeitliche Mittelung des Massenquellterms bei Verdampfung in ein Luft-Dampf-Gemisch wurde verbessert.
2. Je nach Strömungstyp wurde bei Filmsieden die innere Aufheizung des Wassers (durch Konvektion zwischen der Oberfläche und dem Inneren) berücksichtigt. Der Effekt wird jetzt generell modelliert.
3. Je nach Strömungstyp wurde der Wärmeübertragungskoeffizient bei Filmsieden mit einer Korrektur für hohe Reynoldszahlen versehen. Die Korrektur wird jetzt immer berücksichtigt.
4. Falls Schmelze, Wasser und Dampf zusammen in einer Zone vorliegen, sind drei verschiedene Strömungstypen möglich. Bei einem davon wurde die (nicht strahlungsbedingte) Wärmeübertragung zwischen allen drei Komponenten modelliert, jedoch ohne Berücksichtigung der Tatsache, daß ein Oberflächenelement (z. B. eines Tropfens) nur mit einer der beiden anderen Komponenten in Kontakt sein kann; die Kontaktfläche war jeweils die ganze Oberfläche. Die neue Codeversion berechnet aufgrund der Volumenanteile

die Oberflächenfraktionen, die mit der einen oder der anderen Komponente in Kontakt sind, und läßt den Wärmeaustausch nur über diesen Oberflächenanteil stattfinden. (Die Strahlungs-Wärmeübertragung ist aufgrund ihres anderen Übertragungsmechanismus von dieser Korrektur nicht betroffen.)

5. Bei den beiden anderen Strömungstypen wurde die Wärmeübertragung zwischen Wasser und Dampf und die konvektive Wärmeübertragung zwischen Schmelze und Dampf vernachlässigt. Sie wurde in der neuen Codeversion eingeführt, wobei die Behandlung die gleiche ist wie für den oben erwähnten ersten Strömungstyp.
6. Die Wärmeübertragung zwischen Schmelze und Wasser wird im Falle von konvektivem Wärmeaustausch und von Blasensieden mit zunehmendem Dampfanteil im Dampf-Wasser-Gemisch linear reduziert. Das alte Modell sah keine Reduktion vor.
7. Die Wärmeübertragung zwischen Schmelze und Wasser im Falle von Filmsieden wird ab einem Dampfanteil von 52% im Dampf-Wasser-Gemisch linear auf 0 bei 100% Dampf reduziert. Das alte Modell sah eine Reduktion auf 50% für Dampfanteile oberhalb 74% vor.
8. Die eben genannte Reduktion ab 74% Dampfanteil wurde auch für die Strahlungs-Wärmeübertragung angewendet. In dem neuen Code wird sie nicht mehr angewendet, da die temperatur- und geometrieabhängige Absorption, wie oben erwähnt, durch das neue Strahlungsmodell in wesentlich größerem Detail wiedergegeben wird.

Andere Modellverbesserungen und Programmkorrekturen

Die folgenden Verbesserungen und Änderungen wurden an anderen Teilen des Programms vorgenommen:

1. Verbesserte Massenerhaltung der Schmelze durch konsistente Behandlung ihrer Kompressibilität. Die Auswirkung dieser Verbesserung ist fall- und zeitabhängig, kann aber sehr bedeutend sein: In einem Beispiel konnte der Fehler in der Massenbilanz von 30% auf unter 1% reduziert werden.
2. Erzwingen von mindestens drei äußeren Iterationen, um ein falsches Ergebnis der ersten Iteration auszugleichen.
3. Reduktion der Grenzen, die die Volumenfraktionen der Komponenten überschreiten müssen, damit sie bei der Modellierung berücksichtigt werden, auf sehr kleine Werte.

4. Gründliche Überprüfung der Routinen zur Berechnung von Stoffdaten und damit zusammenhängender Größen eines Dampf-Luft-Gemisches, bedingt durch das Auftreten von unrealistisch niedrigen (u. U. sogar negativen) oder zu hohen Gastemperaturen. Ein Fehler bei der Berechnung der Schallgeschwindigkeit und der partiellen Ableitungen der Gasdichte wurde beseitigt; ebenso wurde die Überspeicherung der Gastemperatur in einer Subroutine entdeckt und beseitigt. Die Partialdrücke von Luft und Dampf werden genauer berechnet, und dabei werden konsistente Daten für Dampf verwendet; Sicherungen beim Auftreten unrealistischer Gastemperaturen oder bei einem Versagen des Iterationsverfahrens (Fehlermeldungen, Programmstop) wurden eingebaut. Die Berechnungen in der zentralen Subroutine zur Erstellung der Stoffdaten des Gasgemisches konnten vereinfacht werden.
5. Einbau von neuen Zustandsgleichungen von Wasser (als Option).

Des Weiteren wurde am Beispiel eines FARO-Versuchs (s. u.) der Einfluß einer unterschiedlichen räumlichen Auflösung untersucht. Es zeigte sich, daß zur Verringerung der numerischen Diffusion der Komponenten ein ausreichend feines Gitter notwendig ist. Darüber hinaus ergab sich bei den beiden untersuchten Gittern ein deutlich unterschiedlicher Druckaufbau.

Verbesserte Benutzerfreundlichkeit

In den folgenden Punkten wurde die Benutzerfreundlichkeit verbessert:

1. Die Eingabe wurde auf eine formatfreie umgestellt.
2. Die alte Version erforderte die Erstellung eines separaten Maschinenprogramms für jeweils unterschiedliche Maschenzahlen. Die neue Version erlaubt die Benutzung eines einzigen Maschinenprogramms für alle Ortsnetze, die vorgegebene maximale Maschenzahlen nicht überschreiten.
3. Die Plotausgabe wurde an den für mehrere Großprogramme entworfenen VISART-Standard angebunden /4/, der die Erstellung verschiedenster Plots (z. B. Höhenlinienplots) erlaubt bis hin zur Produktion von Filmen.
4. Das Plotprogramm PLIVA zur Darstellung von räumlichen Materialverteilungen wurde verfeinert.

Nachrechnung eines FARO-Tests

Bei JRC in Ispra werden die FARO-Experimente durchgeführt, von denen eines, QT2, bereits 1992 mit IVA3 nachgerechnet wurde /5/. Diese Rechnung wurde mit der neuen Version von IVA3 wiederholt. Bei dem Versuch wurden ca. 50 kg Coriumschmelze aus einer Höhe von knapp 3 m in einen Behälter fallengelassen, der 1 m hoch mit Wasser gefüllt war; der Behälterdruck war 58 bar. Abb. 1 zeigt den gemessenen Druck sowie die alten und die neuen Rechenergebnisse. Der anfängliche Druckanstieg wird von IVA3 ausgezeichnet wiedergegeben. Bei größeren Zeiten deuten die Ergebnisse auf eine zu effektive Wärmeübertragung hin; dieses Verhalten bedarf noch einer weitergehenden Analyse.

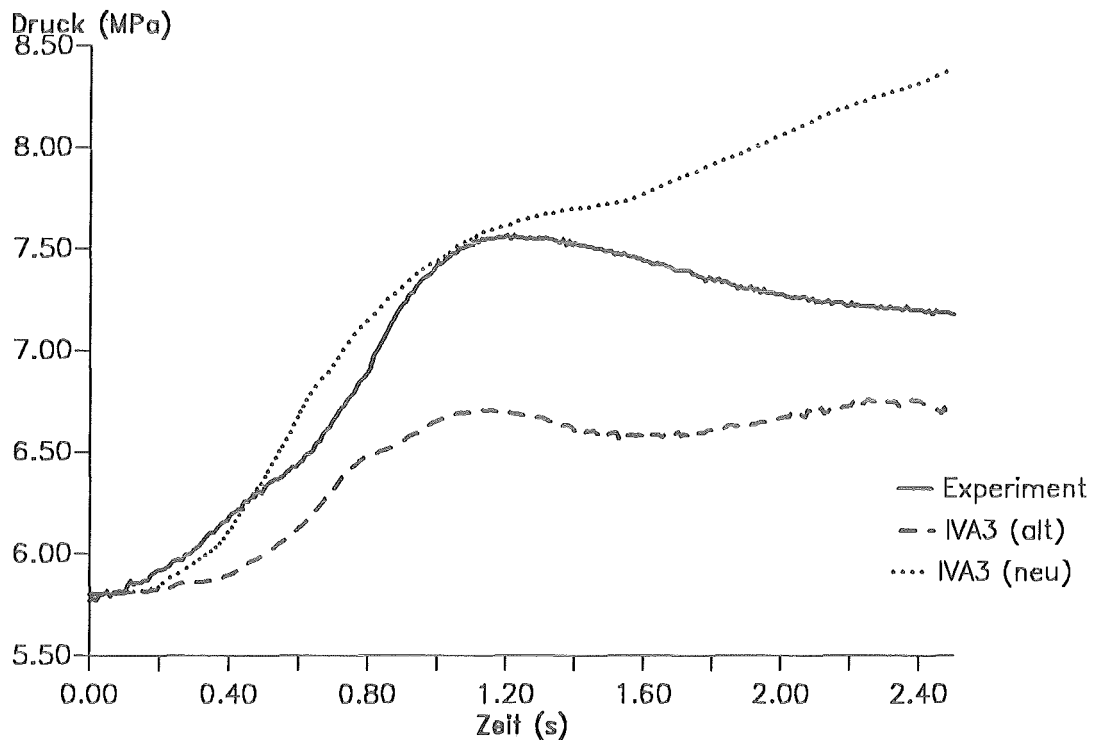


Abb. 1: Druckverlauf beim FARO LWR 2nd Quenching Test (JRC Ispra). Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit IVA3 Rechenresultaten von 1992 und mit denen einer neuen Rechnung unter Benutzung des verbesserten Wärmeübertragungsmodells.

Vorausrechnung der COMET-Experimente

Die für die BETA-Anlage geplante COMET-Experimentreihe dient zur Simulation des Verhaltens von Schmelze beim Eindringen in ein Wasserbett /6/. Mit einer intermediären Version von IVA3 (Stand Juni 1993) wurden zwei Experimente vorausberechnet und Sicherheitsrechnungen für den Fall des vollständigen Versagens der Tragplatte zwischen Wasser und Schmelze gemacht. Die Ergebnisse müssen aufgrund der inzwischen erfolgten Codeänderungen als revisionsbedürftig angesehen werden. Eine Neuberechnung eines Experiments mit der aktuellen Codefassung ergibt eine wesentlich mildere Wechselwirkung zwischen Schmelze und Wasser (vergl. Abb. 2 und 3). Bei beiden Codefassungen treten allerdings numerische Komplikationen auf, die es nicht gestatten, die Rechnung zu größeren Zeiten fortzuführen; an der Beseitigung dieses Problems wird gearbeitet.

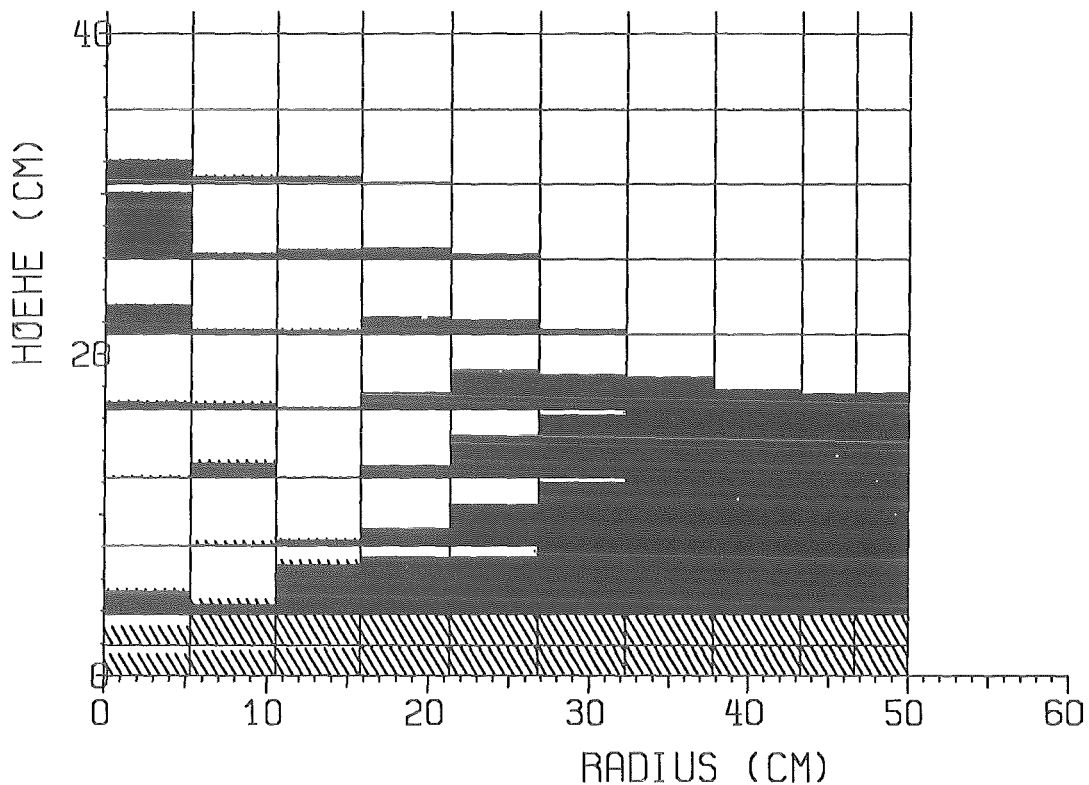


Abb. 2: Materialverteilung bei einem COMET-Experiment mit Kontakt zwischen Schmelze und Wasser nur im Zentrum der Versuchsanordnung, zum Zeitpunkt 230.6 ms. Codeversion von Mitte 1993. (Schwarz: Schmelze; schraffiert: Wasser.)

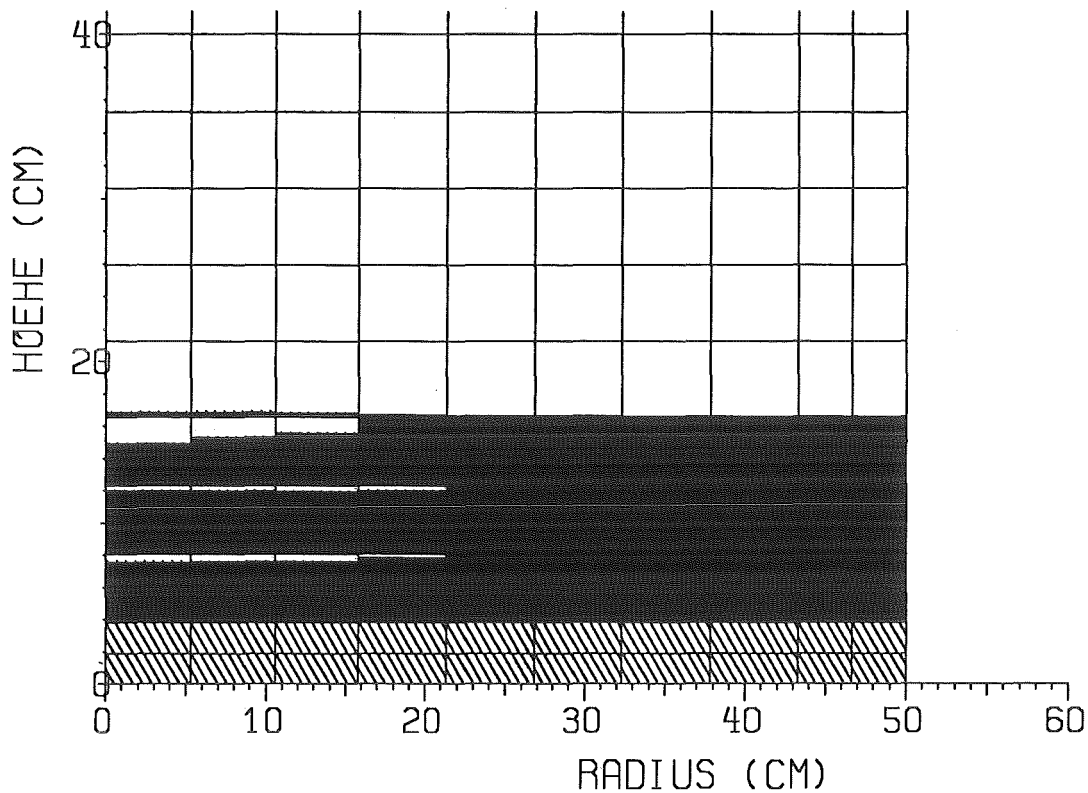


Abb. 3: Materialverteilung für das Experiment von Abb. 2 zu einem vergleichbaren Zeitpunkt (239.6 ms), berechnet mit der Codeversion von Ende 1993.

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 Modelling of Transient Three Dimensional Three Phase Flow in Complicated Geometry. Program Documentation: Input Description. Bericht KfK 4950, Dezember 1991
- /4/ S. Kleinheins: unveröffentlichter Bericht

- /5/ H. Jacobs: Analysis of Large-Scale Melt-Water Mixing events. CSNI Specialist Meeting on Fuel-Coolant Interactions, Santa Barbara, Jan. 1993
- /6/ W. Tromm, H. Alsmeyer: Experiments for a Core Catcher Concept Based on Water Addition From Below. Proceedings of 5th Int. Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Karlsruhe, 23.-24. 8. 1993

32.11.03 **Untersuchungen zum Versagen des Reaktordruckbehälters bei
hohem Innendruck**

- I. **Belastung der inneren Containment-Strukturen**
Mechanical Loads on Internal Containment Structures
(G. Jacobs, INR)

Abstract:

A short account is given of current work to assess the loads of support structures of the RPV and the reactor pit, as a consequence of a hypothetical rupture of the RPV bottom at high pressure.

Die Arbeiten zur Abschätzung der Belastung der Tragstrukturen des Reaktordruckbehälters und der Reaktorgrube als Folge eines hypothetischen Abrisses des Reaktordruckbehälterbodens bei hohem Druck wurden fortgesetzt.

Es wurden die Last-Zeit-Verläufe für zwei unterschiedliche Versagensabläufe ermittelt. Unterstellt wurde für beide Abläufe ein schlagartiger, vollständiger Rundumabriß des Bodens, wie in der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke Phase B [1] angenommen. Dieser Annahme liegt zugrunde, daß sich nach der Verlagerung der Kernschmelze im unteren Plenum unter Verdampfung etwa noch vorhandenen Restwassers ein mehr oder weniger verkrusteter Schmelzesee mit einer symmetrischen Temperaturverteilung bildet. Aus experimentellen und rechnerischen Untersuchungen [2] wissen wir, daß die thermische Beaufschlagung der Wand des Behälterbodens zur Höhe des Seespiegels hin stark zunimmt, so daß hier rundherum die Tragfähigkeit der Wand dramatisch abnimmt und es dann schließlich, wenn der zunehmend dünner werdende äußere, kühlere Teil der Wand dem hohen Innendruck nicht mehr standhalten kann, zu einer sehr schnellen Rißausbreitung (in ca. 1.5 ms) kommt, die der Richtung der Wandschwächung folgt. Lokales Versagen ist wegen fehlender Durchführungen im Behälterboden des betrachteten Behältertyps (Siemens Konvoi) nicht anzunehmen.

Aus der Möglichkeit, daß der untere Rost des Kerns während der Zerstörung des Kerns und der Verlagerung der Kernschmelze nach unten noch bis zu einem gewissen Grade trägt, lassen sich zwei Versagensabläufe konstruieren. Im ersten Fall, der bei den bisherigen Rechnungen [3] immer zugrunde gelegt wurde (Fall A), stürzt der Rost mit ab. Als Bruchquerschnittsfläche ist dann fast der ganze Behälterquerschnitt anzunehmen. Im anderen Fall (Fall B) bleibt der Rost mit einem Debris-Berg noch eine Weile stehen und verkleinert so den anfänglichen Bruchquerschnitt auf den Querschnitt des Ringkanals (Downcomer). Der Versagenszeitpunkt des unteren Rostes im Fall B wird durch Erreichen eines Differentialdruckes von 0.2 MPa bestimmt. Nach dem Versagen wird der untere Rost mit Debris (zusammen 105 Mg) beschleunigt, wodurch die Ausströmfläche kontinuierlich vergrößert wird.

Die thermohydraulischen Rechnungen wurden mit dem Rechenprogramm RELAP5/MOD3 durchgeführt [4]. Als Eingabemodell diente ein 100-Volumen-Modell, dem eine Einkreisnodalisierung für ein typisches DWR1300 Primärsystem zugrunde liegt [5].

Die Abbildungen 1 und 2 zeigen für beide Fälle die Last-Zeit-Verläufe für den Ringträger des Reaktordruckbehälters. Die Unterschiede sind nicht groß. In beiden Fällen ergibt sich infolge des massiven Druckaufbaus in der Reaktorgrube eine länger andauernde Last (> 1s) von 160 MN. Die Schubkraft des Behälterrumpfes kommt im Fall B zwar etwas verzögert, führt aber genauso wie im Fall A zusammen mit dem etwa gleich ansteigenden Druck in der Reaktorgrube zu einer Lastspitze von 340 MN bei etwa 50 ms nach Beginn des Abblasens.

An einem Eingabemodell für die Gegebenheiten des Europäischen Druckwasserreaktors (EPR) wird gearbeitet. Es basiert auf einem neuen Vierkreis-EPR-Eingabedatensatz für RELAP5 von Siemens [6]. Ein Eingabemodell mit einer 3d-Nodalisation der Reaktorgrube wurde erstellt und wird getestet. Diese dreidimensionalen Rechnungen, von denen wegen der Berücksichtigung von transversalen Strömungsbeiträgen eine Abschwächung der Schubkraft auf den RDB erwartet werden, werden ebenfalls mit RELAP5/MOD3 durchgeführt, laufen jedoch noch nicht zufriedenstellend.

Referenzen

1. Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS), 1989, Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B, GRS-72
2. M. Jahn and H. H. Reinecke, "Free Convection with Internal Heat Sources, Calculations and Measurements," Proc. Fifth Int. Heat Trans. Conf., 3, pp. 74-78, Tokyo (1974).
3. JACOBS, G., "Versagen des Reaktordruckbehälters bei hohem Druck," KfK Nachrichten Jahrgang 24, Kernforschungszentrum Karlsruhe, pp. 212-222 (1992).
4. CARLSON, K. E.; ALLISON, C. M. et al., 1990, RELAP5/MOD3 Code Manual (4 Volumes), NUREG/CR-5535, EG&G Idaho, Inc.
5. G. Jacobs, "Untersuchung der hydraulischen Lasten nach einem Hochdruck-Versagen des DWR-Druckbehälters", Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1992, KfK 5200 (Sept. 1993).
6. H. Plank, Siemens (KWU), Unveröffentlichte Mitteilung

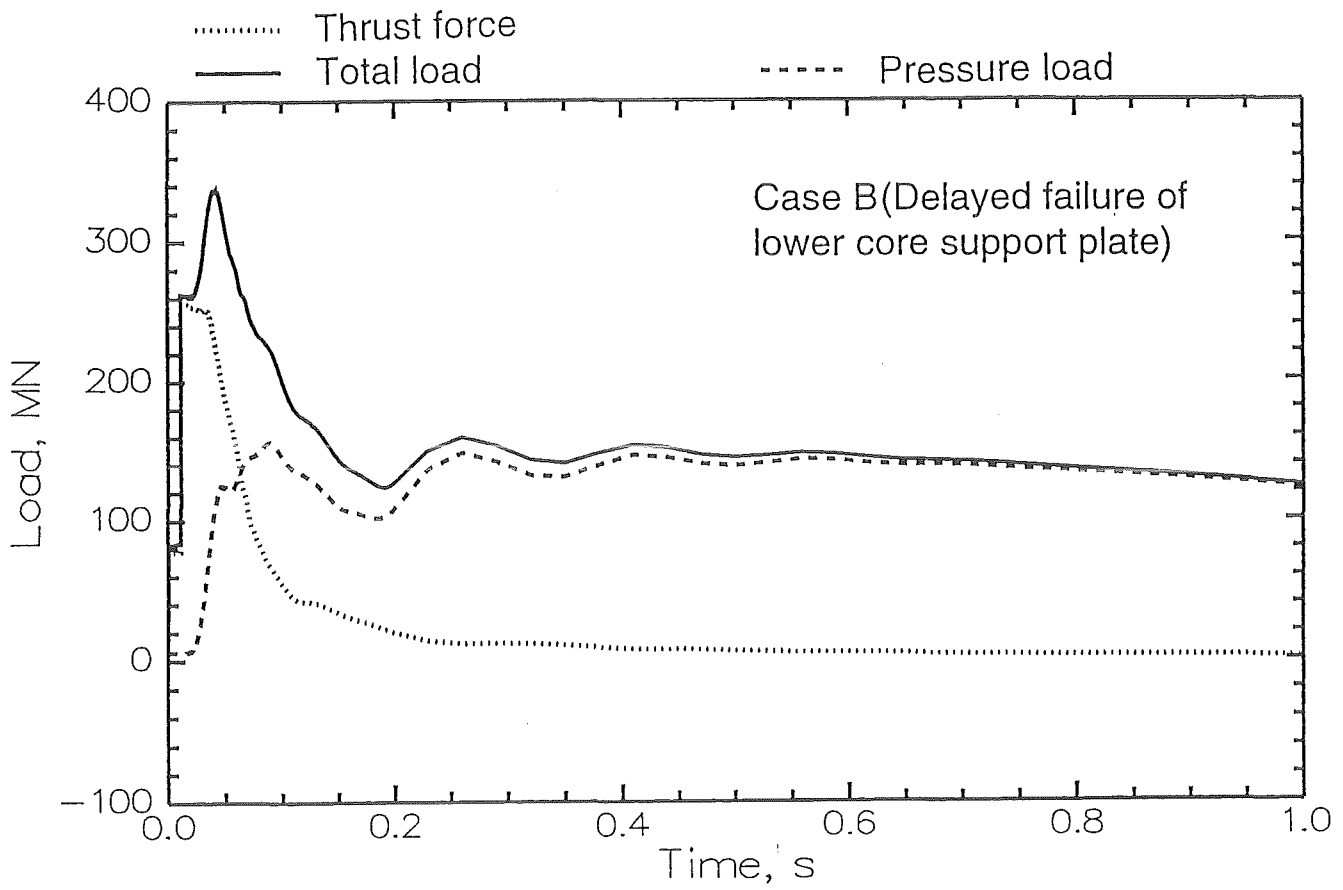


Abb. 1: Abschätzung der Last auf den Ringträger, Fall B.

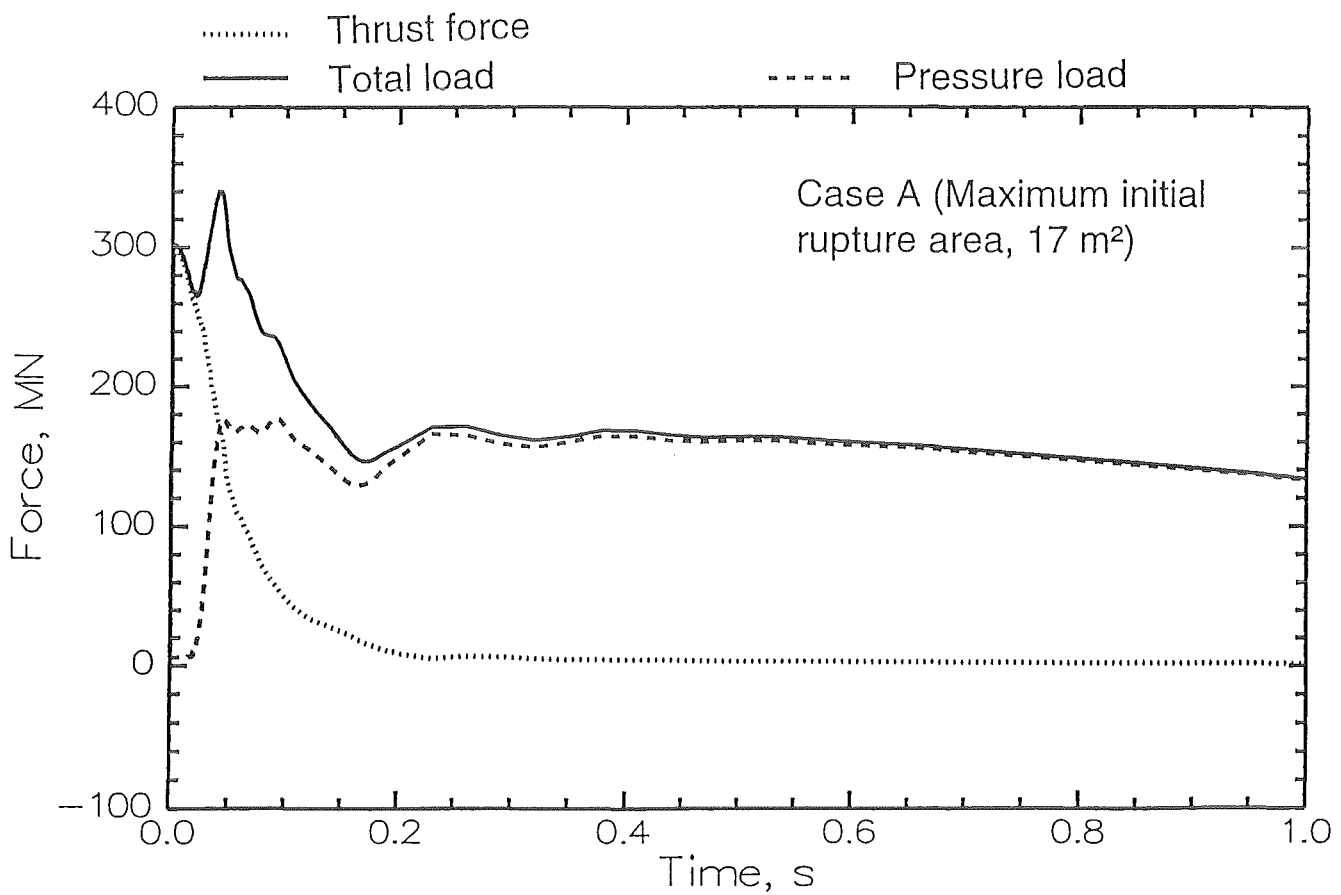


Abb. 2: Abschätzung der Last auf den Ringträger, Fall A.

II. Tragfähigkeitsanalysen des RDB
Load Capacity Analysis of RPV Failure
(B. Ritter, H. Lämmer, IMF II)

Abstract:

In case that accident management measures are not sufficient for heat rejection from the RPV, severe core failures and meltdown can result. The present report gives intermediate results of analyses concerning the load capacity and the effects of geometrical and thermal imperfections on deformation behavior of the RPV.

1. Einleitung

Bei den Untersuchungen von Kernschmelzunfällen sind die Vorgänge im Reaktor-druckbehälter (RDB) von besonderem Interesse. Ist eine ausreichende Wärmeabfuhr durch anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht gewährleistet, so kann es zu gravierenden Kernschäden bis hin zum Schmelzen kommen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden reine Tragfähigkeitsanalysen durchgeführt und der Einfluß geometrischer bzw. thermischer Imperfektionen auf das Verformungsverhalten des RDB's untersucht. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse sollen als Grundlage zur Bewertung möglicher Unfallabläufe dienen. Sämtliche Berechnungen wurden mittels des Finite-Elemente-Programms ABAQUS durchgeführt. Berechnet wurde das Versagen durch plastische Instabilität unter Verwendung eines Materialmodells der Thermoplastizität. Dabei geht man davon aus, daß die höchsten thermischen Belastungen des Druckbehälters im Bereich der Bodenkalotte auftreten, wo die Behälterschale nach Verdampfen des Restwassers sich in direktem Kontakt mit der Kernmasse befindet. Dadurch kommt es zu einer zunehmenden Aufheizung der Kalottenwand, wobei sich zunächst Temperaturprofile über der Wandstärke mit steilen Gradienten nahe der Innenfläche ausbilden. Die in der Behälterwand vorliegende Temperaturverteilung kann den Versagensursprung des RDB's maßgeblich beeinflussen.

2. Das verwendete Materialmodell

Den Berechnungen zugrunde gelegt wurde ein Materialmodell der Thermoplastizität mit multilinear, isotroper Verfestigung. Die dafür notwendigen Materialparameter wurden anhand der im IMF II durchgeführten Zugversuche für den Werkstoff 20 MnMoNi 55 bestimmt. Es wurde vorausgesetzt, daß das Materialverhalten stets, d.h. auch nach Erreichen der Zugfestigkeit (R_m), verfestigenden Charakter aufweist.

Da nach Erreichen von R_m , aufgrund der beginnenden Einschnürung, ein inhomogener Deformationszustand vorliegt, ist die Ermittlung von Materialeigenschaften in diesem Bereich schwierig. In dieser Arbeit wurden die entsprechenden Materialdaten so angepaßt, daß das experimentell beobachtete Einschnürverhalten möglichst gut wiedergegeben wurde.

Zur Simulation von Einschnürungen an den Zugproben wurden sinusförmige geometrische Imperfektionen angenommen. Ein Vergleich zwischen den experimentell gemessenen und den berechneten Kurven ist in den Abb. 1-4 zu sehen. In diesem Fall betrug die Kerbtiefe der sinusförmigen Imperfektion 0,01 % des Anfangsradius.

3. Untersuchungen am Reaktordruckbehälter

Bei den Rechnungen wurde der Innendruck, bis zum Erreichen des Versagensdrucks, kontinuierlich gesteigert. Die Simulation des nachkritischen Bereichs erfolgte anhand von Rechnungen mit Innenvolumen-Vorgabe. Auf der Grundlage von zweidimensionalen Rechnungen wurde gezeigt (s. Abb. 6), daß bei der perfekten Geometrie Versagen im Pol der Bodenkalotte auftritt. Geht man hingegen von einer imperfekten Struktur aus (z.B. eine sinusförmige geometrische Imperfektion wie in Abb. 5 dargestellt), so kann gezielt Versagen an der Stelle der Imperfektionen eingeleitet werden.

Da bei den zweidimensionalen Rechnungen axialsymmetrisch gerechnet wurde, führt eine geometrische (bzw. thermische) Imperfektion zu einem Rundumversagen an dieser Stelle (s. Abb. 6).

In Abb. 7 ist das nachkritische Verformungsverhalten des Reaktordruckbehälters für den Fall einer lokalen Temperaturimperfektion dargestellt. Diese Imperfektion wurde in unmittelbarer Umgebung des Punktes P in der Bodenkalotte (s. Abb. 7) vorgegeben. Eine solche lokale Temperaturerhöhung kann nur mittels einer dreidimensionalen Finite-Elemente Rechnung simuliert werden. Aus dieser Rechnung ging hervor, daß die plastisch beanspruchte Zone nach Erreichen des Versagensdrucks von 58,0 MPa in Richtung Imperfektion wandert, wobei die übrigen Bereiche eine Entlastung erfahren.

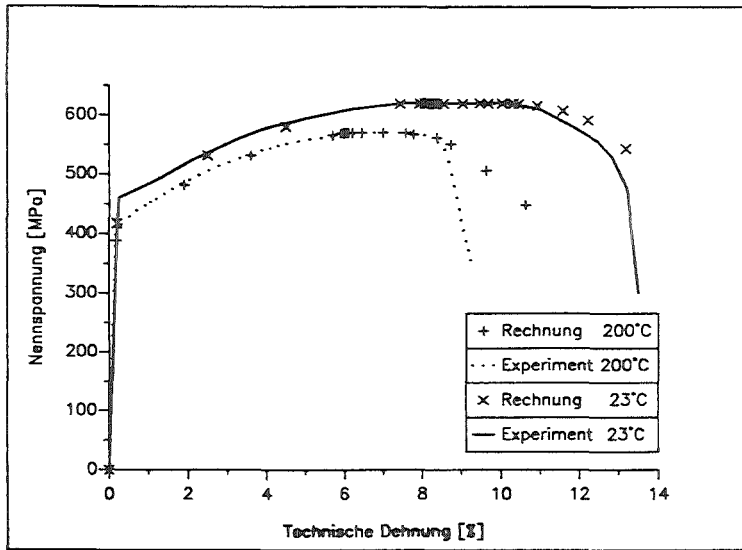


Abb. 1: Vergleich Experiment-Rechnung für 23 °C und 200 °C

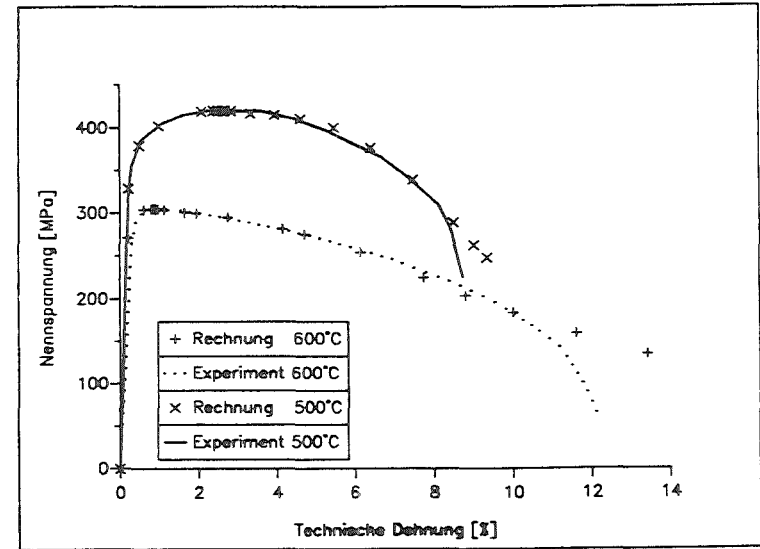


Abb. 3: Vergleich Experiment-Rechnung für 500 °C und 600 °C

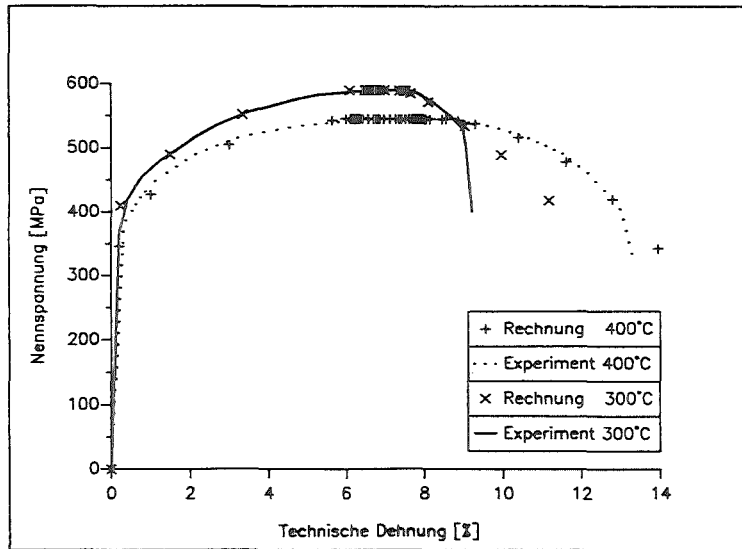


Abb. 2: Vergleich Experiment-Rechnung für 300 °C und 400 °C

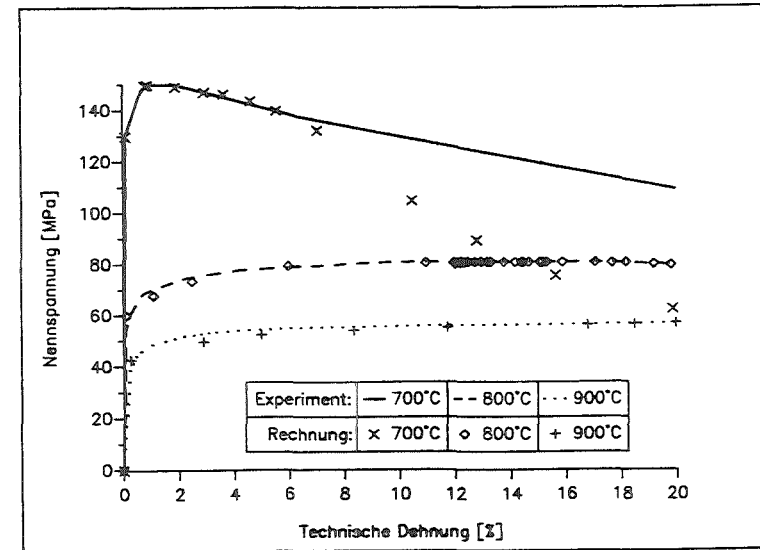


Abb. 4: Vergleich Experiment-Rechnung für 700 °C, 800 °C und 900 °C

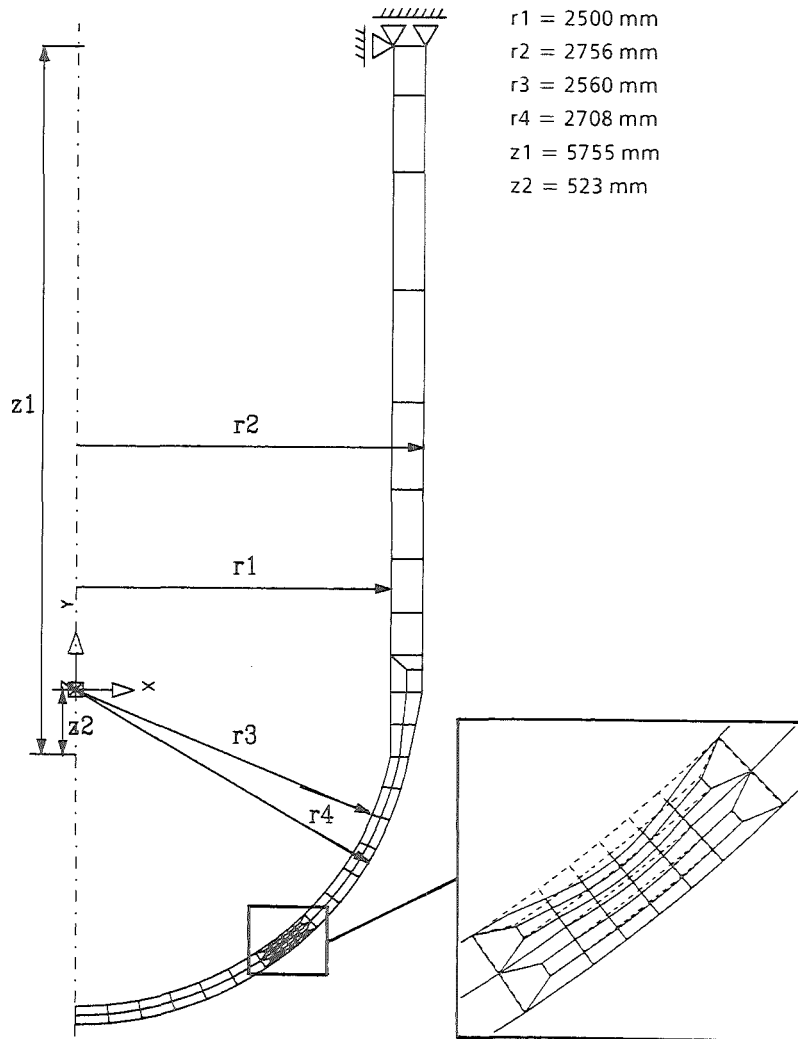


Abb. 5: FE Netz und Abmessungen des perfekten RDB's (links), sinusförmige Imperfektion (rechts)

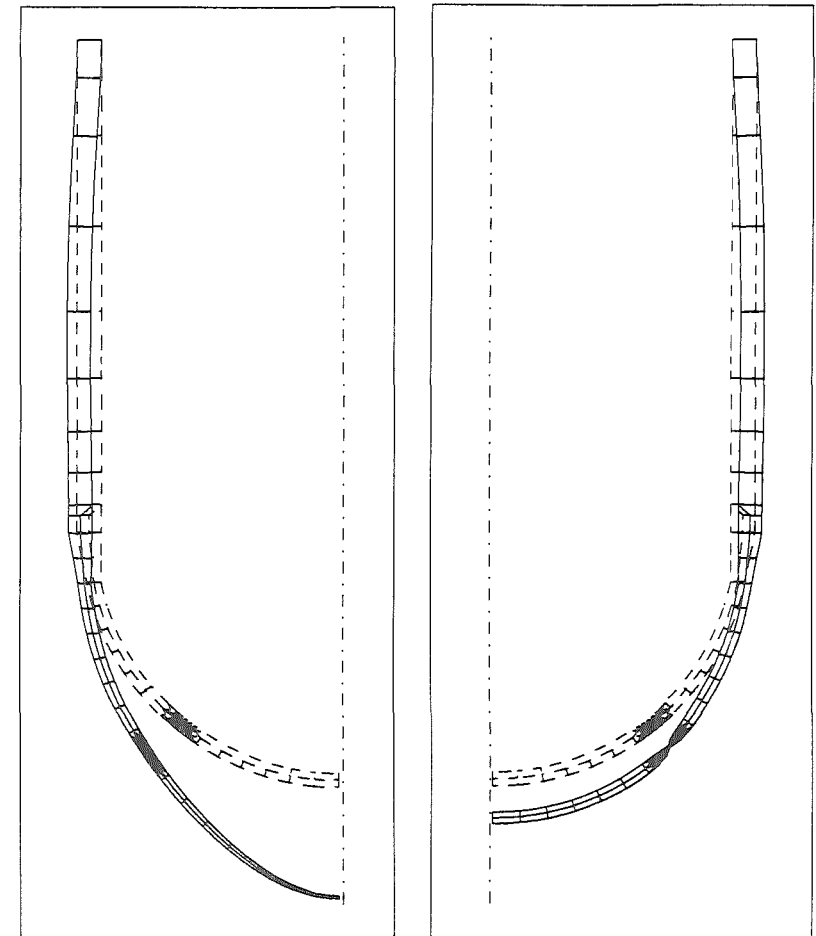


Abb. 6: Deformierte Strukturen bei einer Restwandstärke von 20 % im engsten Querschnitt
 Perfekte Geometrie $V/V0 = 1.18$ (links)
 10 %-ige sinusförmige Imperfektion $V/V0 = 1.11$ (rechts)
 $V0$: Ausgangsvolumen; V : momentanes Volumen

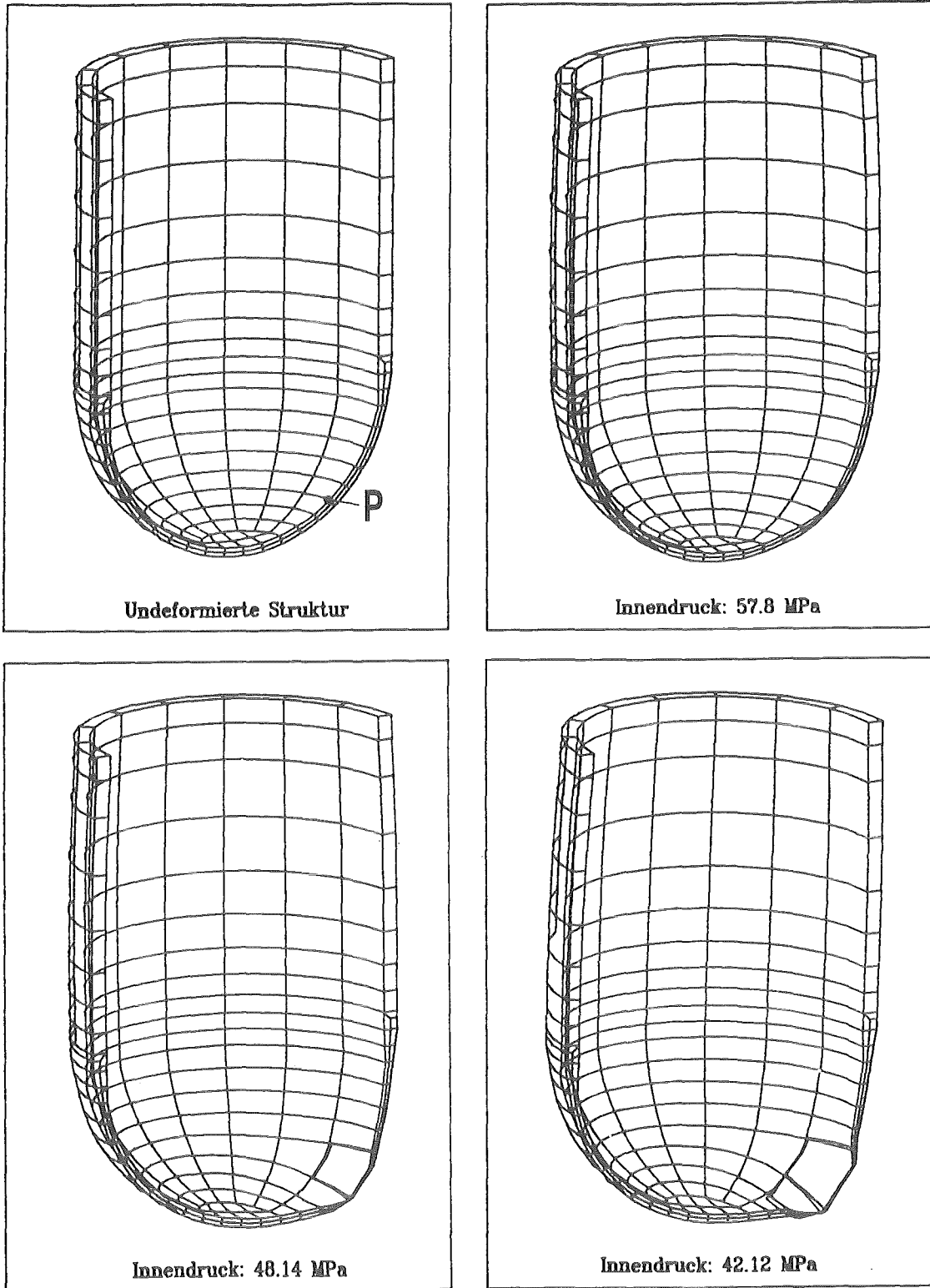


Abb. 7: Nachkritisches Verformungsverhalten des Reaktordruckbehälters in Abhängigkeit vom Innendruck ($P_{\max} = 58.0 \text{ MPa}$)

32.11.04 **Thermischer Angriff durch Kernschmelze und deren langfristige
Kühlung**

I. **Untersuchungen zu Kernfänger-Konzepten**

Studies of Core Catcher Concepts

(G. Fieg, M. Möschke, H. Werle, INR)

Abstract:

Underneath the RPV of future PWRs a space is to be provided for a core catcher capable of taking care of the whole core melt. As an alternative to an earlier concept providing for a spread of the core melt on a flat sacrificial bed, we investigate a staggered-pan concept in a particle bed, in which the melt can spread both vertically and horizontally. Such a spatial distribution would make for a better long-term coolability.

A. Rückhaltung der Kernschmelze in übereinander angeordneten Wannen

1. Einführung

In den Containment-Konzepten für zukünftige Druckwasser-Reaktoren ist unterhalb des Reaktordruckbehälters Platz für einen Kernfänger vorgesehen, der die gesamte Kernschmelze aufnehmen kann.

Alternativ zu dem in [1] vorgeschlagenen Kernfängerkonzept, bei dem sich die Schmelze als flache Scheibe auf einem Opferbett ausbreiten soll, wird hier untersucht, ob sich die Schmelze durch in einem Partikelbett angeordnete Wannen sowohl in vertikaler als auch horizontaler Richtung möglichst gleichmäßig in dem zur Verfügung stehenden Volumen ($\approx 10 \text{ m } \varnothing$, $\approx 6 \text{ m}$ Höhe) verteilen läßt (Abb. 1). Eine solche räumliche Verteilung erleichtert die langfristige Kühlbarkeit.

2. Experimentelles Programm

Die bisher durchgeführten Experimente beschränkten sich auf die Untersuchung der Verteilung einer Schmelze in nicht gefluteten Kernfängern. Sämtliche Tests wurden in der THERMOS-Anlage durchgeführt, die früheren sind im Detail in [2] beschrieben.

Die Eisenkomponente der Thermiterschmelze verhielt sich wie erwartet. Sie durchströmte das keramische Partikelbett und wurde in den Wannen aufgefangen. Unerwartet war das Verhalten der oxydischen Al_2O_3 -Schmelze. Diese dringt nur eine kurze Strecke in das Partikelbett ein, friert dort fest und verschließt das poröse Bett.

Ein weiteres Experiment, THERMOS-6, wurde durchgeführt, um diesen Sachverhalt zu klären. Die Thermiterschmelze (150 kg) soll ein Partikelbett aus keramischen Al_2O_3 -Kugeln ohne Auffangwannen durchdringen. In einem Keramikrohr von 0,3 m Durchmesser und 1,6 m Höhe befand sich im unteren Bereich eine Kugelschüttung aus 0,05 m \varnothing Al_2O_3 -Kugeln; darüber eine solche aus 0,07 m \varnothing Al_2O_3 -Kugeln. Etwa 30 s nach der Zündung des Thermits wurde die Düse im Reaktionstiegel geöffnet, und die Schmelze strömte in das Partikelbett. Das Eisen durchdrang die gesamte Höhe des Betts. Mehr als 90 % der Eisenmasse befanden sich nach dem Experiment in Form eines festen Regulus unter dem Partikelbett. Nach der Eisenschmelze durchströmte die Oxydschmelze das

Partikelbett. Während dieser Phase wurde das Keramikrohr infolge hoher Temperaturbelastungen zerstört. Das obere Drittel des Partikelbetts ging dadurch verloren. Ein Teil der Oxydschmelze drang in den unteren Bereich des Bettes ein und fror in den offenen Poren fest. Die Beobachtungen der vorangegangenen Experimente wurden bestätigt: Die Eisenschmelze durchdringt große Bereiche des Partikelbetts, die oxydische Schmelze dagegen vermag nur kurze Distanzen zu durchdringen.

Die Strömung einer Flüssigkeit in einem porösen Bett wird durch das Gesetz von DARCY beschrieben [3]. Die nach unten gerichtete Fließgeschwindigkeit im Schwerfeld ohne äußeren Druckgradienten ist

$$v = \frac{K}{\mu} \rho g$$

g ist die Erdbeschleunigung, ρ und μ sind die Dichte bzw. dynamische Viskosität des Fluids, und K ist die Permeabilität des porösen Bettes. Für eine Kugelschüttung gilt

$$K = \frac{d^2 \varepsilon^3}{(1 - \varepsilon)^2} ,$$

wobei d der Kugeldurchmesser und ε die Porosität des Bettes ist. Die Fließgeschwindigkeit wird demnach durch die kinematische Viskosität $v = \mu/\rho$ bestimmt. Abb. 2 zeigt die temperaturabhängigen, dynamischen Viskositäten für Eisen-, Al_2O_3 - sowie Coriumschmelzen [4 - 7]. Die kinematischen Viskositäten von Eisen- und Coriumschmelzen sind etwa gleich, die der Al_2O_3 -Schmelze liegt um fast zwei Größenordnungen höher. Dies erklärt das unterschiedliche Fließverhalten der metallischen und oxydischen Schmelzen.

Die Viskosität von Al_2O_3 -Schmelzen ist stark temperaturabhängig. In den bisherigen Kernfänger-Experimenten erfolgte der Abstich erst relativ lange nach der Zündung, um eine vollständige Trennung der beiden Komponenten sicherzustellen. Die Schmelze kühlt in dieser Zeit beträchtlich ab. In kleinen Thermit-Experimenten (≈ 10 kg) konnte nachgewiesen werden, daß direkt nach Reaktionsende abgestochene Oxydschmelzen wesentlich besser fließen. Bei den zukünftigen Kernfänger-Experimenten soll deshalb unmittelbar nach Reaktionsende abgestochen werden, um ein coriumähnliches Fließverhalten auch der oxydischen Thermitschmelze zu gewährleisten.

B. Untersuchungen zum Siemens-Konzept

Experiment KATS-1

Beim Experiment KATS-1 (KfK-Versuche zur Ausbreitung von Thermit-Schmelzen) sollte das Fließverhalten einer Mischschmelze (Eisen, Al_2O_3) auf einer trockenen horizontalen Fläche untersucht werden.

Unterhalb der Austrittsöffnung des THERMOS-Reaktionsbehälters befand sich ein rechteckiger Kasten aus Stahl (28,5 cm Breite x 35,5 cm Länge x 50,0 cm Höhe) zur Aufnahme der Thermitschmelze. Er war innen mit 20 mm starken Cordierit-Platten ausgekleidet. Durch eine seitliche Öffnung (10 cm Breite x 5 cm Höhe) konnte sich die Schmelze auf einer horizontalen Fläche von 4 m² ausbreiten (Abb. 3). Die Ausbreitungsfläche (2 m x 2 m) befindet sich in einer Stahlwanne und besteht aus auf trockenem Sand lose verlegten Keramikplatten (24 cm x 24 cm). Sie überdeckt, von der Austrittsöffnung aus gesehen, einen Winkel von 90°. Die Austrittsöffnung ist durch eine dünne Keramikplatte und Hochtemperaturzement verschlossen und sollte durch einen pneumatisch betriebenen Stößel nach Ende des Auslaufens der Schmelze aus dem Reaktionsbehälter geöffnet werden.

Der Reaktionsbehälter war mit 150 kg Thermit beschickt. 40 s nach Zündung erfolgte der Abstich der Schmelze in den Auffangbehälter. Das Ausfließen der Eisenschmelze dauerte etwa 15 - 20 s, das der Oxydschmelze 25 - 30 s, d.h. 55 - 60 s nach Zündung war die Eisenschmelze und 80 - 90 s nach Zündung war die gesamte Schmelze aus dem Reaktionsbehälter abgeflossen.

Bereits 64,5 nach Zündung, noch bevor der Stößel betätigt wurde, hatte die Schmelze den Verschluss der Austrittsöffnung zerstört und verteilte sich auf der Ausbreitungsfläche. Zu diesem Zeitpunkt war die gesamte Eisenschmelze (80 kg) im Auffangbehälter gespeichert, von der oxydischen Schmelze jedoch nur ein geringer Teil. Der Spiegel der Eisenschmelze im Auffangbehälter lag bei Beginn des Ausströmens etwa 12 cm über der Ausbreitungsfläche.

In Abb. 4 ist die mit einer Video-Kamera registrierte transiente Ausbreitung der Schmelzfront schematisch dargestellt. Für einen Zeitraum von etwa 1 s liegt die Ausbreitungsgeschwindigkeit bei 1,5 m/s und fällt danach rasch ab. In diesem Zeitraum (64,5 - 66 s nach Zündung) strömte nur Eisen aus. Die von der Eisenschmelze bedeckte Fläche beträgt etwa 1,8 m², was einer mittleren Dicke von etwa 6 mm entspricht, die Nachuntersuchung bestätigte diesen Wert. Einige Sekunden nach Beendigung der Ausbreitung trat im Bereich der Schmelzenfront eine durch thermische Verwerfungen der Kacheln bedingte Umverteilung der immer noch flüssigen Eisenschmelze auf.

Die Ausbreitung der oxydischen Schmelze begann etwa 67 s nach Zündung, nachdem die Ausbreitung der Eisenschmelze schon weitgehend abgeschlossen war. Die oxydische Schmelze

ze überdeckte die noch teilweise flüssige Eisenschmelze. Trotz der geringeren Wärmeverluste nach unten drang sie jedoch radial nur etwa 0,7 m vor und bildete an der Schmelzefront eine Art Wall, der das weitere Vordringen der Schmelze verhinderte. Die Belastung der Kastenwand durch den aufgestauten Schmelzensee war so groß, daß sie erodierte und ein Teil des Aluminiumoxyds seitlich aus der Ausbreitungswanne ausfloß. Die Dicke der Oxydschicht betrug etwa 5 - 10 cm.

Experiment KATS-2

In dem zweiten Experiment dieser Serie sollte die trockene eindimensionale Ausbreitung einer metallischen und einer oxydischen Schmelze getrennt untersucht werden. Dazu wurden an der THERMOS-Anlage zwei parallele Kanäle von je 0,24 Breite und 2,8 Länge längs der Diagonalen der bereits in KATS-1 verwendeten Ausbreitungswanne aufgebaut (Abb. 5).

Der Boden der Kanäle besteht wie in KATS-1 aus lose in Sand verlegten Kacheln. Die Seitenwände der beiden Kanäle bestehen aus Cordierit. Wie in KATS-1 wurde die Schmelze in einem rechteckigen Sammelbehälter aus Stahl aufgefangen, der innen mit Cordieritplatten verkleidet war. In diesem Experiment wurde der Sammelbehälter diagonal durch eine Cordieritplatte von 0,165 m Höhe in zwei Kammern unterteilt. Die Eisenschmelze (80 kg) wird in einer der beiden Kammern gesammelt, der Spiegel liegt etwa 20 mm unterhalb der Oberkante der Trennplatte zwischen den beiden Kammern. Die Trennplatte wird von der nachfolgenden oxydischen Schmelze überlaufen. Diese kann durch eine Öffnung (65 mm breit, 60 mm hoch) direkt in den Ausbreitungskanal abfließen. Die Eisenschmelze sollte dagegen solange im Sammelbehälter gehalten werden, bis der Zufluß der oxydischen Schmelze aus dem THERMOS-Reaktionstiegel beendet ist. Die Austrittsöffnung für die Eisenschmelze sollte sodann wie bei KATS-1 durch einen pneumatisch betätigten Stößel freigegeben werden. Im "Eisenkanal" befand sich ein Thermo- element von Typ W-Re etwa 0,30 m von der Austrittsöffnung entfernt.

Der Abstich der 150 kg Thermitmelze fand 30 s nach der Zündung statt. Durch die gegenüber KATS-1 frühere Abstichzeit sollte eine höhere Schmelztemperatur und damit eine niedrigere Viskosität der oxydischen Schmelze erreicht werden. Die oxydische Schmelze trat 45 s nach Zündung in den "Oxydkanal" ein und breitete sich mit etwa 0,25 m/s bis zur Kanalmitte aus. Zu diesem Zeitpunkt (\approx 51 s nach Zündung) durchbrach die Eisenschmelze, früher als geplant und bevor die gesamte Oxydschmelze im Sammelbehälter war, den Verschuß der Öffnung im Sammelbehälter und breitete sich mit etwa 1 m/s im "Eisenkanal" aus. Für eine genauere Analyse sollen die etwas zu stark abgeblendeten Videosignale elektronisch nachverstärkt werden. Mit dem W-Re-Thermo- element wurde 66 s nach Zündung im "Eisenkanal" eine Schmelztemperatur von etwa 2120 K gemessen. Im

Thermit-Reaktionsbehälter wurden 40 s nach Zündung etwa 2350 K gemessen.

Schlußfolgerungen

Die Ziele der ersten KATS-Experimente waren die Erprobung der Versuchstechnik und Instrumentierung sowie die Untersuchung der Ausbreitung auf trockenen Flächen. Bezüglich der Auslegung und der Instrumentierung zeigten sich einige Mängel, die behoben werden müssen:

- Ein Teil der W/Re-Thermoelemente zur Messung der Schmelzentemperatur versagte, hauptsächlich wegen Kabelbränden,
- die Belichtung der Videoaufnahmen war nicht optimal,
- der Verschuß im Schmelzen-Sammelbehälter versagte.

Bezüglich der Schmelzenausbreitung zeigt sich, daß sich Eisenschmelzen problemlos weitflächig ausbreiten. Das Ausbreitungsverhalten der Al_2O_3 -Oxydschmelze hängt, wegen der stark temperaturabhängigen Viskosität, sehr empfindlich von der Temperatur ab. Experiment KATS-2 und einige Zusatzexperimente mit kleineren Thermitmengen deuten darauf hin, daß die KATS-Experimente so durchgeführt werden können, daß die Al_2O_3 -Schmelze eine genügend kleine Viskosität und damit ein Corium-ähnliches Fließverhalten aufweist.

Literatur

- [1] H. Alsmeyer et al., "Improved Containment Concepts for Future Large LWR's", IAE Int. Conf. on Technology Responses to Global Environmental Challenges, Kyoto, Japan, November 1991.
- [2] G. Fieg, M. Möschke, H. Werle, "Retaining of a core-melt in a porous structure", in "Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1992", KfK 5200, Sept. 1993.
- [3] A. Bejan, "Convective Heat Transfer in Porous Media", in: Handbook of Single-Phase Convective Heat Transfer, S. Kakac et al., ed., John Wiley and Sons, New York 1987.
- [4] Y.S. Touloukian, "Recommended Values of the Thermophysical Properties of Eight Alloys, Major Constitutents and Their Oxides", Purdue University 1966.
- [5] SCDAP/RELAP 5/MOD 2 Code, Manual, Vol. 4: MATPRO-A Library of Materials Properties for LWR Accident Analysis. J.K. Hohorst, ed, NUREG/CR-5273, EGG-2555, Vol. 4, R3, January 1990.
- [6] P. Skoutajan et al., "Durchführung von Viskositätsmessungen an oxydischen Corium-Beton-Schmelzen", BMFT-RS217A, Battelle-Institut, Frankfurt/Main, 1979.
- [7] R.A. Blomquist, J. Fink, L. Leibowitz; "Viscosity of Molten Alumina", Ceramic Bull., 5, p. 522, 1978.

