



Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

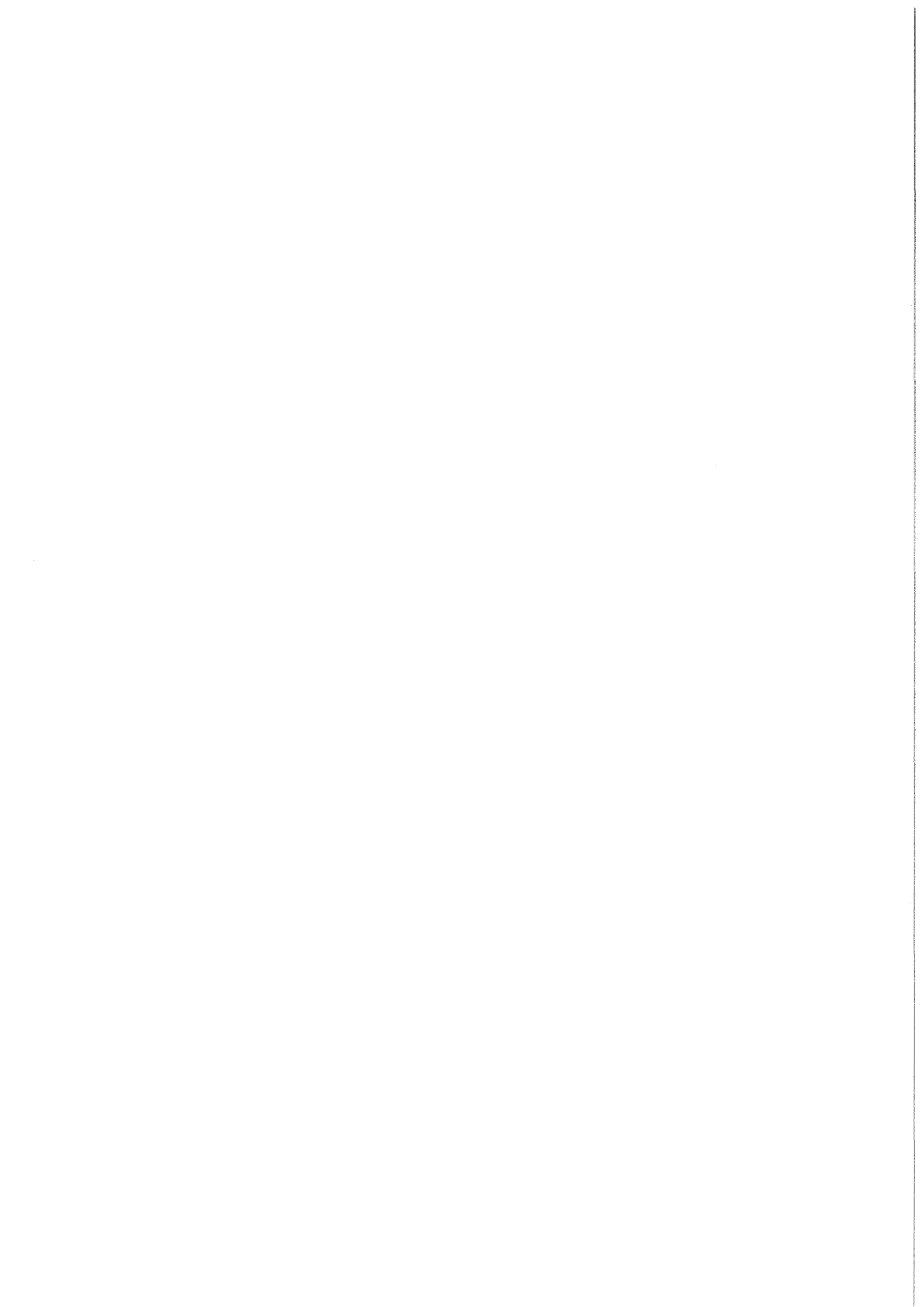
Wissenschaftliche Berichte
FZKA 5600

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung Jahresbericht 1994

R. Hüper (Hrsg.)

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

August 1995



FORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Technik und Umwelt
Wissenschaftliche Berichte
FZKA 5600

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

Jahresbericht 1994

Herausgegeben von R. Hüper

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe 1995

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

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

ISSN 0947-8620

Zusammenfassung

Seit Beginn 1990 sind die F+E-Arbeiten des Forschungszentrums Karlsruhe (FZKA) zur Reaktorsicherheit im Projekt Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) zusammengefaßt. Der vorliegende Jahresbericht 1994 enthält Beiträge zu aktuellen Fragen der Sicherheit von Leichtwasserreaktoren und innovativen Systemen sowie der Umwandlung von minoren Aktiniden. Die konkreten Forschungsthemen und -vorhaben werden mit internen und externen Fachgremien laufend abgestimmt.

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

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

sowie vom KfK beauftragte externe Institutionen.

Die einzelnen Beiträge stellen den Stand der Arbeiten zum Frühjahr 1995 dar und sind entsprechend dem F+E-Programm 1994 numeriert. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Summary

The reactor safety R&D work of the Karlsruhe Research Centre (FZKA) has been part of the Nuclear Safety Research Project (PSF) since 1990. The present annual report 1994 summarizes the R&D results. The research tasks are coordinated in agreement with internal and external working groups.

The contributions to this report correspond to the status of early 1995. An abstract in English precedes each of them, whenever the respective article is written in German.

Inhalt
Contents

		Seite
32.21	<u>LEICHTWASSERREAKTOR-SICHERHEIT</u>	1
32.21.01	Wasserstoffverbrennung	1
	I. Wasserstofftransport im Containment (P. Royl, IRS; Ch. Müller, J.R. Travis, T. Wilson, LANL)	1
	II. Untersuchungen zu H ₂ -Verbrennungsvorgängen (W. Breitung, E. Hesselschwerdt, H. Massier, M. Möschke, R. Redlinger, H. Wilkening, H. Werle, J. Wolff, INR)	19
32.21.02	Thermische Wechselwirkung von Kernschmelze und Kühlmittel	59
	I. Experimente zur Vorvermischungsphase (QUEOS) (L. Meyer, R. Huber, M. Häßler, M. Kirstahler, D. Kuhn, K. Rehme, G. Schumacher, M. Schwall, E. Wachter, G. Wörner; INR)	59
	II. Experimente zur Vorvermischungsphase (PREMIX) (W. Cherdron, F. Huber, A. Kaiser, W. Schütz, M. Steinbrück, H. Will; IRS)	69
	III. Theoretische Arbeiten zu Schmelze-Kühlmittel Wechsel- wirkungen (Dampfexplosionen) (G. Arnecke, H. Jacobs, B. Stehle, K. Thurnay, L. Väth, INR; M. Lummer, IRS)	80

IV.	Beanspruchung des Reaktordruckbehälter-Deckelbereiches (R. Krieg, T. Malmberg, G. Messemer, IRS)	89
V.	Zum Aufprall von Flüssigkeitssäulen auf starre Hindernisse - Vergleich von SIMMER-III und PLEXUS Ergebnissen - (W. Maschek, G. Arnecke, M. Flad, INR)	93
32.21.03	Versagen des Reaktordruckbehälters bei Hochdruck	99
I.	Untersuchungen zum Versagen des Reaktordruckbe- hälters unter hohem Innendruck (H. Lämmer, B. Ritter, IMF II)	99
II.	Belastungen des EPR-Containments im Falle eines RDB-Versagens bei hohem Druck (G. Jacobs, INR)	115
32.21.04	Thermischer Angriff durch Kernschmelzen und deren langfristige Kühlung	126
I.	COMET-Konzept (H. Alsmeyer, W. Tromm, IATF)	126
II.	Untersuchungen zum EPR-Referenz-Konzept (KATS-Experimente) (G. Fieg, H. Werle, INR; F. Huber, IRS)	141
III.	Modelling of Oxidic Molten Core Concrete Interaction in WECHSL (J.J. Foit, IATF)	156

32.21.05	Langfristige Containment-Kühlung	159
I.	SUCO-Programm (J.U. Knebel, IATF)	159
II.	CONTAIN-Untersuchungen über ein verbessertes LWR- Containment-Konzept (G. Henneges, INR)	171
32.21.06	Verhalten von Containmentstrukturen	186
	Mechanische Auswirkungen auf den Reaktordruckbehälter (B. Göller, R. Krieg, Th. Stach, IRS)	186
32.21.07	Analysen zum Containmentverhalten	227
I.	CONTAIN-Rechnungen (W. Scholtyssek, INR)	227
II.	Analyse des primären Quellterms bei Kernschmelz- unfällen mit MELCOR 1.8.2 (P. Schmuck, INR)	234
32.21.08	Anlageninterner Notfallschutz (Accident Management)	236
I.	Ereignisablaufanalyse kernzerstörender Unfälle (W. Hering, Ch. Homann, W. Sengpiel, D. Struwe, IRS; Ch. Messainguiral, CEA)	236
II.	Zur Nachuntersuchung des Versuchs FPT 0 des Phébus FP Projektes (O. Götzmann, IMF I)	259

III.	Vergleich der Flutexperimente CORA-12, 13, 17 und der Einfluß des B ₄ C auf das Flutverhalten von SWR-Bündeln (S. Hagen, L. Sepold, K.P. Wallenfels, HIT; P. Hofmann, V. Noack, IMF I; G. Schanz, IMF II; G. Schumacher, INR)	262
IV.	Post-test Examination of the VVER-1000 Fuel Rod Bundle CORA-W2 (P. Hofmann, V. Noack, J. Burbach, H. Metzger, IMF I; G. Schanz, IMF III; S. Hagen, L. Sepold, HIT))	289
V.	Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente (S. Leistikow, G. Schanz, IMF III; H. Metzger, IMF)	301
VI.	Experiments on the Quench Behavior of Fuel Rods (P. Hofmann, V. Noack, J. Burbach, H. Metzger, IMF I)	316
32.21.09	Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen	328
I.	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen: Entwicklung des rechnergestützten Entscheidungshilfe- systems RODOS/RESY für kerntechnische Notfälle (G. Benz*, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, A. Lorenz, D. Meyer*, J. Päsler-Sauer, M. Rafat*, T. Schichtel, O. Schüle, C. Steinhauer, INR)	328
II.	Untersuchungen zur Quantifizierung des Unterschieds in der Dosisbelastung am ungünstigsten Aufpunkt zwischen Standorten in topographisch stark strukturiertem Gelände (Tal-Lagen) und in ebenem Terrain (Genehmigungsverfahren) (W. Raskob*)	341

* Dr. Trippe Ing.-Ges.mbH

32.22	<u>INNOVATIVE SYSTEME</u>	349
32.22.02	Passive Nachwärmeabfuhr	349
I.	Turbulenzmodellentwicklung und ingenieurtechnische Anwendung (G. Grötzbach, T. Ammann, B. Dorr, I. Hiltner, S. Hofmann, M. Kampczyk, Y. Kimhi, Ch. Seiter, M. Wörner, IRS; M. Alef, A. Hennemuth, HDI)	349
II.	Modellversuche in RAMONA und NEPTUN (H. Hoffmann, P. Ehrhard, D. Weinberg, L. Carteciano, K. Dres, H.-H. Frey, H. Hayafune, Ch. Hölle, K. Marten, K. Rust, K. Thomaske; IATF)	357
III.	Experimentelle Untersuchung von Wechselwirkungsmechanismen und Phasentransportprozessen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben) (H. Sauter, R. Meyder, P. Philipp, M. Samstag, IRS)	366
32.22.04	Strukturelle Integrität	369
	Ein duktiler austenitischer Stahl für Hüllrohre und Kernkomponenten natriumgekühlter Brüter (L. Schäfer, IMF II)	369
32.22.05	Methodenentwicklung und Sicherheitsanalysen	373
I.	Programmpflege und Anwendungen (M. Hink, U. Imke, W. Pfrang, B. Porscha, D. Struwe, W. Zimmerer, IRS, P. Allan, UKAEA)	373

II.	THINA, Injektion von Thermitschmelze in Natrium (H. Brüggemann, F. Huber, E. Jenes, A. Kaiser, T. Kuhn, IRS)	378
32.22.06	Untersuchungen zum Brennstoff- und Brennstabverhalten innovativer Systeme	380
I.	Mol 7C/6 (J. Aberle, K. Schleisiek, I. Schmuck, IRS; L. Schmidt, IMF III; O. Romer, G. Weih, HVT/HZ)	380
II.	Bestrahlungsnachuntersuchungen und modelltheoretische Analysen zum Brennstoff- und Brennstabverhalten innovativer Systeme (W. Ernst, D. Freund, D. Geithoff, M. Heck, O. Jacobi, H. Steiner, P. Weimar, IMF)	385
32.22.07	Containmentuntersuchungen für innovative Systeme	389
	FAUST/CONTAIN (W. Cherdron, J. Minges, H. Sauter, W. Schütz, IRS)	389
32.23	<u>STUDIEN ZUR AKTINIDENUMWANDLUNG</u>	393
32.23.01	Neutronenphysikalische Untersuchungen zur Transmutation von Aktiniden und Spaltprodukten	393
I.	Aktiniden-Rezyklierung in Reaktoren (H. Küsters, H.W. Wiese, B. Krieg, INR)	393

II. Studies Concerning the Transmutation Capabilities of Fast Reactors (E. Kiefhaber, D. Thiem, INR)	397
III. Vergleichsrechnungen mit KARBUS und APOLLO 1 (L. Payer, EdF, C. Broeders, INR)	399
IV. Vergleichende Rechnungen mit den Programmen HETC/MCNP und HETC/TWODANT (C. Broeders, I. Broeders, INR)	403
32.23.03 Sicherheitsuntersuchungen zum dynamischen Verhalten von Kernen mit minorem Aktinidenanteil	407
I. Recriticality Analyses for CAPRA Cores (W. Maschek, D. Thiem, INR)	407
II. Analyse des CAPRA-Kernentwurfs mit dem Code SAS4A (siehe hierzu Beitrag I von D. Struwe et al. unter 32.22.05)	411
<u>VERÖFFENTLICHTE BERICHTE</u>	413

32.21 LEICHTWASSERREAKTOR-SICHERHEIT

32.21.01 Wasserstoffverbrennung

I. Wasserstofftransport im Containment

(P. Royl, IRS; Ch. Müller, J.R. Travis, T. Wilson, LANL)

Abstract:

For the description of transport phenomena in water vapor/hydrogen mixtures released in nuclear meltdown accidents, an integrated analytical model is being developed for LWR containments. Thermal and mechanical loads due to recombination and combustion are to be calculable. The 3-dimensional GASFLOW code was taken over from LANL in exchange for HDR experimental results and Battelle BMC program results.

Einführung:

Ziel ist die Verfügbarmachung eines integrierten Analyse-Werkzeuges für LWR Containments zur Beschreibung der Transportvorgänge von Wasserdampf/Wasserstoff-Gemischen, die bei Kernschmelzunfällen freigesetzt werden, mit möglichen thermischen und mechanischen Lasten durch Rekombination und Verbrennung. Die Arbeiten wurden überwiegend am Los Alamos National Laboratory (LANL) durchgeführt. Der 3D Finit-Volumen-Code GASFLOW wurde im Austausch gegen Experimente aus dem HDR-Programm und dem Battelle BMC-Programm vom LANL übernommen. Die Arbeiten am LANL konzentrierten sich auf Validierungsrechnungen zum Experiment T31.5, zur Thermohydraulik des Phébus FPT0-Experiments. Es wurden einzelne Verbrennungsexperimente aus dem HDR- und Battelle-Programm nachgerechnet.* Speziell für die Analysen zum EPR wurde ein Rekombinator-Modell mit Spezifikationen von Siemens in GASFLOW implementiert. Außerdem wurde das Programm in Los Alamos für die

*Deflagrationsexperimente E12.1.2, E12.2.2 und E12.3.3 aus dem HDR E12 Programm und die Battelle Experimente HX12, HX14 und HX23 zur Wasserstoffverbrennung in Luft (erfolgreich mit 3D Modellen nachgerechnet).

Implementierung auf einer Risc Work Station im FZ Karlsruhe vorbereitet und ist hier inzwischen erfolgreich in der KfK zum Laufen gebracht worden. GASFLOW ist zur Zeit weltweit der einzige 3D Finit Volumen Code für die integrale Beschreibung von Wasserstoff/Wasserdampf-Verteilungen, in dem auch die Wirkung von Rekombinatoren auf das 3D Strömungsfeld erfaßt wird, und mit dem Verbrennungsvorgänge in komplexen Geometrien konsistent weiterverfolgt werden können.

1. Modellerweiterungen

GASFLOW wurde durch ein Film - Modell erweitert. Es bilanziert den Kondensatfilm auf kalten Strukturen. Ein vorgegebener Anteil des Filmes kann bei raschen Druckabsenkungen verdampfen und die während des Blow-Downs erhitzten Strukturen in der nachfolgenden Phase des Druckabfalls rascher wieder abkühlen. Ein homogenes 2-Phasen-Modell wurde implementiert für die Simulation von Flashing-Vorgängen beim Blow-Down. Es erlaubt auch die Beschreibung der Volumen Kondensation. Das Modell baut entstehende transiente thermodynamische Ungleichgewichte mit einer vorgegebenen Zeitkonstante ab. Wassertropfen bewegen sich im homogenen 2-Phasen-Modell mit der Gasgeschwindigkeit. Die Entfernung der Wassertropfen erfolgt mit Hilfe eines Ausregnungsmodells. Ein neues Modell beschreibt die 1D Wärmeleitung in die Strukturen. Es bilanziert die Wärmeströme an den Oberflächenmaschen unabhängig. Durch die Verwendung eines variablen Maschennetzes erlaubt es eine genaue Bestimmung der für die Kondensation wichtigen Oberflächentemperaturen mit einer verhältnismäßig kleinen Maschenzahl. Das neue Wärmeleitprogramm ist wesentlich flexibler hinsichtlich der Randbedingungen und erlaubt regional unterschiedliche isotherme oder adiabate Ränder auf den Innenseiten der verschiedenen Wände. Die neu eingeführten fraktionellen Zelloberflächen erlauben die exakte Berücksichtigung der Überströmöffnungen, die in dem diskreten Maschennetz z.B. für das HDR Containment oft nicht genau darstellbar waren. Die JANAF-Bibliothek (thermal chemical tables der Joint Army Navy Air Force) wurde durch Polynome bis 5. Ordnung an die Temperatur angepaßt. Die neuen Stoffwertfunktionen ermöglichen eine genauere Umsetzung der Energiefreisetzung chemischer

Verbrennungsprozesse in Temperaturen und Drucke. Vergleiche mit Experimenten zeigen eine starke Verbesserung der Verbrennungsanalysen allein durch die neuen Stofffunktionen. GASFLOW wurde durch ein katalytisches Rekombinationsmodell erweitert. Es erlaubt die Freisetzung eines Teils der chemischen Energie in lokalen Bereichen nach vorgegebenen Modellen (zur Zeit für das Siemens Recombiner Model).

2. Containment Thermohydraulik des Phébus FPT0 Tests

Die Datenbasis für die Thermohydraulik des Phébus Containments beim Phébus FPT0 Test und bei Vorversuchen wurde zur Validierung des Kondensationsmodells in GASFLOW verwendet. Bei diesen Tests werden Dampf und Dampf/Wasserstoffgemische in einen 10 m³ Tank geblasen. Die Dampfkondensation kann dabei nur an drei Kondensatorstäben erfolgen, die im Abstand von 120° ϕ von oben in den Testtank hereinragen, und deren Oberflächentemperatur durch ein organisches Kühlmittel eingestellt werden kann. Die Beheizung der Tankbegrenzungen schließt Kondensationen in anderen Bereichen aus. Die GASFLOW-Analysen konnten die Drucke für unterschiedliche Dampfeinspeiseraten gut wiedergeben (Bild 1). Nur bei der Wasserstoffeinspeisung und bei starken Reduktionen der Dampfeinspeisung wird die damit verbundene Reduktion der Kondensationsrate etwas überschätzt. Wahrscheinliche Ursache dafür ist die zu geringe Dampf- und Wasserstoffdiffusion durch die Vernachlässigung der Turbulenzmodellierung. Bei den erforderlichen kleinen zentralen Maschen in Zylinderkoordinaten ließ sich die Turbulenz aus Zeitschrittgründen nur für die geringen Einspeiseraten berücksichtigen. Die berechnete Geschwindigkeitsverteilung im Tank ist stark 3-dimensional und war in dieser Form unerwartet. Der Dampf strömt im zentralen Bereich innerhalb des Kondensatorrings nach oben, von dort radial nach außen und kondensiert in einem abwärts gerichteten Strömungspfad auf dem kalten Kondensator.

3. Nachrechnung des HDR-Tests T31.5

Ziel des HDR-Tests T31.5 war die Untersuchung des Containmentverhaltens nach einem Kühlmittelverlustunfall mit großem Leck. Das Experiment hat zwei Dampf injektionsphasen und eine Phase (nach ca. 30 min.), in welcher ein Helium/Wasserstoff-Gemisch (Light Gas) zur Simulation des Wasserstoffs eingeleitet wird. Die Analyse mit den diskutierten Modellerweiterungen und mit den an den Phébus Containment Tests angepaßten Kondensationsparametern zeigt wesentlich verbesserte Druck- und Temperaturverläufe. Die Temperaturen der leichten Strukturen fallen mit dem neuen Film-Verdampfungs-Modell rascher nach dem Blow-Down ab; eine langfristige Gaserwärmung durch überhitzte Strukturen wird dadurch vermieden. Durch die Flashing Simulation mit dem homogenen 2-Phasenmodell entfällt die isentrope Vorexpansion auf Containment-Bedingungen, die bei früheren Analysen vorgenommen wurde. Das verbesserte Wärmeleitmodell führt auch bei dicken Betonwänden zu Oberflächentemperaturen, die mit analytischen Lösungen überprüft wurden und gut übereinstimmen. Zusammen mit den neuen Kondensationsparametern ergibt sich insbesondere in der Langzeitphase eine sehr gute Übereinstimmung mit den gemessenen Drucken (Bild 2). Dazu trägt auch die neu hinzugekommene Modellierung der Instrumentierungs-Kühlung durch Kondensation auf isothermen Wärmesenken bei. Die Lage und Größe der Kühlflächen wurden dafür aus den Angaben zum Test E11.2 übernommen. Die berechneten Verteilungen des leichten Gases geben die gemessene Stratifikation gut wieder (Bild 3). Die Übereinstimmung ist wesentlich besser als die der dokumentierten Vergleichsanalysen mit lumped parameter codes aus den HDR-Berichten. Die neuen Simulationen verwenden die exakten Flächen der Überströmöffnungen. Die genauere Darstellung der Anlage in dem 3D Finit Volumen Modell führt zu einer Umkehrung der Zirkulationsschleife, die jetzt mit den Messungen gut übereinstimmt (Bild 4). Dadurch stimmen auch die Wasserstoff-Verteilungen besser mit den Meßwerten überein.

Zu Demonstrationszwecken wurde die als Wasserstoff interpretierte Verteilung des leichten Gases nach Einstellung einer gewissen Sättigung (3600 s) in den

Simulationen gezündet (Bild 5). Die dabei entstehende Verbrennungsfront wurde visualisiert mit dem Karlsruher Programm Kismet, wobei eine rasche Bildsequenz als Film auf der Silicon Graphics Workstation erzeugt werden könnte.

4. Nachrechnung von Verbrennungstests

Die Validierungsrechnungen mit dem Verbrennungsmodell in GASFLOW konzentrierten sich auf die Verbrennungstests, deren Daten im Rahmen des Abkommens mit Los Alamos übergeben wurden. Das waren einmal die HDR Tests E12.2.2 und E 12.3.3 mit Dampf/Wasserstoffgemischen von 12 und 25 Vol% in Luft in einer Zweiraumgeometrie mit 205 und 330 m³ und verschiedenen Zündpositionen. Das waren außerdem die Experimente HX14, HX12 und HX23 mit 10 Vol % Wasserstoff ohne Dampf in 2, 3 und 4 Raumgeometrien des Battelle Model Containments (BMC). Die Volumina bei den BMC Tests waren etwa um den Faktor 10 kleiner als bei den HDR-Verbrennungstests. GASFLOW verwendete dabei durchgehend eine voll dreidimensionale Modellierung der Verbrennungsabläufe. Dies war mit den bisher in Deutschland verwendeten Analyse-Modellen (z.B. BASSIM) nicht möglich gewesen. Die gemessenen unterschiedlichen Verbrennungsabläufe (Strahlzündung bei E12.3.3 sichtbar in Bild 6 und milde Flammenausbreitung in verschiedene Richtungen durch Zündung nahe der Überströmöffnung in E12.2.2 sichtbar in Bild 7) werden gut simuliert. Auch die später noch durchgeführte ergänzende Analyse mit den Daten des Tests E12.1.2 paßt gut in dieses Bild. Die Massenbilanz und Anfangsverteilung für den Wasserstoff war bei den E12-Testdaten allerdings nicht genau genug bekannt. Die Druckspitzen stimmen gut überein bei Verwendung der spezifizierten mittleren Gaskonzentrationen (Bild 8). Wie bei solchen Analysen üblich, muß die Zeitskala gegenüber den Messungen verschoben werden, da der Zündzeitpunkt nicht genau erfaßt werden kann und die anfänglichen Gasbedingungen um den Zünder herum (z.B. lokale Konvektionen) nicht erfaßbar sind. Die Restmenge des Wasserstoffs, der nach Öffnung der Berstfolie nach oben in das Containmentvolumen abgeblasen wurde, ist ebenfalls schwer zu bestimmen und konnte daher bei den Analysen etwa durch Wahl anderer Öffnungsparameter für die Folie nicht weiter eingestellt werden. Die Berstfolie wird modellmäßig nach Überschreitung einer Druckdifferenz von 0.1 bar

herausgenommen. Die Analysen bestätigen die Notwendigkeit der 3D Modellierung insbesondere zur Beschreibung der Vorgänge an der Überströmöffnung.

Starke 3D Effekte im Strömungsfeld werden auch in den Nachrechnungen der Battelle BMC Tests sichtbar. Die bananenförmige Anordnung der Zündräume führt zu Zentrifugalkräften, die die Flammenfront 3-dimensional verzerren (s. Bild 9). Solche Vorgänge waren in der abgewickelten Anordnung der Zündräume, die für die bisherigen (2D) Verbrennungs-Analysen verwendet werden mußte, nicht darstellbar. Außerdem 2 Raum Test HX14 wurden auch Experimente mit 3 Raum und 4 Raumgeometrie nachgerechnet (Bild 10). Dabei stimmen die Drücke mit den Messungen gut überein. Test HX23 in 4 Raumgeometrie zeigt parallele Flammenausbreitungen mit Strahlzündungen in der unteren und oberen Ebene (Bild 11).

Alle Verbrennungs-Analysen verwenden das algebraische Turbulenzmodell und wurden mit den neu implementierten JANAF Stofffunktionen durchgeführt.

Eine Testrechnung mit GASFLOW simuliert auch die katalytische Verbrennung von Wasserstoff mit der 3D Geometrie und der Gaszusammensetzung des E12 Tests. Die Rekombination erfolgt dabei in den Fluid Zellen auf einer Seite der Wand eines vertikal angeordneten Bleches. Sie erzeugt eine Konvektion entlang der Wand. Wegen der unrealistisch großen Länge dieser Bleche führt das nach kurzer Zeit zur Überschreitung der Zündgrenze am oberen Ende des Rekombinators (Bild 12). GASFLOW berechnet die Verbrennung aus der Transportanalyse heraus, ermöglicht also die integrale Beschreibung von Rekombination und dadurch getriggerten Verbrennungsprozeß in einem Rechengang. Nach dem Einbau einer Zeitschrittlogik für lokale Zünder wird somit auch integral eine volle 3D Simulation des dualen Konzepts von Rekombinatoren und Zündern in komplexen Containment Geometrien möglich.

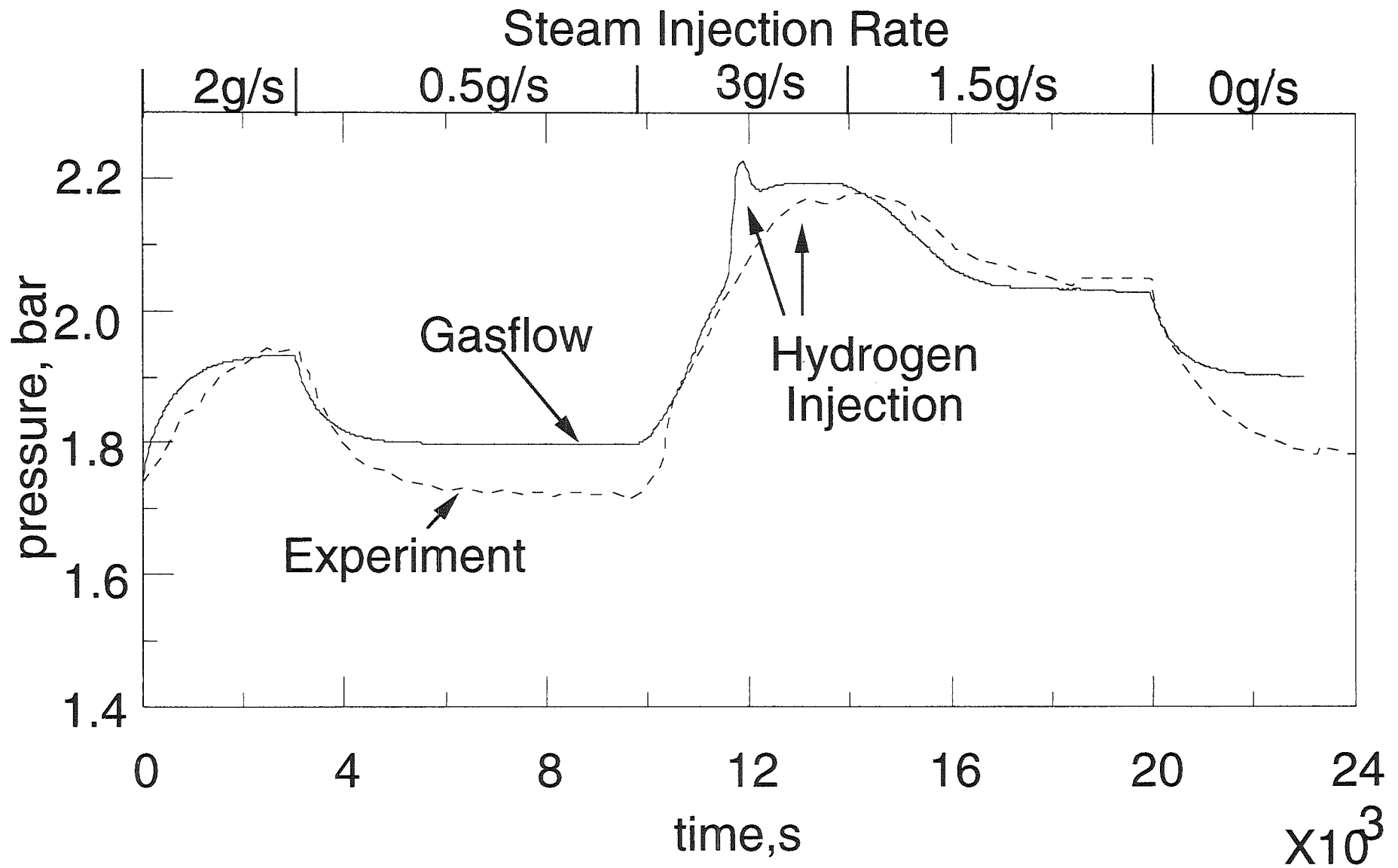


Bild 1. Druckverlauf im Containmentvessel beim Phebus Test FPT0

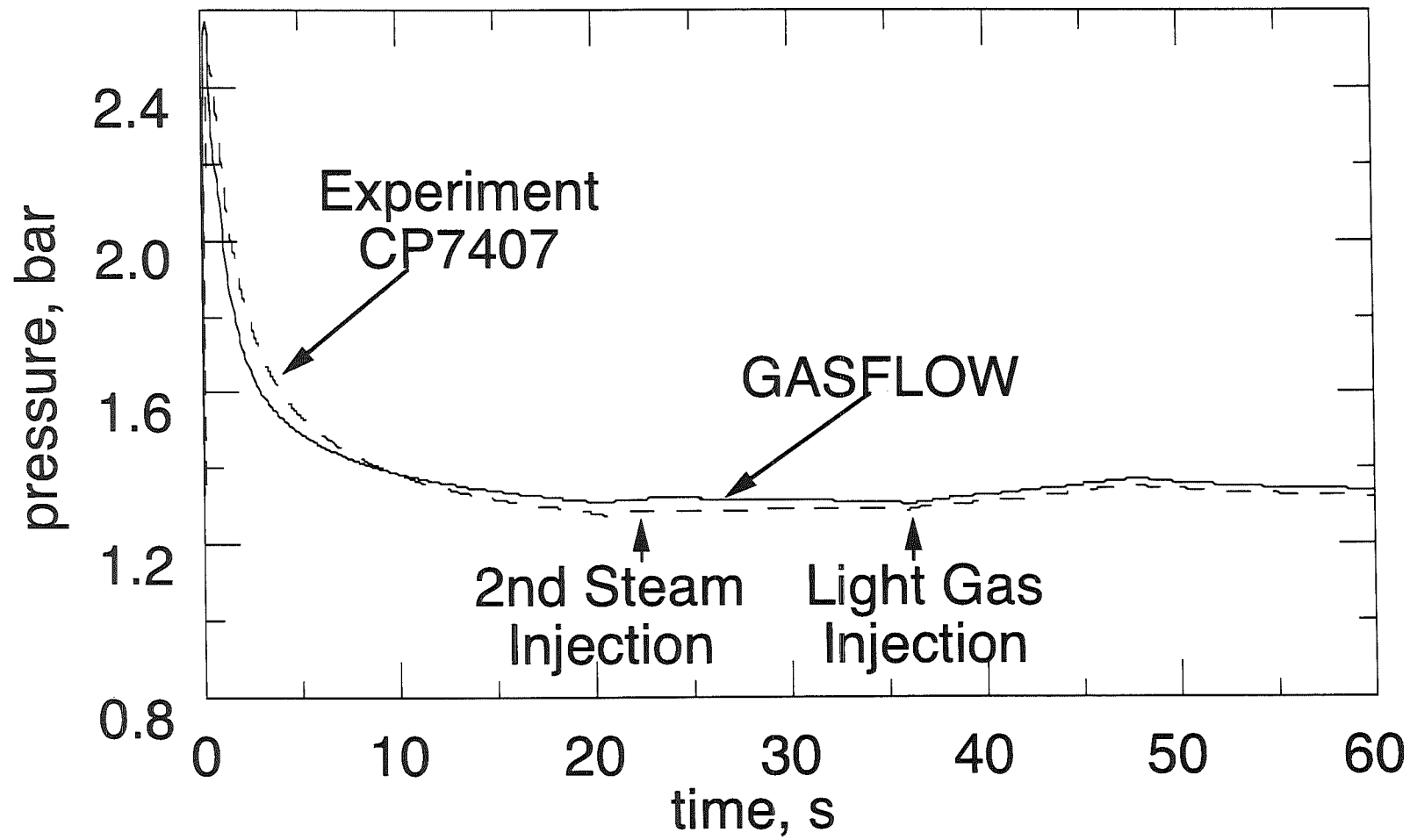


Bild 2. Drucktransiente beim HDR Test T31.5

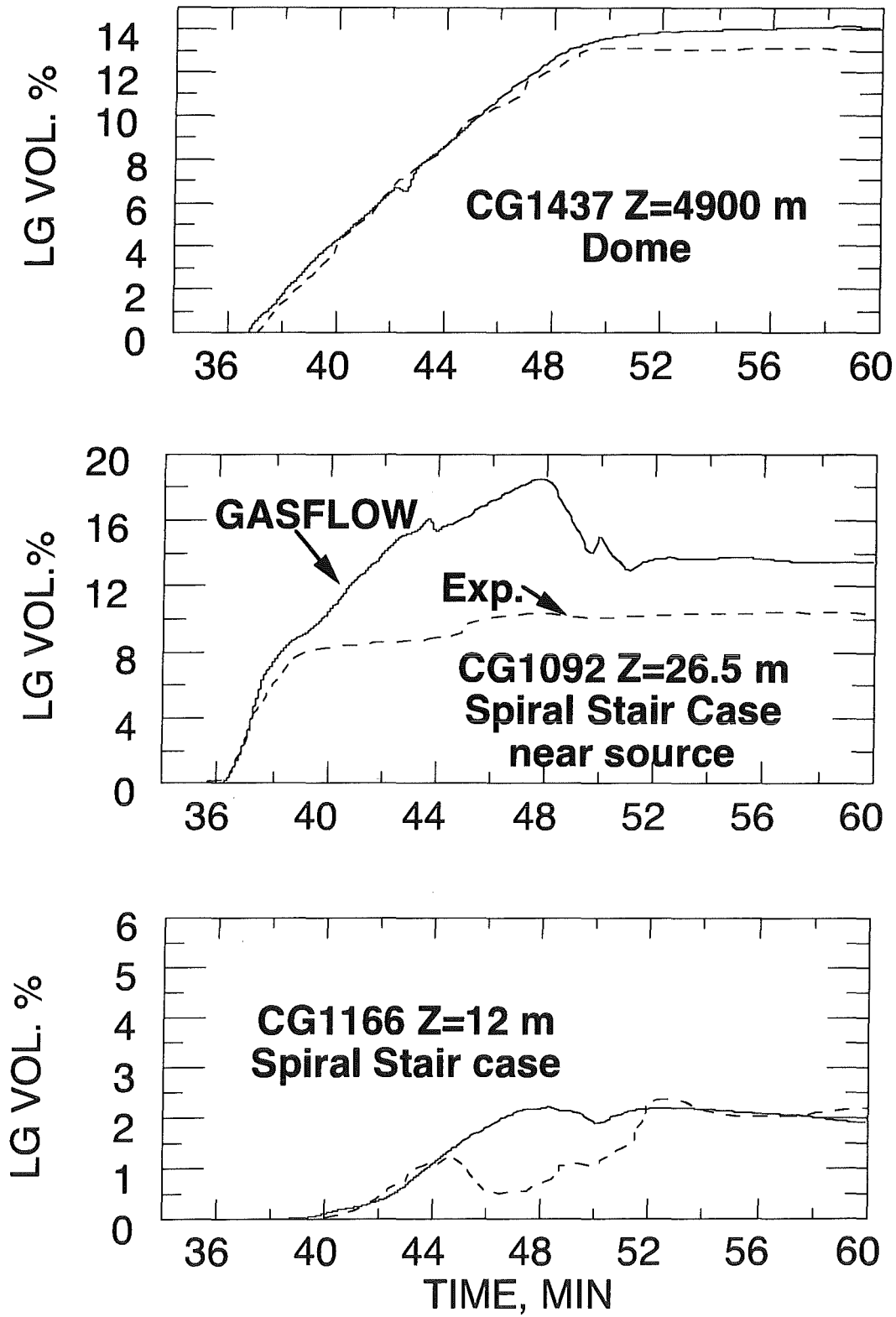


Bild 3. Konzentrationen des Helium Wasserstoff Gemischs beim T31.5 Test an verschiedenen Positionen im Containment

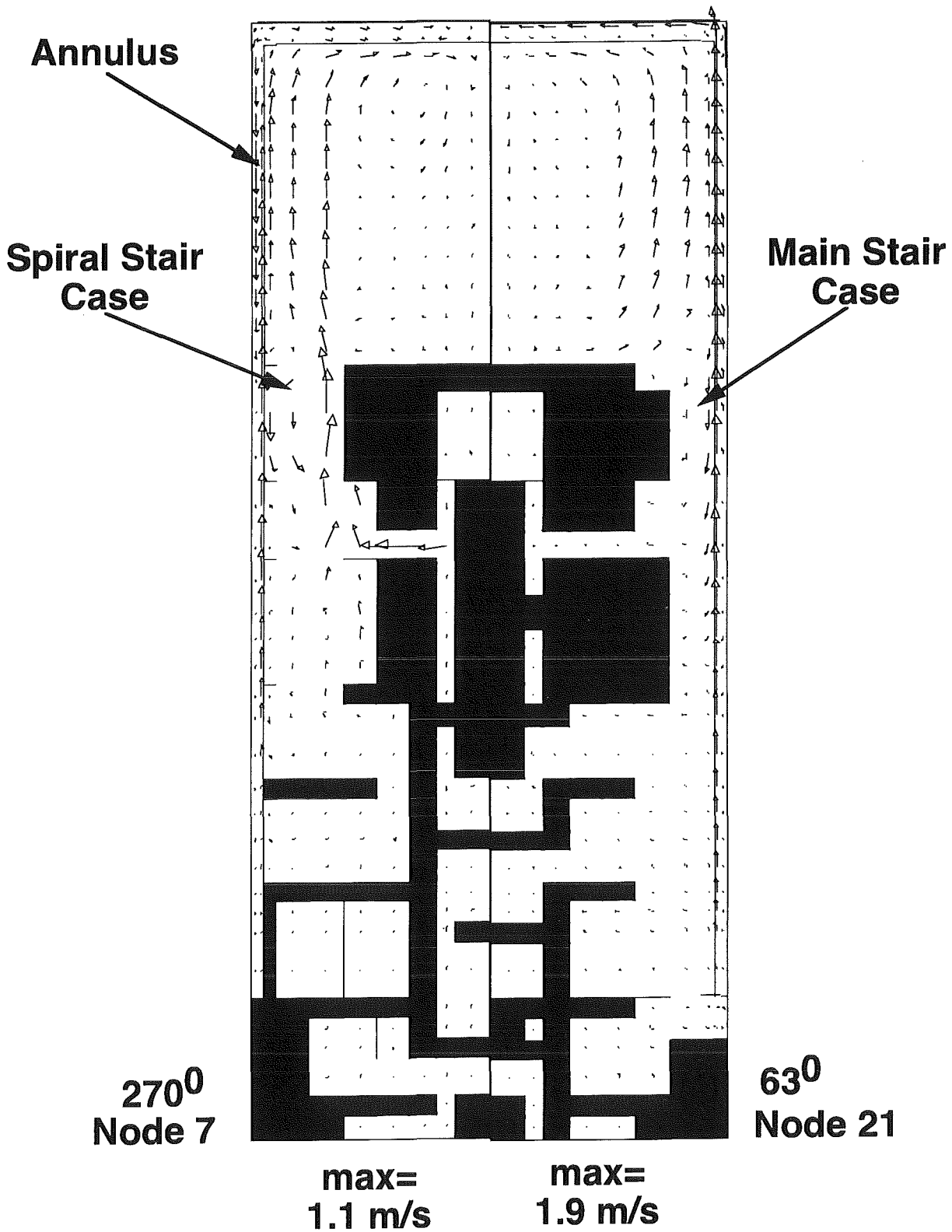


Bild 4. Hauptströmungspfad kurz vor der Einspeisung des leichten Gases beim T31.5 Test

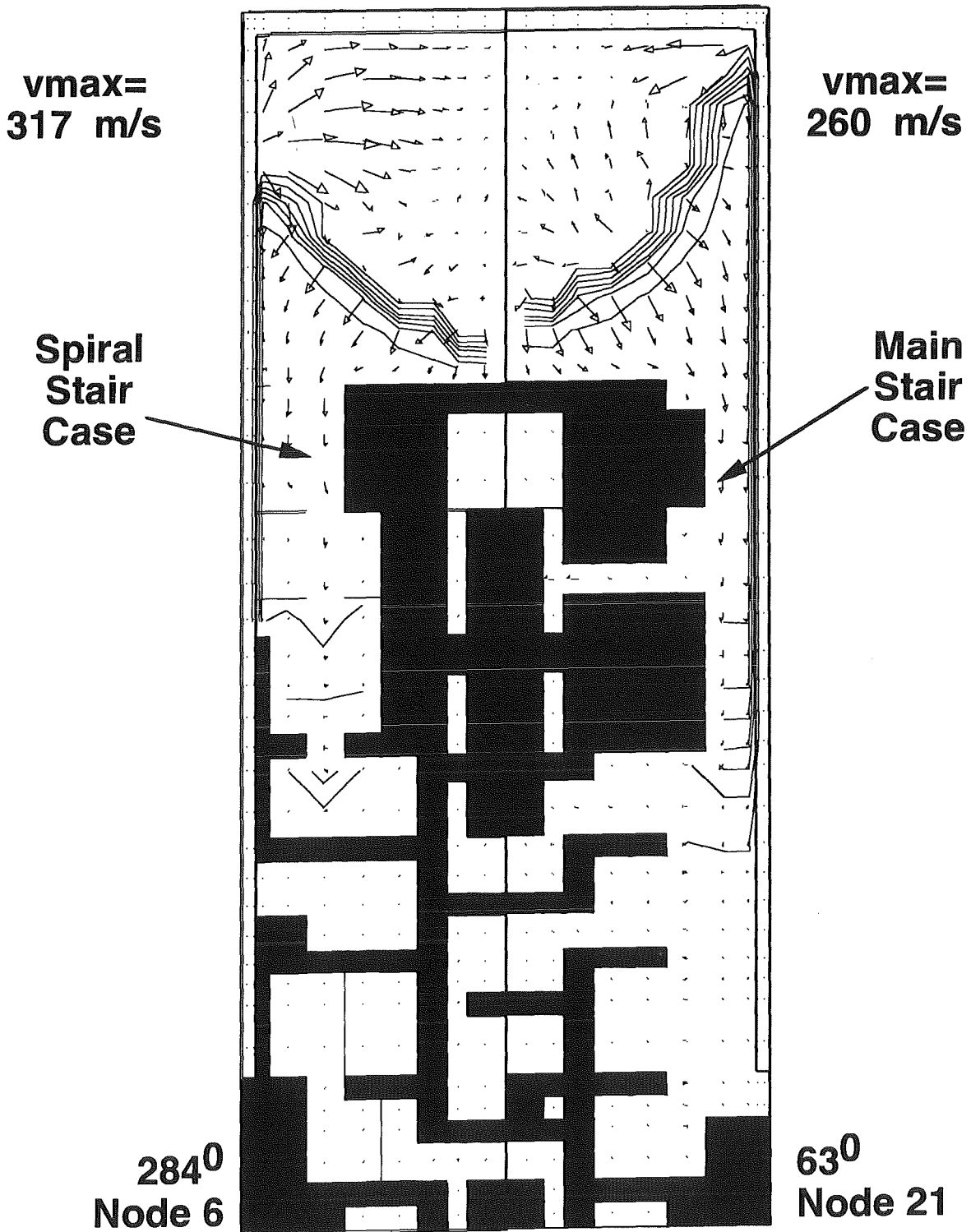


Bild 5. GASFLOW 3D Simulation einer Wasserstoff Verbrennung mit den T31.5 Verteilungen im HDR Containment am Ende der Transportanalyse

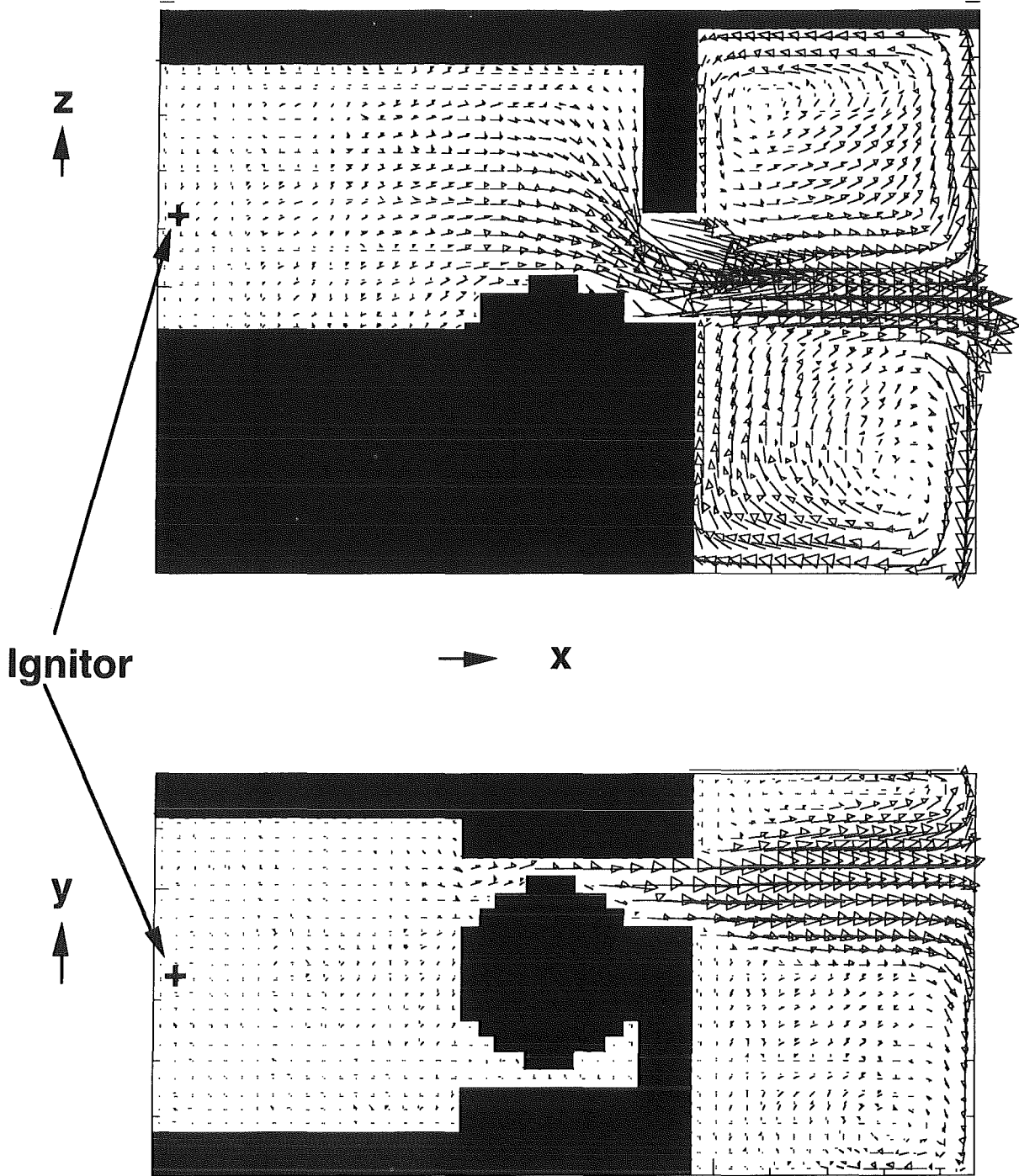
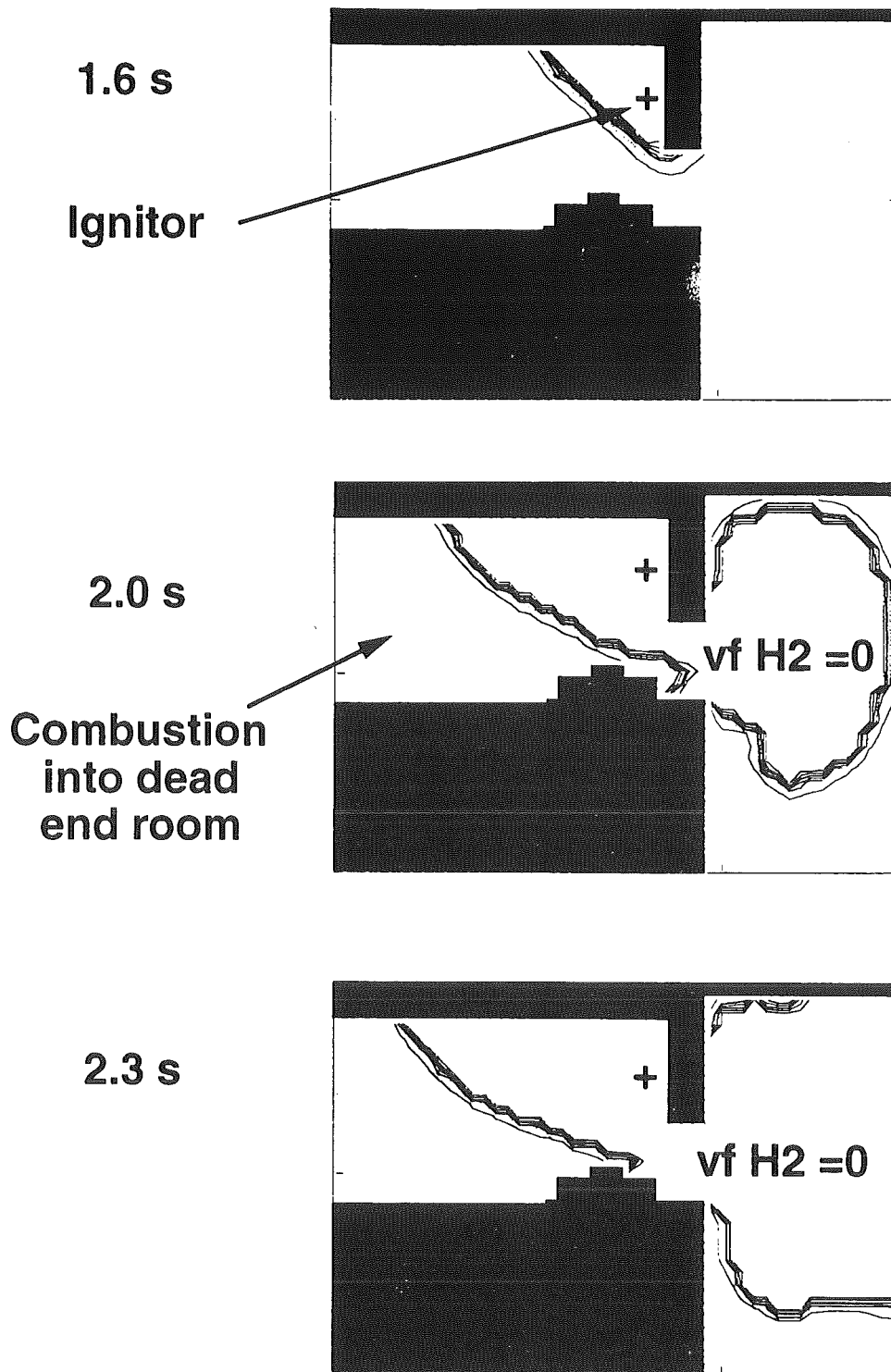


Bild 6. Strahlzündung in der 3D GASFLOW Analyse des HDR Tests E12.3.3 (12% H₂ mit 25% Dampf in Luft)

Advanced Reactor Safety, TSA-8



**E12.2.2 Flame Front in x-z plane at $j=18$
vf H2 after ignition near opening
12% H2, 25 % Steam**

Los Alamos

Bild 7. Milde Flammenausbreitung in verschiedene Richtungen beim HDR Verbrennungstest E12.2.2 mit Zündung in der Überströmöffnung (12% H2 mit 25% Dampf in Luft)

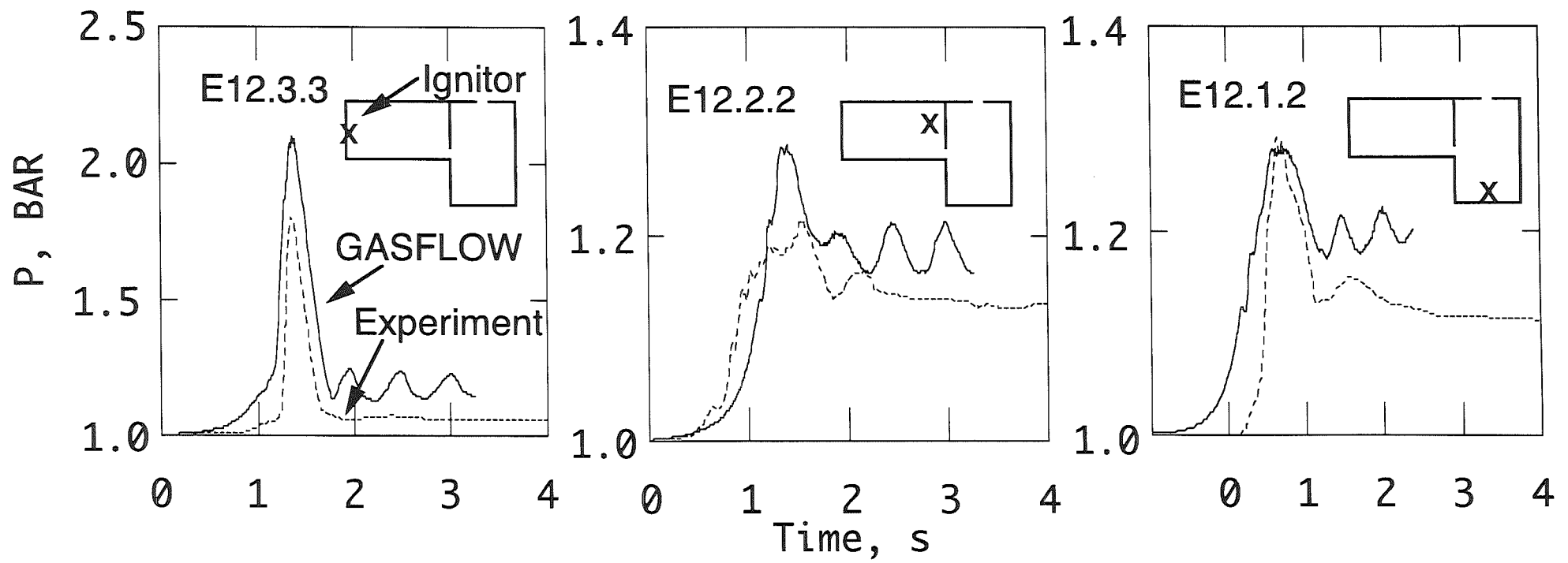


Bild 8. Druckverläufe für E12 Experimente mit verschiedenen Zünderpositionen

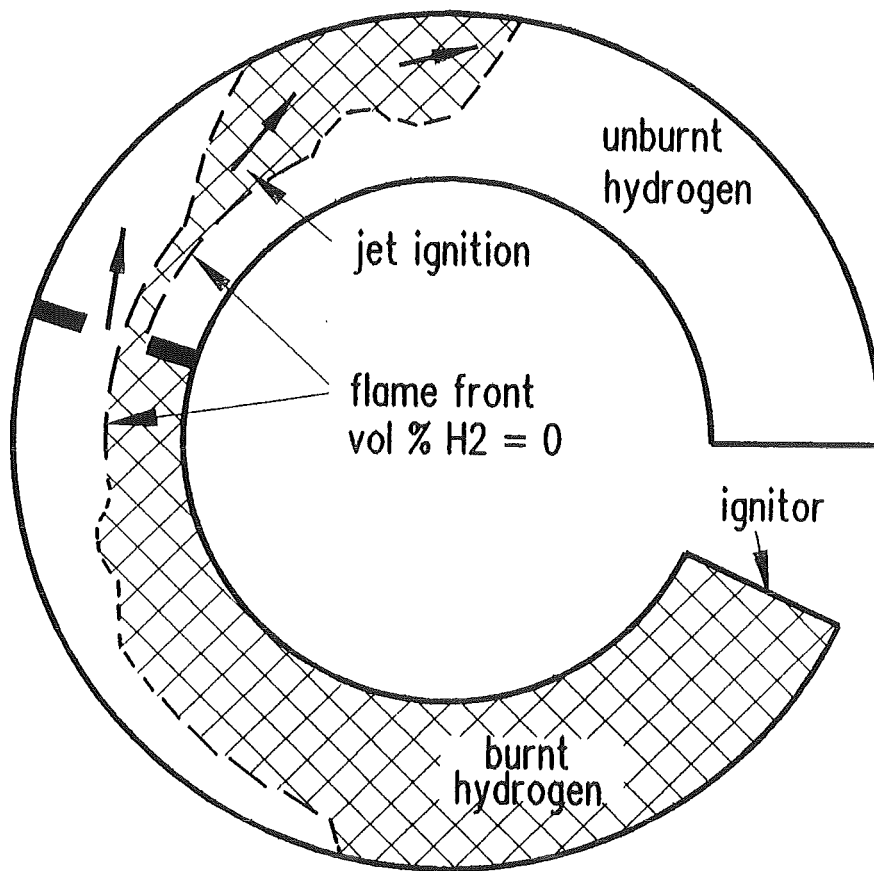


Bild 9. BMC Test HX14 (10% H₂ in Luft), Flammenfront in der mittleren R- Θ Ebene mit der typischen 3-d Zentrifugalwirkung bei der Strahlzündung

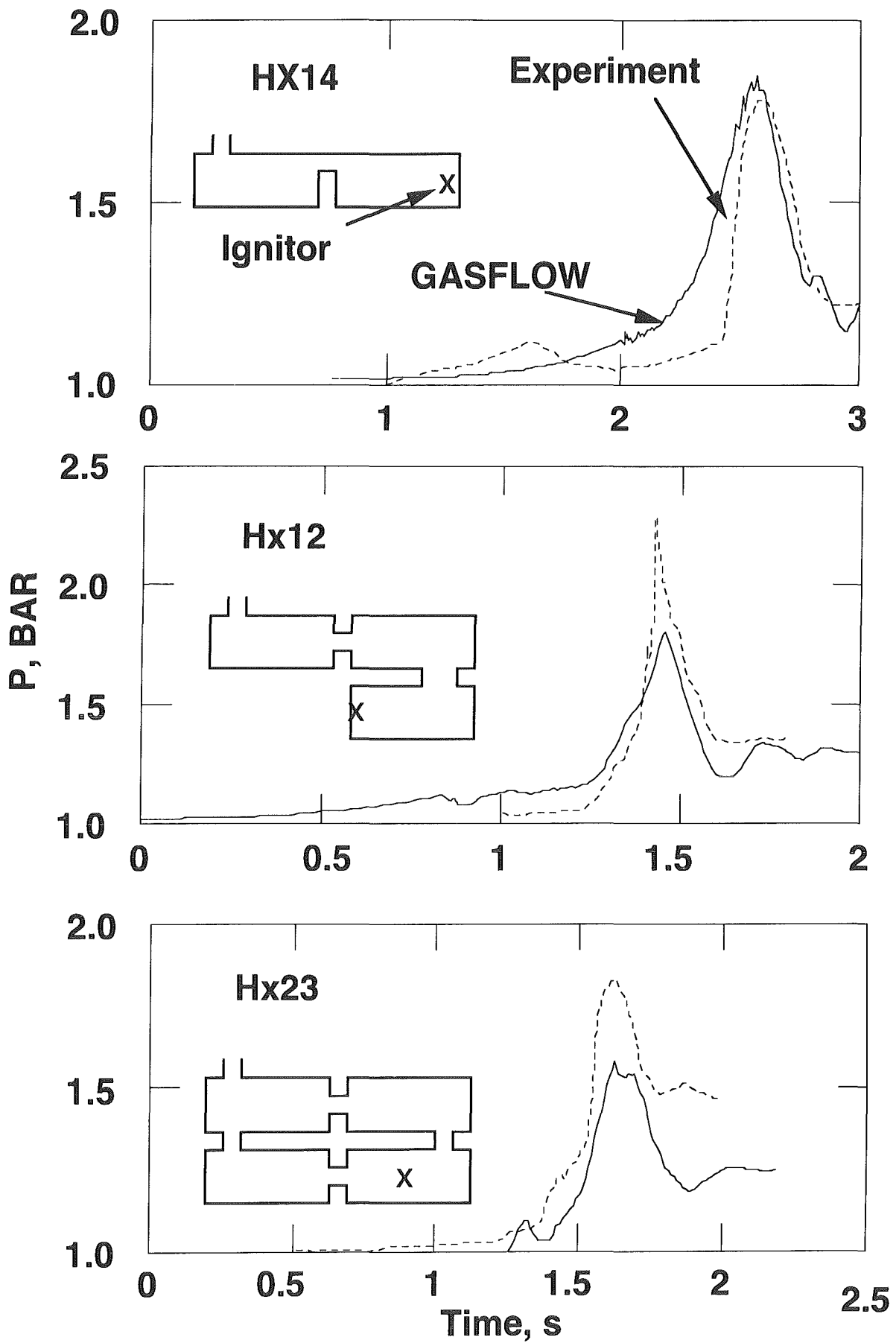
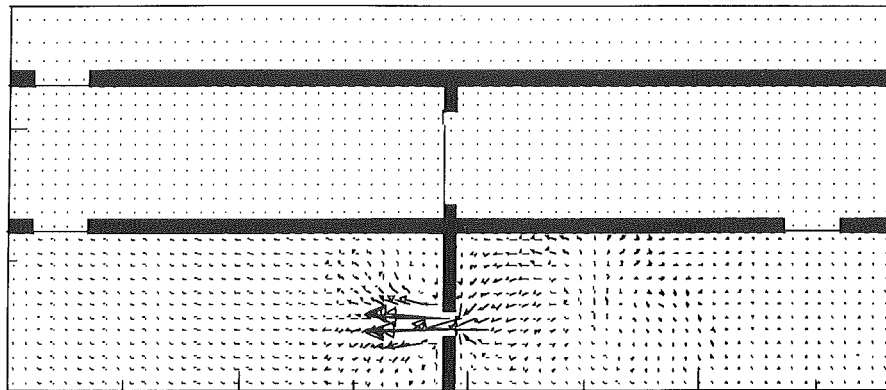


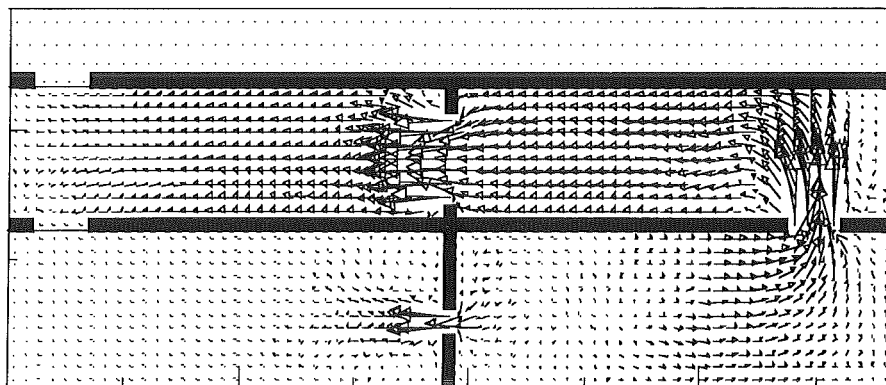
Bild 10. Druckverläufe bei den BMC Verbrennungs Tests HX14, HX12 und HX23 in 2, 3 und 4 Raumgeometrie (9-10% H₂ in Luft, 41m³ je Raum)

Advanced Reactor Safety, TSA-8

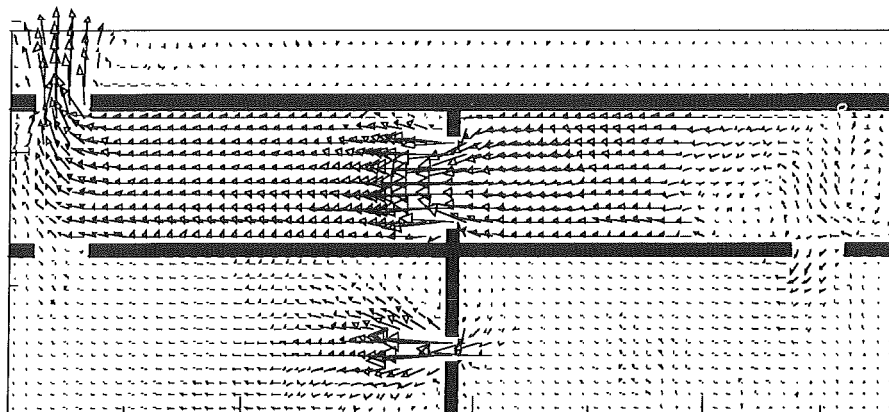
1.9 s
max. velocity
2091 cm/s



2.1 s
max. velocity
3957 cm/s



2.3 s
max. velocity
14550 cm/s

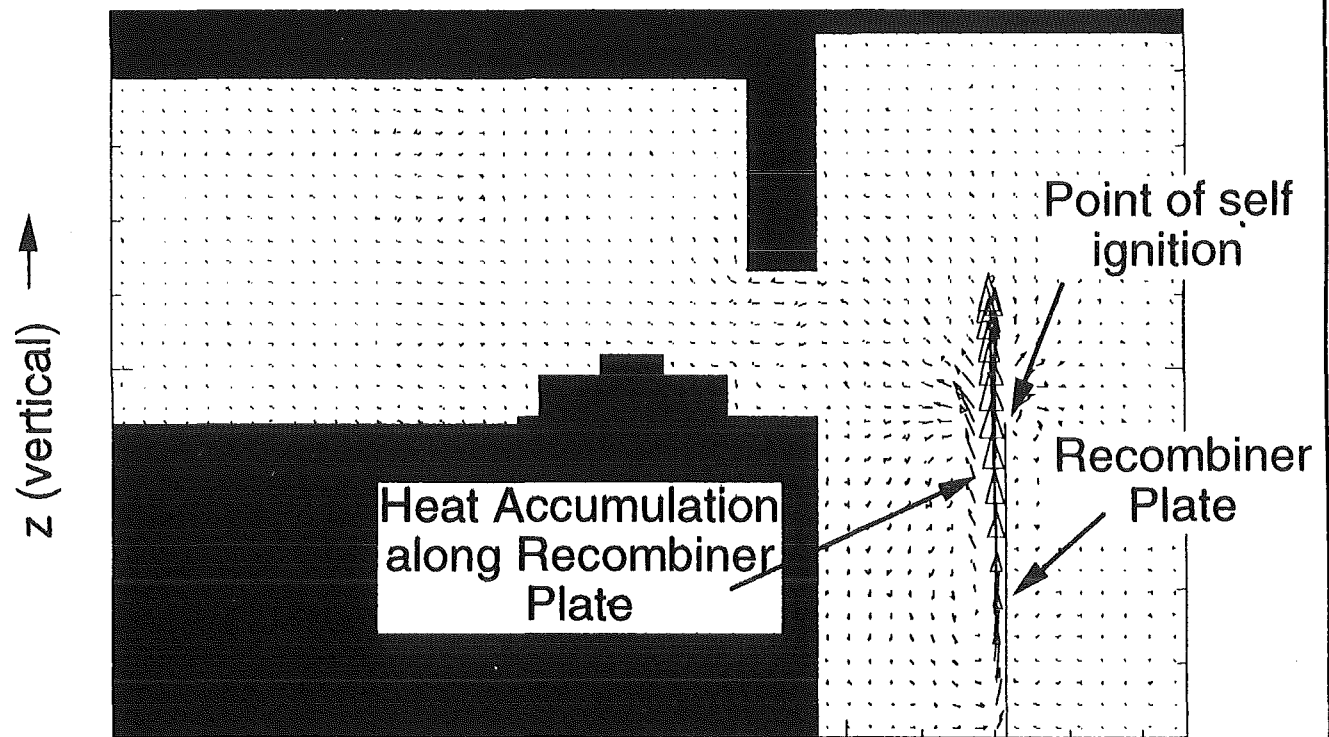
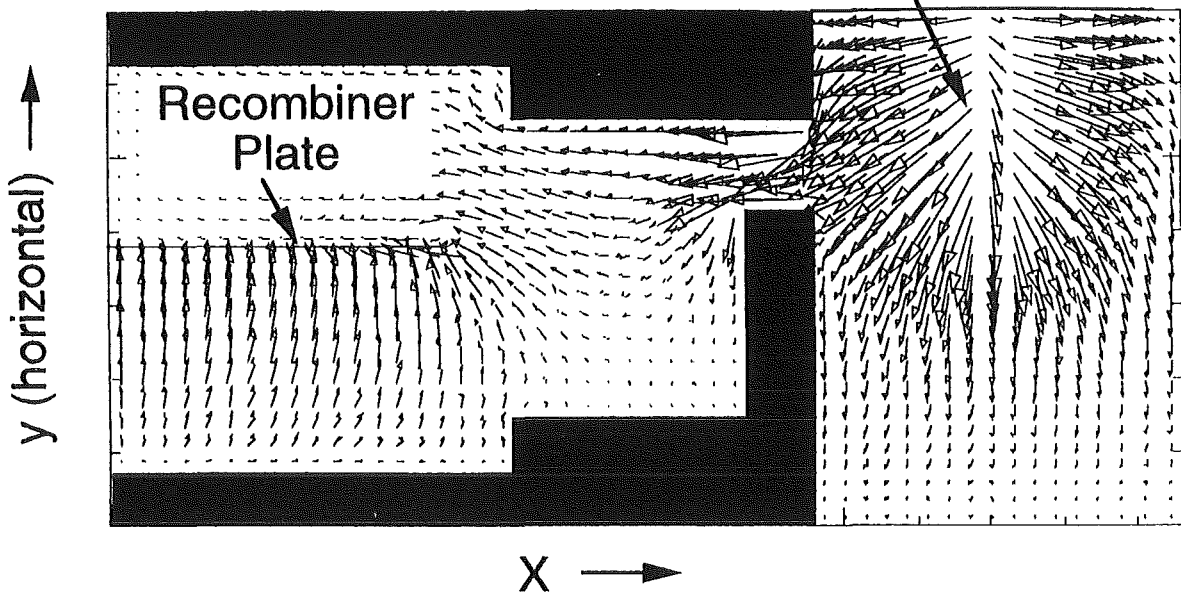


**Battelle Model Containment Hx23
Velocity Vectors in θ - z Plane at $j=4$**

Los Alamos

Bild 11. Strömungsfeld in der θ -Z Ebene in Ringmitte beim 4 Raum BMC Test HX23 (9% H₂ in Luft)

Convective Flow above Recombiner Plate



GASFLOW Simulation of Recombiners in E12 Geometry

Bild 12. GASFLOW Simulation von Rekombinatoren in HDR E12 Geometrie

II. Untersuchungen zu H₂-Verbrennungsvorgängen

(W. Breitung, E. Hesselschwerdt, H. Massier, M. Möschke, R. Redlinger, H. Wilkening, H. Werle, J. Wolff, INR)

Abstract:

The central goal of the work at Karlsruhe and external partners is investigation and mitigation of containment loads from hydrogen combustion in severe accidents. During 1994 results were obtained for

- turbulent deflagrations,
- detonation ignition criteria, and
- detonations.

In the field of turbulent deflagrations, two different 2-d codes have been developed, which are capable of describing the large spectrum of combustion regimes important for severe accident analysis. Two series of large scale experiments on turbulent H₂-air combustion have been completed, one with premixed atmospheres, one with dynamic H₂-injection into the test volume. They are the largest tests done so far worldwide on confined turbulent H₂-air combustion and they provided new clean data for code evaluation on reactor relevant scale (up to 480 m³ volume).

In the field of detonation ignition criteria different mechanisms were investigated which can trigger a transition from deflagration to detonation (DDT). Large scale experiments were performed on turbulent jet ignition of unconfined H₂-air mixtures. As in earlier small scale tests, detonation ignition was only observed above 25 % hydrogen in air. Such reactive mixtures will be rare in severe accidents. Pressure wave focusing was also investigated experimentally. The Mach numbers necessary to trigger a local detonation in different geometries and in different H₂-air mixtures were mea-

sured on small scale. The conditions necessary for a shockless detonation ignition by induction time gradients were calculated. Only close to the reactor pressure vessel the corresponding temperatures and temperature gradients can possibly exist, not in the remainder of the containment.

In the field of detonation modeling the code development was completed. Detonation experiments were performed in a 12 m tube equipped with complex obstacles. Some of the data were used to validate the codes. The remaining analysis will be performed in early 1995. The codes can describe well all important physical phenomena which influence detonation loads in complex 3-d geometries. The validated codes were used to calculate local detonation loads in a preliminary EPR containment. The implications for structural response are being investigated by Siemens.

The GASFLOW code was used to perform a first test calculation of the hydrogen distribution if 780 kg H₂ are released via the IRWST. A stratified mixture was predicted. A systematic comparison with the Siemens code WAVCO is planned for 1995.

The combustion research in 1995 will concentrate on fast turbulent combustion under accident relevant conditions. The detonation modeling has reached a sufficiently advanced level and is essentially completed.

CONTENTS

1. Introduction
2. Turbulent deflagrations
 - 2.1 Code development
 - 2.1.1 COM-code
 - 2.1.2 ERCO-code
 - 2.2 Large scale experiments
 - 2.2.1 Premixed turbulent H₂-air combustion
 - 2.2.2 Dynamic H₂-injection with spark ignition
3. Detonation ignition criteria
 - 3.1 Turbulent jet of combustion products
 - 3.2 Pressure wave focussing
 - 3.3 Induction time gradients
4. Detonations
 - 4.1 Code development
 - 4.2 Tube detonation experiments

1. Introduction

The work performed in 1994 addresses three fields in hydrogen combustion research for reactor safety:

- turbulent deflagrations,
- detonation ignition criteria, and
- detonations.

In addition to FK-personel, research teams of the RWTH Aachen, ICT Berghausen, Kurchatov Institute and Russian Academy of Sciences contributed to the results described below.

2. Turbulent deflagrations

Theoretical and experimental work was performed in this field.

2.1 Code development

The code development to describe turbulent deflagration of premixed H₂-air-steam atmospheres in complex geometry continued. Two different modelling approaches are pursued, one at the Kurchatov Institute in Moscow (COM-code), and one at RWTH Aachen (ERCO-code).

2.1.1 COM-code

The work done so far has led to the choice of a second order hydrodynamic solver, a k- ϵ model for turbulence modeling and a modified eddy-dissipation model for turbulent combustion. Different 2-d numerical schemes were tested. Combustion simulations were compared to slow and fast turbulent flame experiments. The main characteristics of these different combustion regimes could be reproduced with promising results.

Calculated results are shown in Figures 1 to 3 for the case of a 6 m long tube, equipped with internal ring obstacles. Only half of the flow cross section is depicted because of the cylindrical symmetry of the problem. Three different mixtures were in -

investigated, which cover a wide range of chemical reactivity (10, 15, and 20 % H₂ in air).

Figure 1 shows the fuel mass fraction distribution for a series of equidistant points in time. Black corresponds to 0 % hydrogen and white to 10 % H₂ in air. The flame, which is located between black and white, clearly accelerated with increasing time.

Figure 2 shows results from a combustion which proceeds in the slow deflagration regime. The 2-d fields of various calculated variables are depicted for a given time.

Figure 3 shows the same calculated variables for 15 % H₂. In this case a choked flow is established in the obstacle field. The flame reaches a velocity close to the sound speed in the combustion products. A clear separation into burnt and unburned gases is visible. Much more fine structure exists in the calculation than visible in the figures.

The important result is that the developed two-dimensional numerical model seems capable of describing the different combustion regimes and the corresponding transitions which are observed in turbulent combustion experiments.

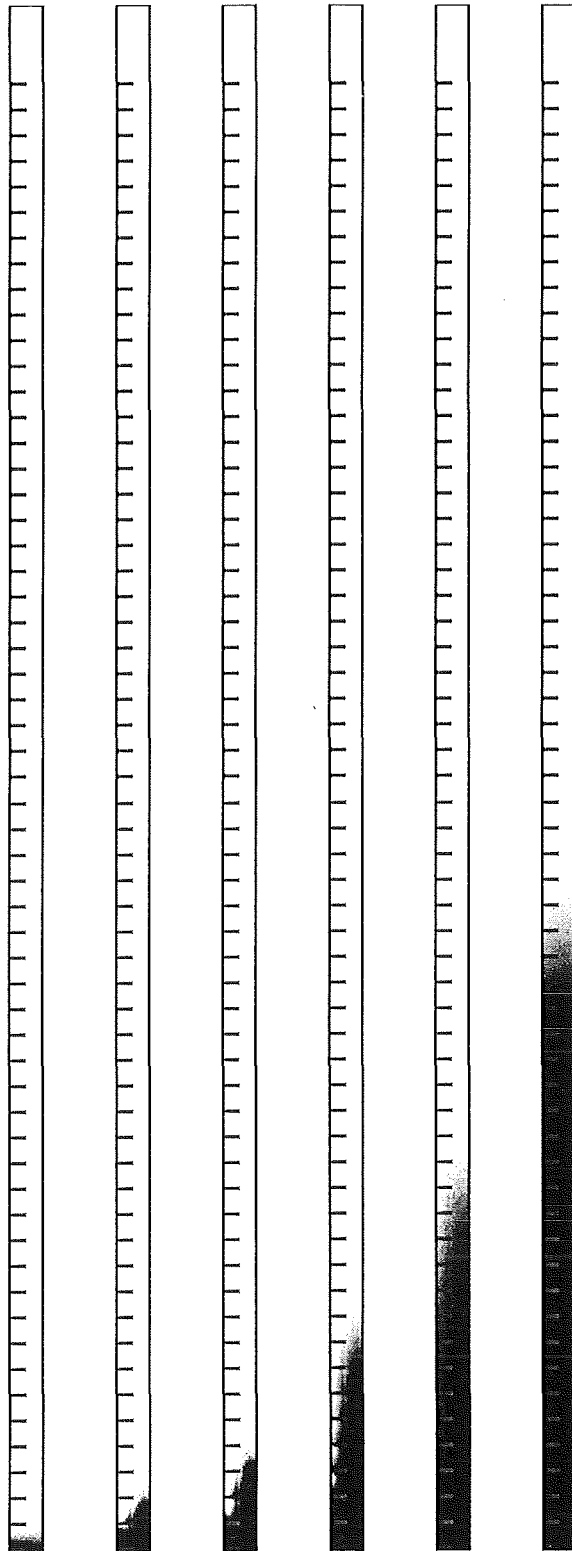


Figure 1. Calculated evolution of a slow combustion in a tube with ring obstacles (half of cross section shown), 10 % H₂-air mixture, black = burned gas, white : unburned gas (COM code, RRC Kurchatov Institute).

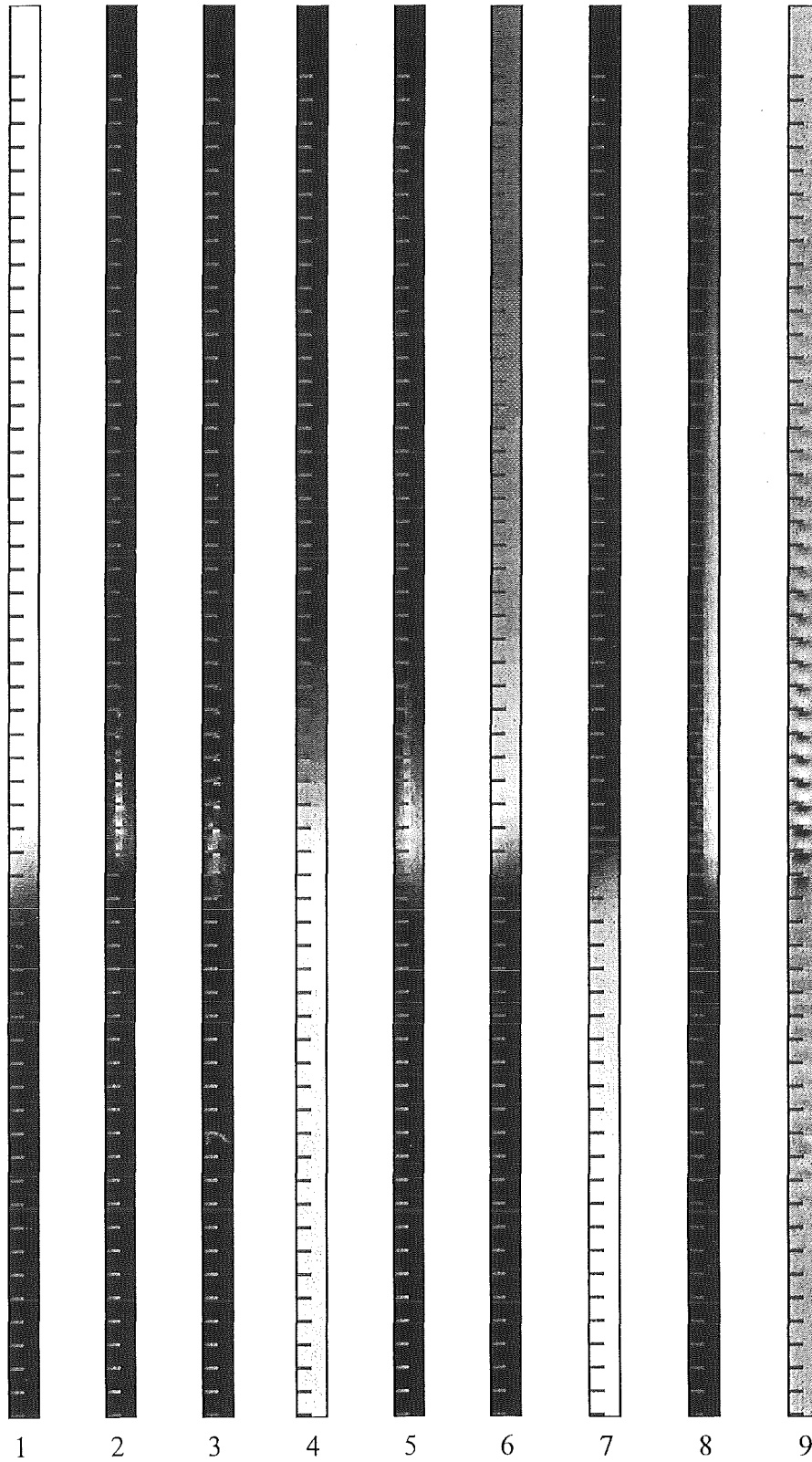


Figure 2. Regime of slow deflagration in 10 % H₂-air mixture. The shown 2d-fields are: 1 - fuel mass fraction; 2 - turbulence dissipation rate; 3 - schlieren photograph model; 4 - pressure; 5 - turbulent kinetic energy; 6 - density; 7 - temperature; 8 - longitudinal mass velocity; 9 - transverse mass velocity (COM code, Kurchatov Institute, Moscow).

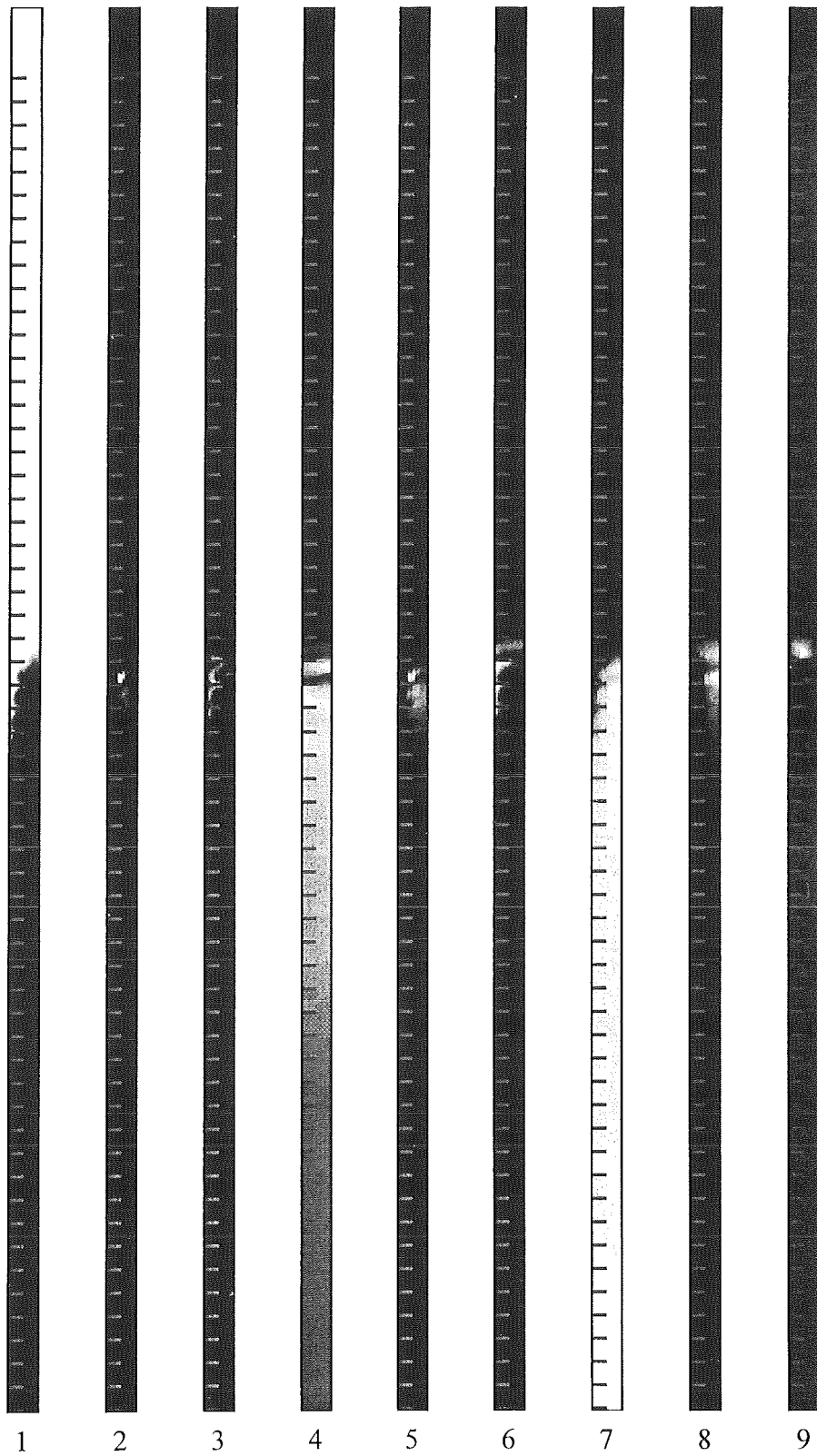


Figure 3. Regime of choked flame in 15 % H₂-air mixture. The shown 2d-fields are: 1 - fuel mass fraction; 2 - turbulence dissipation rate; 3 - schlieren photograph model; 4 - pressure; 5 - turbulent kinetic energy; 6 - density; 7 - temperature; 8 - longitudinal mass velocity; 9 - transverse mass velocity (COM code, Kurchatov Institute, Moscow).

2.1.2 ERCO-code

The ERCO-code development has resulted in a tool for two-dimensional simulation of turbulent combustion in pre-mixed systems. The code addresses the so-called "flamelet"-regime of turbulent combustion: the turbulent and stretched flame still has a locally laminar structure. The turbulence intensity is not sufficient to destroy the local quasi-one-dimensional flame structure. This flamelet regime is bounded by a Karlovitz-number $Ka < 1$, which describes the ratio between the chemical reaction time in the flame and the characteristic time for flame stretching. (For $Ka > 1$ the intensive turbulent convection separates regions of reacting gas before the reaction is completed, leading to distributed reaction zones.) The basic approach in the ERCO-code is to describe a scalar quantity G to the flame surface and track the flame evolution in time and space by solving an appropriate transport equation.

Figure 4 shows density plots from a test calculation in which a flame front propagates in a closed channel with obstacles. The flame expands to the right, compressing unburned gas to increasingly higher pressures. Note that the interface between burned and unburned gas remains well defined and is not smeared out by numerical diffusion. A relatively coarse grid was used in this simulation to demonstrate the robustness of the developed algorithm.

2.2 Large scale experiments

2.2.1 Premixed turbulent H₂-air combustion

Thirteen large scale experiments on turbulent combustion of premixed H₂-air atmospheres were performed in the RUT facility near Moscow in 1993. These tests were analyzed in detail during 1994. The results can be summarized as follows.

A. Loads

Three different combustion and load regimes were observed in the tests, depending on experimental parameters

- slow deflagrations,
- fast turbulent flames,

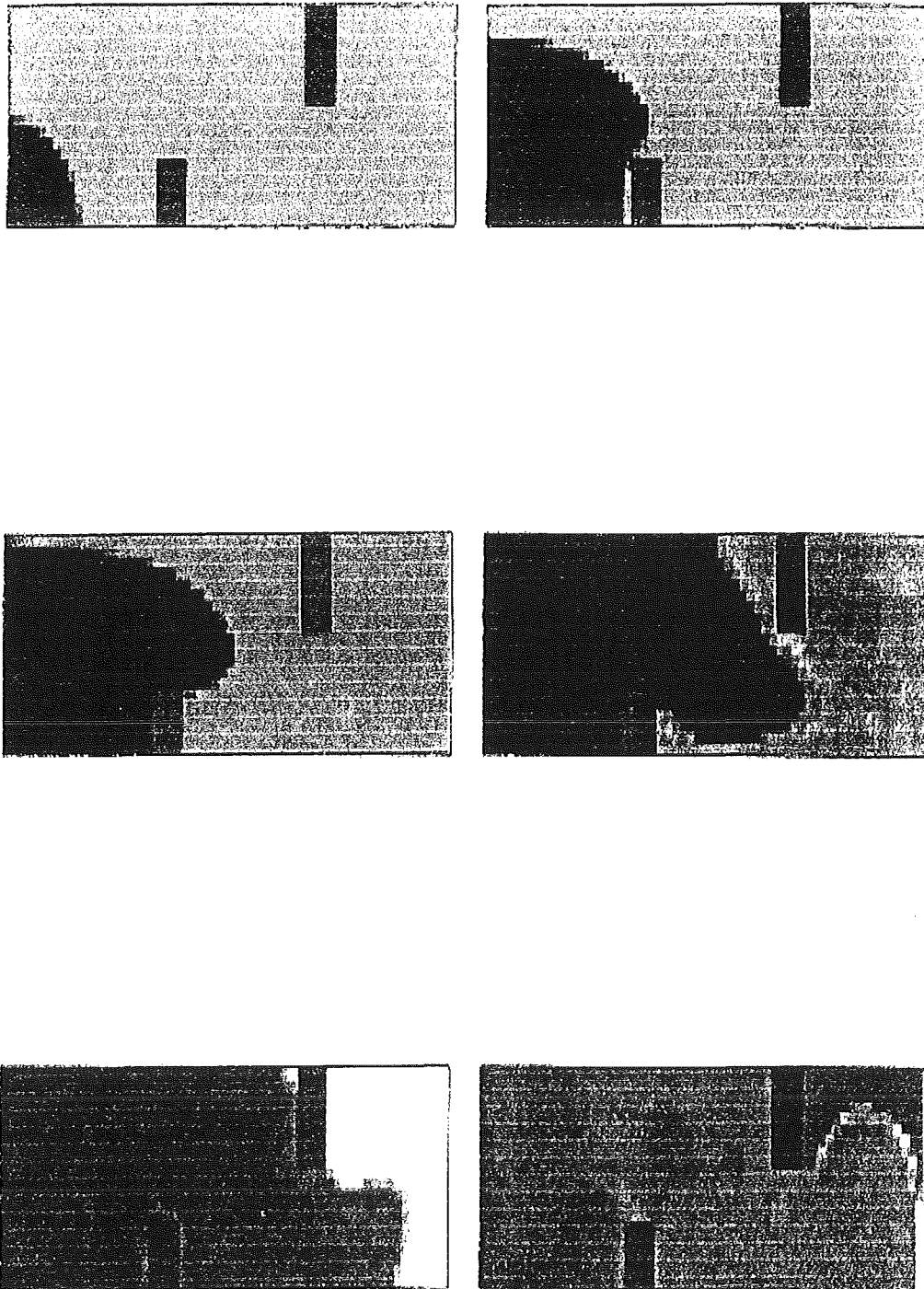


Figure 4. Simulation of a flame front in a closed channel with obstacles (ERCO-code, RWTH Aachen).

- DDT and local detonations

Typical pressure histories for these three combustion regimes are shown in Figure 5. Note that the pressure amplitudes increase with flame speed (from top to bottom) and pulse widths decrease. Fast combustion processes are observed with obstacles (BR = blockage ratio of obstacles, = % of flow cross section blocked).

The two most influenced parameters are hydrogen concentration and presence of obstacles. A good characteristic measure for loads is the time-averaged side-on overpressure $\langle p \rangle$. The following observations were made:

- $\langle p \rangle$ is of the order of the adiabatic complete combustion pressure for fast turbulent deflagrations,
- $\langle p \rangle$ considerably exceeds CJ-values close to the DDT location,
- $\langle p \rangle$ decreases with increasing vent size in case of deflagrations.

While the average pressure $\langle p \rangle$ depends on the combustion mode, the long term impulse is practically independent of the combustion regime (= flame speed). The impulse depends mainly on the energy content of the mixture.

B. Deflagration-to-detonation transition (DDT)

Transition to detonation was observed at a minimum H₂-concentration of 12.5 %. This is a much less sensitive mixture, than those for which a detonation transition was observed before (> 15 % H₂ in air).

This value of 12.5 % is not a limit from the view point of chemical induction times, it is mainly determined by the scale of the enclosure. It was shown that the largest part of the test volume (a room of 2.5 x 6 x 10.5 m³) was responsible for the detonation onset. Overdriven detonations were observed near the DDT location.

The results confirm earlier observations in different tubes, that the larger the size of the enclosure, the less sensitive mixtures are capable to undergo a DDT. The new DDT results obtained in the RUT facility fit into a model which correlates the mixture sensitivity to the size of the reacting mixture:

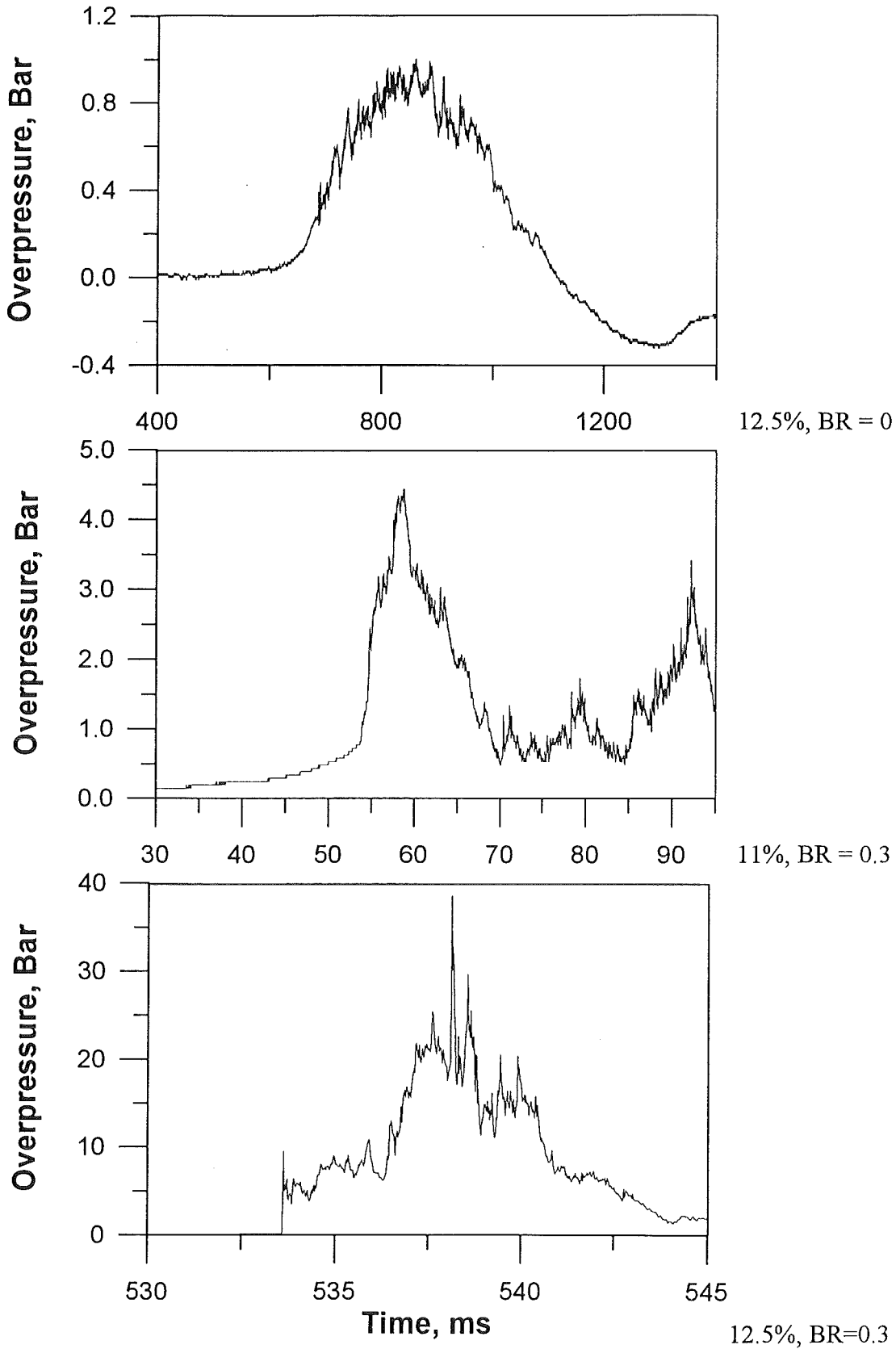


Figure 5. Comparison of measured pressures for different combustion regimes. TOP: test 19, slow deflagration. MIDDLE: test 17, fast turbulent deflagration. BOTTOM: test 16, deflagration-to-detonation transition.

$$L = 7 \lambda$$

where L = characteristic length of reacting mixture = $(\text{volume})^{1/3}$

λ = detonation cell width of the mixture.

This relation predicts that a reacting mixture must have a certain minimum size ($= 7 \lambda$) in order for a DDT event to be possible.

Figure 6 shows that the new large scale results from the RUT experiments confirm the trend observed in many earlier experiments on smaller scale, done over a wide range of volumes and chemical compositions. Extrapolation of this trend to larger geometries, predicts that even mixtures below 12.5 % could allow transition to detonation. Since such mixtures are not far from the flammability limits ($\approx 5\%$ for upward and $\approx 9\%$ for downward propagation) very little safety margin seems to remain in case of large containment burns.

The experimental results were reproducible with respect to the main features like flame velocities, overpressures, DDT occurrence and location.

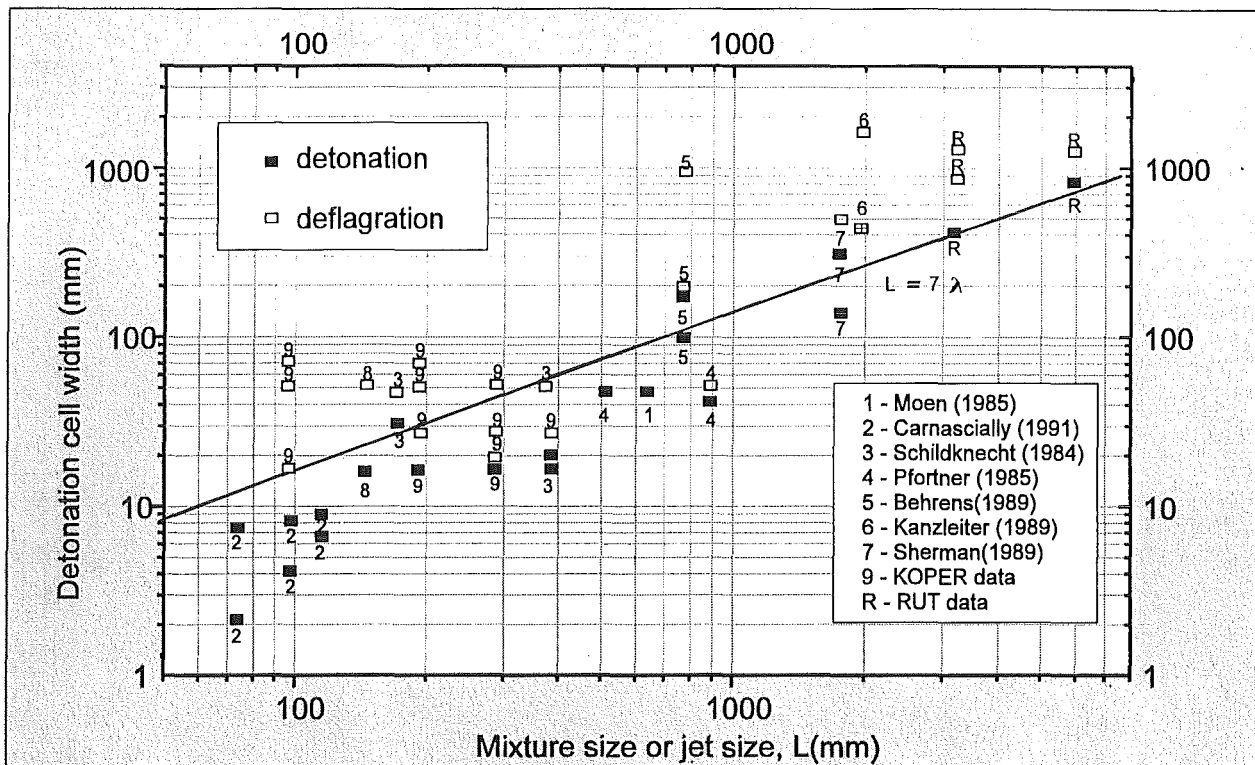


Figure 6. Correlation of mixture sensitivity, expressed as detonation cell width, with the characteristic diameter of the reacting mixture. With increasing size, less sensitive mixtures are capable to undergo a detonation transition by turbulent jet initiation.

2.2.2 Dynamic H₂-injection with spark ignition

Deliberate ignition with spark igniters is a potential hydrogen mitigation technique for large dry PWR containments. The basic idea is to burn the hydrogen before high concentrations can develop. This concept was tested extensively for homogeneously premixed, quiescent, isothermal initial conditions, lean mixtures and empty test volumes without obstacles. Such conditions appear similar to conditions far away from the break location where the hydrogen/steam mixture is released, e.g. in the containment dome.

Additional verifications of the igniter concept are needed for other initial conditions. The opposite extreme exists in the break compartment where a fast H₂/steam jet is released into an air/steam environment.

The conditions here are:

- the source is initially inert (H₂ + steam),
- the jet entrains air and enters the combustible regime from the rich side,
- high velocity flow,
- high mass flow,
- turbulence induced from jet and obstacles, before and after ignition.

To investigate the results of deliberate ignition under such dynamic conditions, experiments were performed in the RUT facility near Moscow. The test began in 1993 and were completed in 1994. A total of 17 tests was made. The main experimental parameters were:

- | | |
|--|--------------------------------|
| - total test volume | 310 m ³ |
| - vent area | 0.3 - 4 m ² |
| - H ₂ release rate | 0.1 - 1.2 kg H ₂ /s |
| - injection location | low, high |
| - ignition frequency | 0.1 and 1 H ₂ |
| - distance of ignitor from release point | 5 - 20 m |

Figure 7 shows a side view the experimental arrangement including source and igniter locations, obstacles and instrumentation. The depth of the shown test volume is 2.5 m.

Figure 8 summarizes the test conditions and the separate effects which were investigated in the respective experiments.

For interpretation of the results it is helpful to consider first the distribution phase and then the combustion phase of these highly dynamic tests. The important physical processes for the distribution phase are

- jet induced turbulent mixing with air near the source (air entrainment),
- buoyant rise of H₂-air mixture (stratification), and
- displacement flow of H₂-air cloud towards vent openings.

The distribution processes determine the initial conditions for the combustion phase. Combustion is triggered only after an ignitable mixture arrives at the ignitor location. The flame propagation was evaluated with the installed array of photodiodes. The important processes for the combustion propagation and load development are:

- obstacle induced turbulence,
- turbulence at geometrical cross section changes,
- DDT by jet ignition (for high H₂-concentrations),
- detonation propagation according to the local gas reactivity (high H₂-conc.).

The evolution of the combustion process is mainly determined by the total amount of hydrogen present in the facility at the time of first ignition. This total amount depends on the H₂-injection rate and the ignition time. Three possibilities were observed.

1. No ignition because of insufficient H₂ at the ignitor location.
2. Ignition, flame acceleration, DDT and local detonations (for high injection rates or late ignition time = large source-ignitor distance), example in Figure 9.
3. Ignition and slow deflagration (for low injection rates and early ignition time), examples in Figure 10.

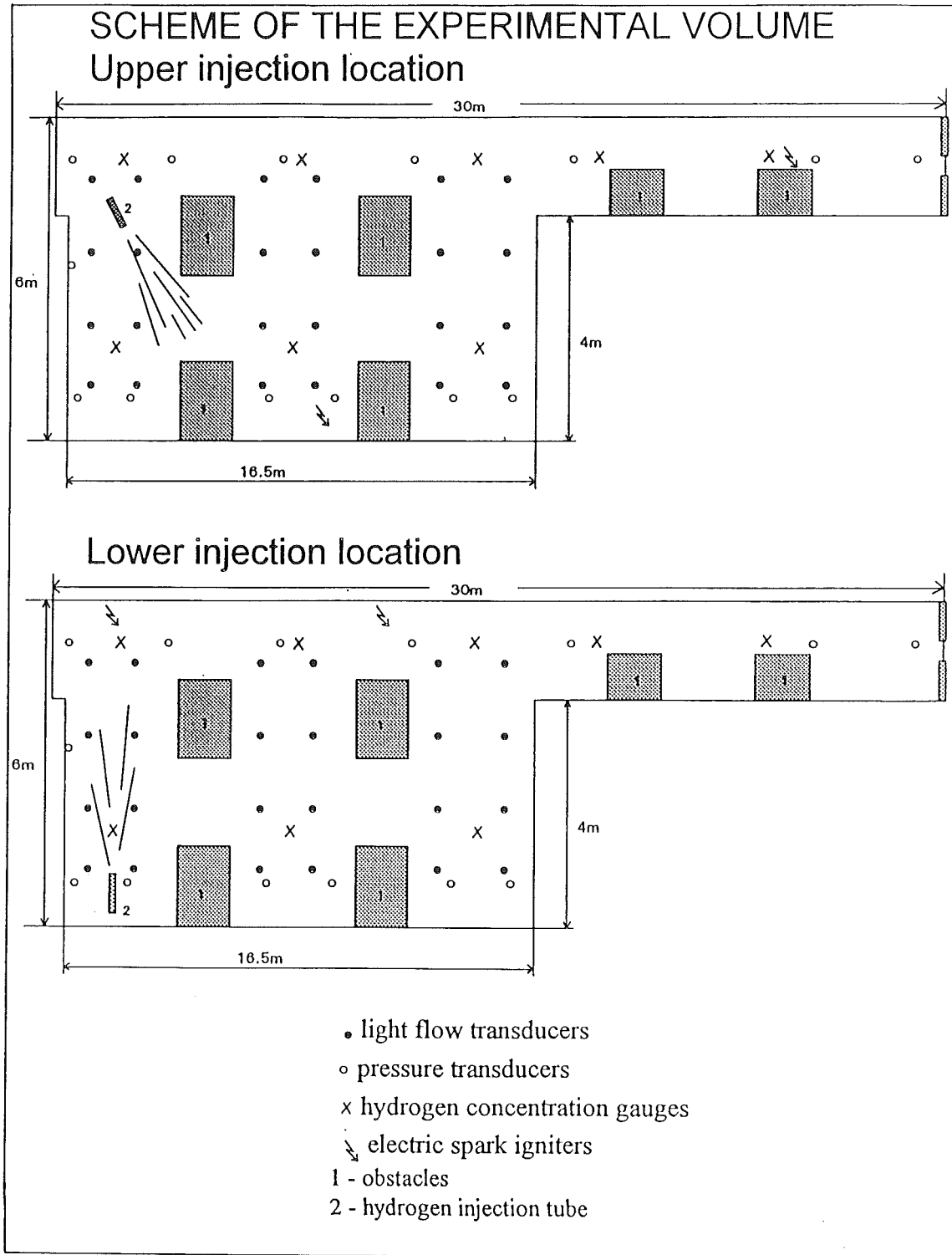


Figure 7. Experimental configuration of RUT-tests with dynamic hydrogen injection and spark ignition. Depth of test volume in the third dimension was 2.5 m.

TEST TABLE						
UPPER INJECTION LOCATION						
Test #	Injection rate (kg/s)	Injection time (s)	First spark time (s)	Time between sparks (s)	Ignition time (s)	Igniter location
IGNITER LOCATION AND IGNITION TIME						
hyd24	1.26	10.74	8.52	10	8.52	lower
hyd25	0.84	7.26	4.32	10	4.32	lower
hyd26	0.71	12.15	8.62	10	8.62	upper
CONCENTRATION MEASUREMENTS						
hyd27	0.60	7.35	13.97	10	33.97	upper
hyd28	0.99	11.60	69.10	-	69.10	upper
hyd29	0.59	7.98	14.3	10	34.3	upper
INCREASED VENTING						
hyd30 *	0.68	8.1+8.1	14.04	10	260.8	upper
CONTINUOUS HYDROGEN INJECTION						
hyd31 *	0.73	25.46	1.4	10	21.4	upper
LOW INJECTION RATE						
hyd32 *	0.10	58.5	2.75	10	52.75	upper
hyd33 *	0.12	55.0	60	10	no ignition	upper
hyd34 *	0.12	49.1	1.34	1	45.34	upper
hyd35 *	0.12	43.9	2.9	1	43.9	lower
LOWER INJECTION LOCATION						
Test #	Injection rate (kg/s)	Time of injection (s)	Time of ignition (s)	Flame velocity (m/s)		
hyd36 *	0.186	7.4	3.7	40		
hyd38 *	0.16	11.02	7.7	62		
hyd39 *	0.148	11.32	23.92	6.1		
hyd40 *	0.184	7.1	18.42	4.5		
* venting 4 m ²						

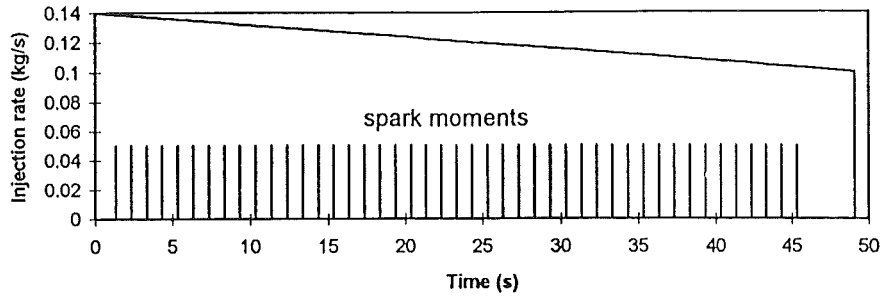
Figure 8. Test matrix for large scale RUT-experiments with dynamic hydrogen injection into air and spark ignition.

The explosion events that can take place for a high hydrogen inventory in the test volume, are essentially local phenomena which are centered around the space between source and ignitor. The fast combustion sequences were not significantly influenced by the H₂-injection rate (only total mass matters), and the spark frequency (ignition only after arrival of H₂-cloud).

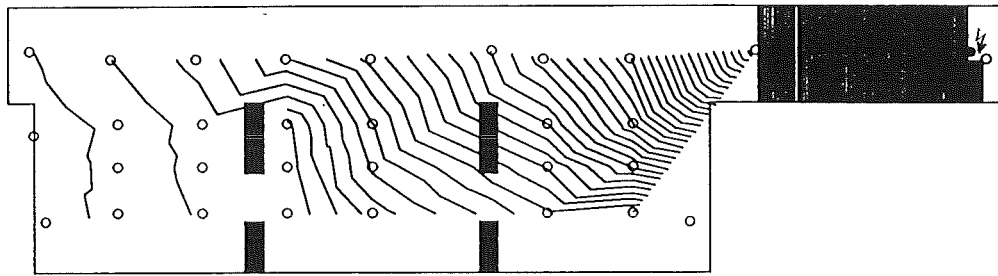
Multiple explosions were observed for continuous injection. This unexpected chain of events is due to explosion venting of combustion products followed by re-entry of air, mixing with newly released hydrogen, ignition and so forth.

The tests have been completed in 1994 and will be analyzed in 1995. Some preliminary conclusions at the present time are

- the possibility of local detonations near the H₂-source from deliberate ignition should be taken into account,
- a detailed analysis of the hydrogen distribution processes prior to ignition is very important for further insight and optimization of an ignitor system,
- the analysis of hydrogen combustion and resulting loads should include non-uniform H₂-air-steam mixtures (clouds),
- distribution and combustion phenomena may be strongly coupled, which must be considered and modelled correctly in severe accident analysis.



Dependence injection rate on time and spark moments in test hyd34.



Flame shape evolution in test hyd34. Time step between curves $dt = 1.31$ ms.

Figure 9. Test hyd34 with low hydrogen injection rate, high hydrogen inventory in the facility at time of ignition, accelerating flame, DDT and high local loads.

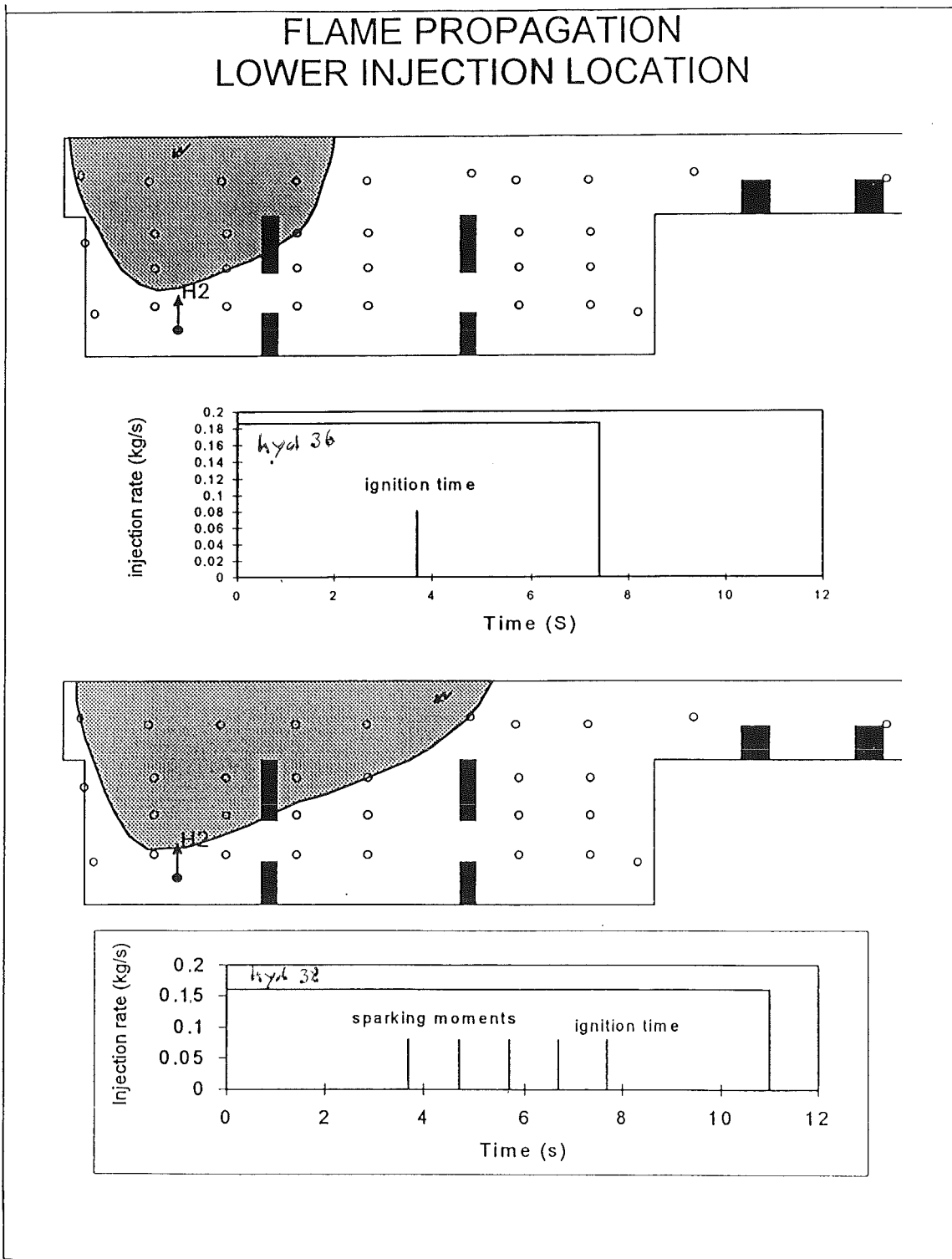


Figure 10. Tests hyd36 and hyd38 with low injection rate, low total hydrogen inventory at the time of ignition, low flame speeds and low loads. The burn occurred only in the shaded area between source and ignitor.

3. Detonation ignition criteria

Deflagrations can develop under certain conditions into a supersonic combustion mode, so-called detonations, which represents also another load regime. The pressure peaks are generally higher but of shorter duration than those of turbulent deflagrations.

For a successful deflagration-to-detonation transition three conditions are necessary:

1. Ignition of an explosion in a local hot spot of the reactive mixture.
2. Amplification of this detonation kernel to a strong pressure wave.
3. Transmission of the wave to the less sensitive mixture with a stable coupled shock/flame front.

Different mechanisms have been identified which have the potential for fulfilling these conditions in certain hydrogen-air-steam mixtures:

- flame acceleration (due to combustion generated turbulence in the unburned gas),
- turbulent jet of hot combustion products entering a volume of unburned cold gas,
- reflection or focussing of pressure waves in complex geometries,
- induction time gradients (so-called SWACER-mechanism),
- energetic source, e.g. strong spark,
- extended regions with high temperatures (above von-Neumann value).

The first three potential DDT mechanisms are significant for severe accident conditions without question, the SWACER-mechanism probably too. The last two mechanisms seem less relevant. The detailed DDT processes are very complex, in many aspects not well understood, and very difficult to simulate numerically. Therefore relatively simple empirical criteria are determined experimentally, and used in the combustion calculations to identify situations which could lead into the detonation regime.

During 1994 results were obtained for the three potential ignition mechanisms described below.

3.1 Turbulent jet of combustion products

During a severe accident a burn may develop in one compartment of the containment and propagate through an opening (e.g. door) into a neighbouring room, also filled with a combustible mixture. The turbulent jet of hot combustion products (which may also contain unburned hydrogen in case of a rich mixture) can either generate a deflagration or a detonation.

Large scale experiments were performed by Kurchatov Institute in the specially designed and built KOPER facility to investigate the critical conditions for jet initiation of a H₂-air detonation on reactor relevant scale.

Figure 11 shows a front and a side view of the KOPER facility. A combustion was started in the 20 m³ jet chamber, which after rupture of a steel membrane, released a jet of combustion products into the large unconfined test volume (193 m³) filled with different H₂-air mixtures and covered by a polyethylene sheet. The size of the jet orifice was 1.2 x 1.2 m². The membrane consisted of one or two layers of sheet metal, each 0.8 mm thick.

The instrumentation included pressure transducers inside of both volumes and outside the large test volume, photodiodes and high speed cameras.

Figure 12 summarizes the experiments. Six tests were performed to characterize the properties of the turbulent jet leaving the jet chamber. The initial jet speed was between 350 and 550 m/s. The H₂ concentration in the jet chamber ranged from 15 to 35.5 % H₂ in air.

Five tests investigated the critical conditions for detonation ignition of large, unconfined H₂-air clouds by a turbulent jet. Two combustion regimes were observed: Deflagrations occurred at 16 to 22 % H₂ in air, the flame speeds were 500 to 700 m/s, and the measured overpressures between 1 and 3 bar. A detonation occurred at 25 % H₂ in the large test volume. The measured detonation velocity was 2030 m/s and the peak overpressures between 17 and 29 bar. The detonation ignition was promoted by an interaction of the jet with the steel frame, used to hold the polyethylene cover.

The measured peak overpressures inside the large test volume are compared in Figure 13 for jet experiments (cyl7 and cyl10), 4 deflagration experiments, and the detonation test (cyl12). The overpressures clearly demonstrate that the two different combustion regions correspond to significantly different load regimes. As in the earlier KOPER tests with a smaller jet diameter, detonations were not observed below 25 % hydrogen in air.

Scheme of the KOPER Facility

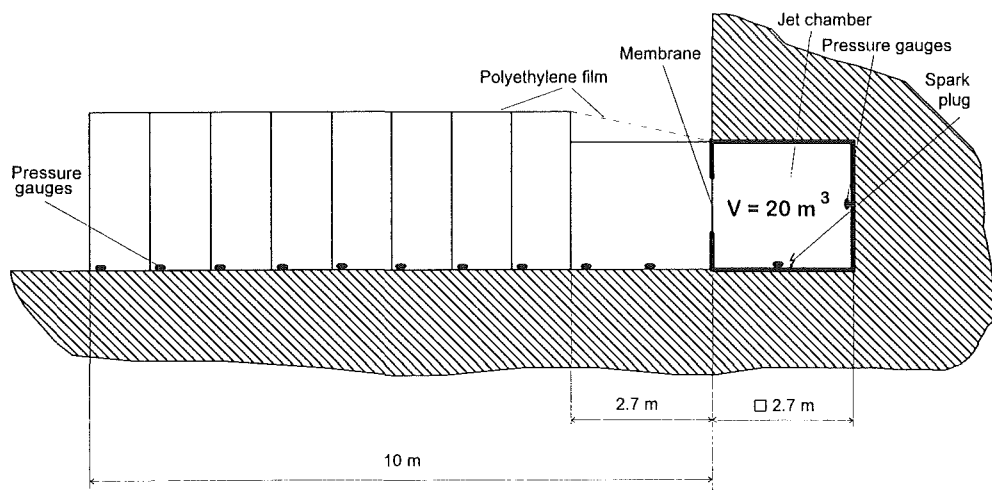
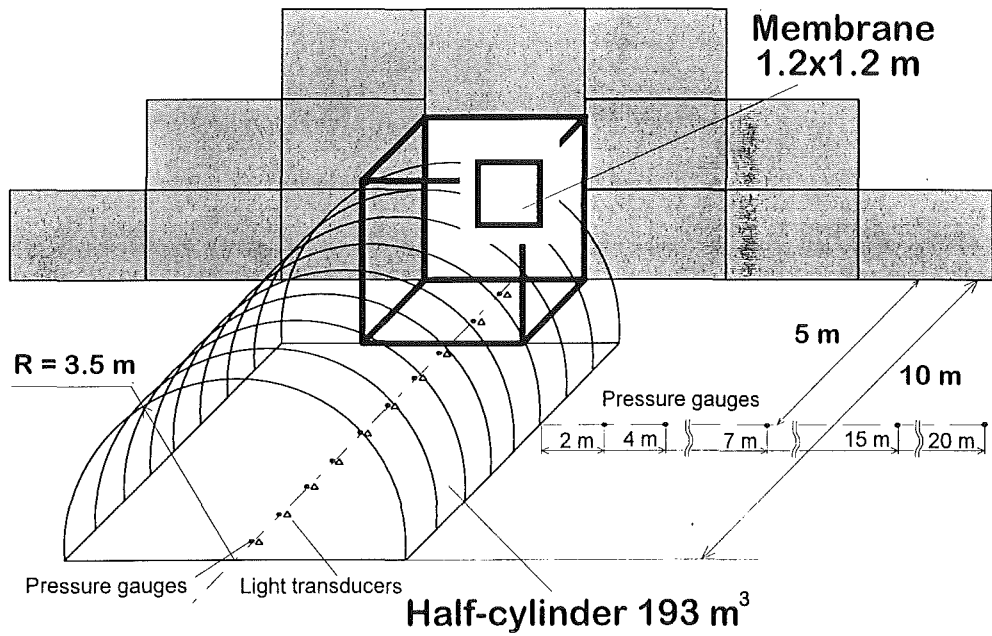


Figure 11. Front and side view of the KOPER facility used for large scale tests on turbulent jet ignition of unconfined H_2 -air mixtures.

Test #	H ₂ conc. Jet (% vol.)	H ₂ conc. Half-cylinder (% vol.)	# of Membranes	Remarks
Jet experiments				
cyl1	17	-	1	
cyl2	19	-	1	
cyl3	15	-	2	
cyl4	18.2	-	1	
cyl7	35-40	-	1	
cyl10	35.5	-	2	
Initiation experiments				
cyl5	18.6	16.3	1	
cyl6	21	20	1	
cyl9	34.5	20	1	
cyl11	35	22	2	
cyl12	36	25	2	detonation

Figure 12. Summary of KOPER tests. Six experiments were performed to characterize the turbulent jet, five tests were made to investigate the critical conditions for detonation ignition. Four deflagrations and one detonation were observed.

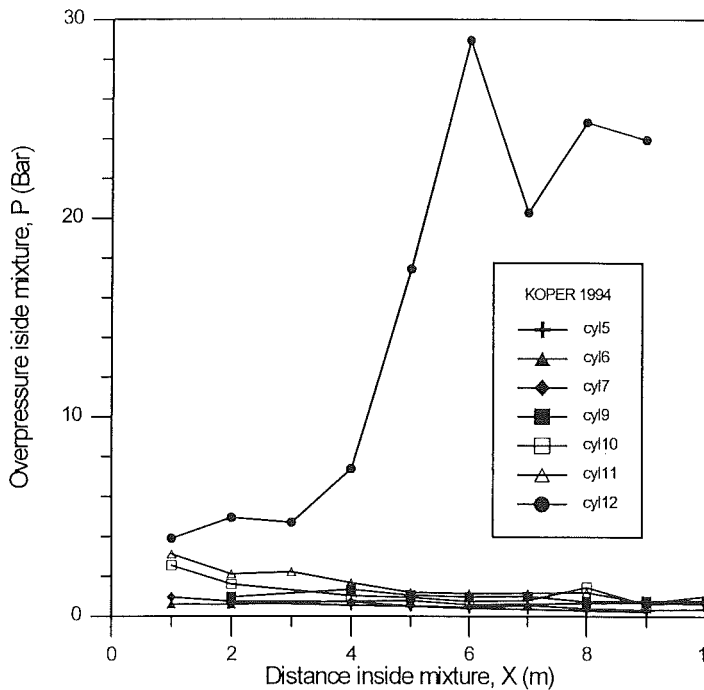


Figure 13. Measured peak overpressures inside the large test volume. X = distance from jet orifice. Two combustion regimes were observed: fast turbulent deflagration and detonation.

3.2 Pressure wave focussing

When pressure waves enter non-planar converging geometries, regions of elevated pressure and temperature are formed. In reactive systems these "hot spots" can trigger different combustion processes, ranging from slow deflagrations to fully developed detonations. Examples for converging geometries in a containment are e.g. 2d-edges, 3d-corners, or the hemispherical containment dome. Potential pressure sources under severe accident conditions are

- ex-vessel steam explosions,
- vessel failure,
- pipe rupture or valve opening,
- pre-cursor waves of fast flames.

Shock tube experiments were performed at the Russian Academy of Sciences to determine the critical Mach number of a pressure wave needed to induce the different combustion regimes. The following experimental parameters were investigated:

- reflector geometry (2d and 3d)
- hydrogen concentration in air
- incident Mach number.

The instrumentation included fast pressure transducers and newly developed optical temperature gauges, which allow measurement of the average gas temperature in the light path. Figure 14 shows the arrangement of reflector, pressure gauges (PG) and photodetectors (PD).

Figure 15 composes measured temperatures and pressures for a (15 % H₂ + air)-mixture and for a parabolic reflector. At an incident Mach number of $M = 2.21$ a mild ignition is observed. The reaction front propagates behind the leading reflected shock front. At $M = 2.29$ a transient combustion regime developed, with higher pressures and smaller ignition time. Increasing the Mach number to 2.40 results in strong ignition of the lean H₂-air mixture. The temperature and pressure rise behind the reflected shock is very fast. The coupled detonation-like complex of shock and reaction travels along the tube in a stable manner.

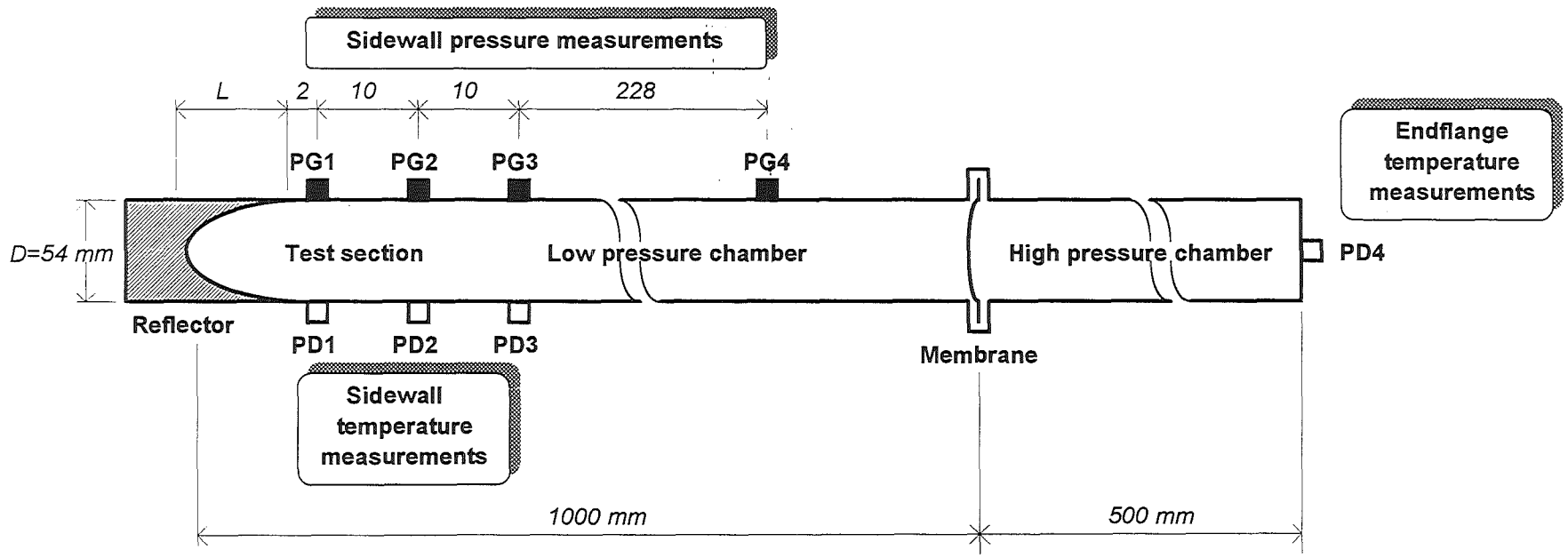


Figure 14. Shock tube arrangement for measurement of critical Mach numbers, necessary for ignition of H₂-air mixtures in converging reflector geometries.

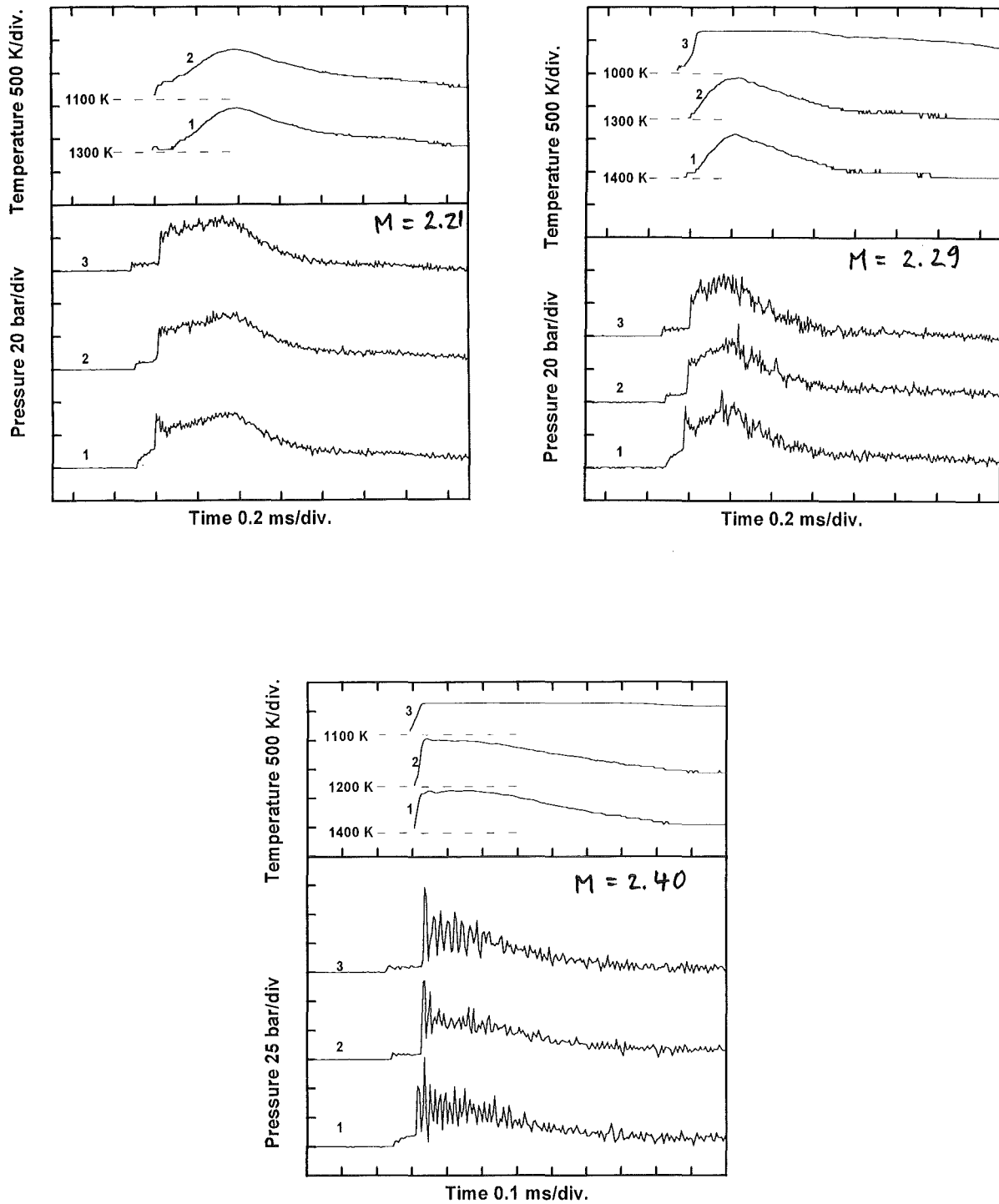


Figure 15. Comparison of measured temperature and pressure histories for different incident Mach numbers in the mixture 15 % H₂ + air and parabolic reflector geometry.

The regime of "mild ignition" is characterized by relatively long induction times (100 - 1000 μ s) and the regime of "strong ignition" by short induction times (1 - 10 μ s). These times are needed to build up a sufficiently high concentration of reactive radicals. The two different modes of "mild" and "strong" ignition correspond to two different regimes in the detailed reaction chemistry, called "thermal explosion" and "chain branching".

The Mach numbers necessary for the various self-ignition regimes depend on the mixture composition. Figure 16 summarizes the results for a 3-d corner geometry. Stoichiometric mixtures can be ignited easier than lean or rich mixtures, ranging from $M = 1.1$ for mild ignition to $M = 1.9$ for detonative (strong) ignition.

Changing the initial pressure of the combustible mixture between 1 and 5 bar had no significant influence on the self-ignition behaviour. The addition of CO to the H₂-air mixture had the same effect as the corresponding increase in hydrogen. CO has the same apparent reactivity as hydrogen. The addition of NO decreased the critical Mach numbers at given hydrogen concentration slightly. NO promotes the self-ignition processes.

The described critical Mach numbers were measured on small scale (shock tube and reflector diameters were 54 mm) and should be considered conservative values. It is anticipated that the critical Mach numbers decrease with increasing scale because the time available for the compression of reactive gas should increase with the scale. The data obtained so far serve as conservative detonation ignition criteria, which could be improved by few large scale tests.

3.3 Induction time gradients

Theoretical calculations predict that in reactive systems with non-uniform induction times a local combustion starting at a certain hot spot can spontaneously develop into a stable detonation if the flame velocity becomes equal to the local sound velocity. Under this condition a coupling exists between the chemical and the gas dynamical processes, which leads to a rapid acceleration and escalation into a detonation. This phenomenon is named SWACER (= Shock Wave Amplification by Coherent Energy Release).

A spatial distribution of the induction time can be due to a concentration gradient or a non-uniform temperature distribution.

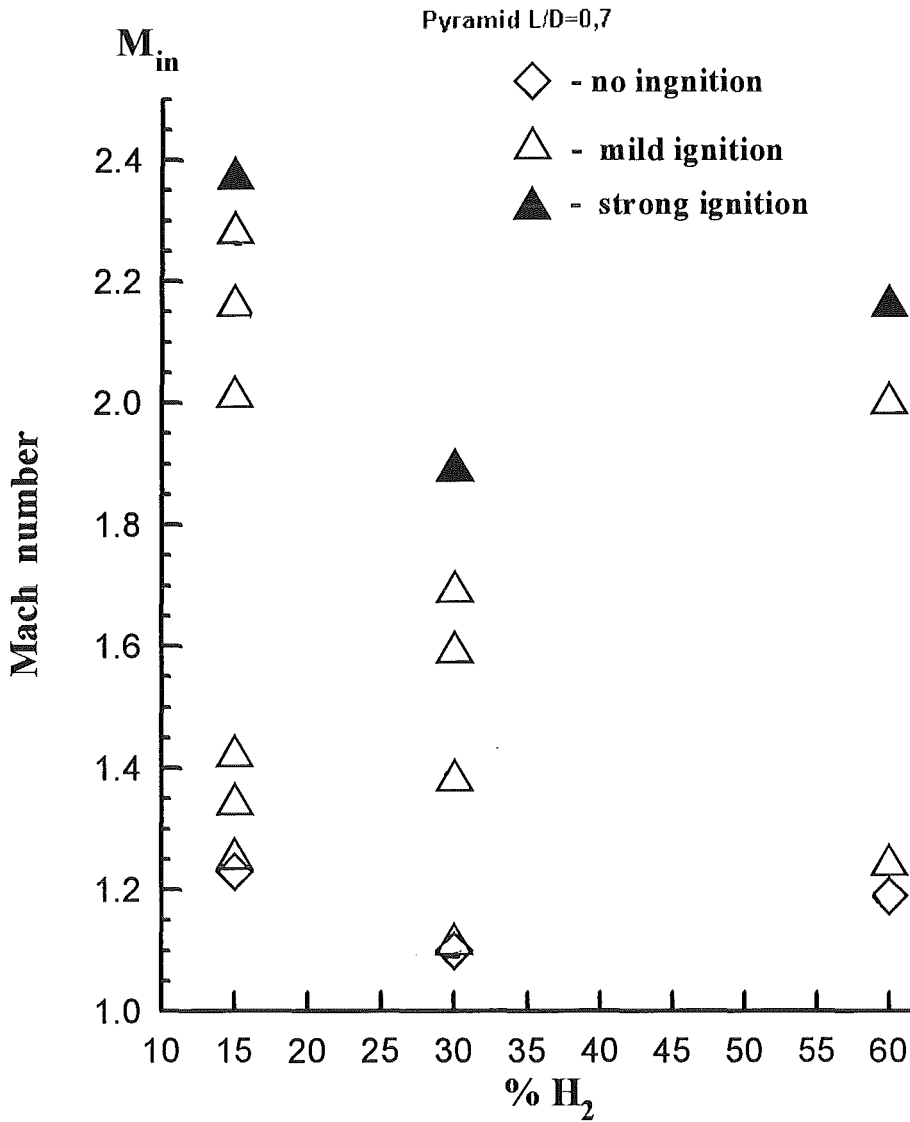
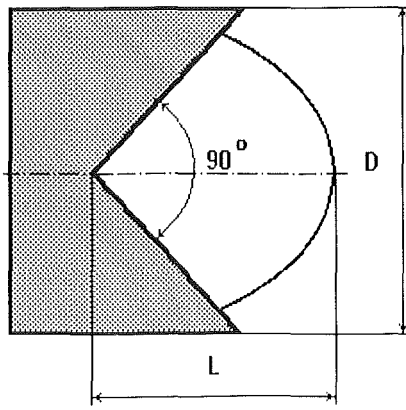


Figure 16. Incident shockwave Mach number necessary for different regimes of self-ignition in H₂-air mixtures. Mild ignition corresponds to turbulent combustion, strong ignition to detonation.

A theoretical model was developed at the Russian Academy of Sciences which solves the one-dimensional equations of reactive gasdynamics for non-uniform initial conditions. The pressure evolution was analyzed for lean H₂-air mixtures, different initial pressures, initial peak temperatures and temperature gradients. Two possible outcomes exist:

- the local reaction at the hot spot develops into a burn with uncoupling of flame and shock after some distance, e.g. 0.06 m in Figure 17, or
- a resonance exists between the chemical and the gasdynamic time scale, leading to a stable, self-propagating detonation front, e.g. after 0.25 m in Figure 18.

Figure 19 summarizes the calculated peak pressures for a large number of initial conditions. The pressure increase is normalized by the initial pressure p_0 . The large pressure ratios correspond to detonation onset by the SWACER mechanism. The range of critical temperature gradients is 5 - 40 K/cm for peak temperatures of $T = 1300 - 1500$ K, and a 15 % H₂/air mixture. The critical domain is very similar for other lean H₂-air mixtures.