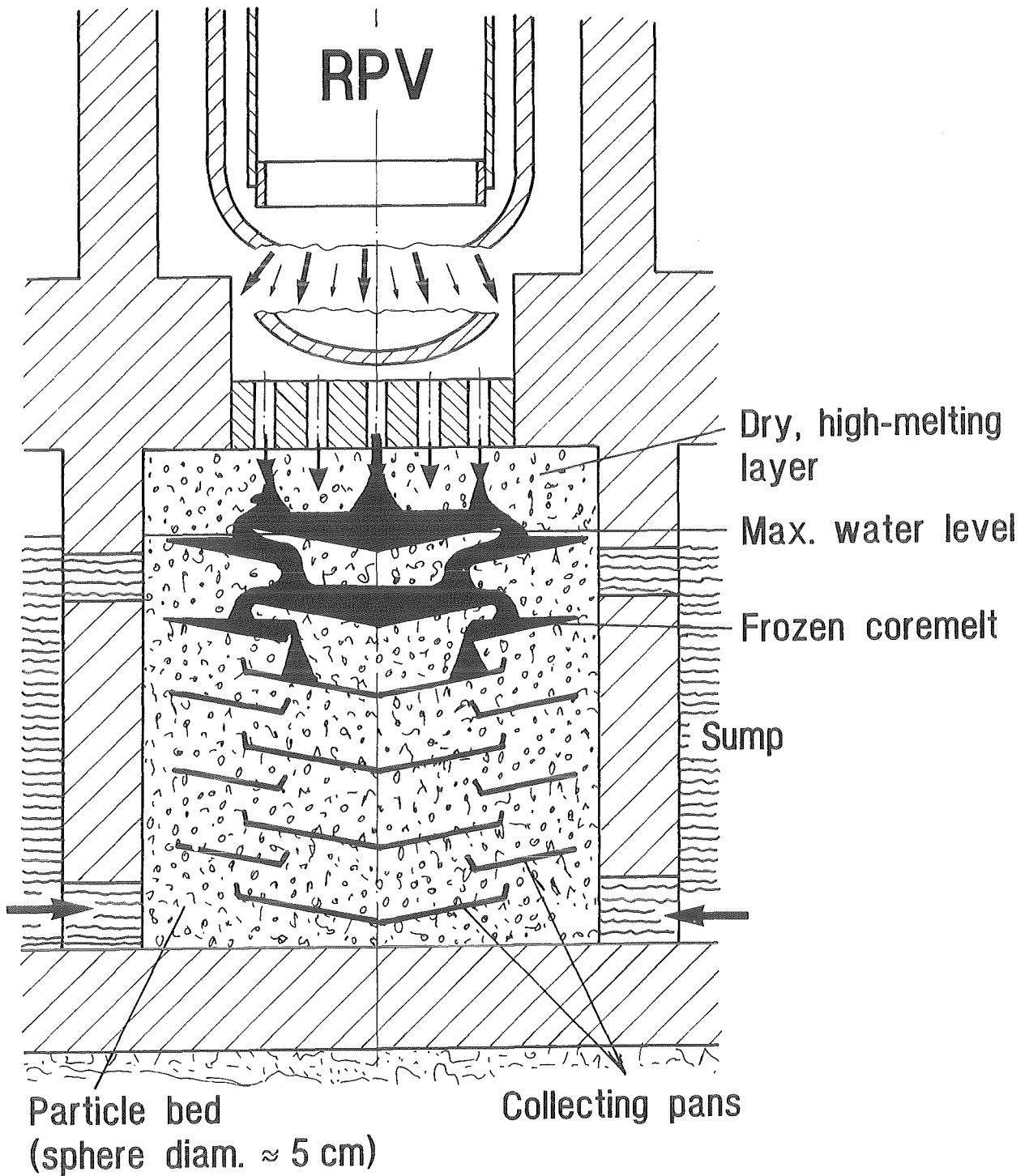


Fig. 1 Corecatcher " Staggered Pans in Particle Bed "

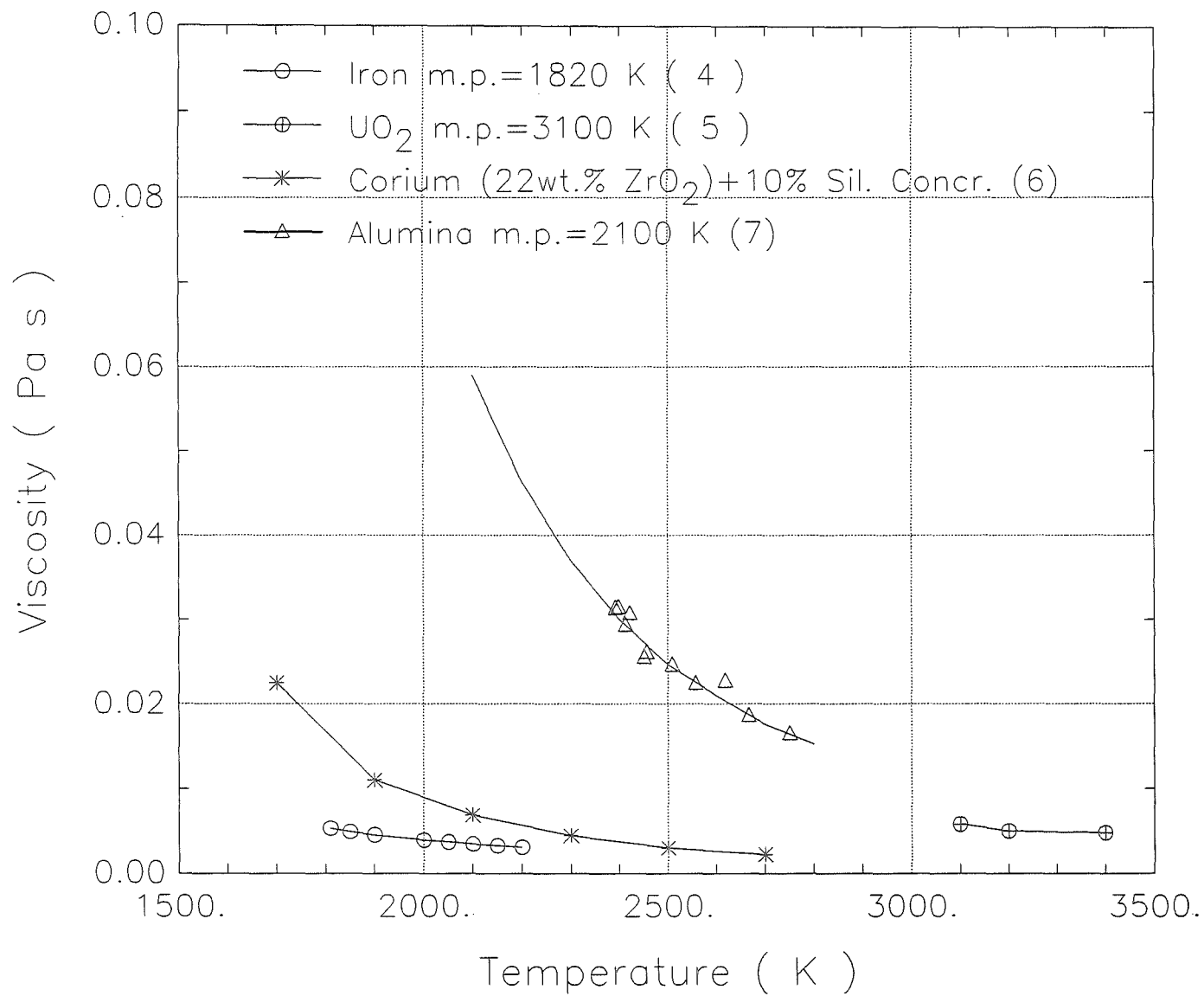


Fig.2 Temperature Dependent Dynamic Viscosities for Iron, Alumina and Corium Melts

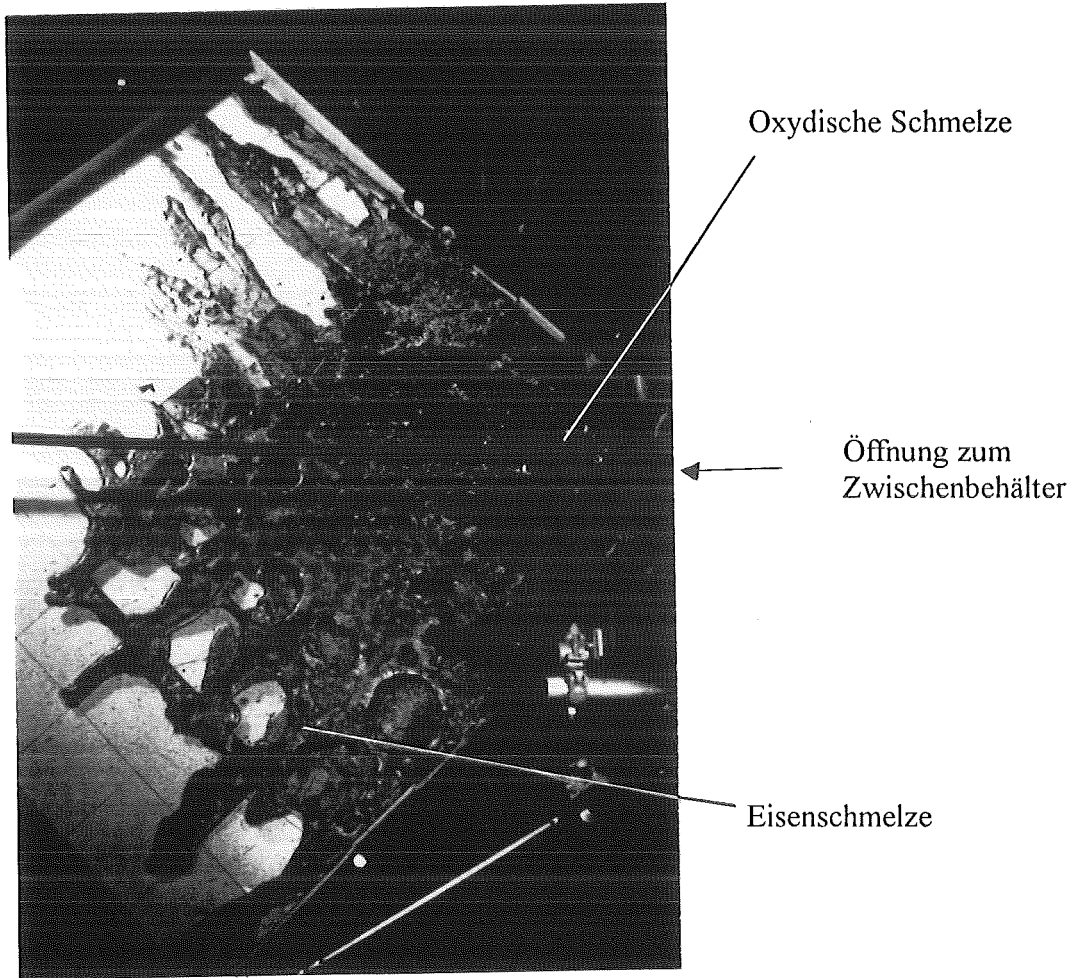


Abb. 3 Aufsicht auf die Auffangwanne von KATS-1 mit Verteilung der Thermitmelze.

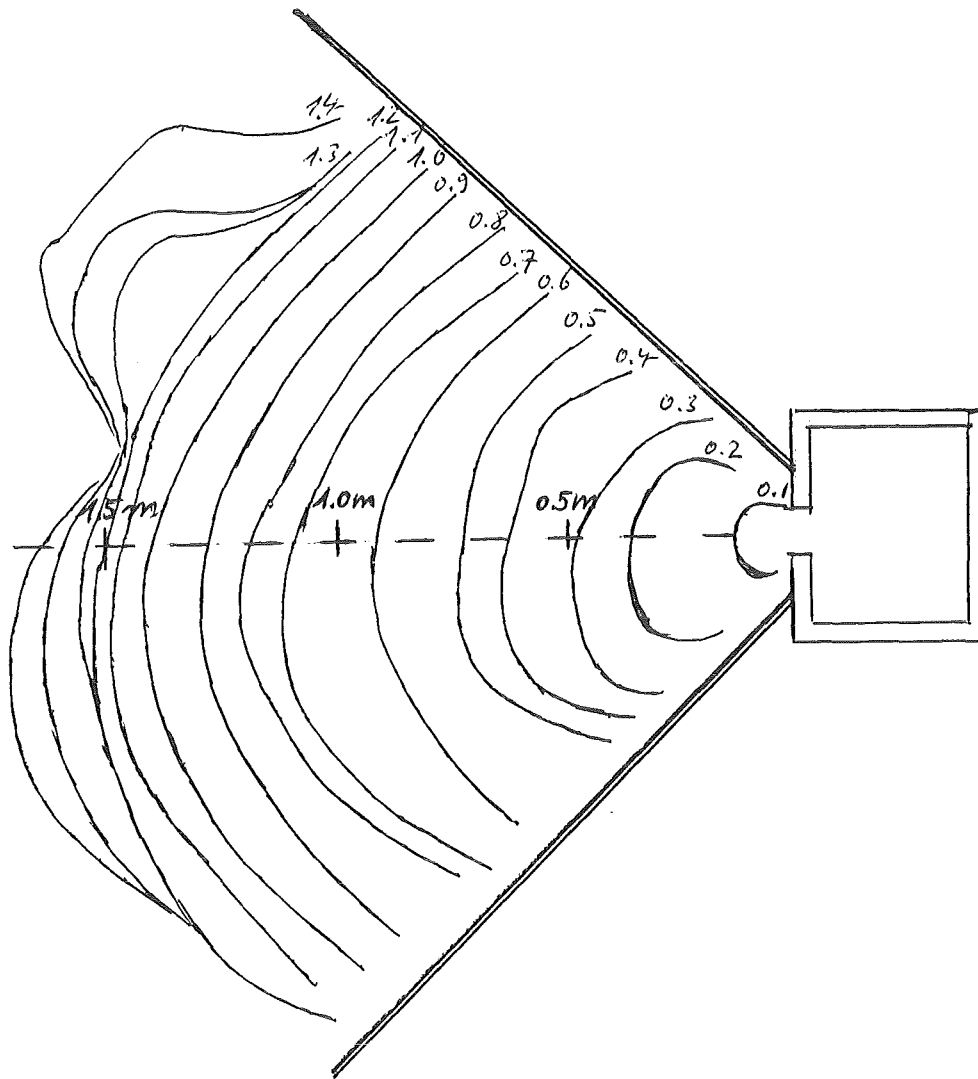


Fig. 4 Zeitliche Ausbreitung der Eisenschmelze beim Experiment KATS-1.
Parameter an den Kurvenscharen ist die Zeit (s) nach Austritt der
Schmelze aus der Kastenöffnung.

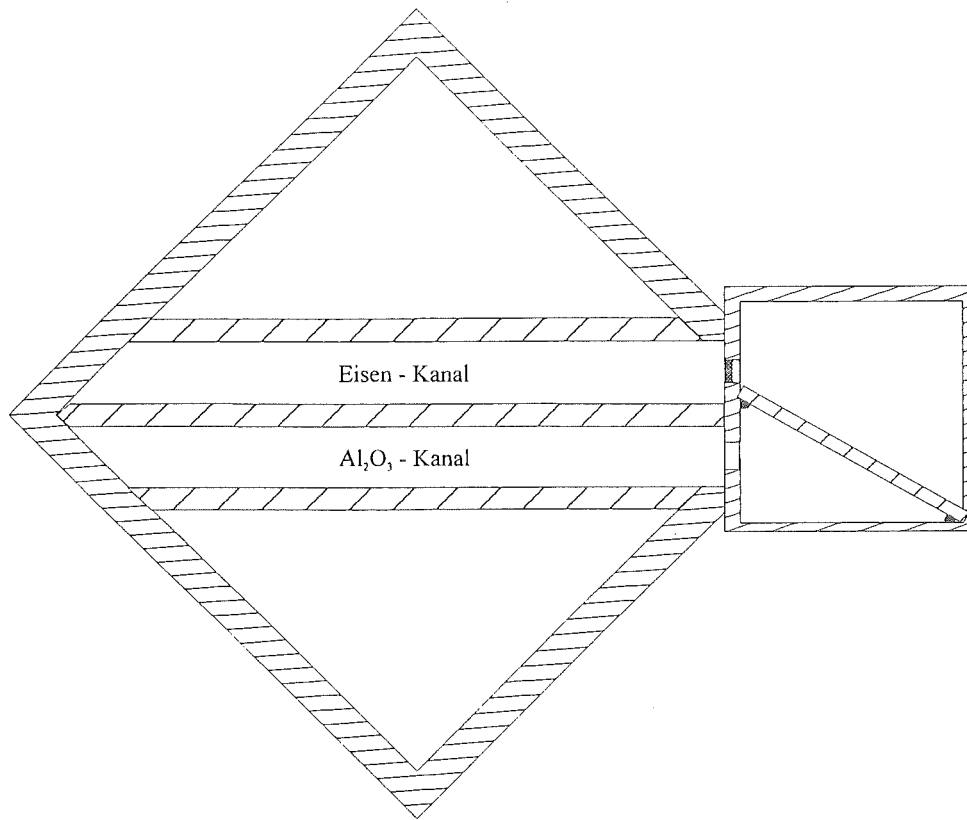


Fig.5 Schematischer Aufbau des Experiments KATS-2

II. **Das COMET-Konzept**
The COMET Concept
(H. Alsmeyer, W. Tromm, IATF)

Abstract:

The COMET core catcher has been conceived to use the sump water resulting from an accident for cooling the core melt that has penetrated the RPV. In order to attain rapid cooling in spite of the low heat conductivity of a predominantly oxide core melt, the melt is first to be spread quickly, and subsequently to solidify due to water access from below and, connected with it, strong evaporation processes. The present report describes various experiments planned to test this concept.

Einleitung

Im Rahmen der Zusammenarbeit mit Siemens und den deutschen Energieversorgungsunternehmen über LWR-Sicherheitsuntersuchungen werden auch Überlegungen angestellt, wie man bei einem Kernschmelzenunfall die den Reaktordruckbehälter verlassende Kernschmelze auffangen und in eine kühlbare Konfiguration überführen kann. Es wurde dazu die COMET Kernfängerkonstruktion, s. Abb. 1, konzipiert, die das bei einem Kernschmelzenunfall vorhandene Sumpfwasser nutzt, um die Kernschmelze zu kühlen. Um trotz der schlechten Wärmeleitfähigkeit der überwiegend oxidischen Kernschmelze eine rasche Kühlung zu erreichen, soll die Kernschmelze zunächst schnell ausgebreitet werden, um später durch einsetzenden Wasserzutritt von unten und die damit verbundenen starken Verdampfungsprozesse porös zu erstarren bzw. zu fragmentieren und langfristig gekühlt zu werden. Der Zutritt von Wasser geschieht passiv unter dem durch den Höhenstand des Wassers gegebenen geodätischen Druck, nachdem eine betonähnliche Opferschicht aufgeschmolzen und damit die anfangs hohe Temperatur der Schmelze abgebaut wurde.

COMET-T Experimente

Um das Prinzip der porösen Erstarrung bzw. Fragmentation und Kühlung der Schmelze durch Wasserzutritt von unten zu untersuchen, wurden im Berichtszeitraum 12 Versuche mit Thermitschmelzen ohne Nachbeheizung durchgeführt. Zu untersuchen ist vor allem, welchen Einfluß der Wasserzutritt (Druck, Öffnungsquerschnitt), die Opferschichthöhe und die Masse und Zusammensetzung der Schmelze auf deren Kühlbarkeit haben. Dabei interessieren auch eventuelle energetische, dampfexplosionsähnliche Wechselwirkungen, die beim direkten Kontakt von Wasser und Schmelze auftreten können. Anschließend werden Nachuntersuchungen durchgeführt, um den Druckverlust der erstarrten Schmelze und die Porosität zu bestimmen. Photographien der Tiegelschnitte dienen der optischen Dokumentation der oxidischen und metallischen Schicht.

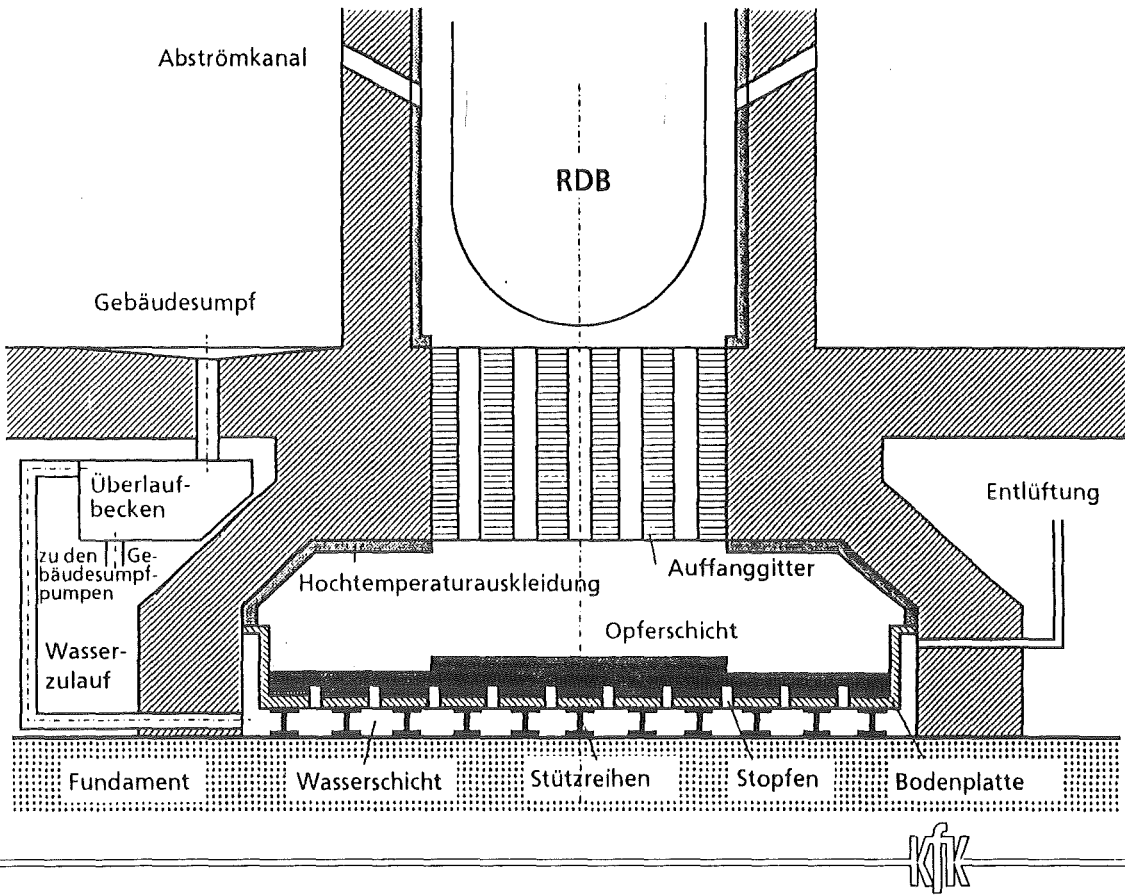


Abb. 1: Konzept der COMET- Kernkühlungseinrichtung

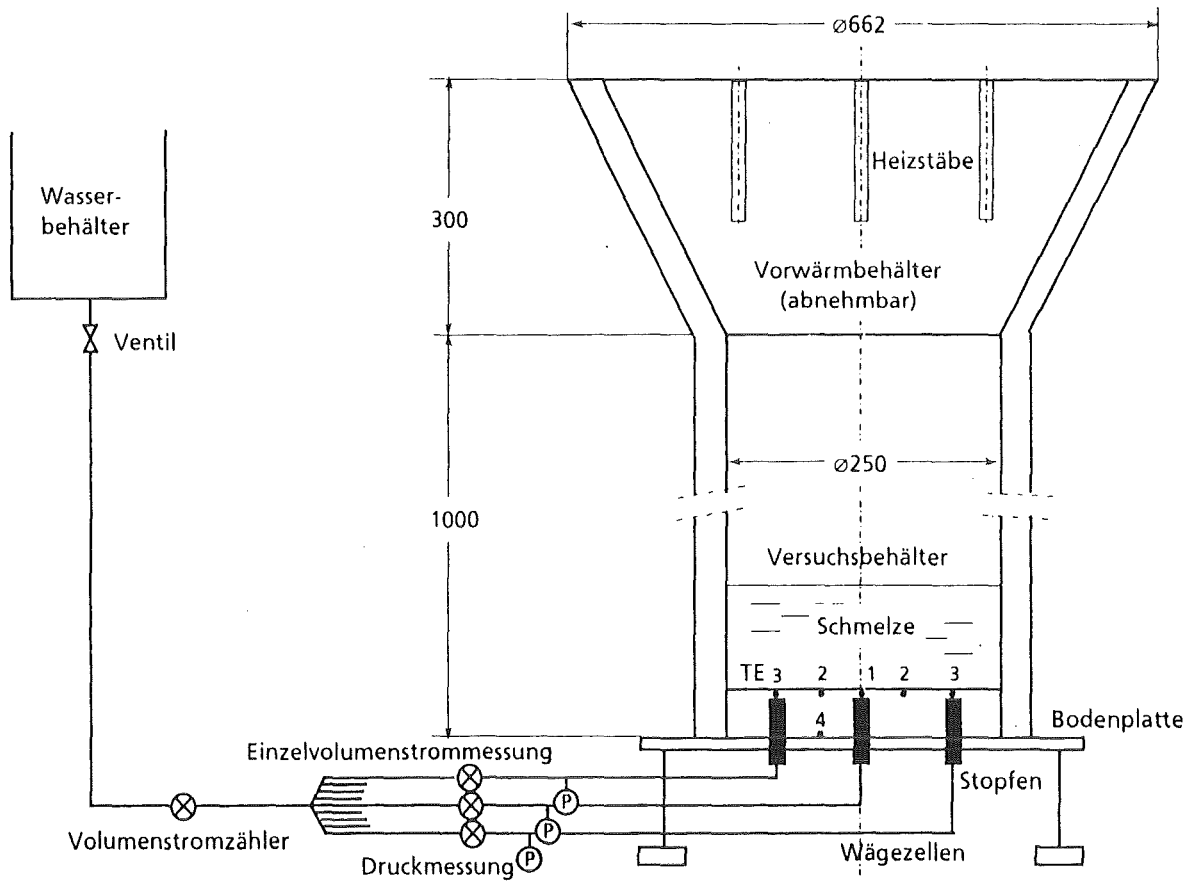


Abb. 2: Transiente Experimente in kleinem Maßstab mit Thermitschmelzen von ca. 50-100 kg

Experimenteller Aufbau

Der Versuchsaufbau entspricht einem Ausschnitt der Kernfängerkonstruktion, s. Abb. 2. Er besteht aus einem zylindrischen Behälter mit einer seitlichen Isolationsschicht aus MgO und einer gelochten Bodenplatte, die mit einer ca. 50 mm hohen Betonschicht abgedeckt ist. Der Innendurchmesser des Versuchsbehälters beträgt 250 mm. Von 9 Löchern in der Bodenplatte ragen Stopfen aus Kunststoff soweit in die Betonschicht, daß sie noch mit 5 bzw. 10 mm Beton als Opferschicht überdeckt sind. Nach Erosion der in diesen Experimenten ohne Nachwärmesimulation nur sehr dünnen Opferschicht schmelzen die Stopfen auf und erlauben den Zutritt von Wasser in die Schmelze. Zur Erzielung einer hohen Einschlußfähigkeit für Spaltprodukte ist der Beton aus einem ähnlichen Glas hergestellt wie es für die Endlagerung entwickelt wurde. Die Versorgung der Stopfen mit Flutwasser eines vorgewählten Druckes erfolgt passiv über Einzelzuführungen aus einem Vorratsbehälter. Gemessen werden die Wasserströme und Wasserdrücke, sowie Temperaturen in den Stopfen und in der Betonschicht. Wägezellen tragen den Versuchsbehälter und lassen zusammen mit den Druckmessungen quantitative Aussagen über eventuelle heftige Wasser-Schmelze-Reaktionen zu. Eine Videokamera beobachtet von oben, eine weitere von der Seite den Versuchsablauf.

Bei den Experimenten wird zur Erzeugung einer ca. 2200 K heißen Metall- und Oxidschmelze eine Mischung aus 50 - 100 kg Thermitpulver mit 35 %igem CaO-Anteil gezündet. Aus der Thermitreaktion entstehen etwa 37 Gew. % Eisenschmelze, die von 63 Gew. % Oxidschmelze ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{CaO}$) überschichtet sind. Der hinzugefügte CaO-Anteil dient dabei der Absenkung der Viskosität und der Erstarrungstemperatur der Stahlschmelze. In zwei Experimenten werden zusätzlich 5 kg Zirkon im Versuchsbehälter zugegeben. Die aus der exothermen chemischen Reaktion des Zirkons mit Wasser, Siliziumoxid und Kohlendioxid resultierende zusätzliche Energie führt zu einer stärkeren Erosion der Betonschicht. Der Flutwasservordruck wird von 0 bis 0,4 bar und der Stopfendurchmesser von 10 bis 12 mm variiert.

Versuchsablauf

Am Beispiel des Experiments COMET-T 1.1+ wird ein typischer Versuchsablauf wiedergegeben. In diesem Experiment wurden 54 kg Thermit und CaO im

Versuchsbehälter gezündet, die Opferschichthöhe über den Stopfen betrug 10 mm und der Flutwasservordruck 0,2 bar. Etwa 30 s nach Zündung ist die zunächst heftig verlaufende Thermitreaktion beendet und die ruhiger verlaufende Erosion des Betons durch die heiße Schmelze setzt ein. Dabei sind eine helle Wasserstoffflamme und eine geringe Rauchentwicklung zu sehen, die aus der Betonzerstörung herrühren. 70 Sekunden nach Zündung ist die Betonschicht soweit erodiert, daß der Wasserzutritt einsetzt. Dies ist deutlich an dem schnellen Temperaturanstieg und dem anschließenden Abfall der Thermoelementtemperaturen in den Stopfen zu sehen, wie die Kurve in Abb. 3 zeigt. Auch die Wasserzähler zeigen den Wasserzutritt mit einem zunächst kleinen Volumenstrom von ca. 10 ml/s (Abb. 4) an. Heftige Wechselwirkungen zwischen der Schmelze und dem zutretenden Wasser treten in diesem Experiment nicht auf. Entsprechend zeigt auch der Druckverlauf an einem Einzelstopfen nur kleinere Druckschwankungen bei Beginn des Wasserzutritts. Nach 130 s setzt dann ein deutlich größerer Volumenstrom von bis zu 140 ml/s ein (Abb. 4).

In dieser transienten Phase der Abkühlung der Schmelze wird die Schmelze im unteren Bereich direkt durch das eintretende und verdampfende Wasser gekühlt. Der obere Bereich der Schmelze wird zunächst durch den nach oben austretenden Dampf und mitgerissene Wassertröpfchen gekühlt. Mit fortschreitender Abkühlung der Schmelze steigt der Wasserstand in der porös erstarrenden Schmelze. Bereits nach ca. 3 Min. ist die Schmelze vollständig erstarrt, weitere 20 s später sind Wassertropfen im Dampfstrom oberhalb der Schmelze sichtbar und 4 Min. nach Zündung ist die Schmelze vollständig durch aufgestiegenes Wasser überdeckt. Dies ist der langfristig angestrebte Zustand. Die Energie aus der Schmelze wird an das verdampfende Wasser übertragen, das Wasser wird passiv von unten nachgespeist. Die gemessene Temperatur in der Betonschicht in der Höhe der Stopfenöffnung (Abb. 3) zeigt ca. 1300 K nach 2 Min., bereits 40 s später ist die Temperatur aber wieder auf Umgebungstemperatur abgefallen. Wegen der Trägheit der hier eingesetzten W-Re Thermoelemente kann die Maximaltemperatur nicht erfaßt werden, Temperaturanstieg und -abfall erfolgen zeitlich verzögert. Die Temperatur an der Bodenplatte erhöht sich wegen der darüber liegenden, isolierenden Betonschicht praktisch nicht.

Bei ähnlichen Experimenten, aber mit einer Betonüberdeckung der Stopfen von lediglich 5 mm, wurden während des Experiments heftigere Druckstöße

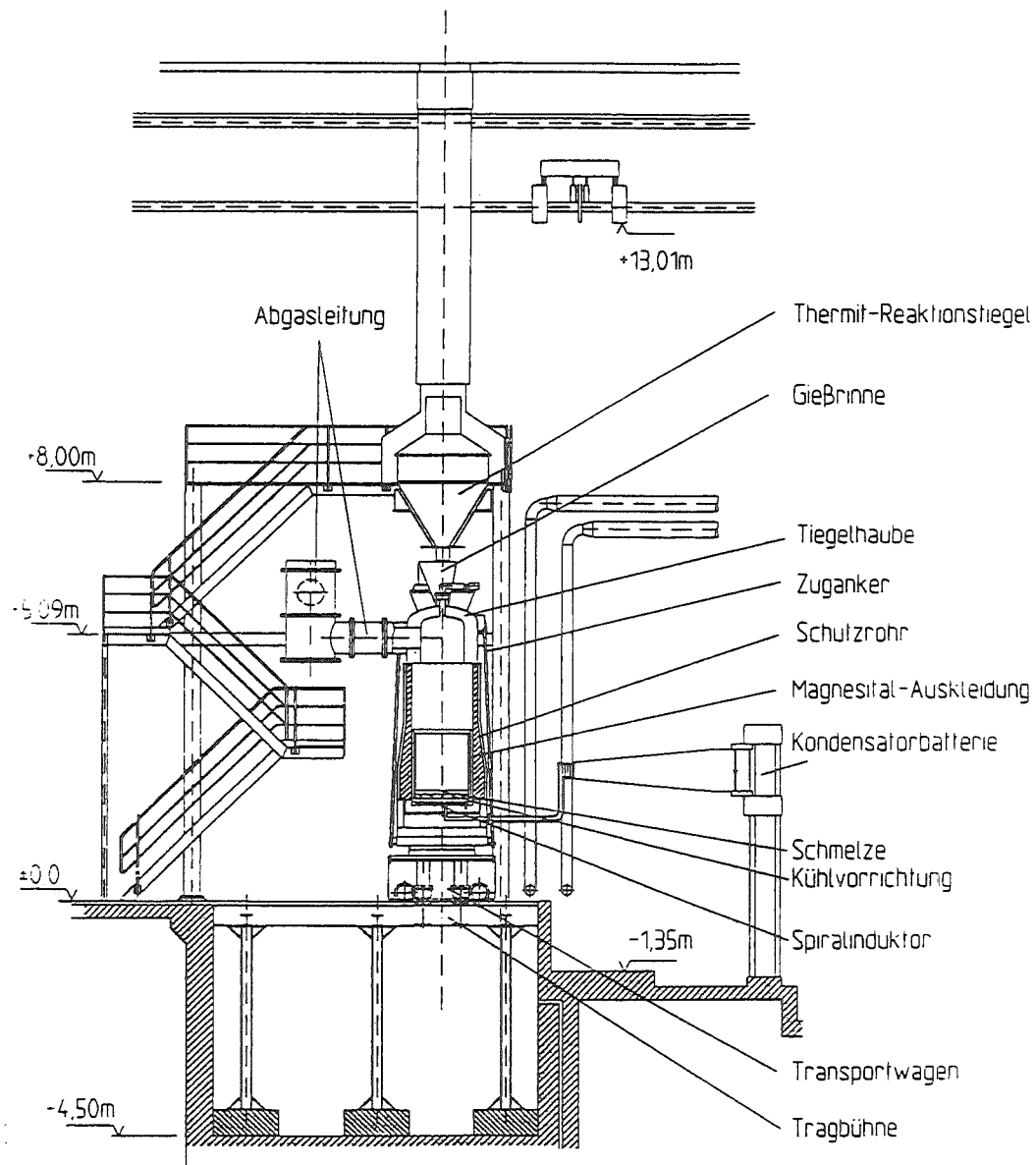


Abb. 5: Aufbau COMET-H Experimente

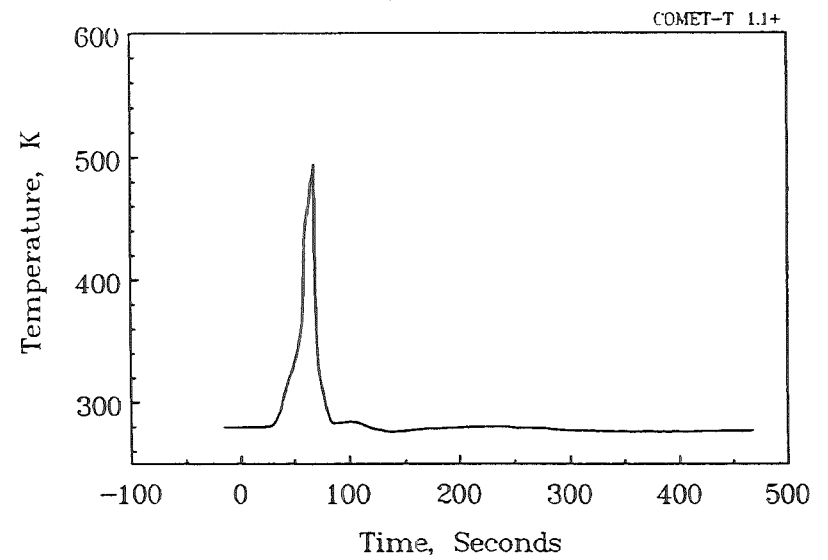


Abb. 3: Stopfentemperatur PT 6

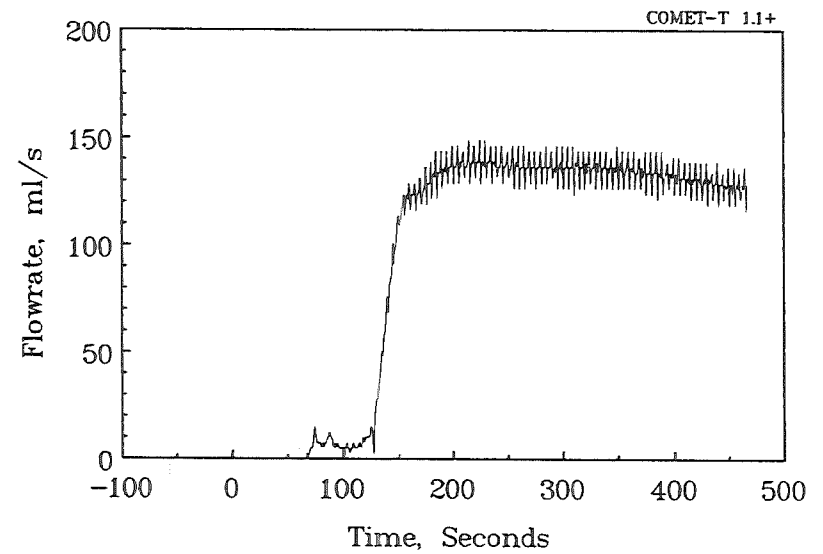


Abb. 4: Gesamtdurchflußrate

Experimentelle Ergebnisse: COMET-T 1.1+

beobachtet. Die Schmelze erodiert die 5 mm Betonschicht in sehr kurzer Zeit, so daß schon einige Sekunden nach Ende der Thermitreaktion der Wasserzutritt erfolgt. Die Schmelze hat somit praktisch noch ihre anfängliche, hohe Temperatur, wodurch eine sehr schnelle Verdampfung des Wassers einsetzen kann. Hierbei zeigt sich, daß die Höhe des Wasserzulaufdrucks unter diesen extremen Versuchsbedingungen einen wichtigen Einfluß hat. Mit höheren Wasserdrücken gelangt mehr Wasser in die extrem heiße Schmelze, und spontane Verdampfung kann das Hochschleudern von kleineren Teilen der Schmelze bewirken. In diesem Fall können auch kleinere Dampfexplosionen nicht ausgeschlossen werden, die aber durch die Menge des momentan verfügbaren Wassers begrenzt sind. Solche Ereignisse lassen sich reduzieren, wenn durch eine dickere Opferschicht oberhalb der Stopfen die Schmelze vor Wasserzutritt ausreichend abgekühlt wird, wie alle Versuche mit 10 mm Opferschicht belegen.

Nachuntersuchungen

Die nach dem Versuch durchgeführten Druckverlustmessungen an der erstarrten Schmelze zeigen, daß der Druckverlust, der die Menge des zuströmenden Wassers bestimmt, zum größten Teil durch die nicht vollständig aufschmelzenden Stopfen bedingt ist und nur zum kleineren Teil in der Schmelze entsteht. Da die Schmelze nicht nachbeheizt wird und bei Wasserzutritt somit sehr schnell an Energie verliert, wird in einigen Fällen nicht der gesamte Querschnitt der Stopfen aufgeschmolzen und freigegeben. Dies gilt insbesondere für eine Opferschichthöhe von 10 mm. Die Schmelze hingegen erstarrt sehr stark porös und hat deshalb einen geringen Strömungswiderstand. Dies wird bestätigt durch Tiegelschnitte, die zeigen, daß sich in der Oxidschmelze sehr große Hohlräume und kleinere Poren ausgebildet haben, die untereinander vernetzt sind. Auch in der erstarrten Metallschicht sind über den Stopfen freie miteinander verbundene Strömungskanäle in etwa der gleichen Größe wie die Stopfendurchmesser zu sehen und in den Zwischenräumen feinere Poren. Der Leeranteil in der erstarrten Metallschmelze beträgt typisch 30%, in der Oxidschmelze 60%.

Bei zwei Experimenten mit einer Opferschichthöhe von 5 mm wurde beobachtet, daß Metallschmelze in Stopfen eingelaufen war und dort erstarrte. Die erstarrten Massen lagen allerdings nur im Grammbereich und behinderten den Wasserzutritt nicht.

Ausblick

Die bisher durchgeführten Experimente zeigen, daß die Kühlung von Schmelzen durch den Wasserzutritt von unten möglich ist und somit eine schnelle Erstarrung und Flutung der Schmelzen erreicht wird. Die Wasserdurchtrittsrates reicht aus, um auch langfristig die bei einer Kernschmelze entstehende Nachzerfallswärme abzuführen.

Die Untersuchungen werden fortgesetzt unter Variation der Stopfendurchmesser von 7-12 mm, der Schmelzenmasse und damit Schmelzbadhöhe und der Schmelzenzusammensetzung. Unter anderem sollen hier der Einfluß metallischen Zirkoniums und reiner Oxidschmelzen untersucht werden. Ziel dieser weiteren Untersuchungen ist die Quantifizierung der wesentlichen Einflußgrößen im Hinblick auf die Optimierung des Kühlungskonzeptes.

COMET -H Experimente

Um die Funktionsfähigkeit der Kernfängerkonstruktion unter weiteren realitätsnäheren Bedingungen zu überprüfen und eine Optimierung des Konzeptes zu erreichen, sollen Experimente mit Simulation der Nachwärme in der Schmelze in der im Umbau befindlichen BETA-Anlage durchgeführt werden. Die umgebaute BETA-Anlage ermöglicht, unter Nutzung der umfassenden Erfahrungen aus den mehrjährigen BETA-Experimenten, die Untersuchung von Kernschmelzkühl-einrichtungen mit simulierten, prototypischen, flachen Schmelzschichten, in denen die Nachzerfallswärme durch induktive Beheizung ausreichend lange eingebracht werden kann. Abb. 5 zeigt die wesentlichen verfahrenstechnischen Komponenten, wie sie für die COMET-Experimente benötigt werden.

Kernstück für die Nachwärmesimulation in der umgebauten BETA-Anlage ist ein Spiralinduktor, gebildet aus einer horizontalen Spule von 1 m \varnothing , die die bisherige vertikal angeordnete Zylinderspule ersetzt. Dies ist erforderlich, da flach ausgebreitete Metallschmelzschichten nur durch ebene Spulen hinreichend homogen beheizt werden können. Die Spule ist auf sternförmig angeordneten Jochblechpaketen aufgesetzt, die der besseren Magnetfeldführung dienen. Dadurch können bis zu 400 kW Heizleistung in die Schmelze übertragen werden. Benötigt werden dazu 24 Kondensatoren, die über eine Sammelschiene an die Spule angeschlossen sind. Spule und Jochblechpakete sind in einer Unterbaukonstruktion eingebettet, die den gesamten Versuchsaufbau trägt und nach unten auf einen Tiegelwagen abgestützt ist. Nachdem die Spule von der Sammelschiene getrennt wurde, kann damit der gesamte Versuchsaufbau aus

dem Versuchsbereich gefahren werden, um die Versuchsvorbereitungen und die anschließend an den Versuch notwendigen Nachuntersuchungen wie z.B. Tiegelschnitte durchführen zu können.

Die über dem Spiralinduktor angeordnete Kühlvorrichtung ist die spezifisch auf das COMET-Kernfänger-Konzept ausgerichtete Versuchseinrichtung. Sie stellt mit einem Durchmesser von 1 m einen Ausschnitt der Kernfängerkonstruktion dar, bei dem in wesentlichen Teilen eine 1:1 Geometrie realisiert wird, so daß eine weitgehende Übertragbarkeit der experimentellen Ergebnisse erwartet werden kann.

Der Kernfänger im COMET-H-Experiment hat folgenden Aufbau: Eine Bodenplatte von 1 m \varnothing und 15 mm Stärke, versehen mit ca. 110 Löchern von 10 mm \varnothing , trägt eine Betonschicht von bis zu 15 cm Höhe. In diese Betonschicht sind ca. 5 cm hohe, innen hohle Kunststoffstopfen integriert, die nach unten mit einem Wasserreservoir, das über einen Vorratsbehälter mit einem bestimmten Vordruck beaufschlagt wird, in Verbindung stehen. Die auf der Betonschicht befindliche, nachbeheizte Schmelze erodiert den Beton bis zum Aufschmelzen der Stopfen, wodurch das Eindringen von Wasser in die Schmelze und eine direkte Kühlung durch Verdampfen erfolgt. Der direkte Kontakt von Wasser mit der heißen Schmelze stellt eine kritische Phase des Experimentes dar, da hierbei aus heutiger Kenntnis Dampfexplosionen oder zumindest heftige Schmelze-Wasser-Wechselwirkungen nicht prinzipiell ausgeschlossen werden können. Diese Prozesse können jedoch durch die Menge des verfügbaren Wassers begrenzt werden. Daher wird die Wasserzufuhr zu den Stopfen einzeln oder gruppenweise erfolgen, um damit die jeweiligen Wasseranteile zu begrenzen und getrennt zu erfassen. Es ist u.a. ein wichtiges Ziel der Experimente, den Erfolg von Maßnahmen gegen das Auftreten von heftigen Schmelze-Wasser-Wechselwirkungen und deren etwaige Notwendigkeit zu untersuchen.

Radial werden die Betonschicht und die Schmelze durch ein 10 cm starkes Magnesiumoxidrohr von 1 m Innendurchmesser und ca. 1 m Höhe begrenzt. Ein Kunstharzrohr von ca. 1,7 m Innendurchmesser, aus Schutzgründen mit einer Betonauskleidung versehen, wird auf die Unterbaukonstruktion aufgesetzt und nach oben an die Tiegelhaube angedrückt. Damit wird der gesamte Versuchsraum gasdicht abgeschlossen. In der Tiegelhaube befinden sich Öffnungen zur Kamerabeobachtung, zur Ausleuchtung des Versuchsraumes und zur Messung von Druck und Temperatur im oberen Tiegelraum. Wie bei der bisherigen BETA-Anlage auch wird die heiße Thermitschmelze von typisch 500 kg in dem

Thermitreaktionsbebehälter erzeugt und über die fahrbare Gießrinne und die Eingußvorrichtung an der Tiegelhaube in den Versuchsraum abgegossen. Die Abgaszusammensetzung, der Dampfgehalt des Abgases und die Aerosolkonzentration können in der Abgasstrecke gemessen werden.

Wie erwähnt, können bei Einsetzen des Schmelze-Wasser-Kontakts heftige Verdampfungsprozesse oder gar Dampfexplosionen nicht vollkommen ausgeschlossen werden. Diese würden zu einer hohen Innendruckbelastung der verschiedenen Komponenten des Versuchsbehälters führen, die als Verbesserung gegenüber der bisherigen Anlage gegen eine statische Belastung von 20 bar ausgelegt werden. Um zusätzlich keine Kräfte nach außen wirken zu lassen, werden die Unterbaukonstruktion und das äußere Kunstharzrohr mit der Tiegelhaube über 4 Zuganker, die jeweils eine Last von ca. 450 kN aufnehmen können, verspannt. Damit auch unsymmetrische, kurzzeitig wirkende Kräfte abgetragen werden können, ist die Tiegelhaube über 4 Dämpfungselemente an die Induktorbühne angeschraubt. Desgleichen stützt sich der Tiegelwagen über 4 Dämpfer auf die Bühne im Erdgeschoß ab.

Mit den Vorversuchen, die als Test für die Komponenten, insbesondere die Induktionsspule dienen, kann voraussichtlich im Frühjahr 1994 begonnen werden; die ersten Versuche sind im Sommer 1994 geplant.

32.11.05 Langfristige Containment-Kühlung

- I. Technische Randbedingungen für ein Unfallfilter
Technical Boundary Conditions for an Accident Filter
(H.-G. Dillmann, H. Pasler, E. Heilig, H. Schmitt, LAF II)

Abstract:

A prototype filter combination of a HEPA and an iodine stage for low pressure drop has been tested.

The results for the pressure drop and the efficiency are given.

Im letzten Berichtszeitraum wurden der Prototypfilter geliefert und erste Untersuchungen durchgeführt. Abbildungen 1 und 2 zeigen den Prüfaufbau an der TAIFUN.

Abb.3 zeigt einen Schnitt durch den Prototyp. Die Filtermodule können durch Aneinanderreihung von gleichen Modulen auf den gewünschten Anströmquerschnitt zusammengebaut werden.

Der Auslaßkanal wird von zwei Schütttschichten mit gemeinsamer Einfüllöffnung gebildet. Von der entgegengesetzten Seite strömt die Zuluft über ein Metallfaservlies in die Sorptionsschicht. Jeder Modul hat, bedingt durch die maximale Vliesbreite von 1,2 m, ca. 2,6 m² Anströmfläche.

Zur Auslegung wurden sowohl an Sorptionsmaterialien als auch an Schwebstofffiltervliesen, Druckverlustkurven aufgenommen. Da für den Schwebstoff- und für den Jodfilterteil bauartbedingt gleiche Anströmgeschwindigkeiten vorgesehen sind, ist eine leichte Auslegung über den maximal zulässigen Differenzdruck unter Beachtung der so erzielbaren Abscheidegrade möglich.

In der Abb. 4 ist der Druckverlust einiger Sorptionsmaterialien angegeben.

Die Abbildungen 5 und 6 zeigen an verschiedenen Faservliesen gemessene Druckverluste und erreichten Abscheidegrade für den Schwebstofffilterteil.

Wegen des modularen, einfachen Aufbaus ergeben sich große Dichtwege. Aus Kostengründen muß auf eine ausgefeilte Dichtungstechnik verzichtet werden; da im Filter aber im Betrieb immer Unterdruck herrscht, können nur unkritische Einwärtsleckagen entstehen. Daher wurden am Prototyp zusätzliche technische Untersuchungen zur Abdichtung der Modulelemente gegeneinander durchgeführt.

Es konnte gezeigt werden, daß mit offenporigen Schaumstoffdichtungen ausreichende Nekaldichtigkeit erzielt werden konnte.

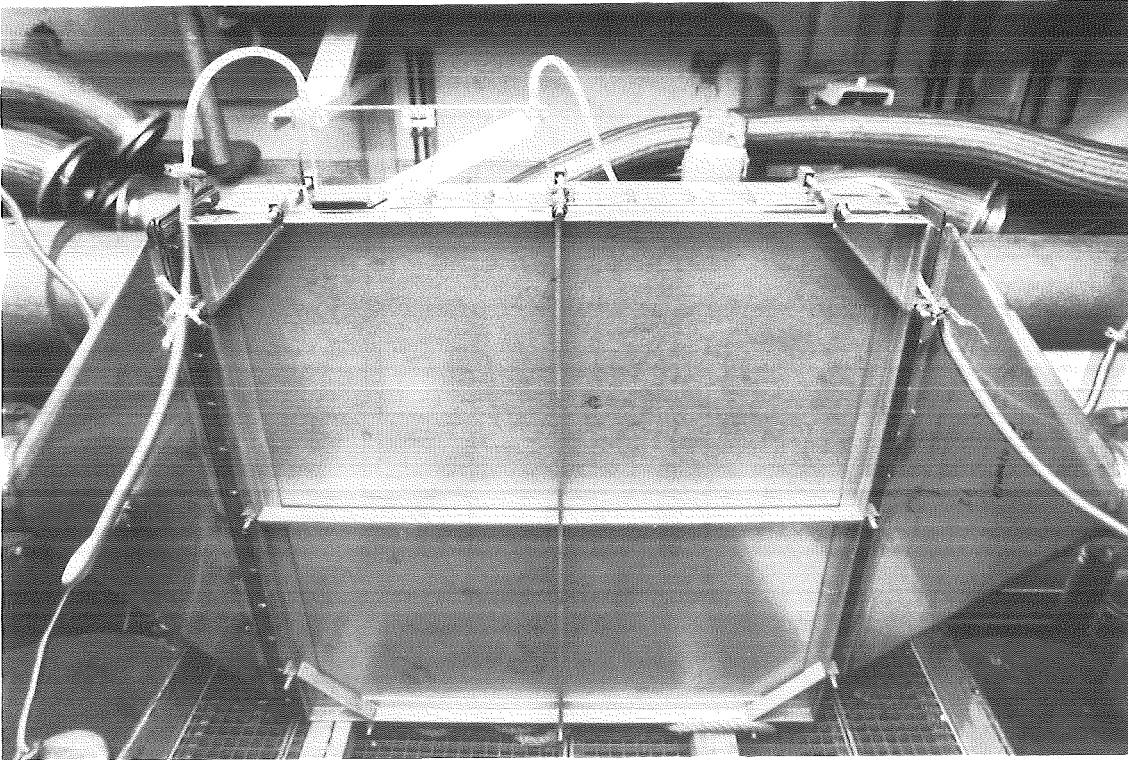


Abb. 1: Prototypfilter

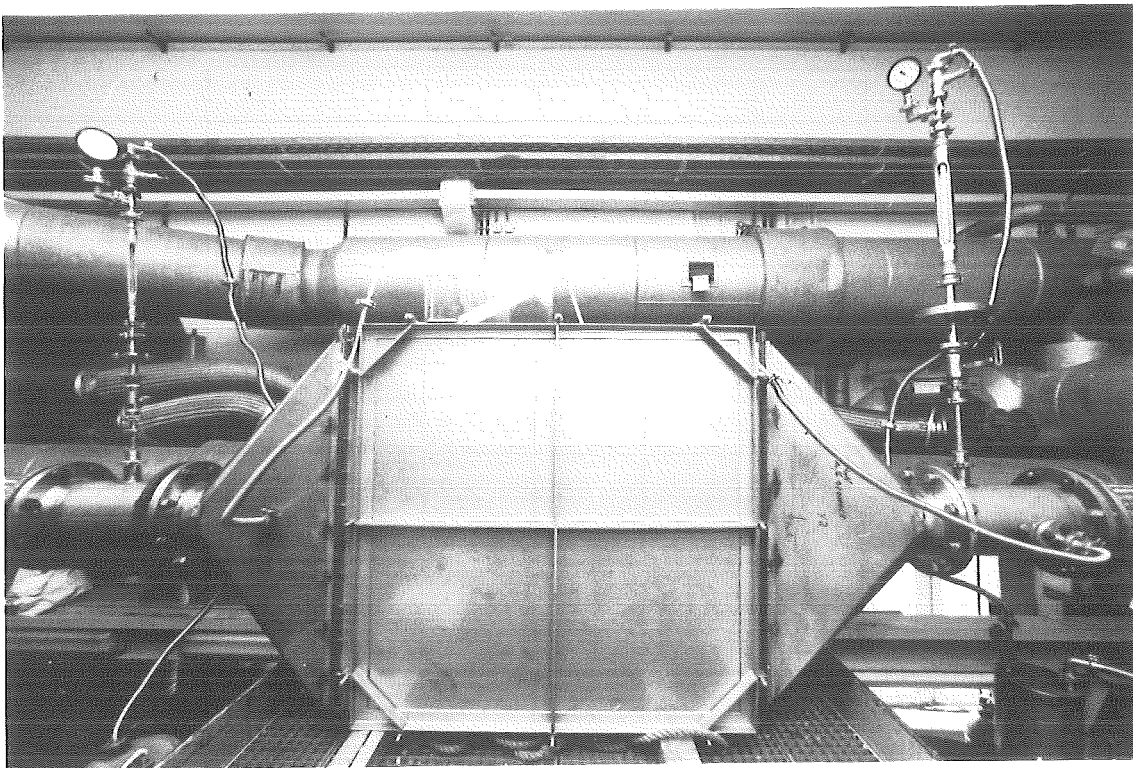


Abb. 2: Prüfaufbau

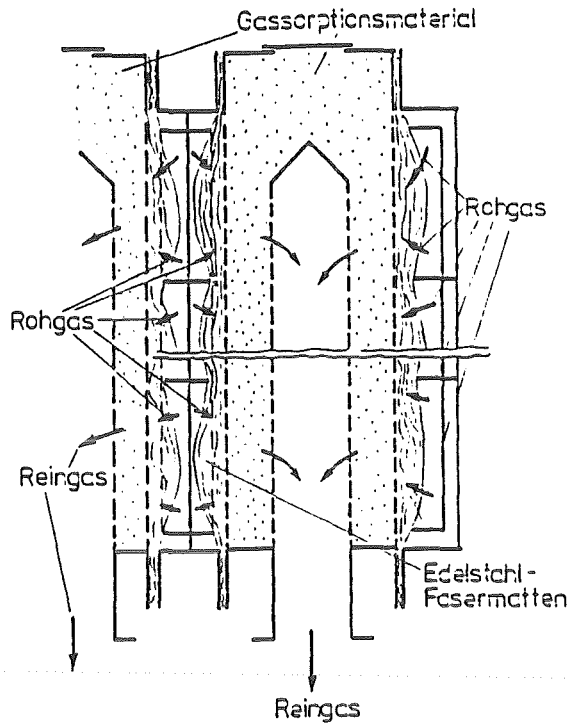


Abb. 3 Filter-Modul für fortgeschrittenes DWR-Containment

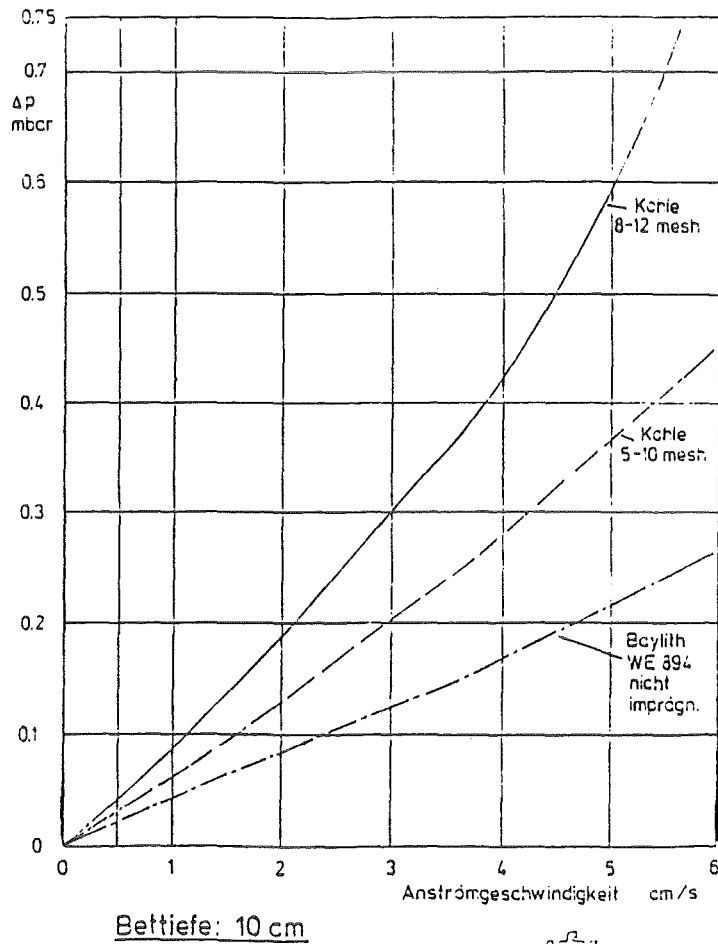
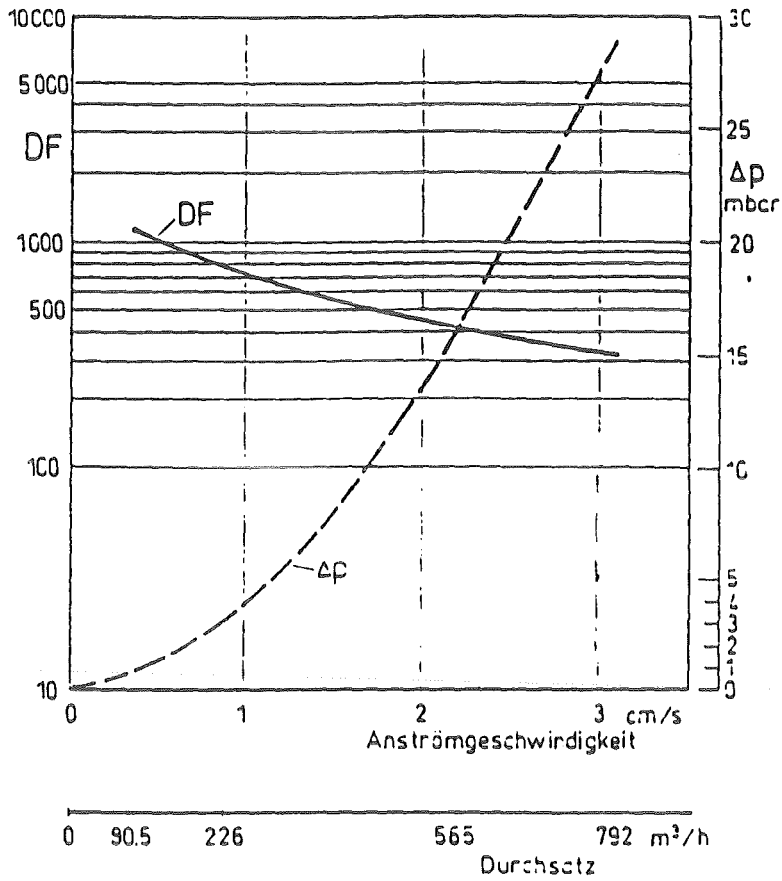
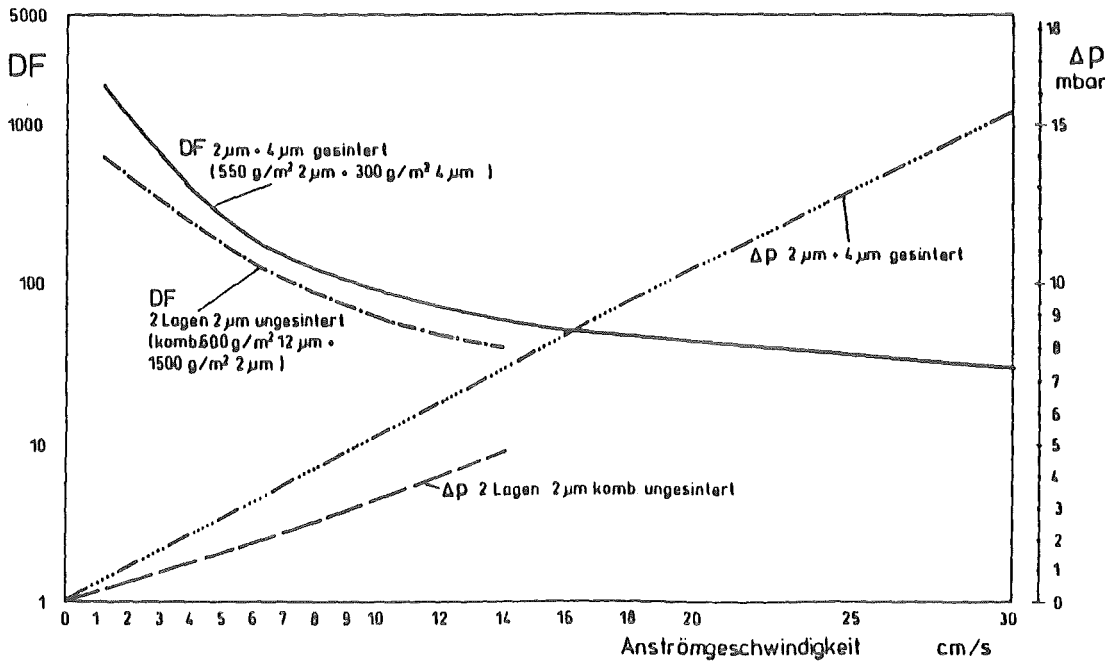


Abb. 4 Druckabfall von Iod-Sorptionsmitteln



DF u. Δp einer Edelstahlfaserfilterzelle ca. 7.1 m²
 (2x150 g/m² 12 μ m + 750 g/m² 2 μ m gesintert u. gewalzt)

Abb. 5



Druckabfall und Dekontaminationsfaktoren von Edelstahlfaserfiltern

Abb. 6

II. Thermohydraulische Untersuchungen zur passiven Containment-Kühlung (PASCO-Programm)

Thermo-Hydraulic Investigations on Passive Containment Cooling

(F.J. Erbacher, W. Just, H.J. Neitzel, H. Schmidt, IATF)

Abstract:

A containment for future pressurized water reactors should ensure that the decay heat can be removed in a passive way, e.g., by natural air convection.

To investigate the coolability of the composite containment by natural air convection the PASCO test facility was set up. The test facility was completed and first experiments were performed.

The PASCO computer code was evaluated to compare the test results with theoretical calculations. The first experiments gave a good agreement with the calculations.

It was also shown that the radiation between the channel walls is very important and the emissivity is a very sensitive quantity.

1. Einleitung und Zielsetzung

Der PASCO-Prüfstand dient zur Untersuchung der passiven Containmentkühlung durch Naturkonvektion der Luft für zukünftige Druckwasser-Reaktoren [1].

Der Prüfstand simuliert einen der am Umfang des Verbund-Containments befindlichen Kühlkanäle, welche durch die innere Stahlschale, den äußeren Stahlbetonmantel und die Stützrippen gebildet werden. Die der Stahlschale entsprechende Wand des Kanals wird elektrisch beheizt.

Mit Ausnahme der Höhe wird gleiche Geometrie und Heizflächenbelastung gewählt wie bei dem vorgeschlagenen Verbund-Containment eines 1300 MWe Druckwasserreaktors. Durch Variation der Höhe soll ermittelt werden, ob diese über das zunächst verwirklichte Maß von 8 m hinaus vergrößert werden muß.

Um Gesetzmäßigkeiten ermitteln zu können, werden die vorgebbaren Größen wie Kanalgeometrie und Heizflächentemperatur als Versuchsparameter variiert. Angestrebt wird auch, den Emissionskoeffizienten der Wärmestrahlung der Wände zu variieren.

Bei jedem Versuch werden die Heizleistung sowie die Temperaturen der Kanalwände an verschiedenen Stellen gemessen. Weiterhin werden mittels Traversiereinrichtungen die Profile von Geschwindigkeit und Temperatur in verschiedenen Strömungsquerschnitten des Kanals gemessen.

Ein Computerprogramm steuert die Positionierung der Meß-Sonden im Kanal, die Erfassung und Abspeicherung aller Meßwerte sowie verschiedenartige Darstellungen beliebiger Meßwerte und Rechengrößen während des Versuches. Abgespeicherte Messungen können nach dem Versuch mit einem weiteren auf die Abspeicherung abgestimmten Computerprogramm ausgewertet werden. Insbesondere können örtliche und zeitliche Mittelungen durchgeführt werden und integrale Größen aus den Profilmessungen bestimmt werden. Von besonderem Interesse ist dabei der Massenstrom und die Enthalpie der strömenden Luft. Hilfreich ist auch die 3-dimensionale Darstellung der Geschwindigkeits- und Temperaturprofile.

Um die so ermittelten integralen Größen mit der Theorie vergleichen zu können, wurde der PASCO-Computer-Code entwickelt. Dieser berechnet mittels Massen-, Impuls- und Energiebilanzen aus der gegebenen Geometrie, der Heizflächentem-

peratur und der Luft-Eintrittstemperatur die daraus resultierende abführbare Wärme, die Temperaturen der Seitenwände und der Rückwand des Kanals sowie den Massenstrom und die Enthalpiezunahme der Luft.

2. Durchgeführte Arbeiten

Im Jahre 1993 wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- Fertigstellung des PASCO-Prüfstandes
- Fertigstellung des Auswerte-Programmes
- Entwicklung des PASCO-Computercodes
- Ermittlung der Wärmeverluste des PASCO Versuchsstandes
- Erste Experimente

3. Erzielte Ergebnisse

Nach Fertigstellung des PASCO-Prüfstandes wurde überprüft, ob an der beheizten Wand mit Hilfe der Regelung eine gleichmäßige und konstante Temperatur eingestellt werden kann. Die 8 m hohe beheizte Wand besteht aus vier Stahlplatten, die jede für sich mittels Heizstäben beheizt werden. Es stellte sich heraus, daß an den Stoss-Stellen der Platten eine Zusatzheizung erforderlich ist, um eine bessere Gleichmäßigkeit der Temperatur über die gesamte Wand zu gewährleisten. Nach Einbau der Zusatzheizungen konnte dann z.B. bei nominal 150 °C and 36 Meßstellen Abweichungen von maximal ± 3 K eingehalten werden. Außerdem wurde dabei festgestellt, daß auch die anderen Kanalwände, welche von der beheizten Wand bestrahlt werden, eine ebenfalls ziemlich gleichmäßige Temperatur aufweisen (siehe Abb. 1). Alle vier Wände des Kanals sind isoliert. Dennoch sind Wärmeverluste, welche im Gegensatz dazu beim Verbund-Containment nicht auftreten können, unvermeidbar. Die Verlustwärme, welche an der Außenseite der beheizten Wand an die Luft abgegeben wird, wurde dadurch ermittelt, daß direkt an der Innenseite der beheizten Wand eine Isoliermatte angebracht wurde. Die Verlustleistung ergibt sich bei vorgegebener Temperaturdifferenz zwischen Wand und Umgebung aus der elektrisch zugeführten Leistung, vermindert um die durch die Isoliermatte fließende Wärme, welche rechnerisch mit Hilfe der Wärmeleitfähigkeit des Isoliermaterials bestimmt wurde. Das Ergebnis der Wärmeverlustmessung ist in Abb. 2 dargestellt. Die Wärmeverluste über die anderen drei Wände des Kanals sind gering, sie können jedoch nach jedem Versuch mittels des PASCO-Codes rechnerisch ermittelt werden.

Die Geschwindigkeitsprofile der strömenden Luft wurden in verschiedenen Kanalquerschnitten mittels traversierbarer Prandtl-Rohr-Sonden ermittelt, die dazugehörigen Temperaturprofile durch Thermoelemente, welche am Prandtl-Rohr angebracht sind. Dabei wurde festgestellt, daß die Thermoelementspitzen sich nicht in unmittelbarer Nähe oder in der Nachströmung des Prandtl-Rohres befinden dürfen, da das Prandtl-Rohr durch die Wärmestrahlung aufgeheizt wird und somit die Luft-Temperatur in seiner unmittelbaren Umgebung verfälscht. Als beste Lösung erwies sich bisher die Messung der Luft-Temperatur etwa 3 cm unterhalb des Prandtl-Rohr-Kopfes, wobei das Thermoelement seitlich am Prandtl-Rohr befestigt ist, jedoch 3 cm weit frei nach unten ragt, so daß Thermoelementspitze und Prandtl-Rohr-Spitze fluchten.

Erste Experimente wurden bei einer Kanalgeometrie von 0,5 m Breite, 1,0 m Tiefe und 8,0 m Höhe sowie einer Heizplatten-Temperatur von 150 °C durchgeführt. Die gemessenen Geschwindigkeits- und Temperatur-Profile am Austritt des Kanals in 8 m Höhe sind in Abb. 3 dargestellt. Die gemessenen Werte für die an die Luft abgeführte Wärme, die Temperaturen der Seitenwände und der Rückwand sowie den Massenstrom ergaben eine gute Übereinstimmung mit den berechneten Werten mittels des PASCO-Codes (siehe Abb. 4). Das Rechenergebnis hängt allerdings stark von den angenommenen Emissionskoeffizienten der Kanalwände ab. Dies ergab eine Empfindlichkeitsstudie mit dem PASCO-Code. Es ist deshalb notwendig, den Emissionskoeffizienten der Wände genau zu messen.

4. Geplante Weiterarbeit

- Messung des Emissionskoeffizienten der Wände
- Parameter - Versuche
- Nachrechnung der Versuche

Literatur

- [1] Projekt Nukleare Sicherheitsforschung: "Sicherheitsorientierte LWR-Forschung", Jahresbericht 1992, KfK 5200, September 1993, S. 290 - 295.

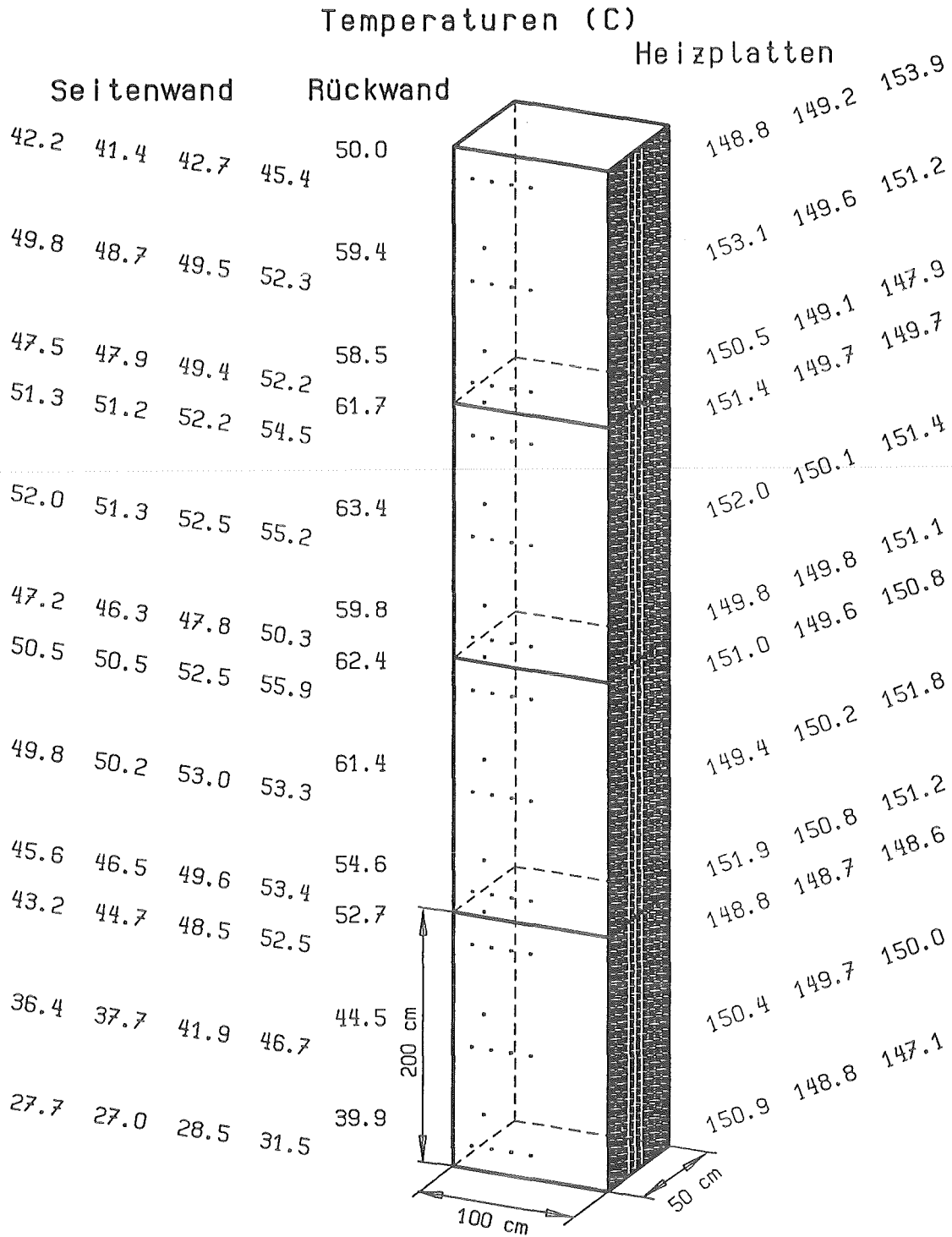


Abb. 1 PASCO - Inbetriebnahmeversuche
 Temperaturen der Heizplatte und Seitenwände
 Heizleistung: 6,7 kW, Luft-Eintrittstemperatur: 18 C

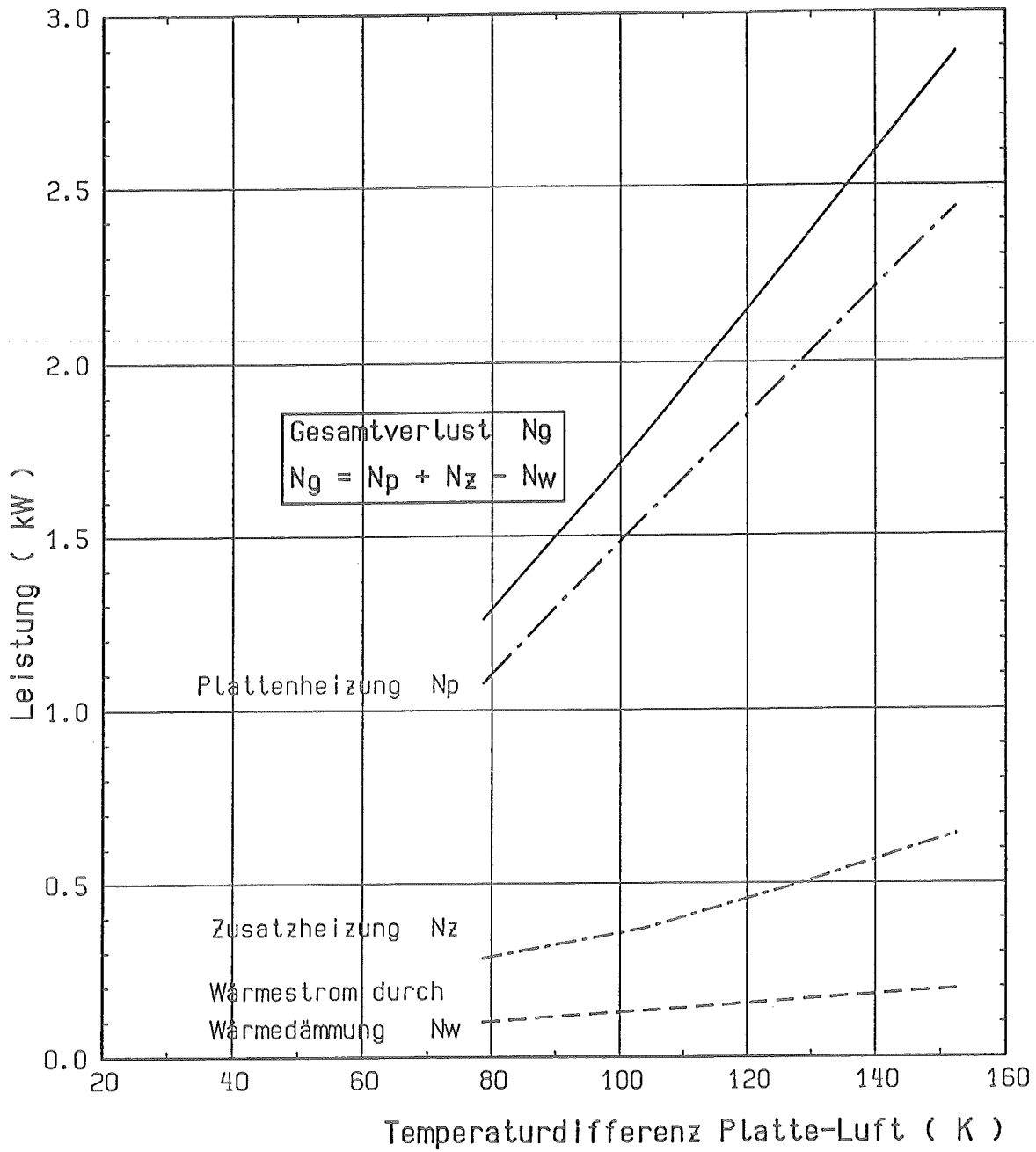


Abb. 2 Wärmeverlust-Bestimmung am PASCO-Versuchsstand

Mittelwerte:

Heizleistung: 6,7 kW, Temperatur der beheizten Platten: 150,4 C,
Eintrittstemperatur der Luft: 18,4 C, Feuchtigkeit der Luft: 37,7 %

Kanalabmessungen:

Tiefe: 1000 mm, Breite: 500 mm, beheizte Höhe: 8000 mm

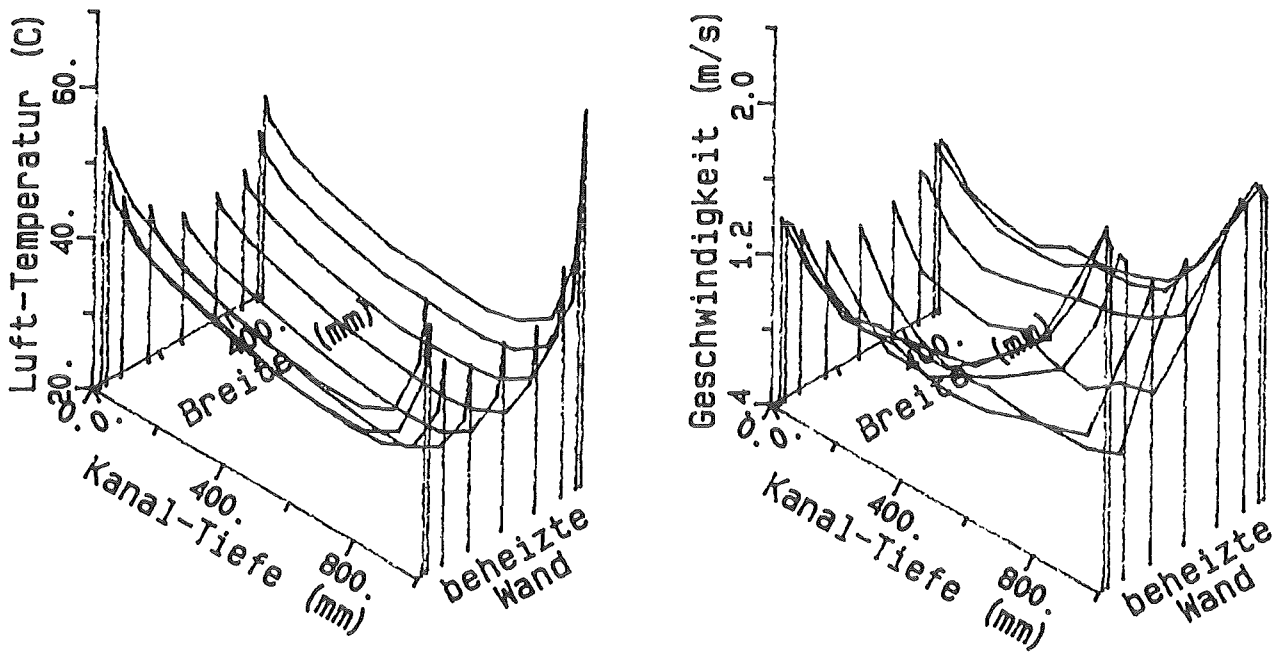


Abb. 3 Temperatur- und Geschwindigkeitsprofile am Austritt
PASCO - Inbetriebnahmeversuche

$$\dot{H}_{\text{aus}} - \dot{H}_{\text{ein}} = 7.0 \text{ kW}$$

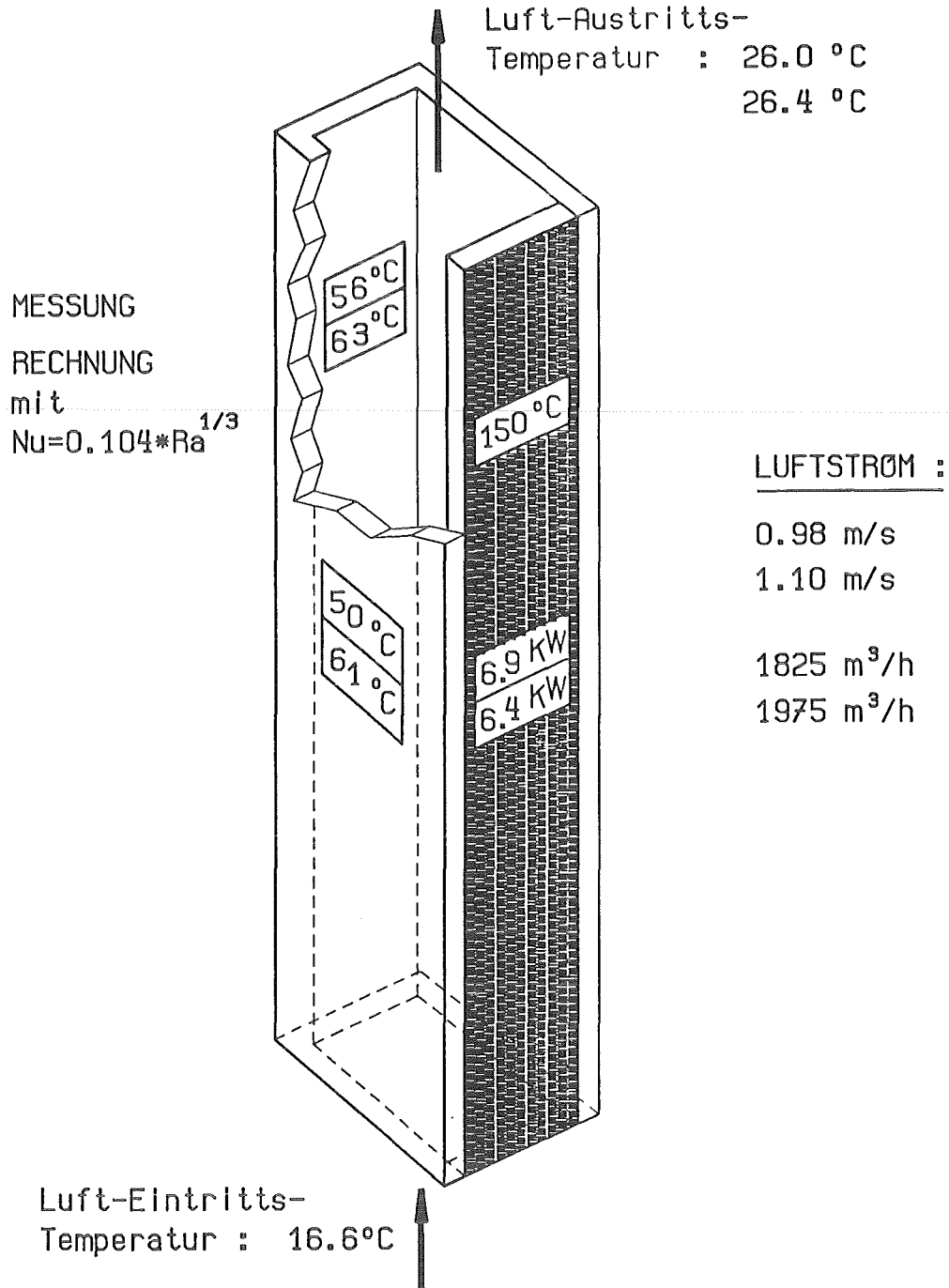


Abb. 4 Vergleich gemessener und berechneter Daten
PASCO - Inbetriebnahmeversuche

32.11.07 **Containmententwürfe und Lastabtragverhalten**

Containment Concepts and Load carrying Capacity

(B. Dolensky, B. Göller, R. Krieg, IRS)

Abstract:

For future pressurized water reactors a new containment design is under discussion, which shall be able to withstand severe accidents without significant radiological releases. One source for containment failure with large releases are missiles, as they might be created by a failure of the reactor pressure vessel under high pressure during a core melt accident. That is why appropriate protective measures against this accident scenario are under discussion today.

In this paper a solution to this problem is discussed, proposing a new concept for a missile retention device. It provides a gap of 0.5 m between reactor pressure vessel and any surrounding structure, thus allowing for the external access to the vessel as in the present plants. Additionally, the set-up forms a closed system with respect to the burst loads, so that no significant forces neither from the pressure vessel nor from the missile retention set-up itself are transmitted into the surrounding containment structures. A conservative assessment on the necessary dimensions shows that such a device is feasible with reasonable effort.

1. INTRODUCTION

For future PWRs a new containment design is under discussion, which shall be able to withstand severe accidents without significant radiological releases [1-7]. One source for containment failure with potentially high releases are large missiles, which might be created by a failure of the reactor pressure vessel under high pressure during a core melt accident. Two different solutions to this problem are under discussion today. In the first, an automatic depressurisation system is installed, which will automatically reduce the pressure in the vessel to sufficiently low values in case of certain critical conditions [5-7]. In the second solution the structures surrounding the reactor pressure vessel are reinforced so that missiles created by an eventual pressure vessel burst are surely retained [1,2]. In this paper a proposal for a retention system for the postulated pressure vessel fragments is presented and the dimensions for the necessary structural components are assessed.

2. FORMER BURST PROTECTION PHILOSOPHY IN GERMANY

Measures against a burst of the reactor pressure vessel had been under discussion in Germany already in 1975. The primary aim was to prevent spontaneous pressure vessel burst under normal operating conditions. Fig. 1 shows schematically a design of that time [8]. The forces resulting during a burst are carried by a thick reinforced concrete structure surrounding the reactor pressure vessel. The gap between both components is filled with bricks of insulating concrete. In this design the elements of the burst protection are in close proximity to the reactor pressure vessel. In case of a failure the pressure vessel fragments would have been kept in place and a real burst could not occur, i.e., missiles which might have endangered the containment shell were not created at all. The concept of that time included also the steam generators and the connecting pipes into the burst protection set-up. The aim was to maintain the flow of the coolant and thus to prevent a core melt accident even in case of severe ruptures. However, the structures surrounding the primary circuit so closely would have complicated its inspection, so that an overall increase in safety remained questionable.

3. CONCEPT OF THE NEW MISSILE RETENTION DEVICE

The drawbacks just discussed have to be avoided by the new solution without changing the arrangements in the actual plants too drastically. Fig. 2 shows the cavity for the pressure vessel in a typical German PWR [9]. Based upon this design, the concept for the proposed missile retention device was developed. It is shown in Fig. 3. It is important to note, that there is a gap of 0.5 m between the reactor pressure vessel and any surrounding structure, so that access to the reactor pressure vessel is possible as in the present plants. Upon failure of the reactor pressure vessel under high pressure the fragments are accelerated across this gap to high velocities before they impact the missile retention device. This consists of individual rings and axial bars which are made of a high strength ductile steel, and which are designed to undergo considerable uniaxial plastic elongations under the impact. Thus the fragments will dissipate their high kinetic energy in these elements without threatening the containment shell.

The innermost concrete structure in Fig. 3, which was adopted from the present PWR-plants, has no significant load carrying capacity itself. It reduces neutron radiation for the steel elements of the missile retention device, and fixes the rings in space against their own weight. (Alternatively, the rings could be attached directly to the axial bars.) Additionally, appropriate radial openings in the concrete structure along the circumference will distribute the escaping steam more symmetrically. A heavy clamping of the elements is not required, as they must only remain in their position for the duration of the impact. It is not necessary, that the missile retention device is still intact after a pressure vessel failure has passed. The dead weight of this structure is carried by the axial bars which are supported at their top. For refuelling at first the nuts of the bars have to be detached prior to removing the upper traverse. Then the refuelling conditions are similar to those in the present plants.

The elements of the missile retention device alone form a closed system. Major unbalanced forces due to jets escaping from the failing pressure vessel, and which might catapult the system away, cannot occur. Thus problems concerning the improvement of the reactor pressure vessel support for carrying these loadings are by-passed.

In comparison to the former burst protection discussed in section 2, the coolability of the core in the pressure vessel can no longer be guaranteed after the failure. However, this is not a major problem, since the new containments are designed to cool the molten core also outside the vessel in a special core catcher de-

vice. The concept presented in Fig. 3 offers in the lower domain sufficient space for the installation of an appropriate set-up.

4. STRAINS IN THE MISSILE RETENTION DEVICE DUE TO PRESSURE VESSEL LOWER HEAD FAILURE

For the following assessment it is postulated that a circumferential crack separates completely the lower head from the pressure vessel. It is assumed furthermore, that the vessel pressure continues to act in full height at the lower head and thus accelerates it until it impacts the lower traverse (Fig. 4a). Its kinetic energy E_{kin} then is:

$$E_{kin} = p \pi r^2 w = 190 \text{ MJ}$$

Here $p=160$ bar is the internal pressure, $r=2.75$ m is the radius of the lower head and $w=0.5$ m is the gap width. The impact velocity v_o of the vessel head on the lower traverse is:

$$v_o = \sqrt{\frac{2E_{kin}}{m_h}} = 85 \text{ m/s}$$

Here m_h is the mass of the lower head, which can be estimated to be

$$m_h = 2 \pi r^2 \rho h_h = 52 \text{ 000 kg}$$

where $\rho=7850$ kg/m³ is the density and $h_h=0.14$ m is the wall thickness of the head.

After the impact, it is assumed that vessel head and lower traverse continue to move with the common velocity v_1 :

$$v_1 = v_o \cdot \frac{m_h}{m_h + m_t},$$

where m_t is the mass of the lower traverse. Assuming for this assessment that the mass of the lower traverse has the same order of magnitude as the lower vessel head ($m_t = m_h$) leads to a common velocity of vessel head and traverse of

$$v_1 = 42 \text{ m/s}.$$

This is the initial velocity for the straining of the axial bars.

Furthermore, it is assumed that the pressure in the vessel acts continuously with its initial value upon the fragments during the whole burst process. The deceleration a of the masses by the forces of the plastically deforming axial bars thus is (Fig. 4b):

$$a = \frac{\sigma_f \cdot A_{\text{bar}} - p \pi r^2}{m_h + m_t}$$

Here σ_f is an average yield stress in the plastically deforming bars and A_{bar} their total cross section. For abbreviation the stress σ_p is introduced

$$\sigma_p = \frac{p \pi r^2}{A_{\text{bar}}}$$

This is the stress which would occur in the bars when the retention device would be loaded statically with the vessel pressure p alone. Consequently, the axial bars have not only to dissipate the kinetic energy of the fragments, but have simultaneously to carry the quasistatic pressure loading due to the steam escaping from the failing pressure vessel.

The yield stress σ_f is assumed to be constant with deformation. Thus the elongation s of the axial steel bars can be calculated from the constant deceleration a according to

$$s = \frac{v_1^2}{2a}$$

This elongation corresponds to an average plastic strain ε_{pl} in the bars of

$$\varepsilon_{pl} = \frac{s}{L_{\text{bar}}},$$

where L_{bar} is the length of the bars. Combining the above equations finally yields:

$$\varepsilon_{pl} = \frac{E_{kin}}{V_{bar}} \frac{1}{\sigma_f - \sigma_p} \frac{m_h}{m_h + m_t},$$

where $V_{bar} = A_{bar} L_{bar}$ is the volume of the bars.

Assuming a total of 16 bars having a length of 15 m and a diameter of 0.25 m each, the stress σ_p can be calculated:

$$\sigma_p = 484 \text{ MPa}.$$

Then, assuming an average yield stress of 1000 MPa leads to a plastic strain in the bars of

$$\varepsilon_{pl} = 1.6 \%.$$

This strain corresponds to an elongation of the bars of about 0.24 m. A material which has an appropriate load carrying capacity is discussed in section 6.

With the proposed dimensions plastic strains will inevitably occur in the bars during the discussed pressure vessel burst scenario. But this can be tolerated in such an accident situation. The final equation given above may be used to show, that a missile retention device with a gap width as discussed here, is not feasible if only linear-elastic strains are allowed to occur. If in this equation the strain had to be reduced by a factor of about 10 in order to stay in the elastic range, then there is nearly only one way left for reaching this aim, namely to increase the volume - i.e., the number - of the bars by the same factor of 10, which is unpractical.

During failure of the lower head the jet force which accelerates the head in downward direction also reacts upon the pressure vessel and accelerates the vessel and the missile retention device - which is in direct contact with the vessel upper head - in upward direction. If this system were not supported at all, then it would move upwards until the lower head impacts the lower structures after a free flight of 0.5m. Assuming that the lower head has a mass of 1/10 of the remainder of the system, then this would move upwards by $0.5 \text{ m} \cdot 1/10 = 50 \text{ mm}$. After the impact, the hole system would be at rest again without significant reaction forces in vertical direction (Fig. 5).

The energy balance just discussed can only give results for an average straining of the bars. The fast impact of the pressure vessel head, however, gives rise to longitudinal waves in the bars. Thus, certain strain concentrations may occur with

peak values which are higher than for a uniform strain distribution. These aspects are discussed in section 7.

5. STRESSES IN THE MISSILE RETENTION DEVICE DUE TO AXIAL PRESSURE VESSEL FAILURE

For the following assessment it is assumed that the reactor pressure vessel loses its load carrying capacity in circumferential direction completely, so that fragments are catapulted away axisymmetrically (Fig. 6a). This failure mode is an upper bound for the more realistic failure mode with a single axial crack in the cylindrical section. Here one should have in mind, that the bending stiffness of the cylindrical shell is of minor importance under the loading conditions of high internal pressure, so that the failed cylindrical shell is blown up and impacts nearly simultaneously the surrounding rings everywhere, similar as in the axisymmetric model.

It is assumed again, that the initial vessel pressure continues to act upon the fragments and accelerates them until they impact the missile retention device. They then have a specific kinetic energy E_{spec} - that means energy per surface of pressure vessel - of:

$$E_{\text{spec}} = p w = 8 \text{ MJ/m}^2 .$$

Here $p=160$ bar is the internal pressure and $w=0.5$ m the gap width. The impact velocity v_0 on the surrounding rings is:

$$v_0 = \sqrt{\frac{2 E_{\text{spec}}}{\rho h_c}} = 90 \text{ m/s} .$$

Here $\rho=7850$ kg/m³ is the density and $h_c=0.25$ m is the thickness of the fragments from the cylindrical shell.

After the impact the fragments and the rings will expand with the common velocity v_1 , which is calculated from the balance of the impulses:

$$v_1 = v_0 \frac{h_c}{h_c + A_{\text{ring}}/e_{\text{ring}}} .$$

Here A_{ring} is the cross section of the ring and e_{ring} the distance of the rings from each other. Thus, A_{ring}/e_{ring} is the smeared ring thickness. With rings having a cross section of $A_{ring}=0.25 \text{ m} \cdot 0.25 \text{ m}$ and a distance of $e_{ring}=0.4\text{m}$ from each other v_1 can be calculated:

$$v_1 = 55 \text{ m/s} .$$

The influence of the innermost concrete structure supporting the rings was not taken into account here. After the impact the pressure is assumed to act further on with its initial value. The deceleration a_c of the fragments by the forces of the plastically deforming rings thus is (Fig. 6b):

$$a_c = \frac{\sigma_f A_{ring} - p r e_{ring}}{\left(A_{ring} + h_c e_{ring} \right) \rho r} .$$

Here, σ_f is again the average yield stress in the deforming rings and r the radius of the rings, which, for simplicity of this assessment, was assumed to be the same as that of the pressure vessel. For abbreviation the stress σ_p is introduced

$$\sigma_p = p \cdot \frac{r e_{ring}}{A_{ring}} .$$

This is the stress which would occur in the rings when they would be loaded quasi statically with the vessel pressure p alone. Here again, the rings have to dissipate the kinetic energy of the fragments and have simultaneously to carry the quasistatic pressure loading from the failing vessel. The yield stress σ_f is again assumed to be constant with deformation. Thus the radial expansion s of the rings can be calculated from the resulting constant deceleration a_c of the fragments according to

$$s = \frac{v_1^2}{2a_c} .$$

This expansion causes a plastic strain ε_{pl} in the rings of

$$\varepsilon_{pl} = \frac{s}{r} .$$

Combining the above equations finally yields:

$$\varepsilon_{pl} = \frac{E_{spec}}{A_{ring}/e_{ring}} \cdot \frac{1}{\sigma_f - \sigma_p} \cdot \left(\frac{h_c}{h_c + A_{ring}/e_{ring}} \right)$$

With the data given above the stress σ_p can be calculated:

$$\sigma_p = 282 \text{ MPa} .$$

With an average yield stress of $\sigma_f = 1000 \text{ MPa}$ the plastic strain ε_{pl} in the rings then is:

$$\varepsilon_{pl} = 4.4\% .$$

This strain corresponds to an increase in the ring radius of about 0.12m. Here again the resistance of the rings σ_f must be considerably larger than the stresses due to the quasistatic pressure loading σ_p , in order to get acceptable small values for the largest strain. A material which has an appropriate load carrying capacity is discussed in the following section.

6. MATERIAL FOR THE MISSILE RETENTION DEVICE

The assessments presented in section 4 and 5 show that the elements of the missile retention device must be made of a high strength material with sufficient ductility. As the material properties depend on the deformation velocity, first the average strain rates of the deceleration process after the impact have to be assessed.

The fragments impact the missile retention device with a velocity v and then undergo constant deceleration a until they are at rest again. Thus the deceleration time is $T = v/a$. Within this time period a strain of ε_{pl} occurs, so that the average strain rate can be computed by $\dot{\varepsilon} = \varepsilon_{pl}/T$. With the values given in sections 4 and 5 one obtains the deceleration times $T = 11\text{ms}$ and $T = 4.3\text{ms}$, respectively, and the average strain rates $\dot{\varepsilon} = 1.5/\text{s}$ for the axial bars, and $\dot{\varepsilon} = 10/\text{s}$ for the rings.

Curve a) in Fig. 7 shows - simply as example - the true stress strain relation for the high strength steel 42CrMo4 for a strain rate of $\dot{\varepsilon} = 8/\text{s}$ [10]. (Curves for the estimated strain rates are not available, but will probably be not too different.) Ultimate strain and stress for this material are 11 % and 1150 MPa, respectively. Thus the selected values of 1000 MPa for average yield stress and of 4 % for the maxi-

mum strain seem to be acceptable. The margin to the onset of necking is large enough.

7. WAVE PROPAGATION EFFECTS IN THE AXIAL BARS

For a more detailed investigation of the phenomena occurring in the axial bars during the impact, only one of the 16 bars with an impacting mass of 1/16 of the total mass ($m_h + m_t$) will be considered (Fig. 8). In the model, the impacting mass is fixed to one end of the bar and will suddenly start to move with its initial velocity v_1 . The other end of the bar is rigidly clamped.

The deformations of the bar are described by the wave equation

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \cdot \frac{E}{\rho} = \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}, \quad (7.1)$$

where $u(x, t)$ is the axial displacement of a section of the beam, x is the axial coordinate, t is the time, E is the tangent modulus of elasticity and ρ is the density of the material. Furthermore, for a constant modulus of elasticity E , the longitudinal wave speed c is:

$$c^2 = \frac{E}{\rho}. \quad (7.2)$$

For non-linear material, the wave speed c is space and time dependent, so that analytic solutions can hardly be found. In order to allow for a simple assessment the bi-linear material model shown in curve b) in Fig. 7 is considered first. (The more relastic curve a) will be used later in this section.) Two different wave velocities can be distinguished, c_{el} in the elastic domain, and c_{pl} in the plastic material domain:

$$\begin{aligned} c_{el} &= E_{el} / \rho \\ c_{pl} &= E_{pl} / \rho \end{aligned} \quad (7.3)$$

In the first instants after the impact of the mass, the stresses and strains increase monotonically. Then the solution of (7.1) may be composed by two waves, propagating with different velocities into the bar:

$$u(x, t) = u_{el} \left(x + c_{el} \cdot t - L \right) + u_{pl} \left(x + c_{pl} \cdot t - L \right), \quad (7.4)$$

Then, with

$$\frac{\partial u_{el}(x)}{\partial x} = \varepsilon_{el}(x), \quad \frac{\partial u_{pl}(x)}{\partial x} = \varepsilon_{pl}(x) \quad (7.5)$$

the velocity of a section of the bar obtained as time derivative of (7.4) is:

$$v(x, t) = \varepsilon_{el}(x, t) \cdot c_{el} + \varepsilon_{pl}(x, t) \cdot c_{pl} \quad (7.6)$$

Especially, for the time point of the impact ($t = 0$) and for the place of the impact ($x = L$) equation (7.6) yields:

$$v_1 = \varepsilon_{el,0} \cdot c_{el} + \varepsilon_{pl,0} \cdot c_{pl} \quad (7.7)$$

The strain ε_{el} cannot exceed the elastic limit ε_y of the material, as larger plastic strains cannot propagate with the high elastic velocity c_{el} . Thus, the plastic strain under the impact ε_{pl} can be calculated from (7.7):

$$\varepsilon_{pl,0} = \frac{v_1}{c_{pl}} - \varepsilon_y \cdot \frac{c_{el}}{c_{pl}} \quad (7.8)$$

The total strain is the superposition of the elastic strain ε_y and the plastic strain $\varepsilon_{pl,0}$:

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_y \left(1 - \frac{c_{el}}{c_{pl}} \right) + \frac{v_1}{c_{pl}} \quad (7.9)$$

It is interesting to note that this peak strain occurring in the instant and at the place of the impact, only depends from the material properties and from the impact velocity v_1 . (For linear elastic material behaviour the result follows immediately from (7.7) as $\varepsilon_0 = \varepsilon_{el,0} = v_1/c_{el}$.) Using the material data given in Fig. 7b, and using the approximate material density of $\rho = 8000 \text{ kg/m}^3$ the propagation speeds can be calculated from (7.3) as $c_{el} = 5000 \text{ m/s}$ and $c_{pl} = 500 \text{ m/s}$. For the rounded impact velocity $v_1 = 50 \text{ m/s}$ a peak strain of $\varepsilon_0 = 5.5 \%$ is calculated from (7.9). This value is more than three times the average strain of 1.6 %, determined in section 4 from the simplified energy balance.

For a further discussion of the strains occurring in the remainder of the bar, a numeric solution of (7.1) has to be calculated. For ease of description, the bar was replaced by a system of springs and pointmasses (Fig. 9). The equations given in this figure were integrated using the secant formula with iterations in each time

step. For the numerical calculations the data given in Figs. 7 and 8 were used. The impact velocity was $v_1 = 50$ m/s, and additionally, the bar was loaded by the stress $\sigma_p = 484$ MPa resulting from the pressure of the failing vessel. First, the results for the bi-linear material model will be discussed. They are shown in Figs. 10 and 11.

Fig. 10 shows the distribution of deformations u , velocities v , and strains ε along the bar for the times 1 ms, 2ms and 3ms after the impact. In the strain diagram (Fig. 10c), the fast wave of the elastic strains with a height of $\varepsilon_y = 0.5$ % can be seen. The corresponding velocity wave (Fig. 10b) has an amplitude of

$$v_y = \varepsilon_y \cdot c_{el} = 25 \text{ m/s} , \quad (7.10)$$

The slow plastic wave is superimposed to the elastic wave. The shape of this wave changes, as the end of bar with the mass is decelerated by the acting forces. This reduction of the velocity, however, propagates with the high elastic wave velocity until the plastic front is reached nearly instantaneously. Thus, this plastic velocity wave has a constant height along the bar but is reducing with time. This behaviour is different from the plastic strain waves, as during unloading the plastic strains are only reduced insignificantly, so that the maximum strains are nearly completely maintained (Fig. 10c).

The peak strain, occuring at the impact end of the bar at $L = 15$ m (Fig. 10c) agrees very well with the result of 5.5 % from formula (7.9).

After 3 ms the elastic waves with a speed of 5000 m/s have reached the clamping, where they will be reflected. Corresponding calculated results are shown in Fig. 11. In an ideal reflection the velocity of the bar particles is negated, and this new wave is propagating back into the bar and is superimposed to the original velocity wave still arriving furtheron, thus causing a growing zone with zero velocity again (Fig. 11b). Due to the reflection, the stresses in the bar must increase, and hence become immediately plastic. The reflected wave thus has only the low plastic propagation speed c_{pl} . The increase of the strains due to the reflected velocity wave thus is:

$$\varepsilon_{\text{refl, pl}} = \frac{v_y}{c_{pl}} = 5 \% . \quad (7.11)$$

This strain wave is superimposed to the continuously arriving elastic wave with ε_y . The total strain after the reflection thus is

$$\varepsilon_{\text{refl}} = \varepsilon_y + \frac{v_y}{c_{\text{pl}}} \quad (7.12)$$

Using (7.10) finally yields the strain at the clamping after the reflection:

$$\varepsilon_{\text{clamp}} = \varepsilon_y \cdot \left(1 + \frac{c_{\text{el}}}{c_{\text{pl}}} \right) \quad (7.13)$$

It is interesting to note that this result does not depend on the loading conditions of the bar (as long as the yield point is exceeded by the loading). Using the given data, a value of $\varepsilon_{\text{clamp}} = 5.5 \%$ is obtained, which agrees very well with the result in Fig. 11c.

Finally, the plastic wave with reducing height, still propagating from the free end of the bar and the plastic wave with constant height, propagating back into the bar from the clamping, cancel each other due to elastic unloading in the mid section of the bar. There, the strain remains slightly above the yield strain ε_y (Fig. 11c). After the plastic waves are damped out, the system performs linear-elastic vibrations around the deformation state reached. These are, however, not considered here.

After having understood the physics of elastic-plastic wave propagation in the bars under simple conditions, the response calculations are also performed using the more complicated material curve of the high strength steel 42CrMo4, given in Fig. 7a. The results are shown in Fig. 12.

Due to the smooth material curve there are no longer definite propagation speeds for the waves beyond the elastic limit. Rather, plastic waves travel at different and changing speeds along the bar, causing a more smooth strain distribution. Additionally, multiple reflections occur at the clamping. Although the material curve is slightly below the bi-linear curve used before, the peak strains have reduced to about 4 %. The final distribution of strains is more uniform than in the previous calculations.

8. CONCLUSIONS

The presented assessments show that a missile retention device which is able to retain the missiles from a postulated pressure vessel failure under high pressure is feasible with reasonable effort and in a way that will probably not affect normal reactor operation and inspection very much. The proposed device consists of 16 individual axial bars with a length of 15 m and a diameter of 250 mm and of 20 rings with a diameter of about 8 m and a cross section of 250 mm · 250 mm each. Alternatively these solid elements could also be composed from many layers of thinner wire with e.g. 20 mm diameter each. Under the impact of the pressure vessel fragments the elements undergo considerable uniaxial plastic deformations. But this should be tolerable in such an accident condition.

The amount of steel used for this device is in the same order of magnitude as that for the pressure vessel itself, but the manufacturing is much simpler as it consists of individual elements, which are only to be fixed with respect to their own weight in the plant.

In the assessments it was assumed that the initial pressure vessel pressure acts constantly all the time during the burst. But in reality the pressure will of course reduce significantly with time, so that the assessed stresses and strains are upper limits. For a final design more detailed investigations on the complete burst and impact process have to be done. It should be possible to limit in the final design the plastic strains in the missile retention device to values of about 2 or 3 %.

9. REFERENCES

- [1] H. H. Hennies, G. Keßler, J. Eibl:
Sicherheitsumschließungen in künftigen Reaktoren.
Atomwirtschaft, Vol 37, Mai 1992, 238-247.
- [2] H. H. Hennies, G. Keßler, J. Eibl:
Sicherheitskonzept zukünftiger Druckwasserreaktoren.
KfK-Nachrichten, Vol 25, No 1, 1993, 29-41.
- [3] B. Göller, B. Dolensky, R. Krieg:
Mechanische Auslegung eines kernschmelzenfesten Druckwasserreaktor-
Sicherheitsbehälters.
KfK-Nachrichten, Vol 24, No 4, 1992, 183-191.

- [4] B. Göller, B. Dolensky, R. Krieg:
Stress Assessments for an Improved PWR Containment, Designed against Core-melt Accidents.
International Conference SMIRT 12, Aug. 1993, Stuttgart, Germany, Paper U03/1, 1-6.
- [5] R. Orr, J. Scobel, T. Ahl:
AP600 Containment Design for Severe Accidents.
Fourth symposium on current issues related to nuclear power plant structures, equipment and piping. Orlando, Florida, Dec. 1992.
- [6] W. Bürkle:
Weiterentwicklung von Leichtwasserreaktoren.
Atomwirtschaft, Vol 37, No 8-9, (Aug-Sep 1992), 404-409.
- [7] J. Mattern (KWU):
Die Entwicklung eines Siedewasserreaktors mittlerer Leistung mit weitgehend passiver Sicherheitstechnik.
KfK-IATF-Seminar, 29.6.1993
- [8] SDK GmbH:

Unveröffentlichter Bericht ,
- [9] Gesellschaft für Reaktorsicherheit:
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase B.
Verlag TÜV-Rheinland, 1990.
- [10] E. Doege, H. Mayer-Nolkemper, I. Saeed:
Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe.
Hauser Verlag, München, 1986.

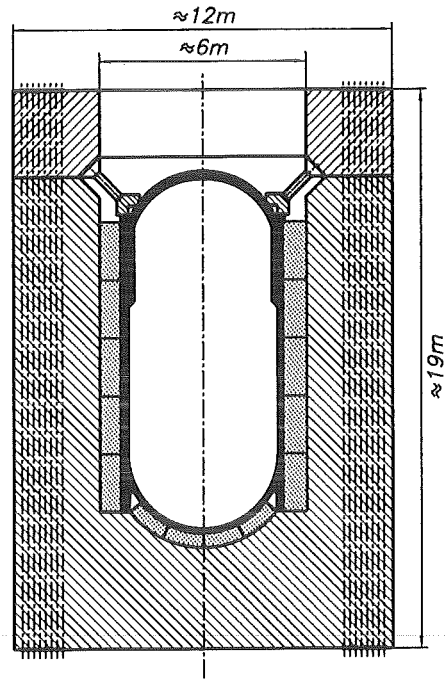


Fig. 1: Schematic view of the burst prevention set-up from 1975 [8].

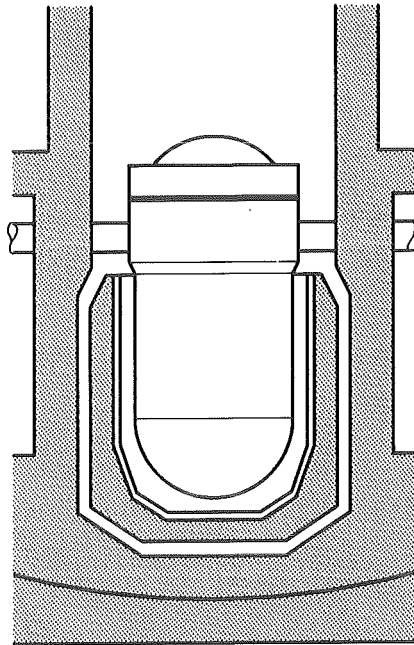


Fig. 2: The pressure vessel cavity in an actual German PWR plant.

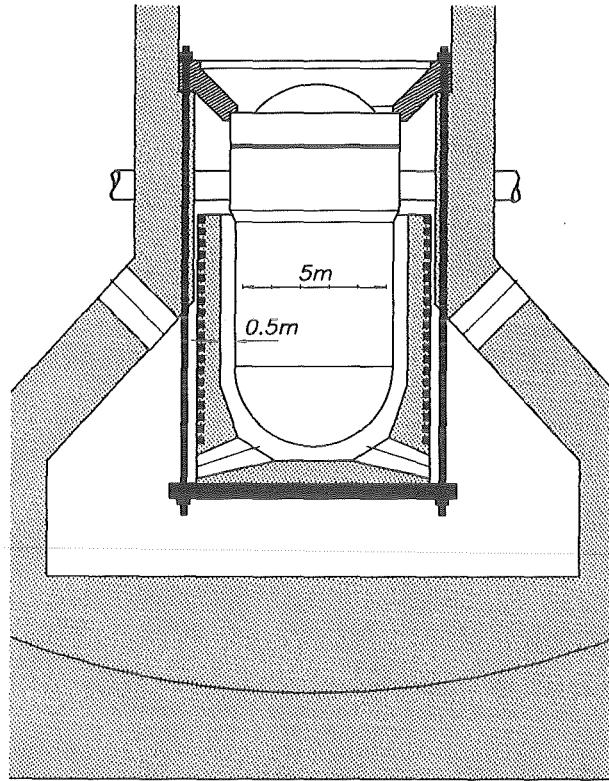


Fig. 3: The proposed new missile retention device integrated into a pressure vessel cavity with space for a core catcher arrangement.

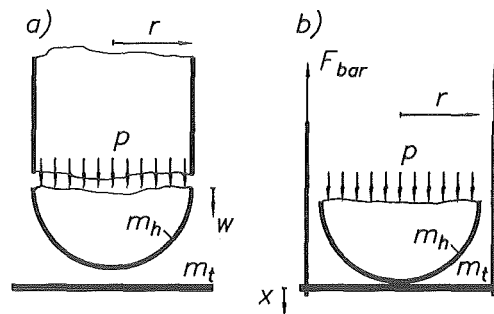


Fig. 4: Failure of lower head under high pressure.

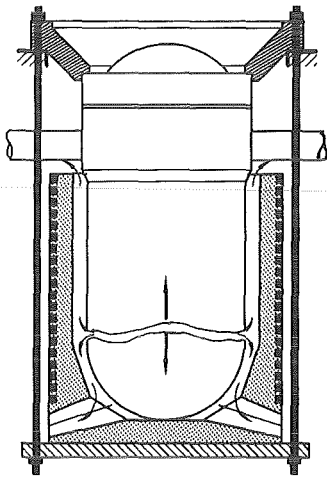


Fig. 5: The missile retention set-up forms a closed system, so that significant axial forces are not transferred to the outside.

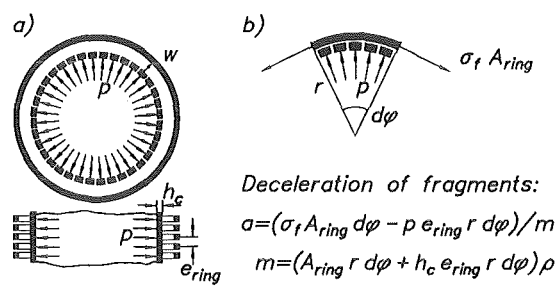


Fig. 6: Model for axial failure of the vessel under high pressure.

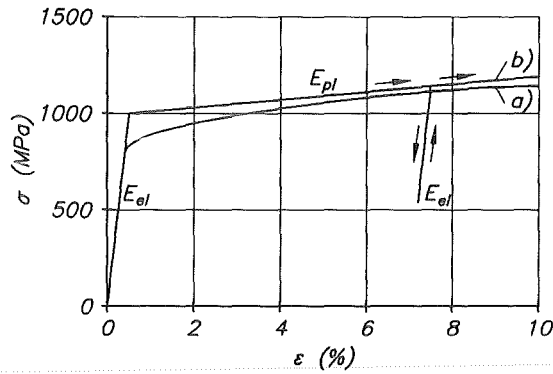


Fig. 7: Stress-strain relations used in the investigations.
 a) Relation for 42CrMo4 at a strain rate of $\dot{\epsilon}=8/s$.
 b) Bi-linear approximation for test calculations.
 ($\epsilon_y=0.5\%$, $\sigma_y=1000\text{MPa}$, $E_{el}=200\text{GPa}$, $E_{pl}=2\text{GPa}$)

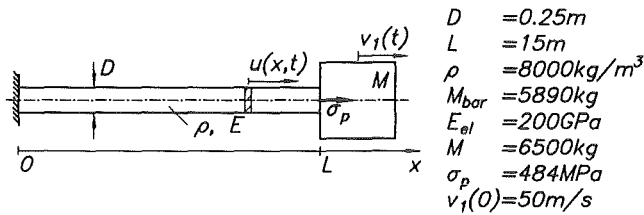


Fig. 8: Model for the investigation of wave propagation effects due to the impact of the mass M with initial velocity $v_1(0)$.

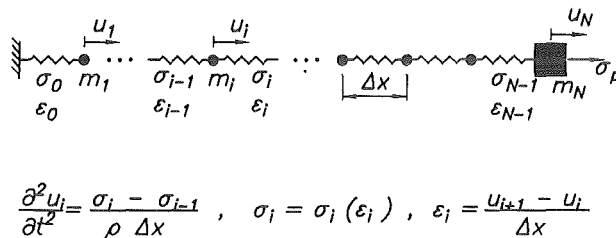


Fig. 9: Discretisation of the bar with the impacting mass for the numerical calculations.

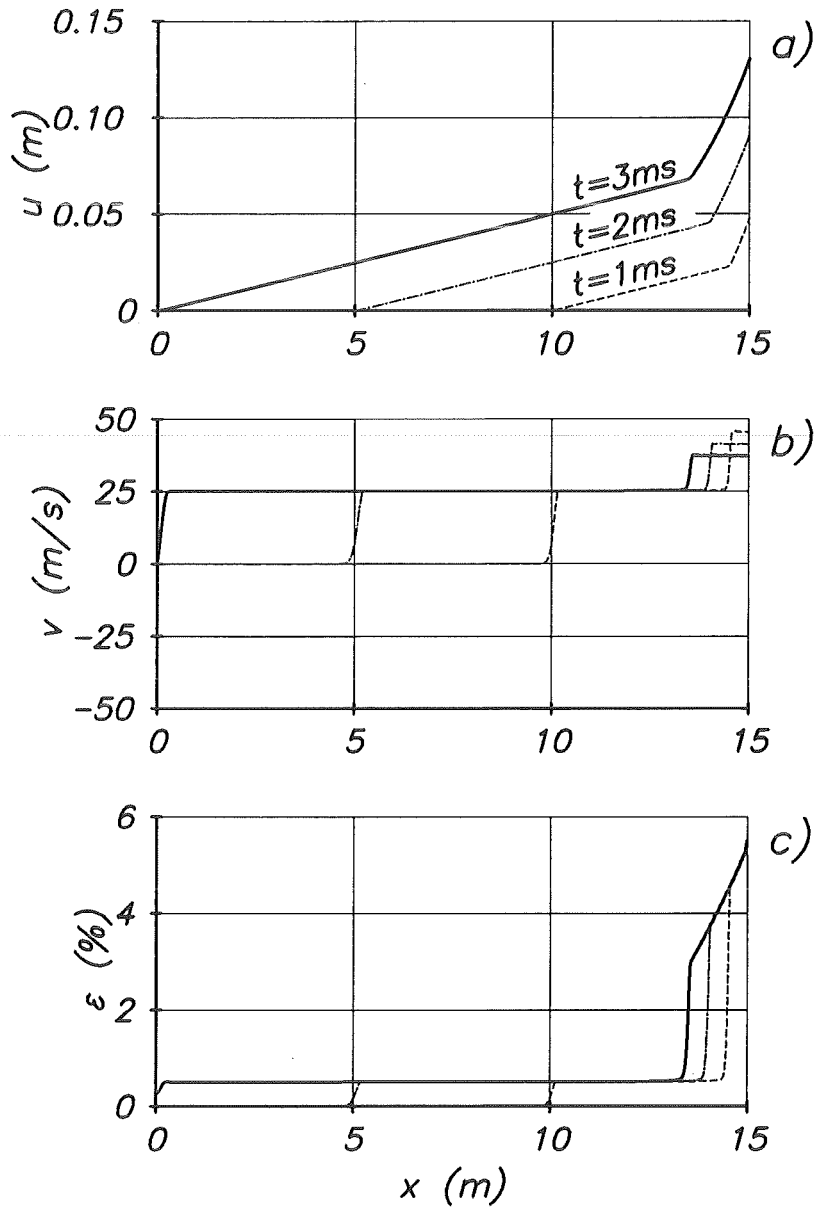


Fig. 10: Response of the beam due to the impact, calculated for the bi-linear material behaviour. Results are shown for 1, 2 and 3ms after the impact.

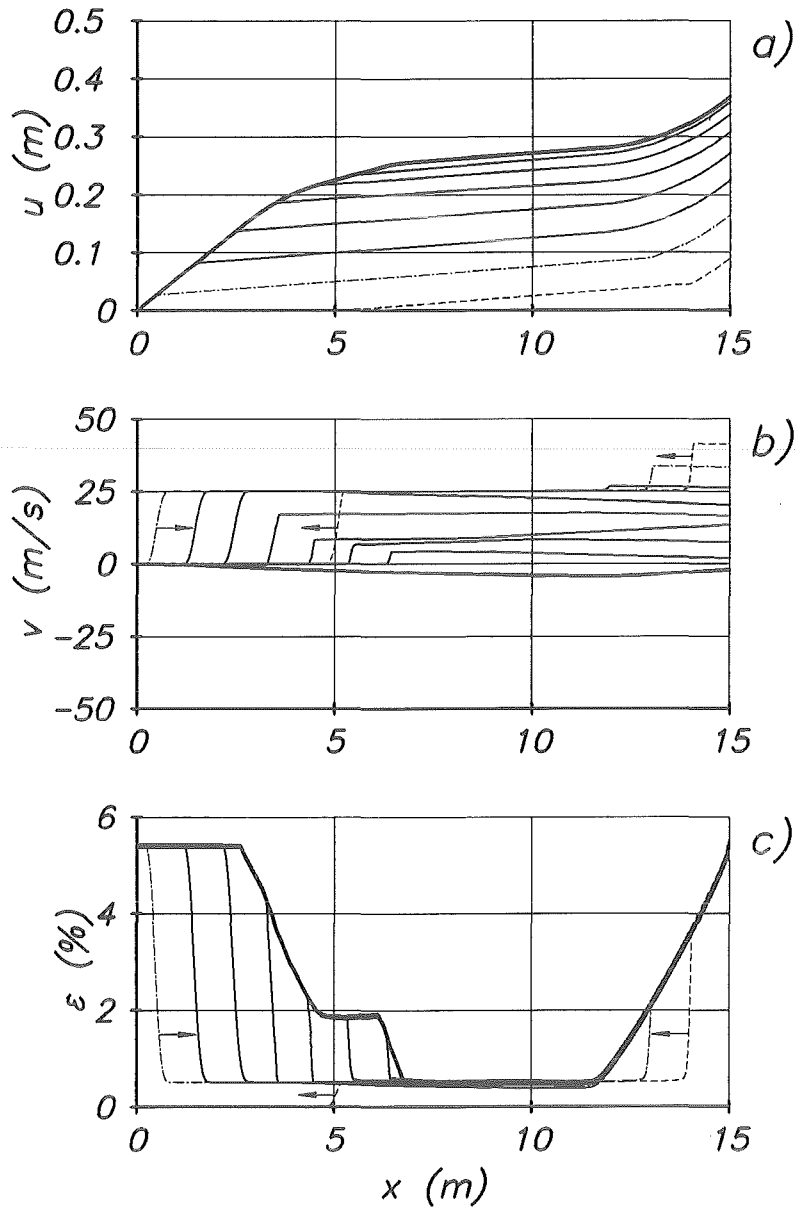


Fig. 11: Response of the beam due to the impact, calculated for the bi-linear material behaviour. Results are shown for every 2ms after the impact until first standstill of the mass.

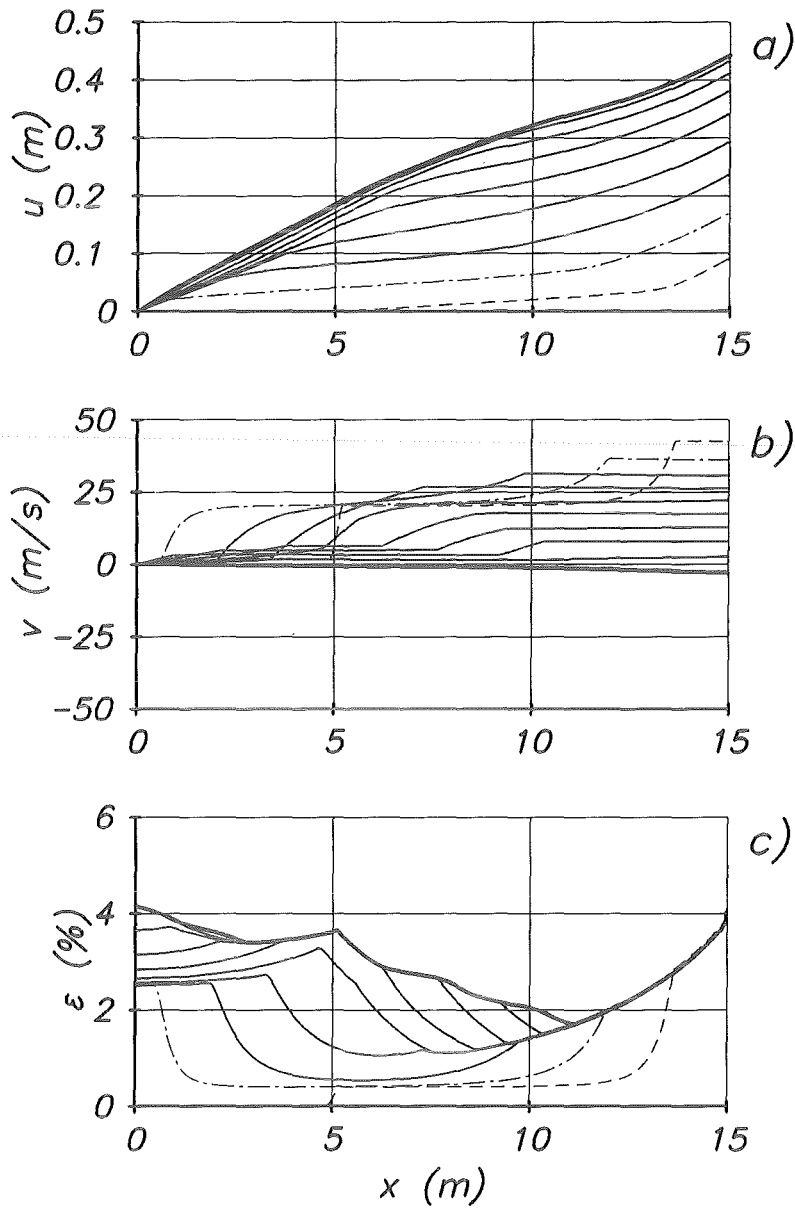


Fig. 12: Response of the beam due to the impact, calculated for the smooth material curve of 42CrMo4 in fig. 7. Results are shown for every 2ms after the impact until first standstill of the mass.