Typical temperature gradients for severe accident conditions were estimated from the HDR-test E11.2. Far away from the break location the maximum temperatures and temperature gradients are well below the identified SWACER regime ($T_0 < 473$ K, $dT/dx < 0.5$ K/cm). In these regimes, the spontaneous detonation ignition due to a non-uniform temperature distribution seems impossible.

However, close to the break location the temperature levels and the temperature gradients required for a SWACER ignition process, cannot be excluded at the current time. Calculations with high spatial resolution in temperature and gas composition are needed for the break compartment and for different accident sequences.

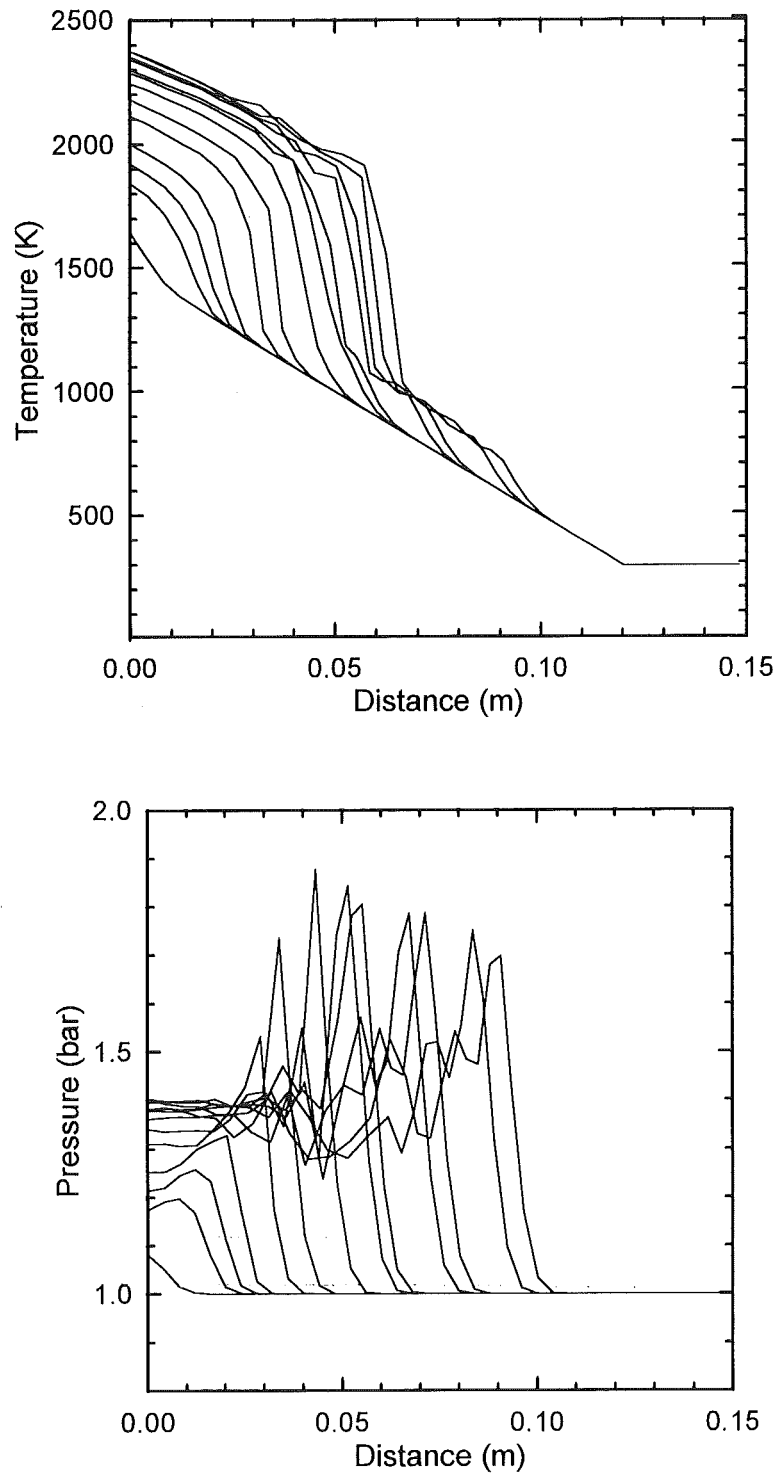


Figure 17. Temperature and pressure evolution for a high temperature gradient ($dT/dx = 100$ K/cm), a peak temperature of 1500 K, initial pressure of 1 bar and a 15 % H_2 /air mixture. The flame and shock front decouple at 0.06 m, resulting in a fast deflagration.

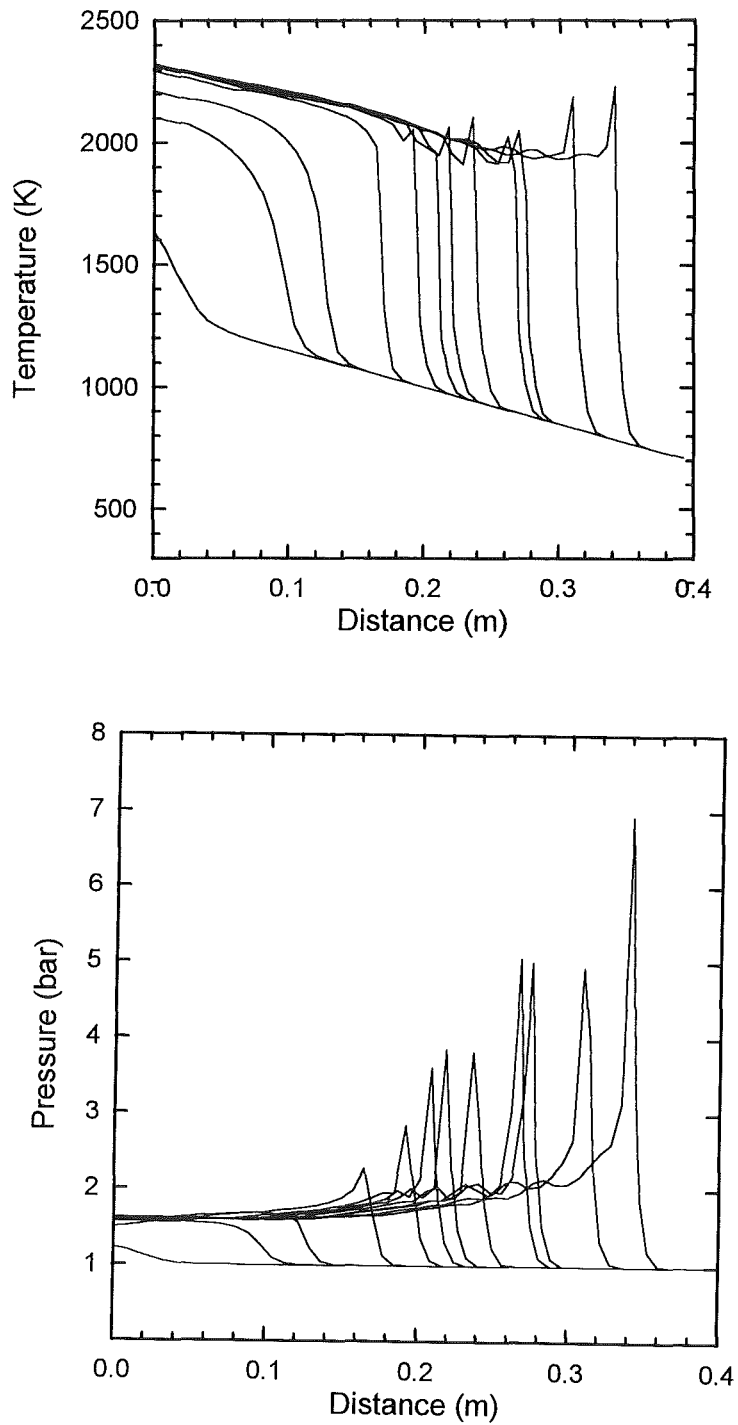


Figure 18. Temperature and pressure evolution for $dT/dx = 10 \text{ K/cm}$, $T_0 = 1300 \text{ K}$, $p_0 = 1 \text{ bar}$, 15 % H_2 -air mixture. A coupled flame and shock front develops which grows to a stable detonation after about 25 cm.

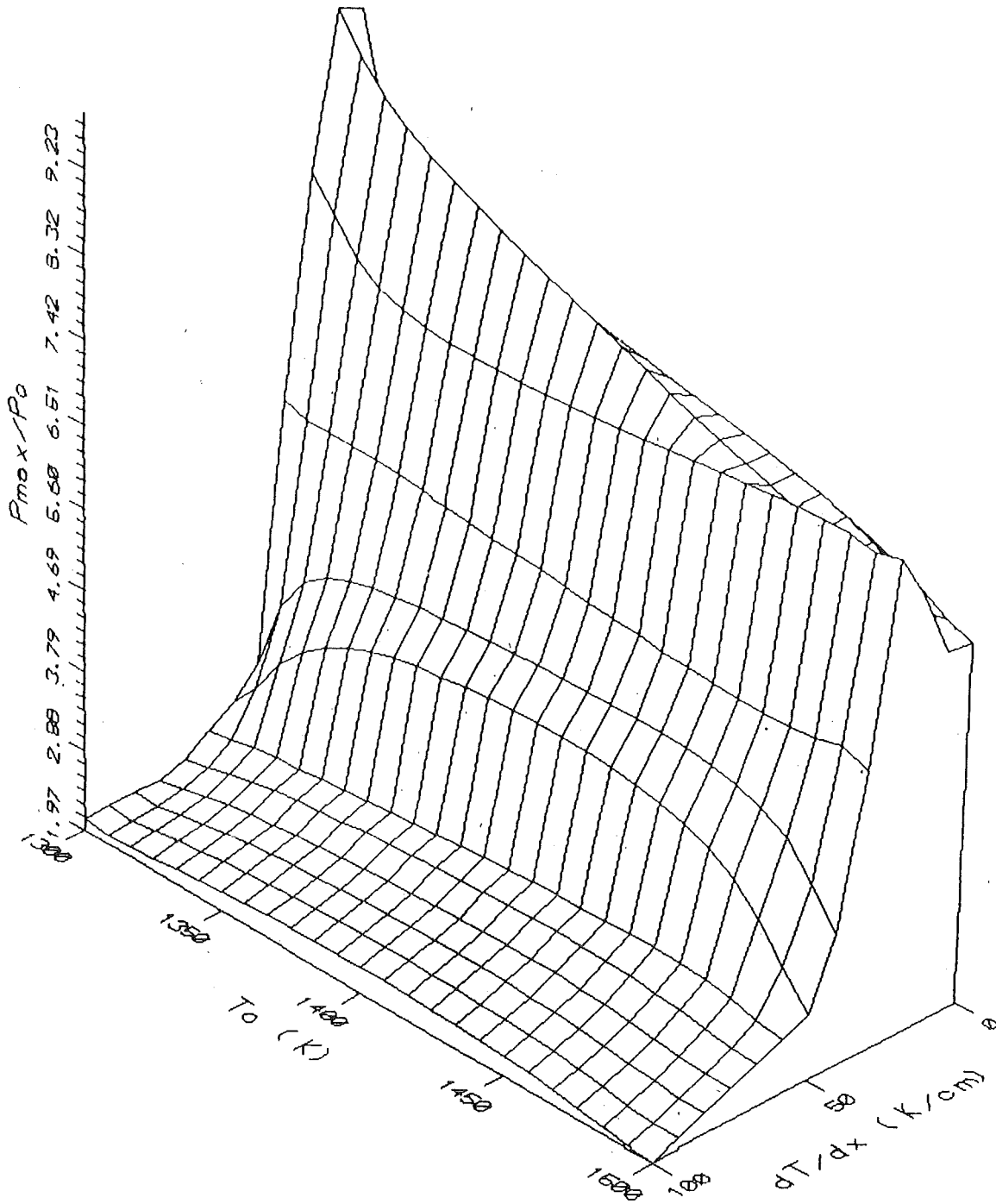


Figure 19. Calculated peak pressure ratios as function of peak temperature and temperature gradient (15 % H₂ in air, p₀ = 1 bar). Detonation ignition due to the SWACER mechanism seems possible for the region of high pressure ratios p_{max}/p_0 . A SWACER ignition can be excluded outside, but currently not inside the break compartment in a severe accident.

4. Detonations

The work performed in 1994 concerned code development, performance of detonation tests, code evaluation on measured data, and application of the codes to the EPR.

4.1 Code development

In addition to the 3-d detonation code D3D which has been developed earlier together with the Kurchatov Institute in Moscow, the code DET3D was completed in 1994. This code has more precise and robust numerical algorithms, uses temperature and species dependent thermodynamic data, and offers a very general scheme for the description of the chemical reactions. DET3D uses an Eulerian grid, allowing the input of an arbitrary geometry with a graphical user interface. Mixture gradients can be specified in all three spatial dimensions. On-line display of various variables is possible during the calculation.

The FZK-tube experiment H2RO1 was compared with DET3D calculations using different thermodynamic data and H₂-O₂ reaction schemes. Figure 20 shows the results for measuring position M7, located 7.25 m from the ignition end plate of the tube.

The best agreement is obtained with a scheme of 5 reactions, the same as used in the CEA-code PLEXUS. However, in this scheme the reaction does not proceed to completeness. The burnt gas still contains about 10 % H and 3.5 % O. This partial combustion results in a lower effective energy release, lower pressures and temperatures, compared to the complete reaction.

When a 6th reaction is added ($2\text{H} \rightarrow \text{H}_2$) the residual atomic hydrogen (and oxygen) can react completely and the calculated pressures agree with the one step scheme $2\text{H}_2 + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{H}_2\text{O}$, the current default chemistry model of DET3D.

It was found that two different thermodynamic tables (Gurvic and JANAF), as well as first and second order hydrodynamics solvers, give practically identical results. Therefore in large scale production runs the fastest solver (first order) and the simplest reaction chemistry (1 step irreversible reaction $2\text{H}_2 + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{H}_2\text{O}$ with an effective heat of reaction of 220 kJ/mole) will be used. Such a modeling will result in somewhat too high pressures, compared to the tube experiments (see Figure 20, gurvic, 220 kJ/mole) because the code neglects radiation heat losses. We expected however that on large reactor typical dimensions the importance of heat loss effects diminishes, and that such a numerical simulation results in only slightly conservative pressures.

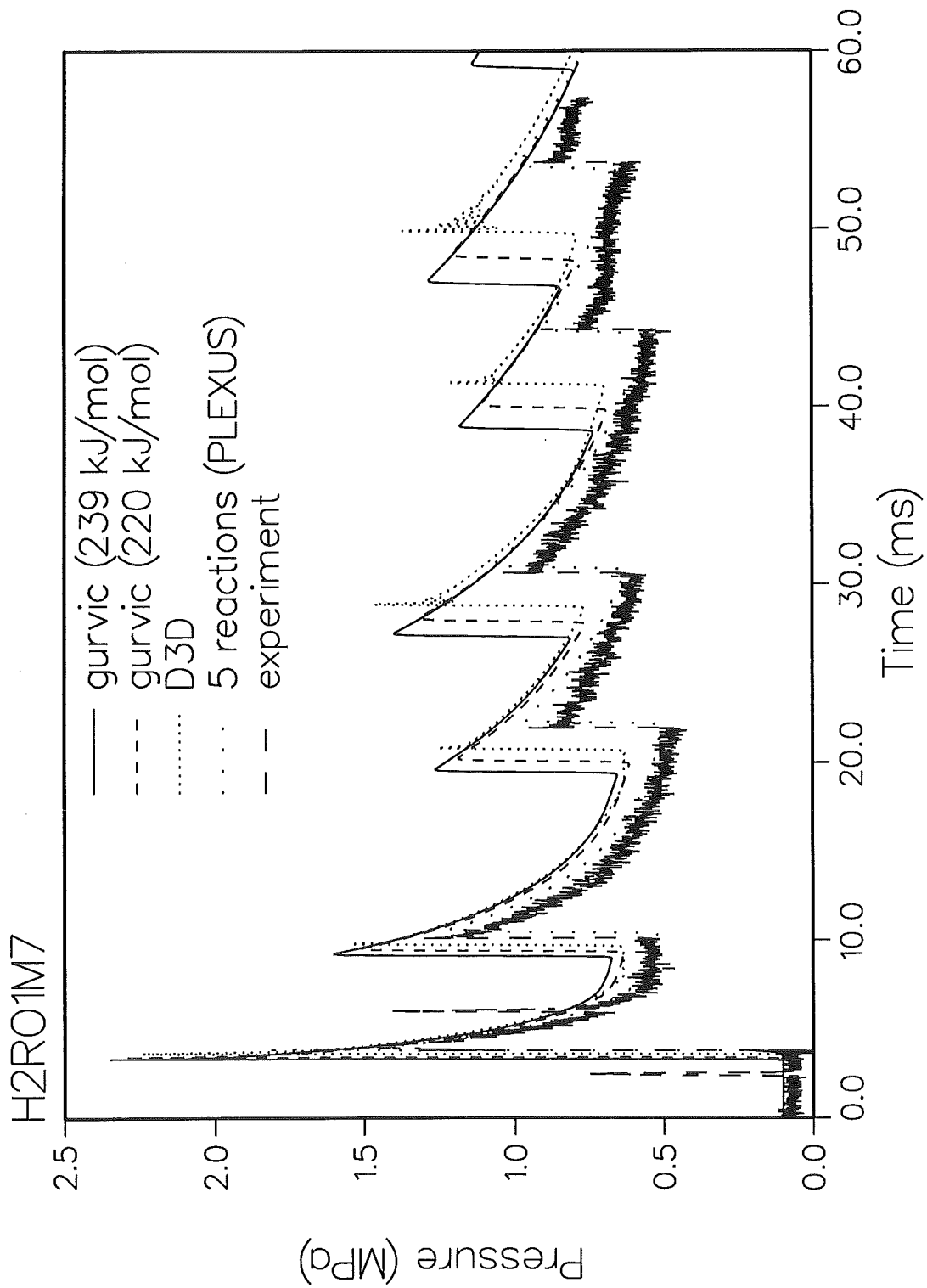


Figure 20. Comparison of DET3D calculations with different heats of reaction and H₂/O₂ reaction schemes to the tube experiment H2R01 and to D3D results.

Figure 21. Detonation tests performed during 1994 in the 12 m long INR-
detonation tube.

Test designation	Mixture			Ignition point (m)	Initial pressure (mbar)	Initial temp. (K)	Target geometry	Objectives
	% H ₂	% air	% O ₂					
R0594-6	29.9	70.1	-	9.25	989	285	none	excentric ignition
-7	29.7	70.3	-	0.15	999	282	"	reproducibility
-8	43.3	56.7	-	0.15	1359	284	"	rich mixtures
-9	31.1	68.7	-	0.15	2500	289	"	high initial pressure
-10	18.2	81.8	-	0.15	971	295	"	lean mixture
-11	28.5	71.5	-	0.15	1386	297	"	medium init. pressure
-12	62.5	-	34.8	0.15	997	287	"	H ₂ - O ₂ mixture
-13	30.0	70.0	-	0.15	965	285	incl. plane	oblique reflection
-15	40.0	60.0	-	0.15	1515	293	"	rich mixture
R0994-00	29.5	70.5	-	0.15	1000	291	conical	focussing, $\Phi = 1$
-01	21.5	78.5	-	0.15	1523	286	"	lean mixture
-02	30.5	69.5	-	0.15	1555	290	hollow cyl.	diffraction, $\Phi = 1$
-03	21.0	79.0	-	0.15	1566	291	"	lean mixture
R1094-00	31.0	69.0	-	0.15	1000	279	rings	diffraction, superpos.
-01	24.0	76.0	-	0.15	1994	283	"	lean mixture

4.2 Detonation tube experiments

The detonation tests in a 12 m long tube were performed to generate load data on medium scale for code evaluation. In 1994 seven tests were performed in the empty tube and 8 tests with complex obstacles in the receiving end of the tube (Figure 21).

The objectives of these tests were to investigate the effects of initial pressure, hydrogen concentration, ignition location, normal and oblique reflections, diffraction, focussing and superposition of detonation waves on the resulting loads.

To prepare the facility for these experiment series, the following work was necessary:

- test of a new data acquisition system,
- qualification of new instrumentation (pressure transducers, phototransistors, H₂-on-line measurement),
- comparison of different hydrogen analysis methods,
- investigation of mixture homogeneity.

The results can be summarized as follows:

- After solving some initial problems the new data acquisition system works fully satisfactory (12 and 8 bit, 128 and 256 kByte memory).
- Different pressure transducer mountings were compared. The best results are obtained with Teflon inserts and by covering the sensor membrane with a layer of grease. This suppresses temperature induced deviations for long enough times.
- Phototransistors and signal processing circuits were designed, built and tested. The light signals allow to identify very clearly flame and shock fronts.

A H₂-on-line measurement system, based on sound velocity in H₂-air mixtures, was developed at Kurchatov Institute Moscow and tested in the KfK tube. The first measurements indicated substantial H₂-gradients in the tube during filling, which equilibrate within 30 minutes.

- Hydrogen concentration measurements by the partial pressure method and by 2 gaschromatographic methods were compared. Lean and stoichiometric mix-

tures agree within 1 or 2 % hydrogen, rich mixtures showed slightly larger deviations.

The last 8 experiments were performed with complex multidimensional targets in the receiving end of the tube. The measured load data contain all important 2/3-d effects which will influence detonation pressures in large complex containment geometries. The data are used to qualify the codes also for complicated boundary conditions.

Figure 22 shows the design for the hollow cylinder target. The design is quite complex, because the vacuum boundary of the tube must be extended to the pressure transducers. The transducers face the inner surface of the cylinder, and two more are mounted flush with the reflecting surface of the target.

Two tests were performed for each of the targets, one with stoichiometric H₂-air mixtures, a second one with lean H₂-air mixture. For these two mixtures a different ratio is obtained between the detonation cell size (= chemical length scale) and the target dimension (= geometrical length scale).

A test with an inclined-plane target (R0994_13) was analyzed with the two detonation codes DET3D and D3D. Measured and calculated pressures are compared in Figure 23 for a pressure transducer location slightly before the beginning of the target. Good agreement is observed for the arrival times (= detonation wave speed) and for the pressure amplitudes, despite of a rather coarse computational grid. The target which has a diameter of 20 cm, is approximated with elementary cubes of 3.5 cm side length.

A special shock tube was designed and fabricated at the Russian Academy of Sciences and used for pressure calibration experiments at FZK (Figure 24). Sensitivity coefficients are deduced by comparing the measured gauge output (volts) with pressure jumps calculated from ideal shock tube theory (Δp_2 = passing shock wave, Δp_5 = normally reflected shock wave). A total of 18 gauges were calibrated. The measured sensitivities agree well with the suppliers data (PCB) up to the specific pressure limit. Above this limit the gauge response becomes strongly nonlinear, so that linear extrapolation of gauge outputs is not possible.

The detonation experiments have been completed in 1994. The tube is currently modified for experiments on turbulent H₂-air combustion, which will be the main point of research in 1995.

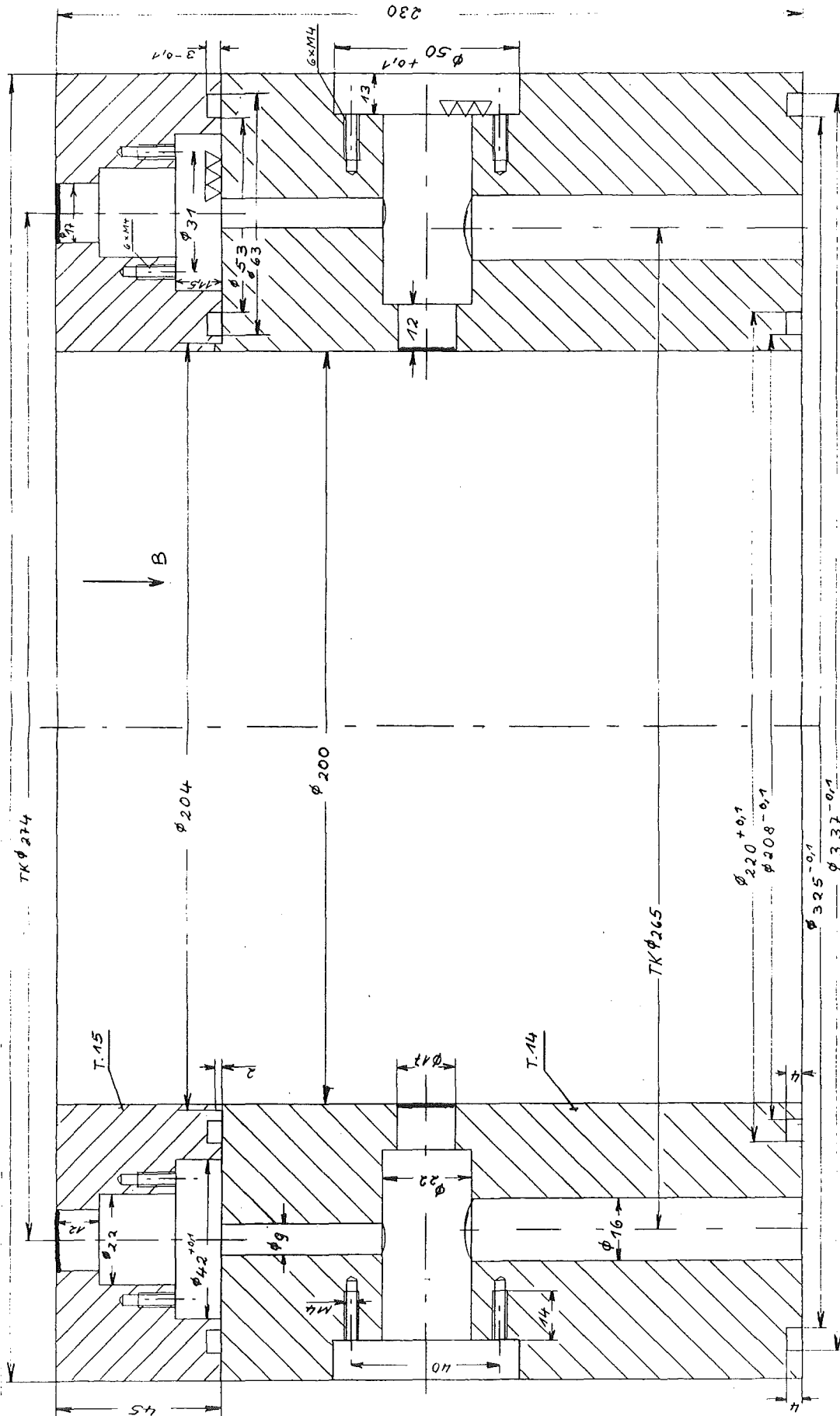


Figure 22. Design of a complex 2-d target used in the 12-m-tube detonation tests. Pressure transducers are mounted at different locations of the hollow-cylinder target.

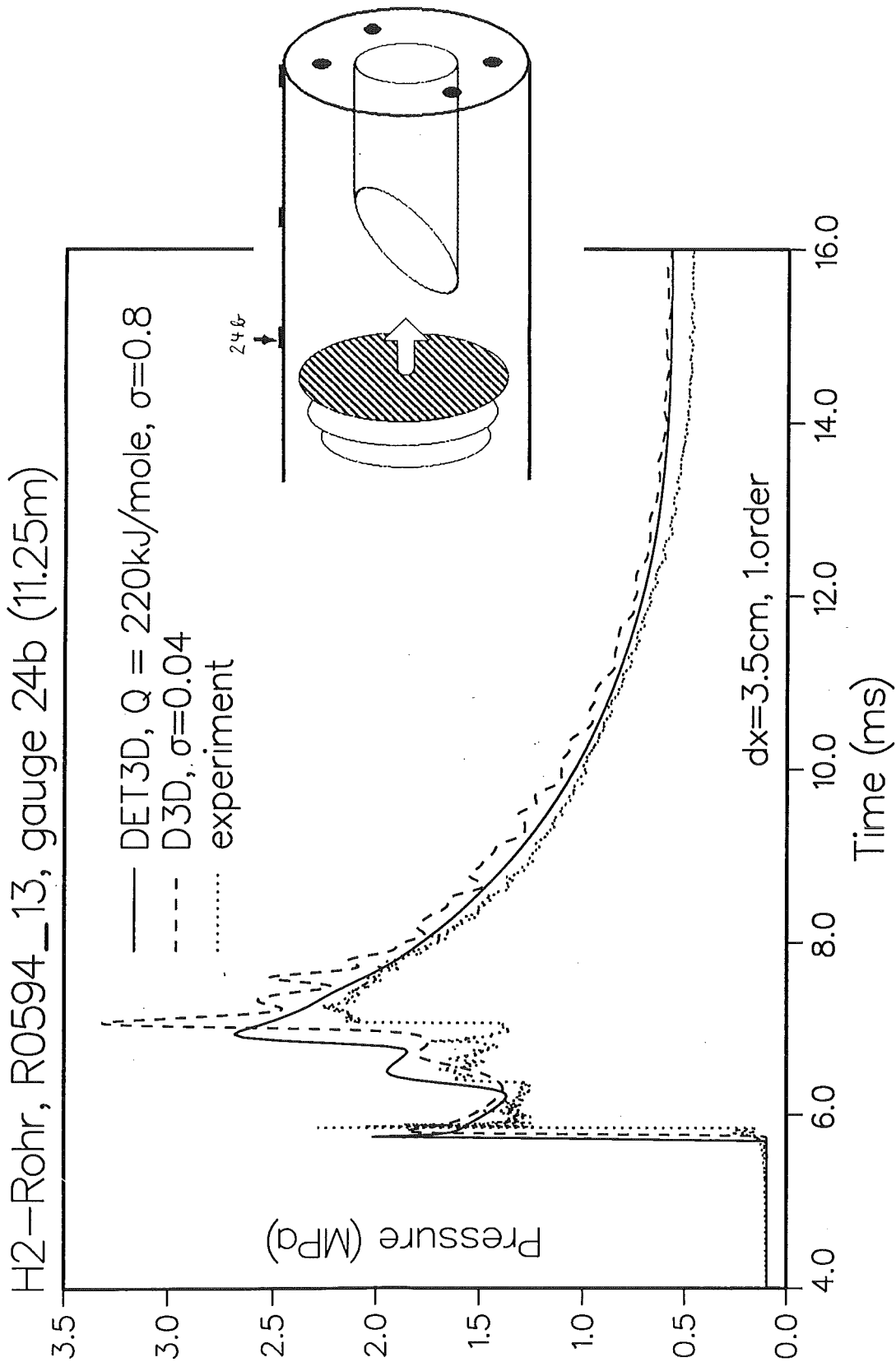
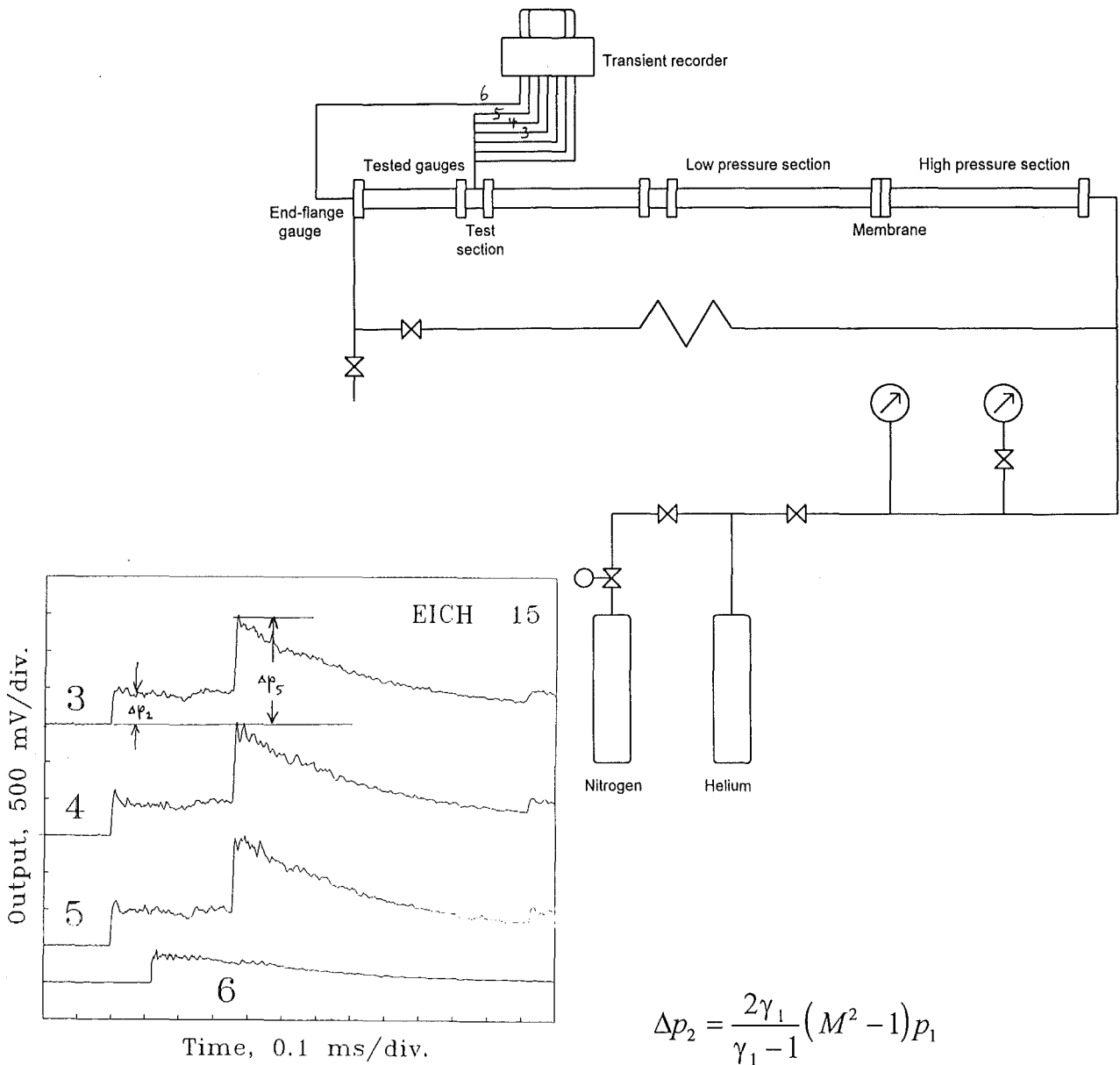


Figure 23. Comparison of measured and calculated detonation pressures with a complex 3-d target. Despite of a (purposely) coarse computational grid the agreement is quite good.



$$\Delta p_2 = \frac{2\gamma_1}{\gamma_1 - 1} (M^2 - 1) p_1$$

$$\Delta p_5 = \left[\left\{ \frac{2\gamma_1 M^2 + 1 - \gamma_1}{\gamma_1 + 1} \right\} \left\{ \frac{(3\gamma_1 - 1) M^2 + 2 - 2\gamma_1}{(\gamma_1 - 1) M^2 + 2} \right\} - 1 \right] p_1$$

Figure 24. Shock tube technique for dynamic calibration of pressure transducers used in detonation experiments.

32.21.02 Thermische Wechselwirkung von Kernschmelze und Kühlmittel

I. Experimente zur Vorvermischungsphase (QUEOS)

(L. Meyer, R. Huber, M. Häßler, M. Kirstahler, D. Kuhn, K. Rehme, G. Schumacher, M. Schwall, E. Wachter, 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 being 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, 4.8 mm and 10 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 QUEOS test facility has been set up and tested. A series of first tests has been performed with cold spheres and spheres at 1000°C . The main results of these tests are the distribution of the spheres during the fall through the water and their distribution at the bottom of the water vessel. A large air bubble is being entrained into the water in both the cold and hot tests.

The test series will be continued with raising the temperature of the spheres in two steps to 1500°C and up to 2300°C .

Einleitung

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.

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 Kugelmateriale stehen Rhenium-beschichtetes Molybdän und Zirkonoxyd zur Verfügung.

Vorversuche an der kleinen Anlage wurden mit Einzelkugeln von 15 mm Durchmesser und mit ca. 100 Kugeln mit einem Durchmesser von 4,2 mm bei verschiedenen Temperaturniveaus durchgeführt [1]. Diese Untersuchungen werden fortgesetzt mit dem Ziel, sichere Daten für Wärmeübertragung und Widerstandskoeffizient beim Filmsieden an Einzelkugeln bei hohen Temperaturen zu erhalten. Ein Abschlußbericht wird 1996 erstellt.

Die Versuchsanlage QUEOS für das Multikugelexperiment und der Versuchsaufbau wurden in [2] und [3] beschrieben. Im Berichtszeitraum 1994 wurde die Anlage installiert, und erste Experimente wurden durchgeführt.

Versuchsmatrix

Die Versuche werden mit zwei Materialien verschiedener Dichte und zwei Kugeldurchmessern (ca. 4.5 und 10 mm) durchgeführt. Tabelle 1 zeigt die Stoffwerte von Molybdän und Zirkonoxid im Vergleich zu dem in PREMIX verwendeten Aluminium und zu Uranoxid. Die folgenden Parameter werden jeweils in drei bzw. vier Stufen variiert:

Material und Durchmesser (mm):	Mo-4.2	ZrO ₂ -4.8	ZrO ₂ -10	
Volumen [cm ³]:	1800	3500	7000	
Temperatur [°C]:	20	1000	1500	2300
Schüttdurchmesser [mm]:	180	100	50	
Wassertemperatur [°C]:	99	80	20	

Natürlich können nicht alle möglichen Parameterkombinationen ausgeführt werden; die Anzahl der Experimente sollte unter 100 betragen. Um den Temperatureinfluß auf das Verhalten der Kugeln zu untersuchen, werden alle Versuche zunächst mit kalten Kugeln durchgeführt. Versuche bei 1000°C und 1500°C sollen den Anschluß an bekannte Experimente geben und den Übergang von wenig Strahlungseinfluß (1000°C) über etwa gleichen Wärmekonvektions- und Strahlungstransport (1500°C) zum überwiegenden Strahlungstransport (2300°C) zeigen. Durch die verschiedenen Durchmesser des Schüttstromes wird bei gleicher Masse die Dauer des Eindringens der Kugeln in das Wasser variiert. Die Strahldurchmesser beim PREMIX-Experiment sind ca. 50 und 90 mm. In der Regel werden die Experimente bei einer Wassertemperatur nahe Sättigung (99°C) durchgeführt, einige wenige sollen auch bei unterkühltem Wasser durchgeführt werden.

Stoffwerte	Stahl	Mo (500 °)	ZrO ₂ (1200°)	Al ₂ O ₃ (liquid)	UO ₂ (1400°)
Wärmeleitfähigkeit W m ⁻¹ K ⁻¹	15	88	3.7	6.0	2.3
Spezifische Wärme kJ kg ⁻¹ K ⁻¹	0.5	0.44	0.71	1.42	0.34
Dichte g cm ⁻³	7.8	10.2	5.75	3.5	10.9
Wärmeinhalt J/cm ⁻³ K ⁻¹	3.9	4.5	4.1	4.3	3.7
Schmelzpunkt °C	1400	2620	2650	2370	2800

Tabelle 1. Stoffwerte der verwendeten Materialien im Vergleich mit Aluminium- und Uranoxid

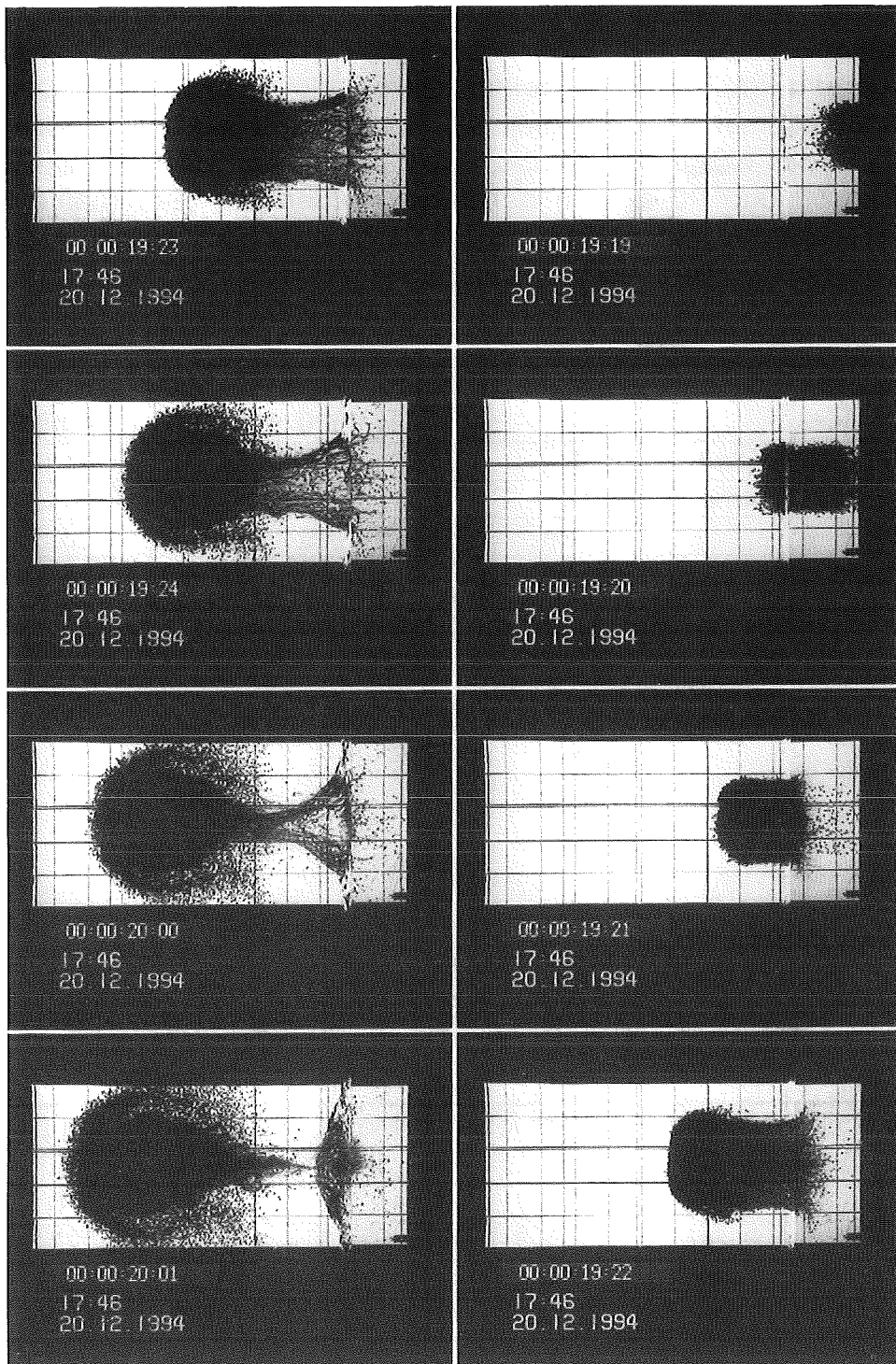
Erste Versuchsergebnisse

Im Berichtszeitraum wurden die folgenden ersten Experimente durchgeführt:

Exp.No.	Material	Durchmesser [mm]	Masse [kg]	Volumen [cm ³]	Temp. [°C]
1	Stahl	4.7	20	4440	20
2	Stahl	4.7	10.27	2220	20
3	Mo	4.2	10	1800	650
4	Mo	4.2	10	1800	1000

Wassertemperatur 99 °C
 Durchmesser des Schüttstromes 180 mm

Abb. 1. Q-02: 10 kg Stahlkugeln, kalt, Zeitintervall 40 ms, Gitterabstand 100x100mm



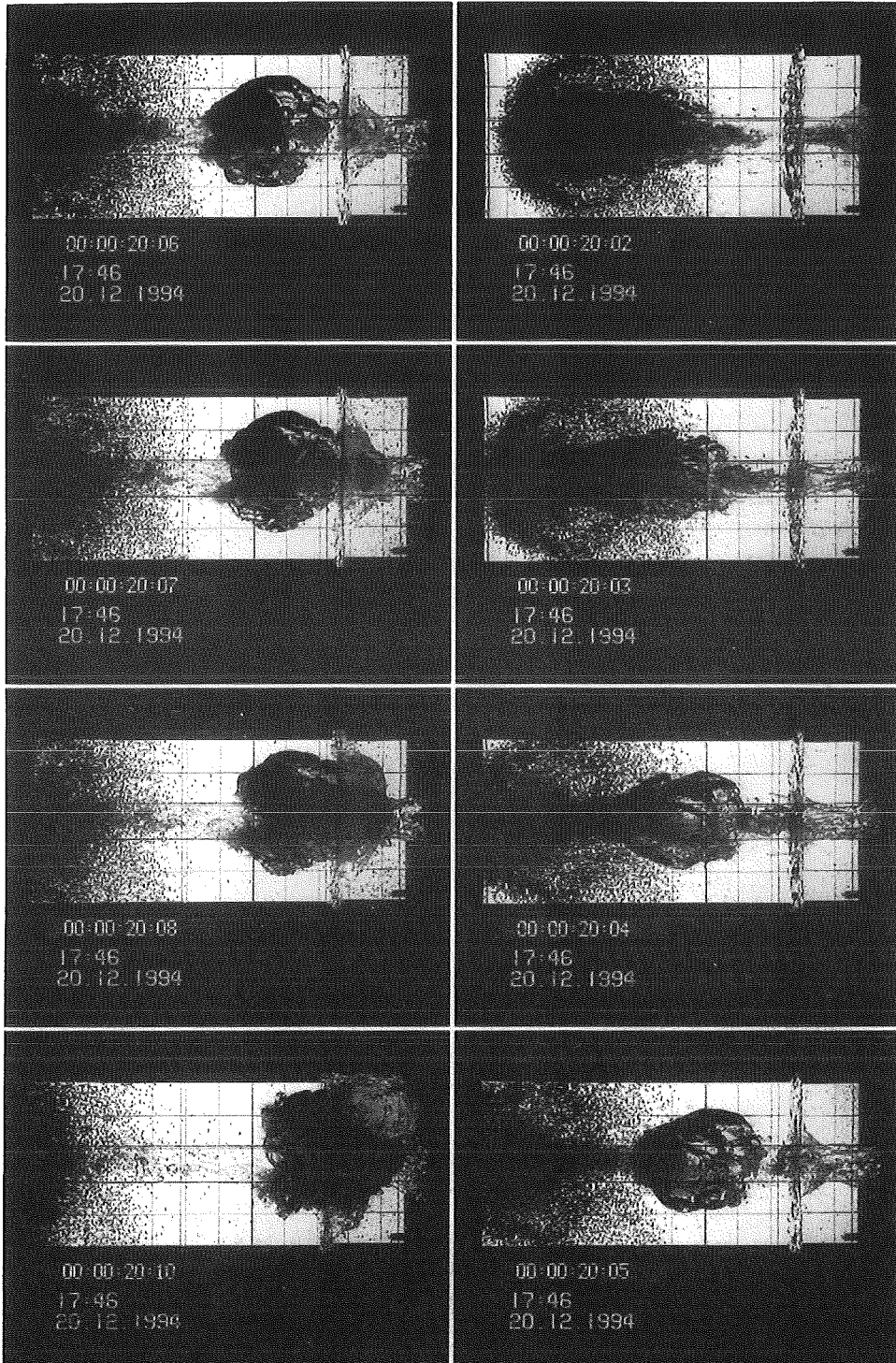


Abb. 2. Q-02: 10 kg Stahlkugeln, kalt, Zeitintervall 40 ms, Gitterabstand 100x100mm

Die Abbildungen 1 und 2 zeigen Videobilder von kalten Kugeln im Zeitintervall von 40 ms. Die Fallhöhe der Unterkante der Kugelschüttung beträgt 1330 mm, das ist der Abstand des beidseitig öffnenden Schiebers bis zur Wasseroberfläche. Die Öffnungszeit des Schiebers beträgt 40 ms. Das eigentliche Volumen der Kugeln beträgt 1317 cm^3 , das Schüttvolumen 2220 cm^3 und die Schütthöhe auf dem Schieber 87,2 mm bei einem Durchmesser von 180 mm. Die Kugeln treten als relativ kompakte Masse in das Wasser ein, jedoch hat sich die Schütthöhe während des Fallens auf 302 mm vergrößert; der Durchmesser hat sich nur unwesentlich auf ca. 200 mm vergrößert. Das Auseinanderdriften der untersten und obersten Kugeln läßt sich erklären, unter der Annahme, daß die untersten Kugeln sofort bei Beginn der Schieberöffnung fallen, während die oberen erst bei voll geöffnetem Schieber zu fallen beginnen. Wahrscheinlich ist der Kugelstrom nicht symmetrisch zur Mittelachse, was bei diesem Versuch nicht festgestellt werden konnte. Beim Eintritt der Kugeln ins Wasser (3.Bild) bremsen die ersten Kugeln ab und der Strahldurchmesser vergrößert sich auf 283 mm. Beim weiteren Fall der Kugeln im Wasser nimmt die Schüttung eine kugelförmige Form an. Ein großes Luftvolumen wird mit in das Wasser gerissen, das zunächst von Kugeln umgeben ist. Mit dem Querschnitt des Wasserbehälters von 5150 cm^2 läßt sich das Luftvolumen aus dem Anstieg des Wasserspiegels berechnen (Abb.3). Nach etwa 400 ms steigt dieses Volumen als eine große Blase im Wasser nach oben.

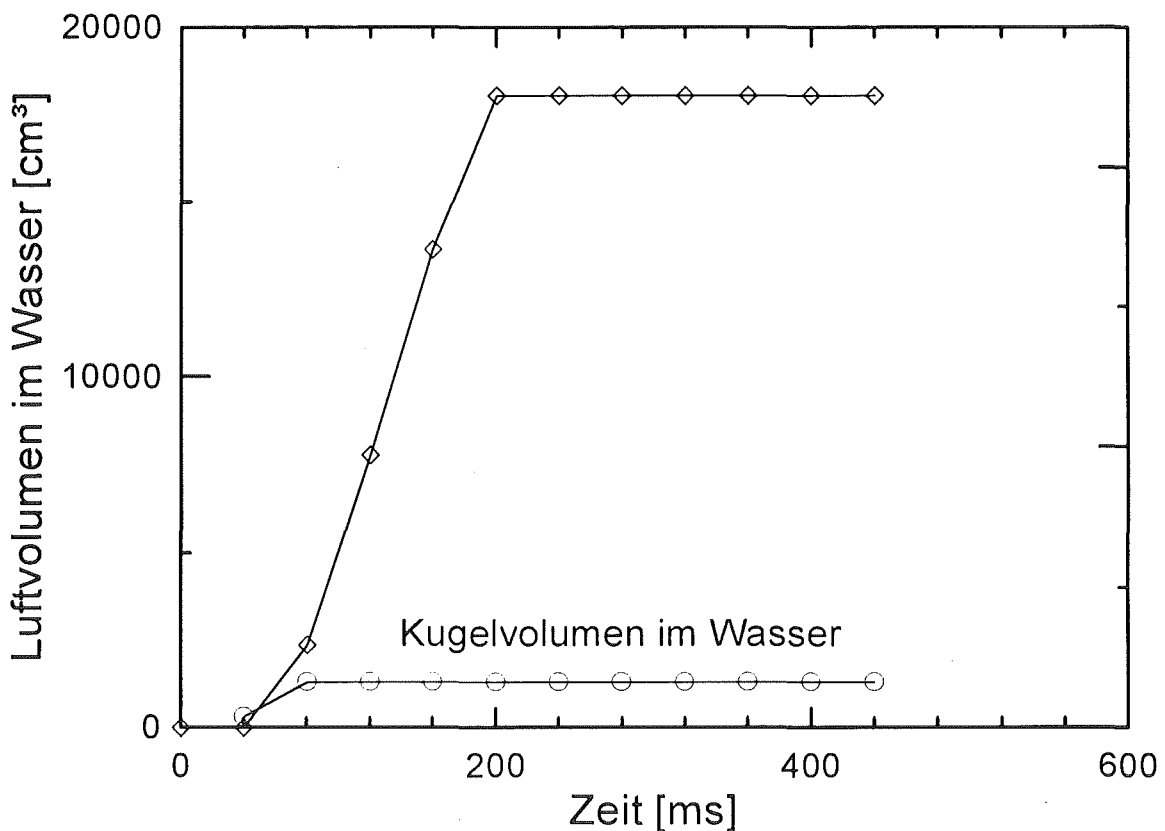


Abb.3

Aus den Videobildern läßt sich die Fallgeschwindigkeit der Kugelfront annähernd bestimmen (Abb.4). Die Kugeln treten mit einer Geschwindigkeit von etwa 4,5 m/s in das Wasser ein, die Fallgeschwindigkeit nach einem freien Fall von 1,33 m berechnet sich zu 5,1 m/s. Beim Auftreffen der Front auf die Wasseroberfläche tritt eine starke Abbremsung ein. Nach einer kurzen Zunahme der Frontgeschwindigkeit nimmt die Geschwindigkeit kontinuierlich auf 1 m/s ab. Genauere Daten werden aus den Hochgeschwindigkeitsfilmen erwartet, die noch nicht ausgewertet wurden.

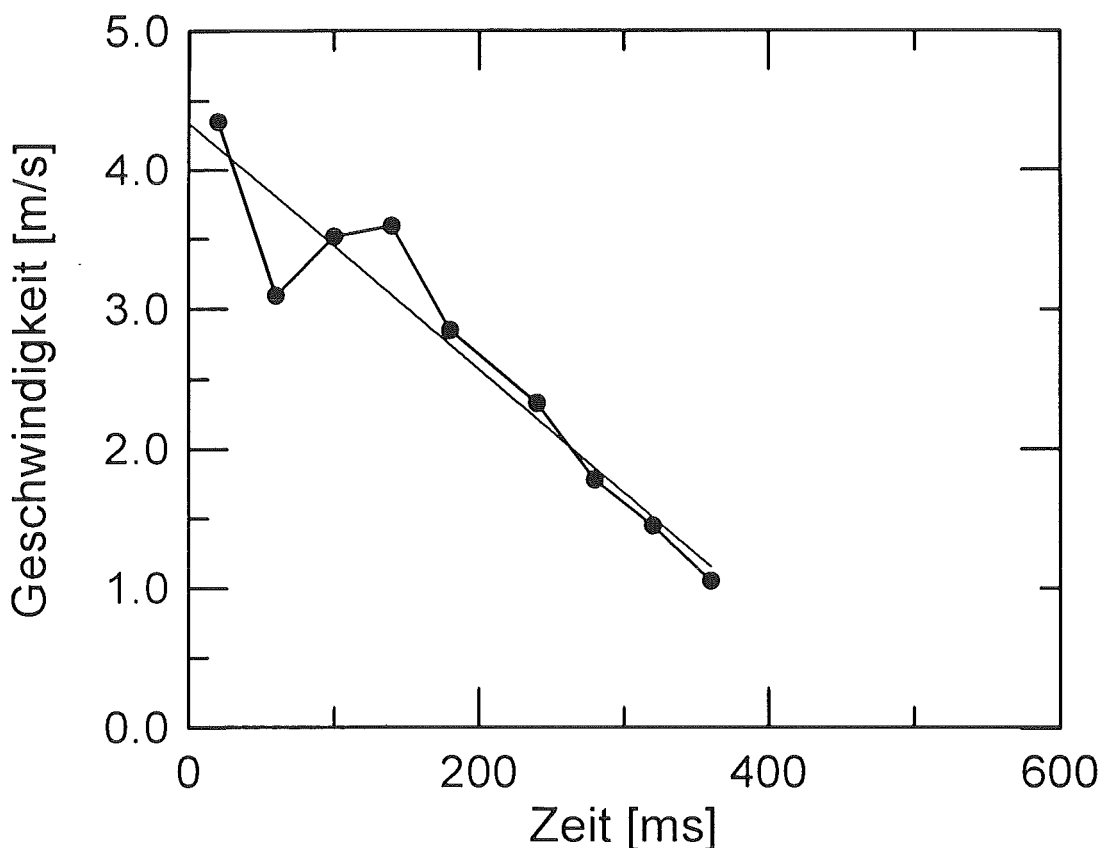


Abb. 4. Geschwindigkeit der Kugelfront in Experiment Q-02.

Die Verteilung der Kugeln am Boden des Wasserbehälters wurde in einem Raster von 100x100 mm bestimmt. Die Abbildungen 5 und 6 zeigen die Verteilung des kalten Versuches und des Versuches mit heißen Kugeln. Die Verteilung im kalten Versuch ist relativ flach, während im heißen Fall die Kugeln sich in der Mitte konzentrieren. Abb. 7. zeigt die radiale Verteilung zweier kalter Versuche im Vergleich zum heißen Versuch.

Aus einer Kurzauswertung des heißen Versuches ist ersichtlich, daß auch hier eine große Gasblase mit in das Wasser gerissen wurde. Die Dampfbildung während des Fallens der Kugeln ist sehr gering. Beim Auftreffen der Kugeln am Boden beträgt die Temperatur noch etwa 500°C und die Abkühlung auf 100°C dauert etwa 3 Sekunden (s. Abb. 8). Die genauere Auswertung erfolgt zur Zeit.

QUEOS-02
DISTRIBUTION OF MASS ON GROUND [gr/dm²]
10 kg cold steel spheres $d = 4,76$ mm

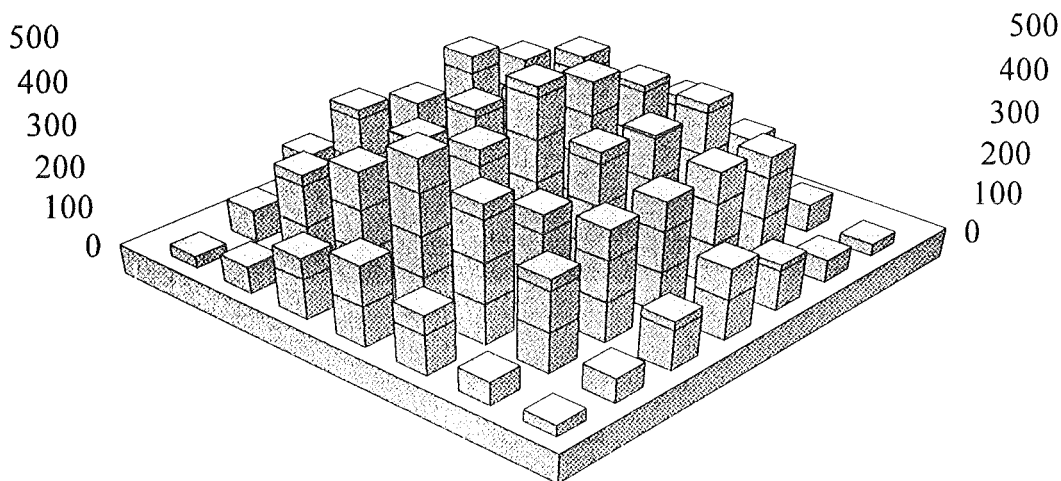


Abb. 5. Verteilung der Kugeln am Boden des Versuchsbehälters bei Q-02

QUEOS-04
DISTRIBUTION OF MASS ON GROUND [gr/dm²]
10 kg Mo spheres 4,2 mm dia. $T = 1270$ K □

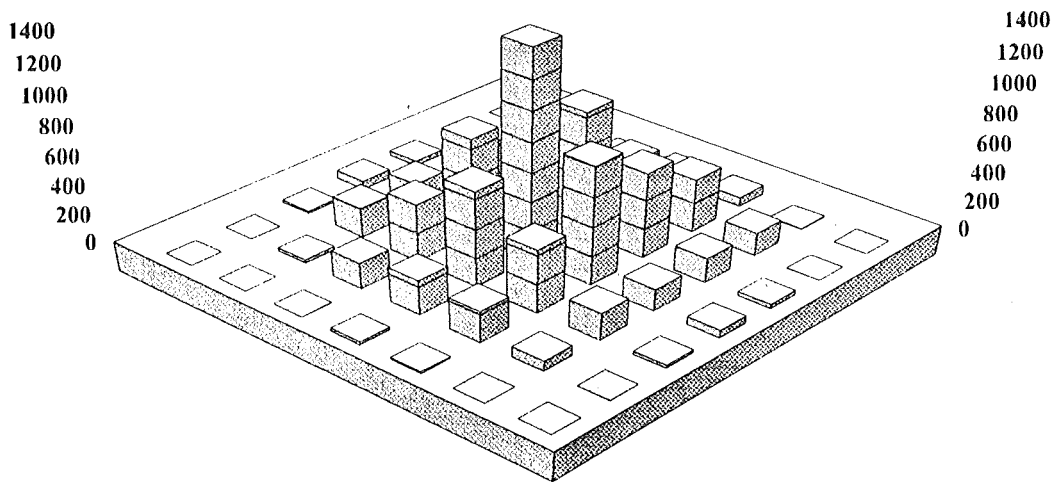


Abb.6. Verteilung der Kugeln am Boden des Versuchsbehälters bei Q-04

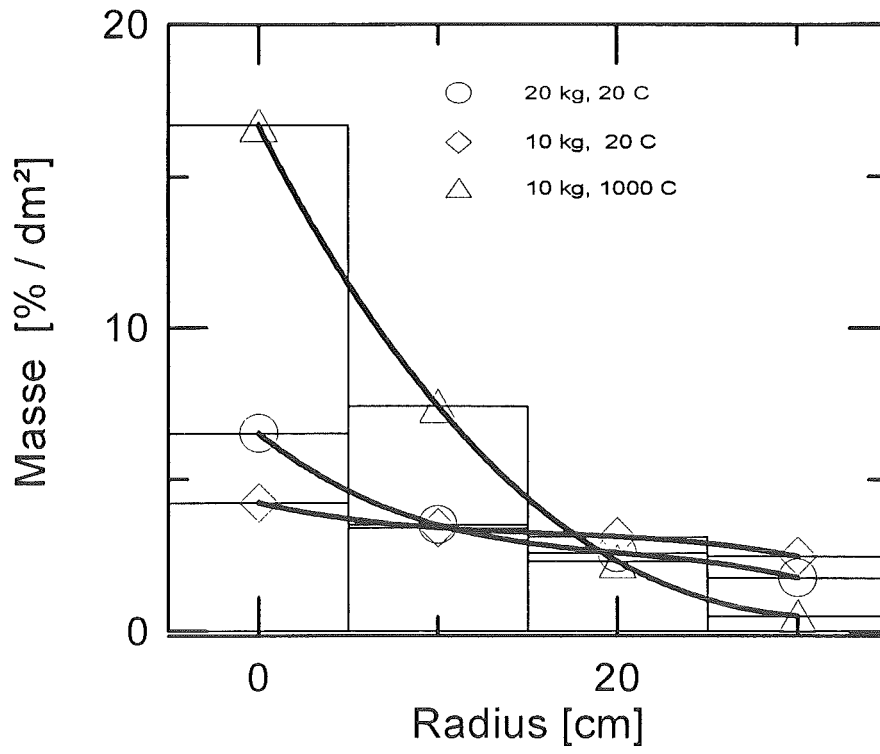


Abb.7. Radiale Kugelverteilung am Boden des Wasserbehälters

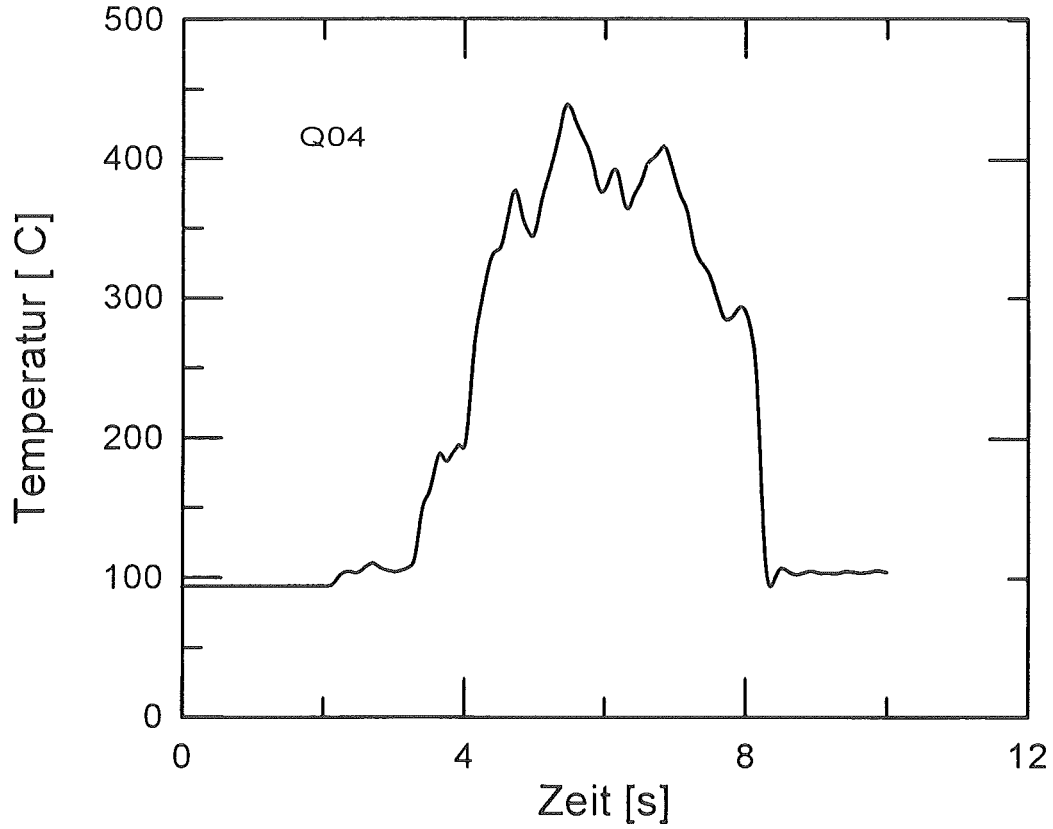


Abb.8. Temperatur der Kugeln am Boden bei Q-04

Literatur

- [1] M.Häßler, R.Huber, L. Meyer, E.Wachter, G.Wörner : Experimentelle Untersuchung des Wärmeüberganges beim Filmsieden an heißen Kugeln in Wasser, Zwischenbericht über erste Versuche, Interner Bericht 32.21.02/03A, Mai 1994, PSF-Ber.3191, INR 1886.
- [2] L.Meyer, A.Ellinger: Beschreibung des Versuchstandes QUEOS, (wird als FZK-Bericht veröffentlicht)
- [3] Dampfexplosion, Experimente zur Vorvermischungsphase mit festen Kugeln, Jahresbericht 1993, KfK 5327 (1994)

II. Experimente zur Vorvermischungsphase (PREMIX)

(W. Cherdron, F. Huber, A. Kaiser, W. Schütz, M. Steinbrück, H. Will; IRS)

Abstract:

In the PREMIX experiment, the premixing phenomena are studied by means of real high temperature melt jets. Jet fragmentation as well as (coarse) fragmentation of melt drops are being investigated. The objective is to avoid as far as possible a fine fragmentation and thus to help prevent explosions. Therefore water is used close to boiling temperature. The pressure can be varied in a relevant range up to nearly 10 bar. The melt is created by a thermite reaction after which most of the iron is separated from the melt. In this way a predominantly oxide melt with temperatures of about 2700 K is produced.

Preliminary experiments showed as a surprising result that melt jets can penetrate into the water as far as nearly 1 m depth before a violent evaporation comes about.

Einführung

Nach dem Niederschmelzen des Reaktorkerns als Folge eines nicht beherrschten Kühlmittelverluststörfalles kann flüssiger Brennstoff in das untere Kühlmittelplennum eindringen. Es ist zu erwarten, daß dies durch die Öffnungen in der Gitterplatte in Form von Schmelzestrahlen erfolgt, die sich dann 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, im weiteren Störfallablauf, des Reaktorsicherheitsbehälters machen.

Zu dem genannten Problemkreis - Vermischungsvorgänge beim Eindringen einer heißen Schmelze in Wasser - werden im Institut für Reaktorsicherheit (IRS) und im Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik (INR) des Forschungszentrums Karlsruhe umfangreiche experimentelle (IRS: PREMIX, INR: QUEOS) und theoretische (IRS und INR: IVA-KA) Untersuchungen durchgeführt.

PREMIX-Versuche

In den PREMIX-Versuchen wird die Wechselwirkung eines Schmelzestrahles mit Wasser untersucht. Es wird hierbei die oxidische Phase einer Thermitschmelze verwendet. Im Berichtszeitraum kamen 4 Experimente zur Ausführung. Die Versuchsbedingungen sind in der Tabelle aufgelistet. Durch die Verwendung von Simulationsmaterial erlauben diese Versuche den Einsatz von Video- und Hochgeschwindigkeitskameras zur phänomenologischen Erfassung der Wechselwirkungsprozesse. Daneben werden Drücke an unterschiedlichen axialen Positionen, die Dampfabströmrates und die Änderung des Flüssigkeitsfüllstandes gemessen. An etwa 100 Positionen, die im Wasser und im Gasraum oberhalb des anfänglichen Wasserspiegels verteilt sind, wird der lokale Phasenzustand erfaßt. Dies ge-

schieht mit speziellen Sensoren, die anzeigen, ob sich an der Meßstelle Wasser oder Gas bzw. Dampf befindet.

Durch redundante Meßwerterfassung wurden, trotz einiger Ausfälle, hinreichend Daten aufgenommen, um damit den Versuchsablauf eindeutig analysieren zu können.

Nach dem Durchschmelzen der Metallfolie im Austrittsstutzen des Schmelzengenerators erfolgt der Schmelzeausfluß zunächst in Form einzelner Tropfen, bzw. eines dünnen Strahles. Schon kurz danach (ca. 50 ms) bildet sich ein kompakter Strahl aus. Die Schmelze trifft nach ihrem Fall durch den Gasraum auf die Wasseroberfläche. Dieser Zeitpunkt wird in allen Versuchen als Beginn der Zeitskala ($t = 0$) definiert. Die Tropfen, und kurz danach der kompakte Strahl, dringen in das Wasser ein, ohne zunächst in wesentlichem Umfang Dampf zu erzeugen. Dies läßt sich einerseits durch das Ergebnis der Durchflußmessung in den Dampfabströmrohren belegen und ergibt sich andererseits aus dem Wachstum der einzelnen Anteile am Gesamtvolumen V_I der Interaktionszone. Die Teilvolumina enthalten Wasser, Dampf und Schmelze, dargestellt in dieser Reihenfolge durch folgende Gleichung:

$$V_I = V_{\ell, I} + V_{v, I} + V_{Th}$$

Die Interaktionszone ist so definiert, daß außerhalb ihrer seitlichen und unteren Grenzen nur Wasser vorhanden ist. Der anwachsende Wasserfüllstand, der als eben angesehen wird, bestimmt die obere Grenze zum Gasraum (vgl. Abb. 1). Das Volumen V_I kann, wie weiter unten ausführlich beschrieben, aus den Filmbildern bestimmt werden. Der zeitliche Verlauf des Schmelzestroms ist von vielen Vorversuchen her bekannt. Das Volumen des Dampfes läßt sich aus einer zweiten Gleichung bestimmen, die man aus einer Bilanz der an der Interaktion beteiligten Massen Thermitschmelze und Wasser unter Vernachlässigung kleiner Beiträge erhält:

$$V_{v, I} = \Delta L A_v - V_{Th} + V_{v, exit} \frac{\rho_v}{\rho_\ell}$$

Der erste Summand in dieser Gleichung ist das Produkt aus gemessener Erhöhung des Füllstandes und Querschnitt des Versuchsbehälters. Der dritte Summand berücksichtigt das ausgeströmte Dampfvolument; er fällt in der ersten Phase des Versuches jedoch praktisch nicht ins Gewicht, da der Quotient ρ_v/ρ_ℓ sehr klein ist

(etwa $1/1725$ bei Normalbedingungen). Das Ergebnis dieser Auswertung ist, beispielhaft für den Versuch PM01, in der Abb. 2 dargestellt. Es bestätigt den visuellen Eindruck von den Filmen, daß zu Beginn überwiegend Dampf, jedoch nur wenig Wasser in der Interaktionszone enthalten ist. Erst nach einiger Zeit steigt der Wasseranteil, und schließlich setzt nach etwa 0,2 s zunehmend Verdampfung ein. Zu diesem Zeitpunkt sind bereits etwa 4 - 5 kg Schmelze in der Interaktionszone enthalten.

Das zweite Experiment, in dem das Wasser, im Unterschied zu der Unterkühlung von 2,5 K bei PM01, auf Siedetemperatur war, zeigt ein sehr ähnliches Ergebnis; merkliche Verdampfung setzt jedoch früher ein.

Als Ursache hierfür war die höhere Wassertemperatur bei PM02 vermutet worden. Deshalb wurde in einem dritten Experiment, bei sonst gleichen Versuchsparametern, eine noch größere Unterkühlung als im ersten Experiment gewählt. Die Ergebnisse sind jedoch nicht direkt vergleichbar, da kurz nachdem sich ein kompakter Schmelzestrahls gebildet hatte, vermutlich ein Gasdurchbruch auftrat, der zum Zerblasen des Schmelzestrahls führte. Hierdurch erfolgte eine qualitativ anders geartete Energieeinbringung in das Wasser mit wesentlich turbulenterer Wechselwirkung.

Auch im vierten Experiment, das mit einer Unterkühlung des Wassers von 5 K gestartet wurde, zerblies der Schmelzestrahls, und es stellte sich ein Versuchsablauf ein, der mit denen von PM01 und PM02 nicht vergleichbar war. Auch wenn die Variation der Art des Schmelzeausflusses zum gegenwärtigen Zeitraum nicht beabsichtigt war, sind diese Ergebnisse wertvoll im Hinblick auf die Verifikation von Computerprogrammen mit unterschiedlichen Anfangsbedingungen der zu beschreibenden Wechselwirkungsprozesse.

Die in der Abb. 2 wiedergegebenen Ergebnisse basieren auf der Auswertung eines Videofilms, die zunächst von Hand durchgeführt wurde. Die Expansion der Interaktionszone und die Änderung des Füllstandes werden dabei als eine zeitliche Folge von Umrißlinien in der r-z-Ebene zu Papier gebracht. Aus den Umrißlinien wird, sozusagen scheibenweise, das Volumen der Interaktionszone unter Annahme von Rotationssymmetrie berechnet. Dieses Auswerteverfahren wird in naher Zukunft mit Hilfe des Softwareprogrammes OPTIMAS einfacher und schneller durchgeführt werden.

Ein zweites, alternatives Verfahren zur Ermittlung des Volumens der Interaktionszone stützt sich in der Hauptsache auf die Information, welche die Signale der

Voidsensoren und Thermoelemente liefern. Dieses Verfahren ist Teil einer umfassenden Auswerte- und Analyseprozedur, die im Budapester Forschungsinstitut VEIKI im Rahmen des EU-Förderprogrammes derzeit entwickelt wird und sich der MATHCAD-Programmsoftware bedient.

In der Prozedur werden vorab die Zeitpunkte ermittelt, zu denen die oben erwähnten Signale erstmalig den Wechsel der Phase, z. B. von der flüssigen in die gasförmige Phase, anzeigen. Die Gesamtheit dieser Punkte bildet eine Funktion $T(r,z)$, die durch ein Polynom dritter Ordnung approximiert wird. Unter Einbezug der Zeitfunktion des Füllstandes wird diese Funktion in einem Diagramm mit r und z als Koordinaten sowie der Zeit als Parameter dargestellt. Als Beispiel ist das Ergebnis für den Versuch PM03 in der Abb. 3 gezeigt. Hierbei muß erwähnt werden, daß auch die große Zahl der Voidsensoren bzw. Meßblenzen noch zu klein ist, um ein befriedigendes dreidimensionales Bild der Entwicklung der Interaktionszone zu vermitteln. Das Volumen und sein Wachstum lassen sich daher aus den Kurven in Abb. 3 mit dem erwähnten Auswerteprogramm nur in erster Näherung berechnen, und zwar wiederum unter der Annahme von Rotationssymmetrie.

Am Ende seiner Entwicklung soll das Programm in der Lage sein, die Volumen und Anteile der einzelnen Phasen in der Interaktionszone sowie die mechanische Arbeit zu berechnen. Dazu sind weitere Meßdaten, wie z. B. der austretende Dampfstrom oder der Druck, einzugeben.

Die Nachuntersuchung der Schmelzefragmente ergab bei den 4 Versuchen keinen signifikanten Unterschied in der Partikelgrößenverteilung (s. Abb. 4). In allen Versuchen waren ca. 80 % der Masse größer als 2 mm. Ferner ergab sich, daß neben Al_2O_3 noch FeO und MgO in der oxidischen Schmelze vorhanden waren. Das Eisenoxid resultiert aus der unvollständigen Umsetzung bei der Thermitreaktion, das Magnesiumoxid wird durch Anschmelzen der Generatorauskleidung in die Schmelze gebracht. Neben der Oxidschmelze haben aufgrund unvollständiger Separation ca. 5 Masseprozent (oder weniger) metallisches Eisen am Fragmentationsprozeß teilgenommen.

Aus der Zusammensetzung der Fragmente läßt sich auf eine Temperatur der Schmelze beim Auslaß von ca. 2570 K schließen, der Energieinhalt betrug etwa 3,9 MJ/kg. Die so abgeschätzte Temperatur wird durch Pyrometermessungen, die bei zwei Experimenten 2470 und 2600 K ergaben, bestätigt.

Ein Massenanteil von etwa 20 % an Fremdoxiden führt zu einer Schmelzpunktniedrigung von 100 200 K im Vergleich zu reinem Aluminiumoxid. Darüber

hinaus ist auch eine Veränderung anderer physikalisch-chemischer Eigenschaften der Schmelze (Oberflächenspannung, Viskosität etc.) zu erwarten, deren Untersuchung im Hinblick auf die Versuchsergebnisse aber noch aussteht.

Begleitende Rechnungen mit IVA-KA

Zu den PREMIX-Experimenten werden begleitende Rechnungen mit dem Computercode IVA-KA durchgeführt.

IVA-KA ist ein Multi-Field-Code, in dem die Bewegung von Dampf, Wasser und Schmelze jeweils durch ein separates Geschwindigkeitsfeld beschrieben wird. Für jeden dieser Anteile werden die instationären Bilanzgleichungen für Masse, Impuls und Energie gelöst. Die Energiebilanz wird dabei in einer Entropieformulierung verwendet. Die Kopplung der einzelnen Felder geschieht durch geeignete Modelle, die den Massen-, Impuls- und Energieaustausch beschreiben.

IVA-KA befindet sich in einer fortgeschrittenen Entwicklungs- und Validierungsphase.

Im Berichtszeitraum wurde das Programm vom Großrechner auf Workstation portiert, die Materialdaten von Aluminiumoxidschmelze implementiert, der Eingabedatensatz für die PREMIX-Geometrie sowie Pre- and Postprocessing Software erstellt.

Im Verlauf von zahlreichen Rechnungen der PREMIX-Versuche wurden eine Reihe von Fehlern im Programm korrigiert. Zum jetzigen Zeitpunkt hat das Programm einen relativ stabilen Zustand erreicht.

Repräsentativ für die durchgeführten Rechnungen seien einige Ergebnisse für die Anfangsunterkühlungen des Wassers von 0 K und 5 K angeführt. Der Anfangsdruck im Gasraum über dem Wasser ist in beiden Fällen 1 bar. Die Anfangstemperatur der Schmelze beträgt jeweils 2700 K, der Druck im Thermitinjektor 1.8 bar. Zum Zeitpunkt $t = 0$ beginnt das Ausströmen der Schmelze. Diese Anfangsbedingungen erzeugen über 0.4 s einen relativ kompakten Schmelzestrahls mit einer maximalen Ausströmungsgeschwindigkeit von etwa 5.5 m/s. Dies liegt erfreulich dicht an den im Experiment auftretenden Werten (4.9 m/s).

Nach etwa 0.1 s erreicht die Schmelze die Wasseroberfläche und dringt unter starker Dampfentwicklung ins Wasser ein.

Das Eindringen in das Wasser geschieht im Fall des siedenden Wassers (Unterkühlung 0 K) langsamer, da der Schmelzefront durch die stärkere Dampfentwicklung ein größerer Strömungswiderstand entgegengesetzt wird. Die Schmelze erreicht nach etwa 0.9 s den Behälterboden. Im Fall der größeren Unterkühlung (5 K) erreicht die Schmelze schon nach etwa 0.6 s den Behälterboden.

Daß bei größerer Unterkühlung des Wassers die Dampfentwicklung geringer ist, erkennt man auch am geringeren Druckaufbau im Gasraum (Abb. 5).

Der Druck ist bei 5 K Unterkühlung etwa 0.1 bar geringer als bei 1 K. Der Druckanstieg beginnt etwas später. Der qualitative Verlauf der beiden Druckkurven ist jedoch ziemlich ähnlich.

Die Abb. 6 vergleicht den Druckaufbau in Rechnung und Experiment. Die Zeitskala der experimentellen Kurve wurde dabei geeignet verschoben. Es ergibt sich bis 1.0 s eine recht gute Übereinstimmung, allerdings ist die Unterkühlung etwas verschieden (Rechnung 0 K, Experiment 2.5 K).

Die starke Abweichung der beiden Kurven nach etwa 1.0 s könnte ihre Ursache in ungenauen Ausströmrandbedingungen in der Rechnung haben. Weitere Untersuchungen zu diesem Problem sind geplant.

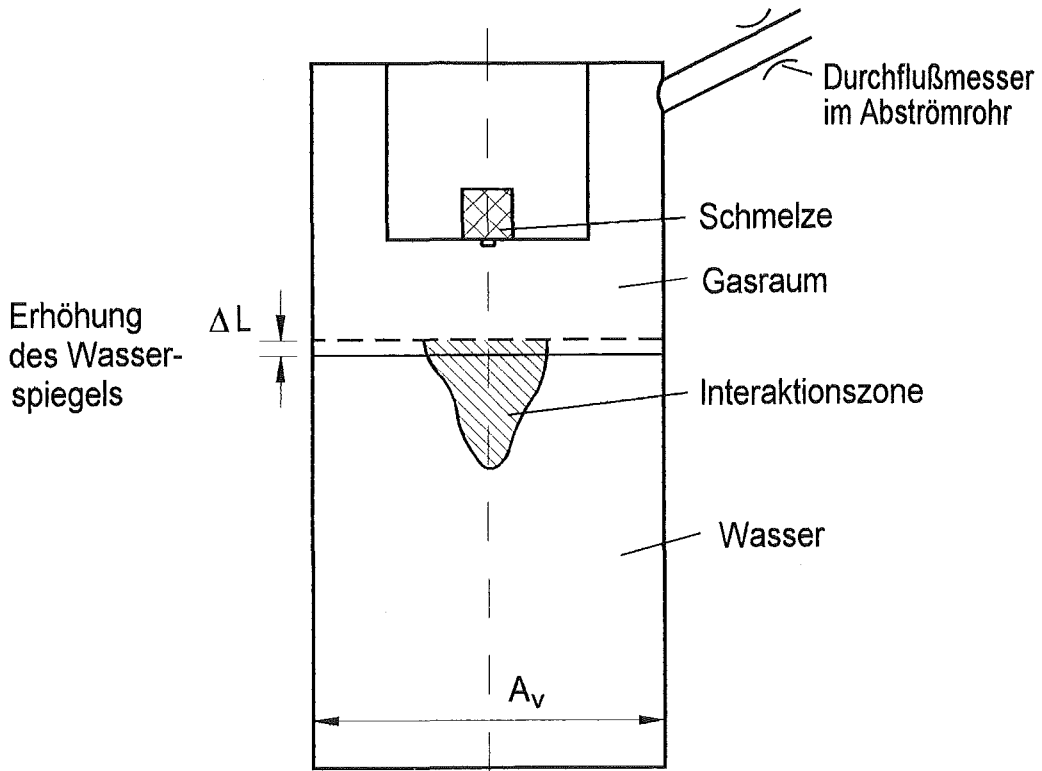


Abb. 1: Skizze der PREMIX-Versuchsanordnung

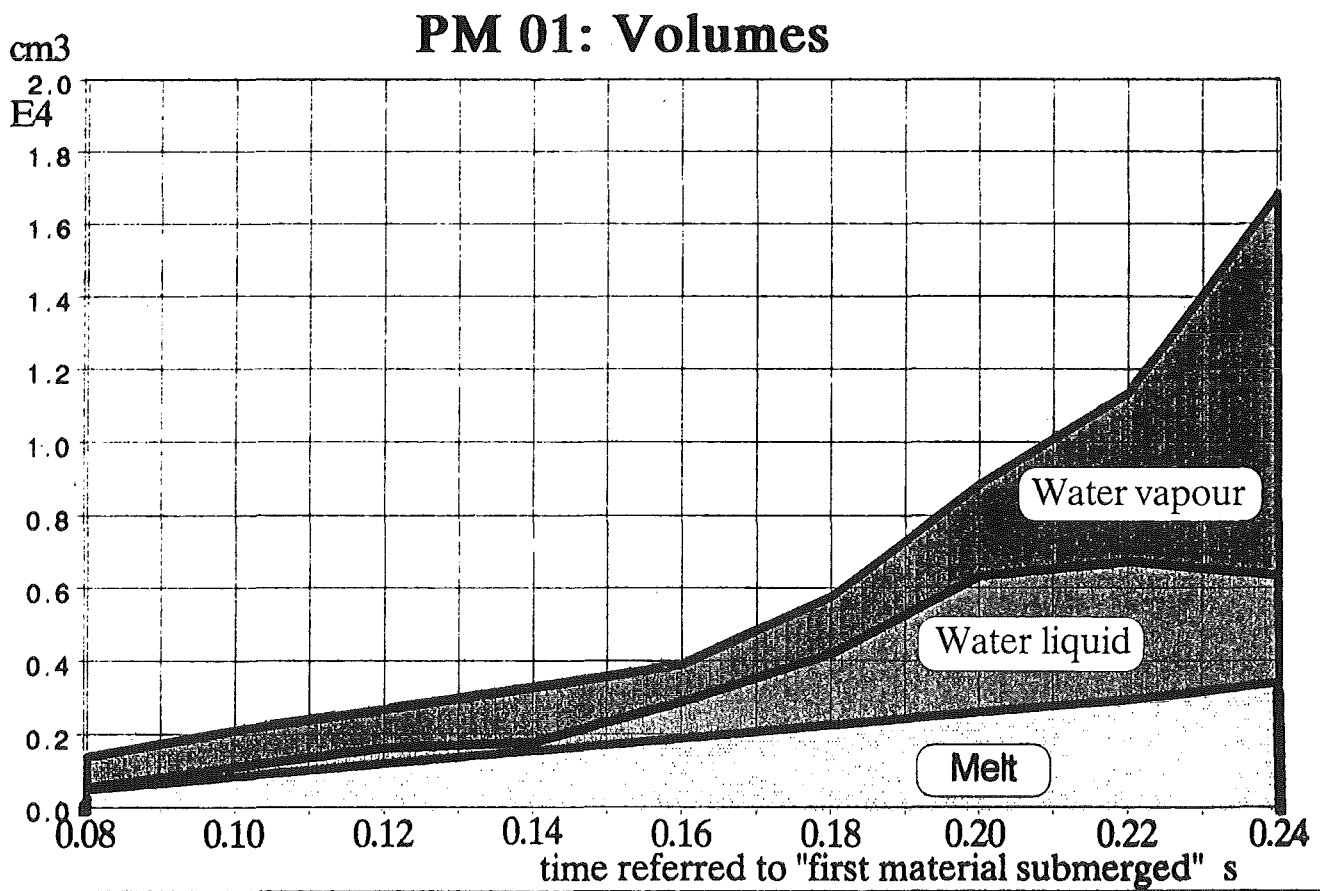


Abb. 2: Zeitliche Entwicklung der Volumina in der Interaktionszone

Progress of the Interaction Region in time

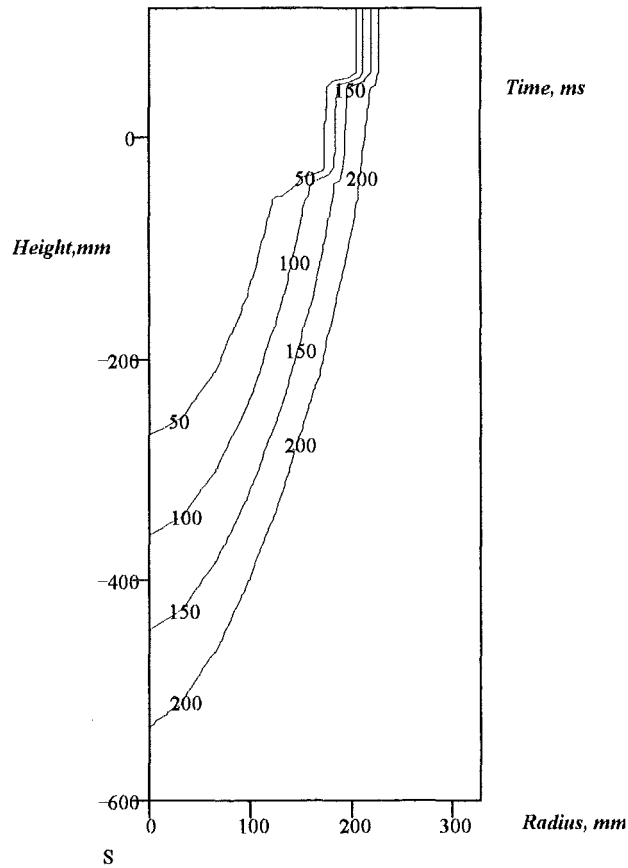


Abb. 3: Erstes Ergebnis der Auswertung mit MATHCAD

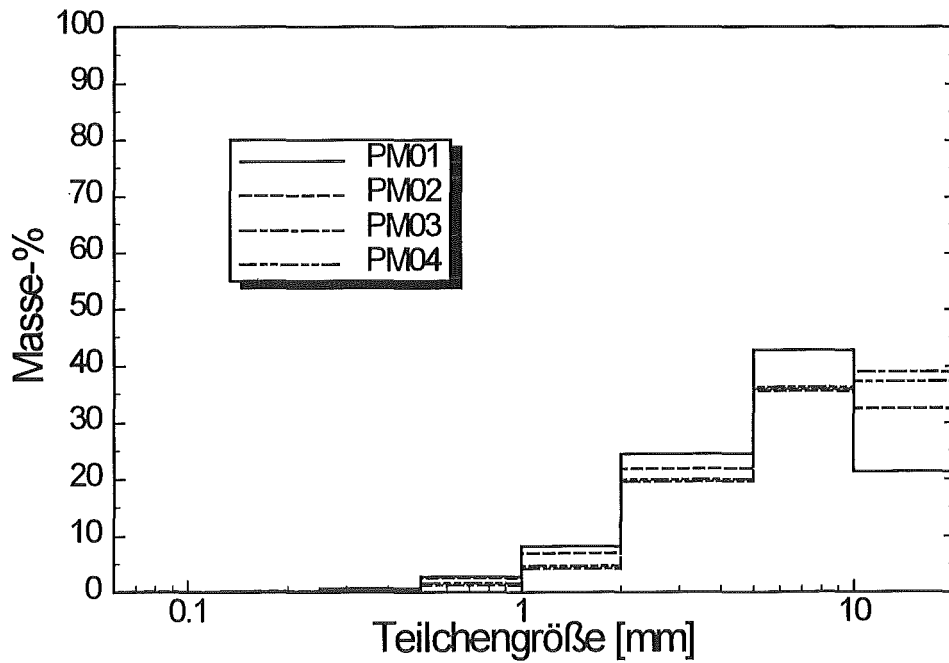


Abb. 4: Siebanalyse der Debris nach den Versuchen PM01 bis PM04

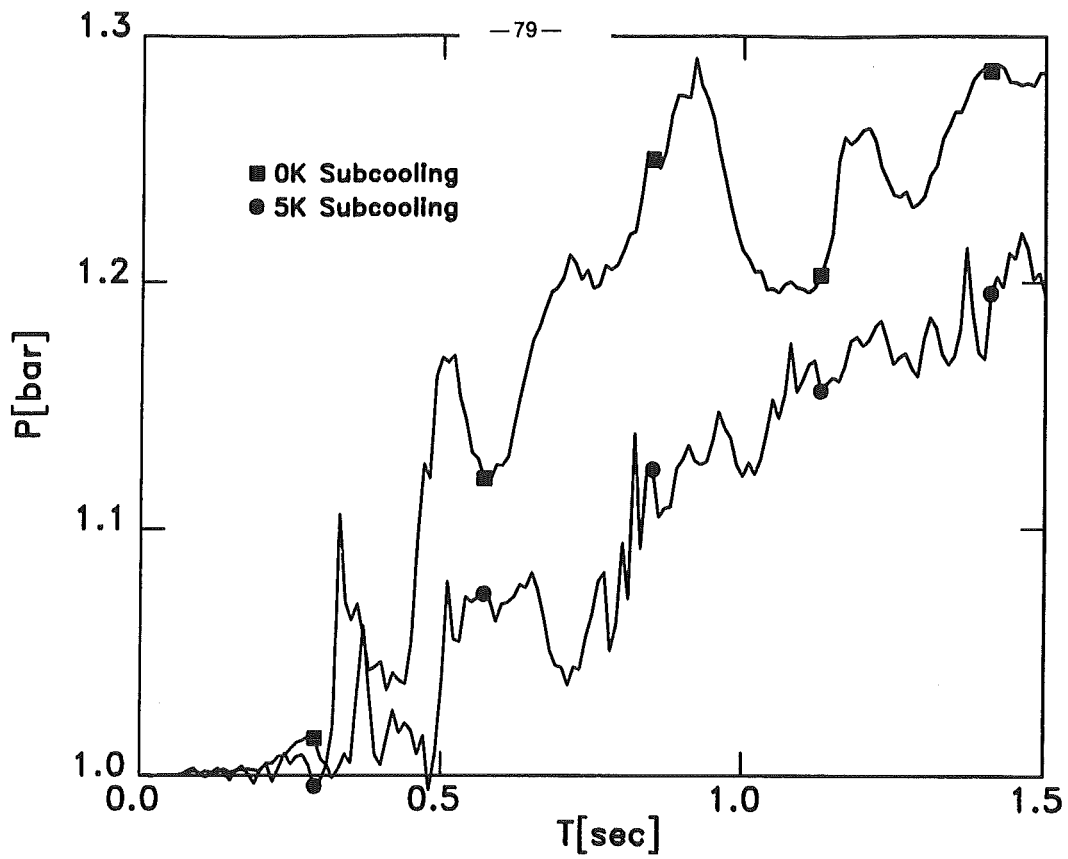


Abb. 5: Druckaufbau im Gasraum

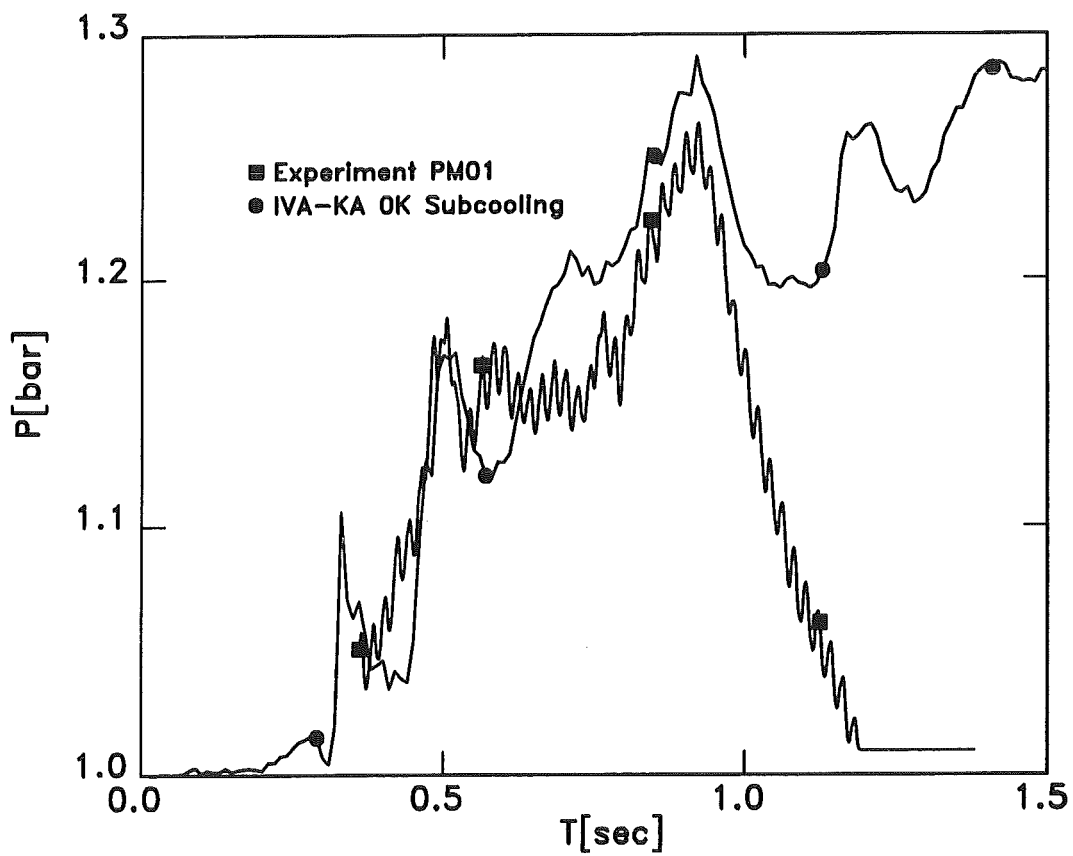


Abb. 6: Vergleich des Druckaufbaus mit dem Experiment

III. Theoretische Arbeiten zu Schmelze-Kühlmittel-Wechselwirkungen (Dampfexplosionen)

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

Abstract:

The code IVA3 is used for modelling the physical processes related to steam explosions, i. e. the premixing phase preceding the explosion as well as the explosion itself. This code has been replaced by the updated version IVA-KA in May 1994, which encompasses all model and code improvements performed till the beginning of 1994. The following further work on and with IVA-KA has been performed:

1. Further model and code improvements: Inclusion of friction at inner and outer walls, improvement on the drag model, improvement of boundary conditions for outgoing flow, optional inclusion of improved water material data, improvement of the numerical procedure, correction of coding errors.
2. The physics and mathematics of the model have been thoroughly analyzed by an external expert and found to be basically sound. Some errors were identified and suggestions for a more efficient method of solution were made.
3. Three FARO-experiments (investigating the behaviour of molten material falling into water) were recalculated with IVA-KA. The time dependent pressure increase is reproduced very well for one experiment, but is not quite satisfactory for a second one. The third one cannot be simulated satisfactorily because of the presence of metallic zirconium in the melt, which is not being modelled by IVA-KA at present.
4. One PREMIX-experiment (similar to FARO, but at 1 bar ambient pressure and with smaller amounts of melt) is also being analyzed with IVA-KA. First results show a good representation of the material distribution during the penetration of the melt into the water. The modelling needs some refinement however, e. g. concerning the representation of the venting pipes.
5. One of the first two QUEOS-experiments performed at KfK has been simulated with IVA-KA. Some results are well reproduced by IVA-KA, but there may be a deficiency of the drag laws. The studies will be continued.

Einleitung

Die physikalischen Vorgänge bei Dampfexplosionen - sowohl während der einer Explosion vorangehenden Vorvermischungsphase als auch bei der Explosion selbst - sollen mit dem Rechenprogramm IVA3 /1/, analysiert werden. 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 durchgeführt:

1. Ersetzen der bisher verwendeten Version IVA3 (Version von Ende 1991 mit Verbesserungen) durch die neue Version IVA-KA.
2. Beseitigung weiterer Programmfehler, Verbesserung der numerischen Effizienz, kleinere Modellerweiterungen und -verbesserungen.
3. Nachrechnung mehrerer FARO-Experimente zum Zweck der Modellverifikation.
4. Nachrechnung eines PREMIX-Experiments.
5. Versuchsbegleitende Berechnung der QUEOS-Experimente.

Im folgenden soll über diese Aktivitäten berichtet werden.

Neue Programmversion IVA-KA

IVA-KA (Version 94) wurde im Mai 1994 erstellt und enthält Änderungen, die grobenteils schon 1993 vorbereitet wurden:

1. Verbesserte Materialdaten für Luft-Dampf-Gemische;
2. ein revidiertes Wärmeübertragungsmodell: Soweit möglich wird Konsistenz der Modelle für verschiedene Strömungsformen (flow regimes) realisiert;
3. das neue Modell für Wärmeübertragung durch Strahlung, mit Wärmeübertragung an Gase und einer Unterscheidung zwischen Strahlungswärmedeposition auf der Oberfläche und im Inneren von Wasser;
4. vereinfachte Codebenutzung betreffend
 - a. formatfreie Eingabe;
 - b. kompaktere Druckausgabe;
 - c. Anschluß an den Grafik-Standard VISART /2/;

- d. Benutzung maximaler Dimensionen für die Ortsnetze;
5. schließlich Beseitigung aller bis Mai 1994 bekannten Fehler.

Fortführung der Modellverbesserungen und Programmkorrekturen

Die Änderungen an IVA-KA seit Mai 1994 betreffen:

1. Berücksichtigung von Reibung an inneren und äußeren Wänden;
2. Verbesserte Behandlung der Randbedingungen für ausfließendes Material;
3. Verwendung der vollen Geschwindigkeitsvektoren bei Berechnung der Drag-Kräfte zwischen den verschiedenen Materialfeldern anstelle, wie bisher, der einzelnen Geschwindigkeitskomponenten;
4. Verbesserung der numerischen Effizienz: Verbesserte Anfangsschätzung zu Beginn der äußeren Iteration, Variation der tolerierbaren Temperaturänderungen für extreme Materialzusammensetzungen;
5. Fehlerbeseitigung bei der Behandlung der inneren Reibung und bei Verkürzung der Zeitschrittlänge innerhalb der äußeren Iteration;
6. wahlweise (wegen der merklich erhöhten Rechenzeit) Benutzung der Materialdaten für Wasser von K. Thurnay; die endgültige Integration dieser Daten wird bei Erstellung der nächsten IVA-KA Version ca. Mitte 1995 erfolgen;
7. Erweiterung der Darstellungsmöglichkeiten im Plotprogramm PLIVA zur Wiedergabe von Materialverteilungen.

Außerdem wurde von einem auswärtigen Experten eine gründliche Analyse des physikalischen und mathematisch/numerischen Inhalts des Programms vorgenommen. Einige kleinere Fehler wurden gefunden und inzwischen verbessert. Die Grundlagen des Codes erweisen sich als korrekt, jedoch wird eine Reihe von Maßnahmen zur Verbesserung der numerischen Effizienz empfohlen.

Nachrechnung von FARO-Experimenten

Bei JRC in Ispra werden die FARO-Experimente durchgeführt /3/, mit denen man die Vorgänge beim Fall von heißer Coriumschmelze in ein Wasserreservoir untersucht. Drei dieser Experimente wurden mit IVA-KA simuliert. Hier soll über zwei der Nachrechnungen berichtet werden. Bei dem dritten Experiment enthielt die Schmelze 5% metallisches Zirkonium, das merklich zum Druckaufbau beiträgt, und dessen Verhalten von IVA-KA gegenwärtig noch nicht simuliert werden kann.

Bei dem ersten nachgerechneten Experiment, dem FARO LWR 2nd Quenching Test (QT2), wurden 44 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. Dieser Test wurde bereits 1992 mit IVA3 simuliert: Bei dieser

Rechnung wurde der gemessene Druck deutlich unterschätzt. Bei einer weiteren Rechnung mit der im Februar 1994 aktuellen Version von IVA3 wurde der anfängliche Druckanstieg ausgezeichnet wiedergegeben, aber bei größeren Zeiten gab es eine merkliche Abweichung. Es stellte sich heraus, daß der Grund dafür die irrtümliche Verwendung von Stahl- anstelle von Corium-Materialdaten war. Abb. 1 zeigt die alten Ergebnisse sowie die einer Neuberechnung mit der IVA-KA-Version vom Mai 1994, d. h. ohne die seit Mai 1994 vorgenommenen zusätzlichen Änderungen. Die Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen ist jetzt ausgezeichnet, was jedoch z. T. auf einer Kompensation von Fehlern beruhen mag und mit einer Rechnung mit der neuesten Codeversion zu überprüfen wäre. Der Schmelzefänger, im dem sich die Schmelze zu Beginn des Versuchs befindet, wurde bei dieser Rechnung ziemlich grob modelliert, was bei einer Wiederholung der Rechnung ebenfalls zu verbessern wäre.

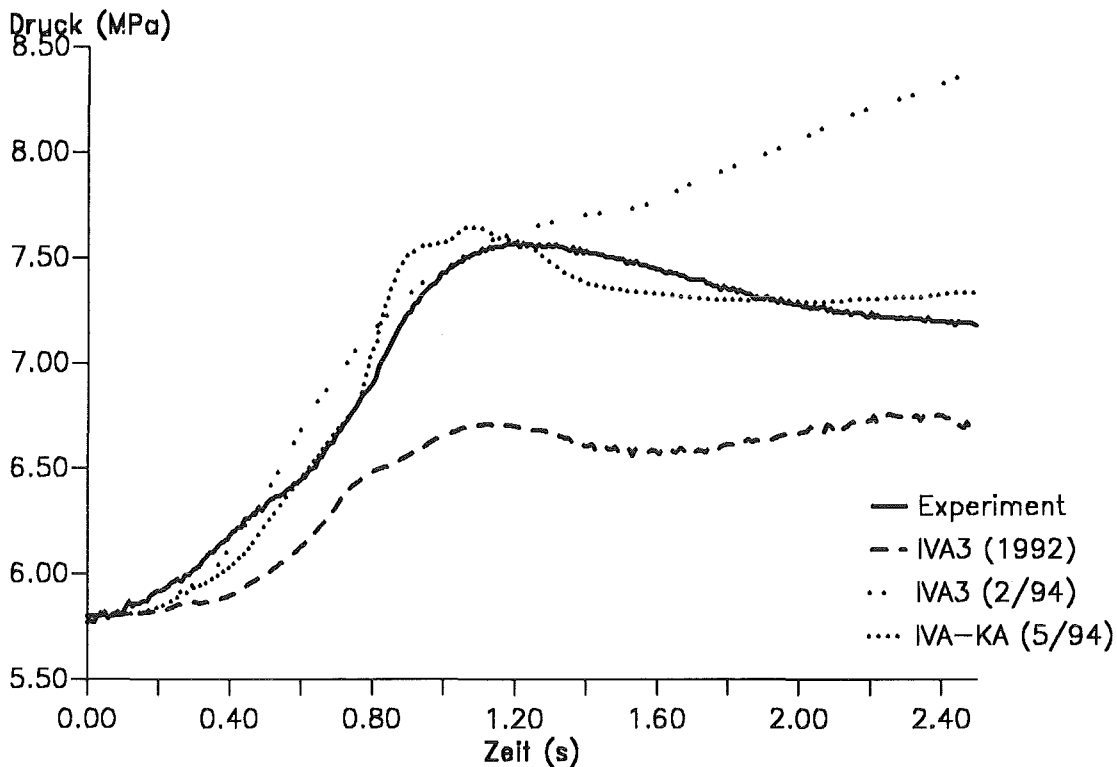


Abb. 1: Druckverlauf beim FARO LWR 2nd Quenching Test (JRC Ispra). Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit IVA3 Rechenresultaten von 1992 und Februar 1994, und mit denen einer Rechnung mit IVA-KA, Stand Mai 1994.

Bei dem zweiten nachgerechneten Experiment, L-14, fielen 125 kg Coriumschmelze aus etwas mehr als 3 m Höhe in einen Behälter, der 2 m hoch mit Wasser gefüllt war. Von diesem Test sind zur Zeit nur Lage und Höhe des ersten Druckmaximums bekannt. Abb. 2 zeigt die Ergebnisse einer Nachrechnung mit einer Version von IVA-KA vom November 1994. Sie scheint einen zu schnellen und nicht ausreichend hohen Druckanstieg zu liefern. Auch diese Rechnung müßte wiederholt werden, da einerseits die November-Version des Codes noch die alte Berechnung der Drag-Kräfte und den Fehler bei Verkürzung des Zeitschritts während der äußeren Iteration enthielt, und andererseits die Modellierung des Schmelzefängers verbesserungsbedürftig ist: Sie ist zwar detaillierter als für QT2, jedoch verbleibt ein Teil der Schmelze unrealistisch lang im Behälter.

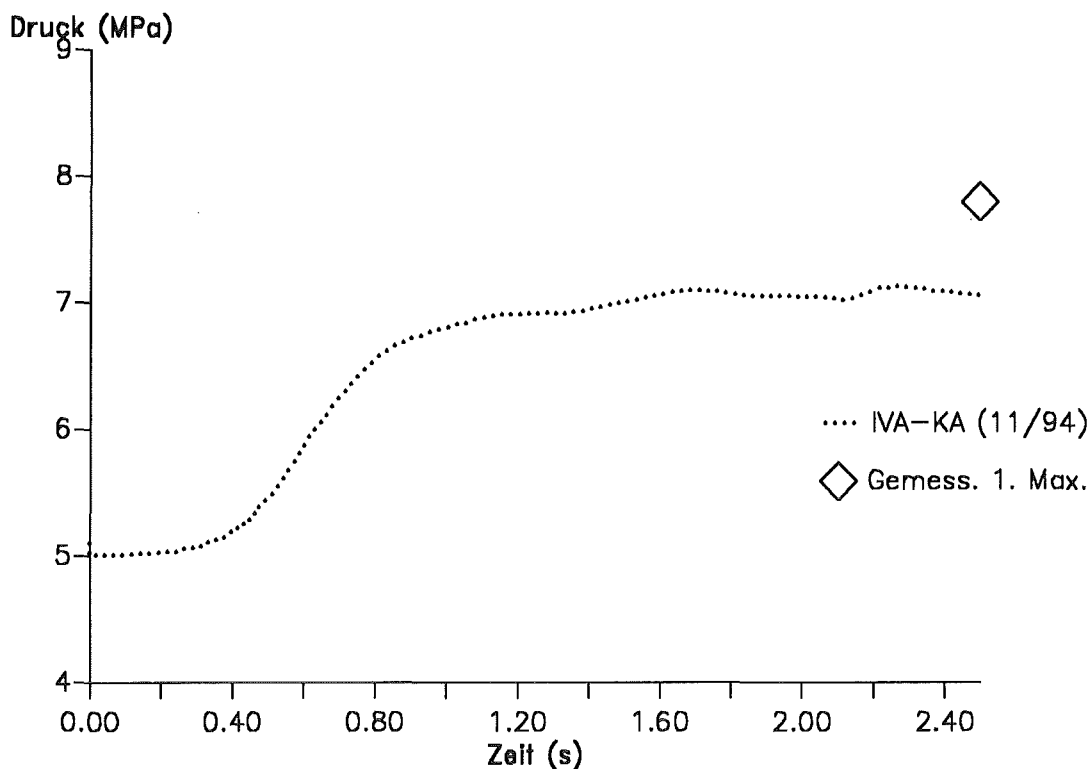


Abb. 2: Druckverlauf für FARO Experiment L-14 (JRC Ispra). Gemessenes erstes Druckmaximum und Ergebnisse einer Rechnung mit IVA-KA, Stand November 1994.

Analyse eines PREMIX-Experiments

Ein PREMIX-Experiment (Verhalten heißer Schmelze in Wasser ähnlich FARO, mit 1 bar Anfangsdruck und kleineren Schmelzmassen) wird ebenfalls mit IVA-KA

analysiert. Das Eindringen des Schmelzestrahls in das Wasser mit Ausbildung eines Dampfkanals rund um den Strahl wird von dem Code gut wiedergegeben. Zur besseren Modellierung der Druckverhältnisse wird die Rechnung mit einer detaillierteren Repräsentation der Druckentlastungsrohre wiederholt werden.

Berechnung eines QUEOS-Experiments

Diese grundlegenden Experimente dienen der Überprüfung der in IVA-KA eingebauten Modelle für Drag-Effekte und Sieden mit vereinfachten Parametern: Die Schmelze wird durch feste erhitzte Metallkugeln ersetzt (die in einen wassergefüllten Behälter fallen), wodurch der Teilchendurchmesser einen wohldefinierten Wert besitzt und Fragmentations- und Koaleszenzeffekte ausgeschaltet sind. Die ersten zwei Versuche, mit kalten Kugeln, fanden Ende 1994 statt. Bei Experiment 02 wurden 10 kg Stahlkugeln mit einem Durchmesser von .48 cm verwendet, die aus 2.3 m Höhe in einen 1 m hoch mit Wasser gefüllten Behälter fielen. Die Wassertemperatur betrug 370 K. Dieses Experiment wurde mit der neuesten Version von IVA-KA (die alle o. a. Verbesserungen enthält) simuliert. Da die Kugeln bei ihrer Ankunft an der Wasseroberfläche bereits eine deutlich niedrigere Packungsdichte als an ihrem Startpunkt (1.3 m oberhalb) aufweisen, wurde auf eine Simulation des freien Falls aus dem Kugelfänger verzichtet, und statt dessen wurden die Startwerte bei Ankunft der Kugelfront an der Wasseroberfläche verwendet, wie aus den fotografischen Ergebnissen abzuleiten; die Geschwindigkeit wurde aus den Fallgesetzen abgeschätzt.

Abb. 3 zeigt die gefilmte Materialverteilung ca. 210 ms nachdem die ersten Kugeln die Wasseroberfläche erreichen, und daneben die berechnete Kugelverteilung bei 200 ms. Bei den Rechenergebnissen handelt es sich nicht um den Volumenanteil der Kugeln (der sehr klein ist), sondern um den von den Kugeln eingenommenen Flächenanteil bei Seitenansicht, der aus den Volumenanteilen berechnet wurde ohne Berücksichtigung der gegenseitigen Überdeckung hintereinander positionierter Kugeln. Werte wesentlich größer als 1 treten daher auf, und Werte größer als 4 wurden auf 4 abgerundet. Ein Vergleich mit der gefilmten Verteilung zeigt eine Ähnlichkeit in Form und Position der Kugelwolke, aber auch Abweichungen im Detail: Die Breite der Kugelwolke wird unterschätzt, und die im Experiment deutlich sichtbare seitliche Wirbelbildung wird in der Rechnung nur schwach angedeutet.

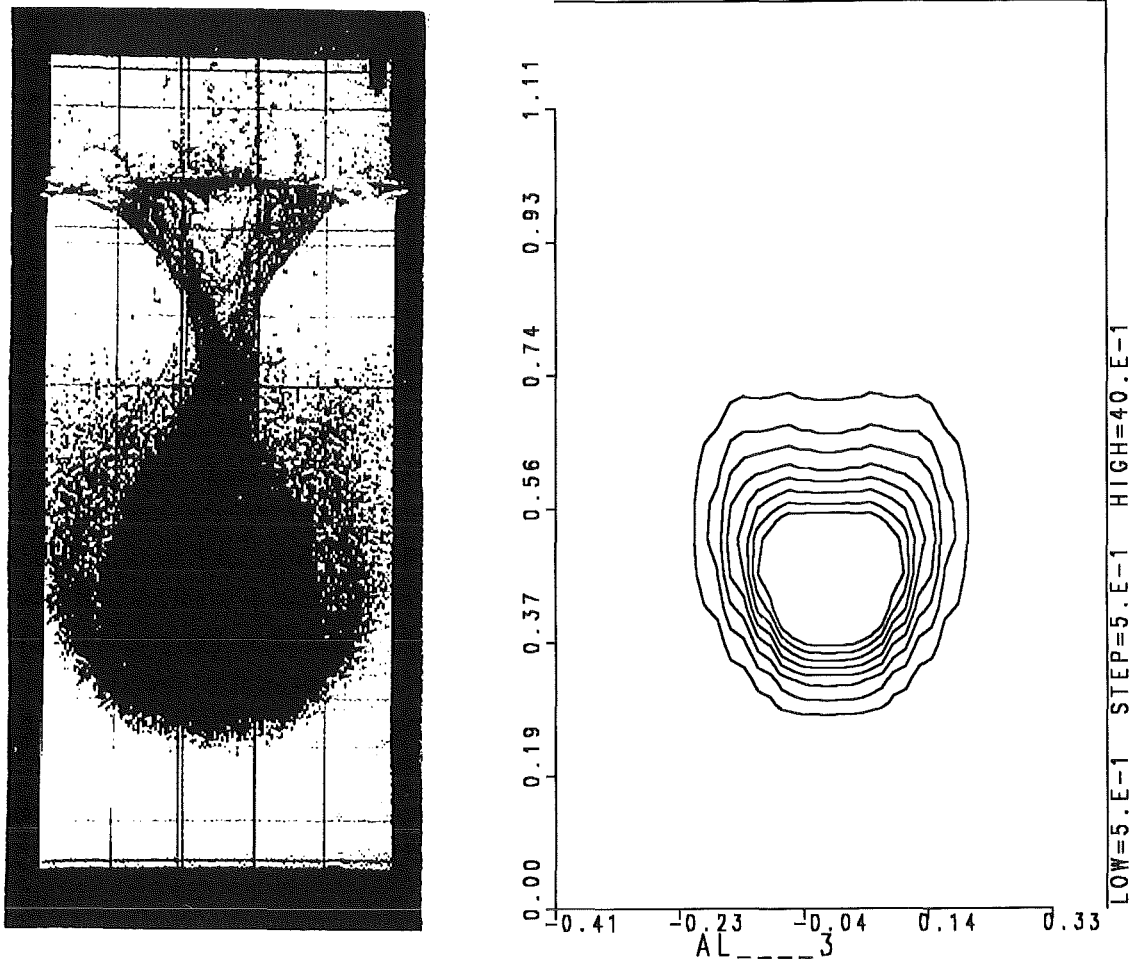


Abb. 3: QUEOS-Experiment 02, experimentelle Materialverteilung 210 ms nachdem die Kugelfront die Wasseroberfläche erreicht, und Höhenlinienplot der Kugelverteilung in Seitenansicht bei 200 ms. IVA-KA Codeversion von Ende 1994.

Abb. 4 zeigt die Volumenanteile von Kugeln, Wasser und Gas zum gleichen Zeitpunkt wie Abb. 3. Der Volumenanteil der Kugeln ist zu diesem Zeitpunkt bereits so klein, dass er in der Darstellung kaum hervortritt. Man erkennt aber gut die Ausbildung eines Luftkegels im Wasser hinter den Kugeln, die durch den Code ähnlich wie im Experiment beobachtet wiedergegeben wird. Ein Detail wird jedoch nicht modelliert: Im Experiment befindet sich ein merklicher Gasanteil zwischen den fallenden Kugeln, der sich bei Ankunft der Kugeln am Gefäßboden als große Blase absondert und an die Oberfläche wandert; IVA-KA berechnet dagegen keinen merklichen Gasanteil zwischen den Kugeln.

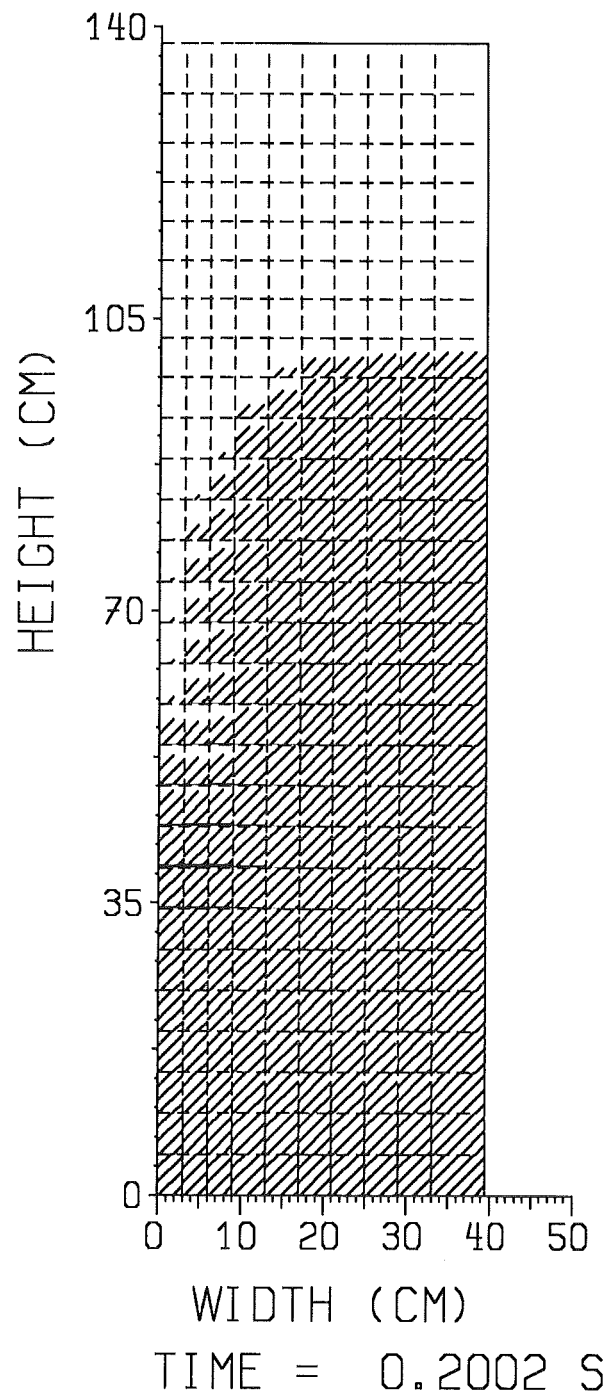


Abb. 4: Materialverteilung bei QUEOS-Experiment 02, 200 ms nachdem die Kugelfront die Wasseroberfläche erreicht. (Schwarz: Kugeln; schraffiert: Wasser.)

Abb. 5 zeigt einen Vergleich der gemessenen Kugelverteilung am Boden des Experimentiergefäßes nach dem Versuch und der berechneten Endverteilung. Wie nach dem Ergebnis in Abb. 4 bereits zu erwarten ist die berechnete Verteilung zu steil. Möglicherweise sind die Drag-Gesetze in IVA-KA unzureichend. Möglicherweise hat auch eine Unsymmetrie der anfänglichen Strahlverteilung einen Einfluß, für die inzwischen experimentelle Hinweise vorliegen; bei der Simulation wurde Zylindersymmetrie vorausgesetzt. Die Analysen werden fortgeführt.

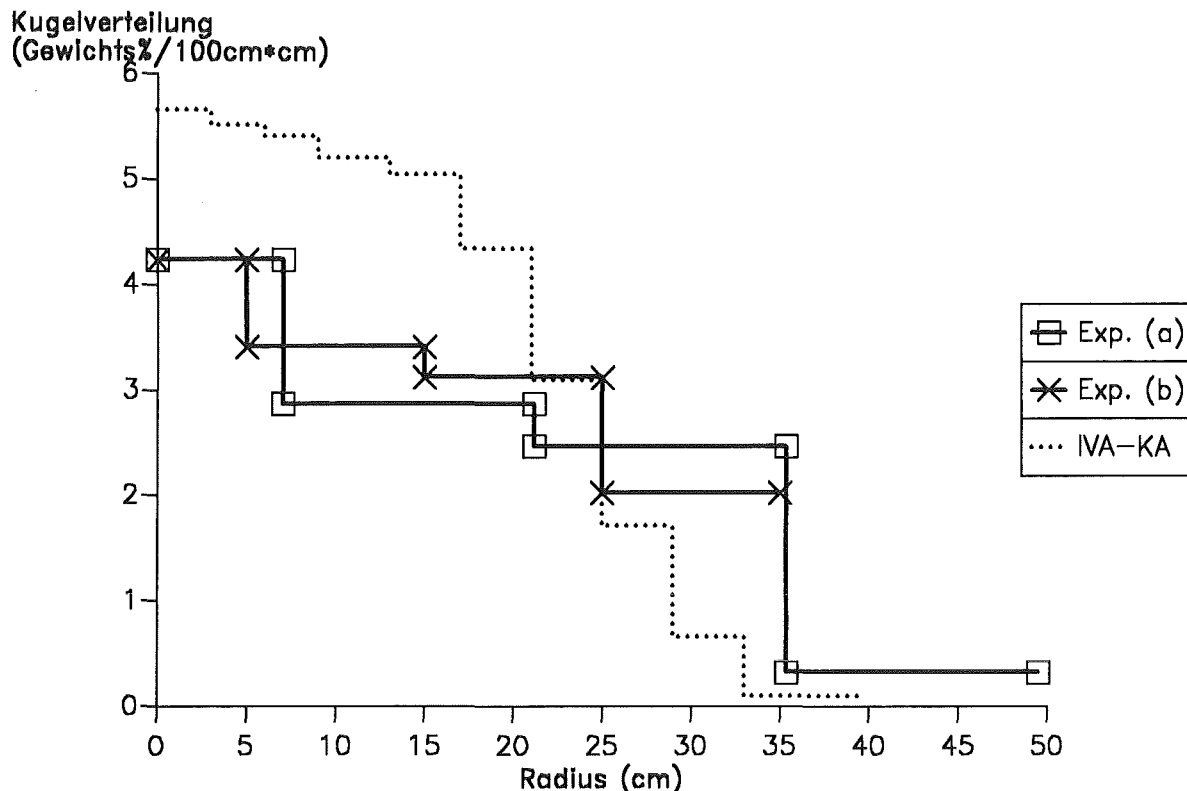


Abb. 5: Kugelverteilung bei QUEOS-Experiment 02 nach Versuchsende. Vergleich der gemessenen Verteilungen entlang verschiedener Radien mit den Ergebnissen von IVA-KA.

Literatur

- /1/ N. I. Kolev: IVA3: A Transient 3D Three-Phase, Three-Component Analyzer. Proc. of the International Topical Meeting on Safety of Thermal Reactors, Portland, OR, July 21-25, 1991, pp. 171-180
- /2/ S. Kleinheins: unveröffentlichter Bericht, November 1991
- /3/ D. Magallon, H. Hohmann: High Pressure Melt Quenching Tests in FARO. CSNI Specialist Meeting on Fuel-Coolant Interactions, Santa Barbara, Jan. 1993

IV. Beanspruchung des Reaktordruckbehälter-Deckelbereiches
(R. Krieg, T. Malmberg, G. Messemer, IRS)

Abstract:

A steam explosion can cause core melt to be bounced against the internal side of the RPV top. The bouncing velocity up to which the top can withstand the impact is to be determined. Plausible assumptions about a core melt mass of 80000 kg result in a tolerable maximum bouncing velocity of about 200 m/s. Reliable estimates are expected from the BERDA experiments simulating a pessimistic course of events on a 1:10 scale.

Als Folge einer Dampfexplosion wird Kernschmelze gegen die Innenfläche des Reaktordruckbehälterdeckels geschleudert. Es sollen die Aufprallgeschwindigkeiten bestimmt werden, denen der Deckel noch zuverlässig standzuhalten vermag. Das Problem wurde in einem ersten Schritt mit Hilfe einfacher Rechenmodelle analysiert. Unter Verwendung plausibler Annahmen liegt bei einer hochgeschleuderten Kernschmelzenmasse von 80000 kg die noch tolerierbare Aufprallgeschwindigkeit bei 150 - 210 m/s. Andere Modelle liefern niedrigere tolerierbare Geschwindigkeiten. Da die geometrische Form der auftreffenden Kernschmelze das Ergebnis stark beeinflusst, müssen die Dispersionsvorgänge durch die oberen Druckbehältereinbauten berücksichtigt werden.

Zuverlässige Aussagen sollen die geplanten BERDA-Experimente liefern, in denen der ungünstigste Ablauf des Aufprallvorganges im Maßstab 1 : 10 simuliert wird. Anstelle einer Kernschmelze wird eine flüssige Blei-Wismut-Legierung ähnlicher Dichte verwendet. Sie wird in einem Tiegel auf Geschwindigkeiten bis 130 m/s beschleunigt. Vor dem Aufprall muß der Tiegel auf möglichst kurzem Weg mit möglichst konstanter Verzögerung (Vermeidung von Belastungsspitzen) abgebremst werden. In Vorversuchen mit der VERDY-Anlage wurde gezeigt, daß hierfür eine Zylinderschale geeignet ist, die axial gestaucht wird und sich dabei wellenartig verformt (siehe Abb. 1).

Die übrigen Komponenten der Anlage und die Modelle für die erste Versuchsreihe - noch ohne obere Druckbehältereinbauten - wurden größtenteils fertiggestellt. Inzwischen wurde mit der Konstruktion der Modelle für die zweite Versuchsreihe - mit Einbauten - begonnen. Die Vorrichtung zur Messung der Pfropfen-Geschwindigkeit mit Hilfe von erschütterungsfrei gelagerten Laser-Dioden wurde in der VERDY-Anlage getestet. Der übrige meßtechnische Aufbau wurde weitgehend fertiggestellt.

Um weitgehende Ähnlichkeit zwischen den BERDA-Experimenten und den Abläufen in einer realen Anlage zu erreichen, wurden ähnlichkeitstheoretische Untersuchungen durchgeführt. Es wurde gezeigt, daß bei zeitunabhängigem elastisch-plastischem Materialverhalten die Spannungs-Dehnungskurven im relevanten Dehnungsbereich ähnlich sein müssen. Bei der Verwendung des gleichen

Materials bei derselben Temperatur ergibt sich, daß die Impaktgeschwindigkeiten übereinstimmen müssen. Bei viskoplastischem Materialverhalten ist dagegen ein Größeneffekt vorhanden, der bei gleichen Impaktgeschwindigkeiten geringere Dehnungen im Modell zur Folge hat. Bruchvorgänge führen darüberhinaus zu Größeneffekten, die mit einer Änderung des qualitativen Verhaltens verbunden sein können.

Um den Grad der erreichbaren Ähnlichkeit zu ermitteln, werden die FLIPPER-Experimente durchgeführt. Dabei werden in unterschiedlichen Maßstäben Flüssigkeitspfropfen auf plastisch verformbare Platten geschleudert. Die Durchmesser der Flüssigkeitspfropfen betragen 25, 100 und 250 mm, ihre Massen 11 g, 700 g und 11 kg. Bruchvorgänge treten nicht auf. Unter Berücksichtigung der Streuung von $\pm 25\%$ waren die beobachteten Verformungen ähnlich.

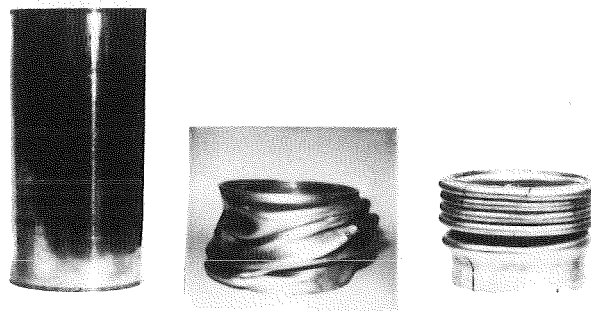


Abb. 1: Vorversuche mit der VERDY-Anlage: links) Zylinder vor dem Aufprall, Mitte) nach dem Aufprall, rechts) nach dem Aufprall bei optimierten Zylinderabmessungen

Veröffentlichungen

Göller, B., Hailfinger, G., Hofmann, G., Jonatzke, O., Krieg, R., Malmberg, T., Schleisiek, K., Stratmanns, E.:
Mechanical loads on the RPV.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S. 52-61

Krieg, R., Schleisiek, K.:
Beanspruchung des Reaktordruckbehälters bei einer Dampfexplosion.
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23. März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S. 233-48

Krieg, R., Messemer, G., Stach T., Stratmanns, E.:
Experiments on slug impact loading of the reactor vessel head during a postulated steam explosion.
Kerntechnik, 59 (1994) S. 178-84

Krieg, R.:
Prevention of heavy missiles during severe PWR accidents.
3rd Internat. Conf. on Containment Design and Operation, Toronto, CDN,
October 19-21, 1994
Conf.Proc. Vol. 1 S. 1-10
Canadian Nuclear Society

V. Zum Aufprall von Flüssigkeitssäulen auf starre Hindernisse
Vergleich von SIMMER-III und PLEXUS Ergebnissen
(W. Maschek, G. Arnecke, M. Flad, INR)

Abstract:

The SIMMER III code is being tested by application to problems of reactor accidents. The fluid dynamics/thermohydraulics part of the code can be applied also to evaporation/condensation, melt, and freezing phenomena. For a liquid plug bouncing against a solid basis, the momentum transfer is calculated. PLEXUS results turn out to be in significant disagreement with the SIMMER calculations.

I. Einleitung

Im Rahmen der SIMMER-III Verifikation /1, 2/ wird der Code an einer Reihe von Problemstellungen aus dem Bereich der Reaktorstörfallphänomenologie getestet. SIMMER-III ist ein zweidimensionaler (RZ), Multikomponenten-, Multiphasen-, Eulercode mit drei Geschwindigkeitsfeldern (Fluid 1, Fluid 2, Gas und Struktur ($v_s = 0$)), der zudem mit einem aufwendigen Neutronenkinetik - Transporttheorie -Modul gekoppelt ist. Der Fluiddynamik/Thermohydraulikteil des Codes eröffnet wegen seiner Flexibilität breite Anwendungsbereiche. Neben rein fluiddynamischen Fragestellungen läßt sich der Code auf Problemstellungen mit Verdampfungs-/Kondensations-, Schmelz- und Gefriervorgängen anwenden. SIMMER-III bietet den Vorteil gegenüber anderen Zweiphasencodes, daß die Lösung der diskretisierten Gleichungen mit Genauigkeit 2. Ordnung erfolgen kann. Bei Rechnungen mit erster Ordnung können sowohl die Materialverteilungen durch verstärkte numerische Diffusion zu stark verschmiert werden, als auch Druck- und Temperaturspitzen als zu gering berechnet werden.

Als Beispiel für die Verifikationsarbeiten wurde ein Problem aus der LWR-Sicherheitsforschung gewählt. Nach einer Dampfexplosion kann ein Pfropfen von Kernmaterial gegen den Deckel des Reaktordruckbehälters geschleudert werden und diesen belasten. Für die Beschreibung des Pfropfenaufpralls und der auftretenden Kräfte wird im Rahmen des DWR-Sicherheitsforschungsprogrammes ein von der CEA entwickelter Computercode PLEXUS /3,4/ verwendet. In PLEXUS wird der Flüssigkeitspfropfen durch ein Ensemble von Kugeln simuliert, die miteinander wechselwirken. Zum Test des verwendeten Simulationsmodells wurde u.a. in vereinfachter Geometrie ein Flüssigkeitspfropfen (dargestellt durch eine Kugelschüttung) auf eine starre Wand geschossen, um den Abströmvorgang des Fluids und die auftretenden Kräfte zu analysieren /4/. Bei Aufprall auf der Wand "zerstäubt" der Flüssigkeitspfropfen, und es kommt zu keinem Abströmvorgang. Auch wenn man den Kugelradius gegen Null streben läßt, also das kontinuumstheoretische Modell approximiert wird, ändert sich dieses Verhalten nicht. Mit be-

*D.T.I. Dr. Trippe Ingenieurgesellschaft mbH.

gleitenden Experimenten, wie etwa dem FLIPPER Experiment /5/ können die Kräfteübertragung beim Aufprall, aber nicht der Bewegungsablauf und das Verhalten des Flüssigkeitspfropfens beobachtet werden.

Um die PLEXUS-Ergebnisse mit der Kontinuumstheoretischen Lösung zu vergleichen, wurde der SIMMER-III Code /1/ herangezogen und das beschriebene Problem untersucht. Flüssigkeitspfropfen/säulen wurden dabei entweder im freien Fall oder unter Druck auf ein starres Hindernis geschossen und die Strömungsvorgänge simuliert.

2. SIMMER-III Rechenfälle

Ähnlich wie bei den Rechnungen mit PLEXUS wurden dichte Brennstoff-Flüssigkeitssäulen (RZ Geometrie) auf eine starre Unterlage (Platte) entweder unter Gravitationswirkung oder unter Druck geschossen und die Flüssigkeitsströmung verfolgt. Zusätzlich wurde ein kleines Hindernis in die Strömung eingebracht, so daß die Flüssigkeitssäule vor dem Auftreffen auf die Bodenplatte noch an diesem Hindernis vorbeiströmen muß und dieser Strömungsvorgang beobachtet werden kann.

In der Abb. 1 und 2 sind zwei druckgetriebene Fälle in RZ Geometrie dargestellt, wobei der zu beschleunigende Flüssigkeitspfropfen durch darüberliegenden, verdampfenden Brennstoff angetrieben wird. Im Fall 1 wird der Flüssigkeitspfropfen aus einem Rohr geschossen und trifft auf eine starre Platte, im Fall 2 trifft der Pfropfen zuerst auf ein Hindernis und strömt an diesem vorbei. Die beim Aufprall auftretenden Einphasendrucke erreichen bis zu 700 MPa.

Im Gegensatz dazu liegen die Spitzendrücke bei den gravitationsgetriebenen Fällen nur bei etwa 0.3 MPa. Bei den gravitationsbeschleunigten Pfropfen erfolgt die Impulsübertragung über Strömungskräfte, während bei den druckgetriebenen Fällen Schockwelleneffekte wirksam werden. Die Impulsübertragung bei den "Gravitationsfällen" liegt bei etwa 30 %, bei den druckgetriebenen Fällen werden bis zu 80 % erreicht. In allen Fällen ergeben die SIMMER-III Rechnungen ein Abströmen der Flüssigkeit nach dem Aufprall und kein Zerstäuben des Pfropfens. Um die SIMMER-III Ergebnisse abzustützen, wurde in der Literatur nach Experimenten und Analysen ähnlicher Phänomene gesucht. Während es zahllose Experimente zum Aufprall von Festkörpern auf Oberflächen gibt, ist die experimentelle Information für Flüssigkeiten gering. Aus den vorhandenen Experimenten und begleitenden Analysen lassen sich jedoch die mit SIMMER-III erzielten Ergebnisse abstützen /6,7/.

3. Zusammenfassung

Aus den Untersuchungen mit SIMMER-III lassen sich für den Aufprall eines Flüssigkeitspfropfens auf eine starre Unterlage bzw. auf einem Hindernis die folgende Punkte ableiten:

1. Die Ergebnisse von SIMMER-III als Kontinuumstheoretisches Modell weichen stark von den PLEXUS-Resultaten (diskretes Kugelhaufenmodell) ab. PLEXUS konvergiert auch bei Reduktion des Kugelradius nicht gegen die SIMMER-Lösung.
2. Experimentelle Befunde und Analysen mit anderen Codes stützen die mit SIMMER erzielten Ergebnisse.
3. Bei der Impulsübertragung ergeben sich für die gravitationsgetriebenen Fälle, daß etwa 30% des Anfangsimpulses übertragen werden. Die maximalen Drücke liegen im Bereich von 0.3 MPa. Bei den druckgetriebenen Fällen wird die Impulsübertragung von Schockwellen beherrscht. Die Spitzendrücke erreichen dabei etwa 700 MPa. Die Impulsübertragung auf die feste Struktur steigt für die untersuchten Fälle auf ~ 80% des Anfangsimpulses an.

4. Literatur

- /1/ S. Kondo, . Tobita, K. Morita, N. Shirakawa
"SIMMER-III: An Advanced Computer Program for LMFBR Severe Accident Analysis"
ANP'92, Vol. IV, 40-5, Oct. 1992, Tokyo.
- /2/ W. Maschek
"SIMMER-III Code Assessment and Verification"
2nd EURO-PCN SIMMER-III Meeting, Karlsruhe 1992
- /3/ B. Göller
Aufprall eines Flüssigkeitspfropfens auf ein starres Hindernis
IRS-Bericht 2/95, Jan. 1995
- /4/ H. Bung, P. Galon, M. Lepareux, A. Combescure
A new Method for the Treatment of Impact and Penetration Problems.
SMIRT 12, (1993), Paper B02/1
- /5/ Th. Stach
Similarity of Fluid-Structure-Impact Problems. First Results of the Experiment FLIPPER.
IRS-Bericht 1/95, Jan. 1995
- /6/ Robert R. Karpp
A Model for Computing Late Detonations Initiated in Propellants by Impact
LA-10270-MS (1984)
- /7/ N. Nishikawa, S. Amatatu, T. Suzuki
Simulation of Impact Phenomena by Impinging Droplet
Comp. Fluid Dynamics, 569, G. deVahl Davis and C. Fletcher (Ed.)

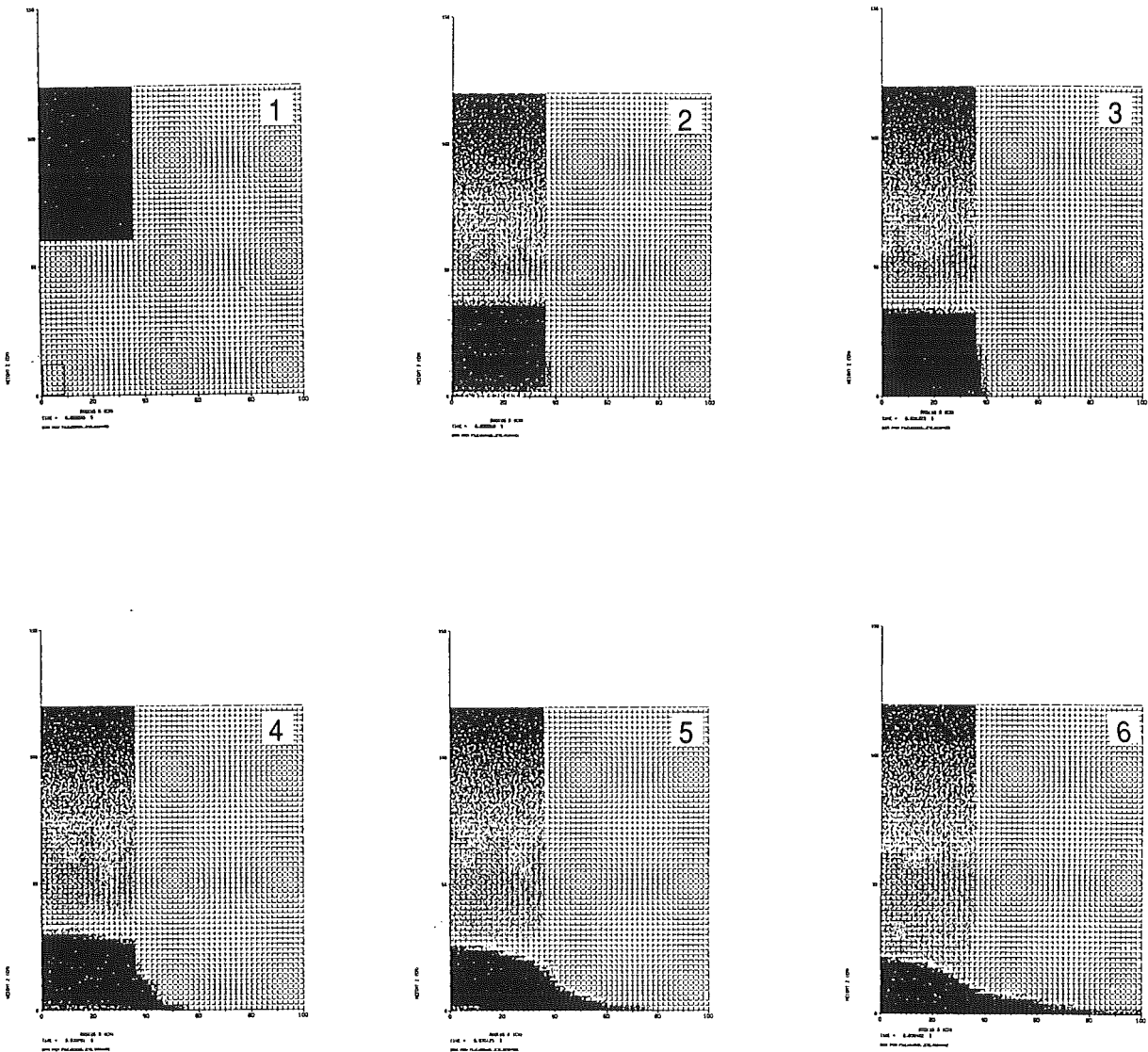


Abb. 1 Fall 1:
Auftreffen und Abströmen eines Flüssigpfropfens an einer Wand

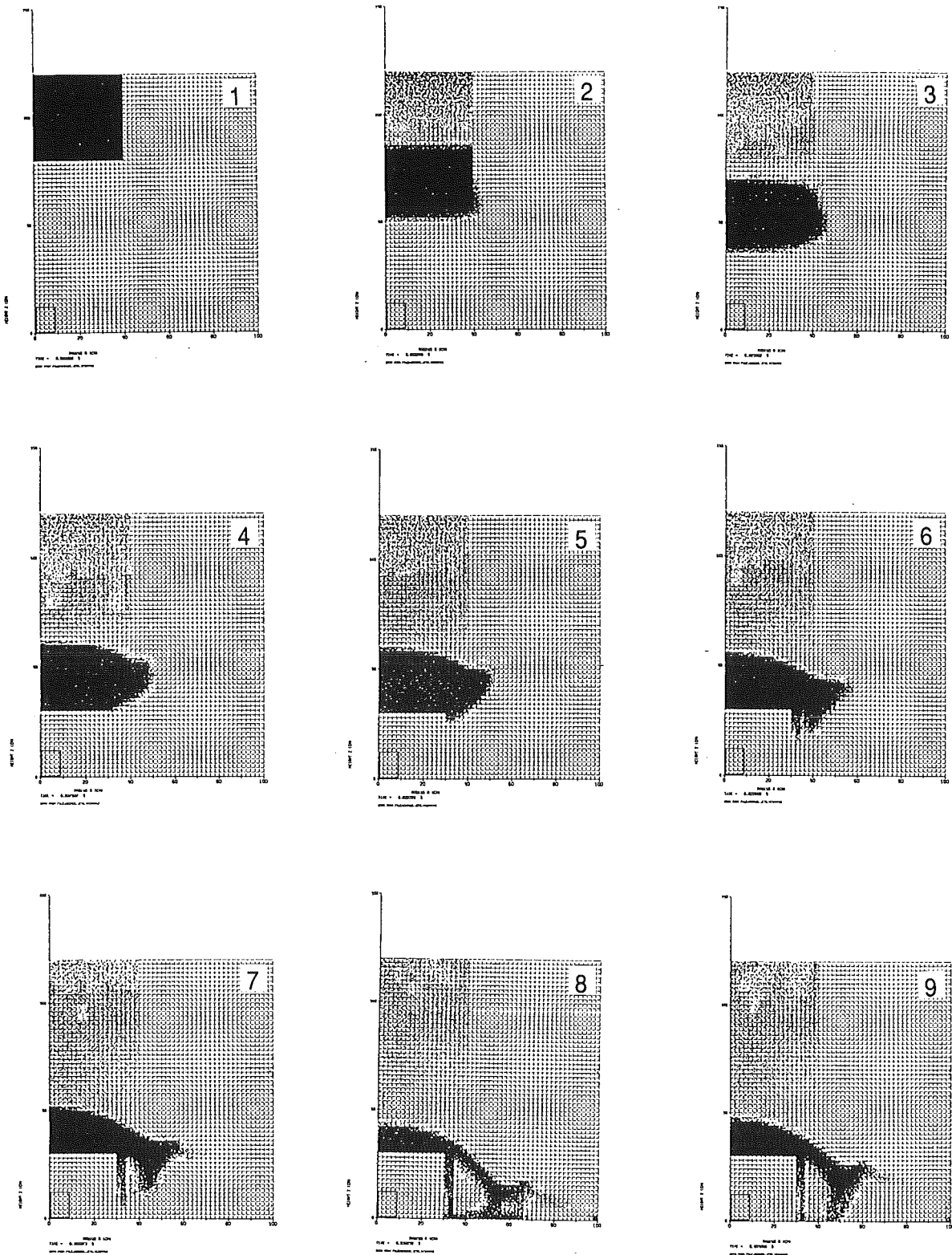


Abb. 2 Fall 2:
Auftreffen und Abströmen eines Flüssigpfropfens an einem Hindernis

32.21.03 Versagen des Reaktordruckbehälters bei Hochdruck

I. Untersuchungen zum Versagen des Reaktordruckbehälters unter hohem Innendruck

(H. Lämmer, B. Ritter, IMF II)

Abstract:

A RPV failure due to plastic instability was investigated using the ABAQUS finite element code together with a material model of thermal plasticity for large deformations. Not only rotational symmetric temperature distributions were studied, but also „hot spots“. Calculations show that merely by the depletion of strength of the material - even at internal wall temperatures well below the melting point of the fuel elements of about 2000 ÷ 2400 °C - the critical internal pressure can decrease to values smaller than the operational pressure of 16 Mpa.