32.11.08 **Arbeiten zur Anwendung des Codes CONTAIN auf Leicht-
wasserreaktoren**

Application of the CONTAIN Code to LWRs

(G. Henneges, P. Schmuck, W. Scholtyssek, INR)

Abstract:

An investigation was made of the dependence of the essential thermohydraulic parameters on the containment design, the operational data of the reactor, and on materials data.

Drei Alternativen zur Ringraumgestaltung eines Druckwasserreaktors mit passiver Containmentkühlung durch Luft wurden bezüglich ihres thermohydraulischen Verhaltens untersucht und in einem internen KfK-Bericht dokumentiert. Die Alternativen unterscheiden sich durch die Art der Ringraumfilterung. Betrachtet wurden: Vollfilterung, axiale und radiale Teilfilterung (s. Abb. 1). Die Gebäudedaten entsprachen denen eines KONVOI-DWRs, wobei jedoch, wie für künftige Containments vorgeschlagen, Zylindergeometrie mit aufgesetzter Halbkugel statt Kugelgeometrie für den Sicherheitsbehälter zugrundegelegt wurde. Die Daten für Reaktorleistung und Abbrand sind projektierte Werte für den EPR (European Pressurized Water Reactor).

In der Studie wurde die Abhängigkeit der wichtigsten thermohydraulischen Parameter von der Konstruktion des Containments, den Betriebsdaten des Reaktors und von Materialdaten untersucht. In der beigefügten Tabelle sind die Maximalwerte verschiedener Größen für die 3 Filteralternativen dargestellt. In umfangreichen Parameterstudien wurden Optimierungsmöglichkeiten aufgezeigt, von denen insbesondere die Erhöhung der Wärmekapazität des Gebäudes und die Verbesserung des Wärmeübergangs im Ringspalt erfolgsversprechend sind.

Die Untersuchungen an einem 15-Zellen KONVOI-Reaktormodell (siehe Abb. 2) mit der neuesten CONTAIN 1.12-Version im Hinblick auf Wärme- und Massenströme sowie auf die Zusammensetzung der Unfallatmosphäre in den einzelnen Zellen wurden fortgeführt. In Abb. 3 sind z.B. die Wasserstoffkonzentrationen in den Zellen 5 bis 8 dargestellt. Vielzellenprobleme sind sehr rechenzeitintensiv (mehr als 10 Stunden CPU-Zeit). Daher war es wichtig zu zeigen, daß die Ergebnisse von Wenigzellen-Rechnungen (hier 4) für die Parameter Druck (Abb. 4) und Temperatur gut mit denen von Vielzellen-Rechnungen übereinstimmen. Ein Bericht zu diesen Untersuchungen ist in Vorbereitung.

Durch die Anschaffung einer IBM/RISC 6000-370 Workstation lassen sich die mehrstündigen CONTAIN-Rechnungen nun etwa doppelt so schnell wie an dem IBM 3090-Großrechner des KfK durchführen. Zudem wird es erst durch diese Investition möglich, Quelltermstudien für unterschiedliche Reaktorentwürfe mit vertretbarem Aufwand zu machen. Die Installation der Workstation, sowie die Implementierung der benötigten Rechenprogramme (CONTAIN, DRUCON, IMPAIR und MELCOR) und deren Tests geschahen in den letzten Monaten des Jahres. Insbesondere wurde auch eine voll interaktive Version des MELCOR-Graphiksystems implementiert.

Tests von MELCOR umfaßten den Unfallverlauf in einem Siedewasser-Reaktor, der von SNL mitgeliefert wurde, sowie diverse Blowdown-Rechnungen, die das Ausblasen eines heißen Wasser-Dampf-Gemisches aus dem Reaktordruckbehälter in den Sicherheitsbehälter simulieren. Mit Vorarbeiten zur Erstellung eines MELCOR-Eingabedatensatzes für EPR-Unfallanalysen wurde begonnen. Diese Daten wurden zusammen mit KWU/Siemens erarbeitet.

Die Untersuchungen zur Jodproblematik wurden durch Literaturstudien und Rechnungen mit IMPAIR 3 intensiviert. Die Anzahl der Veröffentlichungen zu diesem Thema ist in den letzten Jahren sprunghaft gestiegen. So wird immer deutlicher, daß die kritischen Größen zur Bestimmung des Jodquellterms der pH-Wert und der Strahlungspegel im Sumpfwasser sind. Beide werden von IMPAIR 3 als Eingabegröße benötigt und werden bis jetzt nur grob abgeschätzt. Genauere Untersuchungen müssen sich auf neueste Versionen von CONTAIN bzw. auf Module des amerikanischen TRENDS-Codesystems abstützen. Erste Kontakte zum weiteren Vorgehen hierzu sind geknüpft. Zu dieser Problematik wird ausführlicher in dem KFK-Bericht 5199 Stellung genommen.

Maximalwerte einiger wichtiger Parameter

Alternative 1 "Vollfilterung",
 Alternative 2 "Axiale Teilfilterung"
 Alternative 3 "Radiale Teilfilterung".

	Alternative		
	1	2	3
Druck /bar	8.5	5.7	14.3
Zeitpunkt Druckmaximum / d	10.5	8	14
Temperatur/°C			
Containmentatmosphäre	165	145	182
Containmentschild innen			
gekühlter Teil	108	70	51
ungekühlter Teil	149	129	175
Kühlluft Aufheizspanne	74	16	21
Wärmestrom / MW			
über gekühlte Hülle	8.2	8.9	7.1
davon Konvektion	4.9	6.2	1.5
Strahlung	3.3	2.7	5.6
mit Kühlluft	7.2	8.5	6.8
Kühlspalt			
Strömungsgeschwindigkeit / m/s	0.60	2.9	3.1
Volumendurchsatz/(10 ⁵ m ³ /h)	3.2	15.7	10.2

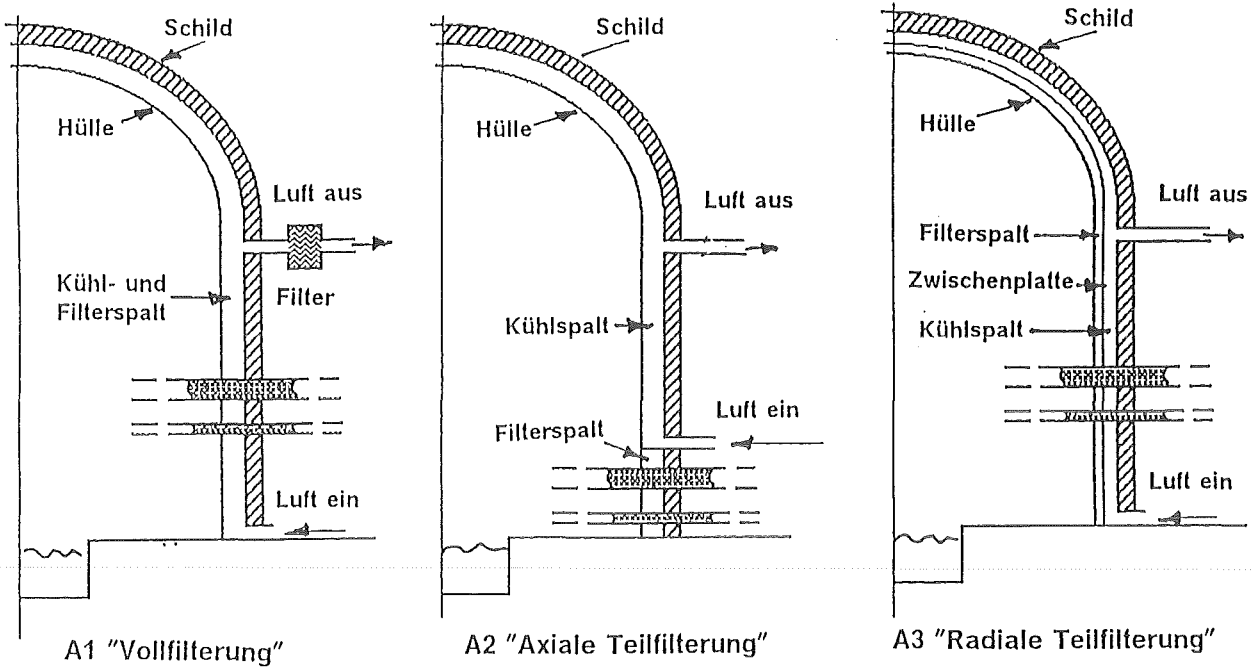


Abb. 1 Konstruktive Alternativen für den Ringraum mit Naturzugkühlung

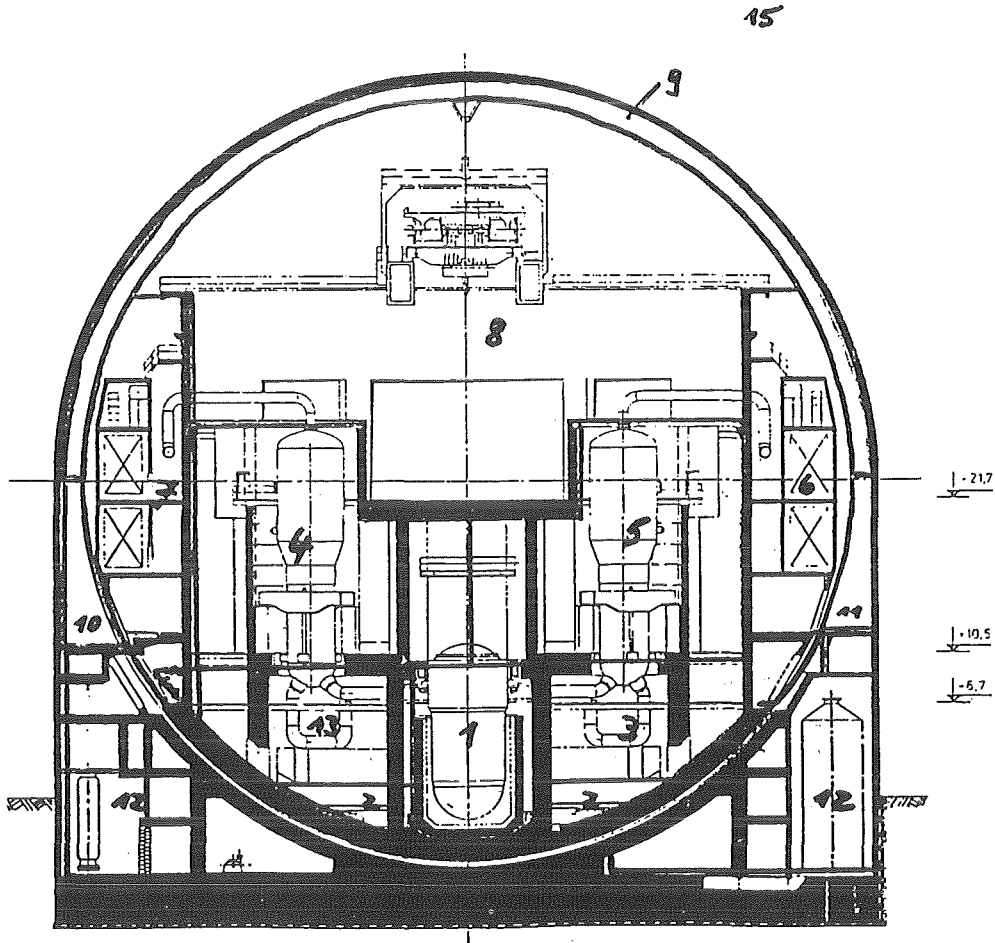


Abb. 2: 15 Zellenmodell eines ringraumgekühlten DWRs

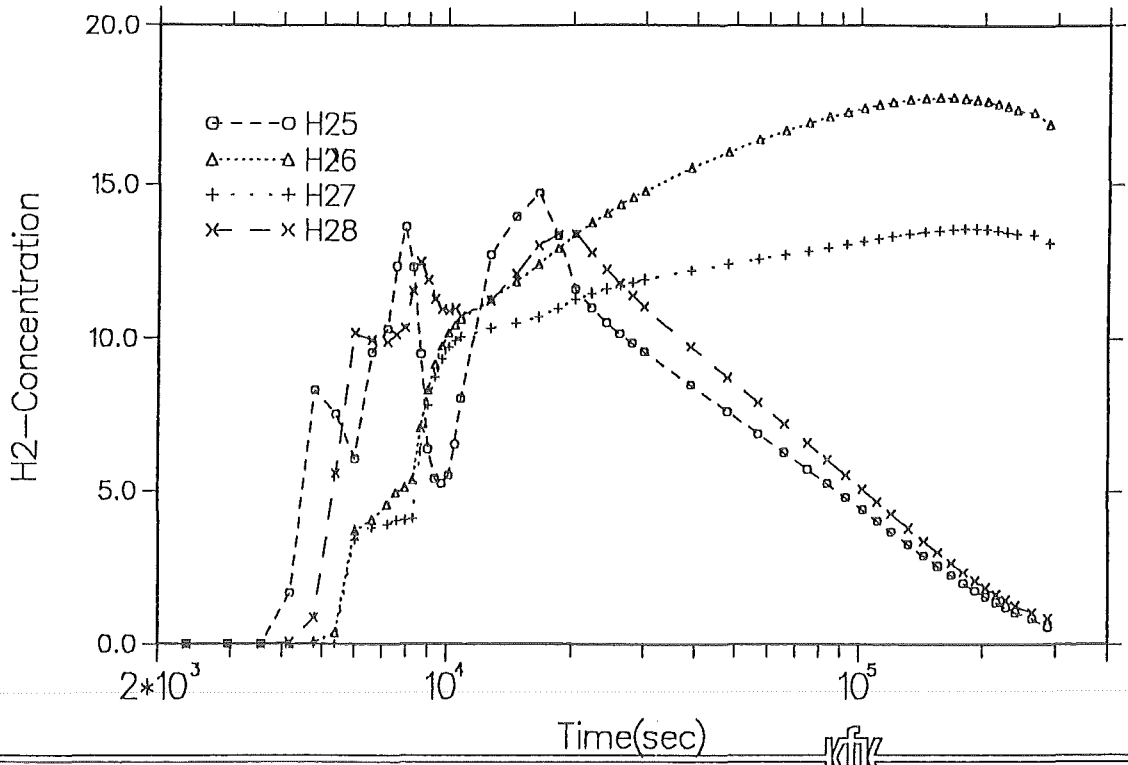


ABB. 3 LWR 15-Cell Calculation (H-Burn on)

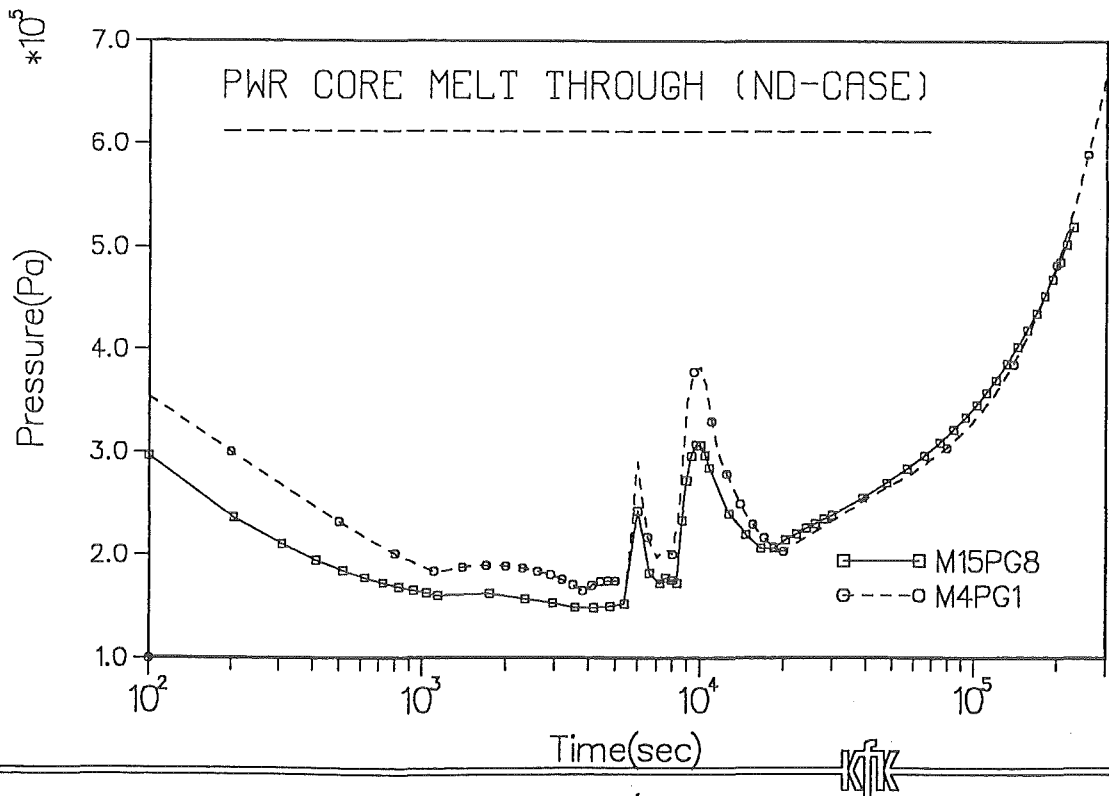


ABB. 4 Comparison 4-Cell/15-Cell Model

32.12 BESCHREIBUNG VON UNFALLVERLÄUFEN

32.12.05 Analyse zu anlageninternen Notfallmaßnahmen

I. CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennstabverhalten bei schweren Reaktorstörfällen

Experimental Results of the CORA Test Program on the LWR Fuel Element Behavior in Severe Reactor Accidents

(P. Hofmann, G. Schanz, S. Hagen, IMF; V. Noack, INR; L. Sepold, G. Schumacher, HIT)

Abstract:

In the framework of the CORA program the chemical interactions among fuel element (core) materials that may occur with increasing temperature up to complete melting have been examined. The high-temperature material behavior of PWR, BWR, and VVER-1000 fuel rod bundles has been studied in large-scale integral experiments and extensive separate-effects tests. In many cases, the reaction products are liquid at temperatures above 1200 °C or have lower eutectic melting points than their original components. This results in a relocation of liquefied components, often far below their original melting points. Control rod materials can separate from fuel materials by a non-coherent stage-by-stage relocation process; this may cause recriticality problems during flooding of a partially degraded core with unborated water. Similarly, molten unoxidized Zircaloy cladding can relocate away from the decladged UO₂ fuel rods. Significant relocation of UO₂ dissolved in molten unoxidized Zircaloy can begin at the Zircaloy melting temperature (1760 °C), about 1000 K below the melting point of UO₂. Quenching (flooding) of the degraded bundles results in locally enhanced Zircaloy/steam reactions causing a renewed temperature rise, a meltdown of materials, and an additional strong H₂ generation.

The experimental results have contributed substantially to the understanding of the high-temperature core material behavior in severe reactor accidents, and provided a unique data base for the development, improvement, and validation of material-behavior models and severe accident system codes.

Kurzfassung

Bei vorübergehend unwirksamer oder unzureichender Notkühlung kann ein LWR-Kühlmittelverluststörfall zu einem Unfall mit schweren Kernschäden im Vorfeld des Kernschmelzens führen. In diesem Zusammenhang wird das physikalisch-chemische Materialverhalten von LWR-Brennelementen bis ca. 2400 °C beschrieben. Von besonderer Bedeutung sind die Bestimmung kritischer Temperaturen, oberhalb derer es zur Bildung flüssiger Phasen infolge chemischer Wechselwirkungen der Brennelement-Komponenten miteinander kommt, und die Aufklärung des Einflusses, den diese auf die Schadensfortpflanzung ausüben. Es wurden sowohl integrale Experimente mit 2 m langen DWR-, SWR- und WWER- Brennstabbündeln (CORA-Versuchsprogramm) als auch umfangreiche Einzeleffektuntersuchungen im Labormaßstab mit Proben aus den Komponenten durchgeführt. Die Versuchsergebnisse zeigen, daß erste flüssige Phasen infolge chemischer Wechselwirkungen der Inconel-Abstandshalter mit den Zircaloy-Hüllrohren sowie der Absorbermaterialien (Ag, In, Cd) mit Zircaloy bzw. B₄C mit rostfreiem Stahl bereits ab etwa 1000 °C auftreten, deren weiträumige Verlagerung aber erst oberhalb 1250 °C einen großen Einfluß auf die weitere Schädigung des Bündels bzw. Cores hat. Oberhalb des Schmelzpunktes von Zircaloy (≥ 1760 °C) löst die metallische Schmelze UO₂-Brennstoff chemisch auf und trägt ganz wesentlich zur flüssigen Umverlagerung des UO₂ bereits etwa 1000 K unterhalb seines Schmelzpunktes sowie zur Ausbildung von Kühlkanalblockaden (Krusten) bei. Zum Zusammenschmelzen der restlichen, noch festen Materialien und zur Verlagerung keramischer Schmelzen sind Temperaturen bis etwa 2850 °C erforderlich, die nicht in der CORA-Versuchsanlage erreicht werden.

Aufgrund der experimentellen Ergebnisse und von thermodynamischen Betrachtungen können drei deutlich voneinander getrennte Temperaturbereiche definiert werden, in denen es im Reaktorcore zur Bildung von flüssigen Phasen kommt, die zu starken Materialverlagerungen und unterschiedlichen Coreschäden Anlaß geben. Die Kenntnis der Temperaturbereiche ist im Hinblick auf Unfallschutzmaßnahmen von großer Bedeutung. Das Abschrecken eines überhitzten Brennelementes mit Wasser von unten (Simulation des Flutvorganges) führt als Folge einer intensivierten Oxidation metallischer Bestandteile zunächst zu einer erneuten Aufheizung mit lokaler Schmelzenbildung und erheblicher Wasser-

stoffentwicklung in sehr kurzer Zeit. In einem SWR (Siedewasserreaktor) kann es aufgrund der frühzeitigen Verflüssigung und Verlagerung des B_4C -Absorbermaterials ($\geq 1250\text{ °C}$) beim nachfolgenden Fluten des teilzerstörten Reaktorcores mit unboriertem Wasser zu lokalen Rekritikalitäten kommen.

1. Einleitung

Die Entwicklung des Störfalls am TMI 2-Reaktor bei Harrisburg hat gezeigt, daß selbst ein deutliches Überschreiten der Auslegungstemperatur von 1200 °C als Folge eines kleinen Lecks im Kühlsystem eines Leichtwasserreaktors (LWR), in Kombination mit einem zeitweisen Ausfall der Notkühlung nicht zwangsläufig zum unkontrollierten Kernschmelzunfall führen muß. Trotz der schweren Schäden an den Brennelementen, u.a. durch Schmelzen weiter Bereiche, konnte der TMI-Kern in einen kühlbaren Zustand überführt werden.

Zur Untersuchung derartiger Unfallabläufe, die zu schweren Kernschäden ("severe fuel damage"; SFD) führen, werden in den CORA-Versuchen Brennstabbündel elektrisch mit einer Temperaturanstiegsrate von 1 K/s unter Anwesenheit von Wasserdampf aufgeheizt. Die erreichten maximalen Temperaturen liegen bei 2400 °C . Das heiße Brennstabbündel wird nach der Aufheizung entweder langsam oder mit Hilfe einer Abschreckvorrichtung so rasch abgekühlt, als ob kaltes Notkühlwasser von unten in den Reaktorkern gelangt. Die Bedingungen in der CORA-Anlage simulieren somit Teilabläufe von noch beherrschbaren oder letztlich zum Kernschmelzen führenden Unfällen. Nach Kenntnis der dabei wesentlichen Schadensmechanismen werden sich u.a. Aussagen darüber machen lassen, wie lange der Kern bei Temperaturtransienten noch eine kühlbare Geometrie besitzt.

Bezüglich des chemischen Verhaltens von Reaktorkern-Materialien läßt sich generell sagen, daß die Mehrzahl der verwendeten Komponenten bei ausreichend hoher Temperatur miteinander oder der Umgebung (Wasserdampf) chemisch reagieren, da das Vielkomponentensystem thermodynamisch nicht stabil ist [1].

2. CORA-Versuchsanlage

Die Versuchsanlage CORA mit dem Versuchsbrennstabbündel in der Mitte ist schematisch in Abbildung 1 dargestellt. Der überhitzte Dampf, der vom Verdampfer und Überhitzer kommt, tritt am unteren Ende in die Teststrecke ein. Der nicht verbrauchte Dampf und der durch die Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion entstandene Wasserstoff strömen vom oberen Bündelaustritt über zwei parallele Kondensatoren in eine Mischkammer, in der die Wasserstoffmenge ausreichend

mit Luft verdünnt wird, um die Gefahr einer Knallgas-Explosion zu vermeiden. Unterhalb der Teststrecke befindet sich der mit kaltem Wasser gefüllte Zylinder, der zum Abschrecken angehoben wird und das aufgeheizte Testbündel umhüllt. Oberhalb des Hochtemperaturschirms ist der Schwallkondensator angeordnet, der der Sicherheit des Anlagenbetriebs von CORA dient [2].

Die Teststrecke selbst besteht im wesentlichen aus dem Versuchsbündel mit 2 m langen Brennstabsimulatoren, die durch drei Abstandshalter in ihrer Position gehalten werden und von einem Dampfführungsrohr (shroud) umgeben sind (Abbildung 2). Pro Bündel können maximal 57 Stäbe eingesetzt werden. Beim 25-Stab-Bündel (typische DWR-Testanordnung) sind 16 Stäbe auf einer Länge von 1 m beheizt. Die Aufheizung erfolgt elektrisch mit Hilfe von Wolfram-Heizelementen, die sich im Zentrum der Stäbe befinden und von UO_2 -Ringpellets umgeben sind. Insgesamt steht eine elektrische Heizleistung von 96 kW zur Verfügung, die in drei Gruppen auf die beheizten Stäbe aufgeteilt werden kann. Die unbeheizten Stäbe sind mit UO_2 -Vollpellets gefüllt und entsprechen damit in ihrem Aufbau genau den LWR-Stäben [2].

In Abbildung 2 ist ein Teil der verschiedenen untersuchten Querschnitte der Brennelementsimulatoren dargestellt. Das linke Bild zeigt den Querschnitt eines Druckwasserreaktor-Brennelementsimulators mit den beheizten und unbeheizten Brennstäben sowie zwei (Ag, In, Cd)-Absorberstäben. Das mittlere Bild stellt den Querschnitt eines Siedewasserreaktor-Brennelementsimulators mit einem Teil des B_4C -Absorberkreuzes zwischen den beiden Brennelementkästen dar. Das rechte Bild zeigt den Querschnitt eines VVER-1000-Brennelementsimulators mit einem B_4C -Absorberstab. Darüberhinaus wurden zwei Experimente mit größeren Bündelquerschnitten durchgeführt (s. Kap. 3 Versuchsprogramm).

Als wesentliche Materialien für die Brennstabsimulatoren sind Original-DWR-Hüllrohre aus Zircaloy-4 und -UO_2 -Pellets verwendet. Beide Typen von Brennstabsimulatoren, beheizt und unbeheizt, können mit einem Innendruck von bis zu 100 bar beaufschlagt werden, um den Einfluß von geblähten und geborstenen Hüllrohren auf das Verhalten im Hochtemperaturbereich zu untersuchen. Darüberhinaus enthalten die Testbündel Absorbermaterial, d. h. eine (Ag,In,Cd)-Legierung für den DWR-Typ und B_4C für den SWR-Typ. Für die Experimente mit russischen WVER-1000-Brennelementsimulatoren wurde originales ZrNb1-Hüllmaterial, ferner UO_2 -Ringpellets, B_4C -Absorbermaterial und Abstandshalter aus rostfreiem Stahl benutzt.

Die Vorteile der Out-of-pile-Versuchsanlage CORA liegen vor allem in der Zugänglichkeit des Testbündels nach dem Versuch: Der Hochtemperaturschirm

kann abgesenkt und das Bündel ohne irgendwelche Handhabung im "eingefrorenen" Zustand betrachtet werden. So kann die Gefahr der mechanischen Einwirkung auf stark versprödete Komponenten und deren nachträgliche Fragmentierung vermieden werden. Ein weiterer Vorteil der CORA-Anlage besteht in der Möglichkeit, auf Temperatur befindliche Brennelemente mit kaltem Wasser abzuschrecken. Durch diesen Vorgang kann das Fluten eines teilzerstörten Reaktorcores mit Wasser simuliert und die dadurch zusätzlich entstehenden Schäden (Fragmentierung des stark versprödeten Hüllmaterials) untersucht werden.

Eine vielfältige und umfangreiche Versuchsinstrumentierung ermöglicht die intensive Untersuchung des Schadensablaufs. So wird die Temperatur im Testbündel mit Hilfe von Hochtemperatur-Thermoelementen und Quotientenpyrometern gemessen. Die Gaszusammensetzung, insbesondere der Wasserstoffanteil der Versuchsatmosphäre, wird mit zwei Quadrupol-Massenspektrometern bestimmt. Die Verwendung von sog. Videokopen (Videokameras mit optischem System zum Durchblick durch den Druckbehälter der Versuchsanlage und die Bündelisolierung direkt auf das Brennstabbündel) erlaubt die kontinuierliche Registrierung der Schadensentwicklung des Bündels auf Videofilm und per Fotografie [2].

3. Versuchsprogramm

3.1 Integrale Bündelexperimente

Das CORA-Programm besteht aus insgesamt 19 international abgestimmten Versuchen mit UO_2 -Bündeln. Der experimentelle Teil wurde mittlerweile abgeschlossen, die Nachuntersuchungen der Bündel wird noch einige Zeit in Anspruch nehmen. Um den unterschiedlichen Schadensablauf im Kern eines Druckwasserreaktors, eines Siedewasserreaktors (SWR) und eines DWR russischer Bauart (WWER) zu untersuchen, waren die Versuchsgebündel unterschiedlich aufgebaut; dies gilt auch für die Anordnung der Stäbe mit den Absorbermaterialien (Ag,In,Cd) und B_4C . Die Anordnung der Brenn- und Absorber-Stäbe kann der Abbildung 2 entnommen werden.

Die CORA-Experimente sind in Tabelle 1, aus der die verschiedenen Randbedingungen hervorgehen, aufgelistet. Die Versuche CORA-2 und CORA-3 sollten die Brennstab/Hülle- Wechselwirkung und die des Inconel-Abstandhalters mit dem Hüllwerkstoff Zircaloy-4 demonstrieren [3]. Dabei wurde CORA-3 als Hochtemperaturesperiment ($T \approx 2400^\circ\text{C}$) gefahren. In den Versuchsgebündeln CORA-5 und CORA-12 waren DWR-typische Absorbermaterialien (Ag,In,Cd) eingesetzt [4]. CORA-12 war außerdem der Versuch, in dem das heiße Bündel abgeschreckt wur-

de (Quenching). CORA-16 war der erste Test mit SWR-Materialien ohne und CORA-17 mit Abschreckung [5]. Im Bündel CORA-15 wurden alle Stäbe, bis auf die zwei Absorberstäbe, mit Innendruck beaufschlagt, um den Einfluß des Aufblähens der Brennelement-Hüllrohre auf das Materialverhalten des Gesamtbündels zu untersuchen. Bei CORA-9 wurde ein erhöhter Systemdruck (Außendruck) von 10 bar simuliert, um ein Kollabieren der Hüllrohre auf den Brennstoff zu bewirken. Die Versuche CORA-7 und CORA-18 waren das DWR- bzw. SWR-Experiment mit einer größeren Anzahl von Brennstäben (57 bzw. 48 gegenüber 25 bzw. 18 bei den kleineren Bündeln zuzüglich der Absorberstäbe) zwecks Untersuchung der axialen und besonders der radialen Schmelzverlagerungen sowie der Bildung von Krusten (Blockaden). Die Experimente CORA-7 und CORA-18 wurden bei Temperaturen unterhalb 2000 °C beendet, um Informationen über die chemische Zusammensetzung der Reaktionsprodukte bei "tieferen" Temperaturen zu erhalten. CORA-13 war ein DWR-Experiment mit Abschreckung durch Wasser bei höherer Temperatur als bei CORA-12. Der Versuch CORA-13 wurde von der OECD/CSNI als Internationales Standardproblem (ISP-31) für einen Codevergleich ausgewählt [6,7]. CORA-28 und -29 waren Experimente mit voroxidierten Bündelkomponenten. Die Versuche CORA-30 und -31 wurden mit einer geringeren Anfangsaufheizrate (0,2 - 0,3 K/s) als alle vorangegangenen Versuche (1 K/s) durchgeführt, um das Brennelementverhalten bei einem schweren Reaktorstörfall zu untersuchen, der sich von einem abgeschalteten Reaktor nach Ausfall der Wärmeabfuhr entwickelt. Die geringeren Aufheizraten bewirken die Bildung von dickeren Oxidschichten auf den Brennstab-Hüllrohren bevor flüssige Phasen entstehen und haben einen Einfluß auf die Bildung von Schmelzen und deren Verlagerung. In dem DWR-Experiment CORA-10 war beabsichtigt TMI-2-Unfallbedingungen zu simulieren, mit dem unteren Bündelende im Wasser und einer reduzierten Dampfzufuhr. Durch den großen axialen Temperaturgradienten sollte die Krusten- bzw. Blockadenbildung durch verlagerte Schmelzen untersucht werden. Aus Sicherheitsgründen (Dampfexplosion) konnte das Experiment jedoch nicht wie ursprünglich geplant durchgeführt werden. Der gewünschte axiale Temperaturgradient wurde durch Entfernung der Isolation am unteren Bündelende realisiert. CORA-33 war ein SWR-Test in dem das Materialverhalten unter sogenannten "dry core conditions" bei kleiner Aufheizrate von etwa 0,3 K/s untersucht wurde. In dem Versuch CORA-W1 wurde das Hochtemperatur-Materialverhalten von russischen WWER-1000-Brennelementen ohne Absorbermaterial und in dem Versuch CORA-W2 mit B₄C-Absorbermaterial untersucht. Die WWER-1000-Brennstäbe sind in einem hexagonalen Gitter angeordnet. Alle verwendeten Komponenten waren Originalmaterialien [8].

3.2 Einzeleffektuntersuchungen

Parallel zu den integralen Bündelexperimenten wurden umfangreiche Einzeleffektuntersuchungen durchgeführt, um die chemischen Wechselwirkungen der verschiedenen Corekomponenten miteinander quantitativ beschreiben zu können. Folgende Materialkombinationen wurden untersucht [9 - 20].

- UO₂/Zircaloy (fest, flüssig),
- Zircaloy/rostfreier Stahl,
- Zircaloy/Inconel,
- (Ag, In, Cd)/Zircaloy,
- B₄C/rostfreier Stahl und
- B₄C/Zircaloy.

Darüberhinaus wurde der Einfluß von dünnen Oxidschichten auf der Zircaloy-Oberfläche auf die chemischen Wechselwirkungen ermittelt [12 - 14]. Die Ergebnisse der Einzeleffektuntersuchungen werden benötigt, um das komplexe Materialverhalten in integralen Experimenten beschreiben zu können. Sie bilden gleichzeitig die notwendige Datenbasis für die Entwicklung von Materialverhaltensmodellen, die in Codesystemen wie ATHLET-CD, ICARE, KESS, MELCOR und SCDAP/RELAP 5 zur Beschreibung der Kernzerstörung zum Einsatz kommen [21].

4. Versuchsablauf und Nachuntersuchung des Bündels

Der Versuchsablauf läßt sich in drei Phasen unterteilen: In den ersten 3000 s wird das Bündel von dem im Dampfüberhitzer auf ca. 600 °C vorgeheizten Argon vorgewärmt. Im Zeitbereich von 3000 s bis etwa 5000 s wird elektrische Leistung eingespeist, die mit der Zeit linear von 6 kW bis zum vorgegebenen Maximalwert ansteigt. Ab 3300 s wird zusätzlich zum Argon überhitzter Dampf (2 g/s bis 6 g/s) in die Teststrecke eingeleitet. Der Versuch wird durch die Reduktion der elektrischen Leistung und die gleichzeitige Unterbrechung der Dampfzufuhr beendet. Die Abkühlung des Versuchs Bündels erfolgt entweder langsam oder schnell, d. h. durch Abschrecken mit kaltem Wasser [2].

Nach dem Versuch wird das Testbündel sorgfältig fotografiert, zur Fixierung in Epoxidharz eingegossen und nach dem Ausbau aus der Versuchsanlage zwecks Herstellung von Quer- und Längsschnitten zertrennt. Die darauffolgende Herstellung von metallographischen Schlifften schafft die Voraussetzung für die Untersuchung der vielfältigen Wechselwirkungsprozesse zwischen den Komponenten eines LWR-Brennelements. Neben der mikrostrukturellen Untersuchung ist die Analyse der chemischen Zusammensetzungen der entstehenden Reaktionspro-

dukte und der erstarrten Schmelzen von besonderer Bedeutung. Mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops werden energiedispersive (EDX) und wellenlängendispersive (WDX) Röntgenanalysen durchgeführt [3,6,7]. Anhand dieser Ergebnisse lassen sich durch einen Vergleich mit Ergebnissen aus parallel durchgeführten Einzeleffektuntersuchungen Aussagen über die Art der chemischen Wechselwirkungen und deren Ausmaß machen [20]. Die zusätzliche Beurteilung der entstandenen Gefüge unter Zuhilfenahme vorhandener Informationen aus Phasendiagrammen ergibt außerdem Hinweise auf örtlich erreichte Maximaltemperaturen, auf die Bildung schmelzflüssiger Phasen und ihre Wiedererstarrungstemperatur [1].

5. Versuchsergebnisse

Im nachfolgenden sollen nicht die Ergebnisse der einzelnen CORA-Versuche beschrieben und diskutiert werden, sondern es wird das Materialverhalten übergreifend dargestellt [1,3,6,8,22 - 27].

5.1 Makroskopisches Erscheinungsbild der Bündel nach dem Test

Um das integrale Materialverhalten eines Testbündels, das einer Temperaturtransiente unterworfen wurde, beschreiben und im Detail erklären zu können, sind die Ergebnisse von Einzeleffektuntersuchungen mit heranzuziehen [20]. Ohne diese Ergebnisse in Bezug auf die Temperaturabhängigkeit der Reaktionen sowie die chemische Zusammensetzung und Mikrostruktur der dabei entstandenen Reaktionsprodukte wäre der beobachtete Endzustand des Bündels und der Weg dahin nicht zu beschreiben.

Das makroskopische Aussehen des Testbündels CORA-5 nach dem Versuch ist in Abbildung 3 dargestellt [4]. Es handelt sich um ein DWR-Testbündel mit einem zentralen (Ag,In,Cd)-Absorberstab, zwei Zircaloy-4 und einem Inconel-Abstandshalter. Die maximale Hüllmaterialtemperatur betrug ca. 2000 °C. Man erkennt die ausgedehnte Zerstörung des Testbündels mit einer starken Oxidation der Hüllrohre, die Bildung metallischer und keramischer Schmelzen, die in unterschiedlichen axialen Höhen erstarren und verschieden große Bündelblockaden bilden. Die Querschliffe von verschiedenen axialen Ebenen (Abb. 3) lassen deutlich den Umfang des Bündelschadens erkennen. Der untere Querschliff (208 mm) zeigt noch die ursprüngliche Brennstab- und Absorberanordnung, die aus 16 beheizten und 8 unbeheizten Brennstäben sowie einem Absorberstab mit Zircaloy-Führungsrohr bestand. Gleichzeitig erkennt man verlagerte metallische Schmelzen, die z.T. das Zircaloy-Hüllmaterial chemisch attackieren. Der obere Querschliff (853 mm) zeigt einen Schnitt durch die Zircaloy-Abstandshalterebene. Das Hüll-

material ist nahezu vollständig weggeschmolzen unter gleichzeitiger Auflösung eines Teils des festen UO_2 -Brennstoffes. Die erstarrte Schmelze findet sich teilweise im mittleren Bündelbereich wieder. In diesem Bereich (408 mm) erkennt man eine starke Oxidation des Hüllmaterials. Der noch metallische Teil zwischen der ZrO_2 -Schicht und dem UO_2 war geschmolzen und verlagerte sich; die entstandenen ringförmigen Hohlräume sind deutlich zu erkennen (Abbildung 3) [4]. Der Absorberstab ist im oberen Bündelbereich vollständig abgeschmolzen.

Das Hochtemperatur-Materialverhalten eines großen SWR-Bündelsimulators ist in Abbildung 4 dargestellt. Auch hier erkennt man starke Oxidationsreaktionen im oberen Bündelbereich sowie die Bildung verschiedener Schmelzen. Der obere Bündelquerschnitt (1158 mm) aus der nicht beheizten Zone läßt gut die ursprüngliche Anordnung der 48 Brennstäbe und der B_4C -Absorberplatte mit den 11 Absorberstäben im Spalt zwischen den beiden Brennelementkästen erkennen. Im mittleren und oberen Bündelbereich (siehe mittlerer Querschnitt, 702 mm) sind die B_4C -Absorberplatte und die Zircaloy-Brennelementkästen infolge Verflüssigung und Verlagerung vollständig verschwunden. Die Schmelzen erstarren in unterschiedlichen axialen Höhen, d. h. bei unterschiedlichen Temperaturen im unteren Bündelbereich (siehe unterer Querschnitt, 254 mm).

Im Prinzip war das makroskopische äußere Erscheinungsbild aller Brennelementsimulatoren sehr ähnlich. Lediglich bei dem DWR-Test CORA-3 mit maximalen Temperaturen von ca. 2400°C , gegenüber den sonst üblichen 2000°C , kam es zu einer stärkeren Bündelzerstörung mit ausgeprägter Schmelzenbildung und einer massiven Bündelblockade (100 %) im unteren kühleren Bereich [3]. Im Detail zeigten sich jedoch von den Randbedingungen (Versuchsparameter) abhängige unterschiedliche Materialverhaltensweisen während der Temperaturtransienten.

5.2 Temperatureskalation

Die kritische Temperatur, oberhalb der es zu einer unkontrollierten Temperatureskalation infolge der stark exothermen Zirkonium/Wasserdampf-Reaktion kommt, hängt entscheidend vom Wärmeverlust des Bündels, d.h. von der Bündelisolierung ab (In dem Versuch CORA-10 war der untere Bündelabschnitt nicht mit Isolationsmaterial versehen worden. In diesem Bereich fand keine Eskalation der Temperatur statt). Bei der guten Bündelisolierung in der CORA-Versuchsanlage beginnt die Temperatureskalation zwischen 1100 und 1200°C , die zu einer maximalen Aufheizrate von 15 K/s führt [3,6,8]. Die maximal erreichten Temperaturen betragen etwa 2000°C ; die entstehenden Oxidschichten bzw. der vollständige Konsum des verfügbaren Dampfes ("steam starvation") begrenzen die Temperatureskalation infolge geschwindigkeitsbestimmender Diffusionsvorgänge im Ma-

terial selbst bzw. im Gasraum. Die Temperatureskalation beginnt in der heißeren oberen Bündelhälfte und die Oxidationsfront wandert dann von dort nach oben und unten (in Abbildung 3). Die Ausbildung einer Eskalationsfront, deren Bewegung nach unten im Verlauf der Versuche deutlich aus den Temperaturlaufzeichnungen abgeleitet werden kann, ist die Ursache eines steilen axialen Temperaturprofils, das sich ebenfalls nach unten verschiebt. Das Temperaturprofil bestimmt wiederum die Höhe, in der die Erstarrung verlagertes Schmelzen erfolgt. Es ist daher anzunehmen, daß im Verlauf der Versuche laufend ein Wiederaufschmelzen erstarrten Materials bzw. eine Mehrfachverlagerung von Schmelze erfolgt, nachdem örtlich eine entsprechend wirksame Temperaturerhöhung eingetreten ist. Fortschreitende Oxidation der Schmelze, durch die eine fortgesetzte Bewegung behindert wird, könnte eine schrittweise Verlagerung ("stop and go") jeweils dann begünstigen, wenn metallische Schmelze aus stabilisierenden Oxidschichten austritt.

5.3 Verformung und Schmelzen des Hüllmaterials

Verursacht durch den Aufbau mechanischer Spannungen während der Oxidation und begünstigt durch Temperaturunterschiede über den Umfang der Hüllrohre kommt es im Temperaturbereich von ca. 1600 - 2000°C zu einem axialen Aufreißen und zu einer Abflachung von Hüllrohren ("flowering") [28]. Im Verlauf dieser Verformung schreitet auch die Innenoxidation der Rohre voran. Nach Erreichen des Schmelzpunktes von Zircaloy-Hüllmaterial bei etwa 1760 °C und/oder sauerstoffstabilisiertem α -Zr(O) bei ca. 2050 °C kommt es zur weiträumigen Verlagerung von Zircaloy-Schmelze, von Stellen ausgehend, an denen die Oxidschicht auf den Hüllrohren durch chemische und/oder mechanische Einwirkungen durchbrochen werden kann. Je länger jedoch ein gleichzeitiger Kontakt mit dem Brennstoff und ZrO_2 auf der Hüllrohroberfläche besteht, umso mehr überwiegt die UO_2 -Auflösung, da diese schneller ist als die ZrO_2 -Auflösung [1].

5.4 UO_2 -Auflösung

Heftige chemische Wechselwirkungen finden zwischen den metallischen Schmelzen aus dem Hüllrohrmaterial und festem UO_2 -Brennstoff statt. Das UO_2 wird dadurch 800 bis 1000 K unterhalb seines Schmelzpunktes (2850 °C) unter Bildung einer (Zr,U,O)-Schmelze verflüssigt [1,10,11,19]. Die UO_2 -Verflüssigung hat eine erhöhte Spaltproduktfreigabe zur Folge und stellt einen Mechanismus für eine "Niedrigtemperatur"-Umverlagerung des Brennstoffes im Reaktorcore dar. Die entstehenden (Zr,U,O)-Schmelzen erstarren in kühleren Bereichen unter Bildung von metallischen Kühlkanalblockaden (Krustenbildung) oder infolge Wechselwirkungen mit Wasserdampf unter Bildung von (Zr,U) O_2 . Alle CORA-Versuche haben

im oberen Bündelbereich starke Auflösungserscheinungen der UO_2 -Pellets erkennen lassen [3,6,8]. Während bei den maximal erreichten Temperaturen rein keramische Schmelzen noch nicht gebildet werden können, wird die Verlagerung von Schmelze hohen Uran- und Sauerstoffgehalts beobachtet, die bei der Erstarrung unter Bildung keramischer Phasen, in denen metallische Phasen Nebenbestandteile sind, zerfällt.

5.5 Abstandshalter

5.5.1 Inconel-Abstandshalter

Die Ni-Basislegierung Inconel 718 reagiert mit dem Zircaloy-Hüllmaterial eutektisch. Erste flüssige Phasen treten nach Einzeleffektuntersuchungen ab 1000 °C auf und führen oberhalb 1250 °C zu einer raschen Verflüssigung des Inconel-Abstandshalters. ZrO_2 -Schichten auf der Zircaloy-Oberfläche verzögern die eutektischen Wechselwirkungen mit Inconel und verschieben das Zusammenschmelzen des Abstandshalters zu höheren Temperaturen. In allen Fällen findet jedoch die Inconel-Verflüssigung infolge der Reaktion mit Zircaloy unterhalb seines Schmelzpunktes (1450 °C) statt [13,14]. Diese Verflüssigung konnte bei den CORA-Experimenten optisch direkt beobachtet werden und der Abschmelzvorgang war in ca. 50 Sekunden abgeschlossen [3]. Die entstehende zirkoniumreiche Schmelze bewirkte eine starke Schädigung der Brennelemente im Bereich des Abstandshalters. Schmelze aus dieser Wechselwirkung wurde in der gesamten unteren Bündelhälfte verteilt nachgewiesen und zum Teil im Bereich des unteren Abstandshalters aufgefangen.

5.5.2 Zircaloy-Abstandshalter

Das chemische Verhalten der Zircaloy-Abstandshalter unterscheidet sich deutlich von dem der Inconel-Abstandshalter. Die oberen, im heißen Bündelbereich befindlichen Abstandshalter schmelzen und tragen zur Verflüssigung von festem UO_2 bei. Die unteren kälteren Abstandshalter wirken als "Materialfänger" für feste und flüssige Bündelkomponenten und haben so einen wesentlichen Einfluß auf die Bildung von Kühlkanalblockaden [5]. Da sich Blockaden jedoch vorwiegend entsprechend der Erstarrungstemperatur der flüssigen Phasen ausbilden (bei den CORA-Bündel zwischen 100 und 500 mm Bündelhöhe), war die Wirkung als Materialfänger bei - 50 mm in den CORA-Versuchen nicht stark ausgeprägt.

5.5.3 Stahl-Abstandshalter

In den Experimenten mit russischen WWER-1000-Brennelement-Simulatoren (CORA-W1 und CORA-W2) kamen Abstandshalter aus rostfreiem Stahl zum Ein-

satz [8]. Das chemische Verhalten dieser Abstandshalter ist vergleichbar mit dem der Inconel-Abstandshalter. Bereits unterhalb des Schmelzpunktes des Stahles kommt es zur Bildung flüssiger Phasen infolge eutektischer Wechselwirkungen mit dem ZrNb1-Hüllmaterial. Die flüssigen Phasen tragen wesentlich zur Schadensfortpflanzung im Brennelement bei.

5.6 Verhalten von (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial

Von großem Interesse ist der Einfluß der Temperatur auf das Versagen des Absorberstabes. Für DWR-Absorberstäbe, bestehend aus (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial, Stahl-Hüllrohr und Zircaloy-Führungsrohr, wurde deutlich vorzeitiges Versagen nachgewiesen [7,8,9].

Das (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial schmilzt bereits bei ca. 800 °C und verbleibt zunächst innerhalb des Hüllrohrs aus Edelstahl, da es mit Stahl chemisch nicht reagiert. Durch eine exzentrische Lage des Absorberstabs innerhalb seines Zry-Führungsrohrs kommt es zum Kontakt zwischen Zircaloy und den Komponenten des Stahls unter Bildung verschiedener eutektischer Schmelzen zwischen 1200 und 1400 °C, also etwas unterhalb des Schmelzpunkts der Edelhüllhülle (1450 °C). Von diesem Zeitpunkt an beginnt sich die Absorber-Schmelze durch die Versagensstelle in Stahl- und Zry-Rohr hindurch auszubreiten. Zum einen wird der Spalt zwischen Hülle und Führungsrohr aufgefüllt, zum anderen fließt das Material nach außen in die Kühlkanäle und nach unten und reagiert mit den Brennelement-Hüllrohren. Es kommt zu einer weiträumigen Verlagerung der Absorberschmelze mit Gehalten an Zircaloy- und Stahl-Komponenten. Die Schmelze entsteht in ähnlicher Weise wie die, die sich aus der Wechselwirkung zwischen dem Zircaloy-Hüllrohr und dem Inconel-Abstandshalter ergibt (eutektische Reaktionen), und wird im gleichen Temperaturbereich beobachtet. Auch hier trägt die Schmelze zu frühzeitiger Schädigung der Brennstäbe bei "niedrigen" Temperaturen ganz wesentlich bei. Bei Vorhandensein von (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial bilden sich im Versuchsbandel durch erstarrte Schmelzen zwei Blockadebereiche aus. Die Bestandteile der zuerst verlagerten metallischen Schmelze sind vorwiegend (Ag,In,Zr,Fe,Cr,Ni), wobei sich der Cadmiumanteil in der Schmelze infolge Abdampfung stark verringert hat. Die andere Zone ist keramischer Art und besteht vorwiegend aus (U,Zr,O) [8].

In Abbildung 6 sind die axialen Materialverlagerungen für das DWR-Experiment CORA-29 dargestellt. Man erkennt die starken Materialverlagerungen vom oberen in den unteren Bündelbereich. In einer Bündelhöhe von ca. 500 mm bildet sich eine größere Blockade durch die erstarrten Schmelzen. Diese Blockade ist in Übereinstimmung mit dem axialen Temperaturprofil im Bündel vor Beendigung

des Tests. Die Querschnitte von verschiedenen Bündelhöhen zeigen deutlich das vollständige Zusammenschmelzen der beiden (Ag, In, Cd)-Absorberstäbe und deren Verlagerung, d. h. Verschwinden aus dem oberen Bündelbereich.

5.7 Verhalten von B_4C -Absorbermaterial

Borkarbid (B_4C) wird als Absorbermaterial in SWR benutzt. In Experimenten mit B_4C -Absorbermaterial beginnt die Schadensfortpflanzung mit dem Schmelzen der zweischichtigen Absorberumhüllung aus rostfreiem Stahl bei ca. 1250 °C. Das Schmelzen des Stahls wird durch eutektische Wechselwirkung mit dem B_4C -Absorbermaterial ausgelöst. Die Versagenstemperatur von 1250 °C, die deutlich unter dem Schmelzbereich von Stahl (ca. 1450 °C) liegt, ergibt sich durch die Bildung eutektischer Schmelzen aus den Bestandteilen des Stahls (Fe, Cr, Ni) und Bor auf der einen Seite sowie Kohlenstoff auf der anderen Seite. Einzeleffektuntersuchungen haben die Bildung erster flüssiger Phasen ab etwa 1000 °C ergeben [17,18].

Die entstandene Schmelze aus Borkarbid und Stahl bzw. die Komponenten der Schmelze reagieren mit der Kühlkanalwand aus Zircaloy ebenfalls eutektisch. Damit wird das Hüllmaterial Zircaloy bereits unterhalb seines Schmelzpunkts von 1760 °C verflüssigt. Die Folge dieser Schmelzpunktniedrigung ist der Beginn der Auflösung des UO_2 bei "niedrigen" Temperaturen, d. h. sogar unterhalb von 1760°C. Im oberen Bündelbereich ist die Zircaloy-Kühlkanalwand zerstört, so daß sich die Schmelze radial nach außen und unten ausbreiten kann. Als Folge davon bilden sich im unteren Bündelabschnitt Kühlkanalblockaden aus [5]. Abbildung 4 und 7 zeigen deutlich die beschriebenen Hochtemperatur-Materialverhaltensphänomene. In Abbildung 7 ist die axiale Materialumverlagerung mit einigen dazugehörigen Bündelquerschnitten für das SWR-Experiment CORA-33 dargestellt. Der obere Bündelbereich ist frei von B_4C -Absorbermaterial, das sich verflüssigt und verlagert hat.

5.8 Einfluß der Abschreckung ("quenching")

Der Flutvorgang in Versuch CORA-12 (aber auch in den anderen Abschreckversuchen) löste im oberen Bündelbereich ein verstärktes Abschmelzen von Bündelmaterialien aus, d.h. es verlagerten sich Schmelzen und Schmelztropfen nach unten, während sich die Wasserfront nach oben bewegte und keine elektrische Leistung mehr eingespeist wurde [6,27]. Es wird angenommen, daß das in das Bündel gebrachte Wasser und der entstehende Wasserdampf einen Thermoschock der versprödeten Materialien unter anderem unter Bildung neuer Oberflächen bewirken. Der Wasserdampf reagiert mit den metallischen Komponenten der neu ent-

standenen Oberflächen, und als Folge der exothermen Zr/H₂O-Reaktion kommt es zu erneuten lokalen Temperatureskalationen. Die dadurch hervorgerufene zusätzliche Wasserstoffbildung zu diesem Zeitpunkt ist sehr ausgeprägt und kann bis zu etwa 80 % des insgesamt entstandenen Wasserstoffs betragen. In Abbildung 8 ist dieser Sachverhalt für die beiden DWR-Experimente CORA-29 (langsame Abkühlung) und CORA-13 (schnelle Abkühlung durch Wasser) quantitativ dargestellt. Die Vielfalt mechanistischer Details dieser Abschreckeffekte ist noch völlig ungeklärt. Experimentelle und analytische Untersuchungen zu diesem Punkt sind in einer neuen Versuchsanlage geplant.

5.9 Einfluß der Bündelgröße

Die größeren Brennelement-Simulatoren (CORA-7 und CORA-18) mit 57 bzw. 48 Brennstäben zeigten das gleiche Materialverhalten mit steigender Temperatur wie die kleinen Bündel mit 25 bzw. 18 Brennstäben. Die Temperatureskalation begann bei ca. 1200 °C und ging selbst nach Leistungsabschaltung weiter, solange Dampf verfügbar war. Die (Ag, In, Cd)-Absorberstäbe und das B₄C-Absorber-element schmolzen oberhalb 1250 °C im oberen Bündelbereich und trugen ganz wesentlich zur Schadensfortpflanzung im Bündel bei. Nach den Versuchen waren die oberen Bündelbereiche frei von Absorbermaterial. Die Versuche mit großen Bündeln ergaben auch bezüglich der lateralen Schmelzausbreitung bisher keine neuen Erkenntnisse. Detaillierte Nachuntersuchungen und Analysen stehen allerdings noch aus. Es wurden daher alle nachfolgenden Versuche mit kleinen Bündeln durchgeführt.

5.10 Einfluß der Voroxidation

Das DWR-Brennelement CORA-29 wurde bei 750 °C für 2,5 h in der CORA-Versuchsanlage voroxidiert; die maximal erreichte ZrO₂-Schichtdicke betrug danach etwa 12 µm. Diese Schichtdicke hatte auf das Zusammenschmelzen des Bündels keinen Einfluß (s. Abb. 6). Deutlich dickere Oxidschichten mit Werten bis zu 45 µm wurden bei dem SWR-Bündel CORA-28 durch Voroxidation bei 1100 °C erhalten. Die dickeren Oxidschichten bewirken ein verändertes Materialverhalten. Die Temperatureskalation wird zu höheren Temperaturen verschoben und die Aufheizgeschwindigkeit ist deutlich kleiner als bei nicht voroxidierten Bündeln. Die Bildung flüssiger Phasen wird ebenfalls zu höheren Temperaturen verschoben und insgesamt entsteht weniger geschmolzenes Material. Aufgrund der schlechteren Benetzung der oxidierten Hüllrohroberflächen durch die entstehenden metallischen Schmelzen (candling-Effekt) verlagert sich ein großer Teil der

Schmelze im freien Fall (slumping) in den wassergefüllten Quenchzylinder am unteren Bündelende.

5.11 Einfluß der Aufheizrate

Eine geringere Aufheizrate führt zu einer stärkeren Oxidation des Zircalloys bevor es zu einer Temperatureskalation kommt und bewirkt einen ähnlichen Effekt wie eine Voroxidation. Die Temperatureskalation führt zu Anstiegsgeschwindigkeiten von etwa 1 K/s im Vergleich zu 15 K/s bei den anderen Experimenten. Die ZrO_2 -Schicht auf den Hüllrohroberflächen, die sich während der Aufheizphase bildet, verzögert die chemische Wechselwirkung zwischen dem Zircaloy und Wasserdampf, da die Sauerstoffdiffusion durch die Oxidschicht den geschwindigkeitsbestimmenden Schritt darstellt. Die verzögerte Oxidation hat eine geringere chemische Wärmeentwicklung pro Zeiteinheit und damit geringere Aufheizung zur Folge. Hinsichtlich des Materialverhaltens war zwischen einer Aufheizrate von 0,2 K/s (CORA-30) und 0,3 K/s (CORA-31) kein großer Unterschied festzustellen. Hinsichtlich möglicher Notfallschutzmaßnahmen bieten entsprechende Transienten günstige Ansatzpunkte, d. h. eine vergrößerte Zeitspanne zum Eingreifen.

5.12 Einfluß verringerten Dampfangebots

In den DWR-typischen Versuchen war 6 g/s, in den SWR-Versuchen 2 g/s Dampf eingespeist worden. In diesem Variationsbereich war kein Einfluß des Dampfangebots über die Versuchsdauer nachweisbar. In einem SWR-Versuch (CORA-33) wurde kein Dampf eingespeist, so daß durch Verdampfung aus dem Abschreckzylinder nur eine geringfügige Menge zur Verfügung stand. Unter diesen Bedingungen eines weitgehend ausgedampften Kerns ("dry core conditions") findet nur eine mäßige Oxidation der Bündelkomponenten statt und eine Temperatureskalation wird vermieden. Unter diesen Bedingungen kommt es zu einer umfangreichen Schmelzenbildung mit starken Materialverlagerungen und der Ausbildung einer großen Bündelblockade (s. Abb. 7). Allerdings ist zu beachten, daß unter diesen Randbedingungen im Falle einer späten Flutung bei hoher Kerntemperatur mit massiven Abschreckeffekten zu rechnen wäre, da noch große Anteile an metallischem Material für Oxidationsreaktionen zur Verfügung ständen.

5.13 Wasserstoffbildung

Infolge der exothermen Reaktion zwischen den Zr-Basislegierungen und Wasserdampf kommt es zur Bildung von Wasserstoff verbunden mit der Freisetzung chemischer Energie, die ganz wesentlich zur Aufheizung des Bündels beiträgt. Die ermittelten Daten sind in Tabelle 2 für den größten Teil der CORA-Experimente dargestellt. Die detaillierte Analyse der Daten steht noch aus. Von Bedeutung ist

der große Prozentsatz an Wasserstoff, der während der kurzen Zeit des Abschreckens des teilzerstörten Bündels mit Wasser entsteht (CORA-13 und CORA-17) [6,27]. Dies ist in Übereinstimmung mit Beobachtungen bei In-pile-Experimenten (LOFT-FP2, PBF-SFD).

5.14 Einzeleffektuntersuchungen

In Einzeleffektuntersuchungen wurden die chemischen Wechselwirkungen der verschiedenen Bündelkomponenten miteinander systematisch untersucht (s. Abschnitt 3.2). Ziel der Versuche war, Aussagen über die Reaktionskinetik in Abhängigkeit verschiedener Randbedingungen (z. B. der Voroxidation des Zircaloy) machen zu können. In Abbildung 9 sind die Ergebnisse in einem Arrhenius-Diagramm graphisch dargestellt [20]. Man erkennt den dominierenden Einfluß von rostfreiem Stahl, Inconel und (Ag, In, Cd) auf die chemischen Wechselwirkungen mit dem Zircaloy-Hüllmaterial [13 - 16]. Die Reaktionen laufen sehr schnell ab, und es kommt oberhalb 1250°C zu einer spontanen Verflüssigung der Komponenten. Selbst UO₂ kann durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial etwa 1000 K unterhalb seines Schmelzpunktes verflüssigt werden [10,11]. Die entstehenden flüssigen Phasen tragen entscheidend zur Schadensausbreitung in den Brennelementen (Reaktorkern), die deutlich beschleunigt wird bei. Dünne Oxidschichten auf der Zircaloy-Oberfläche verzögern die chemischen Wechselwirkungen und verschieben die kritische Temperatur der "Verflüssigung" der Komponenten zu höheren Werten.

6. Zusammenfassung der wesentlichen Ergebnisse

Im folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse aus den CORA-Experimenten und Einzeleffektuntersuchungen zusammengefaßt.

- Die Temperatureskalation durch die Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion beginnt in der oberen, d.h. heißeren Bündelhälfte bei ca. 1100 °C und breitet sich von dort nach unten und oben aus. Die maximal erreichten Temperaturen betragen ca. 2000 °C.
- Der Beginn des Brennstabversagens vollzieht sich bei den Versuchsbündeln ohne Absorbermaterial in der Ebene des Inconel- oder Stahl-Abstandshalters. Das Inconel bzw. der rostfreie Stahl reagiert mit dem Zircaloy bzw. ZrNb1 bereits deutlich unterhalb 1250 °C unter Bildung einer eutektischen Schmelze. ZrO₂-Schichten auf der Hüllrohräußenseite verzögern den Abschmelzvorgang und verschieben ihn zu höheren Temperaturen,

können ihn jedoch nicht verhindern. Oberhalb von 1250 °C kommt es zu einem vollständigen Abschmelzen des Abstandshalters innerhalb kurzer Zeit.

- Das Verhalten der Abstandshalter aus Zircaloy hängt von der örtlich erreichten Temperatur ab. Der obere Abstandshalter (heiße Zone) schmilzt teilweise ab und trägt zur chemischen Auflösung des UO_2 bei. Der untere Abstandshalter befindet sich in einer relativ kalten Zone und wirkt dort als Auffanggitter für herabgelaufene Schmelzen und herabgefallene Schmelztropfen sowie feste Hüllrohr- und Brennstoff-Bruchstücke.
- Der nicht oxidierte Teil der Zry-Hülle schmilzt aufgrund der höheren Temperaturen zunächst im oberen Bündelbereich. Durch ständig fortschreitende chemische Auflösung von UO_2 bilden sich (Zr,U,O) -Schmelzen mit unterschiedlichen Gehalten an Uran und Sauerstoff, die sich in den unteren Bündelbereich verlagern, nachdem die ZrO_2 -Schicht auf der Hüllrohroberfläche chemisch und/oder mechanisch versagt. Mit der Erstarrung der Schmelze im kälteren Bereich bilden sich Kühlkanal-Blockaden unterschiedlicher Größe aus.
- Dicke ZrO_2 -Schichten auf der Hüllrohraußenfläche verhindern das Weglaufen größerer Mengen metallischer Zircaloy-Schmelze, die dadurch im Kontakt mit dem UO_2 -Brennstoff verbleibt. Dünne ZrO_2 -Schichten werden durch metallisches Zircaloy chemisch aufgelöst. Dadurch kommt es zum lokalen Aufbrechen der Oxidschicht und zum Auslaufen der (Zr,O) -Metallschmelze.
- Die Verlagerung der Schmelze vollzieht sich zum überwiegenden Teil in Form eines Schmelzflusses entlang der Oberflächen ("candling") und in geringem Umfang im freien Fall in Tropfenform, d.h. ohne Kontakt zur Oberfläche der Materialien.
- Bei höheren Versuchstemperaturen von 2400 °C gegenüber 2000 °C ergeben sich größere Mengen abgeschmolzenen Materials und daraus folgend eine deutlich größere Blockadezone im unteren Bündelbereich. Es ist die Bildung einer ausgeprägten Kruste aus metallischen Material festzustellen, auf der sich keramische Schmelze ansammeln kann.
- Auf den erstarrten Schmelzklumpen sammeln sich Hüllrohr- und Brennstoff-Bruchstücke unterschiedlicher Größe an, die sich während der weiteren Abkühlung des Bündels bilden und verlagern. Die kleinsten Teilchen treten dabei als UO_2 -Pulver im Mikrometer-Bereich auf.