1 Einleitung

Im Berichtsjahr wurden verschiedene Tragfähigkeitsanalysen mit Hilfe des Finite-Elemente Programms ABAQUS für die in Abbildung 1 dargestellte RDB-Geometrie durchgeführt. Neben rotationssymmetrischen Temperaturverteilungen wurden lokale Temperaturüberhöhungen („hot spots“) vorgegeben. Für die von einem Schmelzesee ausgehenden Temperaturverteilungen wurden dabei in zahlreichen Parameterstudien kritische Zustände ermittelt, die zum Versagen durch plastische Instabilität eines von außen mit Wasser gekühlten Reaktordruckbehälters führen können [1].

In einer weiteren Studie [2] wurde der prinzipielle Einfluß unterschiedlicher Temperaturverteilungen auf den maximal ertragbaren Innendruck des RDB's untersucht. Ausgehend von einer maximalen Innenwandtemperatur von 900 °C wurden für gegebene Temperaturverteilungen kritische Innendrucke ermittelt, die zum Versagen durch plastische Instabilität führen können.

2 Tragfähigkeitsanalysen bei Außenkühlung

Ausgehend von den von Park und Dhir in [3] veröffentlichten Temperaturverteilungen an der Innenwand des Behälterbodens, wurde der Einfluß der Wärmeübergangszahl α auf den maximal ertragbaren Innendruck bzw. auf den Versagenszeitpunkt untersucht.

Die aus [3] entnommenen orts- und zeitabhängigen Temperaturverteilungen an der Innenwand $T_i(x,t)$ ergaben sich aus zweidimensionalen instationären Wärmeausbreitungsrechnungen auf

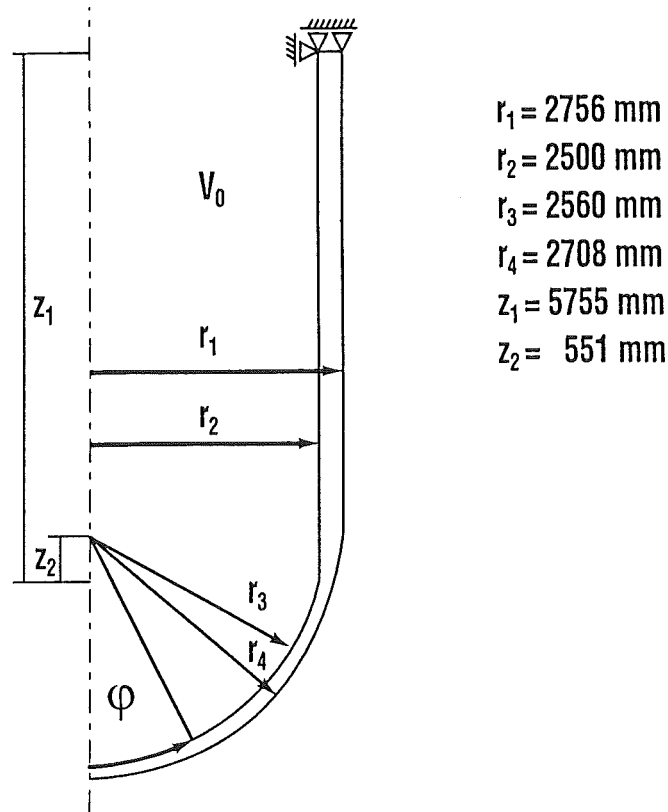


Abb. 1: Die den FE-Rechnungen zugrundegelegte Geometrie des Druckbehälters.

der Basis der Mayinger-Korrelation für die Naturkonvektion in dem Schmelzesee und beruhen auf folgenden Annahmen:

- Das gesamte Corium hat sich in die Bodenkalotte verlagert und bedeckt diese vollständig bis zu einem Winkel $\varphi = 67.3^\circ$.
- Thermische Leistung: $Q_{gen} = 29.5 \text{ MW}$
- Temperatur des Coriums beim stationären Zustand: $T_{p,steady} = 2592^\circ\text{C}$
- Emissivitäten der freien Oberflächen des Behälters, des Schmelzesees und der oberen Strukturen: $\epsilon_W = \epsilon_U = \epsilon_S = 0.5$
- Temperatur der oberen Strukturen: $T_S = 1327^\circ\text{C}$.
- T_∞ auf der Außenseite des mit Wasser gekühlten Behälters: 50°C .

Für den Wärmeübergangskoeffizient auf der Außenseite des Behälters α wurde eine temperaturabhängige Beziehung angegeben, aus der beispielsweise bei einer Außenwandtemperatur $T_o = 136^\circ\text{C}$ ein Wert von ca. $300 \text{ W/m}^2\text{K}$ resultiert. Experimentelle Arbeiten von Henry et

al. [4] deuten darauf hin, daß diese Werte zu niedrig sind. Dort wurden an einem mit einer Thermiterschmelze befüllten und von außen mit Wasser gekühlten Behälter, bei einer Außenwandtemperatur $T_o \approx 100 \text{ }^\circ\text{C}$, Wärmeströme in der Größenordnung von 10^6 W/m^2 ermittelt, woraus sich gemäß $q = \alpha(T_o - T_\infty)$ für $T_\infty = 50 \text{ }^\circ\text{C}$ eine Wärmeübergangszahl $\alpha \sim 10^4 \text{ W/m}^2\text{K}$ abschätzen läßt.

Ausgehend von den aus [3] entnommenen Innenwandtemperaturen $T_i(x,t)$ wurden für die Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha = 500, 1000, 1900, 5000, 15000 \text{ W/m}^2\text{K}$ mit Hilfe von ABAQUS instationäre Wärmeausbreitungsrechnungen durchgeführt (s. [1]). Die zur Lösung der Wärmeleitungsgleichung benötigten Wärmeleitfähigkeiten $\lambda(T)$ und Wärmekapazitäten $c(T)$ wurden aus den von Alex et al. in [5] angegebenen Werten abgeleitet. Die Wärmeübergangskoeffizienten wurden als orts- und temperaturunabhängig angenommen.

Die aus den Wärmeausbreitungsrechnungen resultierenden, zeitabhängigen Temperaturfelder wurden bei den anschließend durchgeführten Spannungsanalysen vorgegeben. Den Berechnungen wurde das in ABAQUS standardmäßig implementierte, für große Deformationen formulierte Materialmodell der Thermoplastizität mit multilinear isotroper Verfestigung und der v. Mises Fließfunktion zugrundegelegt (s. [6]). Die temperaturabhängigen Materialparameter wurden zum Teil mittels FE-Simulationen der im IMF II durchgeführten Zugversuche identifiziert (s. [1],[6]), teils der Literatur [5] entnommen. Da bei den Zugversuchen, die Zugproben nach Erreichen der Zugfestigkeit lokal einschnürten, wurden die FE-Rechnungen nötig, um die das nachkritische Materialverhalten beschreibenden Materialparameter zu bestimmen. Die Wahl der Parameter wurde dadurch eingeschränkt, daß instabiles Materialverhalten ("softening") ausgeschlossen wurde.

Bei allen Berechnungen wurde angenommen, daß der Behälter mit der homogenen Anfangstemperatur $T_{ini} = 350 \text{ }^\circ\text{C}$ hinreichend lange von außen gekühlt wird, so daß sich ein stationärer Zustand einstellen kann, bevor sich zum Zeitpunkt t_0 das Corium als Ganzes verlagert. Während der Abkühlphase wurde die Innenwandtemperatur auf $T_{ini} = 350 \text{ }^\circ\text{C}$ gehalten. Im Zeitintervall $t = [t_0, t_0 + 10 \text{ s}]$ wurde die Innenwandtemperatur des vom Corium bedeckten Teils der Bodenkalotte von $350 \text{ }^\circ\text{C}$ auf $720 \text{ }^\circ\text{C}$ kontinuierlich gesteigert. Die den axialsymmetrischen Rechnungen zugrundegelegten Verteilungen der Innenwandtemperaturen sind in Abbildung 2 dargestellt. Aufgrund der sich in der Kernschmelze ausbildenden Naturkonvektion werden die höchsten Innenwandtemperaturen nahe der freien Oberfläche des Coriums erreicht.

In einem ersten Schritt wurden die aus Abb. 2 zu den jeweiligen Zeitpunkten ablesbaren Maximaltemperaturen T_i^{max} einem Kugelsegment als räumlich konstante Innenwandtemperatur aufgeprägt (s. Abb. 3). Die dort für $t = 8000 \text{ s}$ angegebene Innenwandtemperatur wurde aus [3] abgeschätzt. Der Innenradius $R_i = 2560 \text{ mm}$ und die Wandstärke $w_0 = 148 \text{ mm}$ des Kugelsegments entsprechen der Geometrie der Bodenkalotte des RDB's.

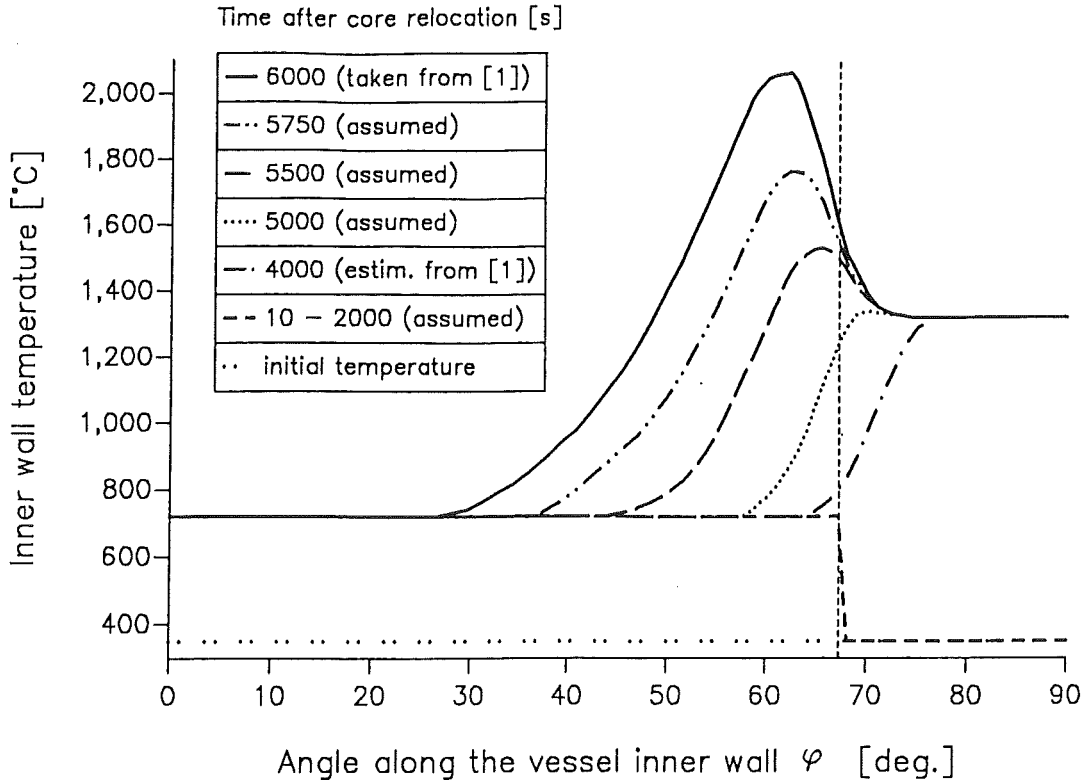


Abb. 2: Die Temperaturverteilungen auf der Innenseite des Behälters, die den axial-symmetrischen FE-Rechnungen vorgeben wurden.

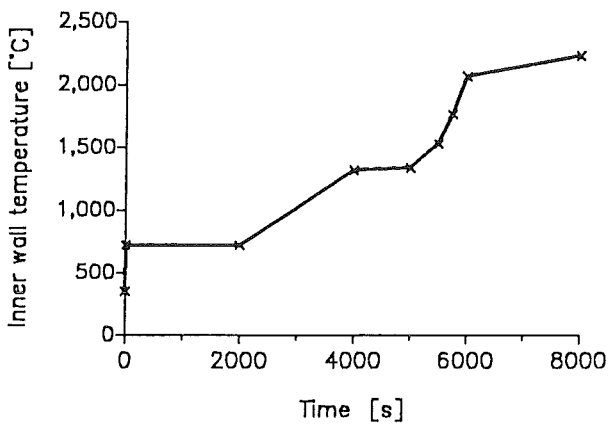


Abb. 3: Die dem Kugelsegment aufgeprägte Innenwandtemperatur $T_i(t)$.

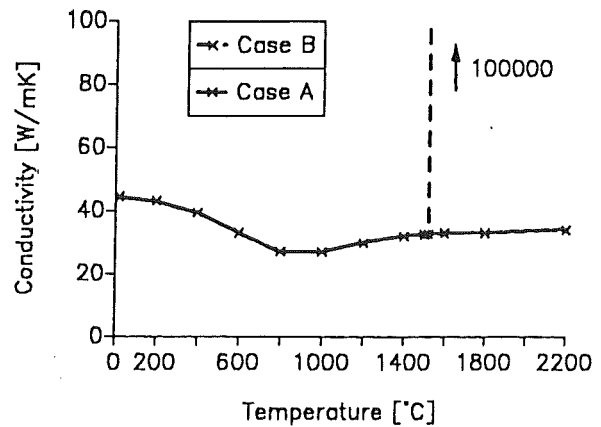


Abb. 4: λ -T-Beziehungen.

Ausgehend von dem konstanten Innendruck $p_i=16$ MPa wurden die im Temperaturlauf berechneten Temperaturfelder sukzessiv eingelesen. Aufgrund der mit steigender Temperatur abnehmenden Festigkeit des Materials, wird der kugelförmige Behälter bei gegebenem Innendruck bei hinreichend hohen Temperaturen instabil. Konnte bis zu dem sich nach 8000 s einstellenden Temperaturfeld kein instabiles Verhalten ermittelt werden, wurde der Innendruck kontinuier-

lich erhöht. Die ermittelten kritischen Zeiten bzw. kritischen Innendrucke können der Tabelle 1 entnommen werden. Es sei bereits an dieser Stelle angemerkt, daß mit Hilfe dieser Geometrie untere Grenzen für den Versagensdruck des Reaktordruckbehälters ermittelt werden (s.a. Kap. 3).

Die beiden mit A und B bezeichneten Wärmeleitfähigkeiten $\lambda(T)$ sind in Abbildung 4 dargestellt. Mit Hilfe der als "Case B" bezeichneten λ -T-Beziehung wurde versucht, das Abschmelzen der Behälterwand für Temperaturen $>1520^\circ\text{C}$ zu berücksichtigen.

Tab. 1: Die für das Kugelsegment ermittelten Versagenszeiten bzw. kritischen Innendrucke.

Wärmeübergangskoeff. [W/m ² K]	λ -T-Bez.	Versagenszeit [s]	kritischer Innendruck [MPa]	T _i [°C]	T _o [°C]	Wärmestrom [MW/m ²]	A _m [%]
500	A	5610	-	1640	412	0.183	7
500	B	5542	-	1569	407	0.181	33
1000	A	6205	-	2080	320	0.270	25
1000	B	5581	-	1610	273	0.234	58
1900	A	6820	-	2170	242	0.355	31
1900	B	5596	-	1620	185	0.280	63
5000	A	-	18.1	2230	135	0.428	31
5000	B	5600	-	1620	109	0.333	63
15000	A	-	19.7	2230	80	0.446	30
15000	B	5605	-	1630	70	0.303	64

T_i : Innenwandtemperatur

T_o : Außenwandtemperatur

A_m : Anteil $(R-R_i)/w_0$, in dem die Schmelztemperatur des Reaktorbaustahls überschritten ist

Bei der axialsymmetrischen Behältergeometrie wurden für die in Abb. 2 gegebenen Innenwandtemperaturen und den Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha=1000, 1900, 5000 \text{ W/m}^2\text{K}$ Tragfähigkeitsanalysen durchgeführt. Es wurde in allen Fällen die λ -T-Beziehung A angenommen. Für alle drei Wärmeübergangszahlen konnte bei $p_i=16 \text{ MPa}$ nach $t=6000 \text{ s}$ kein Versagen durch plastische Instabilität ermittelt werden (s. Tabelle 2).

Tab. 2: Die für die axialsymmetrische Geometrie ermittelten kritischen Innendrucke.

Wärmeüber- gangskoeff. [W/m ² K]	kritischer Innendruck [MPa]	T _i [°C]	T _o [°C]
1000	24.8	2065	412
1900	28.0	2065	187
5000	30.7	2065	135

Auf der Grundlage der sich nach 6000 s einstellenden Temperatur- und Spannungsverteilungen wurde der Innendruck kontinuierlich erhöht, bis ein instabiles Verhalten des Behälters ermittelt werden konnte. Das instabile Verhalten ist dadurch gekennzeichnet, daß trotz einer Zunahme des Innenvolumens der Gleichgewichtsdruck abnimmt. Mit Hilfe des in ABAQUS implementierten Pfadverfolgungsalgorithmus (s. [7]) kann trotz der Vorgabe des Innendrucks, das nachkritische Verformungsverhalten des Behälters (quasistatisch) ermittelt werden. Dieser Sachverhalt wird aus Abbildung 5 deutlich, in der der Innendruck über dem Innenvolumen für $\alpha=1900 \text{ W/m}^2\text{K}$ aufgetragen ist.

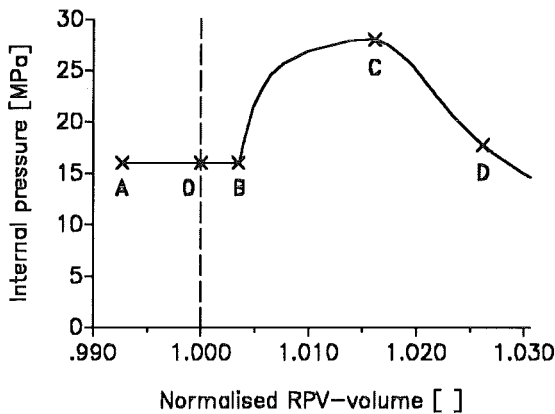


Abb. 5: Innendruck über dem normierten Innenvolumen im Falle der Axialsymmetrie: $\alpha=1900 \text{ W/m}^2\text{K}$.

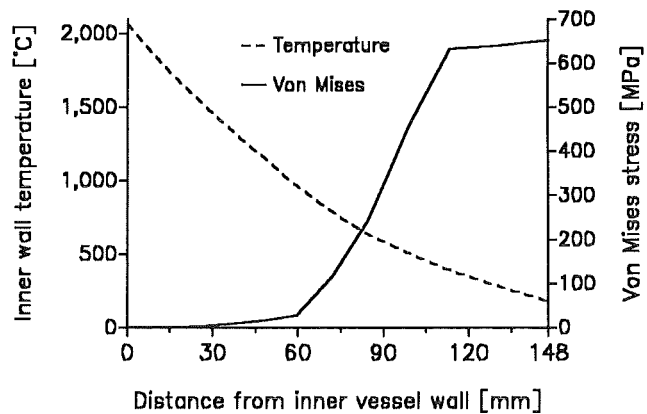


Abb. 6: Die bei C (s. Abb. 5) im kritischen Querschnitt vorherrschende Temperatur- und Spannungsverteilung.

Ausgehend von dem bei $p_i=16 \text{ MPa}$ und $T_{i,i}=350 \text{ °C}$ berechneten Innenvolumen V_0 wurde aus den Knotenpunktverschiebungen das Innenvolumen V berechnet. Die Differenz $(V-V_0)/V_0$ ist das in Abbildung 5 angegebene normierte Innenvolumen. Es zeigt sich, daß das Innenvolumen aufgrund der Außenkühlung zunächst abnimmt (Linie O-A). Nach der Verlagerung des Coriums nimmt das Innenvolumen aufgrund der thermischen Ausdehnung und der mit steigender Temperatur zunehmenden Nachgiebigkeit des Behälters wieder zu (Linie A-B). Der maximal er-

tragbare Innendruck beträgt in diesem Falle 28.0 MPa (Punkt C). Nach Erreichen des kritischen Innendrucks wird der Behälter instabil. Die bei C im kritischen Querschnitt vorherrschenden Temperatur- und Spannungsverteilungen sind in Abbildung 6 zu sehen. Es wird ersichtlich, daß aufgrund der hohen Temperaturen nur noch der äußere Bereich des Behälters belastet wird. Die bei D berechneten Verformungen sind in Abbildung 7 dargestellt.

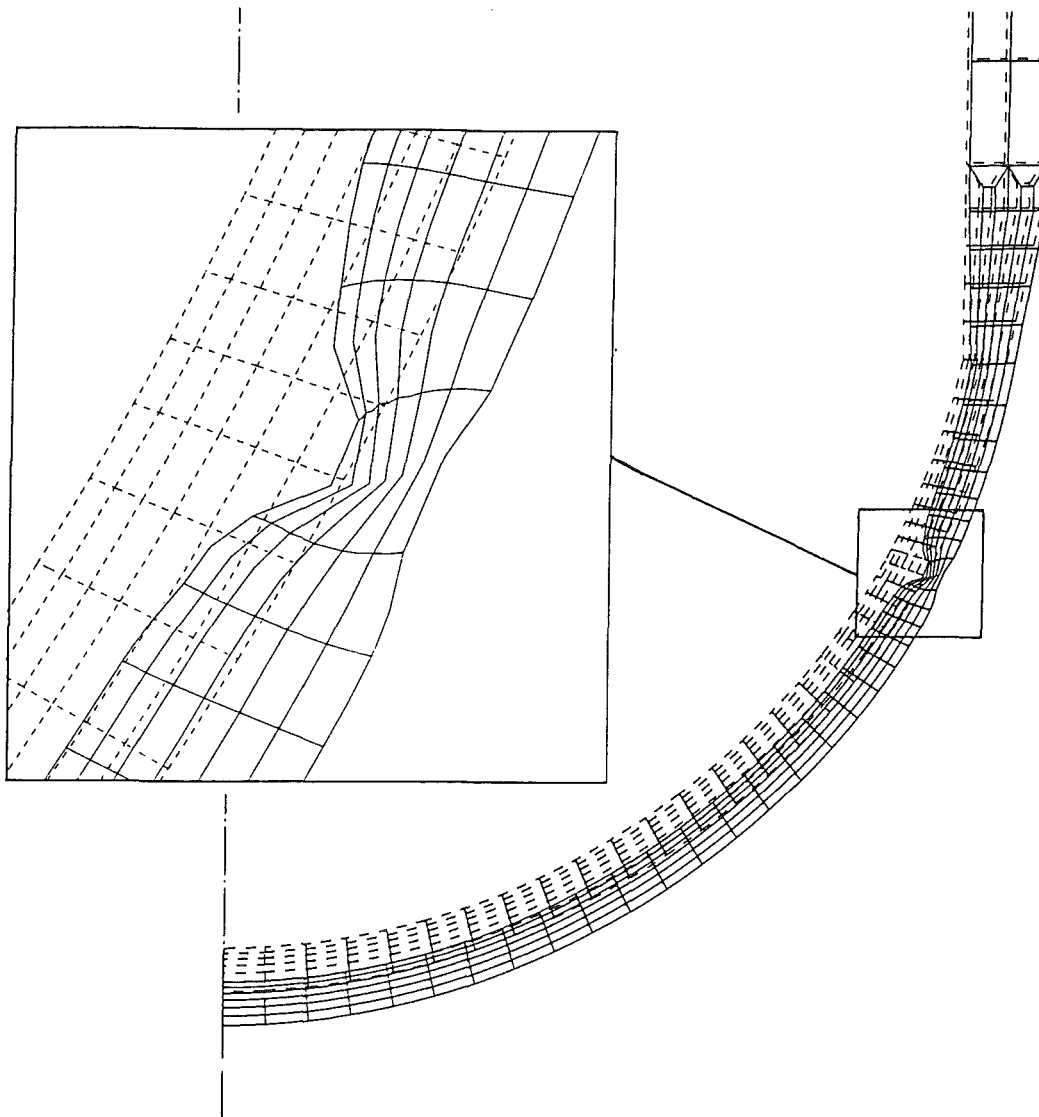


Abb. 7: Nachkritisches Verformungsverhalten des Behälters bei dem in Abb. 5 mit C gekennzeichneten Zustand (Skalierungsfaktor: 1).

Es zeigt sich eine (axialsymmetrische) Einschnürung an der thermisch höchst belasteten Stelle. Dies führt dazu, daß das nachkritische Verhalten des Behälters mit einer geringen Innenvo-

lumentzunahme einhergeht (s.a. Abb. 5). Weitere Analysen ergaben, daß erst bei hinreichend großen, außerhalb des Pols vorgegebenen geometrischen oder thermischen Störungen eine axial-symmetrische Einschnürung am Ort der Störung hervorgerufen wird [6].

Bei den dreidimensionalen FE-Rechnungen wurde ein hot spot vorgegeben, der sich über den in Abbildung 8 dargestellten Bereich erstreckt. Es wurde angenommen, daß eine solche Temperaturverteilung durch ein nichtaxialsymmetrisches Wiederaufschmelzen des an der Behälterwand erstarrten Coriums auftreten könnte.

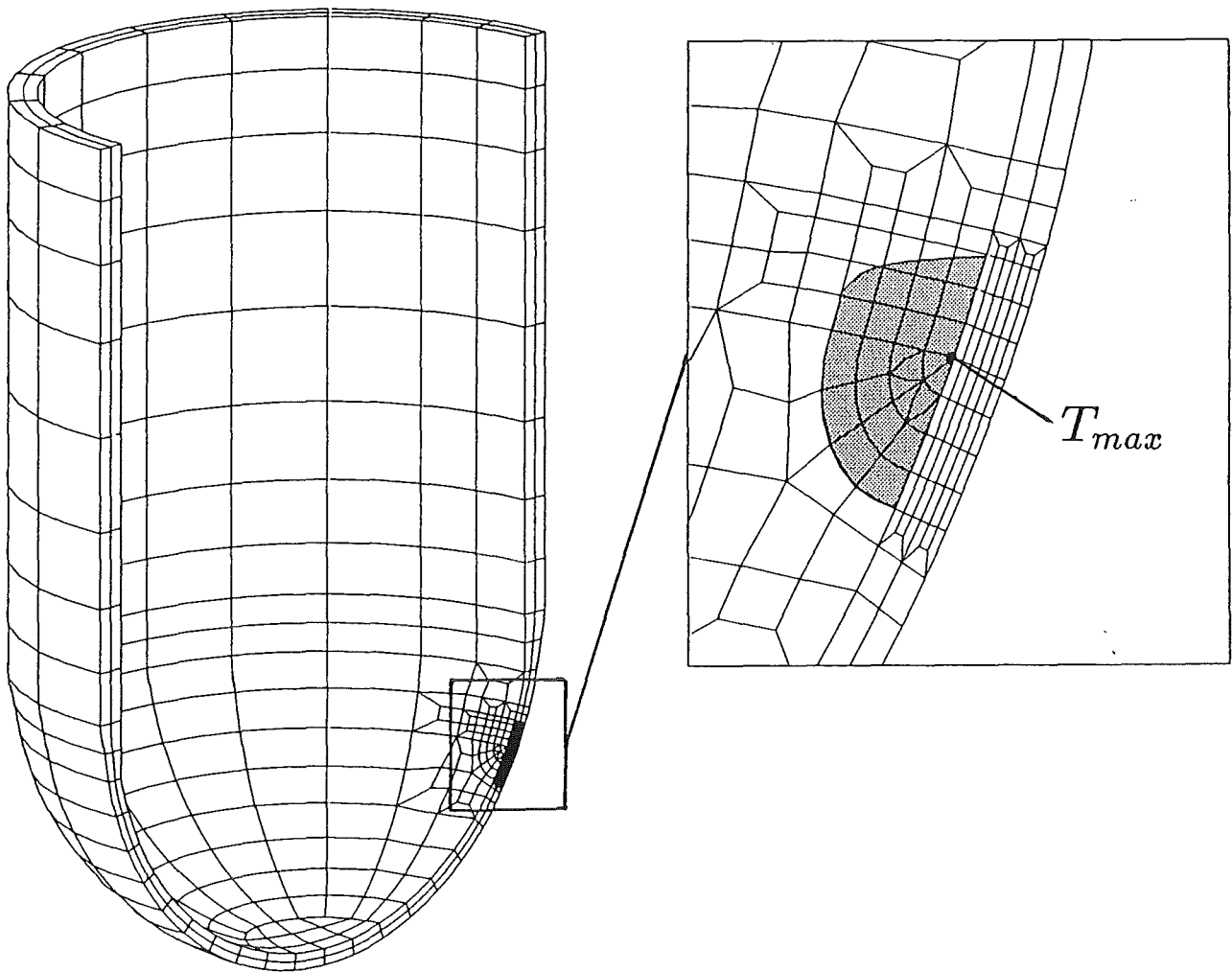


Abb. 8: Das den FE-Rechnungen zugrundegelegte FE-Netz und die Wärmeinflußzone des hot spots.

Zunächst wurden für die in Abbildung 9 gezeigten Temperaturverteilungen an der Innenwand die Temperaturfelder für $\alpha=1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ $\alpha=1900 \text{ W/m}^2\text{K}$ berechnet. Für die Spannungsanalysen wurden die Eigengewichte des Behälters und des Coriums vernachlässigt. Eine Berücksichtigung der Eigengewichte führt im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen nur zu einer geringfügigen Abnahme des kritischen Innendrucks (s. [1]).

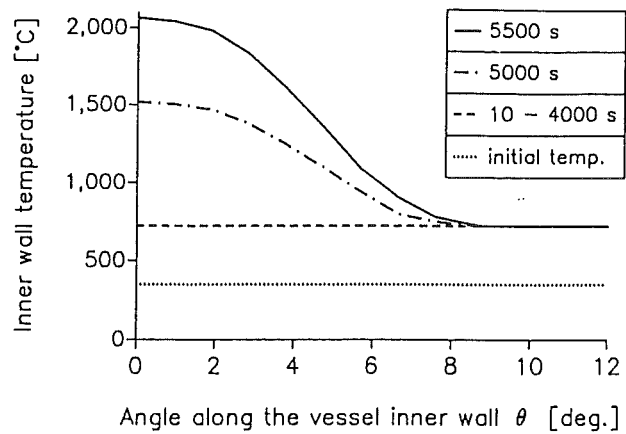
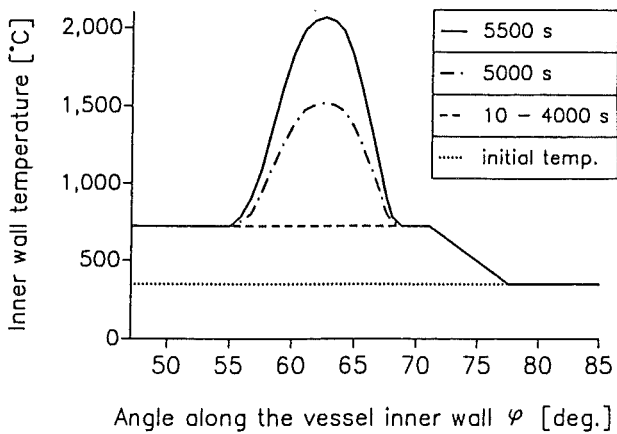
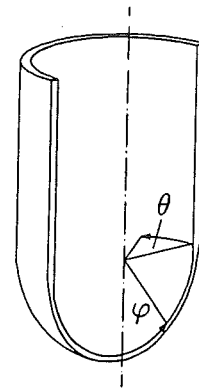


Abb. 9: Die den instationären Wärmeausbreitungsrechnungen vorgegebenen Innenwandtemperaturen $T_i(t, \varphi)|_{\theta=0^\circ}$ (links) und $T_i(t, \theta)|_{\varphi=62.6^\circ}$ (rechts).

Tab. 3: Die aus den 3-D Rechnungen ermittelten kritischen Innendrücke.

Wärmeübergangszahl [W/m ² K]	Zeit [s]	Kritischer Innendruck [MPa]		
		3-D	2-D	ohne hot spot
1000	5500	50.69	26.84	50.76
1900	5000	52.27	40.03	52.36
1900	5500	52.27	29.87	52.36

Aus Tabelle 3 wird deutlich, daß der maximal ertragbare Innendruck bei Vorgabe eines hot spots, trotz der lokal sehr hohen Innenwandtemperatur, nur geringfügig kleiner ist, als bei einem Behälter ohne die lokale Temperaturüberhöhung. Bei einer wie in Abb. 9 (links) vorgegebenen, rotationssymmetrischen Temperaturverteilung $T_i(\varphi, t)$ ergibt sich eine deutliche Reduzierung des kritischen Innendrucks (Spalte 2-D in Tab. 3). Obwohl bei den 3-D Rechnungen die kritischen Innendrücke bei $\alpha=1900 \text{ W/m}^2\text{K}$ für die Zeiten $t=5000 \text{ s}$ und $t=5500 \text{ s}$ gleich sind, zeigten sich unterschiedliche nachkritische Verformungen. Während für die sich

nach $t=5500$ s bei $\alpha=1000$ W/m²K und $\alpha=1900$ W/m²K einstellenden Temperaturfelder die maximalen plastischen Vergleichsdehnungen im Zentrum des hot spots ermittelt wurden, resultierten für $\alpha=1900$ W/m²K und $t=5000$ s im Pol des Behälters die maximalen plastischen Vergleichsdehnung. Dieses Verhalten entspricht dem des Behälters ohne hot spot.

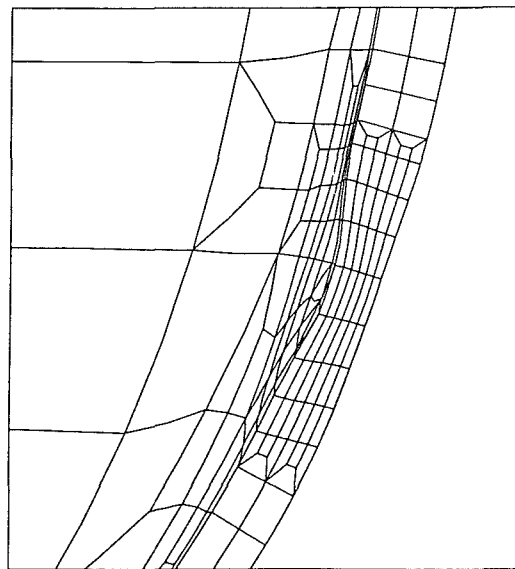
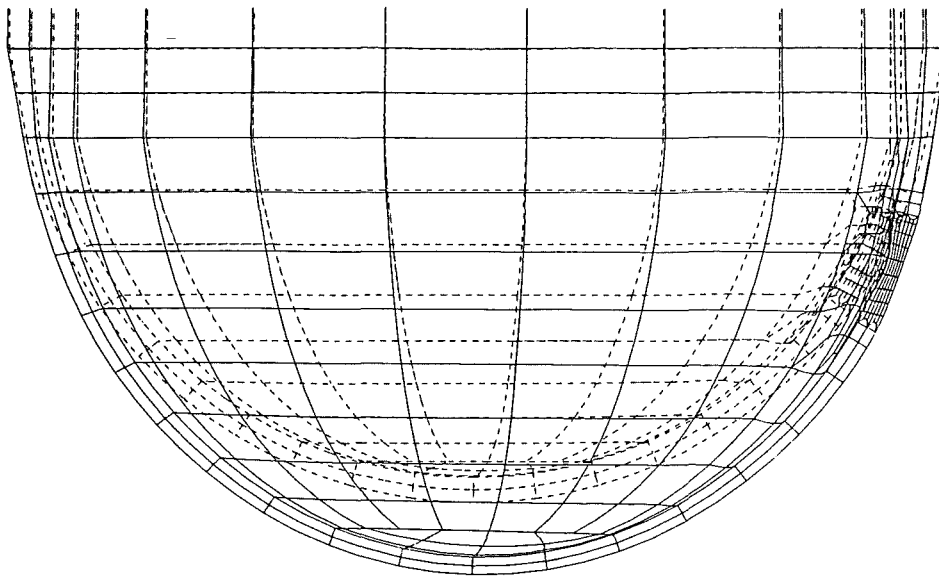


Abb. 10: Nachkritisches Verformungsverhalten des Behälters bei $\alpha=1000$ W/m²K und $t=5500$ s.

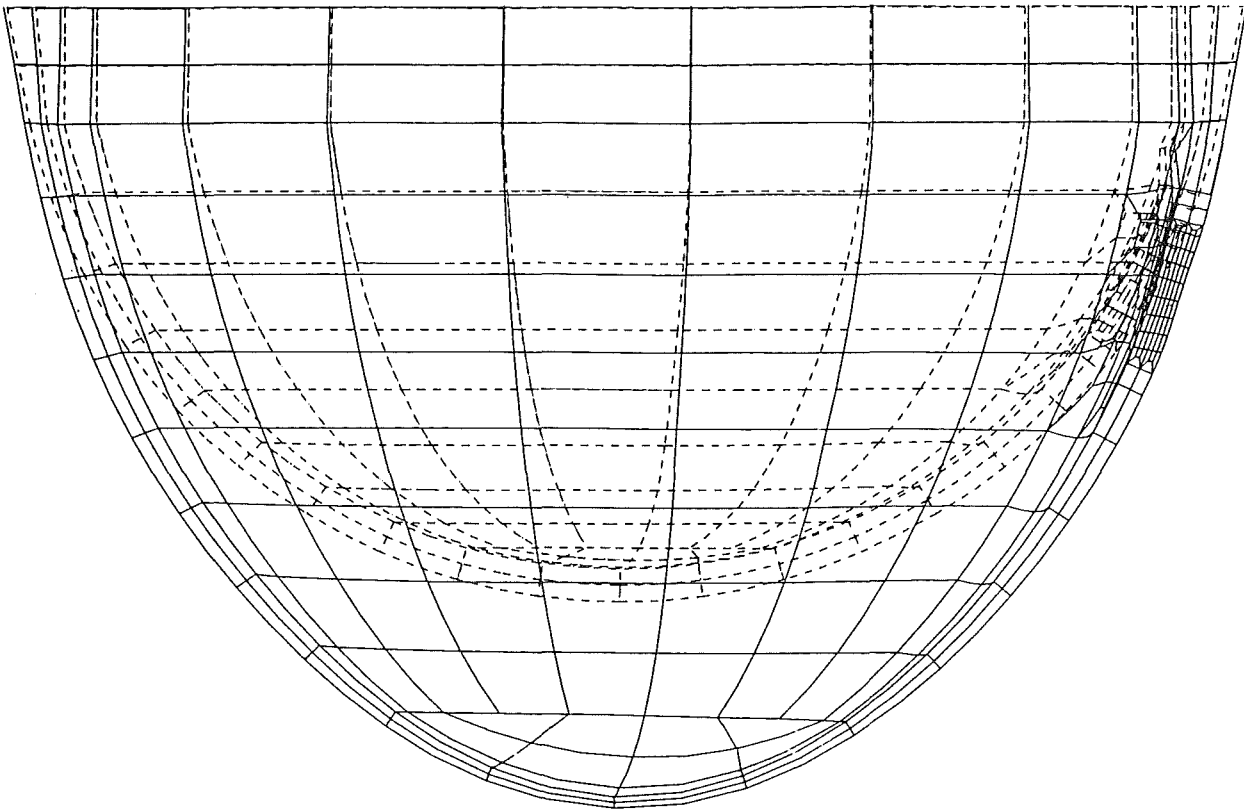


Abb. 11: Nachkritisches Verformungsverhalten des Behälters bei $\alpha=1900 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $t=5000 \text{ s}$.

3 Prinzipieller Einfluß thermischer Störungen

In einer weiteren Studie wurde der prinzipielle Einfluß verschiedener Temperaturverteilungen systematisch untersucht [2]. Dabei wurden in Gegensatz zu den im vorigen Abschnitt erläuterten Rechnungen lediglich die zu bestimmten Zeiten berechneten Temperaturverteilungen eingelesen und unter Vernachlässigung der thermischen Ausdehnung Tragfähigkeitsanalysen durchgeführt. Dies bedeutet, daß bei einem gegebenen Temperaturfeld $T(x,t)$, ausgehend vom Umgebungsdruck, der Innendruck erhöht wurde, bis der Behälter instabil wurde. Dabei wurde wiederum von dem Pfadverfolgungsalgorithmus Gebrauch gemacht. Neben einigen Parameterstudien am Kugelsegment, wurden für die axialsymmetrische RDB-Geometrie folgende Parameterstudien durchgeführt:

- $T_i=[400,900] \text{ }^\circ\text{C}$; $t= 3600 \text{ s}$, $\varphi_0 = 38.75^\circ$
- $t=[0, 3600] \text{ s}$; $T_i=900 \text{ }^\circ\text{C}$, $\varphi_0 = 38.75^\circ$
- $\varphi_0 = [0, 75]^\circ$; $T_i=900 \text{ }^\circ\text{C}$, $t=3600 \text{ s}$.

Der Variationsbereich ist durch die eckigen Klammern gekennzeichnet, die beiden anderen Größen werden konstant gehalten. Der Parameter φ_0 gibt das Zentrum der Wärmeeinflußzone an (s.a. Abb. 1). Ausgehend von einer homogenen Anfangstemperatur $T_{i,0}=400 \text{ }^\circ\text{C}$ wurden den im Bereich $\varphi_0 \pm 3.75^\circ$ auf der Innenseite des Behälters liegenden Knoten die zeitlich konstante Temperatur T_i aufgeprägt. Die Außenseite des Behälters wurde im Rahmen dieser Studie als adiabatisch angenommen.

Den anschließend durchgeführten Spannungsanalysen wurden die aus den Wärmeausbreitungsrechnungen resultierenden Temperaturverteilungen als Anfangsbedingung vorgegeben und für einen vorgeschlagenen Innendruck p unter Zuhilfenahme des Pfadverfolgungsalgorithmus das Anfangs-Randwert Problem gelöst. Die Abbildungen 12 bis 14 zeigen die aus den FE-Rechnungen ermittelten p_i - $\Delta V/V_0$ -Kurven (links) sowie die zugehörigen maximal ertragbaren Innendrucke p_{max} (rechts). In die jeweils rechten Diagramme sind zusätzlich noch die mit Hilfe des Kugelsegments berechneten kritischen Innendrucke eingetragen (gepunktete Linien).

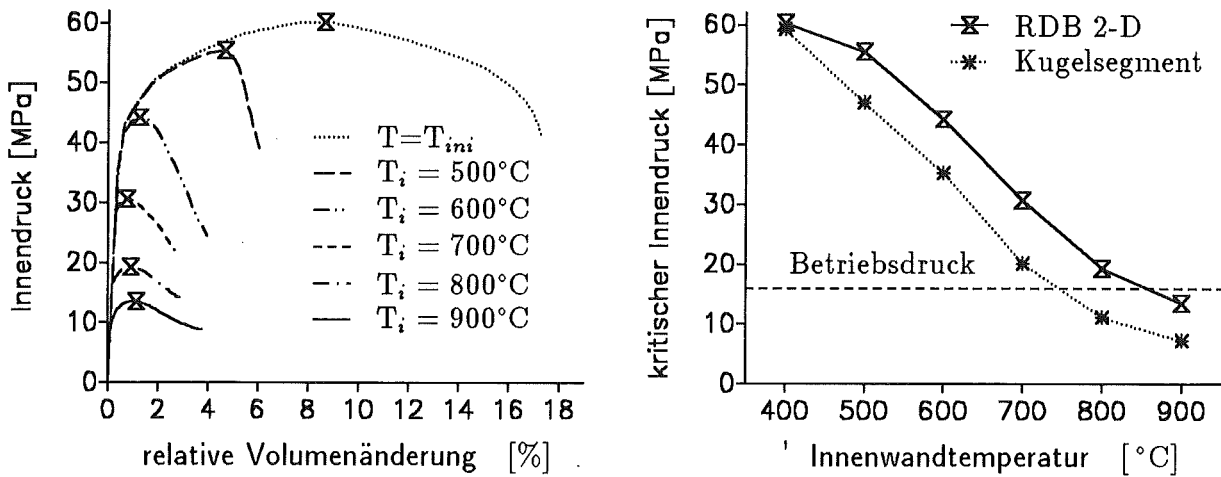


Abb. 12: Verformungsverhalten des RDB's sowie die zugehörigen kritischen Innendrucke p_{max} in Abhängigkeit von der Innenwandtemperatur T_i für eine ringförmige Wärmeeinflußzone $\varphi_0 = 38.75^\circ$: $t=3600\text{ s}$, $T_{ini} = 400^\circ\text{C}$.

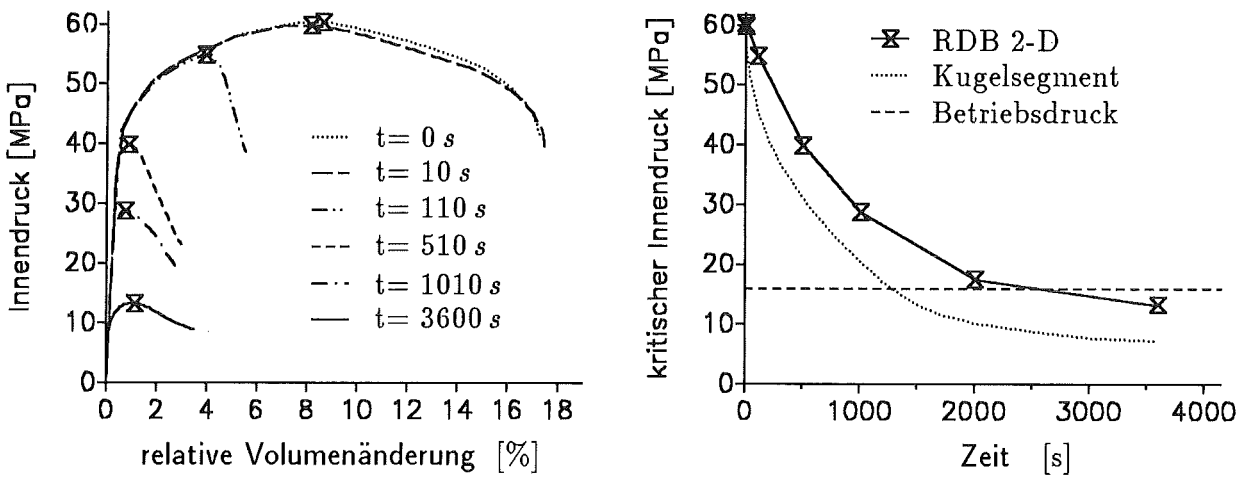


Abb. 13: Verformungsverhalten des RDB's sowie die zugehörigen kritischen Innendrucke p_{max} in Abhängigkeit von der Zeit t für eine ringförmige Wärmeeinflußzone $\varphi_0 = 38.75^\circ$, $T_i = 900^\circ\text{C}$, $T_{ini} = 400^\circ\text{C}$.

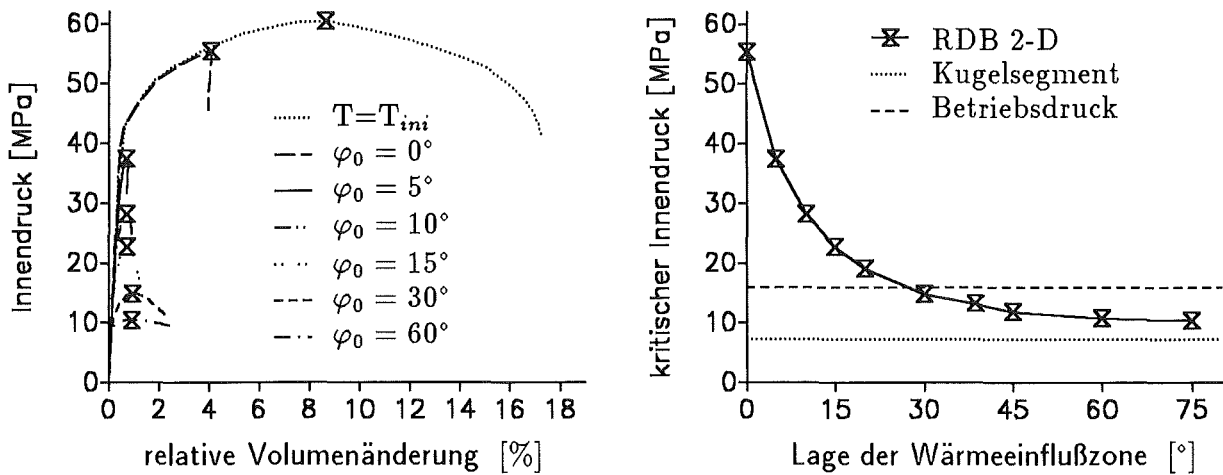


Abb. 14: Verformungsverhalten des RDB's sowie die zugehörigen kritischen Innendrucke p_{max} in Abhängigkeit von der Lage der ringförmigen Wärmeinflußzone φ_0 : $T_i = 900^\circ\text{C}$, $t = 3600\text{ s}$, $T_{ini} = 400^\circ\text{C}$.

Bei den durchgeführten 3-D Analysen wurde allen Knoten, die innerhalb der in Abbildung 15 dargestellten Bereiche A, B oder C liegen, die konstante Innenwandtemperatur $T_i = 900^\circ\text{C}$ aufgeprägt. Unter der Annahme einer adiabatischen Außenseite wurden für die sich nach 3600 s einstellenden Temperaturfelder die in Tabelle 4 angegebenen maximal ertragbaren Innendrucke ermittelt.

Tab. 4: Maximal ertragbarer Innendruck für unterschiedliche Wärmeinflußzonen

	kritischer Innendruck [MPa]
homogenes Temperaturfeld $T(x,t) = T_{ini}$	60.3
3D (Bereich A)	50.3
3D (Bereich B)	28.8
3D (Bereich C)	18.6
axialsymmetrische Geometrie	13.5
Kugelsegment	7.25

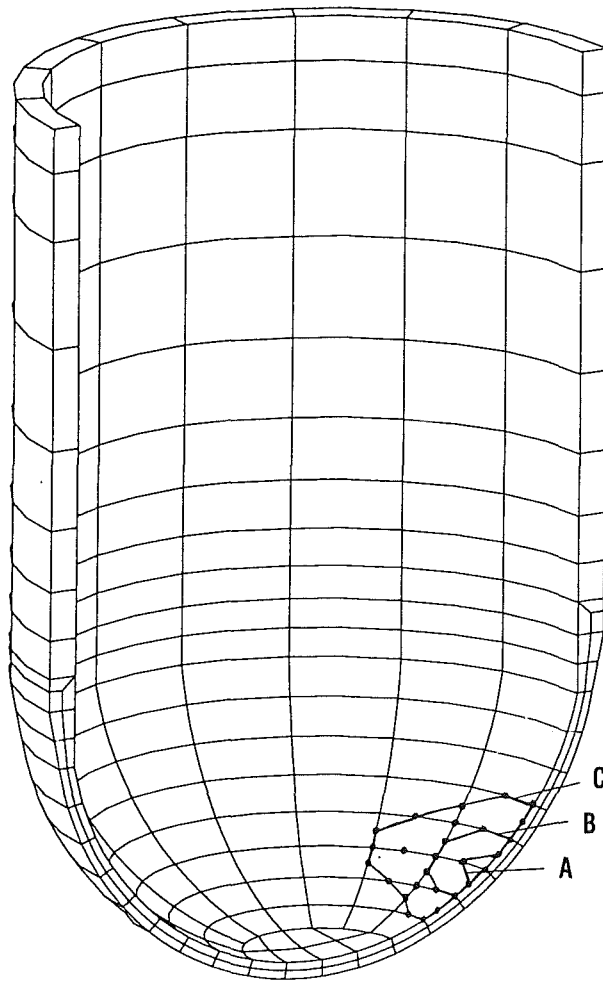


Abb. 15: Das den 3-D Rechnungen zugrunde gelegte FE-Netz einschließlich der mit $T_i=900\text{ }^\circ\text{C}$ beaufschlagten Bereiche.

Es zeigt sich erwartungsgemäß eine mit zunehmender Größe der Wärmeeinflußzone abnehmende Tragfähigkeit, wobei die ermittelten Werte zwischen den Ergebnissen des mit $T_{i,ni}$ beaufschlagten RDB's und der axialsymmetrischen Temperaturverteilung liegen. Das Kugelsegment liefert den niedrigsten kritischen Innendruck. Für die im Bereich A beaufschlagten Knoten wurden die maximalen plastischen Vergleichsdehnungen im Zentrum der Wärmeeinflußzone ermittelt. In diesem Zusammenhang wird auf die in [2] oder [6] veröffentlichten Bilder verwiesen. Es zeigt sich jedoch nicht die aus den vorigen Kapitel (s. Abb. 7) bekannte, starke Verformungslokalisierung. Bei einem hot spot werden aufgrund der unsymmetrischen Belastung die umliegenden, kälteren Bereiche stärker belastet. Dies führt dazu, daß in der Behälterwand in alle drei Raumrichtungen Spannungsumlagerungen stattfinden. Wie in Abb. 5 angedeutet wurde, können bei Axialsymmetrie die Spannungen nur in radialer Richtung umgelagert werden.

Literatur

- [1] Ritter, B.: *On the Load Carrying Capacity of a Pressurised and Externally Cooled Reactor Pressure Vessel*. Proc. OECD Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer, Centre d'Études Nucléaires de Grenoble (France) 1994, S. 111-139.
- [2] Lämmer, H. / Ritter, B.: *Untersuchungen zum Versagen eines Reaktordruckbehälters durch plastische Instabilität*. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK-Nachrichten 26, 3/94, 1994.
- [3] H. Park, V. K. Dhir: *Effect of Outside Cooling on the Thermal Behavior of a Pressurized Water Reactor Vessel Lower Head*, Nuclear Technology Vol. 100, 331, 1992.
- [4] R.E. Henry, J.P. Burelbach, R.J. Hammersley, C.E. Henry: *Cooling of Core Debris within the Reactor Vessel Lower Head*, Nuclear Technology Vol. 101, 385, 1993.
- [5] H. Alex: *Untersuchungen von mechanischen Auswirkungen eines Kernschmelzunfalls auf den RDB und die umgebenden Gebäudebereiche* Beitrag zur Deutschen Risikostudie Phase B - ND* Pfad, GRS Köln, März 1988.
- [6] Lämmer, H. / Ritter, B. / Tsakmakis, Ch.: *Diskussion plastischer Instabilitäten eines Druckbehälters mit Hilfe der Finiten Elemente*. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 5362, 1994.
- [7] Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.: *ABAQUS theory manual*. Version 5.2, 1992.

II. Belastungen des EPR-Containments im Falle eines RDB-Versagens bei hohem Druck (G. Jacobs, INR)

1. INTRODUCTION

The event that the reactor core melts down, while the primary system pressure remains at a high level, can be considered extremely unlikely [1]. However, the consequences of this event might lead to a severe risk resulting from radioactivity release risk by an early failure of the containment [2]. As regards the design of the European Pressurized Water Reactor (EPR), the general strategy is to eliminate, as far as anyone can judge, the vessel failure at high pressure by preventive and mitigative measures [7]. The design proposals involved trust in the reliability of dedicated devices (relief valves) for rapid depressurization. The aim is to attain a lower pressure level at the moment of vessel failure, so that the containment is capable to cope with the blowdown impact on the pit walls and the vessel supporting structures.

Nevertheless, the potential of a high-pressure failure of the vessel must be kept in mind, whatever well thought-out and reliable preventive depressurization measures might be. Therefore, the reactor pressure blowdown has been studied, [4], [5], [6], in order to quantify the ultimate containment load, which might support future design requirements.

The calculations were performed with the light-water reactor-transient analysis thermal-hydraulics computer code RELAP5/MOD3 [3]. In previous analyses, the nodalization of the problem was based on the geometrical conditions of a typical German 1300 MW(e) nuclear power plant (NPP). In the present analysis a new input model has been used, which was based on the EPR conditions.

2. INPUT MODEL FOR COMPUTATION

As in the previous analyses, an instantaneous circumferential rupture of the EPR vessel just beneath the location of the lower core support plate is assumed. Figure 1 shows the nodalization used for the RELAP5 blowdown calculation, which should represent the EPR containment design conditions as roughly shown in Figure 2. The input model was created on the basis of a four-loop-model of the EPR coolant system

developed by Siemens [8]. Considering the rapidity of the event, the model can do without a decay heat source in the corium melt and heat conducting structures. The channel connecting the reactor pit with the melt spreading area is assumed to be closed (see Figure 2).

The servo valve component of the RELAP5 code has been used to represent the break and the flow paths connecting the reactor pit to the neighbouring compartments and the containment dome. The opening of the flow area of the break junction is controlled by the feedback of the moving lower head accelerated downwards. Similarly, one coping stone of the covering above the reactor pit blown away by the pressure building up in the reactor pit releases a relief opening to the dome. Exclusively, only at the break junction, and the three junctions connecting the reactor pit with the containment dome and the neighbouring compartments, the choking flow model of RELAP5 is switched on. The important input parameters are summarized in Table I. The RELAP5 calculation starts at the moment when the lower head has just been torn off and can be accelerated.

The automatic time step control of RELAP5 includes the material Courant limit check. For computations of pressure waves the Courant limit check is not sufficient. To guarantee numerical stability of the blowdown calculations by the semi-implicit method, it is necessary to choose a maximum time step size smaller than the Courant limit based on the sound speed.

3. METHOD OF EVALUATION

During blowdown, dynamic hydraulic forces are acting on the vessel. The only mechanisms exerting forces on a fluid container are the fluid static pressure applied on the wetted surface of the wall and the friction between the surface and the fluid. In a one-dimensional staggered mesh approximation, which is pre-determined by the RELAP5 code used, the reaction or thrust force acting on a vessel, which is open on one side (ruptured vessel), as roughly sketched in Figure 3, can be determined by:

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

A_0 is the cross-sectional area of the rupture, \dot{m} is the discharge mass flow rate, \dot{m}_i is the mass flow rate in the i -th junction, p_{in} is the pressure at the rupture surface inside the vessel body, p_{ex} is the pressure downstream the rupture surface outside the

vessel, v is the fluid velocity at the rupture surface, and Δx_i is the length of the i -th control volume.

For the sake of simplicity, the gravity force can be neglected. The equation is recorded in a simplified form for a homogeneous fluid. Actually, in the calculation performed two-phase terms are evaluated. The wave force, which describes the first term on the right side of the equation, represents the rate of change of the total momentum of the fluid in the container vanishing at steady flow. The second term represents the pressure force acting on the fluid discharge plane. The third term represents the spatial acceleration of the fluid momentum efflux. The sum of the latter two terms is the so-called blowdown force, which is equal to the impingement force of the fluid jet striking and accelerating downwards the lower head.

The RELAP5 code used provides the thermal hydraulics information needed for the approximate calculation of the thrust force described above, and owing to its control system it permits the feedback of the effective flow area to the force accelerating the lower head and increasing the effective flow area. Furthermore, the control system of RELAP5 has been used to perform the entire evaluation along with the main computing job.

4. RESULTS OF COMPUTATION

Figure 4 shows the calculated thrust force acting on the pressure vessel including the three contributions according to the basic equation mentioned before. The total thrust force is dominated by the pressure force. The pressure force has its maximum of 265 MN at the beginning, because the pressure difference is greatest at the beginning of blowdown.

The decompression wave takes about 30 ms to run from the rupture surface to the top of the vessel. This behaviour is well expressed by the shape of the wave force curve. The full opening of the cylindrical flow area between the body of the ruptured vessel and the lower head is attained at about 40 ms, which results in a sharp bend of the momentum force curve. The total thrust force rapidly falls back (within 100 ms) to a value of 50 MN. The maximum of the thrust force depends strongly on both the size of break and the initial vessel pressure. The thrust force equation indicates that the pressure force is proportional to the pressure difference and the cross-sectional area of break. Therefore, if the other moderate contributions are neglected, the thrust is nearly proportional to the internal pressure and the size of break.

Figure 5 shows the pressure build-up in the reactor pit at different locations. Near the break the pressure attains a peak value of 3 MPa. The pressure building up is strongly influenced by the geometrical input parameters, primarily by the volume of the pit and the flow areas of the relief openings.

Figure 6 shows the load on the vessel support structure, which is the sum of the thrust force acting on the vessel and the load resulting from the pressure in the pit. From previous explanations follows that the discussed load acting on the support structure is a hydraulic load. The response of the supporting structures will be the subject of future structural dynamics analyses.

The next three Figures, 7,8, and 9, show some comparisons of the present calculational results with previous results for a typical German 1300 MW PWR (KONVOI). In KONVOI case A the lower core support plate loaded with a debris bed falls down together with the corium. In this case, the initial rupture area is nearly equal to the full cross-sectional area of the vessel. In KONVOI case B, the lower core-support plate withstands for a while until the moment when a differential pressure of 0.2 MPa is achieved. In this case the initial rupture area is equal to the downcomer cross-sectional area. After failure, the support plate with the debris is accelerated downwards increasing continuously the effective flow area of the inner channel.

In Figure 7 showing the thrust force acting on the vessel no significant differences between the three calculations can be seen. In Figure 8 the pressure in the reactor is presented. After attaining the peak pressure at the beginning of blowdown, the depressurization of the reactor pit proceeds much faster in the EPR case than in the other cases. For the simple reason that in the EPR case the relief openings are assumed to be much larger than in the KONVOI cases (see Table I). These different pit pressure courses result in a rapid decrease of the load acting on the vessel support for the EPR case, while for the KONVOI cases the load remains at a high level for more than a second.

5. OUTLOOK TO FURTHER WORK

The calculational procedure described above has to cope with some uncertainties, which have not been elucidated until now, concerning the mode and timing of relocation of corium debris into the lower plenum, the amount of the coolant water left in the lower plenum, as well as the mode and timing of the lower head failure.

A simplification in modelling is the one-dimensional treatment in which influences of transverse flows in the region between the vessel body and the lower head are neglected. These items will have to be investigated in future analyses.

The blowdown of the reactor coolant system (RCS) at high pressure through a pressure vessel breach is accompanied by a high pressure melt ejection (HPME). The HPME has the potential of a rapid rise in containment atmosphere temperature and pressure, or direct containment heating (DCH). The DCH issue for the EPR, which is connected with the justification of the design criterion of 0.2 MPa for the load capacity of the inner containment structures, will be investigated. It is important to find out, to what extent the experimental and analytical DCH-related results for the ZION and SURRY NPP's in the US can be extrapolated to the EPR. Further, the RCS behaviour is to be investigated. The RCS natural convection flows can redistribute core decay energy, which might lead to creep rupture failures in ex-vessel pressure boundaries (the surge line, the hot leg, the steam generator tubes, and the pressurizer relief valves). Depressurization through an accidental failure of the RCS pressure boundary prior to lower head failure could prevent or mitigate the severity of HPME and DCH.

6. REFERENCES

1. Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B, Verlag TÜV Rheinland, Köln (1990). Reaktorsicherheit (1989).
2. H.H.Hennies, G.Keßler, J.Eibl, "Sicherheitskonzept zukünftiger Druckwassereaktoren" (in German), KfK Nachrichten Jahrgang 25, 1/93, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1993).
3. Carlson, K. E.; Allison, C. M. et al., RELAP5/MOD3 Code Manual (4 Volumes), NUREG/CR-5535, EG&G Idaho, Inc (1990).
4. G. Jacobs, "PWR Lower Head Rupture at High System Pressure," Proc SMiRT 93 Conf. , U07 (1993).
5. Jacobs, G. J., "Loads Acting during Reactor Pressure Vessel Blowdown at High Pressure," Seventh Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics, American Nuclear Society, pp. 57-63 (1991).
6. Jacobs, G., "Versagen des Reaktordruckbehälters bei hohem Druck", KfK Nachrichten, Kernforschungszentrum Karlsruhe, pp. 212-222 (1992).
7. IPSN/GRS, "Development of IPSN-GRS Safety Approach View of the EPR Conceptual Safety Features," Unpublished report with limited distribution, April 1994.
8. H. Dang et al., EPR steady state input model for RELAP5/MOD2.5, unpublished communication by Siemens-KWU, 1993.

TABLE I: EPR input model parameters

Parameter	Value	Parameter	Value
Number of control volumes	161	Initial conditions primary system pressure(MPa) containment pressure (MPa)	17.4 0.2
Maximum time step size (s)	1.0E-4	Lower head missile height (m) mass (Mg)	1.15 100.0
Primary coolant system volume (m ³)	463.0	Containment volume (m ³)	58100.0
Reactor pit volume (m ³) lower volume upper volume	493.0 1340.0	Rupture cross-sectional area (m ²)	15.27
Junction flow area (m ²) reactor pit to dome reactor pit to compartments	21.0 20.0	Rupture effective flow area(m ²) initial maximum	0.0 15.27
Distance between RPV and core catcher (m)	1.5	Shadow area exposed to reactor pit pressure(m ²)	56.0

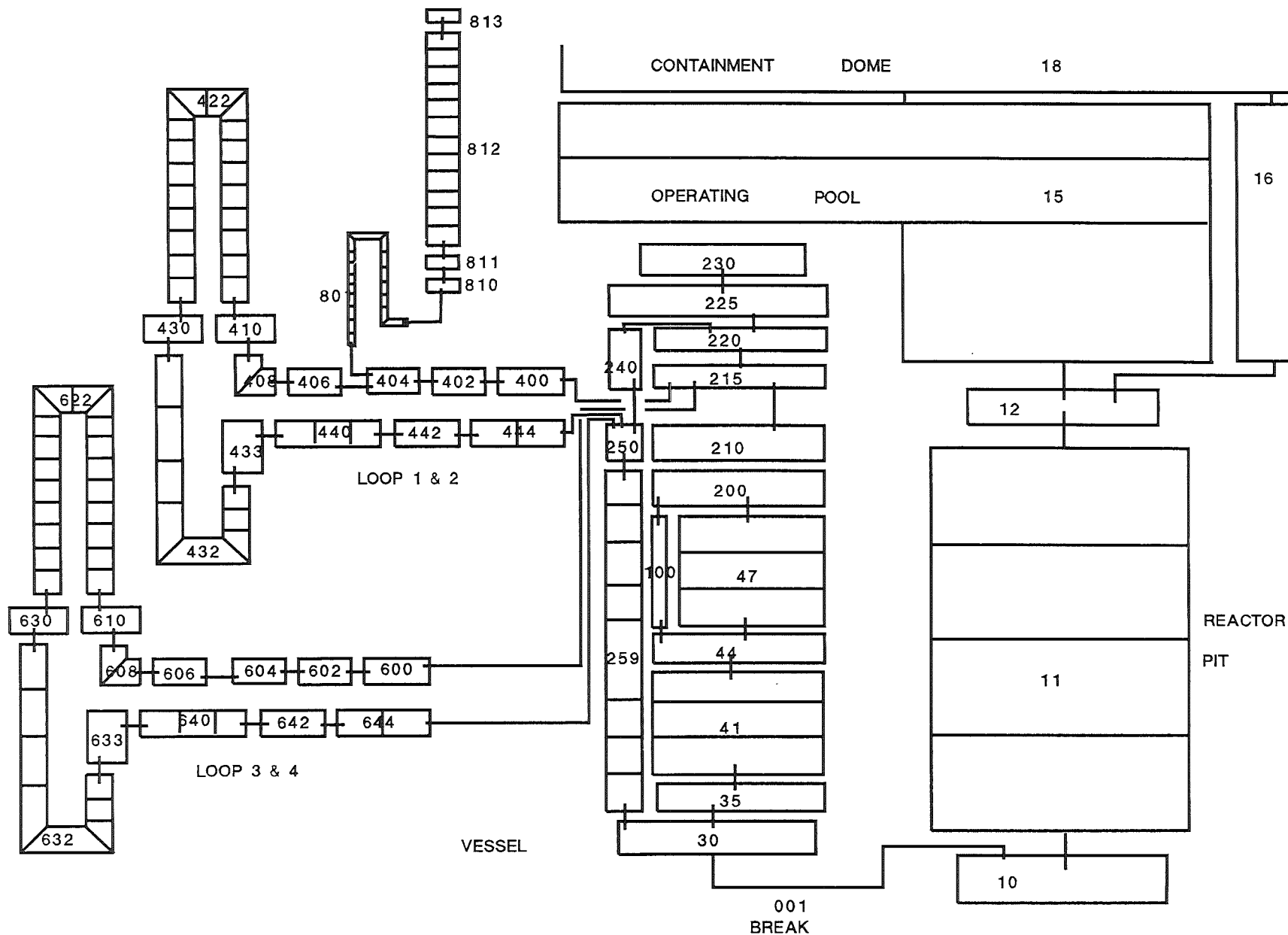


Figure 1: Nodalization of the primary RCS and the containment of a NPP related to the EPR design for RELAP5/MOD3 blowdown calculations

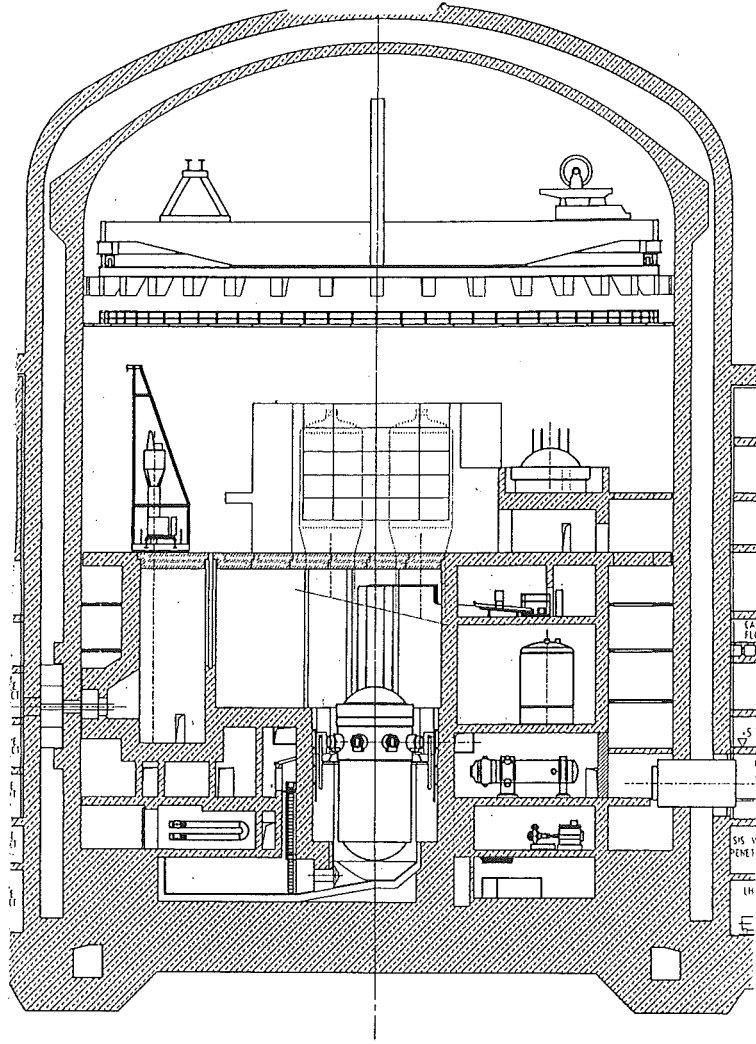


Figure 2: EPR Containment design

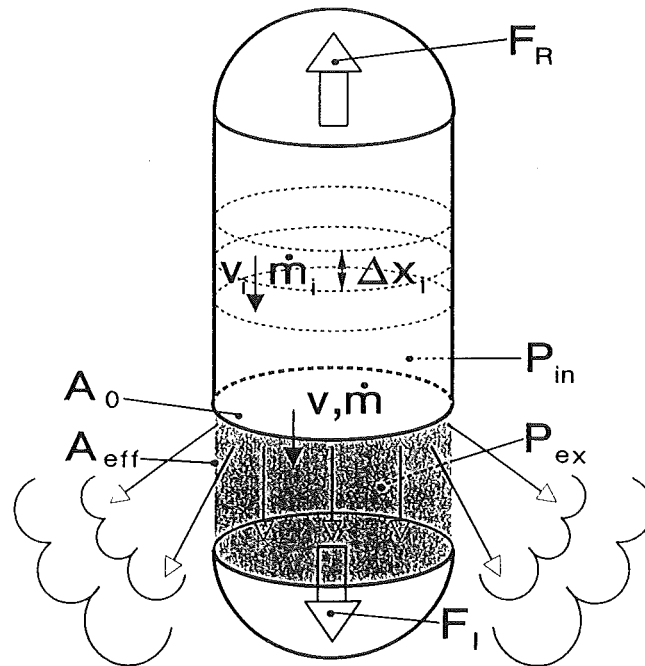


Figure 3: Reaction forces acting on a fluid container

Figure 4: Reaction forces acting on the RPV

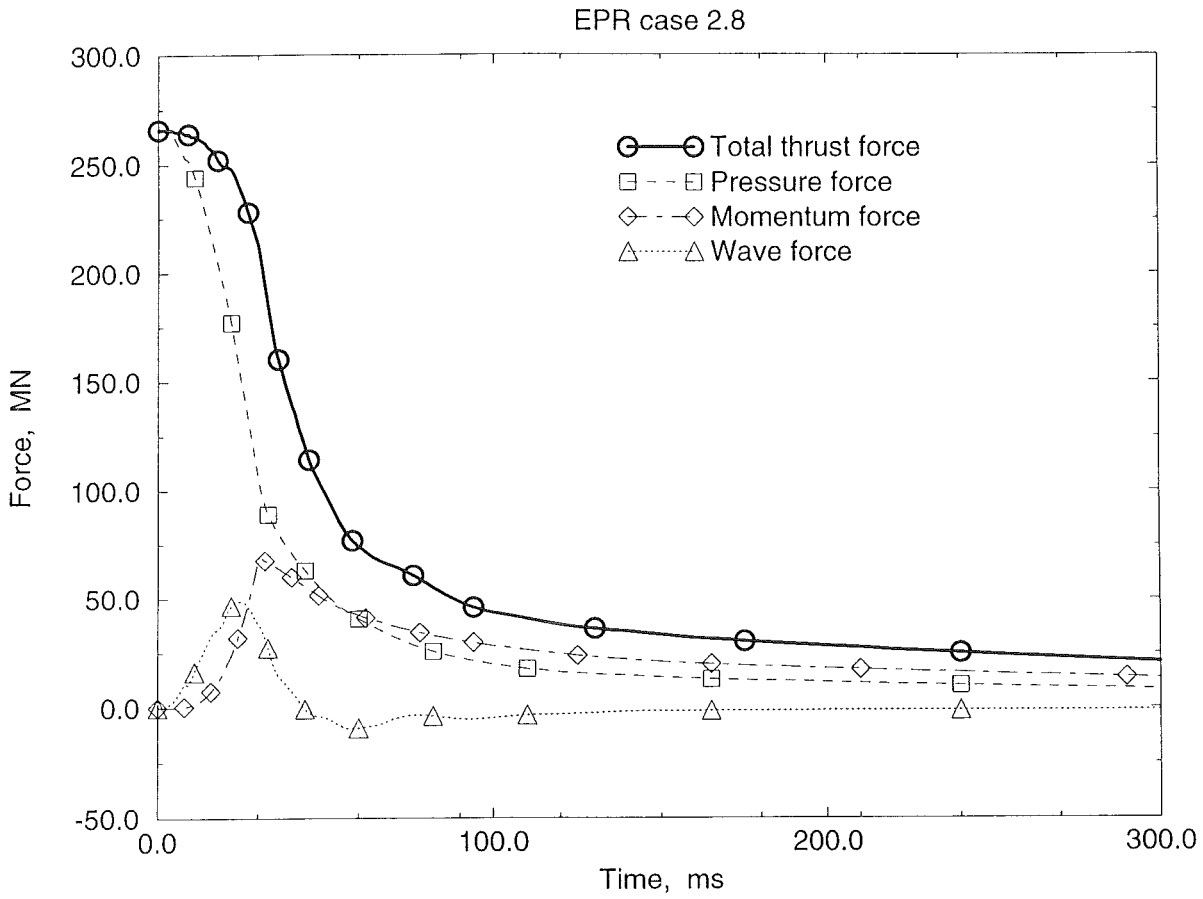


Figure 5: Pressure building up in the pit

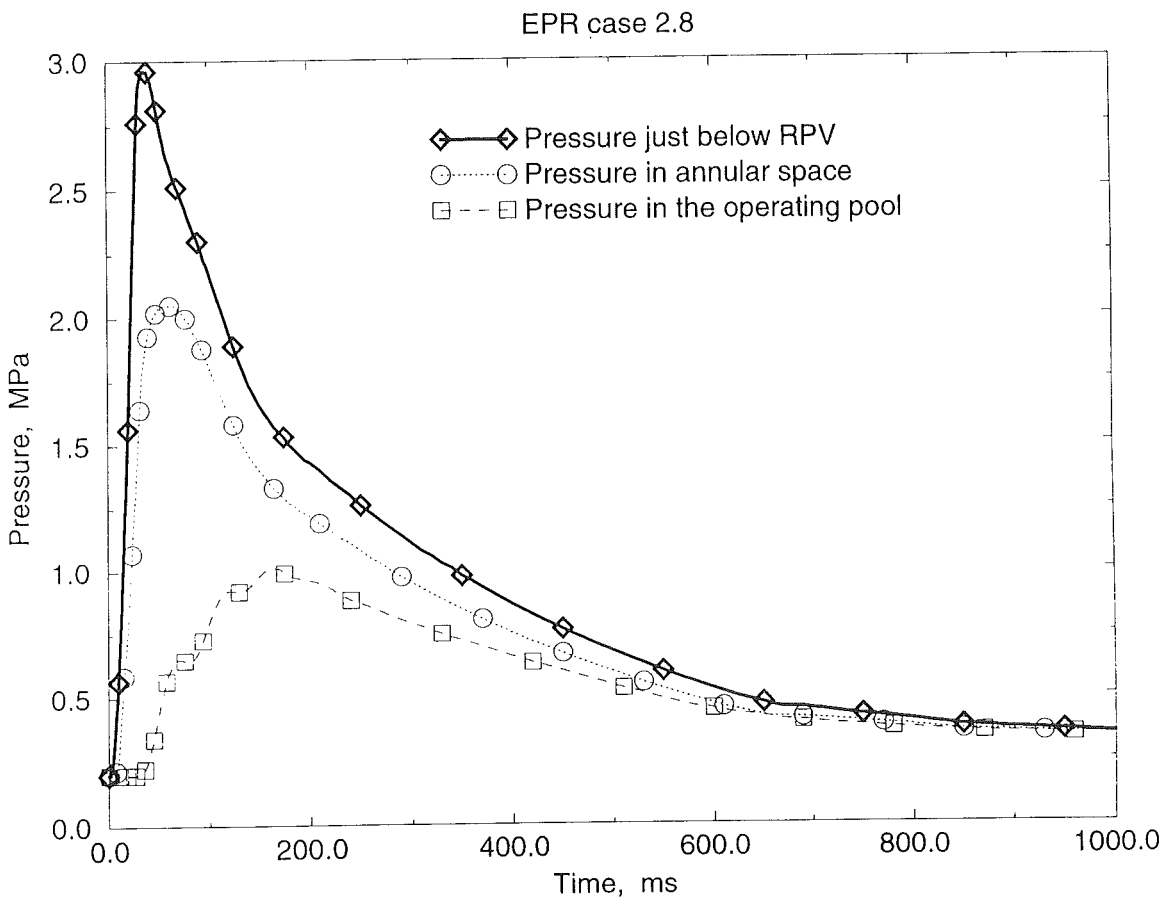


Figure 6: Load acting on the RPV supporting structure

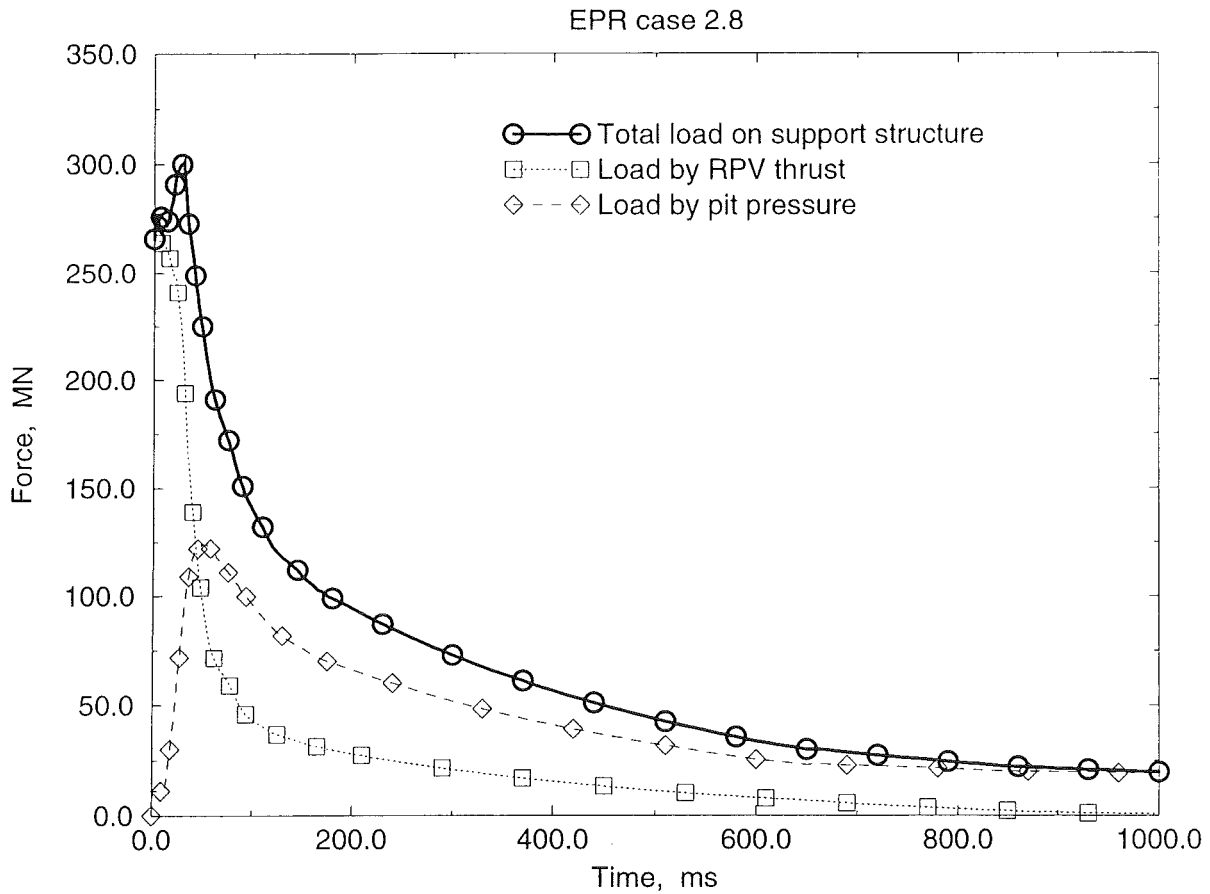


Figure 7: Thrust forces compared

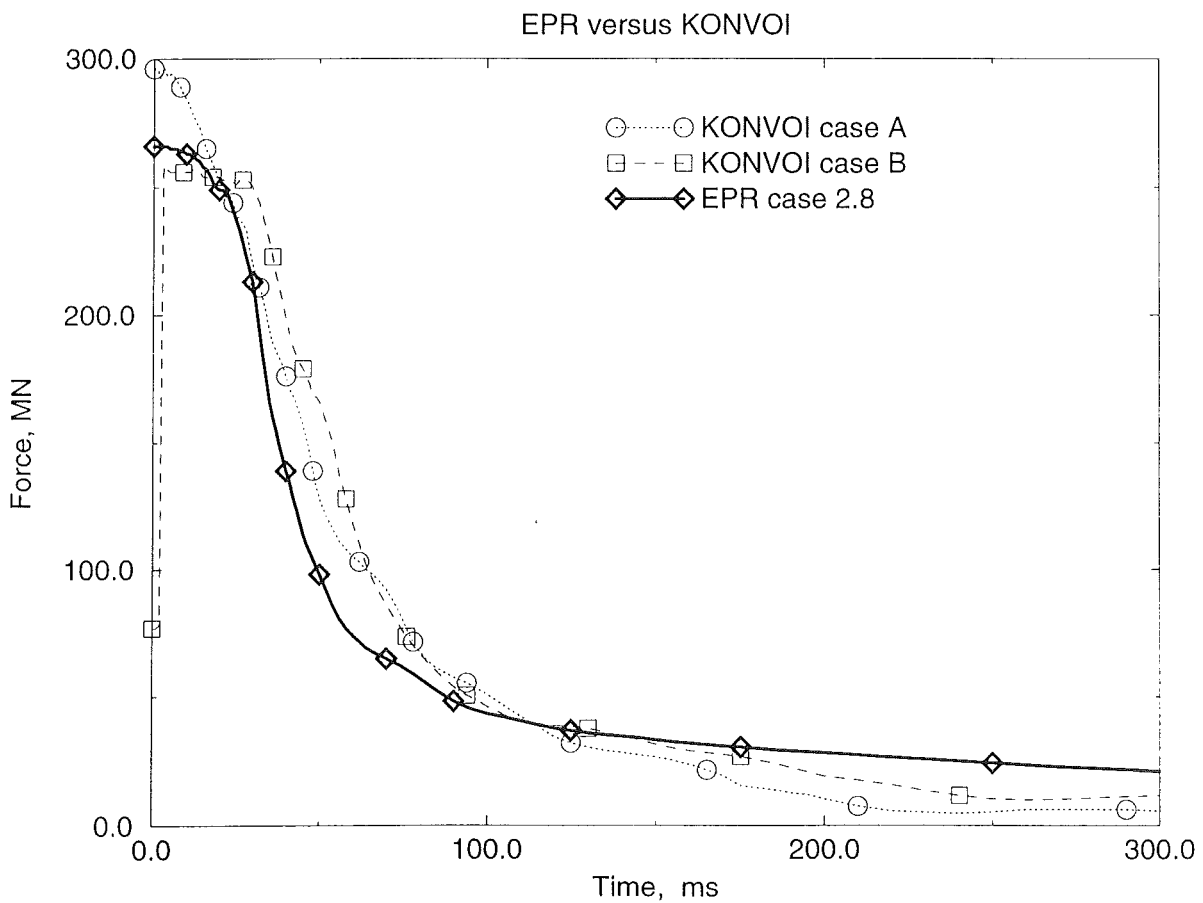


Figure 8: Pit pressures compared

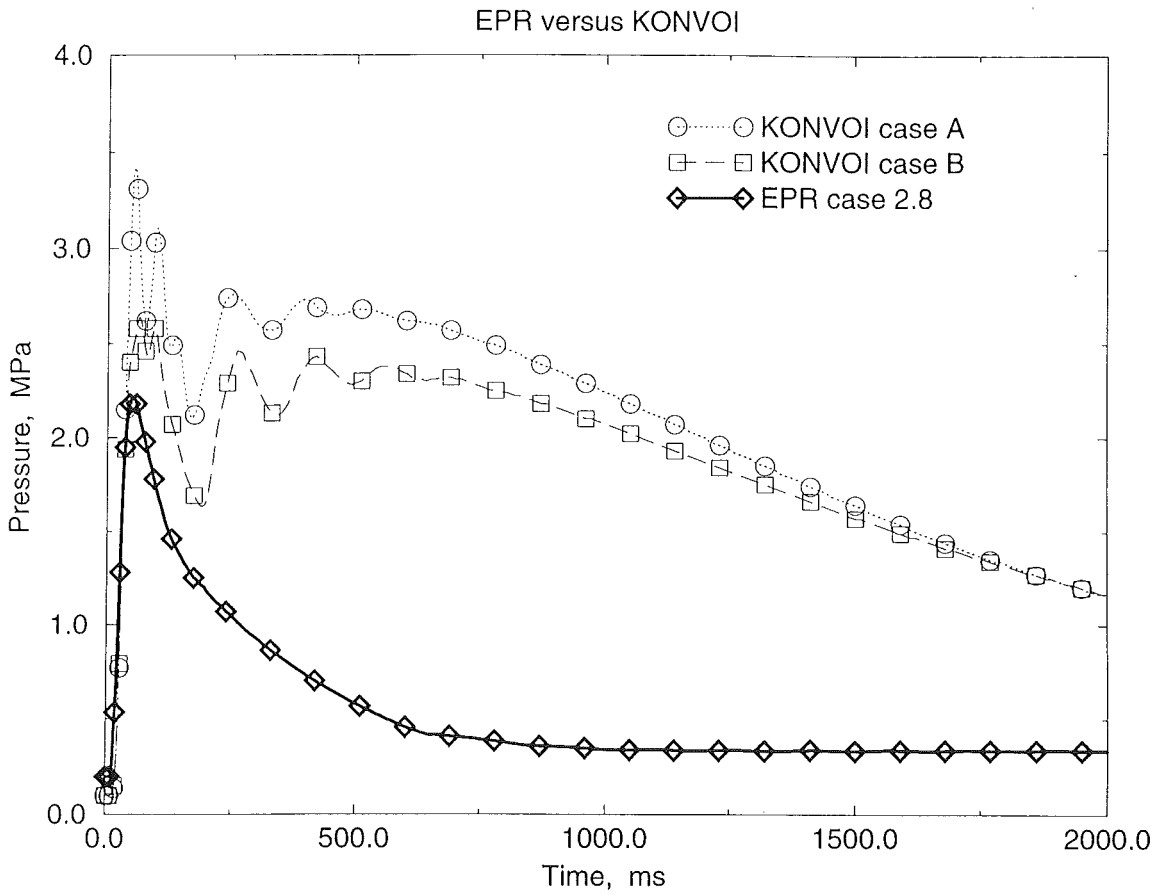
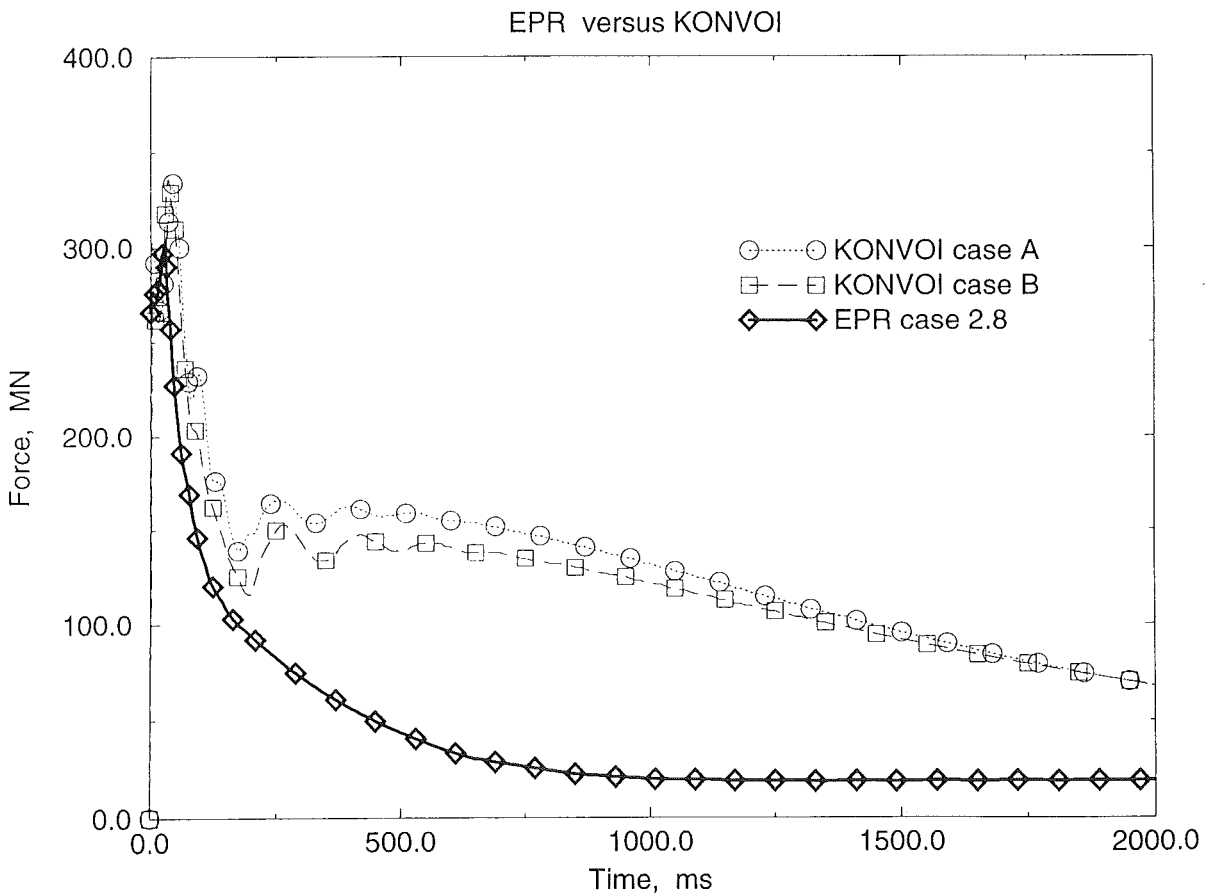


Figure 9: Loads on support structure compared



32.21.04 Thermischer Angriff durch Kernschmelzen und deren langfristige Kühlung

- I. COMET-Konzept
(H. Alsmeyer, W. Tromm, IATF)

Abstract:

Studies of the COMET core catcher concept developed for a future PWR have been continued. The concept is based on the spreading of a core melt on a sacrificial layer and its erosion, until a subsequent addition of water from below causes a fragmentation of the melt. A porous solidification of the melt would then admit a complete flooding within a short period.

In dem Berichtszeitraum wurden die Untersuchungen zu dem im IATF entwickelten COMET-Kernfängerkonzept fortgesetzt. Das Konzept beruht auf der Ausbreitung der Kernschmelze auf einer Opferschicht und deren Erosion, bis durch nachfolgenden Wasserzutritt von unten die Kernschmelze fragmentiert und porös erstarrt, wodurch sie innerhalb kurzer Zeit vollständig geflutet wird.

1. COMET-T

Die COMET-T-Experimente dienen der Untersuchung des Erstarrungsverhaltens von Schmelzen bei Wasserzutritt von unten im mittleren Maßstab. Sie repräsentieren einen Ausschnitt der Kernfängerkonstruktion. Da sie aber ohne Nachbeheizung sind, wird die Opferschicht über den Stopfen nur 5-10 mm hoch ausgeführt, um der Schmelze nicht zu viel Energie durch die Erosion des Opferbetons zu entziehen. Versuchsaufbau und -beschreibung sind bereits im letztjährigen Bericht beschrieben. Im Berichtszeitraum wurden 5 weitere Experimente durchgeführt, wobei gezeigt wurde, daß die Wasserdurchtrittsrates ausreichend ist, um die Schmelze schnell abzukühlen und bereits nach wenigen Minuten zu fluten. Schwierigkeiten ergaben sich aber mit dem Öffnungsverhalten der eingesetzten Stopfen. Da die Wasserzutrittsbedingungen ein sehr wichtiger Untersuchungsparameter sind, der von Wasservordruck und dem Stopfenöffnungsquerschnitt abhängt, muß gewährleistet sein, daß die Stopfen vollständig öffnen, um definierten und ausreichenden Wasserzutritt zu erhalten. Aufgrund der fehlenden Nachbeheizung der Schmelze konnte dies in den transienten Experimenten nicht immer im gewünschten Maße erreicht werden. Wenn die Schmelze die Betonopferschicht erodiert hat, steigt die Temperatur an der Stopfenoberkante über die Schmelztemperatur des Stopfenmaterials an, und sie beginnt aufzuschmelzen. Bereits eine kleine freigeschmolzene Öffnung in den Stopfen läßt das anstehende Luftpolster und nachfolgend Wasser durch die Schmelze durchtreten. In der direkten Umgebung der Stopfenoberseite wird die Schmelze damit lokal gekühlt und erstarrt. Die Schmelze verliert so schnell an Temperatur, daß der Stopfen nicht mehr weiter aufgeschmolzen wird und damit die anfängliche, kleine Öffnung mit nur geringem Wasserzutritt erhalten bleibt.

Um ein sicheres und ausreichendes Öffnen der Wasserzuführungen auch unter ungünstigen Bedingungen zu gewährleisten, wurde daher eine spezielle Stopfenkappe entwickelt, s. Abb. 1. Der Versuchsstopfen ist aus 3 Teilen aufgebaut. Der untere Teil bildet das Wasseranschlußstück für die Zuführungsleitungen, in den eine Drossel mit gewünschtem Querschnitt montiert wird. Damit kann der Öffnungsquerschnitt des Stopfens unabhängig von der Geometrie der Stopfenkappe variiert werden. Der mittlere Teil besteht aus einer Hülse aus Kunststoff mit einem festen Durchmesser, die in den unteren Sockel eingesetzt und verklebt wird. In das obere Ende der Hülse wird eine Aluminium-Kappe eingesetzt und verklebt, in die eine Brennkapsel eingebracht ist. Das gepreßte Pulver, aus dem diese Brennkapsel besteht, reagiert stark exotherm nach Überschreiten der Zündtemperatur und schmilzt die Aluminium-Kappe vollständig auf. Die Brennkapsel erzeugt nur wenig Gas.

Dieser neu entwickelte Stopfen wurde in mehreren Einzelstopfenexperimenten erprobt und optimiert. Ein kleiner Versuchstiegel von 100 mm Innendurchmesser wird mit einer Betonschicht von 50 mm Höhe gefüllt, in den dieser Stopfen in der Mitte integriert ist, so daß die Opferschichtüberdeckung 8 mm beträgt. Ungefähr 5 kg Thermitmelze mit CaO-Anteil werden in dem Behälter gezündet. Nachdem die Schmelze die Opferschicht erodiert hat und die Zündtemperatur der Brennkapsel an der Stopfenoberkante erreicht wird, brennt diese ab und schmilzt durch die erzeugte Wärme die Al-Kappe auf. Damit wird der gesamte Querschnitt freigegeben. Die Experimente zeigen, daß durch die neu entwickelten Stopfen die Schmelze auch bei niedriger Temperatur den gesamten Querschnitt öffnet. Mit diesen Stopfen sollen die transienten COMET-T Experimente fortgesetzt werden unter Variation der Schmelzenmasse und -zusammensetzung und der Wasserzutrittsbedingungen. In Vorbereitung sind Experimente mit reinen Oxidschmelzen, wobei hier die Thermitmelze in einem separaten Reaktionsbehälter gezündet wird. Die Metallschmelze muß in einen Auffangbehälter abgegossen werden, und anschließend wird der Oxidanteil über eine Gießrinne in den Versuchsbehälter geleitet. Des Weiteren ist die Zugabe von Zr in den Versuchsbehälter geplant.

2. COMET-H

2.1 Induktionsspule

In der umgebauten BETA-Anlage sind zu dem COMET-Konzept Experimente mit nachbeheizten Simulationsschmelzen in Vorbereitung. Eine Beschreibung der Anlage findet sich im letztjährigen Bericht. Repräsentiert wird die Schmelze durch Thermit, deren Metallanteil aus Fe und Zusätzen von Ni und Cr besteht, während der Oxidanteil sich aus Al_2O_3 mit Zugaben von CaO zusammensetzt. Zur Einbringung der Nachwärme wird eine horizontale Induktionsspule verwendet, die an den metallischen Anteil der Schmelze ankoppelt und diesen beheizt. Die horizontale Anordnung der Spule erlaubt die Beheizung flach ausgebreiteter Schmelzschichten, wie sie durch die geometrischen Abmessungen des Versuchsaufbaus, hauptsächlich durch den Innendurchmesser von 1 m, vorgegeben sind. Die Spule besteht aus einem spiralförmig gewickelten Kupferprofil, das auf der Unterseite und seitlich von sternförmig angeordneten Jochblechen umgeben ist, die der besseren Magnetfeldführung dienen. Die Spule wurde von einem führenden Hersteller für Induktionsanlagen entwickelt und gebaut.

In den Abnahmeversuchen für die Induktionsspule, die an der BETA-Anlage im letzten Jahr durchgeführt wurden, mußte geprüft werden, ob die elektrischen Anlagenkomponenten wie Kondensatoren, Umrichter, Stromschienen, Induktionsspule und deren Kühlung einwandfrei arbeiten und die Induktionsspule die geforderten Leistungsdaten erfüllt. In der Schmelze soll eine Nettoleistung von ca. 400 kW erzeugt werden entsprechend der Nachzerfallsleistung im Kernschmelzenunfall, gleichzeitig muß aber diese Leistung homogen in die Schmelze eingekoppelt werden. Da aufgrund der Magnetfeldführung prinzipbedingt gewisse Inhomogenitäten nicht zu vermeiden sind, wurde ein Leistungsverlauf über den Radius definiert, der von der Spule in die Schmelze eingekoppelt werden soll. In den Abnahmeversuchen wurde für diesen Test die Metallschmelze durch ein Plattenpaket aus vier 20 mm hohen Stahlblechen mit einem Durchmesser von 1 m entsprechend der Geometrie und den elektrischen Eigenschaften der späteren Metallschmelze ersetzt. Dieses Plattenpaket wurde mit ca. 40 Thermoelementen bestückt, um die Erwärmung der Bleche an verschiedenen Stellen genau erfassen zu können. Weitere Temperaturen wurden an der Induktionsspule selber gemessen, um die Erwärmung der Spule während des Betriebes beobachten zu können. Die Versuche sollten mit minimaler Induktorspannung von 1100 V bis zur Maximalspannung von 3000 V gefahren werden.

Eine 1. Versuchsreihe wurde im August 1994 durchgeführt. Die eingekoppelte Leistung in das Stahlblechpaket lag dabei über den geforderten Abnahmewerten, so daß demzufolge von einer ausreichenden Leistung der simulierten Nachwärme ausgegangen werden kann. Allerdings war die Eigenerwärmung der Induktionsspule selbst schon bei niedrigen Leistungen so groß, daß über längere Zeiten keine höheren Leistungen gefahren werden konnten. Deshalb konnten auch in diesem ersten Abnahmeversuch keine genaueren Aussagen über die Homogenität der in die Stahlbleche eingebrachten Leistung erhalten werden. Die Spule wurde anschließend vom Hersteller umgebaut, weitere Kühlkanäle installiert und im Dezember 1994 einem weiteren Abnahmeversuch unterzogen.

In diesem zweiten Abnahmeversuch wurde zunächst bei niedriger Anlagenspannung mittels einer Hall-Sonde das Magnetfeld der Induktionsspule ausgemessen. Ohne oberhalb der Spule aufgebrachte Stahlbleche wird ein großes radiales Streufeld beobachtet, das dann verschwindet, wenn das Stahlblechpaket aufgesetzt wird - oder wenn die Schmelze eingegossen wird. Die Anlage darf dementsprechend nur einen begrenzten Zeitraum im Leerlaufbetrieb ohne eingegossene Schmelze betrieben werden. Die Messungen mit der Hall-Sonde zeigten auch, daß das Magnetfeld hinreichend homogen über dem Winkel ist. Bestätigt wurde dies durch eine weitere Versuchsreihe, in der bei niedriger Leistung Infrarotaufnahmen von dem aufgesetzten Stahlblech gemacht wurden, um Aufschluß über die Homogenität der Erwärmung zu erhalten. Es zeigte sich über dem Winkel eine einheitliche Erwärmung, und auch die Homogenität über dem Radius scheint den gestellten Anforderungen zu entsprechen. Abb. 2 zeigt die Aufheizung des untersten Stahlbleches an verschiedenen Stellen von $r=0$ bis $r=R$ über der Zeit gemessen mit eingebetteten Thermoelementen. Der Induktor wurde nach ca. 10 min wieder ausgeschaltet.

Die Erwärmung der Spule war aber wiederum so hoch, daß erneute Umbaumaßnahmen notwendig sind, um die Kühlung zu verbessern. Mit weiteren Abnahmeversuchen, dann auch bei größeren Leistungen, kann erst wieder im März gerechnet werden. Leider haben die notwendigen Nachbesserungen an der Induktionsspule den vorgesehen eigentlichen Versuchsbetrieb mit heißen Schmelzen auf der Kühleinrichtung der Schmelze wesentlich hinausgezögert.

2.2 Versuchsaufbau in COMET-H

Da in dem vorausgegangenen Jahresbericht eine ausführliche allgemeine Anlagenbeschreibung dargestellt ist, soll hier nun detaillierter auf die Instrumentierung, Meßwerterfassung und den Versuchsaufbau eingegangen werden, s. Abb. 3. Der Wasserverteiler als Kernstück des Kühlungskonzepts, der die Kernfängerkonstruktion repräsentiert, ist aus 2 Teilen aufgebaut, die jeweils in 4 Sektoren unterteilt sind. Eine Deckplatte mit ca. 110 Löchern dient der Aufnahme durch die Schmelze aufgehenden Stopfen. Auf der Deckplatte ist die Opferschicht aufgebracht, in die die Stopfen integriert werden. Der untere Teil des Wasserverteilers besteht aus einer Bodenplatte, die über Stützen mit der Deckplatte verbunden ist. Der Zwischenraum hat eine lichte Höhe von 25 mm und ist während des Experiments mit Wasser gefüllt. Auf die Bodenplatte ist eine dünne Epoxy-Keramik-Platte aufgebracht, damit eventuell durchtretende Schmelze nicht die Bodenplatte des Wasserverteilers gefährdet. Die Wasserzuführung erfolgt zu den 4 einzelnen Sektoren getrennt. Diese sind mit 4 Zuführungsleitungen an einen Wasservorratsbehälter angeschlossen, der in der Höhe variabel aufgehängt ist und über eine Niveauregulierung nachgespeist wird. Damit wird der Wasservordruck während eines Experiments konstant gehalten. Zusätzlich zu den 4 Gesamtwasserzuführungen sind 10 Stopfen einzeln an Zuführungsrohre angeschlossen. Diese insgesamt 14 Wasserzuführungen sind jeweils mit eigenen Volumenstromzählern ausgestattet, die eine kontinuierliche Messung des zutretenden Kühlwassers erlauben. Um Druckstöße aus eventuellen Schmelze-Wasser-Reaktionen in den Wasserzuführungen erfassen zu können, sind die Leitungen jedes Sektors und zusätzlich eine Einzelstopfenzuführungsleitung pro Sektor mit einem Drucksensor (0-20 bar abs.) ausgestattet.

Die Opferschicht auf dem Wasserverteiler hat je nach Versuchsziel eine Höhe von 100-150 mm und besteht aus Beton, der aus speziellen Glaskomponenten aufgebaut ist. Die Hauptbestandteile sind 60 Gewichts-% SiO_2 , 17,6 % B_2O_3 und kleinere Anteile (unter 10 %) von Na_2O , Al_2O_3 , CaO , Li_2O , MgO und TiO_2 . Diese Zusammensetzung wurde ausgesucht nach Untersuchungen für die Endlagerung von radioaktiven Abfällen, die im INE zur Optimierung der Einschlußfähigkeit von speziell entwickelten Gläsern gegenüber Spaltprodukten durchgeführt werden. Damit soll ein stabiler chemischer Einschluß des Coriums im Core-Catcher erzielt werden. Die oberste Instrumentierungsebene in der Betonopferschicht enthält wenige Zentimeter unter der Beton-Oberfläche 13 NiCr/Ni-Thermoelemente (Typ

K) gleichmäßig über die gesamte Fläche verteilt. In der Hauptinstrumentierungsebene, etwas oberhalb der Höhe der Stopfenoberkante, befindet sich die größte Anzahl der Thermoelemente, mit denen das Einsetzen und die Wirksamkeit der Kühlung gemessen werden soll. Es werden 28 NiCr/Ni-Thermoelemente und 5 Pt/Rh-Thermoelemente eingesetzt. Letztere erlauben auch die Messung von Temperaturen bis 1800 °C. Eine weitere Instrumentierungsebene liegt kurz unterhalb der Stopfenoberkante und soll ein eventuelles weiteres Vordringen der Schmelze erfassen. Diese Ebene enthält 9 NiCr/Ni-Thermoelemente. Die unterste Instrumentierungsebene in der Betonschicht befindet sich direkt an der Trennfläche zwischen Beton und dem Wasserverteiler, um Angaben über die Temperaturbelastung des Wasserverteilers zu erhalten. Es werden 4 NiCr/Ni-Thermoelemente positioniert.

In der wasserführenden Ebene des Wasserverteilers sind an der Unterseite der Deckfläche 4 Lichtleiter angebracht, die bei Zerstörung durch eventuell eindringende Schmelze eine Alarmmeldung auslösen. Im Wasserverteiler messen 8 Thermoelemente die Wassertemperaturen. Weitere 16 Thermoelemente ragen in die Spitzen der Stopfen hinein, um den Zeitpunkt des Schmelze-Wasser-Kontaktes zu erfassen und Auskunft über dabei vorherrschende Temperaturen zu geben.

Eine weitere Sicherungsinstrumentierung betrifft den Ringspalt zwischen der MgO Hochtemperatur-Auskleidung und dem GfK-Beton-Außenrohr. Hier sind 4 Lichtleiter mit je 3 Wicklungen an die Innenwand des Außenrohres angelegt und zusätzlich 4 Thermoelemente für jeden Sektor 50 mm oberhalb der Rohrunterkante positioniert.

In der Tiegelhaube und der sich anschließenden Abgasstrecke sind die Meßeinrichtungen für den Gasraum installiert. Zusätzlich sind in der Tiegelhaube ein Scheinwerfer zur Ausleuchtung und 2 Videokameras zur Beobachtung des Versuchsraumes angebracht. Die Abgasmessung beinhaltet Gas- und Aerosolanalyse. Die Gaszusammensetzung wird direkt im Abgasstrom gemessen, die Aerosolanalyse besteht aus einer Filterprobennahme und einer Direktmessung im Abgasstrom. Zusätzlich wird mittels Anemometer die Geschwindigkeit und über Feuchtefühler der Wasserdampfgehalt gemessen. Die gesamte Abgasstrecke wird auf über 100 °C geheizt, um Kondensation von Wasserdampf auszuschließen und eine konsistente Gasmessung zu ermöglichen. Abgastemperaturen werden in der Tiegelhaube, im Schmelzenabscheider und im Abgasrohr in der Höhe der Feuchtefühler gemessen.

Um eventuell auftretende größere Gasdrücke beim Schmelze-Wasser-Kontakt erfassen zu können, sind in der Tiegelhaube 3 unterschiedliche Drucksensoren für die Bereiche 0-2 bar, 0-10 bar und 0-100 bar angebracht. Zusätzlich sind sowohl der Tiegelwagen als auch die Tiegelhaube mit Weggebern ausgerüstet, um auftretende Kräfte, bei denen die Dämpfungselemente ansprechen, erfassen zu können.

2.3 Experiment COMET-H 0.1

Nach dem - noch nicht endgültig erfolgreichen - Abnahmeversuch der Induktionsspule im Dezember '94 wurde mit der noch zu verbessernden Induktionsspule der erste Anlagentest COMET-H0.1 durchgeführt. Dabei mußte auf einen längeren Betrieb der Spule verzichtet werden.

Das Experiment diente dem Test der gesamten Anlagenkomponenten, der Schmelzeerzeugung und -Abguß, der Instrumentierung und Meßwerterfassung. Der Versuchsaufbau ist aus Abb. 4 zu ersehen. In dem Reaktionsbehälter wurden 300 kg Thermit mit einem 35%igen CaO-Zusatz gezündet. 90 Sekunden nach Reaktionsbeginn wurden 200 kg Schmelze, bestehend aus 122 kg Metall und 78 kg Oxid, in den Versuchsbehälter und 100 kg Oxid in den Schlackenwagen abgegossen. Das Oxid besteht aus ca. 56 % Al_2O_3 mit etwas FeO und 44 % CaO, das Metall aus 100 % Eisen. Die Abgußtemperatur betrug etwa 2000 K, was durch ein W/Re-Thermoelement in der Gießrinne gemessen wurde.

Der Versuchstiegel, der die Schmelze aufnimmt, besteht aus einem zylindrischen Betonrohr mit ca. 200 mm dickem Betonboden. Aufgrund des nur kurzzeitigen Induktorbetriebes ohne nennenswerte Leistungseinbringung erstarrt die Schmelze innerhalb weniger Minuten nach einer Betonerosion von ca. 2-3 cm. Der Tiegel ist gefertigt aus einem herkömmlichen Industriebetonrohr mit Eisenarmierung und hat 800 mm Innen- und 1000 mm Außendurchmesser. Er hat eine Höhe von 1500 mm. Der Tiegelboden ist ebenfalls eisenarmiert.

Da in diesem Versuch der Wasserverteiler nicht eingesetzt wurde, ist der Versuchstiegel über eine Zwischenschicht aus Keramiksteinen auf die Induktionsspule aufgesetzt. Nach außen ist der gesamte Versuchsraum durch ein GfK-Schutzrohr abgeschlossen, das mit einem speziellen Beton ausgekleidet ist, der Temperaturen bis ca. 1000 °C verträgt. Der Zwischenraum zwischen dem Versuchstiegel und dem Außenrohr wird mit Quarzsand gefüllt und nach oben mit

Mörtel abgedeckt. Die Gasdichtigkeit des Versuchsraumes wird über 2 O-Ringe erreicht, die auf den Dichtflächen des GFK-Rohres mit der Tiegelhaube und dem Induktor liegen.

Der Tiegelbereich erhielt nur wenig Instrumentierung. Exemplarisch war deren Verträglichkeit mit dem Induktorbetrieb zu prüfen. Auf der Innenseite des Schutzrohres waren 4 NiCr/Ni- und 2 Pt/Rh-Thermoelemente angebracht. Um die in späteren Versuchen eingesetzten Lichtleiter auf Störungen in der Meßstrecke zu überprüfen, wurden sie außerhalb des Schutzrohres angeschlossen. Ebenso waren die Weggeber am Tiegelwagen in Betrieb. Die Wasserbespeisung wurde simuliert, so daß die Wasserzähler, Höhenstandsregelung und Druckmessung geprüft werden konnten.

In der Tiegelhaube wurden die Gasdrücke und -temperaturen gemessen. Die Instrumentierung im Abgasrohr wurde vollständig eingesetzt, um die Gas- und Aerosolmessungen zu überprüfen sowie auch die Geschwindigkeits- und Feuchtemessung des Abgases. Eine erste Auswertung der Abgaswerte ergab, daß insgesamt aus der Betonerosion $0,710 \text{ m}^3$ Wasserstoff produziert wurden, die maximale Rate von $0,141 \text{ m}^3/\text{min}$ wurde 2,1 min nach dem Abstrich registriert. Der Wasserdampfpartialdruck war mit ca. 5 % niedrig. Über die beiden Videokameras in der Tiegelhaube konnten der Einguß der Schmelze und die langsame Abkühlung und Erstarrung sehr gut beobachtet werden. Da nicht zu erwarten war, daß höhere Drücke während des Versuches auftreten, wurde die schnelle Datenerfassung für die Drucksignale mittels eines manuell gesteuerten Triggersignals ausgelöst, um eventuelle Störungen in der Meßstrecke zu erkennen.

Obwohl die Induktionsspule nur sehr kurze Zeit eingeschaltet werden konnte, um eine Überhitzung zu vermeiden, zeigte sich aber trotz der kurzen Zeit, daß störende Einflüsse des Schwingkreises auf die Meßwerterfassung nicht auftraten. Da auch an den Anlagenkomponenten keine Störungen auftraten, konnte dieser Versuch erfolgreich und wie geplant durchgeführt werden.

2.4 Ausblick

Nach der - hoffentlich endgültigen - Nachbesserung der Induktionsspule und erneut durchzuführenden Abnahmeversuchen, die für März geplant sind, wird anschließend die COMET-H Versuchsserie fortgesetzt. Wie der Tabelle 1 entnommen werden kann, sind in einer ersten Versuchsserie die Variation der Wasserzutrittsbedingungen, der Opferschichthöhe und der Schmelzenmasse geplant. In weiteren Versuchen wird dann die Zusammensetzung der Schmelze variiert und über Simulationsmaterialien das Spaltproduktverhalten untersucht werden.

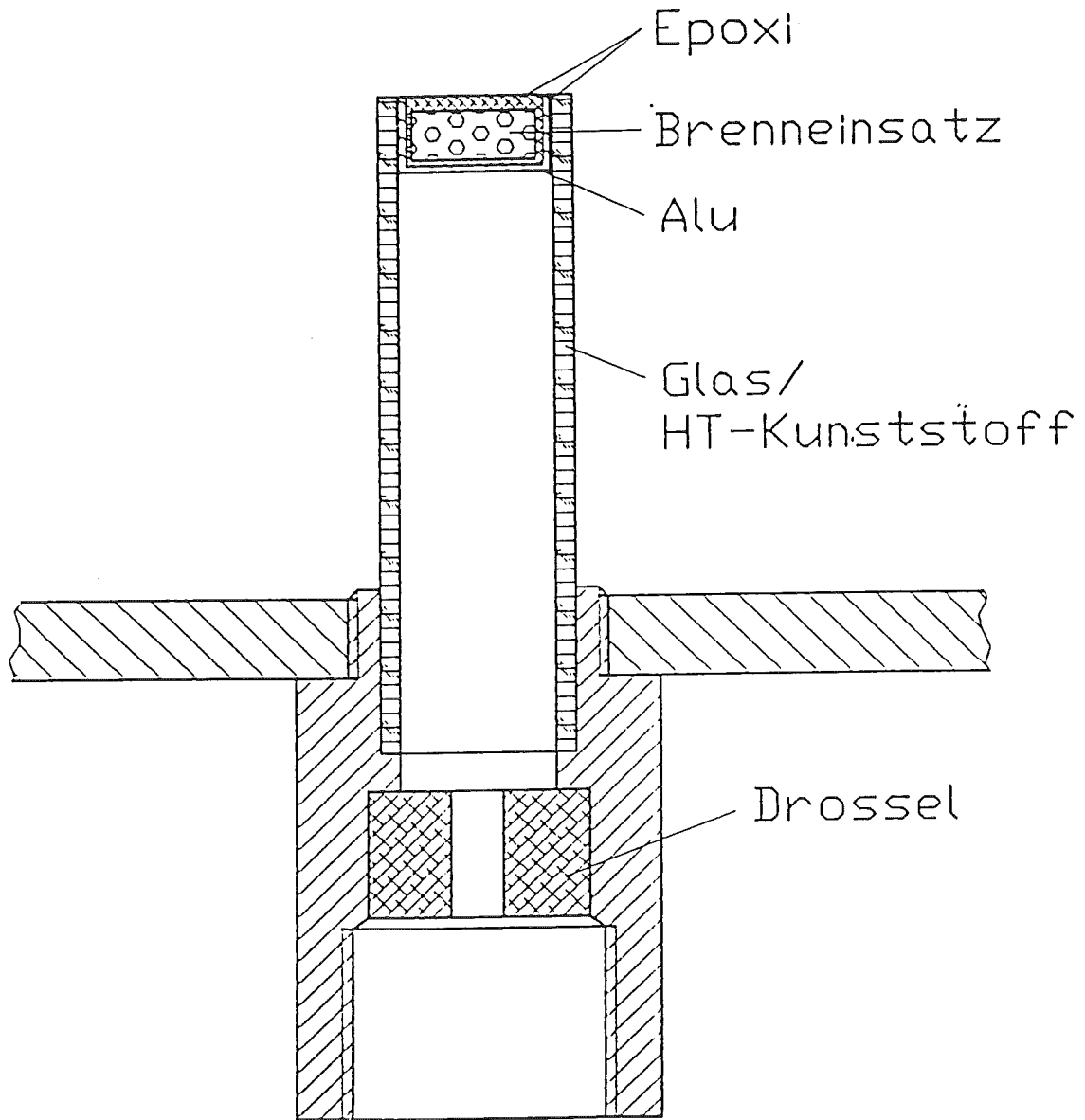


Abb. 1 Schmelzkappen für COMET

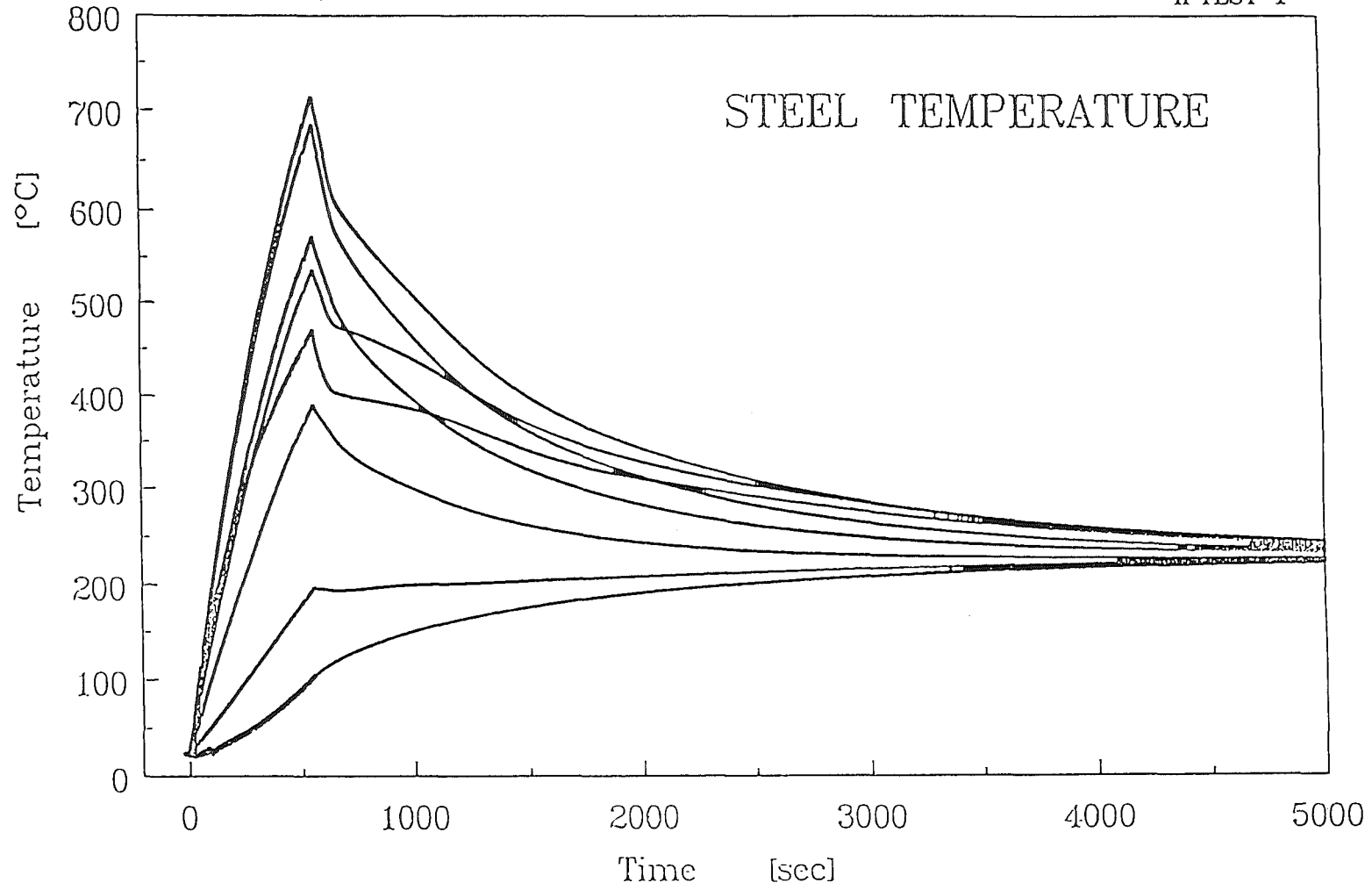


Abb. 2 Beheizung der Stahlplatten mit COMET-Induktorspule

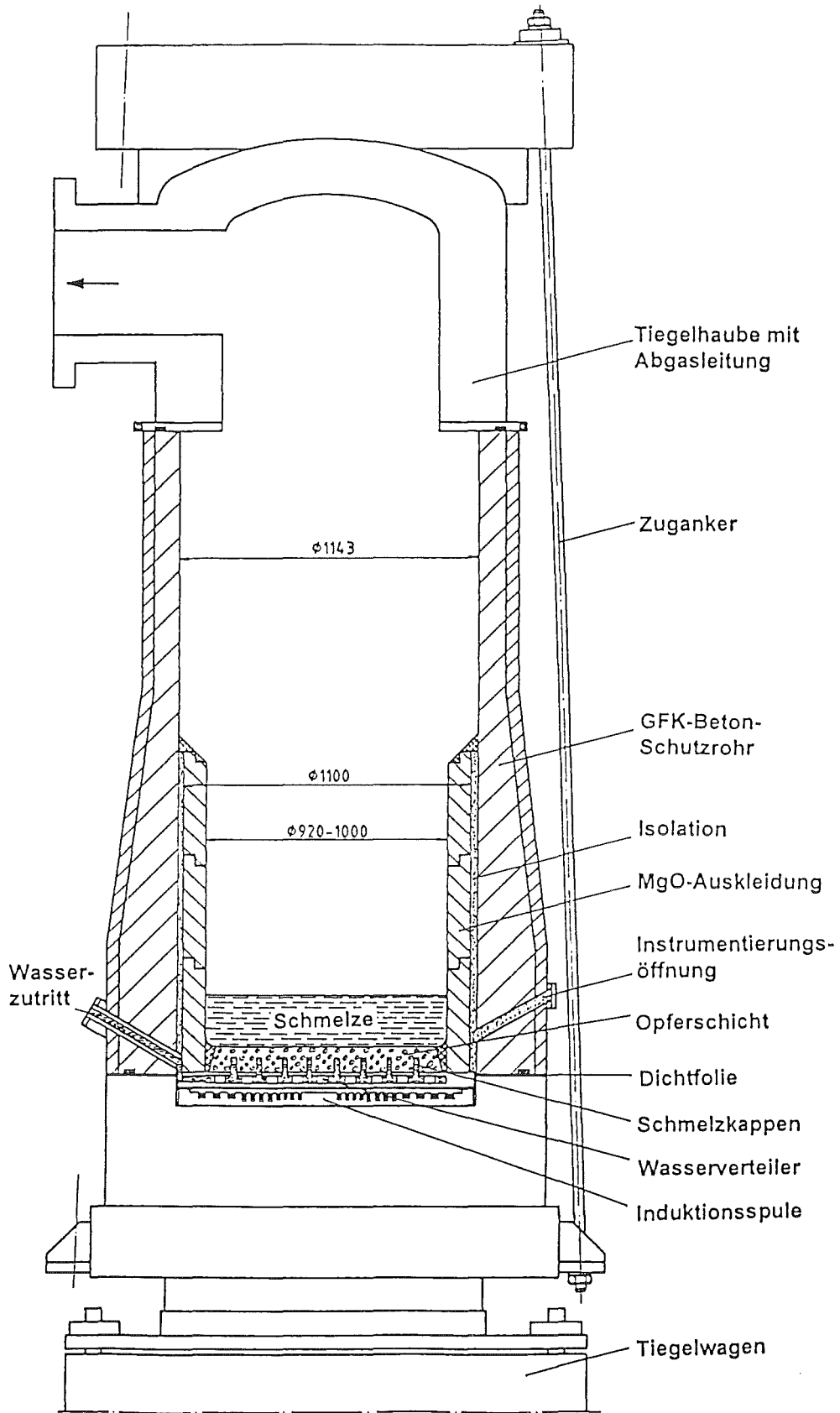


Abb. 3 **COMET-H-Versuchsaufbau**
Schmelzekühlung nach dem COMET-Konzept

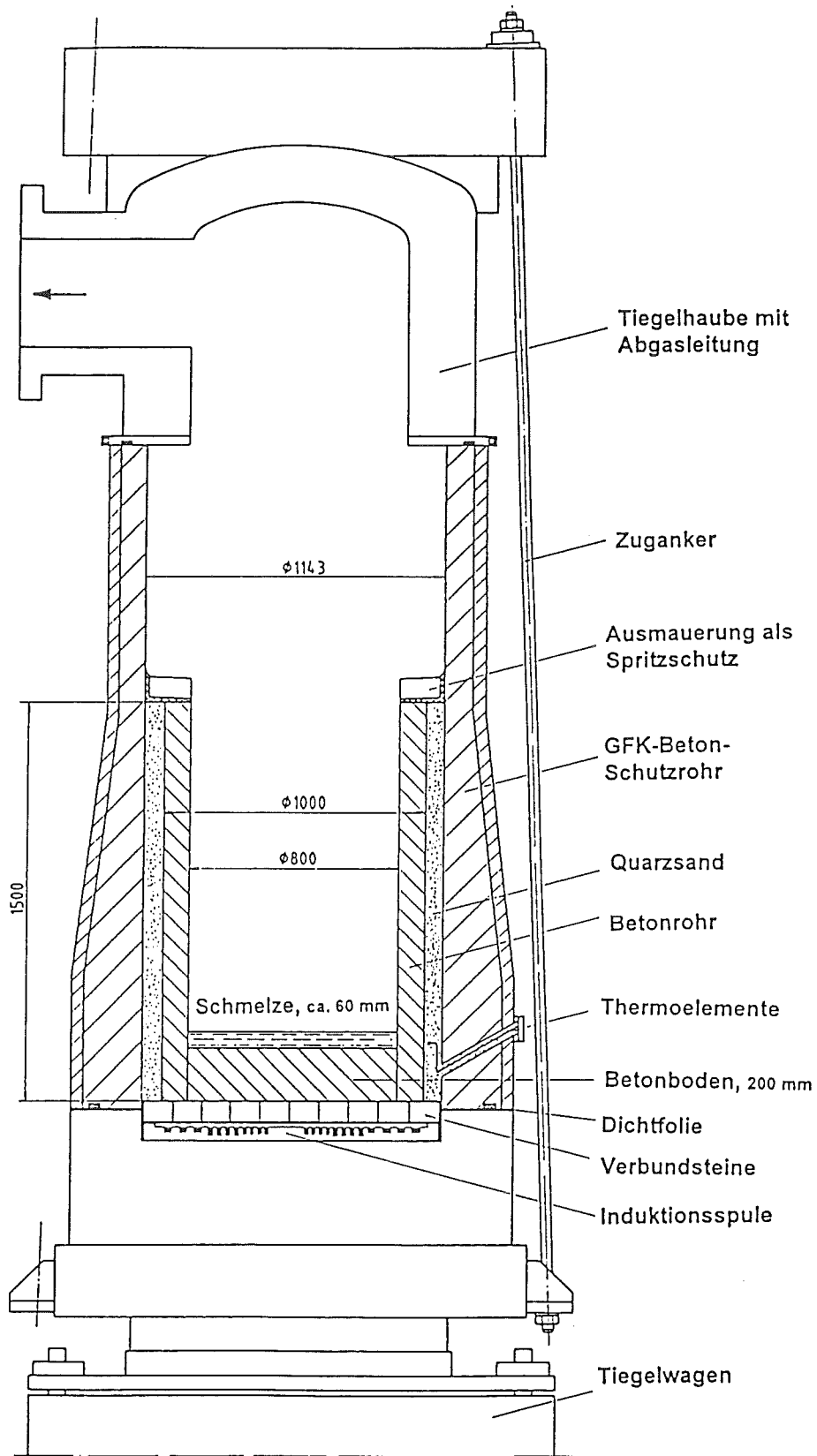


Abb. 4

Versuchsaufbau in Inbetriebnahmeexperiment
COMET-H 0.1

Tab. 1: COMET-H Experimente, vorläufig

Versuchsserie	Zielsetzung	Versuchsaufbau	Versuchsablauf
H 0.1	Test der Anlagen-, Experimentier- und Meßwerterfassungstechnik	Betontiegel ohne Kühlung, 200 kg Schmelze, niedrige Heizleistung	Temperatur der Schmelze 2000 °C während Einguß
H 1.X	Kühlbarkeit der metallischen und oxidischen Schmelze 200 - 300 kW Heizung Wasservordruck: 0.0-0.4 bar	Schmelzenmasse 500 - 800 kg, Opferschicht 5 - 8 cm, 920 mm Ø Fläche	Temperatur der Schmelze 2000 °C, Heizung bis zur Erstarrung
H 2.X	Einfluß von Zr und Spaltprodukten	Zr und Spaltprodukte direkt in den Tiegel	wie H 1.X
H 3.X	Einfluß einer ungleichförmigen Erosion	gestufte Opferschicht	wie H 1.X

II. Untersuchungen zum EPR-Referenz-Konzept (KATS-Experimente)

(G. Fieg, H. Werle, INR; F. Huber, IRS)

Abstract:

The reference concept of an EPR core catcher envisages the spreading of the melt on a protective layer (150 m² area) and water cooling from above. Two variants are considered: spreading on a dry area and on an area covered by water of condensation (1 cm depth). For the reference concept the KATS experiments are performed with thermite melts. After initial problems had rendered it difficult to interpret the first test, repeated tests have been successful.

1. Einführung

Das Referenz-Konzept eines Kernfängers für den EPR sieht die Ausbreitung der Schmelze auf einer 150 m² großen, mit einer Schutzschicht bedeckten Fläche und Kühlung von oben durch Wasser vor. Es werden zwei Varianten betrachtet: Ausbreitung auf einer trockenen und auf einer mit Kondenswasser (Schichthöhe ≈ 1 cm) bedeckten Fläche.

Für dieses Konzept werden, unter Benutzung der EROS-Versuchstechnik, Experimente mit Thermit-Schmelzen durchgeführt (KATS-Experimente). Ziel der Untersuchungen ist die Charakterisierung der Ausbreitungsphänomene und die Beschreibung der Kühlbarkeitsbedingungen im Hinblick auf

- zeitlich-räumliche Ausbreitung der Schmelze
- Aufschmelzen von Verschlußstopfen
- energetische Wechselwirkung zwischen Schmelze und Wasser
- Verhalten und Stabilität der Schutzschicht
- Untersuchungen des Fragmentierungsgrades der Schmelze.

Die erste, im August 1993 von der Arbeitsgruppe spezifizierte Testmatrix umfaßte vier Experimente. Die ersten beiden (KATS-1 und -2, Tab. 1) wurden im Dezember 1993 bzw. Januar 1994 durchgeführt und im 1. Fortschrittsbericht [1] und in [2] diskutiert. Mit den Tests KATS-3 und -4 sollte die zweidimensionale Ausbreitung einer gemischten (Eisen + Oxyd) 300 kg-Schmelze auf einer trockenen bzw. auf einer mit 1 cm Wasser bedeckten Fläche untersucht werden. April 1994 wurde, auf Anregung von Siemens/KWU, eine neue Testmatrix (Tab. 1) festgelegt. Mit den Experimenten KATS-3 und -4 (KATS-3a und -3b sind Wiederholungsexperimente von KATS-3) soll jetzt die eindimensionale Ausbreitung getrennter

Schmelzen von insgesamt 300 kg auf einer trockenen bzw. mit 1 cm Wasser bedeckten Fläche untersucht werden. Diese Änderung hat zu Verzögerungen geführt, weil neue Ausbreitungswannen gefertigt werden mußten, aber insbesondere deswegen, weil die beiden Komponenten der Schmelze (Eisen und Oxyd) getrennt und danach, zu einem definierten Zeitpunkt durch eine definierte Öffnung, aus Sammelbehältern in die Ausbreitungskanäle ausfließen müssen.

2. Experimente

2.1 Prinzipieller Aufbau, geplanter Ablauf und Instrumentierung von KATS-3

Abb. 1 zeigt den Aufbau für KATS-3a (bei KATS-3 war er ähnlich). Das Thermitpulver wird in dem konischen Reaktionstiegel gezündet. Nach Beendigung der Thermit-Reaktion (≈ 30 s bei 300 kg Thermit) wird ein Stopfen im Boden des Reaktionstiegels geöffnet, und die Schmelze - zuerst das schwere Eisen (160 kg), danach das leichtere Oxyd (140 kg) - fließt als 40 mm \varnothing -Strahl aus. Zur Trennung der beiden Komponenten der Schmelze wurden zwei Verfahren benutzt:

- a) Die gesamte Schmelze wird in den Eisen-Sammelbehälter eingeleitet (Abb. 2). Das Volumen ist so ausgelegt, daß er gerade die Eisenschmelze fassen kann. Die Oxydschmelze fließt über einen Überlauf in den benachbarten Oxyd-Sammelbehälter (KATS-3).
- b) Nach Ablauf der Eisenschmelze in den Eisen-Sammelbehälter (die Ablaufzeit ist aus vorhergehenden Experimenten und Berechnungen bekannt), wird eine Rinne so in den Schmelzstrahl geschoben, daß die Oxydschmelze in den Oxyd-Sammelbehälter einläuft (KATS-3a).

Kurz nach Ende des Schmelzenauslaufs (ca. 10 s später), werden Fenster in den beiden Sammelbehältern geöffnet und die Schmelzen fließen auf die beiden, mit Keramikplatten ausgekleideten Ausbreitungskanäle der Betonwanne (Abb. 2).

Das wesentliche Ziel von KATS-3 ist die Bestimmung der zeitlichen Ausbreitung der Schmelzen zum Test theoretischer Modelle. Dafür wurden zwei Videokameras - eine sieht von oben, die andere von vorne auf die Ausbreitungskanäle - und in beiden Kanälen jeweils drei Thermoelement-Sonden, in Abstand von 30, 110 und 190 cm vom Fenster eingesetzt. Jede Sonde besteht aus einem W-Re-thermoelement zur Messung der Schmelzentemperatur (Meßspitze 10 mm über

Boden) und drei, in der Höhe gestaffelte (5, 25, 45 mm über Boden) Typ K-Thermoelemente zur Detektion der Schmelzenfront.

2.2 Vorversuche

Bereits die Tests KATS-1 und -2 [1, 2] zeigten, daß die Fenster in den Sammelbehältern die kritische Komponente ist. Diese Fenster müssen eine Reihe von schwierigen Anforderungen erfüllen:

- Resistent gegenüber dem heißen 40 mm \varnothing -Schmelzstrahl und - für mehrere zehn s - gegenüber der gespeicherten Schmelze
- Gute Einpassung des Fensters in die Sammelbehälter-Wand und hohe Dichtigkeit gegenüber der Schmelze, da die stark überhitzte, niederviskose Eisen-schmelze in kleinste Spalten eindringt und sie aufweitet
- Große Festigkeit der Fenster und große Kräfte zum Brechen der sich bildenden Oxydkruste
- Instantane Freigabe der ganzen Fensteröffnung möglichst ohne Störung der Strömung (d.h. die Fenster sollten möglichst in Richtung Ausbreitungskanäle geöffnet werden) zu einem definierten Zeitpunkt.

Es wurden eine Reihe von Fenstervarianten auf der Basis von stahlbewehrter MgO-Stampfmasse bzw. einem Verbund von MgO-Stampfmasse und Cordierit-Platten (53, 37 und 10 Gew.% SiO_2 , Al_2O_3 bzw andere Oxyde) konzipiert und in Kleinversuchen, mit einigen zehn kg Thermit-Schmelze erfolgreich getestet. Realistische Tests mit Schmelzstrahlen und 300 kg Thermit wurden - da ähnlich aufwendig wie die KATS-Experimente selbst - nicht durchgeführt.

Bei KATS-3 bestand das Fenster aus einer 20 mm dicken Cordierit-Platte, die gegenüber der Schmelze durch eine in-situ eingestampfte und getrocknete, etwa 20 mm dicke MgO-Masse geschützt war. Es zeigte sich (siehe 2.3), daß diese Fenster schon während des Einlaufs des Schmelzstrahls durch Erosion undicht werden, wahrscheinlich wegen des Restfeuchtegehalts der nur schwach getrockneten MgO-Stampfmasse.

Bei KATS-3a wurden die Fenster durch Einstampfen von MgO-Masse in stahlbewehrte Formen hergestellt, die bei 800 °C über mehrere Stunden ausgeheizt und danach in die Fensteröffnung eingesetzt wurden. Zur Erleichterung des Öffnens

sind die Fenster konisch geformt. Zur Abdichtung gegenüber der Schmelze wurden die Spalte der Fenster mit Al_2O_3 -Pulver verfüllt.

2.3 KATS-3

Aufbau

Der Aufbau entsprach dem in Abb. 1. Da der Eisen-Sammelbehälter nicht senkrecht unter der Öffnung des Reaktionsbehälters positioniert werden konnte, wurde die Schmelze über eine fest installierte, mit Cordierit ausgekleidete Rinne in den Eisen-Sammelbehälter geleitet. Die Fenster in den Sammelbehältern wurden mit über fallende Gewichte bewegte Rechen gebrochen und in den Sammelbehälter hineingedrückt. Weitere Einzelheiten sind in Tab. 2 zusammengestellt.

Geplanter Ablauf

33 s nach Zündung (Reaktionsdauer ≈ 30 s) sollte der Abstich erfolgen. Die Trennung der Schmelze sollte gemäß a) (siehe 2.1) durch Überlauf erfolgen. Kurz nach Beendigung des Auslaufens (Dauer ≈ 34 s) sollten die beiden Fenster geöffnet werden.