- Bei Vorhandensein von DWR-Absorbermaterial (Ag,In,Cd) beginnt der Versagensablauf mit der Freisetzung der (Ag,In,Cd)-Schmelze. Dabei reagiert die Schmelze jedoch überwiegend mit dem Zircaloy-Hüllrohrmaterial unter Bildung einer metallischen Schmelze des Typs (Ag, In,Zr). Aufgrund ihres Zirkonium-Gehaltes ist diese wiederum in der Lage UO_2 unterhalb des Zircaloy-Schmelzpunkts aufzulösen. Durch die unterschiedlichen Erstarrungstemperaturen der Schmelzen ergibt sich eine Schichtung derart, daß die metallischen absorbermaterialreichen Schmelzklumpen von später gebildeten metallischen und/ oder keramischen (Zr,U,O)-Blockaden überlagert werden.
- Im Versuch mit SWR-Absorbermaterial (B_4C) traten erste schmelzflüssige Phasen ab ca. 1250 °C durch das Versagen der Absorberstabhülle aus rost-freiem Stahl auf. Nach dem Versagen der Stahlhülle reagierte die entstandene B_4C /Stahl-Schmelze mit dem Zircaloy der Kühlkanalwand unter Bildung mehr-komponentiger Schmelzen eutektischer Zusammensetzungen. Die Reaktion führt zur Zerstörung der Kanalwand und damit zum Ausbreiten der Schmelze nach außen und vorwiegend nach unten. Als Folge der Schmelzbewegung kommt es zur Ausbildung von teilweisen Kühlkanalblockaden im unteren Bündelabschnitt.
- Das Hochtemperatur-Materialverhalten von russischen WWER-1000-Brennelementen ist in erster Näherung vergleichbar mit dem von westlichen DWR- und SWR- Brennelementen.
- Aufgrund der bisherigen Ergebnisse der integralen CORA-Experimente und der Einzeleffektuntersuchungen lassen sich 3 deutlich voneinander getrennte Temperaturbereiche definieren, in denen flüssige Phasen in unterschiedlichen Mengen auftreten (Abbildung 10). Die entstehenden Schmelzen tragen ganz wesentlich zur Schadensfortpflanzung in den Bündeln (Core) bei und bewirken mit der Temperatur zunehmende Coreschäden:

1200 - 1400 °C: lokale Brennelement- und Coreschäden

1800 - 2000 °C: starke Coreschäden

2600 - 2850 °C: vollständige Zerstörung dieser Corebereiche .

Die Coreschäden im mittleren Temperaturbereich hängen stark von der Co-reaufheizrate ab; je kleiner die Aufheizrate ist desto geringer ist die Schmelzenbildung. Bei Aufheizraten $< 0,1$ K/s kommt es nicht mehr zu einer zusätzlichen Schmelzenbildung in diesem Temperaturbereich, da das

Zircaloy-Hüllmaterial vollständig oxidiert ist, bevor es seinen Schmelzpunkt erreicht.

7. Schlußfolgerung

Bezogen auf die CORA-Experimente und Einzeleffektuntersuchungen läßt sich zusammenfassend feststellen, daß die Ergebnisse aus diesen Versuchen zum Verständnis des Materialverhaltens bei Reaktorstörfällen wesentlich beitragen. Der Vergleich der out-of-pile-CORA-Ergebnisse bezüglich des Materialverhaltens mit denen von In-pile-Experimenten sowie denen der Untersuchungen von Proben aus dem TMI 2-Kern (von denen einige in den Heißen Zellen des KfK analysiert wurden) zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Darüberhinaus konnten durch die CORA-Versuche neue Erkenntnisse hinsichtlich der Schadensauslösung und -fortpflanzung in einem LWR-Brennstabbündel gewonnen werden. Es lassen sich 3 Temperaturbereiche definieren, in denen es zu verstärkten Brennelement- bzw. Coreschäden kommt. Außerdem konnte der Einfluß des "Abschreckens" eines heißen Bündels (Simulation des Flutvorganges) sowie die vollständige Absorbermaterialverlagerung in bestimmten Bündelbereichen (Folge: Rekritikalität) aufgezeigt werden. Diese Erkenntnisse sind im Hinblick auf mögliche Notfallschutzmaßnahmen ("accident management measures") von großer Bedeutung. Die Versuchsergebnisse werden zur Überprüfung und Anpassung von Rechenprogrammen benötigt, mit denen die Beschreibung des Brennelementverhaltens bei schwerer Kernschädigung (severe fuel damage) verbessert werden soll.

Literatur

- [1] P. Hofmann, S. Hagen, G. Schanz, A. Skokan: Reactor Core Materials Interactions at very High Temperatures, Nuclear Technology, Vol. 87 (1990) 146-186
- [2] S. Hagen, K. Hain: Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage (CORA-Program), KfK 3677 (1986)
- [3] S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold: Interactions in Zircaloy/ UO_2 Fuel Rod Bundles with Inconel Spacers at Temperatures above 1200 °C (CORA-2 and CORA-3), KfK 4378 (1990)
- [4] S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold: Behavior of (Ag,In,Cd) Absorber Material in Zircaloy/ UO_2 Fuel Rod Simulator Bundles at High Temperatures (CORA-5 and CORA-12), KfK 4419 (in Vorbereitung)
- [5] S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold; Behavior of B_4C Absorber Material in BWR Fuel Rod Bundles at High Temperatures (KfK-Bericht in Vorbereitung)
- [6] S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold; Results of SFD Experiment CORA-13 (OECD International Standard Problem 31). KfK 5054 (1993)
- [7] J. Burbach: Ergebnisse von REM-Mikrobereichsanalysen des DWR Bündelabschmelzexperimente CORA-13; KfK 5162 (1993)
- [8] S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold; Behavior of a VVER-1000 Fuel Element Tested under Severe Accident Conditions in the CORA Test Facility, KfK 5212 (1994).
- [9] P. Hofmann, H. J. Neitzel, E. A. Garcia: Chemical Interactions of Zircaloy-4 Tubing with UO_2 Fuel and Oxygen at Temperatures between 900 and 2000°C; Experiments and PECLOX Code, KfK 4422 (1988)
- [10] P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos: Physical and Chemical Phenomena Associated with the Dissolution of solid UO_2 by Molten Zircaloy; International Symposium on "Zirconium in the Nuclear Industry", Vancouver, Canada, July 1982; ASTM-STP 824 (1984) 810 - 834
- [11] P. Hofmann, H. Uetsuka, A. N. Wilhelm, E. A. Garcia: Dissolution of Solid UO_2 by Molten Zircaloy and its Modelling; IAEA Symposium on "Severe Accidents in Nuclear Power Plants", Sorrento, Italy, 21 - 25 March, 1988, IAEA-STI/PUB/782, Vol. 2 (1988) 3 - 18
- [12] P. Hofmann, M. Markiewicz: Interactions Between As-received and Pre-oxidized Zircaloy and Stainless Steel at High Temperatures, KfK 5106 (1994)
- [13] P. Hofmann, M. Markiewicz: Chemical Interactions Between As-received and Pre-oxidized Zircaloy-4 and Inconel 718 at High Temperatures, KfK-4729 (1994)
- [14] E.A. Garcia, P. Hofmann, A. Denis: Kinetics of Liquid Phase Formation due to Solid/Solid Chemical Interactions and its Modelling; Application to the Zircaloy/Inconel System; Journ. of Nucl. Materials 189 (1992) 20 - 33
- [15] P. Hofmann, M. Markiewicz: Chemical Behavior of (Ag,In,Cd) Absorber Rods in Severe LWR Accidents, KfK 4670 (1990)

- [16] P. Hofmann, M. Markiewicz: Liquefaction of Solid Zircaloy-4 by Molten (Ag, In, Cd) Absorber Alloy; submitted for publication in Journ. of Nucl. Materials 1994
- [17] P. Hofmann, M. Markiewicz, J. Spino: Reaction Behavior of B₄C Absorber Material with Stainless Steel and Zircaloy in Severe LWR Accidents, Nuclear Technology, Vol. 90 (1990) 226-244
- [18] M.S. Veshchunov, P. Hofmann: Modelling of the B₄C Interactions with Zircaloy at High Temperatures; submitted for publication in Journ. of Nucl. Materials 1993
- [19] M.S. Veshchunov, P. Hofmann: Dissolution of Solid UO₂ by Molten Zircaloy; submitted for publication in Journ. of Nucl. Materials 1993
- [20] P. Hofmann, W. Hering: Material Interactions during Severe LWR Accidents; Summary of Separate-Effects Tests Results, KfK 5125 (1994)
- [21] W. Hering: Modellierung des Experimentes CORA und Interpretation von Versuchsergebnissen mit dem erweiterten Kernschmelzcode SCDAP/MOD1, Universität Stuttgart, Germany, IKE 2 - 100 (1993)
- [22] P. Hofmann, S. Hagen, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold: Chemical-Physical Behavior of LWR Core Components in Severe Reactor Accidents; IAEA Meeting on "Behavior of Core Materials and Fission Product Release in Accident Conditions in LWRs", Aix-en-Provence, France, March 16-20, 1992, IAEA-TECDOC-706 (1993) 122 - 136
- [23] W. Hering, K. Minato, F. Nagase: Global Analysis of Bundle Behavior in PWR specific CORA Experiments, Nucl. Technol., Vol. 102 (1993) 100 - 115
- [24] G. Schanz, S. Hagen, P. Hofmann, G. Schumacher, L. Sepold: Information on the Evolution of Severe LWR Fuel Element Damage Obtained in the CORA Program, Journ. of Nucl. Materials 188 (1992) 131 - 145
- [25] M. Courtaud, M. Reocreux, P. Hofmann, H. Jacobs: In-Vessel Core-Melt Progression Phenomena; ENS TOPNUX 93, The Hague, Netherlands, 25 - 28 April, 1993
- [26] P. Hofmann, G. Schanz, S. Hagen, L. Sepold, G. Schumacher: Lessons learned from the CORA Program; 21st Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, Maryland, USA, October 25 - 27, 1993
- [27] 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 (1991) 120 - 129
- [28] K. Minato, W. Hering, S. Hagen: Zircaloy Oxidation and Cladding Deformation in PWR-Specific CORA Experiments, KfK 4827 (1991)

Table 1: CORA Test Matrix. Zwei Experimente wurden von der OECD als Internationale Standardprobleme ausgewählt (CORA-13:ISP-31 und CORA-W2: ISP-36)

Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
PWR and BWR specific experiments				
2	≈ 2000°C	-	UO ₂ refer., inconel spacer	Aug. 6, 1987
3	≈ 2400°C	-	UO ₂ refer., high temperature	Dec. 3, 1987
5	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	PWR-absorber	Febr. 26, 1988
12	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	quenching	June 9, 1988
16	≈ 2000°C	B ₄ C	BWR-absorber	Nov. 24, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	March 2, 1989
17	≈ 2000°C	B ₄ C	quenching	June 29, 1989
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	Nov. 9, 1989
7	< 2000°C	Ag, In, Cd	<u>57-rod</u> bundle, slow cooling	Febr. 22, 1990
18	< 2000°C	B ₄ 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 ₄ C	slow initial heat-up (≈ 0.3 K/s)	July 25, 1991
30	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	slow initial heat-up (≈ 0.2 K/s)	Oct. 30, 1991
28	≈ 2000°C	B ₄ C	pre-oxidized	Feb. 25, 1992
10	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	reduced steam supply (2 g/s), lower end not insulated	July 16, 1992
33	≈ 2000°C	B ₄ C	dry core conditions, no steam flow, heat-up rate: 0.3 K/s	Oct. 1, 1992
VVER - 1000 specific experiments				
W 1	≈ 2000°C	-	reference experiment	Feb. 18, 1993
W 2	≈ 2000°C	B ₄ C	influence of absorber mat. no quenching; OECD/ISP	April 21, 1993

Initial heat-up rate: ≈ 1.0 K/s; quench rate (from the bottom) ≈ 1 cm/s

Steam flow rates, PWR: 6 g/s, BWR: 2 g/s; VVER: 4 g/s

Tabelle 2: Zircaloy- bzw. ZrNb1-Oxidation sowie die damit verbundene Wasserstoffbildung und Freisetzung chemischer Energie

Test	Cool-down mode	Total H ₂ production	Oxidation energy	Percentage of oxidation energy [a]	Percentage of H ₂ generation during quenching	Total Zr oxidation [b]	Fraction of H ₂ O consumed
		[g]	[MJ]	[%]	[%]	[%]	[%]
CORA-16	slow	167	25.4	48	-	47	76
CORA-15	slow	180	27.4	45	-	74	27
CORA-9	slow	159	24.3	30	-	48	30
CORA-7	slow	114	17.3	34	-	[f]	17
CORA-18	slow	106	16.1	33	-	[f]	60
CORA-17	quenching	150	22.8	44	79	43	14 [c]
CORA-13	quenching	210	31.9	49	48	56	19 [c]
CORA-29	slow	225 [d]	34.2	50	-	75	38
CORA-31	slow	205	31.2	29	-	58	21
CORA-30	slow	194	29.5	20	-	80	27
CORA-28	slow	104 [d]	15.8	35	-	30	79
CORA-10	slow	180	27.4	44	-	67	19
CORA-33	slow	84 [e]	12.8	14	-	24	-[e]
CORA-W1	slow	96	14,6	43	-	59	23
CORA-W2	slow	75	11,4	45	-	[g]	[g]

[a] Percentage of total energy, i.e. chemical reaction power and electric power input;
Exothermal reaction: $2 \text{H}_2\text{O} + \text{Zr} = 2 \text{H}_2 + \text{ZrO}_2 + 6700 \text{ J/g (Zr)}$

[b] Percentage referred to bundle length that had experienced temperature escalation.
For PWR and VVER mass of shroud and for BWR mass of shroud and of channel box walls was taken into account

[c] During transient, before reflood

[d] After pre-oxidation

[e] No steam injection

[f] Not yet evaluated

[g] Data not yet released for publication because CORA-W2 was defined as "International Standard Problem"

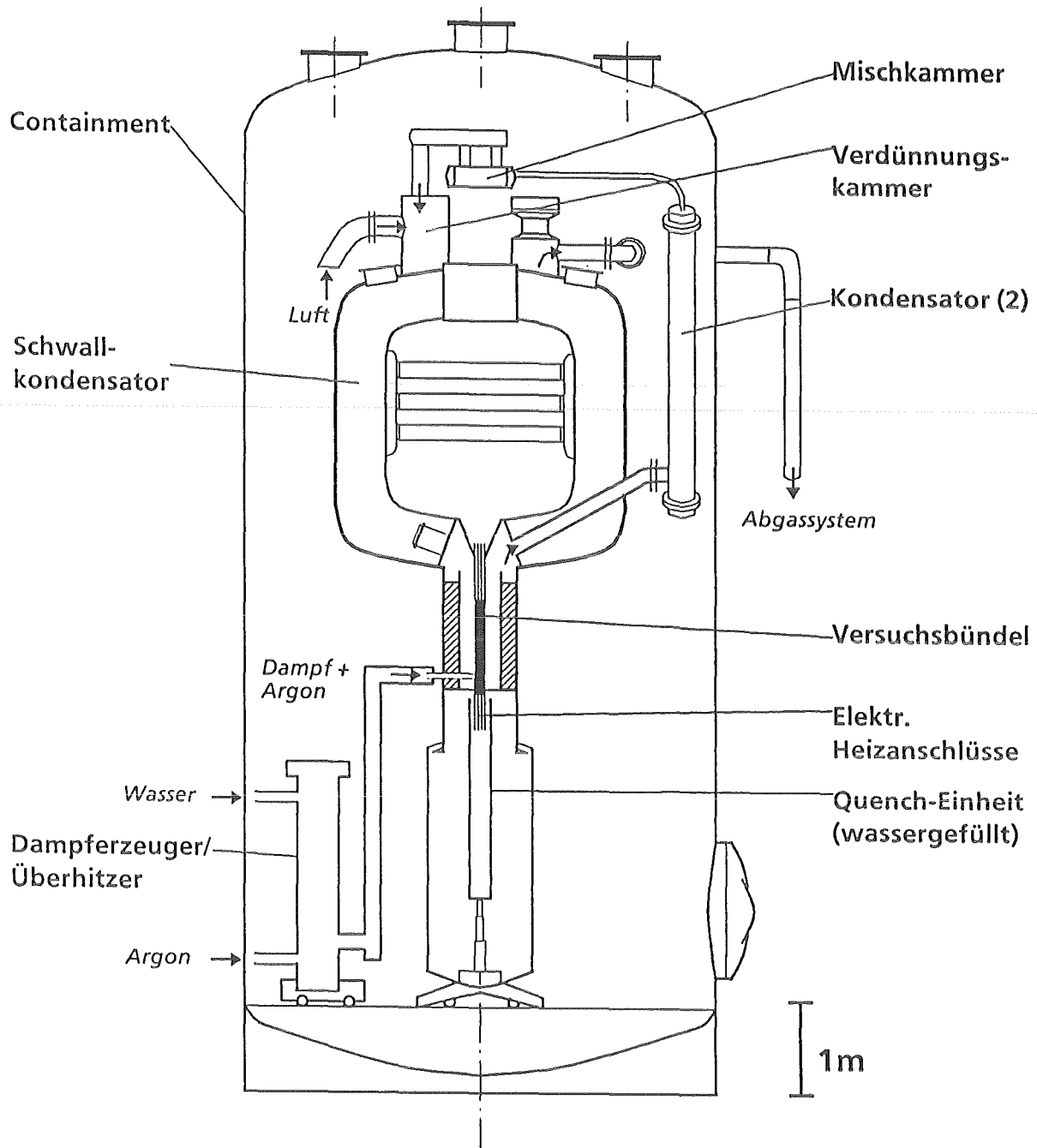


Abb. 1: Hauptkomponenten der Versuchsanlage CORA, die zur Untersuchung des Brennelementverhaltens bei schweren Reaktorstörfällen bis zu Temperaturen von maximal 2400°C dient.

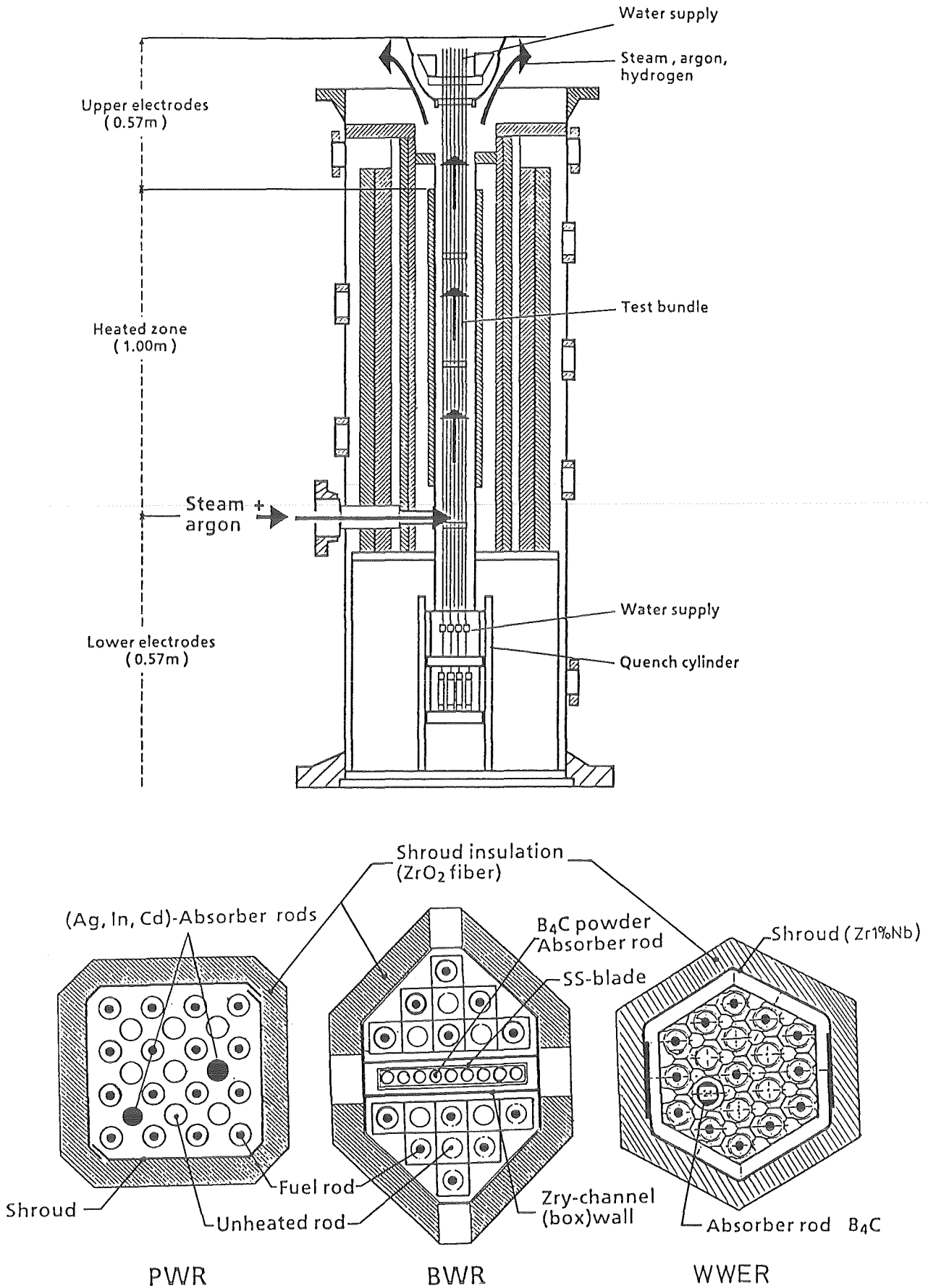


Abb. 2: Teststrecke der Versuchsanlage CORA. Bündelquerschnitte mit Anordnung der beheizten und unbeheizten Brennstäbe und Absorbiermaterialien für Druckwasserreaktoren (unten links), Siedewasserreaktoren (Mitte) und für WWER-1000-Reaktoren (unten rechts).

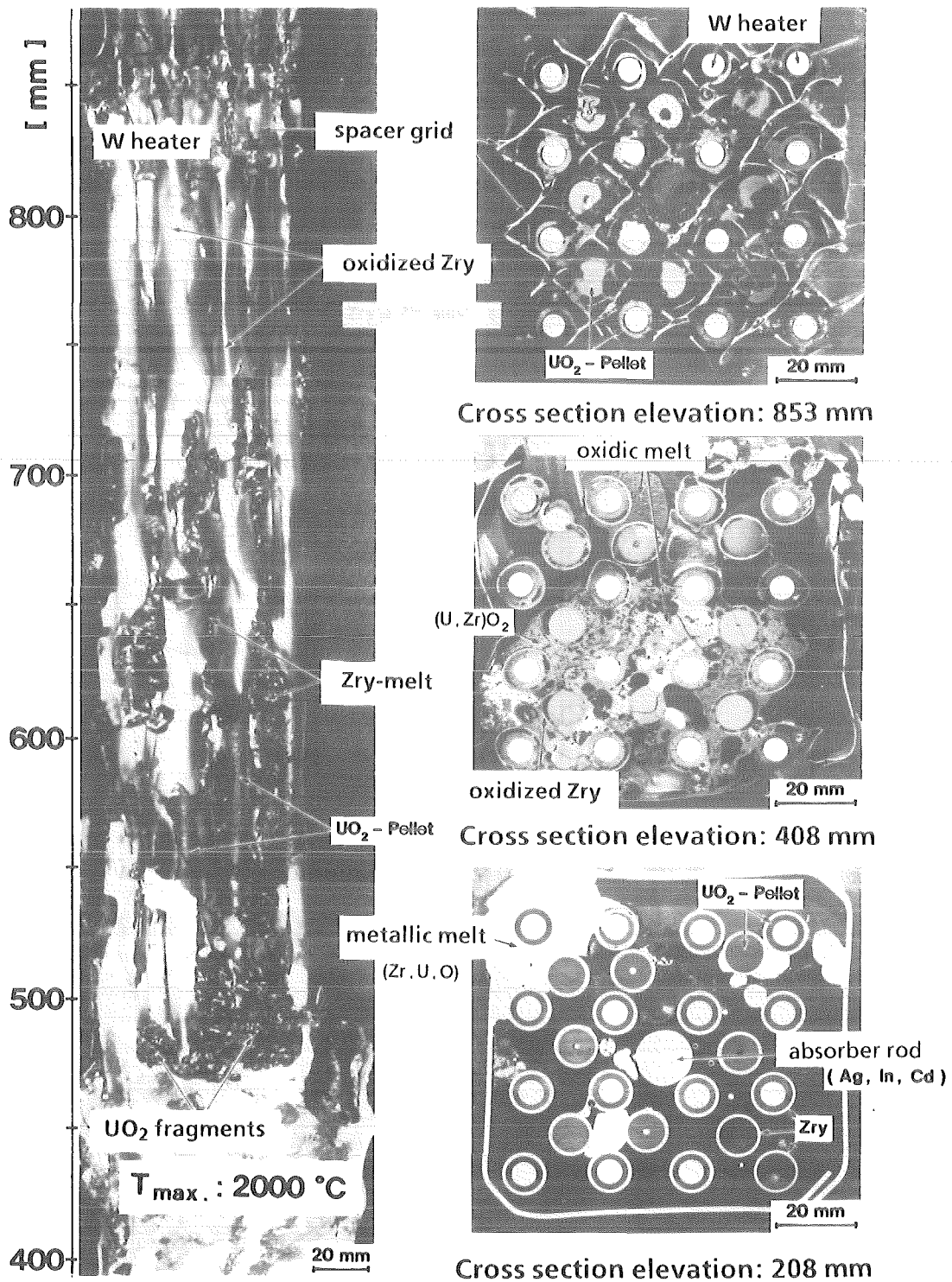


Abb. 3: Erscheinungsbild des simulierten Druckwasserreaktor-Bündels CORA-5 mit einem (Ag, In, Cd)-Absorberstab nach dem Versuch. Die maximale Temperatur betrug ca. 2000°C.

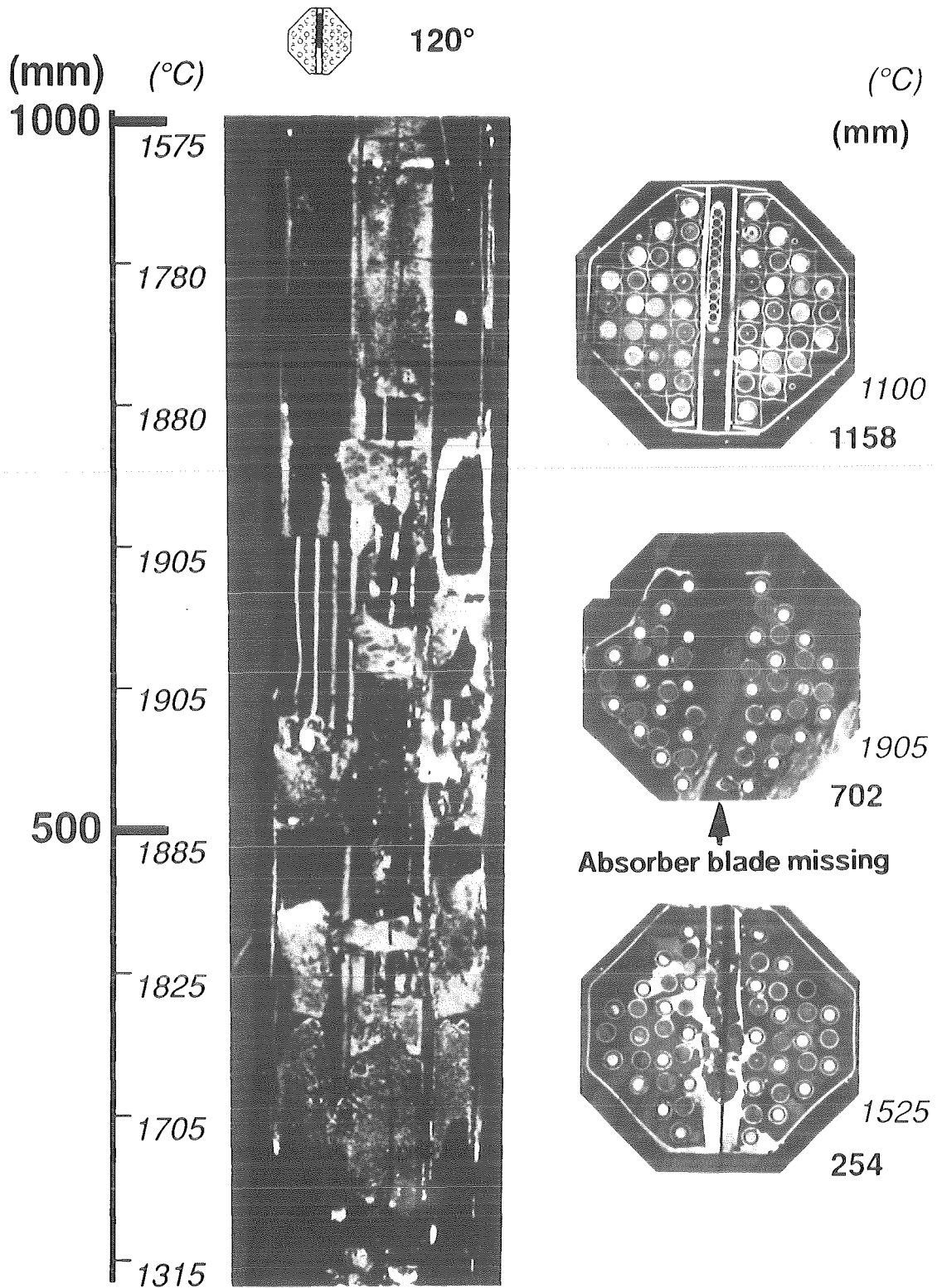


Abb. 4: Erscheinungsbild des SWR-Brennelementsimulators CORA-18 mit 57 Brennstäben nach der Temperaturtransiente; maximale Temperatur ca. 2000°C.

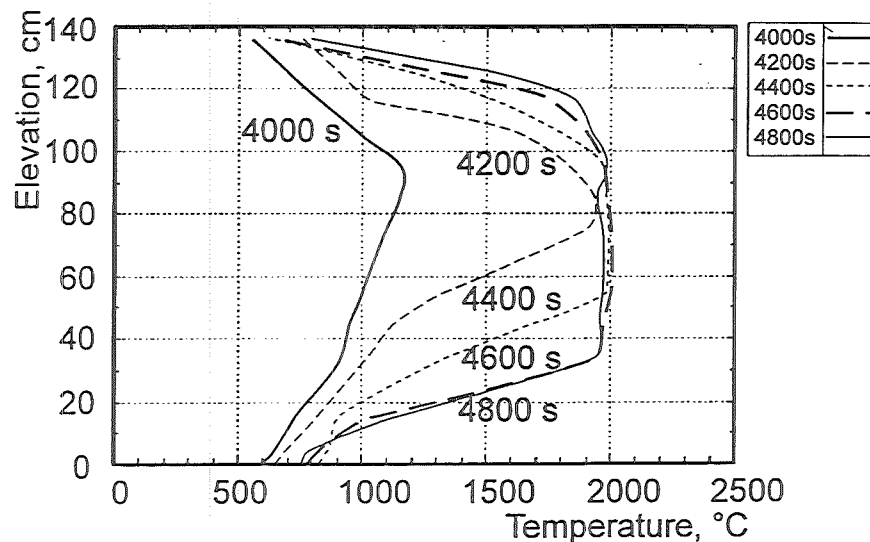
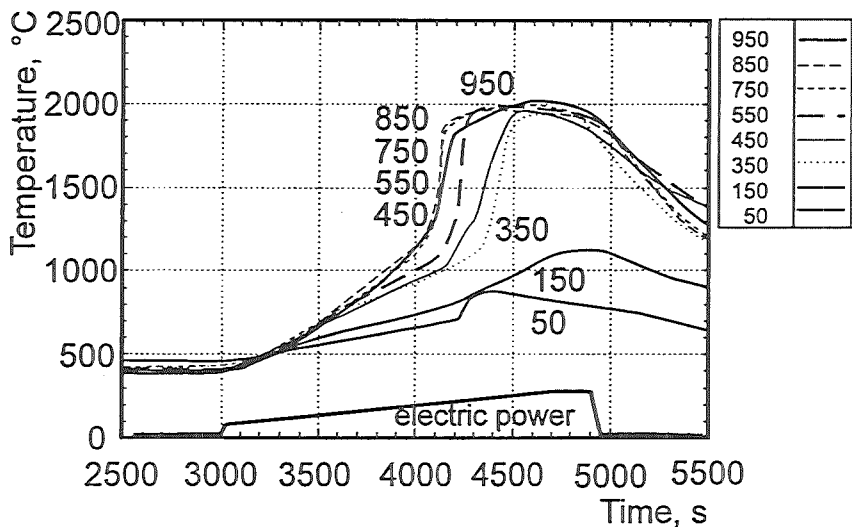
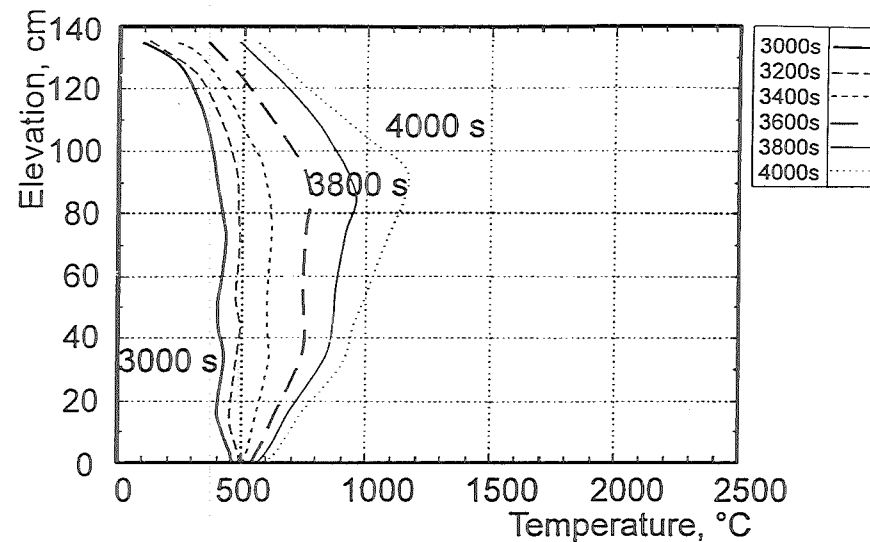
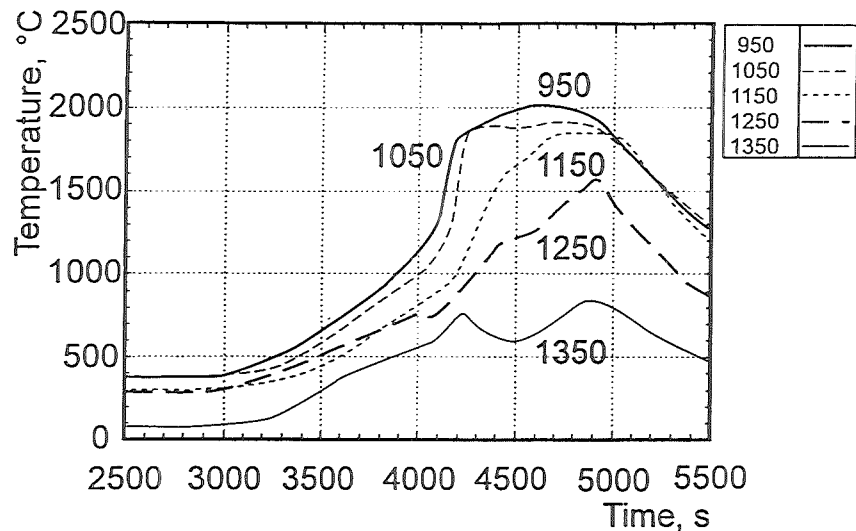


Abb. 5: Temperaturverlauf (best-estimate) in verschiedenen Bündelebenen und axiale Temperaturverteilung in Abhängigkeit der Zeit für das DWR Experiment CORA-29 (geringfügige Voroxidation der Zircaloy-Hüllrohre: 4 - 12 μm)

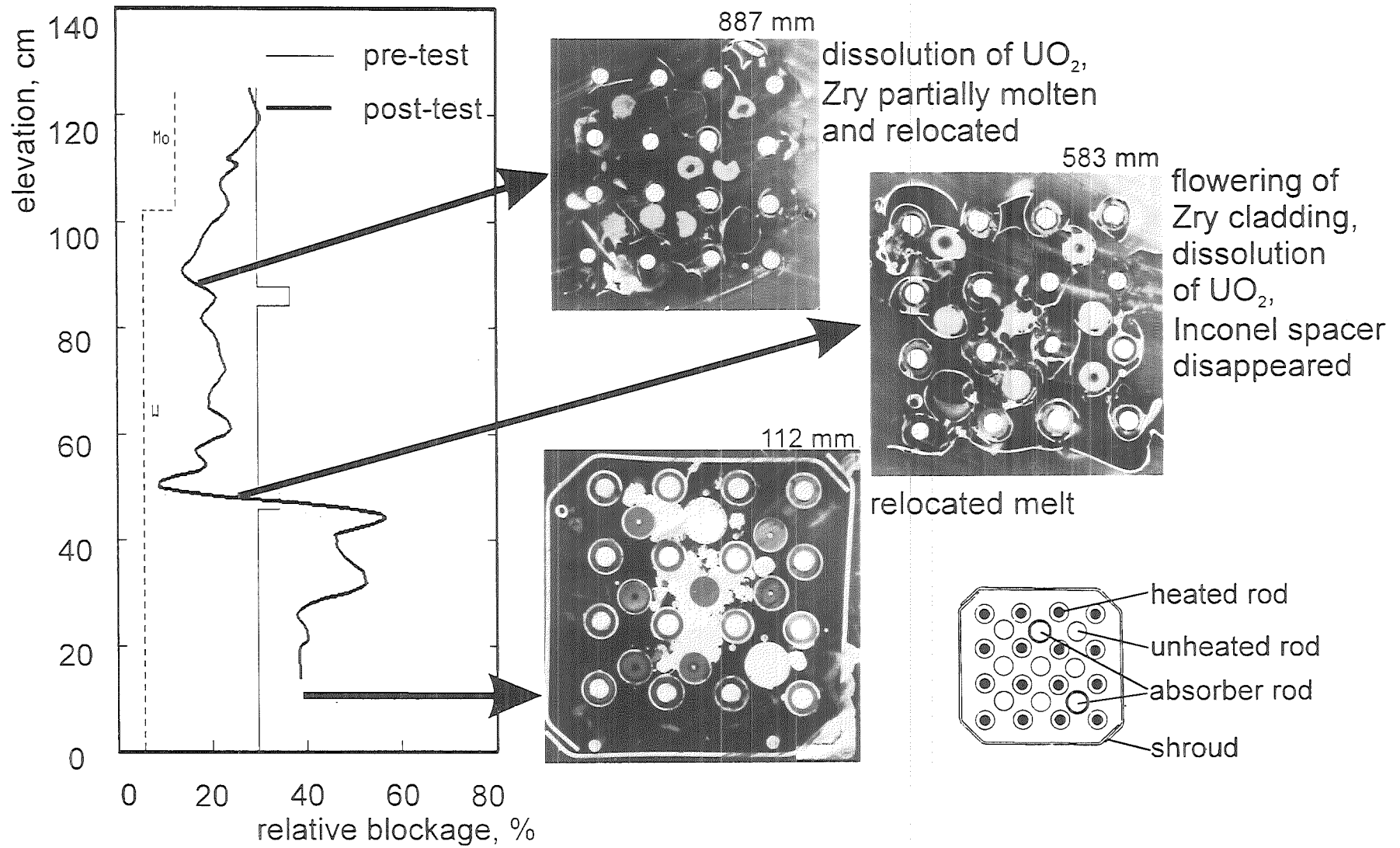


Abb. 6: Axiale Materialverlagerung in dem DWR-Test CORA-29; voroxidiertes Zircaloy-Hüllmaterial (4 - 12 μm ZrO_2 Schichtdicke). Vollständige Verlagerung der (Ag,In,Cd)-Absorberstäbe oberhalb 500 mm Bündelhöhe.

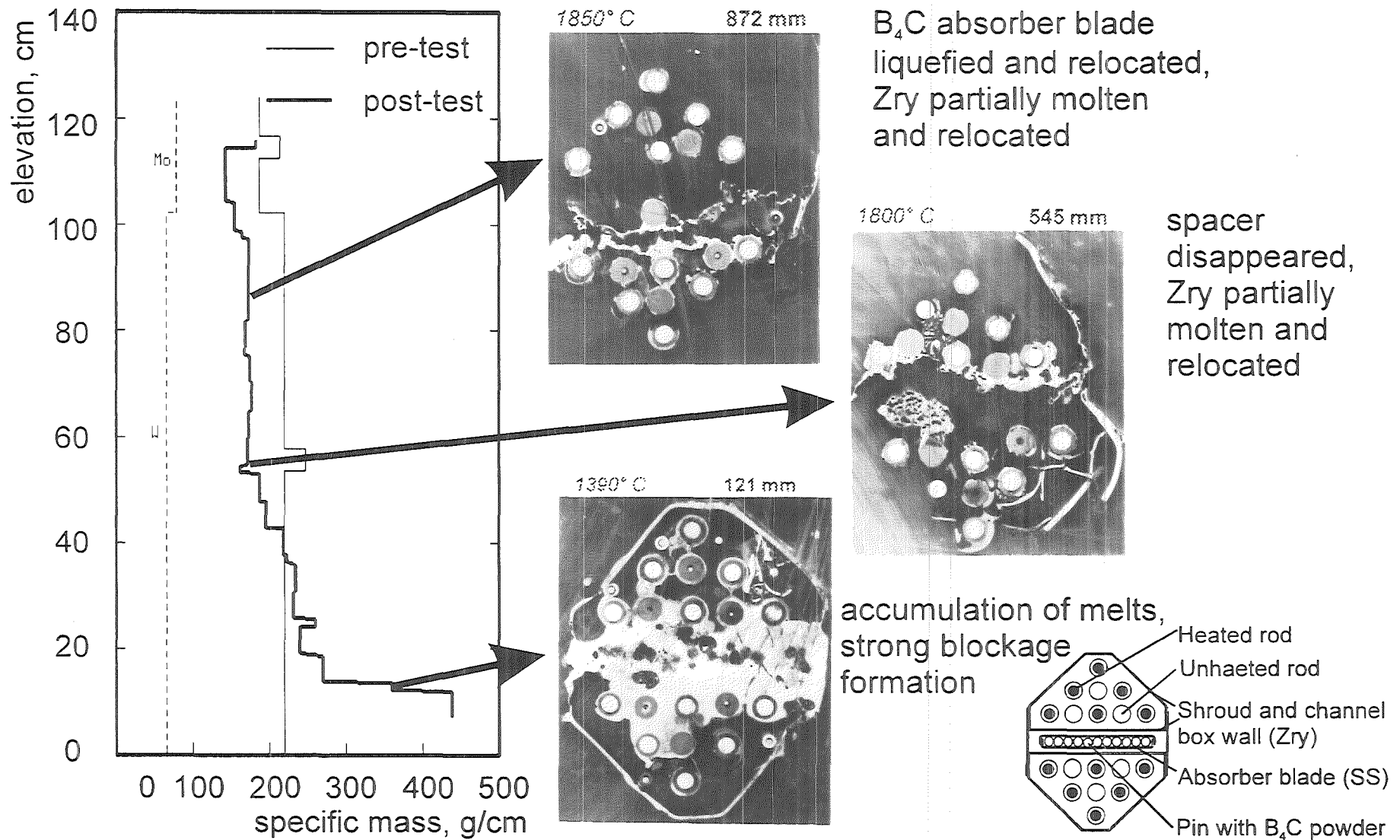


Abb. 7: Axiale Materialverlagerung in dem SWR-Test CORA-33 (kleinere Aufheizrate: 0,3 K/s und reduzierte Dampfzufuhr). Vollständige Verlagerung des B₄C-Absorbermaterials und eines großen Teils des Zircaloy Hüllmaterials aus dem oberen Bündelbereich.

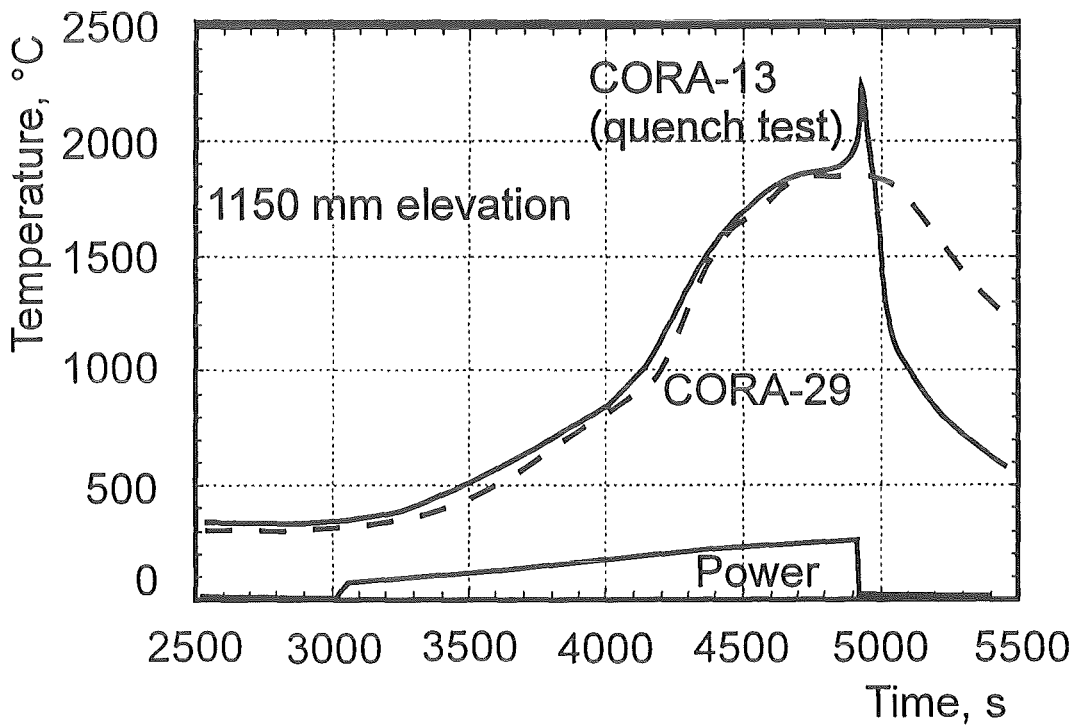
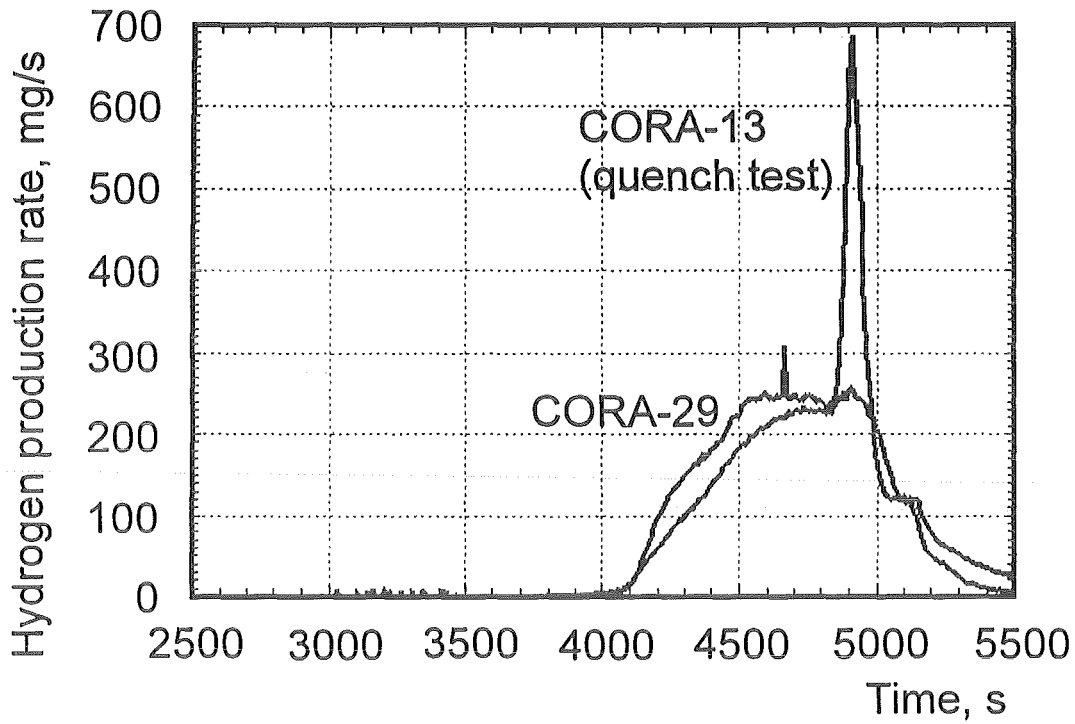


Abb. 8: Einfluß der schnellen Abkühlung des überhitzten Bündels CORA-13 mit Wasser auf den Temperaturverlauf und die Wasserstoffbildungsrate im Vergleich zur langsamen Abkühlung des Bündels CORA-29.

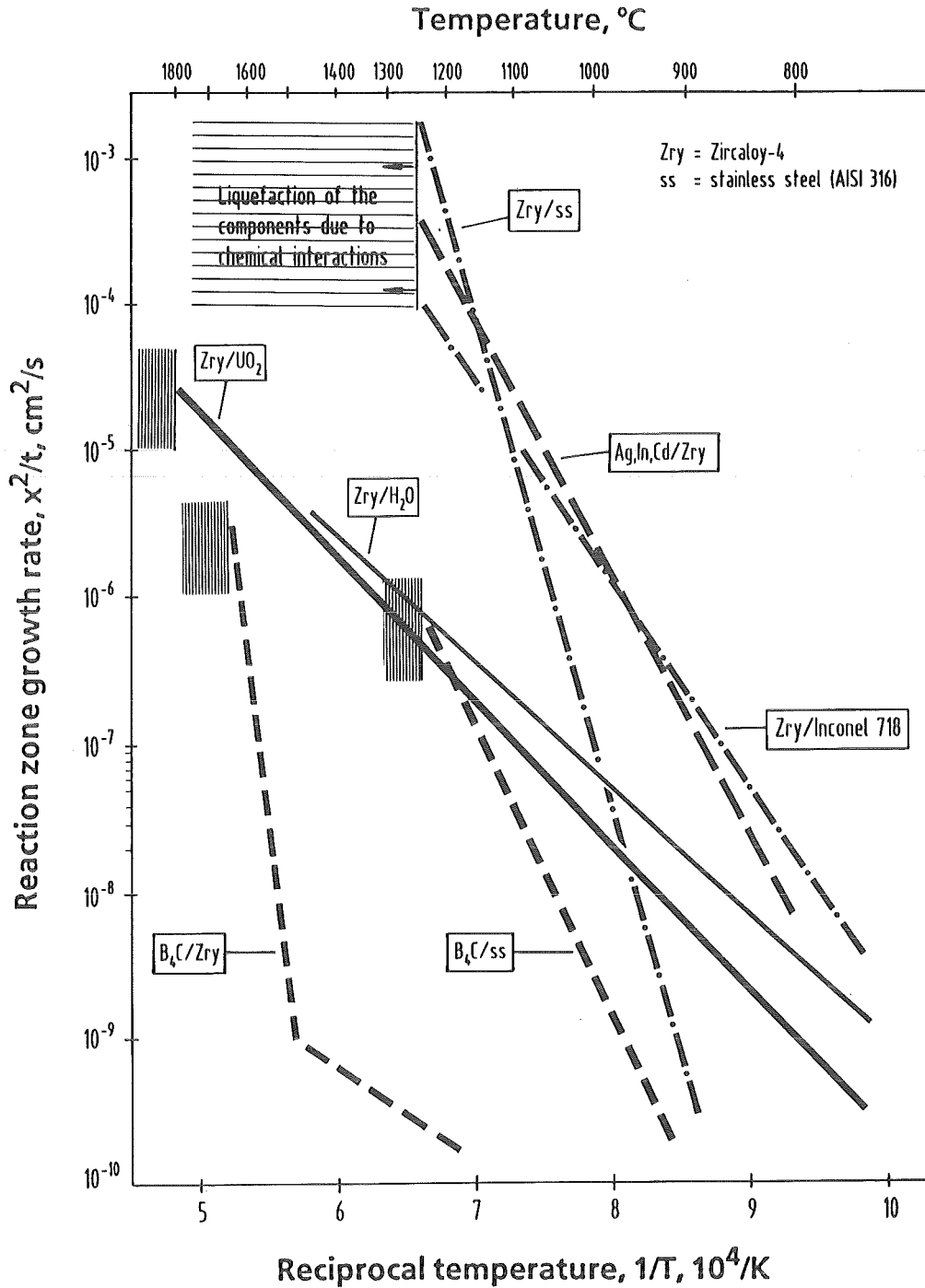


Abb. 9: Vergleich der Reaktionsraten verschiedener LWR-Materialkombinationen in Abhängigkeit der reziproken Temperatur. Für jede Materialpaarung gibt es eine kritische Temperatur, oberhalb der es zu einer spontanen Verflüssigung der Komponenten infolge chemischer Wechselwirkungen kommt.

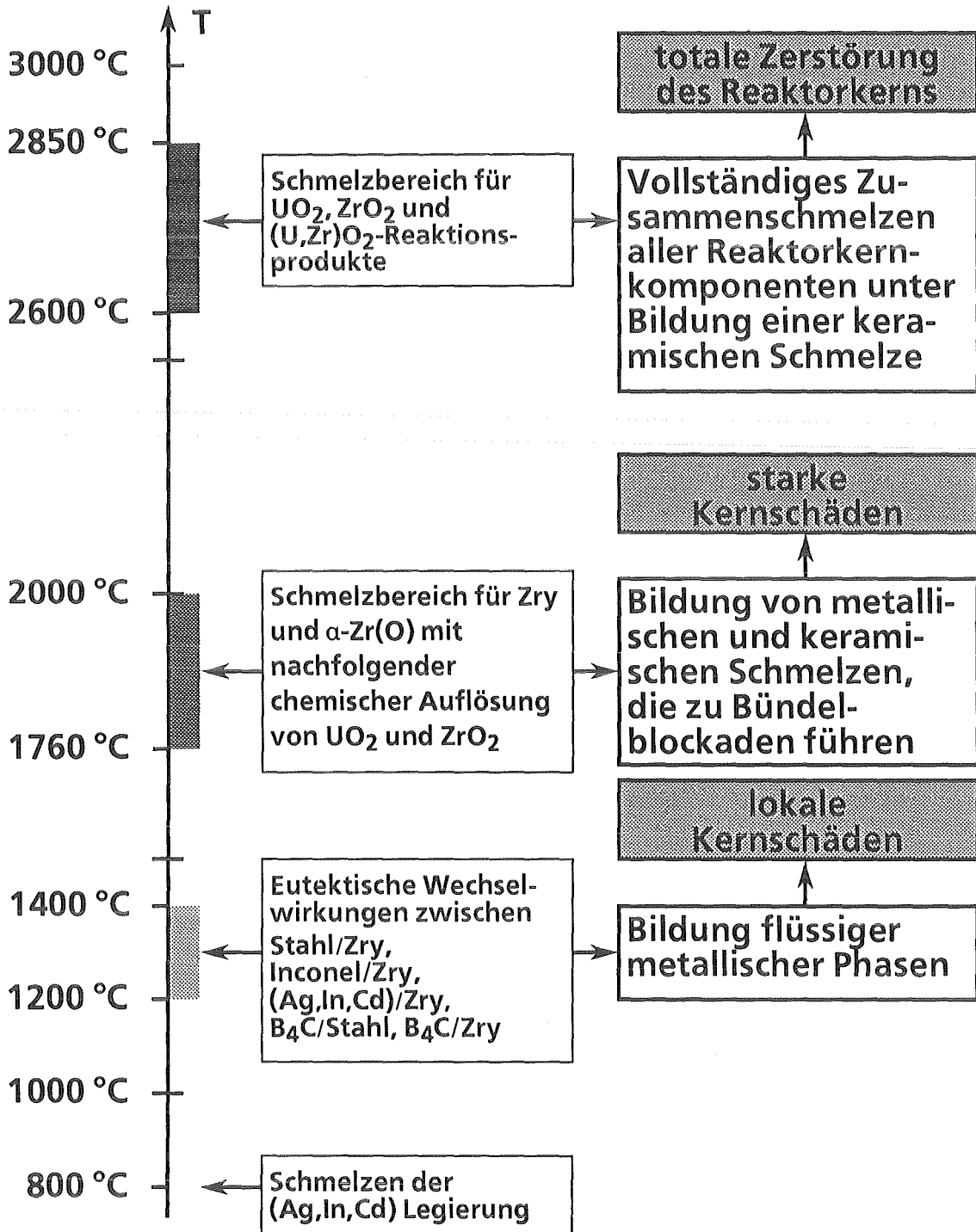


Abb. 10: Die CORA-Integraleexperimente und Einzeleffektuntersuchungen lassen die Charakterisierung von drei Temperaturbereichen zu, in denen es zur Bildung von flüssigen Phasen kommt. Die geschmolzenen Materialien bewirken, je nach Temperatur, unterschiedliche Kernschäden, die im Hinblick auf Notfallschutzmaßnahmen von Bedeutung sind.

II. **Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente**
Post-test Examination and Evaluation of the CORA Experiments
Contribution to the Evaluation of the CORA-W1 Test Bundle
(S. Leistikow, G. Schanz, IMF III; H. Metzger, IMF I)

Abstract:

The CORA test program concerning the LWR behavior during severe accidents is performed by HIT under international agreement and is supported by IMF with separate materials studies and contributed evaluations. The experimental program has been completed with the tests CORA-W1 and CORA-W2, bundles without and with absorber material, prepared in cooperation with the Kurchatov Institute, Moscow, in order to study VVER-1000 typical core materials and fuel element configuration.

Reported are here the results of post-test microstructural investigations towards the complex interdependence of the Zr-1% Nb cladding oxidation, the temperature escalation, the melting and the chemical interaction of components, the melt relocation and blockage formation. The results of this contribution are qualitatively comparable to the behavior of western LWR type fuels under SFD-conditions.

A comprehensive report concerning the test data, the materials analyses, global relocation determination and hydrogen measurement is available /3/, detailed evaluations are being performed by the Russian side. The results will also serve as a comparison basis for the CORA-W2 test, chosen as PECD code analysis standard problem (ISP-36).

Einleitung

Das CORA-Programm zur Untersuchung des LWR-Verhaltens bei auslegungsüberschreitenden, schweren Reaktorstörfällen wird in internationaler Abstimmung von HIT durchgeführt und vom IMF mit werkstoffkundlichen Begleituntersuchungen und Auswertungsarbeiten unterstützt. Das experimentelle Programm ist inzwischen mit der Durchführung der Versuche CORA-W1 und CORA-W2 abgeschlossen worden. Diese Versuche waren im Rahmen des mit Rußland bestehenden Abkommens zur wissenschaftlich-technischen Zusammenarbeit (WTZ) auf dem Gebiet der Reaktorsicherheit in Kooperation mit dem Kurchatow-Institut, Moskau und weiteren Institutionen vorbereitet worden. Die Versuchsbündel entsprachen in den Materialien der Brennstabsimulatoren (13 elektrisch beheizte und 6 unbeheizte Stäbe in hexagonaler Anordnung) und des in CORA-W2 eingesetzten Absorberstabes (anstelle eines unbeheizten Stabes) sowie in deren Anordnung der Konfiguration im Druckwasserreaktor des Types WWER-1000 russischer Baulinie. Die Versuche wurden nach kontrolliertem (1K/s) und später eskalierendem Temperaturanstieg nach Erreichen von ca. 2000 °C durch Drosselung der Dampfeinspeisung und Abschalten der elektrischen Stabheizung beendet.

Im vorliegenden Beitrag wird über werkstoffkundliche Nachuntersuchungen berichtet, die an ausgewählten Querschliffen des Versuchsbündels CORA-W1 durchgeführt wurden. Nach Ergänzung durch detaillierte Untersuchungen in Rußland wird zu beurteilen sein, inwieweit Vergleichbarkeit mit dem Abschmelzverhalten des Brennstoffs westlicher Druck- und Siedewasserreaktoren besteht, bzw. welche bauartbedingten Unterschiede zu beachten sind.

Gesamtbeurteilung des Testbündels CORA-W1 gemäß metallographischer Untersuchung ausgewählter Querschliffe

In 374 mm Höhe (Querschliff W1-10, oben) ist trotz deutlicher Wechselwirkungen die Anordnung der Bündelkomponenten noch erhalten geblieben (Abb. 1 bis 5): Die Ringpellets aus UO₂ zeigen Rißbildung und beginnende Auflösung im Kon-

takt mit geschmolzenem Hüllrohrmaterial Zr - 1 % Nb. Durch innere Verlagerung von Hüllrohrschmelze wurden in einigen Stäben Hohlräume erzeugt, durch weiträumige äußere Verlagerung hat sich zwischen Bündelkasten (shroud) und äußeren Stäben eine Teilblockade aus abgeschmolzenem und wieder erstarrtem Material gebildet. Starke Hüllrohr- und shroud-Oxidation bestätigt, daß in der betreffenden (300 °-) Orientierung die höchste Temperatur erreicht worden ist (Abb. 1).

Die mikroskopische Untersuchung der Hüllrohroxidation (Abb. 2) ergab für verschiedene Stäbe, daß die Oxidschichten generell aus säulenförmig gewachsenen Kristalliten bestehen. Eine dünne äußere Teilschicht jedoch zeigt entweder Anzeichen für frühzeitiges Abplatzen ("spalling") oder muß an einigen Stellen als anhaftende Schmelze interpretiert werden, die nachträglich oxidierte. Nachgewiesen wurden ebenfalls innere Oxidteilschichten mit intergranularer Ausscheidung von α -Zr(O), entstanden durch Zerfall der bei Temperaturen über 1500 °C gewachsenen kubischen Oxidmodifikation während der Abkühlphase des Versuchs. Die Oxidation schreitet in den Brennstäben unter Konsum auch von Hüllrohrschmelze und brennstoffhaltiger Schmelze weiter fort. Die schließlich gebildeten ZrO₂- bzw. (Zr,U)O₂-Teilschichten können durch optische Betrachtungen allein nicht voneinander abgegrenzt werden. Im Bereich entstandener Hüllrohrdefekte beginnt die Oxidation dampfexponierter Rohrinneisen, die häufig durch behinderten Gasaustausch H₂O/H₂ begrenzt wird und insgesamt keine entscheidende Rolle spielt. Es sei erwähnt, daß Artefakte der metallographischen Probenpräparation (Herausbrechen spröder Bestandteile, Kantenabrundung) zur Interpretation der Gefüge mit herangezogen werden können.

Die Oxidation des shroud, aus dem selben Material wie die Hüllrohr bestehend, ist etwas weniger weit fortgeschritten (Abb. 3, 4). Während auf der kühleren Seite des Bündels die Oxidschichten einheitlich wachsen, ist auf der heißeren Bündelseite die Innenoxidation viel stärker ausgeprägt. Auf der Außenseite hat möglicherweise eine Wiederauflösung im Kontakt mit der metallischen Matrix, jedenfalls ein verzögertes Wachstum unter wirksamem Dampfangel ("steam starvation") stattgefunden (Abb. 3). In 300 °-Orientierung sind als weitere Merkmale die Bildung lateraler Risse im Oxid und das Abplatzen von Teilschichten nachgewiesen worden (Abb. 4). Dieses Verhalten, ähnlich dem "breakaway"-Phänomen, einem Verlust der Schutzwirkung von Oxidschichten im Verlauf langzeitiger Oxidation von Zirkoniumlegierungen, könnte dadurch frühzeitig ausgelöst worden sein, daß das ursprüngliche shroud-Material durch Auflösung von Uranoxid verändert worden ist. Dieser (analytisch bestätigte) Befund ist an keramischen Ausscheidungen im Gefüge erkennbar. Abb. 5 veranschaulicht die beginnende Zer-

störung von Brennstoff-Pellets durch Ausbildung von Rißsystemen und chemischen Angriff.

In 389 mm Höhe (Querschliff W1-04, oben), also nur 15 mm höher, waren die Wechselwirkungen der Bündelkomponenten viel weiter fortgeschritten (Abb. 6-10): Insbesondere Brennstäbe auf der heißeren 300 °-Seite sind durch metallische Schmelzbrücken verbunden, die ihrerseits unter fortschreitender Oxidation dicke Oxidschichten gebildet haben. Die ursprünglich vorhandene Schmelze hat sich trotzdem überwiegend nach unten verlagert und dabei leere Oxidhüllen hinterlassen, in denen sich später heruntergefallene Bruchstücke ("rubble") fangen konnten. An einigen Stellen hat sich der shroud durch erstarrte Schmelze verstärkt, die weiter oben entstanden war (Abb. 6).

Das Ausmaß der Hüllrohroxidation ist empfindlich von der Position des Stabes im Bündel abhängig (Abb. 7). Äußerlich anhaftende metallische Schmelze kann die Hülle wirksam vor fortschreitender Oxidation schützen oder sogar die Oxidschicht entlang ihrer ausgerichteten Kristallitgrenzen reduzieren (Abb. 8). Die Beobachtungen bezüglich der Oxidation, des Schmelzens und der Reaktion des shroud mit uranhaltiger Schmelze sind im Einklang mit der bereits diskutierten Interpretation (Abb. 9). Zum weiter fortgeschrittenen Angriff auf die Pellets tragen nicht nur die äußere Auflösung durch Hüllrohrschmelze, sondern auch die beginnende innere Reaktion mit dem Wolfram-Heizstab bzw. mit Zentral-Thermoelementen bei (Abb. 10).

In 612 mm Höhe (Querschliff W1-06, oben) sind die Bündelkomponenten stark angegriffen, zerstört oder umgewandelt (Abb. 11-13). Die Schliffaufnahmen zeigen, von den Heizstäben abgesehen, nur wenige isolierte, metallische Reste (Abb. 12, Pos. 2). Einige Pellets sind zu großen Teilen aufgelöst oder zerfallen, während andere noch weitgehend vollständig erhalten sind. Das Hüllmaterial ist nach partiellem Schmelzen, der Reaktion mit Brennstoff und der oxidationsbedingten Deformation ("flowing") vollständig zu Oxid umgewandelt worden. Letzteres gilt auch für verbliebene Teile des Abstandshaltergitters aus Chromnickelstahl. Ein beträchtlicher Anteil der Schmelze befindet sich zwischen den Stäben, ist durch Oxidation zu keramischem Material geworden und schließt Poren und größere Hohlräume ein; in einigen der letzteren wurden verlagerte Bruchstücke lose eingeschlossen. Der Anteil des shroud, der nicht nachträglich entfernt wurde, ist im wesentlichen zu Oxid umgewandelt (Abb. 12). Zur beobachteten Dickenzunahme hat nicht nur die Ansammlung von Schmelze (70 °-Seite) sondern wahrscheinlich auch die Reaktion mit dem ZrO₂-Fasermaterial der umgebenden Isolationsschicht beigetragen (220 °-Seite).

In 783 mm Höhe (Querschliff W1-07, oben) ist der Bündelzustand ähnlich, lediglich der stark zerstörte shroud wurde entfernt (Abb. 14 - 16). Die Mikroaufnahmen belegen den Zustand von Resten der Bündelkomponenten (Abb. 15) und die Verteilung geschmolzenen Materials (Abb. 16).

Messungen zum Ausmaß der Hüllrohroxidation

Die Oxidschichtdicke wurde in 374 und 389 mm Höhe auf gegenüberliegenden Seiten der Hüllrohre in drei verschiedenen Richtungen quer durch das Bündel gemessen und als Profile dargestellt. Abb. 17 zeigt das Ergebnis für die Richtung von 330° nach 150° und drei parallele Meßlinien durch jeweils 4 bzw. 5 Stäbe. Die zugrundegelegten Meßwerte schließen die Dicke von nachträglich oxidierten Hüllrohr/Pellet-Reaktionszonen ein. Die ausgeprägte azimuthale Abhängigkeit der Schichtdicke entspricht einem auf ca. 300 - 400 K geschätzten Unterschied der Maximaltemperaturen. Solche hohen Werte wurden bisher nur für das Bündel CORA-13 ermittelt [1], während alle anderen CORA Tests flachere laterale Temperaturprofile entwickelt hatten, zumindest in den untersuchten Höhenabschnitten der Bündel. Die Beobachtung kann als Ergebnis der Abwärtsbewegung einer schräg orientierten Eskalationsfront interpretiert werden, die nur einseitig die Höhenniveaus der betreffenden Querschnitte erreicht hat. Zur einseitigen Bündelüberhitzung kann die stark exotherme Oxidationsreaktion in wechselseitiger Abhängigkeit von Dampf-Strömung bzw.-Stagnation geführt haben. Einen indirekten Einfluß dürfte die exzentrische Lage des Bündels zum Kasten ausgeübt haben, die ihrerseits als Folge der Temperaturverteilung und der oxidationsbedingten Verformungen zustande kam.

Um ein axiales Temperaturprofil ableiten zu können, sind noch Messungen an weiteren Querschliffen vorgesehen. Sicher ist jedoch bereits, daß die Hüllrohroxidation oberhalb 400 mm überall im Bündel praktisch vollständig verlaufen ist.

Oxidationsprofil längs des shroud-Umfangs

Messungen der Oxidschichtdicke wurden in 374 und 389 mm Höhe auf der Innenseite und der Außenseite des shroud über den gesamten Umfang durchgeführt und als Profile dargestellt (Abb. 18). Diese bestätigen den für die Brennstäbe festgestellten Orientierungseinfluß. Die Schichtdickenprofile der Innenseite mit Maxima bei ca. 300° sind vergleichbar mit Messungen an benachbarten Stäben. (In 389 mm Höhe sind die bei 290° und 330° gemessenen Werte relativ klein, weil eine zeitweise Abschirmung von der Dampfströmung und Kontakt mit metallischer Schmelze bestand). Das Schichtdickenprofil der äußeren shroud-Seite ist ver-

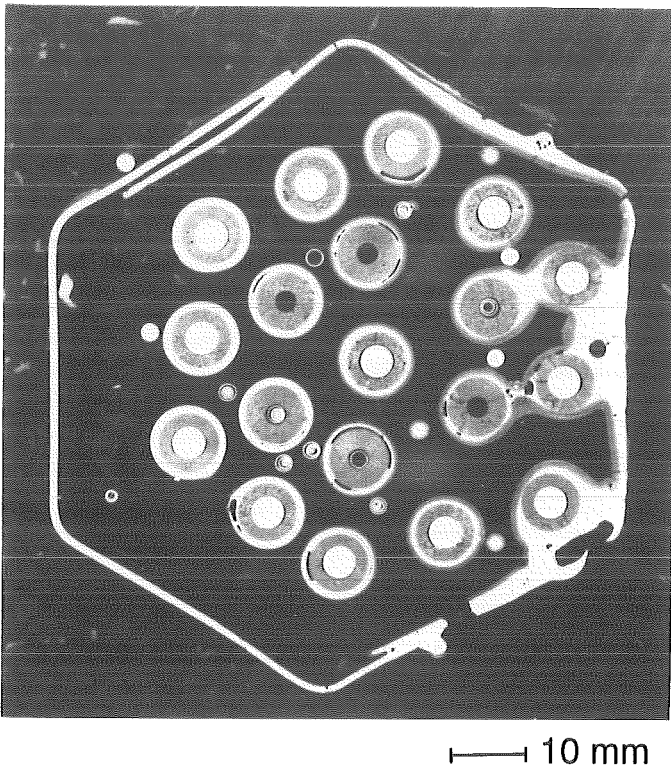
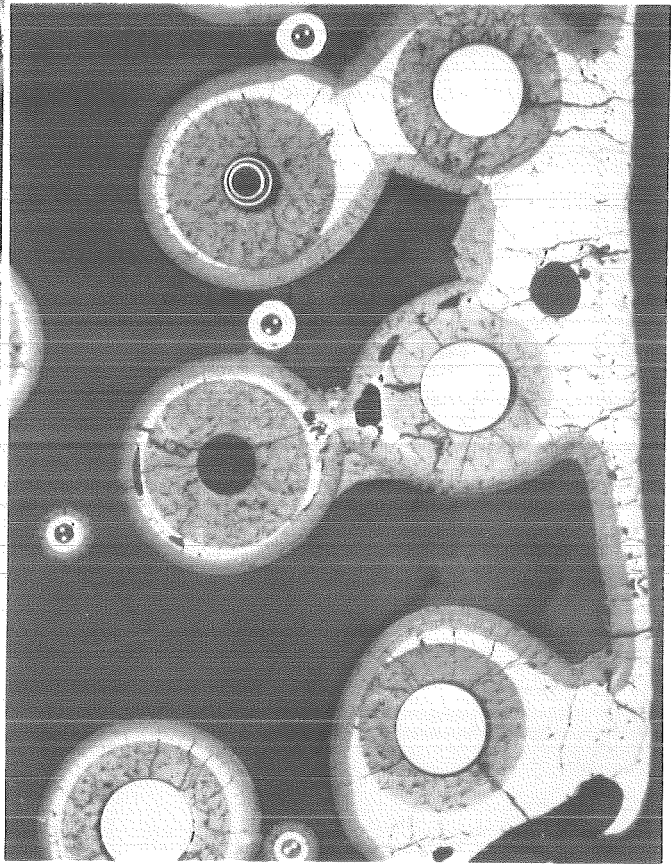
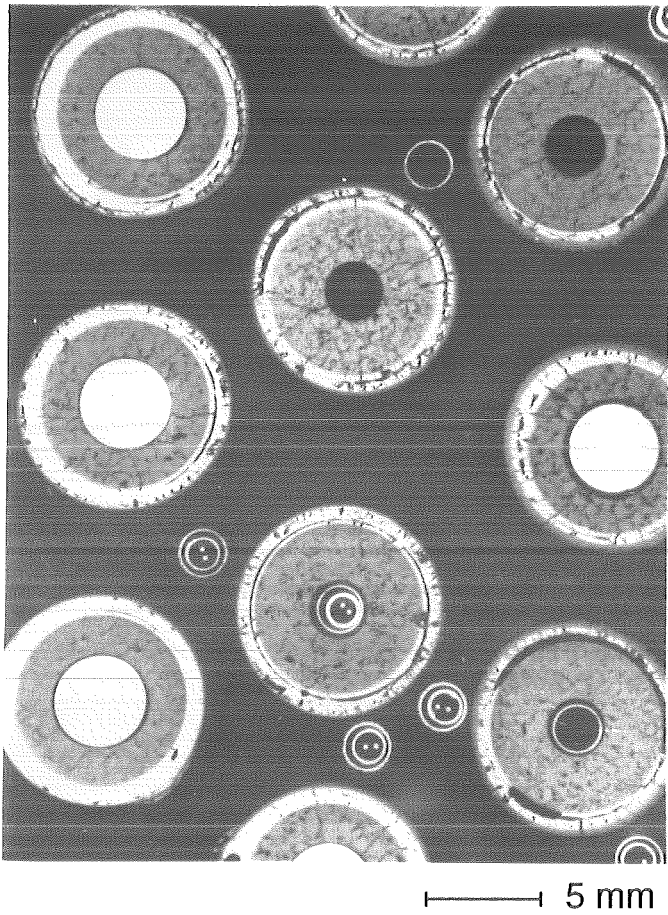
gleichsweise niedrig und flach. Der Unterschied zwischen der inneren und der äußeren Oxidation kann nicht allein durch ein Temperaturgefälle quer durch die Wandung erklärt werden. Vielmehr sind Dampfmangelbedingungen ("steam starvation") anzunehmen, die sich außen, zwischen dem shroud und der umgebenden Faserschicht während der jeweiligen Dauer der örtlichen Temperatureskalation herausgebildet haben.

Zusammenfassung und Ausblick

Die bisherige werkstoffkundliche Nachuntersuchung des Versuchsbündels CORA-W1 zum Abschmelzverhalten russischer DWR des Typs WWER-1000 hat in allen wesentlichen Punkten die komplexe Abhängigkeit der Zerstörung von der Eskalation der Temperatur, der dafür maßgeblichen Hüllrohroxidation, dem Schmelzen von Komponenten, ihrer chemischen Wechselwirkung sowie der Verlagerung von Schmelzen unter Bildung von Blockaden bestätigt und damit die Vergleichbarkeit mit den Ergebnissen an DWR- und SWR-typischen CORA-Bündeln nachgewiesen. Materialtypische Besonderheiten wurden z.B. für das Hüllrohrmaterial Zr - 1 % Nb angedeutet und sollten im Vergleich zu Einzeleffektuntersuchungen von russischer Seite präzisiert werden. Auf einen weiteren Beitrag in diesem Jahresbericht wird hingewiesen, in dem anhand von rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen und Röntgenanalysen des Bündels CORA-W1 quantitative Aussagen zu Materialwechselwirkungen und zu der Bildung und Verlagerung von Schmelzen gemacht werden /2/. Ein umfangreicher Bericht mit Versuchsdaten, werkstoffkundlichen Analysen, Messungen globaler Parameter der Materialverlagerungen und des entwickelten Wasserstoffs liegt vor /3/. Er wird durch einen Bericht zu Untersuchungen der russischen Seite, die noch andauern, ergänzt werden. Die Untersuchungen dienen insgesamt auch als Vergleichsbasis für die Nachuntersuchung des absorbermaterialhaltigen Bündels CORA-W2. Dieser Versuch wird z.Zt. im Rahmen eines OECD-Standardproblems (ISP-36) modellanalytisch betrachtet, um im Vergleich der Ergebnisse der teilnehmenden Institutionen die verwendeten Code-Systeme zu optimieren. Damit ist auch das übergreifende Ziel des CORA-Programms angesprochen.

Literatur

- [1] S. Hagen et al.; Beitrag in diesem Bericht, S. 151 ff.
- [2] S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold:
Results of SFD Experiment CORA-13 (OECD International Standard
Problem 31); KfK 5054 (1993)
- [3] P. Hofmann et al.; Beitrag in diesem Bericht, S. 151 ff.
- [4] S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold:
Behavior of a WWER Fuel Element Tested under Severe Accident
Conditions in the CORA Facility (Test Results of Experiment CORA-W1);
KfK 5212 (1994)



W1-10 (top), 374 mm

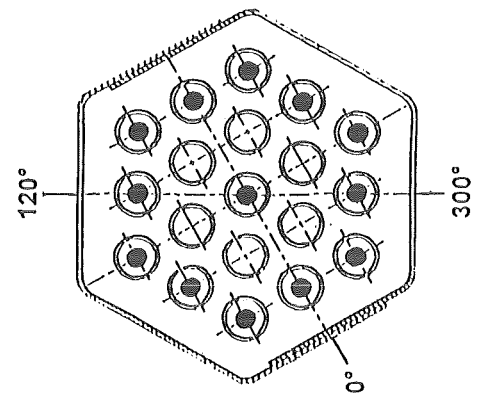
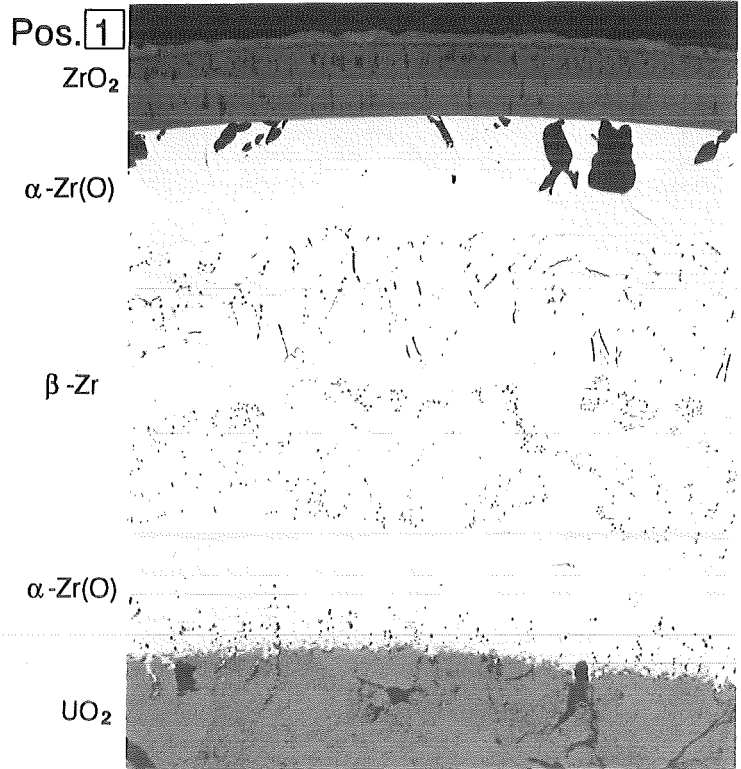
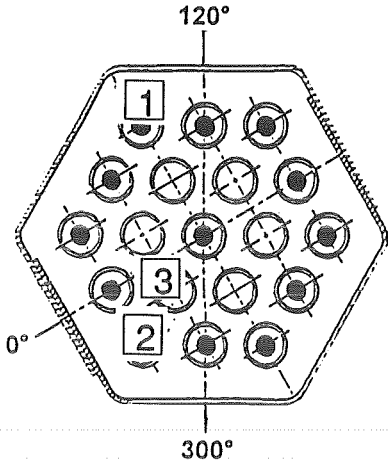
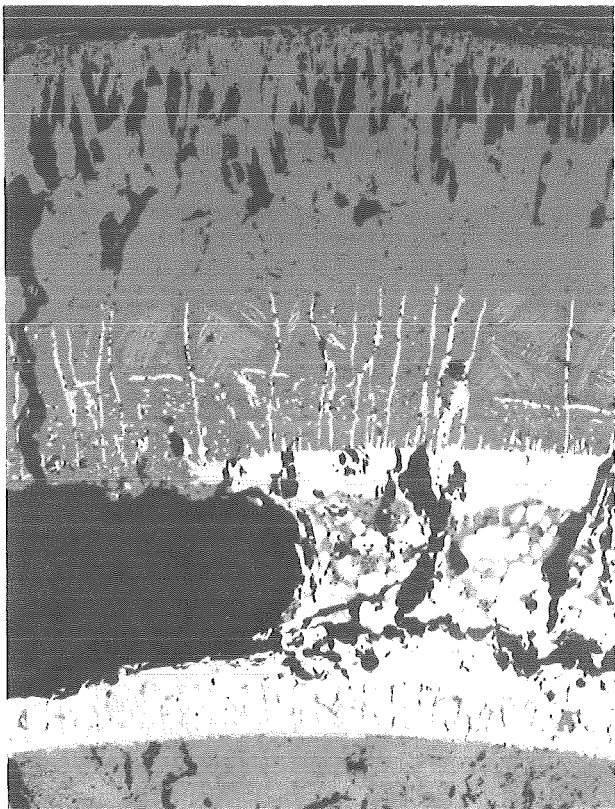


Abb. 1:
Cross Section W1-10 (top), Elevation 374 mm
Overview

W1-10 (top), 374 mm



Pos. 2



Pos. 3

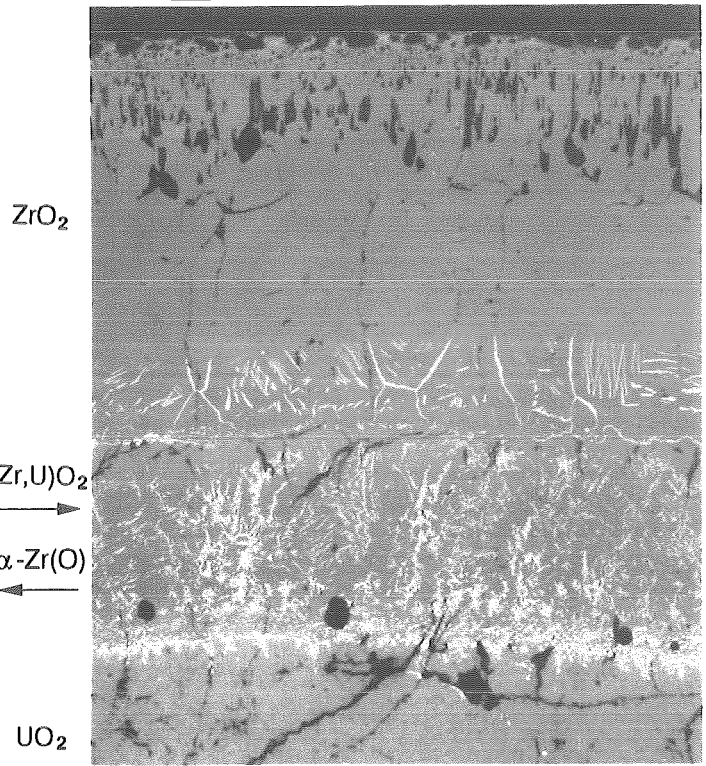
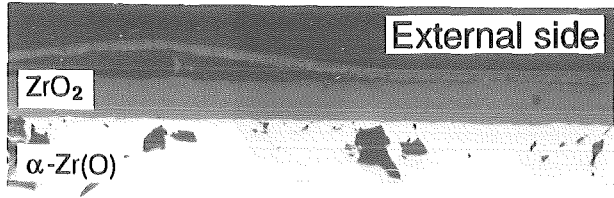
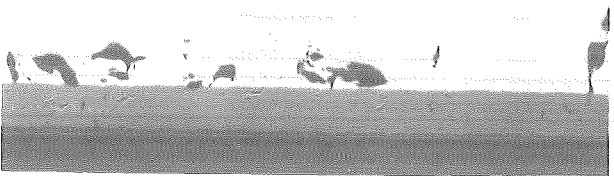


Abb. 2:
Cross Section W1-10 (top), Elevation 374 mm
Cladding Oxidation, Melting, Interaction With Fuel

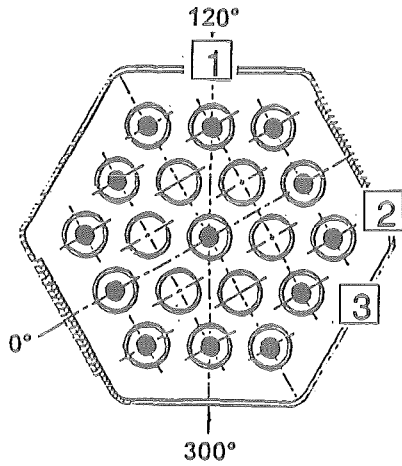


Pos. 1

beta-Zr

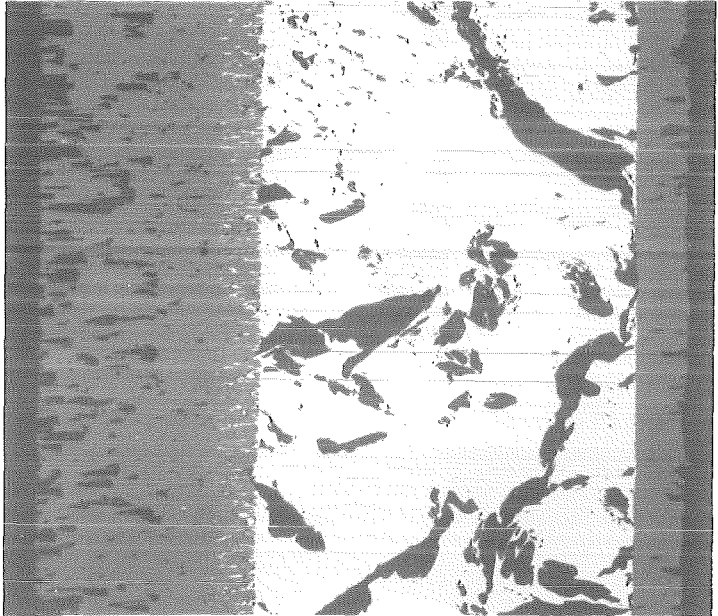


200 μm



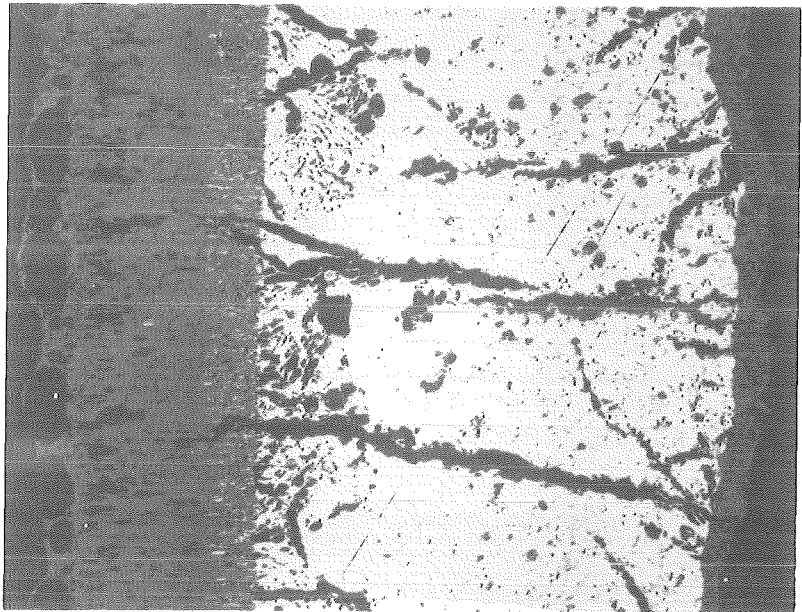
Pos. 2

External side



200 μm

Pos. 3



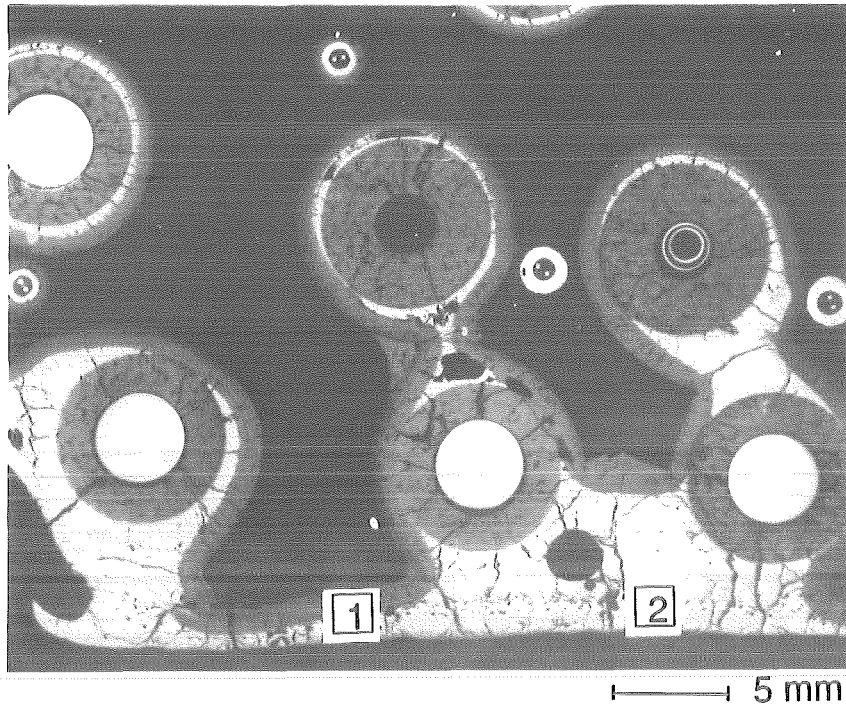
200 μm

W1-10 (top), 374 mm

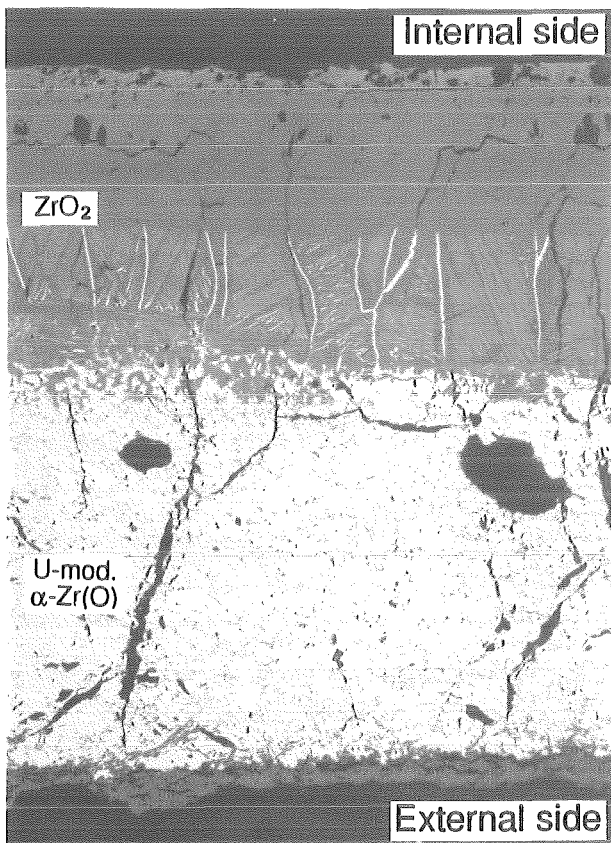
Internal side

Abb. 3:

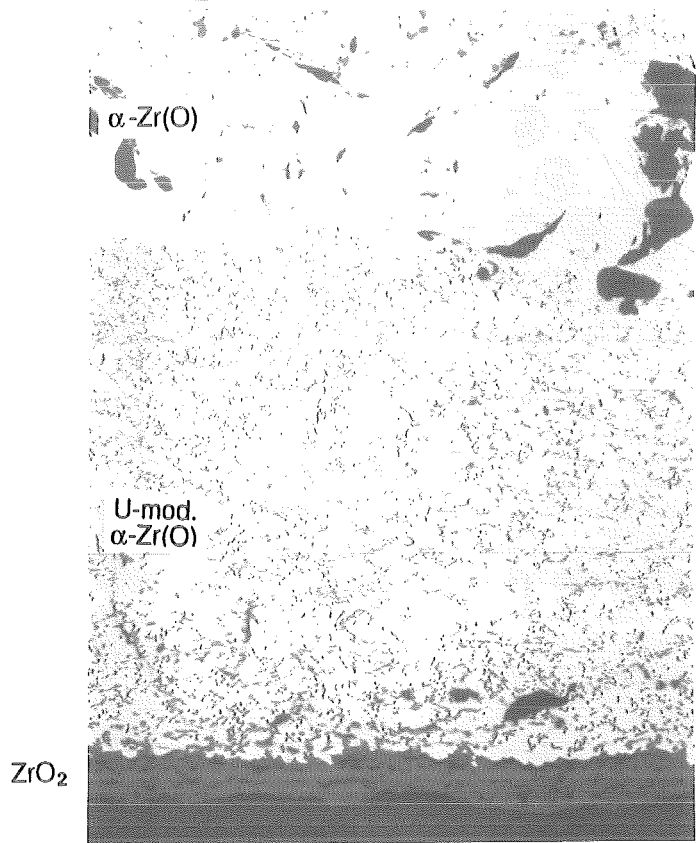
Cross Section W1-10 (top), Elevation 374 mm
Shroud Oxidation



Pos. **1**



Pos. **2**

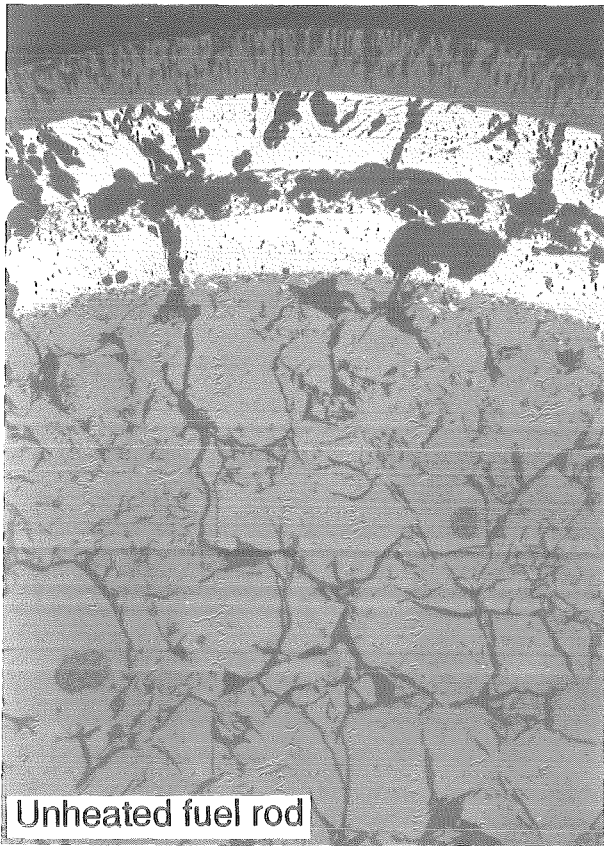


W1-10 (top), 374 mm

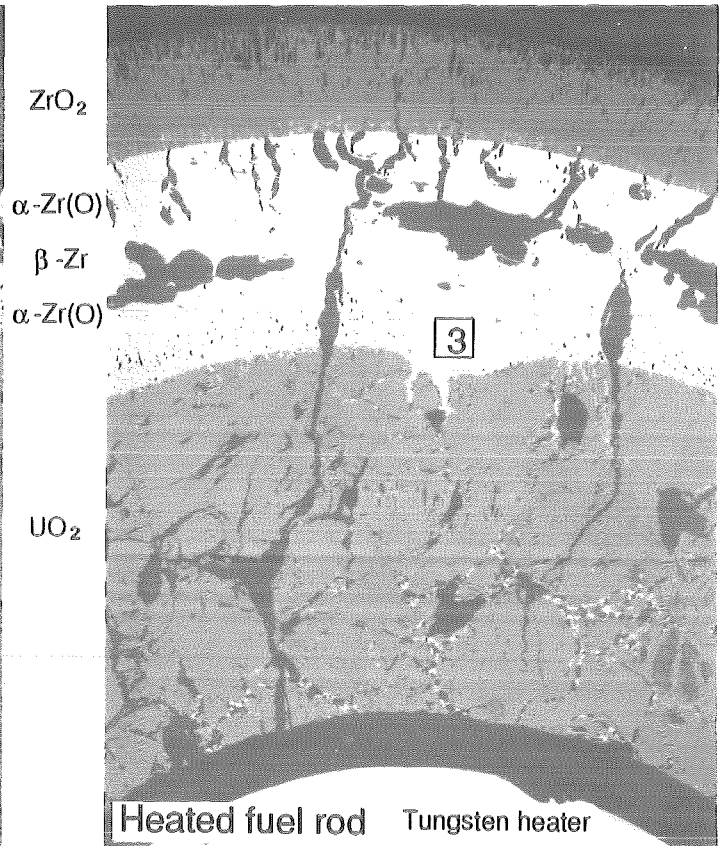


Abb. 4:

Cross Section W1-10 (top), Elevation 374 mm
Shroud Melting and Interaction With Melt

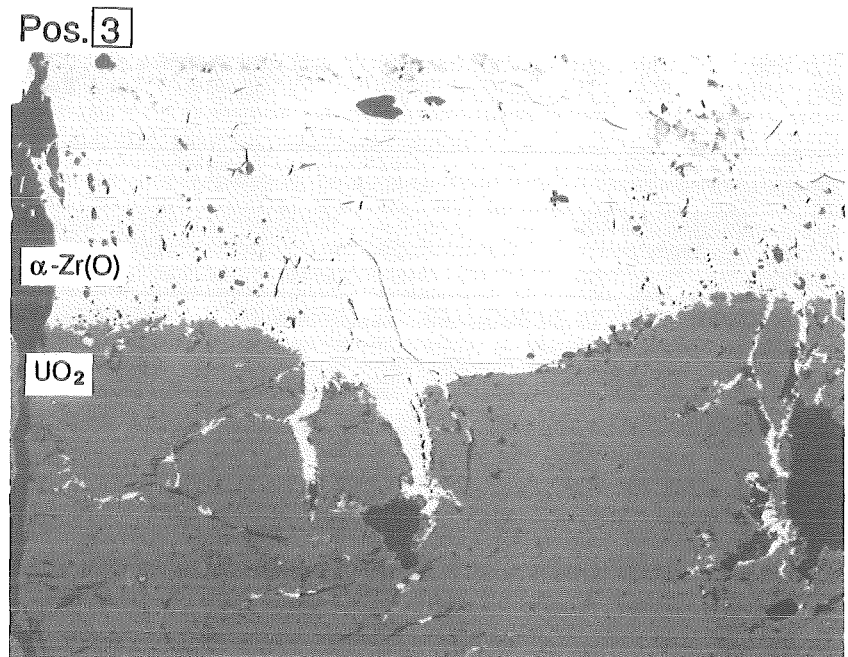
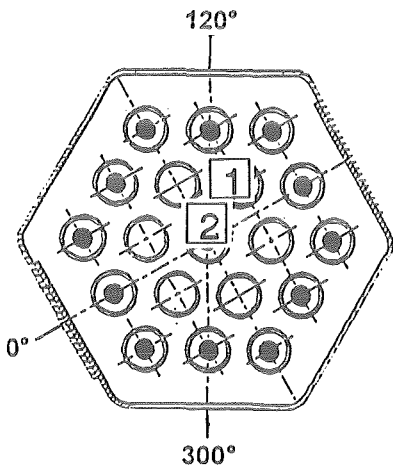


Pos. 1 | 500 μm



Pos. 2 | 500 μm

W1-10 (top), 374 mm



100 μm

Abb. 5:
Cross Section W1-10 (top), Elevation-374 mm
Heated and Unheated Fuel Rod

W1-04 (top), 389 mm

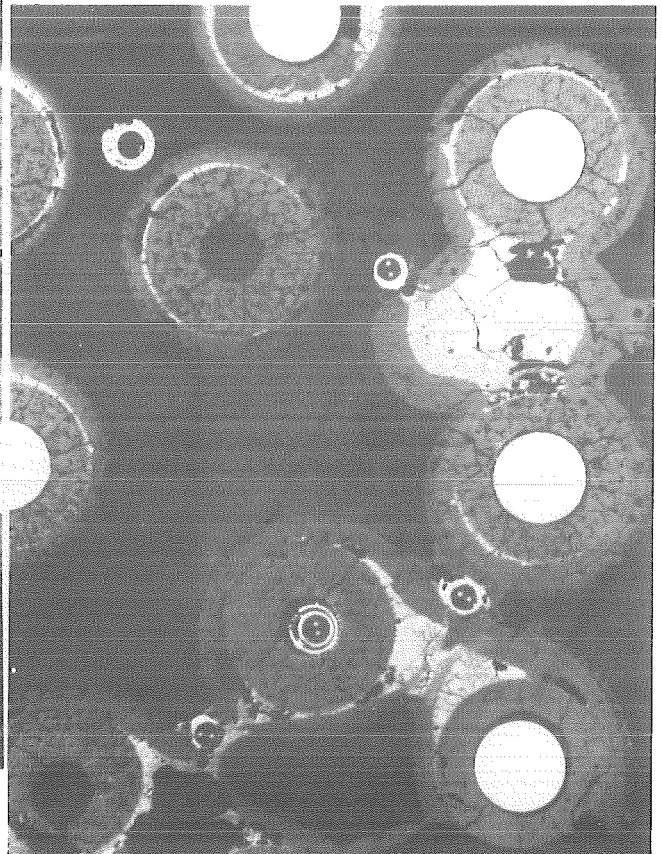
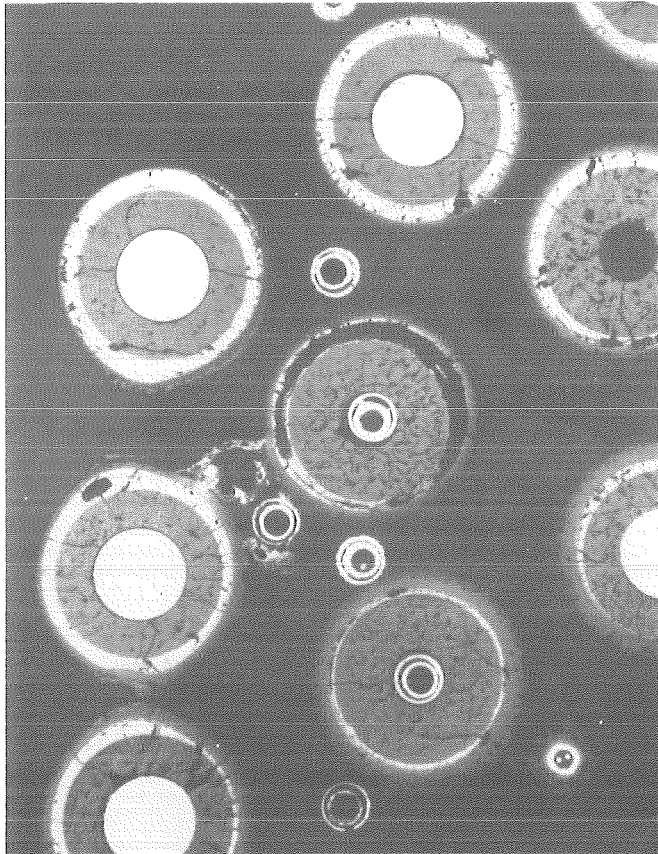
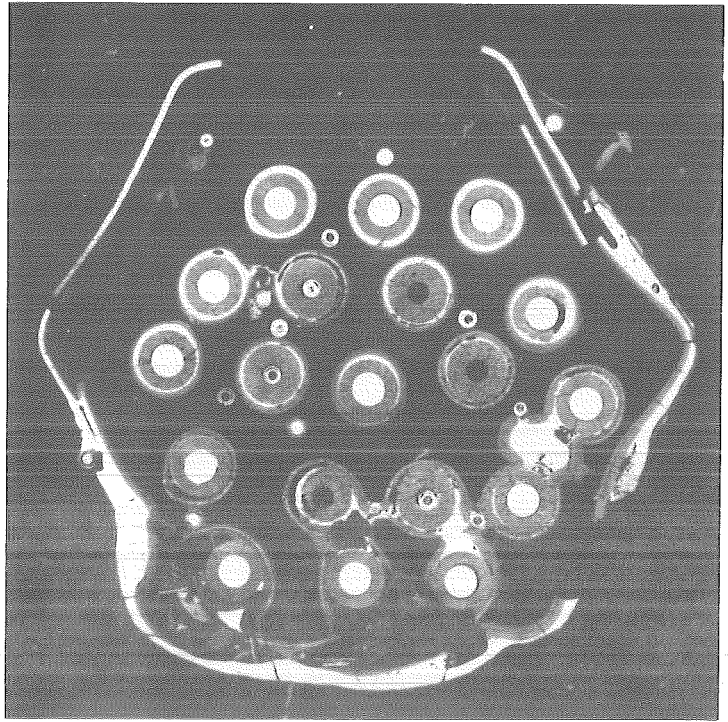
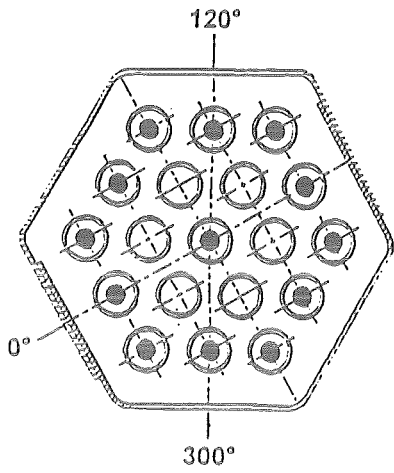
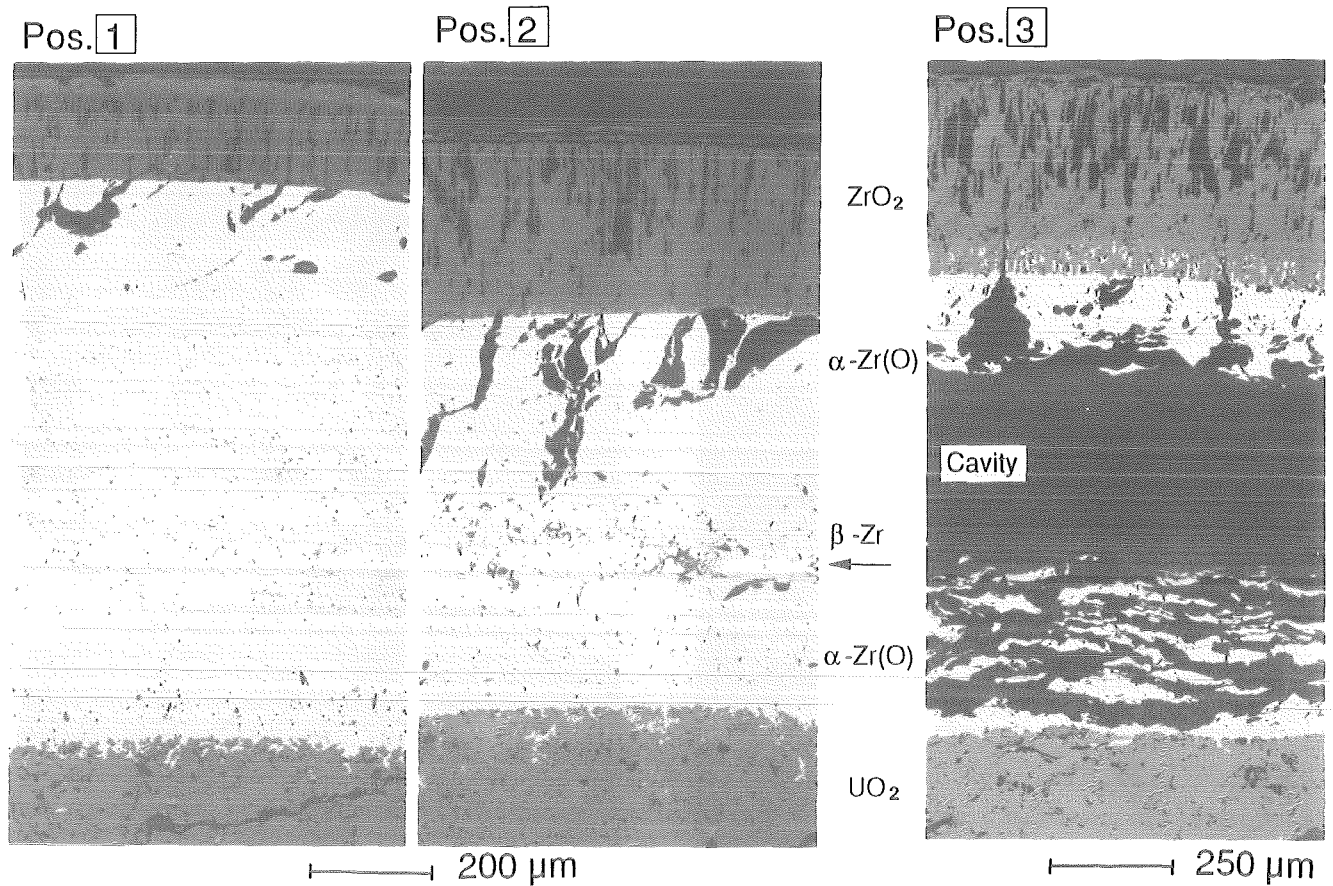


Abb. 6:
Cross Section W1-04 (top), Elevation 389 mm
Overview



W1-04 (top), 389 mm

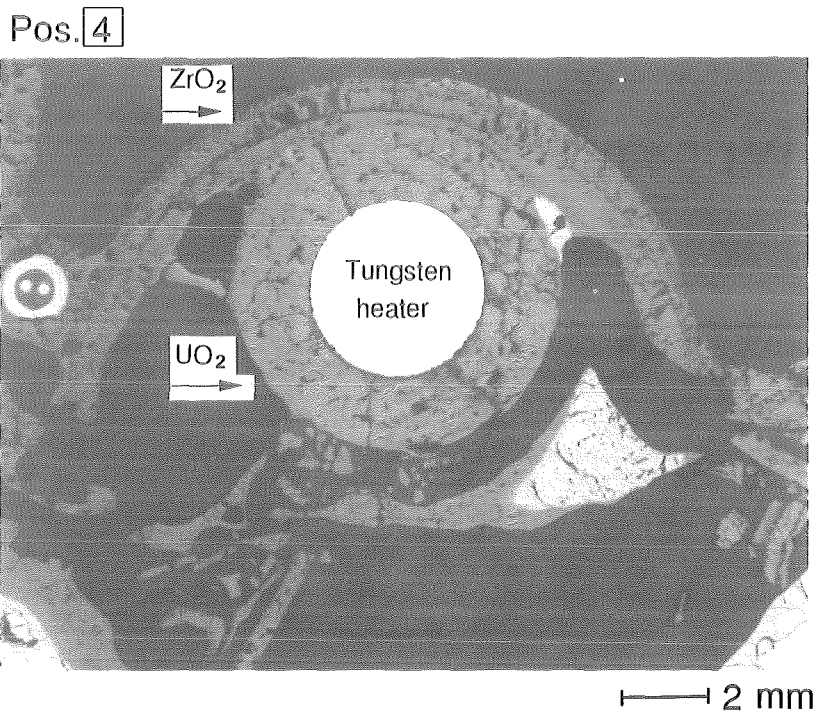
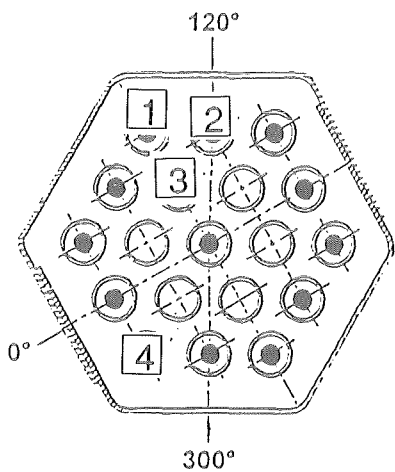
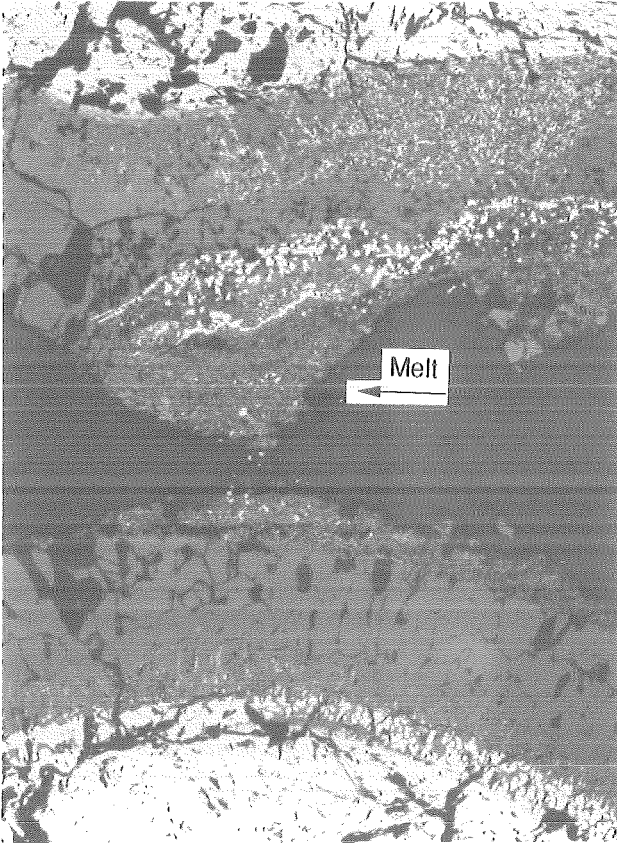


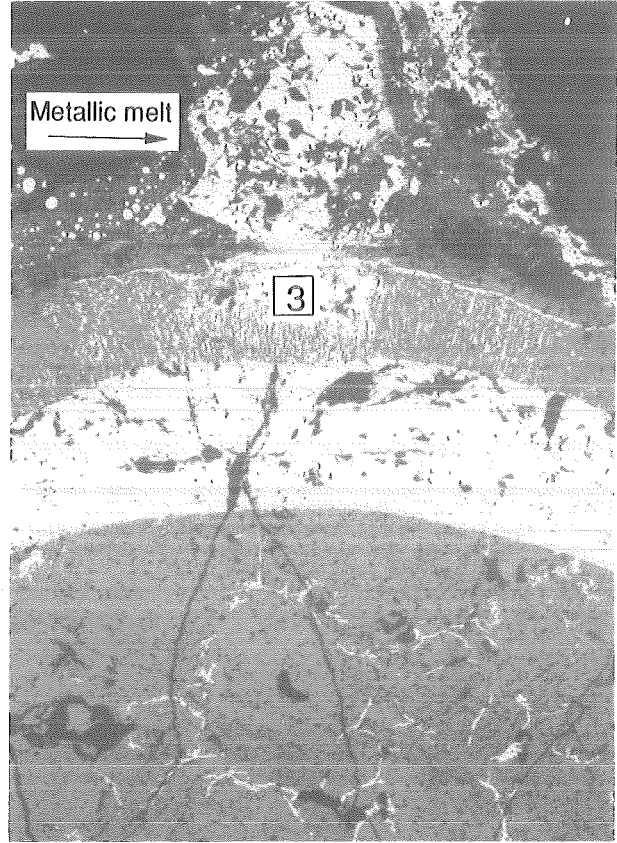
Abb. 7:
Cross Section W1-04 (top), Elevation 389 mm
Fuel Rod Cladding Oxidation

Pos. 1



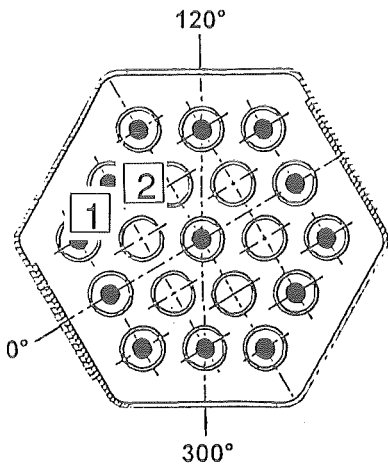
250 μm

Pos. 2

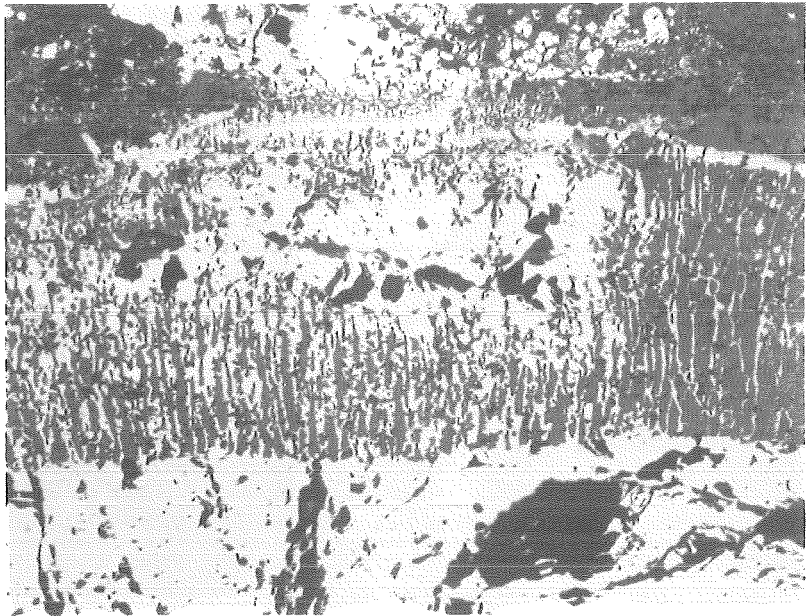


500 μm

W1-04 (top), 389 mm



Pos. 3



100 μm



Abb. 8:

Cross Section W1-04 (top), Elevation 389 mm
External Cladding Attack, Scale Reduction by Melt

W1-04 (top), 389 mm

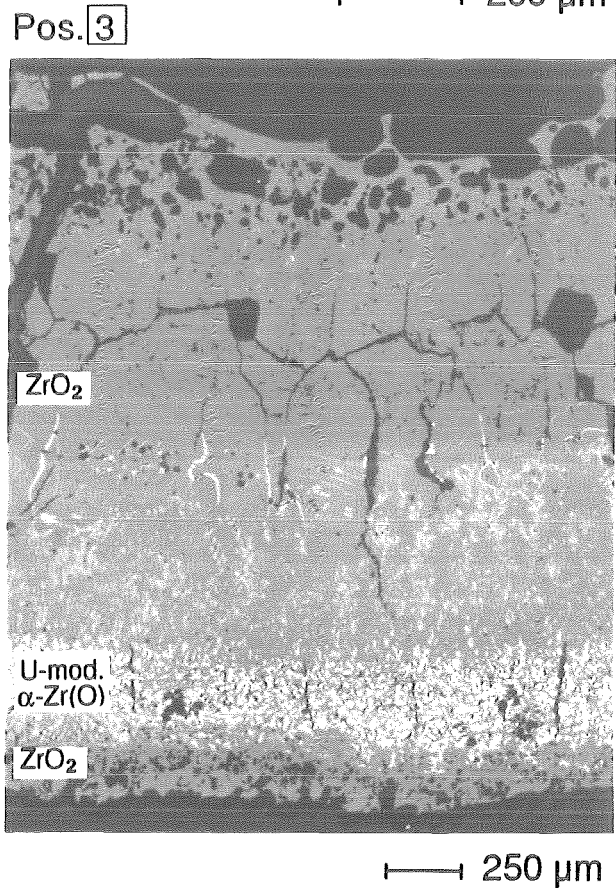
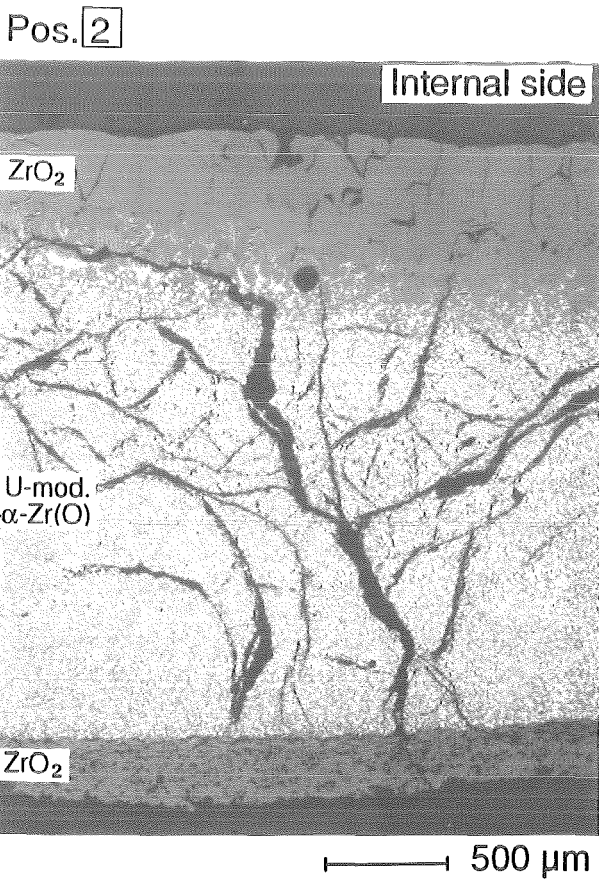
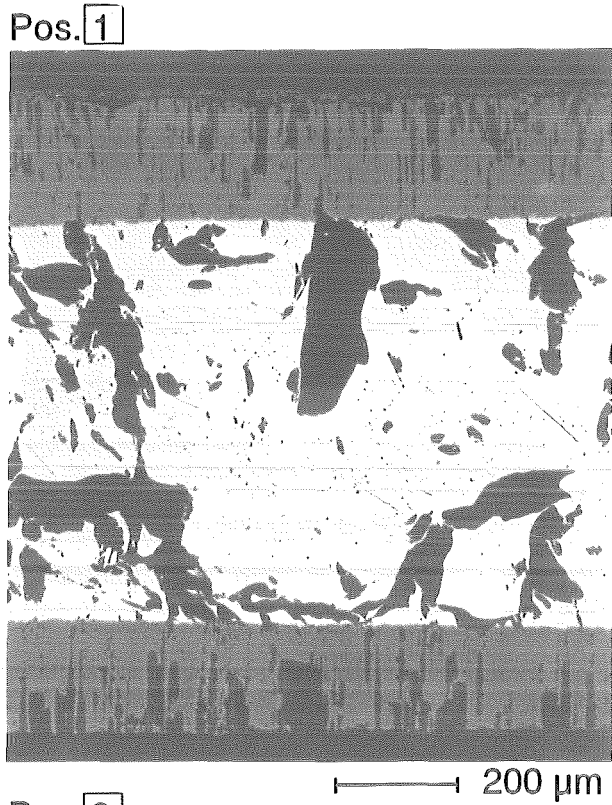
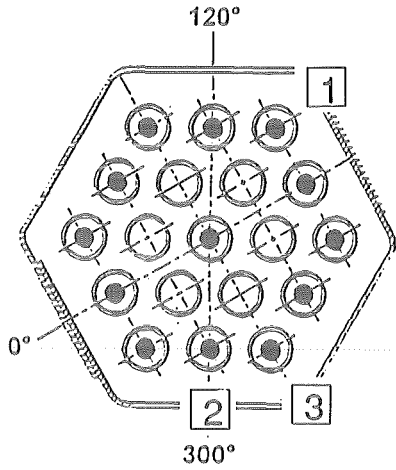
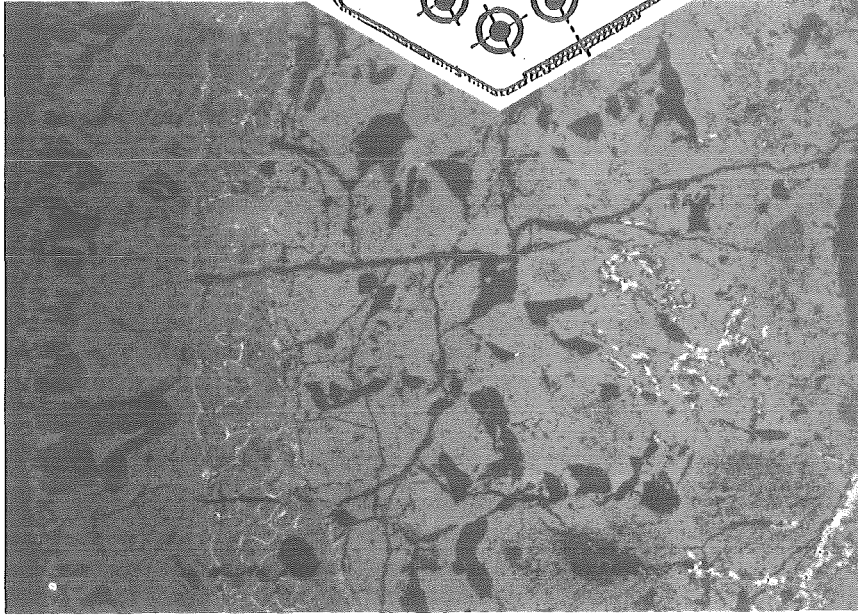
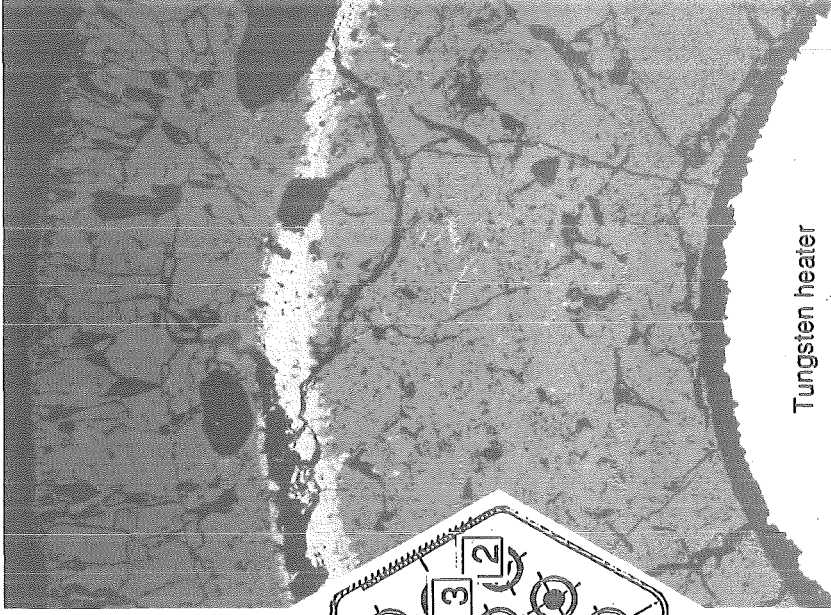


Abb. 9:
Cross Section W1-04 (top), Elevation 389 mm
Shroud at Different Orientations

Pos. 1 Unheated fuel rod

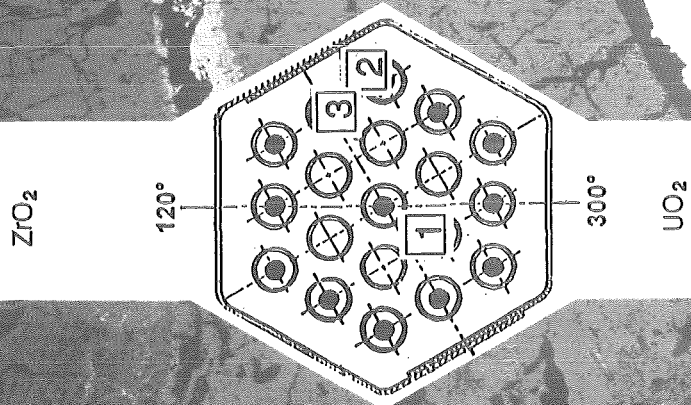


Pos. 2



Heated fuel rods

Pos. 3



W1-04 (top), 389 mm

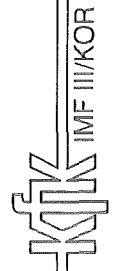


Abb. 10: Cross Section W1-04 (top), Elevation 389 mm. Heated and Unheated Fuel Rods