Tatsächlicher Ablauf

Die Thermit-Reaktion, der Abstich und das Einlaufen der Schmelze in den Eisen-Sammelbehälter verliefen planmäßig. Der einlaufende Schmelzestrahle verursachte jedoch eine so massive Erosion, daß die Schmelze - unplanmäßig - bereits 38 s nach Zündung, d.h. 5 s nach dem Abstich, durch eine sich mit dem Schmelzfluß vergrößernde Öffnung im Fenster auf den Eisen-Ausbreitungskanal ausfloß. Zu diesem Zeitpunkt befand sich bereits der größte Teil der Eisenschmelze im Eisen-Sammelbehälter, der Einlauf der Oxyd-Schmelze dauerte noch bis 67 s nach Zündung. Eine quantitative Auswertung ist wegen der undefinierten Austrittsöffnung schwierig. Qualitativ kann die Anfangsphase als Ausbreitung einer Eisenschmelze aus einer kleinen Öffnung und die späte Phase als Ausbreitung einer Oxydschmelze mit, durch den Ausfluß aus dem Reaktionsbehälter, vorgegebenem Massenfluß auf einer Eisenschmelze betrachtet werden.

Die gemessene Schmelzentemperatur im Eisen-Ausbreitungskanal betrug max. 2150 °C. Es zeigt sich, daß die Typ K-Thermoelemente zur Bestimmung der Schmelzfront-Ausbreitung besser gegen die Wärmestrahlung der Schmelze geschützt werden müssen.

Praktisch die gesamte Schmelze ist in den Eisen-Ausbreitungskanal ausgelaufen, hat sich dort als gleichmäßige hohe Schicht verteilt und ist als ein etwa 10 cm hoher Regulus (unten Eisen, darüber Oxyd) erstarrt. Ein Teil der seitlichen Keramik-Verkleidung löste sich während der Schmelzenausbreitung, sodaß eine Schmelze/Beton-Reaktion auftrat. Eine geringe Menge Schmelze floß spät (≈ 52 s nach Zündung), nach Zerstörung der Überlaufwand zwischen Eisen- und Oxyd-Sammelbehälter und des Fensters im Oxyd-Sammelbehälter, in den Oxyd-Ausbreitungskanal.

2.4 KATS-3a

Aufbau

Den Aufbau für das erste Wiederholungsexperiment von KATS-3 mit der Bezeichnung KATS-3a zeigt Abb. 1. Der Eisen-Sammelbehälter war senkrecht unter der Öffnung des Reaktionsbehälters positioniert, die Trennung der beiden Schmelzecomponenten erfolgt durch eine Rinne, die nach der Auslaufzeit der Eisenschmelze in den Strahl geschoben wird und die Oxydschmelze in den Oxyd-Sammelbehälter leitet. Die Fenster aus gut getrockneter, stahlbewehrter MgO-Stampfmasse sind konisch geformt und werden durch pneumatisch ausgelöste Stahlfedern in Richtung Ausbreitungskanäle geöffnet. Abb. 3 zeigt schematisch das Fenster und die zugehörige Öffnungsmechanik. Weitere Einzelheiten sind in Tab. 2 zusammengefaßt.

Geplanter Ablauf

Geplant war, den Verschuß des Reaktionstiegels 45 s nach Zündung zu öffnen, die beiden Komponenten in den entsprechenden Behälter zunächst vollständig zu sammeln und sie wenige s später durch Öffnen der Fenster auf die Kanäle fließen zu lassen.

Tatsächlicher Ablauf

Bereits 20 s nach Zündung, d.h. noch bevor alles Thermit reagiert hatte, lief die Schmelze von selbst aus dem Reaktionstiegel aus ("Selbstabstich"). Etwa 1 s später wurde manuell das für diesen Fall vorgesehene alternative Ablaufprogramm gestartet. Wie geplant, wurde, nachdem die Eisenschmelze ausgeflossen war, die Rinne verfahren und die Oxydschmelze in den Oxyd-Sammelbehälter geleitet. Dabei wurde durch reagierendes Thermit und durch eine nicht-optimale Positionierung der Rinne etwas Schmelze (einige kg) verspritzt, wodurch die Druckluftleitung der Pneumatik für das Oxydfenster beschädigt wurde und das Fenster nicht geöffnet werden konnte.

Wenige s nachdem die Eisenschmelze vollständig gesammelt war, wurde, wie geplant, das Fenster geöffnet, und die Schmelze floß auf den Eisen-Ausbreitungskanal. Die Oxydschmelze verblieb, da das Fenster nicht geöffnet werden konnte, im Sammelbehälter.

Ergebnisse

Die wichtigsten Ergebnisse von KATS-3a sind einmal der Nachweis, daß die Fenster dem Schmelzstrahl standhalten und geöffnet werden können. Außerdem konnte erstmals die Eisenschmelze, wie geplant, aus dem Sammelbehälter freigesetzt und die Ausbreitung beobachtet werden.

Die Thermolemente arbeiteten einwandfrei, die daraus ermittelten Schmelztemperaturen und der zeitliche Verlauf der Schmelzfront sind in Abb. 4 dargestellt. Die maximal gemessene Schmelztemperatur war sehr hoch (2445 °C). An der Position 110 cm vom Fenster konnte keine Schmelztemperatur bestimmt werden, da das W/Re-Thermolement vor Erreichen eines asymptotischen Werts zerstört wurde. In den Video-Aufnahmen ist die Schmelzfront zeitweise von Rauchschwaden überdeckt. Es läßt sich trotzdem eine Schmelzfrontgeschwindigkeit abschätzen, die mit dem auf den Thermolement-Signalen basierenden Wert von 3 m/s übereinstimmt. Alle 45 mm über dem Boden positionierten Typ K-Thermolemente hatten zumindest zeitweise Kontakt mit der Schmelze.

Der erstarrte Regulus (Abb. 5) zeigt, daß, wie geplant, praktisch das gesamte Eisen und nur sehr wenig Oxyd in den Kanal geflossen ist. Ein Teil der Eisenschmelze ist über die 6 cm hohe Rampe am Kanalende ausgeflossen.

3. Zusammenfassung, weitere Planung

Bei KATS-3 versagten die Fenster der Sammelbehälter frühzeitig, so daß zunächst die Eisen-, danach die Oxydschmelze aus einer undefinierten Öffnung in denselben Kanal auslief. Die quantitative Interpretation dieses Experiments ist sehr schwierig.

Beim ersten Wiederholungstest KATS-3a trat die Schmelze zwar zu früh aus dem Reaktionstiegel aus, der weitere Ablauf verlief jedoch - abgesehen davon, daß sich das Oxydfenster nicht öffnen ließ - im wesentlichen planmäßig. Damit konnte die Funktionsfähigkeit der Fenster demonstriert und zum ersten Mal die Ausbreitung einer Eisenschmelze auf einer trockenen Fläche unter definierten Bedingungen beobachtet werden.

Ein weiteres Wiederholungsexperiment (KATS-3b), bei dem insbesondere auch die Ausbreitung der Oxydschmelze beobachtet werden soll, und das entsprechende Experiment zur Ausbreitung auf mit 1 cm Wasser bedeckten Flächen (KATS-4), sollen im Frühjahr 1995 durchgeführt werden. Um die Höhe der sich ausbreitenden Schmelze besser eingrenzen zu können, soll bei KATS-3b an allen Positionen ein weiteres Typ K-Thermoelement 65 mm über dem Boden angebracht werden.

Literatur

- [1] G. Fieg, M. Möschke, H. Werle, "Schmelzenausbreitung (Siemens-Konzept)", in: 1. Fortschrittsbericht Zusammenarbeit KfK/EVU/Siemens, März 1994, S. 83 - 89.
- [2] G. Fieg, M. Möschke, H. Werle, "Experimente zur Schmelzenausbreitung (Siemens-Konzept): KATS-1 und KATS-2", Interner Bericht KfK 32.21.04/04A, April 1994.

Tab. 1 KATS-Experimente, Testmatrix

Test	Ort	Zeit	Schmelze		Art	Ausbreitung		Ergebnis
			Masse (kg)	Art		Boden	Wasser	
KATS-1	KfK	Dez. 93	150	gemischt	2d	Keramik	nein	
KATS-2	"	Jan. 94	"	getrennt	1d	"	"	
KATS-3	ICT	Juli 94	300	"	"	"	"	Mischschmelze in Fe-Kanal Nur Fe-Schmelze
KATS-3a	"	Dez. 94	"	"	"	"	"	
KATS-3b	"	Feb. 95	"	"	"	"	"	
KATS-4	"	März 95	"	"	"	"	ja	

Tab. 2 Technische Daten für KATS-3 und -3a

(300 kg Thermit; 40 mm Ø-Schmelzenstrahl; Metalle und Oxyd getrennt; trockene eindim. Ausbreitung)

	KATS-3	KATS3a
Datum des Tests	19.07.94	6.12.94
Trennung der Komponenten	Überlauf	Verschiebbare Rinne
Sammelbehälter		20 bzw. 40 mm Cordierit
● Auskleidung		17.8 cm x 32.5 cm
● Grundfläche - Metall		37.8 cm x 32.5 cm
- Oxyd		
Fenster Fläche (engster Querschnitt)	- Metall	5 cm x 14 cm
- Oxyd	5 cm x 20 cm	5 cm x 34 cm
	5 cm x 40 cm	
Ausbreitungskanäle		Keramik
● Auskleidung		20 cm x 200 cm
● Grundfläche - Metall		40 cm x 200 cm
- Oxyd		
● Geometrie*	-Kanalanschluss	Gefälle: 27 mm über 88 mm
- Kanalende	-	Steigung: 6 cm über 10 cm

* zur Vermeidung von Dampfexplosion bei dem Vergleichsexperiment KATS-4 (1 cm Wasser auf Ausbreitungsflächen)

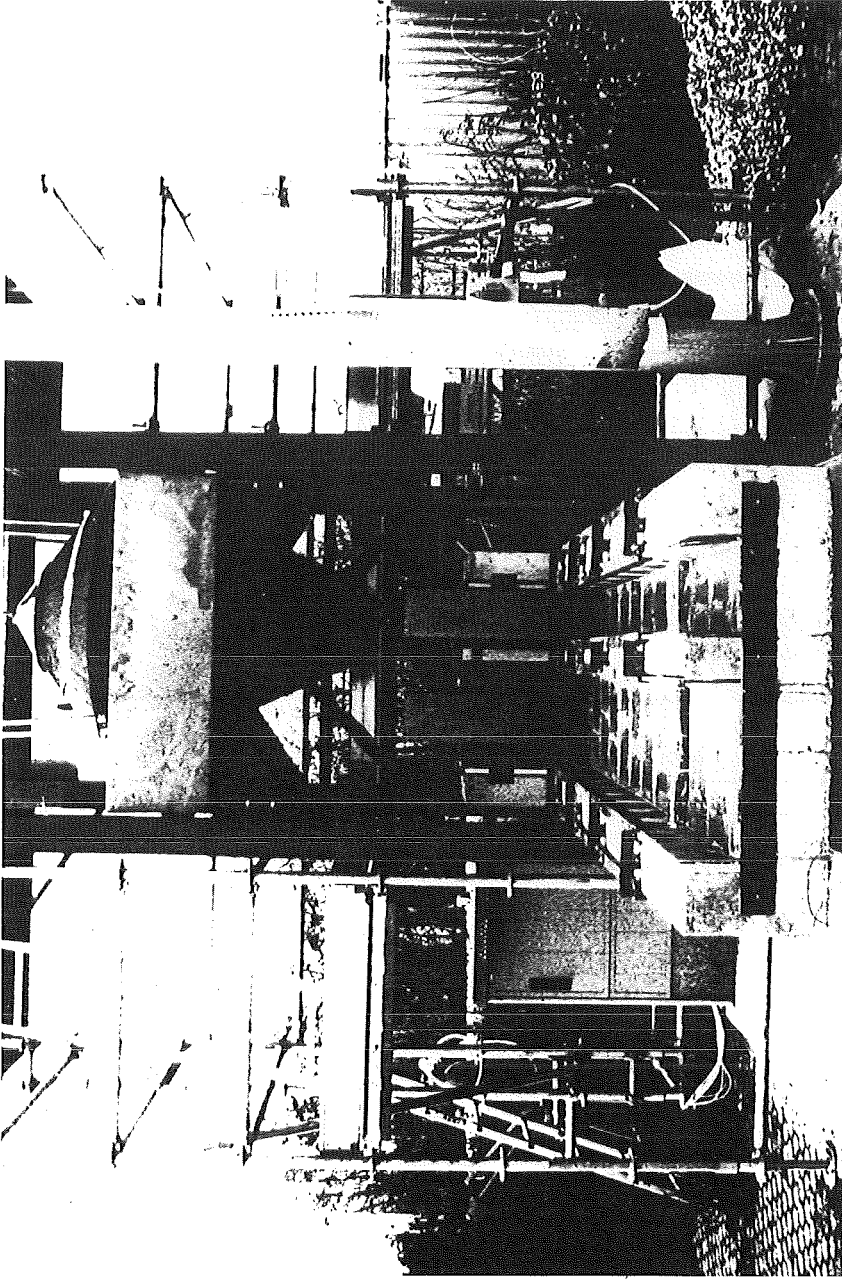


Abb. 1 Aufbau KATS-3a

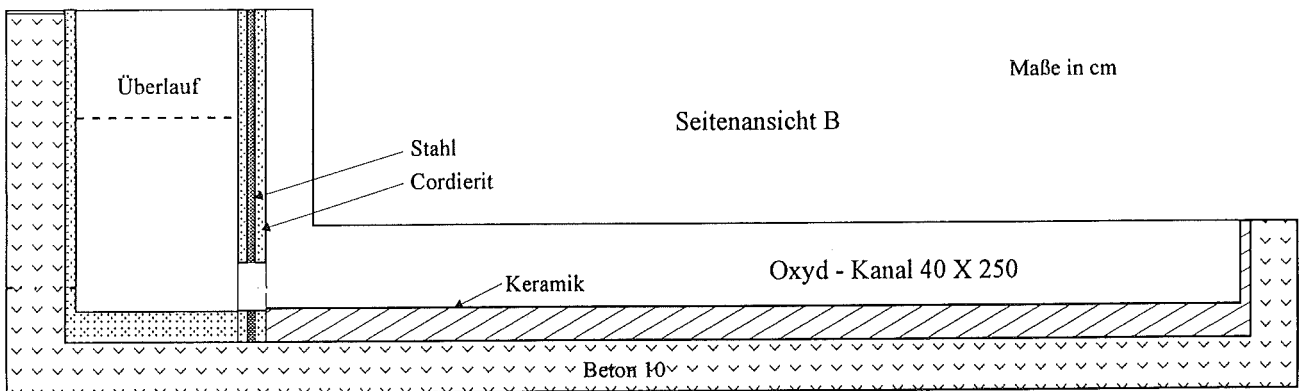
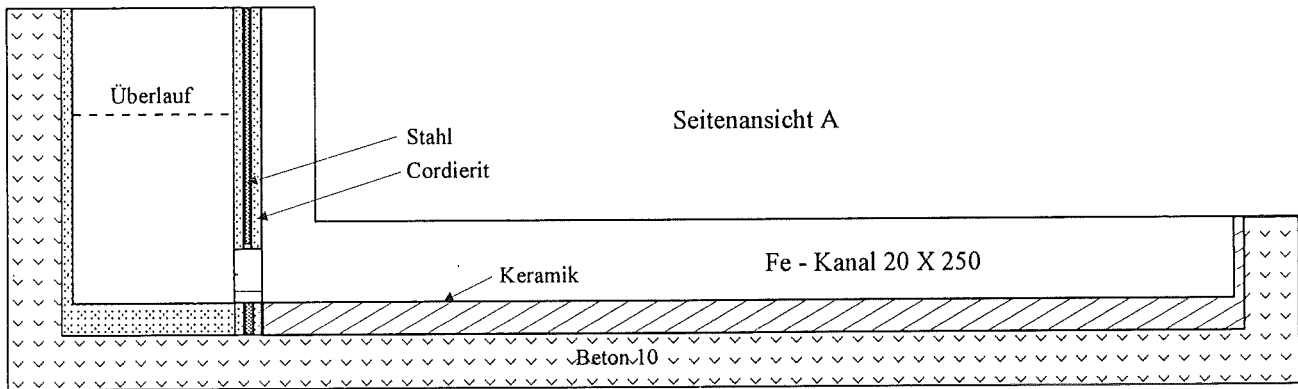
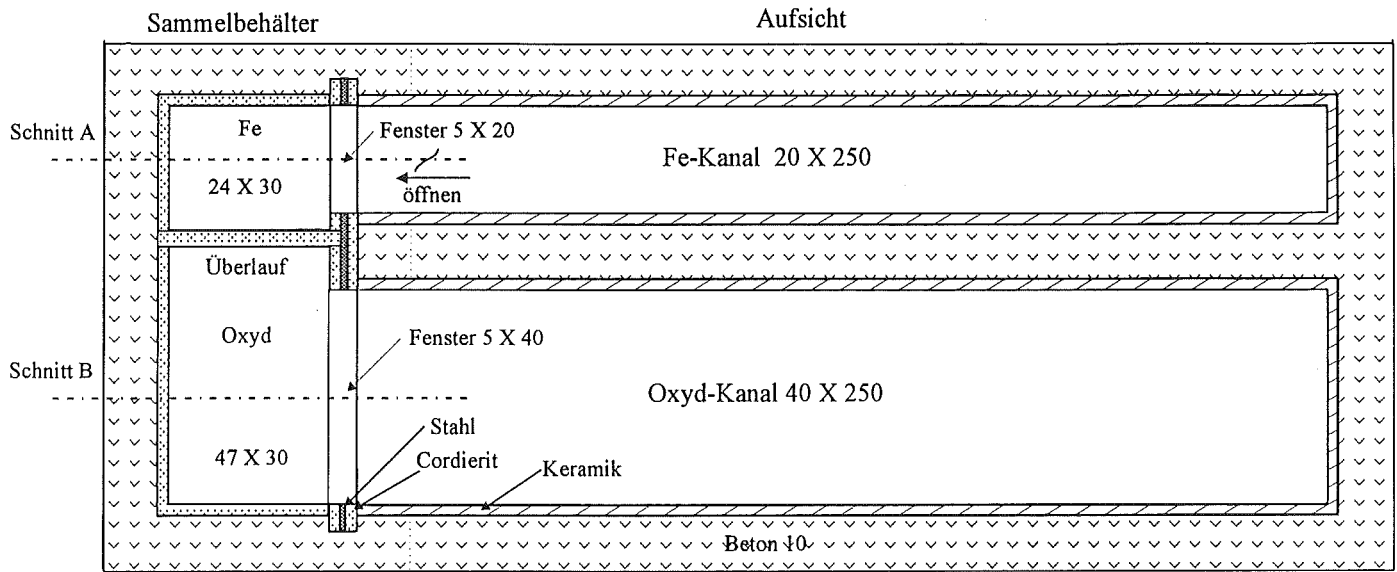


Abb. 2 Sammelbehälter und Ausbreitungskanäle KATS-3

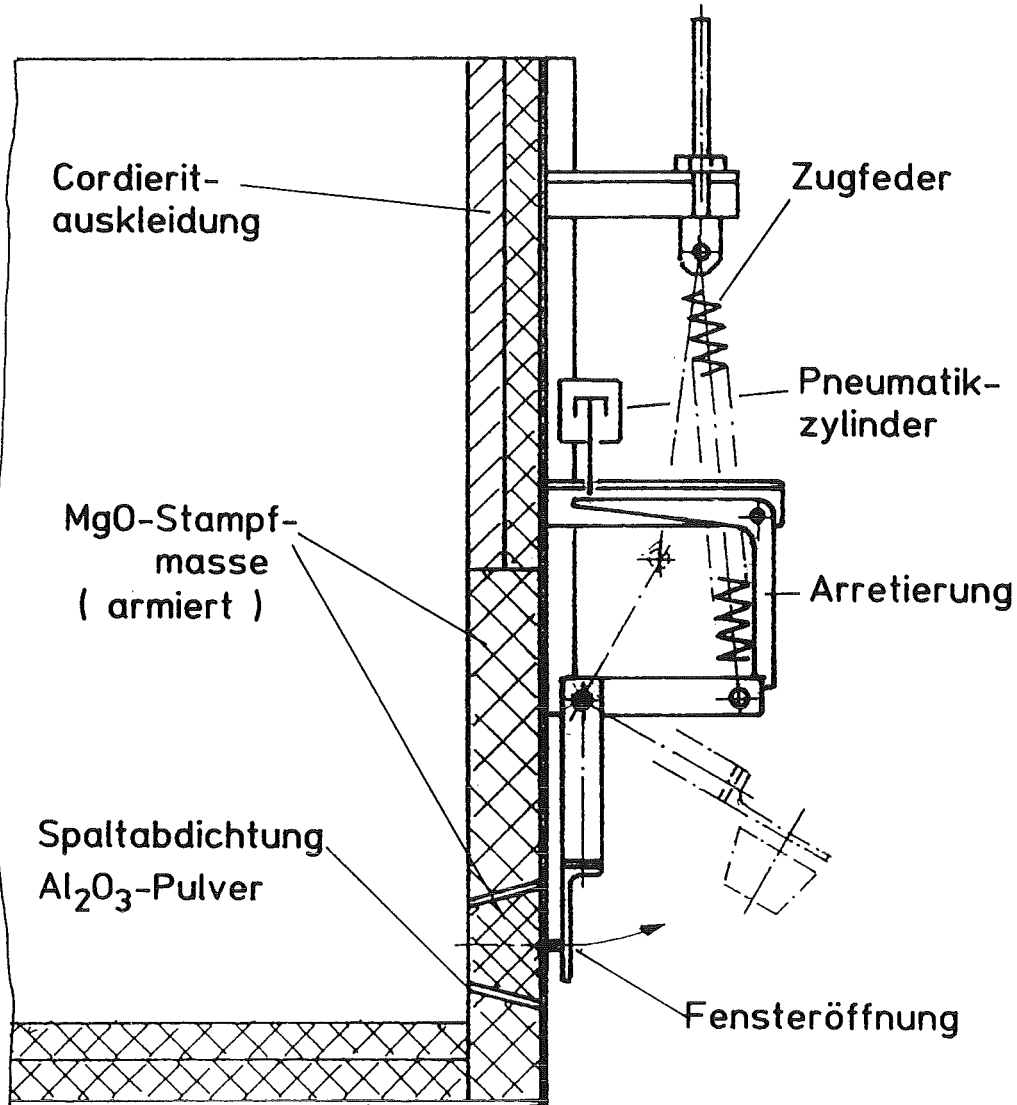


Abb. 3
KATS-Versuch. Schema der Fenster-
öffnung der Schmelzbehälter

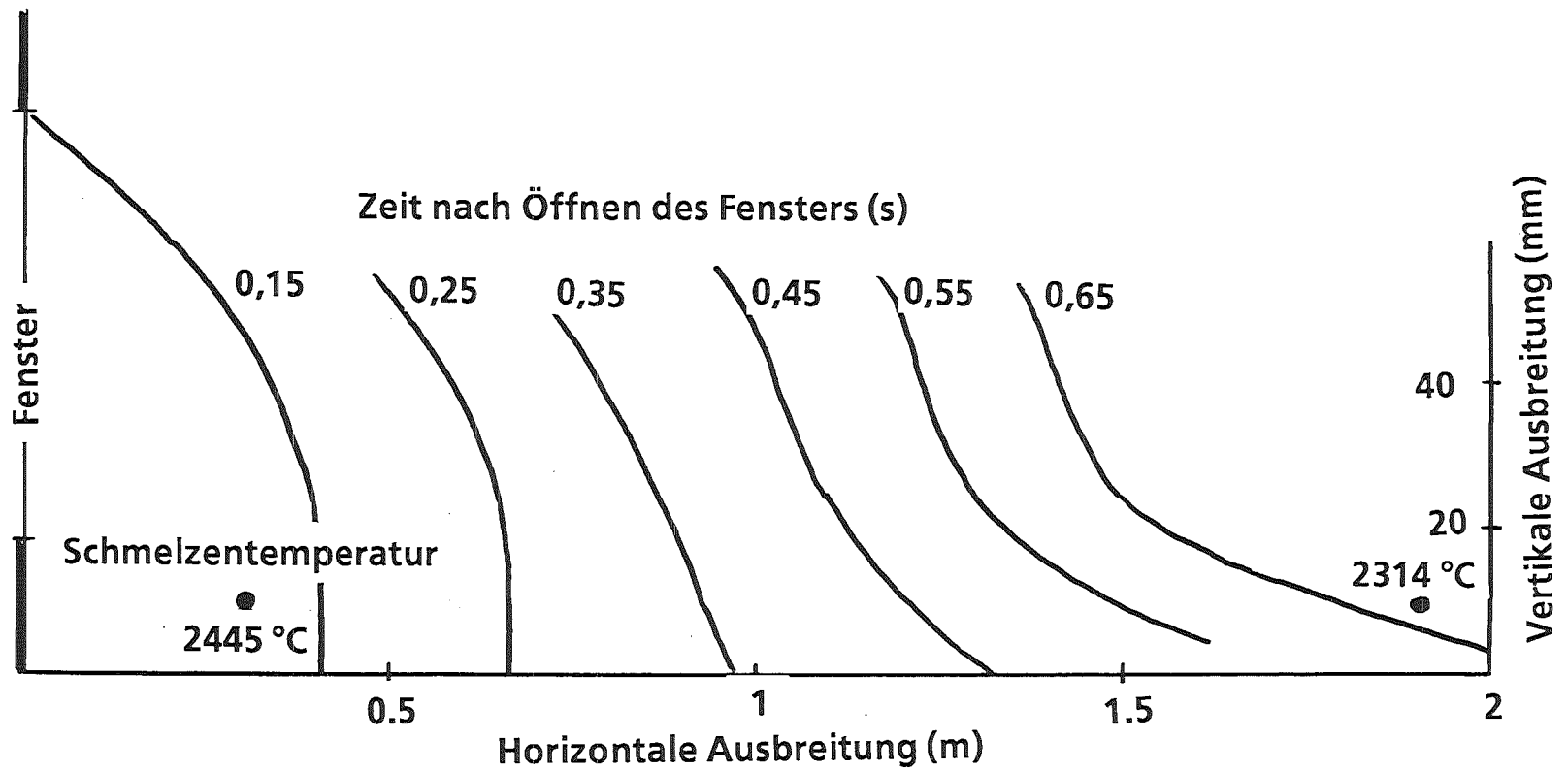


Abb. 4 Schmelzfrontverlauf bei eindimensionaler Ausbreitung einer Eisen-Schmelze (KATS-3a)

Schmelzfrontgeschwindigkeit $\approx 3 \text{ m/s}$

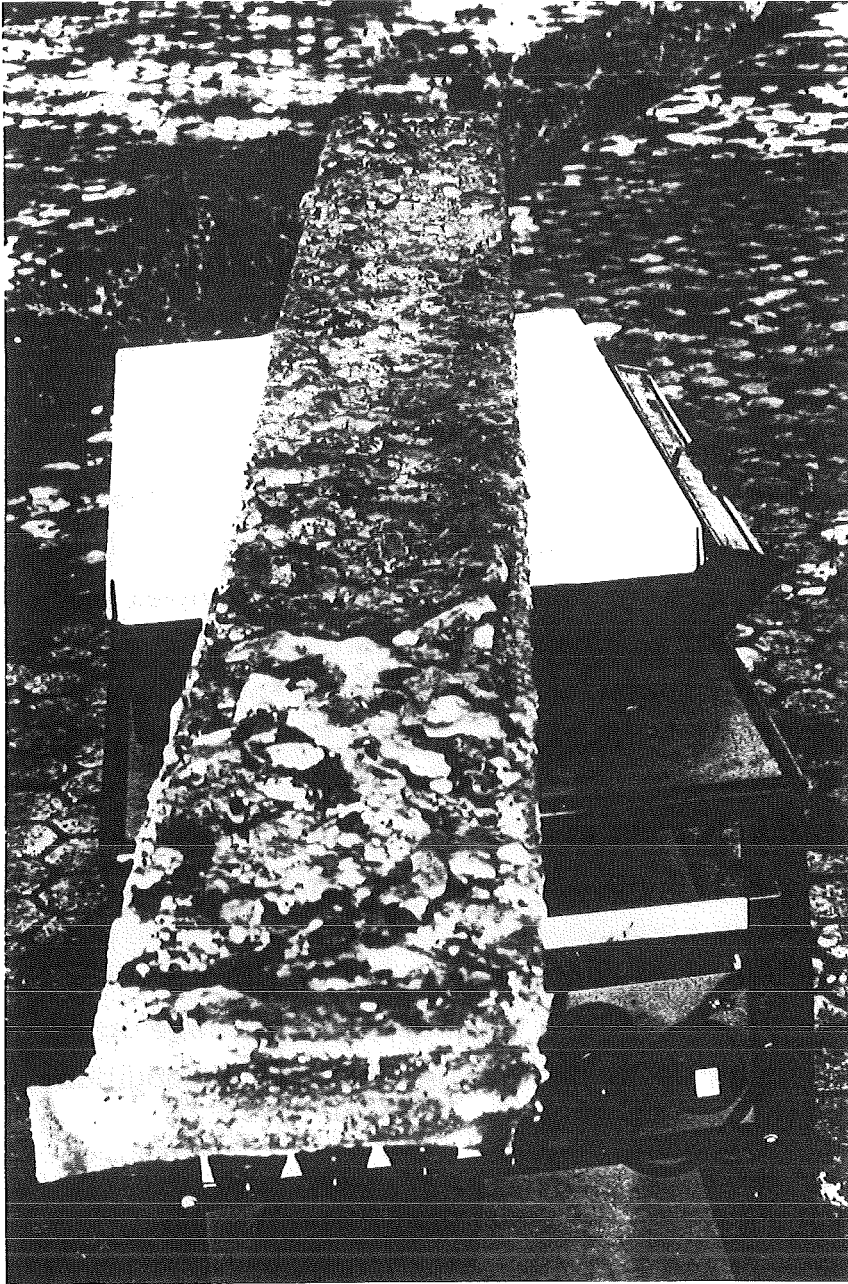


Abb. 5 Metall-Regulus -KATS-3a

III. Modelling of Oxidic Molten Core Concrete Interaction in WECHSL

(J.J. Foit, IATF)

Oxidic Melt Properties

The experimental programs SURC [1] at SNL (USA) and ACE [2] at ANL (USA) carried out recently showed the importance of the melt properties, among others the viscosity of complex oxidic melts, on the heat transfer and the melt behaviour during MCCI.

Viscosity Modelling in WECHSL

Calculations of the viscosity of complex oxidic melts in the WECHSL code are based on the method proposed by Bottinga and Weill [3]. Unfortunately, only few experimental viscosity data are available for complex oxidic melts of the glassy type with which one has to deal during MCCI. The agreement of former WECHSL results with measurements of such a type of melt was not satisfactory. A better agreement with measurements [4] is achieved by correcting the Arrhenius coefficients for SiO_2 , UO_2 and ZrO_2 . Recently, viscosity measurements for a melt composed of 56.6 weight% of UO_2 , 15.9 weight% of ZrO_2 and 27.5 weight% of both siliceous and limestone-sand concrete were performed by Roche [5]. These measurements show a non-Newtonian behaviour which was not observed in [4]. The data measured at 40 RPM are also given in Fig. 1 and Fig. 2. The WECHSL results underestimate measured viscosities by about three orders of magnitude, therefore, this point needs clarification, eventually by additional experimental data.

Effects of Temperature-Varying Viscosity on Heat Transfer

The boundary layer and the heat transfer models in WECHSL are originally based on the assumption that the viscosity is adequately represented by the bulk temperature of the melt. In order to account for the variation of the viscosity with temperature in the boundary layer an iterative scheme is used in WECHSL to determine the interface temperature between the melt and the concrete. This reduces considerably the total heat transfer from the molten pool to the concrete. In the second step, the so-called property ratio method is implemented for correcting the appropriate non-dimensional heat transfer correlation, i.e.

$$\text{Nu} = \text{Nu}_0 \left[0.645 \left(\frac{\mu_i}{\mu_b} \right)^n + 0.355 \right]$$

Nu is the corrected Nusselt number and Nu_0 the constant property solution. The viscosity μ_i is the viscosity at the interface temperature while μ_b is evaluated at bulk temperature [6] [7]. The ACE-L6 test [2] is used to fit the exponent n. The WECHSL analysis of oxidic melt MCCI experiments has been improved by including models described above. A satisfactory prediction was derived for the concrete erosion for recent large-scale experiments. Good estimates for the melt temperatures were obtained for the SURC experiments whereas the predicted temperature levels for all ACE experiments are too low compared to experimental data. However, there are still open questions concerning the reliability of the experimental data (net power input to the melt, beginning of the metal/concrete inserts ablation, accuracy of the temperature measurements). Plant applications of MCCIs using the improved WECHSL code yield predictions somewhat different from those in [8]. Above all, the concrete erosion rates are lowered and, consequently, the basement melt-through will be delayed. On the other hand, the melt temperature during MCCI is predicted to be higher than estimated by the previous WECHSL version.

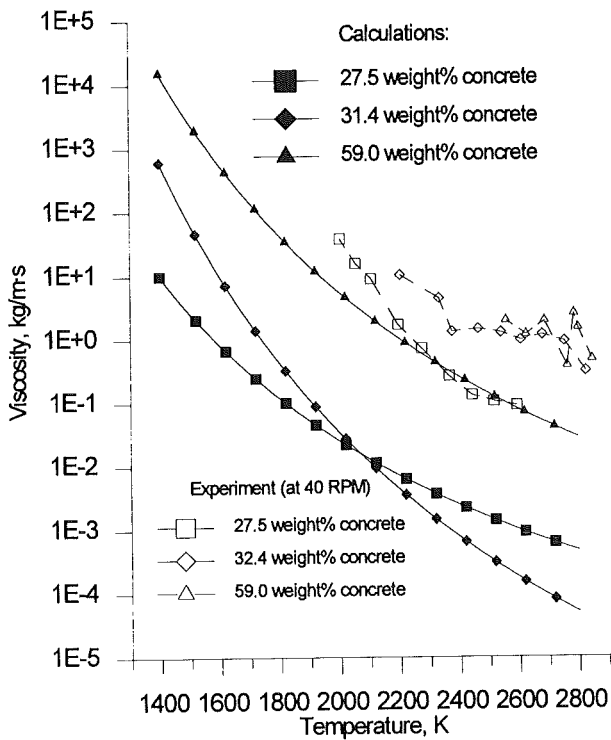


Fig. 1: Viscosity for different siliceous concrete contents in the melt using new WECHSL data (exp. data for 31.4 and 59.0 wt% concrete are considered to be unreliable by the authors [5])

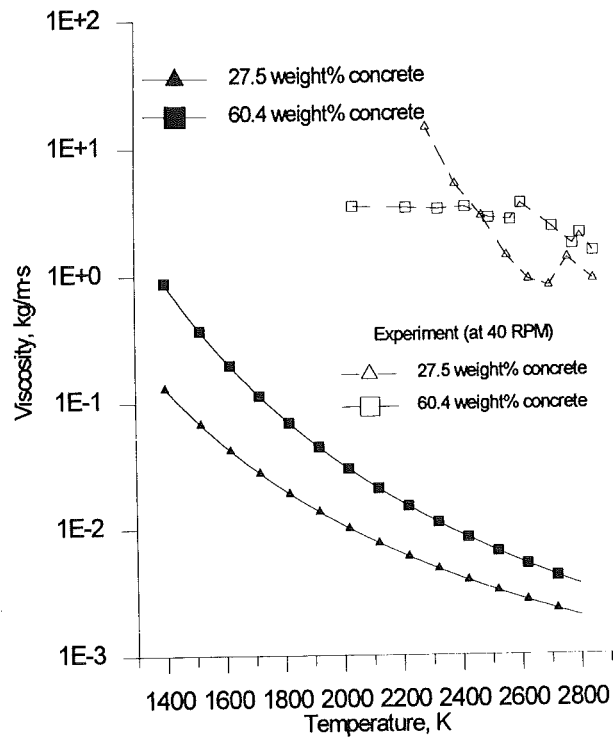


Fig. 2: Viscosity for different limestone-sand concrete contents in the melt using new WECHSL data (exp. data for 60.4 wt% concrete are considered to be unreliable by the authors [5])

References

- [1] E.R. Copus et al.: Core-Concrete Interactions using Molten UO_2 with Zirconium on a Basaltic Basemat: The SURC-2 Experiment. NUREG/CR-5564, SAND90-1022, R3, R4, R7 (1990).
- [2] D.H. Thompson et al.: Thermal-Hydraulic Aspects of Large-Scale Integral MCCI Tests in the ACE Program, KfK 5108, NEA/CSNI/R(92)10(1992)
- [3] Y. Bottinga, D.A. Weill: Am. J. Sci. 272, 438 (1972).
- [4] P. Skoutajan et al.; Durchführung von Viskositätsmessungen an oxidischen Corium-Beton-Schmelzen. BMFT-RS214A(1979).
- [5] M.F. Roche et al.: Viscosity of Corium-Concrete Mixtures at High Temperatures. ACE-TR-C37(1994).
- [6] A. Hackl, W. Gröll: Zum Wärmeübergangverhalten zähflüssiger Öle. Verfahrenstechnik 3(1969).
- [7] H. Hausen: Bemerkung zur Veröffentlichung von A. Hackl, W. Gröll: "Zum Wärmeübergangverhalten zähflüssiger Öle". Verfahrenstechn. 3 (1969).
- [8] J. J. Foit, L.D. Howe: Plant Applications of CORCON/WECHSL in: State-of-the-Art Rep. on Molten Corium-Concrete Interaction and Melt Coolability (to be published).

32.21.05 Langfristige Containment-Kühlung

I. SUCO-Programm (J.U. Knebel, IATF)

1. INTRODUCTION AND OBJECTIVES

The SUCO program is a three-step series of scaled model experiments investigating the optional sump cooling concept of the European Pressurized Water Reactor EPR. This concept is entirely based on passive safety features. This report presents the basic physical phenomena and scaling criteria of decay heat removal from a large coolant pool by single-phase and two-phase natural circulation flow. The physical significance of the dimensionless similarity groups derived is evaluated. The report gives first measurement results of the 1:20 linearly scaled plane two-dimensional SUCOS-2D test facility. The real height SUCOT test facility that is in its building up phase is presented.

In recent years new safety requirements for the next generation of nuclear power plants have been formulated. The complete accommodation of even severest reactor accidents within the containment for any period of time and the quasi-zero release of fission products to the environment is the most progressive claim for future nuclear power plants. In addition more and more passive safety equipment is intended to be implemented. Supposing a core melt down accident and considering the problem of melt stabilization, these requirements can be achieved by an initially dry spreading of the core melt on the containment basemat in combination with a passive sump water flooding and passive cooling from above. This proposal is sketched in Fig. 1. Additional information is given by Weisshäupl and Bittermann [1], Knebel [2], Knebel et al. [3] and Kuczera et al. [4]. The reactor pit and the spreading compartment are connected by a sloping discharge channel that is closed by a sacrificial steel plate. After a certain time, the steel plate passively fails due to the accumulating core melt and refractory material. The core melt, then, eventually covers the bottom of the spreading compartment that is dry during normal operation. The bottom and lateral structures of the spreading compartment are equipped with a protection layer for thermal loads. The spreading compartment is connected with the In-Containment Refuelling Water Storage Tank by pipes for water flooding. These pipes are closed during normal operation and opened passively by the hot core melt. Limited flow rates are allowed in order to prevent energetic fuel-coolant interactions. In case of a LOCA, only a very shallow water layer can be formed in the spreading

compartment as a consequence of condensing steam [1]. After the flooding of the core melt, the decay heat is transferred from the core melt to the sump water by conduction, convection and evaporation. A natural sump water circulation transports the decay heat to water cooled heat exchangers. The heat exchangers are designed as finned cooling-tubes that are anchored to the concrete structures. The heat exchangers are located in sub-compartments of the spreading compartment to protect them from thermal radiation during the period of dry core melt spreading. In addition, condensers are provided both in the horizontal sub-compartment and in the chimney. The chimney connects the spreading area with the containment itself. Its cross-sectional area is about 10 % of the spreading area. Considering the decay heat decrease with time, the short-term behaviour of the system is characterized by two-phase natural circulation phenomena due to the high local heat fluxes along the core melt surface whereas the long-term behaviour shows single-phase natural circulation. A secondary system that is an intermediate natural circulation loop finally removes the decay heat to the environment. The core melt interacts with the sump (coolant pool) creating a stable stratification. The homogenization of the coolant pool temperature by flow mixing represents a crucial aspect for the reduction of thermal loads to system components. In addition, it is of interest under which boundary conditions it is possible to keep the coolant pool locally or entirely subcooled. The safety grade of the system is greatly increased in respect to accident transients if the coolant pool is large enough to provide an intermediate heat storage. The correct simulation of the single-phase and two-phase natural circulation and of the pool mixing process is an important requirement for a down-scaling procedure. A licensable proof must be based on both extensive observations in scaled model experiments and validated three-dimensional calculations.

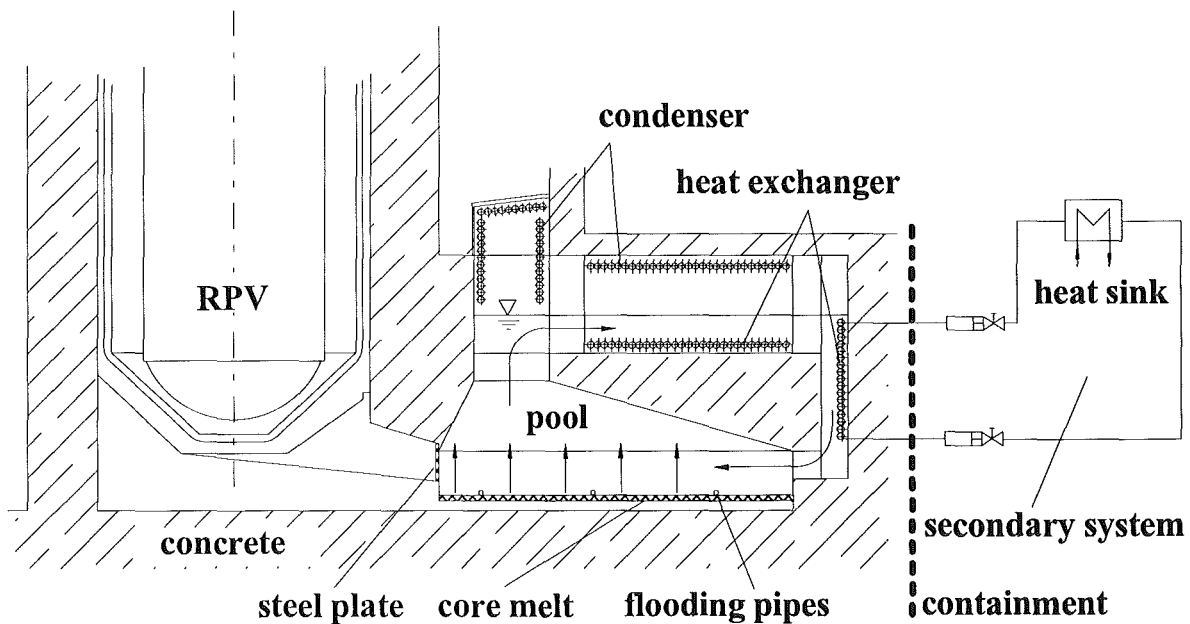


Figure 1: Optional sump cooling concept of the European Pressurized Water Reactor EPR.

2. SCALING CRITERIA

Before designing scaled model experiments simulating the optional sump cooling concept of Fig. 1, one has to develop scaling criteria that account for the concept-relevant physical phenomena. These are the limits of core melt coolability, first, under short-term two-phase natural circulation and, second, under long-term single-phase natural circulation. In addition, one is interested in the heat transfer mechanisms along the core melt, heat exchangers and condensers, the temperature/velocity field and the flow pattern in the coolant pool, the influence of geometrical parameter variations, e.g. cross-sectional flow areas, heat exchanger design and arrangement, sump water height.

Following the considerations of Ishii and Kataoka [5] the scaling criteria for a natural circulation system can be obtained from the integral effects of the local one-dimensional balance equations along the natural circulation loop.

2.1 Single-phase similarity groups

A non-dimensionalization of the balance equations gives for single-phase flow the following set of similarity groups.

$$\text{Richardson number} \quad Ri = \frac{\beta g \Delta T_0 l_0}{u_0^2} . \quad (1)$$

$$\text{Friction number} \quad F_i = (\xi_v + K)_i . \quad (2)$$

$$\text{Stanton number} \quad St = \frac{\alpha F_s}{\dot{m}_s c_p} . \quad (3)$$

$$\text{Length ratio} \quad L_i = \frac{l_i}{l_0} . \quad (4)$$

$$\text{Cross-sectional flow area ratio} \quad A_i = \frac{a_i}{a_0} . \quad (5)$$

Here, β is the coefficient of linear thermal expansion of the coolant and g is the acceleration of gravity. ξ_v and K are loss coefficients accounting for all frictional and orifice losses respectively in the i -th section of the loop. The loss coefficients will generally be a function of geometry and velocity. α is denoted the heat transfer coefficient of the heat sink. T_s and \dot{m}_s are the secondary side coolant temperature and the secondary side coolant mass flow rate. c_p is the heat capacity of the coolant. The relevant distance along which the buoyant up- and downdraft act is denoted by l_0 . a_0 is a characteristic cross-sectional flow area. The characteristic velocity scale u_0 and temperature change scale ΔT_0 can be deduced from the momentum and the energy balance for stationary conditions and a heated power per unit volume of \dot{q}_0 as follows.

$$u_0 = \left(\frac{\beta g \dot{q}_0 l_0^2}{\rho c_p \sum_i F_i} \right)^{1/3}, \quad (6)$$

$$\Delta T_0 = \frac{\dot{q}_0 l_0}{\rho c_p u_0}. \quad (7)$$

The pool mixing that is characterized by the Richardson number occurs predominantly by entrainment of cold fluid from the heat sink that appears as a horizontally spreading quasi-free jet, into the hot updrafting fluid above the heat source (schematic arrows in Fig. 1). The entrainment mainly depends on the vertical pool temperature stratification and on the horizontal cold fluid velocity. The Stanton number scales the decay heat removal by the heat exchangers. In addition, geometrical similarity groups giving length scales and cross-sectional flow area scales can be obtained. In order to preserve similarity of the single-phase natural circulation and of the overall mixing process the similarity group ratios (R) between the model (M) and the prototype (P) $\Pi_R = \Pi_M / \Pi_P$ must be unity.

In addition, a characteristic time scale for charging or discharging heat into or out of the coolant pool that acts as an intermediate heat storage can be derived. It is the ratio of the total enthalpy of the coolant pool to the total power of the heat source.

$$\tau_c = \frac{\rho c_p (T_p - T_s) V}{Q}. \quad (8)$$

Here, $T_p - T_s$ is the temperature difference between primary and secondary side of the system, V is the total volume of the coolant pool. This time scale can be non-dimensionalized by the steady-state turn-around time between heat source and heat sink.

$$\tau_a = \frac{l_0}{u_0}. \quad (9)$$

Thus, a dimensionless transient time scale is obtained

$$\Pi_t = \frac{\tau_c}{\tau_a} \quad (10)$$

that is a measure for the integral heat up or cool down behaviour of the system.

Besides the integral momentum and heat transfer, the local fluiddynamic state that may be laminar or turbulent and, moreover, vary across the coolant pool is a crucial aspect of a buoyancy induced mixing process. The magnitude of the Reynolds number and the Peclet number is commonly used as a criterion for the transition from laminar to turbulent momentum and heat transport, respectively. In geometrically similar small-scale models that use the same working fluid as the prototype, the power and thus the velocity are reduced. Therefore, the Reynolds number ratio may differ significantly from unity and the flow conditions may change from turbulent in the prototype to laminar in the model. In order to simulate the mixing process in the coolant pool correctly, it must be assured by an adequate scaling of both

the geometry and the power that the turbulent flow condition of the prototype is at least qualitatively maintained in the model. This requirement practically limits the size of a scaled model experiment.

2.2 Two-phase similarity groups

For a two-phase natural circulation system Ishii and Kataoka [5] derive the following additional set of similarity groups from a perturbation analysis after the introduction of the drift-flux model into the balance equations.

$$\text{Phase change number } N_{PCh} = \frac{\Gamma_G / \rho_G}{u_m / l_0} = \frac{\text{fluid residence time}}{\text{reaction time}} . \quad (11)$$

$$\text{Subcooling number } N_{Sub} = \frac{\Delta h_{sub}}{\Delta h_{LG}} \cdot \frac{\Delta p}{\rho_G} = \frac{\text{subcooling}}{\text{latent heat}} . \quad (12)$$

$$\text{Drift flux number } N_d = \frac{\rho_L U_{Gj}}{\rho_m u_m} = \frac{\text{drift transport}}{\text{convective transport}} . \quad (13)$$

$$\text{Froude number } N_{Fr} = \frac{u_m^2}{g l_0 \varepsilon} = \frac{\text{inertia force}}{\text{gravity force}} . \quad (14)$$

$$\text{Density ratio } N_\rho = \frac{\rho_G}{\rho_L} = \frac{\text{vapor density}}{\text{fluid density}} . \quad (15)$$

$$\text{Friction number } N_f = \frac{f_m \cdot l_0}{2 \cdot D} = \frac{\text{wall friction force}}{\text{inertia force}} . \quad (16)$$

$$\text{Stanton number } N_{St} = \frac{q_w'' P l_0 / A}{\rho_m u_m \Delta h_{LG}} = \frac{\text{wall heat transfer}}{\text{convective heat transfer}} . \quad (17)$$

The phase change number N_{PCh} takes into account the change of phase due to the heat transfer to the sump water. The subcooling number N_{Sub} scales the subcooling of the sump water entering the heated section and, thus, the dimension of the purely liquid region along the core melt. These two numbers, N_{PCh} and N_{Sub} , are important for the scaling of both the dynamical and the steady-state conditions of a natural circulation system. The drift flux number N_d describes the relative motion between the liquid and the vapor phase and, thus, the kinematic similarity of the system. As the drift velocity U_{Gj} depends on the flow regime, the drift flux number is the similarity group that accounts for the flow patterns and the void fraction distribution. Again, in order to preserve similarity of the two-phase natural circulation the above set of similarity groups has to be the same in the model and in the prototype.

3. MODEL EXPERIMENTS ON THE SUMP COOLING PROPOSAL

At the Forschungszentrum Karlsruhe the feasibility of the sump cooling proposal is investigated and demonstrated by the SUCO-program that consists of three consecutive scaled model experiments summarized in Table 1. These experiments are aimed to investigate the

short-term and the long-term behaviour of the natural circulation within the flooded spreading compartment only. The process of flooding itself and possible energetic fuel-coolant interactions are no objectives of these studies.

The first scaled model experiment is the geometrically similar 1:20 linearly scaled plane two-dimensional SUCOS-2D test facility simulating a representative slab of the simplified geometry of Fig. 1. A sketch together with the main dimensions and components is given in Fig. 2. The depth of the test facility - giving the representative slab- is 25 % of the scaled depth. The test facility consists of a glass container allowing various flow visualization measurement techniques such as shadow graph, laser light sheet, liquid crystals. The core melt is simulated by a copper plate that can be heated from below with three identical heated rods mounted in grooves that divide the plate into three independent sections. The plate is insulated from below. The heat exchangers and condensers are modeled using flat plate heat exchangers that can be operated individually relative to volume flux and inlet temperature. In order to measure the temperature field within the pool and the sub-compartments the SUCOS-2D test facility is equipped with six traversable thermocouple fences with 55 thermocouples altogether. Figure 2 shows one schematic fence representatively. The thermocouples are of type K [6] with 0.5 mm outer diameter. The measuring system consists of isolated measuring pods with an internal PT100 resistance thermometer as reference junction and a 16 bit analog-to-digital converter.

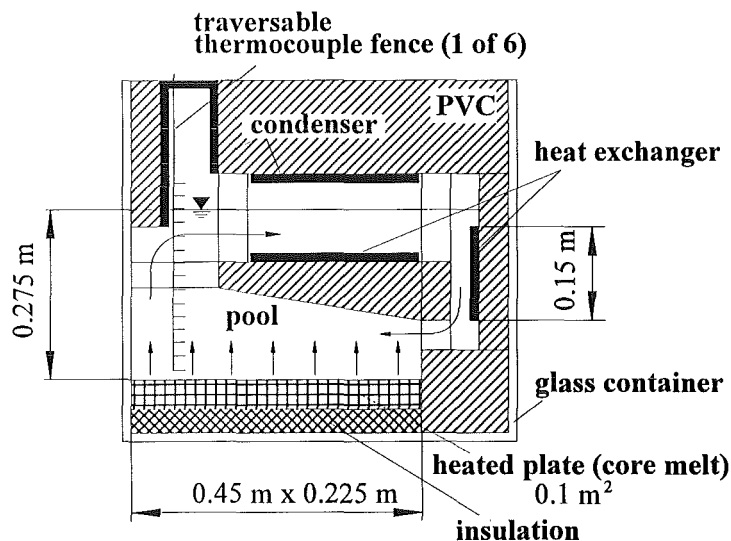


Figure 2: Sketch of the SUCOS-2D test facility at the Forschungszentrum Karlsruhe.

The objectives of this small-scale test facility are integral phenomenological thermo-hydraulic investigations for the long-term single-phase behaviour. This test facility allows an easy variation of the geometry, e.g. cross-sectional flow areas, heat exchanger geometry and arrangement. The dominating integral physical processes, such as pool mixing, are scaled correctly as the Richardson number ratio Ri_R and the transient time scale ratio Π_{iR} are equal to unity.

Table 1: SUCO program at the Forschungszentrum Karlsruhe.

Parameters	EPR 1500 MW PWR Scale 1:1	SUCO Volume 1:20 Power 1:20 Heights 1:1	SUCOT Volume 1:500 Power 1:500 Heights 1:1	SUCOS-2D Lengths 1:20 Power 1:20 ^{3/4} Heights 1:20
Working fluid	water	water	water	water
Spreading Area, m ²	160	8	0.32	0.4 / 4
Sump Water Height, m	5.5	5.5	5.5	0.275
Decay Heat, MW	25	1.25	0.05	0.003125 / 4
W/cm ²	15.6	15.6	15.6	0.783

The second scaled model experiment is the real height SUCOT test facility with a volume and power scale of 1:500. A sketch together with the main dimensions and components is given in Fig. 3. The local heat flux ratio q''_{WR} is kept equal to unity. Providing a realistic surface structure of the heated plate this test facility allows the investigation of two-phase natural circulation phenomenology such as flow patterns, formation, rise and collapse of bubbles and flashing. Using the same working fluid as in the real reactor this test facility preserves the phase change number N_{PCh} and the subcooling number N_{Sub} correctly. In addition, an identical void fraction distribution and thus same flow patterns as a function of geodetic height are produced with this model. The SUCOT test facility is in its building up phase and is going to give first experimental results by the end of 1995.

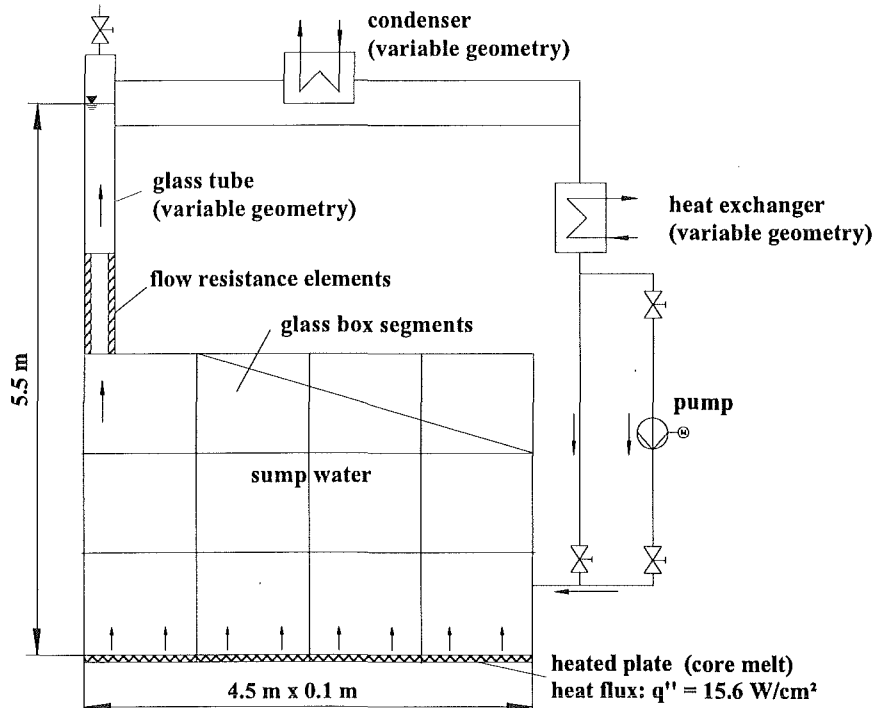


Figure 3: Sketch of the SUCOT test facility at the Forschungszentrum Karlsruhe.

As final step, a SUCO test facility that is a plane two-dimensional slab of the real geometry with a volume and power scale of 1:20 is under consideration. This test facility could provide the coolability limits of a two-phase or single-phase natural circulation system together with the demonstration of its operational performance. All components except for the core melt are of real materials. The transferability of the experimental findings to the prototypical three-dimensional effects is done either by additional small-scale three-dimensional test facilities or by numerical calculations using the FLUTAN [7] code.

4. EXPERIMENTAL RESULTS

The SUCOS-2D test facility is equipped with traversable thermocouple fences. A calibration of the thermocouples gives deviations of less than $\pm 0.05 K$ in reference to a PT100 resistance thermometer between $20^\circ C$ and $80^\circ C$. The energy losses of the test facility to the ambient are below 8%. Most of these losses are via the top surface where the thermocouple fences are introduced into the test facility.

Figure 4 gives a characteristic shadow graph of the SUCOS-2D sump geometry with both heat exchangers in operation and a chimney blockage of 50%. The heated power corresponds to the scaled initial decay heat of 25 MW. The section of the test facility that connects the spreading compartment with the upper sub-compartments and the containment is referred to as chimney. A chimney blockage of 66% gives the geometrically similar scaling of the prototypical geometry.

Generally, a clockwise rotation is observed that is confirmed by numerical results given in [4]. One can clearly detect a downdraft and an intense mixing in the sub-compartment parallel to the vertical heat exchanger and a distinct partial downdraft out of the chimney. The sub-compartment parallel to the vertical heat exchanger is referred to as vertical compartment in

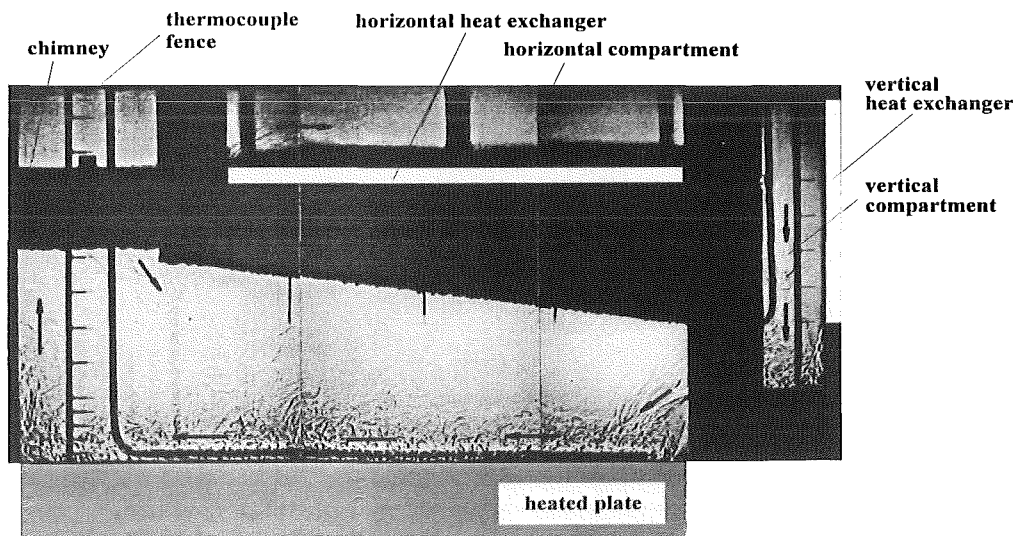


Figure 4: Characteristic shadow graph of the SUCOS-2D sump geometry.

the following. The horizontal flow along the heated plate produced by the quasi-free jet results in a well-defined mixing zone and a more or less uniform and stagnant pool above. The flow paths are indicated qualitatively using arrows.

Figure 5a-d gives characteristic temperature profiles of thermocouple fences 1, 2 and 6. The positions of the fences are indicated schematically in Fig. 5a. The origin of the cartesian coordinate system is in the front left corner of the pool. The thermocouple tips of fences 1 and 6 are positioned in the middle of the chimney ($x = 52 \text{ mm}$) and the vertical compartment ($x = 552 \text{ mm}$) respectively. Only the vertical heat exchanger is in operation having a coolant mass flux of 20 g/s with an inlet temperature of 20°C . There is no chimney blockage. The results show a very homogeneous vertical temperature distribution in the pool and the chimney that is due to an intensive mixing process and a good homogenization of the coolant pool temperature (Fig. 5b). Besides close to the heated plate, lower temperatures are observed only within the mixing zone. Close to the heated plate at $y = 5 \text{ mm}$ and $y = 25 \text{ mm}$, fence 2 shows a linear temperature increase.

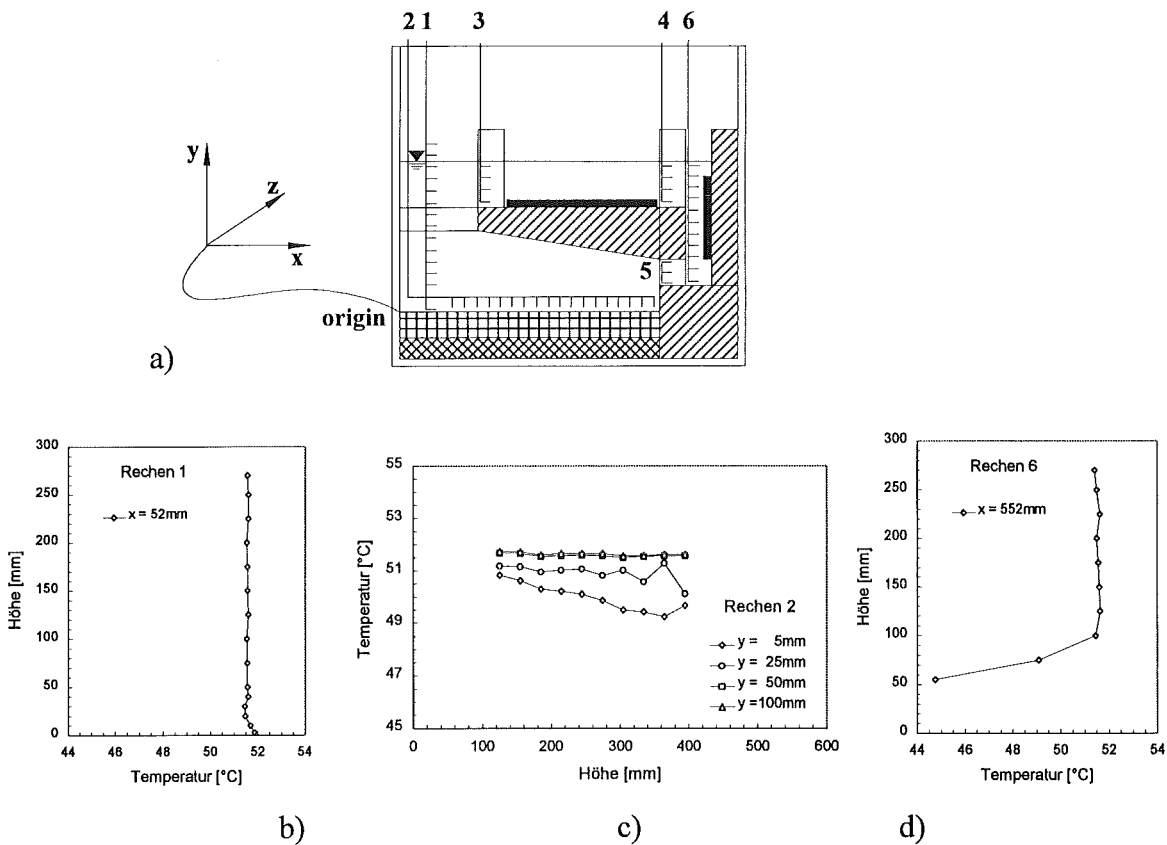


Figure 5: Coordinate system and thermocouple fences, schematic (a). Characteristic temperature profiles of thermocouple fences 1 (b), 2 (c) and 6 (d). No chimney blockage, vertical heat exchanger operated with coolant mass flux of 20 g/s , inlet temperature 20°C .

Below the jet a zone of recirculation producing higher temperatures is observed. At the measuring positions $y = 50 \text{ mm}$ and $y = 100 \text{ mm}$ that is at the end and above the mixing zone, respectively, the temperatures are equal to pool temperature (Fig. 5c). Fence 6 in Fig. 5d gives the mixing of cold and hot fluid in the lower vertical compartment producing the cold jet.

5. MAIN PROGRESS

First measurement results of the 1:20 linearly scaled plane two-dimensional SUCOS-2D test facility that cover a wide range of parameter variations give the following tendencies for the long-term single-phase natural circulation:

- The optional sump cooling concept realizes a stable natural circulation between heated plate and heat exchangers.
- The pool itself is found to act as an intermediate heat storage.
- An increase in heat exchanger inlet temperature results in an increase in pool temperature.
- A chimney blockage, and thus an increase in flow resistance, increases the pool temperature.
- The maximum mean temperature differences across the pool are below 10 K . The minimum mean temperatures are found in the lower vertical compartment.
- Taking the initial decay heat as a basis and supposing the Friction number ratio to be unity, a scaling-up of the SUCOS-2D pool temperatures to the prototypical conditions results in pool temperatures close to saturation temperature. Thus, considering the short-term behaviour of the system, the pool cannot be kept subcooled by using finned cooling-tubes along the walls only.
- However, when looking at the single-phase long-term behaviour and the consequently dramatically decreasing decay heat, the optional sump cooling design given in Fig. 1 allows a distinctly subcooled pool. The experiments, varying the heating power as a function of time and location, are under way. First experiments show pool temperatures that are only about 20 K above the heat exchanger inlet temperature realizing a well subcooled pool.

The efficiency and the heat transfer characteristics of the flat plate heat exchangers, simulating finned cooling-tubes along the walls in the prototype, should be sufficient to realize a reliable and passive long-term decay heat removal system.

In order to introduce even more efficient heat exchangers, at least during the short-term behaviour, other designs have to be utilized in addition to the finned cooling-tubes. A proposal is the realization of U-tube or straight-tube immersion coolers such as are used successfully with the liquid metal fast breeder reactor by Hoffmann et al. [8] and Ohshima et al. [9]. These immersion coolers can be installed in the vertical compartment.

6. CONCLUSIONS

At the Forschungszentrum Karlsruhe the SUCO program provides the means to demonstrate the basic physical phenomena of passive decay heat removal from a large coolant pool. Using three consecutive model experiments the two-phase short-term and the single-phase long-term behaviour can be scaled correctly. First measurements with the SUCOS-2D test facility give a qualitative view of the temperature field within the sump for the long-term single-phase natural circulation. A stable natural circulation is found for all operational conditions investigated. The pool can be kept subcooled. Optical investigations show a well-defined mixing zone above the heated plate and a more or less uniform and stagnant pool above. An increase in secondary side coolant temperature and an introduction of flow resistances result in higher pool temperatures. The coolant pool acts as an intermediate and homogeneous heat storage.

The optional sump cooling design realizes a reliable, passive long-term decay heat removal system.

Future work is directed into detailed parameter variation studies, mainly regarding heating power as a function of time and location and more effective heat exchanger designs. In addition Laser-Doppler-Anemometry is applied to local velocity measurements.

7. NOMENCLATURE

a	cross-sectional flow area, m^2	St	Stanton number, <i>dimensionless</i>
A	cross-sect. flow area ratio, <i>dim. less</i>	T	temperature, K
c_p	heat capacity, $J / kg K$	u	velocity, m / s
F	Friction number, <i>dimensionless</i>	U_{Gj}	vapor drift velocity, m / s
g	gravitational constant, m / s^2	V	volume, m^3
h	enthalpy, J / kg		
K	orifice loss coefficient, <i>dimensionless</i>		Greek letters
l	length, m	α	heat transfer coefficient, $W / m^2 K$
L	length ratio, <i>dimensionless</i>	β	expansion coefficient, $1 / K$
\dot{m}	mass flow rate, kg / s	Γ_G	vol. mass exchange rate, $kg / m^3 s$
N_d	drift flux number, <i>dimensionless</i>	ε	void fraction, <i>dimensionless</i>
N_f	friction number, <i>dimensionless</i>	ξ_v	frictional loss coefficient, <i>dim. less</i>
N_{Fr}	Froude number, <i>dimensionless</i>	ρ	density, kg / m^3
N_{PCh}	phase change number, <i>dimensionless</i>	τ	time, s
N_{St}	Stanton number, <i>dimensionless</i>	Π_t	transient time scale, <i>dimensionless</i>
N_{Sub}	subcooling number, <i>dimensionless</i>		
N_ρ	density ratio, <i>dimensionless</i>		Subscripts
\dot{q}	volumetric heating power, W / m^3	G	gas phase
Ri	Richardson number, <i>dimensionless</i>	i	i-th section

<i>L</i>	liquid phase	<i>S</i>	secondary side
<i>P</i>	primary side	<i>W</i>	wall
<i>sub</i>	subcooling	<i>0</i>	reference constant

8. REFERENCES

- [1] H. A. Weisshäupl and D. Bittermann, "Large Spreading of Core Melt for Melt Retention/Stabilization", Proc. 5th Int. Seminar on Containment of Nuclear Reactors, August 23-24, Karlsruhe, FR Germany, pp. 347-355 (1993).
- [2] J. U. Knebel, "Investigations on Sump Cooling After Core Melt Down", Proc. Int. Nuclear Congress ENC '94, October 2-6, Lyon, France, Vol. II, pp. 521-525 (1994).
- [3] J. U. Knebel, D. Weinberg, U. Müller, "Scaling of Natural Circulation Decay Heat Removal from Coolant Pools", 1994 ASME Winter Annual Meeting, November 3-11, Chicago, IL, HTD-Vol. 294, pp. 31-38 (1994).
- [4] B. Kuczera, W. Eglin, and H. A. Weißhäupl, "Towards an Enhanced Quality in Pressurized Water Reactor Safety", Kerntechnik 59, pp. 151-155 (1994).
- [5] M. Ishii, I. Kataoka, "Scaling Laws for Thermal-Hydraulic Systems Under Single Phase and Two-Phase Natural Circulation", Nucl. Engrg. Des. 81, pp. 411-425 (1984).
- [6] R. L. Powell, W. J. Hall, C. H. Hyink, L. L. Sparks, G. W. Burns, M. G. Scroger, H. H. Plumb, "Thermocouple Reference Tables based on the IPTS-68", U.S. Department of Commerce, National Bureau of Standards (1974).
- [7] H. Borgwaldt, W. Baumann, G. Willerding, "FLUTAN Input Specifications", KfK-Report 5010, Kernforschungszentrum Karlsruhe, FR Germany (1992).
- [8] H. Hofmann, K. Marten, H. Ohshima, D. Weinberg, "Investigations on Natural Convection with the 3D-Model RAMONA. Influence of the Configuration of the Immersion Coolers on the Upper Plenum Thermohydraulics and Core Mass Flows", 7th Proc. of Nuclear Thermal Hydraulics: 1991 Winter Meeting of the American Nuclear Society, San Francisco, CA, November 10-14, pp. 212-220 (1991).
- [9] H. Ohshima, H. Hofmann, D. Weinberg, "Investigations on Natural Circulation in Fast Reactors - Influence of the Configuration of the Immersion Coolers on the Upper Plenum Thermohydraulics", 1992 Meeting of the Atomic Energy Society of Japan, Nagoya, October 20 (1992).

II. CONTAIN-Untersuchungen über ein verbessertes LWR-Containment-Konzept (G. Henneges, INR)

Introduction

This paper deals with results of a series of containment thermalhydraulic studies made with the multicompartment code system CONTAIN¹. Relatively simple 4-cell calculations are compared with more detailed 7-cell and 15-cell calculations. They are based upon a realistic accident sequence analysis of the so-called low pressure case (ND*-sequence). Here, the rupture of one main cooling pipe is assumed and core cooling is lost after one hour. Then the corium will interact with and penetrate into the concrete of the containment basemat. When the core melt gets into contact with e.g. the sump water, additional steam will be produced and pressure will rise within the containment. There are publications^{3,4,6} where such studies are described for cases where the nodalisation is very coarse (the containment is modelled by only one cell). It was interesting to see if and how such results depend on the number of cells chosen.

At the Forschungszentrum Karlsruhe the CONTAIN code is used to study the evolution of thermohydraulic parameters and to determine the source term after a hypothetical accident in a LWR. In⁶ results of four-cell calculations for the Konvoi reactor are discussed. It is shown that the CONTAIN calculations are in reasonable agreement with the results given in⁵.

If one improves the containment concept as proposed in^{2,7} by firstly, a core retention device (core catcher) and secondly, by a strengthened containment consisting of an inner steel liner (about 38 mm thick) which will lean - if under pressure - against a 2 m thick prestressed outer concrete containment, the maximum allowed internal pressure is about 1.5 MPa. The core melt will be spread over a large area with subsequent fragmentation and cooling by direct water contact. Consequently, the decay heat is transferred to steam which condenses at internal structures and the upper steel shell of the containment and drains back to the core catcher. The heat is removed from the steel shell to the surrounding atmosphere by convective air flow. That concept relies on the principle of passive systems.

We took into account that after 7200 sec (the time when the reactor vessel loses its integrity) the molten core would be trapped in the core catcher device and cooled by sump water. The corium interacts with the core catcher for 1200 sec, then it comes into contact with the sump water which quenches the melt within about 2400 sec. Then, 10800 sec after accident initiation, only the decay heat evaporates the sump water.

Calculations without Radiative Heat Transfer

When we started the CONTAIN studies for improved containments the available code version was 1.1 where no radiative heat transfer was modelled. The next version 1.11 allowed to study this effect. Because the time-consuming 15-cell calculations were not repeated, this chapter deals with results derived without radiative heat transfer. Some results were published in ¹¹.

The nodalisation models are given in Fig. 1. The containment volume of 70000 m³ is represented by only one node in the 4-cell case, four nodes in the 7-cell case and by eight nodes in the 15-cell case. In the latter the cells are interconnected by 19 flow paths.

With the 15-cell calculation we are able to determine space and time dependent thermal-hydraulic data in the containment. As an example the vapour production in cells 4 to 8 is depicted in Fig. 2. For better understanding of these curves the related temperatures in cells 5 and 8 are given in Fig. 3. The end of blow-down, the dry-out of pressure vessel and the melt quenching can be easily seen. The vapour production in the remote cells 6 and 7 is much smaller than in those cells which are better connected to cell 1. It takes much longer time till the maximum value of 60 % is reached. The slightly asymmetric behaviour of cells 4,5 and 6,7 reflects the different free volumes in cells 4 and 5 as well as the different amount of internal concrete.

A comparison of 4-cell and 15-cell pressure calculations is made in Fig. 4. There is a large difference for peak pressures and time evolution which needed better understanding. Therefore an intermediate nodalisation model with 7-cells was defined. The containment volume is now represented by four cells which were derived by modification of the 15-cell model by keeping cell 1 unchanged, summing up cells 3 and 5, cells 4 and 13, cells 6, 7 and 8 to make the new containment cells 1 to 4. The lower gap

was modelled by the addition of cells, 10, 11 and 12, while the upper gap was kept unchanged.

In CONTAIN calculations each structure in a cell has two surfaces designated as „inner“ and „outer“ surfaces. The inner boundary is always inside the cell in which the structure is defined. It exchanges heat with the atmosphere through convective heat transfer and through condensation or evaporation of coolant and through radiation if a radiation model is used.

Many options are available for the outer boundary condition. For example, the outer boundary may be declared an internal surface within the same cell as the structure, or in another cell. It may also be connected to the outer boundary of a structure in another cell. If the outer boundary is in another cell, it exchanges heat with that cell's atmosphere at a rate determined by the dry convective heat transfer coefficient. Radiative heat transfer and condensation heat transfer do not take place at the outer boundary. If one or both are important on each side of a wall which joins two cells, it is better to divide the wall down the middle, put one half in each cell and take the appropriate boundary condition option.

The influence of the appropriate choice for the outer boundary condition is illustrated in Fig. 5 where a 7-cell nodalisation was used. Curve v1 represents results where no connection to the neighbouring cell was modelled. In contrary, v4 is the case where the wall was divided in two halves and both were connected with „perfect“ thermal contact. This improved description changes p_{\max} from 11.5 to 14.2 bar!

The comparison of appropriate 4-, 7- and 15-cell results shows a trend for p_{\max} . This can be seen in Fig. 6 for the pressure evolution with 18900 m³ internal concrete volumes. One may conclude that with an increasing number of nodes the maximum pressure increases as well. Maybe there is a tendency towards convergence. However, since the 15-cell model is already a rather good representation of the actual geometry, one may assume that here the calculation yields fairly realistic results.

Calculations with Radiative Heat Transfer

Because of the time-consuming calculations for multicell models additional studies on the effect of radiative heat transfer between the cells were performed with the simplest 4-cell

model. It appears reasonable that one may separate this effect and apply it to the more complicate calculations.

We used the net enclosure method which treats radiative heat transfer among all structures and the lower cell, between the atmosphere and structures, and between the atmosphere and the lower cell. Only the inner surfaces of structures within the cell are allowed to participate. The user has to provide emissivities and view factors from surface to surface.

If radiative heat transfer is modelled, one finds a very large effect on temperature and pressure evolution as can be seen from Figs. 7 and 8. Because of the not well defined internal concrete volume and its large influence on the results six p_{\max} calculations are put together in Fig. 9. Their values are reduced by factors of 1.80, 1.73 and 1.67 for 13.200 m³, 16.000 m³ and 18.900 internal concrete volumes. The related maximum pressures of these four cell calculations are now in a range between 7.2 and 8.9 bar. (The related time values are reduced as well by factors in the range of 1.2 to 1.3).

Concluding remarks

If the separation of the radiative heat transfer effect was reasonable one only has to divide the 15-cell maximum pressure value of 1.51 MPa by 1.67. This leads to 0.9 MPa as the best prediction for the multicell calculations with 18.900 m³ internal concrete volume (ICV). If we take into account the uncertainty of the ICV, the p_{\max} could be higher by 0.1 to 0.2 MPa.

The reduction of ICV from 18.900 m³ to 16.000 m³ increases the 4-cell peak pressure by a factor of 1.145 which would give 1.73 MPa for the 15-cell maximum pressure. The related higher temperature leads certainly to a higher contribution of the radiation heat effect as compared to the 18.900 m³ result. It therefore reduces p_{\max} from 1.73 MPa to a value around 1.0 MPa. The same argument holds for the 13.200 m³ ICV case where a p_{\max} of 2.01 MPa is predicted for a 15-cell calculation with no radiative heat transfer. The temperature would be even higher with an accordingly more pronounced contribution of the radiative heat transfer effect. The estimated p_{\max} could be close to 1,1 MPa.

The uncertainty of the related timescale is larger but the changes are not as much pronounced as for the p_{\max} values. Depending on the amount of internal concrete volume we find $1.04 \cdot 10^6$ sec and $1.34 \cdot 10^6$ sec (12.0 and 15.5 days) for 13.200 m^3 and 18.900 m^3 , respectively. Because of the very flat maximum of the pressure curve this uncertainty should not hurt.

Summary

Earlier studies for improved containment designs relied on containment calculations, where the nodalisation was very coarse. This paper studies the effect of a better description of the containment on some thermalhydraulic parameters. Temperature and pressure evolution in multicell calculations can differ by up to 20 % for p_{\max} and even more for the related timescale from simpler nodalisation models.

Of much more importance is the inclusion of effects due to the radiative heat transfer and the proper modelling of heat flow through walls which separate cells. In total these effects may reduce the results for maximum pressure values by nearly a factor of two compared with simpler containment calculations.

The 'best' multicell results allow the general conclusion that it is feasible to reduce the maximum pressure load of the proposed improved containment to values around 1 MPa, much below the planned 1.5 MPa which these new containments are planned to withstand

10

References:

1. MURATA et. al., „Users Manual for CONTAIN 1.1, „NUREG/CR-5026, Sandia National Laboratory (1989)
2. H.H. HENNIES, G. KESSLER, J. EIBL, „Improved Containment Concept for Future PWRs,“ IAEA-TEC-DOC-550, Vienna (1990)
3. W. SCHOLTYSSEK, „Long-Term Containment Thermal-Hydraulic Loads in PWR Core Melt Accidents,“ Nucl. Techn. (to be published)
4. G. KESSLER et al., „Zur Eingrenzung des radiologischen Quellterms bei auslegungsüberschreitenden Ereignissen in zukünftigen Druckwasserreaktoren,“ KfK 5199, (1993)
5. „Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase B,“ GRS-A-1600, (1989)

6. G. HENNEGES, W. SCHOLTYSSSEK, „CONTAIN Code Applications for an Improved Containment Concept of Future Light Water Reactors,“ Proc. Int. Top. Meeting, Portland USA, Jul. 1991, p. 233.
7. H.H. HENNIÉS, „Research and Development to Improve Containment for the Next Generation of Pressurised Water Reactor Plants,“ Interdisciplinary Science Reviews, Vol. 18, No. 3, p. 243, (1993)
8. K. HASSMANN, J.P. HOSEMANN, M. PEEHS, „Spaltproduktfreisetzung bei Kernschmelzen,“ Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln (1987)
9. GRS, priv. communication
10. J. EIBL, „Zur bautechnischen Machbarkeit eines alternativen Containments für Druckwasserreaktoren - Stufe 3 -“ KfK 5366, (1994)
11. G. HENNEGES, „Multicell CONTAIN Code Applications for an Improved Containment Concept of Future Light Water Reactors“, ENC 94 Transactions, Lyon, Oct. 1994, p. 511

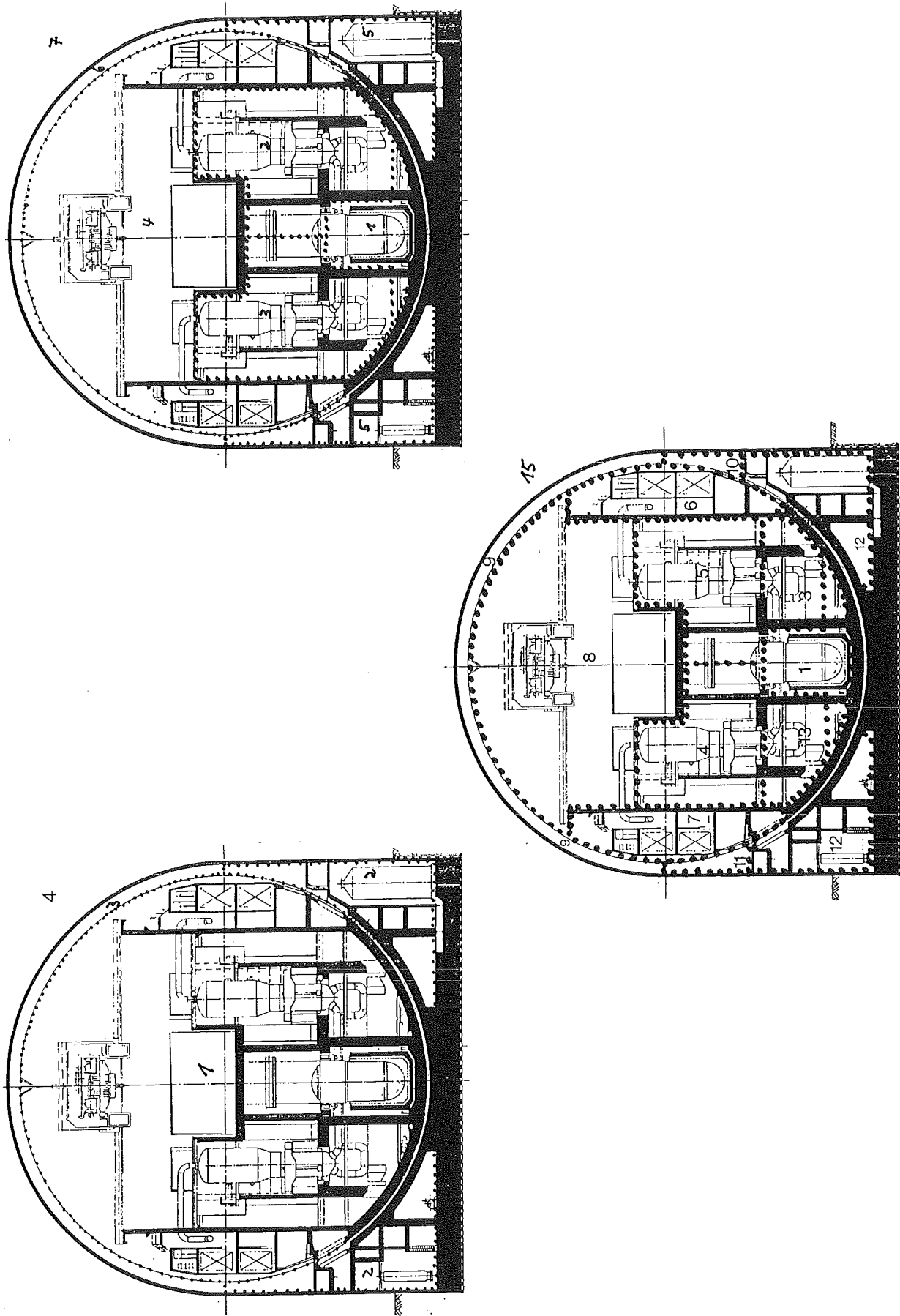


Fig. 1 4-, 7- AND 15-CELL NODALISATIONS

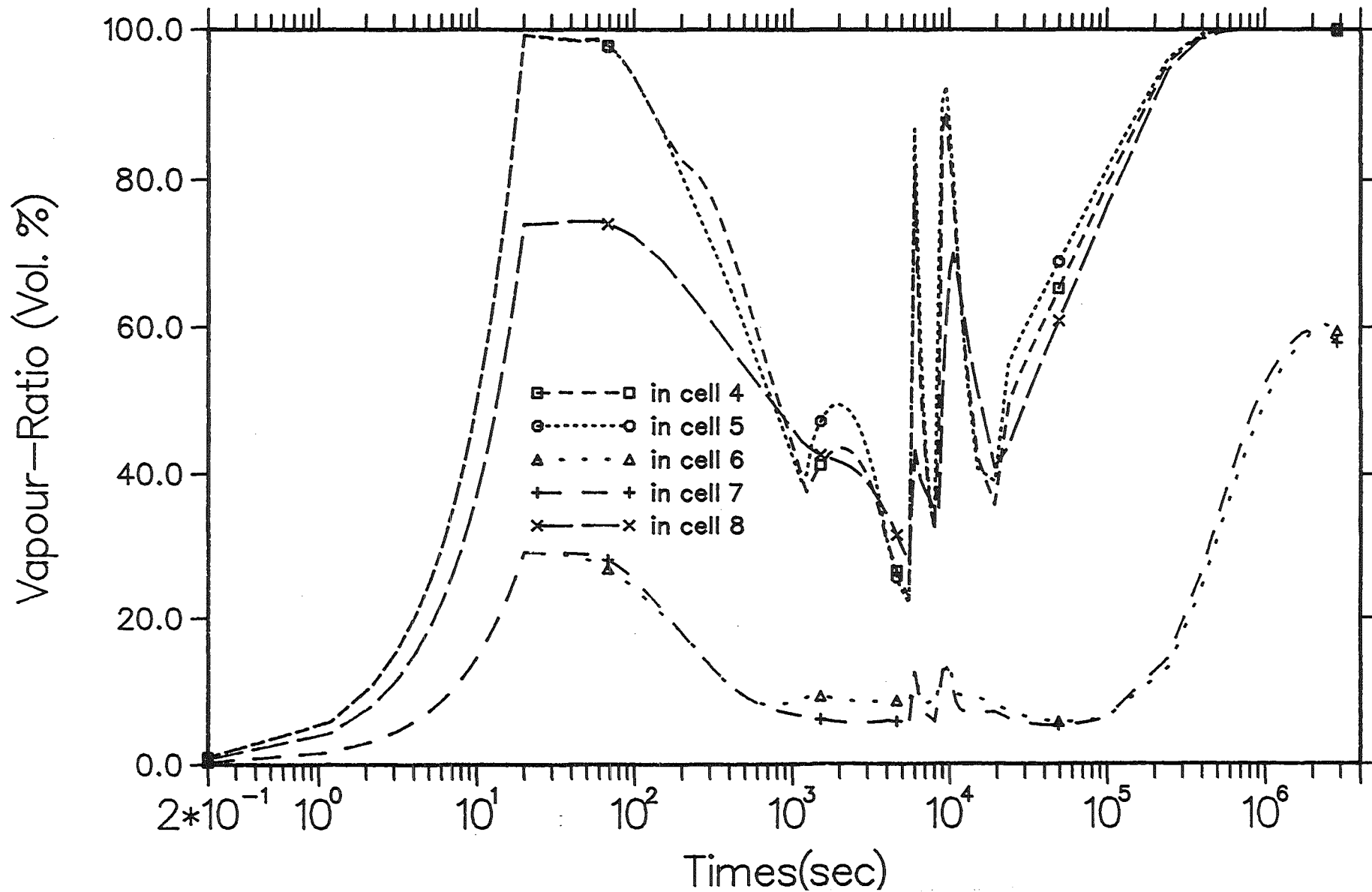


FIG. 2: CONTAIN 1.12 15-CELL CALCULATION, IMPROVED DESIGN

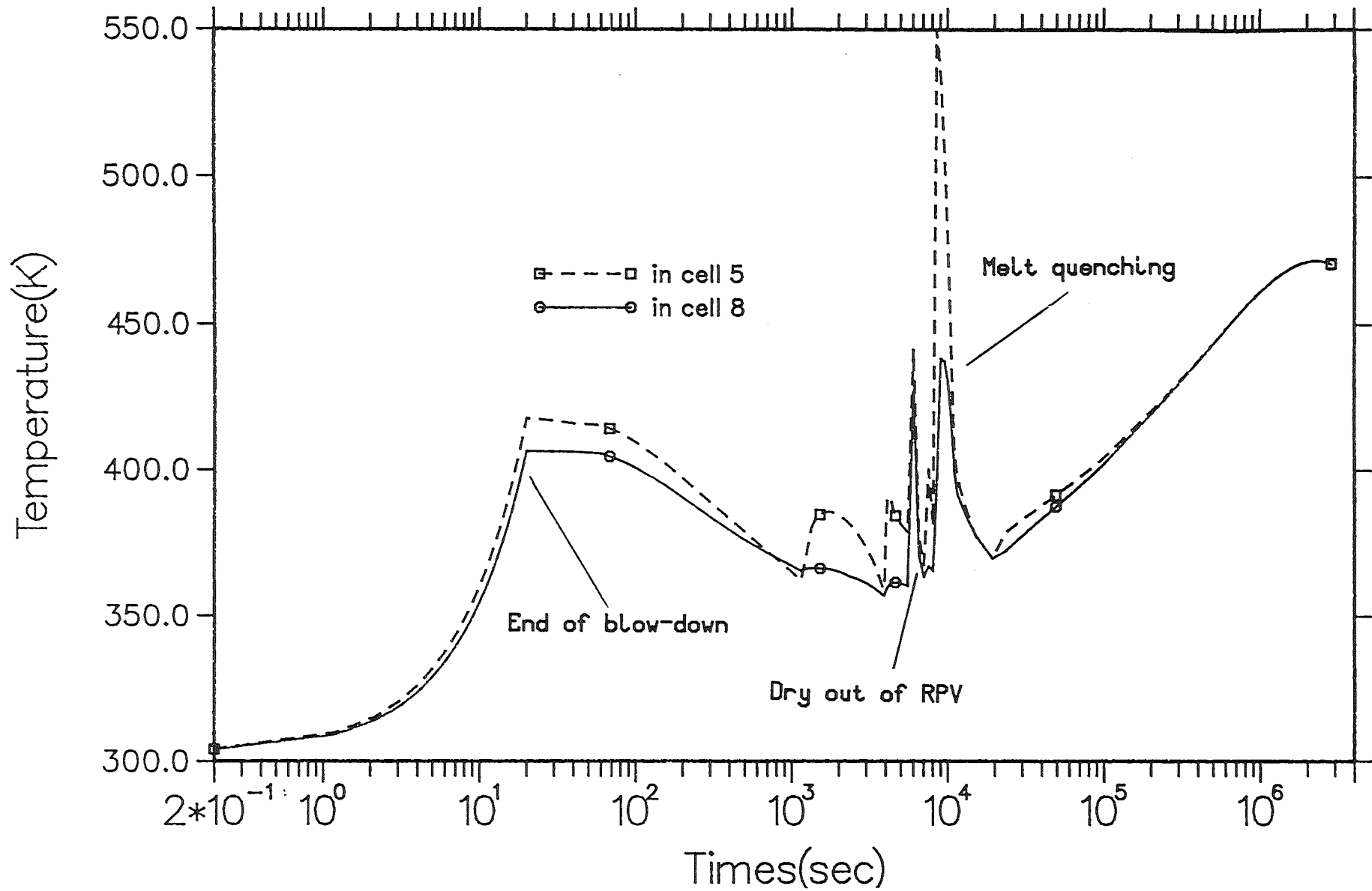


FIG. 3: CONTAIN 1.12 15-CELL CALCULATION, IMPROVED DESIGN

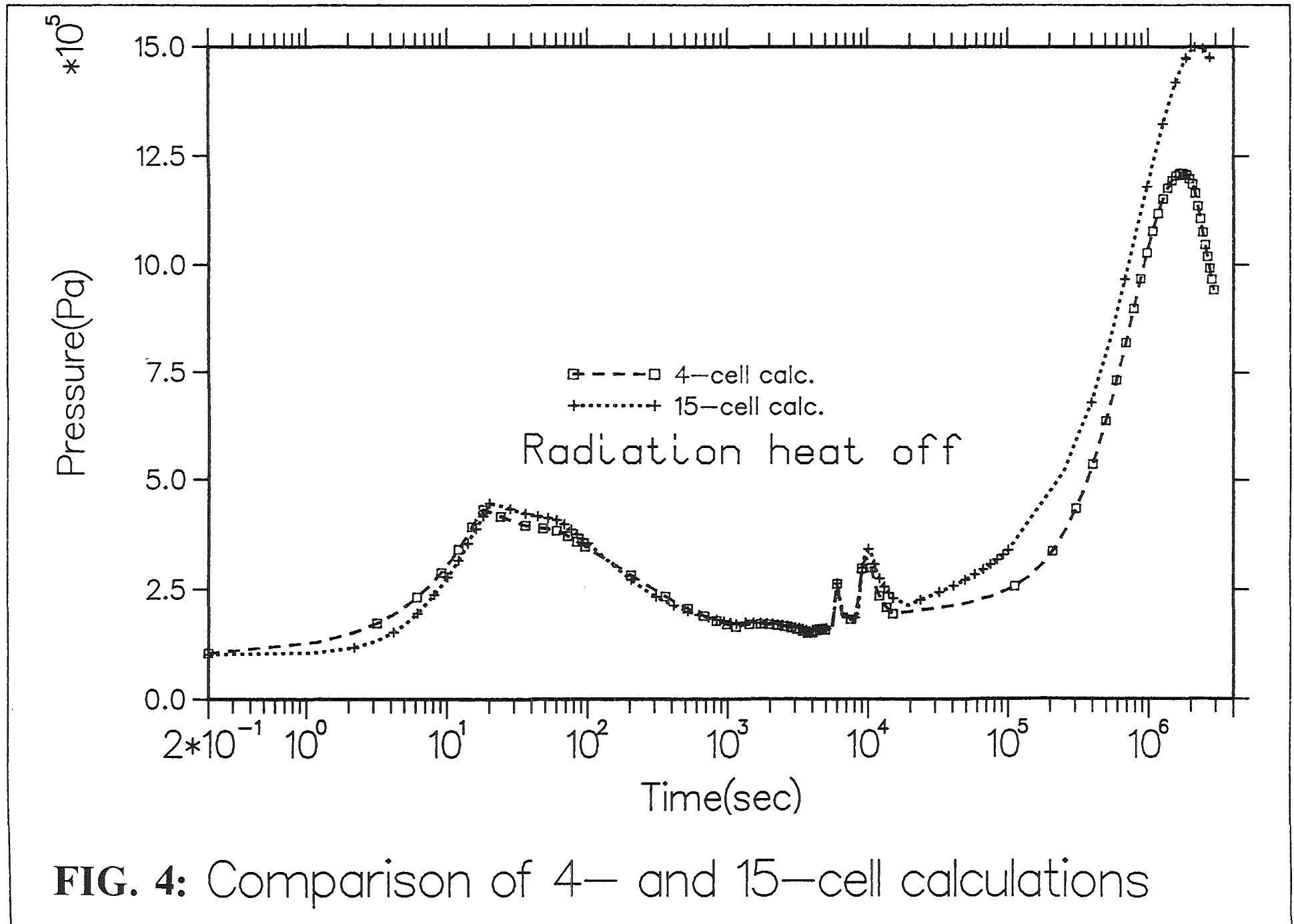


FIG. 4: Comparison of 4— and 15—cell calculations

7-CELL Calculation with CONTAIN 1.12

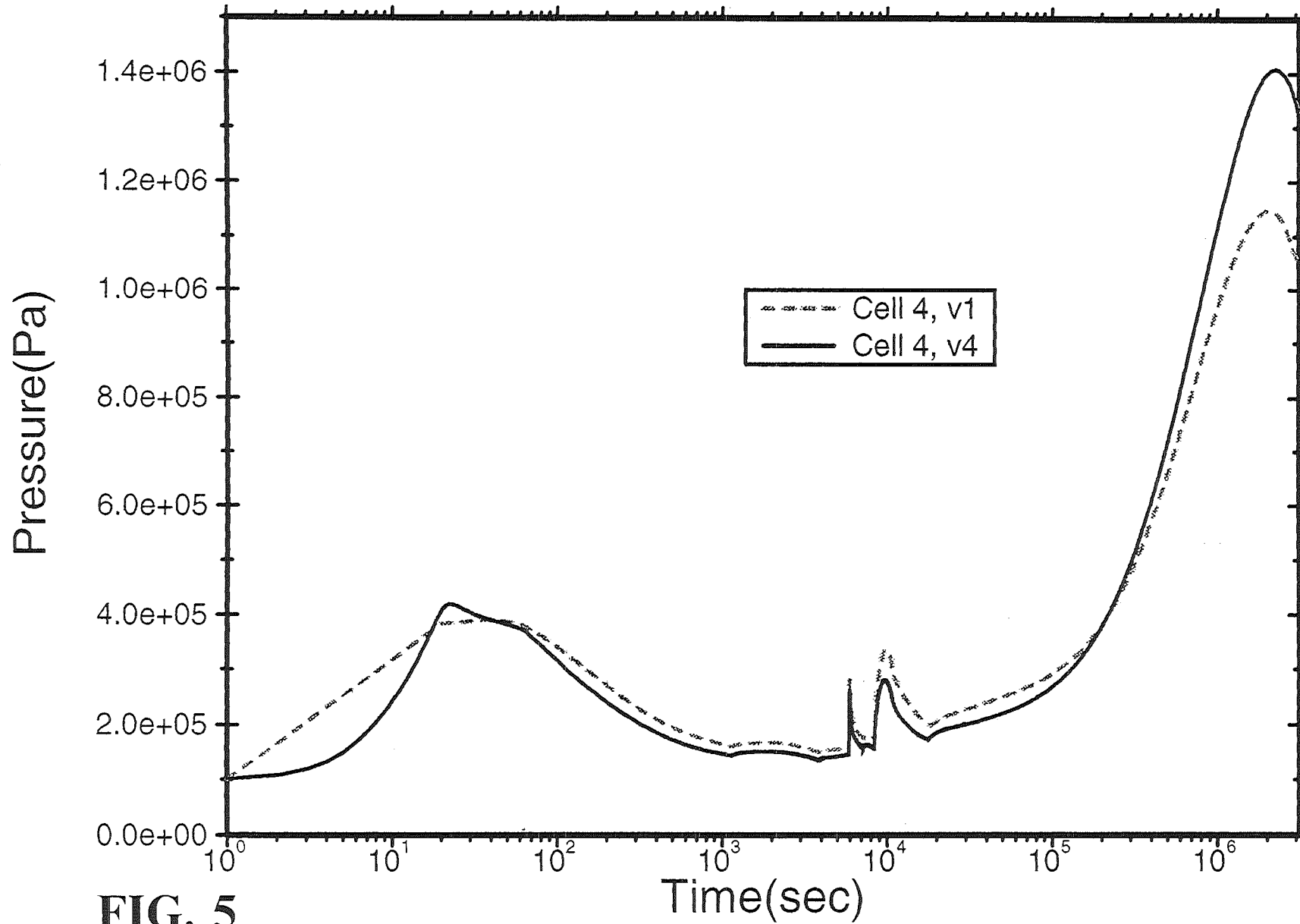


FIG. 5

CONTAIN-Calculation Nodalisationeffect

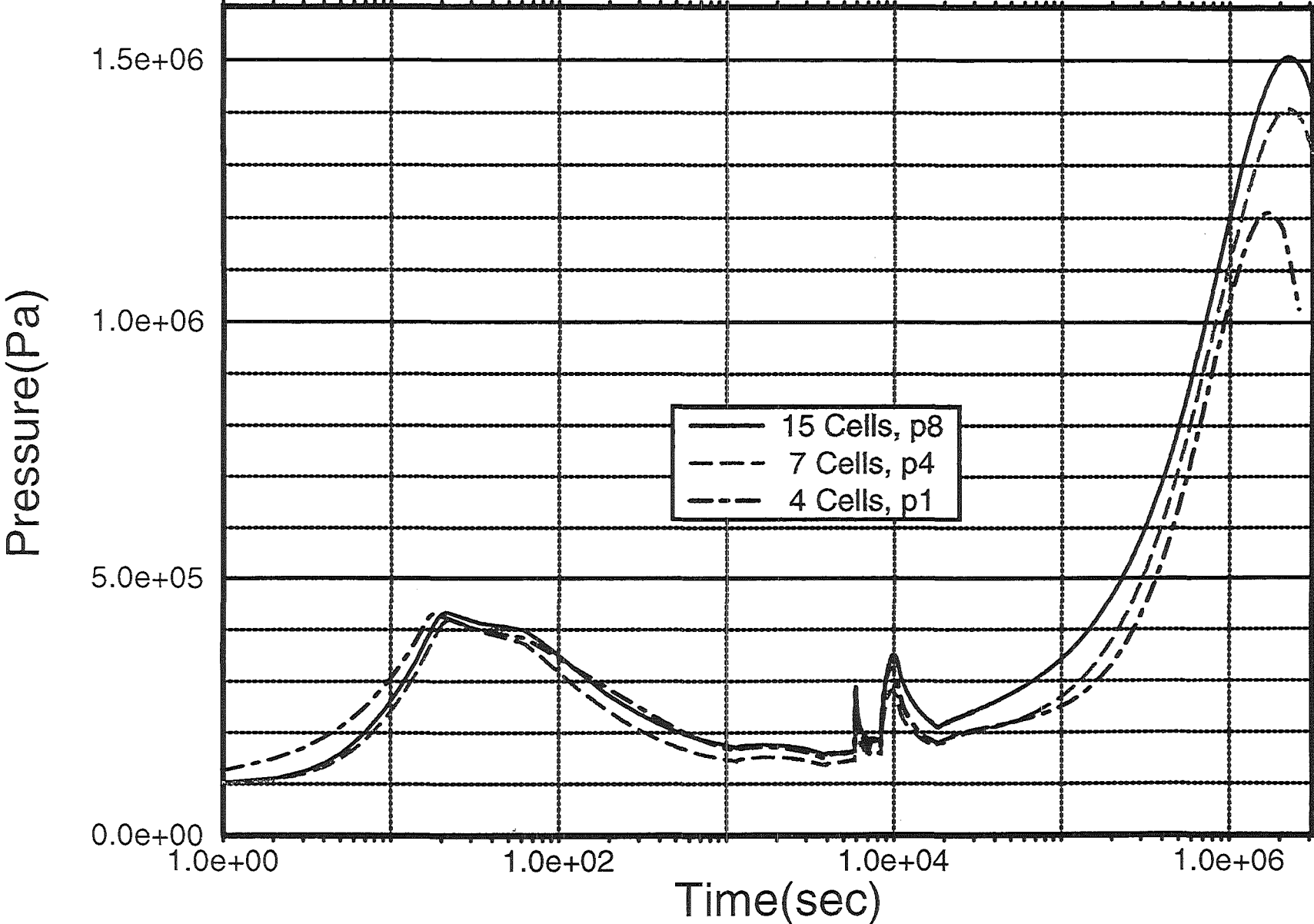


FIG. 6

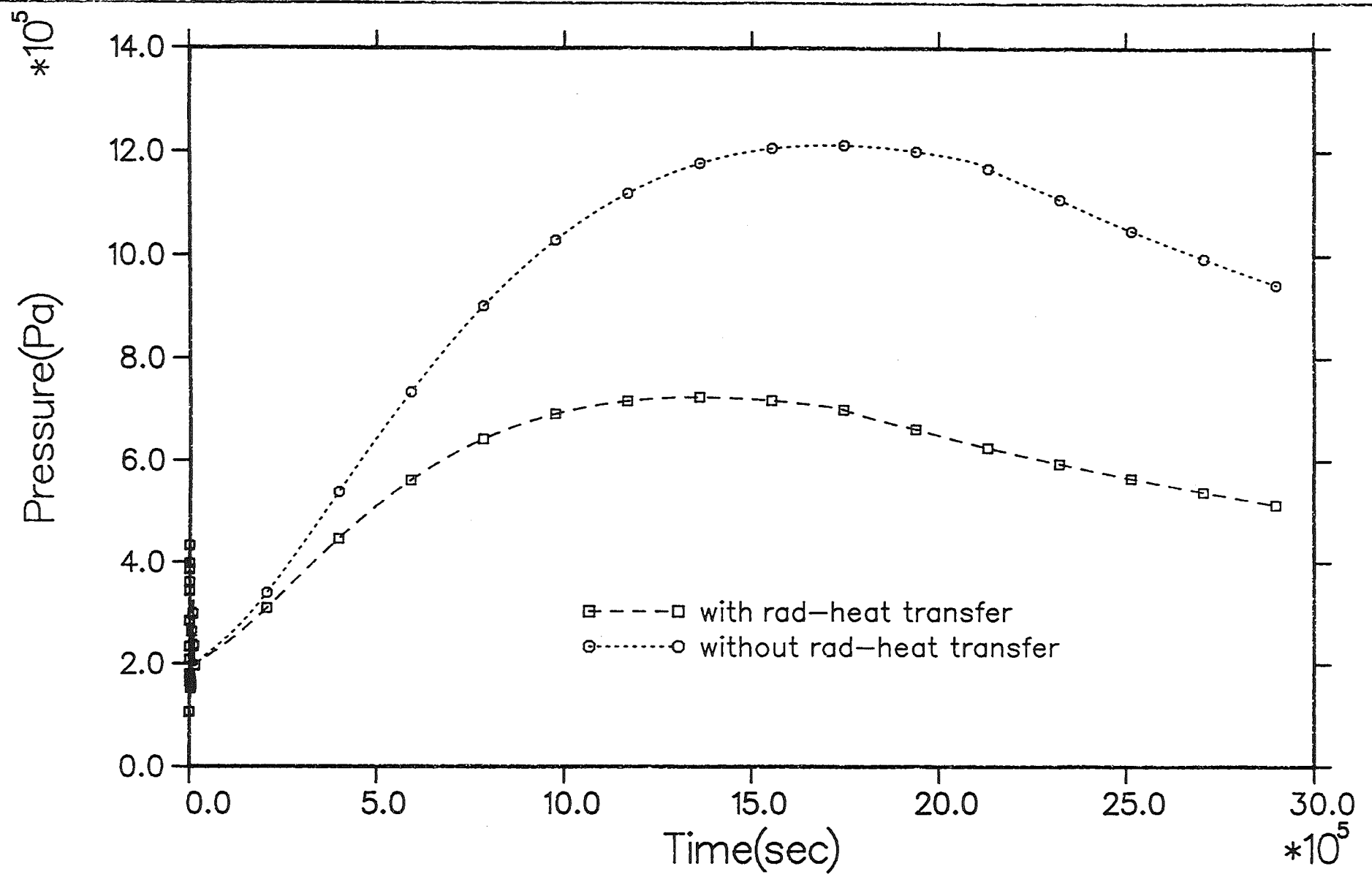


FIG. 7: 4-CELL CALC., INT. CONCRETE 18900M3

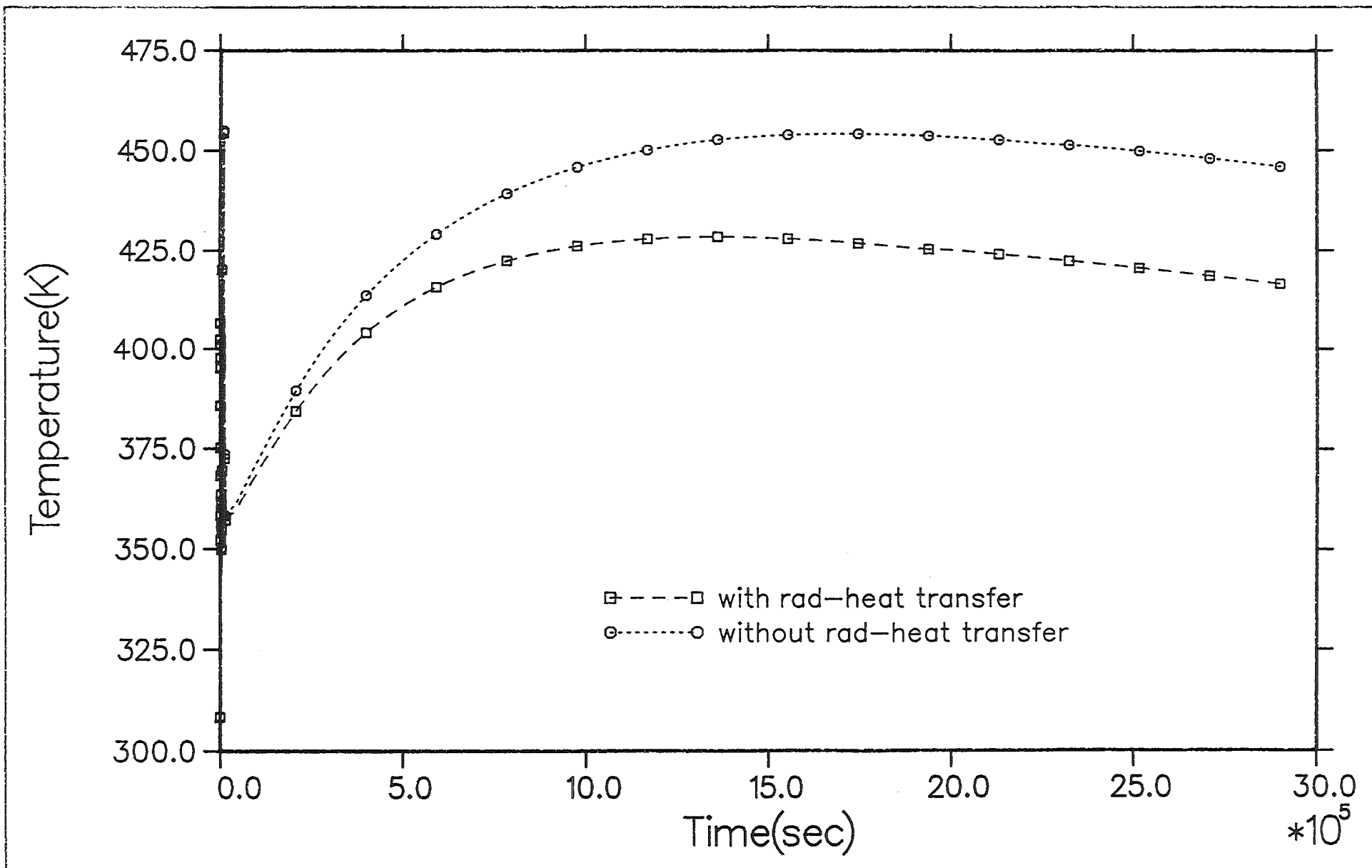


FIG. 8: 4-CELL CALC., INT. CONCRETE 18900M3

Effect of Radiation Heat 4-Cells

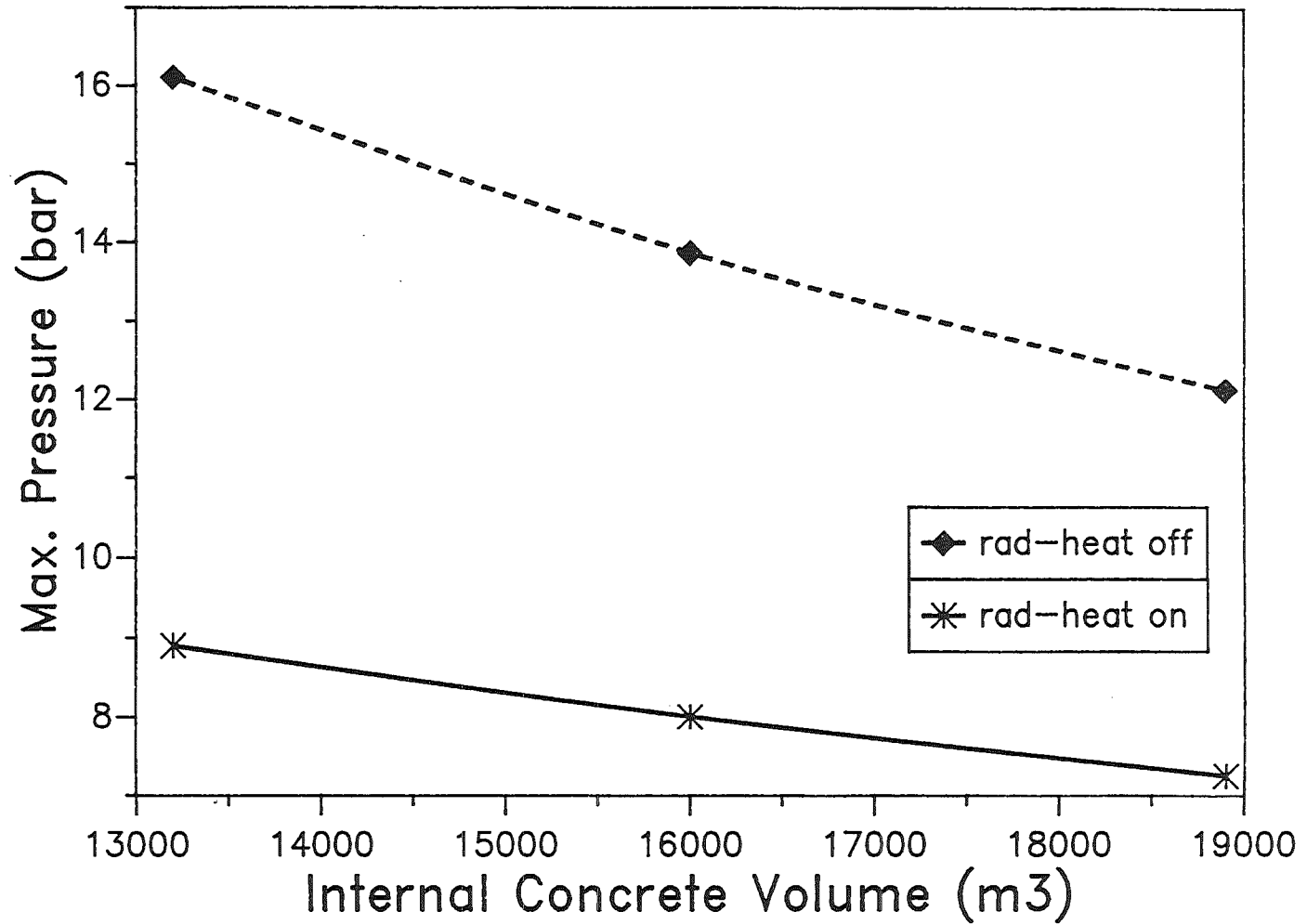


FIG. 9

32.21.06 Verhalten von Containmentstrukturen

Mechanische Auswirkungen auf den Reaktordruckbehälter

(B. Göller, R. Krieg, Th. Stach, IRS)

Abstract:

The mechanical RPV effects of a steam explosion are to be studied in an experimental program focusing on the BERDA tests. The BERDA facility has been completed.

The analytical evaluation will be difficult. Therefore the similarity attainable between the fluid/structure bouncing phenomena on different scales is investigated by the FLIPPER experiments.

For an analytical description of the problem a model was used which had been developed by the CEA for the PLEXUS code. It is based on a discretization of the fluid plug by an assembly of spheres. The computational results, however, do not compare well with the FLIPPER tests and are also in disagreement with the continuum theoretical SLUGDY model.

Im Mittelpunkt der Untersuchungen stehen die BERDA-Experimente. Sie sollen den Aufprall hochgeschleuderter Kernschmelze auf die oberen Reaktordruckbehälter-Einbauten und den Behälter-Deckel im Maßstab 1:10 simulieren. Mit Hilfe dieser Experimente sollen schließlich die noch tolerierbaren Aufprallgeschwindigkeiten bestimmt werden, bei denen der Deckel noch nicht versagt.

Die Experimentieranlage und die zu untersuchenden Modelle sind weitgehend fertiggestellt, die Meßtechnik wird vorbereitet. Erste Tests ohne Reaktordruckbehälter-Einbauten sind für das erste Halbjahr 1995 geplant.

Da die analytische Beschreibung des Fluid-Struktur-Aufprall-Problems auf große Schwierigkeiten stößt, wird auf weitgehende Ähnlichkeit zwischen den BERDA-Experimenten und dem Aufprall eines Kernschmelzenpfropfens im Maßstab 1:1 geachtet. Ziel ist es, die Ergebnisse gegebenenfalls auch ohne die Nutzung detaillierter Rechenmodelle auf Reaktorabmessungen übertragen zu können.

1, Ähnlichkeitsexperimente FLIPPER

Den Grad der Ähnlichkeit, der bei Fluid-Struktur-Aufprall-Vorgängen in verschiedenen Maßstäben erreicht werden kann, wird anhand der Ähnlichkeitsexperimente FLIPPER untersucht. Die inzwischen erzielten Ergebnisse sind in nachfolgendem englischsprachigen Beitrag beschrieben.

Some aspects of similarity theory

The governing equations for a continuum are based on the laws of conservation for mass, momentum and energy. If calculations are performed, it is comfortable to work with equations where the variables are given in non-dimensional form in order to be independent of different geometrical scales. Certain dimensionless parameters appear in the non-dimensional equations. If experiments in different scales are performed, these parameters must be identical to obtain identical results.

Dimensionless parameters

Besides further parameters the following are gained.

The equations for a linear-elastic solid yields - among others - a parameter

$$Ca = \sqrt{\frac{v_R^2}{E/\rho_R}} \quad (\text{Cauchy's number}),$$

responsible for the elastic behaviour, where v_R is the reference velocity, E is Young's modulus and ρ_R is the reference density. E/ρ_R is known as the velocity of sound in the solid.

If gravitational forces are treated another parameter

$$Fr = \sqrt{\frac{gl_r}{v_r^2}} \quad (\text{Froude's number}),$$

is obtained, where g is the gravitational acceleration and l_R is the reference length.

The momentum equations for a linear-viscous, incompressible fluid deliver

$$Re = \frac{\rho_R v_R l_R}{\mu_R} \quad (\text{Reynold's numer}),$$

where μ_R is the dynamic viscosity of the fluid.

If a simple viscoplastic model is applied to describe the increase of stress for higher strain-rates during plastic deformation of the solid as in [1], a parameter

$$Re_{vp,n} = \frac{v_R^{2n-1} l_R}{\left(\mu_{vp}/\rho_R\right)^n},$$

is gained. Here, n is a constant and μ_{vp} is a quasi-viscosity, both representing the material behaviour. For $n=1$ the parameter $Re_{vp,n}$ has the same mathematical form as Reynolds's number.

Often it is impossible to fulfil all similarity conditions. This is also the case in our problem as can be seen in the following paragraph.

Violated similarity conditions

Usually, model experiments are performed with a model made of the same material as the prototype. Therefore the reference density ρ_R and Young's modulus E for model and prototype are the same. Of course, the reference length l_R for the model is scaled down by the scale factor λ .

In order to obtain the same elastic behaviour for the model [M] and the prototype [P] it is necessary that Cauchy's numbers are the same, that is

$$\left(\sqrt{\frac{v_R^2}{E/\rho_R a}} \right)_M = \left(\sqrt{\frac{v_R^2}{E/\rho_R}} \right)_P .$$

Consequently the reference velocity v_R must be the same for model and prototype. In our case the impact velocity has to be the same.

The demand of identical Froude's numbers requires that

$$\left(\sqrt{\frac{gl_r}{v_R^2}} \right)_M = \left(\sqrt{\frac{gl_r}{v_R^2}} \right)_P .$$

Considering that the gravitational acceleration is not changed, since the experiments are performed on earth, the reference length l_R must be constant, e.g. an experiment with a scaled model would not be possible. But for the situation discussed in this paper the dynamic forces are dominant over the gravitational forces, so that the requirement of identical Froude's numbers is neglected.

Similarity demands further identical Reynolds's numbers

$$\left(\frac{\rho_R v_R l_R}{\mu_R} \right)_M = \left(\frac{\rho_R v_R l_R}{\mu_R} \right)_P$$

and

$$\left(\frac{v_R^{2n-1} l_R}{\left(\mu_{vp} / \rho_R \right)^n} \right)_M = \left(\frac{v_R^{2n-1} l_R}{\left(\mu_{vp} / \rho_R \right)^n} \right)_P$$

If these conditions should be fulfilled, the reference length l_R in model and prototype had to be chosen as the same again. Once more a proper model experiment would be impossible. These conditions cannot be neglected as easily as Froude's number for the following reasons.

The first condition is important because of the viscous forces induced by the fluid motion. During the impact of the fluid slug on a solid structure large gradients in the velocity components will appear in the fluid. Therefore the viscous forces may be considerably large.

The second condition is important because of a certain strain-rate sensitivity found in most materials. Usually the flow stress rises as the strain-rate rises. In this case the higher strain-rate in a scaled down model would lead to a stiffer behaviour than in the prototype, e.g. the plastic deformations would be smaller.

Therefore certain deviations between the results of the model experiments and the behaviour of the prototype must be expected. Nevertheless it is anticipated that the deviation is not very large. But in order to estimate its amount the simplified fluid-structure impact experiments FLIPPER (FLuid ImPact ExPERiment) are performed.

FLIPPER Experiments

The aim of the tests called FLIPPER is to estimate the degree of deviation between fluid-structure impact experiments carried out in different scales. In Figure 1 the test principle of the experiments is shown. The main parts are a drop hammer, a water container and the test specimen. The bottom of the water container consists of an aluminium diaphragm which ruptures when the water is accelerated by the impact of the drop hammer. On top of the water container a cover is attached to ensure coherent acceleration of the fluid.

The tests are performed in three different scales - 1:1, 1:2.5, 1:10 - as shown in Figure 2. The different sizes are indicated by the diameter D of the water

containers. The diameters are 250 mm, 100 mm and 25 mm. The height h of the tanks is 220 mm, 88 mm and 22 mm, respectively. The tests are performed for all three scales with a constant drop height of 2 m in order to achieve a constant impact velocity as stated in section 2.2*

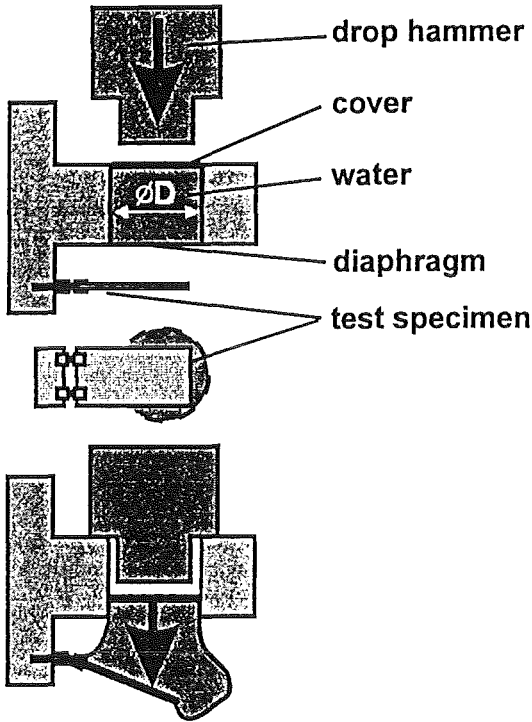


Figure 1: Test principle FLIPPER

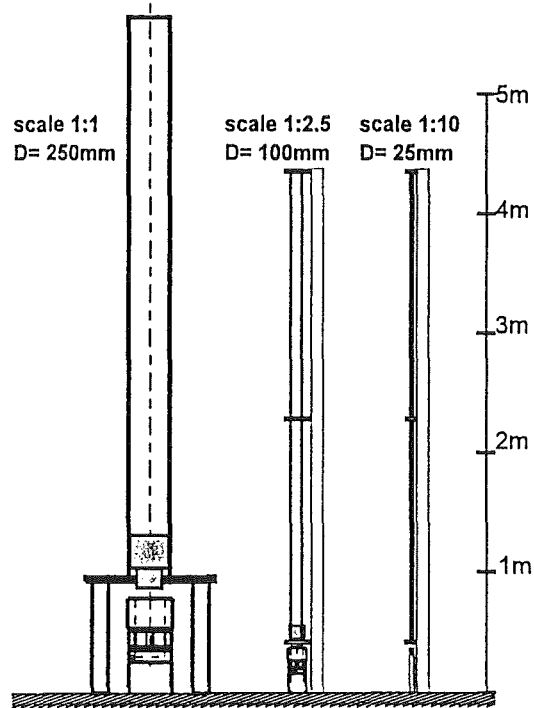


Figure 2: Test facility FLIPPER

Experiments with deformable specimen

The specimen for this series of tests consists of a plate with two hinges as shown in Figure 3. The hinges are made of steel St37. The specimen is hit by the generated water slug. The hinges undergo plastic deformation of bending type. The plate remains in the elastic regime. The dashed circle in Figure 3 is the projection of the water container. The plastic deflection of the specimen was measured after the tests.

The results are shown in Figure 4. Each point represents a single experiment. The deflections of a test series are plotted as one sample. The same symbol - circle, diamond or triangle - refers to the same piece of St37 rod used to fabricate the hinges. So test series in different scales, having the same symbol, can be

*) Up to this point the experiment is dominated by gravity and similarity in Froude's number is held, if the fall height is taken as reference length.

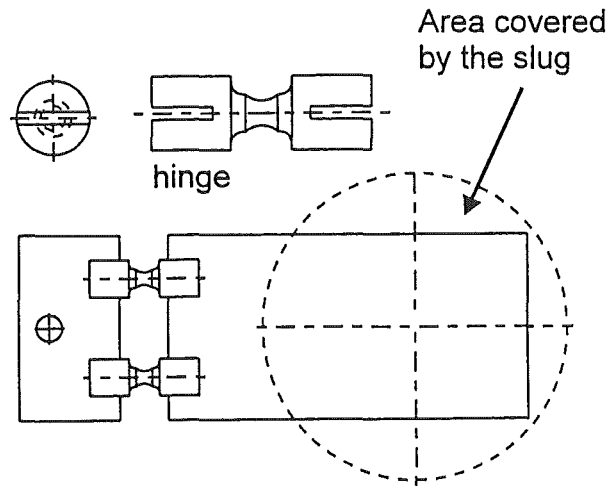


Figure 3: Specimen

compared directly. Further the mean value and standard deviation for each sample is plotted. A decrease of the mean deflection of about 20% can be observed, when the size is reduced by a factor of 10. An exception is found for the 100 mm-sample represented by the triangles. Material tests are underway to find a reason for the deviation of this sample.

The decrease can be explained by the influence of the violated similarity condition for the parameter $Re_{vp,n}$. The higher strain-rate for the tests in the smaller devices results in a stiffer behaviour of the specimen, which reduces the deflection. The stiffening effect is caused by the strain-rate sensitivity of the steel St37, which is well known from dynamic tension tests.

A contrary effect is introduced by the different Reynolds's numbers Re for the different scales. The Reynolds's number Re for the smaller scales is smaller than for the large scale, i.e. the viscous drag forces in the fluid are higher for the smaller scales. The influence of this effect will be studied in future tests, where the plate is perforated in order to amplify the viscous drag forces.

In Figure 4 it can be seen that the tests are disturbed by a serious amount of scatter. The standard deviation s shown in Figure 4 amounts up to approximately 20% of the mean. Therefore it is advisable to determine the confidence intervals for mean deflections.

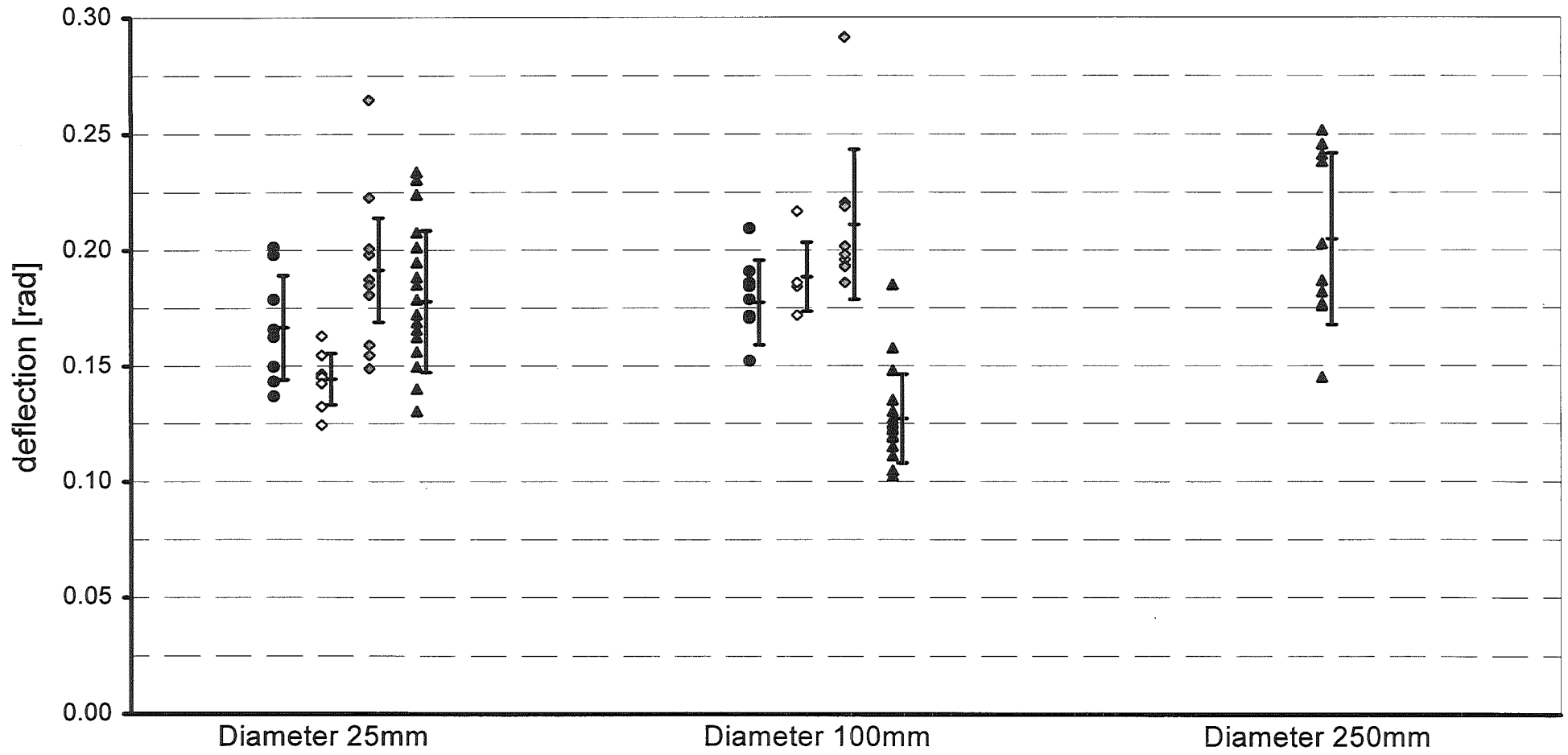


Figure 4: FLIPPER - Results

Assuming that the measured deflections are a random sample with a normal distribution, a confidence interval c can be calculated by

$$c = \frac{ts}{\sqrt{n}},$$

where n is the number of samples and t is the corresponding coefficient of Student's distribution [2]. It depends on the number of samples and the required confidence level. According to this formula the largest confidence interval is about $\pm 10\%$ of the mean, if a confidence level of 95% is applied.

Experiments with rigid specimen

In these tests the forces during the impact are measured for the 100 mm device. A rather rigid plate with a similar geometry as the specimen before is used. It is supported by three columns. Piezo force transducers - Kistler Mod. 9301A - are built into the columns. The signal is amplified by charge amplifiers - Kistler Mod. 5001 - and recorded with transient recorders - Krenz Mod. TRC 6070. A sampling frequency of 100 kHz and a resolution of 8 bit is used. The natural frequency of the transducers is ≈ 90 kHz.

In Figure 5 typical force histories are shown. The oscillations between $t \approx 0$ ms and $t \approx 5$ ms are excited when the drop hammer hits the cover and the water is accelerated. The actual impact of the slug starts at about $t = 5$ ms with a force peak, which is affected by the acoustic phase of the process. The slug dispersion

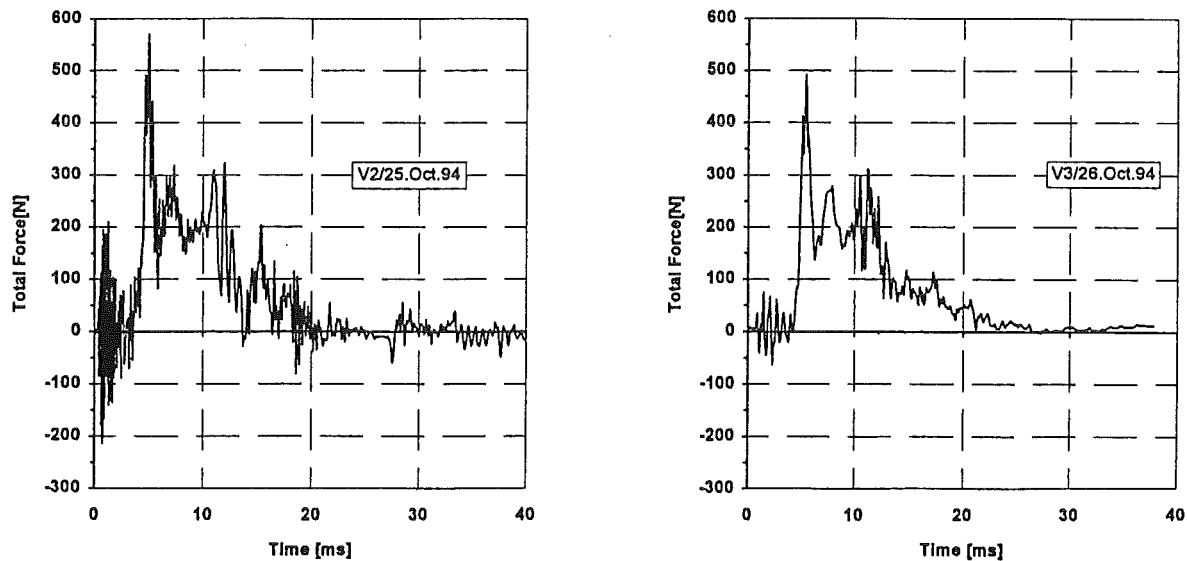


Figure 5: Typical force histories

phase is described by the following moderate force, decaying until $t \approx 20-25$ ms. Another superimposed oscillation starting at $t \approx 10$ ms is agitated when the movement of the drop hammer is stopped by the water container.

The transferred momentum is shown in Figure 6. It is obtained by time integration of the measured force histories. The normalisation is done by the initial momentum of the slug. This momentum is determined under the assumption that the impact of the drop hammer is perfectly elastic and that all the water in the container is accelerated coherently. That means that the velocity of the slug is nearly two times the impact velocity of the drop hammer, because the mass of the hammer is much bigger than the mass of the water slug. The two emphasised curves refer to the force histories in Figure 5.

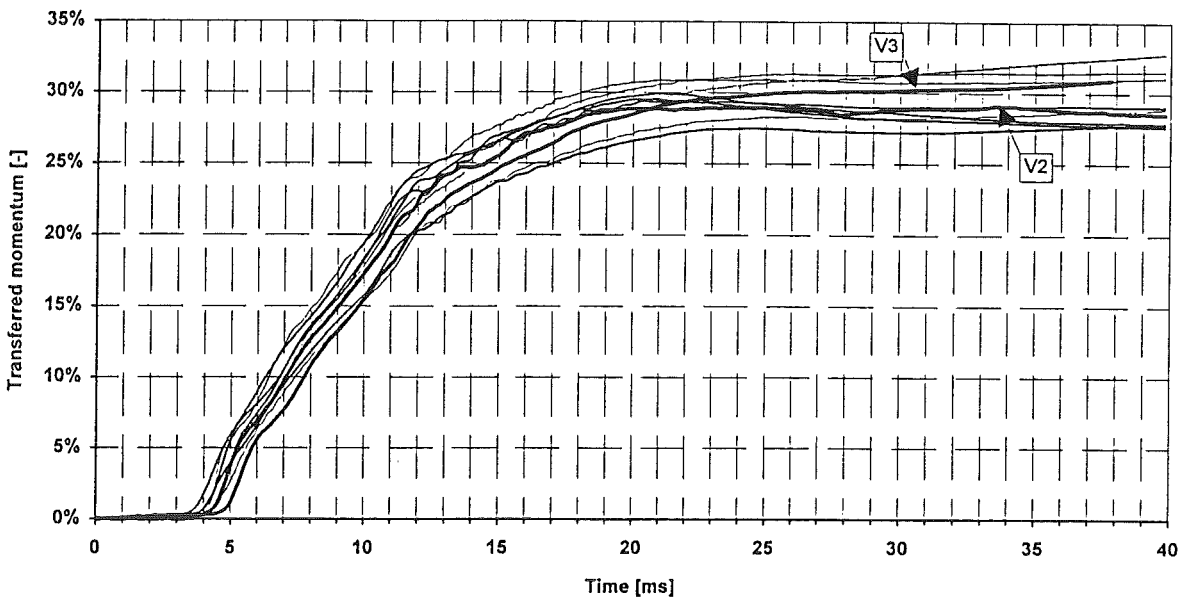


Figure 6: Transferred momentum

About 30% of the initial momentum is transferred to the plate and about 15% - 20% of the transferred momentum is conveyed in the first force peak. The duration of the momentum transfer is about 15 ms - 20 ms, whereas the time that the slug needs to travel a distance equivalent to its own height is about 7.3 ms.

Despite the great variety of the force histories the maximum scatter of the transferred momentum is only about 7.5% of the mean values. The main sources of this scatter should be found in slightly different rupture modes of the aluminium diaphragm or a slight tilt of the drop hammer when it hits the cover of the water container, so that the impact is not perfect. This argument is supported

when the force amplitude of the oscillations before the impact of the water slug is compared.

Discussion of the scatter

It is remarkable that the scatter for the measured deflection is much larger than the scatter of the transferred momentum. Therefore a simple one dimensional model is developed in order to understand this behaviour (see Figure 7). The specimen is modelled by a rigid plate which is fixed by the hinges. They are acting as a spring with a degressive characteristic after the start of plastic deformation. The equations of motion are established and integrated.

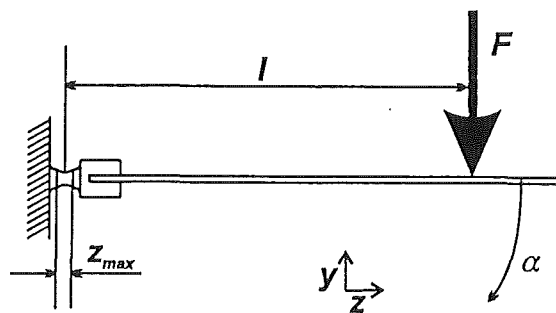


Figure 7: Model applied to investigate the scatter amplification

Modelling of the hinges

The following assumptions are made to describe the behaviour of the hinges under elasto-plastic bending.

- The stress-strain curve for the hinges is approximated by the Ramberg-Osgood-model [3],

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_1} = \frac{\sigma}{\sigma_F} + \frac{3}{7} \left(\frac{\sigma}{\sigma_F} \right)^n,$$

where ε_1 is a reference strain, σ_F is the flow stress and $n \geq 1$ is a constant.

- The stress-strain curve is symmetric for tension and compression
- Despite the large plastic deformation the classical beam theory is used, applying the hypothesis of Bernoulli and Navier, i. e. a plain cross-section remains plain after deformation and sections perpendicular to the beam axis remain perpendicular

- All deformation is concentrated in the small zone with the extension z_{\max} (see Figure 7), where the bending moment is assumed constant.

Then the bending moment M can be calculated by

$$M = \int_S \sigma y dS,$$

where S is the cross-section perpendicular to the beam axis and y is height of the cross-section. A linear strain-distribution over the height of the cross-section is obtained as a consequence of classical beam theory

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\max}} = \frac{y}{y_{\max}}.$$

If a rectangular cross section of width b and height $2y_{\max}$ is assumed in order to simplify calculations, the bending moment is

$$M = 2by_1^2 \sigma_F \int_0^{s_{\max}} \left(s + \frac{3}{7} ns^n \right) \left(s + \frac{3}{7} s^n \right) ds,$$

with the stress ratio $s = \sigma/\sigma_F$ and y_1 is a constant described below. The normalised stress s_{\max} refers to the state in the outmost fibre of the beam.

After integration and with

$$y_1 = \frac{y_{\max}}{\varepsilon_{\max}} \quad \varepsilon_1 = \frac{y_{\max}}{s_{\max} + \frac{3}{7} s_{\max}^n},$$

the normalised bending moment is

$$\frac{M}{M_e} = \frac{\left(s_{\max}^2 + \frac{9(n+1)}{7(n+2)} s_{\max}^{n+1} + \frac{27n}{49(2n+1)} s_{\max}^{2n} \right) s_{\max}}{\left(s_{\max} + \frac{3}{7} s_{\max}^n \right)^2}.$$

Here

$$M_e = \frac{2}{3} by_{\max}^2 \sigma_F$$

is the maximum elastic bending moment for a linear-elastic, ideal-plastic material. In Figure 8 the used stress-strain curve is shown for the parameters $\sigma_F=320 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_1=0,15\%$ and $n=15$. The measured curves refer to a static tension test of the material used for the samples in Figure 4 that are marked by the circles.

Under the assumption of a constant bending moment the curvature κ of the hinge can be calculated by

$$\kappa = \frac{\partial \alpha}{\partial z} = \frac{\varepsilon_{\max}}{y_{\max}} = \text{const.}$$

or

$$\alpha = \frac{\varepsilon_{\max}}{y_{\max}} z_{\max} \cdot$$

Now the bending moment $M(\alpha)$ can be estimated. Figure 9 presents the resulting non-linear bending moment for large deflections.