W1-06 (top), 612 mm

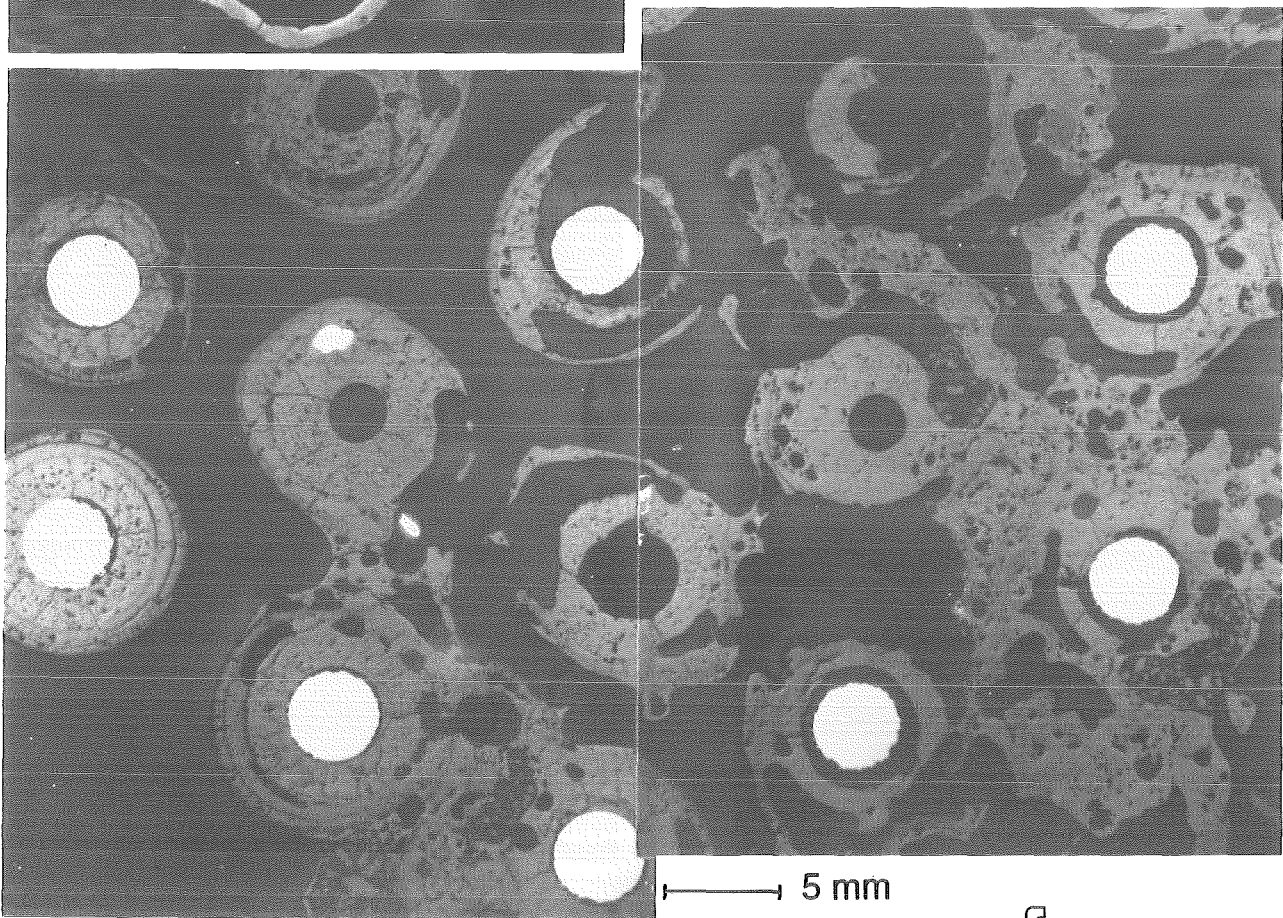
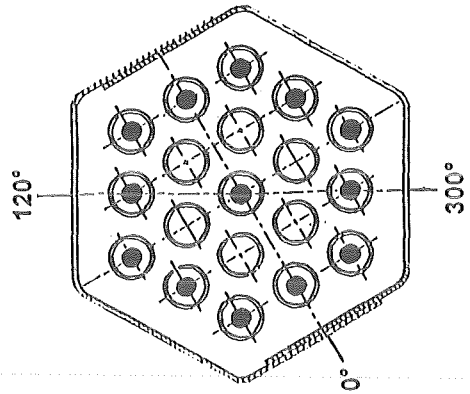
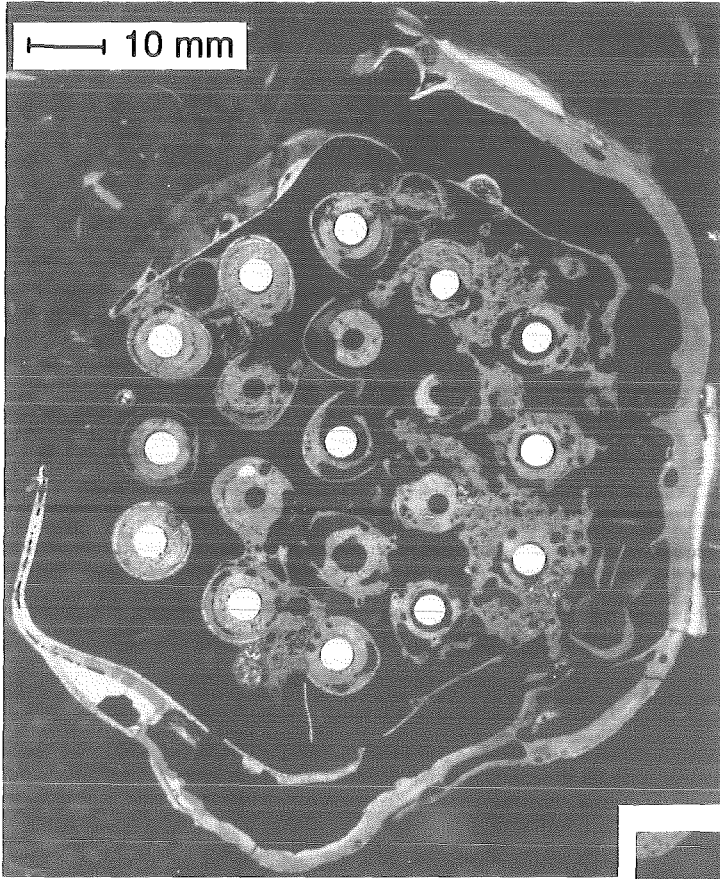
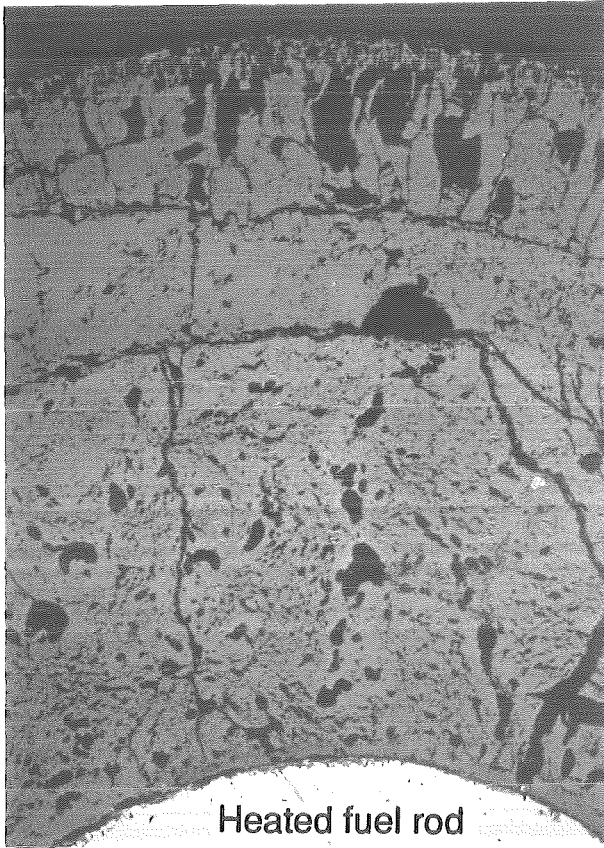
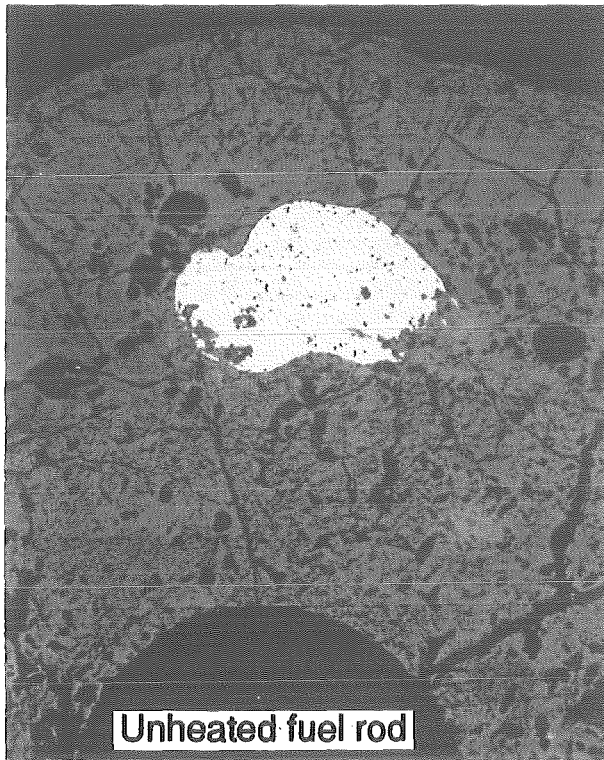


Abb. 11:
Cross Section W1-06 (top), Elevation 612 mm
Overview



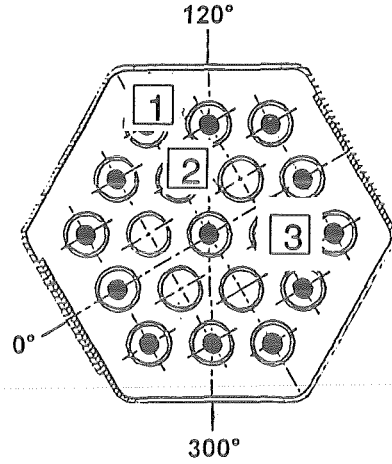
Pos. 2



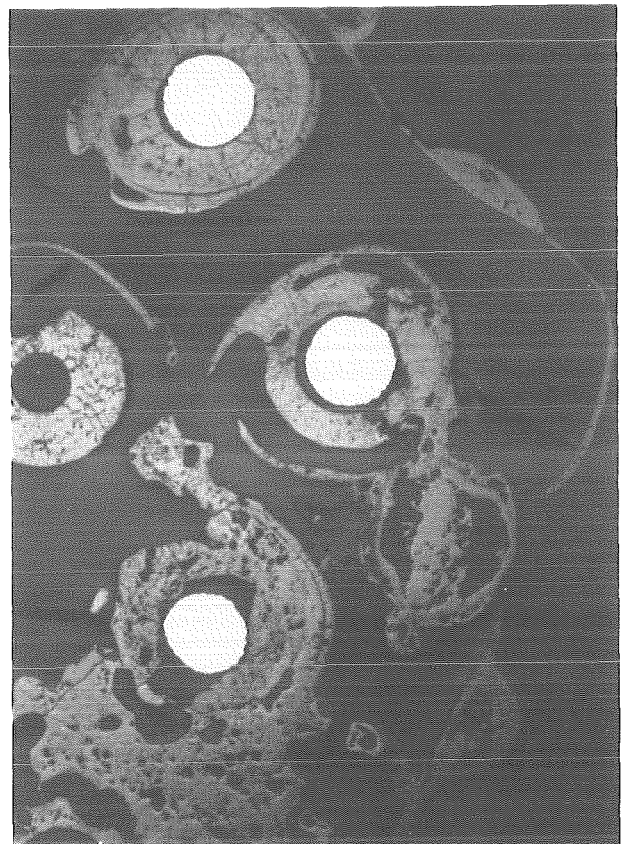
500 μm

Pos. 1

W1-06 (top), 612 mm



Pos. 3

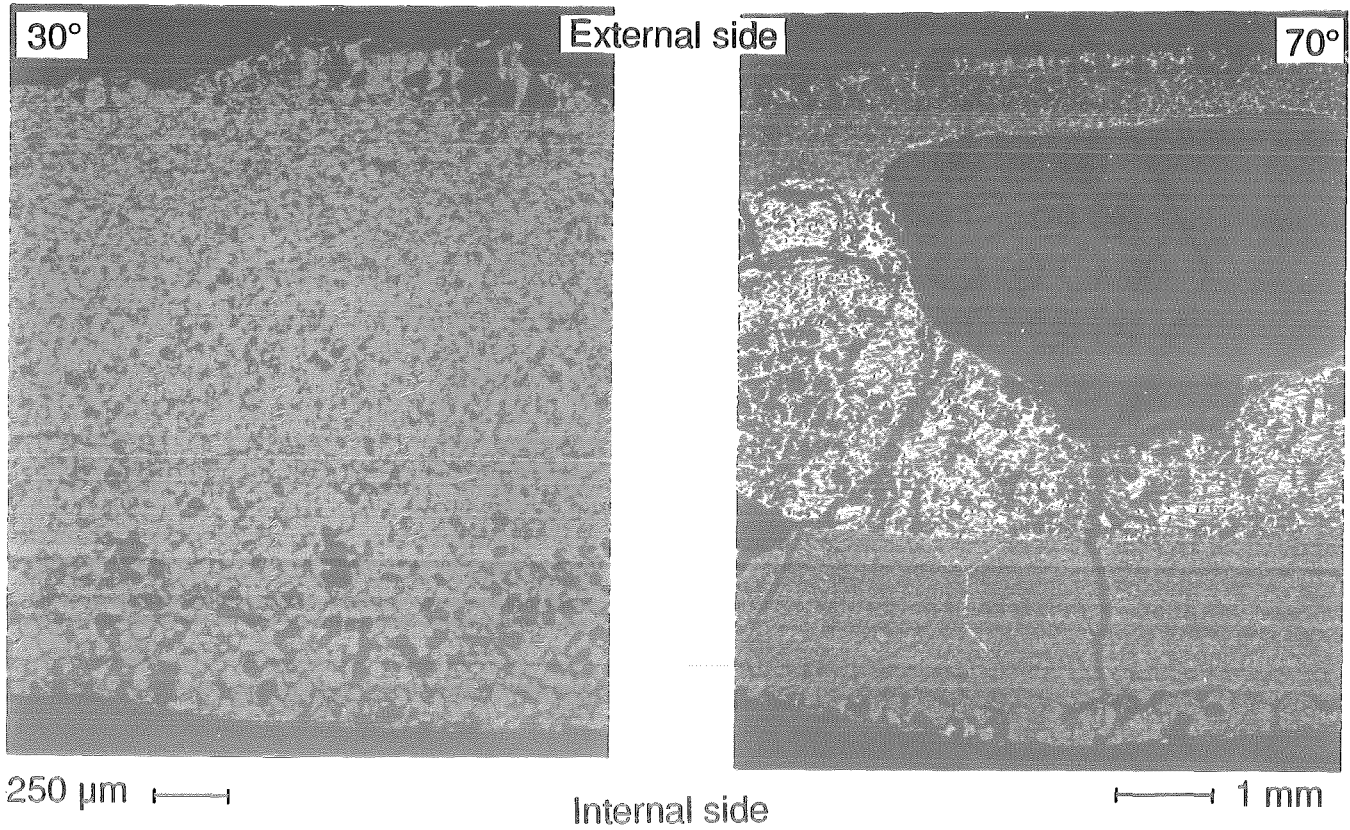


5 mm



Abb. 12:

Cross Section W1-06 (top), Elevation 612 mm
Heated and Unheated Fuel Rods



W1-06 (top), 612 mm

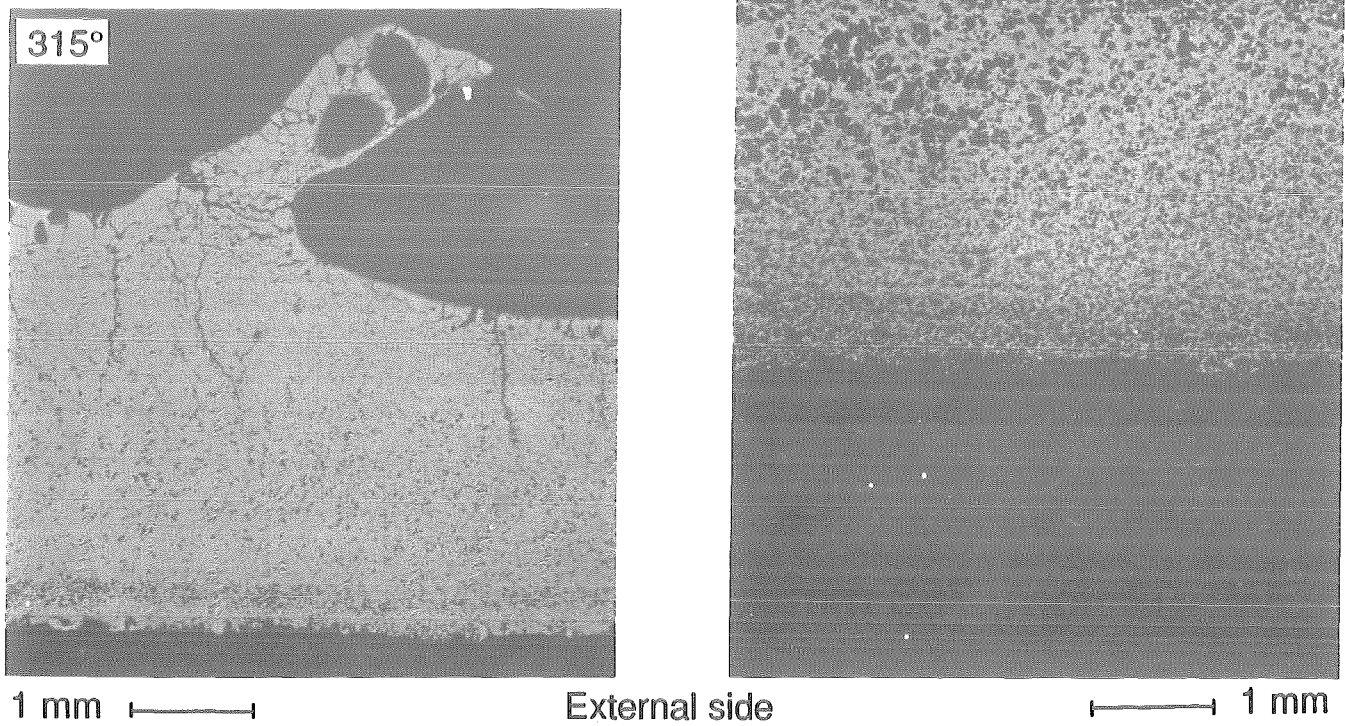
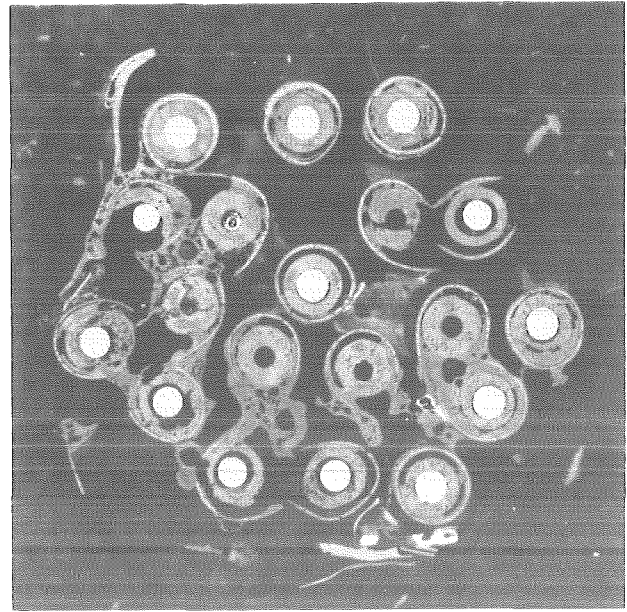
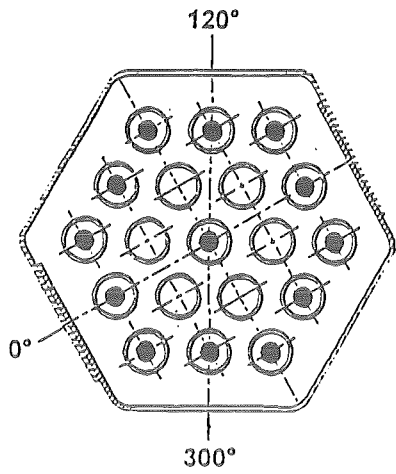
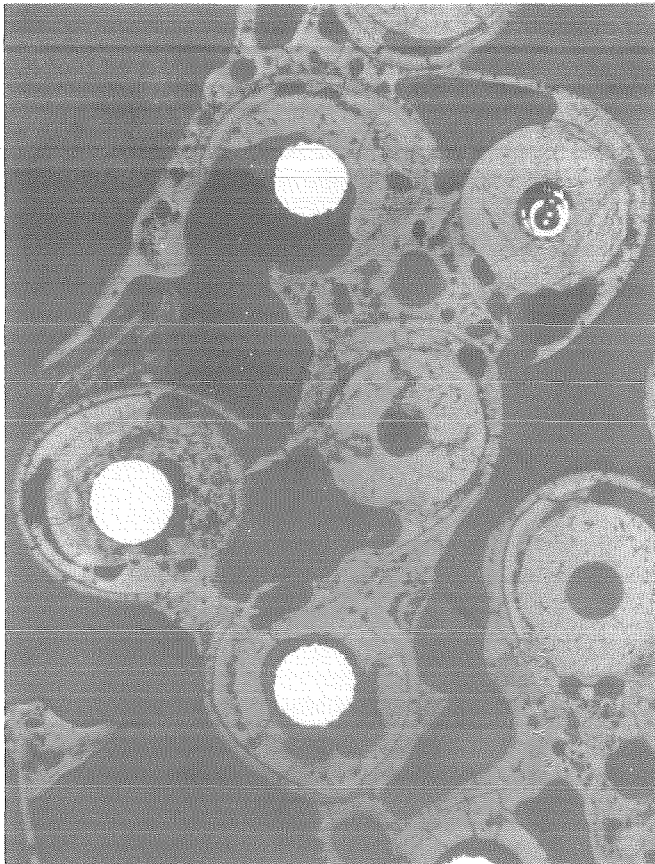


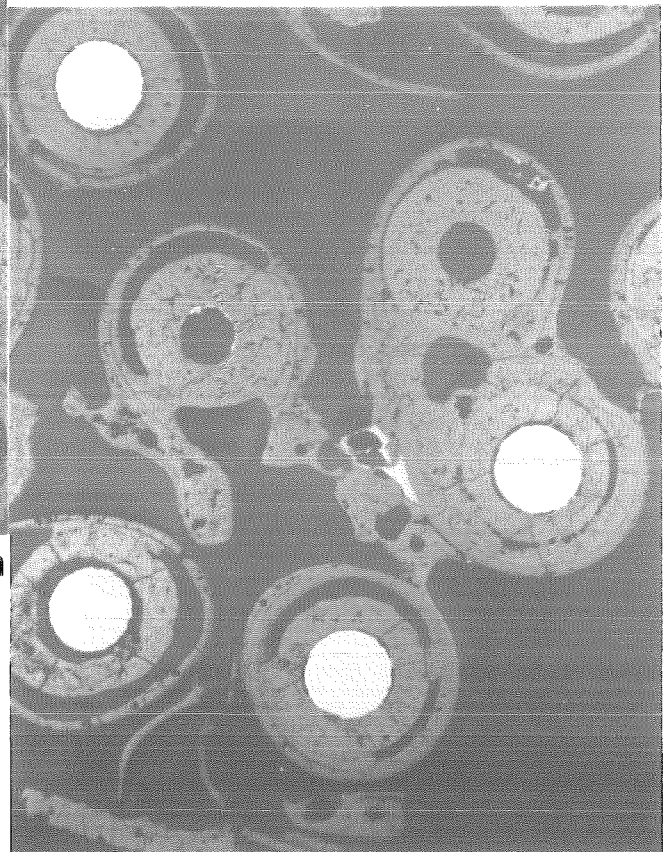
Abb. 13:
Cross Section W1-06 (top), Elevation 612 mm
Shroud at Different Orientations



10 mm



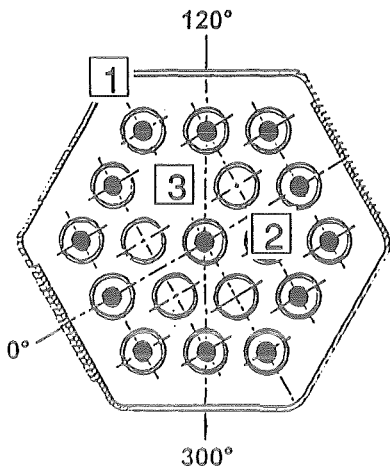
5 mm



W1-07 (top), 783 mm

Abb. 14:
Cross Section W1-07 (top), Elevation 783 mm
Overview

W1-07 (top), 783 mm

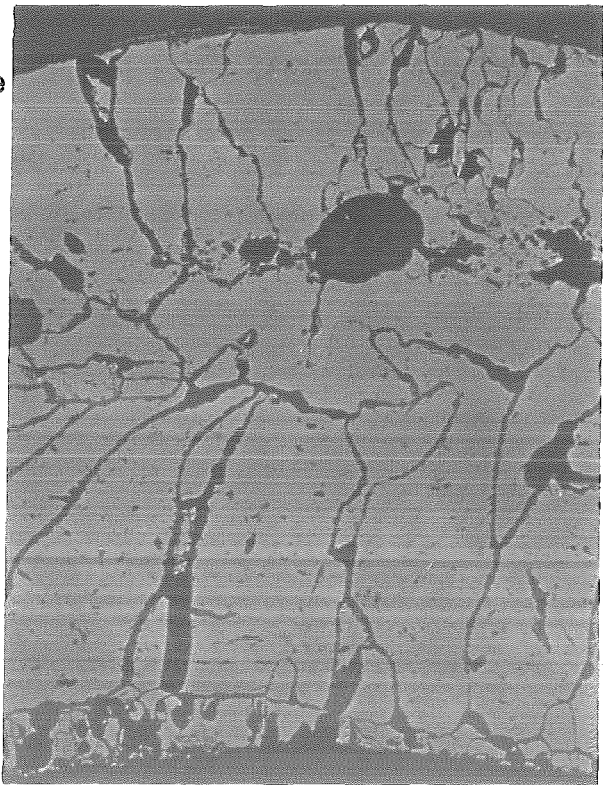


Pos. 1 Shroud

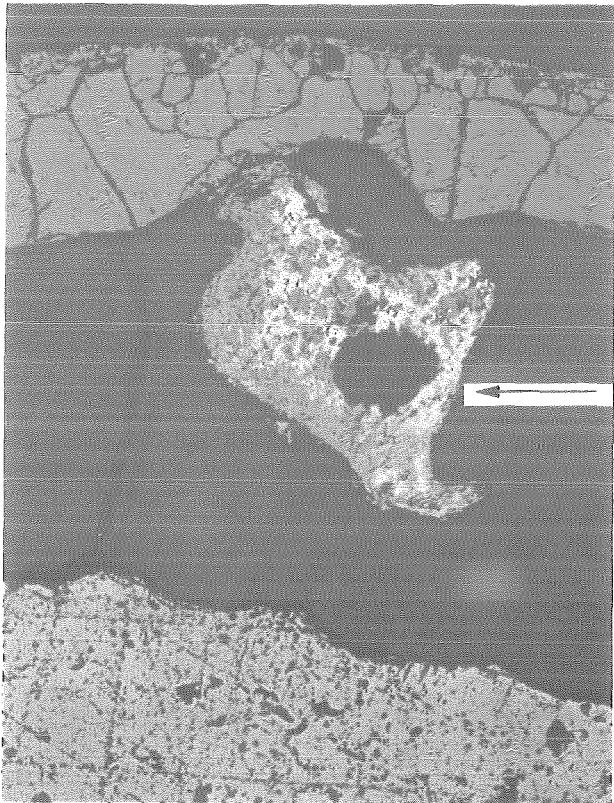
External side

ZrO₂

Internal side



Pos. 2 Unheated fuel rod



ZrO₂

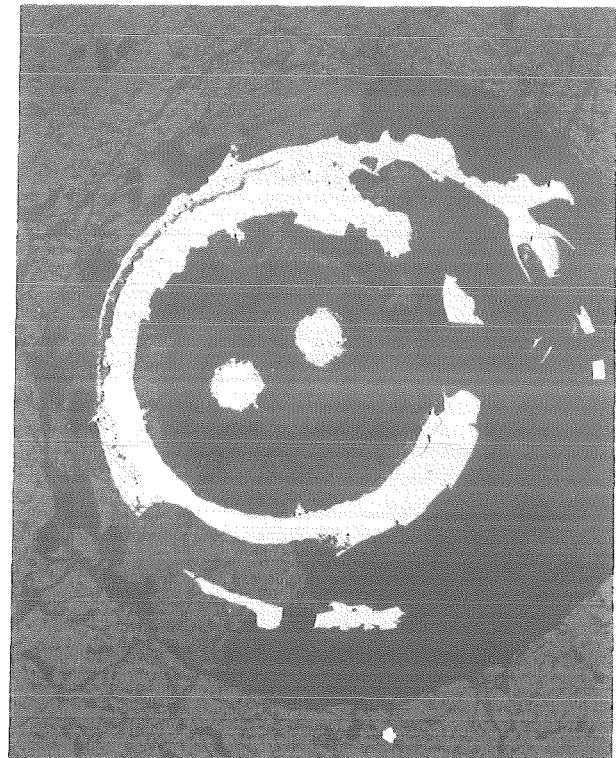
Melt

Void

UO₂

200 μm

Pos. 3 Fuel TC 200 μm



500 μm

Abb. 15:
Cross Section W1-07 (top), Elevation 783 mm
Degradation of Test Bundle Components

W1-07 (top), 783 mm

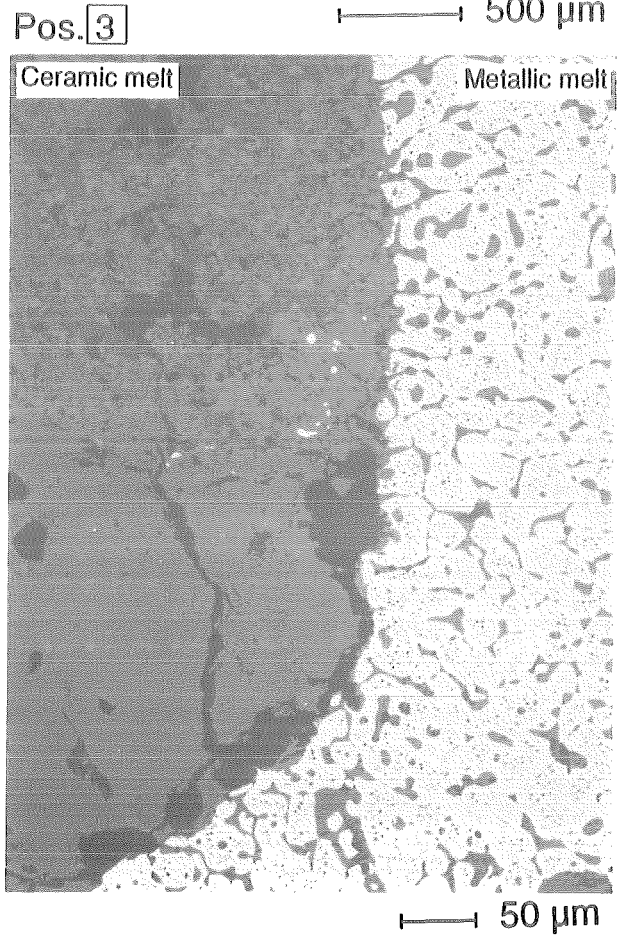
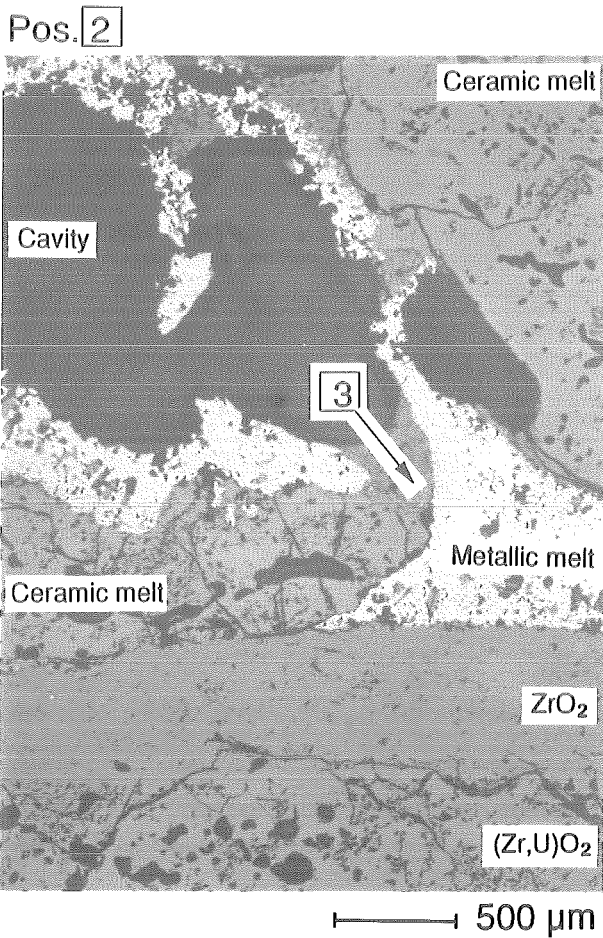
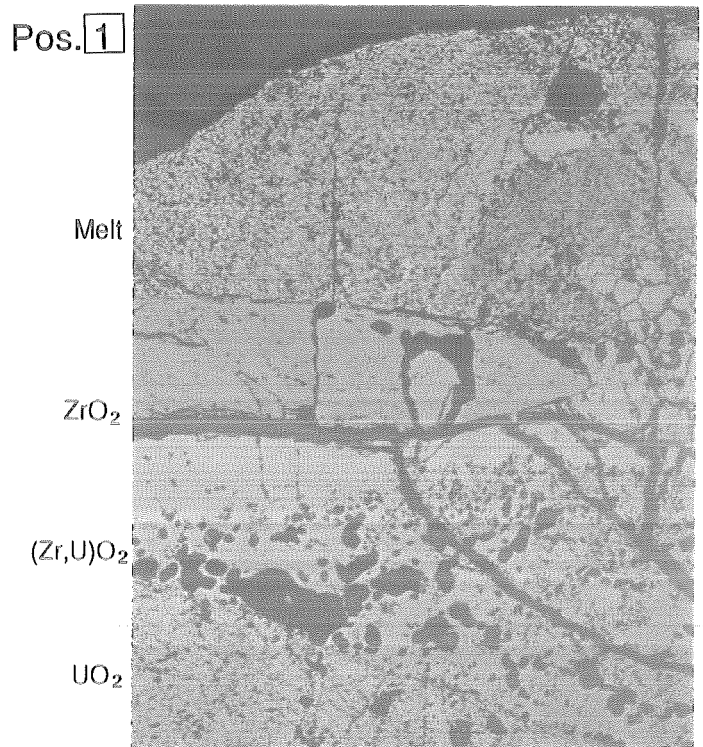
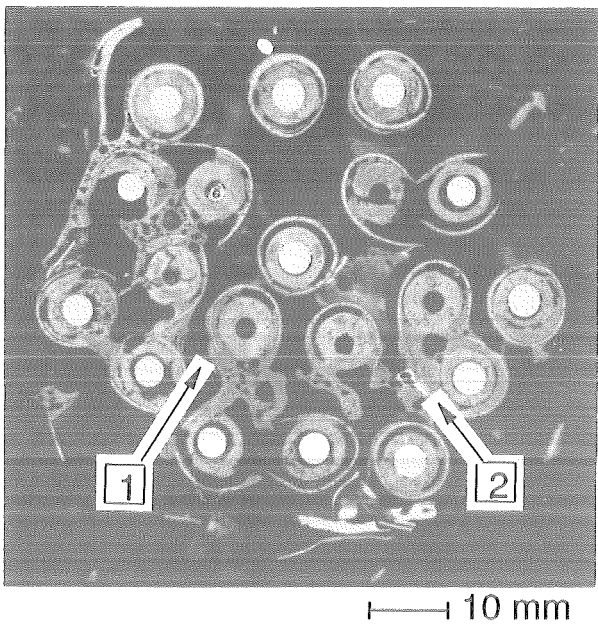


Abb. 16:
Cross Section W1-07 (top), Elevation 783 mm; Distribution and Microstructure of Metallic or Subsequently Oxidized Melts

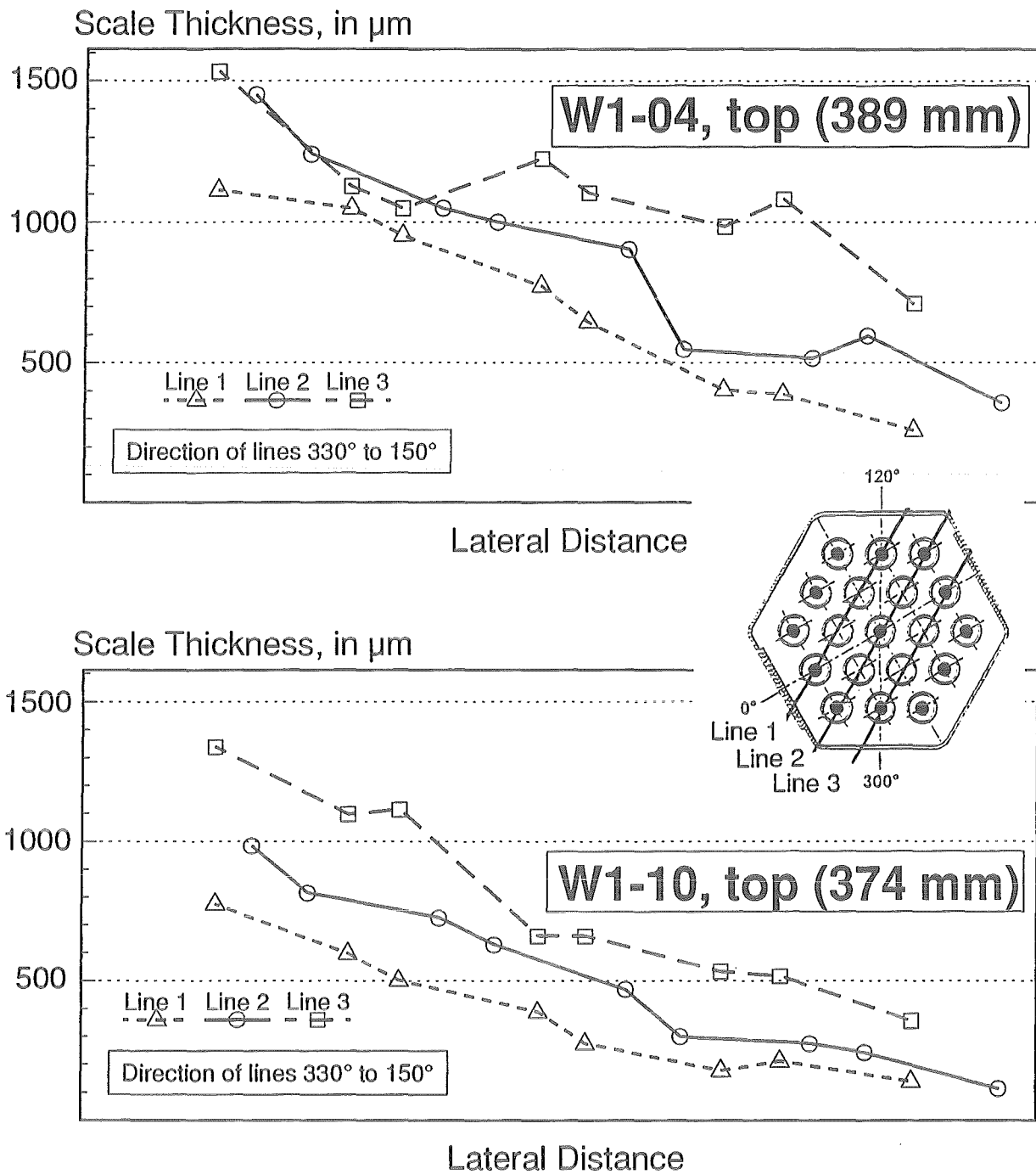


Abb. 17:

ZrO₂ Scale Thickness Profiles across the Fuel Rod Bundle CORA-W1 in the Azimuthal Direction 330° to 150° at the Elevations 389 mm (Cross Section W1-04, Top) and 374 mm (Cross Section W1-10, Top)

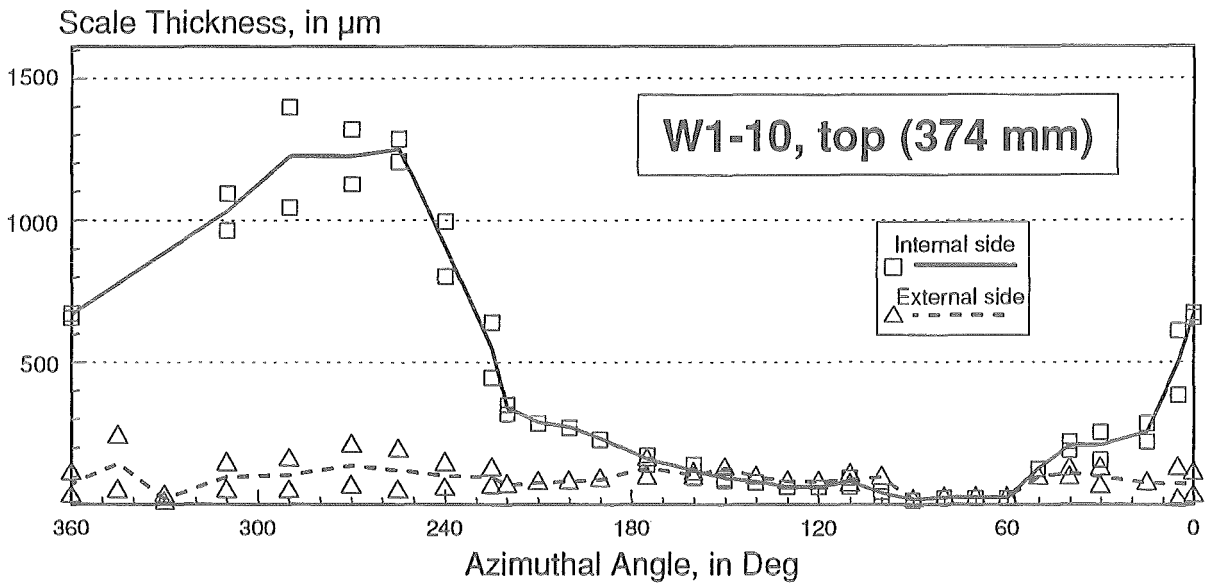
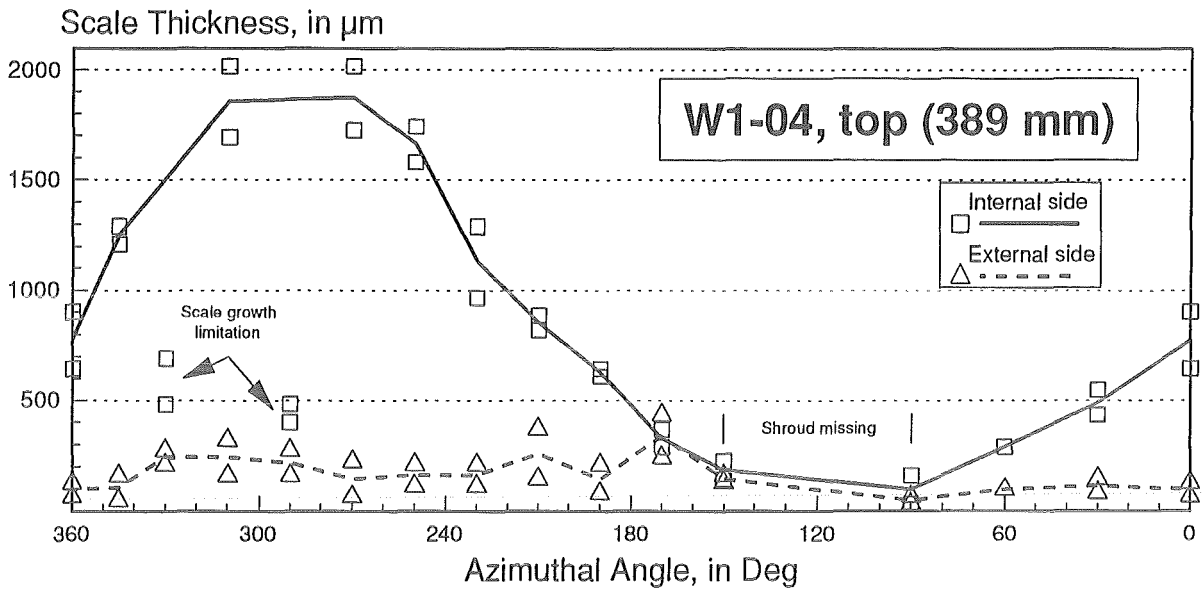


Abb. 18:

ZrO₂ Scale Thickness Profiles around the Shroud of Bundle CORA-W1 at the Elevations 389 mm and 374 mm , measured at External and Internal Surface

III. **Der Versuch FPT 0 des Projekts Phébus**
 The FPT 0 Experiment of the Phébus Project
 (O. Götzmann, IMF I)

Abstract:

The first of a series of six experiments of the Phébus fission product program was performed at CEN Cadarache on 2 Dec 1993. The present contribution gives a brief survey of observations and preliminary results of the test.

Am 2. Dezember 1993 wurde der erste von sechs vorgesehenen Versuchen des Phébus F.P. Programms in Cadarache/Frankreich durchgeführt. Er lief über 5 Stunden und wurde beendet, als die Temperatur des thermischen Mantels den von den Sicherheitsbehörden zugelassenen Höchstwert erreichte. Dieser Wert signalisierte, daß im Testbündel die Schmelztemperatur des Brennstoffs von 2850 °C erreicht wurde. Ein anderer von den Sicherheitsbehörden vorgegebener Grenzwert, den der maximalen Leistung des Treibercores, wurde nicht in Anspruch genommen, da die Temperatur bezogen auf die Leistung sich stärker erhöhte als vorausberechnet. Wahrscheinlich wegen der geringer als angenommenen Wärmeleitfähigkeit des Mantelmaterials bei hohen Temperaturen. Der thermische Mantel (Shroud) aus ZrO_2 umschließt den Versuchseinsatz.

Im Phébus F.P. Programm werden Reaktorunfälle als Versuche durchgeführt, um Rechencodes zur Bestimmung des radioaktiven Quellterms für vorgegebene Unfallscenarien auf ihre Leistungsfähigkeit zu prüfen und zu verbessern. Die Versuchseinsätze aus 20 Brennstäben und einem Ag-In-Cd-Absorberstab repräsentieren einen 900 MWe DWR im Maßstab 1:5000. Die Phébus F.P.-Versuche sind integrale Reaktorstörfall-Experimente, d.h. es wird dabei nicht nur das Niederschmelzen des Kerns untersucht, sondern auch das Schicksal der Spaltprodukte und anderer radioaktiver Materialien auf ihrem Weg durch den Kühlkreislauf in das Containment, ihre Entwicklung dort und schließlich die mögliche Freisetzung in die Umgebung.

Die Versuchseinsätze werden grundsätzlich aus hochabgebrannten LWR-Stäben aus dem BR3 zusammengebaut, die im Phébus vor dem eigentlichen Versuch eine 15-tägige Vorbestrahlung erfahren, um genügende Mengen von den kurzlebigen, aber für den Quellterm relevanten Isotopen (vor allem dem Jod) zu erzeugen. Nur für den ersten Versuch, dem FPT 0, wurden frische, z.T. innen und außen instrumentierte Brennstäbe verwendet. Die Vorbestrahlung des FPT 0 dauerte nur 9 Tage. Die Pause vor dem eigentlichen Versuch zum Abbau der Xenonvergiftung betrug 46 Stunden.

Die meisten der von den on-line installierten Meßgeräten während des Versuchs registrierten Spaltprodukte sowie jene, die diese Instrumente aufgrund ihrer hohen Intensität "blendeten", wurden erst während der nuklearen Aufheizphase erzeugt.

Erste vorläufige Ergebnisse wurden in einer Veranstaltung in Cadarache am 28. Januar 1994 vorgestellt. Schon jetzt ist abzusehen, daß sich nicht alles so verhalten hat, wie von den Codes vorhergesehen. Jod gibt es im Containment auch in einer Form, die offensichtlich nicht wasserlöslich ist. Eine zweite Präsentation der Ergebnisse wird am 18. November 1994 stattfinden. Bis dahin sollen alle Analysen im Containment, im Kühlkreislauf und im teilweise geschmolzenen Versuchseinsatz durchgeführt worden sein.

IV. **Untersuchungen von Störfallfolgen innerhalb des RDB**

Investigation of in-vessel accident sequences

(W. Sengpiel, Ch. Homann, D. Struwe, IRS,
Ch. Messainguiral, CEA)

Abstract:

The analyses of in-vessel accident sequences of LWRs aim at answering the following questions:

- What is the mass of hydrogen released during a core degradation process with and without emergency cooling, respectively;
- How is the material redistribution in the core up to the eventual formation of a melt pool; which failure modes of the crust of solidified core material are possible leading to the release of melt from the pool into the lower plenum;
- What is the temperature history of the RPV wall during interaction with the core melt in the lower plenum.

The SCDAP/RELAP5 computer code is used on an IBM RISC 6000. In a first step towards reactor case studies, out-of-pile experiments CORA-7 and CORA-13 have been calculated with SCDAP/RELAP5/ver7AG. The comparison with experimental results shows that transient fuel rod temperatures in the upper part of the CORA bundles generally agree rather well, whereas significant differences in the axial temperature profiles are found. Moreover, the calculation of CORA-13 indicated that the complex physical process of reflood can be calculated by SCDAP/RELAP5 without numerical difficulties.

In parallel, preparations for the calculation fo the core behavior of the EPR (European Pressurized Water Reactor) have been started in cooperation with Siemens/KWU).

Die Analysen der Ereignisabläufe innerhalb des RDB bei schweren Unfällen in Leichtwasserreaktoren orientieren sich vorrangig an folgenden Fragestellungen:

- Welche Wasserstoffmengen werden bei der Kernzerlegung freigesetzt mit und ohne Notkühlwasser-Einspeisung;
- wie erfolgt die Materialumverteilung im Kernbereich und gegebenenfalls die Bildung eines Schmelzepools; welche Versagensmodi der die Schmelze einhüllenden und tragenden Krusten wiedererstarteten Materials können auftreten und wie erfolgt die Verlagerung der Schmelze in das untere Plenum. Diese Untersuchungen sollen Auskunft geben über die Ausgangsbedingungen für mögliche Dampfexplosionen bei der Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Restwasser im unteren Plenum;
- wie ist der zeitliche Temperaturverlauf der RDB-Wand bei der Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem RDB im unteren Plenumsbereich.

Für die Analysen steht das Rechenprogramm SCDAP/RELAP5 [1] zur Verfügung. Gegenwärtig wird die Version 7AF an einer Workstation IBM RISC 6000/370 eingesetzt.

Das mechanische Verhalten der Kernkomponenten bei hohen Temperaturen und die physikalisch-chemischen Prozesse der Reaktionskinetik im Verlauf der Kernzerstörung sind außerordentlich komplex und teilweise noch unverstanden [2]. Um die Modellannahmen in SCDAP/RELAP5 zu überprüfen, werden die Out-of-pile-Bündelexperimente CORA-7 und CORA-13 nachgerechnet, die die Anfangsphase einer Kernzerstörung simulieren [3, 4]. Abb. 1 zeigt einen Querschnitt durch das CORA-7-Bündel mit 32 beheizten Brennstabsimulatoren, 20 unbeheizten Brennstäben und 5 (Ag, In, Cd)-Absorberstäben. Die CORA-Bündel sind 1 m lang. Für die Rechnung mit SCDAP/RELAP5 wurde das Bündel in 7 charakteristische Komponenten eingeteilt: 5 Brennstabkomponenten entsprechend der ringförmigen Brennstabanordnung im Bündel, 1 Absorberstabkomponente und 1 Shroudkomponente (Bündelisolierung). Abb. 2 zeigt die Nodalisierung des Bündels und der CORA-Anlage für die Rechnung mit SCDAP/RELAP5. Für den Vergleich mit den Rechenergebnissen sind folgende experimentelle Ergebnisse von CORA-7 von Bedeutung:

- * die maximale Bündeltemperatur liegt bei ca. 2200 K;
- * Temperatureskalation, Hüllrohroxidation und resultierende Brennstabschäden sind auf die obere Hälfte des Bündels beschränkt (≥ 500 mm);
- * der Inconel-Abstandshalter in Bündelmitte ist weitgehend intaktgeblieben, eine Bündelblockade aus wiedererstartem Brennstab-, Abstandshalter- und Absorbermaterial hat sich direkt unterhalb des zentralen Inconel-Abstandshalters gebildet (zwischen 400 und 500 mm Bündelhöhe).

Abb. 3 zeigt gemessene und gerechnete Hüllrohrtemperaturen eines unbeheizten Brennstabes (Komponente 1 im Bündelzentrum) bei 750 mm Bündelhöhe. Sowohl der langsame Temperaturanstieg zu Beginn des Experiments (~ 1 K/s) als auch die steile Temperatureskalation infolge Hüllrohroxidation (> 10 K/s) und die maximale Temperatur von ca. 2200 K konnten in der oberen Bündelhälfte gut nachgerechnet werden. Abb. 4 zeigt gemessene und gerechnete axiale Temperaturverteilungen zu verschiedenen Zeiten während des Experiments. Die Abbildung macht deutlich, daß in der unteren Bündelhälfte die gerechneten Brennstabtemperaturen wesentlich über den gemessenen liegen, das gilt für die Temperaturrechnungen in allen Komponenten des Bündels. Das Erreichen der Inconel-Schmelztemperatur und teilweise der Zry-Schmelztemperatur im unteren Bündelbereich führt in der Rechnung zu einem größeren axialen Schadensbereich als im Experiment mit einer resultierenden Bündelblockade bei ca. 200 mm Bündelhöhe (oberhalb des unteren Zry-Abstandshalters); mit ausschlaggebend für das unterschiedliche Schadensbild ist das Ausfallen des mittleren Inconel-Abstandshalters als Blockadeförderer in der Rechnung. In Abb. 5 sind die Wasserstoffproduktionsraten bzw. kumulierten Wasserstoffmengen gegenübergestellt. Die experimentellen Produktionsraten sind außerhalb des Bündels bestimmt und in diesem Fall nicht um Transporteffekte u.a. korrigiert; verglichen werden können jedoch die kumulativen Wasserstoffmengen. Hier ist die Übereinstimmung zufriedenstellend, die gerechnete höhere Wasserstoffmenge scheint konsistent mit dem gerechneten höheren Temperatur- und Oxidationsniveau im unteren Bündelbereich. Allerdings ist eine quantitative Vergleichbarkeit der Ergebnisse nicht zu erwarten, da bekannt ist, daß die Oxidationsmodelle in SCDAP/RELAP5 für die Fälle, in denen intakte Brennstabgeometrien verlorengehen, nicht angemessen sind.

Der Versuch CORA-13 unterscheidet sich in zwei Punkten wesentlich von CORA-7: Das Bündel ist kleiner (16 beheizte Brennstabsimulatoren, 7 unbeheizte Brennstä-

be, 2 (Ag, In, Cd)-Absorberstäbe, s. Abb. 1) und der Versuch wird durch eine schnelle Abkühlung infolge Flutens mit Wasser von unten beendet. Zusätzlich zu den bei CORA-7 beobachteten Phänomenen sind bei CORA-13 die mit dem schnellen Abkühlen infolge Quenchens einhergehenden physikalisch-chemischen Folgen der Zr-Wasser-Reaktion von Interesse. Die ersten Nachrechnungen des Experiments sind noch nicht vollständig ausgewertet, die Ergebnisse zeigen aber, daß der Vorgang des Flutens des heißen Bündels von SCDAP/RELAP5 ohne numerische Probleme gerechnet wird - ein Gesichtspunkt, der für die Analysen des Kernverhaltens unter dem Einfluß von Notkühlmaßnahmen von Bedeutung ist. In Abb. 6 sind gemessene und gerechnete Temperaturtransienten am oberen Bündelende gegenübergestellt. Die bisherigen Rechnungen zeigen tendenziell zunächst eine spätere Temperatureskalation als im Experiment; auffallend ist auch, daß der im Experiment beobachtete Temperaturanstieg nach Quenchbeginn infolge der erhöhten Dampfproduktion und Hüllrohroxidation in der Rechnung schon wesentlich früher einsetzt. Die eigentliche Abkühltransiente beim Fluten wird von SCDAP/RELAP5 gut reproduziert.

Die Nachrechnungen von CORA-7 und CORA-13 werden mit höherem Detaillierungsgrad der Bündelmodellierung fortgesetzt mit dem Ziel, die zu signifikanten Abweichungen von den experimentellen Ergebnissen führenden Modellschwächen in SCDAP/RELAP5 zu identifizieren und gegebenenfalls zu beheben.

Parallel zu den Nachrechnungen ausgewählter CORA-Versuche wird SCDAP/RELAP5 auf die Untersuchung des Schadensablaufes im LWR-Core angewendet. Dazu wird zur Zeit in Zusammenarbeit mit der Firma Siemens/KWU ein Eingabedatensatz für den EPR erstellt. Die Rechnungen werden zunächst zur Überprüfung der Fähigkeiten des Rechenprogramms zur konsistenten Beschreibung des Zusammenschmelzens des Reaktorkerns bis zur thermischen Wechselwirkung der Kernschmelze mit der RDB-Wand im unteren Reaktorplenum durchgeführt; dazu werden unterschiedliche Einleitungsereignisse (HD-Pfad, ND-Pfad) betrachtet.

Literatur

- [1] Allison, C.M. et al.: SCDAP/RELAP/MOD2 Code Manual, Vol. 1-3, NUREG/CR-5273 (1989)
- [2] Hobbins, R.R.; Petti, D.; Osetek, D.J.; Hagrman, D.L.: Review of Experimental Results on Light Water Reactor Core Melt Progression, Nucl. Techn., 95, 287 (1991)
- [3] Hagen, S. et al.: Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Versuche CORA-7 und CORA-18 mit größeren Bündeln, Sicherheitsorientierte LWR-Forschung/Projekt Nukleare Sicherheitsforschung, KfK 4850 (1991).
- [4] Hagen, S. et al.: Results of SFD Experiment CORA-13 (OECD International Standard Problem 31), KfK 5054 (1993).
- [5] Corradini, M.L. et al.: SCDAP/RELAP5 Independent Peer Review, LA-12481 (1993)

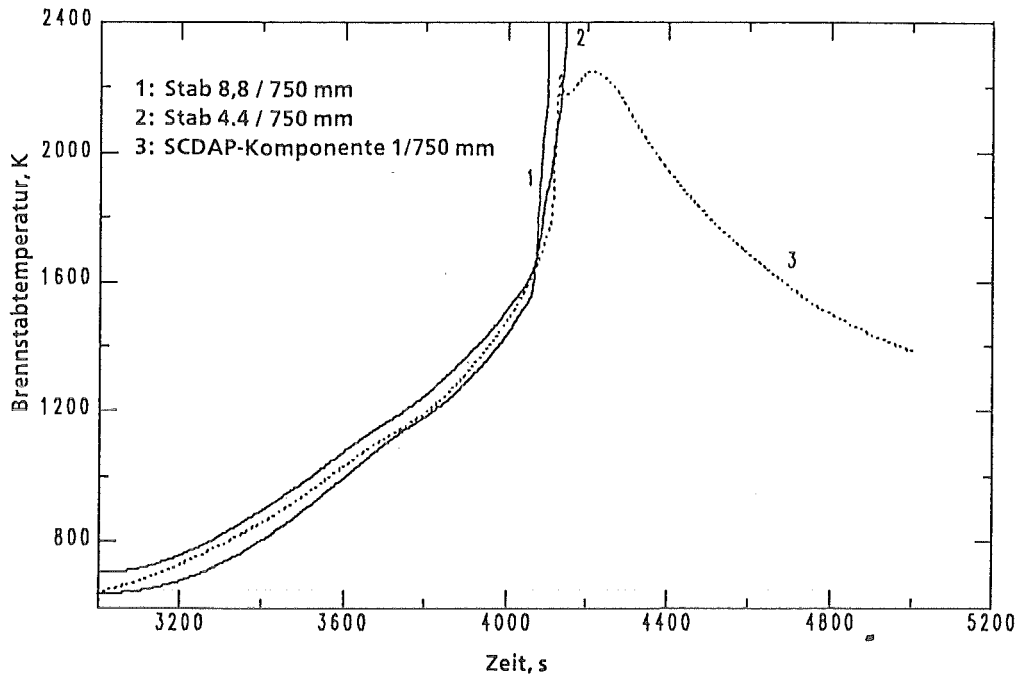


Abb. 3: Gemessene (1, 2) und gerechnete (3) Temperaturen eines zentralen Brennstabes im CORA-7-Bündel an der axialen Position 750 mm

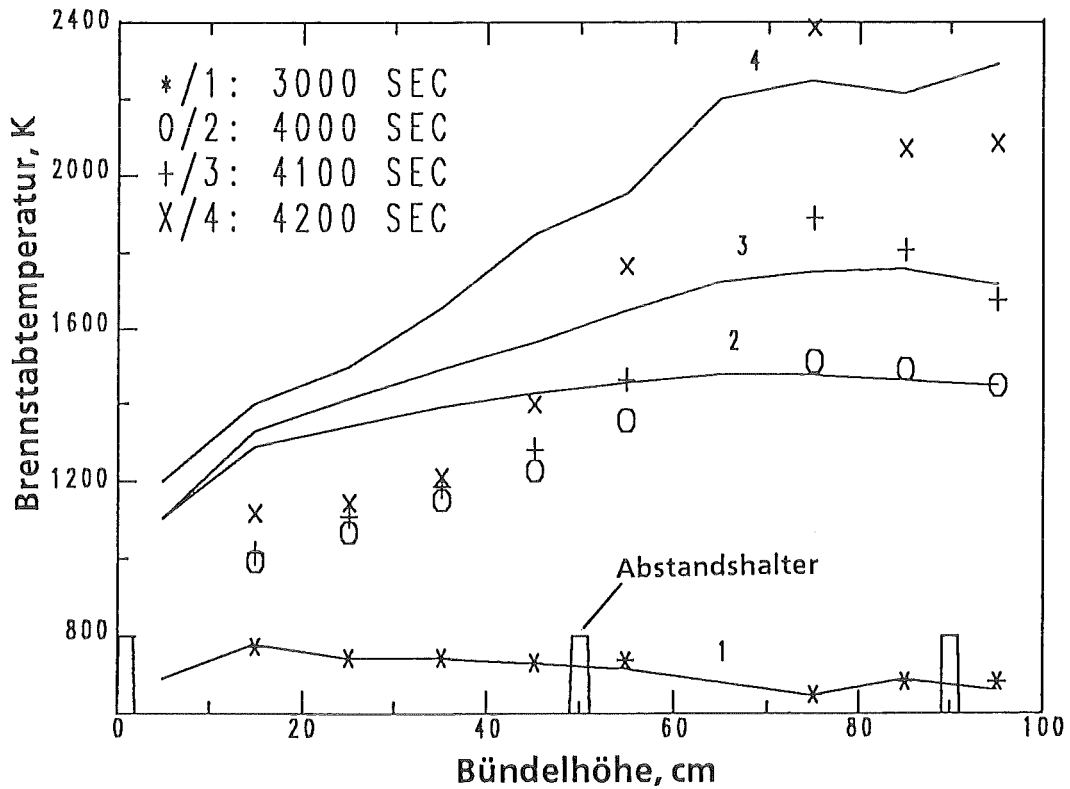


Abb. 4: Vergleich gemessener (*, 0, +, x) und gerechneter (1, 2, 3, 4) axialer Temperaturprofile im CORA-7 Bündel zu verschiedenen Zeitpunkten während des Versuches

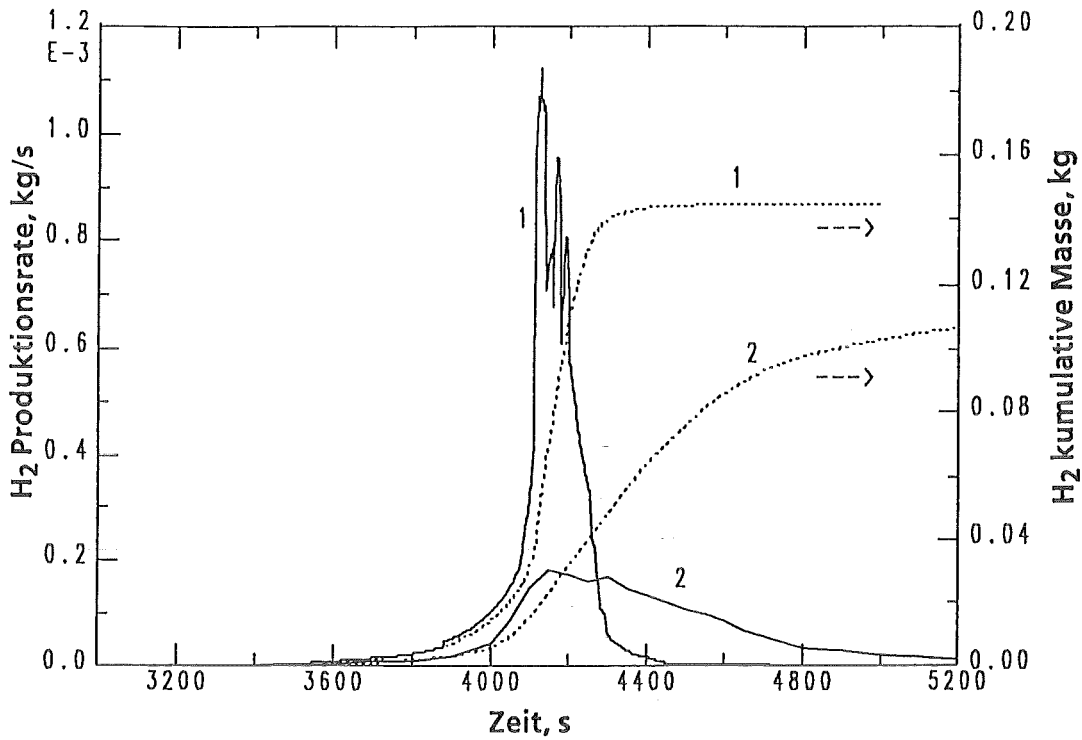


Abb. 5: Vergleich gerechneter (1) und gemessener (2) Wasserstoffproduktionsraten und kumulativer Wasserstoffmassen für den Versuch CORA-7

C O R A 1 3 BEHEIZTE STAEBE: TEMPERATUR BEI 950mm

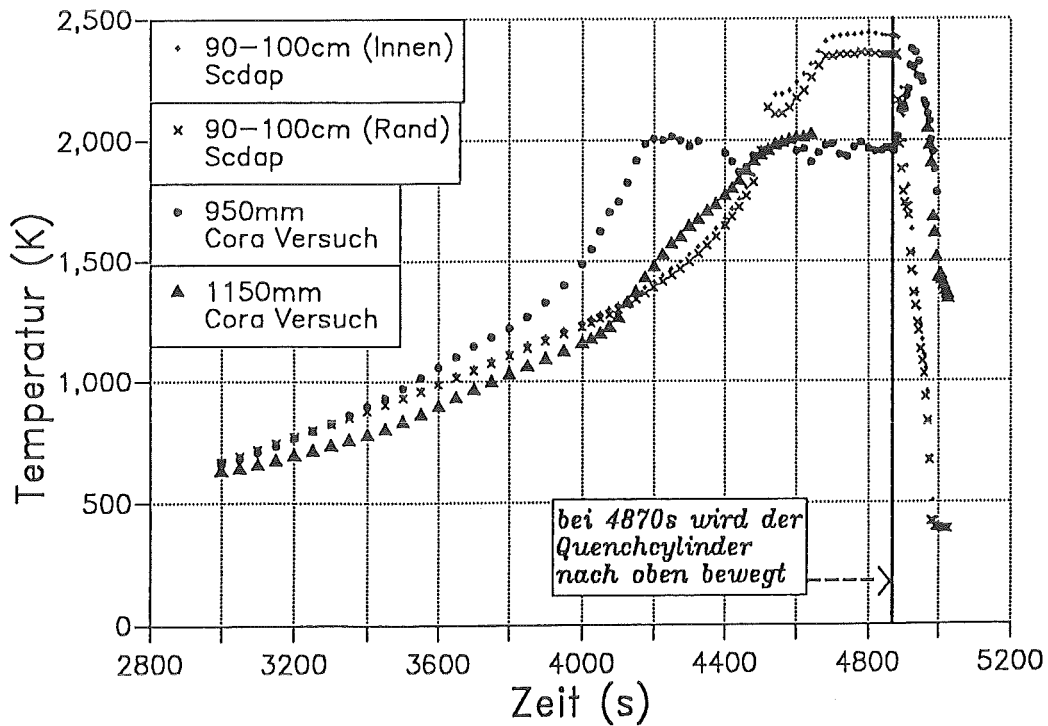


Abb. 6: Gemessene und gerechnete Temperaturtransienten am oberen Bündelende für den Versuch CORA-13

32.12.06 Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen

Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen;
Entwicklung des rechnergestützten Entscheidungshilfesystems
RODOS/RESY für kerntechnische Notfälle

Modeling and Assessment of Accident Consequences;
Development of RODOS, a Real-time On-line Decision Support
System for Nuclear Emergencies in Europe

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

Abstract:

Probabilistic Accident Consequence Assessments

In cooperation with NRPB (UK), the first version 1.0 of PC COSYMA for use on advanced PCs has been released; during a training course in mid 1993, future users were educated in operating the software. The main frame version of the program package COSYMA has been up-dated with new dose conversion factors and food-chain data and was distributed to some 20 institutes in Europe and abroad.

The comparative calculations performed within the international OECD(NEA)/CEC intercomparison of accident consequence assessment codes were analysed and documented in three reports. Furtheron, consequence assessments have been performed for the research reactor BER II (two source terms) and documented; the influence on individual doses and emergency actions of inplant accident management measures in future EPRs was quantified; within the scope of a EC/US-study on the external costs of the energy cycle, accident consequences were assessed for three source terms.

Decision support systems for off-site emergency management

The real-time on-line decision support system RODOS for off-site emergency management of nuclear accidents is being developed with support of BMU and CEC. It contains the subsystem RODOS/RESY for the near range and the early phase, which will be available as pilot version I by the beginning of 1995. Within cooperation agreements with the CEC, the hardware and software of the prototype RODOS-PRTY 1.0 has been and will be delivered to institutes in Russia, Belarus, Ukraine, Greece and Poland for testing and further development.

Primarily coordinated by KfK/INR, the cooperation of some 20 West-European institutes is organised within the RODOS-project. Main aim is the development of models and data as ingredients of the hardware- and software framework designed and continuously extended in its functionality by KfK. Important results are the improved user interface (editors, graphics), the integration of the data base management system INGRES, the development of the geographical information system RoGIS, and the preparation of guidelines for the RODOS documentation.

Methodologically, the modules ATSTEP-CORA and EMERSIM for analysing and predicting the atmospheric dispersion/deposition and for simulating emergency actions have been improved, and the structure and the first version of the evacuation simulation model EVSIM developed.

In cooperation with the contract partners, the content and the interfaces of modules were fixed. In parallel, type, content and programme of a training course for health physicists based on the RODOS system were developed. The modelling work for describing the behaviour of radionuclides in the hydrosphere succeeded in the implementation of a first model chain (run-off, rivers, lakes) on RODOS workstations.

1. Das Programmsystem COSYMA für probabilistische Unfallfolgenabschätzungen

1.1 Programmpflege

Die Version 93/1 des gemeinsam mit dem National Radiological Protection Board (NRPB), UK, entwickelten Programmsystems COSYMA wurde nach ihrer Fertigstellung im Sommer 1993 inzwischen an 20 Institutionen in Europa, Asien, Amerika und Australien verteilt. Aufgrund von Erfahrungen der externen Benutzer, laufender F + E-Vorhaben und der Diskussionen während des internationalen OECD(NEA)/CEC Benchmarks wurden in 1993 neben kleineren Änderungen im wesentlichen Modifikationen zur Erhöhung der Flexibilität und Benutzerfreundlichkeit sowie Verbesserungen in den Datensätzen vorgenommen. Letztere bestanden in der Implementierung neuer Dosisfaktoren und Datensätze von Nahrungskettenmodellen des NRPB. Das COSYMA-Benutzerhandbuch wurde entsprechend angepaßt.

1.2 Monetäre Konsequenzen

Für eine nur auf Wunsch verteilte Zwischenversion 93/2 wurde der ECONOMICS-Modul zur Quantifizierung volkswirtschaftlicher Kosten von Unfallfolgen erweitert und erlaubt nun die Berücksichtigung regionaler Daten (Anzahl der Beschäftigten in verschiedenen Wirtschaftsbereichen), was im folgenden beschrieben wird.

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

Bei der Umsiedlung (und Evakuierung) sind die Kostenkategorien "Produktions-Ausfall" und "Verluste durch Nicht-Nutzung von Kapital" dominant. Weiter ist zu erwarten, daß regionale und lokale Besonderheiten in der Wirtschaftsstruktur eines Umsiedlungs-(Evakuierungs-) Gebietes bei verschiedenen Standorten zu unterschiedlichen Werten bei diesen Kostenkategorien führen. Deshalb ist schon seit längerem ein Ansatz entwickelt worden, der solche regionalspezifischen Besonderheiten berücksichtigt, und zwar auf der Basis der Anzahl der Beschäftigten in verschiedenen Wirtschaftsbereichen - gekoppelt mit entsprechenden Einheitswerten pro Beschäftigten für jeden Bereich.

Die Rechenverfahren zur Übertragung der entsprechenden Ausgangsdaten in das COSYMA- r, ρ -Gitter sind bereits früher erstellt worden.

Im Berichtszeitraum ist der ECONOMICS-Modul in der NE- und NL-Version für die Anwendung des neuen Verfahrens erweitert und getestet worden (eine Erweiterung in der FL-Version wird als nicht sinnvoll angesehen) - und steht damit für Rechnungen mit Standorten in der BRD zur Verfügung. Diese Version wird an interessierte Benutzer auf Anfrage weitergegeben. Die detaillierte Nahbereichsmodellierung wird Bestandteil aller zukünftigen Versionen sein. Vergleichende Rechnungen des neuen mit dem ursprünglichen Ansatz stehen noch aus.

1.3 Internationale Vergleichsrechnungen

COSYMA nahm neben sechs weiteren probabilistischen Unfallfolgencodes an den internationalen OECD(NEA)/CEC Vergleichsrechnungen teil. Ergänzend dazu fand gleichzeitig ein COSYMA-internes Benchmark statt, an dem sich 10 europäische COSYMA-Benutzer beteiligten und das von KEMA (NL) koordiniert wurde. Nachdem alle Aufgaben gerechnet und ausgewertet waren, wurde die Dokumentation erstellt und mit den Teilnehmern diskutiert. Sie besteht aus zwei Teilen, einem Überblicksbericht und einem technischen Bericht, der alle Ergebnisse enthält. Die nach der Diskussion überarbeiteten Berichte wurden bei dem Abschlußmeeting des Projektes im April 1993 den OECD-Gremien CSNI und CRPPH zur Genehmigung vorgelegt und danach durch die OECD/1/ bzw. CEC /2/ veröffentlicht.

Auch die Dokumentation des COSYMA-internen Benchmark wurde 1993 abgeschlossen. In einem von der CEC veröffentlichten Bericht /3/ sind die Unterschiede in den Ergebnissen der einzelnen COSYMA-Benutzer analysiert und ausführlich erläutert. Dieser Bericht wird auch zukünftigen Benutzern des Codes Hilfestellung geben zur sinnvollen Anwendung von COSYMA. Sowohl die Benutzer von

COSYMA als auch deren Entwickler werteten die Benchmark-Übung als großen Erfolg. Um auch in Zukunft einen intensiveren Kontakt zu gewährleisten, wurde eine internationale COSYMA-Benutzergruppe gebildet, die sich einmal pro Jahr treffen wird.

1.4 PC-Version von COSYMA

In Zusammenarbeit mit dem NRPB (UK) wurde die Version 1.0 von PC COSYMA zum benutzerfreundlichen Einsatz auf fortgeschrittenen PCs fertiggestellt und sowohl die Benutzer-Oberflächen als auch deren Ankopplung an die Modelle sowie die Ablauflogik des Gesamtsystems intensiv getestet. Die Dokumentation bestehend aus zwei Berichten wurde fertiggestellt. Der Hauptbericht /4/ gibt einen Überblick über das Gesamtsystem und die Modelle. Das Benutzerhandbuch /5/ gibt Erläuterungen zu allen im Interface enthaltenen Menüs und Eingabevariablen.

Ein erster Trainingskurs (Juni 1993, England) für potentielle Benutzer von PC COSYMA fand große Resonanz, so daß nicht alle Interessenten zugelassen werden konnten. Die 37 Teilnehmer aus Europa und Übersee wurden mit den Modellen und dem Umgang mit dem System vertraut gemacht. Insbesondere die praktischen Übungen am PC trugen viel zum Erfolg des Kurses bei. In der Folgezeit wurde PC COSYMA Version 1.0 durch das NRPB an rund 50 Organisationen in 25 Ländern verteilt.

Der wesentliche Vorteil der PC-Version ist eine leicht verständliche interaktive Benutzeroberfläche, die den Anwender durch zahlreiche Menüs leitet. Sie dient sowohl zur Eingabe der wesentlichen Parameterwerte, die den Rechenlauf für die jeweilige Problemstellung definieren (Input-Interface) als auch zur Präsentation der Ergebnisse (Results-Interface). In der Version 1.0 werden die Ergebnisse in Tabellenform dargestellt; diese können jedoch als Eingabe in ein benutzereigenes integriertes Paket (Graphik- und Tabellenverarbeitung) verwendet werden. Die nächste Version 2.0, die in 1995 verfügbar sein wird, erlaubt eine direkte graphische Darstellung der Ergebnisse.

Mit der PC-Version kann das ganze Spektrum von Konsequenzen eines Unfalls probabilistisch abgeschätzt werden, d.h. Luft- und Bodenkonzentrationen, das Ausmaß von Schutz- und Gegenmaßnahmen (betroffene Flächen und Personen, Mengen landwirtschaftlicher Produktion), Individual- und Kollektivdosen in verschiedenen Organen, Individual- und Kollektivrisiken verschiedener deterministi-

scher und stochastischer gesundheitlicher Schäden; die Auswirkungen in Form von volkswirtschaftlichen Kosten werden erst in Version 2.0 enthalten sein.

1.5 Anwendungen

Im Rahmen einer gemeinsamen EC/US-Studie über externe Kosten des Energiekreislaufs bearbeitet CEPN (Fontenay-aux-Roses) den durch nukleare Unfälle verursachten Beitrag zu den externen Kosten. Dazu wurden mit COSYMA Version 91/1 die radiologischen und ökonomischen Unfallfolgen für drei Quellterme probabilistisch abgeschätzt.

Das HMI, Berlin, hat den Genehmigungsantrag gestellt, den Betrieb des Forschungsreaktors von Brennelementen, die aus hochangereichertem Uran (HEU-Brennstoff) hergestellt sind, umzustellen auf LEU-Brennelemente. Sowohl für den HEU- als auch für den LEU-Quellterm wurden probabilistische Unfallfolgenabschätzungen durchgeführt. Die Ergebnisse wurden mit denen der sogenannten G UW-Studie, die im Rahmen des früheren Genehmigungsverfahrens 1984 erstellt wurde, verglichen. Trotz sehr konservativer Annahmen zeigen die Ergebnisse keine signifikanten Unterschiede in den radiologischen Auswirkungen.

Darüberhinaus wurden für das gemeinsame CEC/USNRC Forschungsvorhaben über Expertenbefragungen zu Parameteranalysen von probabilistischen Unfallfolgencodes inhaltliche Hilfestellungen bei der Strukturierung und Formulierung von Fragestellungen zur Modellierung der atmosphärischen Ausbreitung und Ablagerung gegeben.

2. Entwicklung von Entscheidungshilfesystemen

2.1 Radiologische Modelle

Es wurden zahlreiche Datensätze und Parameter in den Editor und die Datenbank von RODOS/RESY übernommen, um dem Benutzer auf einfache Weise Änderungen bei Eingabedaten und Steuerparametern zu ermöglichen. So wurde der Quellterm mit 15 festen Nukliden über den zeitabhängigen Freisetzunganteil- und den Inventar-Vektor editierbar gemacht. Ebenso können verschiedene Wetterdatensätze per Editor geändert bzw. gewählt werden.

Die Modellierung der nassen Deposition wurde verfeinert, indem lokale, zeitlich und räumlich begrenzte Niederschlagsereignisse simuliert werden können. Die zugehörigen Parameter sind ebenfalls editierbar.

Die zeitschrittweise Berechnung der Dosisbausteine wurde aus dem Maßnahmen-simulationsmodul in den Radiologischen Modul übertragen, um Berechnungen von potentiellen Dosen und Ortsdosisleistungen ohne Maßnahmensimulation durchführen zu können.

Der Ausbreitungscode ATSTEP und entsprechend die Maßnahmensimulationsmodule wurden für beliebige ganzzahlige Rechengitter-Maschengrößen verallgemeinert.

2.2 Maßnahmensimulation und Programmabläufe

Die Maßnahmenparameter (Eingreifwerte und Zeitintervallgrößen) wurden allgemein definiert und editierbar gemacht, um dem Benutzer die Möglichkeit der direkten Variation der frühen Schutz- und Gegenmaßnahmen im Teilmodul EMERSIM /6/ zu bieten.

Es wurden drei verschiedene Programmabläufe in RODOS/RESY installiert, die den verschiedenen Aufgabenstellungen von RODOS/RESY entsprechen:

1. Zyklisch ablaufender Echtzeit-Betrieb im 10 Minuten Takt (als Vorstufe zu einer on-line Betriebsweise mit KFÜ-Meßdaten).
2. Prognoselauf zur Abschätzung der Entwicklung der radiologischen Lage während der gesamten Freisetzung mit anschließender Simulation von Katastrophenschutzmaßnahmen (Sheltering und Evakuierung) und Berechnung der Konsequenzen (Dosen, Gesundheitsschäden, Kosten).
3. Prognoselauf zur Abschätzung der radiologischen Lage nach dem Unfall mit anschließender Berechnung der Nahrungsmittelkontamination, Simulation von späten Gegenmaßnahmen (Umsiedlung und Nahrungsmittel-Maßnahmen) und Berechnung der resultierenden Dosen.

2.3 Modellierung der Evakuierung

Im Berichtszeitraum wurden die Arbeiten zur Modellierung der Katastrophenschutzmaßnahme "Evakuierung der Bevölkerung aus Gebieten in der näheren Umgebung von Kernkraftwerken über das vorhandene Straßennetz" aufgenommen. Die Umsetzung der Modellinhalte in den Programmcode EVSIM wurde begonnen.

Der Programmcode EVSIM dient dazu, unterschiedliche Evakuierungsszenarien zu simulieren. Er liefert die Position von Personengruppen auf Verkehrswegen während der Evakuierung als Funktion der Zeit; anhand dieser Daten können die Strahlendosen der evakuierten Personen berechnet werden.

Im Augenblick existiert EVSIM als Stand-Alone-Version, wofür im Berichtszeitraum eine Ablaufsteuerung, eine Grafikausgabe und eine Benutzerschnittstelle entwickelt wurden. Die Ablaufsteuerung führt den Benutzer mit Hilfe von Menüs. Die Unterbrechung der Simulation für Benutzereingabe ist jederzeit möglich. Die Verkehrswegenetzdaten und die verschiedenen vorgesehenen Evakuierungsszenarien werden aus Eingabedateien eingelesen.

Die Maßnahmenschnittstelle gestattet es dem Benutzer, interaktiv folgende Maßnahmen anzuwählen:

- Eingabe der Startzeit der Evakuierung
- Auswahl von Evakuierungsszenarien
- Eingabe der Anwesenheitsbevölkerung
- Starten bzw. Anhalten der Evakuierung einzelner Gemeinden
- Eingabe von Evakuierungsrouten
- Umlenken eines Evakuierungsstroms von einer auf eine andere Evakuierungsrouten.

Die Graphikausgabe gestattet es, die Evakuierungsströme zu verfolgen. Die aktuellen Evakuierungszustände der Gemeinden werden durch Symbole angezeigt.

Die Modellierung des Verkehrsablaufs läßt sich thematisch gliedern in die Behandlung der Verkehrsströme an Verkehrsknoten und die Beschreibung der Dynamik auf Straßenabschnitten. Im Berichtszeitraum wurde ein Programmmodul entwickelt, in dem vereinfachend unterstellt wurde, daß Verkehrsknoten nicht von mehreren Verkehrsströmen gleichzeitig benutzt werden und daß sich über die Straßenabschnitte Fahrzeugkolonnen mit konstanter Geschwindigkeit bei konstanter Verkehrsdichte bewegen. Dieser Modul zeichnet sich dadurch aus, daß der Rechenzeitbedarf für die Simulation klein gehalten werden kann. Er erkennt, wann die Evakuierung der Personen abgeschlossen ist.

Um die Position der Personen während der Evakuierung angeben zu können, ist es notwendig, die Geometrie des Verkehrswegenetzes geeignet abzubilden. Damit die vorzuhaltende Datenmenge möglichst klein gehalten werden kann, wurde für die Erfassung des Verkehrswegenetzes ein eigenes Format für die Datensätze erarbeitet. Der Code EVSIM liest die in diesem Format gehaltene Eingabedatei ein und ermittelt hieraus in einem Programmmodul die zugehörige Koordinateninformation.

Um den erstellten Code testen zu können, wurden für den Standort Biblis Teile des Straßennetzes (Grundlage bildeten topographische Karten TK50), die Wohnbevölkerungsverteilung und die Evakuierungsrouten, die der Katastropheneinsatzplan vorsieht (Quelle: "Notfallschutz für die Umgebung des Kernkraftwerkes Biblis"), erfaßt.

2.4 Automatischer und interaktiver Betrieb

Die Fähigkeit des Multi- bzw. Parallel-Programming-Betriebs im RODOS/RESY-System wurde für die FORTRAN-Programme erweitert. Somit ist es möglich, zwei oder mehrere FORTRAN-Programme, die die Eigenschaften des gemeinsamen Speichers des UNIX-Betriebssystems zum Datenaustausch nutzen, gleichzeitig ablaufen zu lassen.

2.5 Datenmodelle für globale Daten

Die globalen Daten bezeichnen die Daten eines externen Programmes, die sowohl intern verarbeitet und außerhalb des Programms verwendet werden (z.B. zur Übergabe an ein anderes externes Programm, zur Darstellung und Visualisierung, zur Abspeicherung der Daten in die Datenbank des Betriebsabwicklungssystems OSY), als auch extern aufbereitet und innerhalb des Programms verwendet werden (z. B. zur Übernahme der Daten von einem anderen externen Programm, zur Beeinflussung des Programmablaufs von außen). Ein externes Programm kann die OSY-Dienste für die in dem Programm definierten Daten in Anspruch nehmen, wenn sie gleichzeitig durch OSY-Hilfsmittel definiert und zugeordnet werden. Danach sind diese Daten außerhalb des Programms im System bekannt und werden als globale Daten bezeichnet.

Das OSY-System stellt eine Arbeitsumgebung bereit, die die Kommunikation zwischen den Programmen sowie die Versorgung der Programme mit globalen Daten verwaltet und durchführt.

Entsprechend dem Konzept der Programmarchitektur gibt es neben den Nachrichten die lokalen Datenobjekte, die von Funktionseinheiten eines Programms verarbeitet werden. Die lokalen Daten oder Teile der lokalen Daten eines Programmes werden als globale Daten charakterisiert, wenn die Versorgung der Programme durch das OSY-System stattfindet. Die globalen Daten werden in Datenblöcken, die aus einer Menge von angeordneten Datenobjekten bestehen, organisiert. Diese Speicherungsanordnung spiegelt die Definitionsstruktur der globalen Daten und somit die lokale Datendefinition in einem Programm wieder.

Zum Transfer der Daten für den jeweiligen Teilmodul eines Programms wird ein logisches Speicherabbild in der Datenbasis von OSY konstruiert, das eine eindeutige Zugriffsstruktur des Arbeitsspeichers des zugehörigen Programms darstellt.

Die Versorgung von Programmen mit globalen Daten erfordert die Erfüllung folgender Aufgaben:

- Modellierung der Datenstrukturen hinsichtlich der Datenverfügbarkeit im RODOS-System.
- Modellierung der Datenstrukturen hinsichtlich der Datenverwendung im RODOS-System.

Das Datenmodell für globale Daten ist zugeschnitten auf die Durchführung der OSY-Dienste; somit ist 'die Versorgung der Programme mit globalen Daten' zugleich der Ausgangspunkt zur Spezifikation der Daten.

2.6 Geographisches Informationssystem RoGIS

Die externen Programme von RODOS/RESY erzeugen eine große Menge an Daten, welche in den Datenbanken des Systems abgespeichert werden. Sie können von anderen Programmen als Input geladen oder mit dem Grafikprogramm von RODOS/RESY angezeigt werden. Viele dieser Datensätze sind an geographische Orte gebunden.

Das Geographische Informationssystem RoGIS ist Teil der Datenbanken von RODOS/RESY. Es ist speziell zur Verwaltung von solchen Daten konzipiert, die an geographische Objekte gebunden sind. Seine Hauptaufgaben sind

- die Verwaltung von geographischen und statistischen Daten,
- die Speicherung von Umgebungs- und radiologischen Daten und

- die Organisation des Datenaustausches mit anderen Umgebungsdatenbanken.

RoGIS ist also auch ein Interface zwischen den externen Programmen von RODOS/RESY und den verschiedenen Datenbanken mit Umgebungsdaten.

Die Information in der Datenbank von RoGIS besteht hauptsächlich aus den folgenden Teilen:

- kartographische Informationen (Landschaften, Gebäude, Straßen),
- statistischen Daten (Bevölkerung, Landnutzung),
- radiologischen Daten (Bodenkontamination).

Alle diese Informationen sind an geometrische Objekte gebunden. Jedes Objekt wird durch die Koordinaten und den Typ (Punkt, Linie, Fläche oder Gitter) beschrieben. Ihm kann eine Menge von Eigenschafts-Wertepaaren (z.B. Farbe-grün, γ -Dosis-0.7Sv) zugeordnet werden, welche die Informationen für dieses Objekt enthalten. Dieser Aufbau der Datenbank erlaubt eine einfache Integration neuer Datenstrukturen ohne Veränderung der Kernprogramme von RoGIS .

RoGIS ist ein Programmsystem, welches aus der eigentlichen Datenbank sowie aus einer Anzahl von Unterstützungsprogrammen mit grafischen Oberflächen besteht. Die Unterstützungsprogramme dienen zur Eingabe oder Modifikation von Datenstrukturen oder Datensätzen sowie zum Einlesen großer Datenmengen von externen Quellen. RoGIS ist als Stand-Alone Programmpaket konzipiert, kann aber auch in der RODOS/RESY Umgebung eingesetzt werden. Ein Paket mit Interface Funktionen, die in externe Programme integriert werden können, erlauben diesen den direkten Zugriff auf die Daten in RoGIS .

Eine erste Version von RoGIS wurde im Jahr 1993 entwickelt. Diese enthält alle wesentlichen Programme und dient zum Testen der Datenstrukturen und der Interfaces mit anderen Programmen. Für das kommende Jahr ist eine Weiterentwicklung von RoGIS , vor allem in Hinsicht auf die Ankopplung an andere Datenbanken (z.B. IMIS) und On-Line Datennetze (z.B. KFÜ) vorgesehen.

Eine weitere Aufgabe wird der Transfer von existierenden geographischen Daten in die Datenbank von RoGIS sein. Dazu sind vor allem die schon in der jetzigen Version von RODOS/RESY benutzten Datensätze mit kartographischen Informationen vorgesehen.

2.7 Grafikprogramm

Die Struktur des Grafiksystems von RODOS/RESY wurde schon im letzten Berichtszeitraum ausführlich beschrieben. Im Jahr 1993 wurde die Entwicklung der Grafiksoftware für die Prototypversion 1 von RODOS/RESY abgeschlossen. Hauptaufgabe war vor allem die Anpassung an die Bedürfnisse der externen Programme für deren Grafikausgaben.

2.8 Anwendungen des Systems für Schulungszwecke und Übungen

Ende 1992 wurde eine Arbeitsgruppe aus Mitarbeitern von KfK/INR, Electricité de France, Nuclear Electric und KfK/FTU gebildet, die sich mit dem möglichen Einsatz von RODOS/RESY in bereits existierenden oder neu zu schaffenden Trainings- und Ausbildungskursen, sowie mit der Planung, inhaltlichen Ausgestaltung und Durchführung derartiger RODOS-Anwendungen befaßt.

Im Berichtszeitraum wurde beschlossen, als erste Einsatzmöglichkeit einen neuen, speziell auf RODOS/RESY zugeschnittenen Kurs anzustreben; dessen Zielgruppe, Inhalt und Ausgestaltung wurden weitgehend festgelegt. Der Kurs soll sowohl Prinzipien, Empfehlungen und Handlungsstrategien des externen Strahlen- und Katastrophenschutzes als auch die Nützlichkeit des Einsatzes von RODOS/RESY vermitteln und voraussichtlich erstmalig im Frühjahr 1995 bei KfK/FTU im Rahmen des ERPET Programmes der Kommission der Europäischen Gemeinschaften abgehalten werden.

2.9 Geplante Weiterarbeit

Bis Ende 1994 ist vorgesehen, die erste Pilotversion RODOS/RESY-PV1.0 /7/ zum Testbetrieb bei Katastrophenschutzorganisationen der Länder fertigzustellen. Nachdem in 1993 die on-line Ankopplung der Prototypversion an meteorologische und radiologische Datennetze aufgrund von datentechnischen Schwierigkeiten auf seiten der KFÜs nicht erfolgte, wird dies ein Schwergewicht der Arbeiten in 1994 bilden. Darüberhinaus sind folgende Einzelarbeiten durchzuführen:

- A. Ausbau und Verbesserung der Systemfunktionen
- Diskussion der Systemfunktionen, -inhalte und -ergebnisse mit Fachgremien.
 - Erweiterung der Datenbankeinrichtungen.

B. Inhaltliche Erweiterung des Gesamtsystems

- Implementierung prognostischer Windfeldmodelle und verbesserter Ausbreitungsmodelle (MCF, RIMPUFF).
- Verbesserung und Erweiterung der Maßnahmen und Konsequenzenmodelle, insbesondere durch Einbeziehung aktueller Situationsdaten.
- Erstellung einer Logik zur automatischen Generierung von Maßnahmenalternativen.
- Durchführung von Befragungen der Mitglieder von Katastrophenschutzstäben anhand von Unfallfolgen szenarien zur Identifizierung von Regeln, Wichtungen und Präferenzen als Eingabe für den Bewertungsmodul von RODOS/RESY.

C. Aufbau und Einsatz eines Schulungs- und Trainingssystems

- Erstellung des Kursprogramms für den geplanten ERPET-Kurs einschließlich der zugehörigen Dokumentation und der mit RODOS/RESY zu demonstrierenden illustrativen Unfallfolgen- und Katastrophenschutzszenarien.
- Aufbau der Hardware und spezieller Erweiterungen der Software für den Kursbetrieb.
- Untersuchung der Einsatzmöglichkeiten von RODOS/RESY in einem neuen KfK/FTU-Trainingsprogramm, das aus mehreren Stufen besteht und umfassend Grundlagen und Methoden des Strahlen- und Katastrophenschutzes und der Entscheidungsfindung behandeln soll.

2.10 Beziehung zu anderen Vorhaben

Die Kommission der Europäischen Gemeinschaften fördert im Rahmen ihres Strahlenschutzprogramms die Entwicklung des umfassenden Entscheidungshilfesystems RODOS /8/ (real-time on-line decision support system). Von ihm wird zeitlich sowohl die akute Phase nach einem Unfall (durch Integration der RESY-Software) als auch die Zwischen- und Spätphase bis zur Wiederherstellung normaler Bedingungen behandelt. Das Systemkonzept sowie die Hardware- und Softwarestrukturen wurde von KfK/INR basierend auf den Erfahrungen mit RESY entwickelt. Aufgrund seines modularen Aufbaus und der Übertragbarkeit der

Software ist RODOS zum Einsatz im gesamten west- und osteuropäischen Raum geeignet.

Zum effektiven Einsatz der für die Entwicklung von RODOS verfügbaren Ressourcen bestehen im Rahmen der o.g. CEC-Verträge Kooperationen mit 18 Instituten in Westeuropa sowie mit Institutionen in Rußland, Weißrußland, der Ukraine, Polen, Ungarn, Rumänien und der Slowakischen Republik. Der Transfer von RODOS nach Rußland und Griechenland erfolgte in 1993, für 1994 ist die Implementierung in der Ukraine, Weißrußland und Polen geplant. Die Koordination eines großen Teils der CEC-Arbeiten sowie der osteuropäischen Zusammenarbeit liegt bei KfK/INR. Neben der eigentlichen Zielsetzung des Einsatzes bei Notfallsituationen wird der Anwendung von RODOS/RESY bei Katastrophenschutzübungen und zu Ausbildungs- und Trainingszwecken im Rahmen nationaler (KfK/FTU) und internationaler (ERPET-Programm der CEC) Kurse große Bedeutung zukommen.

Veröffentlichungen:

- /1/ Probabilistic Accident Consequence Assessment Codes
Second International Comparison - Overview Report
OECD, Final Draft, May 1993
- /2/ Probabilistic Accident Consequence Assessment Codes
Second International Comparison - Technical Report
CEC, Report EUR-15109, Preprint 1993
- /3/ E. van Wonderen, J. van der Steen, I. Hasemann
COSYMA: Users Intercomparison Exercise
CEC, Report EUR-15108 (1993), KfK-Report 5204
- /4/ J.A. Jones, P.A. Mansfield, S.M. Haywood, A.F. Nisbet, I. Hasemann,
C. Steinhauer, J. Ehrhardt
PC COSYMA: An Accident Consequence Assessment Package For Use on a PC
CEC, Report EUR-14916 (1993), KfK-Report 5201, NRPB-Report R259
- /5/ NRPB and KfK
PC COSYMA Version 1.0 - User Guide
CEC, Report EUR-14917 (1993)
- /6/ J. Päsler-Sauer
Evaluation of early countermeasures and consequences in RODOS/RESY
Radiation Protection Dosimetry, Vol. 50, Nos 2-4, pp 219-226 (1993)

- /7/ G. Benz, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, J. Päsler-Sauer, M. Rafat, T. Schichtel, O. Schüle,
C. Steinhauer
Inhalte und Funktionen der Pilotversion I von RODOS/RESY
KfK-Bericht 5259, Januar 1994
- /8/ J. Ehrhardt, J. Päsler-Sauer, O. Schüle, G. Benz, M. Rafat, J. Richter
Development of RODOS, a comprehensive decision support system for nuclear emergencies in Europe - an overview -
Radiation Protection Dosimetry, Vol. 50, Nos 2 - 4, pp. 195 - 203 (1993)

Veröffentlichungen 1993,

soweit sie in gedruckter Form vorliegen

ALSMEYER, H.; ADELHELM, C.; DILLMANN, H.G.;
FOIT, J.; HEINLE, M.; RATAJCZAK, W.;
SCHNEIDER, H.; SCHUMACHER, G.; SKOKAN, A.;
STIEFEL, S.; TROMM, W.
Schmelze-Wasser-Wechselwirkung nach
Durchschmelzen einer Betonwand.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln,
25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.139-42

ALSMEYER, H.; FOIT, J.; SCHNEIDER, H.;
STIEFEL, S.; TROMM, W.; MERKEL, G.;
RATAJCZAK, W.; SCHLEINKOFER, G.;
SEIBERT, J.; SCHOENTHAL, H.; ZIEGELER, H.
Verhalten einer Kernschmelze im
LWR-Containment.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.89-116

ALSMEYER, H.; SCHNEIDER, H.; TROMM, W.
Langfristige Kuehlbarkeit einer Kernschmelze.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.260-75

BENNER, J.; HAFFNER, H.; HANSEMANN, J.;
WEBER, A.; TILL, W.
Sensorgefuehrte Steuerung hochflexibler
Fernhandhabungssysteme fuer kerntechnische
Umgebungen.
Intelligente Steuerung und Regelung von
Robotern : Tagung, Langen, 9.-10.November
1993
Duesseldorf : VDI-Verl., 1993. - S.393-402
(VDI-Berichte ; 1094)

BENNER, J.; HOEFER, A.; PLEIER, P.; TILL, W.
Semi-autonomous and sensor-based control of
telerobots for nuclear applications. The
CATROB project.
Proc.of the ANS 5th Topical Meeting on
Robotics and Remote Systems, Knoxville,
Tenn., April 25-30, 1993 Vol. II S.919-26
LaGrange Park, Ill. : ANS, 1993

BENZ, G.; EHRHARDT, J.; FAUDE, D.;
FISCHER, F.; HASEMANN, I.; MEYER, D.;
PAESLER-SAUER, J.; RAFAT, M.; RICHTER, J.;
SCHICHTEL, T.; SCHUELE, O.; STEINHAEUER, C.
Modellierung und Abschaetzung von
Unfallfolgen.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.169-90

BORK, G.; [HRSG.]
PROJEKTGRUPPE LWR-SICHERHEIT
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93)

BREITUNG, W.
Conservative estimates for dynamic
containment loads from hydrogen combustions.
Extended and Updated Selected Papers from the
SMiRT-11 Post-Conf.Seminar No.4 on
Containment of Nuclear Reactors, Shanghai,
China, August 14-16, 1991

BREITUNG, W.; HESSELSCHWERDT, E.;
MOESCHKE, M.; REDLINGER, R.; WERLE, H.
Investigation of containment loads from
hydrogen-air-steam detonations.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.202-29

BREITUNG, W.; REDLINGER, R.
Loads from large-scale hydrogen-air-steam
detonations in a three-dimensional nuclear
reactor containment geometry.
Structural Mechanics in Reactor Technology :
Transactions of the 12th Internat.Conf.,
Stuttgart, August 15-20, 1993 Vol. U S.91-96
Amsterdam [u.a.] : Elsevier, 1993

BREITUNG, W.; REDLINGER, R.
Three dimensional numerical simulation of
large-scale hydrogen-air-steam detonations in
a nuclear reactor containment and resulting
response of a model oscillator.
Vortr.: Institut National de Recherche en
Informatique et en Automatique,
Paris-Rocquencourt, F, 12.Mai 1993
Proc.of the 2nd European Conf.on Structural
Dynamics: EURODYN '93, Trondheim, N, June
21-23, 1993 Vol. 1 S.469-77
Rotterdam : A.A. Balkema, 1993

BRUEGGEMANN, H.H.; HUBER, F.; KORNELSON, I.;
PEPLER, W.; RAUPP, D.; WILL, M.; WILL, H.
Thermische Wechselwirkung von Kernschmelze
und Kuehlmittel (Dampfexplosion).
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.251-58

BURBACH, J.
Ergebnisse von REM-Mikrobereichsanalysen des
DWR-Buendelabschmelzexperimentes CORA-13.
KfK-5162 (April 93)

CACUCI, D.G.
On chaotic dynamics in nuclear engineering
systems.
Nuclear Technology, 103(1993) S.303-09

COURTAUD, M.; REOCREUX, M.; HOFMANN, P.; JACOBS, H.
In vessel core melt progression phenomena.
ENS TOPNUX '93 : Internat. ENS Topical Meeting towards the Next Generation of Light Water Reactors, Den Haag, NL, April 25-28, 1993
ENS, 1993 Vol. I S.281-93

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; ALSMEYER, H.
BETA experiments on aerosol release during melt-concrete interaction and filtering of the offgas.
First, M.W. [Hrsg.]
Proc.of the 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo., August 24-27, 1992 Vol. 1 S.415-27
NUREG/CP-0130
CONF-9020823

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; HEILIG, E.; SCHMITT, H.
Technische Randbedingungen fuer ein Unfallfilter.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.296-300

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; SCHMITT, H.; HEILIG, E.
Kernschmelzenversuche BETA.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.121-25

DOLENSKY, B.; GOELLER, B.; KRIEG, R.
Containmententwurfe und Lastabtragverhalten.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.315-28

DORIATH, J.Y.; MCCALLIEN, C.W.; KIEFHABER, E.; WEHMANN, U.; RIEUNIER, J.M.
ERANOS 1 : the advanced European system of codes for reactor physics calculations.
Kuesters, H. [Hrsg.]
Proc.of the Joint Internat.Conf.on Mathematical Methods and Supercomputing in Nuclear Applications (M u. C + SNA'93), Karlsruhe, April 19-23, 1993 Vol. 2 S.177-86
Karlsruhe : KfK, 1993

DOROFEEV, S.B.; SIDOROV, V.P.; KOCHURKO, A.S.; BEZMELNITSIN, A.V.; BREITUNG, W.
Experimental and numerical studies of the effect of DDT location on loads.
14th Internat.Colloquium on Dynamics of Explosions and Reactive Systems, Coimbra, P, August 1-6, 1993 Preprints Vol. II S.D2.17.1-10
Coimbra : University of Coimbra, 1993

EFIMENKO, A.A.; KOCHURKO, A.S.; DOROFEEV, S.B.; BREITUNG, W.
Numerical study of the effect of mixture non-uniformities and detonation wave structure on loads.
14th Internat.Colloquium on Dynamics of Explosions and Reactive Systems, Coimbra, P, August 1-6, 1993 Preprints Vol. II S.D1.17.1-10
Coimbra : University of Coimbra, 1993

EHRHARDT, J.; FISCHER, F.; PAESLER-SAUER, J.; SCHUELE, O.; BENZ, G.; RAFAT, M.
RODOS and RESY: two integrated real time on-line decision support systems for nuclear emergencies.
Kuesters, H. [Hrsg.]
Proc.of the Joint Internat.Conf.on Mathematical Methods and Supercomputing in Nuclear Applications (M u. C + SNA'93), Karlsruhe, April 19-23, 1993 Vol. 1 S.319-30
Karlsruhe : KfK, 1993

ERBACHER, F.J.; JUST, W.; NEITZEL, H.J.
Thermohydraulische Untersuchungen zur passiven Containment-Kuehlung (PASCO-Programm).
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.290-95

FIEG, G.; MOESCHKE, M.; WERLE, H.
Rueckhaltung der Kernschmelze in einer poroesen Struktur.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.277-88

FIEG, G.; MOESCHKE, M.; WERLE, H.
Studies for the staggered pans corecatcher.
Proc.of the SMIRT 12 Post Conference Seminar 'Containment of Nuclear Reactors', Karlsruhe, August 23-24, 1993
Karlsruhe, 1993 S.333-45

FREUND, D.; GEITHOFF, D.; STEINER, H.
Evaluation of the power-to-melt experiments POTOM.
Journal of Nuclear Materials, 204(1993) S.228-37

FRONHOEFER, M.; NEUBERGER, M.; KUHN, W.; HARDY, T.
Entwicklung einer Typ- und Serienpruefanlage fuer HEPA-Filter.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.153-67

FRONHOEFER, M.; NEUBERGER, M.; WILHELM, J.G.
Challenges within ventilation systems during accident situations.
First, M.W. [Hrsg.]
Proc.of the 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo., August 24-27, 1992 Vol. 2 S.510-26
NUREG/CP-0130
CONF-9020823

GEITHOFF, D.; MUEHLING, G.; RICHTER, K.
Performance of a mixed carbide fuel subassembly in KNK II.
Proc.of the Internat.Conf.and Technology Exposition on Future Nuclear Systems: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options Global '93, Seattle, Wash., September 12-17, 1993 S.1173-79

GOELLER, B.
Containment eines Kernreaktors.
DE-OS 41 36 347 (6.5.1993)
DE-PS 41 36 347 (3.2.1993)

GOELLER, B.
Protection against missiles due to failing pressure vessels.
Proc.of the SMIRT 12 Post Conference Seminar 'Containment of Nuclear Reactors', Karlsruhe, August 23-24, 1993
Karlsruhe, 1993 S.247-62

GOELLER, B.; DOLENSKY, B.; KRIEG, R.
Stress assessment for an improved PWR containment, designed against core melt accidents.
Structural Mechanics in Reactor Technology : Transactions of the 12th Internat.Conf., Stuttgart, August 15-20, 1993 Vol. U S.31-36
Amsterdam [u.a.] : Elsevier, 1993

GOETZMANN, O.
Report on HFR power cycling experiment MEDINA/POCY 02.
KfK-5217 (September 93)

GOETZMANN, O.
Thermochemical considerations in source term evaluation.
Journal of Nuclear Materials, 201(1993) S.267-77

GROETZBACH, G.; WOERNER, M.
Analysis of flow mechanisms in Rayleigh-Benard convection at small Prandtl numbers.
Kuesters, H. [Hrsg.]
Proc.of the Joint Internat.Conf.on Mathematical Methods and Supercomputing in Nuclear Applications (M u. C + SNA'93), Karlsruhe, April 19-23, 1993 Vol. 1 S.236-47
Karlsruhe : KfK, 1993

GROETZBACH, G.; WOERNER, M.
Numerische Simulation zur Analyse turbulenter Konvektion.
Hohenhinnebusch, W. [Hrsg.]
KfK-Seminarreihe Supercomputing und Visualisierung Mai bis September 1992.
Seminarbeitraege KfK-5185 (Mai 93) S.3-10

GROETZBACH, G.; WOERNER, M.
Direct numerical simulation of turbulence in nuclear thermal-hydraulics.
Proc.of the 9th Brazilian Meeting on Reactor Physics and Thermal Hydraulics, Caxambu, BR, October 25-29, 1993
Belo Horizonte : Comissao Nacional de Energia Nuclear, 1993 S.258-64

GROETZBACH, G.; WOERNER, M.; HESSELSCHWERDT, E.
Visualisation of three-dimensional time-dependent flow mechanisms in turbulent convection.
Kuesters, H. [Hrsg.]
Proc.of the Joint Internat.Conf.on Mathematical Methods and Supercomputing in Nuclear Applications (M u. C + SNA'93), Karlsruhe, April 19-23, 1993 Vol. 2 S.793-94 (Abstract)
Karlsruhe : KfK, 1993

HAGEN, S.; GRUENHAGEN, A.; HEINE, R.; MALAUSCHEK, H.; NOACK, V.; SEPOLD, L.; WALLENFELS, K.P.; BENZ, H.; GIESSMANN, H.; GREHL, C.; ROEHLING, H.J.
Out-of-pile Buendelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschaeden (CORA-Programm): Quenchversuch CORA-10. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.2-25

HAGEN, S.; HOFMANN, P.; NOACK, V.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Results of SFD experiment CORA-13 (OECD international standard problem 31).
KfK-5054 (Februar 93)

HAILFINGER, G.; HOANG, Y.S.; KRIEG, R.; MALMBERG, T.; MESSEMER, G.; HOFFMANN, G.; JONATZKE, O.; LANG, K.H.; SCHLEISIEK, K.; STRATMANN, E.
Experimentiereinrichtung BERDA zur Untersuchung der Beanspruchung des Deckels eines Reaktordruckbehalters bei einer Dampfexplosion.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.196-201

HASTE, T.J.; ADROGUER, B.; BROCKMEIER, U.; HOFMANN, P.; MUELLER, K.; PEZZILLI, M.
In-vessel core degradation in LWR severe accidents: a state-of-the-art report. Update January 1991 - June 1993
AEA RS 5537 (October 1993)

HAUPT, A.; MUNZ, D.; SCHEIBE, W.; SCHINKE, B.; SCHMITT, R.; SKLENICKA, V.
High-temperature creep and cyclic deformation behaviour of AISI 316 L(N) austenitic steel and its modelling with unified constitutive equations.
Structural Mechanics in Reactor Technology : Transactions of the 12th Internat.Conf., Stuttgart, August 15-20, 1993 Vol. L S.77-82
Amsterdam [u.a.] : Elsevier, 1993

HAYWOOD, S.M.; JONES, J.A.; MANSFIELD, P.; NISBET, A.F.; SMITH, K.R.; EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.; STEINHAEUER, C.
PC COSYMA. Version 1.0 user guide.
EUR 14917 EN (May 1993)

HENNEGES, G.
Ueber die Freisetzung von Jod aus dem Sumpfwasser nach einem Kernschmelzunfall in einem LWR.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.302-13

HENNIES, H.H.
Research and Development to improve containment for the next generation of pressurised water reactor plants.
Interdisciplinary Science Reviews, 18(1993) S.243-51

HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; EIBL, J.
Sicherheitskonzept zukuenftiger Druckwasserreaktoren.
KfK-Nachrichten, 25(1993) S.29-41

- HERSCHBACH, K.; BERGMANN, H.J.
DIN 1.4864 (15Cr35NiFe) - a non-swelling austenitic steel for fast breeder fuel element applications?
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.315-18
- HERSCHBACH, K.; SCHNEIDER, W.; EHRlich, K.
Effects of minor alloying elements upon swelling and in-pile creep in model plain Fe-15Cr-15Ni stainless steels and in commercial DIN 1.4970 alloys.
Journal of Nuclear Materials, 203(1993) S.233-48
- HOFFMANN, H.; MARTEN, K.; BAUMANN, W.; FREY, H.H.; SCHNETGOEKE, G.; THOMASKE, K.; HAIN, K.; LEILING, W.
Scaled model studies of the decay heat removal by natural convection for the European fast reactor.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.101-04
- HOFFMANN, H.; WEINBERG, D.; BAUMANN, W.; HAIN, K.; LEILING, W.; MARTEN, K.; OHIRA, H.; SCHNETGOEKE, G.; THOMASKE, K.
Scaled model studies of decay heat removal by natural convection for the European Fast Reactor.
Courtaud, M. [Hrsg.]
Proc.of the 6th Internat.Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-6), Grenoble, F, October 5-8, 1993 Vol. 1 S.54-62
Saint Cyr l' Ecole : Imprimerie RAFAL, 1993
- HOFFMANN, H.; WEINBERG, D.; MARTEN, K.; SCHNETGOEKE, G.
Scaled model studies of the decay heat removal by natural convection for sodium cooled reactors.
Kerntechnik, 58(1993) S.157-63
- HOFMANN, P.; GOETZMANN, O.; BURBACH, J.; METZGER, H.
Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.27-51
- HOMANN, CH.
Analysen zum stationaeren und transienten Verhalten natriumgekuehelter Brennelemente. Hohenhinnebusch, W. [Hrsg.]
KfK-Seminarreihe Supercomputing und Visualisierung Mai bis September 1992.
Seminarbeitraege KfK-5185 (Mai 93) S.37-48
- HOMANN, CH.; DORR, B.
Solution methods for large systems of linear equations in BACCHUS.
KfK-5120 (Mai 93)
- HOMANN, CH.; DORR, B.
Thermal-hydraulic behaviour of an EFR fuel element after loss of station service power. Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.109-12
- HOMANN, CH.; DORR, B.
Wire wrap modelling with the computer code BACCHUS.
Courtaud, M. [Hrsg.]
Proc.of the 6th Internat.Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-6), Grenoble, F, October 5-8, 1993 Vol. 2 S.1185-92
- HUBER, R.; MALAUSCHEK, H.; SCHMITT, B.; SCHUMACHER, G.
Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.79-82
- HUBER, R.; SCHMITT, B.; SCHUMACHER, G.
Messung der Gaszusammensetzung bei BETA Experimenten. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.118-20
- HUEPER, R.
The early years of nuclear fission.
ATS Ydintekniikka, 21(1992) Nr.4, S.28-32
- HUISL, W.; KELLER, C.; [HRSG.]; BORGSTEDT, H.U.; WEDEMEYER, H.; [AUTOREN]
Gmelin handbook of inorganic chemistry. 8th Ed.System-Nr.44. Th-Thorium Suppl.Vol.B,2: Alloys of thorium with metals of main groups I to IV
Berlin [u.a.] : Springer 1992
- JACOBS, G.
PWR lower head rupture at high system pressure: analysis of thrust load on pressure vessel during blowdown. Structural Mechanics in Reactor Technology : Transactions of the 12th Internat.Conf., Stuttgart, August 15-20, 1993 Vol. U S.127-32
Amsterdam [u.a.] : Elsevier, 1993
- JACOBS, G.
Untersuchung der hydraulischen Lasten nach einem Hochdruck-Versagen des DWR-Druckbehalters. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.240-49
- JACOBS, G.
Fluiddynamic loading during lower head failures.
Proc.of the SMIRT 12 Post Conference Seminar 'Containment of Nuclear Reactors', Karlsruhe, August 23-24, 1993
Karlsruhe, 1993 S.237-46
- JACOBS, H.
Lastverlaeufo bei Dampfexplosionen waehrend Kernschmelzunfaellen. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.231-38

- KESSLER, G.; FAUDE, D.; EHRHARDT, J.
Sicherheitskonzept gegenwaertiger
Druckwasserreaktoren.
KfK-Nachrichten, 25(1993) S.20-28
- KESSLER, G.; FAUDE, D.; WIESE, H.W.
Direct disposal versus multiple recycling of
plutonium.
Proc.of the Internat.Conf.and Technology
Exposition on Future Nuclear Systems:
Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal
Options Global '93, Seattle, Wash.,
September 12-17, 1993 Vol. 1 S.275-82
LaGrange Park, Ill. : ANS, 1993
- KESSLER, G.; KUCZERA, B.; EHRHARDT, J.;
HENNEGES, G.; SCHOLTYSEK, W.; WIESE, H.W.
Zur Eingrenzung des radiologischen Quellterms
bei auslegungsueberschreitenden Ereignissen
in zukuenftigen Druckwasserreaktoren.
KfK-5199 (August 93)
- KLEYKAMP, H.
Post-irradiation examinations and composition
of the residues from nitric acid dissolution
experiments of high burn-up LWR fuel.
Mathews, C.K. [Hrsg.]
Techniques for Materials Characterisation :
Proc.of the Indo-German Seminar, Hyderabad,
IND, December 7-9, 1988
Kalpakam : Indira Gandhi Centre for Atomic
Research, 1991 S.50-57
- KLEYKAMP, H.
Thermodynamics of the systems of the platinum
metals with other transition metals.
Proc.of the 8th Internat.Symp.on
Thermodynamics of Nuclear Materials,
Snowbird, Utah, August 16-21, 1992
Journal of Nuclear Materials, 201(1993)
S.193-217
- KLEYKAMP, H.
The solubility of selected fission products
in UO_2 and $(U_2Pu)O_2$.
Journal of Nuclear Materials, 206(1993)
S.82-86
- KNEBEL, J.U.
Experimentelle Untersuchungen in turbulenten
Auftriebsstrahlen in Natrium.
KfK-5175 (Maerz 93)
Dissertation, Universitaet Karlsruhe 1993
- KRIEG, R.
Can the acceptance of nuclear reactors be
raised by a simpler, more transparent safety
concept employing improved containments?
Extended and Updated Selected Papers from the
SMIRT-11-Post-Conference Seminar No. 4 on
Containment of Nuclear Reactors, Shanghai,
Tj, August 14-16, 1991
Nuclear Engineering and Design, 140(1993)
S.39-48
- KRIEG, R.
Sicherheitsforderungen fuer
Druckwasserreaktoren der naechsten Generation
- Beachtung soziologisch-psychologischer
Ueberlegungen.
KfK-Nachrichten, 25(1993) S.42-50
- KRIEG, R.; HAILFINGER, G.; MALMBERG, T.;
MESSEMER, G.
Steam explosion driven impact of molten core
material on the upper pressure vessel
structures of a PWR.
Structural Mechanics in Reactor Technology :
Transactions of the 12th Internat.Conf.,
Stuttgart, August 15-20, 1993 Vol. U
S.97-102
Amsterdam [u.a.] : Elsevier, 1993
- KUHN, W.; FRONHOEFER, M.; NEUBERGER, M.;
WILHELM, J.G.
Auslegung und Bau einer Typ- und
Serienpruefanlage fuer Filterelemente der
Klasse S fuer den Einsatz in Lueftungsanlagen
deutscher Kernkraftwerke.
KfK-5149 (Mai 93)
- LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.; METZGER, H.
Nachuntersuchung und Auswertung der
CORA-Experimente.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.53-77
- MARTEN, K.; WEINBERG, D.; HOFFMANN, H.;
KOHTES, B.
Die Thermohydraulik im Primaersystem des EFR
bei mitlaufenden Tauchkuehlern im
Leistungsbetrieb.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln,
25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.105-08
- MINGES, J.; SCHUETZ, W.
SNR-Quellexperimente mit
Berstscheibenentladungen unter Natrium.
KfK-5082 (Mai 93)
- MINGES, J.; SCHUETZ, W.
NACOWA experiemtns on LMFBR cover gas
aerosols, heat transfer, and fission product
enrichment.
KfK-5250 (Dezember 93)
- MISHRA, M.P.; BORGSTEDT, H.U.; FREES, G.;
SEITH, B.; MANNAN, S.L.; RODRIGUEZ, P.
Microstructural aspects of creep-rupture life
of type 316L(N) stainless steel in liquid
sodium environment.
Journal of Nuclear Materials, 200(1993)
S.244-55
- MUNZ, C.D.; MASCHEK, W.; HIRMER, S.;
MEDERACKE, K.; HESSELSCHWERDT, E.
Numerical simulation of fluid flow around
obstacles.
Kuesters, H. [Hrsg.]
Proc.of the Joint Internat.Conf.on
Mathematical Methods and Supercomputing in
Nuclear Applications (M u. C + SNA'93),
Karlsruhe, April 19-23, 1993 Vol. 2 S.791
(Abstract)
Karlsruhe : KfK, 1993
- NEUBERGER, M.; BLETZER, P.; FRONHOEFER, M.
LAFIS. Ein Rechenprogramm zur Bestimmung der
stroemungs- und thermodynamischen Belastungen
in Lueftungsanlagen.
KfK-5150 (November 93)

NEUBERGER, M.; FRONHOEFER, M.; KUHN, W.; BLETZER, P.; HARDY, T.
Stoerfallbeanspruchung innerhalb von Lueftungsanlagen.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.139-51

PASLER, H.; DILLMANN, H.G.; ALSMEYER, H.; ADELHELM, C.
BETA-Kernschmelzversuche. Untersuchung und Filterung der Aerosole im Abgas.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.135-38

PERRAS, K.
Numerische Simulation der Naturkonvektion in einem horizontalen Ringspalt mit beheiztem Innenrohr.
Diplomarbeit, Universitaet Karlsruhe 1993

RAFF, S.; DOLENSKY, B.; KRIEG, R.
Evaluation of buckling experiments with a spherical steel containment model under seismic loading.
Structural Mechanics in Reactor Technology : Transactions of the 12th Internat.Conf., Stuttgart, August 15-20, 1993 Vol. J S.261-66
Amsterdam [u.a.] : Elsevier, 1993

RITZHAUPT-KLEISSL, H.J.; HECK, M.
SATURN-FS 1. A computer code for thermo-mechanical fuel rod analysis.
KfK-5203 (September 93)

ROYL, P.; WEHMANN, U.
Impact of sodium void worth reduction on unprotected loss of flow accident progression in large oxide fueled LMR's.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.171-74

RUST, K.; TSCHOEKE, H.; WEINBERG, D.
Investigation into the occurrence of backflow effects in a heated rectangular channel during natural circulation.
Experimental Thermal and Fluid Science, 7(1993) S.61-79

RUST, K.; TSCHOEKE, H.; WEINBERG, D.; BECKER, K.
Influence of immersion cooler positions on the thermal-hydraulics in a slab geometry - a comparison of analytical and experimental data.
Courtaud, M. [Hrsg.]
Proc.of the 6th Internat.Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-6), Grenoble, F, October 5-8, 1993 Vol. 2 S.1275-83
Saint Cyr l' Ecole : Imprimerie RAFAL, 1993

SCHAEFER, L.O.
Abschaetzung der Zugeigenschaften eines austenitischen Huellrohrstahls nach Korrosion mit Simulierten Spaltprodukten und Neutronenbestrahlung.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.307-10

SCHAEFER, L.O.
Zum Einfluss von Kohlenstoff und Stickstoff auf die Uebergangstemperatur der Kerbschlagarbeit von martensitischen 10,5% Cr-Staehlen.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.397-400

SCHAEFER, L.
Comment on the paper: H. Tsuji, T. Tanabe, Y. Nakasone and H. Nakajima, applicability of creep damage rules to a nickel-base heat-resistant alloy Hastelloy XR [J.Nucl.Mater.199(1992) 43].
Journal of Nuclear Materials, 203(1993) S.186

SCHIRRA, M.
Creep rupture and creep behaviour of martensitic X 18 CrMoVNb 11.1 type steel at elevated temperatures and after a temperature transient.
Steel Research, 63(1993) S.322-30

SCHIRRA, M.
Kriechversuche am EFT-Strukturwerkstoff 316 L(N) bei 550⁰ und 600⁰C bei niedrigen Spannungen.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.179-82

SCHNEIDER, W.; SCHIRRA, M.; BERGMANN, H.J.
Vergleichende Untersuchungen zur Kriechverformung des Werkstoffs 316 L(N) unter konstanter und ansteigender Last.
Jahrestagung Kerntechnik 93. Koeln, 25.-27.Mai 1993
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1993 S.311-14

SKOKAN, A.; ADELHELM, C.; GOSGNACH, CH.; HEINLE, M.
Materialkundliche Untersuchungen an BETA-Versuchsproben. Chemische Analysen fuer BETA-Experimente.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1992.
KfK-5200 (September 93) S.127-37

SUCKOW, D.
Experimentelle Untersuchung turbulenter Mischkonvektion im Nachlauf einer beheizten Kugel.
KfK-5174 (November 93)
Dissertation, Universitaet Karlsruhe 1993

VAETH, L.
ZEISIG: Approximative calculation of the intergranular gas fraction and the intragranular gas driven swelling for SAS4A. KfK-5124 (Februar 93)

WEINBERG, D.; FREY, H.H.; TSCHOEKE, H.
A three dimensional transient calculation for the reactor model RAMONA using the COMMIX-2(V) code.
Kuesters, H. [Hrsg.]
Proc.of the Joint Internat.Conf.on Mathematical Methods and Supercomputing in Nuclear Applications (M u. C + SNA'93), Karlsruhe, April 19-23, 1993 Vol. 1 S.292-303
Karlsruhe : KfK, 1993

WEINBERG, D.; HOFFMANN, H.; OHIRA, H.; SCHNETGOEKE, G.
The status of studies using RAMONA and NEPTUN models on decay heat removal by natural convection for the European fast reactor. IAEA-IWGFR Specialists' Meeting on Evaluation of Decay Heat Removal by Natural Convection in Fast Reactors, Oarai, J, February 22-25, 1993
IWGFR/88 (1993) S.51-57

WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.; JUST, W.; HARTEN, U.; SCHMIDT, H.
Zwangs- und Schwerkraftflutversuche an hexagonalen Stabuelndelgeometrien. Abschlussbericht.
KfK-5121 (November 93)

WIESE, H.W.
Investigation of the nuclear inventories of high-exposure PWR mixed-oxide fuels with multiple recycling of self-generated plutonium.
Nuclear Technology, 102(1993) S.68-80

WIESE, H.W.; KRIEG, B.
Comparative analysis of actinide burning in multiple recycling FBRs and PWRs.
Proc.of the Internat.Conf.and Technology Exposition on Future Nuclear Systems: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options Global '93, Seattle, Wash., September 12-17, 1993 Vol. 2 S.908-15
LaGrange Park, Ill. : ANS, 1993

WIESE, H.W.; KRIEG, B.
Homogeneous recycling of minor actinides in an EFR type fast reactor.
Use of Fast Breeder Reactors for Actinide Transmutation : Proc.of a Specialists Meeting, Obninsk, GUS, September 22-24, 1992
IAEA-TECDOC-693(1993) S.94-98

WILHELM, J.G.; NEITZEL, H.J.
Concepts for passive heat removal and filtration systems under core meltdown conditions.
First, M.W. [Hrsg.]
Proc.of the 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo., August 24-27, 1992 Vol. 2 S.863-74
NUREG/CP-0130
CONF-9020823

WOERNER, M.; GROETZBACH, G.
Contributions to turbulence modelling of natural convection in liquid metals by direct numerical simulation.
Kuesters, H. [Hrsg.]
Proc.of the Joint Internat.Conf.on Mathematical Methods and Supercomputing in Nuclear Applications (M u. C + SNA'93), Karlsruhe, April 19-23, 1993 Vol. 1 S.224-35
Karlsruhe : KfK, 1993

WOERNER, M.; GROETZBACH, G.
Turbulent heat flux balance for natural convection in air and sodium analysed by direct numerical simulations.
Refined Flow Modelling and Turbulence Measurements : Proc.of the 5th Internat.Symp., Paris, F, September 7-10, 1993
Paris : Presses de l' Ecole Nationale des Ponts et Chaussees, 1993 S.335-42

WOERNER, M.; GROETZBACH, G.
Analysis of diffusion of turbulent kinetic energy by numerical simulations of natural convection in liquid metals.
Courtaud, M. [Hrsg.]
Proc.of the 6th Internat.Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-6), Grenoble, F, October 5-8, 1993
Vol. 1 S.186-93

ZEYEN, R.; WILHELM, J.G.; LUCAS, M.
The PHEBUS FP integral source term experimental project, with emphasis on iodine selective filtering.
First, M.W. [Hrsg.]
Proc.of the 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo., August 24-27, 1992 Vol. 1 S.464-83
NUREG/CP-0130
CONF-9020823

ZWERMANN, W.; LANGENBUCH, S.; GIESE, H.; KIEFHABER, E.
An improved method for calculating control rod reactivity worths in fast sodium cooled reactor cores.
KfK-5024 (Mai 93)