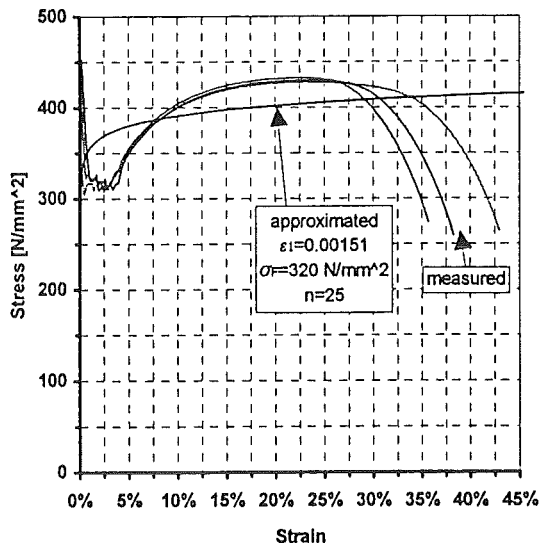


Figure 8: Stress versus strain
(measured and approximated)

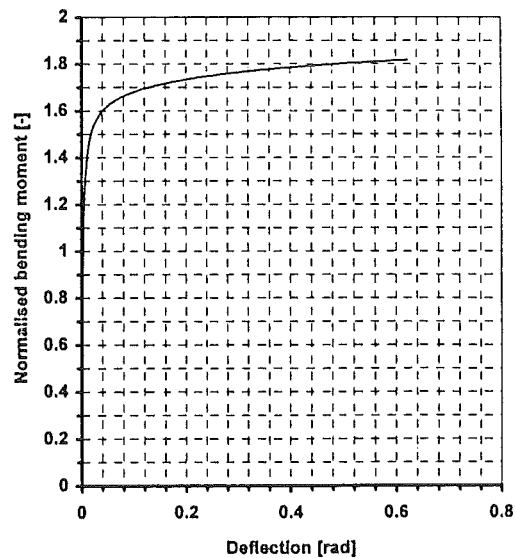


Figure 9: Bending moment versus deflection

Equation of motion

The motion of the plate is calculated under the following assumptions:

- The maximum elastic bending deformation of the hinge is much smaller than the plastic deformation and can be neglected for the comparison of the obtained deflections.
- The elastic deformation of the plate is neglected because it vanishes after the experiment, i.e. the plate is rigid.
- The momentum is transferred by a constant single force F acting for a time t_{\max} in a distance l from the hinges, which is the distance from the centre of the hinges to the centre of the water container.
- The bending moment is constant over the hinges because the extension of the plastic zone z_{\max} is much smaller than the distance l .
- The extension of the plastic zone z_{\max} is assumed constant over the deflection α .

The equation of motion for the given problem is

$$M(\alpha) - F(t)l \cos\alpha + \Theta\ddot{\alpha} = 0$$

with

$$F(t) = \begin{cases} F; & \text{if } t \leq t_{\max} \\ 0; & \text{if } t > t_{\max} \end{cases}$$

where Θ is the momentum of inertia. The starting values are given by

$$\alpha(0) = 0$$

and

$$\dot{\alpha}(0) = 0.$$

The integration is done by

$$\ddot{\alpha}^{(n+1)} = \frac{F(t)l \cos\alpha^{(n)} - M(\alpha^{(n)})}{\Theta}$$

$$\dot{\alpha}^{(n+1)} = \dot{\alpha}^{(n)} + \frac{1}{2} \left(\dot{\alpha}^{(n)} + \dot{\alpha}^{(n+1)} \right) \Delta t$$

$$\alpha^{(n+1)} = \alpha^{(n)} + \frac{1}{2} \left(\dot{\alpha}^{(n)} + \dot{\alpha}^{(n+1)} \right) \Delta t$$

The calculation is stopped after the deflection reaches its maximum value. The material parameters are chosen as described above. The other parameters are as follows:

- Θ = 571 kg/mm²
- l = 88 mm
- b = 8 mm
- $2y_{\max}$ = 4 mm
- z_{\max} = 4 mm
- F = 150 N
- t_{\max} = 15 ms

The deflection versus time is shown in Figure 10.

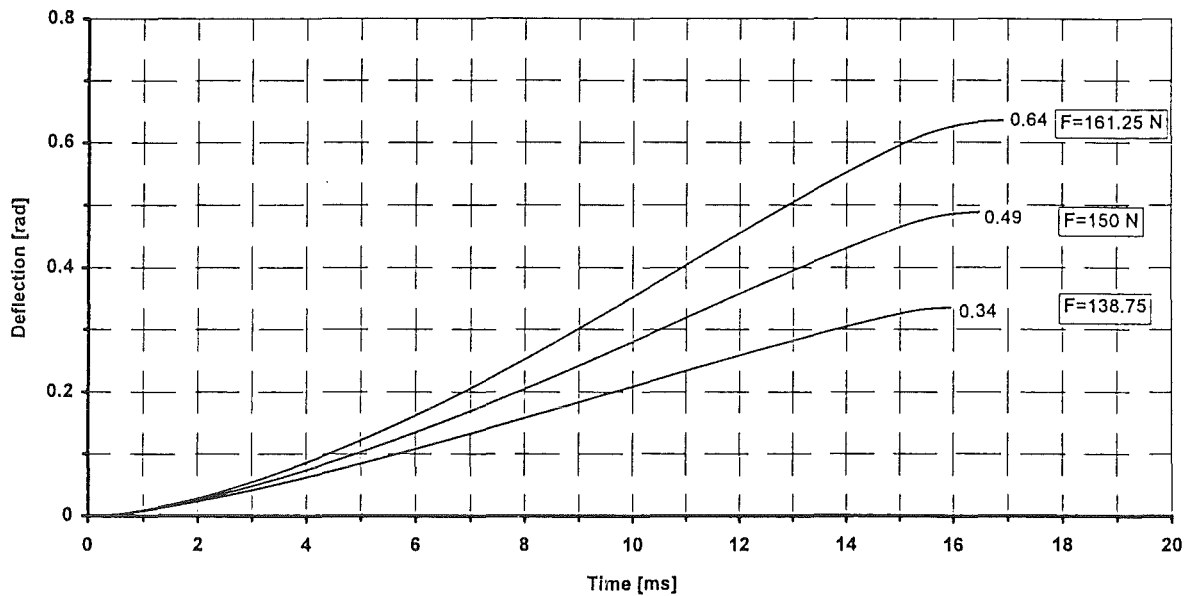


Figure 10: Deflection versus time

The rather modest variation of the force amplitude of $\pm 7.5\%$ is introduced to check the sensitivity of the deflection. It can be seen easily that the force variation is amplified to a variation of the resulting deflection of nearly $\pm 30\%$. The reason is found in the non-linear behaviour of the hinges. This is in very good agreement with the detected scatter of the deflections in FLIPPER, especially when the simplicity of the model is credited.

Conclusions

First results of simplified fluid-structure impact experiments in different scales were presented in order to investigate the deviation caused by violated similarity conditions. A scale factor $\lambda = 10$ was applied. That is the same scale factor as for the BERDA experiment, estimating the slug-carrying capacity of a RPV mock-up. An increase of about 20% in the deformation from small scale to large scale was detected for a deformation of bending type. This deviation is caused by the influence of the violated similarity parameters for the viscoplastic behaviour of the solid and possibly the viscous fluid forces.

The influence of the scatter of the transferred momentum on the scatter of the plastic deformation was investigated. A maximum scatter in the transferred momentum of about $\pm 7.5\%$ was found. It was caused by the way the slug was generated. The found scatter was the input for a simple model of the FLIPPER specimen. There the scatter was amplified to about $\pm 30\%$ due to the non-linear behaviour of the hinges. This finding is in good agreement with the experimental results.

When the results of the BERDA are used to set a lower boundary for the slug carrying capacity of the RPV an additional safety margin should be applied in order to take care of the considerable scatter. It is due to the highly non-linear behaviour of systems undergoing plastic deformations.

References

- [1] Malmberg, T. - Modelling aspects of the mechanical consequences of LWR-steam explosions, PSF-Bericht 3089, 1992
- [2] Student (Gosset, W. S.) - The probable error of a mean, Biometrika 6, 1908
- [3] Ramberg, W.; Osgood, W. R. - Description of stress-strain curves by three parameters, NACA- TN 902, 1943

2. Theoretische Modelle zur Beschreibung von Fluid-Struktur-Aufprall-Vorgängen

Trotz der erwarteten Schwierigkeiten wurden Bemühungen zur analytischen Beschreibung des Problems unternommen. Es wurde ein von der CEA für den Computer-Code PLEXUS entwickeltes Modell verwendet. Es erlaubt, den Flüssigkeitspfropfen durch eine Ansammlung von Kugeln zu diskretisieren. Das Modell wäre damit in der Lage, das Zerspritzen des Pfropfens beim Aufprall darzustellen [1].

Das PLEXUS-Modell wird auf einen einfachen Testfall angewendet, nämlich auf den Aufprall eines Fluid-Pfropfens auf ein starres Hindernis. Die erzielten Rechenergebnisse werden mit den Ergebnissen anderer Rechenmodelle verglichen und Versuchsergebnissen gegenübergestellt.

Rechnungen mit PLEXUS

Es wurde ein "ebener" Wasserpfropfen untersucht (Breite $b = 100$ mm, Länge $l = 88$ mm, Dichte $\rho = 1000$ kg/m³, Schallgeschwindigkeit $c = 1500$ m/s). Er prallt mit einer Geschwindigkeit von $v_0 = 10$ m/s auf das starre Hindernis (Bild 1). Der Pfropfen wird durch eine ebene Lage von 390 Kugeln mit einem Durchmesser von $D = 5$ mm diskretisiert. Bewegungen aus der Ebene heraus werden unterdrückt. Im unteren Teil von Bild 1 ist der Weg der Kugeln nach dem Aufprall dargestellt für eine Zeitspanne, innerhalb der sich der Pfropfen gerade um eine Länge weiterbewegen würde.

Bild 2 zeigt, wie sich der Impuls des Pfropfens während des Aufprallvorganges ändert. Die Impulsänderung ist auf den Anfangsimpuls des Pfropfens von $I_0 = m \cdot v_0$ bezogen. Das Bild zeigt, daß 125 % des Anfangsimpulses auf das Hindernis übertragen werden. Die Zeitspanne von $t = 150$ μ s für die Impulsübertragung ist sehr kurz; sie entspricht etwa 2.5 Laufzeiten einer Schockwelle längs des Slugs (88 mm/1500 m/s = 58 μ s). Zusätzlich eingezeichnet ist eine Gerade, die sich für die Impulsübertragung ergibt, wenn man den nach der akustischen Theorie ermittelten Aufpralldruck von $p = \rho \cdot c \cdot v = 150$ bar als konstant wirkend annimmt.

Die Bilder 3 und 4 zeigen in gleicher Darstellung einen Aufprall für den Fall, daß das Hindernis kleiner ist als der Wasserpfropfen (Breite 60 % der Pfropfenbreite). Auch in diesem Fall werden mehr als 100 % des gesamten Anfangsimpulses innerhalb von 2.5 Wellenlaufzeiten übertragen.

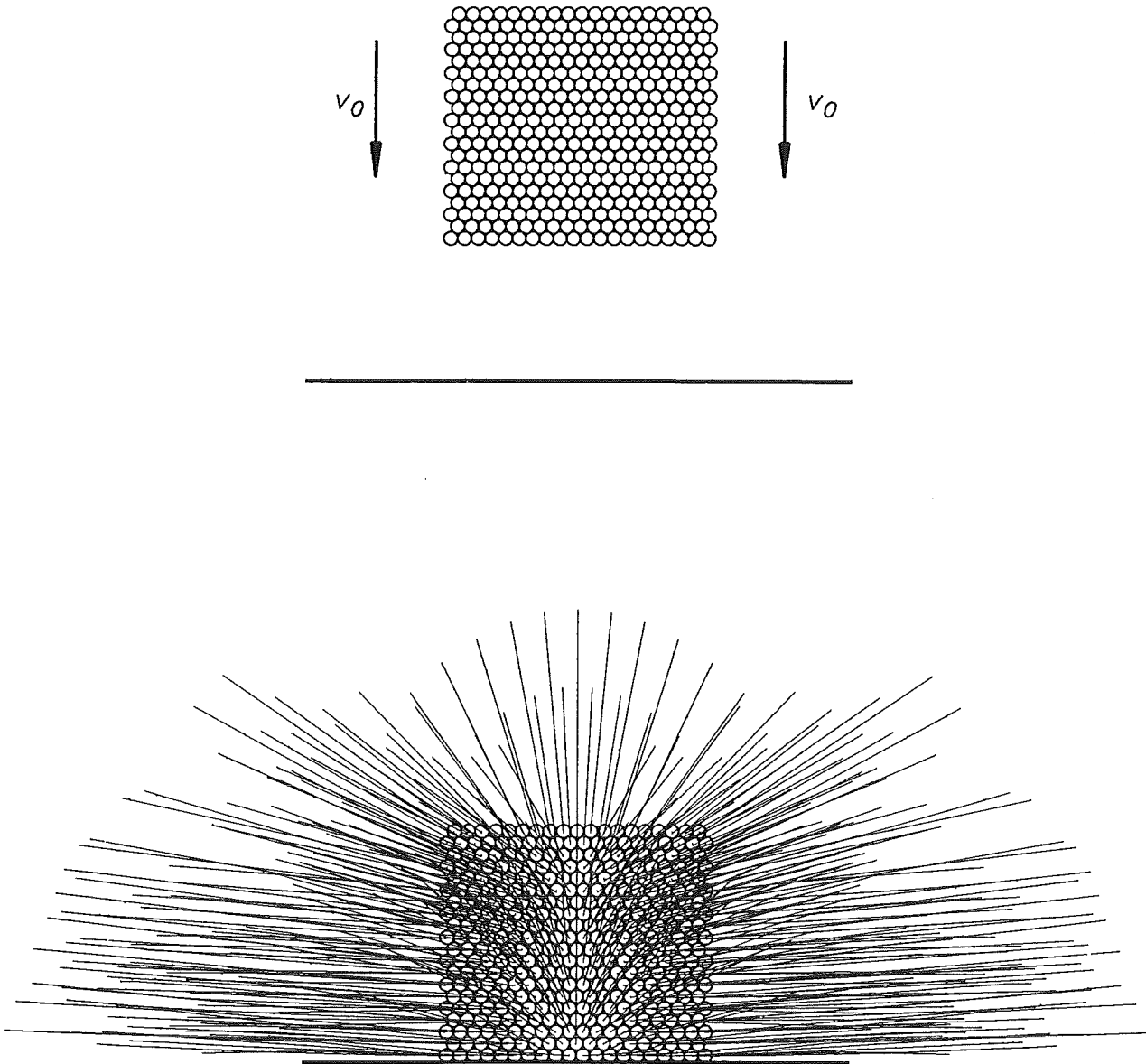


Bild 1: Impact of a plane compressible water slug on a rigid large target.
Results of calculations with PLEXUS.
Bottom: path of the BILLE-elements during $\Delta t = h_{slug}/v_0$

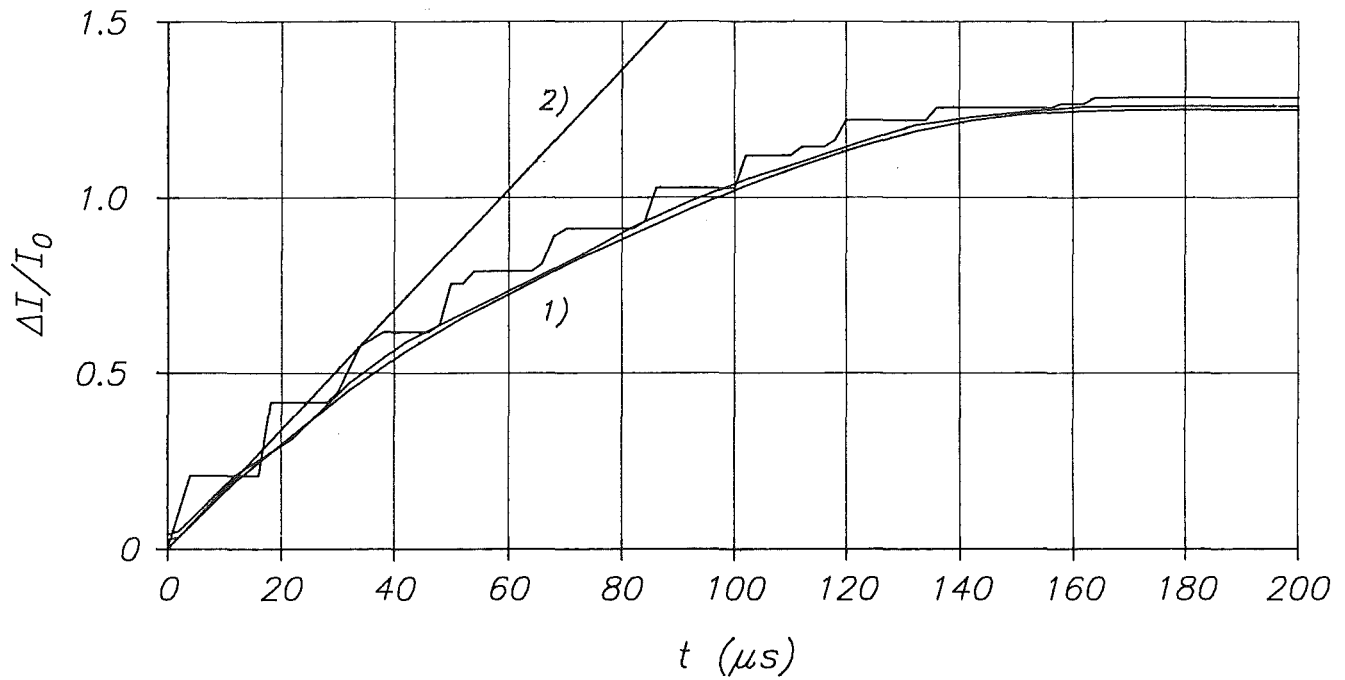


Bild 2: Change of momentum during the impact of a plane compressible water slug on a rigid large target.

1) Results of PLEXUS with different discretisations.
(95, 390, 885 fluid elements type BILLE.)

2) momentum due to 'acoustic' impact pressure, assumed to be constant over time and area: $\Delta I = \rho * c * v * A_{slug} * t$

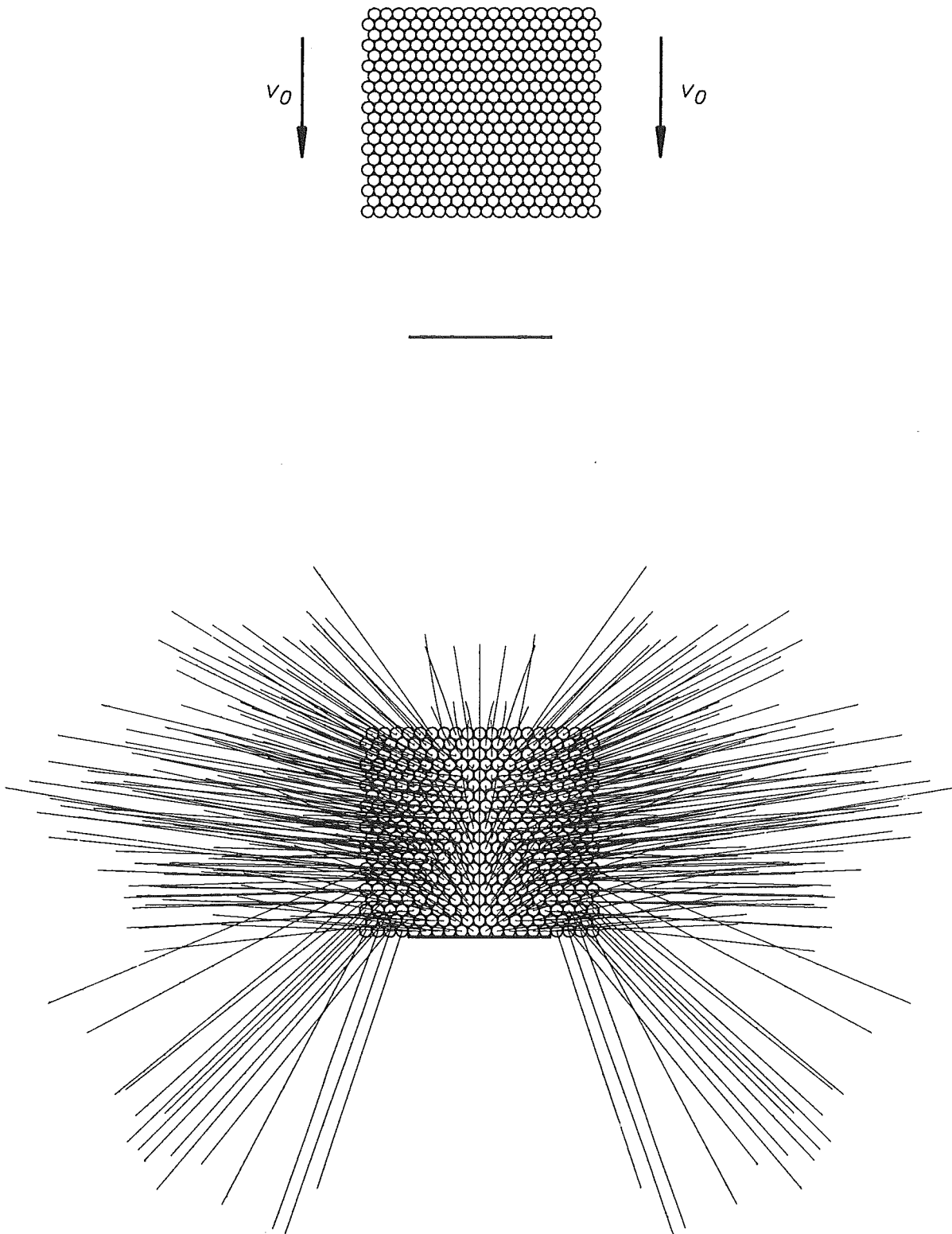


Bild 3: Impact of a plane compressible water slug on a rigid small target.
Results of calculations wit PLEXUS.
Bottom: path of the BILLE-elements during $\Delta t = h_{slug} / v_0$

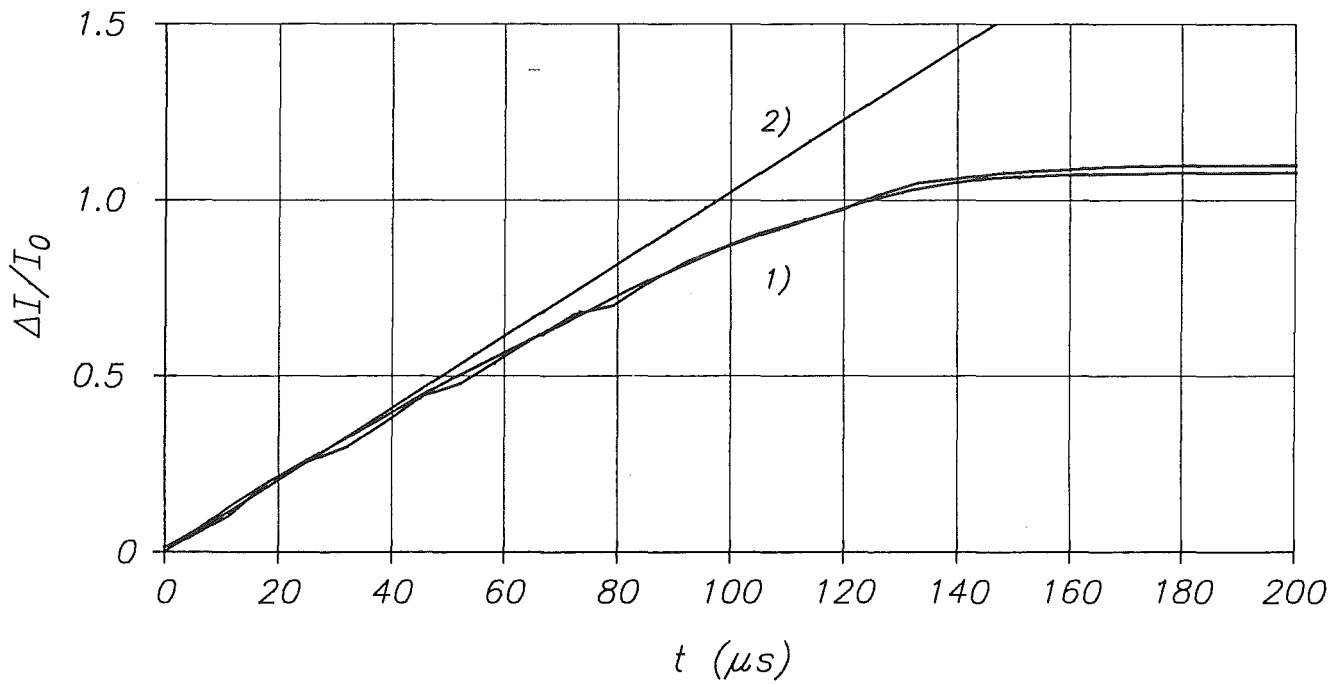


Bild 4: Change of momentum during the impact of a plane compressible water slug on a rigid small target.

- 1) Results from PLEXUS with different discretisations.
(390 and 885 fluid elements type BILLE.)
- 2) Momentum due to 'acoustic' impact pressure, assumed to be constant over time and area: $\Delta I = \rho * c * v * A_{\text{target}} * t$

Vergleich mit einer Finite-Differenzen-Lösung der Kontinuums- theorie

Nach den gerade vorgestellten PLEXUS-Ergebnissen findet die gesamte Impulsübertragung innerhalb einer sehr kurzen Zeitspanne von $t = 150 \mu\text{s}$ statt. Bei Fluidgeschwindigkeiten von rund 10 m/s würden in dieser Zeitspanne Pfropfenverformungen von rund 1.5 mm auftreten. Bei den vorliegenden Pfropfenabmessungen von 100 mm sind diese Verzerrungen klein und können daher für die Überprüfung der PLEXUS-Resultate mit Hilfe der Kontinuumstheorie außer Acht gelassen werden, d.h., es reicht, die fluid-dynamischen Gleichungen für ein Gebiet mit zeitlich unveränderlichen Rändern zu lösen.

Die Gleichgewichtsbedingungen lauten:

$$\frac{\partial v_x}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial v_x}{\partial x} v_x - \frac{\partial v_x}{\partial z} v_z$$

$$\frac{\partial v_z}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} - \frac{\partial v_z}{\partial x} v_x - \frac{\partial v_z}{\partial z} v_z$$

Die Kontinuitätsgleichung lautet:

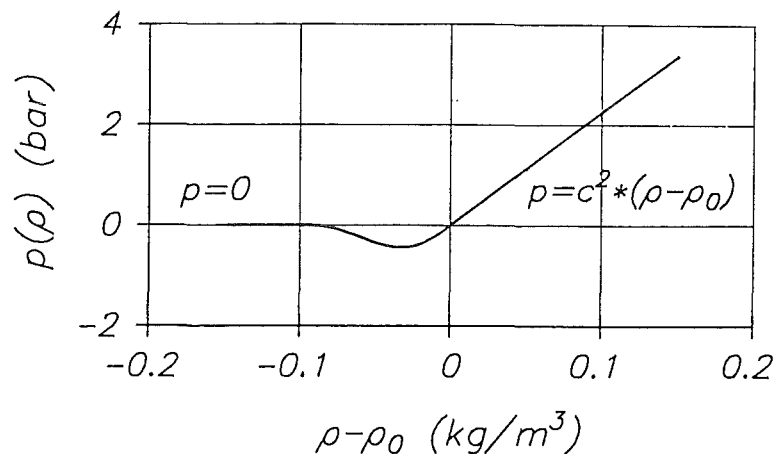
$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\frac{\partial \rho}{\partial x} v_x - \rho \frac{\partial v_x}{\partial x} - \frac{\partial \rho}{\partial z} v_z - \rho \frac{\partial v_z}{\partial z}$$

Als Stoffgesetz $p = p(\rho)$ wurde ein Modell gewählt, das Kavitation zuläßt:

$$p = p(\rho)$$

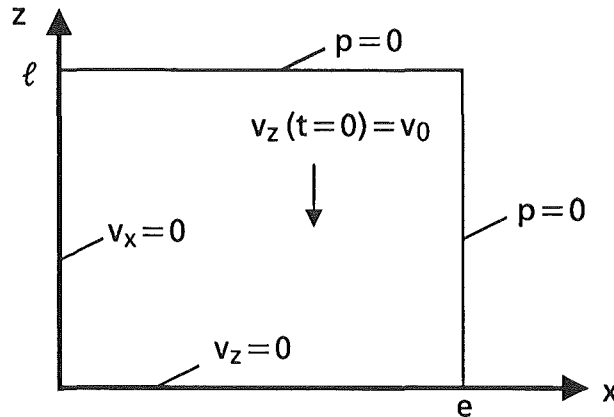
$$c = 1500 \text{ m/s}$$

$$\rho_0 = 1000 \text{ kg/m}^3$$



Die Gleichungen sind zu lösen für das Gebiet mit den skizzierten Randbedingungen (die z-Achse ist Symmetrie-Achse):

$$\begin{aligned} \ell &= 88 \text{ mm} \\ e &= 50 \text{ mm} \\ v_0 &= 10 \text{ m/s} \end{aligned}$$



Einschränkend ist zu beachten, daß $t \ll \ell/v$ bleibt.

Zur Integration der Gleichungen wird angenommen, daß zum Zeitpunkt t der Zustand des Fluids (v_x , v_z und p) bekannt sei. Aus dem Stoffgesetz $p = p(\rho)$ folgt dann eindeutig der Druck p . Dann können für jeden Punkt des Gebiets die in obigen Gleichungen benötigten Gradienten berechnet werden, so daß sich die links stehenden zeitlichen Ableitungen ermitteln lassen. Nun können durch Integration die neuen Zustandsgrößen des Fluids (v_x , v_z und p) für den Zeitpunkt $t + \Delta t$ berechnet werden.

Zur Lösung dieser Aufgaben wurde das Rechenprogramm SLUGDY entwickelt. Für die Integration wird eine zeitlich lineare Veränderung der Raten im Integrationsintervall angenommen. Für die Berechnung der nachfolgenden Ergebnisse wurde ein Gitter von 50×88 Maschen benutzt (Maschenweite 1 mm).

Bild 5 zeigt das Geschwindigkeitsfeld im Fluid $42 \mu\text{s}$ nach Beginn des Aufpralls. Die Zahlenwerte in der rechten Hälfte geben den Druck im Fluid in bar an. Innerhalb der genannten Zeitspanne ist die durch den Aufprall ausgelöste Schockwelle mit einem (idealen) Druck von $p = \rho \cdot c \cdot v = 150 \text{ bar}$ zu etwa $2/3$ durch den Pfropfen gelaufen und hat in diesem Bereich die Partikel-Geschwindigkeiten geändert.

Bild 6 zeigt das Geschwindigkeitsfeld zum Zeitpunkt von $80 \mu\text{s}$, nach dem die Schockwelle das obere Ende des Slugs erreicht hat. Dort spritzen nun Fluidpartikel zurück.

Bild 7 zeigt zur Kontrolle des Stoffgesetzes in der linken Hälfte die Dichte des Fluids: schwarze Bereiche bedeuten Fluid mit einer Dichte $\rho \geq \rho_0$, hellere Bereiche bedeuten kavitiertes Fluid mit Dichten $\rho < \rho_0$. Die Dichteabnahme ist aller-

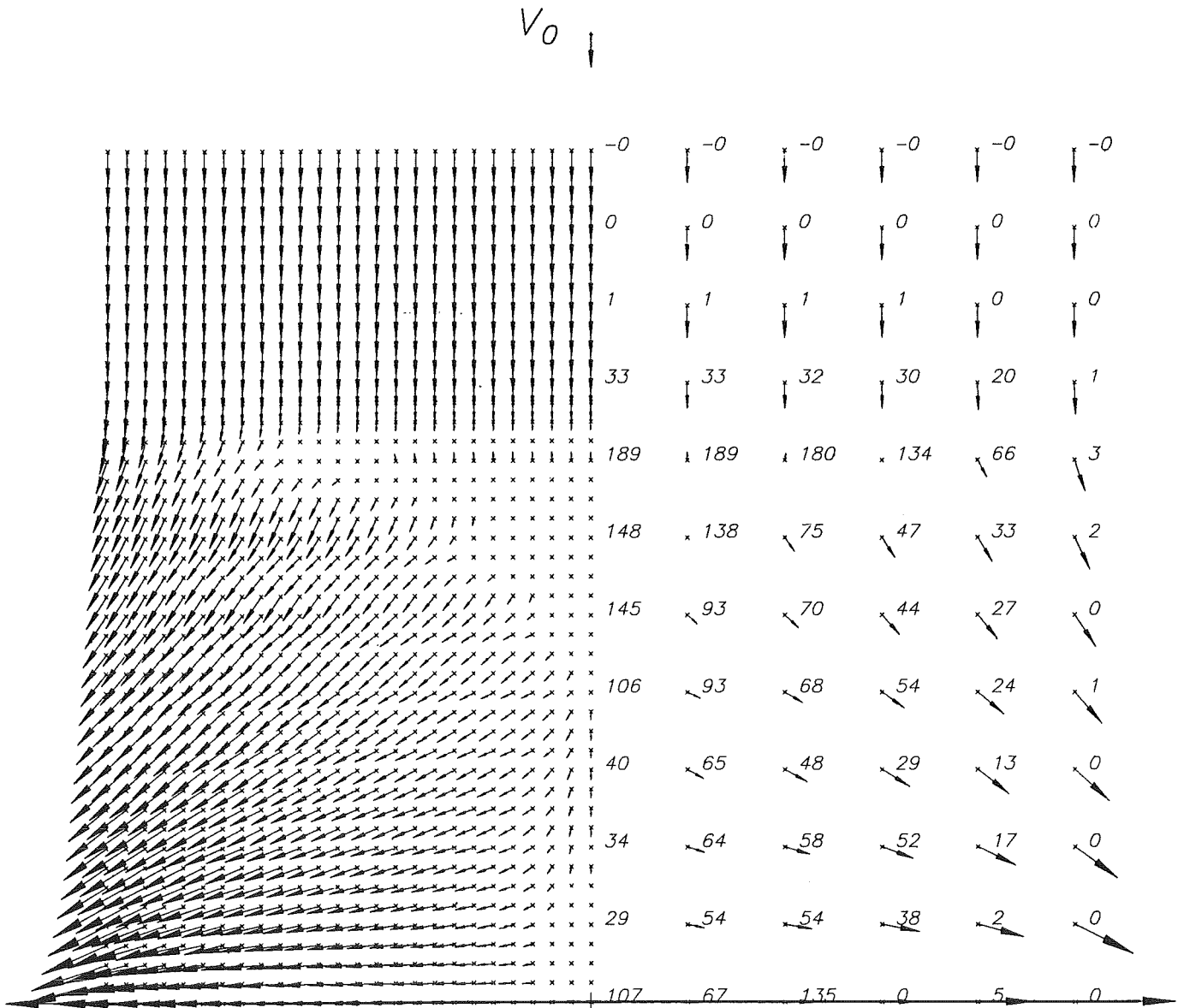


Bild 5: Velocity field in the slug $42\mu\text{s}$ after the begin of the impact, calculated with SLUGDY.
(Values in the right give pressures in bar.)

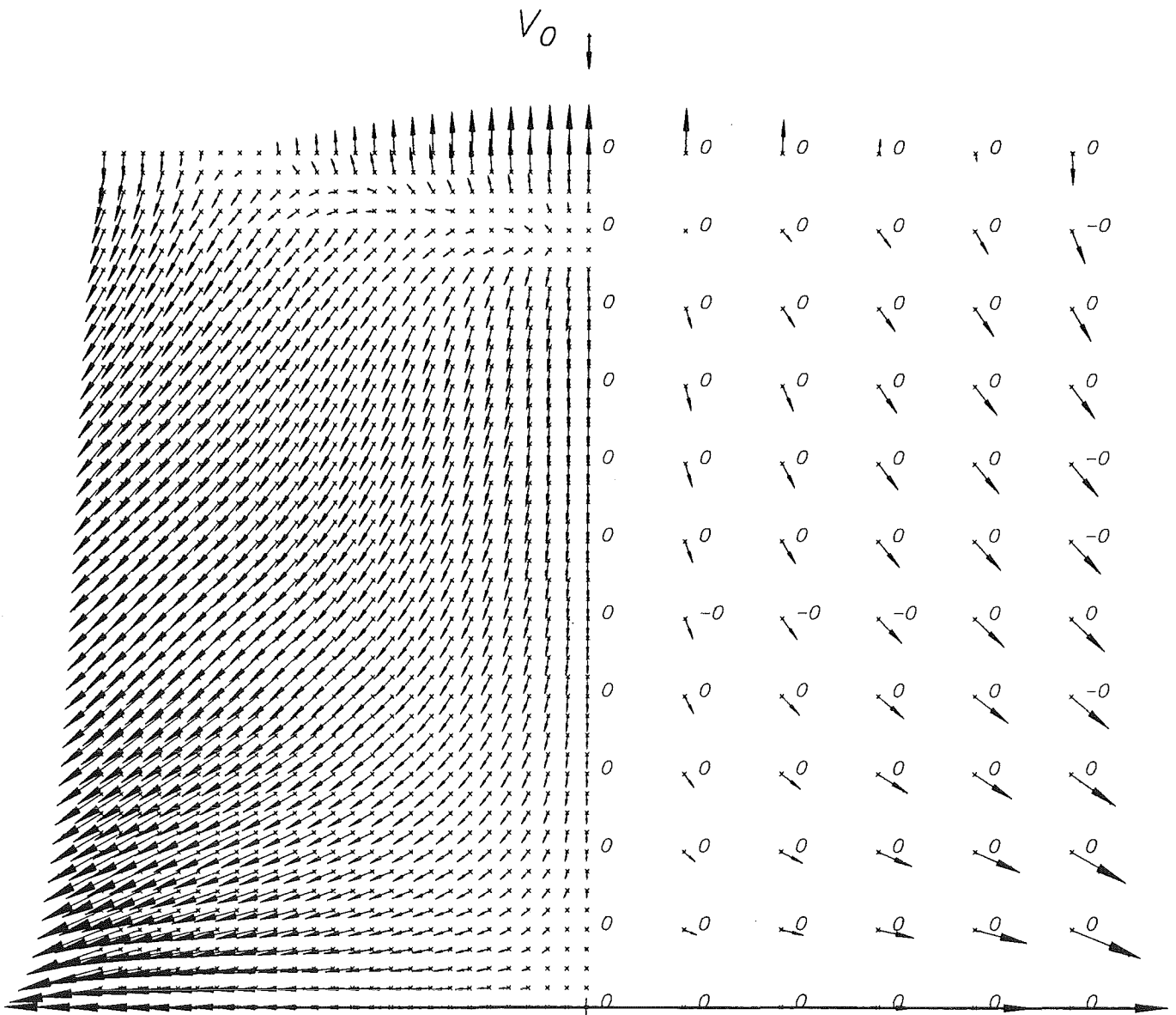


Bild 6: Velocity field in the slug $80\mu\text{s}$ after the begin of the impact, calculated with SLUGDY.
(Values in the right give pressures in bar.)

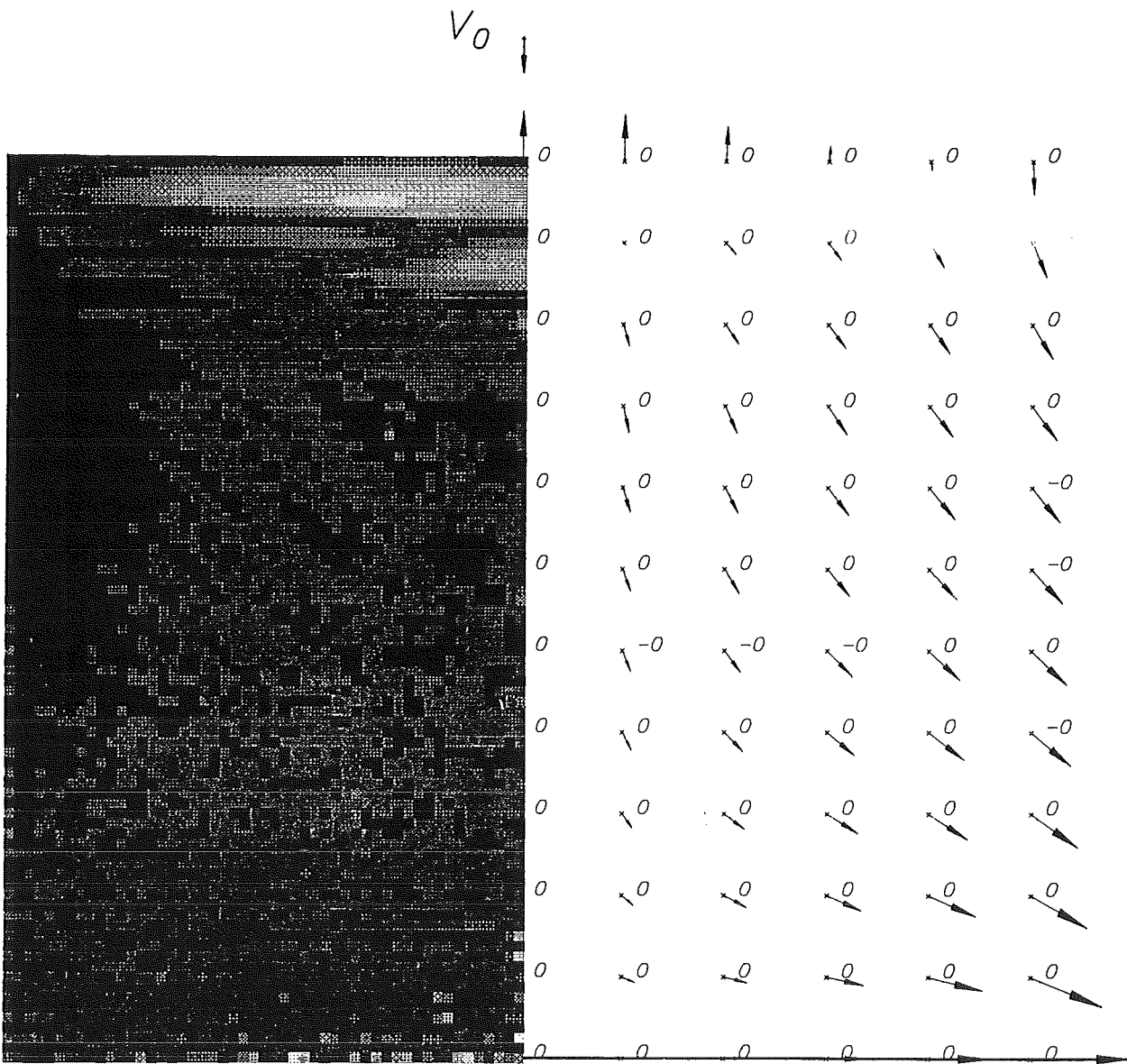


Bild 7: Velocity and density in the slug $80\mu\text{s}$ after the begin of the impact.
Right: Velocity field with pressures in bar.
Left: Density in the slug,
 black : fluid with $\rho \geq \rho_0$
 bright: fluid in cavitation. $\rho_{\min} = \rho_0 - 59\text{kg/m}^3$
Results of calculations with SLUGDY.

dings recht klein: das Minimum liegt nur rund 6 % unterhalb der Referenzdichte ρ_0 .

Bild 8 zeigt einen Vergleich der Geschwindigkeitsfelder von SLUGDY (rechts) und PLEXUS (links) zum Zeitpunkt von 42 μs . In beiden Fällen ist die vom Aufprall ausgelöste Schockwelle zu etwa 2/3 in den Slug hineingelaufen. Die Richtungen der neuen Strömungsgeschwindigkeiten unterscheiden sich aber deutlich voneinander, was entsprechende Auswirkungen auf den übertragenen Impuls hat.

Bild 9 zeigt die Impulsänderung mit der Zeit im Vergleich mit den schon vorher vorgestellten Ergebnissen. Nach SLUGDY wird nur 50 % des Impulses sehr rasch übertragen, nämlich innerhalb einer Wellenlaufzeit. Die Übertragung des restlichen Impulses - die von SLUGDY nicht mehr darstellbar ist - erfolgt durch Abströmen des Fluids gemäß der in Bild 5 gezeigten neuen Strömungsrichtungen. Die Dauer dieses Vorganges beträgt einige Millisekunden, ist also etwa um den Faktor 100 länger als die erste Impuls-Übertragungsphase. Die dabei noch auftretenden Kräfte sind dementsprechend zwei Größenordnungen geringer.

Die Bilder 10 bis 14 zeigen in ähnlicher Darstellung Ergebnisse für den Aufprall eines Slugs auf das schon oben benutzte kleine Hindernis mit nur 60 % Aufprallfläche.

Ursachen für die unterschiedlichen Ergebnisse

Die gerade vorgestellten Ergebnisse von PLEXUS und SLUGDY sind nicht miteinander verträglich.

Auf der einen Seite muß man von der Richtigkeit der Kontinuumstheoretischen Lösung ausgehen. Auf der anderen Seite erfüllt auch Plexus die Kontinuitätsgleichungen und die Gleichgewichtsbedingungen. Die benutzten Stoffgesetze waren vergleichbar.

Vermutlich ist ein kinematischer Effekt des Kugelhaufen-Modells Ursache für die Diskrepanz. Die Skizze zeigt - in quadratischer Anordnung - einen ebenen Kugel-Slug beim Aufprall.

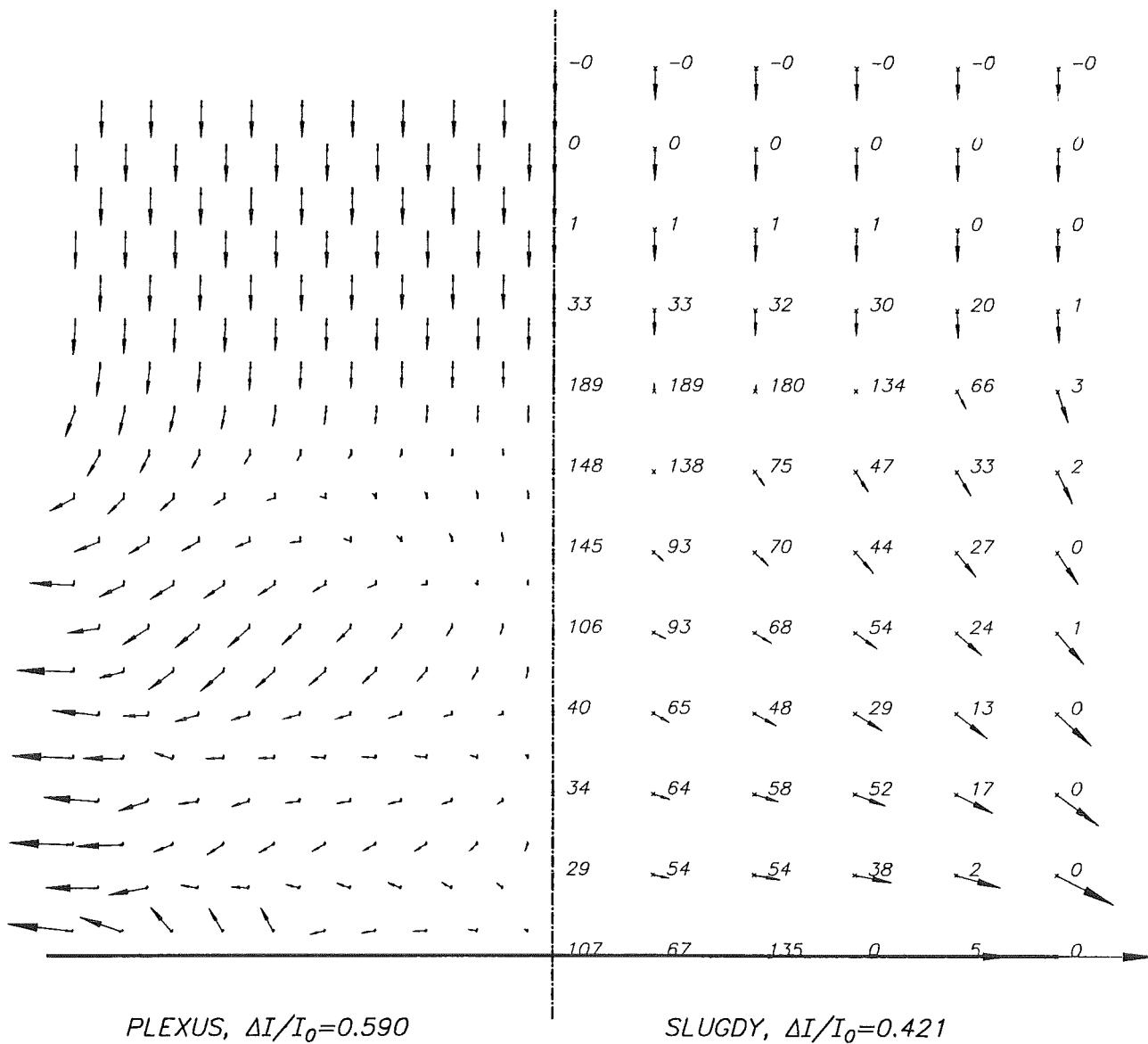


Bild 8: Comparison of the velocity fields from PLEXUS and SLUGDY for $42\mu s$ after the begin of the impact.

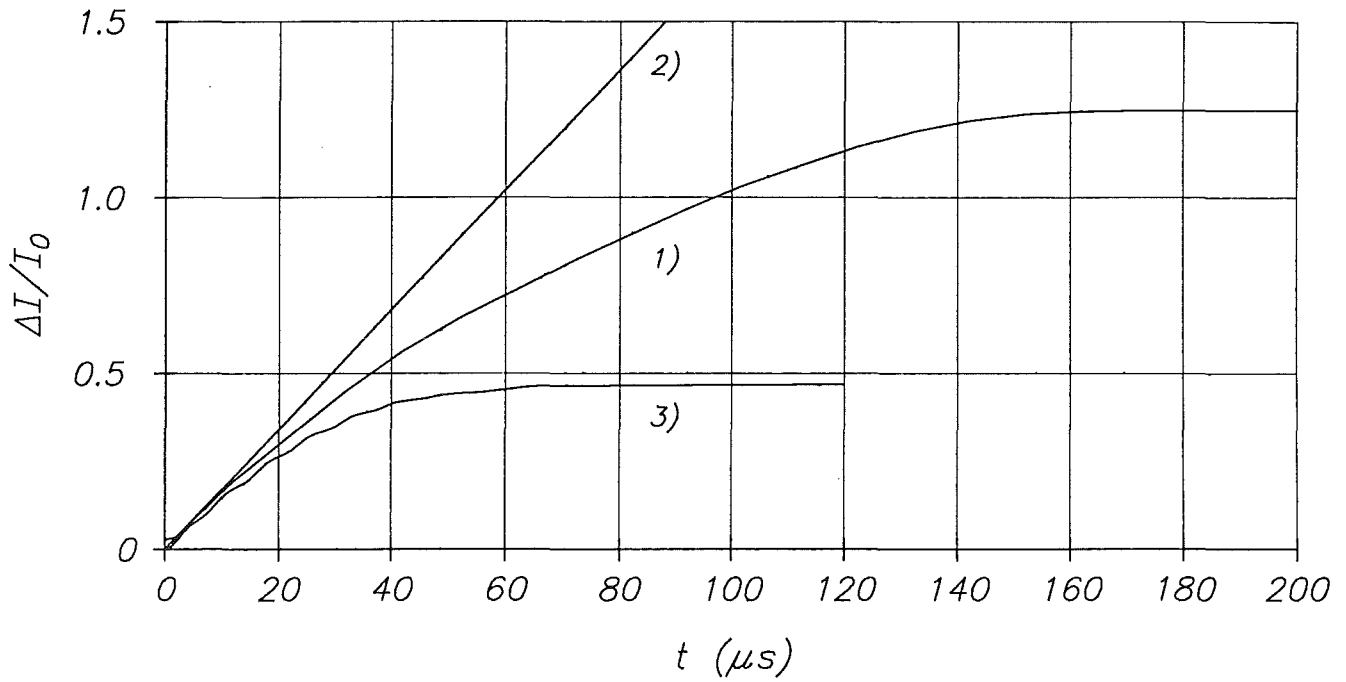


Bild 9: Change of momentum during the impact of a plane compressible water slug on a rigid large target.

- 1) Result of PLEXUS.
- 2) Momentum due to 'acoustic' impact pressure, assumed to be constant over time and area: $\Delta I = \rho * c * v * A_{slug} * t$
- 3) Result from the non-linear Finite-Difference-model SLUGDY.

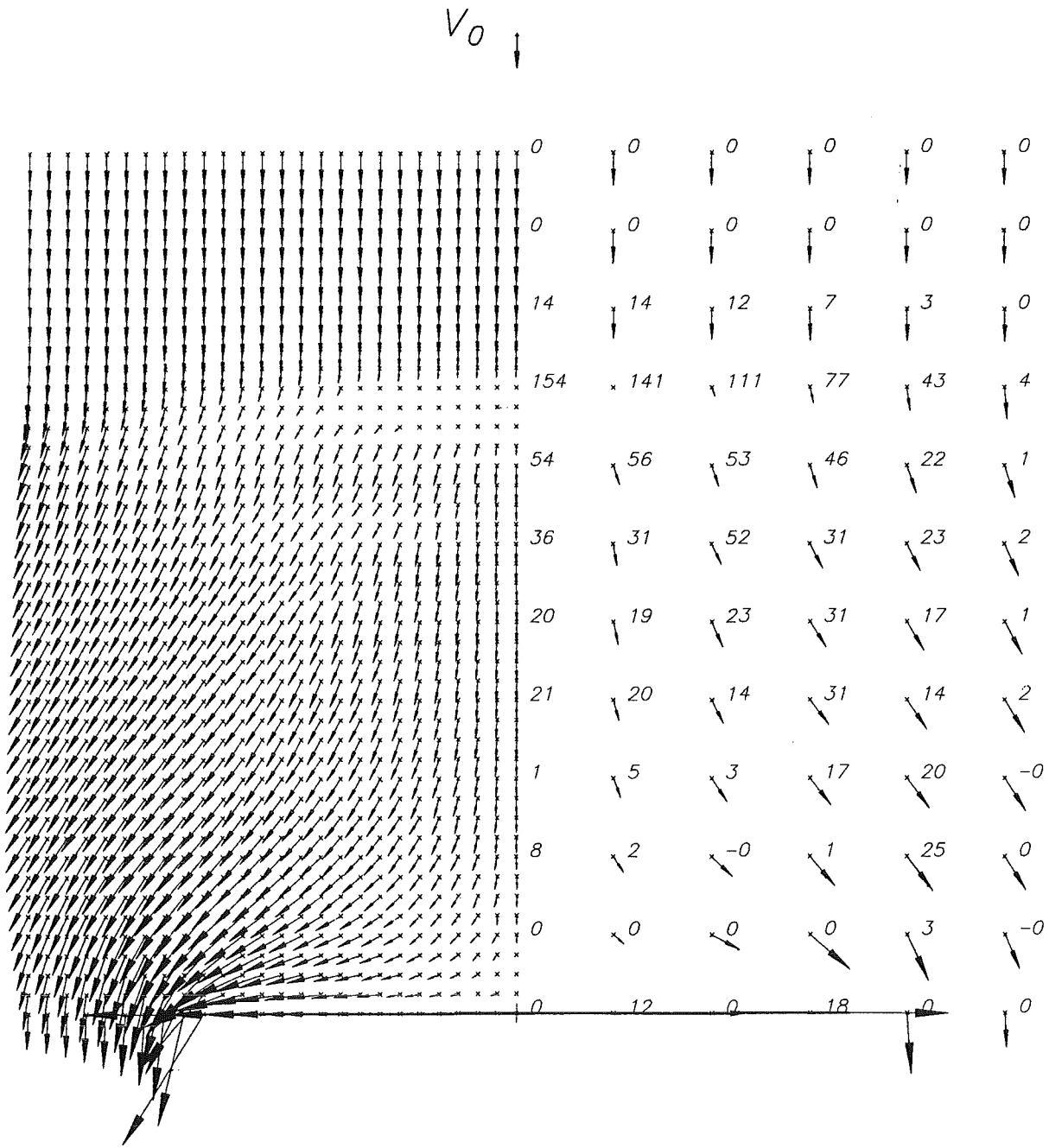


Bild 10: Velocity field in the slug $46\mu\text{s}$ after the begin of the impact on the small target, calculated with SLUGDY.
 (Values in the right give pressures in bar.)

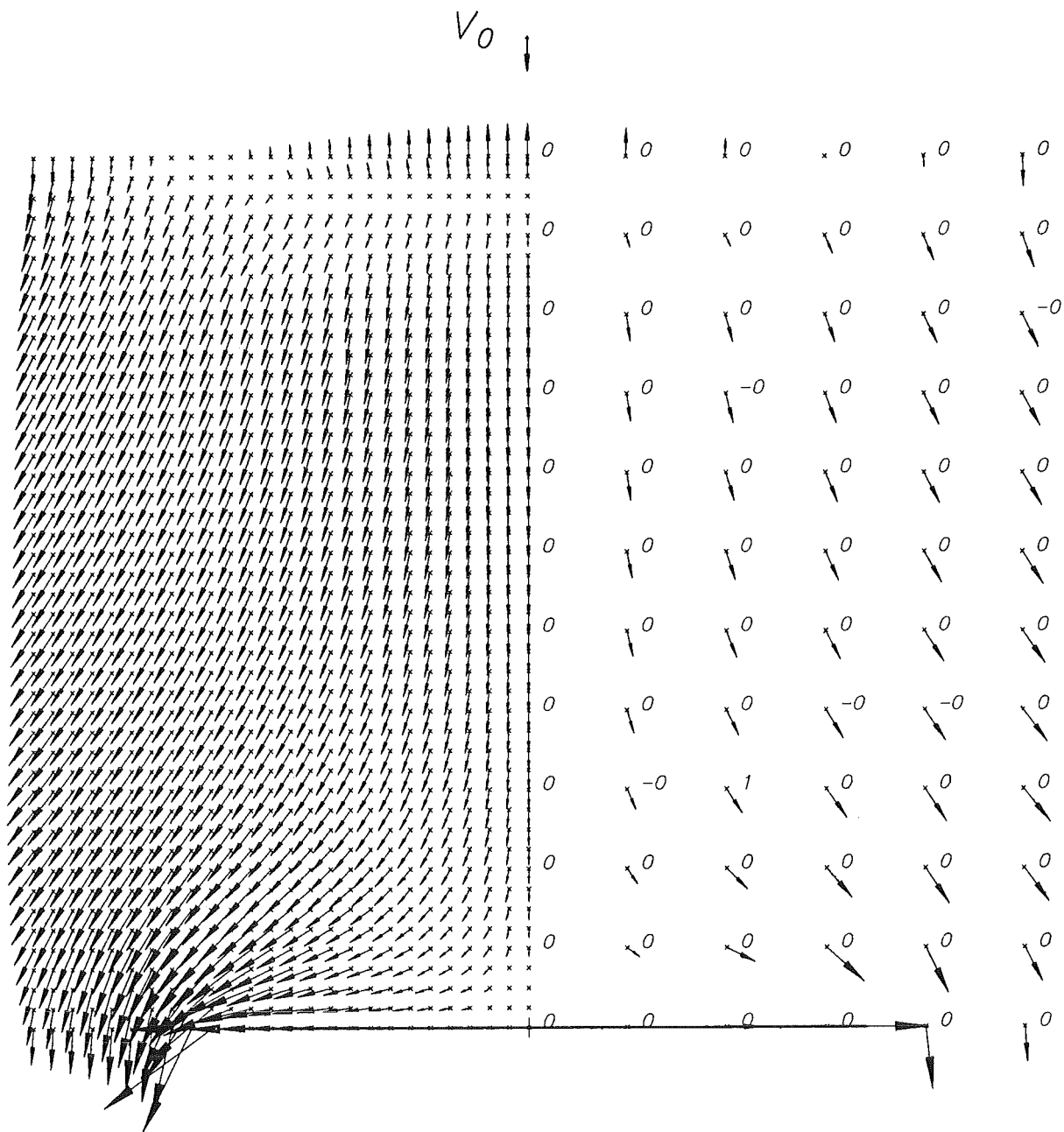


Fig 11: Velocity field in the slug $80\mu s$ after the begin of the impact on the small target, calculated with SLUGDY.
(Values in the right give pressures in bar.)

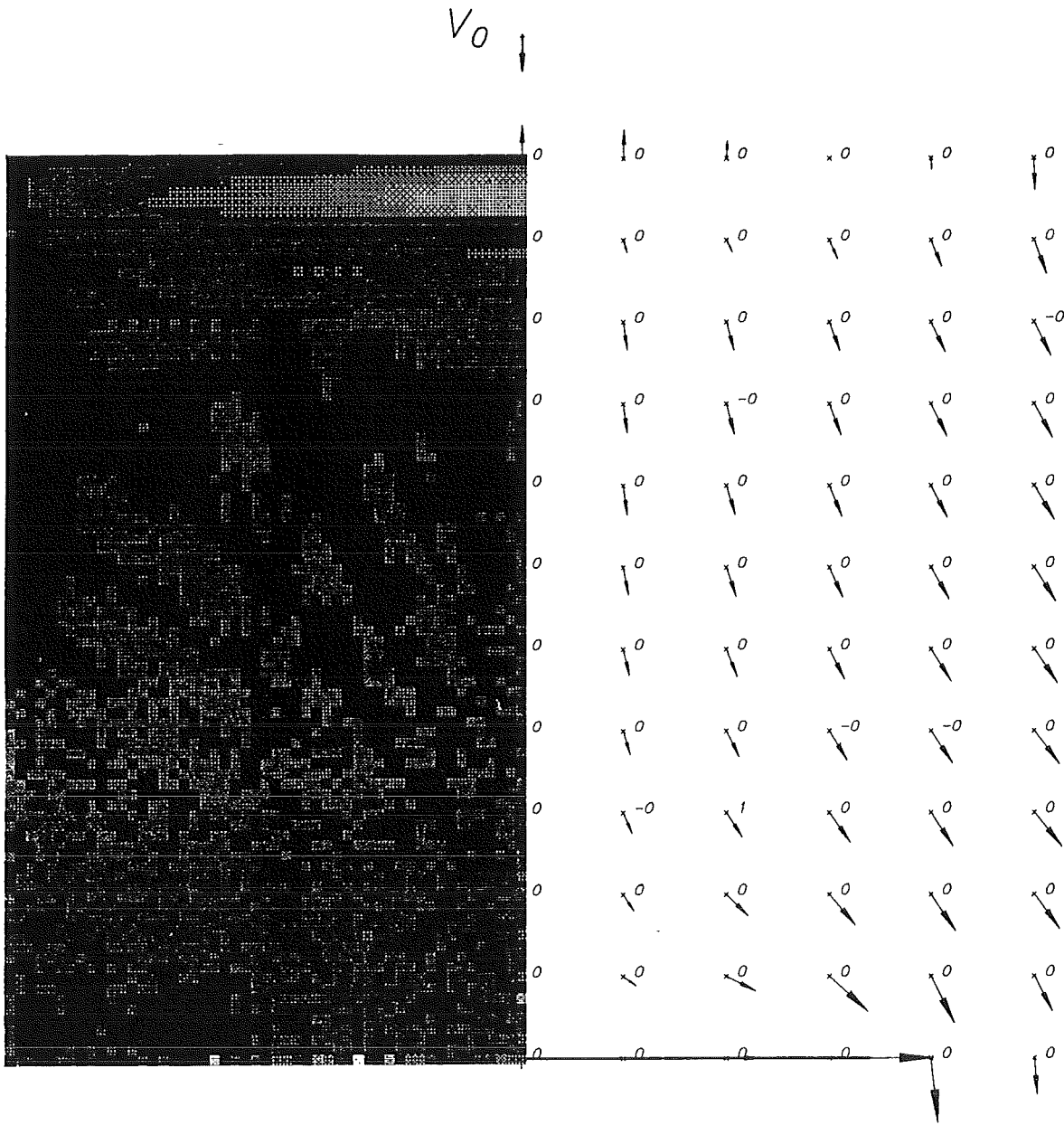


Bild 12: Velocity and density in the slug $80\mu\text{s}$ after the begin of the impact.
Right: Velocity field with pressures in bar.
Left: Density in the slug,
black : fluid with $\rho \geq \rho_0$
bright: fluid in cavitation. $\rho_{\text{min}} = \rho_0 - 87\text{kg/m}^3$
Results of calculations with SLUGDY.

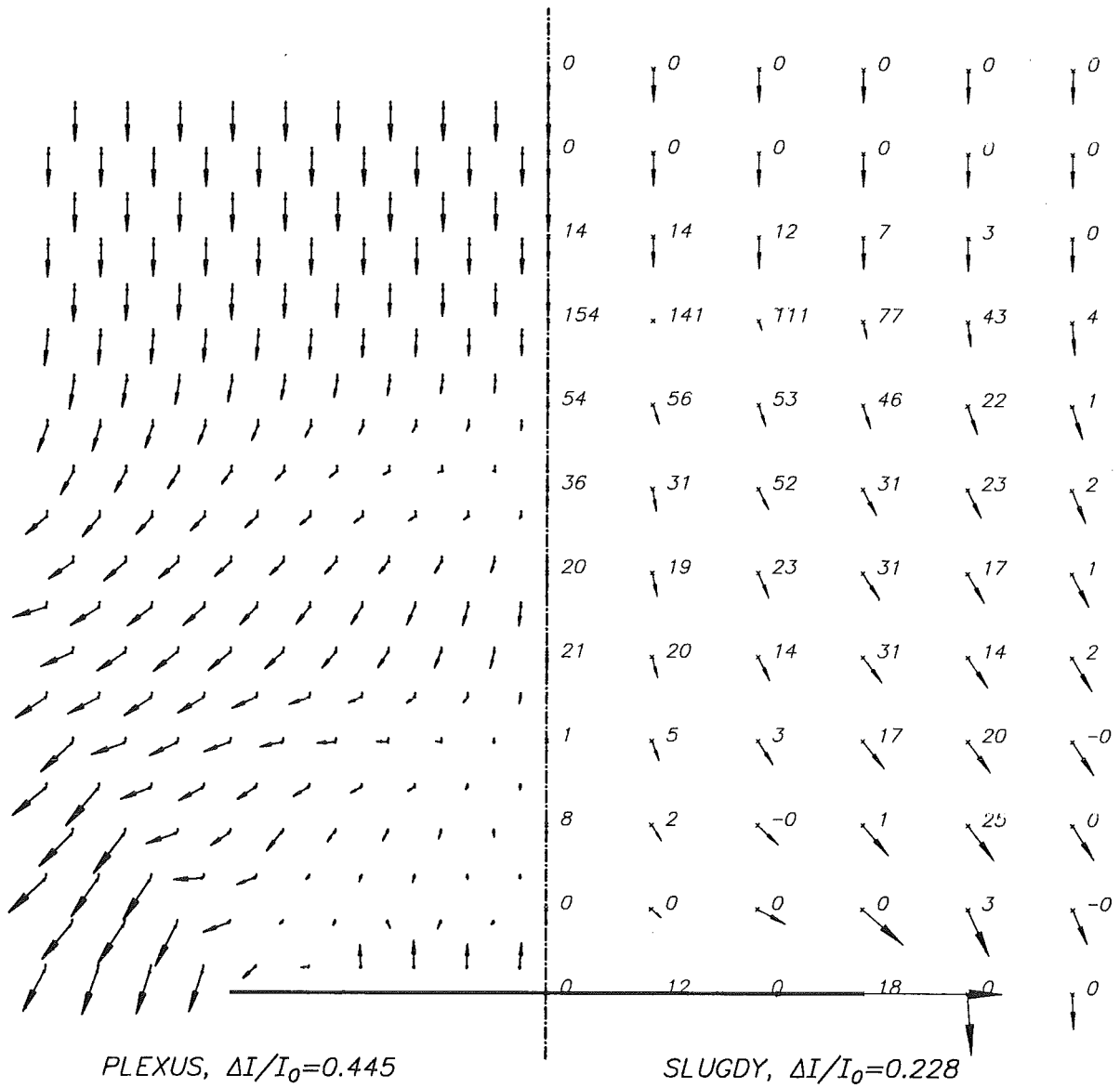


Bild 13: Comparison of the velocity fields from PLEXUS and SLUGDY for $46\mu s$ after the begin of the impact on the small target.

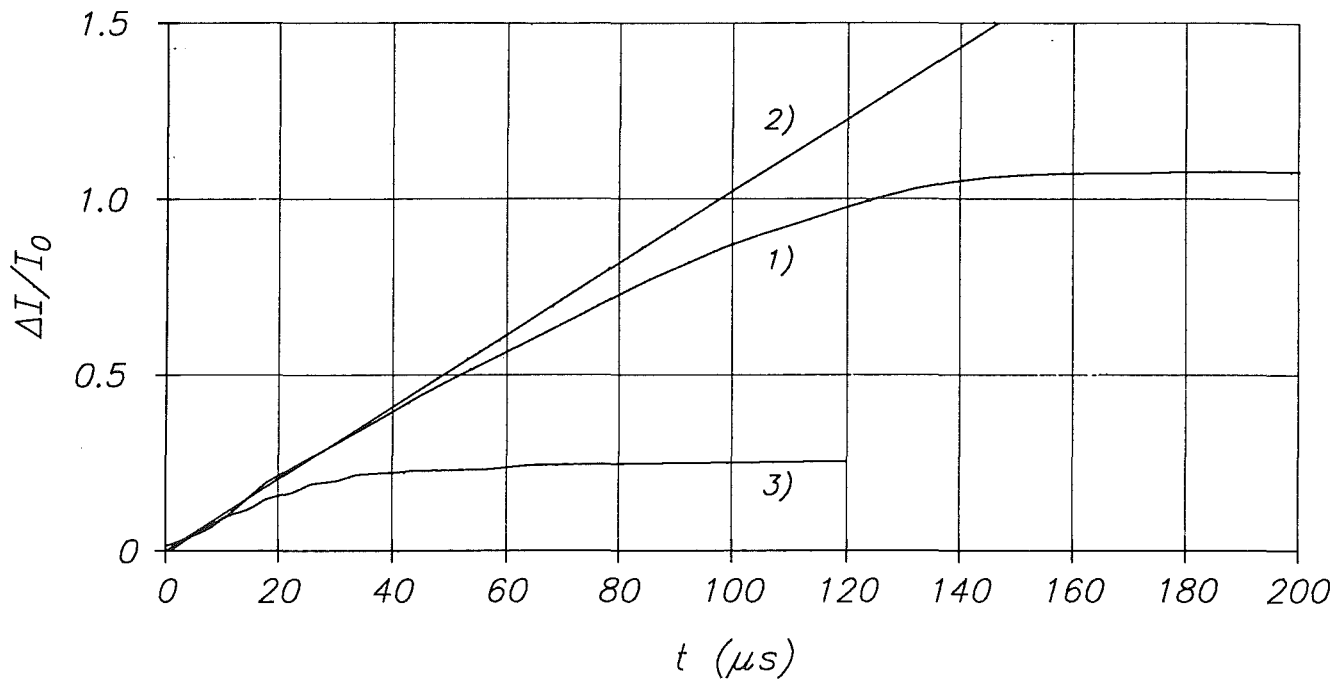
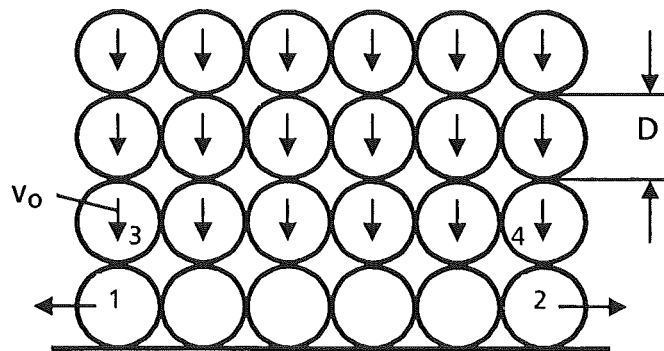


Bild 14: Change of momentum during the impact of a plane compressible water slug on a rigid small target.

- 1) Result of PLEXUS.
- 2) Momentum due to 'acoustic' impact pressure, assumed to be constant over time and area: $\Delta I = \rho * c * v * A_{slug} * t$
- 3) Result from the non-linear Finite-Difference-model SLUGDY.



Alle Kugeln der ersten Reihe verlieren beim Aufprall ihre Vertikalgeschwindigkeit. Dadurch baut sich in der ersten Reihe ein Druck auf, der die beiden äußersten Kugeln dieser Reihe (Kugeln 1 und 2) auf eine Geschwindigkeit von ca. $v = 30 \text{ m/s}$ beschleunigt (Wert aus Bild 5). Die Druckwelle läuft sehr viel schneller mit der Schallgeschwindigkeit von $c = 1500 \text{ m/s}$ weiter in den Slug hinein. In der Zeitspanne, in der die Druckwelle nach dem Weg D die zweite Kugelreihe erreicht und dort die beiden äußersten Kugeln (Kugeln 3 und 4) beschleunigt, sind die beiden ersten Kugeln 1 und 2 nur um die kleine Distanz von etwa $D \cdot v/c = D/50$ verschoben. Folglich müssen auch die Kugeln 3 und 4 vollständig ihre Vertikalgeschwindigkeit verlieren und können nur radial nach außen beschleunigt werden. Diese Überlegungen gelten auch noch für einige weitere Kugelreihen.

Mit diesem Effekt kann man das Zerspritzen des Pfropfens in PLEXUS erklären. Dieser Effekt ist unabhängig von der Größe der Kugeln (s. auch Bild 2, Diskretisierungseinfluß). Also folgt:

Das Kugelmodell konvergiert nicht gegen das Kontinuumsmodell, wenn der Kugelradius gegen Null geht.

Dies wirft aber - wenn man an Kugeldurchmesser in der Größe von Moleküldurchmessern denkt - die Frage auf, ob eine reale Flüssigkeit unter diesen Bedingungen als Kontinuum behandelt werden darf.

Vergleich mit Messungen aus dem Versuchsprogramm FLIPPER

In den Versuchen FLIPPER [2] schlägt ein Fallgewicht auf einen Wasservorrat, der dadurch beschleunigt wird und dann seinerseits auf ein plastisch verformbares Hindernis trifft (Bild 15). In einigen Versuchen war das deformierbare Hindernis

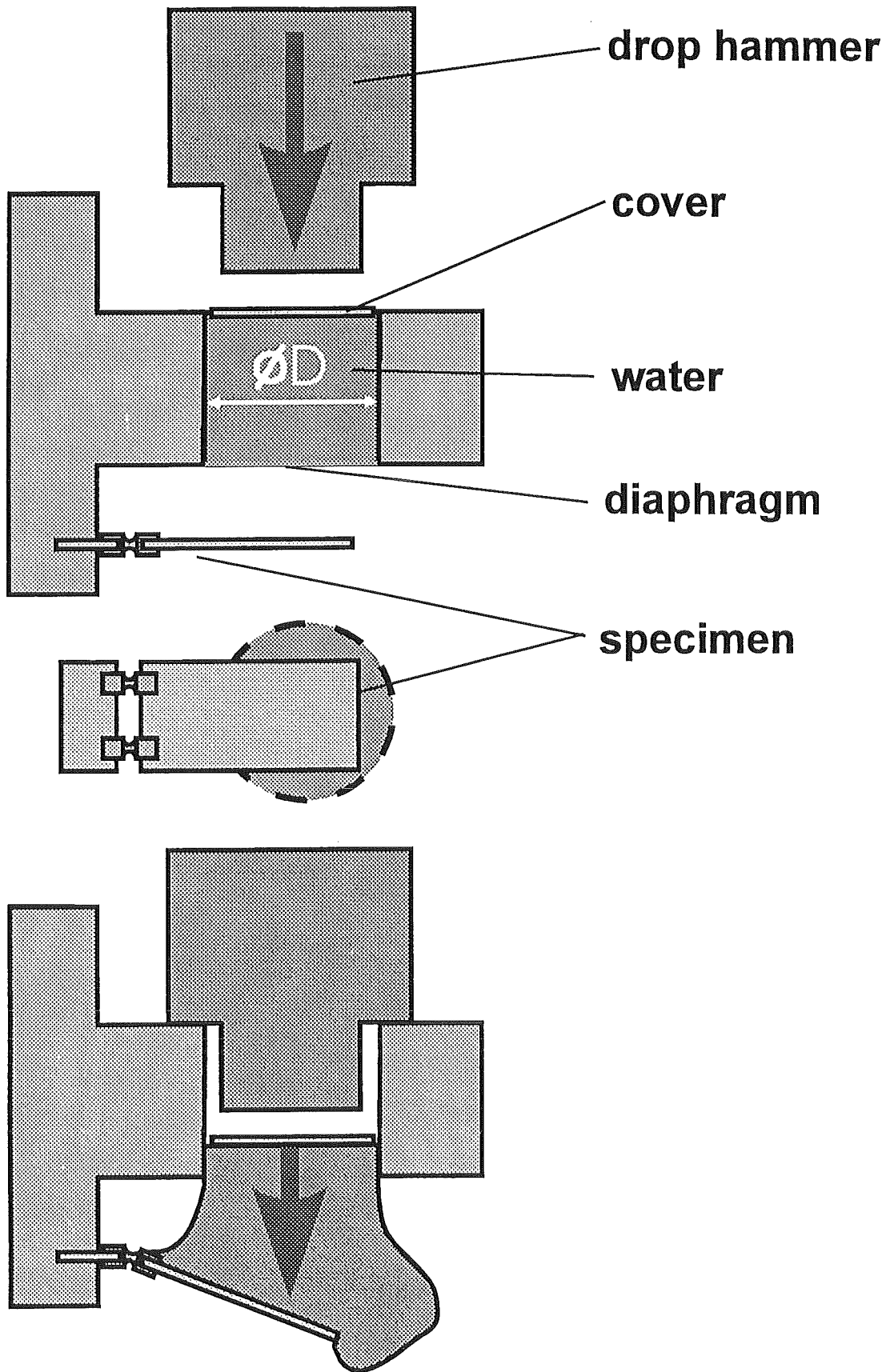


Bild 15: Schematic view of the experimental set-up FLIPPER {2}.
In some of the experiments the yielding target was replaced by a stiff plate, supported by force transducers, thus allowing for a measurement of the impact forces.

durch eine gleich große steife Platte ersetzt, die an drei Stellen unterstützt war. In die drei Stützen waren Kraftmeßsonden integriert, so daß die Kräfte gemessen werden konnten, die beim Aufprall des Slugs auf das nun starre Hindernis auftraten.

Bild 16 zeigt die Anfangsphase des Kraft-Zeit-Verlaufes mit einer zeitlichen Auflösung von $10 \mu\text{s}$ (= Abtastrate).

Bild 17 zeigt die daraus durch Integration gewonnene Kurve für den übertragenen Impuls. Nimmt man für den Aufprall des Fallgewichtes auf den Wasservorrat einen elastischen Stoß an, dann läßt sich für den Wasserpfropfen ein Anfangsimpuls von $I_0 = 8.3 \text{ Ns}$ errechnen. Daraus ergibt sich eine Slug-Geschwindigkeit von rund 12 m/s , deren Größenordnung in Filmaufnahmen bestätigt wurde [2].

Mit diesen Daten zeigt Bild 17, daß rund $1/3$ des Anfangsimpulses des gesamten Slugs auf das kleinere Hindernis (60 % der Slug-Fläche) übertragen wird. Die Impuls-Übertragungszeit ist mit 17 ms sehr lang. Sie liegt bei 300 Wellenlaufzeiten oder beim doppelten der Zeit, die der ungestörte Slug benötigen würde, um eine Gesamtlänge weiter zu fliegen (88 mm bei 10 m/s sind 8.8 ms). Diese Überlegungen zeigen, daß nun Schockwellenphänomene bei der Impulsübertragung keine Rolle mehr spielen. Vielmehr ist hier die Impulsübertragung durch Strömungskräfte beherrscht, deren Größenordnung durch $\rho \cdot v^2$ (anstelle von $\rho \cdot c \cdot v$) gegeben ist. In Bild 17 ist die Gerade eingezeichnet, die sich für die Impulsübertragung ergibt, wenn der Druck von $p = \rho \cdot v_0^2 \approx 1 \text{ bar}$ konstant auf das Hindernis einwirken würde. Die sich so ergebende Kraft beträgt $F = \rho \cdot v_0^2 \cdot A_{\text{Target}} = 604 \text{ N}$. Dieser Wert paßt sehr gut zu dem Kraft-Zeit-Verlauf in Bild 16.

Bild 18 schließlich zeigt die normierte Impulsübertragung für die betrachteten drei Fälle. (Damit die Lösungen von PLEXUS und SLUGDY in dem Diagramm erkennbar werden, wurde deren Zeitskala mit 50 multipliziert.)

Zusammenfassung

In diesem Bericht wird der Aufprall eines Wasser-Slugs auf ein starres Hindernis untersucht. Die zwei vorgestellten rechnerischen Lösungen und das experimentelle Ergebnis widersprechen einander deutlich:

- Nach dem Kugelhaufenmodell in PLEXUS werden mehr als 100 % des Anfangsimpulses innerhalb von 2.5 Wellenlaufzeiten übertragen. Die Impuls-

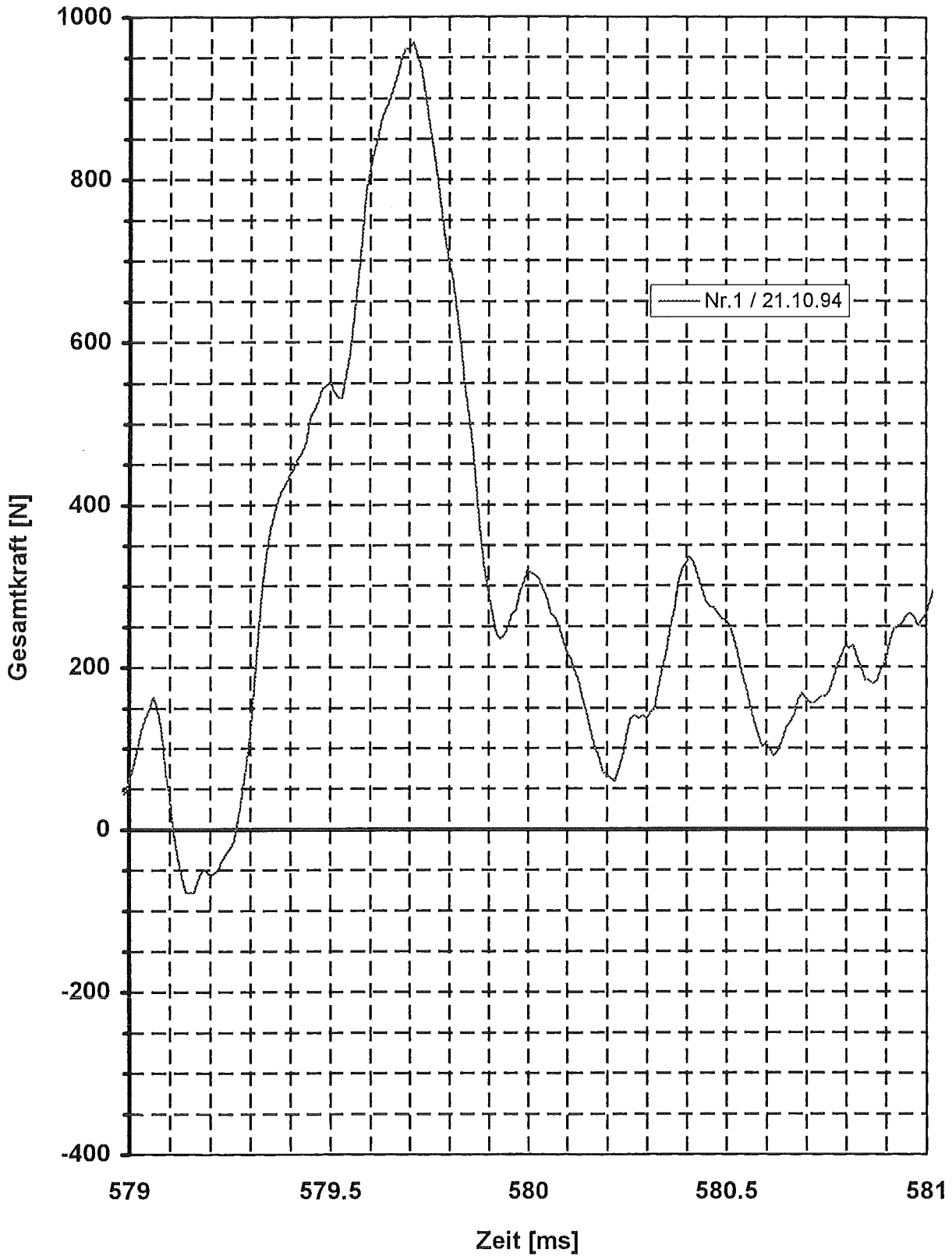


Bild 16: Forces during the impact of a slug of water on the small target, measured in the experimental set-up FLIPPER {2}.

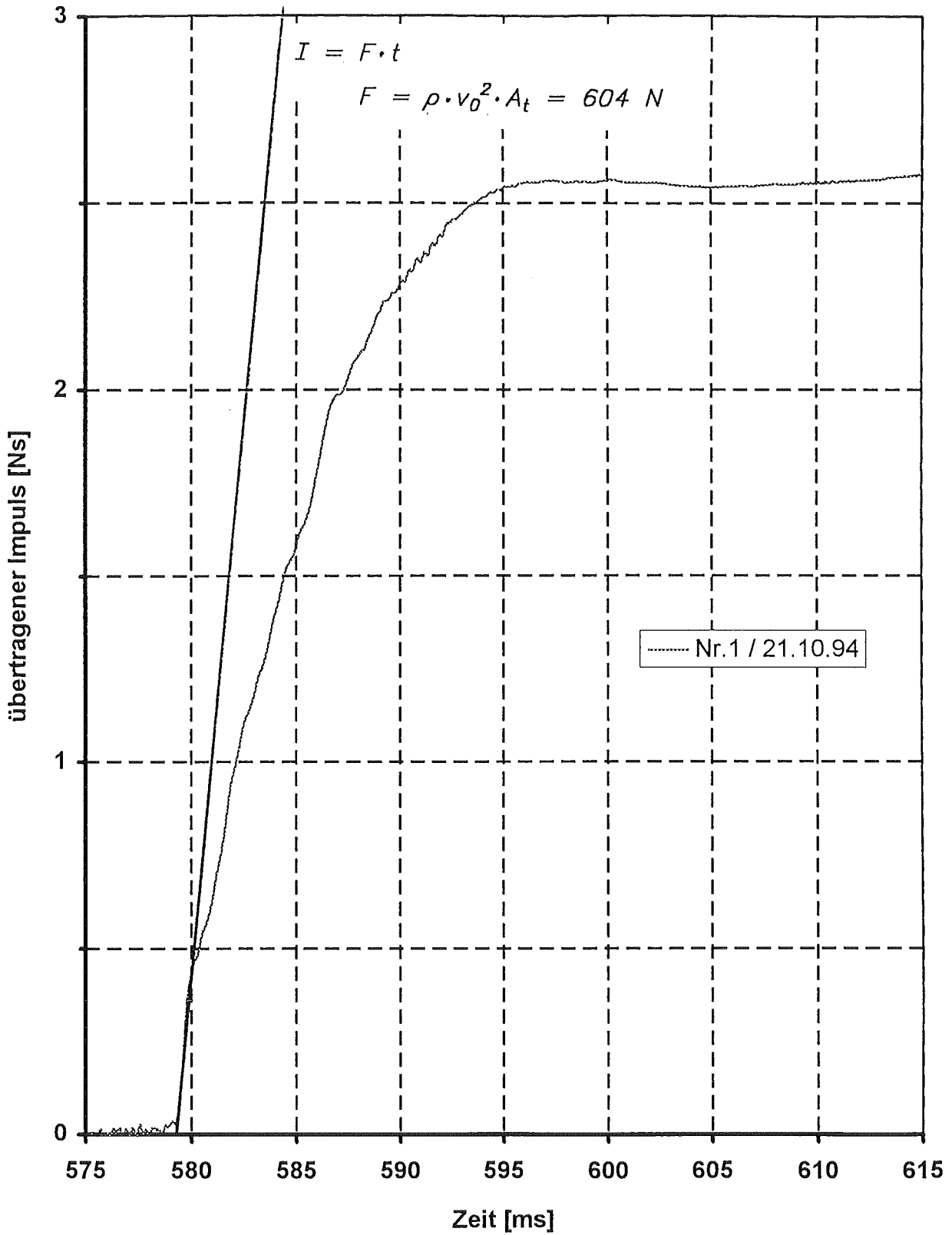


Bild 17: Change of momentum during the impact of a slug of water on the small target, measured in the experimental set-up FLIPPER {2}.

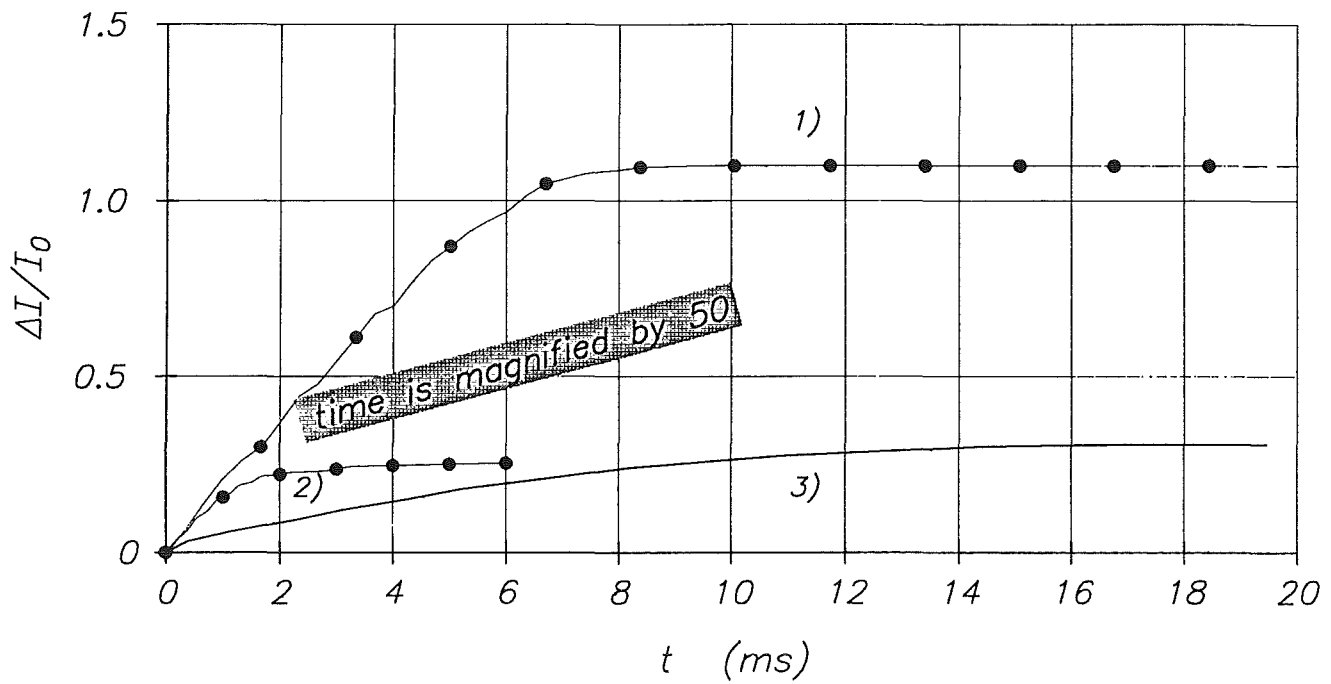


Bild 18: Change of momentum during the impact of a plane compressible water slug on a rigid small target.

For curves ●—● time is magnified by 50.

1) Result of PLEXUS.

2) Result from the non-linear Finite-Difference-model SLUGDY.

3) Measurement in the experiments FLIPPER.

übertragung ist von Schockwellen beherrscht mit Drücken von $p = \rho \cdot c \cdot v = 150$ bar.

- Nach der Lösung der Kontinuumstheorie werden (beim kleineren Hindernis) 30 % des Anfangsimpulses innerhalb einer Wellenlaufzeit übertragen. Dieser Vorgang wird ebenfalls von Schockwellen mit Drücken von $p = \rho \cdot c \cdot v = 150$ bar beherrscht. Die Übertragung des Restimpulses würde sehr lange dauern und nur noch vergleichsweise geringe Kräfte hervorrufen.
- Nach dem FLIPPER-Versuch werden nur rund 30 % des Impulses übertragen. Dies geschieht sehr langsam und wird von Strömungskräften mit Drücken von $p = \rho \cdot v^2 \approx 1$ bar beherrscht.

Es ergab sich ferner, daß das Kugelhaufenmodell in PLEXUS nicht gegen das Kontinuumstheoretische Modell konvergiert, wenn der Kugelradius gegen Null geht.

Referenzen

- [1] A new Method for the Treatment of Impact and Penetration Problems. H. Bung, P. Galon, M. Lepareux, A. Combescure. SMIRT 12, (1993), Paper B02/1.
- [2] Similarity of Fluid-Structure-Impact Problems. First Results of the Experiment FLIPPER. Th. Stach, IRS-Bericht 32.12.06, Jan. 1995 .

32.21.07 Analysen zum Containmentverhalten

- I. CONTAIN-Rechnungen
 (W. Scholtyssek, INR)

Abstract:

In the first phase of a benchmark comparison, the CONTAIN code was used to calculate an assumed EPR accident „medium-sized leak in the cold leg“, especially for the first two days after initiation of the accident. The results for global characteristics compare well with those of FIPLOC, MELCOR and WAVCO calculations, if the same materials data are used as input. However, significant differences show up for local quantities such as flows through leakages.

1. Benchmarkrechnungen zum EPR

Von Siemens-KWU war eine Benchmark-Übung vorgeschlagen worden zum Vergleich von Rechenergebnissen der integralen Störfallanalysecodes FIPLOC (Ersteller: GRS), MELCOR (SNL), WAVCO (Siemens) und CONTAIN (SNL). In der ersten Phase der Übung wurde insbesondere das thermohydraulische Verhalten untersucht, das sich im EPR-Containment bei einem schweren Störfall mit dem Auslöser „Mittleres Leck im kalten Strang“ ergibt. Von Siemens wurden die geometrischen Daten des Containments sowie Daten für Stoff- und Energiequellen, die den primären Quellterm simulieren, bereitgestellt.

Das INR beteiligte sich an dem Benchmark mit Rechnungen, die mit einer Workstation-Version des Codes CONTAIN 1.12 auf einer IBM R6000 durchgeführt wurden. Die Containmentmodellierung für CONTAIN erfolgte weitergehend nach dem Siemensvorschlag bis auf geringe Abweichungen, die auf die Ergebnisse aber einen vernachlässigbaren Einfluß haben dürften. Für die Rechnung wurden Standard-CONTAIN-Modelle, Wärmeübergangskorrelationen und Stoffwerte verwendet. Eine Ausnahme wurde in bezug auf die Nachzerfallsleistung gemacht. CONTAIN verwendet das ANSI-Modell (1979), das gegenüber den von Siemens angegebenen Nachzerfallswerten etwa 10 % niedriger liegt. Die Nachzerfallsleistung in CONTAIN wurde an die Siemenskurve angepaßt, da die freigesetzte Wärme eine wesentliche Rolle bei der thermohydraulischen Entwicklung spielt.

Die CONTAIN-Resultate wurden mit Ergebnissen von Siemens-Rechnungen mit den Codes FIPLOC, MELCOR und WAVCO verglichen. In den ersten Vergleichsrunde wurden große Differenzen zwischen den Codeergebnissen gefunden. So betrug z.B. der Druck im Containment 2 Tage nach Störfallbeginn ca. 0.8 MPa in der CONTAIN-Rechnung und 1.3 MPa in der MELCOR-Rechnung. Die Unterschiede konnten auf die Verwendung verschiedener Stoffwerte, insbesondere der Wärmeleitfähigkeit des Betons, zurückgeführt werden. Solche Stoffwerte sind in einigen Codes in internen Bibliotheken vorhanden. So beträgt z.B. der von CONTAIN vorgegebene Wert der Wärmeleitfähigkeit des Betons ca. $2.4 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, während in MELCOR $1 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ dafür angesetzt sind. Bei Verwendung gleicher Stoffwerte wird für globale Größen wie z.B. den Containmentdruck gute

Übereinstimmung zwischen den Codes erzielt (Abb. 1). Bei lokalen Daten, z.B. Temperaturen, sind weiterhin signifikante Differenzen vorhanden, insbesondere zu Beginn der Störfallphase. Die Leckrate aus dem Containment in den Ringspalt wird ebenfalls von den Codes sehr unterschiedlich berechnet (Ab. 2). Es ist zu erwarten, daß sich ähnliche Unterschiede für den Quellterm ergeben, da er direkt proportional zur Volumenleckrate ist.

Die Benchmark-Übung soll fortgesetzt werden mit einer Untersuchung des Aerosolverhaltens im EPR bei einem schweren Störfall.

2. Ankopplung des Iodchemieprogramms IMPAIR an CONTAIN

Das von PSI entwickelte Iodchemieprogramm IMPAIR, das die Aufteilung des Iodinventars in der Unfallatmosphäre und im Sumpf auf flüchtige und nichtflüchtige Spezies berechnet, benötigt als Eingabeinformation umfangreiche thermohydraulische und Aerosoldaten, die zum Beispiel mit dem integralen Störfallanalysecode CONTAIN gewonnen werden können. Zur automatisierten Datenübergabe wurde das FORTRAN-Programm CONTI erstellt, dessen Funktionen schematisch in Abb. 3 dargestellt sind. Alle eingehenden Daten werden zentral in Tabellen abgespeichert, wobei die Daten vom benutzererstellten CONTI-Ein- und Ausgabefile, oder von externen oder internen Modellen angeliefert werden. Als Ausgabe erstellt CONTI die von IMPAIR benötigten Eingabefiles. Durch die modulare Struktur ist das Programm CONTI extrem flexibel und geeignet als Schnittstelle auch für andere Codes, z.B. für MELCOR oder RELAP.

Die Einsatzfähigkeit des CONTAIN-CONTI-IMPAIR-Systems wurde anhand von Quelltermrechnungen für einen Kernschmelzunfall im EPR demonstriert. Die Berücksichtigung der chemischen Vorgänge im Containment führt dabei zu einer Reduzierung der Freisetzung von elementarem Iod um mehrere Zehnerpotenzen, was auf Sorptionsvorgänge an den Wänden und auf chemische Reaktionen mit darauf angebrachten organischen Farben zurückgeführt werden kann.

Folgende Schwierigkeiten traten bei den durchgeführten Demonstrationsrechnung auf: IMPAIR kann zwar formal Zellsysteme mit komplexen Zellverbindungen berechnen. Die Massenbilanzen werden aber nur dann geschlossen, wenn die Darstellung von Raumsystemen in Form einer linearen Zellverkettung erfolgt und Massenströme

(Überströmungen, Leckagen) in der Richtung verlaufen, die durch die Reihenfolge der Zellen definiert ist. Die Definition des IMPAIR-Zellmodells muß also so erfolgen, daß der Ort der primären Iodfreisetzung in der ersten Rechenzelle erfolgt und daß die Rechensequenz in Richtung der Massenströme erfolgt. In realen Raumsystemen können aber Strömungslöops auftreten, oder es können Flüssigkeiten und Gase verschiedene Strömungsrichtungen haben, z.B. Dampfeinströmung ins Containment und Rückfluß von Kondensat. Deshalb entstehen Unsicherheiten bei der Übertragung komplexer Geometrien und Strömungsverhältnisse, wie sie im EPR-Containment auftreten und von CONTAIN modelliert werden können, auf die vereinfachte Geometrie des IMPAIR-Codes.

Die Rückkopplung von der Iodchemie auf die Thermohydraulik und die Aerosolphysik ist bei der gegenwärtigen Form der CONTAIN-IMPAIR-Kopplung nicht direkt möglich. Bei verschiedenen Prozessen können Rückkopplungen jedoch von Bedeutung sein. So ist z.B. bei Resuspensionsvorgängen aus dem Sumpf, die die Aerosolbelastung der Containmentatmosphäre langfristig bestimmen, die Kenntnis der Spezieszusammensetzung wichtig.

Es wird deshalb als nächste Ausbaustufe angestrebt, eine Einzellenversion von IMPAIR in den CONTAIN-Code zu integrieren. IMPAIR soll die Verteilung der chemischen Spezies für den CONTAIN-Rechenzeitschritt und individuell für jede Zelle berechnen, während CONTAIN mit den verfügbaren Transportmodellen die Aufteilung des Iodinventars auf die Zellen bearbeitet.

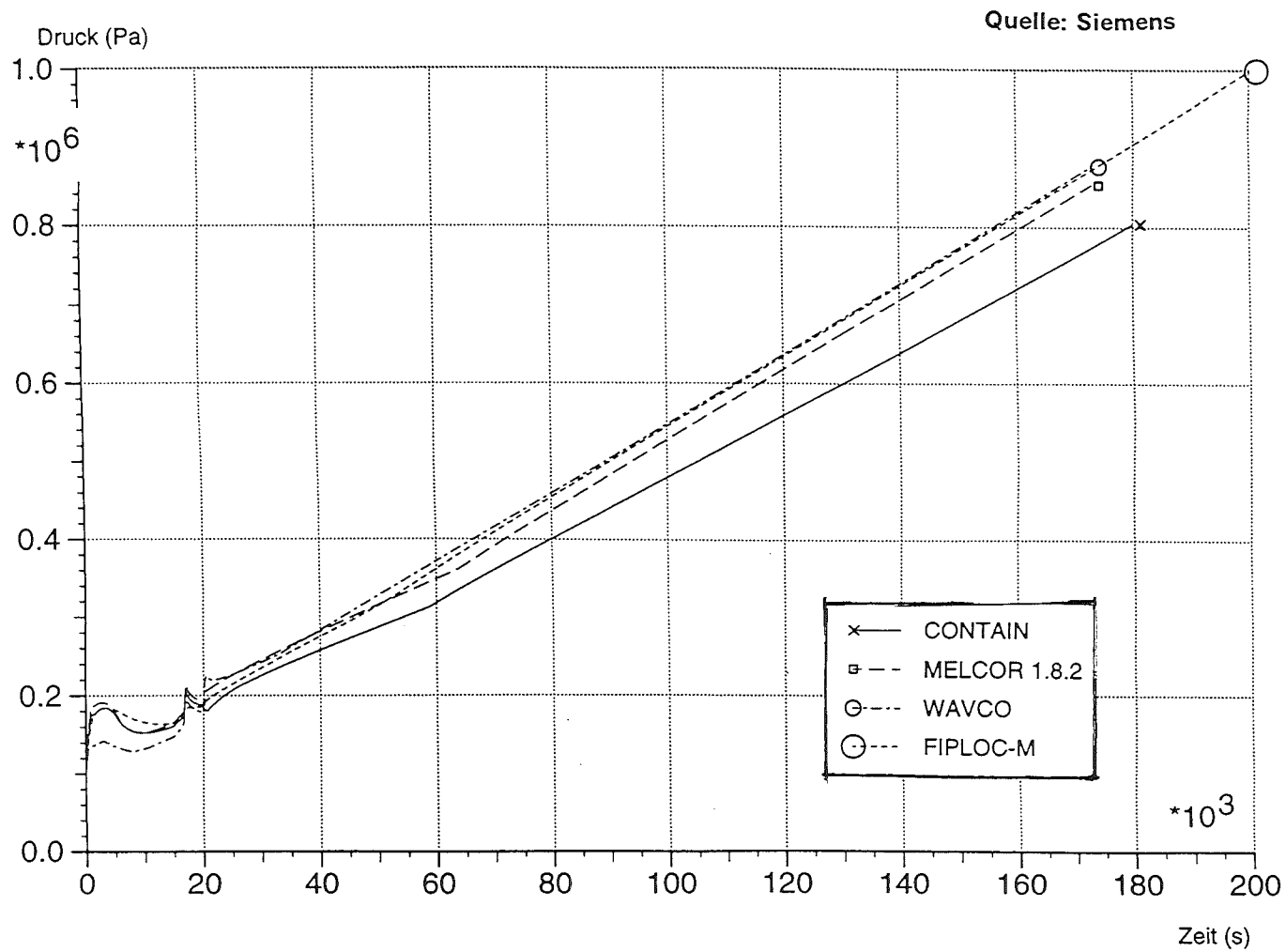


Abb. 1 Druckverlauf im Containment

EPR-Benchmark: Mittleres Leck im kalten Strang

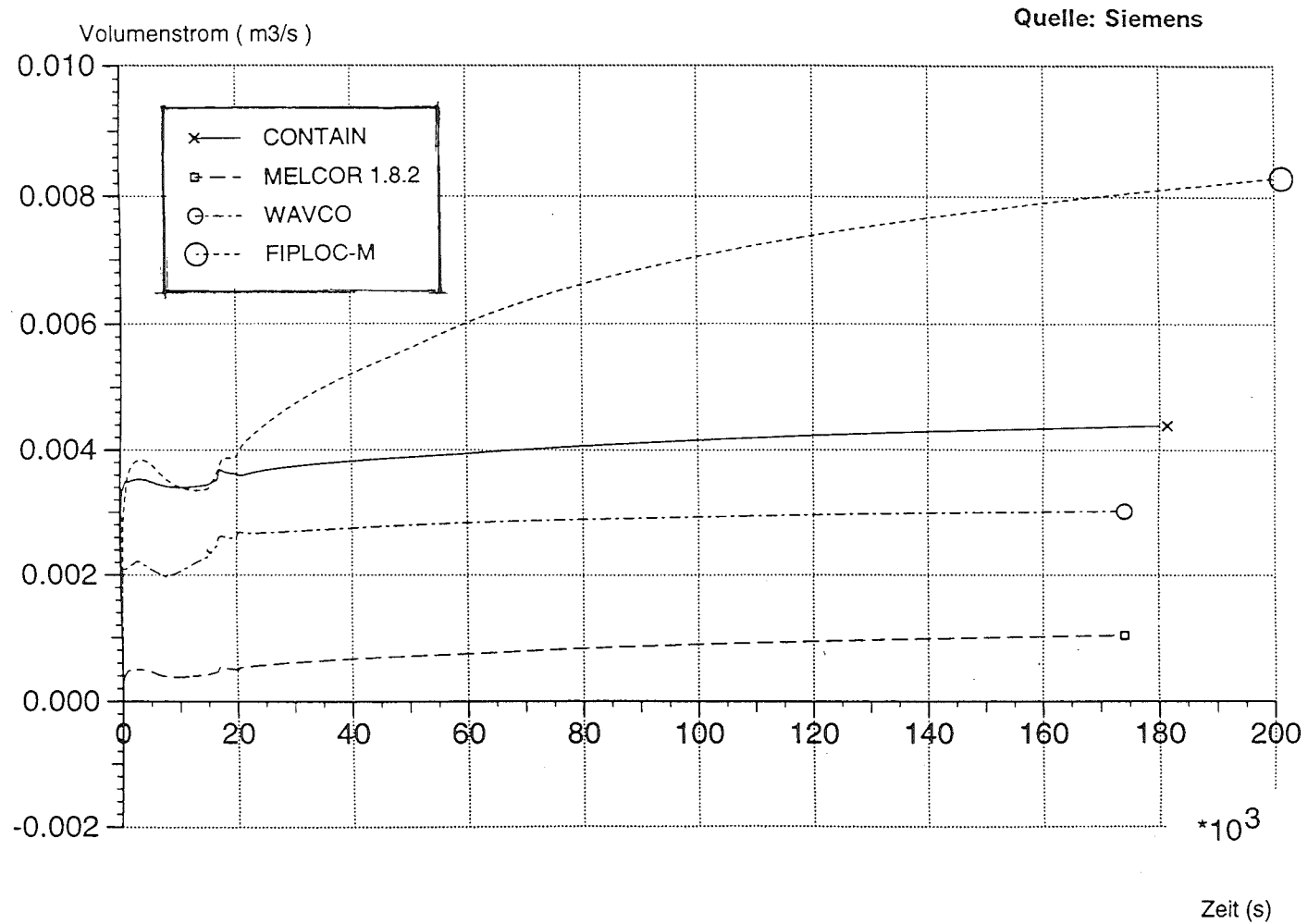


Abb. 2 Leckstrom vom Containment in den Ringspalt

EPR-Benchmark: Mittleres Leck im kalten Strang

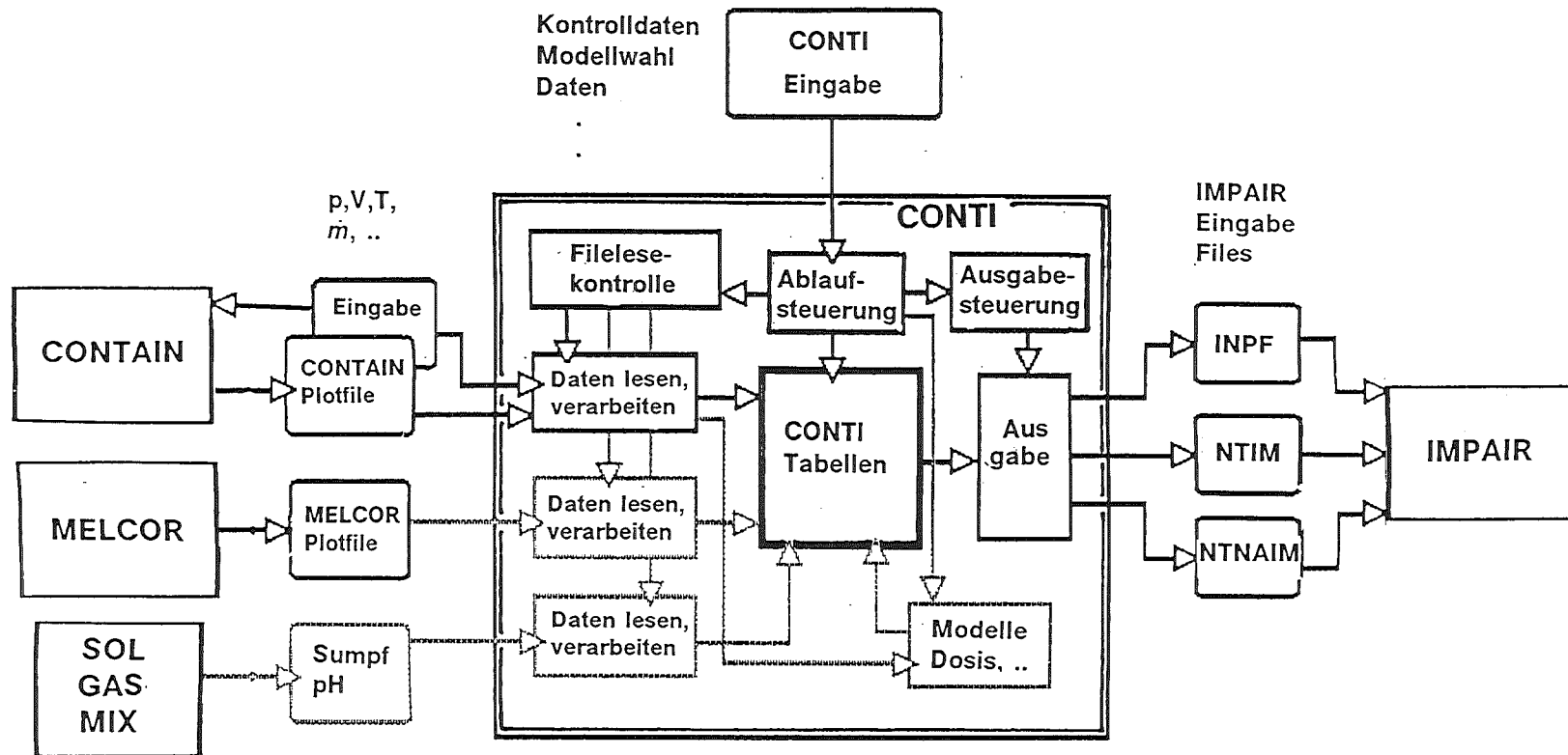


Abb. 3 Die Funktionen des Interfaceprogramms CONTI

(schwarz: vorhandene, grau: geplante Moduln)

II. Analyse des primären Quellterms bei Kernschmelzunfällen mit MELCOR 1.8.2 (P. Schmuck, INR)

Abstract:

The MELCOR code describing accident phenomena in the core and primary systems was used for source term calculations and - in the context of the MELCOR Cooperative Assessment Programme - for studying two-phase flows through components such as valves and chokes.

Results of the latter studies in comparison to experiments gave hints for an improved calculation of momentum transfer between the phases.

Die Arbeiten zu diesem Thema konzentrierten sich im Berichtszeitraum auf den EPR. Von der Firma Siemens/KWU wurden Roh-Anlagedaten (in Form von Skizzen, Datenblättern und MAAP und RELAP Datenfiles) für den EPR übergeben, aus welchen eine MELCOR-Eingabe erstellt wurde. Die erarbeiteten Eingabedaten beschreiben den EPR-Reaktorkern und die Einbauten des Druckbehälters. Die Daten wurden soweit möglich getestet, z.B. mit MELCOR Blowdown-Rechnungen für ein mittleres und grosses Leck und im Oktober 1994 an KWU zur Weiterverarbeitung übergeben. KWU wird damit parametrische Quelltermstudien durchführen, zunächst zum Wasserstoff-Quellterm. KWU betreibt zu diesem Zwecke eine vom INR getestete und verteilte Workstation-Version des MELCOR-Codes, sodaß ein direkter Austausch und Vergleich von Eingabedaten und Ergebnissen möglich ist. Anfang 1995 wird am INR eine vollständige MELCOR-Darstellung des EPR Primärsystems erarbeitet werden.

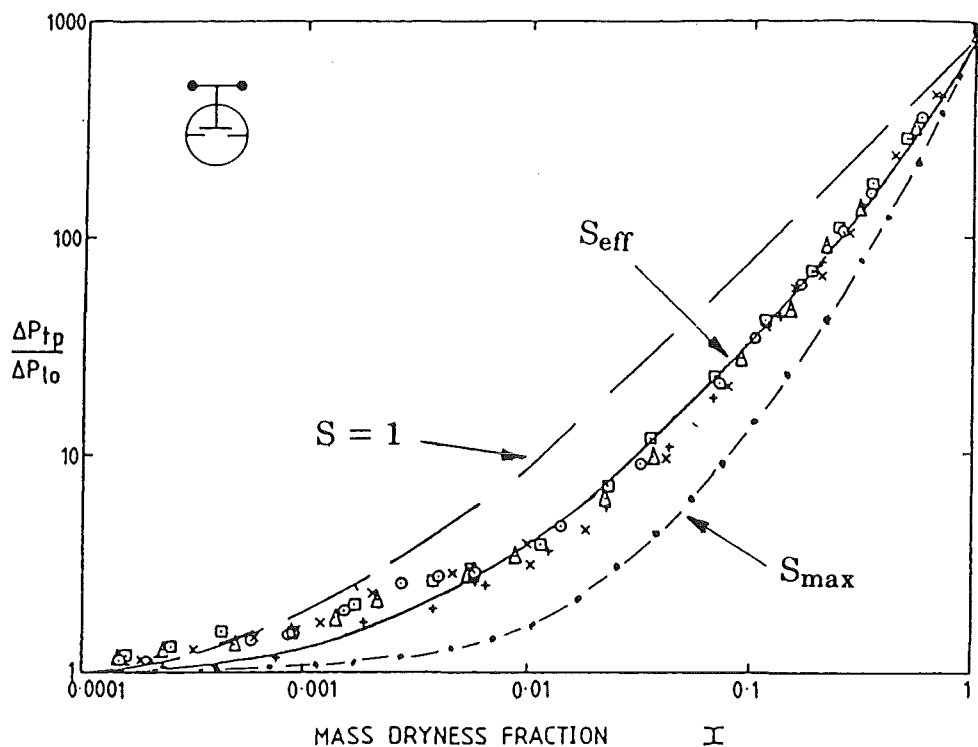
In der internationalen MCAP (= MELCOR Cooperative Assessment Programme) Gruppe wurde an der Validierung des MELCOR Strömungsmodells mitgearbeitet. Insbesondere wurden Zweiphasenströmungen in Rohrleitungen beim Einbau von Komponenten (z.B. von Ventilen und Drosseln) untersucht und dabei der Frage des Einflusses der Massenstromdichte und Dampfqualität auf die Druckänderungen an Einzelkomponenten nachgegangen.

Abbildung 1 zeigt einen Vergleich zwischen MELCOR-Rechnungen und Experimenten für ein Kugelventil bei verschiedenen Dampfqualitäten. Wenn man den Impulsaustausch zwischen den Phasen richtig modelliert — er ist im wesentlichen durch die Dichte- und Geschwindigkeitsunterschiede von Wasser und Luft und deren relative Volumenanteile bestimmt —, ergibt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen MELCOR-Rechnungen und den experimentellen Werten. Der bei stationärer Strömung dabei sich ergebende Schlupf wird in der Abbildung 1 als S_{eff} bezeichnet.

Die bei diesen Arbeiten gewonnenen Erkenntnisse und Erfahrungen wurden als 'User Guidelines' schriftlich dem MCAP-Koordinator übergeben, sodaß sie auch anderen interessierten MELCOR-Benutzern zur Verfügung stehen.

ABBILDUNG 1:

Vergleich zwischen experimentellen Daten (dargestellt durch die Symbole \times , Δ , \odot u.a.) und MELCOR Rechenergebnissen (mit verschiedenen Werten des Schlupfs S zwischen der flüssigen und gasförmigen Phase) für ein Kugelventil. Dargestellt ist die normierte Druckänderung am Ventil als Funktion der Qualität der Zweiphasenströmung. Experimentellen Punkten mit unterschiedlichen Symbolen entsprechen dabei unterschiedliche Öffnungen des Ventils. Die Wasser/Luft Experimente wurden von Fairhurst durchgeführt (Proceedings of the Intl. Conf. on 'Physical Modeling of Multiphase Flow', Coventry, England, April 19-21, 1983, S. 1-24).



32.21.08 Anlageninterner Notfallschutz (Accident Management)

- I. Ereignisablaufanalyse kernzerstörender Unfälle
(W. Hering, Ch. Homann, W. Sengpiel, D. Struwe, IRS;
Ch. Messainguiral, CEA)

Abstract:

The theoretical studies of the behavior of a PWR core in a meltdown accident are focused on hydrogen release, materials redistribution in the core area including forming of an oxide melt pool, quantity of melt and its composition, and temperatures attained by the RPV internals (esp. in the upper plenum) during the accident up to the time of melt relocation into the lower plenum.

The calculations are done by the SCDAP/RELAP5 code. For its validation selected CORA results and Phébus FPTO results have been used.

Einleitung

Am IRS werden theoretische Untersuchungen des Verhaltens der Komponenten innerhalb des RDB eines Druckwasserreaktors bei einem Kernschmelzunfall durchgeführt. Das verwendete Rechenprogramm SCDAP/RELAP5 muß hierzu alle wichtigen thermo-fluiddynamischen und chemisch-physikalischen Prozesse innerhalb des Primärsystems nachbilden, beginnend mit der Blowdown-Phase bei einem Kühlmittelverlustunfall bis hin zur Bildung eines Schmelzepools im Corebereich, Versagen der den Pool einhüllenden und tragenden Kruste erstarrten Materials und Verlagerung der Coriumschmelze in das untere Reaktorplenum. Zur Überprüfung der Modellannahmen und ihrer Realisierung in SCDAP/RELAP5 werden Rechnungen zu ausgewählten CORA- und PHEBUS FP-Experimenten durchgeführt.

Die CORA-Experimente decken nur den Beginn eines Kernschmelzunfalles ab mit maximalen Brennstofftemperaturen bis zu 2500 K (sogenannte frühe Phase). Der bisher durchgeführte Test PHEBUS FPT0 ging darüber hinaus. Im Experiment wurden Temperaturen innerhalb des Testbündels um 3000 K erreicht, die zur Bildung eines Schmelzepools aus Brennstoff und oxidiertem Zry der Hüllrohre und dessen Verlagerung in den unteren Bündelbereich führten. Die Nachrechnung dieses Experiments erlaubt somit auch die Modellierung des Übergangs von der frühen Phase, die durch noch weitgehend erhaltene Bündelgeometrie gekennzeichnet ist, in die späte Phase, in der ein Schüttbett und ein Schmelzepool entstehen können. Erkenntnisse, die auf bisherigen Rechnungen zum DWR-Kernschmelzunfall beruhen, besagen, daß diese Übergangsphase des Kernschmelzunfalls, die in axialer Richtung durch den Kern wandert, wesentlich für die Bestimmung des Wasserstoffquellterms, der Materialumverteilung und der Schmelzezusammensetzung beim Verlagern der Schmelze ins untere Plenum ist.

Im folgenden werden Ergebnisse erster Rechnungen zu einem Kühlmittelverlustunfall des EPR als Folge eines angenommenen 0.5F-Bruches im kalten Strang

einer Primärkühlmitteleitung sowie Ergebnisse von Nachrechnungen des Experiments PHEBUS FPT0 vorgestellt und diskutiert.

Rechnungen zu einem Kernschmelzunfall des EPR

Von Siemens/KWU wurde ein vorläufiger Eingabedatensatz für RELAP-Analysen des EPR einschließlich der Primär- und Sekundärkreisläufe übernommen. Dieser Eingabedatensatz wurde um die SCDAP-Eingabe für Kernschmelzunfallanalysen erweitert; Abb. 1 zeigt ein Nodalisierungsschema, wie es für die Unfallanalysen zugrundegelegt wurde. In diesem Fall ist der Kern in 5 parallele Strömungskanäle (Volumina 11 bis 51) und einen Bypasskanal (Volumen 91) eingeteilt. Für schnelle Parameterstudien und zur Überprüfung von Modellen ist auch eine einkanalige Version (plus Bypasskanal) im Einsatz, die jedoch aufgrund der bisherigen Erfahrungen den Anforderungen nicht vollständig genügt und deshalb durch eine zweikanalige ersetzt wird.

In Abb. 2 ist ein Querschnitt durch das Core mit der Einteilung in 5 radiale Strömungskanäle dargestellt: Der innere Kanal besteht aus 9 Brennelementen, der zweite aus 36 Brennelementen, die nächsten aus 64, 76 und 56 Brennelementen. Die Anzahl von Brennelementen mit Absorberstäben in jedem Kanal ist in der Tabelle angegeben, ebenso die radialen Leistungsformfaktoren der Brennstäbe in den 5 Kanälen für zwei Abbrandzustände.

Abb. 3 zeigt die Nodalisierung des Cores, des Downcomer sowie der unteren und oberen Plenumbereiche (s. auch Abb. 1). Die 5 Kanäle der Kernzone sind in 12 axiale Zonen eingeteilt, die aktive Länge von 4200 mm reicht von Zone 2 bis 12, Zone 1 enthält leistungslose untere BE-Strukturen. Die Brenn- und Absorberstäbe in den Kernkanälen werden in den Rechnungen jeweils durch einen repräsentativen Brenn- und Absorberstab pro Kanal erfaßt.

Für die Analysen wurde die Programmversion SCDAP/RELAP5 mod 3.1 Rel. C auf Workstations vom Typ IBM RISC 6000 eingesetzt. Es wurden bisher ein 0.1F-Bruch und ein 0.5F-Bruch im kalten Strang - jeweils ohne Notkühlwassereinspeisung, d.h. auch ohne Akkumulatoren - untersucht. Im folgenden werden einige Ergebnisse für die Unfallsequenz bei einem 0.5F-Bruch diskutiert. Die gerechnete Unfalltransiente überdeckt in diesem Beispiel über einen Zeitbereich von 930 Sekunden die gesamte frühe Phase eines Kernschmelzunfalles bis zum Beginn der späten Phase. Die Rechnungen für die gesamte späte Phase mit Materialverlagerung in das untere Reaktorplenum sind noch nicht abgeschlossen.

Die Wärmeübergangsbedingungen in den Dampferzeugern wurden über sogenannte Tripsignale auf den Sekundärseiten so gesteuert, daß die Wärmeströme von der Primär- zur Sekundärseite bis 60 Sekunden nach Unfallbeginn auf Null abgesunken sind und von da an kein Wärmeaustausch mehr in den Dampferzeugern stattfindet.

Abb. 4 zeigt die zeitliche Entwicklung der Brennstabtemperaturen im radialen Corekanal 3. Nach ca. 750 Sekunden wird in Coremitte die eutektische Schmelztemperatur des Zirkon-Uran-Oxyd-Gemisches von ca. 2970 K erreicht, es entwickelt sich von dort ausgehend ein oxydischer Schmelzepool, der sich weiter in den unteren Corebereich verlagert.

In Abb. 5 ist der Temperaturanstieg in verschiedenen axialen Corebereichen für die radialen Corekanäle 1 bis 5 dargestellt. Die Temperatursprünge in den Zonen 2 und 4 werden durch das Wiedererstarren verlagertes (U-Zr-O)-Schmelzen auf den Brennstaboberflächen hervorgerufen. Die Temperaturplateaus nahe 3000 K spiegeln die Entstehung und axiale Verlagerung des oxydischen Schmelzepools wider. Der Schmelzepool hat sich in Kanal 3 am weitesten nach unten verlagert (s. Abb. 5 rechts oben). Die Temperaturtransienten zeigen nicht die steile Eskalationsphase infolge Hüllrohroxydation, wie sie z.B. in den CORA-Versuchen gemessen wurde (Temperaturgradienten um 10 K/s). Der Grund ist, daß im Fall des 0.5F-Bruches ohne Notkühlwassereinspeisung das Dampfangebot im Core für eine heftige Hüllrohroxydation zu gering ist, da bereits in der Blowdown-Phase das Wasser aus dem RDB weitgehend ausgetrieben bzw. durch die freigesetzte Speicherwärme ausgedampft wird.

Abb. 6 zeigt, daß der Wasserspiegel im RDB sehr schnell unterhalb des Cores absinkt, und Abb. 7 macht deutlich, daß die Dampfproduktion dort sehr gering ist. Abb. 8 und 9 zeigen beispielhaft für die Verhältnisse in Kanal 1, welche Massen an metallischem Zirkaloy pro Brennstab in geschmolzener Form freigesetzt und verlagert werden, so daß sich im unteren Corebereich (Zone 3, Höhe 0.5 m) ausgehende Blockaden wiedererstarteten metallischen Zirkaloy bilden, die dort auch noch während der Entstehung der oxydischen Schmelze in Coremitte bestehen bleiben. Die Entwicklung der Oxydschicht auf der Hüllrohroberfläche eines Brennstabes in Kanal 1 ist in Abb. 10 dargestellt; es wird im oberen Brennstabereich eine maximale Oxydschichtdicke von $\approx 55 \mu$ erreicht. Die geringe Zirkaloy-Oxydation hat eine geringe Wasserstoffproduktion im Core zur Folge. Abb. 11 zeigt die Wasserstoffproduktionsraten; die gesamte produzierte Wasserstoffmasse im betrachteten Zeitbereich liegt unter 100 kg. In Abb. 12 ist der "äquiva-

lente Radius" des entstehenden oxydischen Schmelzepools als Radius einer dem berechneten Schmelzevolumen äquivalenten Halbkugel angegeben. Die berechnete oxydische Schmelzemasse liegt bei 1100 kg bei einem Volumen von 1.3 m³.

Rechnungen zum Experiment PHEBUS FPT0

Versuchsbeschreibung

Das Experiment PHEBUS FPT0 war das erste von insgesamt sechs geplanten In-pile-Experimenten, die von CEA/IPSN im Rahmen eines europäischen LWR-Quellterm-Forschungsprogrammes durchgeführt werden. Wesentliches Ziel dieser integralen Experimente zur Simulation eines hypothetischen Kernschmelzunfall es ist die Klärung ungelöster Probleme

- (a) zu Spaltprodukt- und Aerosoltransport, -ablagerung, -resuspension sowie von chemischen Umwandlungsprozessen im Core, in den Komponenten des Primärsystems und im Containment;
- (b) zu den chemischen und physikalischen Vorgängen des Brennstabversagens und der damit einhergehenden Materialwechselwirkungen sowie der Materialverlagerung in der späten Phase des Unfallablaufes.

Der letztgenannte Aspekt des PHEBUS FP-Versuchsprogrammes wird in internationaler Zusammenarbeit mit Rechenprogrammen wie SCDAP/RELAP5 und ICARE begleitet. Nach dem FPT0-Test liegen an bündelrelevanten Meßdaten die Ergebnisse von Temperatur- und Wasserstoffmengenmessungen vor. Für Nachuntersuchungen wird das Bündel in axiale Segmente zerschnitten, die es erlauben werden, Aussagen zu lokalen Vorgängen der chemisch-physikalischen Materialwechselwirkungen und der Materialbewegungen zu machen. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen liegen noch nicht vor.

Abb. 13 zeigt einen Querschnitt durch das FPT0-Bündel. Es besteht aus 20 Brennstäben und einem zentralen Ag-In-Cd-Absorberstab, die umgeben sind von einem Shroud aus zwei wärmeisolierenden porösen ZrO₂-Schichten. Das Brennstabbündel wird stabilisiert durch zwei Zry-Abstandshalter und vier Zry-Versteifungsbleche (Stiffener) an der Shroudinnenseite; das ganze ist eingeschlossen in ein druckfestes Inconel-Rohr. Abb. 14 zeigt einen Längsschnitt durch den In-pile-Testzylinder mit dem Brennstabbündel. Die ca. 1.10 m langen Brennstäbe enthielten frischen Brennstoff, der 9 Tage lang im PHEBUS-Reaktor vorbestrahlt worden war, um kurzlebige Spaltprodukte (J,Cs,...) für die Untersuchung der unter (a) genannten Phänomene zu erzeugen. Der für die Durchführung des Experiments zu-

grundegelegte zeitliche Verlauf der im Bündel erzeugten nuklearen Leistung (Ergebnis neutronenphysikalischer Rechnungen) und des in das Bündel eingespeisten Dampfmassenstromes ist in Abb. 15a dargestellt. Darauf basierende Vorausrechnungen des Temperaturverlaufs im Bündel mit ICARE, die als Referenzszenarium zur Experimentvorbereitung und -durchführung dienen, zeigt Abb. 15b. Der Referenz-Temperaturverlauf macht die charakteristischen Zeitbereiche im simulierten Unfallablauf deutlich.

Der Vorlaufphase des Experiments mit verschiedenen Temperaturplateaus bis ca. 9000 s folgt entsprechend der Leistungsrampe die eigentliche Experimentierphase mit der ausgeprägten Temperatureskalation infolge Hüllrohroxidation und der Aufheizung bis zum Zeitpunkt des Erreichens des Brennstoffschmelzens (ca. 3000 K), bei dem durch Abschalten der Leistung und langsame Abkühlung die weitere Bündelzerstörung gestoppt wurde. Zu Beginn der transienten Phase des Experiments zeigten die Temperaturmessungen höhere Werte als vorausberechnet, so daß das Experiment mit einem geringeren Leistungsanstieg als in Abb. 15a dargestellt durchgeführt wurde. Diese Diskrepanz wurde auf eine bessere Wärmeisolierung durch den Shroud als vorher angenommen zurückgeführt. Die nunmehr für Nachrechnungen des Experiments FPT0 zugrundegelegten Leistungs- und Dampfmassenstromdaten sind in Abb. 16 dargestellt.

Diskussion der Rechenergebnisse

Für die ersten Rechnungen wurde die in Abb. 14 dargestellte Teststrecke axial in 11 Zonen unterteilt (siehe Abb. 17 links), wobei die oberste Zone oberhalb des "Driver-Cores" angeordnet ist und somit keine nukleare Leistung freisetzt. In radialer Richtung wurde das Testbündel durch zwei parallele Kühlkanäle mit Queraustausch modelliert (siehe Abb. 17 rechts). Das Stabbündel, bestehend aus dem zentralen Absorberstab und den beiden Brennstabringen, wurde durch zwei repräsentative Brennstäbe und einen Absorberstab realisiert, die alle im zentralen Kühlkanal angeordnet wurden. Die Stiffener, die hier als reine Hüllrohre modelliert wurden, sowie die Innenseite des Shrouds wurden an den Randkanal angekoppelt. Die Außenseite des Shrouds ist thermohydraulisch mit dem Kühlkanal des Testeinsatzes verbunden.

Die folgende Diskussion der ersten Ergebnisse konzentriert sich auf die Überprüfung der Modelle in der frühen Phase sowie im Übergangsbereich zur späten Phase, da die Modellierung der späten Phase noch nicht vollständig realisiert ist.

In Abb. 18 oben sind die berechneten Stabtemperaturen des inneren Ringes, darunter die Oberflächentemperaturen der Stiffener für alle axialen Zonen dargestellt. In der Aufheizphase von 5000s bis ca. 10000s liegen die Temperaturen geringfügig unter den experimentellen Meßwerten, was wahrscheinlich auf eine Überschätzung der radialen Wärmeverluste im Shroud zurückzuführen ist.

Alle Zonen oberhalb von 0.45 m, einschließlich der unbeheizten Zone oberhalb des Cores, werden durch die exotherme Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion bis zum Hüllrohrversagen ($T_F=2550\text{K}$) aufgeheizt. Im Bündel findet eine Verlagerung von $(\text{U-Zr})\text{O}_{2-x}$ Schmelze statt, die zu einer fast vollständigen Blockade in der Bündelhöhe 0.35 m führt. Wie Abb. 18 oben zu entnehmen ist, sammelte sich hier metallische Schmelze mit ca. 0.8 kg UO_2 -Anteil an, was zu einer erhöhten Leistungsfreisetzung in dieser Höhe führt, wie der Leistungsbilanz in Abb. 20 oben entnommen werden kann. Dort sind die vorgegebene Leistung ("fette Linie"), die vom Programm berechnete nukleare Leistung (x) und die exotherme Oxydationswärme ("Quadrat") untereinander verglichen. Ebenso ist die in den Shroud abgeführte Leistung ("Raute") und die an der Außenseite abgegebene Leistung ("Dreieck") dargestellt. Da die derzeitige Modellannahme die Leistungsfreisetzung direkt an die UO_2 -Masse koppelt, ergibt diese zusätzliche UO_2 -Masse, die aus einem Bereich geringer Neutronenflußdichte in einen mit höherer Neutronenflußdichte verlagert wurde, eine deutlich erhöhte nukleare Leistung, die über der Vorgabe des Experiments liegt. Damit erreicht dann innerhalb von ca. 300s die Blockade des inneren Kühlkanals eine Temperatur von 2650 K, die niedrigste Liquidustemperatur des ternären Systems U-Zr-O. Ist diese Temperatur erreicht, so nimmt die derzeitige Codeversion die Bildung eines oxydischen Schmelzepools an und aktiviert die entsprechenden Modelle zur Beschreibung der Phänomene und Prozesse in der späten Phase.

Der abrupte Temperaturrückgang beim Stiffener in 0.35 m Höhe (siehe Abb. 18 unten) ist auf eine fehlerhafte Ankopplung des Schmelzepools an noch intakte Stabstrukturen in radialer Richtung zurückzuführen; dieser Fehler wurde inzwischen korrigiert. Mit dem Aufschmelzen wird ein Teil der angelagerten Masse in den Pool überführt (siehe Abb. 19 oben). Damit verbunden wäre ein Anwachsen des äquivalenten Poolradius (siehe Abb. 19 unten), was jedoch nicht zu beobachten ist. Der Grund für dieses Verhalten wird zur Zeit noch untersucht, u.U. ist der Metallanteil der Schmelze dafür verantwortlich.

Mit ansteigender Temperatur verlagert sich der Pool allmählich weiter nach unten in den Bereich niedriger Neutronenflußdichten, so daß nun die freigesetzte

nukleare Leistung niedriger als die vorgegebene Leistung ist. Um 16400 s verlagert sich der Pool in 0.25 - 0.15 m Höhe und die Rechnung wurde abgebrochen.

Die Differenz der berechneten Wasserstoffmasse (ca. 62 %) gegenüber den gemessenen Werten (siehe Abb. 20 unten) ist auf den großen Anteil aufgeschmolzenen und verlagerten Zirkalloys zurückzuführen, das als $(U-Zr)O_{2-x}$ Schmelze in SCDAP nicht weiter oxidiert werden kann. Hier soll im Laufe des nächsten Jahres das von INEL entwickelte "Debris-Oxidationsmodell" Verbesserung bringen.

Auf eine Diskussion des Verhaltens des Absorberstabes wurde hier bewußt verzichtet, da dieses Modell noch nicht in direkte Wechselwirkung mit den benachbarten Brennstäben treten kann.

Ausblick

Der 0.5F-Bruch wird als IRS-interner Referenz- und Testfall für Reaktorfall-Studien weiterhin analysiert werden. Dabei wird Notkühlwassereinspeisung in die heißen Stränge durch vier Akkumulatoren berücksichtigt werden. Testrechnungen hierzu sind begonnen worden.

Zusammen mit Siemens/KWU sind drei Unfallszenarien definiert worden, die vorrangig mit SCDAP/RELAP5 untersucht werden sollen:

- 180 cm²-Leck im kalten Strang mit Akkumulatoreinspeisung,
- 5 cm²-Leck im kalten Strang mit Akkumulatoreinspeisung,
- Ausfall der Eigenbedarfsversorgung mit gezielter Druckentlastung.

Im Bereich verbesserter Modellierung sind die folgenden Maßnahmen als vorrangig festgelegt worden:

- Modellierung des radialen Strahlungsaustauschs zwischen Core und Reflektor sowie Kernbehälter,
- Einführung eines Modells für Strahlungswärmeaustausch in axialer Richtung,
- Überprüfung der Detailmodelle zur Beschreibung der Bildung und Verlagerung eines Schmelzepools und der Versagensmechanismen der ihn einschließenden und tragenden Kruste.

Um die Rechenzeiten zu verringern, wird die Zahl der Loops auf zwei reduziert werden. Zusätzlich können die Sekundärseiten stark vereinfacht werden.

Für schnelle Parameterstudien und Modellüberprüfungen sowie für einen Codevergleich mit dem ICARE-Code wird ein zweikanaliges Coremodell entwickelt.

Die Rechnungen zu PHEBUS FPT0 und die laufenden Vorausrechnungen zu PHEBUS FPT1 werden weitergeführt. Aufgabe ist die detaillierte Interpretation des Versuchsablaufes von FPT0 und der beobachteten Phänomene anhand der zur Verfügung stehenden experimentellen Daten und der Vergleich dieser Daten mit den Rechenergebnissen. Dabei sind noch eine Reihe offener Fragen zu klären, die sich u.a. auf die Kenntnis der Rückwirkung der Materialverlagerung während der späten Phase auf die lokale Leistungsdichte und deren Berücksichtigung in SCDAP/RELAP5 beziehen.

Veröffentlichungen

Homann, Ch., Hering, W., Messainguiral, Ch., Sengpiel, W. :
Analysis of CORA-7 and CORA-13 experiments with SCDAP/RELAP5,
RELAP5 International Users Seminar, Baltimore, August 29 - September 1, 1994

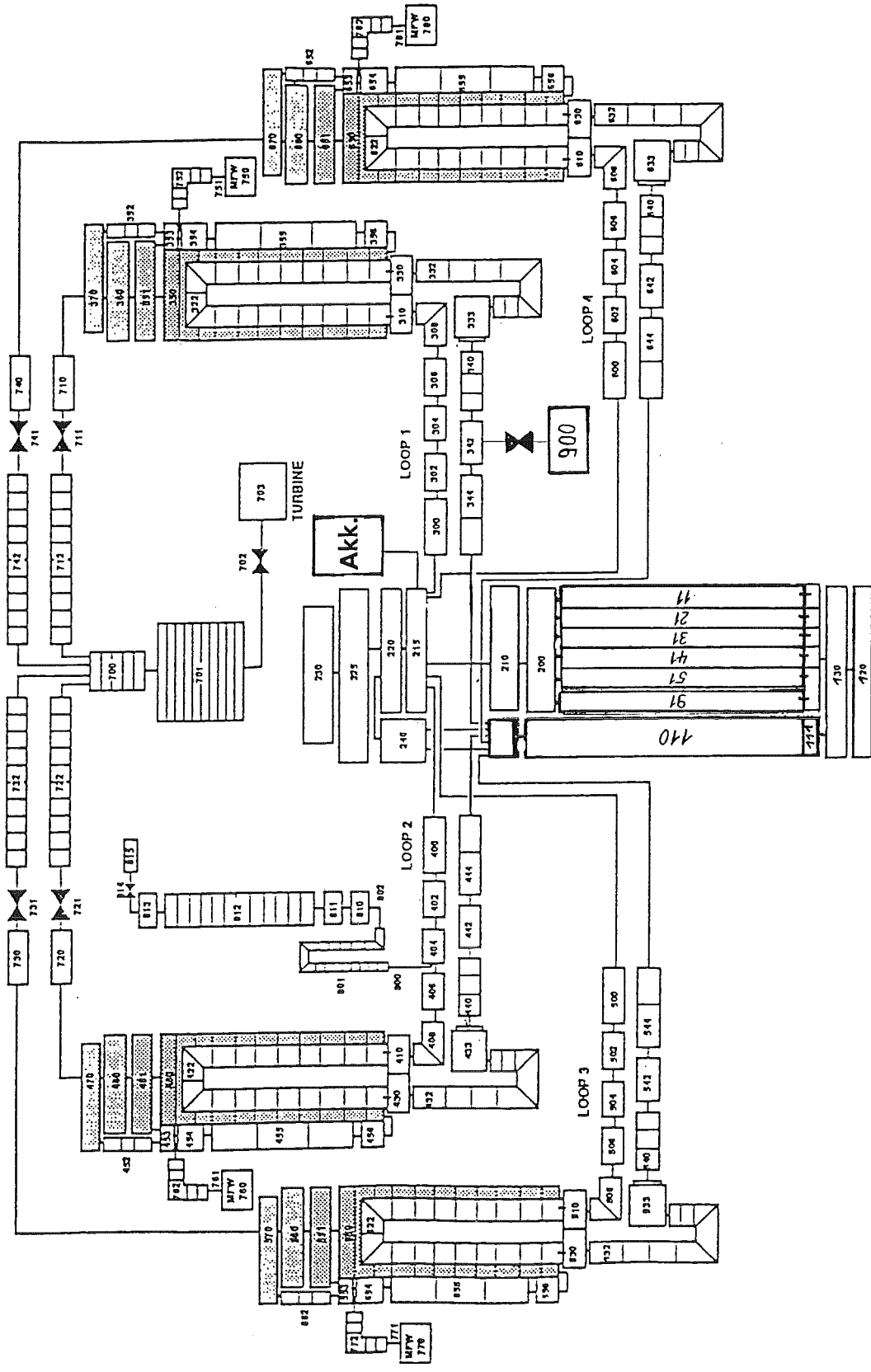
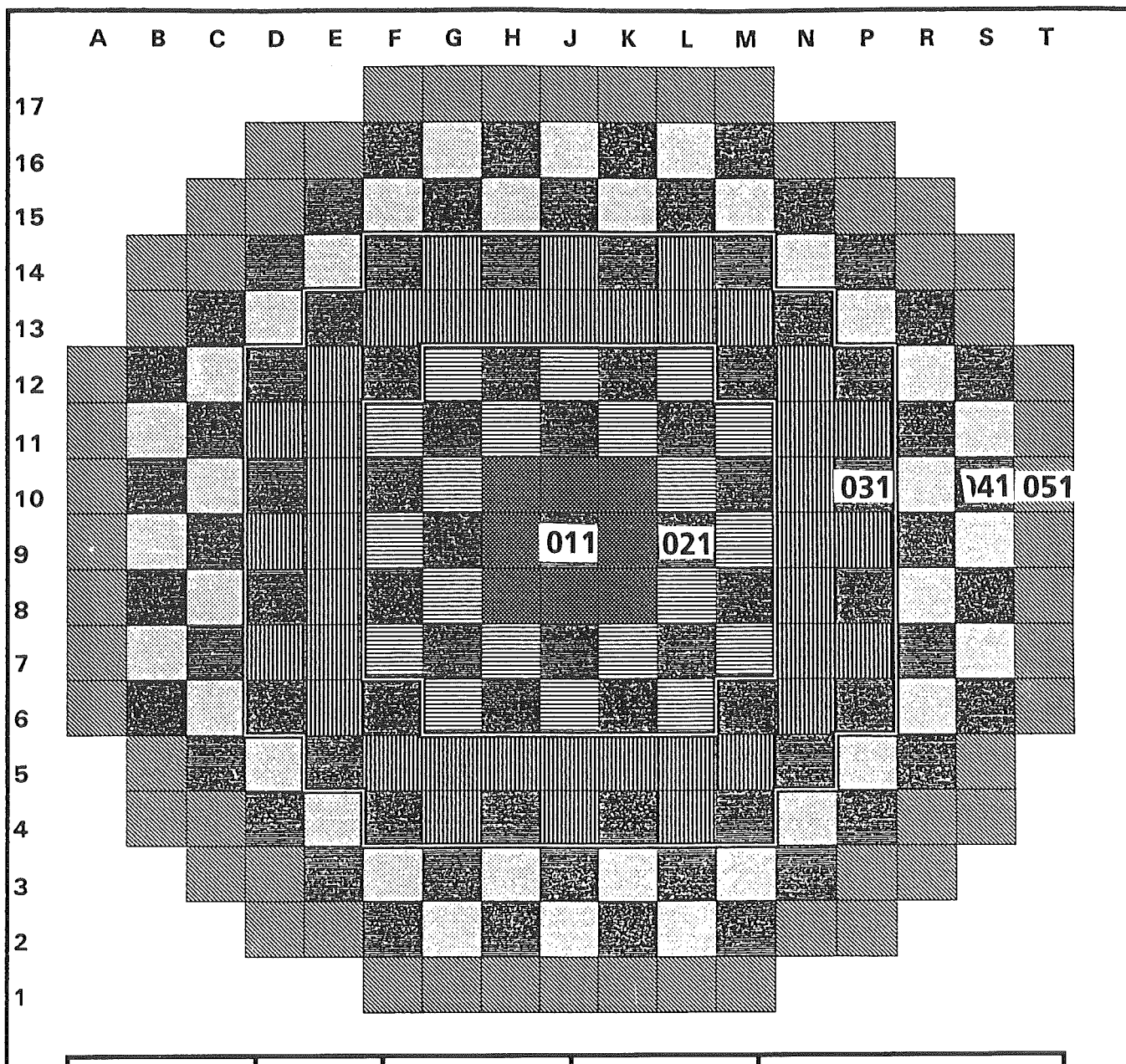


Abb. 1: Schema der Nodalisierung der EPR-Kreisläufe und Kreislaufkomponenten für SCDAP/RELAP-Rechnungen



	Anzahl der BE	Anzahl BE mit Absorberstäben	Kanal-Nr.	Radiale Leistungsfaktoren 1. Zyklus	
				BXL	EOL
Center	9	1	011:1	0.99	1.05
Average 1	36	16	021:2	0.99	1.05
Average 2	64	24	031:3	1.01	1.10
Outer 1	76	40	041:4	1.04	1.02
Outer 2	56	0	051:5	0.94	0.82

Abb. 2: Querschnitt durch das EPR-Core mit der radialen Einteilung in 5 Corezonen für SCDAP/RELAP5-Rechnungen

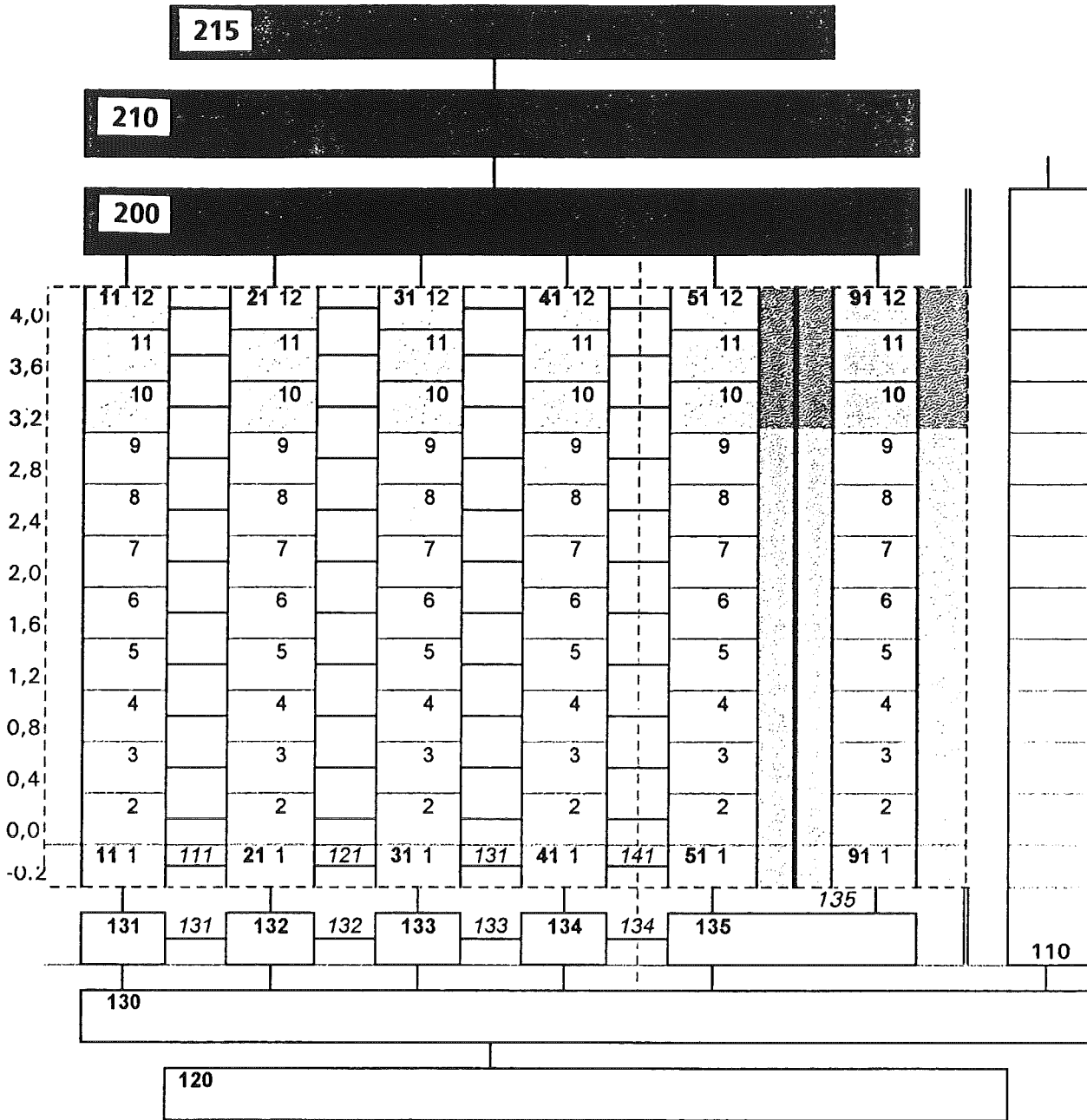
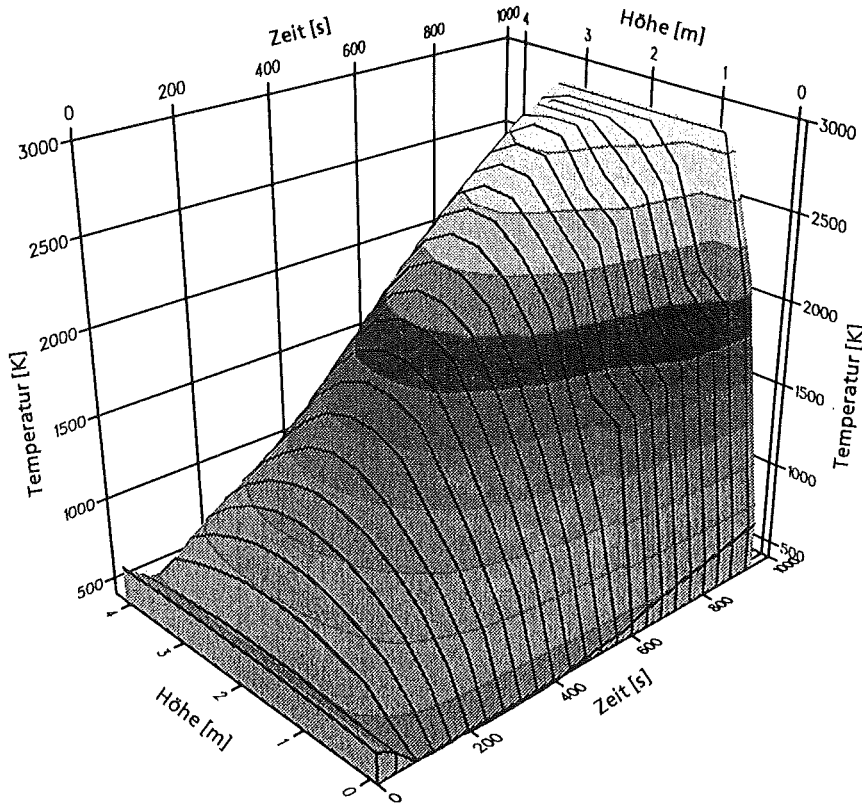


Abb. 3: Nodalisierung des EPR-Cores mit Bypass (Kanal 91), des Ringraumes (Kanal 110) sowie der unteren und oberen Plenumsbereiche



Core-Temperaturen/Kanal3

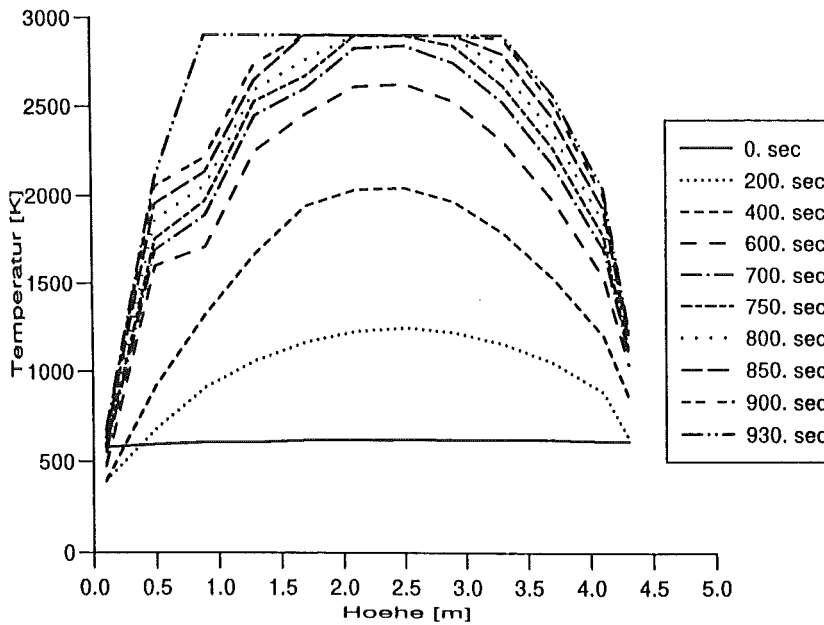
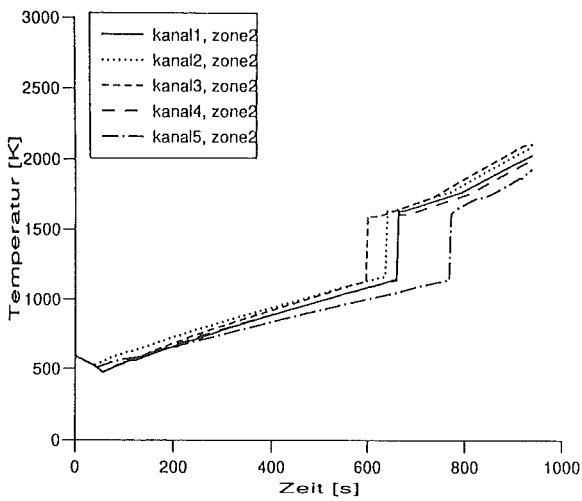
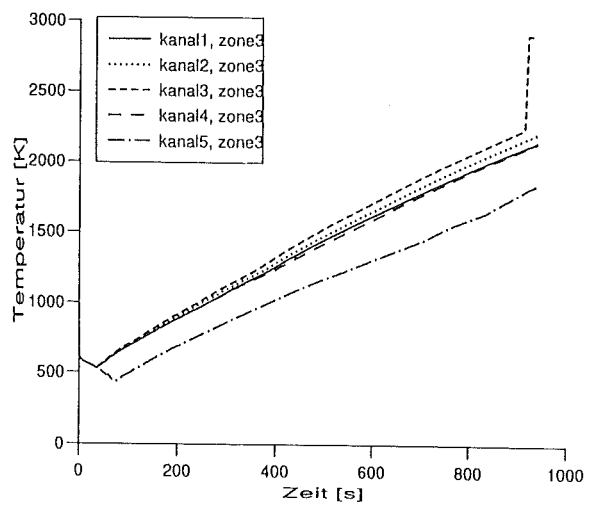


Abb. 4: Zeitliche Entwicklung der Brennstabtemperaturen über der Corehöhe in Kanal 3; perspektivische Darstellung oben, axiale Profile zu verschiedenen Zeitpunkten unten

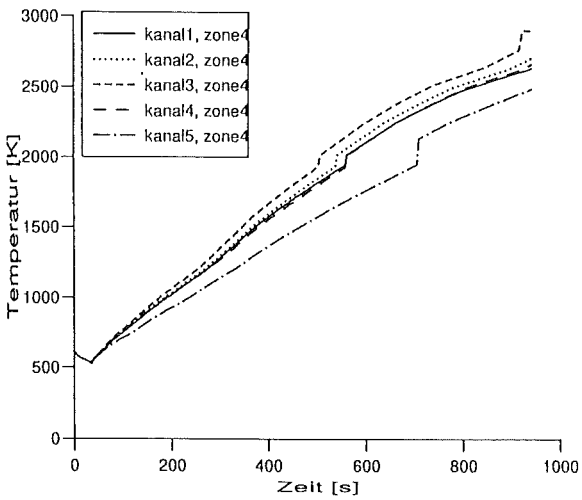
axiale Zone 2, Kanäle 1-5



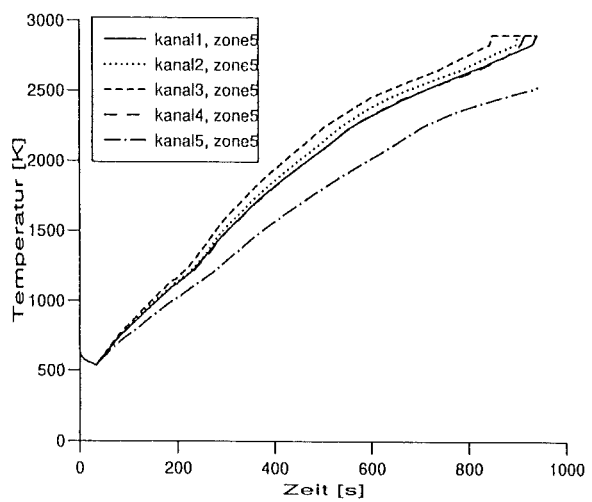
axiale Zone 3, Kanäle 1-5



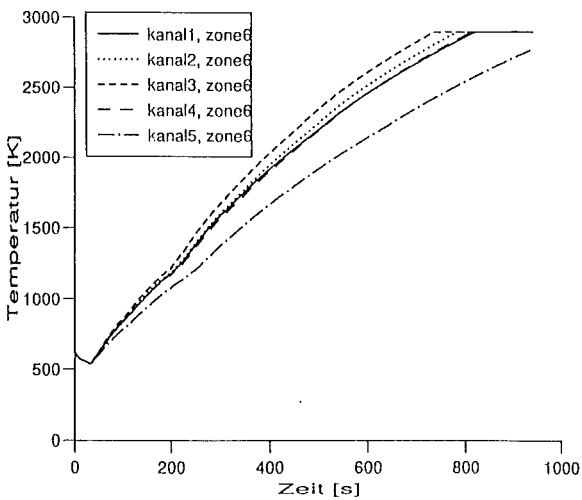
axiale Zone 4, Kanäle 1-5



axiale Zone 5, Kanäle 1-5



axiale Zone 6, Kanäle 1-5



axiale Zone 7, Kanäle 1-5

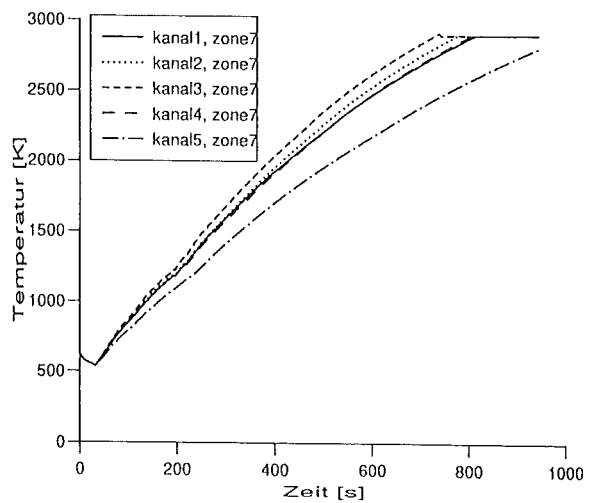
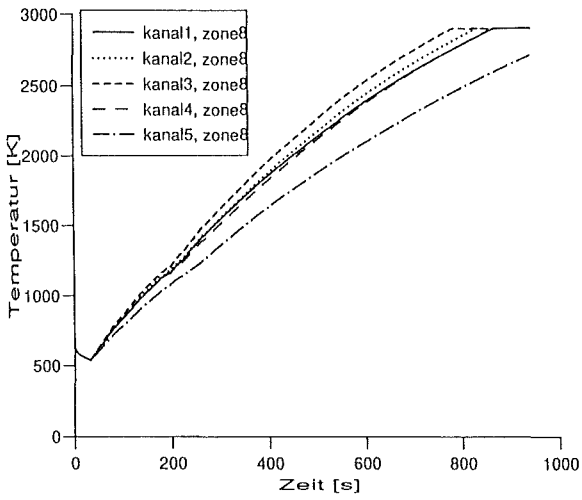


Abb. 5: Zeitliche Entwicklung der Brennstabtemperaturen in den Corekanälen 1 bis 5, dargestellt für die axialen Corezonen 2 bis 8 und 10

axiale Zone 8, Kanäle 1-5



axiale Zone 10, Kanäle 1-5

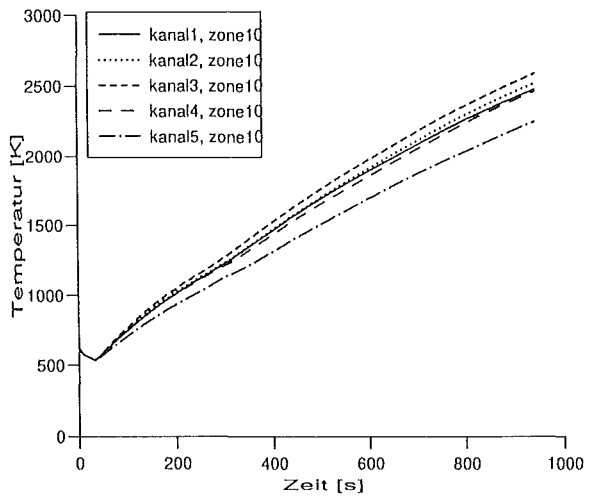


Abb. 5, Fortsetzung

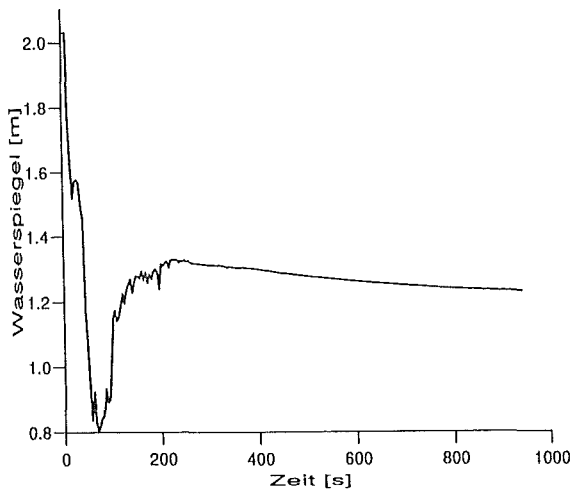


Abb. 6: Wasserspiegelhöhe im unteren Reaktorplenum

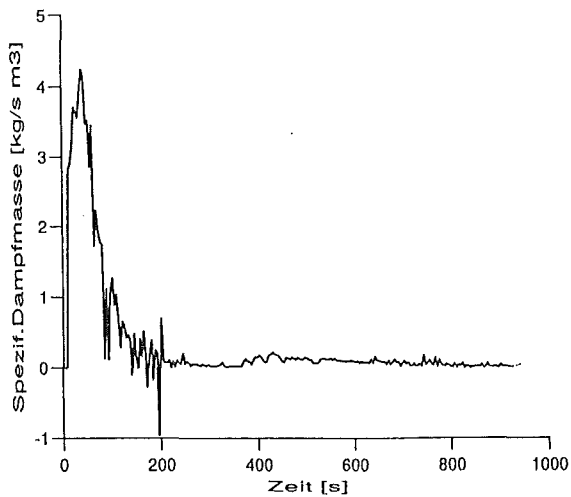


Abb. 7: Volumetrische Dampfproduktionsrate im unteren Reaktorplenum

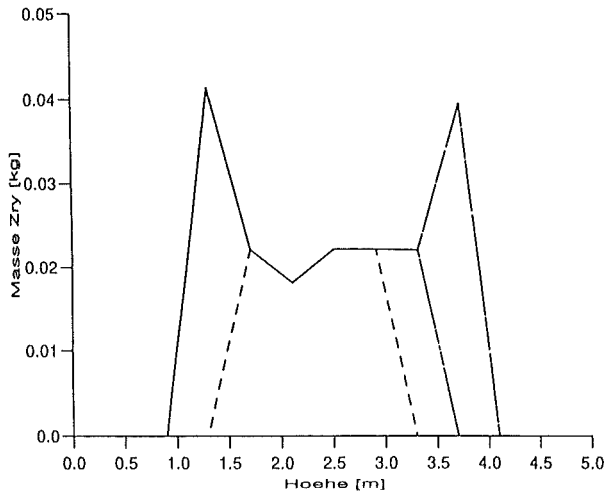


Abb. 8: Masse von geschmolzenem Zirkalloy (pro Brennstab) an den axialen Stabpositionen in Kanal 1, die in den unteren Corebereich verlagert wird

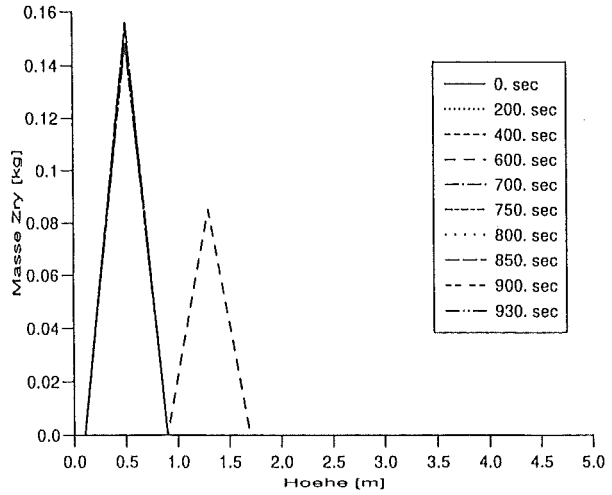


Abb. 9: Kumulierte Masse an verlagertem und wiedererstartem Zirkalloy im unteren axialen Bereich eines Brennstabes aus Kanal 1

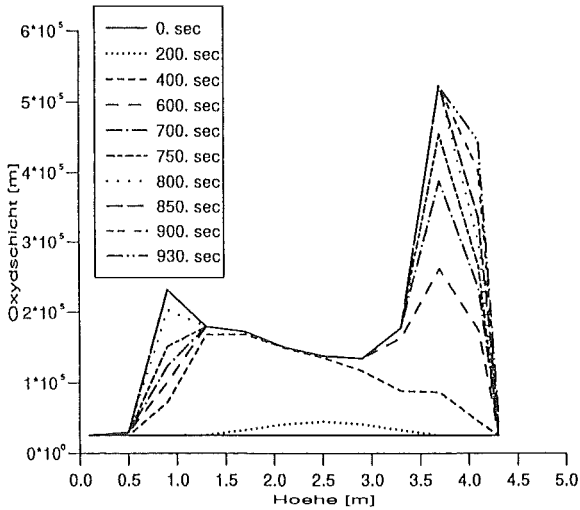


Abb. 10: Zeitliche Entwicklung der Hüllrohr-Oxydschicht über der Brennstabhöhe in Kanal 1, max. Oxydschichtdicke $\approx 55 \mu$

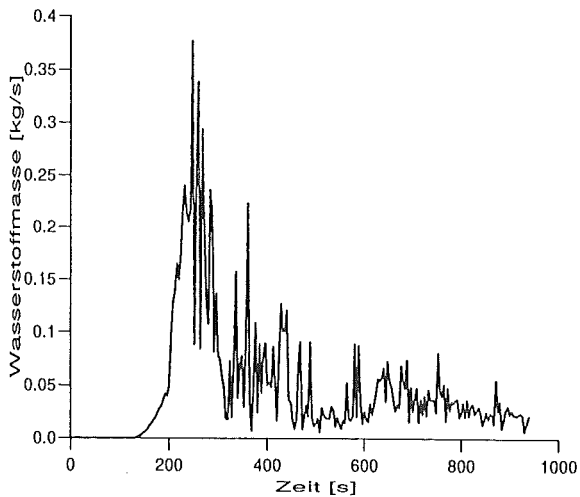


Abb. 11: Wasserstoffproduktionsrate im Core

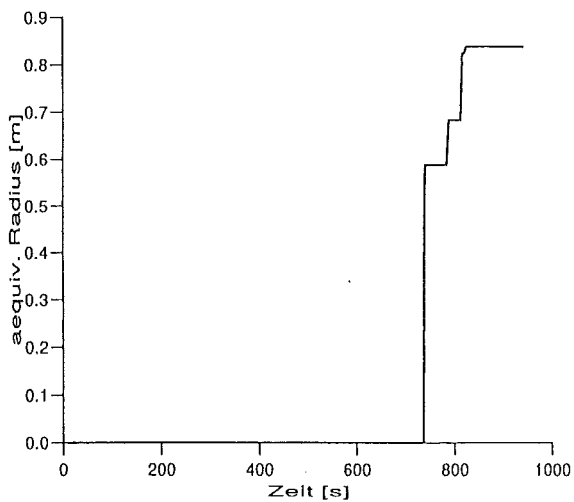


Abb. 12: Zeitliche Entwicklung des oxydischen Schmelzepools; äquivalenter Poolradius = Radius einer dem Schmelzevolumen äquivalenten Halbkugel

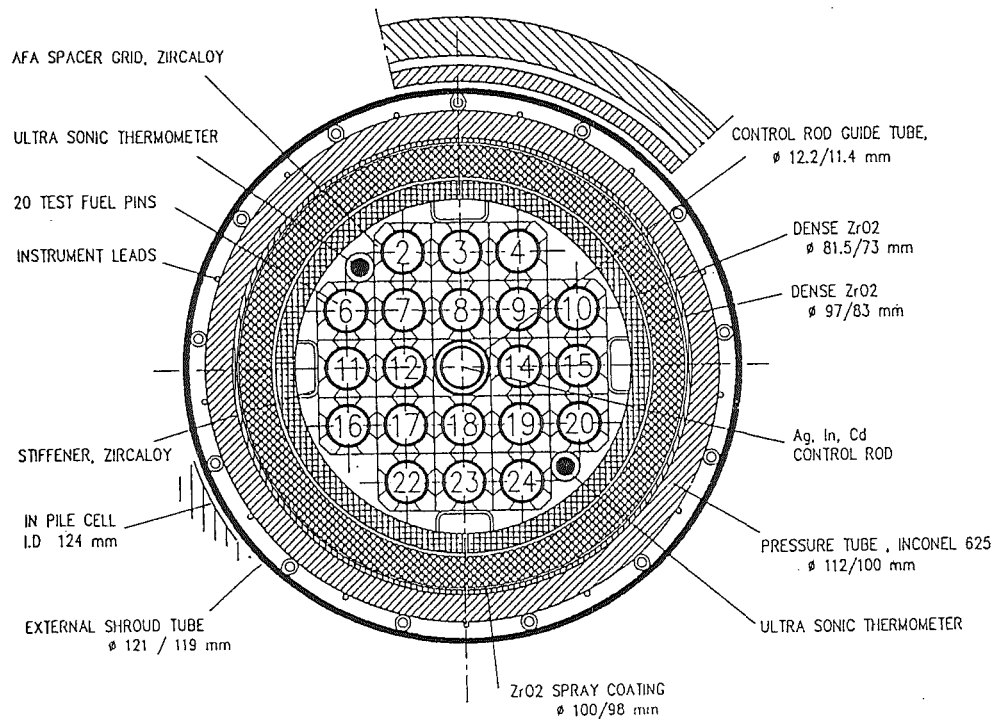


Abb. 13: Querschnitt durch das Brennstabbandel und den umgebenden Shroud des Versuchs PHEBUS FPT0

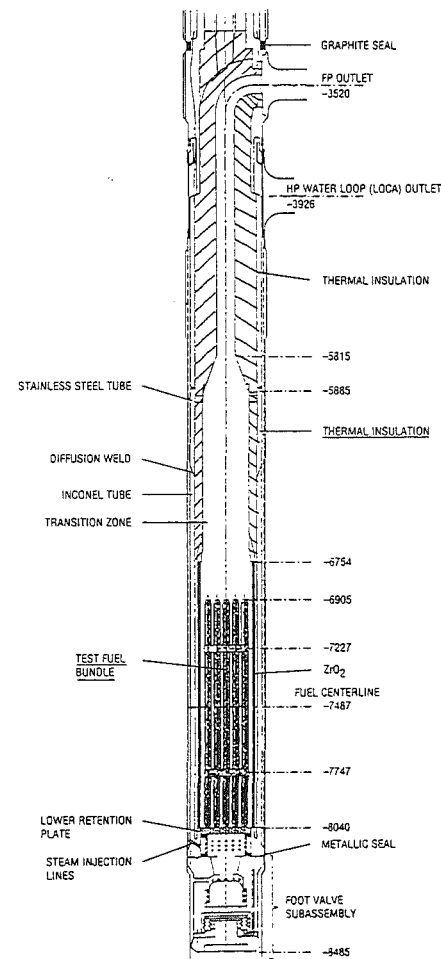


Abb. 14: Längsschnitt durch den In-pile-Experimentiereinsatz von PHEBUS FPT0

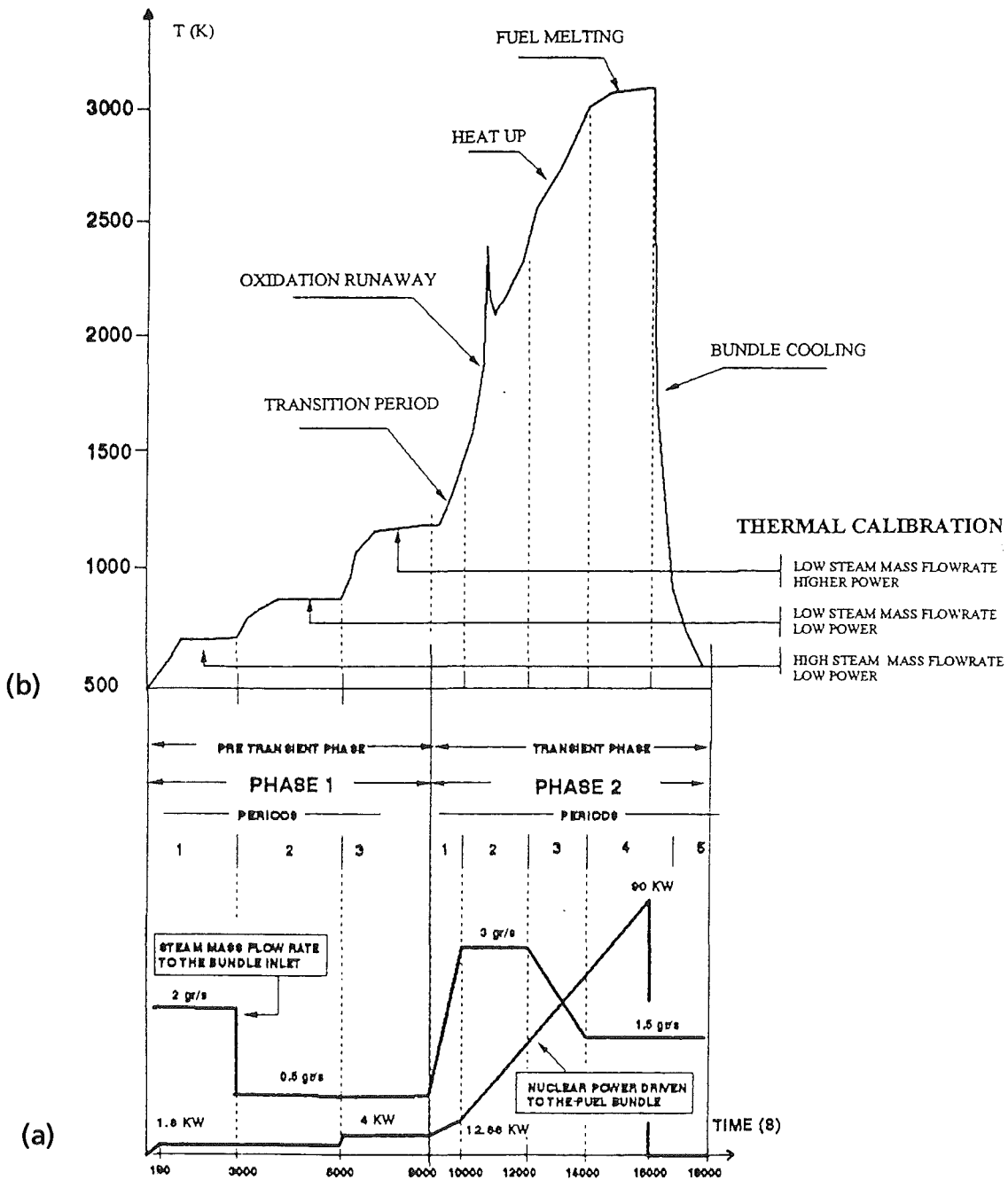


Abb. 15: Referenz-Szenarium für die Bedingungen im Testbündel während des Versuchs PHEBUS FPT0. Nukleare Leistungserzeugung und Dampfmassenstrom (a), Temperaturverlauf im Bündel (b)

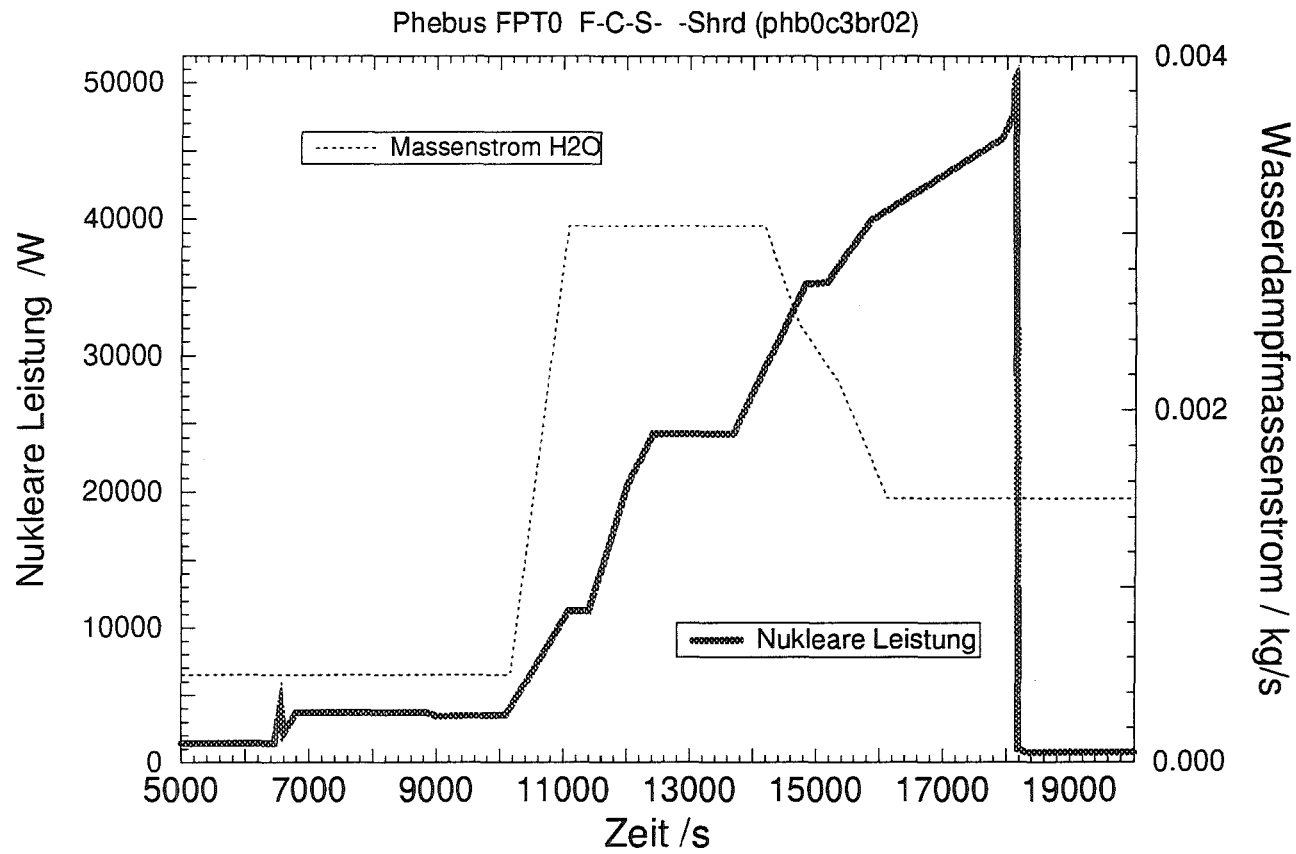
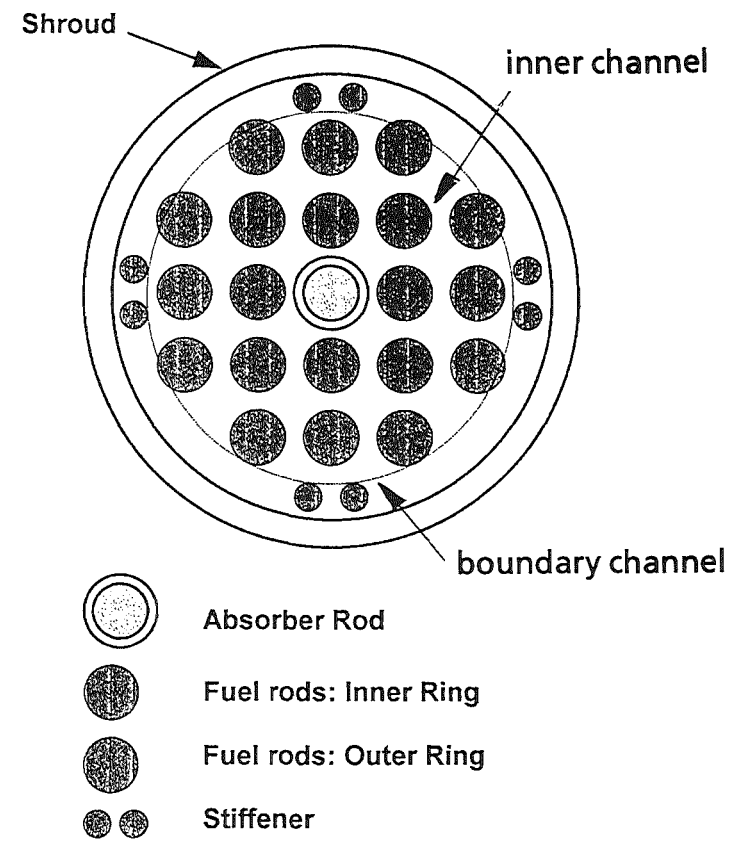
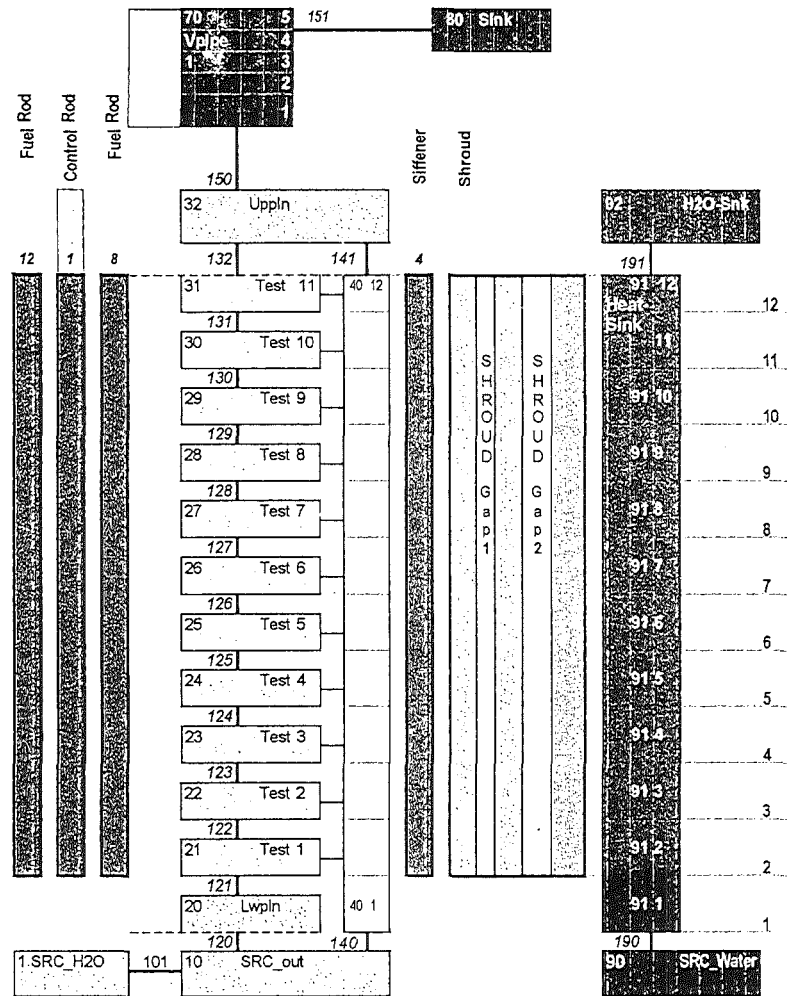


Abb. 16: Für die Rechnungen zugrunde gelegte Versuchparameter:
nukleare Leistung und Dampfmassenstrom am Bündeleintritt



1 Abb. 17: Nodalisierung der Phebus FPT0-Teststrecke in axialer Richtung (links) und Anordnung der Bündelkomponenten in den beiden Kühlkanälen (rechts)

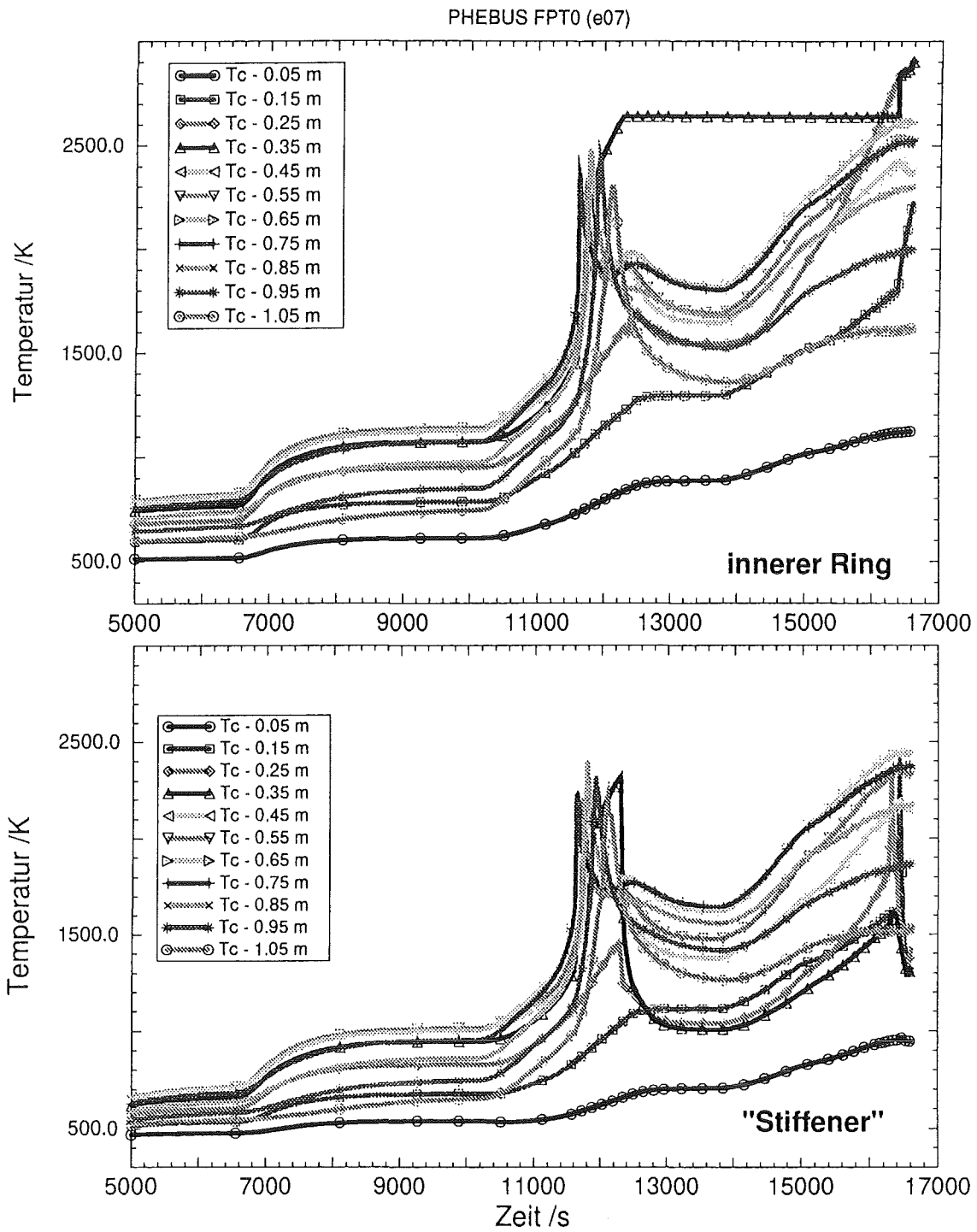


Abb. 18: Berechnete Hüllrohrtemperaturen in den axialen Zonen 0.05 - 1.05 m für die Stäbe des inneren Ringes (oben) und die Stiffener (unten)

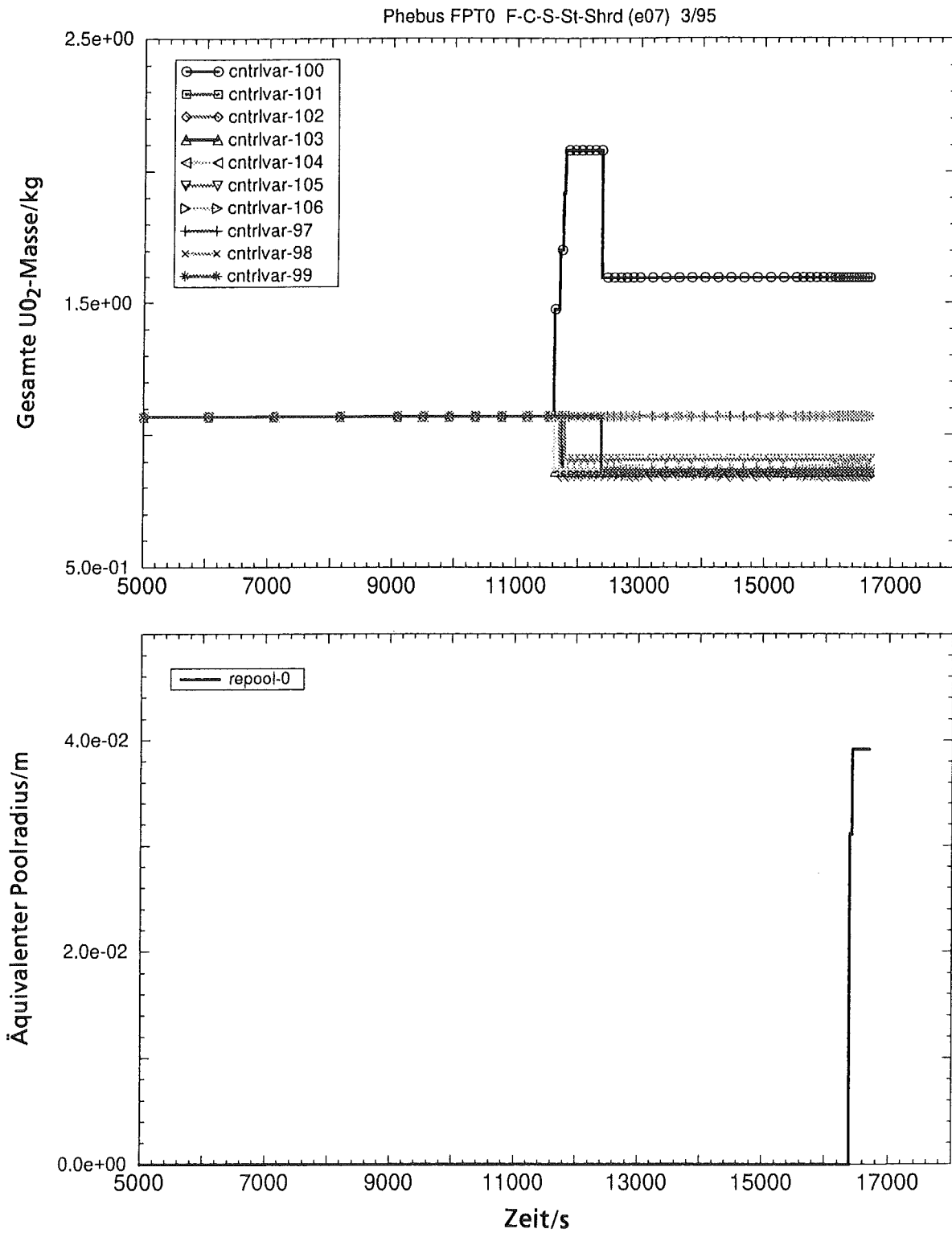


Abb: 19: UO₂-Massenbilanz in den axialen Zonen 0.05 - 1.05 m für das gesamte Bündel (oben) und zeitliche Entwicklung der äquivalenten radialen Abmessung des oxydischen Schmelzepools (unten)

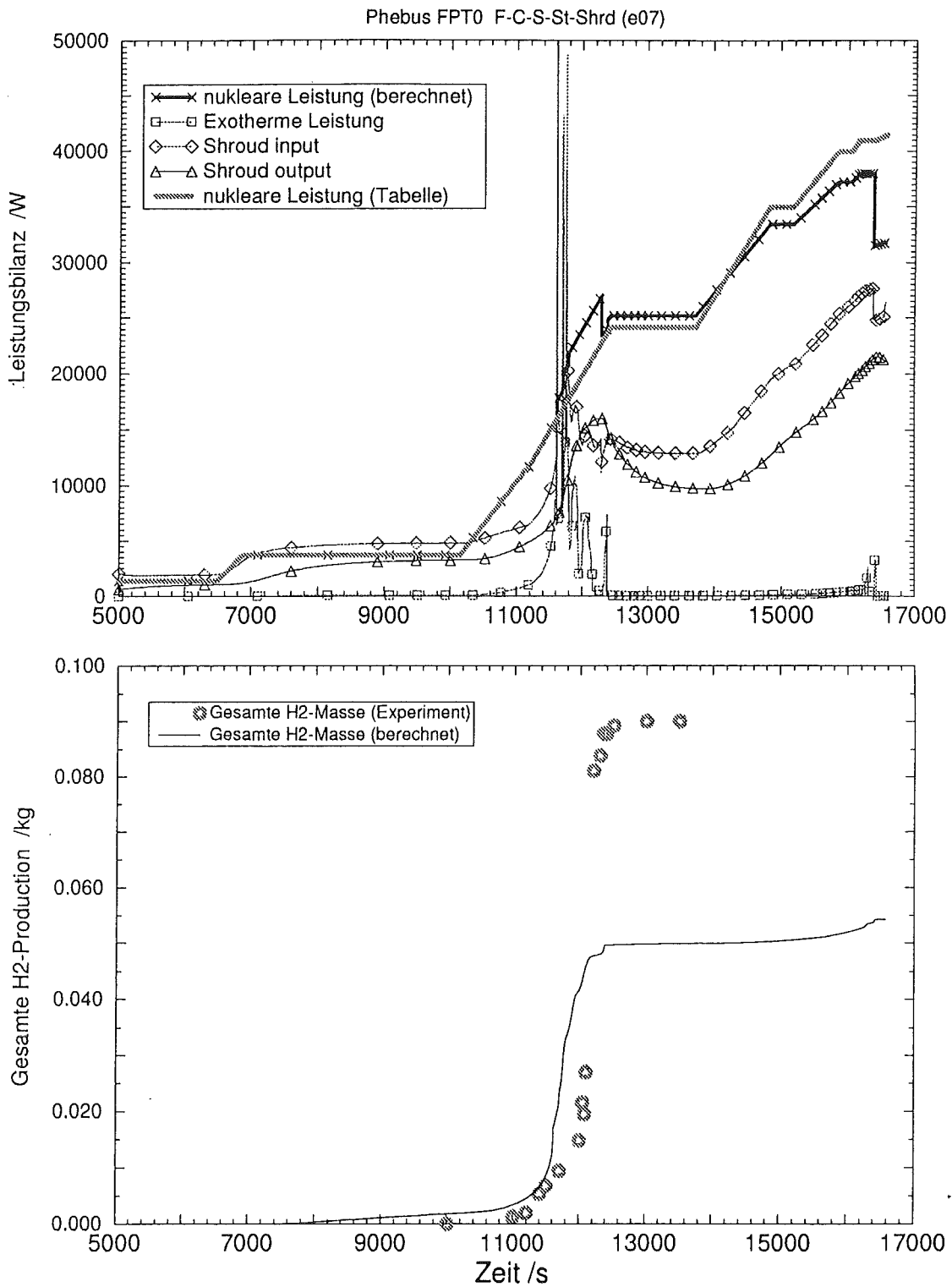


Abb. 20: Leistungsbilanz im Bündel; vorgegebene nukleare Leistung (Eingabe-Tabelle), vom Programm berechnete Leistung, exotherme Wärme sowie Wärme an der Shroud-Innen-/Außenseite (oben). Vergleich der berechneten Wasserstoffmasse mit dem Meßergebnis (unten)

- II. Zur Nachuntersuchung des Versuchs FPT 0 des Phébus
FP Projektes
(O. Götzmann, IMF I)

Abstract:

An account is given of the first test of the Phébus fission product experimental series FPT. This test, performed in Dec. 1993, was terminated when the temperature in the thermal insulation shroud attained the maximum value permitted by the safety authorities.

Der FPT0 Test ist als erster von einer Reihe von sechs Versuchen des Phébus F.P. Programmes am 2. Dezember 1993 in Cadarache durchgeführt worden. Er wurde beendet, als die Temperatur im thermischen Isoliermantel den von den Sicherheitsbehörden zugelassenen Höchstwert erreichte. Da die Leistung des Treibercores noch nicht das für das Kernschmelzen vorausberechnete notwendige Niveau erreicht hatte, wurde zunächst befürchtet, daß nur wenig oder möglicherweise sogar nichts niedergeschmolzen sei. Diese Befürchtung erwies sich als unnötig. Etwa 50 % des Kerns sind niedergeschmolzen, wesentlich mehr als die geplanten 20 %.

Die Versuchseinsätze bestehen grundsätzlich aus 20 abgebrannten LWR-Brennstäben mit einem Ag-In-Cd Absorberstab und simulieren so einen Druckwasserreaktor im Maßstab 1 : 5000. Nur bei FPT0 wurden frische Stäbe verwendet. Der Einsatz ist 9 Tage vorbestrahlt worden, um ein meßbares Spaltproduktinventar zu erzeugen. Die Phébus FP-Versuche sind integrale Störfallexperimente, mit denen sowohl das Niederschmelzen des Kerns wie auch das Verhalten der Spaltprodukte im Kühlkreislauf und im Containment untersucht wird.

Die Nachuntersuchung von FPT0 nahm das ganze Jahr 1994 in Anspruch und ist noch nicht abgeschlossen. Alles was mit dem Kernschmelzen zusammenhängt, also die Materialverlagerung und die örtlichen und zeitlichen Temperaturentwicklungen, scheinen gut nachuntersucht und auch dokumentiert zu sein. Nicht so gut sieht es beim Spaltproduktverhalten aus. Sowohl über den Materialtransport im Kühlkreislauf wie auch über das Verhalten im Containment bestehen noch große Unklarheiten. Ein Grund hierfür ist sicherlich auch das geringe Spaltproduktinventar in FPT0. Zunächst wurden die "on-line"-Spektrometer von der hohen Aktivität der Spaltprodukte regelrecht "geblendet". Die Verursacher dieser Blendung waren kurzlebige und daher hochaktive Produkte, die erst während der Aufheizphase entstanden sind, die aber wegen ihrer kurzen Lebensdauer für den Quellterm eigentlich uninteressant sind (außer für Unfälle vom Typ Tschernobyl) und meßtechnisch auch nicht weiter verfolgt werden können. Für eine quantitative Auswertung sind daher die on-line gewonnenen γ -Spektrometriedaten kaum brauchbar. Die Blendung der Spektrometer ist übrigens Phébus-typisch, d. h. verbunden mit der nuklearen Aufheizung des Testeinsatzes. Man wird sie nicht dadurch umgehen können, daß man evtl. in einem zukünftigen Versuch auf die Vorbestrahlung des Einsatzes verzichtet.

Bei der Spaltproduktanalyse ist man wegen des geringen Inventars ausschließlich auf γ -Messungen angewiesen. Mit konventionellen Analysemethoden ist ihnen nicht beizukommen. Die Materialien, die hauptsächlich transportiert wurden und als Kondensate in den verschiedenen Filtern im Kreislauf und im Containment hängen blieben und dort auch gefunden wurden, sind Silber und Rhenium. Daneben, außer Brennstoff (also UO_2), auch noch Indium, Cadmium, Wolfram und Zinn. Silber, Indium und Cadmium stammen aus dem Absorberstab, Wolfram und Rhenium aus den Thermoelementen bzw. deren Ummantelung, und Zinn aus den Brennstabhüllen.

Wie problematisch die Bewertung des Spaltproduktverhaltens ist, zeigen die Angaben über die Freisetzungsraten. Diese werden nicht für die einzelnen Spaltproduktelemente, sondern für deren Isotope gemacht. Die höchste Freisetzung wurde z. B. mit über 90 % für Tellur festgestellt, aber eben nur für das Isotop Te-129 m. Für das wichtigere Isotop Te-132 wurde nur eine Freisetzungsrate von 10 % ermittelt. Das kann so nicht stehen bleiben, außer man findet Gründe hierfür im Vorgängerverhalten, was im vorliegenden Fall schwer sein dürfte. Für Jod (I-131) wird eine Freisetzungsrate von 85 % und für Cäsium (Cs-137) eine von 75 % angegeben. Für andere Cs-isotope wurden geringere Raten ermittelt. Xenon (Xe-131m) hat die vergleichsweise geringe Freisetzung von 80 % erfahren. In hohem Maße wurden, wie schon erwähnt, Silber und Indium abtransportiert. Für Ag-110 m wird eine Freisetzungsrate von 40 % und für In-114 m eine von 70 % angegeben. Beide Werte jedoch mit dem nachträglichen Vorbehalt, daß sie möglicherweise um den Faktor 2 bis 3 zu hoch seien. Die Unsicherheit liegt hier in der Berechnung der Silber- bzw. Indium-Aktivierung.

Schwierigkeiten gibt es auch bei der Bewertung des Jodverhaltens im Containment. Es ist zwar dorthin in offensichtlich genügenden Mengen gelangt, hat sich aber nicht wie vorgesehen im wesentlichen im Sumpfwasser angesammelt. Warum sich so wenig gelöst im Wasser aber angeblich viel in der Containmentatmosphäre befindet, ist immer noch ein Rätsel.

Viel Hoffnung setzt man jetzt auf den nächsten Versuch, dem FPT1, mit abgebrannten Brennstäben, der noch in 1995 durchgeführt werden soll. Das Inventar an Spaltcäsium wird etwa 100 mal und das an Spaltjod etwa 20 mal höher sein als in FPT0. Auch will man die Durchführung der Messungen in den verschiedenen Stadien verbessern.

- III. Vergleich der Flutexperimente CORA-12, 13, 17 und der Einfluß des B_4C auf das Flutverhalten von SWR-Bündeln (S. Hagen, L. Sepold, K.P. Wallenfels, HIT; P. Hofmann, V. Noack, IMFI; G. Schanz, IMFI; G. Schumacher, INR)

Abstract:

The CORA quench experiments 12, 13 (PWR) and 17 (BWR) are in agreement with LOFT 2 and TMI: Flooding of hot Zircaloy clad fuel rods does not result in an immediate cooldown of the bundle, but produces remarkable temporary temperature increase, connected to a strong peak in hydrogen production.

For support of validation of future moduls in SFD codes, describing these phenomena, the three tests are compared. The PWR tests CORA 12 and CORA 13 are of the same geometrical arrangement and test conduct, with the exception of the shorter time between power shutdown and quench initiation for CORA 13. A higher temperature of the bundle at start of quenching was the consequence. BWR test CORA 17 - with B_4C absorber and additional Zircaloy channel box walls - was in respect to the delay-time between power shutdown and start of quenching similar to test CORA 12.

All three tests showed during the quench phase the temporary temperature increase, correlated to a hydrogen peak. In test CORA 12 with a delay of 300 s between power shutdown and start of quenching, resulting in a cooldown more than 100 K, a delay of about 50 s was registered between start of quenching and the initiation of the increase of temperature and hydrogen production. The water level at this time has already reached the elevation of about 200 mm. In test CORA 13 with a start of quenching 40 s before shutdown power, the increase of temperature and hydrogen production starts immediately after start of quenching.

The BWR-test CORA 17 rsulted immediately after quenching in a modest increase for 20 s and changed then in a steep increase, resulting in the highest temperature and hydrogen peaks of the three tests. CORA 17 also showed a temperature increase in the lower part of the bundle, in contrast to CORA 12 and

CORA 13 with temperature increase only in the upper half of the bundle. We interpret this earlier starting and stronger reaction due to the influence of the boron carbide, the absorber material of the BWR test.

B₄C has an exothermic reaction rate 4 to 9 times larger than Zry (per weight) and produces 5 to 6,6 times more hydrogen. Probably the hot remained columns of B₄C (seen in the non-quench test CORA 16) react early in the quench process with the increased upcoming steam. The bundle temperature raised by this reaction increases the reaction rate (exponential dependency) of the remaining metallic Zry. Due to the larger amount of Zry in the BWR bundle (channel box walls) and the smaller steam input during the heatup phase (2g/s instead of 6 g/s) more metallic Zry can have survived oxidation during the heatup phase.

The different behavior of the three tests presents a good possibility for the validation of quench models.

Einleitung

Die Experimente CORA-12, CORA-13 und CORA-17 zeigten ebenso wie der LOFT-Versuch in Übereinstimmung mit dem TMI2-Unfall beim Fluten des überhitzten Bündels vor dem endgültigen Abkühlen einen starken Temperaturanstieg, der mit einer heftigen Wasserstoffentwicklung verbunden war. Zur Erklärung dieses Verhaltens wird die exotherme Zirkon-Wasserdampf-Reaktion herangezogen. Ohne die Mechanismen im Detail zu kennen, wird angenommen, daß die entstehende glatte Zirkonoxydschicht, die die Oxidationsrate mit dem Kehrwert der Schichtdicke abnehmen läßt, beim Quenchprozeß durch Rißbildung oder Abplatzen für Wasserdampf stark durchlässig wird. Der beim Quenchen verstärkt entstehende Wasserdampf hat damit direkten Kontakt zum heißen metallischen Rest-Zircaloy. Die mit der Temperatur exponentiell zunehmende exotherme Zirkon-Wasserdampf-Reaktion führt dann zu einer Temperatureskalation, die mit der entsprechenden Wasserstoffproduktion verbunden ist.

In diesem Bericht werden die Ergebnisse der Flutversuche CORA-12, CORA-13 und CORA-17 direkt miteinander verglichen. Dabei stellte sich heraus, daß der SWR-Versuch CORA-17 im Vergleich zu den DWR-Versuchen CORA-12 und CORA-13 beim Quenchen eine deutlich stärkere Temperaturerhöhung und Zunahmen in der Wasserstoffproduktion aufwies. Relativ zum Quenchbeginn machen diese Erhöhungen beim SWR-Experiment sich früher bemerkbar.

Es wird versucht, den Nachweis zu bringen, daß dieser zusätzliche Temperaturanstieg und die parallele Erhöhung der Wasserstoffproduktion auf den Einfluß des nur im SWR-Experiment vorhandenen B_4C -Absorbers zurückzuführen ist.

Versuchsbeschreibung

Der Aufbau der Anlage /1/ und die Unterschiede zwischen DWR- und SWR-Bündel sind aus Abbildung 2 zu entnehmen. Die (Ag,In,Cd)-Absorber des DWR-Bündels haben ein Edelstahl-Hüllrohr und befinden sich in einem Original Zircaloy4-Führungsrohr. Das B_4C -Pulver des BWR-Bündels ist von dem Original Edelstahl-Hüllrohr umgeben, das sich in einem das Absorberkreuz simulierenden Edelstahlkasten befindet. Die Wandungen der Brennelementkästen sind im Bündel durch Zry-Wände simuliert. Der Quenchvorgang wird durch Anheben des wassergefüllten Quenchzylinders erreicht.

Der Versuchsablauf für das DWR-Bündel CORA-13 /2/ ist in Abb. 3 beschrieben. Der Versuch CORA-12 unterschied sich gegen CORA-13 nur durch die Wartezeit zwischen Abschalten der Leistung und Starten des Quenchvorganges (Abb. 3). Der Siedewasserversuch CORA-17 wurde mit einer deutlich geringeren Dampfeinspeisung (ca. 2 g/s) während der Aufheizphase gefahren. Ebenfalls war die maximale Leistungseinspeisung etwas geringer (ca. 23 kW statt 27 kW).

Der Quenchverlauf relativ zur Leistungsabschaltung ist in Abb. 5 dargestellt. Um beim Quenchprozeß ein heißeres Bündel zu haben, wurde beim Test CORA-13 der Quenchprozeß schon 30 s vor Abschalten der Leistung gestartet.

Die Bewegung des Quenchzylinders und die resultierende Höhe des Wasserspiegels sind für die Versuche CORA-12 und CORA-17 in den Abb. 6 und 7 dargestellt. Aus apparativen Gründen wurde der Quenchzylinder nicht gleichmäßig, sondern unter Einschaltung einer Stillstandszeit angehoben, um die mittlere Anstiegsgeschwindigkeit von 1 cm/s zu erreichen.

Die Höhe des Wasserspiegels im Quenchzylinder wurde durch eine Druckdifferenzmessung bestimmt. Zu Beginn des Versuches war der Quenchzylinder bis zur Oberkante gefüllt. Die deutlich sichtbare Abnahme des Wasserspiegels während der Stillstandsphase des Quenchzylinders zeigt die Verdampfung des Wassers. Die starke Oszillation in der Druckdifferenzmessung während der Bewegungsphase spiegelt die heftige Verdampfung während der Flutphase wieder.

Aus der Differenz des Wasserspiegels zur Oberkante des Quenchzylinders kann die Dampftrate während des Quenchprozesses bestimmt werden. Abb. 8 gibt den Verlauf der entstehenden Dampfmenge für CORA-13 und CORA-17 unter der Annahme, daß die gesamte aus dem Quenchzylinder verschwundene Wassermenge in Dampf umgewandelt wurde. Die entstehende Dampfmenge ist deutlich höher als die während der Aufheizphase eingespeiste Menge von 6 bzw. 2 g/s.

Temperaturverhalten und Wasserstoffherzeugung bei den Quenchexperimenten

Um die Unterschiede im Temperaturverhalten beim Quenchvorgang bei den Druck- und Siedewasserexperimenten zu zeigen, werden in den Abb. 9 bis 11 die Temperaturen an der Innenwand des Hochtemperaturschirmes dargestellt. Diese Temperaturen spiegeln die Temperaturen an der Außenseite des Bündels wieder und sind für alle Höhen im Bündel vorhanden, da alle für ihre Messung verwendeten Thermoelemente den Versuch überlebten. Alle Thermoelemente des Bündels müssen wegen der Aufwärtsbewegung des Quenchzylinders von oben in das Bündel eingebracht werden. Nur die im oberen Bereich verwendete Meßfühler haben das gesamte Experiment bis zum Quenchprozeß überstanden.

In den Abbildungen 9 bis 11 sind zusätzlich zu den Temperaturen in den Quenchexperimenten auch jeweils die Temperaturverläufe bei den analogen Versuchen dargestellt, die durch Abschalten der elektrischen Leistung ohne Quenchvorgang beendet wurden. Bei den Nichtquenchexperimenten nimmt die Temperatur mit der Temperatur nach Abschalten der elektrischen Leistung kontinuierlich ab.

Bei allen Quenchversuchen nimmt dagegen die Temperatur vor der beschleunigten Abkühlung zunächst zu. Der Vergleich zwischen den Quenchexperimenten zeigt folgende Unterschiede. Die längere Wartezeit zwischen Leistungsabschaltung und Quenchbeginn läßt beim Versuch CORA-12 den kleinsten Temperaturanstieg erst nach einer Abkühlung der Temperatur um ca. 100°C entstehen. Beim Versuch CORA-13 mit Quenchbeginn vor Leistungsabschaltung macht sich der stärkere Temperaturanstieg ohne vorherigen Temperaturabfall bemerkbar. Beim Siedewassertest CORA-17 entwickelt sich ein deutlich stärkerer Temperaturpeak. Diese Temperaturerhöhung macht sich im Gegensatz zu den Druckwasserexperimenten CORA-12 und CORA-13 auch schon im unteren Bereich des Bündels bemerkbar. Das gleiche Verhalten der starken Temperaturerhöhung auch schon im unteren Bündelbereich macht sich an den Thermoelementen an der Isolation des Bündels CORA-17 bemerkbar (Abb. 12).

In den Abbildungen 13 bis 15 ist das Temperaturverhalten im oberen Bereich des Bündels mit der Wasserstofferzeugung verglichen.

Auch hier zeigt sich das gleiche Verhalten: Die Temperaturerhöhung ist beim Siedewasserversuch am stärksten. Die mit der Temperatur eindeutig korrelierte Wasserstofferzeugung zeigt ebenfalls beim Versuch CORA-17 den stärksten Anstieg.

In den Abbildungen 16 bis 18 ist die zeitliche Korrelation zwischen Anstieg des Wasserspiegels, Temperaturerhöhung und Wasserstoffproduktion in vergrößerter Auflösung dargestellt. Diese Vergleiche bestätigen die eindeutige Korrelation zwischen Temperatur und Wasserstoffproduktion.

Der Temperaturabfall in der Wartezeit zwischen Leistungsabschaltung und Quenchbeginn hat für den Start der Temperaturerhöhung und der verstärkten Wasserstoffproduktion eine Verzögerung von ca. 50 s zur Folge. Beim Test CORA-13 mit Quenchbeginn vor Abschaltung der elektrischen Leistung macht sich der Anstieg für Temperaturen und Wasserstoffproduktion unmittelbar mit dem Quenchbeginn bemerkbar.

Beim Siedewassertest CORA-17 finden wir trotz der ähnlichen Verzögerung, wie beim Test CORA-12, den Anstieg von Temperatur und Wasserstoffproduktion in den ersten 20 Sekunden langsam und dann stark ansteigend.

Diskussion der Ergebnisse

Der Temperaturanstieg und die Verstärkung der Wasserstoffproduktion im Druckwasserbündel kann durch den Einfluß der exothermen Zirkon/Wasserdampf-Oxidation erklärt werden, bei der neben dem Reaktionsprodukt Wasserstoff ein Energiebeitrag von 6,7 kJ/g erzeugt wird (Abb. 21). Die zusätzlich früher einsetzende Temperaturerhöhung und Wasserstoffproduktion beim Siedewasserreaktorbündel ist auf das Borcarbid des Absorbers zurückzuführen.

Im Bündel CORA-17 befanden sich zu Beginn 441 g B_4C im Vergleich zu 5440 g Zry. Wie die in Abbildung 21 angegebene Zusammenstellung /3/ zeigt, kann aber die deutlich kleinere Menge des Borcarbids durch eine deutlich höhere Rate bei der ebenfalls exotherm wirkenden Reaktion mit dem Wasserdampf eine ähnliche Wirkung hervorrufen.

Borcarbid reagiert mit Wasserdampf in 2 Stufen, wobei jede Stufe wiederum 2 Prozesse zuläßt. Die Kinetik dieser Prozesse ist nicht bekannt. Betrachtet man aber die 4 Möglichkeiten, so sieht man, daß die Gesamtreaktion einen Energie-

beitrag zwischen 25,3 kJ/g und 60,7 kJ/g liefern kann. Pro Gramm reagierender Substanz ist die entstehende Energie beim B_4C also um den Faktor 4 bis 9 höher als beim Zr. Ebenso entsteht bei den Reaktionen des B_4C pro Gramm 5 bis 6,6 mal mehr Wasserstoff als beim Zr.

Um zu sehen, wie viel B_4C zu Beginn des Quenchvorganges noch vorhanden war, können die Querschnitte des analogen Nicht-Quenchversuches CORA-16 herangezogen werden (Abb. 19). Die Querschnitte zeigen den Zustand des Bündels am Ende des Versuches CORA-16. Dieses Erscheinungsbild entspricht dem Zustand des Quenchversuchs direkt vor dem Fluten.

Man kann aus dem Querschnitt von CORA-16 erkennen, daß in der unteren Hälfte des Bündels die Reste der B_4C gefüllten Absorberstäbe in gesinterter Form überlebt haben. Die analogen Querschnitte des Quenchversuchs CORA-17 zeigen, daß diese Reste reagiert haben müssen.

Wir deuten das Verhalten im Versuch CORA-17 dahin, daß die Reste der Absorbersäulen in den unteren Hälften des Bündels schon zu Beginn des Quenchprozesses reagieren und damit durch den konvektiven Wärmetransport die Temperatur im gesamten Bündel erhöhen.

Die Reaktion des vorhandenen Rest-Zircalloys kann damit auch auf einem hohen Temperaturniveau ablaufen. Ob am Gesamteffekt auch die anfängliche größere Zircaloymenge im SWR-Bündel im Vergleich zum PWR-Bündel (5440 g statt 3680 g) beiträgt, kann ohne Zusatzversuch nicht entschieden werden.

Um die Mechanismen im Detail und die Aufteilung auf die möglichen Prozess zu verstehen, sind weitere Versuche notwendig.

References:

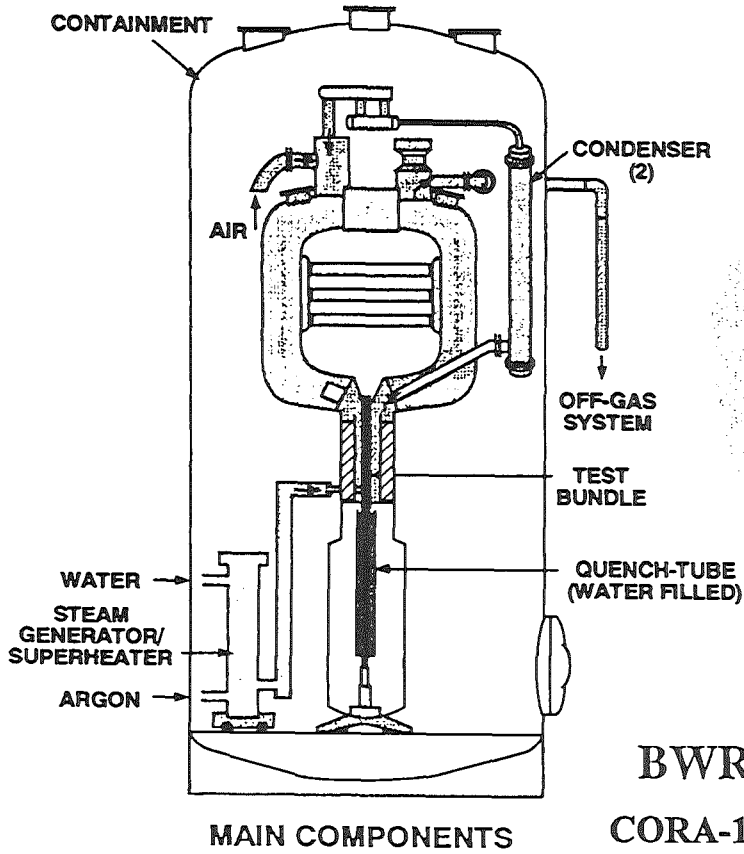
- /1/ S. Hagen, K. Hain, "Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage (CORA-Program): Objectives, Test Matrix and Facility Description", KfK 3677 (1986).
- /2/ S. Hagen, V. Noack, L. Sepold, P. Hofmann, G. Schanz, G. Schumacher, "Results of SFD Experiments CORA-13 (OECD International Standard Problem 31)", KfK 5054 (1993).
- /3/ Ladislav Belovsky; "Experience with ICARE2 based on re-calculations of CORA-VVER Experiments", Proceedings from the ICARE2 User's Club First Seminar November 21 - 22, 1994, Aix-en-Provence, France.

CORA Test Matrix

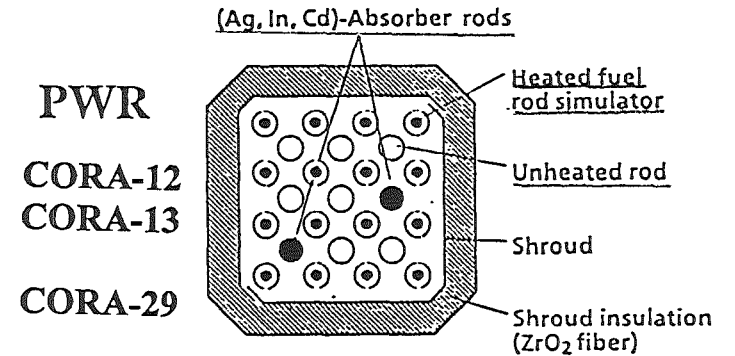
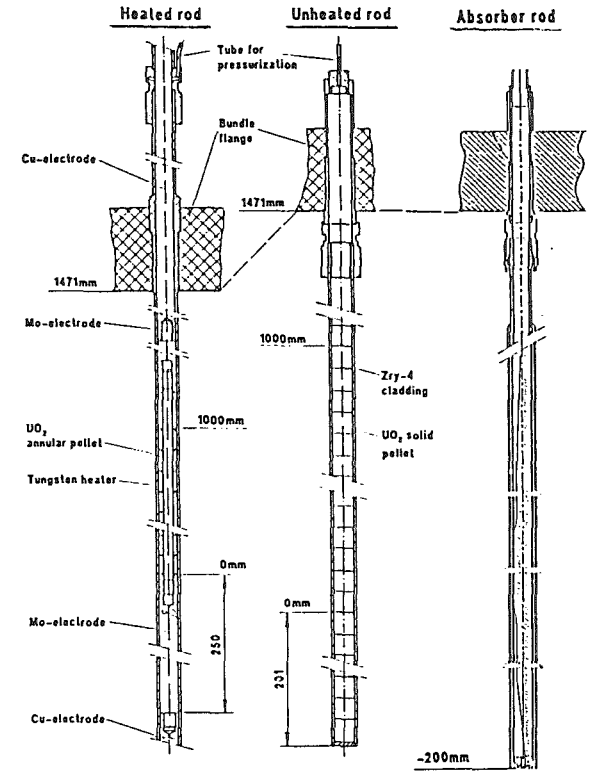
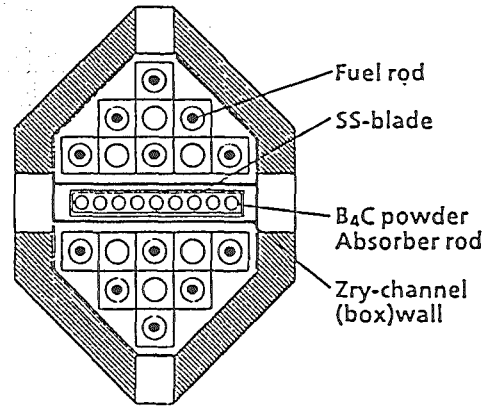
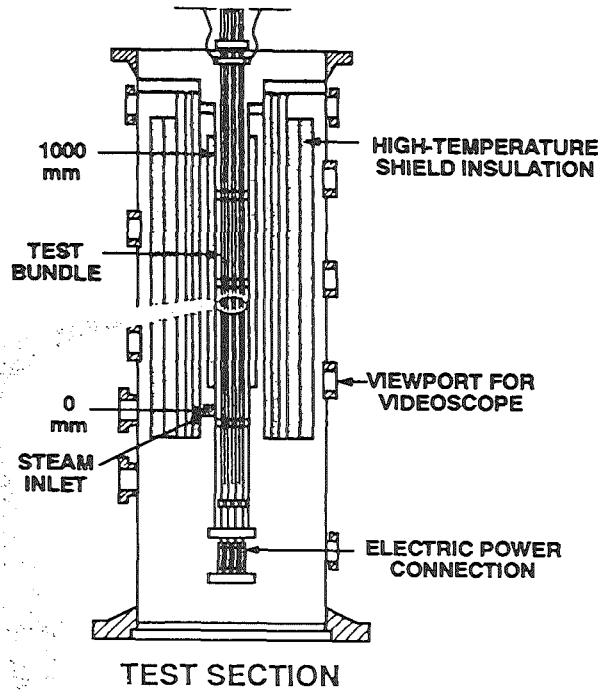
Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
2	≈ 2000°C	-	UO ₂ refer., inconel spacer	Aug. 6, 1987
3	≈ 2400°C	-	UO ₂ refer., high temperature	Dec. 3, 1987
5	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	PWR-absorber	Febr. 26, 1988
12	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	quenching	June 9, 1988
16	≈ 2000°C	B ₄ C	BWR-absorber	Nov. 24, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	March 2, 1989
17	≈ 2000°C	B ₄ C	quenching	June 29, 1989
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	Nov. 9, 1989
7	< 2000°C	Ag, In, Cd	<u>57-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	Febr. 25, 1992
10	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	cold lower end 2 g/s steam flow rate	July 16, 1992
33	≈ 2000°C	B ₄ C	dry core conditions, no extra steam input	Oct. 1, 1992
W1	≈ 2000°C	-	WWER-test	Febr. 18, 1995
W2	≈ 2000°C	B ₄ C	WWER-test with absorber	April 21, 1993

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

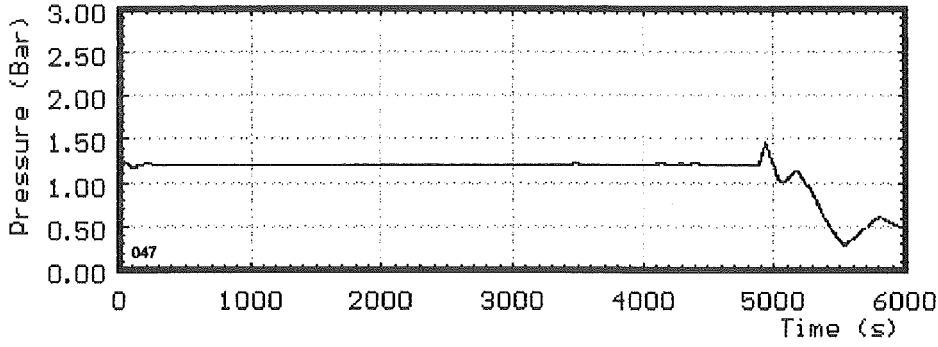
CORA Severe Fuel Damage Test Facility



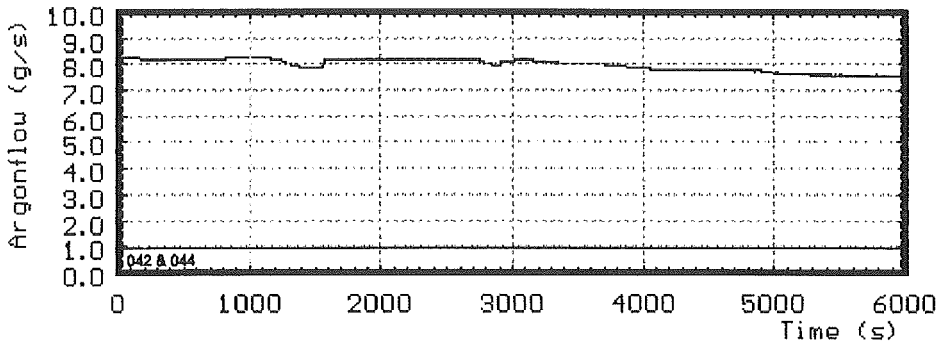
BWR
 CORA-17
 CORA-16



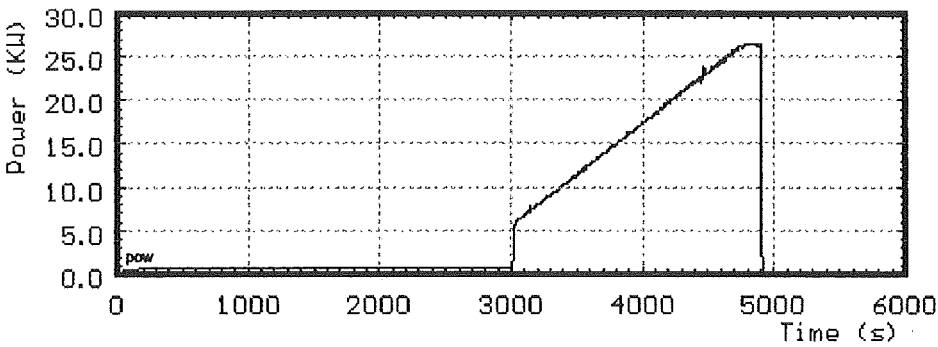
CORA-13: Test conduct



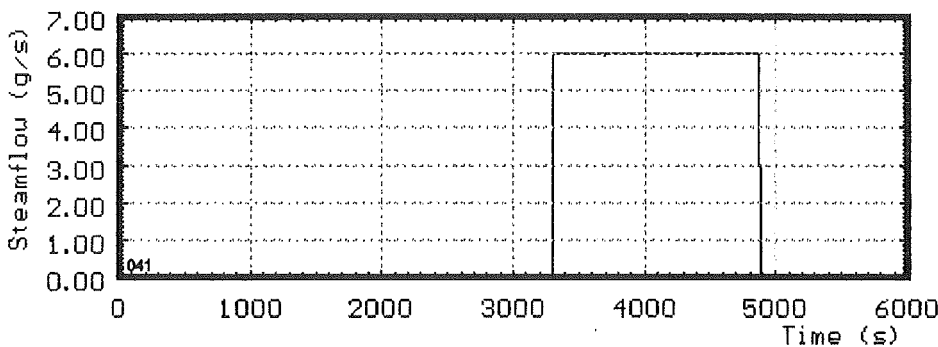
**system
overpressure**



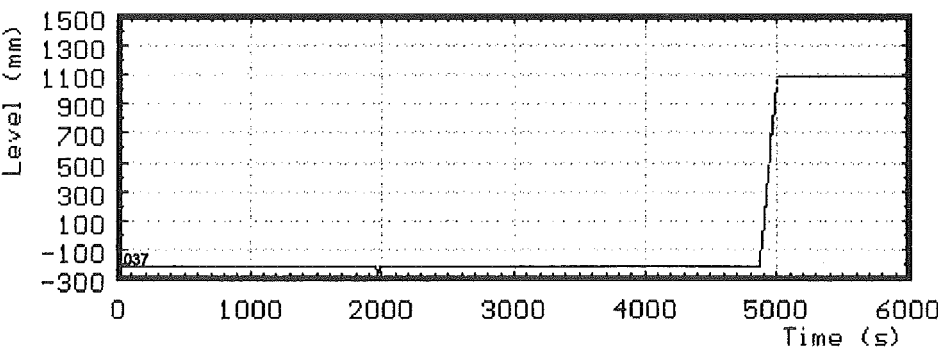
Argonflow



power

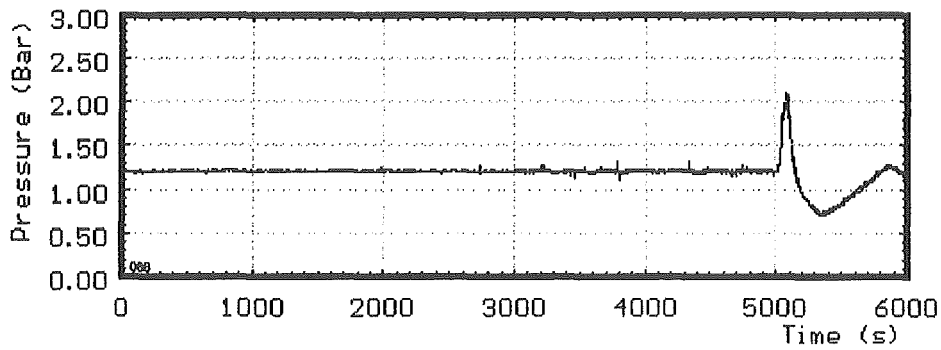


**steam
production**

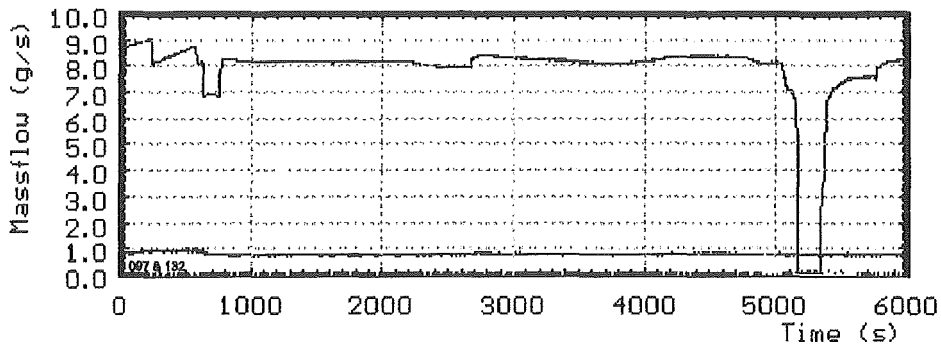


**quench
level**

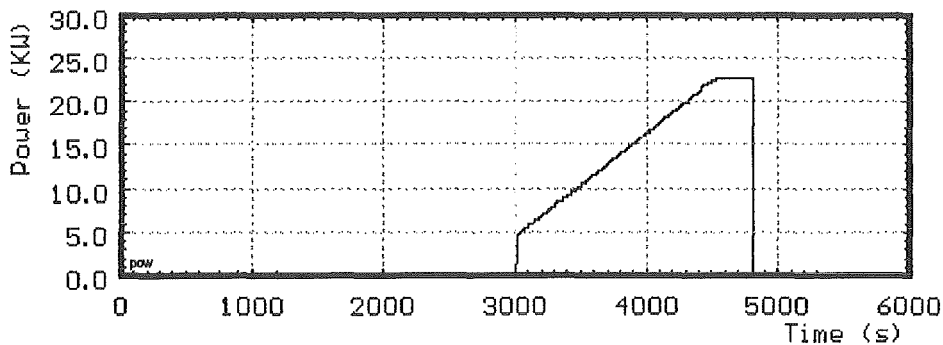
CORA-17: Test conduct



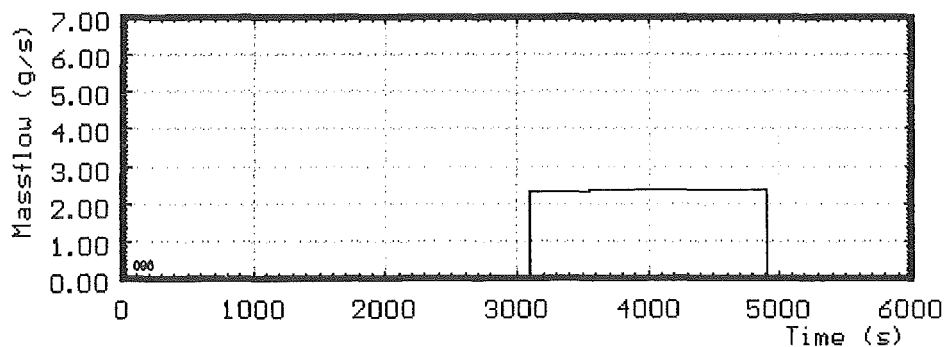
**system
overpressure**



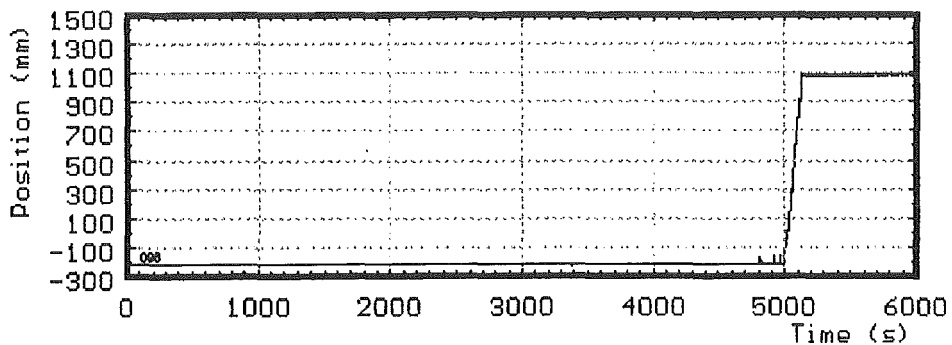
Argonflow



power

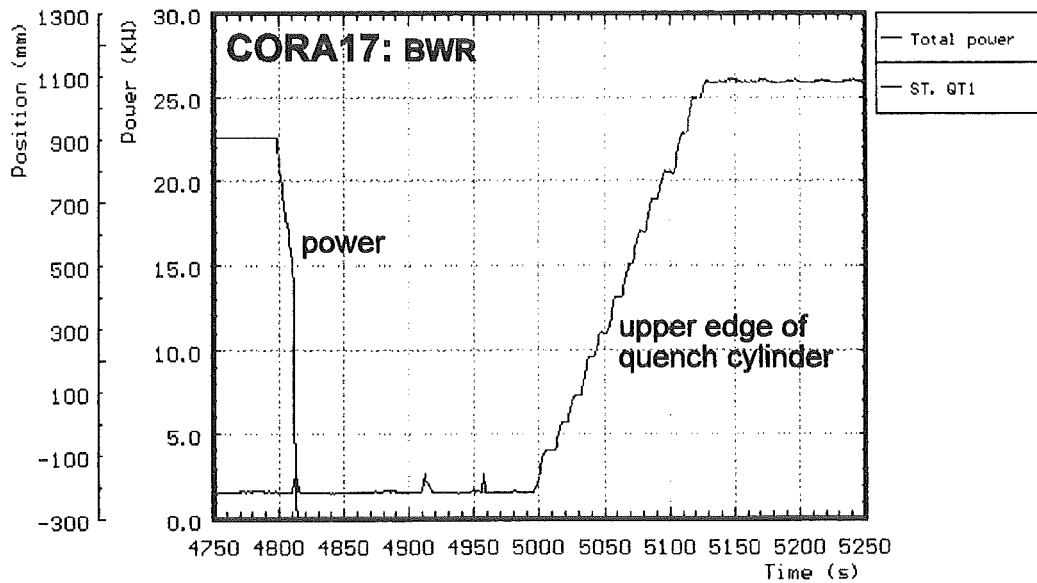
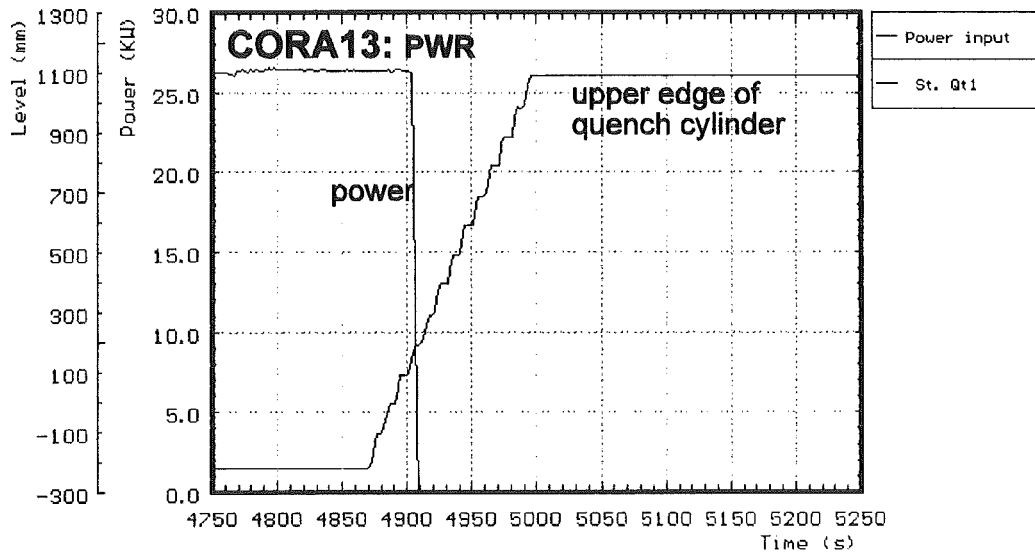
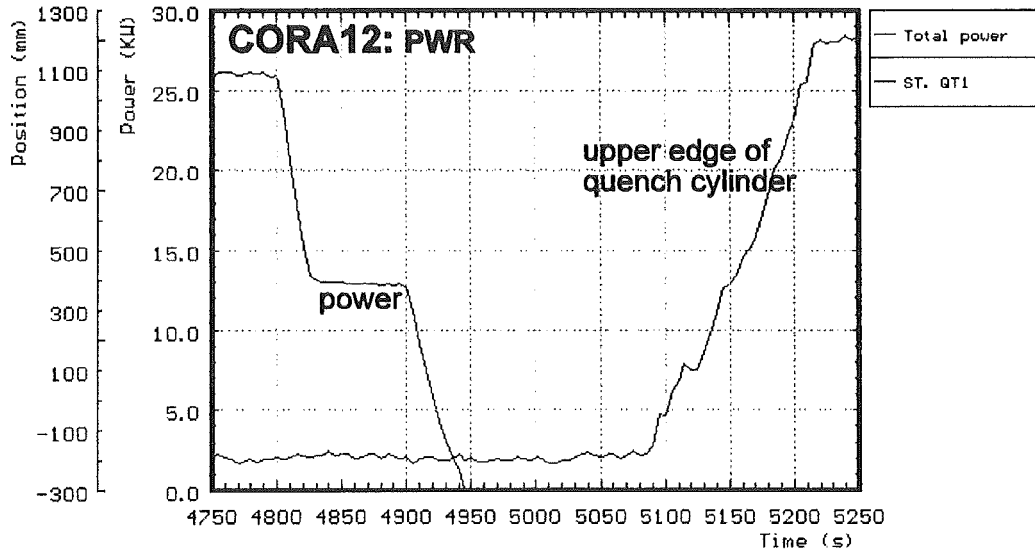


**steam
production**



**quench
level**

Movement of quench cylinder compared to power input



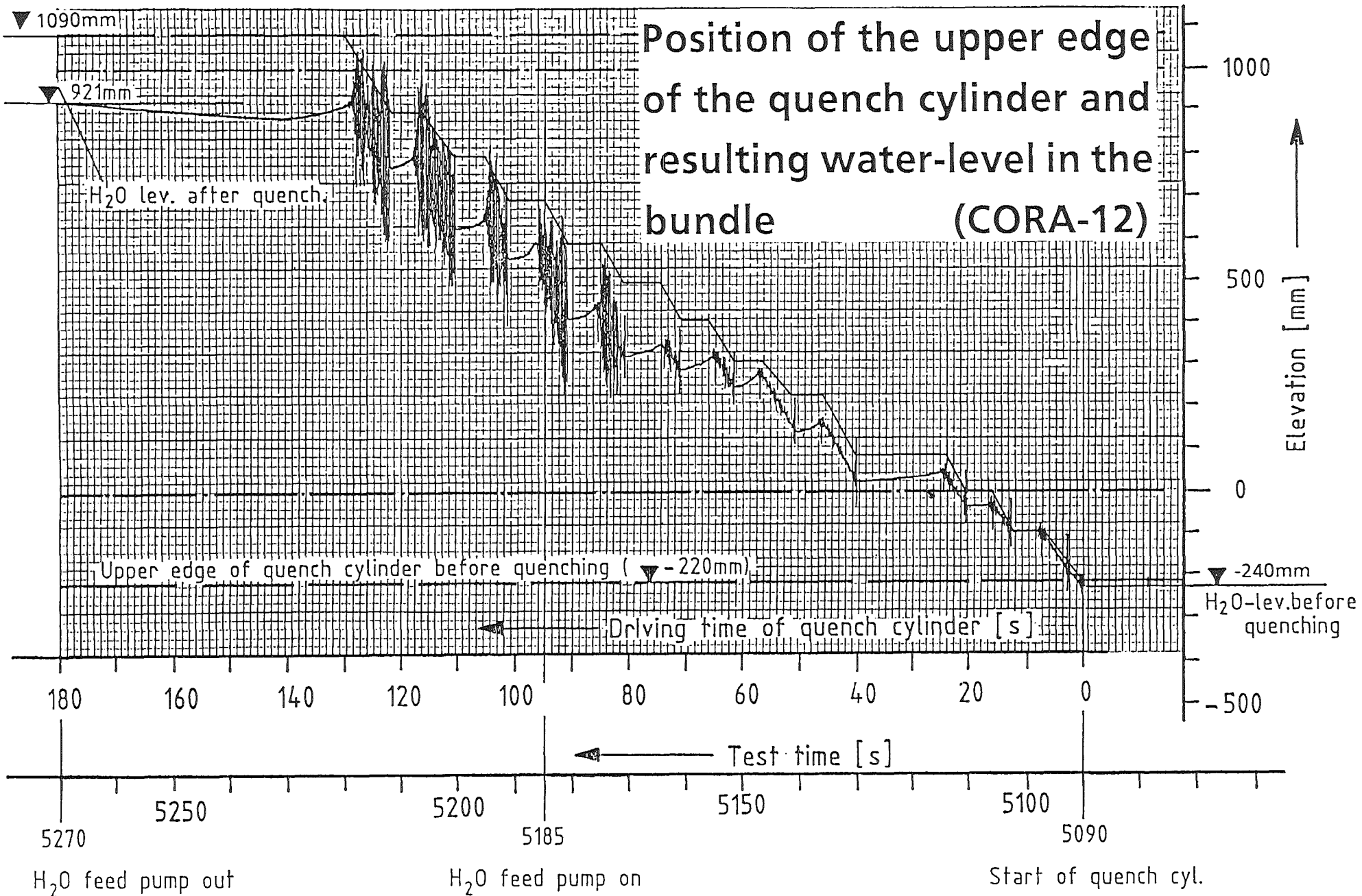
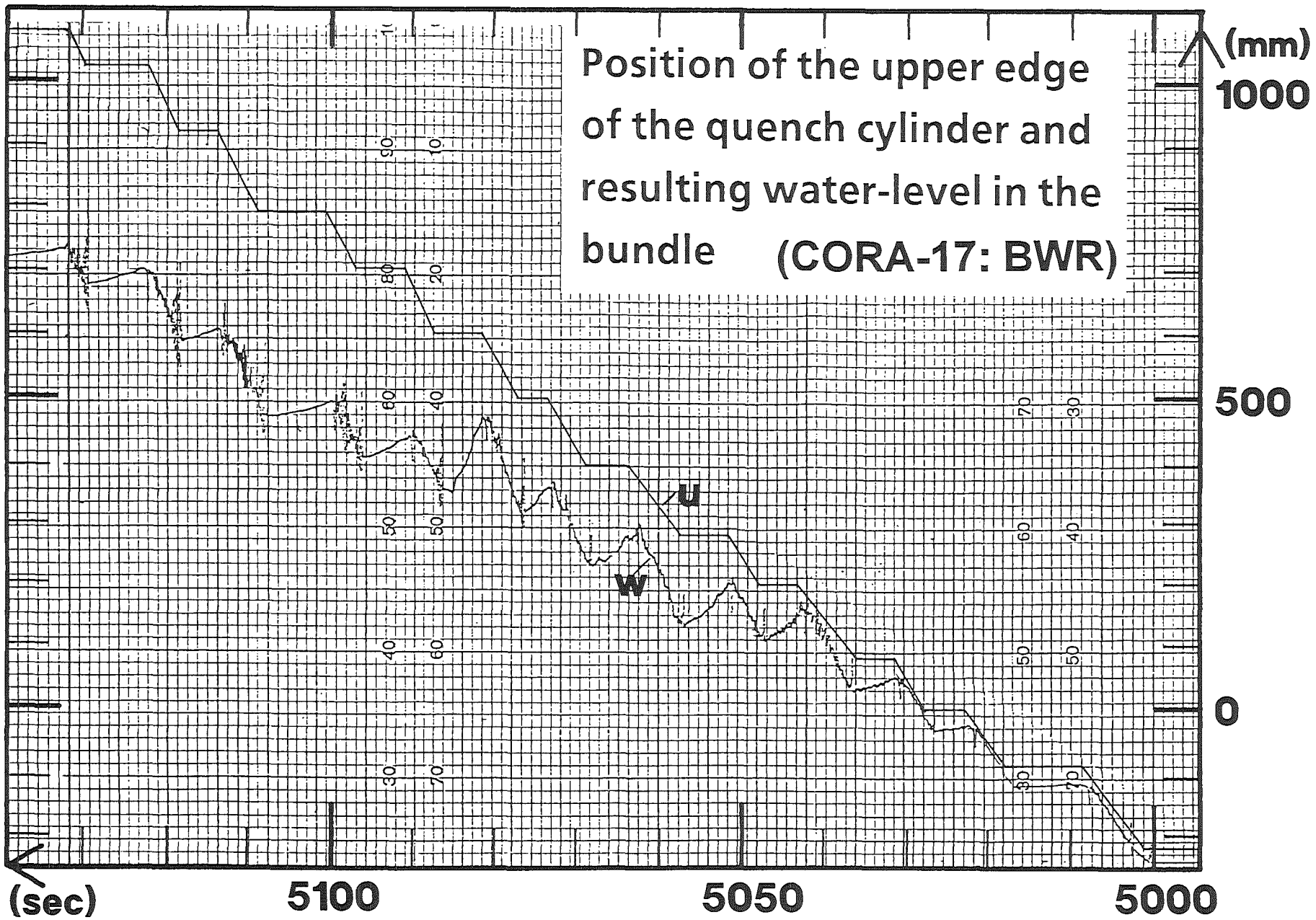
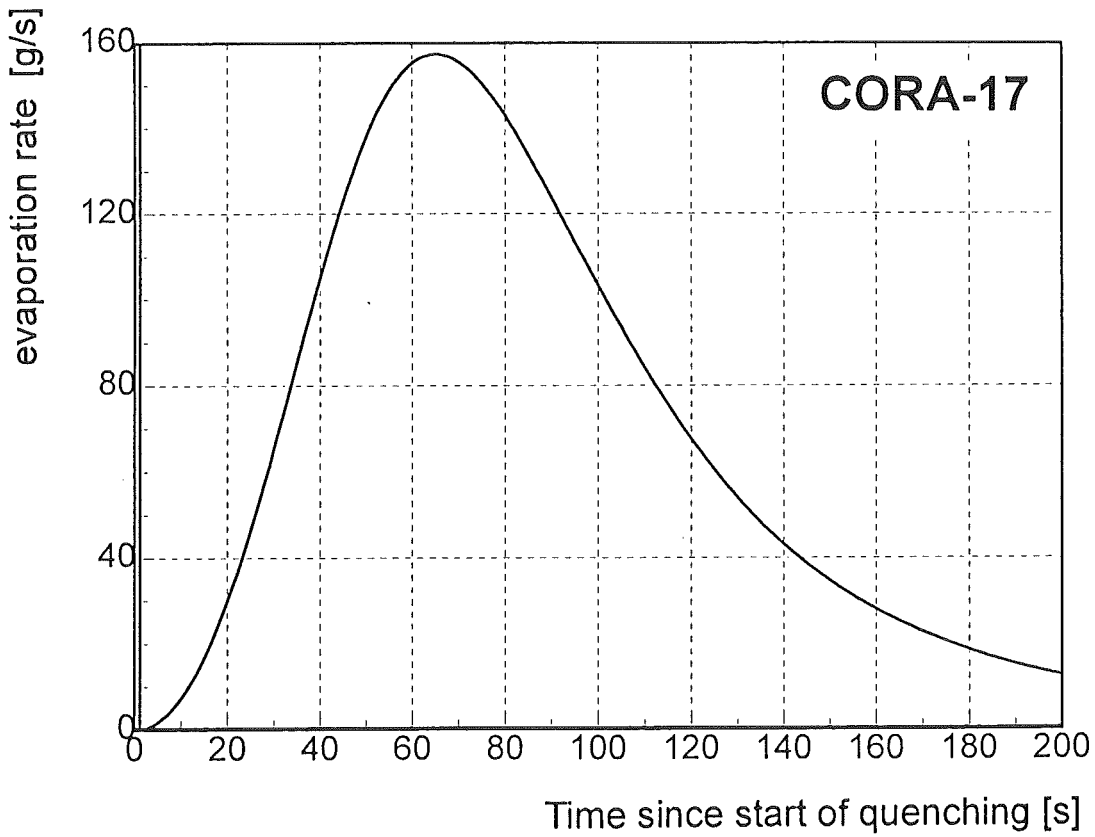
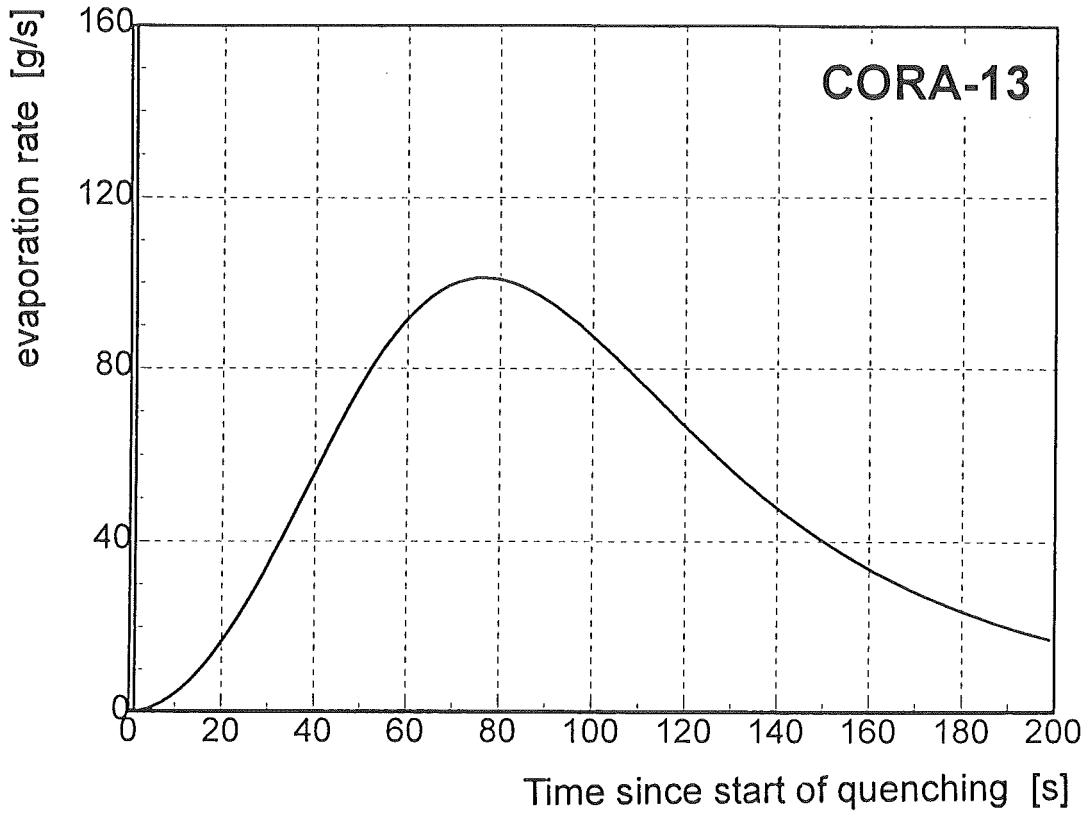


Abb: 32.21.08 - 6

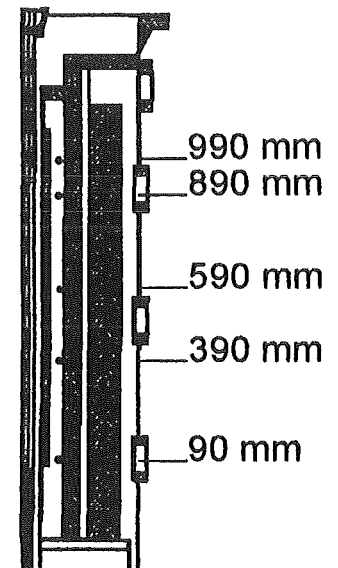
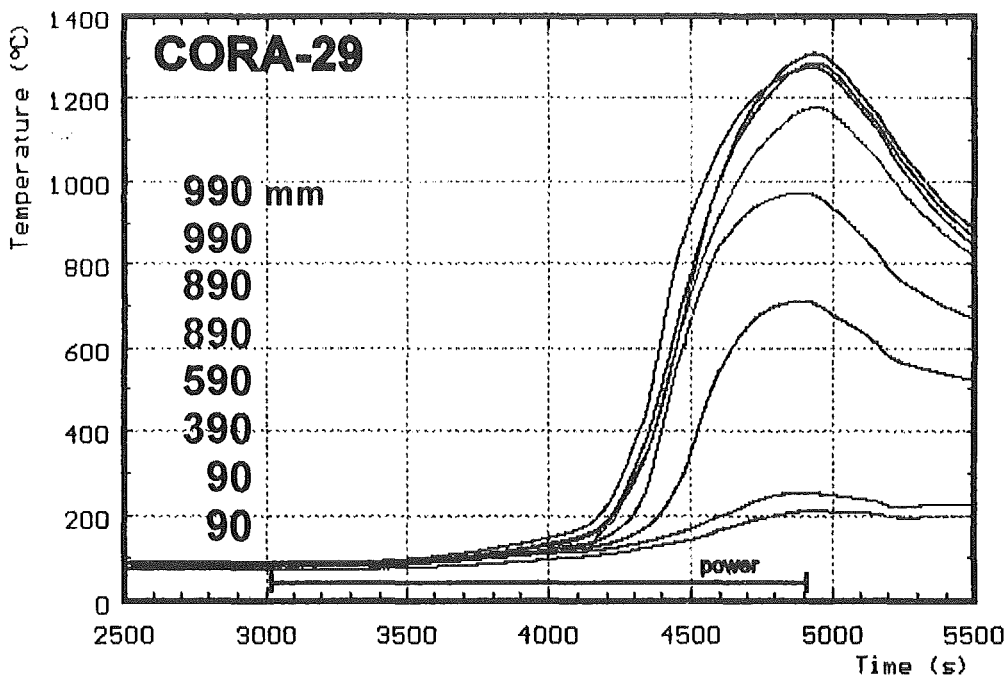
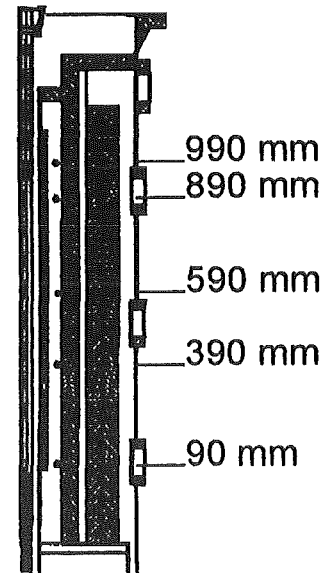
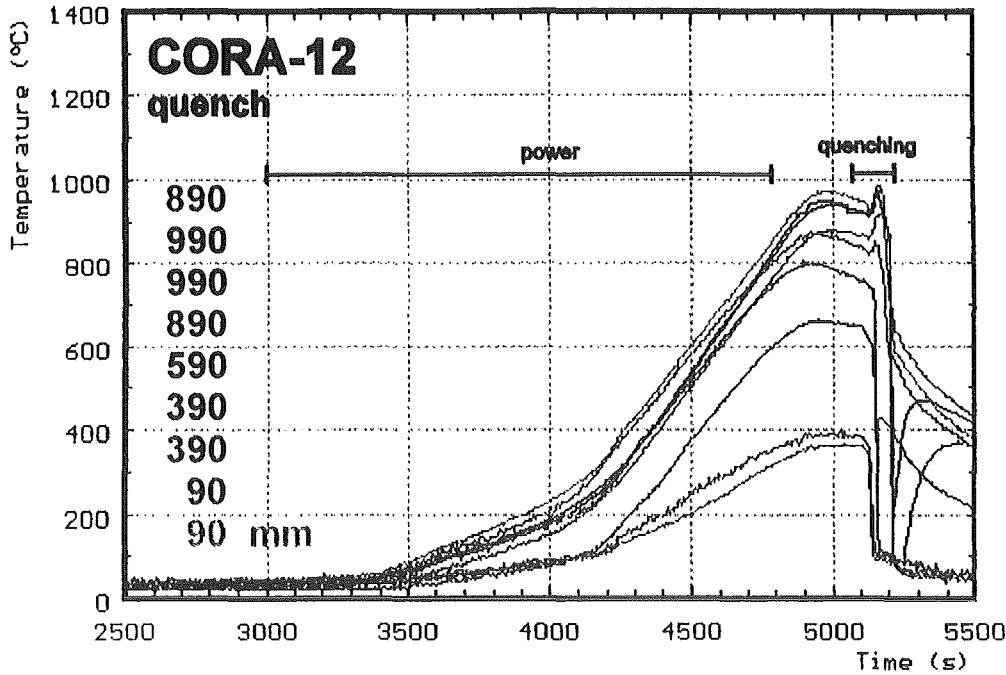
Abb: 32.21.08 - 7





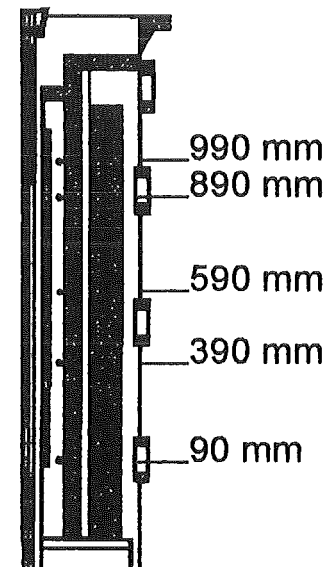
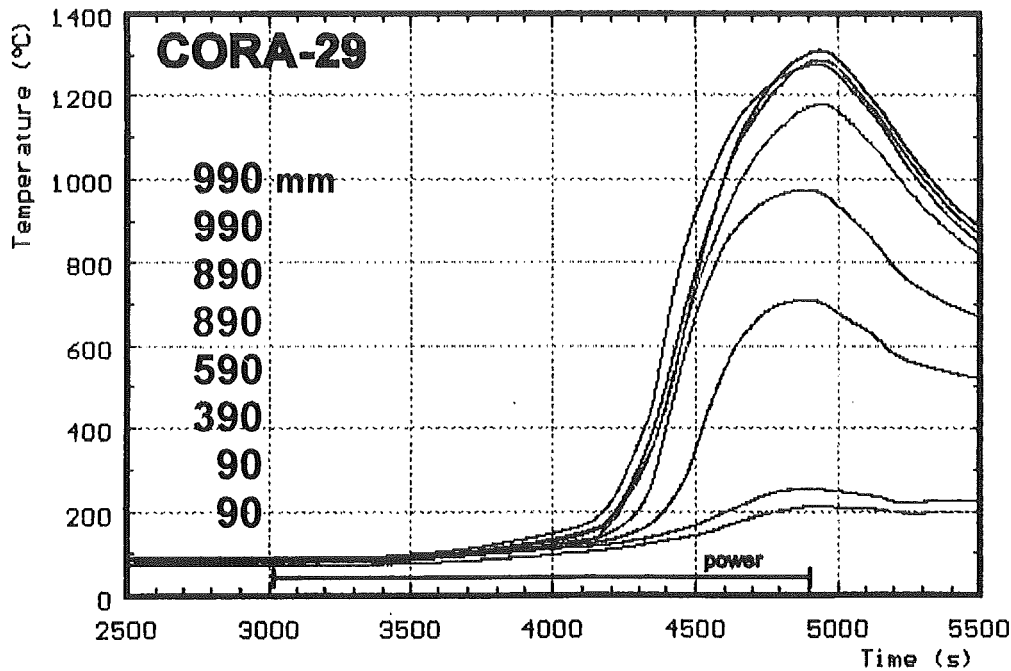
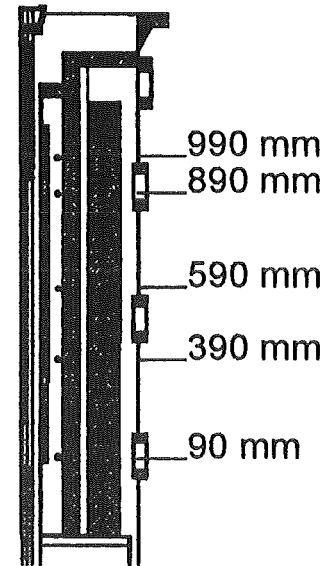
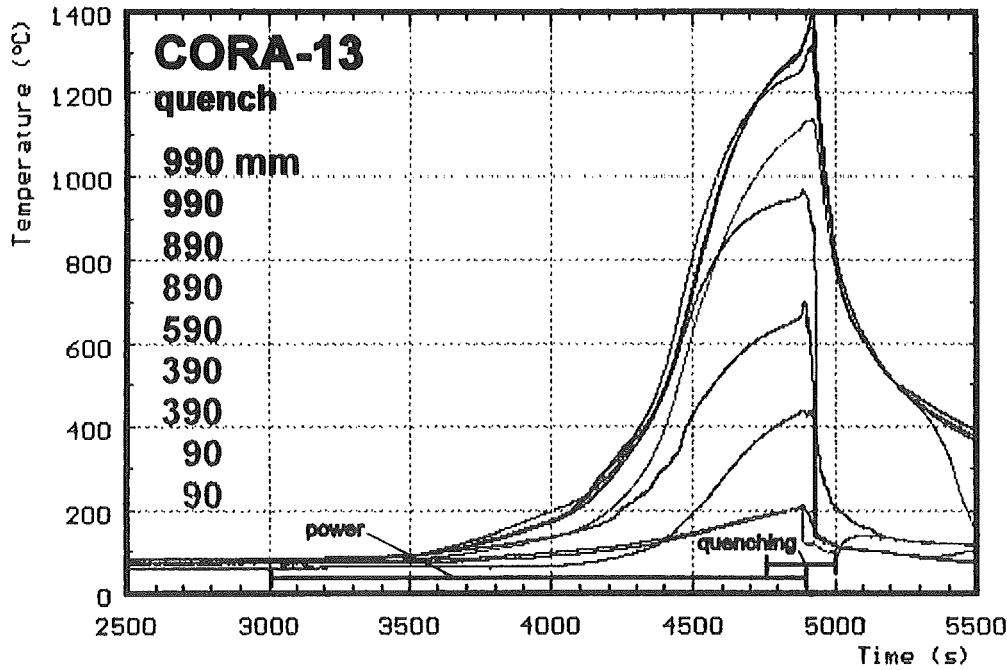
Evaporation rate (g/s) during the quench process

CORA-12 / CORA-29 (PWR) Temperatures on inner wall of HTS



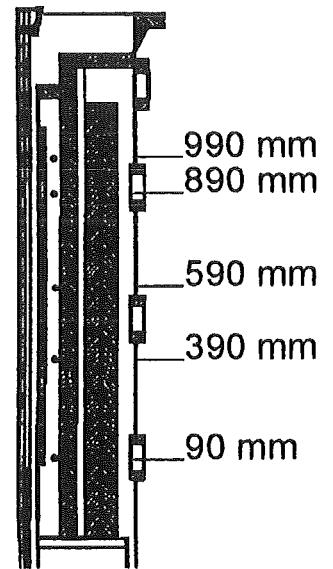
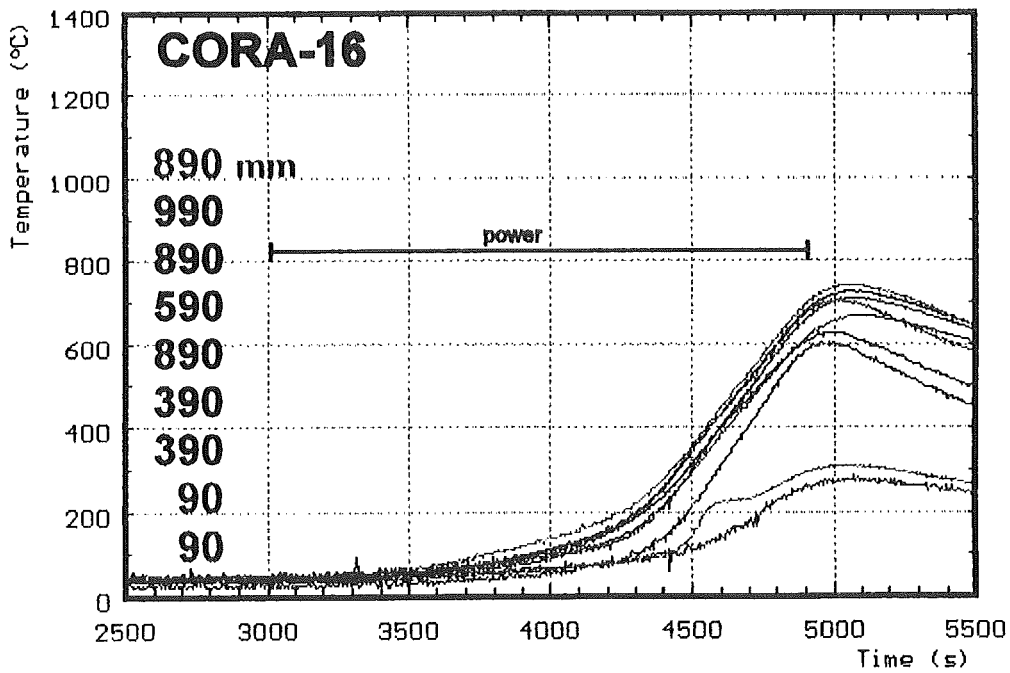
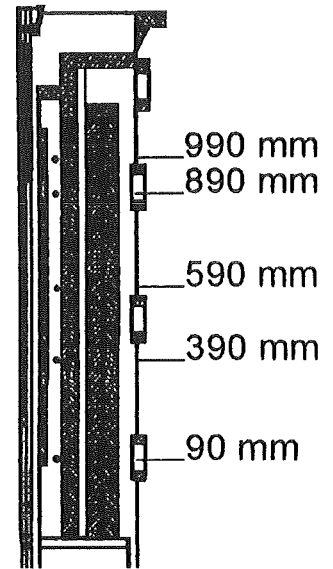
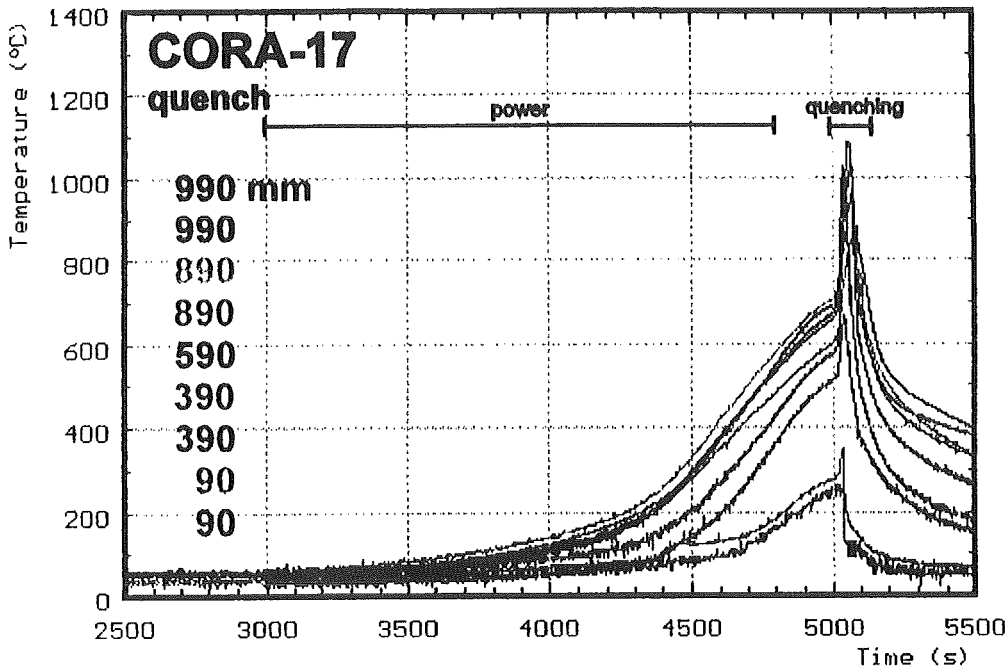
CORA-13 / CORA-29 (PWR)

Temperatures on inner wall of HTS



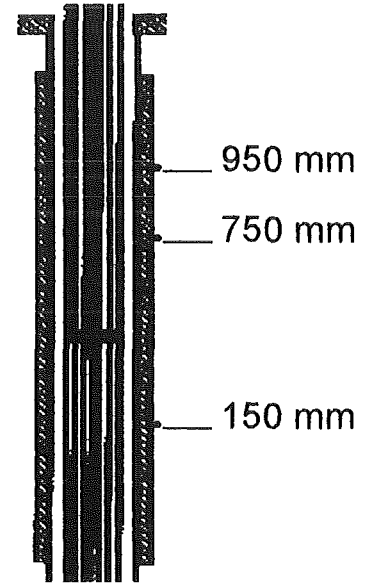
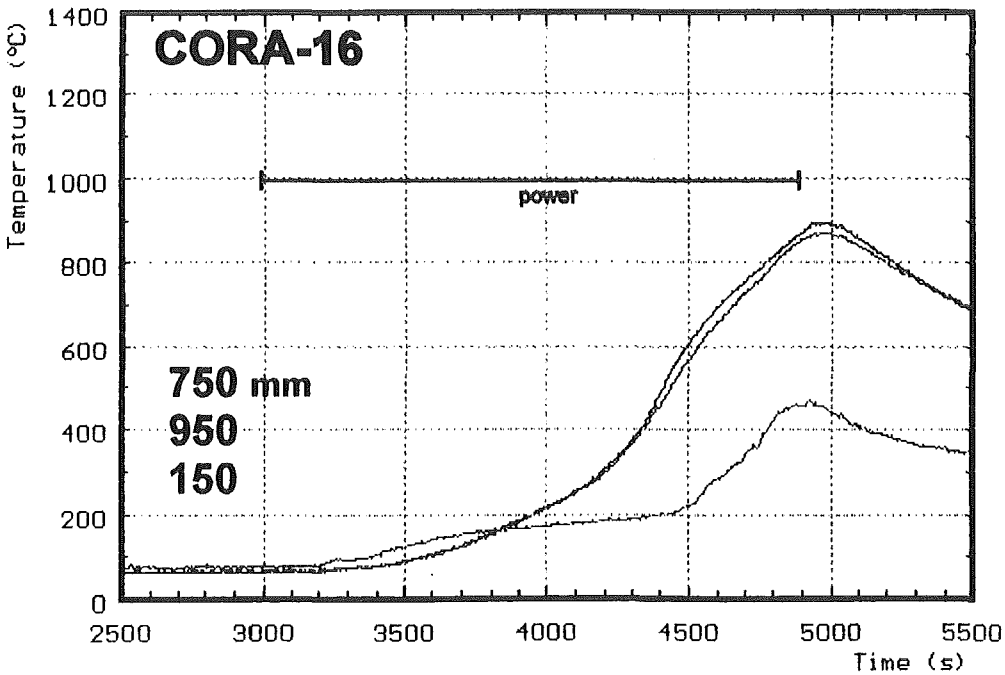
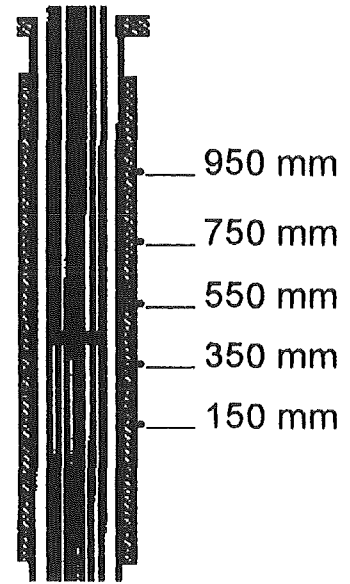
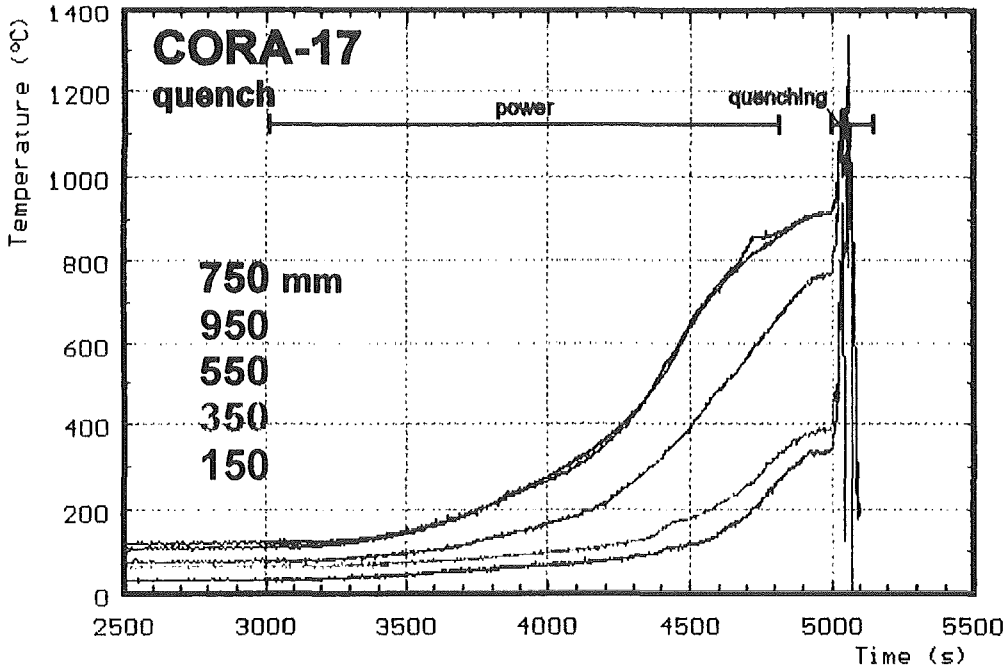
CORA-17 / CORA-16 (BWR)

Temperatures on inner wall of HTS



CORA-17 / CORA-16 (BWR)

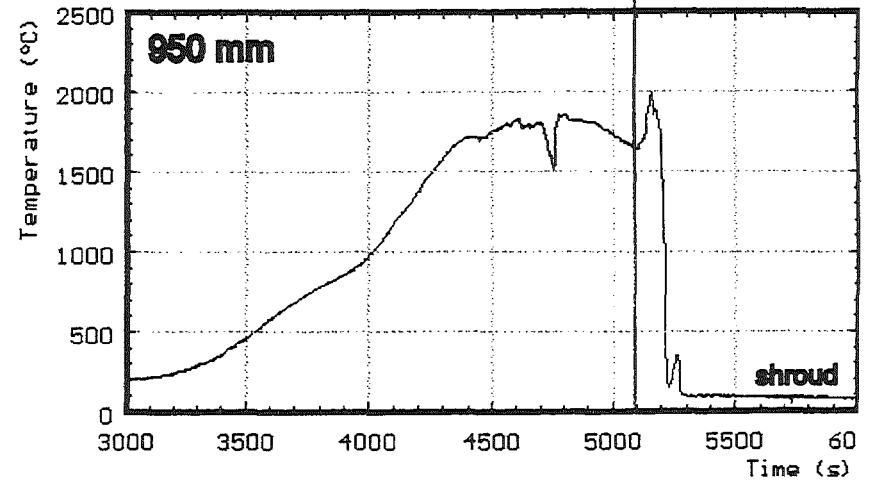
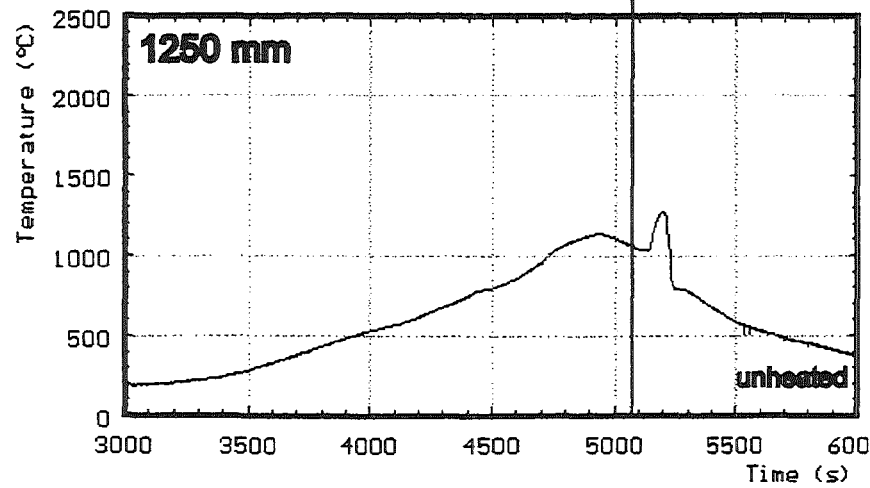
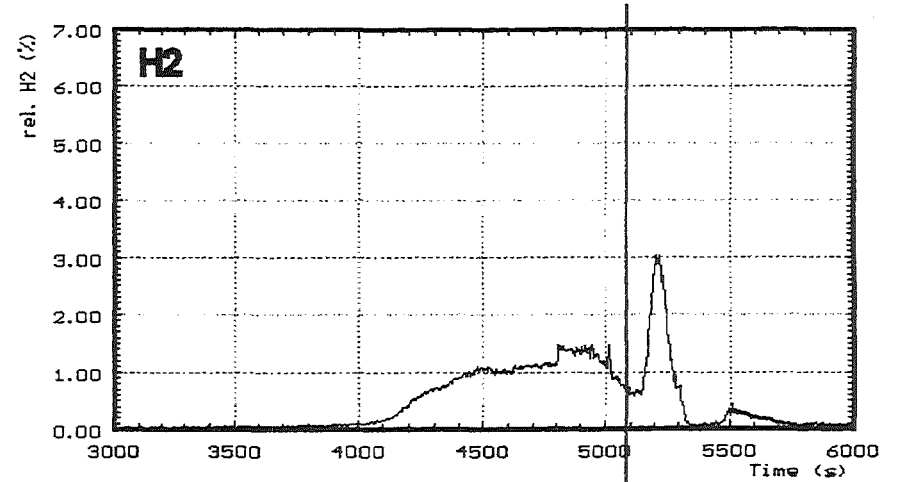
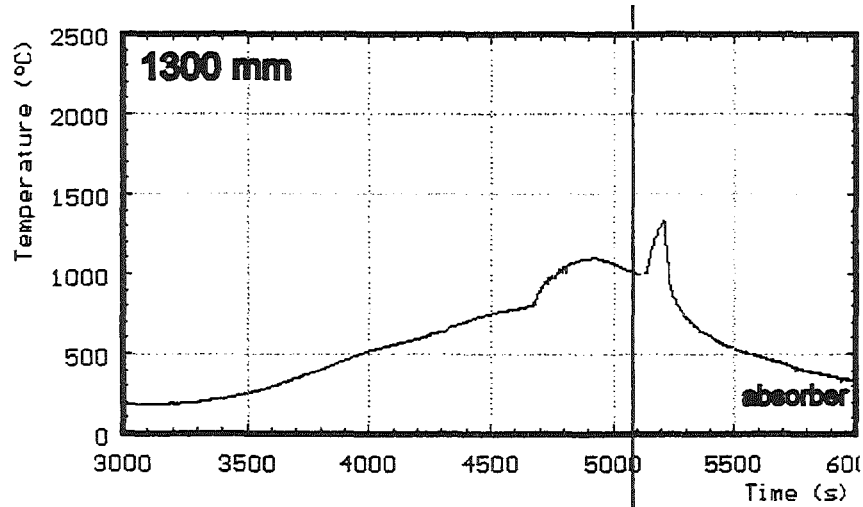
Temperatures on shroud insulation



CORA-12: Temperature peaks and hydrogen production due to quenching

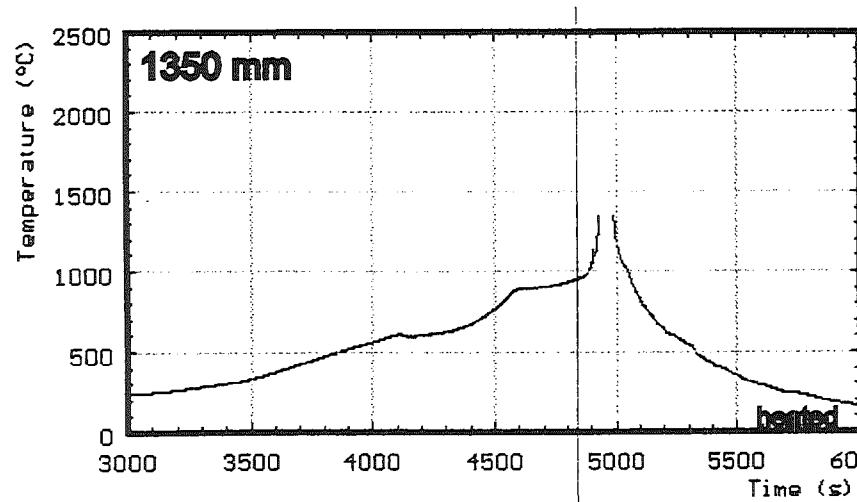
start of quenching at 5090 s

start of quenching at 5090 s

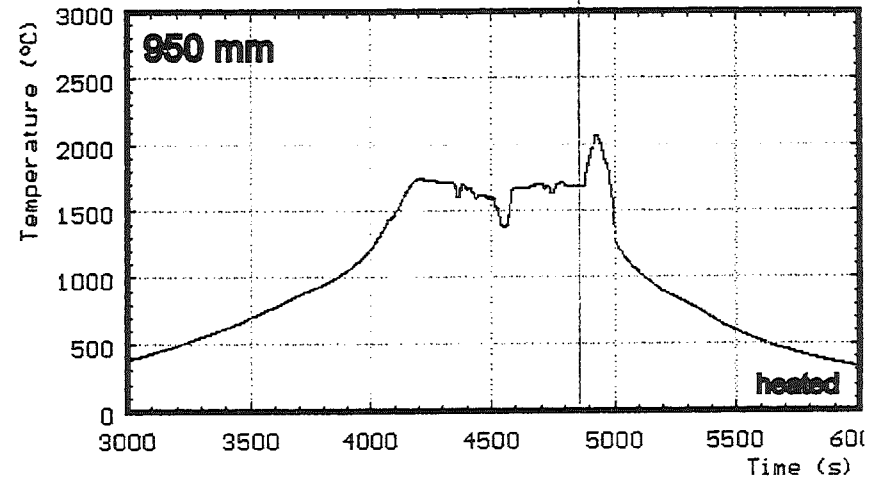
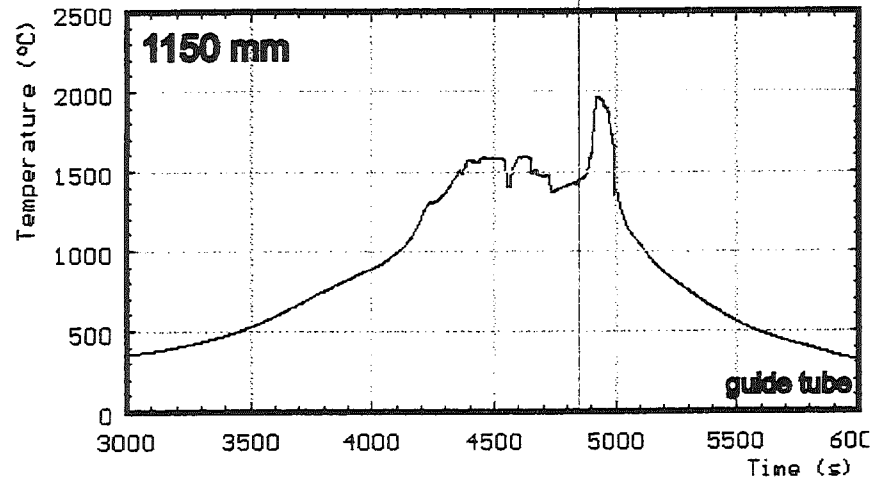
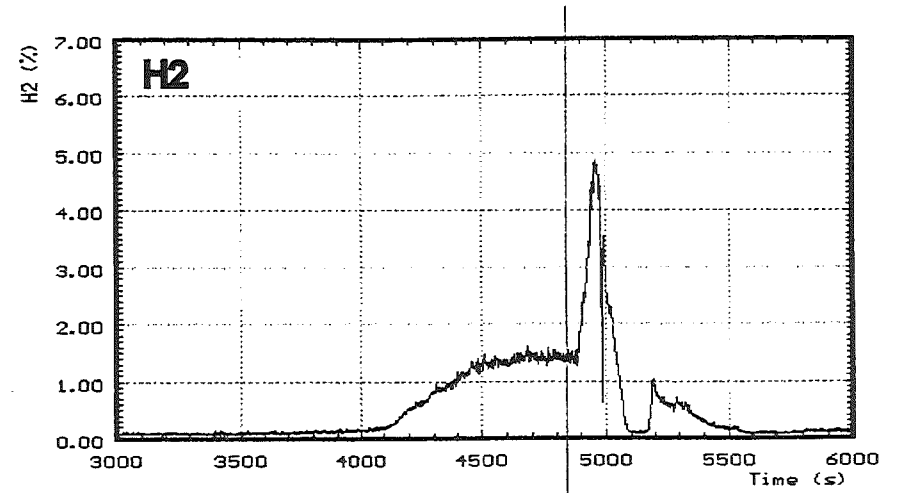


CORA-13: Temperature peaks and hydrogen production due to quenching

start of quenching at 4870 s



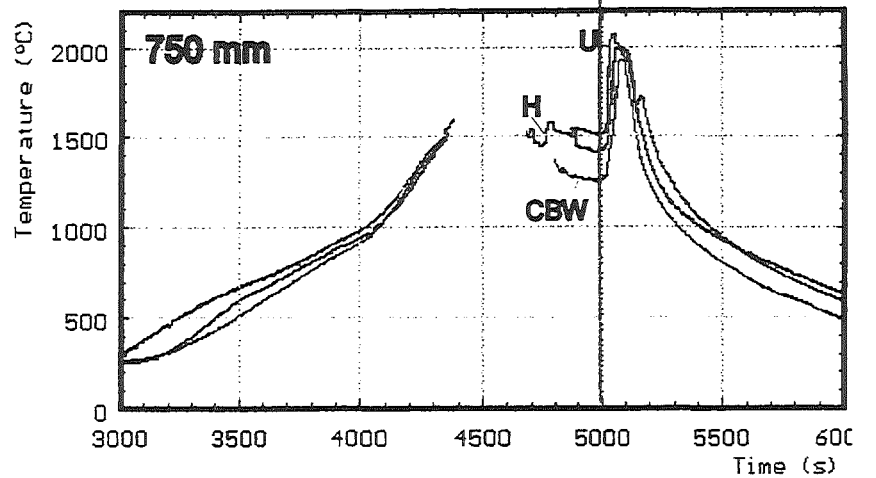
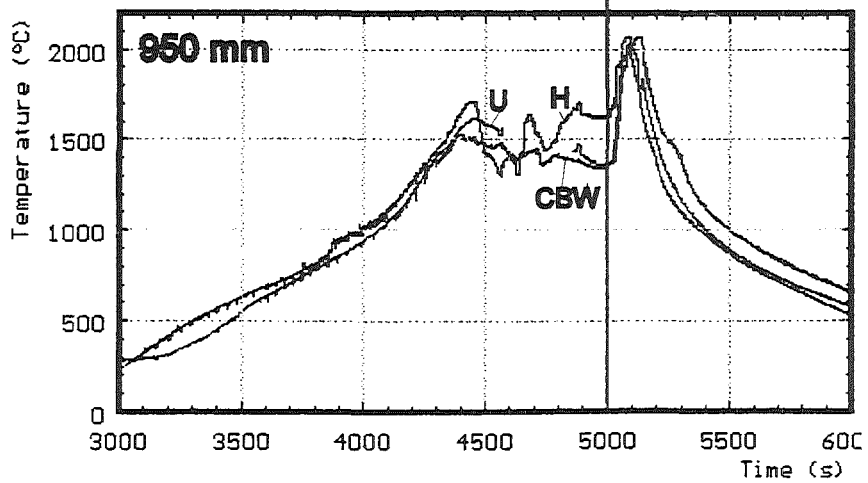
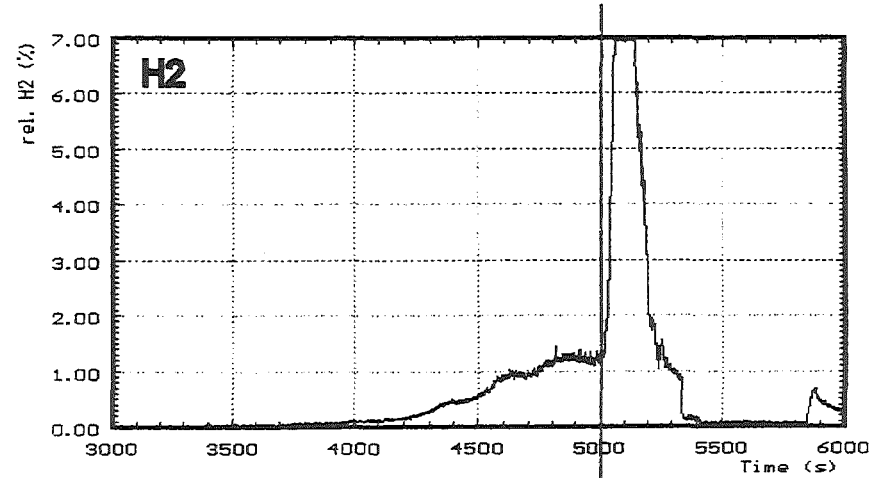
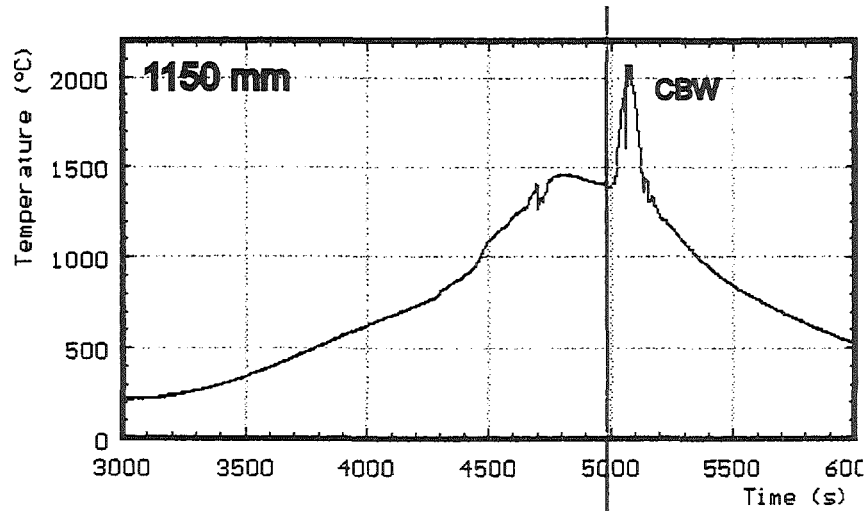
start of quenching at 4870 s



CORA-17: Temperature peaks and hydrogen production due to quenching

start of quenching at 5000 s

start of quenching at 5000 s



H: heated rods

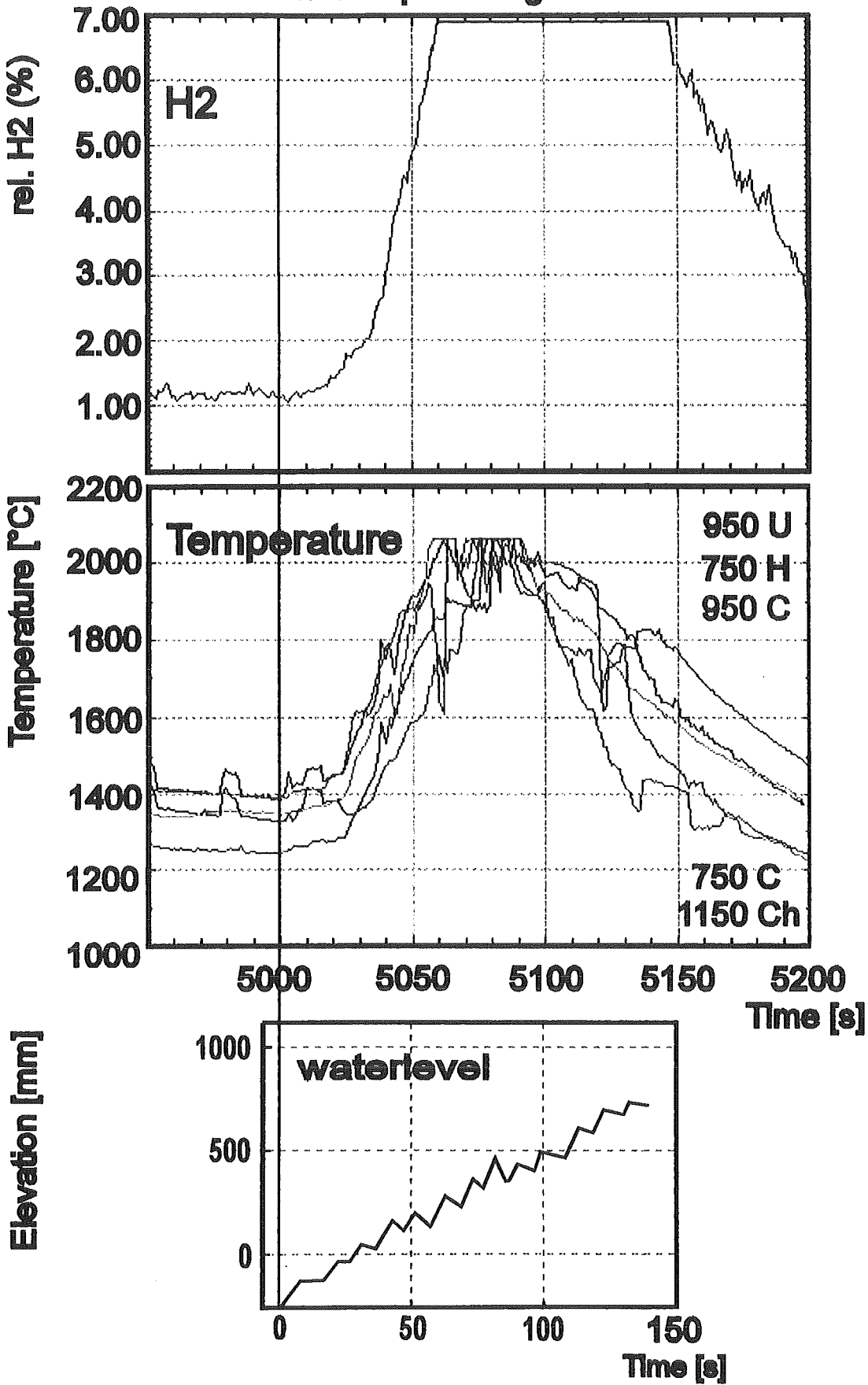
U: unheated rods

CBW: channel box wall

CORA -17

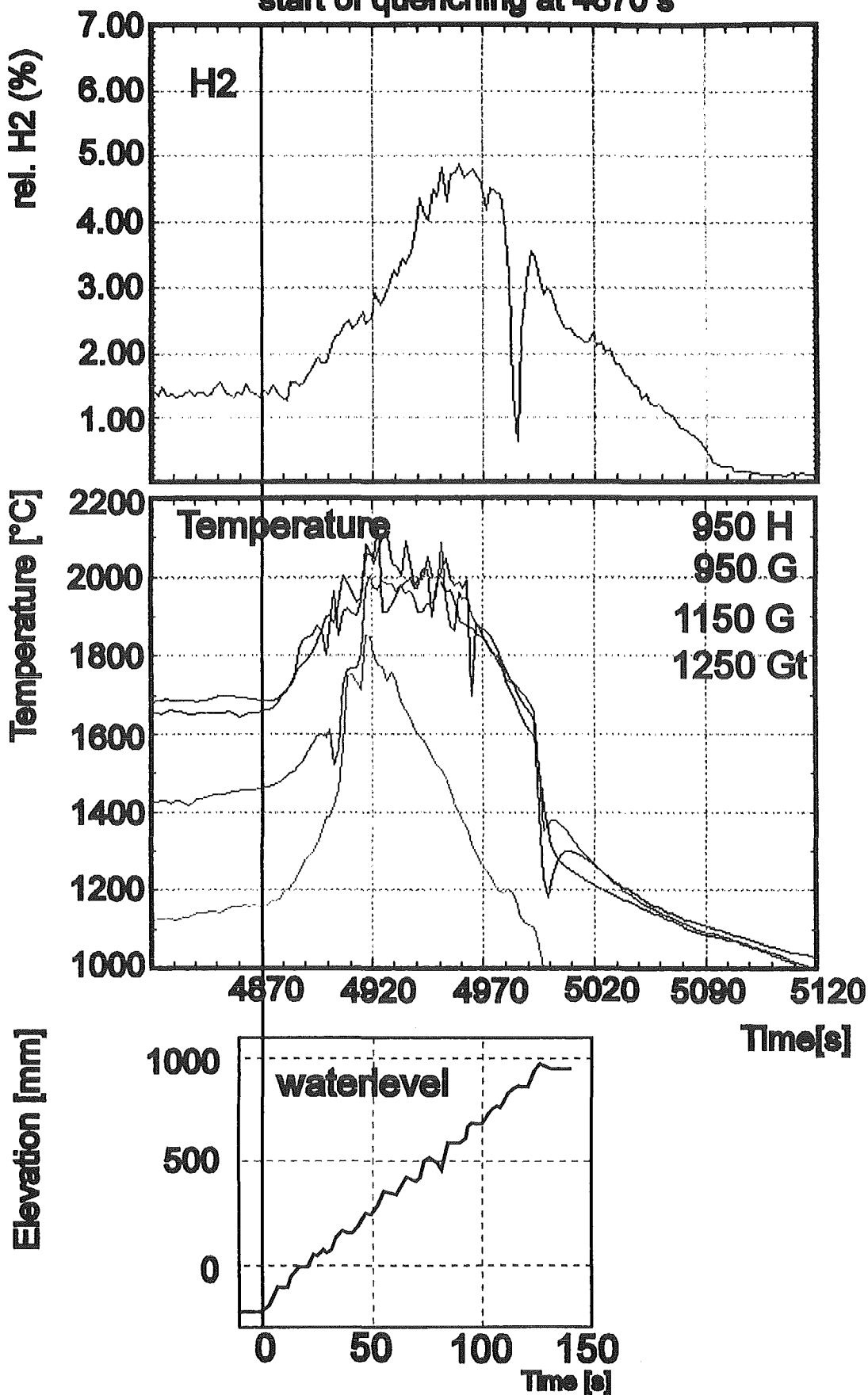
Hydrogen production - Temperature rise - Quenchlevel

start of quenching at 5000 s



CORA-13

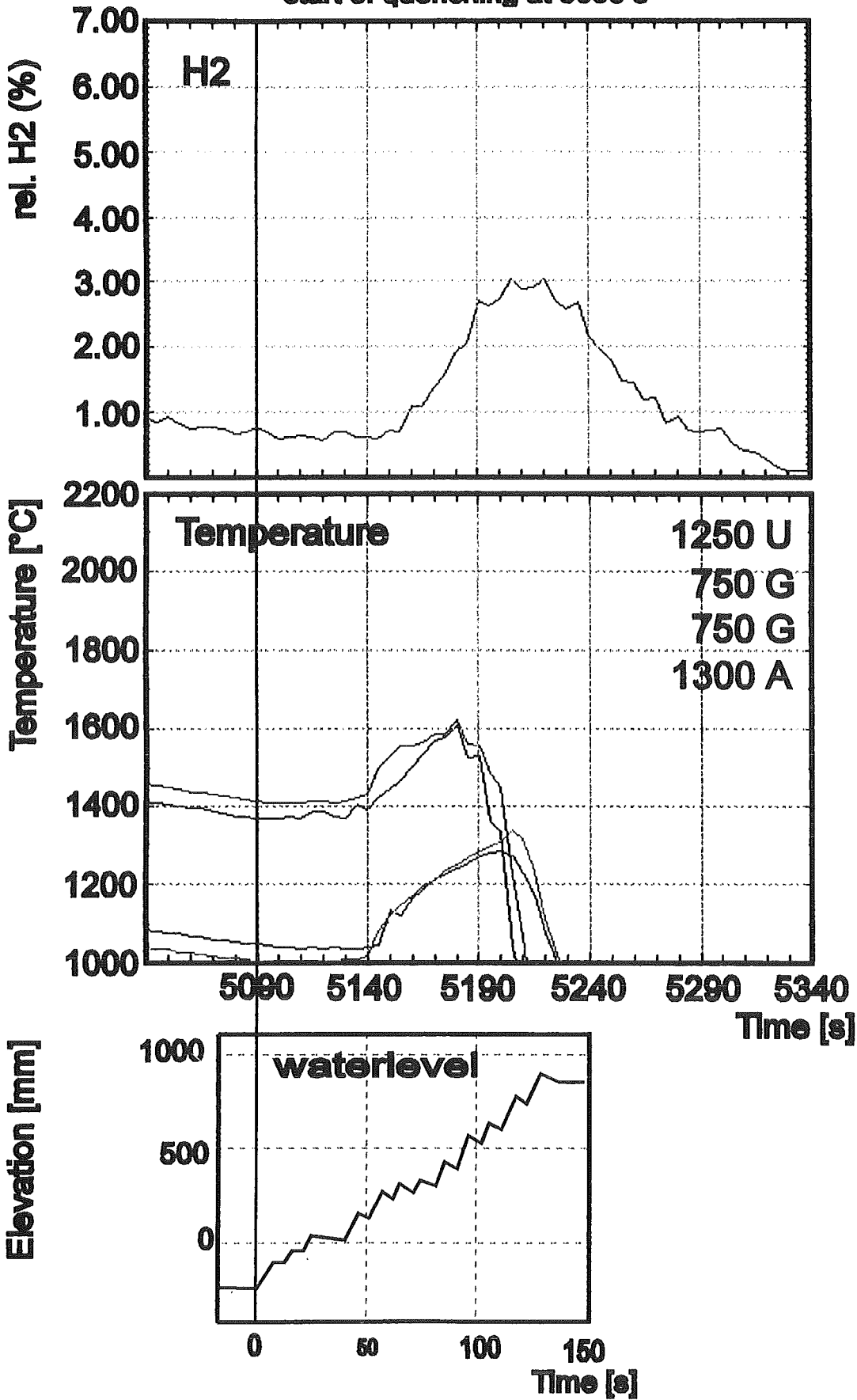
Hydrogenproduction - Temperature rise - Quenchlevel start of quenching at 4870 s



CORA-12

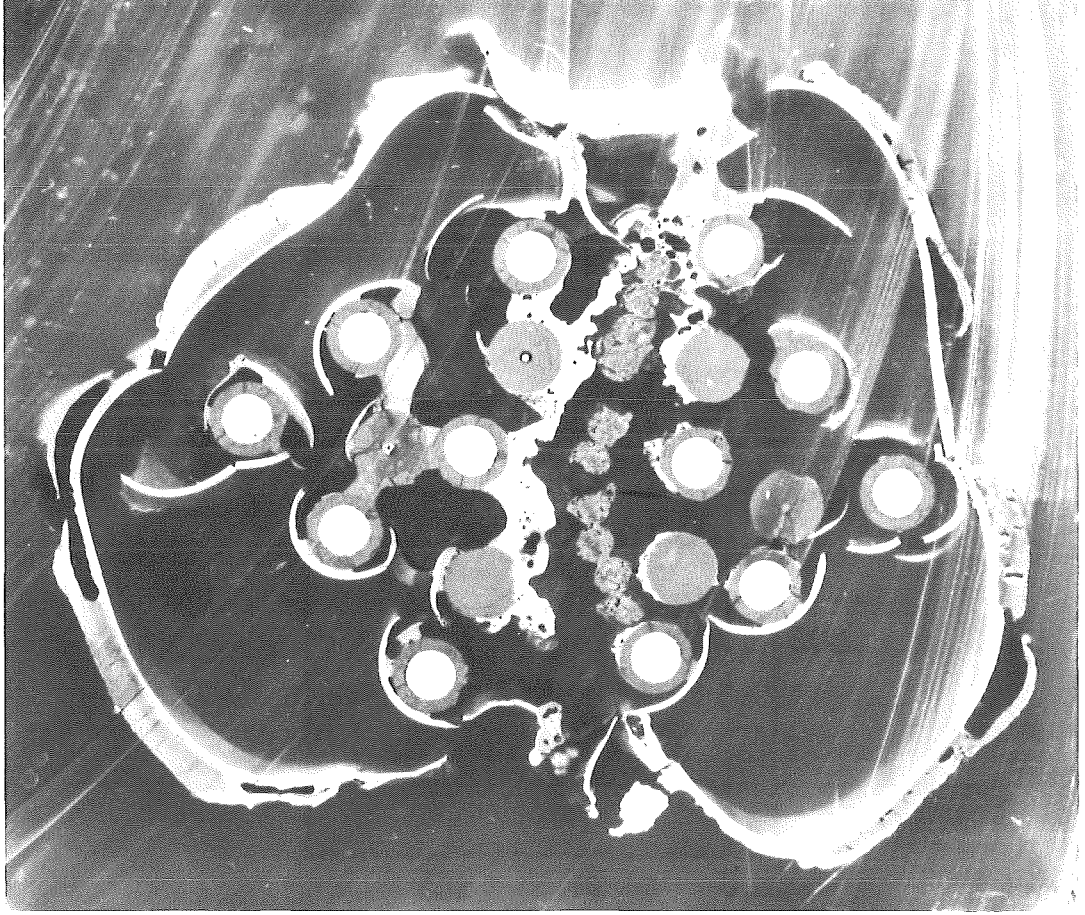
Hydrogen production - Temperature rise - Quenchlevel

start of quenching at 5080 s

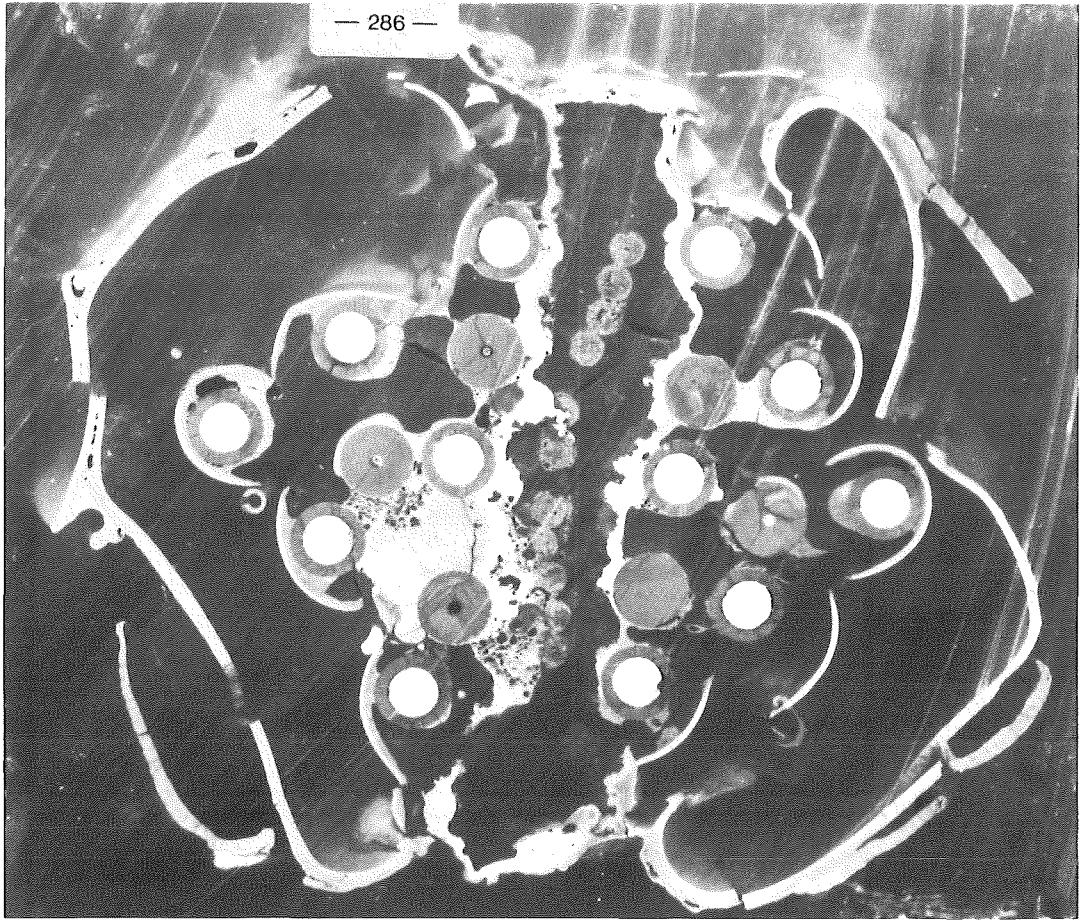


CORA-16: cooldown by electric power shutdown

397 mm

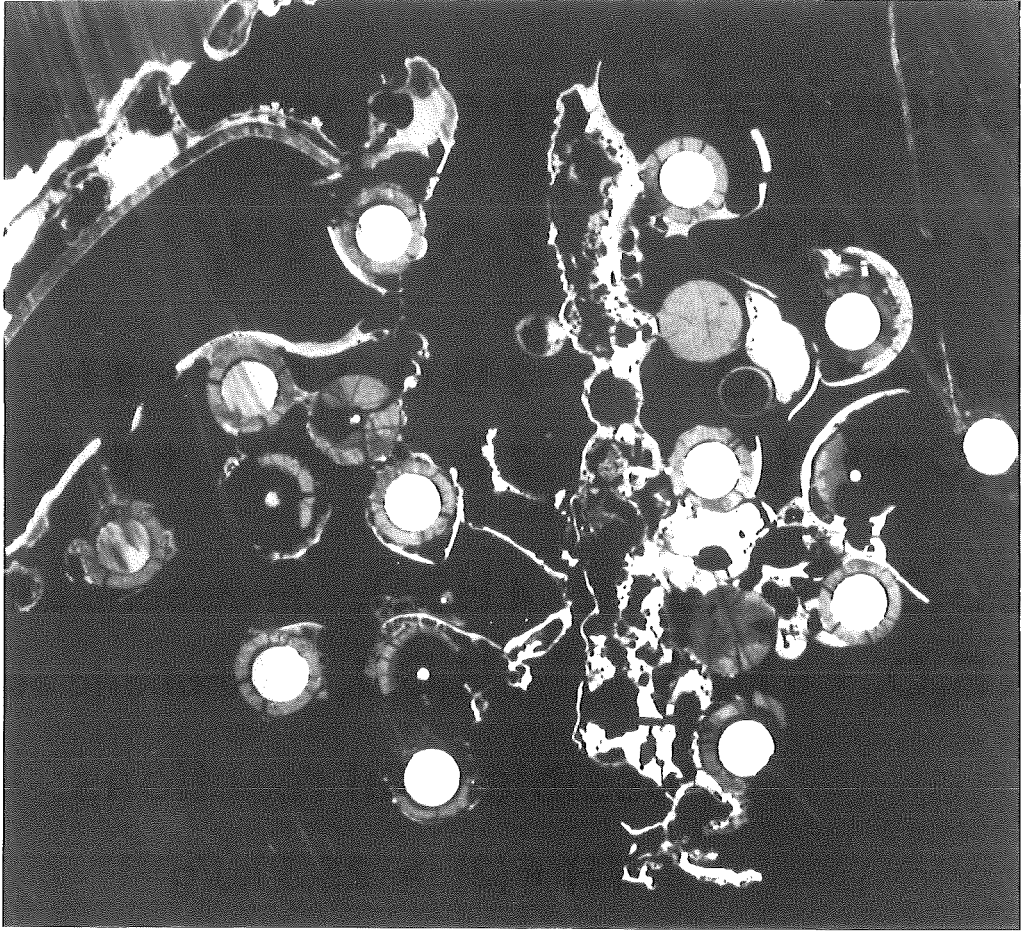


312 mm

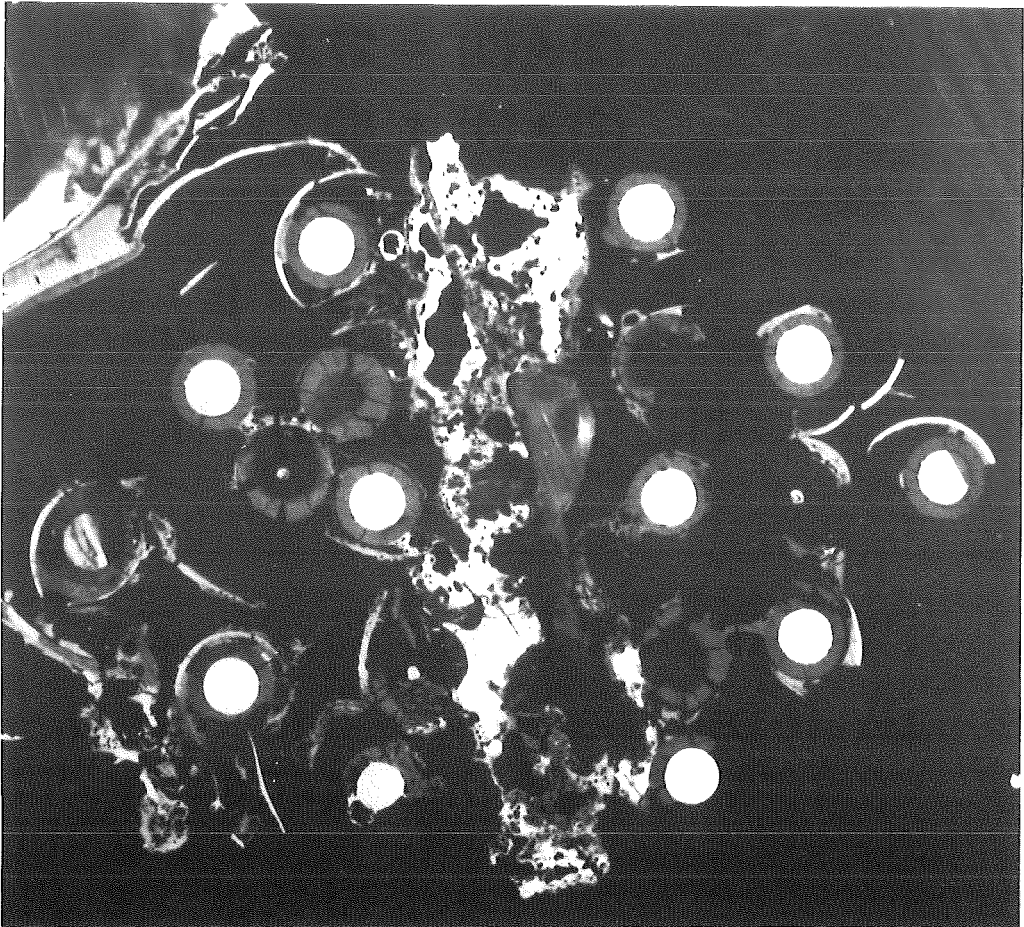


CORA-17: quench test

217 mm



374 mm



Chemical reactions with steam

$Zr + 2 H_2O$	$\Rightarrow ZrO_2 + 2 H_2$	6.7 kJ/g
<hr/>		
$B_4C + 8 H_2O$	$\Rightarrow 2 B_2O_3 + CO_2 + 8 H_2$	13.9 kJ/g
$B_4C + 6 H_2O$	$\Rightarrow 2 B_2O_3 + C + 6 H_2$	16.2 kJ/g
$2 B_2O_3 + 2 H_2O$	$\Rightarrow 4 HBO_2$ (metaboric acid)	11.2 kJ/g
$2 B_2O_3 + 6 H_2O$	$\Rightarrow 4 H_3BO_3$ (orthoboric acid)	44.14 kJ/g

Possible total reactions:

$$(1) + (3) = 25.3 \text{ kJ/g}$$

$$(1) + (4) = 58.3 \text{ kJ/g}$$

$$(2) + (3) = 27.6 \text{ kJ/g}$$

$$(2) + (4) = 60.7 \text{ kJ/g}$$

$$E_{B_4C} = (4 \text{ to } 9) * E_{Zr}$$

$$H_{2B_4C} = (5 \text{ to } 6.6) * H_{2Zr}$$

PWR bundle [1m] : 3680g Zry

BWR bundle [1m] : 441g B₄C

5440g Zry

1346g Fe [1.36 kJ/g]

IV. Post-test Examination of the VVER-1000 Fuel Rod Bundle CORA-W2

(P. Hofmann, V. Noack, J. Burbach, H. Metzger, IMF I; G. Schanz, IMF III; S. Hagen, L. Sepold, HIT)

Abstract

The bundle meltdown experiment CORA-W2, representing the behavior of a Russian type VVER-1000 fuel element, with one B₄C/stainless steel absorber rod was selected by the OECD/CSNI as International Standard Problem (ISP-36). The experimental results of CORA-W2 serve as data base for comparison with analytical predictions of the high-temperature material behavior by various code systems.

The first part of the experimental results is described in KfK 5363 (1994), the second part is documented in FZKA 5570 (1995) which contains the destructive post-test examination results. The metallographical and analytical (SEM/EDX) post-test examinations were performed in Germany and Russia.

The upper half of the bundle is completely oxidized, the lower half has kept the fuel rods relatively intact. The post-test examination results show the strong impact of the B₄C absorber rod and the stainless steel grid spacers on the "low-temperature" bundle damage initiation and progression. The B₄C absorber rod completely disappeared in the upper half of the bundle. The multicomponent melts relocated and formed coolant channel blockages on solidification with a maximum extent of about 30 % in the lower part of the bundle. At temperatures above the melting point of the ZrNb1 cladding extensive fuel dissolution occurred.

Extended Summary

The two VVER-CORA experiments CORA-W1 and CORA-W2 were the last ones in the series of "Severe Fuel Damage" (SFD) experiments carried out in the out-of-pile facility "CORA" at the Forschungszentrum Karlsruhe (formerly Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK).

The experimental program was set up to provide information on the failure mechanisms of Light Water Reactor (LWR) fuel elements in a temperature range from 1200°C to 2000°C and in one case up to 2400°C. So, a total of 17 CORA

experiments with bundle configurations representing fuel elements of PWR and BWR-types used in Western countries were carried out between 1987 and 1992.

The two VVER-1000 specific tests were run in the CORA facility with identical objectives as the LWR-related experiments but with genuine VVER-type materials. The experiments were conducted on February 18, 1993 and April 21, 1993, respectively. Test bundle CORA-W1 was without absorber material whereas CORA-W2 contained one absorber rod (boron carbide/steel cladding). The design characteristics of bundle CORA-W2 can be taken from Table A and Fig. A.

The test bundles were subjected to temperature transients of a slow heatup rate in a steam environment and experienced a temperature escalation due to the exothermal zirconium-steam reaction that started at about 1200°C. The thermal response of both bundles was comparable. The test results are described in reports KfK 5212 [1] and KfK 5363 [2] for tests CORA-W1 and CORA-W2, respectively.

After the experiments the bundles were encapsulated with epoxy resin and cut by a saw with a 2.3 mm-thick diamond blade. Several sections selected for metallographic examinations were polished. The polished samples were distributed to the Russian laboratories and to the Karlsruhe research center according to the list in Table B.

The post-test examination was a joint effort of the three Russian institutions participating in the CORA-VVER program (Russian Research Center "Kurchatov Institute" Moscow, Research Institute of Atomic Reactors Dimitrovgrad, and A.A. Bochvar Research Institute of Inorganic Materials Moscow), and of the German side to document the various obtained results of CORA-W2. The results are summarized in a report which comprises five contributions [3]:

1. Post-test material examinations at the bundle elevations - 13, 87, 208, 221, 1098, and 1148 mm (Kurchatov Institute Moscow)
2. Microstructural post-test investigations at the bundle elevations 327, 394, 511, 607, 726, 845, and 1083 mm (Research Institute Dimitrovgrad)
3. Post-test investigations at the bundle elevations 141, 498, and 964 mm (A.A. Bochvar Institute Moscow)

4. Microstructural post-test investigations at the bundle elevations 206, 392, 605, and 910 mm (Forschungszentrum Karlsruhe)
5. Post-test SEM/EDX examination results of the VVER-1000 fuel rod bundle CORA-W2 (Forschungszentrum Karlsruhe).

The contributions compiled in the report FZKA 5570 [3] are to be understood as independent presentations supplied at the authors' responsibility. However, the information of the complementary, individual contributions allows the essential results to be summarized as follows.

Extent of the oxidation of the bundle components by steam

The oxidation of the ZrNb1 fuel rod cladding and shroud and of the stainless steel absorber cladding, adsorber guide tube and grid spacers proceeded in the following way. Protective scales were established before an accelerated metal consumption was induced by scale spalling and fracture. As soon as material relocated, oxygen also was dissolved by metallic melts with the consequence of forming there an oxide scale as well. The energy release from the zirconium oxidation initiated the temperature escalation (at about 1200 °C according to temperature measurements) in the upper part of the bundle. From there the escalation front moved downward. The axial distribution of the cladding oxidation in the solid state is quantified with Fig. B. Subsequently, further oxidation took place in the molten state of the residual metallic fractions of the cladding, parallel to the dissolution of fuel and the contamination by steel melt. Finally, more than half of the bundle length - referred to the non-relocated fraction of the cladding at the original elevation - was completely oxidized.

Extent of UO₂ dissolved by molten ZrNb1

Fig. C shows the extent of UO₂ fuel dissolution by molten ZrNb1 cladding as function of the bundle elevation. UO₂ dissolution started above about 200 mm where the temperatures were high enough or relocated molten metallic cladding from higher hotter elevations initiated the chemical interactions. The maximum fuel dissolution took place in the upper half of the bundle with values between 11 and 17 %. As a result of the chemical interactions, metallic and ceramic (U, Zr, O) melts formed. Depending on the oxygen concentration the melts decomposed into α -Zr(O) which contained some U and a (U, Zr) alloy with 2 to 29 wt % U or, at higher oxygen contents (> 12 wt %), into a ceramic (U, Zr)O₂ compound with U concentrations between 10 and 44 wt %.

Chemical behavior of the B₄C/stainless steel absorber rod

Between B₄C and stainless steel eutectic chemical interactions took place with liquid phase formation around 1000°C and almost complete liquefaction above 1250°C. As a result of the axial temperature distribution within the bundle, the absorber rod which was intact below about 200 mm disappeared completely above roughly 900-mm bundle elevation. In between these two elevations, the B₄C remained partly as rod fragments and was partially dissolved (Fig. D). (The dashed line was drawn according to the results from all cross sections, whereas the data triangles represent the polished cross sections, which were studied in detail.) The boron concentration in the metallic stainless-steel-based melts varied between 7 and 10 wt %. However, one should keep in mind that in the upper half of the bundle only small B containing solidified melt droplets could be observed. The largest part of the liquefied absorber rod accumulated at the lower bundle elevations.

Chemical behavior of the stainless steel grid spacer

The eutectic chemical interactions between stainless steel and the ZrNb1 cladding material resulted in extended liquid phase formation at temperatures $\geq 1250^\circ\text{C}$, much below the melting point of the components, which is responsible for the localized damage initiation and damage progression. In many fuel rods, which showed still an intact cladding tube, a solidified metallic (Fe, Cr, Ni, Zr, O) melt could be detected between the UO₂ pellets and the ZrO₂ layer on the cladding outer surface. This indicates a liquefaction process of "oxygen -poor" cladding by stainless steel in axial direction over long distances. Whereas the grid spacer at the elevation of 610 mm has completely disappeared, the two others at - 5 and 210 mm axial elevation were still present at the end of the experiment.

Melt relocation and blockage formation

Material relocated from elevations between 450 and 1150 mm and formed a coolant channel blockage between 200 and 350 mm elevation with a maximum at about 250 mm (see the axial mass profiles after the test (thick line) and before test CORA-W2 (thin line) in Fig. E). The axial position of the blockage coincides with the position of the steep axial temperature gradient at the end of the experiment. This is also the axial position of the onset of the temperature escalation at the time, when the electrical power supply was turned off. Compared to bundle CORA-W1, the axial region of fuel rod damage in bundle CORA-W2 was shifted towards the lower end of the bundle despite the fact that

the input of electrical energy was smaller in test CORA-W2 compared to CORA-W1. This was caused by the liquefaction process of the absorber material, i.e. by a eutectic interaction between boron carbide and stainless steel (starting at about 1200 °C). Melting, relocation, and solidification of the materials at lower bundle elevations led to a renewed temperature increase and melt formation.

References

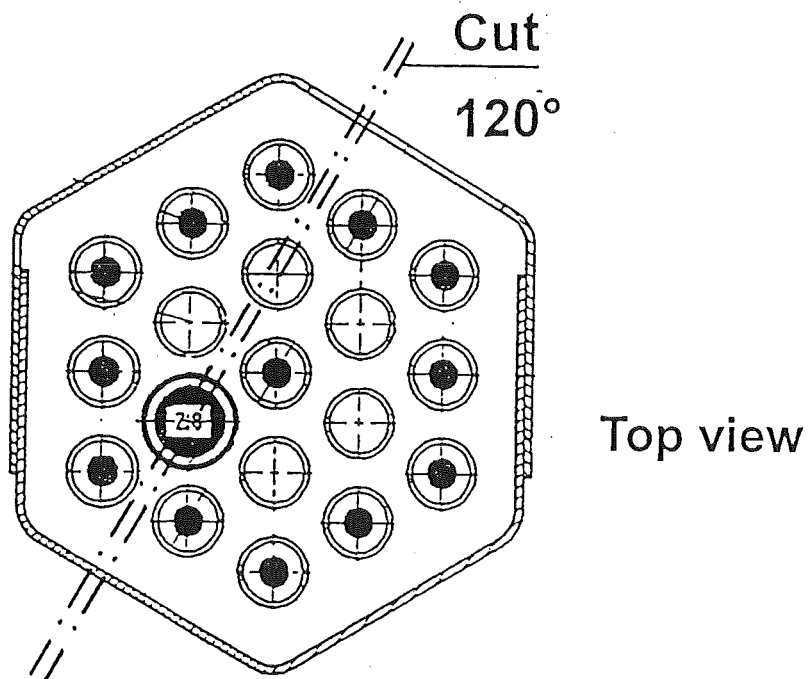
- [1] Behavior of a VVER Fuel Element Tested under Severe Accident Conditions in the CORA Facility: Test Results of Experiment CORA-W1; S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold, KfK 5212 (1994).
- [2] Behavior of a VVER-1000 Fuel Element with Boron Carbide/Steel Absorber Tested under Severe Fuel Damage Conditions in the CORA Facility: Results of Experiment CORA-W2; S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold; KfK 5363 (1994).
- [3] Post-test Examination of the VVER-1000 Fuel Rod Bundle CORA-W2; L. Sepold, Herausgeber; FZKA 5570 (1995).
- [4] OECD-CSNI International Standard Problem ISP-36: CORA-W2 Experiment on Severe Fuel Damage for a Russian Type PWR; M. Firnhaber, L. Yegorava, U. Brockmeier, S. Hagen, P. Hofmann, K. Trambauer, to be published, as GRS and FZK report.

Table A: Design characteristics of test bundle CORA-W2

Bundle type:		VVER
Bundle size:		19
Number of heated rods:		13
Number of unheated rods:		5
Pitch:		12.75 mm
Cladding outside diameter:		9.13 mm
Cladding inside diameter:		7.72 mm
Cladding material:		Zr-1%Nb
Heater:	- material	Tungsten (W)
	- diameter	4 mm
Fuel pellets:	- heated rods	UO ₂ annular pellets
	- outer diameter (nominal)	7.57 mm
	- diameter of central void	4.2 mm
	- unheated rods	UO ₂ annular pellets
	- diameter of central void	2.4 mm
Pellets stack:	- heated rods	0 to 1000 mm
	- unheated rods	-142/-192 to 1400 mm
U-235 enrichment		0.3 %
Grid spacer	- material	Stainless steel: 1.4541 (06Ch18N10T and 08Ch18N10T)
	- height	20 mm
	- number	3
	- location by elevation of upper edges (from level 0 mm)	-5; 210; 610 mm
Shroud	- material	Zr-1%Nb
	- wall thickness	1.0 mm
	- outer dimension	68 mm
	- length	1195 mm
Absorber rod	- material	B ₄ C
	- cladding	Stainless steel
	- cladding OD	8.2 mm
	- cladding ID	7.0 mm
Absorber rod guide tube	- material	Stainless steel
	- OD	12.6 mm
	- ID	11.0 mm

Table B: CORA-W2; Polished samples

- W2-01 bottom 141 mm → Moscow
 - W2-02 bottom 208 mm → Moscow
 - W2-03 bottom 327 mm → Moscow
 - W2-04 bottom 498 mm → Moscow
 - W2-05 bottom 607 mm → Moscow
 - W2-06 bottom 726 mm → Moscow
 - W2-07 bottom 845 mm → Moscow
 - W2-08 bottom 964 mm → Moscow
 - W2-09 bottom 1083 mm → Moscow
-
- W2-d top 206 mm (to be compared with W2-02 bottom) → KfK
 - W2-g top 392 mm → KfK
 - W2-k top 605 mm (to be compared with W2-05 bottom) → KfK
 - W2-p top 910 mm → KfK



Longitudinal cut through sample CORA-W2-d

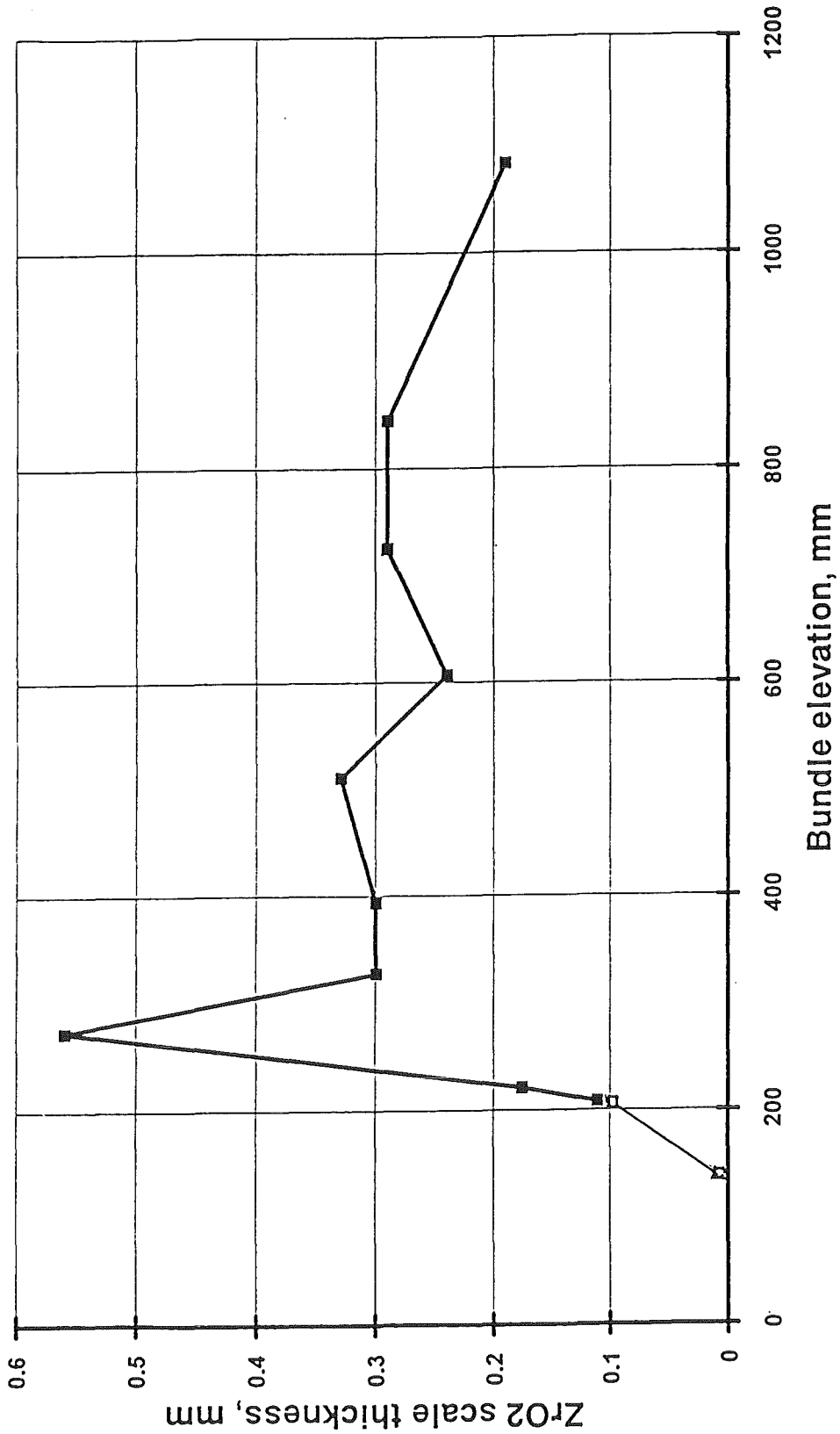


Fig. B: Axial distribution of cladding oxidation of bundle CORA-W2

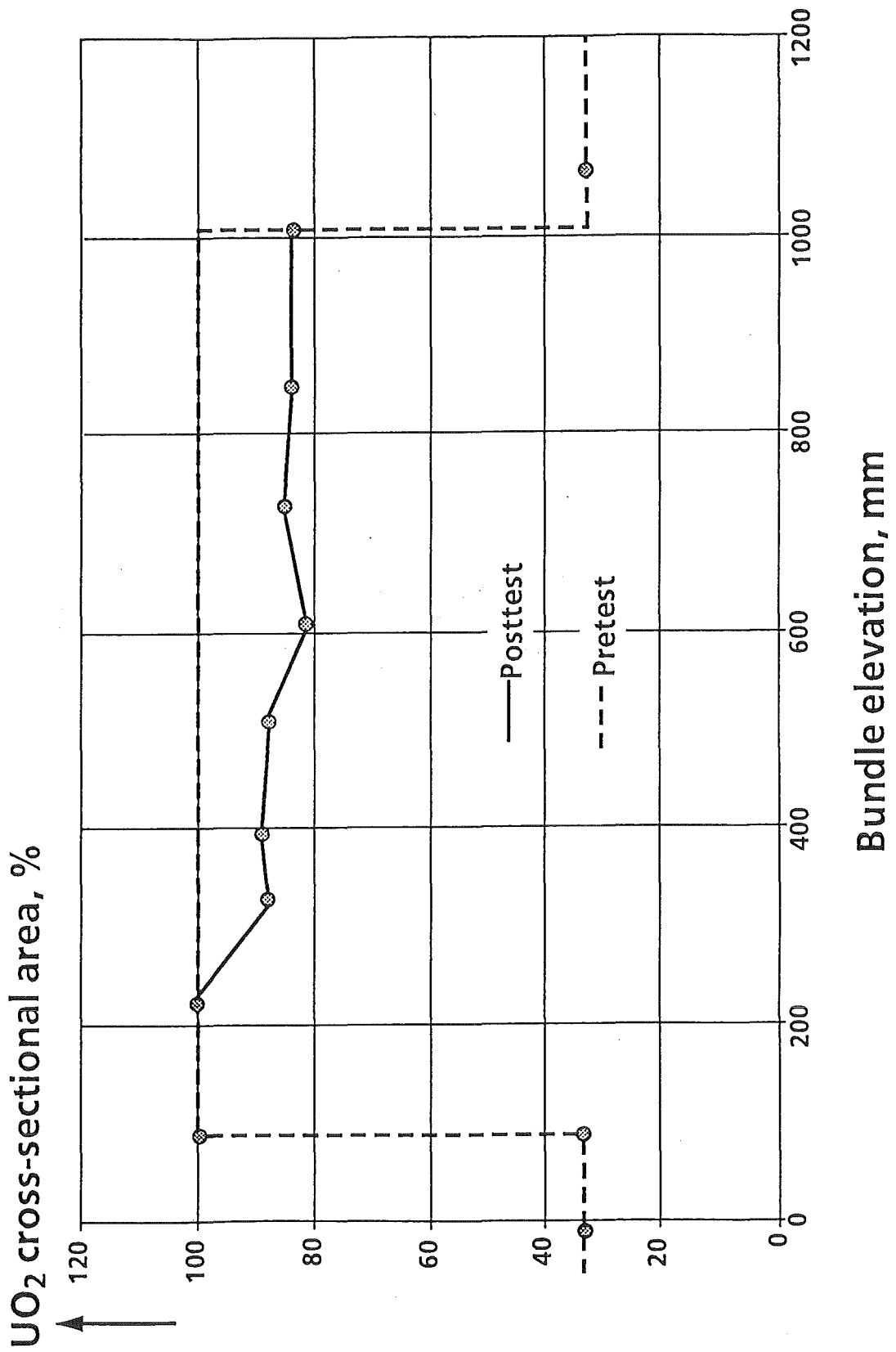


Fig. C: Axial distribution of UO₂ in the fuel rods before and after test CORA-W2

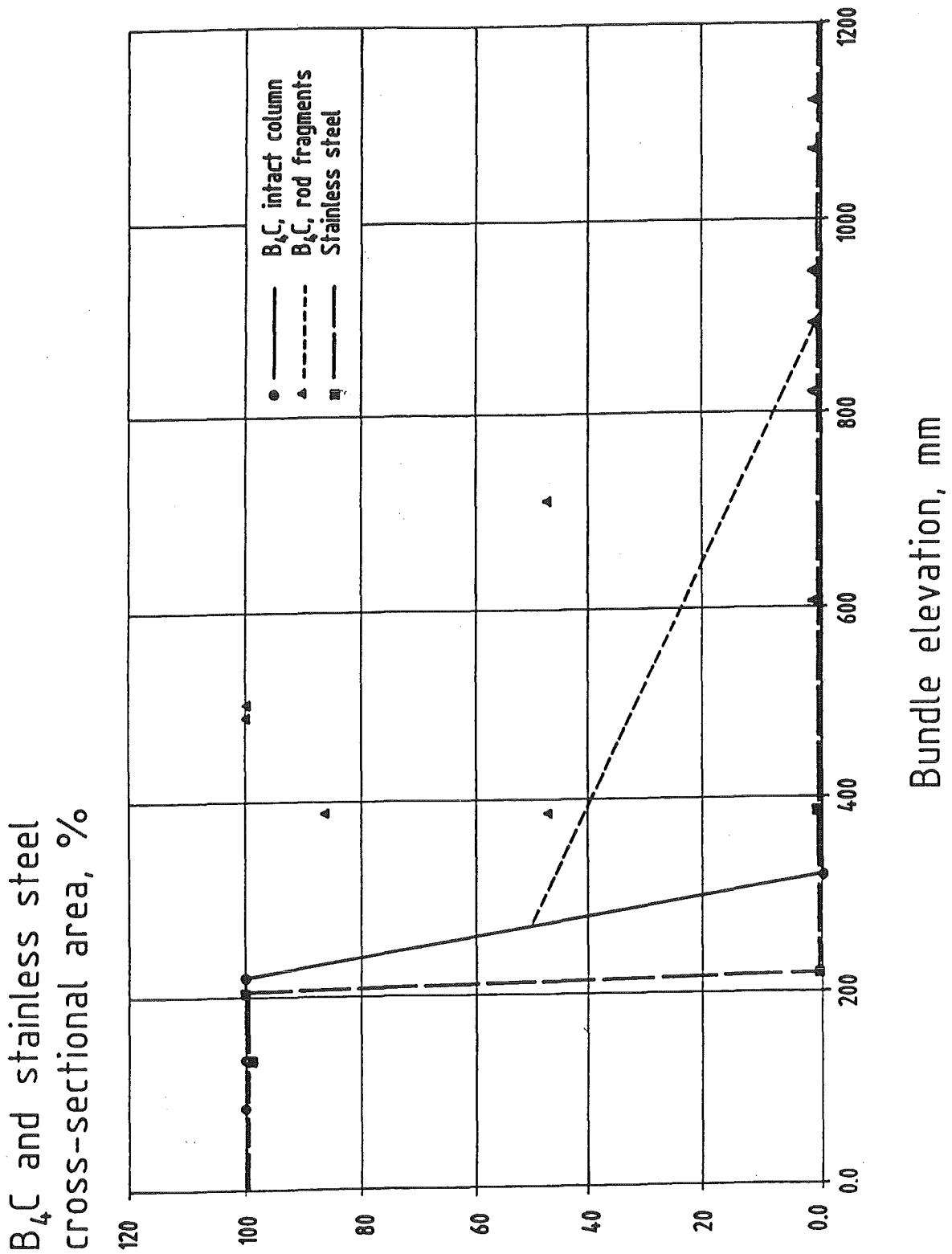


Fig. D: Axial distribution of remaining absorber rod components B₄C and stainless steel cladding

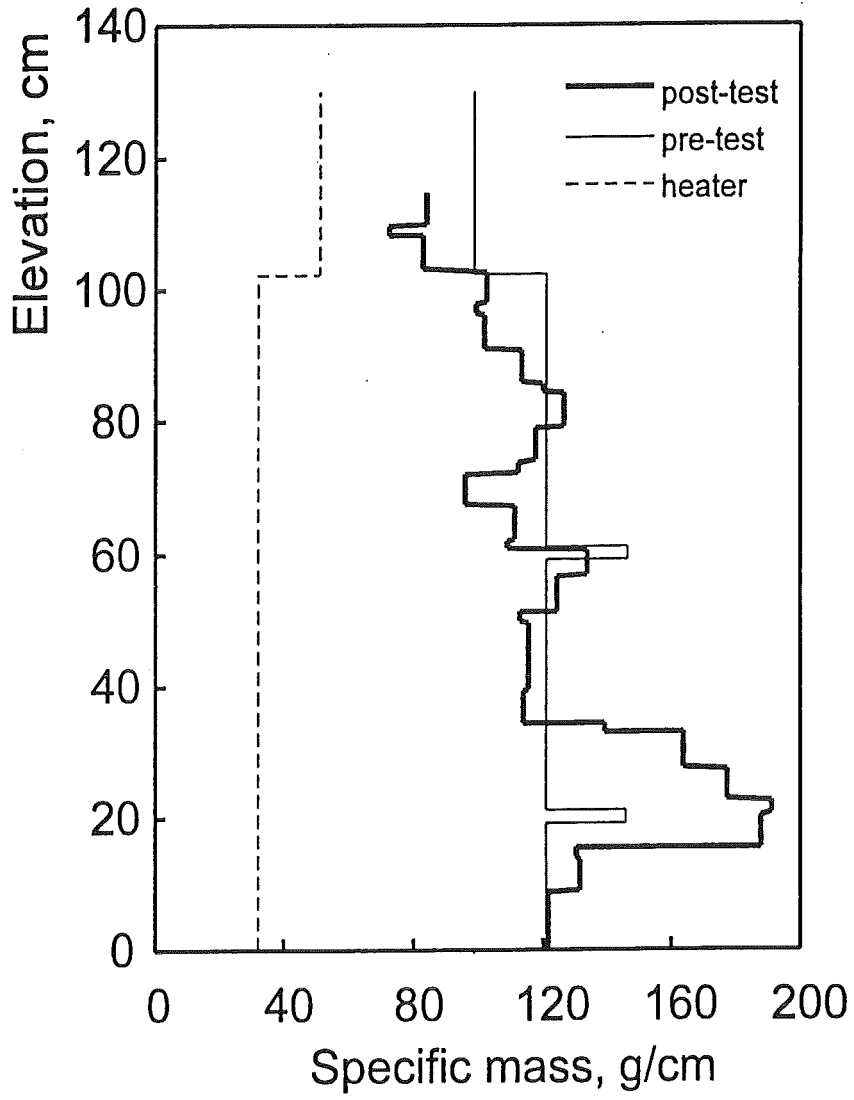


Fig. E: Posttest material distribution of bundle CORA-W2

V. Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente

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

Abstract

The CORA test program concerning the LWR behavior during severe accidents, as performed by HIT under international agreement, 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 WWER-1000 typical core materials and fuel element configuration.

Reported are here results of post-test microstructural investigations of CORA-W2 towards the complex interdependence of the Zr-1 % Nb cladding oxidation, the temperature escalation, the destruction of the absorber rod, initiating 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 /1/, detailed evaluations have been performed by the Russian side /2/. The results will also serve as a comparison basis for the test CORA-W2 code analysis performed in OECD standard problem ISP-36 /3/.

Einleitung

Das CORA-Programm zur Untersuchung des LWR-Verhaltens bei auslegungsüberschreitenden, schweren Reaktorstörfällen wurde in internationaler Abstimmung von HIT durchgeführt und wird vom IMF mit werkstoffkundlichen Begleituntersuchungen und Auswertungsarbeiten unterstützt. Die Versuche CORA-W1 und CORA-W2 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 waren nach kontrolliertem (1K/s) und später eskalierendem Temperaturanstieg nach Erreichen von ca. 2000 °C durch Drosselung der Dampfeinspeisung und Abschalten der elektrischen Stabheizung beendet worden.

Im vorliegenden Beitrag wird über werkstoffkundliche Nachuntersuchungen berichtet, die an ausgewählten Querschliffen des Versuchsbündels CORA-W2 durchgeführt wurden. Auf entsprechende Auswertungen am Bündel CORA-W1 wird verwiesen /4/.

Gesamtbeurteilung des Testbündels CORA-W2 gemäß metallographischer Untersuchung ausgewählter Querschliffe

Das komplett in Epoxidharz eingebettete und durch Querschnitte zerlegte Bündel wurde in ausgewählten Ebenen metallographisch präpariert und bei verschiedenen russischen Institutionen sowie im Forschungszentrum nachuntersucht. Die folgende Beurteilung stützt sich auf die vier bei uns untersuchten Schliffebenen in den Höhen 206, 392, 605 und 910 mm.

In 206 mm Höhe ist die ursprüngliche Anordnung der Bündelkomponenten noch erhalten, jedoch wurden diese teilweise in metallische Schmelze eingebettet, die eine Teilblockade gebildet hat (Abb. 1). Nach dem Ergebnis hier nur erwähnter Analysen besteht die Schmelze hauptsächlich aus den Komponenten rostfreien Stahls mit Anteilen an Molybdän und Bor, und ist deshalb als Absorberschmelze anzusprechen. Sie wurde durch Wechselwirkung des Stahls (Absorberhüllrohr

und Führungsrohr) mit dem Borkarbid-Granulat weiter oben im Bündel gebildet. In der betrachteten Ebene, in der nur Temperaturen um 1100 °C erreicht wurden, ist die Reaktion zwischen Absorbermaterial und Hüllrohr noch im Anfangsstadium nachzuweisen (Abb. 2).

Im gleichen Sinn erlaubt die in Abb. 3 wiedergegebene Oxidation des Abstandshaltergitters eine Interpretation von Details gemäß früher durchgeführter Einzel-effektuntersuchungen und den Hinweis, daß auch die Dampfoxidation von Stahlkomponenten und Schmelzen im Gesamtablauf betrachtet werden muß /5/. Die hier gebildeten Oxidschichten sind zwar insgesamt unbedeutend, sie haben jedoch dazu beigetragen, daß das feingliedrige Abstandshaltergitter intakt geblieben ist und damit die Bildung der Blockade unterstützen konnte.

Die Dampfoxidation des Zr1%Nb der Brennstabhüllrohre und des Bündelkastens (Shroud) hat überwiegend zum bekannten Schichtaufbau aus ZrO_2 und $\alpha-Zr(O)$ geführt, daneben traten auch Formen weniger regelmäßiger Oxidation wie örtlich verstärkte Oxidschichten oder das Abplatzen von Oxid-Teilschichten auf /6/, und die Schichtdickenverteilung über das Bündel, ein indirektes Maß der Temperaturverteilung, erwies sich als unregelmäßig.

In 392 mm Höhe ist das Bündel bereits durch starke Zerstörung am Absorberstab, den Brennstabhüllrohren und dem Abstandshalter gekennzeichnet, während der Brennstoff weitgehend intakt geblieben ist und ein Borkarbidrest im Kontakt mit relativ wenig Schmelze als Rückstände vorliegen (Abb. 4). In Abb. 5 dargestellte Details der Hüllrohroxidation belegen das Fortschreiten der Oxidation im festen Zustand, die nachfolgende oxidative Umwandlung der nicht verlagerten Hüllrohrschmelze und der durch Eindringen in den Ringraum zwischen Hüllrohr- und Brennstoff sowie äußere Benetzung der Hülle anhaftenden Schmelzen. Als Nebenbestandteile solcher Schmelzen treten verbreitet Uran (aus der Brennstoffauflösung) und bzw. Stahlkomponenten (aus der Absorberstabauflösung) auf, letztere oft angereichert in metallischen, von Keramik umgebenen Einschlüssen. Die Wanddicken und Mikrostrukturen an verschiedenen Umfangsstellen des Shroud sind ebenfalls eindeutig als Folge weitreichender lateraler Materialverlagerung im schmelzflüssigen Zustand zu interpretieren. Dadurch und durch die vertikale Verlagerung von Schmelze unterblieb eine insgesamt gesehen bedeutendere Brennstoffauflösung. Die Ebene ist somit durch das Zusammenwirken der Dampfoxidation und der resultierenden Versprödung mit der Bildung und Verla-

gerung von Schmelzen gekennzeichnet, die eher den gegensätzlichen, stabilisierenden Einfluß durch Verkleben der Strukturen ausüben.

In 605 mm Höhe haben sich beträchtliche Mengen an Schmelze angesammelt, die überwiegend aus der Auflösung von Brennstoff in geschmolzenem Hüllmaterial stammen, die hier und darüber stattgefunden hat. Daneben finden sich komplexer zusammengesetzte Schmelzbereiche mit den Komponenten aus der hier vollständig zerstörten Absorberanordnung. Die Schmelzen liegen überwiegend im nachträglich oxidierten Zustand vor. Vollständig oxidiert sind Hüllrohrbruchstücke und Reste des Absorbergitters. Ein Teil des versprödeten Bündelkastens wurde bei der Demontage entfernt (Abb. 6). Zum Zeitablauf und Endzustand seien die folgenden Details erwähnt: Die Hüllrohroxidation führt zur vollständigen Umwandlung des Anteils zu ZrO_2 , der sich nach Überschreiten der Schmelztemperatur nicht verlagert. Der Effekt des sog. *flowering*, ein axiales Aufreißen versprödeter Rohre unter Oxid-Wachstumsspannungen, unterstützt auch das Eindringen von Schmelze in den geschädigten Brennstab und deren Oxidation. Obwohl bei der Brennstoffauflösung die Reaktionstemperatur und die Angriffsdauer die entscheidendsten Parameter sind, aber in der Regel nicht genau bekannt sind, scheint ein Vergleich vieler Einzelbeobachtungen darauf hinzudeuten, daß komplex zusammengesetzte Schmelzen einen besonders intensiven Angriff sowohl auf den Brennstoff als auch auf das Hüllmaterial ausüben können.

In 910 mm Höhe sind die Bündelkomponenten noch stärker geschädigt (Hüllrohroxidation und "flowering", Brennstoffauflösung) und die Menge verbliebener Schmelze ist geringer. Der Schmelze-Anteil mit überwiegend noch metallischem Charakter stammt aus der Auflösung des hier verschwindenden Absorberstabes bzw. aus einer späten Verlagerung von weiter oben (Abb. 7).

Profile der Hüllrohroxidation und der Absorberzerstörung sind in Abb. 8 und 9 dargestellt. Das axiale Profil der Hüllrohroxidation in Abb. 8 stützt sich zwar nur auf die hier untersuchten vier Ebenen, ist aber im Einklang mit Untersuchungen der Partner an weiteren Schliffen. Danach steigt die Oxidation mit zunehmender Höhe gemäß dem Temperaturprofil und erreicht bei etwa 400 mm Höhe einen Plateaubereich, der nicht nur von der Kinetik sondern auch von der Verfügbarkeit oxidierbaren Materials bestimmt ist: Die Begrenzung der angegebenen Streubereiche für die Gesamtheit lokaler Messungen ergibt sich einerseits aus dem örtlichen Verlust an Hüllrohrwandstärke durch Schmelzverlagerung, andererseits aus der Ansammlung zusätzlicher Schmelze, die nachträglich oxidiert wurde. (Hierbei

wurde auch Schmelze einbezogen, die Brennstoff in aufgelöster Form enthält, da eine Abgrenzung dieses Schmelzentyps eine genauere mikrostrukturelle Analyse erfordern würde.) Als Mittelwert für den Plateaubereich ergibt sich ein oxidativer Umsatz von etwa 60 % der ursprünglichen Hüllrohrwandstärke.

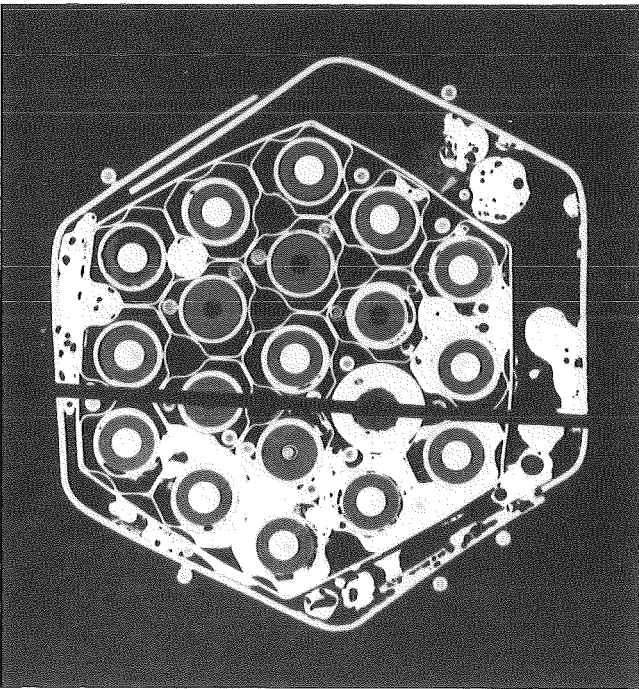
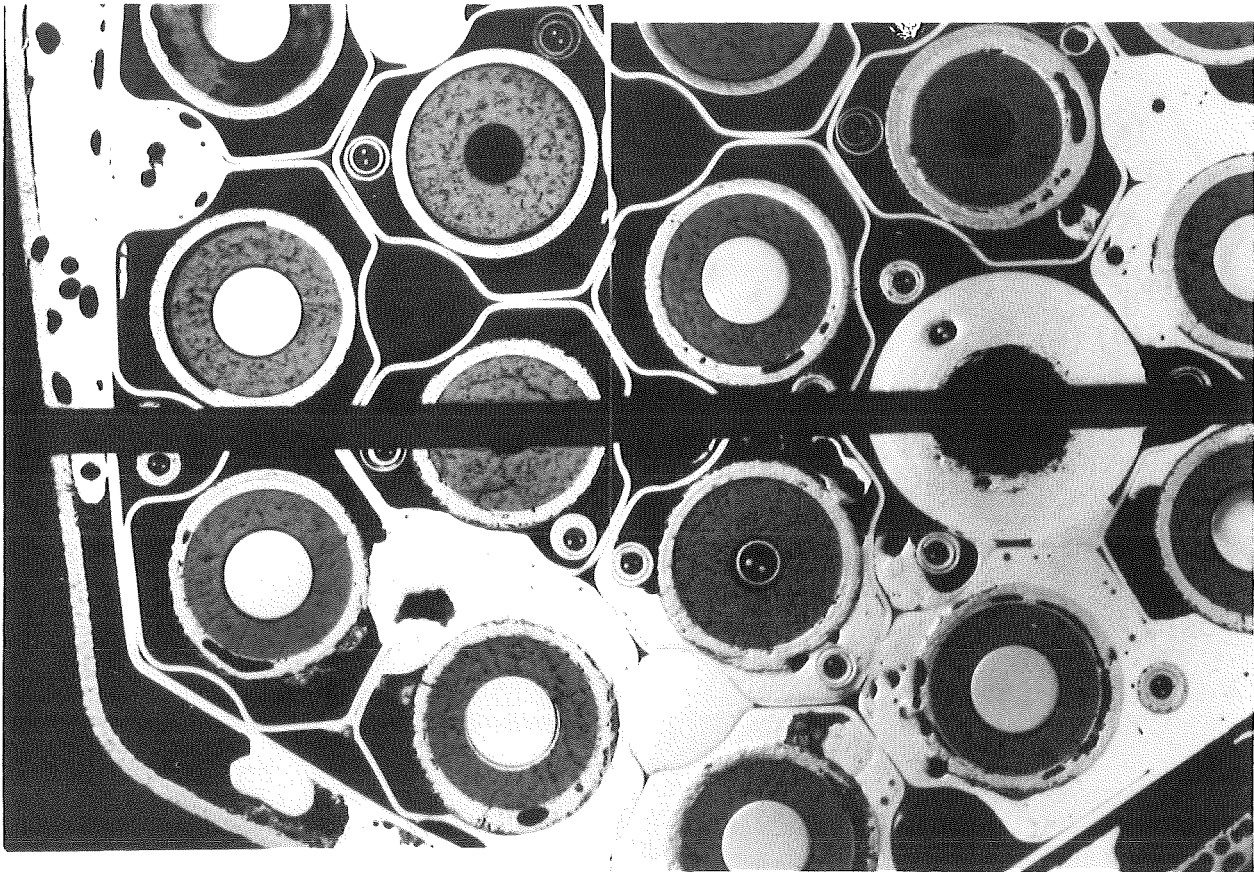
Das axiale Profil der unzerstört gebliebenen Absorberstab-Komponenten gemäß Abb. 9 basiert auf der Auswertung aller, auch der hier nicht ausgewiesenen unpräparierten Querschliffe. Danach verlagern sich die Stahlkomponenten aus Hüllrohr und Führungsrohr oberhalb ca. 200 mm vollständig, während Borkarbid als kompakte Säule bzw. in Form gesinterter, d.h. durch Schmelze verklebter Bruchstücke bis in größere Höhe nachgewiesen wurde.

Als Gesamtbeurteilung kann festgestellt werden, daß die Messungen und Auswertungen der Experimente CORA-W1 und -W2 bei HIT, die betrachtete Nachuntersuchung, die Elementanalysen bei IMF I und die umfangreichen Untersuchungen in den Institutionen der russischen Partner insgesamt ein detailliertes Bild des Hochtemperaturversagens eines DWR-Brennelementes des russischen Typs WWER-1000 ergeben haben. Werkstoff- und Aufbau-spezifische Unterschiede zu westlichen Reaktoren führen offenbar nur zu graduellen, hier nicht angesprochenen Abwandlungen im Störfall-Verhalten.

Literatur

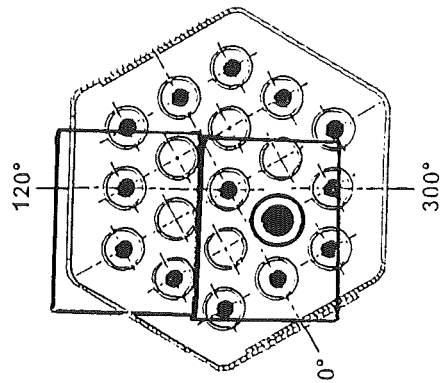
- /1/ S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold
Behavior of a VVER-1000 Fuel Element with Boron Carbide/Steel Absorber
Tested under Severe Fuel Damage Conditions in the CORA Facility (Results
of Experiment CORA-W2)
KfK 5363, Okt. 1994
- /2/ L. Sepold et al.
Posttest Examination of the VVER-1000 fuel rod Bundle CORA-W2
FZKA 5570, Feb. 1995
- /3/ M. Firnhaber et al.
International Standard Problem ISP 36: CORA-W2 Experiment on Severe Fuel
Damage for a Russian Type PWR
OECD/NEA/CSNI Bericht, in Vorbereitung bei GRS

- /4/ S. Leistikow, G. Schanz, H. Metzger
Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente.
In: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993.
KfK 5327, Juni 1994, S. 184-208
- /5/ S. Leistikow
Comparison of High Temperature Steam Oxidation Kinetics under LWR-
Accident Conditions: Zircaloy-4 versus Austenitic Stainless Steel
Proc. 6th Intern. Conf. on "Zirconium in the Nuclear Industry", Vancouver,
BC, Canada, 28.6. - 1.7.1982, ASTM-STP 824 (1984) 763-779
- /6/ G. Schanz, S. Leistikow
Microstructural Reasons for Mechanical Oxide Degradation (Breakaway Ef-
fect) and Resulting Kinetic Anomalies of Zircaloy-4/Steam-HT-Oxidation",
Proc. 8th Intern. Congress Metallic Corrosion, Mainz 6. - 11.9.81, Vol. II,
1712 - 1717



10 mm

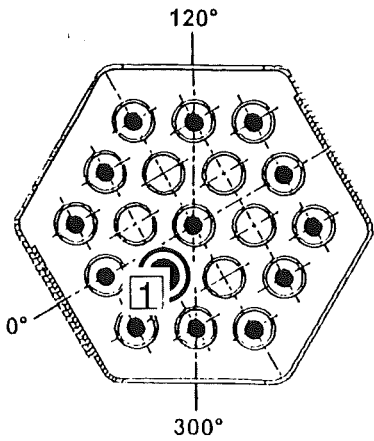
W2-d (top), 206 mm



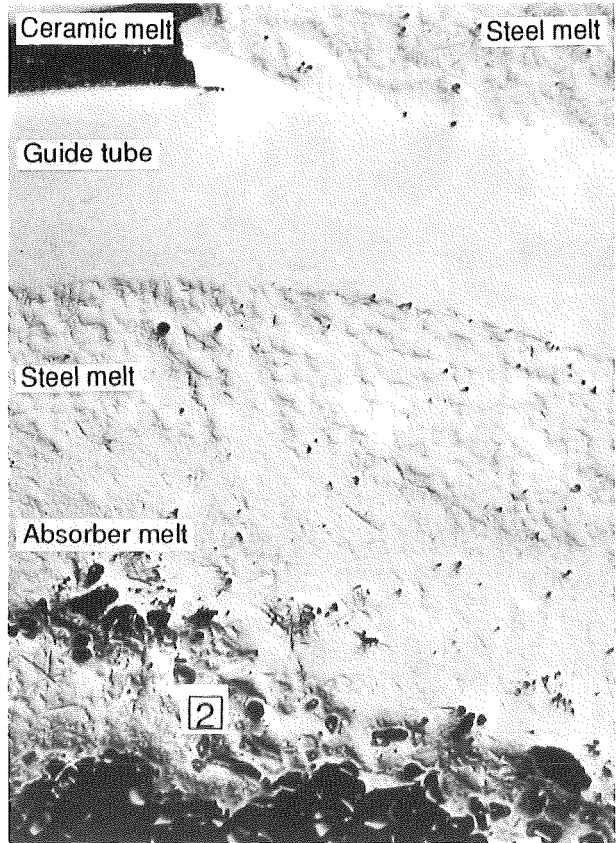
5 mm

Fig. 1:
Cross Section CORA-W2-d (top), Elevation 206 mm
Overview

W2-d (top), 206 mm



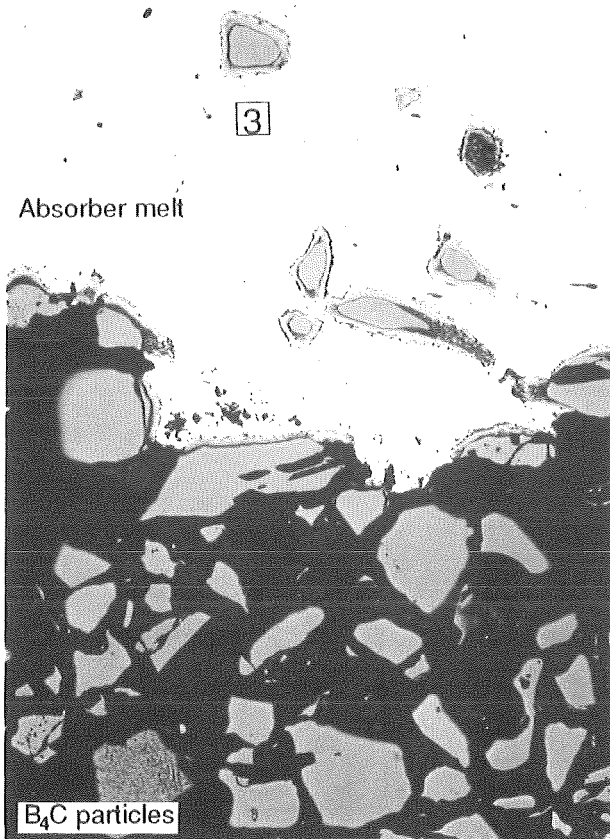
Pos. 1



Absorber melt, embedding B₄C particles

500 μm

Pos. 2

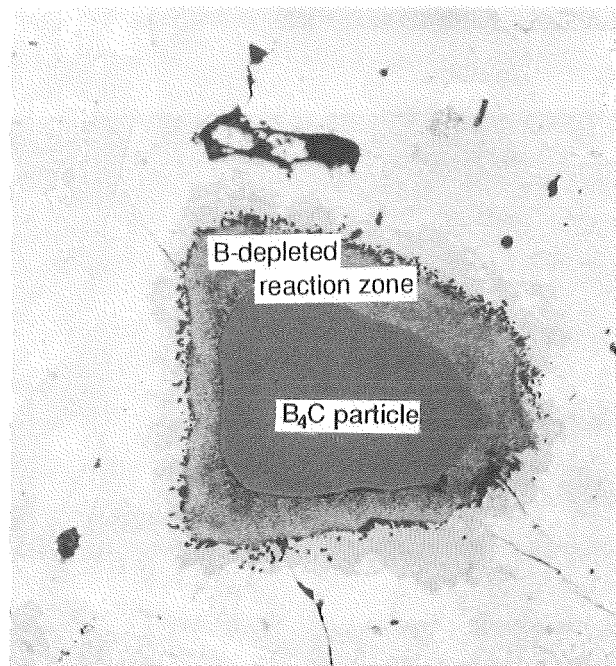


Absorber melt

B₄C particles

100 μm

Pos. 3



B-depleted reaction zone

B₄C particle

20 μm

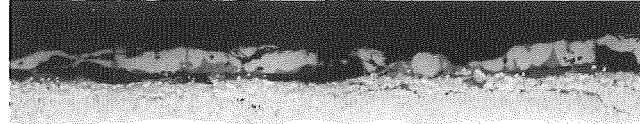
Fig. 2:

Cross Section CORA-W2-d (top), Elevation 206 mm
Absorber Rod

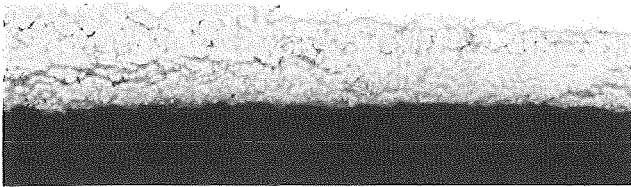
Pos. 1



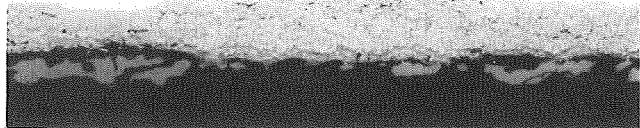
Pos. 2



3



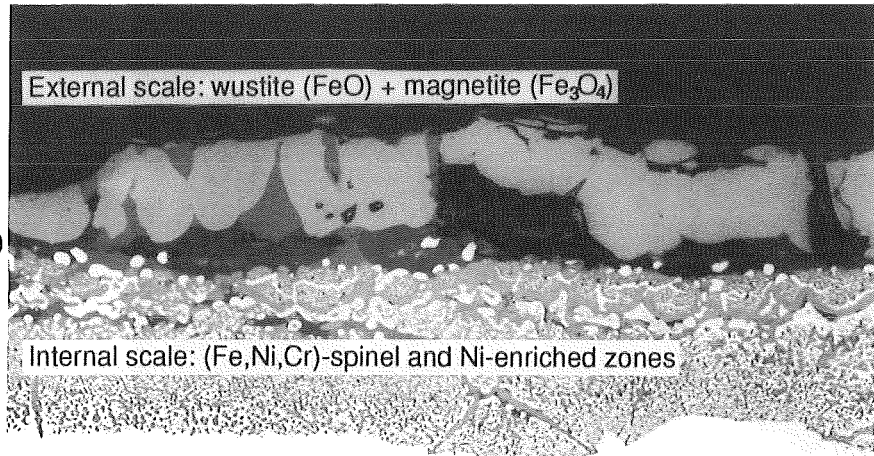
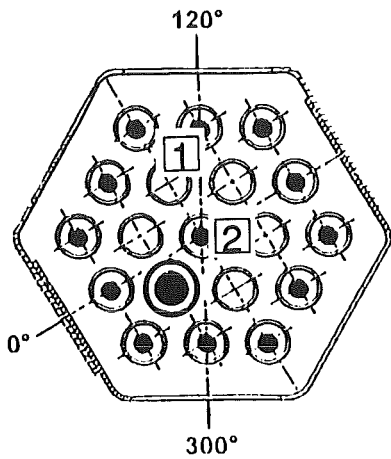
50 μm



100 μm

W2-d (top), 206 mm

Pos. 3



20 μm

Fig. 3:

Cross Section CORA-W2-d (top), Elevation 206 mm
Spacer Grid Oxidation

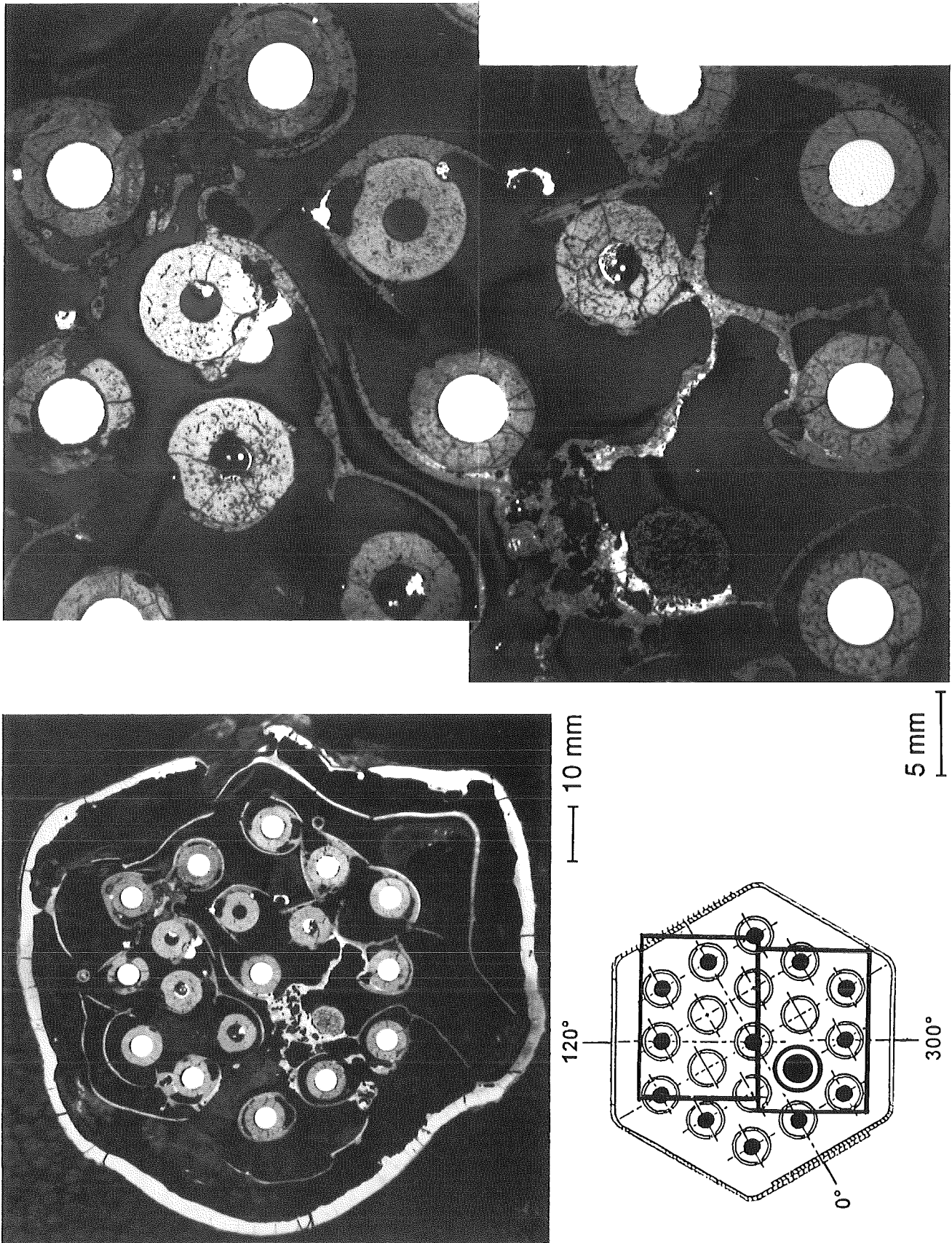


Fig. 4:
Cross Section CORA-W2-g (top), Elevation 392 mm
Overview

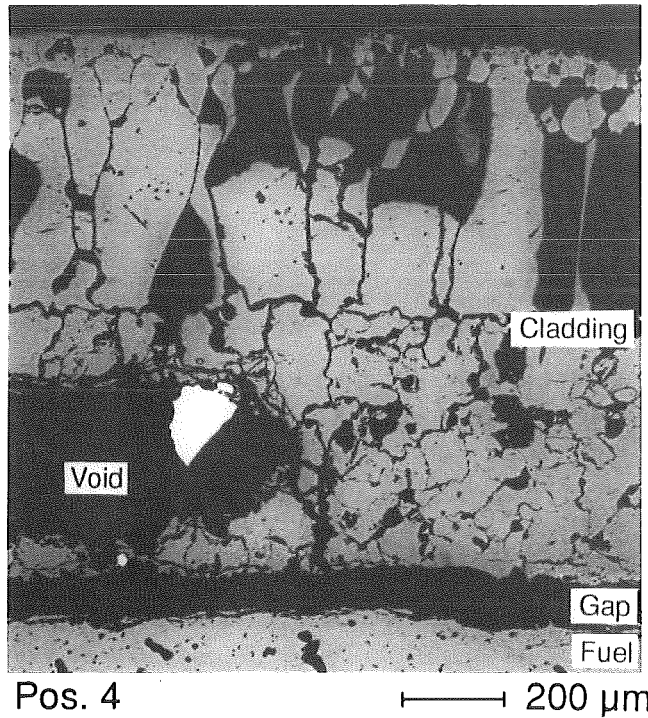
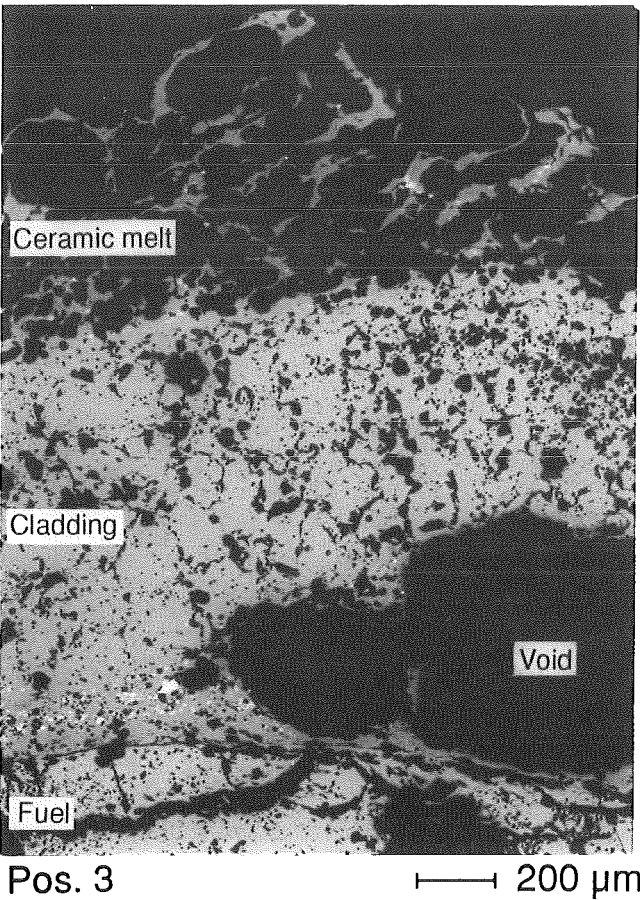
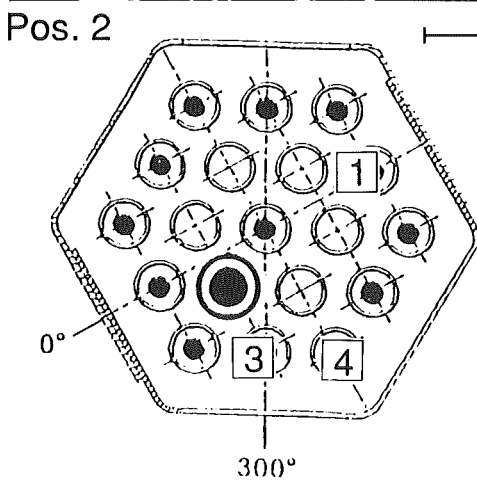
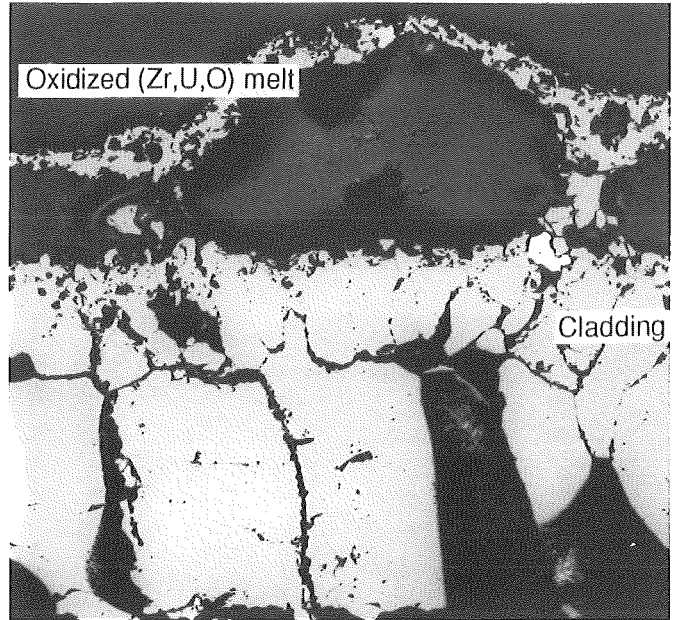
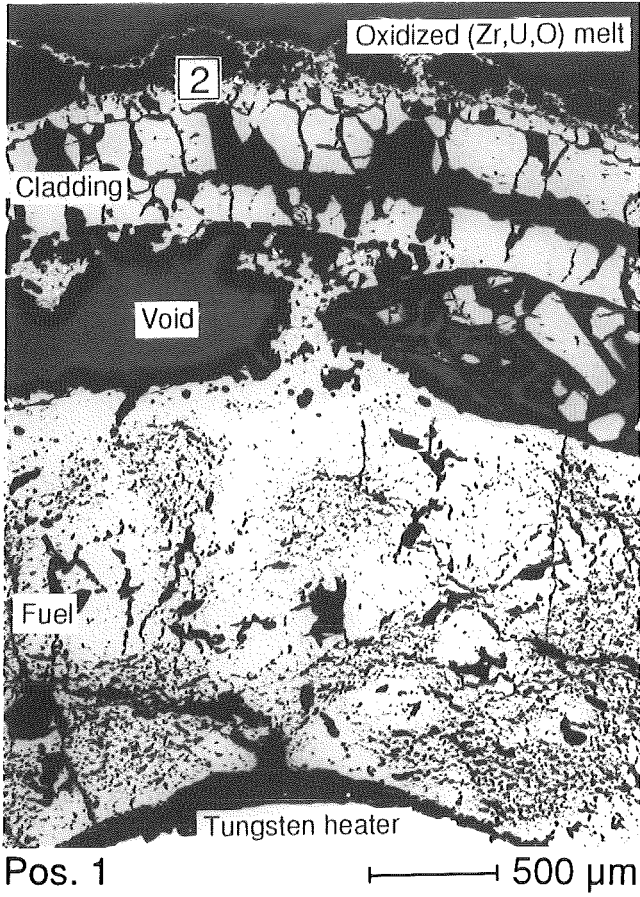
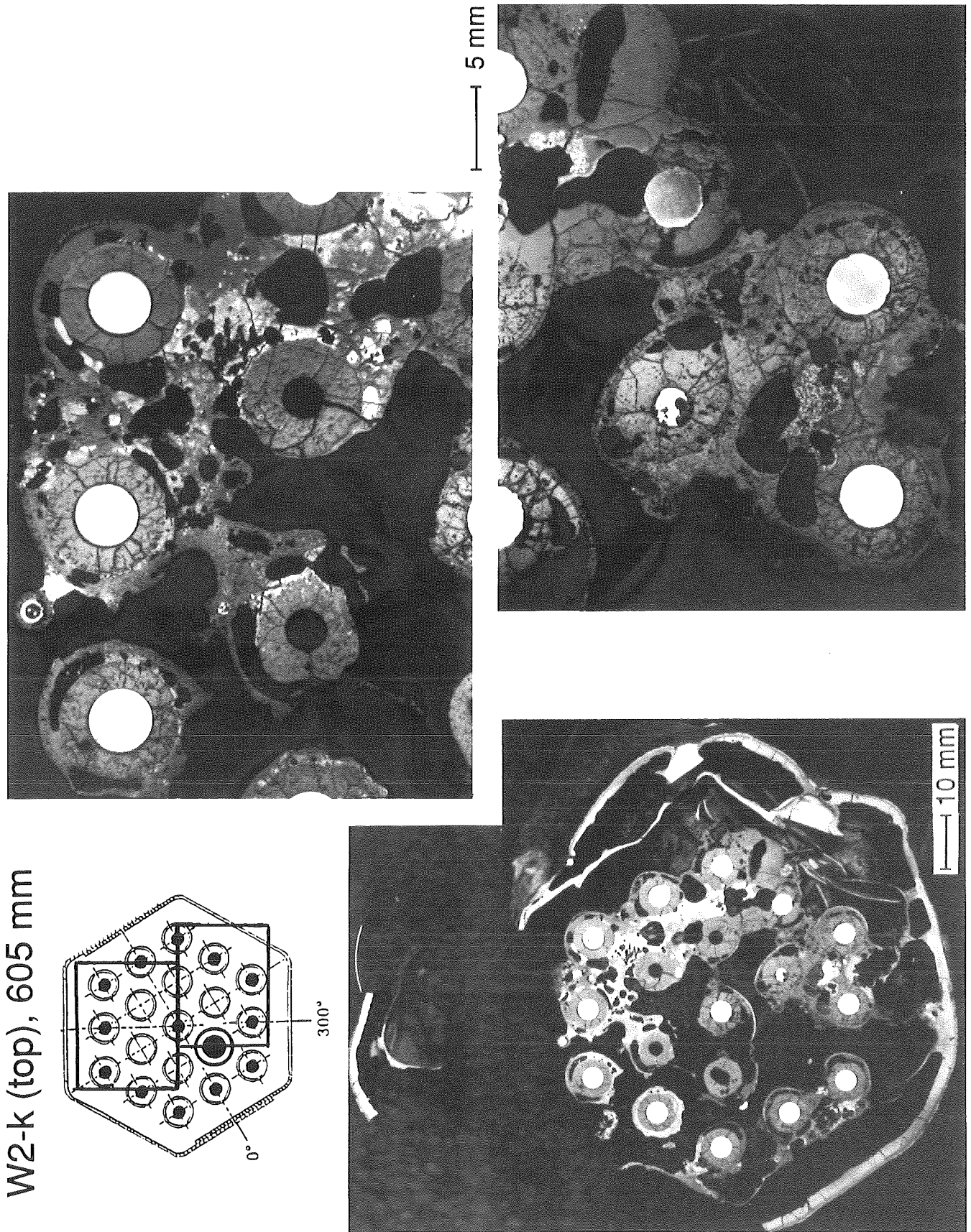


Fig. 5:
Cross Section CORA-W2-g (top), Elevation 392 mm
Cladding Oxidation



W2-k (top), 605 mm

Fig. 6:
Cross Section CORA-W2-k (top), Elevation 605 mm
Overview

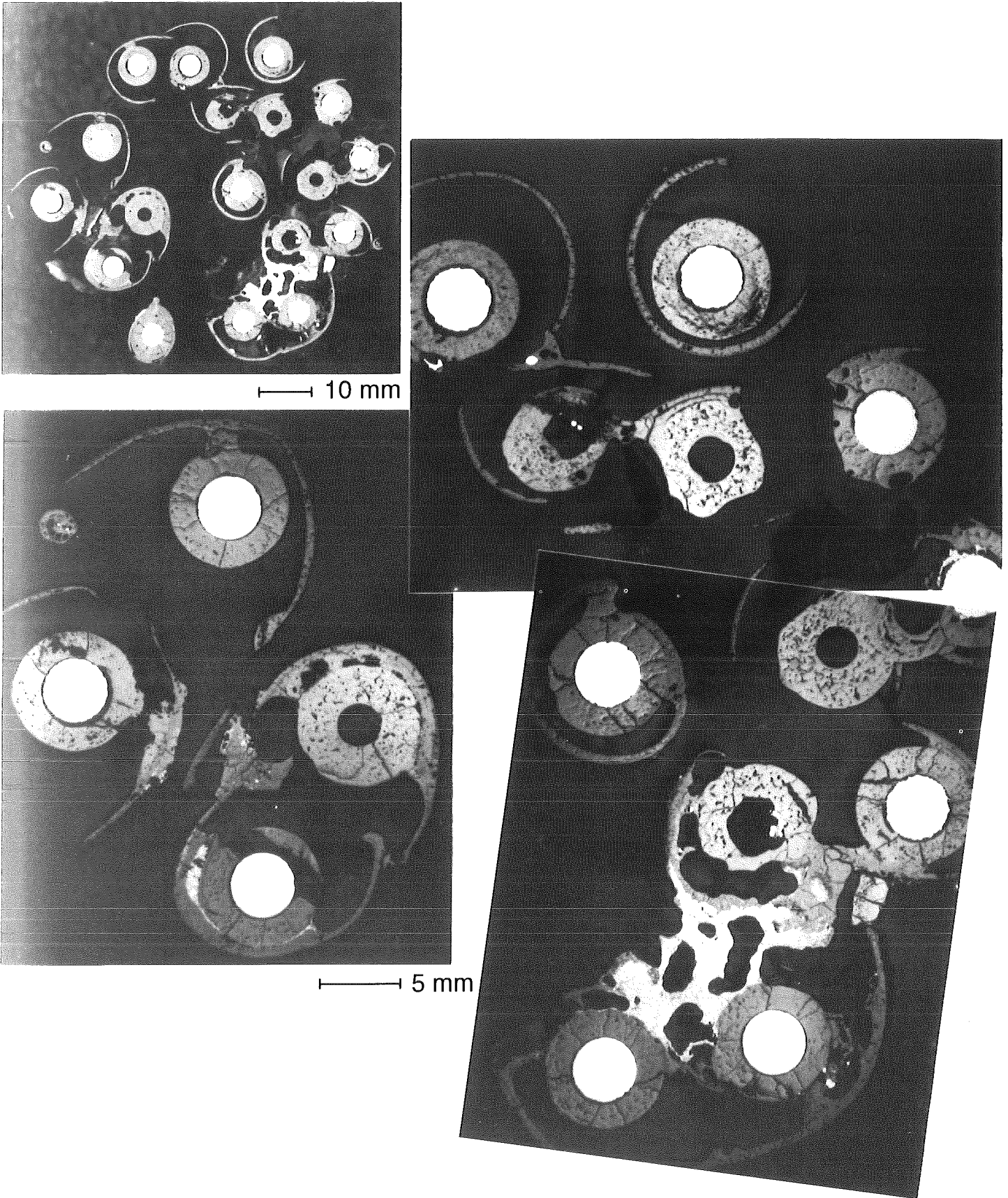


Fig. 7:
Cross Section CORA-W2-p (top), Elevation 910 mm
Overview

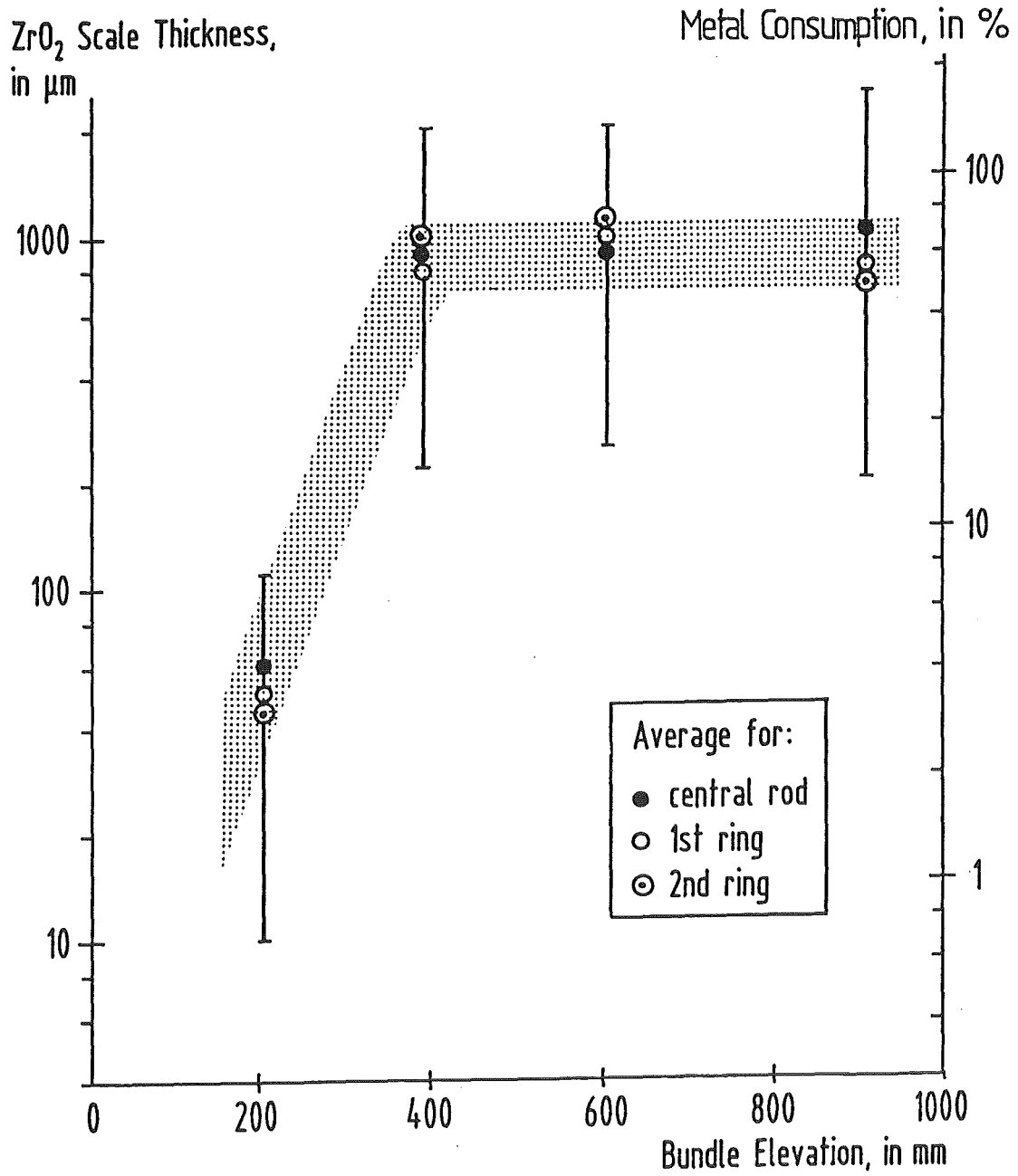


Fig. 8:
Axial Profile of Cladding Oxidation Along the Bundle CORA-W2

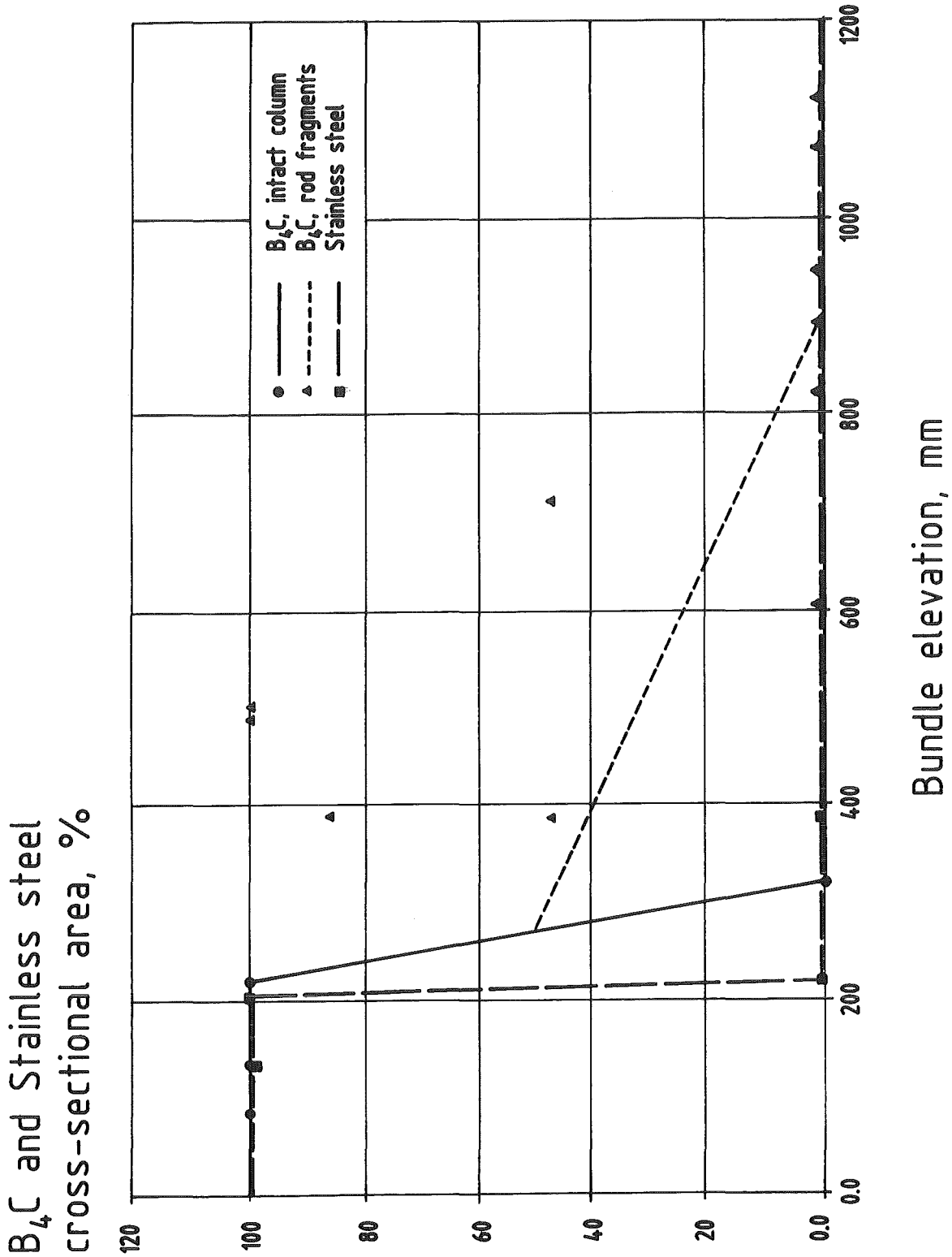


Fig. 9: Axial distribution of remaining absorber rod components B₄C and stainless steel cladding

VI. Experiments on the Quench Behavior of Fuel Rods

(P. Hofmann, V. Noack, J. Burbach, H. Metzger, IMF I)

Introduction

Analysis of the TMI-2 accident and the results of out-of-pile and in-pile experiments (CORA, LOFT, FP-2, PBF-SFD) have shown that the quenching of degraded fuel bundle by water injection could cause the renewed oxidation of fuel rods leading to reheating of the rods, a sharp increase in hydrogen production and the release of additional fission products. These phenomena are of particular concern, since water injection into an uncovered core to cool it down is a prime accident management control measure. The hydrogen generated additionally by the injection of water would increase the threat to the containment. For the in- and ex-vessel hydrogen management one has to make sure, that hydrogen release rates do not exceed critical values of the power plant.

The blind International Standard Problem ISP-31, which was based on the quench experiment CORA-13, underlined the need for a more adequate modeling of the relevant phenomena [1]. The codes used in this ISP were not able to predict in blind calculations the hydrogen peak which occurred during reflood. Due to these findings, the state-of-the-art reports by OECD/CSNI (1991) and CEC (1993, 1995) indicate the great need for an experimental data base on quench experiments.

Because of the importance of the observed reflood phenomena for safety of current and future LWRs, the Forschungszentrum Karlsruhe (FZKA) started a program to investigate the mechanisms of quench-induced oxidation of Zircaloy. A small scale test-rig was designed and built in which it is possible to quench single Zircaloy rods by water and steam.

The present report describes the status of this work in May 1995. Some experimental results that have been obtained are presented.

Description of the QUENCH Rig

It is assumed that water entering the overheated bundle and the developing steam cause a thermal shock of the embrittled material generating new metallic surfaces by cracking and fragmentation of the cladding. Reaction of the steam with the metallic components of the newly formed surfaces is believed to lead, because of the exothermic Zircaloy-steam reaction, to local temperature escalation and rapid hydrogen generation.

The QUENCH rig was designed to perform separate effect tests on crack formation and fragmentation of the cladding. The objective of the tests is to investigate the generation of new metallic surfaces of the cladding. Because of strong heat losses of the rig it cannot be expected to show a temperature escalation due to exothermic Zircaloy-steam reaction as was seen in bundle experiments.

The design of the QUENCH rig is shown in Figure 1. The Zircaloy test specimen to be used in most of the tests is a cylindrical sample of standard Siemens/KWU Zircaloy-4 fuel rod cladding of length 150mm, outer diameter 10.75mm and wall thickness 0.725mm, either empty or filled with ZrO₂ pellets. The specimen is suspended by a thin Zircaloy capillary tube inside a quartz tube of 40mm internal diameter. Heating is provided by an induction coil around the section of quartz tube enclosing the specimen. Power is supplied to this coil from a 20kW oscillator, at a frequency of up to 700kHz, which induces surface currents in the metal with consequent Joule heating.

A very important parameter with regard to crack formation and generation of new metallic surfaces is the thickness of oxide layer before quenching. It is possible to pre-oxidize the specimen in a tube furnace (external pre-oxidation) or in the facility (in-situ pre-oxidation). In the first case the heatup before quenching of the specimen is performed under an argon atmosphere, in case of the in-situ pre-oxidation a mixture of 20% oxygen and 80% argon is used. It is planned to perform the in-situ pre-oxidation also by steam flow. The supply with gases other than argon is turned off at the onset of quenching.

The QUENCH rig allows quenching by water or by steam, as depicted in Figure 1. The quench water is contained in a quartz cylinder which is moved up inside the outer quartz tube at a predetermined rate. The heating of the specimen is terminated as soon as the quench cylinder reaches the lower end of the specimen. A valve ensures that no water vapor reaches the specimen before the start of the quench. The water level in the quench tube is kept constant by simultaneously raising a large balance tank, which is connected to the quench tube.

A steam generator allows to quench the specimen by a turbulent steam flow with flow rates up to 2 g/s.

The temperature of the Zircaloy tube is measured by three thermocouples attached to its outer surface. The tube temperature is measured near the top, bottom and in the center. The transient temperatures of the outlet gas/steam mixture and of the quench water are also measured. A video camera is used to record the behavior and movement of the quench front.

After passing a condenser the hydrogen content of the outlet gas is measured by two methods. The first device measures the electrical conductivity of the argon-hydrogen mixture. From this information both the rate, as a function of time, and the total hydrogen generation can be determined. The outlet gas is also sampled at a predetermined rate for mass spectrometry measurements.

After the test the specimen is weighed to determine the weight gain from oxidation. Metallographic examinations and thickness measurements of the oxide layer on the specimens from selected tests are also carried out.

There are a number of parameters which are expected to influence the extent of crack formation, fragmentation and oxidation. They include:

- empty or pellet filled rods
- the extent of pre-oxidation
- the reflood rate
- the steam supply prior to reflood
- the temperature of the tube just prior to reflood
- the temperature of the quench water.

Current Status of the Test Program

The QUENCH rig was delivered to FZKA in the spring of 1994. Afterwards the instrumentation was connected up and the rig made operational. Commissioning tests showed that the data acquisition system had to be replaced. Soon afterwards the rig had to be moved, for administrative reasons, leading to a delay. A further delay was caused by problems with the reliability of the hydrogen measurement instrumentation.

The test program proper was started in September 1994 and, at the time of writing this report, a total of 25 tests have been performed. Their boundary conditions are depicted in Table 1 and Table 2. The tests are either cool down tests without quenching to determine the heat losses of the rig or tests terminated by quenching with water. Empty Zircaloy tubes and Zircaloy tubes with zirconium oxide pellets were used as specimens. They had a length of 150mm and an initial temperature of 1500°C. Flooding rates of 15mm/s and water temperatures of 30°C were chosen in most of the tests. The mainly investigated parameter was the extent of pre-oxidation and its influence on generation of new metallic surfaces. Pre-test oxide thicknesses up to 300 nm were used.

The first test series were carried out with external oxidized specimen. An overview of temperatures measured by central thermocouples as well as the measured hydrogen flow rates are depicted in Figure 2. The temperatures are compared with the rate of cooling in the absence of any quenching. The influence of the exothermic Zircaloy steam reaction can be seen in the slight temperature

increase shortly before the onset of rapid cooling. However, the strong heat losses to the surroundings did prevent temperature escalation as observed in bundle experiments such as CORA. The results of the hydrogen measurement are very surprising. One should expect that, due to the protective influence of the oxide layer, hydrogen generation decreases with increasing thickness of the oxide scale. But contrary to that assumption, a higher extent of pre-oxidation led to an increase of measured hydrogen flow rates in the experiment.

Post-test metallographic examinations showed the dissolution of the oxide scale during heatup of the specimen, leading to atypical oxide scales. Therefore the QUENCH rig was modified to allow in rig pre-oxidation. The specimens are heated up in an atmosphere of 80% argon and 20% oxygen. After reaching 1350°C the temperature is kept constant a certain time depending on the desired extent of initial oxide scale. Then a second transient follows heating the specimen from 1350 °C to 1500 °C in two minutes. At the beginning of this final heatup the argon/oxygen mixture is replaced by pure argon. Figure 3 shows the results of temperature and hydrogen measurements. The results do not differ significantly from the results achieved with external oxidized specimen. A recombination of generated hydrogen with oxygen in the rig might be the explanation for the double peak in some hydrogen flow rates.

Three tests have been performed to investigate the influence of hydrogen uptake by the Zircaloy tube specimen. The output of hydrogen of a determined input has been measured without any specimen, with a Zircaloy tube specimen and with a pre-oxidized specimen. The temperature of the specimens and the hydrogen input are shown together with the measured hydrogen output in Figure 4. It was surprising that in case of the Zircaloy tube specimen nearly no hydrogen could be found in the outlet gas. One can assume that a part of the generated hydrogen is re-absorbed by the Zircaloy tube specimen.

It was not possible to observe an extended formation of cracks. Especially specimens with oxide layers of about 100 mm showed a break-away of the oxide shell from the metal at some locations. In most cases the oxide spalled on the thin layer which forms during oxidation of Zircaloy. This phenomenon could not be

found at specimens with oxide layers thicker than 200 μm . In case of such an extended pre-oxidation a few macroscopic cracks formed which penetrated oxide and metal. However, fragmentation of specimens and oxidation on newly formed metallic surfaces have not been observed in the recent quench tests.

The Future Program

The next tests will cover the quenching of a double sided oxidized, open tube. It is assumed that quenching of a double sided tube induces stronger mechanical stresses. Furthermore the influence of different quench rates will be investigated. After the commissioning of the steam generator it is planned to perform a test series with pre-oxidation and/or quenching by steam. It is thought that in a steam environment significant temperature excursions due to the exothermic zirconium-steam reaction can be obtained. The influence of hydrogen uptake by metallic zirconium during pre-oxidation on the hydrogen release in case of quenching shall also be further investigated.

Acknowledgments

The authors are grateful to C Fry and R P Hiles from AEA Technology, Winfrith, for fruitful discussions and analytical support.

- [1] FIRNHABER M, TRAMBAUER K, HAGEN S and HOFMANN P,
"International Standard Problem 31: CORA-13 Experiment on
Severe Fuel Damage - Final Comparison Report",
OECD/NEA/CSNI/R(93)17, July 1993.

pre-test oxide layer	quench rate	quench temperature	initial water temperature	length of specimen	argon flow	test
μm	mm/s	°C	°C	mm	l/s	
0	0	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	2909_1
0	15	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	2809_1
0	15	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	2511_1
0	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	2401_1
0	15	1500	30	150	$9,72 \cdot 10^{-3}$	0702_1
100	15	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	1811_1
100	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	0102_1
120*	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	1503_1
120*	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	1603_1
200	15	1400	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	2211_1
210*	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	1703_1
220*	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	2203_1

*) in-situ oxidation

Table 1: Quench tests with empty Zircaloy tube specimens

pre-test oxide layer	quench rate	quench temperature	initial water temperature	length of specimen	argon flow	test
μm	mm/s	°C	°C	mm	l/s	
0	0	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	0410-1
0	3	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	0410_2
0	3	1500	90	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	0510_1
0	3	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	1312_1
0	15	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	2909_2
0	15	1500	30	150	$8,33 \cdot 10^{-3}$	3011_1
0	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	2501_1
0	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	1005_1
100	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	2601_1
100	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	2701_1
100	<15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	3101_1
220*	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	2403_1
250*	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	0805_1
300*	15	1500	30	150	$1,11 \cdot 10^{-2}$	0604_1

*) in-situ oxidation

Table 2: Zircaloy tube specimens filled with ZrO₂ pellets

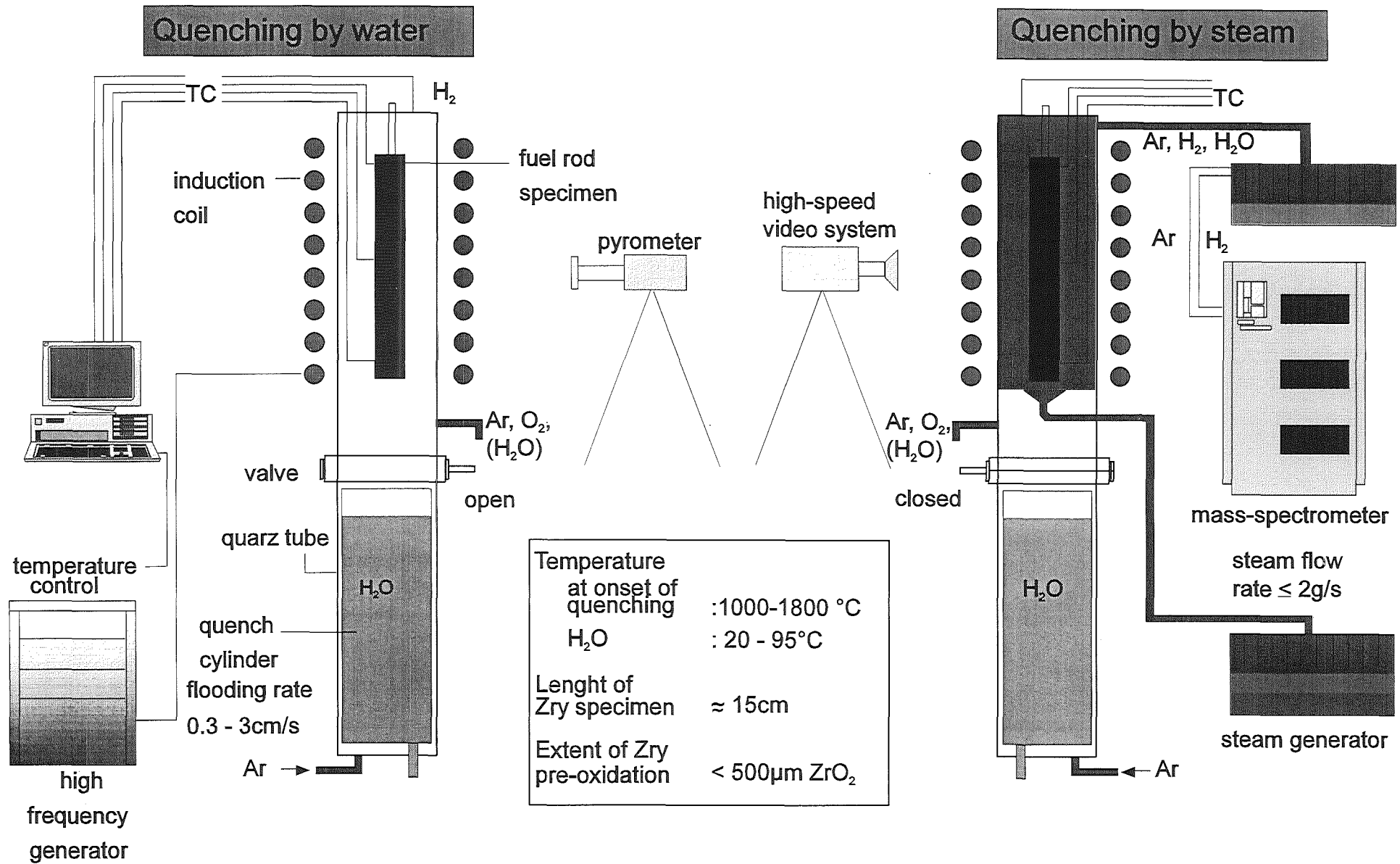
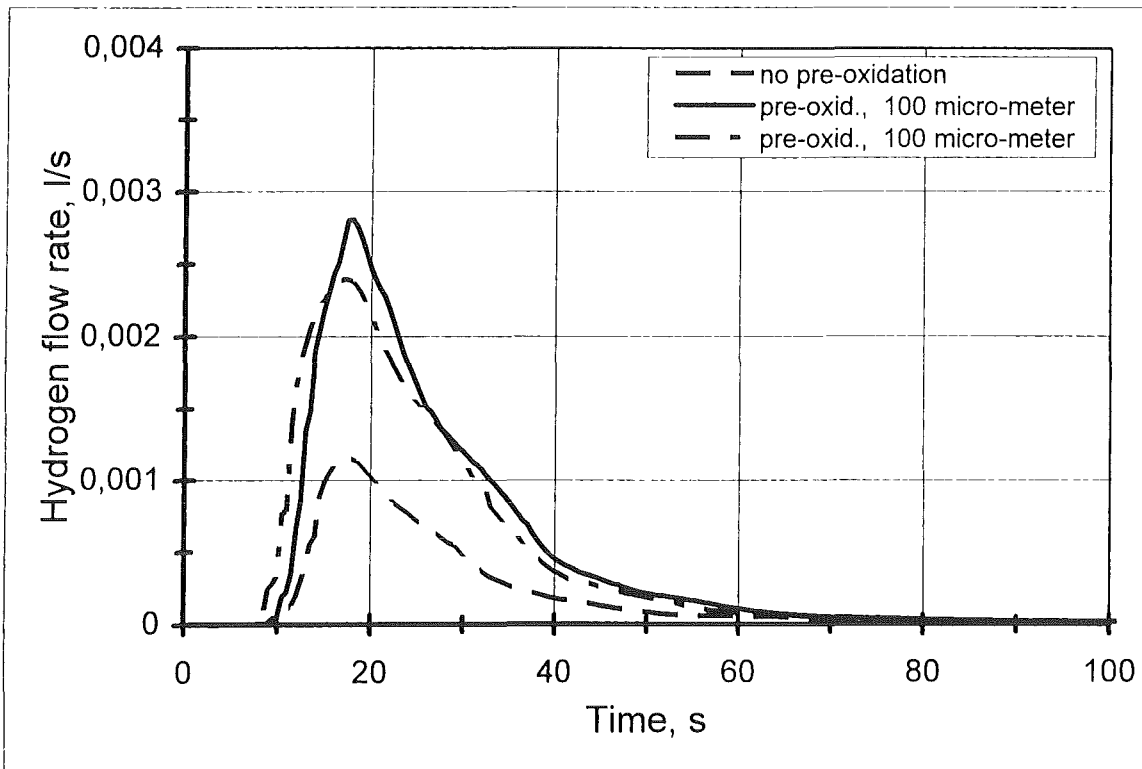
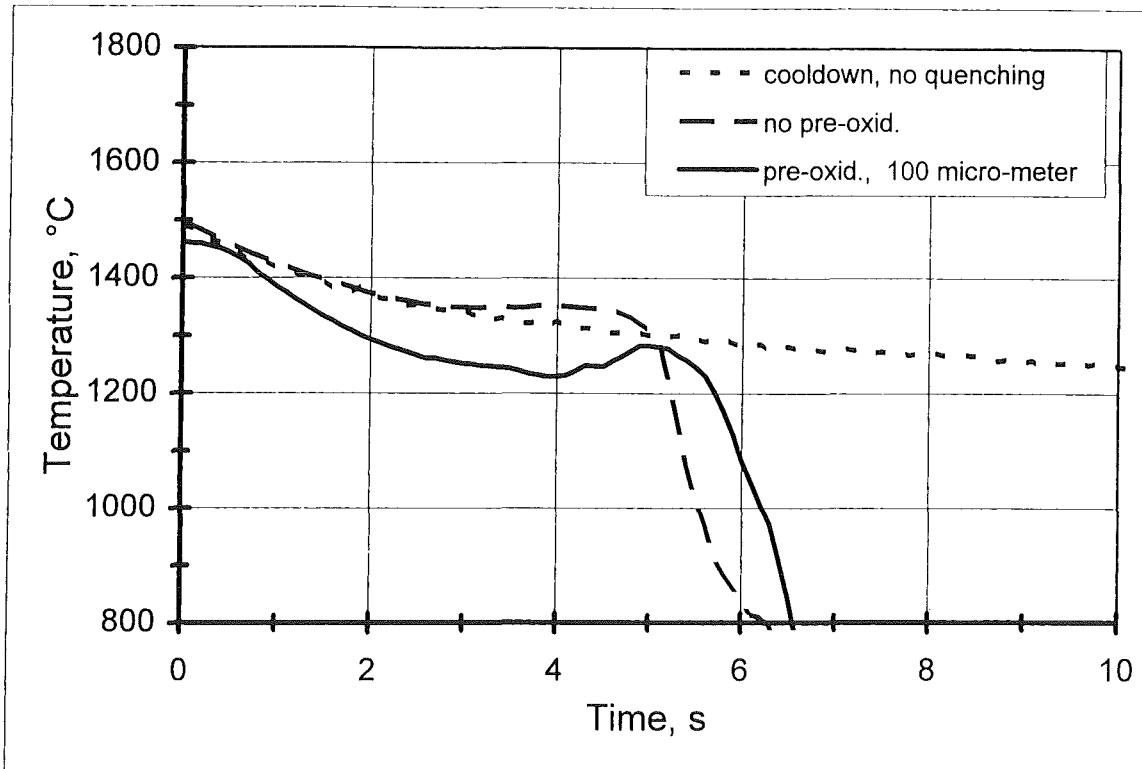


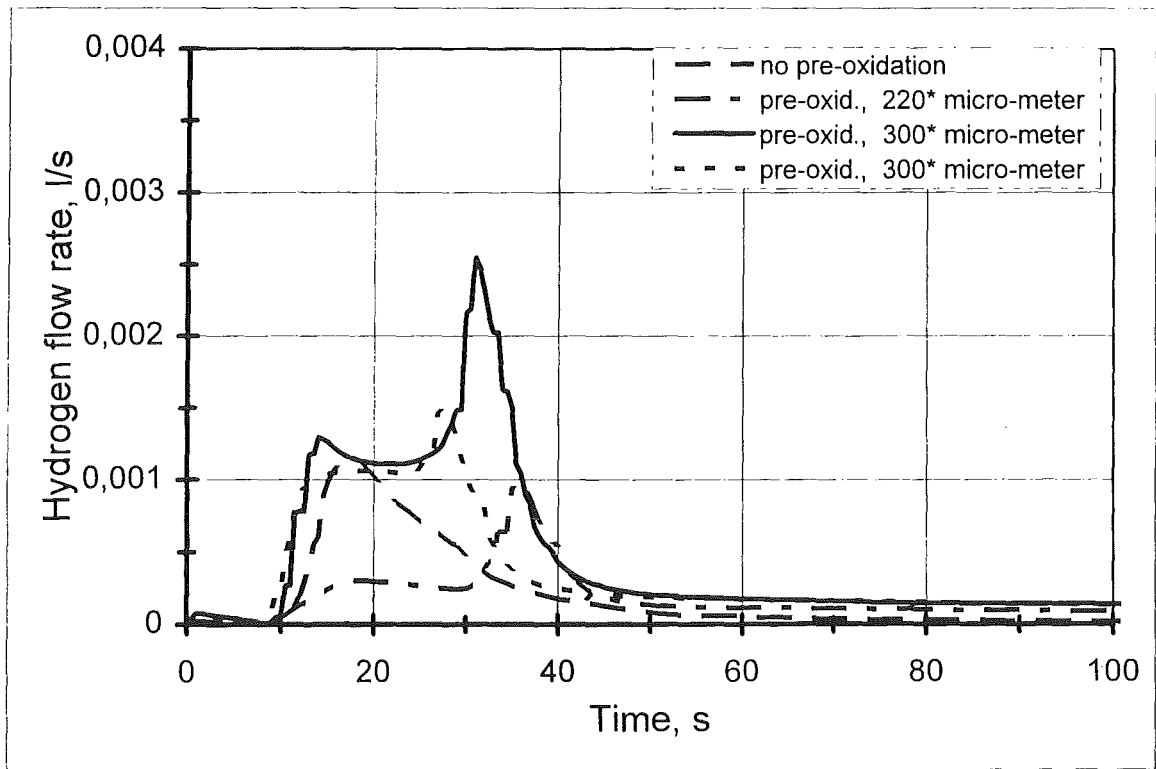
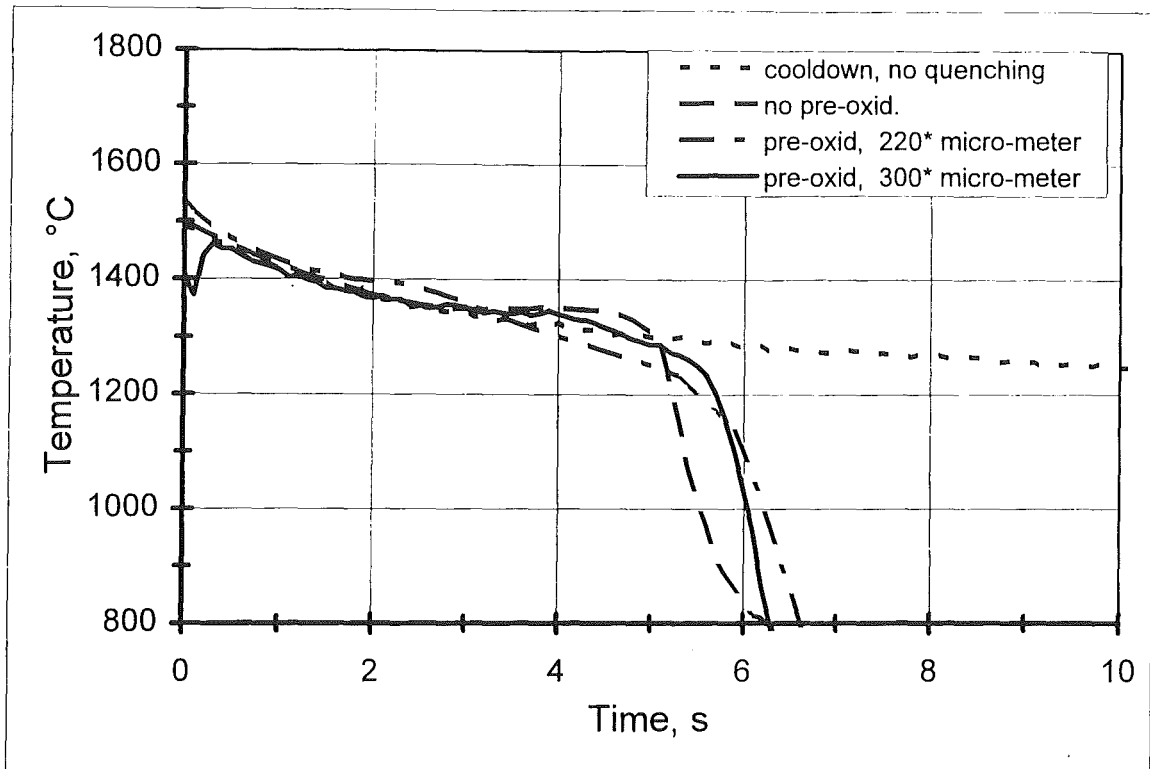
Fig. 1: Quench apparatus simulating flooding of a degraded LWR core



external pre-oxidation

flooding rate : 1.5 cm/s
argon flow rate: 30 l/h

Fig. 2: Quenching of pellet-filled Zircaloy tube specimens



in-situ preoxidation

flooding rate : 1.5 cm/s
argon flow rate: 40 l/h

Fig. 3: Quenching of pellet-filled Zircaloy tube specimens

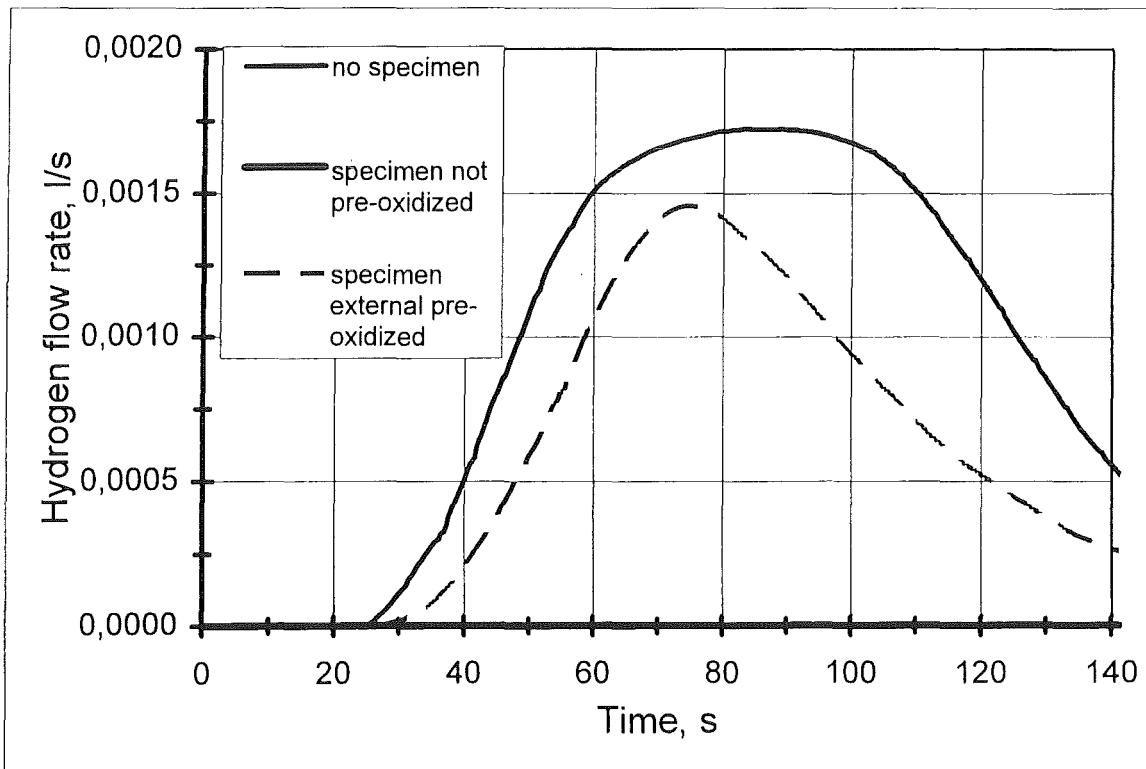
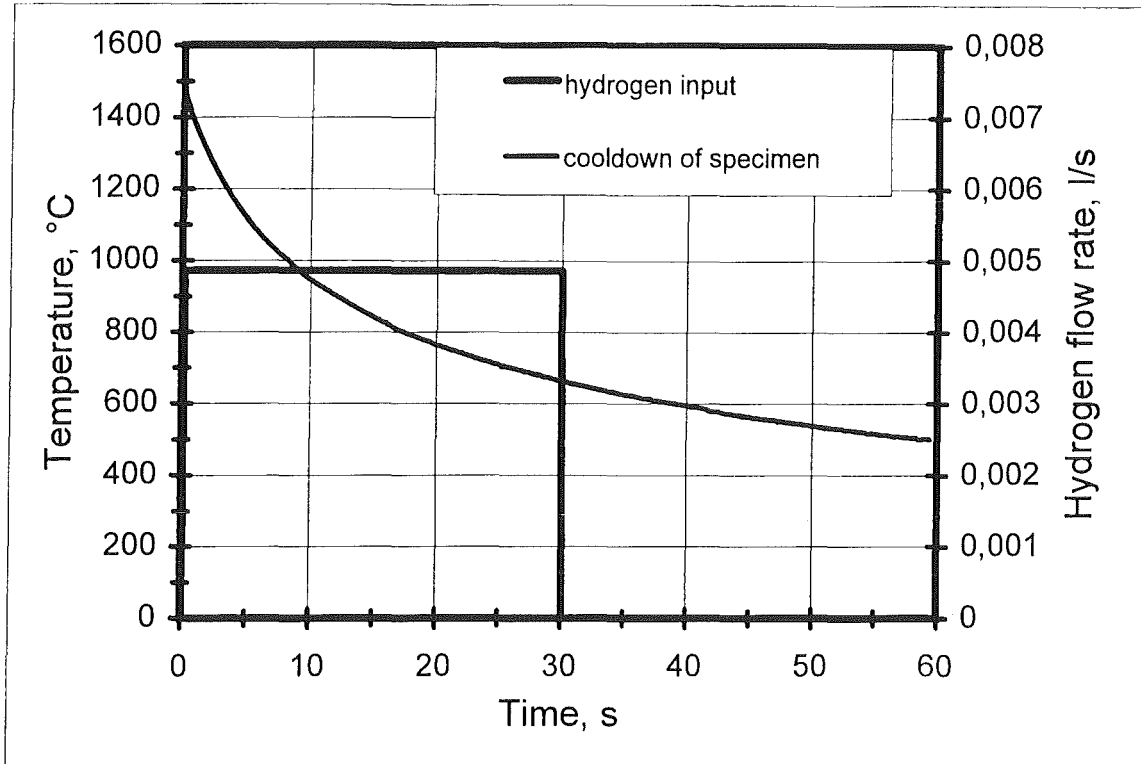


Fig. 4: Hydrogen uptake by Zircaloy tube specimens

32.21.09 Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen

- I. Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen:
Entwicklung des rechnergestützten Entscheidungshilfesystems RODOS/RESY für kerntechnische Notfälle

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

Abstract

Probabilistic Accident Consequence Assessments

In cooperation with NRPB (UK), the specifications of the mainframe COSYMA version 95/1 and the PC COSYMA version 2.0 were prepared and the corresponding modifications implemented. Important improvements are dose-rate dependent models for deterministic health effects, the time dependent efficiency of stable iodine tablets, the extension of data bases for the inclusion of activation products, and supplementary evaluation programs. PC COSYMA has been completed by an economics module, further options in the ingestion pathways, and a graphics package for presenting assessment results.

COSYMA has been applied for probabilistic dose assessments within parameter studies and special investigations of EPR concepts.

Decision Support Systems for Off-Site Emergency Management

With support of the BMU and the European Commission, RODOS, the real-time on-line decision support system for nuclear emergency management, has been further developed with the aim of the first pilot version 2.0 for pre-operational application in the second half of 1995. At present, some 20 institutes in the EU, 8 institutes in Russia, Belarus and Ukraine, and 5 institutes in central and eastern European countries cooperate with FZK/INR as main coordinator. The working meeting of all contractors in Interlaken (CH), 20 - 24 June 1994, lead to the conso-

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

Validation of the international cooperation and a broad consensus about the future role and use of the RODOS-system, in particular in the Eastern countries. At the national level, the approval of a strategy and position paper on RODOS/RESY (the near range and early phase subsystem) by subcommittees of the German Radiation Protection Commission can be considered as a step further to the future use of the system in emergency centres of the Federal States.

1. Das Programmsystem COSYMA für probabilistische Unfallfolgenabschätzungen

1.1 Programmpflege

In Zusammenarbeit mit dem NRPB (UK) wurden die Spezifikationen der COSYMA-Versionen 95/1 (Großrechner) und 2.0 (PC) festgelegt und weitgehend implementiert. Die wesentlichen Verbesserungen sind die dosisratenabhängige Modellierung aller deterministischen Gesundheitsschäden, die Berücksichtigung der zeitabhängigen Wirksamkeit von Jod-Tabletten sowie weitere Auswerteprogramme für verschiedene Unfallkonsequenzen. Die PC-Version wurde durch einen Modul zur Abschätzung ökonomischer Konsequenzen, weitere Optionen beim Ingestionspfad sowie durch die Möglichkeit der graphischen Darstellung der Ergebnisse erweitert. Außerdem wurden zahlreiche Verbesserungsvorschläge von Seiten der Benutzer, insbesondere hinsichtlich der Benutzeroberfläche, in die neue PC-Version übernommen. Die Verteilung der beiden COSYMA-Systeme ist nach Beendigung der Testphase und Fertigstellung der aktualisierten Dokumentation für Mitte 1995 vorgesehen.

Das erste internationale COSYMA User Group Meeting fand im April 1994 bei KE-MA, Arnheim (NL), statt. Etwa 20 COSYMA Benutzer nahmen daran teil und stellten ihre Anwendungen und Untersuchungen mit dem Programmsystem sowie ihr Anregungen für zukünftige Versionen vor. Durch den regen Informations- und Erfahrungsaustausch erwies sich die Benutzergruppe, sowohl für die Anwender als auch für die Entwickler des Programms, als ein hilfreiches Instrumentarium zur Verbesserung und Akzeptanz von COSYMA.

Ein zweiter Trainingskurs (Kiew, Mai 1994) für potentielle Benutzer von PC COSYMA, speziell aus den GUS- und osteuropäischen Staaten, fand große Resonanz. Die 50 Teilnehmer wurden mit den Modellen und dem Umgang mit der Version 1.0 des Programms 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 verstärkt auch an Institutionen dieser Staaten verteilt;

insgesamt erhielten bis Ende 1994 rund 80 Organisationen in 27 Ländern das Programmsystem.

1.2 Anwendungen

COSYMA wurde bei Unfallfolgenabschätzungen für Parameterstudien und Einzeluntersuchungen zu EPR-Konzepten sowohl für eine Arbeitsgruppe der RSK/SSK als auch im Rahmen der Zusammenarbeit mit EVU und Siemens/KWU eingesetzt.

2. Entwicklung von Entscheidungshilfesystemen

2.1 Radiologische Modelle

Das existierende Präprozessorprogramm PAD zur Aufbereitung meteorologischer Meßdaten (z.B. KFÜ-Daten) wurde zusammen mit einem massenkonsistenten Windfeldmodell MCF der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) und dem Puff-Ausbreitungsmodell RIMPUFF des RISØ National Laboratory (DK) testweise in RODOS/RESY implementiert. Es wurden Untersuchungen bezüglich der Eingabemöglichkeit verschiedener meteorologischer Daten (KFÜ-Mast, -SODAR, DWD-Prognose) und bezüglich der Qualität der Ergebnisse sowie der benötigten Rechenzeiten durchgeführt. Gemeinsam mit den Programmentwicklern wurden die weiteren Entwicklungsziele der Modelle und Rechenprogramme festgelegt. Der bereits in RODOS/RESY integrierte Ausbreitungscode ATSTEP wurde zusammen mit dem massenkonsistenten Windfeldmodell MCF erfolgreich in einer stand-alone Version getestet und steht somit auch in dieser Form für die Anwendung bereit.

2.2 Maßnahmensimulation und Programmabläufe

Die Betriebsweisen von RODOS/RESY wurden im AUTOMATISCHEN und INTERAKTIVEN Rechenbetrieb festgelegt; im AUTOMATISCHEN Betrieb kann der Benutzer nur wenig in den Rechenlauf eingreifen: die Meßdaten werden standardmäßig von den Programmen verarbeitet, die Modelle werden mit Standardparametern betrieben. Im INTERAKTIVEN Betrieb kann der Benutzer Quellterm- und Wetterdaten, Eingreifwerte für Katastrophenschutzmaßnahmen und Parameter der Maßnahmensimulationsmodelle, sowie Art und Umfang der Ausgabedaten selbst bestimmen. Folgende Programmabläufe sind anwählbar:

AUTOMATISCH:

DIAGNOSE: zyklisch ablaufender Echtzeitbetrieb im 10 Minuten Takt (zukünftig on-line an KFÜ-Datennetzen);

DIAGNOSE

+ PROGNOSE: Diagnoselauf mit periodisch im vielfachen der Taktzeit wiederholter Prognose der radiologischen Lage und automatischer Simulation von Einzelmaßnahmen (EMERSIM-AUTO).

INTERAKTIV:

PROGNOSE: interaktiver Prognoselauf zur Abschätzung der zukünftigen Entwicklung der radiologischen Lage;

PROGNOSE

+ MAßNAHMEN: interaktiver Prognoselauf mit anschließender interaktiver Simulation von Katastrophenschutzmaßnahmen und zugehöriger Abschätzung der radiologischen und monetären Konsequenzen (EMERSIM-INTER);

MAßNAHMEN

allein: interaktive Simulation von Katastrophenschutzmaßnahmen und zugehörige Abschätzung der radiologischen und monetären Konsequenzen (EMERSIM-INTER).

In der Programmgruppe EMERSIM wird die Simulation von Katastrophenschutzmaßnahmen einschließlich der Abschätzung von Konsequenzen (Dosen, Gesundheitsschäden, Kosten) durchgeführt.

AUTOMATISCHER und INTERAKTIVER Betrieb unterscheiden sich wie folgt:

AUTOMATISCH: EMERSIM-AUTO arbeitet mit festen Eingreifrichtwerten; es werden folgende Fälle simuliert:

- Aufenthalt im Freien;
- Normalaufenthalt in Gebäuden;
- Aufsuchen von schützenden Räumen;
- Evakuierung gemäß unterem Eingreifrichtwert;
- Evakuierung gemäß oberem Eingreifrichtwert;

-Einnahme von Jodtabletten.

INTERAKTIV: EMERSIM-INTER gestattet die Eingabe von Dosisengreifwerten und die grafische Variation der daraus bestimmten Gebiete mit potentiellen Maßnahmen. Weiterhin kann ein Maßnahmenzenario durch die Kombination räumlich und zeitlich variierender Einzelmaßnahmen definiert werden. Folgende Fälle werden simuliert:

- Aufenthalt im Freien
- Normalaufenthalt in Gebäuden;
- Maßnahmenzenario bestehend aus den Einzelmaßnahmen:
Aufsuchen von schützenden Räumen;
Evakuierung gemäß unterem Eingreifrichtwert;
Evakuierung gemäß oberem Eingreifrichtwert;
Einnahme von Jodtabletten.

2.3 Modellierung der Evakuierung

Im Jahresbericht für das Jahr 1993 wurde die Struktur der Stand-Alone- Version der Evakuierungs-Simulations-Software EVSIM ausführlich beschrieben. Im Berichtszeitraum wurden die Arbeiten an der Stand-Alone-Version fortgeführt und der Code ergänzt, sodaß er in RODOS/RESY ablauffähig ist.

Um die Evakuierungsmodellierung zu validieren, wurden für den rechtsrheinischen Teil des Verkehrswegenetzes des Standorts Biblis Evakuierungsszenarien simuliert. Die dabei verwendeten Evakuierungsrouten sind die des Katastropheneinsatzplanes. Die sich ergebenden Fahrzeitverteilungen wurden mit Fahrzeitverteilungen von Evakuierungen verglichen, die in den USA im Zeitraum von 1959 bis 1973 durchgeführt wurden. Für Szenarien, die zu den in den USA durchgeführten Evakuierungen passen, zeigt sich eine gute Übereinstimmung.

Um Evakuierungsmaßnahmen schnell bewerten zu können, wurde EVSIM mit einem Analysemodul ausgestattet. Für jede Gemeinde und für die gesamte von der Evakuierung betroffene Bevölkerung werden folgende Daten ausgegeben:

In Tabellenform:

- Startzeit, Ende und Dauer der Evakuierung

- Zahl der evakuierten Personen

- Gemittelte Transportleistung.

Als Balkendiagramme:

- Fahrzeitverteilungen als Häufigkeits- und Summenhäufigkeitsverteilungen (in absoluten Zahlen und normiert)
- Die inverse gemittelte individuelle Fahrzeit als Güteparameter für die Evakuierungsmaßnahme.
- Die inverse kollektive Fahrzeit als Güteparameter für die Evakuierungsmaßnahme.
- Liegen aus einem RODOS/RESY-Lauf die potentiellen Dosen im Evakuierungsgebiet vor, so werden die individuellen Dosen der Personen in EVSIM(StandAlone) ermittelt und im Analysemodul ausgegeben (für alle in RODOS/RESY verwendeten Organe, Pfade und Zeiten).

Die Funktionalität der Maßnahmenschnittstelle und Verkehrsablaufmodellierung wurde erweitert. Es ist nun möglich, Verkehrshindernisse in EVSIM einzugeben und diese werden in der Verkehrsablaufsimulation berücksichtigt.

Um den Einsatz von EVSIM im Rahmen des Katastrophenschutzes zu erleichtern, wurden im Berichtszeitraum in erheblichen Umfang Arbeiten an einer neuen Benutzeroberfläche durchgeführt:

- Das für die Evakuierung zur Verfügung stehende Verkehrswegenetz, das angewählte Szenario und der aktuelle Stand des Evakuierungsablaufs werden mit Hilfe von Symbolen dargestellt. Die Symbolbedeutung kann der Benutzer in einem eigenen Fenster abrufen.
- Die Benutzerführung geschieht mit Hilfe von Menüs analog zur RODOS/RESY- Grafik.
- Eine Hilfefunktion wurde installiert.

Im Rahmen der Arbeiten zur Integration in RODOS/RESY wurde die Funktionalität von EVSIM wie folgt erweitert:

- Darstellung der in RODOS/RESY berechneten Maßnahmenggebiete
- Darstellung der in RODOS/RESY berechneten potentiellen Dosen

- Ausgabe der Weg-Zeit-Information der evakuierten Bevölkerung in eine Datei

2.4 Betriebsabwicklungssystem

2.4.1 Integration externer Programme

Die Softwaretools zur Integration der externen Programme werden hinsichtlich der sowohl interaktiven Vorgehensweise als auch der deklarationsbeschreibenden Dateien entwickelt.

Die vom Anwender erzeugten deklarationsbeschreibenden Dateien, die Definitions-, Wertzumessungs-, Archivierungs- und Ladezuordnungsdateien werden von einem Parser gelesen, geprüft, die entsprechenden Datenstrukturen erzeugt und in die Programmdatenbank eingelagert.

2.4.2 Systemdienste

Die Funktionen der Dialog-, Systemcontroller- und Datamanagerkomponenten wurden zur Bereitstellung der Systemdienste, wie z.B. Initialisierung, Anzeige, Drucken, Statusanzeige, mit Kontrollkommandos erweitert.

In der Initialisierungsoberfläche können vor dem Ablauf eines Programms die Parameter ersetzt und die Parameterwerte modifiziert werden. Dabei werden sowohl die Defaultparametersätze als auch die zuletzt geänderten Parametersätze getrennt in der Datenbank verwaltet und auf separaten Fenstern gegeneinander dargestellt. Der Benutzer hat die Möglichkeit die Defaultdatensätze in der Datenbank mit den zuletzt geänderten Daten zu überschreiben, wenn ausdrücklich diese Operationen angefordert und bestätigt werden.

2.4.3 Datenorganisations- und Datenbankkonzept

Die Daten stellen das gesamte Informationsangebot des RODOS/RESY-Systems dar; sie legen die Schnittstelle zwischen den Applikationen und den Benutzern einerseits sowie der Datenverwaltung und Zugriffsverwaltung andererseits fest.

Die typenmäßigen Unterschiede betreffen z.B. die geographischen Daten, die radiologischen Daten, Meldungen, Normdaten, Kataloglisten, Statistiken, Algorithmen, Fakten und Präferenzen.

Für die Datenhaltung und -verteilung wurde das Konzept der verteilten Datenbanken eingesetzt. Unter den Gesichtspunkten der Verwaltung der vorhandenen

Datenbestände, der Datenakquisition und Datenverwendung wurden die Daten in vier Kategorien

- Echtzeitdaten,
- Programmdaten,
- geographische Daten und
- Fakten

unterteilt.

Zur Datenverwaltung werden unter anderem die kommerziellen relationalen DBM-Systeme eingesetzt. Im ersten Schritt sind dies die Systeme

- ALLBASE (HP),
- Ingres (ASK Software),
- Oracle (Oracle Cooperation).

Die Applikationen mit eingeketteten SQL-Funktionen müssen an das entsprechende RDBMS adaptiert werden. Die Daten müssen dementsprechend gleichzeitig in das betreffende RDBMS umgelagert werden. Hierzu wurde die RODOS-SQL-Syntax entworfen und entsprechend den Datenbankfunktionalitäten spezifiziert.

Weiterhin wurde ein Preprozessor entwickelt, der eine RODOS-SQL-Applikation in ein SQL-Applikation des betreffenden RDBMS umsetzt.

Zur Umlagerung der Daten von einem RDBMS in das andere wurden ebenfalls Softwaremodule entwickelt. Die Adaptierung und Umlagerung wurden anhand von zwei Systemen, ALLBASE und Ingres, implementiert und getestet.

2.5 Geographisches Informationssystem RoGIS

Aufbauend auf der ersten Version des Geographischen Informationssystems für RODOS (RoGIS) wurde in 1994 die erste Pilotversion entwickelt. Dabei wurde vor allem die Speicherung und Verarbeitung von geometrischen Daten wesentlich verbessert.

Für die Nutzung von RoGIS Daten in externen Programmen wurde eine Bibliothek von Interface-Funktionen erzeugt, die von diesen Programmen zum Datenaustausch benutzt werden können.

Es wurde ein Format zum Datenaustausch zwischen externen Datenquellen und RoGIS entwickelt. Weiter wurde ein Programm zum Laden von Daten in die Datenbank sowie einige Transformationsprogramme realisiert, die externe Daten in das interne Format konvertieren.

Die Datenbank der ersten Pilotversion von RoGIS wurde testweise mit folgenden Datensätzen gefüllt:

- Digital Feature Analysis Data (DFAD)
- Datei Geographischer Namen
- Statistische Daten

Erste Datensätze des neuen Release der DFAD Daten wurden in 1994 beschafft. Diese enthalten nun auch die vollständigen Verkehrswege. Für die atmosphärischen Ausbreitungsmodelle wurde ein Datensatz mit Höhendaten von der Defense Mapping Agency beschafft. Gleichzeitig wurde versucht, andere Quellen für geographische Daten zu finden.

Die Arbeiten an RoGIS in 1994 wurden in Zusammenarbeit mit Gastwissenschaftlern aus Russland (SPA TYPHOON, Obninsk) und der Ukraine (IMMS-CC, Kiew) ausgeführt.

2.6 Grafikprogramm

Die Grafik für die Pilotversion 2.0 von RODOS wurde 1994 entwickelt und in RODOS integriert. Dabei wurde im wesentlichen die Version 1.0 der Grafik verbessert. Neu hinzugekommen ist eine Bibliothek mit Grafikfunktionen, die von externen Programmen benutzt werden kann.

Dies erlaubt den Entwicklern externer Programme eine eigene Grafikoberfläche für ihre Programme zu realisieren, die der von RODOS bekannten entspricht.

Für die Präsentation von RODOS auf PCs wurde eine "Slide Show" generiert. Diese zeigt alle wesentlichen Bedienelemente des Systems sowie die Ergebnisse einer Ausbreitungsrechnung.

2.7 Anwendungen des Systems für Schulungszwecke und Übungen

Mit diesem Themenkreis befaßt sich seit 1992 eine Arbeitsgruppe aus Mitgliedern von FZK/INR, FZK/FTU, Electricité de France, Nuclear Electric und SCK/CEN Mol unter Koordination von FZK. Diese Gruppe hatte 1993 beschlossen, für den ersten Einsatz des Systems zu Schulungs- und Übungszwecken einen neuen, speziell auf RODOS/RESY zugeschnittenen Kurs auszugestalten.

Im Berichtszeitraum 1994 wurde die Zielgruppe definiert sowie die Kursinhalte weitgehend festgelegt und ein Syllabus erarbeitet. Der Kurs richtet sich an Personen, die bereits über Vorwissen auf dem Gebiet des Strahlenschutzes verfügen und behandelt die Strahlenexposition der Bevölkerung und die eventuell erforderlichen Katastrophenschutzmaßnahmen nach angenommenen unfallbedingten Freisetzungen von radioaktiven Stoffen in die Atmosphäre, hauptsächlich aus LWRs. Bei der Planung wurde besonderer Wert darauf gelegt, die Inhalte der Vorträge praxisnah auszuwählen und das dort vermittelte Wissen in begleitenden praktischen Übungen unter Einsatz des RODOS/RESY Systems zu verfestigen und zu erweitern.

Einem Antrag an die Europäische Kommission zur Einbeziehung eines solchen Kurses in das ERPET-PRogramm wurde inzwischen entsprochen. Der erste Kurs mit dem (vorläufigen) Titel "Computer-based training course on off-site emergency response to nuclear accidents" ist für Frühjahr 1996 bei FZK/FTU vorgesehen. Dieser Kurs wird auf etwa dreißig Teilnehmer beschränkt sein und 4.5 Tage dauern; die Kurssprache ist Englisch.

Im Jahr 1995 wird die Planungsphase abgeschlossen werden. Die bis dahin erforderlichen Arbeiten sind:

2.8 Sonstige Aktivitäten

Auf Initiative des Ausschusses "Notfallschutz in der Umgebung kerntechnischer Anlagen" der Strahlenschutzkommission wurde die Arbeitsgruppe "Entscheidungshilfesystem im Notfallschutz" gebildet. Während insgesamt 5 Sitzungen zwischen Januar 1994 und August 1994 wurde ein Ergebnisbericht zu RODOS/RESY verfaßt und verabschiedet. Sowohl zu den Sitzungen als auch zum Bericht wurden von seiten der Entwicklergruppe RODOS/RESY wesentliche Beiträge geliefert.

Im September und November 1994 fanden im FZK/INR simulierte Katastrophenschutzübungen unter Einbeziehung von RODOS/RESY statt. Sie dienten der Befragung der Leiter von Katastrophenschutzstäben und ihrer Fachberater, um anhand von Unfallfolgszenarien Entscheidungskriterien, Regeln und Präferenzen für einen zukünftigen Bewertungsmodul von RODOS/RESY abzuleiten. An den beiden Übungen beteiligt waren die Katastrophenschutzleitungen von Koblenz (zuständig für den Standort Mülheim-Kärlich) und Ratzeburg (zuständig für den Standort Krümmel). Der Übungsablauf und die Übungsszenarien wurden von FZK/INR vorbereitet, die Übung selbst erfolgte zusammen mit der Universität Mannheim, Lehrstuhl für ABWL(M. Ahlbrecht), und University of Leeds (Prof. S. French). Die Auswertung der Übung und der Abschlußbericht werden in 1995 abgeschlossen, weitere derartige Veranstaltungen sind in Belgien, Frankreich und England geplant. Die Durchführung wurde und wird von der Europäischen Kommission finanziell unterstützt.

2.9 Geplante Weiterarbeit

Für die zweite Jahreshälfte 1995 ist vorgesehen, die erste Pilotversion RODOS/RESY-PV2.0 zum Testbetrieb bei Katastrophenschutzorganisationen der Länder fertigzustellen. Nachdem auch in 1994 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 1995 bilden. Darüberhinaus sind folgende Einzelarbeiten durchzuführen:

A. Ausbau und Verbesserung der Systemfunktionen

- Diskussion der Systemfunktionen, -inhalte und -ergebnisse mit Fachgremien.
- Erweiterung der Datenbankeinrichtungen und Benutzeroberflächen.

B. Inhaltliche Erweiterung des Gesamtsystems

- Integration der operationellen Versionen des prognostischen Windfeldmodells und des verbesserten "deutsch-französischen" Ausbreitungsmodells (MCF, RIMPUFF).
- Verbesserung und Erweiterung der Maßnahmen- und Konsequenzmodelle, insbesondere durch Einbeziehung aktueller Situationsdaten.

- Auswertung der Befragungen der Mitglieder von Katastrophenschutzstäben anhand von Unfallfolgenzenarien zur Identifizierung von Regeln, Wichtungen und Präferenzen als Eingabe für den Bewertungsmodul von RODOS/RESY.

C. Aufbau und Einsatz eines Schulungs- und Trainingsystems

- Endgültige Festlegung der Inhalte der Vorträge unter Abspache mit den Vortragenden.
- Ausarbeitung der praktischen Übungen (Form, Inhalte, Übungsszenarien, Anpassung von RODOS an spezielle Anforderungen, speziell im Hinblick auf die Benutzeroberfläche).
- Praktische Organisation des Kurses (Vortragende, Unterlagen für die Teilnehmer, Logistik u.s.w.).

D. Erstellen von Systemdokumentation und Benutzerhandbuch.

2.10 Beziehung zu anderen Vorhaben

Die Kommission der Europäischen Gemeinschaften fördert im Rahmen ihres Strahlenschutzprogramms die Entwicklung des umfassenden Entscheidungshilfesystems RODOS (reat-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 FZK/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 Verträge mit der Europäischen Kommission (EC) Kooperationen mit 18 Instituten in Westeuropa sowie mit Institutionen in Rußland, Weißrußland, der Ukraine, Polen, Ungarn, Rumänien und der Slowakischen Republik. Inzwischen sind die Hardware- und Software-Komponenten von RODOS in Rußland, Weißrußland, der Ukraine, Polen und Griechenland implementiert. Für 1995 ist die Installation in der Tschechischen und Slowakischen Republik, in Ungarn und Rumänien geplant. Die Koordination eines großen Teils der EC-Arbeiten sowie der osteuropäischen Zusammenarbeit liegt bei FZK/INR. Neben der eigentlichen Zielsetzung des Einsatzes bei Notfallsituationen wird der An-

wendung von RODOS/RESY bei Katastrophenschutzübungen und zu Ausbildungs- und Trainingszwecken im Rahmen nationaler (FZK/FTU) und internationaler (ERPET-Programm der EC) Kurse große Bedeutung zukommen.

Veröffentlichungen:

G. Benz, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, J. Päsler-Sauer, M. Rafat, T. Schichtel, O. Schüle, C. Steinhauer

The real-time on-line decision support system RODOS for off-site emergency management

Kerntechnik S. 59 (1994), No. 4-5, S. 215-219

J. Ehrhardt, G. Benz, D. Faude, F. Fischer, A. Lorenz, J. Päsler-Sauer, M. Rafat, T. Schichtel, O. Schüle, C. Steinhauer

Inhalte und Funktionen des Entscheidungshilfesystems RODOS/RESY

in: Stand des Notfallschutzes in Deutschland und in der Schweiz, Fachverband für Strahlenschutz e.V., FS-94-74-I, Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, 1994 (ISSN 1013-4506) S. 179-189

I. Hasemann, J. Ehrhardt

COSYMA: Dose models and countermeasures for external exposure and inhalation

Karlsruhe, KfK-Bericht 4333, Januar 1994

- II. Untersuchungen zur Quantifizierung des Unterschieds in der Dosisbelastung am ungünstigsten Aufpunkt zwischen Standorten in topographisch stark strukturiertem Gelände (Tal-Lagen) und in ebenem Terrain (Genehmigungsverfahren)
(W. Raskob*)

Abstract:

The MCF wind field model and the LASAT Lagrange particle model served to study topography effects on the spreading of radionuclides. Concentrations in bottom layers of the atmosphere at maximum-dose positions in hilly country topography are up to a factor 6 higher than in plain country. For concentrations in the soil the results have a similar relation.

* Dr. Trippe Ingenieures.m.b.H., Karlsruhe

1. Einleitung

Im Genehmigungsverfahren für kerntechnische Anlagen werden die nach einem Störfall am ungünstigsten Aufpunkt zu erwartenden Individualdosen gemäß den "Störfallberechnungsgrundlagen" vom 18.10.1983 (und zugehörige Ergänzungen) ermittelt. Darin wird angenommen, "daß sich die Abluftfahne sowohl seitlich als auch vertikal entsprechend einer Gauß-Verteilung ausbreitet und am Boden eine Reflexion erfolgt". Das Ausbreitungsmodell und sämtliche für die Rechnungen benötigten Daten werden vorgegeben, insbesondere auch die Ausbreitungsparameter (KFA/KFK-Datensatz).

Die Anwendbarkeit von Gauß-Modellen setzt streng genommen voraus, daß stationäre Ausbreitungsbedingungen in ebenem Gelände bei neutralem bis stabilem Turbulenzzustand der Atmosphäre herrschen, daß die Windgeschwindigkeiten nicht deutlich unter 1m/s liegen und daß die Freisetzungshöhe die Ausbildung der Gauß-Verteilung erlaubt. Bei allen anderen Freisetzungs- und Umgebungsbedingungen können die mit dem Gauß-Modell berechneten Aktivitätskonzentrationen von den tatsächlich zu erwartenden Werten deutlich abweichen, wobei Unter- als auch Überschätzungen möglich sind. Ziel der Untersuchungen soll es sein, durch Vergleich der Ergebnisse des Ausbreitungsmodells der Störfallberechnungsgrundlagen mit einem für topographisch strukturierte Gebiete anwendbaren Wind- und Ausbreitungsmodell die Unterschiede zu quantifizieren, um somit den Anwendungsbereich der Modelle besser angeben zu können.

2. Vorgehensweise

Nach Sichtung der zugänglichen und auch miteinander verknüpfbaren Windfeld- und Ausbreitungsmodelle wurde folgende Modellkette für die o.g. Untersuchungen eingesetzt:

2.1 Windfeldmodell

Als Windfeldmodell wird ein "massenkonsistentes " Modell verwendet, das die Beschreibung 3-dimensionaler Strömungsfelder ermöglicht. Hierzu werden me-

eteorologische Daten einzelner Stationen, z.B. Wind, Stabilität, die Höhenausströmung sowie Daten zur orographischen Struktur des Beobachtungsgebietes, benötigt.

2.2 Atmosphärische Ausbreitungsmodell

Als Ausbreitungsmodell wird ein Lagrange-Partikel-Modell verwendet. Ein solches Modell erlaubt die Beschreibung des Ausbreitungsvorgangs auch unter Bedingungen, bei denen Gauß-Modelle versagen. Hierzu zählen Ausbreitungssituationen in topographisch strukturierten Gebieten mit räumlich und zeitlich variablen meteorologischen Feldern.

2.3 Auswahl von Szenarien

Basierend auf Untersuchungen von meteorologischen Bedingungen an verschiedenen Standorten von Kernkraftwerken (PAE 89) konnten typische Situationen identifiziert werden, bei denen die Anwendbarkeit des Gauß-Modells in Frage zu stellen ist. Bei diesen Situationen handelt es sich insbesondere um die Kombination aus stabiler atmosphärischer Schichtung und orographisch strukturiertem Gelände.

3. Realisierung

Es wird das massenkonsistente Windfeldmodell MCF (MAR 91) zusammen mit dem Lagrange-Partikel-Modell LASAT (MAR 92) verwendet.

Als Standort mit geeigneter Topographie wurde Obrigheim ausgewählt. An diesem Standort wurden sowohl "Gauß-artige" als auch inhomogene Ausbreitungssituationen untersucht.

4. Rechenläufe

Für die Untersuchungen wurden die folgenden Ausbreitungsbedingungen gewählt.:

- Emissionshöhe 150 m
- 3 verschiedene Stabilitätsklassen (labil A; neutral D; stabil F)
- mit der Stabilitätsklasse gekoppelte Windgeschwindigkeiten in 10 m Höhe:
 - A: 0.5 m/s in 10 m Höhe
 - D: 3.0 m/s in 10 m Höhe
 - F: 0.5 und 1.0 m/s in 10 m Höhe

- Kein Regen und mit Regen (Regenintensität = 1 mm/h), nur für die Stabilitätsklasse D
- Ebenes und orographisch gegliedertes Gelände; hier mit verschiedenen Windrichtungen, Maschenweite 100m, 80 x 80 Maschen.

Als Ergebnisse werden die maximalen Luft- und Bodenkonzentrationen ausgegeben, die in der Umgebung der Anlage berechnet wurden. Es werden allerdings nicht die absoluten Konzentrationen verglichen, sondern nur die relativen Zahlenwerte. Hierbei ist der Konzentrationswert für das ebene Gelände der Referenzwert und die Abweichung in orographisch strukturiertem Gelände weist eine höhere oder geringere Belastung nach, je nachdem ob der Zahlenwert in Spalte 5 der Tabellen 1 und 2 größer oder kleiner 1 ist. Zusätzlich wird noch die Entfernung des maximalen Aufpunktes von der Quelle angegeben.

5. Ergebnisse

Die Konzentration in der bodennahen Luft in strukturiertem Gelände ist bis zu einem Faktor 6 höher als in der Ebene (Tab. 1). Die Bodenkonzentration zeigt ein ähnliches Bild (Tab. 2).

Gelände	Wind- richtung	Windgeschwin- digkeit in m/s	Stabilität	Freisetzungshöhe in m	relative Kon- zentration	Entfernung
flach	-	0.5	F	150	1.0	9000
strukturiert	170	0.5	F	150	0.2	2500
strukturiert	220	0.5	F	150	5.8	4300
strukturiert	290	0.5	F	150	3.3	4000
strukturiert	350	0.5	F	150	1.7	3900
flach	-	1.0	F	150	1.0	8900
strukturiert	170	1.0	F	150	0.2	2900
strukturiert	220	1.0	F	150	3.9	4200
strukturiert	290	1.0	F	150	2.8	4000
flach	-	3.0	D	150	1.0	3300
strukturiert	220	3.0	D	150	1.2	2500
strukturiert	290	3.0	D	150	1.4	2900
strukturiert	350	3.0	D	150	1.4	3300
flach	-	0.5	A	150	1.0	1100
strukturiert	220	0.5	A	150	1.3	800

Tabelle 1 Luftkonzentrationen

Gelände	Wind- richtung	Windgeschwin- digkeit in m/s	Stabilität	Freisetzungshöhe in m	relative Kon- zentration	Entfernung
flach	-	0.5	F	150	1.0	9600
strukturiert	170	0.5	F	150	0.5	3600
strukturiert	220	0.5	F	150	6.8	3400
strukturiert	350	0.5	F	150	6.2	3900
flach	-	1.0	F	150	1.0	7700
strukturiert	170	1.0	F	150	0.4	4000
strukturiert	220	1.0	F	150	6.9	4000
flach	-	3.0	D	150	1.0	3300
strukturiert	220	3.0	D	150	1.8	2600
strukturiert	290	3.0	D	150	1.2	2300
strukturiert	350	3.0	D	150	1.2	3600
flach	-	3.0	D-Regen	150	1.0	200
strukturiert	220	3.0	D-Regen	150	0.7	350
strukturiert	290	3.0	D-Regen	150	0.7	300
strukturiert	350	3.0	D-Regen	150	0.9	200
flach	-	3.0	D-Regen	150	1.0	1000
strukturiert	220	3.0	D-Regen	150	1.1	1000
strukturiert	290	3.0	D-Regen	150	1.0	1000
strukturiert	350	3.0	D-Regen	150	1.0	1000
flach	-	0.5	A	150	1.0	1100
strukturiert	220	0.5	A	150	1.1	1200

Tabelle 2 Bodenkonzentrationen

Weiterhin wurden die Ausbreitungsbedingungen nach den Vorgaben der Störfallberechnungsgrundlage untersucht. Hierbei sind die Ausbreitungsbedingungen wie folgt festgelegt. Die Ausbreitungsklasse ist jeweils mit einer bestimmten Windgeschwindigkeit gekoppelt (A mit 0.9 m/s, B mit 1.3 m/s, C mit 1.7 m/s, D mit 2.0 m/s, E mit 1.2 m/s, F mit 0.4 m/s). Für diese speziellen Ausbreitungsbedingungen wurden ebenfalls Rechnungen in der Art wie oben beschrieben durchgeführt. Das heißt, daß wiederum die Modellkette MCF-LASAT für ebenes und strukturiertes Gelände benutzt wurde. Der Vergleich des Maximums berechnet nach den Kriterien der Störfallberechnungsgrundlagen ist in Tabelle 3 dargestellt.

Gelände	Luftkonzentration	Bodenkonzentration trocken
rel. Maximum nach Genehmigungsverfahren Flachland	1 (A, 0.9)	1 (A, 0.9)
rel. Maximum nach Genehmigungsverfahren strukturiert	3.7 (F, 0.5)	3.2 (F, 0.5)

Tabelle 3 Maximale Luft- und Bodenkonzentrationen nach den Ausbreitungsbedingungen der Störfallberechnungsgrundlage

Diesen Vergleich mit der Berechnungsgrundlage kann man noch weiter vertiefen, da auch dort ein spezielles Verfahren für orographisch gegliedertes Gelände ausgewiesen ist. Ist die höchste Erhebung in der Nähe der Anlage höher als der Schornstein, so wird im benutzten Gaußmodell die Exponentialfunktion über die Freisetzungshöhe nicht berücksichtigt. Dies führt zu einer deutlichen Konzentrationserhöhung im Nahbereich der Anlage (siehe Tabelle 4). Für diese Rechnungen wurde jeweils das einfache Gaußmodell benutzt.

	rel. Maximum nach Genehmigungsverfahren flach, > 1000 m	rel. Maximum nach Genehmigungsverfahren strukturiert
2000 m	1 (C, 1.7, 1000 m)	4.1 (F, 0.4)
3000 m	1 (C, 1.7, 1000 m)	2.2 (F, 0.4)
4000 m	1 (C, 1.7, 1000 m)	1.4 (F, 0.4)

Tabelle 4 Maximale Luft- und Bodenkonzentrationen nach den Ausbreitungsbedingungen der Störfallberechnungsgrundlage für ebenes und strukturiertes Gelände

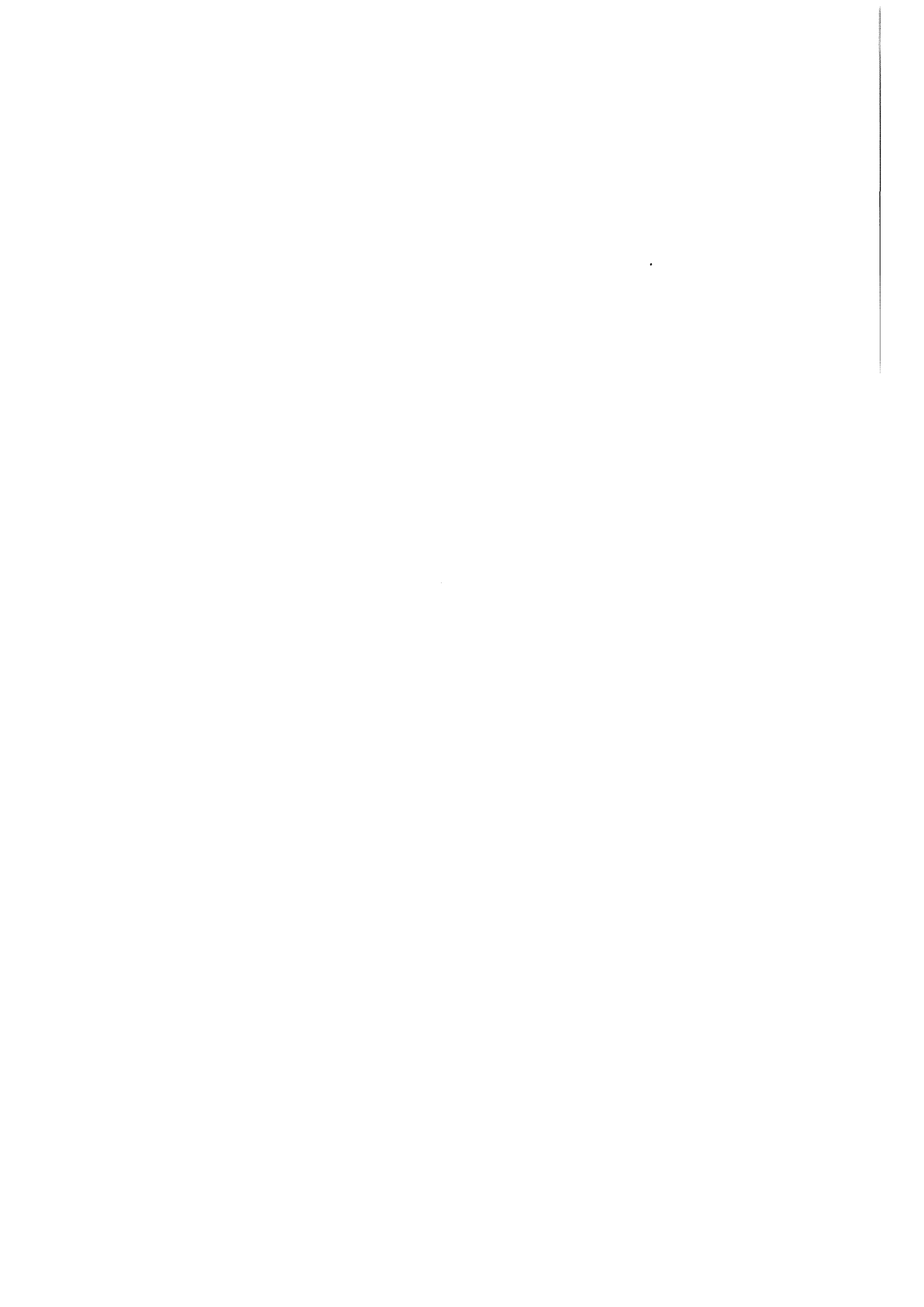
Im Nahbereich der Anlage ist jetzt auch im Genehmigungsverfahren die Luftkonzentration um den Faktor 4 höher als in ebenem Gelände. Vergleicht man jetzt die Konzentrationen die man mit der Kombination MCF-LASAT für ebenes und strukturiertes Gelände gewonnen hat mit dem des Gaußmodells des Genehmigungsverfahrens, so erkennt man, daß die komplexeren Modelle leicht erhöhte Werte berechnen. Allerdings ist der Konzentrationswert nur um etwa

den Faktor 1.5 bis 2 höher als derjenige der mit den Berechnungsgrundlagen des Genehmigungsverfahrens zu erzielen ist.

Ein ausführlicher Bericht mit der Dokumentation der Ergebnisse ist in Vorbereitung.

Literatur

- /MAR 91/ Martens, R.; Maßmeier, K.: Untersuchungen zur Verifizierung von komplexen Modellen zur Beschreibung des Schadstofftransports in der Atmosphäre
GRS-A-1844, Gesellschaft für Reaktorsicherheit m.b.H., Köln (1991)
- /MAR 92/ Martens, R: Ergebnisse von Ausbreitungsrechnungen mit der GRS-Version des Teilchensimulationsmodells LASAT im Rahmen von Vergleichsrechnungen mit Lagrange-Partikel-Modellen. GRS-A-1881, Gesellschaft für Reaktorsicherheit m.b.H., Köln (1992)
- /PAE 89/ Päsler-Sauer, J.: Untersuchungen standortspezifischer Ausbreitungsbedingungen
KfK 4519, Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH (1989)



32.22 INNOVATIVE SYSTEME

32.22.02 Passive Nachwärmeabfuhr

I. Turbulenzmodellentwicklung und ingenieurtechnische Anwendung

(G. Grötzbach, T. Ammann, B. Dorr, I. Hiltner, S. Hofmann,
M. Kampczyk, Y. Kimhi, Ch. Seiter, M. Wörner, IRS; M. Alef,
A. Hennemuth, HDI)

Abstract:

The FLUTAN code is used for analyzing the decay heat removal in new reactor concepts. The turbulence models applied in FLUTAN are improved by the development of the TURBIT code. TURBIT serves for a numerical simulation of turbulent channel flow.

Rechenprogramm FLUTAN für thermofluiddynamische Anwendungen

Für die Analyse der Nachwärmeabfuhr in neu konzipierten Reaktorsystemen wird im Forschungszentrum das Rechenprogramm FLUTAN eingesetzt. Ebenso wird es für die detaillierte Analyse verschiedener Modellexperimente zu diesem und anderen Themenbereichen herangezogen. Das Programm ist eine bezüglich seiner Numerik, der physikalischen Modelle und der Vektorisierung weiterentwickelte Version von COMMIX-2. Letzteres wurde in Kooperation von KfK und ANL entwickelt. Für Anwendungen auf reine Naturkonvektion muß das Programm bezüglich der physikalischen Modelle, insbesondere der Turbulenzmodelle, und bezüglich der Effizienz der verwendeten numerischen Methoden verbessert werden. Schließlich soll es auch vorbereitet werden für den Einsatz auf einfache Zweiphasenströmungen, wie sie z.B. bei der Sumpfkühlung für neue Druckwasserreaktorkonzepte analysiert werden müssen.

Die in den Vorjahren durch Personalabgänge weitgehend stagnierende Weiterentwicklung von FLUTAN wurde durch die Bildung einer neuen Arbeitsgruppe im IRS neu belebt. In dieser Gruppe werden nicht nur die folgenden Entwicklungen betrieben, sondern auch die Arbeiten aller Arbeitsgruppen beim Forschungszentrum, die an oder mit FLUTAN arbeiten, diskutiert, koordiniert, Lösungen für akute Probleme erarbeitet und Programmversionen mit Erweiterungen für spezielle Aufgaben bereitgestellt.

Einen Schwerpunkt bilden z. Zt. die Arbeiten zur Verbesserung und Erweiterung der numerischen Grundlagen des Programms. Es wurde ein Konzept zur Realisierung von lokalen Gitterverfeinerungsmethoden erarbeitet, das die Vorteile von adaptiven Verfahren mit denen von Gebietszerlegungsverfahren kombiniert. Die Realisierung des Konzeptes ist angelaufen; bei der Realisierung in den Poisson-Gleichungslösern besteht eine enge Kooperation mit HDI und der University of

Virginia. Im Rahmen dieser Kooperationen laufen auch erste Vorbereitungen in diesen Programmteilen für den zukünftigen Einsatz von FLUTAN auf Parallelrechnern.

Die früher bereits in weiten Teilen des Rechenprogramms bereitgestellten räumlichen Differenzenverfahren zweiter Ordnung, QUICK und LECUSSO, wurden in die Transportgleichungen der Turbulenzmodelle eingebracht. Nachrechnungen von Experimenten mit schwach turbulenter Strömung in einem einfachen Modell eines Oberplenums, siehe Abb. 1, ergeben Verbesserungen durch diese Erweiterung bei räumlich schlecht diskretisierten kleinräumigen Strukturen. Das LECUSSO-Verfahren wird zusammen mit der University of Virginia mit der nodalen Methode verglichen. Nach ersten Ergebnissen haben die aus der Neutronenphysik stammenden Methoden Vorteile in der Genauigkeit. Ihre grundsätzliche Eignung für die Verwendung mit Turbulenzmodellen, die Transportgleichungen benutzen, wird noch untersucht.

Das weite Spektrum der möglichen Anwendungen von FLUTAN verursacht im Einzelfall Schwierigkeiten mit der Konvergenz oder Effizienz der verwendeten Poisson-Gleichungslöser. Daraus resultiert die Forderung, für unterschiedliche Anwendungen auch unterschiedliche Poisson-Gleichungslöser verwenden zu können. Deshalb wurde zu den bereits im Programm verfügbaren Lösern der früher von HDI für BACCHUS entwickelte, auf dem Gauß-Verfahren basierende direkte Löser implementiert, der für alle Geometrien einsetzbar ist und sich als sehr genau und robust erwiesen hat. Die methodische Erweiterung der Behandlung der Druckrandbedingungen an Ausströmrändern schließlich ermöglicht eine physikalisch sinnvolle Behandlung dieser Ränder und damit auch die Beschreibung von Strömungsgebieten mit mehr als einer Ausströmöffnung.

Die Arbeiten an den Turbulenzmodellen erfolgen in enger Zusammenarbeit mit dem IATF. Unter anderem mit Ergebnissen aus den numerischen Turbulenzsimulationen mit TURBIT werden neue Modellansätze bezüglich ihrer Tauglichkeit für Naturkonvektion analysiert, Koeffizienten berechnet und Modellverbesserungen erarbeitet (siehe dort).

Die Prüfung und Aufarbeitung des in FLUTAN verfügbaren Modells für homogene Zweiphasenströmung wurde begonnen. Die ersten programmtechnischen Probleme in der programmierten Umsetzung des Modells konnten identifiziert werden. Die vektorisierte Stoffdatenbibliothik für Wasser wurde überprüft und für Zweiphasenströmung einsetzbar gemacht.

Um FLUTAN auch auf neueren Höchstleistungsrechnern benutzen zu können, wurde das Programm zunächst auf einer Workstation an das Betriebssystem UNIX angepaßt und dann an der S600 der Universität Karlsruhe erfolgreich implementiert. Es zeigte sich, daß Teams des Forschungszentrums dort zur Zeit aus verschiedenen Gründen kaum aufwendige Produktionsläufe durchführen können. Dennoch ist diese Umstellung ein wichtiger Schritt, denn auch Parallelrechner, auf denen FLUTAN in absehbarer Zeit eingesetzt werden soll, benutzen UNIX. Die grafischen Analysemöglichkeiten von FLUTAN wurden durch Anbinden der im INR entwickelten und bereitgestellten standardisierten Schnittstelle VISART wesentlich erweitert. Damit ist der Zugang zu den interaktiven grafischen Analysemöglichkeiten mit AVS und zu den Verfilmungsmöglichkeiten bei HDI möglich.

Numerische Simulation turbulenter Naturkonvektion

Die Arbeiten am Rechenprogramm TURBIT zur numerischen Simulation von Turbulenz in Kanalströmungen dienen dazu, die im Rechenprogramm FLUTAN verwendeten Turbulenzmodelle auf eine breitere Basis zu stellen. Insbesondere soll mit Hilfe der Ergebnisse aus numerischen Simulationen der Anwendungsbereich von Turbulenzmodellen auf Naturkonvektion in verschiedenen Fluiden überprüft und durch methodische Maßnahmen erweitert werden, und es soll eine Detailabstimmung der Koeffizienten der Turbulenzmodelle vorgenommen werden.

Die mit TURBIT mit der direkten Simulationsmethode, bei der alle Skalen von Geschwindigkeit und Temperaturfeld durch das Maschennetz aufgelöst werden, zuvor bereitgestellte Datenbasis für Rayleigh-Bénard-Konvektion in Natrium und Luft bei niedrigen Turbulenzgraden wurde weiter analysiert. Ein Beispiel ist die Erhaltungsgleichung der turbulenten Temperaturfluktuationen, die in Rechenprogrammen, die auf statistischen Turbulenzmodellen basieren, in modellierter Form gelöst wird. Mit Hilfe der Auswertung aller Terme der exakten Gleichung konnte eine Bilanz aufgestellt werden, die Aussagen über die relative Bedeutung der einzelnen Terme ermöglicht. Desweiteren wurden für Schließungsterme dieser Gleichung übliche Modellansätze untersucht und Modellkoeffizienten bestimmt. Ein Ergebnis ist, daß für die Modellierung des Senkenterms mittels eines charakteristischen Zeitverhältnisses R der Fluktuation von Geschwindigkeits- und Temperaturfeld, R für flüssige Metalle wesentlich kleinere Werte annimmt als für konventionelle Fluide.

In Übereinstimmung mit diesem Ergebnis konnte mit dem gerade wesentlich erweiterten Turbulenzmodell in FLUTAN, siehe IATF-Beitrag, bei der Nachrechnung

eines Experiments eines beheizten Natrium-Freistrahls eine gute Übereinstimmung erzielt werden, wenn der vorzugebende Wert von R deutlich gegenüber dem Standardwert herabgesetzt wurde. Ziel der weiteren Arbeiten ist die Entwicklung eines verbesserten Modells, das gleichzeitig den molekularen Stoffeigenschaften des Fluides Rechnung trägt und auch die für auftriebsbehaftete Strömungen charakteristische Anisotropie der Turbulenz berücksichtigt.

Die methodische Erweiterung von TURBIT um neue Modelle, die in Grobstruktursimulationen von turbulenter Naturkonvektion bei höheren Rayleigh-Zahlen benötigt werden, wurde abgeschlossen. Es sind jetzt geeignete Feinstrukturmodelle, die die durch das Maschennetz nicht aufgelösten kleinskaligen turbulenten Austauschvorgänge beschreiben, ebenso verfügbar wie für Naturkonvektion geeignete Wandbedingungen.

Bei der Nachrechnung der Konvektion in einem horizontalen Plattenkanal konnte mit dem erweiterten Rechenprogramm sowohl für den Fall instabiler als auch stabiler thermischer Schichtung für verschiedene Fluide eine gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment erreicht werden, siehe Abb. 2. In diesen Simulationen wurde lediglich für das Geschwindigkeitsfeld eine Grobstruktursimulation mit den neuen Modellen durchgeführt, das Temperaturfeld konnte dagegen direkt simuliert werden. Durch Anwendung der erweiterten Programmversion auf Rayleigh-Bénard-Konvektion in flüssigem Natrium wurde eine Datenbasis für mittlere und hohe Turbulenzgrade bereitgestellt, die selbst den mit Experimenten bisher abgedeckten Bereich wesentlich zu höheren Rayleigh-Zahlen erweitert, Abb. 2.

Neben den statistischen Analysewerkzeugen wurden insbesondere die interaktiven grafischen Analysewerkzeuge zur Interpretation der numerischen Ergebnisse weiterentwickelt. So stehen nun innerhalb der kommerziellen, auf einer Grafikkomputerstation implementierten Visualisierungssoftware AVS Module zur Verfügung, die speziell für die Auswertung von TURBIT-Ergebnissen im IRS entwickelt wurden. Diese ermöglichen z.B. die Auswertung der lokalen, momentanen Verteilung beliebiger Korrelationen zweiter und dritter Ordnung. Damit bietet sich die Möglichkeit, die Auswirkung makroskopischer Ereignisse im Strömungsfeld auf Korrelationen, die in statistischen Turbulenzmodellen zu modellieren sind, detailliert zu untersuchen. Die hieraus gewonnenen Kenntnisse werden in die Entwicklung neuer, verbesserter Schließungsansätze einfließen.

TURBIT war bisher nur auf Großrechnern einsatzfähig, die unter dem Betriebssystem MVS oder VSPI arbeiten. Als Vorbereitung auf die im Forschungszentrum

anstehende Umstellung von MVS auf UNIX wurde TURBIT auf dem Vektorrechner der Universität Karlsruhe implementiert, der unter dem Betriebssystem UNIX arbeitet. Erste kleinere Testrechnungen wurden durchgeführt. Die Machbarkeit aufwendiger Simulationen auf diesem Rechner, an dem für das Forschungszentrum nur sehr begrenzte Ressourcen verfügbar sind, wird derzeit erprobt.

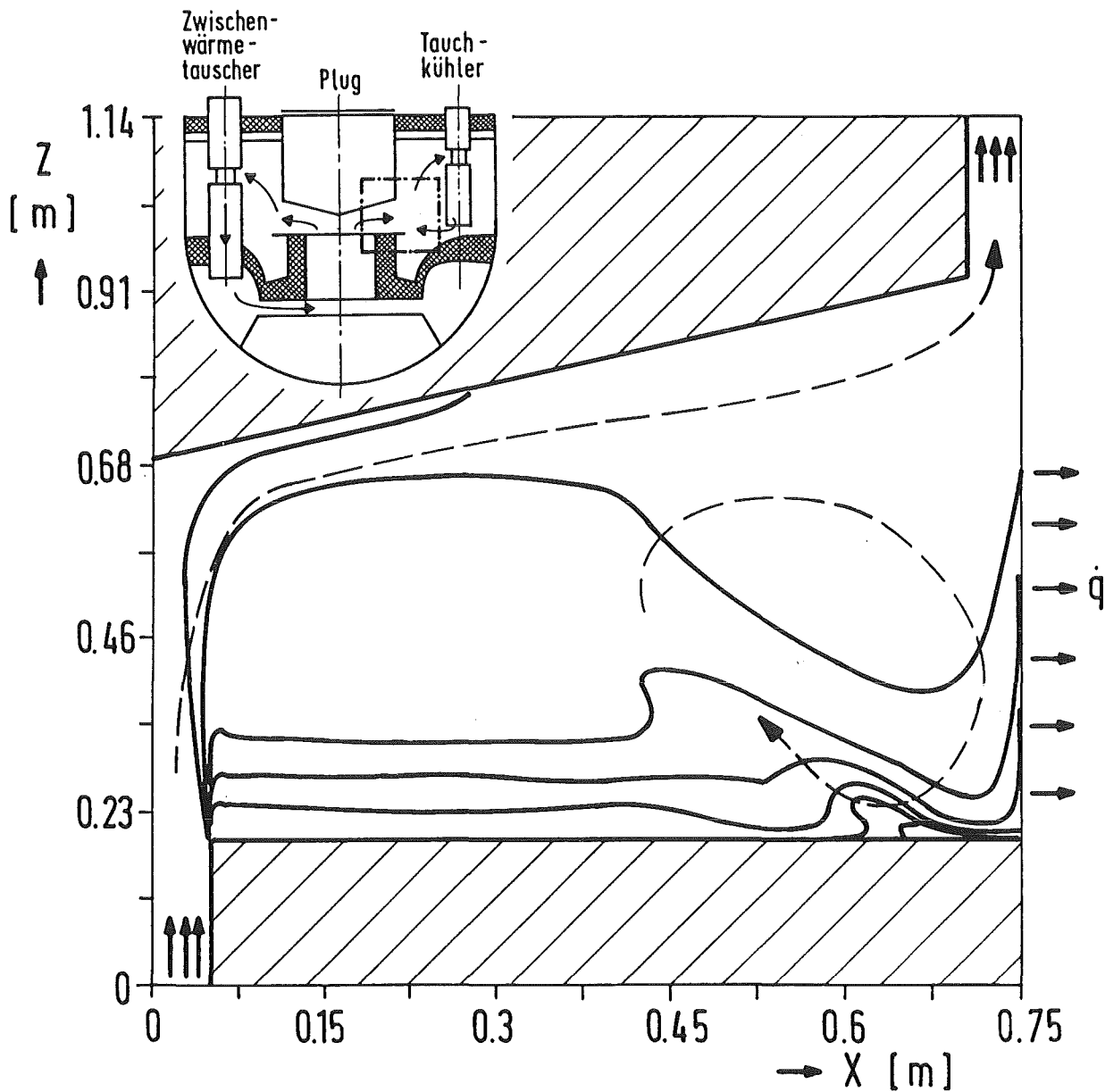


Abb. 1: Mit FLUTAN berechnete thermische Schichtung (Isothermen für von unten nach oben aufsteigende Temperatur) im unteren Bereich eines langsam durchströmten Modells für ein Oberplenium. Die seitliche Kühlung simuliert die Tauchkühler.

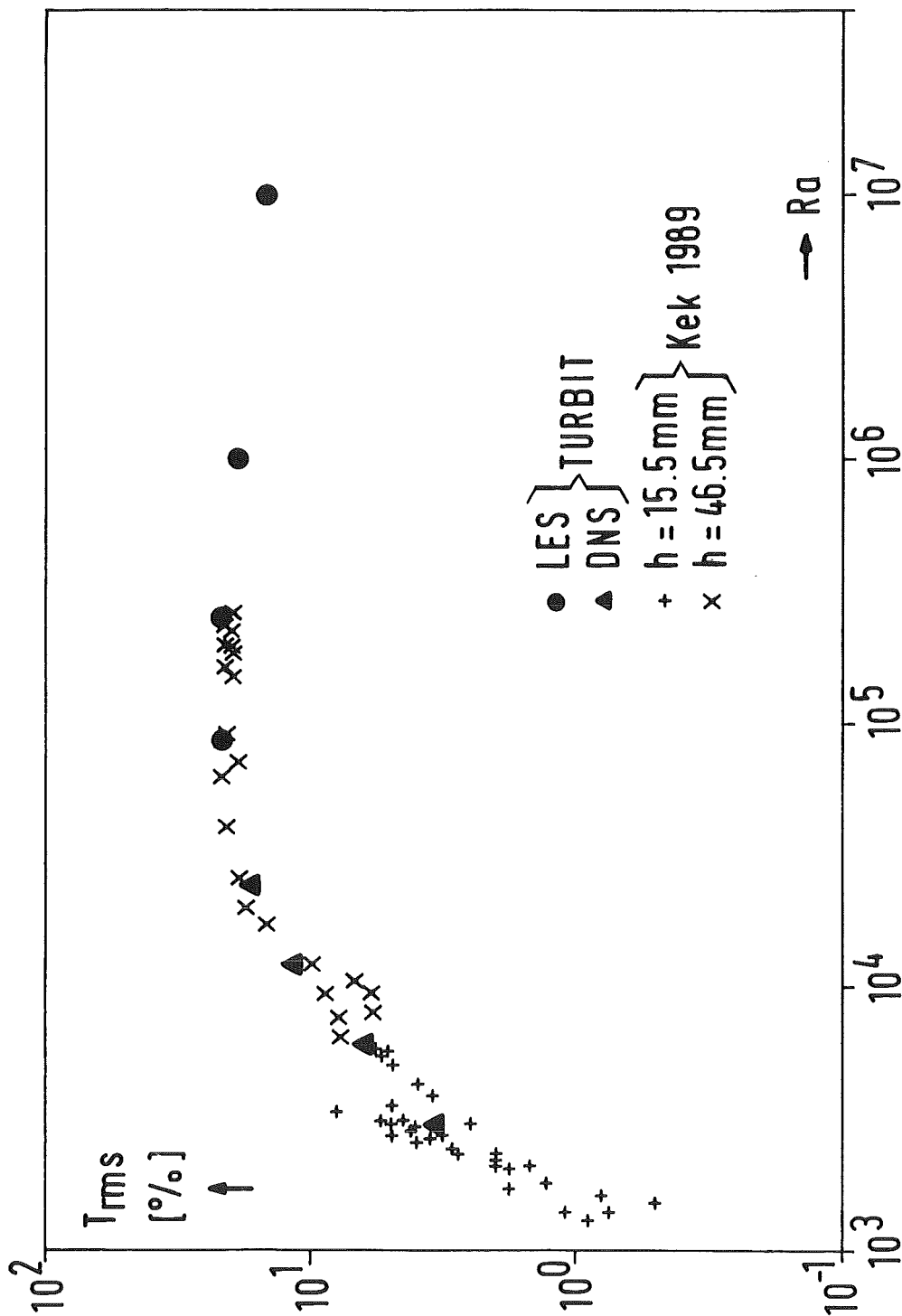


Abb. 2: Überprüfung der aus numerischen Simulationen von Rayleigh-Bénard-Konvektion mit TURBIT ermittelten Temperaturschwankungswerten in Natrium an Experimenten von Kek und Ausdehnung mittels Grobstruktursimulation auf den voll turbulenten Wärmetransportbereich bei hohen Rayleigh-Zahlen.

Veröffentlichungen

Grötzbach, G.:

Turbulente Transportprozesse in horizontalen Konvektionsschichten bei kleinen und mittleren Prandtl-Zahlen analysiert mittels direkter numerischer Simulation. Seminarbeitrag beim Orientierungsseminar des Inst. für Mechanik, Arbeitsgruppe Dynamik der Fluide, TH Darmstadt, im Mathematischen Forschungsinstitut, Oberwolfach. 21. - 26. Februar 1994.

Wörner, M.:

Analyse der Trägheitskonvektion in horizontalen Natriumschichten mit der Methode der direkten numerischen Simulation. Seminar am Inst. für Strömungslehre und Strömungsmaschinen, Universität Karlsruhe, 20. Oktober 1994.

Grötzbach, G., Wörner, M.:

Flow mechanisms and heat transfer in Rayleigh-Bénard convection at small Prandtl numbers
Proceedings of the first ERCOFTAC Workshop on Direct and Large Eddy Simulation, Kluwer Academic Press, Dordrecht, The Netherlands, Ed. P. Voke, L. Kleiser, J.-P. Chollet, 1994, pp. 387 - 397

Grötzbach, G.:

Direct numerical and large eddy simulation of turbulent heat transfer
Invited keynote lecture,
International Symposium on Turbulence, Heat and Mass Transfer,
August 9 - 12, 1994; Lisbon, Portugal; Vol. 1, pp. I.L.3.1 - I.L.3.15.

Wörner, M., Grötzbach, G.:

Analysis of thermal variance equation for natural convection of air and sodium
International Symposium on turbulence, Heat and Mass Transfer,
August 9 - 12, 1994; Lisbon, Portugal; Vol. 1, pp. 9.3.1 - 9.3.6.

Wörner, M.:

Direkte Simulation turbulenter Rayleigh-Bénard Konvektion in flüssigem Natrium
Disseration, University of Karlsruhe,
KfK 5228, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1994.

Grötzbach, G. Wörner, M.:

Numerische Simulation der turbulenten Naturkonvektion in horizontalen Fluidschichten.
KfK-Nachrichten, Vol. 26, 4/94, 1994, pp. 263-272.

Berichte

Ammann, T.:

Auswahl einer Strategie zur lokalen Gitterverfeinerung in FLUTAN.
Unveröffentlichter Bericht

Ammann, T.:

Änderungsvorschlag zur Diskretisierung des diffusiven Terms auf nicht-äquidistanten Gittern in FLUTAN
Unveröffentlichter Bericht

Kimhi, Y., Grötzbach, G.:

Implementation of second-order finite difference schemes in the k-eps model of the computer code FLUTAN
Unveröffentlichter Bericht

II. Modellversuche in RAMONA und NEPTUN

(H. Hoffmann, P. Ehrhard, D. Weinberg, L. Carteciano, K. Dres, H.-H. Frey, H. Hayafune, Ch. Hölle, K. Marten, K. Rust, K. Thomauske; IATF)

Abstract:

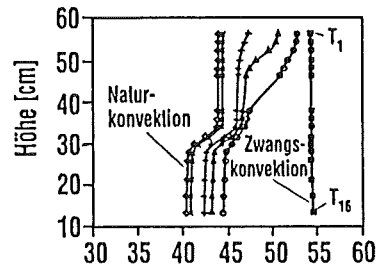
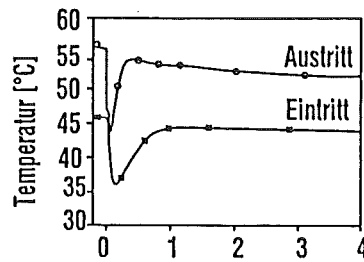
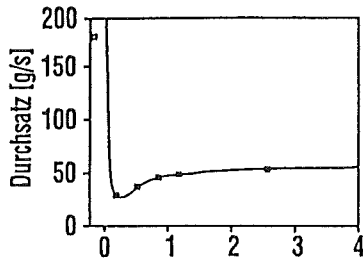
In order to demonstrate passive decay heat removal (DHR) in an LMR such as the European Fast Reactor, the RAMONA and NEPTUN facilities, with water as a coolant medium, were used to measure transient flow data corresponding to a transition from forced convection (under normal operation) to natural convection under DHR conditions. The facilities were 1:20 and 1:5 models, respectively, of a pool-type reactor including the IHXs, pumps, and immersed coolers. Important results: The decay heat can be removed from all parts of the primary system by natural convection, even if the primary fluid circulation through the IHX is interrupted. This result could be transferred to liquid metal cooling by experiments in models with thermohydraulic similarity.

Untersuchungen zur freien Konvektion für innovative Reaktorkonzepte

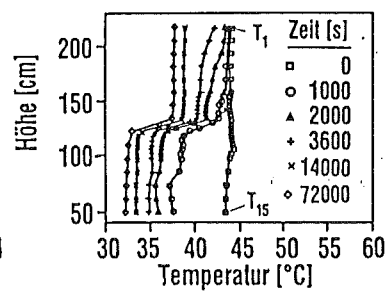
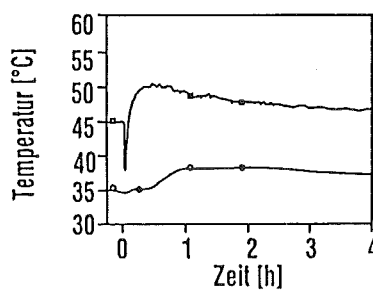
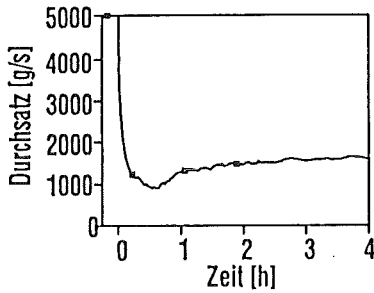
Zusätzlich zur betriebsbestimmten Nachwärmeabfuhr (NWA) über die Natrium-Zwischenkreisläufe und den Wasser/ Dampf-Kreislauf ist in einem flüssigmetallgekühlten Schnellen Reaktor ein gesondertes sicherheitstechnisches Nachwärmeabfuhrsystem installiert. Ähnliche Einrichtungen sind für fortschrittliche innovative Reaktorkonzepte vorgesehen. Alle Systeme arbeiten so, daß die Nachwärme über Naturkonvektion vom Kern zu Wärmetauschern (Tauchkühlern) transportiert wird. Die Sekundärseite dieser Tauchkühler ist mit Luftwärmetauschern verbunden. Sie befinden sich in Kaminen und geben die Wärme über Naturzug an die Umgebung ab. Die Funktion eines solchen passiven Systems und der Nachweis seiner hohen Verfügbarkeit wurde hauptsächlich durch Modellexperimente in den Anlagen RAMONA (Maßstab 1:20) und NEPTUN (Maßstab 1:5) nachgewiesen. Als Modellfluid diente Wasser. Der Kernaufbau in NEPTUN ist wesentlich komplexer gestaltet als bei RAMONA. Daher sind detaillierte Studien zur thermohydraulischen Wechselwirkung zwischen Kern und Primärsystem möglich. Beide Modelle erlaubten transiente Untersuchungen vom Leistungsbetrieb bei erzwungener Strömung zum NWA-Betrieb bei Naturkonvektion. Auf diese transienten Versuche soll im folgenden eingegangen werden.

Die Leistungsreduktion bei RAMONA erfolgt von 75 kW auf 2 kW innerhalb von 1,5 s, jene für NEPTUN von 1100 kW auf 133 kW innerhalb von 15 s. Ergebnisse dieser Versuche sind in der Abb. 1 wiedergegeben. Der gemessene Kerndurchsatz, die Kerntemperaturen und die Temperaturen vom unteren zum oberen Bereich des Oberplenums sind für verschiedene Zeitpunkte bis zu 4 h nach Scram aufgetragen. Man erkennt, daß bei RAMONA und NEPTUN der Kerndurchsatz (s. Abb. 1a) kontinuierlich reduziert wird und minimale Werte nach ca. 0,5 h durchlaufen. Danach steigt im Kern der Massendurchsatz aufgrund von einsetzender Naturkonvektion wieder an und erreicht nach etwa 1 h einen konstanten Wert. Der minimale Durchsatz ist darauf zurückzuführen, daß sich der zunächst kalte Zwischenwärmetauscher (ZWT) langsam aufheizt und damit die Abtriebskräfte reduziert werden. Mit dem Betrieb der Tauchkühler bildet sich eine kalte Fluidschicht im unteren Bereich des Oberplenums und oberhalb des Kerns aus. Diese kalte Fluidschicht über dem Kern wirkt den Kernauftriebskräften so lange entge-

RAMONA [75 --->2 kW]



NEPTUN [1100 ---> 133 kW]



a) Massendurchsatz im Kern

b) Temperaturen an der Eintritts- und Austrittsseite des Kerns

c) Temperaturen längs vertikaler Traversen im Oberplenum

Abb. 1: Transiente Ergebnisse aus RAMONA und NEPTUN beim Übergang von Zwangs- auf Naturkonvektion.

gen, bis ihr Einfluß durch den Aufbau einer größeren Aufheizspanne kompensiert wird. Erst wenn Wasser von Mischtemperatur, die sich aus der warmen Kern- und kalten Tauchkühlerströmung ergibt, im Oberplenum die ZWT-Fenster erreicht, stabilisiert sich der Kerndurchsatz.

Das zeitabhängige thermische Verhalten des Oberplenums ist durch die angegebenen vertikalen Temperaturverläufe (Abb. 1c) wiedergegeben. Aus den Meßdaten erkennt man, daß nach Einsetzen des Tauchkühlerbetriebes die Abkühlung im untersten Bereich des Oberplenums schnell voranschreitet. Bei 1000 s nach Scram beträgt bei RAMONA diese Abkühlung ca. 10 K und bei NEPTUN ca. 6 K, dagegen bleibt im oberen Teil des Oberplenums die warme Ausgangstemperatur erhalten. Von einem Zeitpunkt ca. 3600 s nach Scram hat sich eine typische feste Temperaturdifferenz im Oberplenum ausgebildet, die bis zum Versuchsende von 20 h erhalten bleibt und sich nur noch zu geringeren Temperaturen verschiebt.

Die Ergebnisse der transienten Untersuchungen in RAMONA und NEPTUN erlauben folgende Schlußfolgerungen:

- Die Nachwärme kann durch Naturkonvektion aus dem Primärsystem abgeführt werden. Es bilden sich immer Konvektionsströmungen aus, die die Kühlung in sämtlichen Bereichen sicherstellen.

- Die Nachwärmeabfuhr funktioniert selbst unter Extrembedingungen, d.h. auch wenn der primäre Fluidumlauf über den ZWT unterbrochen ist.
- Diese Aussagen können auf einen flüssigmetallgekühlten Schnellen Reaktor übertragen werden, da in den Versuchsmodellen thermohydraulisch ähnliche Versuche im Bereich der Naturkonvektion durchgeführt wurden.

Die gesamten Untersuchungen mit Dokumentation wurden abgeschlossen.

Modellentwicklung zur Nachwärmeabfuhr durch Naturkonvektion

Das Vorhaben "Modellentwicklung zur Nachwärmeabfuhr durch Naturkonvektion" umfaßt im wesentlichen die Teilaspekte

- Weiterentwicklung und Validierung des 3D-Thermohydraulik-Rechenprogramms FLUTAN als Auslegungswerkzeug für globale und lokale thermohydraulische Vorgänge
- Grundsätzliche Entwicklungsarbeiten für ein Turbulenzmodell für Auftriebsströmungen.

Für die durchgeführten stationären Wasserversuche in NEPTUN wurden für sämtliche Parameter Nachrechnungen mit dem Rechenprogramm FLUTAN vorgenommen. Außerdem wurden Rechnungen zur Zwangskonvektion (nomineller Betrieb) und zum Problem des abgesenkten Fluidstandes durchgeführt. Besondere Aufmerksamkeit erlangten Versuche, bei denen der primäre Fluidumlauf unterbrochen war, so daß der NEPTUN-Kern nur von oben aus dem Oberplenum gekühlt werden konnte. Diese Situation der Kühlung des Kerns kann sich im japanischen kommerziellen Schnellen Reaktor ereignen, da hier der Kern in einem eigenen Tank steht und mit seinen Komponenten nur über Rohrleitungen verbunden ist (Top Entry Loop Typ). Auch diese Versuche wurden mit dem FLUTAN-Rechenprogramm nachgerechnet. Dabei wurde die Modellierung des Kerns beibehalten, die vorher bei sämtlichen anderen Nachrechnungen auch verwendet wurde. Die Abb. 2 zeigt auf der linken Seite die Temperaturverteilungen am Austritt der Kernelemente (oben) und am Austritt des Zwischenkastenbereichs (unten) aufgetragen über den Kerndurchmesser für den nicht unterbrochenen Primärfluid-Umlauf. Auf der rechten Seite der Abbildung sind die gleichen Temperaturen für den Fall des unterbrochenen Primärfluid-Umlaufs dargestellt. Der Vergleich von Rechnungen zu experimentellen Ergebnissen zeigt befriedigende bis gute Übereinstimmung. Wesentlich ist jedoch, daß im Falle des unterbrochenen Primärfluid-Umlaufs, sowohl die Experimente als auch die Rechnungen ein stärkeres gewölbtes radiales Kern-Temperaturprofil zeigen als im Falle des in Betrieb

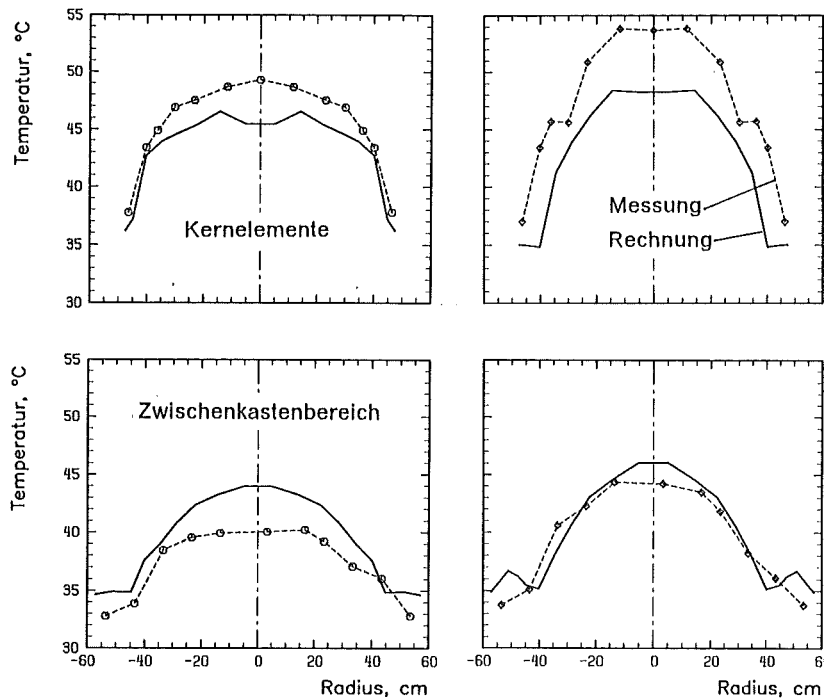


Abb. 2: Vergleich von FLUTAN-Rechnergebnissen mit gemessenen Temperaturverteilungen im NEPTUN-Kern.

befindlichen Primärfluid-Umlaufs. Ursache für dieses Verhalten ist ein notwendiger höherer Auftrieb in den zentralen Kernelementen, da das Fluid über den äußeren Kernbereich mit hohem Druckverlust aus dem Oberplenium angesaugt werden muß. Die erhöhte Temperatur in den Kernelementen sorgt dafür, daß ein um 10 % höherer Anteil der Nachwärme über die Zwischenkastenströmung abgeführt wird, also insgesamt ca. 60 % der Leistung.

Für turbulente Auftriebsströmungen wurde mit der Entwicklung eines Turbulenzmodells begonnen.

Dieses Turbulenzmodell beschreibt mit sieben Transportgleichungen für die turbulente kinetische Energie, ihrer Dissipation, drei Wärmestromgleichungen, dem Quadrat der Temperaturfluktuationen und deren Dissipation den turbulenten Impuls- und anisotropen Energieaustausch im Bereich der Mischkonvektion (Zwangs- und Naturkonvektion). Dieses Turbulenzmodell wurde in das FLUTAN-Rechenprogramm implementiert. Dabei wurden sämtliche numerische Optionen in FLUTAN berücksichtigt und darüber hinaus für die numerischen Verfahren - Upwind, Quick, LECUSSO - eine vollständige numerische Behandlung ermöglicht. Das Modell wurde aus unterschiedlichen Experimenten für Wasser ($Pr=7,0$), Luft ($Pr=0,7$) und Natrium ($Pr=10-3$) verifiziert und konnte dabei seine eindeutig bessere physikalische Modellierung der turbulenten Austauschvor-

gänge anhand der Rechenergebnisse demonstrieren. Dieses Modell wird jetzt für den vorgesehenen Mischkonvektionsbereich weiter entwickelt.

Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen zur Übertragbarkeit Wasser/Natrium

Die Übertragung von Meßergebnissen aus Strömungen in Wasser ($Pr=7$) auf Strömungen in flüssigem Natrium ($Pr=0.006$) ist nicht unmittelbar möglich. Durch experimentelle Untersuchung einfacher Strömungen in beiden Fluiden wird versucht, Gesetzmäßigkeiten zur Übertragbarkeit von turbulenten Strömungen in Wasser auf Natrium abzuleiten.

In der Teststrecke FLUTMIK 1 (-Wasser) wird der achsensymmetrische, turbulente Nachlauf hinter einer beheizten Kugel untersucht, die in vertikaler Richtung von unten nach oben angeströmt wird. Die entstehende Nachlaufdelle wird mit wachsendem Abstand zur Kugel von der überlagerten Auftriebsströmung aufgefüllt. Mittels Laser-Doppler-Anemometrie und Thermoelementen werden an der Meßstelle gleichzeitig die horizontale und vertikale Geschwindigkeit sowie die Temperatur ermittelt. So können die zeitlich gemittelten Geschwindigkeits- und Temperaturverteilungen sowie Korrelationen aus den turbulenten Geschwindigkeits- und Temperaturschwankungen bestimmt werden.

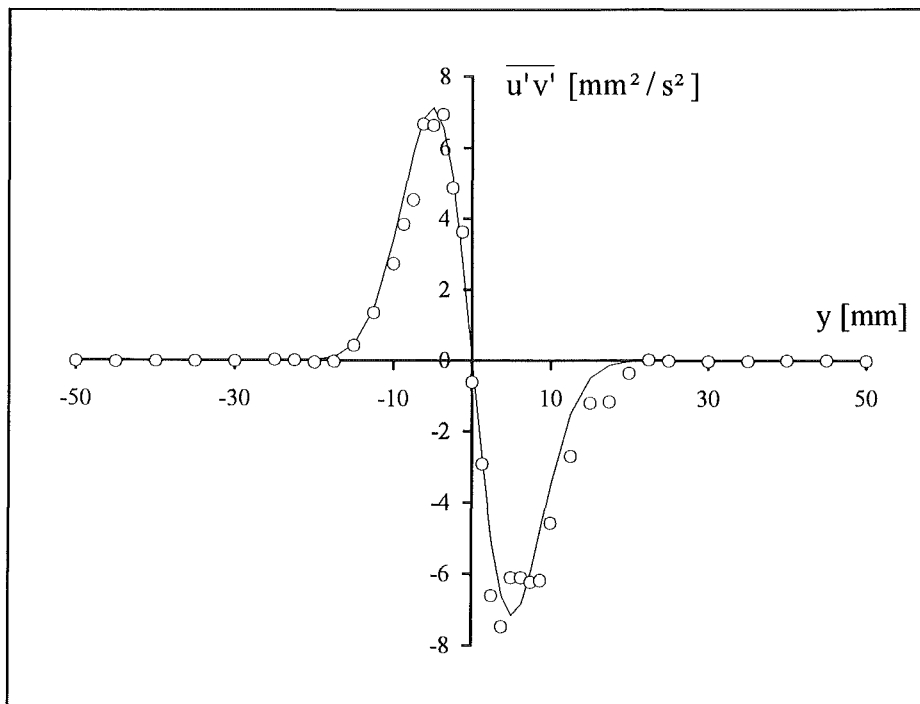


Abb. 3: Radialprofil der Korrelation aus vertikalen und horizontalen Geschwindigkeitsschwankungen = "turbulente Schubspannung".

Diese Korrelationen dienen als Datenbasis für die Entwicklung und Validierung von Turbulenzmodellen für auftriebsbehaftete Strömungen.

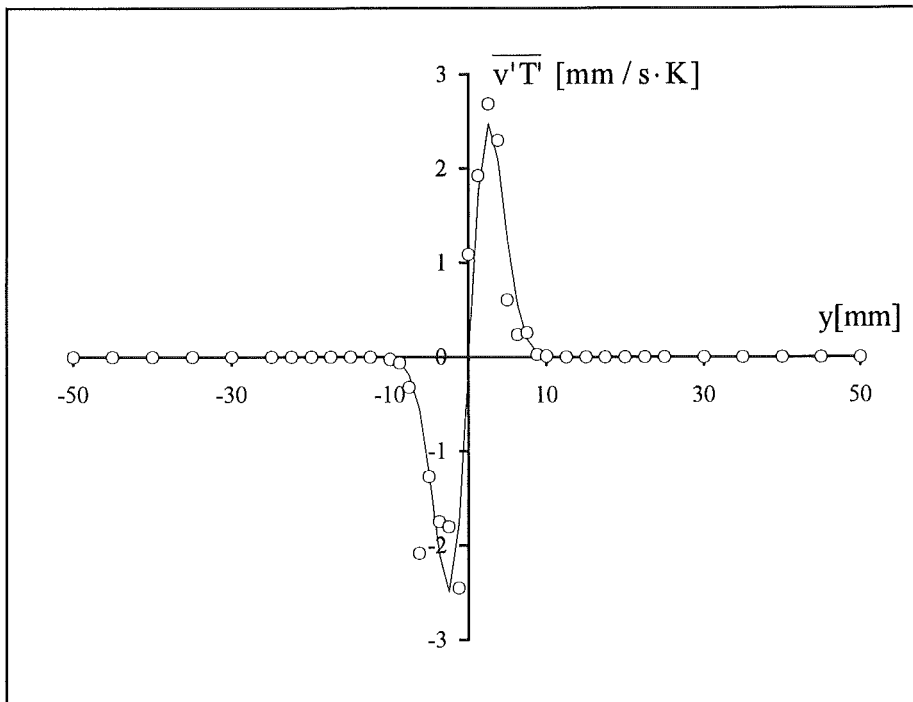


Abb. 4: Radialprofil der Korrelation aus horizontalen Geschwindigkeits- und Temperaturschwankungen \approx "turbulenter Wärmestrom".

Die Versuche sollen mit einer um das $k\text{-}\epsilon\text{-}T^2$ -Turbulenzmodell erweiterten Form des Programmes GENMIX nachgerechnet werden.

Berichte und Veröffentlichungen

- /1/ Rust, K., Tschöke, H., Weinberg, D.: Influence of the position and number of decay heat exchangers on the thermal hydraulics of a slab test facility, - A comparison of analytical and experimental data -. Experimental Thermal and Fluid Science 9 (1994), S. 413-425.
- /2/ Weinberg, D., Rust, K., Hoffmann, H., Hayafune, H., Frey, H.H.: Comparison of code predictions against natural convection experiments. ASME Winter Annual Meeting, Chicago, November 1994, pp. 11-21.
- /3/ H. Hoffmann, H. Hain, H. Hayafune, K. Marten, K. Rust, and D. Weinberg: Experimental Studies on Passive Decay Heat Removal by Natural

- Convection Under Nominal and Non-nominal Operation Conditions. ASME Winter Annual Meeting, Chicago, November 1994, pp. 1-9.
- /4/ Hoffmann, H., Rust, K., Weinberg, D.: Erkenntnisse aus Modelluntersuchungen zum Naturumlauf in Flüssigmetall gekühlten Reaktoren. KfK-Nachrichten, Jahrgang 26, 3/94, S. 200-208.
- /5/ Hoffmann, H., Rust, K., Weinberg, D.: Studies on the EFR safety graded decay heat removal concept, - Results of model experiments and code simulations. Intern. Top. Meet. on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, Russia, Oct. 3-7, 1994, Proc. Vol. 4, S. 6/86-6/98.
- /6/ D. Weinberg, H. Hoffmann, K. Rust: Experimental investigations and numerical simulations of three-dimensional temperature and velocity fields in the transition region from laminar forced to natural convection. 10th Internat. Heat Transfer Conf., Brighton, GB, August 14-18, 1994, Brighton, Vol. 5, S. 585-590.
- /7/ Carteciano, L.N.: Analysis of a turbulent model for buoyant flows implemented in the 3D thermal-hydraulic computer code FLUTAN and comparison with the standard k- ϵ -model. Int. Symp. on Turbulence, Heat and Mass Transfer, Lisboa, Aug. 1994, Vol. 1, S. 8.3.1-3.6.
- /8/ H. Hoffmann, S.K. Yang, R. Kapoulla, D. Weinberg, K. Dres: Investigations into the Transient Natural Circulation in a Tank with Horizontally Arranged Heater Plate. Intern. Conf. on New Trends in Nucl. System Thermohydraulics, PISA, I., June 1994, Vol. II, S. 575-583..
- /9/ D. Weinberg, K. Rust, H. Ohira, H.H. Frey: Comparison of FLUTAN Predictions Against NEPTUN Experiments - Results of the code assessment - Jahrestagung Kerntechnik 94, Stuttgart, Mai 1994, pp. 65-68.
- /10/ H. Hoffmann, D. Wilhelm, D. Weinberg: Untersuchungen zur passiven Nachwärmeabfuhr für Schnelle Reaktoren, PSF-Statusbericht, März 1994, KfK-5326, (Mai 1994), S. 33-73.

- /11/ Hoffmann, H., Weinberg, D., Rust, K.: Thermal hydraulic studies of KfK into passive decay heat removal systems. Korea Atomic Energy Res. Inst., Korea, April 1994, Teajon.
- /12/ Hoffmann, H., Hain, K., Marten, K., Ohira, H., Rust, K., Weinberg, D.: The status of thermal-hydraulic studies on the decay heat removal by natural convection using RAMONA and NEPTUN models. Proc. of the 4th Int. Top. Meet. on Nucl. Thermal Hydraulics, Operations and Safety, Taipei, RC, April 1994, Vol. 1, S. 22-A/1-A/8.
- /13/ Ohira, H., Hoffmann, H., Weinberg, D.: Investigations on the decay heat removal by natural convection in scaled models. 1994 Annual Meeting on the Atomic Energy Society of Japan, University of Tsukuba, March 29, 1994, Tsukuba.
- /14/ Hoffmann, H., Weinberg, D.: Increasing the safety of liquid metal cooled reactors by natural convection decay heat removal. Nucl. Energy and Human Safety: 4th Ann. Scientific and Techn. Conf. of the Nuclear Society, Nizhny Novgorod, Russia, June 28-July 2, 1993, Transactions Vol. 3, S. 403-05.

III. Experimentelle Untersuchung von Wechselwirkungsmechanismen und Phasentransportprozessen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)

(H. Sauter, R. Meyder, P. Philipp, M. Samstag, IRS)

Abstract:

The NOVA program was continued with turbulent, vertical, upward two-phase flow experiments. The development of a local gas distribution along the test section was visualized by X-ray tomography.

Im Rahmen des NOVA-Vorhabens, das im Vorjahr dem Institutsvorhaben unter 52.01.02 zugeordnet war, wurden experimentelle Untersuchungen in turbulenter, vertikaler, aufwärts gerichteter Zweiphasenströmung mit der Messung verschiedener Strömungsparameter in der Gas- und Wasserphase fortgeführt. Dabei wurden Zweisensor-Widerstandssonden, Heißfilmsonden (X-Draht) sowie ein Röntgen-Tomograph in Meßhöhen von 3 D bis 63 D ($D = \text{Rohrdurchmesser} = 70 \text{ mm}$) eingesetzt. Die eingestellten Strömungsparameter wurden im Bereich sich ausbildender Blasenströmung mit Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von 0,36 bis 1,44 m/s und volumetrischen Gasgehalten von 5 und 10 % gewählt; dabei wurden sowohl verschiedene radialsymmetrische wie auch unsymmetrische Gaseinleitungsanordnungen verwendet.

Die Entwicklung der lokalen Gasverteilung entlang der Meßstrecke wird mittels der Röntgentomographie visualisiert, siehe Abb. 1. Im symmetrischen Fall mit randnaher Gaseinleitung wird der Übergang von einer die Gaseinleitungsdüsen noch abbildenden Blasendichteverteilung bei 3 D (unten) zu einer in Randnähe glatteren, über den Querschnitt gleichmäßigen und zentral mit einem leichten lokalen Minimum versehenen Dichte bei 63 D deutlich. Im unsymmetrischen Fall ist diese Umverteilung der Blasendichte noch ausgeprägter, wobei der endgültige Gleichgewichtszustand, wie aus anderen Messungen deutlich, bei $D = 63$ noch nicht vollständig erreicht wird.

Anhand charakteristischer Beispiele solcher Verläufe von Blasendichteänderungen längs der Meßstrecke wurde eine Parametermatrix erstellt, zu der weitere Meßreihen zur Bestimmung der radialen Profile der Blasendurchmesser, der Blaseschwindigkeit sowie der zeitlich gemittelten Geschwindigkeit in der Wasserphase und deren turbulente Schwankungen aufgenommen wurden. Für diese Fälle wurde ein konsistenter Datensatz erstellt, der Vergleiche mit Rechenprogrammen ermöglicht und der Weiterentwicklung der darin verwendeten Modelle dient.

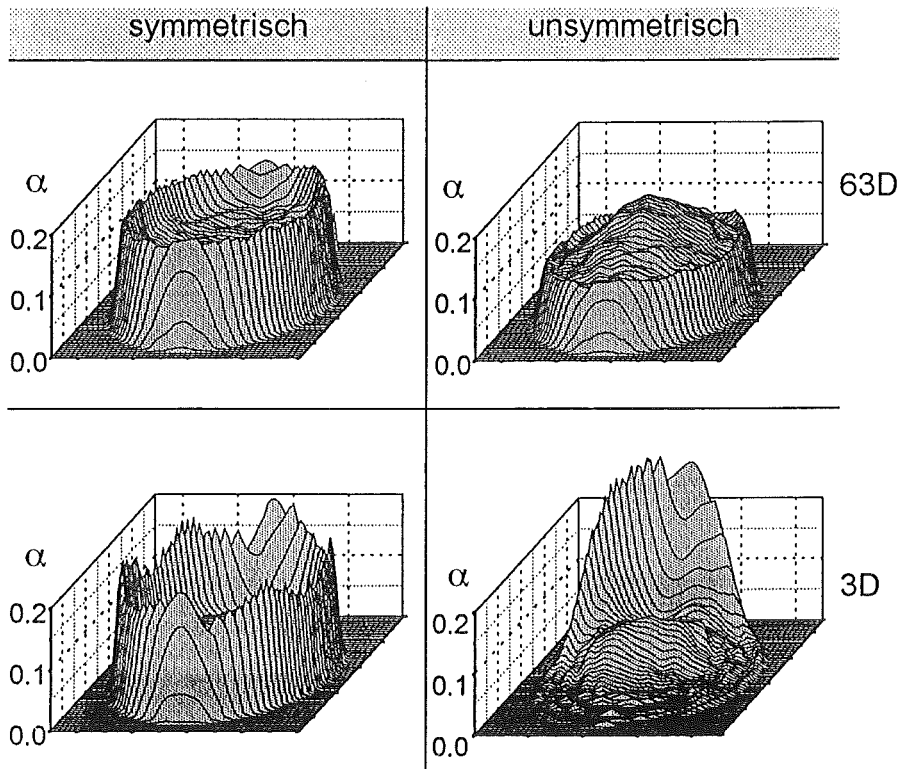


Abb. 1: Radiale und azimuthale Umverteilung des symmetrisch und unsymmetrisch zugeführten Gases nach Lauflängen von 3 D (unten) und 63 D (oben), $D = 70$ mm, in vertikaler Wasserströmung; mittlerer volumetrischer Gasgehalt 10 % (bei 40 D), Gasleerrohrgeschwindigkeit 1,08 m/s.

32.22.04 Strukturelle Integrität

Ein duktiler austenitischer Stahl für Hüllrohre und Kernkomponenten natriumgekühlter Brüter

(L. Schäfer, IMF II)

Abstract:

Two austenitic steel melts of a new composition have been studied after irradiation in the PFR fast neutron flux, in the BR2 reactor, and in the Harwell V.E. Cyclotron. The investigations were focussed on helium embrittlement and irradiation induced swelling.

1. Einleitung

Als Werkstoff für Hüllrohre und Kernkomponenten Schneller Natriumgekühlter Brutreaktoren sind bisher neben hochwarmfesten Nickelbasislegierungen und Vanadinlegierungen vor allem Stähle untersucht worden. Bei den Stählen gibt es wegen der allotropen Umwandlung des Kristallgitters des Eisens bei 910 °C kubisch flächenzentrierte, austenitische, und kubisch raumzentrierte, ferritische, Modifikationen. Beide Stahlarten haben bei kerntechnischen Anwendungen deutliche Vor- und Nachteile, so daß sie als Alternativen anzusehen sind [1] [2]. Hier wird der austenitische Stahl behandelt, weil er die höhere Kriechfestigkeit hat, die bei Bauteilen mit hoher Temperatur lebensdauerbestimmend sein kann. Die austenitischen Stähle haben aber vor allem den Nachteil, daß sie bei Bestrahlung mit schnellen Neutronen Poren bilden, die das Volumen des Werkstoffes vergrößern, und daß sie durch Heliumansammlungen an den Korngrenzen ihre gute Verformbarkeit verlieren. In den 70-er und 80-er Jahren gab es weltweit große Bemühungen, durch Variation der chemischen Zusammensetzung und der mechanisch-thermischen Materialbehandlung, diese ungünstigen Eigenschaften der Austenite zu verbessern [3], [4], [5]. Über einen der neu entwickelten Stähle wird hier berichtet, weil er eine hohe Widerstandsfähigkeit gegen die Heliumversprödung und eine gute Schwellresistenz aufweist.

2. Versuchsmaterial, Bestrahlungs- und Prüfmethoden

Entsprechend einer Modellvorstellung, nach der feindisperse Vanadinnitridausscheidungen als Fallen für Heliumatome und Leerstellen wirken und damit sowohl die Heliumversprödung als auch das Porenschwellen mehr oder weniger unter-

drücken können [6], wurden zwei Schmelzen hergestellt, wovon eine (B 801) eher eine modelltreue und die andere (F 218) eine durch weitere schwellhemmende Legierungselemente eher praxisgerechte chemische Zusammensetzung hat. Die Legierungszusammensetzungen der beiden Schmelzen Nr. B 801/F 218 ist in Gew. % folgende: Ni - 30,5/29,5 %; Cr - 11,1/11,2 %; Mo - 2,0/1,9 %; V - 0,7/0,63 %; Si - 0,6/0,54 %; Mn - 0,39/0,1 %; N - 0,11/0,03 %; C - 0,01/0,02 %; B - 55/60 ppm; Nb - /0,34 %; Ti - /0,31 %; Al - /0,16 %; Zr - /0,04 % [5] [6].

Die beiden Schmelzen wurden anwendungsgerecht im "schnellen" Neutronenfluß im PFR (Dounreay, U.K.) bei den Bestrahlungstemperaturen $T_B = 420^\circ$, $\sim 500^\circ\text{C}$ bzw. 650°C bis maximal 42 dpa (NRT) bestrahlt. Der Stahl B 801 wurde zusätzlich mehr modellkritisch im "gemischten" Fluß in BR-2 (Mol, Belgien) bei $T_B = 650^\circ\text{C}$ bis zu einer maximalen Heliumkonzentration von 68 appm und außerdem mit Ni-Schwerionen im V.E. Cyclotron (Harwell, U.K.) bei $T_B = 575^\circ\text{C}$ bis 64 dpa (mit 17,5 appm vorimplantiertem He) bestrahlt.

Die beiden Schmelzen wurden zur Untersuchung der Heliumversprödung in Zug- und Zeitstandversuchen geprüft. Zur Messung der Schwellbeträge wurden an PFR-Proben Dimensionskontrollen durchgeführt [6], und es wurde das Porenvolumen durch Auswertung von TEM-Bildern von VEC-Proben berechnet [3]. Für weitere Untersuchungen, insbesondere der Mikrostruktur, sei auf die ausführliche Darstellung in [6] verwiesen.

3. Versuchsergebnisse und Ausblick

Die wesentlichsten Ergebnisse bezüglich der Heliumversprödung aus den Zug- und Zeitstandversuchen, nämlich deren Bruchdehnungen, sind in den Bildern 1 und 2 dargestellt. Die Bruchdehnungen der beiden Schmelzen B 801 und F 218 sind etwa um den Faktor 5 höher als die des Stahles 1.4970, des bisherigen Referenzwerkstoffes für den SNR 300 und den EFR. Dieser Befund ist unabhängig von allen relevanten Parametern wie dem Neutronenspektrum (PFR-BR 2), der Heliummenge ($\sim 5 \div 50$ ppm), der Bestrahlungstemperatur ($\sim 475^\circ\text{C} \div 650^\circ\text{C}$), der Prüftemperatur ($500^\circ\text{C} \div 850^\circ\text{C}$), der Prüfspannung bzw. Verformungsgeschwindigkeit ($100 \div 180$ MPa) und den Materialbehandlungszuständen (KV = kaltverformt bzw. KV + A = ausgelagert). Die wesentlichen Ergebnisse bezüglich des Porenschwellens sind in Bild 3 als Längen- bzw. Durchmesseränderungen der zylindrischen Schwell- und Zugproben in Abhängigkeit von den Atomverlagerungen in dpa (NRT) dargestellt. Sicher schwellresistent bis 40 dpa sind sowohl der Stahl F 218 bei $T_B = 650^\circ\text{C}$ und $T_B \approx 500^\circ\text{C}$ als auch der Stahl B 801 bei $T_B = 480^\circ\text{C}$. Für noch höhere

Neutronendosen kann die Schwellresistenz des Stahles F 218 nur vermutet werden, während der vom Konzept her bei tiefen Temperaturen weniger schwellresistente Stahl B 801 möglicherweise bei 43 dpa mit 0,1 % Längenzunahme schon erste Anzeichen des beginnenden Schwellens zeigt. Diese Annahme wird allerdings nicht von den Ergebnissen der Schwerionenbestrahlung gestützt, wo der Stahl B 801 auch bei 64 dpa (NRT) noch wellresistent ist [3].

Die übrigen Eigenschaften der beiden untersuchten Schmelzen liegen im gewohnten Bereich [6] oder werden dort vermutet. Wegen ihrer hohen Duktilität nach Neutronenbestrahlung stellen die Schmelzen B 801 und F 218 echte Alternativen zu dem bisher favorisierten Stahl 1.4970 und erst recht zu den hochfesten, aber versprödungsanfälligen Nickelbasislegierungen dar.

Zukünftige Untersuchungen an diesen Schmelzen müßten zur Absicherung der Schwellresistenz Bestrahlungen im schnellen Fluß bis über 100 dpa (NRT) und ein Bündelbestrahlungsexperiment enthalten. Dafür stehen geprüfte Hüllrohre in verschiedenen Abmessungen (u.a. 6,55 x 0,45 mm) zur Verfügung.

4. Literatur

- [1] W. Schneider et al.: - In: W. Marth, G. Mühling: Schnellbrüter-Brennelemententwicklung, KfK 3505 (August 1983). S. 125 - 146.
- [2] K. Ehrlich und K. Anderko: In: wie [1]. S. 147-177.
- [3] K. Ehrlich und K. Anderko: Int. Symp. on Fast Breeder Reactors-Experience and Future Trends. IAEA-SM 284/17, Lyon (France), 22.-26.July 1985.
- [4] J.F. Bates and W.G. Johnston: In: M.L. Bleiberg and J.W. Bennett: Radiation Effects in Breeder Reactor Structural Materials. Int. Conf. in Scottsdale, Ariz. 19.-23.06.1077, AIME (1977) pp. 625 - 644.
- [5] L. Schäfer: Patentschrift DE 3902 634 C 2 (30.01.1989 und 15.10.1992).
- [6] L. Schäfer, H. Kempe, KfK 5361 (1994).

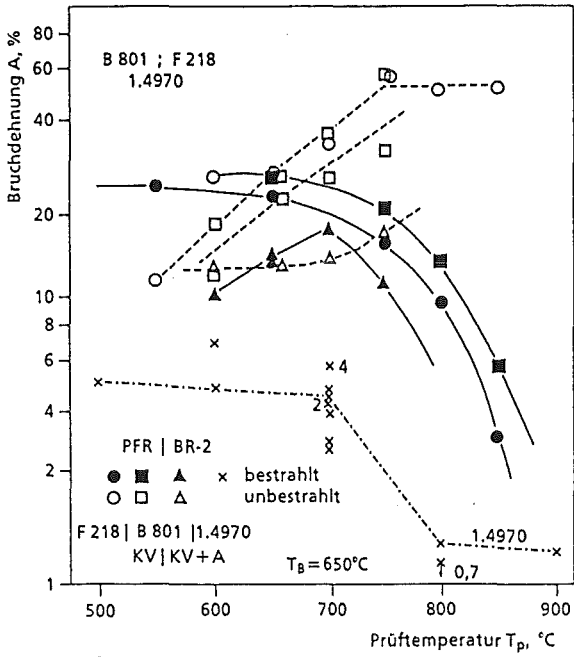


Bild 1: Bruchdehnung aus Zugversuchen an den bestrahlten und unbestrahlten Stählen B801, F218 und 1.4970

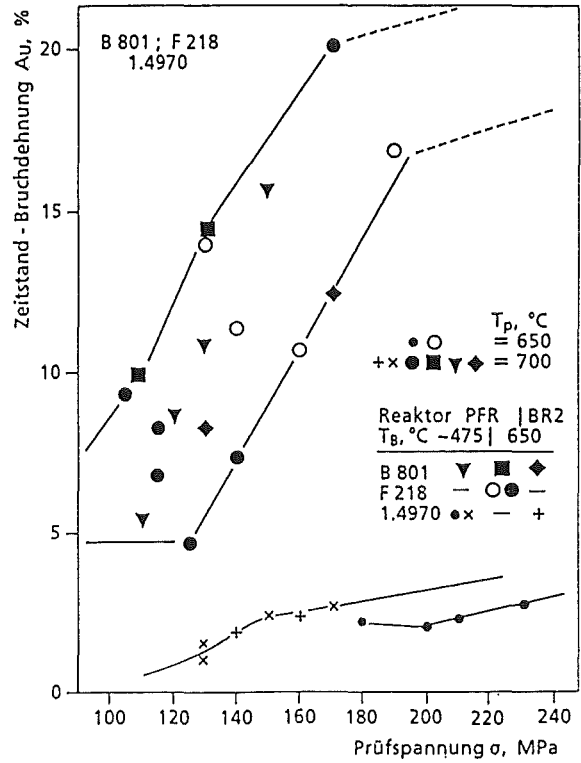


Bild 2: Bruchdehnung aus Zeitstandsversuchen an den bestrahlten Stählen B801, F 218 und 1.4970

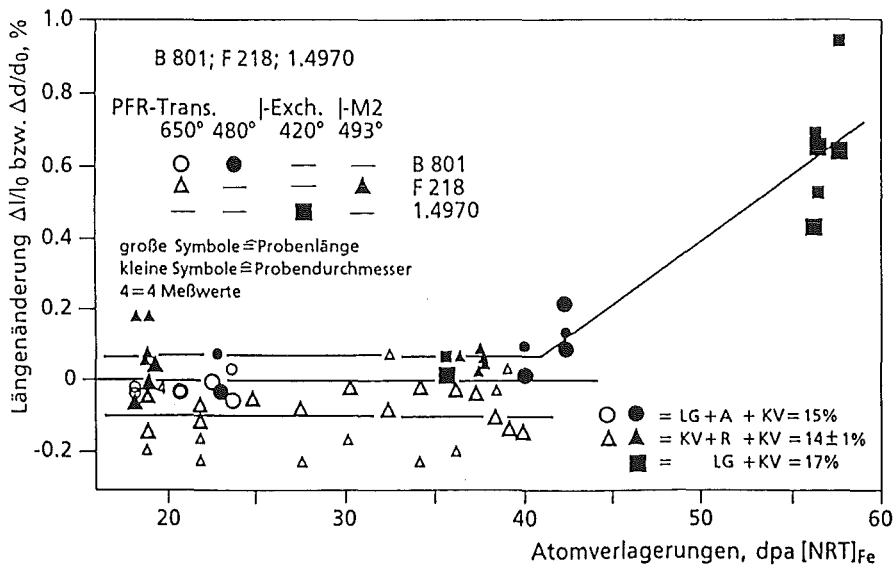


Bild 3: Längenänderungen infolge P or enschwellens an Proben der Stähle B801, F218 und 1.4970

32.22.05 Methodenentwicklung und Sicherheitsanalysen

I. Programmpflege und Anwendungen

(M. Hink, U. Imke, W. Pfrang, B. Porscha, D. Struwe, W. Zimmerer, IRS, P. Allan, UKAEA)

Abstract:

An account is given about further improvements of the SAS4A-Ref. 94.R0 version of the HCDA code. They concern in particular the DEFORM fuel rod deformation module. For a validation of the new code version, various CABRI experiments have been calculated, especially tests with high burnup fuel rods. Progress was shown to be achieved, but the precise timing and location of the observed fuel failures is still hard to calculate. The work was performed in close cooperation with partners in France, Britain, and Japan.

An important application concerns the CAPRA project of a reactor for actinide burning. Its behavior under ULOF conditions was analyzed using the improved SAS4A Ref. 94 R0 code. The core design turned out to tend toward a long-term coolable configuration even more so than the EFR core design would do in an ULOF.

SAS4A - Programmentwicklung

Im April 1994 wurde nach Durchführung umfangreicher Tests die neue Version SAS4A-Ref94.R0 an die Partner CEA, PNC und AEA-T verteilt. Diese neue Referenzversion wurde unter Führung der SAS4A-Arbeitsgruppe im IRS zusammen mit den anderen Partnern erstellt. Nach Abschluß der Arbeiten zu Ref94.R0 wurde beschlossen, einige Schwächen der neuen Version zu beseitigen und die Modelle zu erweitern.

Im Bereich des Brennstabdeformationsmoduls DEFORM wurden dazu einige wichtige Änderungen bei der Berechnung der transienten Porositätsverteilung und bei der Ermittlung des für Brennstoffschwellen verantwortlichen Spaltgasanteils vorgenommen. Ferner wurde die Berechnung der Verteilung der festen Spaltprodukte an die radiale Konzentrationsverteilung der flüchtigen Spaltprodukte gekoppelt.

In der ersten Aufheizphase am Anfang einer Bestrahlung bilden sich im Brennstab in kurzer Zeit durch die hohen Temperaturspannungen Risse, und die Brennstoffteile werden radial nach außen verlagert. Dieser Verlagerungsprozeß wird jetzt vereinfacht abgebildet, wobei die Verengung des Brennstoff-Hüllspaltes als Eingabe vorgegeben werden kann. Dadurch entstehendes Rißvolumen in der plastischen Zone wird in der verbesserten Version in Porositätsvolumen überführt und nimmt dann an der Porositätswanderung in Richtung Zentralkanal teil. Die Unterprogramme zur Berechnung des Rißvolumens und der Porositätswanderung wurden im Hinblick auf eine möglichst gute Massenerhaltung in den einzelnen Brennstoffmaschen überarbeitet. Um eine korrekte Berechnung der Reaktivitätsrückwirkung durch die thermische Ausdehnung des Hüllrohres zu gewährleisten, wurde die Ausdehnung der einzelnen Hüllrohrmaschen an die Ausdehnung des Brennstoffes gekoppelt. In der neuen Programmversion wurde die Berechnung der Brennstabdeformation dadurch verbessert, daß die thermische Ausdehnung von plastischem und geschmolzenem Brennstoff auch nach Hüllrohrschmelzen berücksichtigt wird. Auch die Freisetzung von Spaltgas aus dem Brennstoff

wird jetzt weiter berechnet, sogar über das Versagen des Brennstabes hinaus. Dies führt zu einer besseren Vorhersage des Kavitätsdruckes vor und nach Brennstabversagen.

Die Berechnung der Ausbildung von Stahlkrusten und Stahlblockaden im Materialumverteilungsmodell LEVITATE wurde überarbeitet. Die Simulation der Strömung fester Teilchen im Mehrphasen-Mehrkomponenten-Gemisch bei Querschnittsverengungen oder hohen Konzentrationen der festen Phase wurde von PNC in SAS4A-Ref94.R0 eingeführt. Dieses Modell wurde jetzt noch einmal verbessert und ergänzt. Die Bildung von Blockaden durch die festen Teilchen wird durch erhöhte Wandreibungskoeffizienten modelliert. Eine physikalisch sinnvollere Berechnung der Partikelradien steht auch zur Verfügung. Der bisher konstante Natriumkondensationskoeffizient wurde durch eine Funktion in Abhängigkeit von der Spaltgaskonzentration im Kühlkanal ersetzt.

Weitere Verbesserungen wurden in folgenden Bereichen eingeführt: Ausbildung von Stahlkrusten und Stahlblockaden, sowie Ausspritzen von flüssigem Brennstoff in den mit Natrium gefüllten Kühlkanal nach Brennstabversagen. Um die mechanische Energiefreisetzung bei isentroper Ausdehnung des Mehrphasen-Mehrkomponenten-Gemisches in einem von SAS4A separaten Programm zu bestimmen, wird eine Ausgabedatei mit den dafür notwendigen Daten beschrieben. Die Auswerteroutine wurde erweitert, um aktualisierte Zustandsgleichungen von Eisen, Brennstoff und Natrium berücksichtigen zu können.

Alle genannten Programmänderungen sind Ende 1994 in dem neuen Release SAS4A-Ref94.R1 allen SAS4A Benutzern zur Verfügung gestellt worden.

Modellvalidierung

Um die neu entwickelten Modelle des SAS4A-Programms auf ihre Gültigkeit zu überprüfen, wurden die Experimente der verschiedenen CABRI-Programme nachgerechnet. Von besonderem Interesse war hierbei die Analyse der Experimente mit hoch abgebrannten Brennstäben des CABRI-2 Programmes. Vier Aspekte standen dabei im Mittelpunkt des Interesses: (i) Die Überprüfung der Fähigkeiten des Programms, Zeit und Ort des Brennstabversagens zu berechnen, (ii) die unmittelbar nach Versagen in den Kühlkanal ausgespritzten Brennstoffmengen zu ermitteln, (iii) die Materialverteilungen im Kühlkanal nach Verlust der Brennstabgeometrie richtig zu erfassen und (iv) den Aufbau von Blockaden des Brennstoff/Stahlgemisches in seinem zeitlichen Verhalten und am richtigen Ort zu berechnen. Hinsichtlich aller Aspekte konnten mit der neuen Programmversion we-

sentliche Fortschritte erreicht werden. Wann und wo genau ein Brennstab mit hohem Abbrand versagt, läßt sich dagegen noch nicht sehr präzise berechnen. Dies ist nach heutigem Kenntnisstand auf eine nur ungenaue Erfassung des Brennstabzustands nach der Vorbestrahlung zurückzuführen.

Die Ergebnisse dieser Arbeiten wurden im CABRI-2 Synthesis Report dokumentiert, der einen vollständigen Überblick über die experimentellen Ergebnisse, deren Interpretation und den Stand der Berechenbarkeit dieser Phänomene gibt. Diese Arbeiten wurden in enger Kooperation mit unseren internationalen Partnern bei der CEA in Frankreich, der UKAEA in England und der PNC in Japan durchgeführt.

Über die Interpretation der durchgeführten Experimente hinaus war das IRS auch mit der Vorbereitung neuer Experimente befaßt. Bei diesen neuen Experimenten ging es in erster Linie um das Verhalten neuartiger innovativer Brennstabkonzepte bei Leistungsexkursionsstörfällen. Es wurde untersucht, ob Brennstoffbewegung entlang eines vorgegebenen Zentralkanals das Brennstabversagen signifikant beeinflussen kann bzw. die mit dieser Bewegung verbundene Reaktivitätsrückwirkung zu einer passiv eingeleiteten Reaktorabschaltung führen kann. In der Tat konnte dies im CABRI-Experiment LT1 erfolgreich gezeigt werden. Dieses Ergebnis ist für zukünftige Kernentwürfe, wie sie im Rahmen des CAPRA-Projekts diskutiert werden, von besonderer Bedeutung. Eine Erweiterung der Datenbasis wird hier aber notwendig, da der Erfolg dieser Maßnahme vom Brennelementzustand auf der Kühlkanalseite wesentlich abhängt. Weitere Experimente zur Untersuchung der transienten Brennstoffumverteilung innerhalb des Brennstabs vor Brennstabversagen sind daher in Vorbereitung.

Reaktoranalysen

Schon früh tauchte im Rahmen des CAPRA-Projekts das Interesse auf, das Verhalten dieses innovativen Reaktorkernentwurfs als Folge eines unkontrollierten Kühlmitteldurchsatzstörfalls (UKDS) zu untersuchen. Entsprechende Analysen wurden mit einer modifizierten Version des Programs SAS4A.Ref94.R0 durchgeführt. Um einen sauber definierten Vergleichsfall zu haben, wurde auch das Verhalten des EFR-Kernentwurfs mit dieser neuen Programmversion noch einmal analysiert. Es zeigte sich, daß der CAPRA-Kernentwurf noch stärker als der EFR-Kernentwurf dazu tendiert, als Folge eines unkontrollierten Kühlmitteldurchsatzstörfalls (UKDS) eine langfristig kühlbare Konfiguration einzunehmen, da durch passiv aktivierte negative Reaktivitätsrückwirkungen die Leistung schnell auf sehr niedrige Werte abfällt (kleiner 10 %) und damit die sich aufbau-

ende Naturkonvektion im Primärkreislauf eine langfristige Kühlbarkeit sicher stellt.

Wenn man dagegen erzwingt, daß als Folge eines UKDS Natriumsieden im Kernbereich einsetzt, so induziert dieser Unfall durch Natriumsieden eine Leistungsexkursion. Diese Leistungsexkursion ist im CAPRA-Kernentwurf aber wesentlich milder als im EFR-Kernentwurf, da die treibenden positiven Reaktivitätsrampen aufgrund des Natriumsiedens klein bleiben und frühzeitig nach Brennstabversagen eine Brennstoffumverteilung im Kernbereich einsetzt, die zur Abschaltung des Reaktors führt. Die Analyse ergibt, daß als Folge der Kernzerstörung kaum Material aus dem ursprünglichen Kernbereich ausgetragen wird. Das untere axiale Viertel der Brennstabhöhe bleibt intakt, und die radial außen liegenden Brennelemente sind noch von flüssigem Natrium gekühlt. Eine solche Kernkonfiguration am Ende der Einleitungsphase eines UKDS beinhaltet das Potential, im Laufe der weiteren Kernzerstörung in der frühen Übergangsphase wieder in kritische Anordnungen überführt zu werden. Derartige Analysen können aber nicht mehr zuverlässig mit dem SAS4A-Programm durchgeführt werden.

Veröffentlichungen

Cacuci, D.G.:

Two-dimensional geometrical corner singularities in neutron diffusion.
Intern. Conf. on Reactor Physics and Reactor Computations, Tel Aviv, IL,
January 23-26, 1994

Struwe, D., Maschek, W.:

Analyse kernzerstörender Unfälle in schnellen Reaktoren.
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23. März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S. 75 - 114

II. THINA, Injektion von Thermitschmelze in Natrium (H. Brüggemann, F. Huber, E. Jenes, A. Kaiser, T. Kuhn, IRS)

Abstract:

The THINA experimental series for studying the thermal interaction of a core melt with sodium in the upper plenum of a fast reactor has been completed. A short survey is given of the last test.

Die Serie der THINA-Experimente, in denen die thermische Wechselwirkung einer geschmolzenen Masse aus Brennstoff und Strukturmaterial mit dem Natrium des oberen Kühlmittelpenums phänomenologisch untersucht wurde, ist mit einem letzten Versuch abgeschlossen worden. Die geschmolzene Masse wurde in den Versuchen durch eine Thermitschmelze simuliert und in einer Menge von etwa 5 kg von unten in den je zur Hälfte mit Natrium und Schutzgas gefüllten schlan-ken Versuchsbehälter injiziert. Der Schutzgasraum ermöglicht die Ausdehnung der Natriumsäule während der thermischen Wechselwirkung.

Neben der Gewinnung von Referenzdaten im Vergleich zu früheren Versuchen war das Ziel des letzten Versuchs, die Auswirkung einer Verengung des Behälterquerschnitts, also eines Strömungswiderstandes für das verdrängte Natrium, auf die Entwicklung der Interaktionszone zu untersuchen.

Infolge einer Störung in der Gasversorgung des Injektors wurden nur etwa 50 % der vorgesehenen 5 kg Schmelze, die zum überwiegenden Anteil aus Aluminiumoxid bestand, injiziert. Der prinzipielle Verlauf der thermischen Wechselwirkung, gekennzeichnet durch anfängliche spontane Verdampfung mit Druckaufbau, später durch kontinuierliche Verdampfung, dann vornehmlich axiale Ausweitung der Zweiphasenzone und letztlich Rekondensation, war dem früherer Versuche sehr ähnlich. Durch den geringeren Schmelzemassenstrom war der Druckaufbau im Natrium mit knapp 3 bar nur etwa halb so groß wie in dem von den übrigen Randbedingungen her vergleichbaren früheren Versuch. Ähnlich verhält es sich mit der Eindringtiefe der Wechselwirkungszone in das Natrium und dem maximalen Dampfvolumen.

Zusammenfassend wird festgestellt, daß die Ergebnisse der THINA-Versuche zur thermischen Wechselwirkung nicht nur wesentlich zum physikalischen Verständnis der Vorgänge beigetragen haben, sondern auch gut geeignet sind für die Verifizierung numerischer Modelle in entsprechenden Computercodes.

Veröffentlichungen

Kaiser, A., Peppler, W., Will, H.:

SIMBATH 1976 - 1992. Seventeen years of experimental investigation of key issues concerned with reactor accidents.

IAEA Technical Committee Meeting on Evaluation of Material Coolant Interaction and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors, O'Arai, J, June 6-9, 1994

Huber, F., Kaiser, A., Peppler, W.:

Experiments on the behavior of thermite melt injected into sodium. Final report of the THINA test results.

IAEA Technical Committee Meeting on Evaluation of Material Coolant Interaction and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors, O'Arai, J, June 6-9, 1994

32.22.06 Untersuchungen zum Brennstoff- und Brennstabverhalten innovativer Systeme

I. Mol 7C/6

(J. Aberle, K. Schleisiek, I. Schmuck, IRS; L. Schmidt, IMF III;
O. Romer, G. Weih, HVT/HZ)

Abstract:

The Mol 7C/6 coolant blockage experiment in the Belgian BR2 reactor yielded results different from Mol 7C experiments with low burnup pins: at 10 % burnup local failure is not self-limiting, but requires active systems for detection and scram. The Mol 7C series was finished in 1991. In each of the test bundles Mol 7C/4, /5 and /6, 30 Mk I pins pre-irradiated in KNK II were used. The central blockage consisted of enriched UO_2 covering 30 percent of the bundle cross-section, with a height of 40 mm. The most important system for timely detection of coolant blockages of the type studied in Mol 7C/6 is based on DND.

Die In-pile Blockadeexperimente Mol 7C wurden als gemeinsames Programm vom Zentrum und SCK/CEN mit Unterstützung des JRC Ispra im Reaktor BR2 in Mol/Belgien durchgeführt. Sie dienen der Untersuchung des Verhaltens von natriumgekühlten Brennstabbündeln bei schweren lokalen Kühlungsstörungen. Im Mittelpunkt der Arbeiten im Berichtszeitraum stand die abschließende Bewertung des im Jahr 1988 durchgeführten Experiments Mol 7C/6 (Mark Ia-Brennstäbe mit ca. 10 at% Abbrand, Zentralblockade) und die Übertragung der Ergebnisse auf Reaktorbedingungen.

Im Gegensatz zu den früheren Experimenten mit geringem Abbrand wurde das Experiment Mol 7C/6 37,4 s nach Auftreten der ersten Brennstabschäden durch eine automatische Abschaltung des BR2 beendet. Ursache war das Durchschmelzen des inneren ungekühlten Bündelrohres und das Eindringen von etwa 100 g geschmolzenen Brennstoffs in den Gasspalt zwischen dem inneren und äußeren Bündelrohr. Die Nachuntersuchungen der Mol 7C/6-Teststrecke in den Heißen Zellen des Zentrums zeigten, daß - ausgehend von der Blockade - eine Schmelzkaverne mit einer Länge von maximal 175 mm gebildet wurde, die stellenweise mehr als die Hälfte des Bündelquerschnitts einnimmt. Die damit verbundene Zunahme des Strömungswiderstandes verursachte eine Abnahme des Kühlmitteldurchsatzes im Bündel von 20 %. Die Menge des durch Aufbrechen und Schmelzen zerstörten Brennstoffs betrug ca. 350 g; dies sind etwa 10 % der gesamten Brennstoffmenge im Bündel. Die Analyse der während des Experiments aufgezeichneten Meßwerte und der Nachuntersuchungsergebnisse hat gezeigt, daß sich der Schaden im wesentlichen in vier Schritten entwickelte, von denen der letzte zum Durchschmelzen des Bündelrohres 1,6 s vor der Abschaltung des Reaktors führte. Der Hauptmechanismus für die Schadensausbreitung ist die Bewegung von geschmolzenem Stahl oder Brennstoff durch lokalen Druckaufbau in den zerstörten Bereichen des Bündels infolge der im Brennstoff enthaltenen

Spaltgase und -produkte (siehe Abb. 1). Dies erklärt gleichzeitig die Zunahme des Schadensumfangs mit dem Abbrand.

Die Frage der Übertragbarkeit der Mol 7C/6-Ergebnisse auf Reaktorbedingungen wurde für den Fall einer Blockade derselben Art und Größe in einem Brennelement mit gleicher Brennstabanordnung untersucht. Allgemein kann festgestellt werden, daß die Mol 7C-Experimente in hohem Maße prototypisch sind, so daß eine Extrapolation der Ergebnisse auf der Basis von Abschätzungen und Plausibilitätsbetrachtungen möglich ist. Wesentliche Abweichungen der Versuchsbedingungen von den Brennelementverhältnissen sind die geringere Kühlmittelgeschwindigkeit, die höhere Kühlmitteltemperatur und die geringere Zahl von Brennstäben. Die detaillierte Bewertung dieser Abweichungen führte zu der Schlußfolgerung, daß die Versuchsergebnisse konservativ sind und hinsichtlich der Reaktorverhältnisse eine Obergrenze des zu erwartenden Schadens darstellen. Diese Feststellung gilt für den Versuchsablauf bis zum Durchschmelzen des Bündelrohrs. Unter Reaktorverhältnissen ist Durchschmelzen weniger wahrscheinlich, da der Brennelementkasten durch das Natrium im Spalt zwischen den Kästen gekühlt wird. Ohne Durchschmelzen und den anschließenden Brennstoffaustritt in den Gasspalt wäre die Brennstoffmenge im Bündelbereich größer, was zu einer schnelleren Schadensausbreitung führen könnte. Für den in Mol 7C/6 erreichten Schadensumfang ist dieser Effekt jedoch von geringer Bedeutung, da das Experiment nur 1,6 s nach dem Durchschmelzen beendet wurde.

Die wichtigste Schlußfolgerung aus dem Experiment Mol 7C/6 ist, daß - im Gegensatz zu den früheren Experimenten mit geringem Abbrand - aktive Schutzmaßnahmen zur Beherrschung von Kühlungsstörungen der untersuchten Art als erforderlich anzusehen sind, d.h. Detektion und Abschaltung. Das wichtigste Detektionssystem zur Erkennung von solchen Störungen ist das DND-System (=Delayed Neutron Detection). Für die Auswertung und Beurteilung der bei den Mol 7C-Experimenten gemessenen DN-Signale wurde das Rechenprogramm FICTION entwickelt. Es ermöglicht für die Experimente die Berechnung der an der Schadensentwicklung beteiligten Brennstoffmenge und umgekehrt die Berechnung der zu erwartenden DN-Signale für einen vorgegebenen Schadensverlauf, so daß auch eine Übertragung auf Reaktorverhältnisse möglich ist.

Abb. 2 zeigt gestrichelt die berechnete Brennstoffmenge für das Experiment Mol 7C/6. Sie beträgt im Maximum 270 g und stimmt damit gut mit den Ergebnissen der Nachuntersuchungen überein. Dieser Schaden wurde auf einen typischen 300 MWe-Reaktor mit einer Kühlmittellaufzeit von 20 s vom Kern bis zu den DN-

Monitoren übertragen. Die durchgezogene Kurve zeigt das auf Reaktorverhältnisse umgerechnete DN-Signal in $\text{cm}^2 \text{ R}$ (Recoil). Es erreicht einen Maximalwert von über $10^5 \text{ cm}^2 \text{ R}$.

Der für die Auslösung einer Abschaltung erforderliche Grenzwert von $\approx 100 \text{ cm}^2 \text{ R}$ wird unmittelbar nach Beginn des Signalanstiegs etwa 20 s nach Auftreten der ersten Brennstabschäden überschritten. Abb. 2 zeigt, daß bei einem mit dem Experiment Mol 7C/6 vergleichbaren Ereignis in einem Reaktorbrennelement eine automatische Schnellabschaltung erfolgen würde, bevor es zum Durchschmelzen des Brennelementkastens kommt, d.h. der Schaden bliebe auf das betroffene Brennelement begrenzt.

Veröffentlichungen

Schleisiek, K., Kayser, G., Charpenel, J., Jamond, C., Berthoud, G.:
Main SCARABEE lessons and most likely issue of the subassembly blockage accident.

Internat. Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 2 S. 2/146-2/155
Obninsk: State Scientific Center of Russian Federation, 1994

Aberle, J., Romer, O., Schleisiek, K., Schmuck, I.:
Conclusions from Mol 7C/6 on local faults in irradiated mixed oxide fuel subassemblies.

Internat. Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 2 S. 2/156 - 2/165
Obninsk: State Scientific Center of Russian Federation, 1994

Schleisiek, K., Aberle, J., Schmuck, I., Schmidt, L., Weimar, P., Verwimp, A.:
Experimental investigation of role of burn-up for local fault propagation in LMR fuel assemblies.

Journal of Nuclear Science and Technology, 31 (1994) S. 1011-22

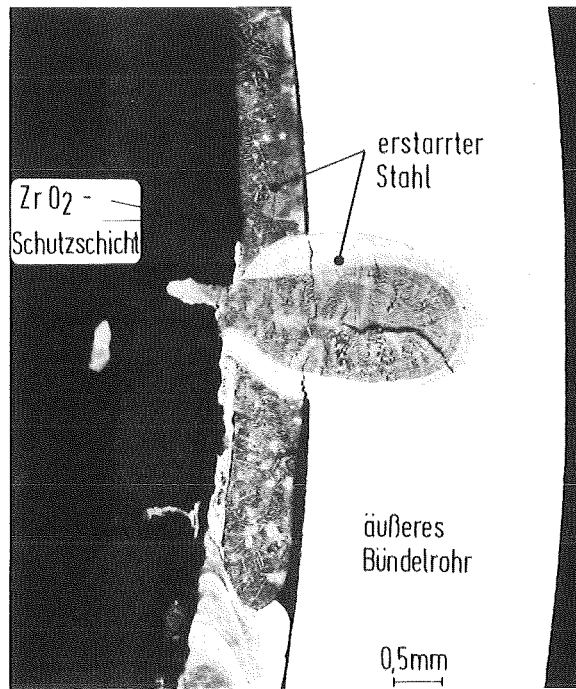


Abb. 1: Lokaler Schmelzangriff des äußeren Bündelrohres beim Experiment Mol 7C/6

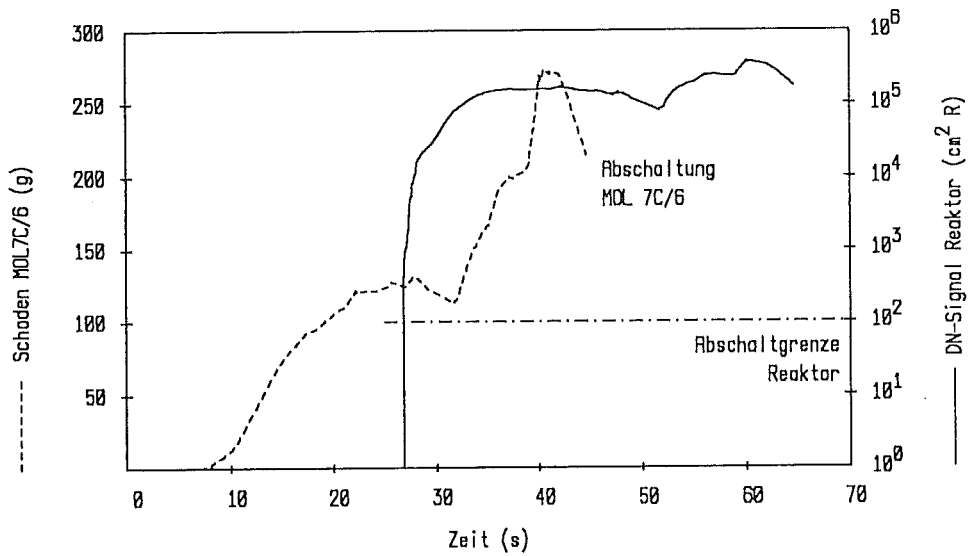


Abb. 2: Analyse der beim Experiment Mol 7C/6 gemessenen DN-Signale mit dem FICTION-Code: Berechnete Menge des am Schaden beteiligten Brennstoffs und daraus abgeleitete DN-Signale in einem 300 MWe-Reaktor

- II. Bestrahlungsnachuntersuchungen und modelltheoretische
Analysen zum Brennstoff- und Brennstabverhalten
innovativer Systeme
(W. Ernst, D. Freund, D. Geithoff, M. Heck, O. Jacobi, H. Steiner,
P. Weimar, IMF)

Abstract:

For the development of LMR cladding materials an irradiation testt was performed in the KNK II reactor between 1986 and 1991. It demonstrated that a temperature gradient in the cladding has no observable effect on swelling behavior. PIEs of transient expeirments in the Petten HFR have shown no significant cladding deformations.

Doppelwandiger Brennstab

Im Rahmen der Hüllrohrentwicklung innerhalb des Projekts Schneller Brüter wurde vor längerer Zeit ein Bestrahlungsexperiment konzipiert, in dem der Einfluß des Temperaturgradienten über die Hüllwandstärke auf das Schwellverhalten unter Bestrahlung untersucht werden sollte. Das heute als "Venker-Stab" bezeichnete Experiment bestand aus einem heterogenen Brennstab mit den äußeren KNK-II/1-Dimensionen (Außendurchmesser 6 mm) , über den ein weiteres Rohr als Kapsel gezogen war. Der Spalt zwischen Brennstab und Außenrohr war mit Natrium gefüllt . Sinn dieser Anordnung war es, im Außenrohr axiale Bereiche mit oder ohne Temperaturgradient zu erzeugen. Der heterogene Brennstab innen diente dabei nur als Wärmequelle, um in Höhe der Brennstoffabschnitte den Temperaturgradienten, in Höhe der integrierten Brutstoffabschnitte dagegen einen radial isothermen Bereich zu schaffen.

Die doppelwandige Experimentanordnung war in der KNK-II/2 von Juni 1986 bis Januar 1991 eingesetzt und zwar im Brennelement NZ-301. Bei einer Betriebszeit von 574 VLT wurden 35 dpa erreicht. Als maximaler Abbrand im Brennstoff wurden 78 MWd/kg SM errechnet.

Bei der Staberlegung zu Beginn der Nachbestrahlungsuntersuchung ließen sich beide Komponenten, Brennstab und Außenrohr entgegen pessimistischer Erwartungen, gut voneinander trennen. Demgemäß konnten die Außendurchmesser sowohl des Brennstabs als auch der Hülle problemlos vermessen werden. Für das Außenrohr wurde lediglich die für das Material (1.4970) typische Durchmesser-Vergrößerung infolge Materialschwellens gefunden. Sie betrug im Maximum ca. 40 µm. Ein Unterschied zwischen den isothermen Bereichen und denen mit radialen Temperaturgradienten war nicht zu erkennen. Somit war die Frage, die mit diesem Experiment gestellt worden war, eindeutig zu beantworten. Ein Temperaturgradient in der Hüllwand hat keinen erkennbaren Einfluß auf das Schwellverhalten.

Transientenexperimente im HFR Petten

Die Arbeiten zu den Transientenexperimenten wurden mit der Nachuntersuchung und Auswertung der Brennstoffschmelzexperimente POTOM-3 und -4 sowie des Überlast-experiments OPOST fortgesetzt.

Nach einer viertägigen Vorbestrahlung mit anschließender Leistungstransiente auf ca. 800 W/cm wurden zwei der drei Prüflinge von POTOM-3, in denen durch Neutronografien sowie durch Rechnungen mit dem Programm SATURN-S eindeutig Schmelzen nachgewiesen werden konnte, einer 18-tägigen stationären Weiterbestrahlung bei 450 W/cm unterworfen. Wie eingehende Nachuntersuchungen an axialen und radialen Keramografien in den betroffenen Brennstoffsäulenbereichen der Stäbe 0204 und 0205 zeigen, kommt es hierbei zu einer weitgehenden axialen Homogenisierung der durch Brennstofftransport infolge Schmelzens hervorgerufenen Masseumverteilung sowie zu einer Auflösung der Schmelzgrenzstruktur. Im Stab 0206 hingegen, der keiner weiteren Folgebestrahlung unterworfen wurde, waren die typischen Schmelzphänomene wie Kavernebildung, Verfüllung des Zentralkanals mit geschmolzenem Brennstoff sowie die deutliche Ausbildung der radialen Schmelzzone erkennbar. An den vier Brennstäben dieses Experiments wurden zusätzlich umfangreiche Prüfungen mit Wirbelstrom durchgeführt. Wie qualitative Auswertungen dieser bei mehreren Frequenzen erzielten Signale zeigen, können ähnlich wie bei den gammaspektrometrischen Untersuchungen Unstetigkeiten in der Brennstoffsäule nachgewiesen werden. An keinem der Prüflinge waren signifikante Hüllrohrverformungen erkennbar.

Die drei Prüflinge des Experiments POTOM-4 wurden nach einem Abbrand von ca. 3 at-% mit einer Leistungstransiente (Maximalleistungen ca. 850 W/cm) beaufschlagt. Aus der zerstörungsfreien Nachuntersuchung (Neutronografien, γ -Spektrometrie) ist Schmelzen erkennbar. Im Gegensatz zu POTOM-3 hat die mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle zu plastischen Hüllrohrverformungen geführt. Die zur Zeit durchgeführten Auswertungen beschränken sich auf eine Analyse der zerstörungsfreien Nachuntersuchungsergebnisse des ECN Petten, eine zerstörende Nachuntersuchung kann nicht mehr durchgeführt werden.

Das Experiment OPOST, in dem drei Prüflinge bei längerer stationärer Überlast bestrahlt wurden, ist mit dem Brennstabcode TRANSIENT nachgerechnet worden. Hiernach betragen die maximalen Brennstofftemperaturen etwa 2400 °C bei 520 W/cm, in der Hochleistungsphase mit 630 W/cm etwa 2500 - 2600 °C. Lediglich bei dem Prüfling der Kapsel 29 wurde Schmelzen berechnet, in Übereinstimmung mit den Befunden der axialen γ -Spektren, aus denen axialer Brennstofftransport erkennbar ist. Auch bei diesem Experiment sind keine signifikanten Hüllrohrbelastungen erkennbar.

Transientenexperimente im CABRI-Reaktor

Zum CABRI FAST wurden mit dem Brennstabcode TRANSIENT Rechnungen zu SCARABIX gemacht. Diese Brennstäbe mit Lochpelletkonzept wurden im PHENIX-Reaktor bis zu einem Abbrand von ca. 6,5 at-% bestrahlt. Die vom Code berechnete totale Spaltgasfreisetzung von ca. 60 % liegt unter dem gemessenen Wert von 82 %. Neue Meßergebnisse zum axialen Profil der Spaltgasrückhaltung zeigen ebenfalls ein ungewöhnliches Verhalten der SCARABIX-Brennstäbe.

In-pile Versuche über Kühlungsstörungen, Mol 7C-Experimente

Die Nachbestrahlungsuntersuchungen am Mol 7C/6-Brennstabbündel sind abgeschlossen. Wegen fehlender Kapazitäten bei HVT/HZ mußte die Zerlegung und Nachbestrahlungsuntersuchungen der Mol 7C-Teststrecke verschoben werden. Mit der Erstellung des Abschlußberichtes wurde begonnen.

32.22.07 Containmentuntersuchungen für innovative Systeme

FAUST/CONTAIN

(W. Cherdron, J. Minges, H. Sauter, W. Schütz, IRS)

Abstract:

The FAUNA facility has been restructured after completion of the sodium fire experiments. It is now serving LWR research, cf. report II on program no. 32.21.02 concerning steam explosions. The CONTAIN code system for computing the thermodynamic, aerosol and radiological phenomena in a containment under severe accident conditions is being developed with a view to fission product release and transport.

In diesem Vorhaben sind die aus dem ehemaligen LAF übernommenen Programme zusammengefaßt. Es handelt sich dabei um experimentelle und theoretische Arbeiten zum radiologischen Quellterm nach einem schweren Störfall, zum Aerosolverhalten und zur Containmentbelastung. Die Aktivitäten waren gekennzeichnet vom Abschluß der Brüterforschung im Zentrum und der Umstellung auf Probleme zur LWR-Sicherheit.

Nach dem 1993 erfolgten Abschluß der Natriumbrandversuche wurde die FAUNA-Anlage für LWR-Experimente umgerüstet. So konnte im Juli 1994 der erste PREMIX-Versuch im FAUNA-Kessel stattfinden (siehe 32.21.02). Die Demontage des Natriumkomponenten einschließlich der Vorrattanks war bis zum Jahresende 1994 beendet. Zur Festigkeit von Betonproben aus früheren Na-Beton-Versuchen wurde ein abschließendes Gutachten erstellt.

Im Rahmen des FAUST-Programms wurden Experimente zur Rückhaltung und Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kühlmittel sowie zum Aerosolverhalten durchgeführt. Der Schwerpunkt lag bei der Untersuchung schwerflüchtiger, partikelförmiger Substanzen, deren Freisetzung über mechanische Prozesse erfolgt. Abgeschlossen und dokumentiert sind die unter der Bezeichnung NACOWA durchgeführten Versuche zur Anreicherung von Spaltproduktaerosolen im Schutzgas für die Bedingungen des EFR. In reduziertem Maße weitergeführt wurden die Versuche zur Erzeugung von Brennstoffaerosol im Kühlmittel mit Hilfe der Stoßstromtechnik. Die instantane Freisetzung von partikelförmigem Material aus dem Pool ist sehr gering (Rückhaltefaktoren typischerweise 10^5), die verzögerte Freisetzung kann jedoch etwas größer sein. Begonnen wurde eine Versuchsserie zum Problem der Resuspension abgeschiedener partikelförmiger Substanzen aus einem Wasserpool durch mechanische Prozesse in Korrelation mit aufsteigenden und zerplatzenden Gas- bzw. Dampfblasen. Die Blasen wurden mechanisch durch Gaseinleitung (Blasengröße 5-10 mm) oder durch chemische Reaktionen (Blasengröße 1 mm) erzeugt. Die letztere Methode (kleine Blasen) hat sich als sehr effektiv für die Erzeugung von Tröpfchen und den Mitriß von suspendiertem Simulationsmaterial (Fe-Pulver) erwiesen, während die Wirkung

größerer Blasen deutlich geringer ist. Die chemischen Analysen zu den FAUST-Experimenten wurden im IMF I durchgeführt.

Die im Hinblick auf die Natriumentsorgung durchgeführten Versuche zur Natrium-Blei-Vermischung wurden beendet. Erfolgreich weiterbetrieben wurde die Abreinigung von natriumbehafteten Komponenten mit Hilfe einer mobilen Ethylcarbitol-Reinigungsanlage. Ebenso wurde gemeinsam mit HVT-HZ (Heiße Zellen) ein Abreinigungsverfahren mit Wasserdosierung unter Flüssig-Stickstoff-Kühlung erfolgreich getestet.

Zur Weiterentwicklung des Programmsystems CONTAIN, mit dem die thermodynamischen, aerosolphysikalischen und radiologischen Vorgänge im Containment nach einem schweren Störfall berechnet werden, befaßt sich das IRS gemeinsam mit dem INR mit der Erstellung eines mechanischen Modells für die Freisetzung und den Transport von Spaltprodukten. Die theoretischen Arbeiten wurden als Entwicklungsauftrag an die Ruhr-Universität Bochum (RUB) vergeben. Für die LWR-Version des Programmsystems sind Modellentwicklungen zur Resuspension von Bedeutung. Bei Gas- oder Dampfungwicklung im Pool, z. B. bei Sättigungstemperatur oder chemischen Reaktionen, ist die Freisetzung schwerflüchtiger Substanzen durch zerplatzende Gasblasen an der Pooloberfläche ein maßgeblicher Mechanismus. Dazu wurde die erste Version des Codes RESUS erstellt. Sie enthält ein Modell für die Freisetzung von Tröpfchen und suspendierten Partikeln durch Jetformation infolge Zerplatzen von Blasen. Der Code setzt sich zusammen aus den Modulen BUBGROW (Blasenwachstum), BUBSHAPE (Blasenform) und BUBBURST (Blasenaufplatzen). Erste Modellrechnungen für den späteren Vergleich mit Ergebnissen der FAUST-Versuche sind bereits durchgeführt worden.

Veröffentlichungen

Minges, J., Schütz, W.:
Experiments on the enrichment of cesium in the cover gas aerosol of the European Fast Reactor EFR.
Nuclear Engineering and Design, 147 (1993) S. 17-22

Brockmeier, U., Koch, M., Unger, H., Schütz, W.:
Volatile fission product and sodium release from liquids.
Nuclear Engineering and Design, 148 (1994) S. 499-507

Cherdron, W.:
Natrium-Spray-Brände: Entstehung, Einflüsse, Auswirkungen.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart, 17.-19. Mai 1994
Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn: INFORUM 1994, S. 171-74

Minges, J., Schütz, W., Tusche, R., Hanebeck, N.:
Ethylcarbitol-Reinigungsanlage für natriumbenetzte und kontaminierte Anlagenteile.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart, 17.-19. Mai 1994
Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn: INFORUM 1994 S. 309-12

Minges, J., Schütz, W.:
Aerosols, heat transfer and fission product enrichment in the cover gas of a breeder reactor.
Kerntechnik, 59 (1994) S. 208-14

Cherdron, W., Schütz, W.:
Experiments on the interaction of burning sodium, concrete and steel.
Internat. Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 3 S. 3/84-3/93
Obninsk: State Scientific Center of Russian Federation, 1994

Minges, J., Schütz, W.:
KfK experiments on cover gas aerosols and source terms for fuel and fission products.
Internat. Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 3 S. 3/94-3/103
Obninsk: State Scientific Center of Russian Federation, 1994

Cherdron, W.:
The safe operation of LMFBR's in spite of the sodium fire problem.
ENC'94: Internat. Nuclear Congress Atoms for Energy; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994
Vol. II S. 83-86
Bern: ENS, 1994

Sauter, H.:
NALA experiments on fuel and fission product release from hot sodium including sodium-concrete reaction.
Proc. of the ARS '94 Internat. Topical Meeting on Advanced Reactor Safety, Pittsburg, Pa., April 17-21, 1994
LaGrange Park, Ill.: American Nuclear Society, 1994, S. 754-59

32.23. STUDIEN ZUR AKTINIDENUMWANDLUNG

32.23.01 Neutronenphysikalische Untersuchungen zur Transmutation von Aktiniden und Spaltprodukten

I. Aktiniden-Rezyklierung in Reaktoren (H. Küsters, H.W. Wiese, B. Krieg, INR)

Abstract:

The general objective of the investigations is an assessment of the transmutation of long-lived actinides and fission products and the incineration of plutonium for reducing the risk potential of radioactive waste from reactors in comparison to direct waste disposal. The present contribution gives an interim account on homogeneous and heterogeneous recycling of „risk nuclides“ in thermal and fast reactors. Important results:

- A homogeneous 5 percent admixture of minor actinides (MA) from N4-PWRs to EFR fuel would allow a transmutation not only of the EFR MA, but in addition of the MA from 5 or 6 PWRs of equal power. However, the incineration is restricted by safety considerations.
- LWR have only a very low MA incineration potential, due to their disadvantageous neutron capture/fission ratio.
- In order to keep the Cm inventory at a low level, it is advantageous to concentrate the Am heterogeneously in particular fuel elements or rods.

1. Einleitung

Das Ziel der Untersuchungen ist, die Möglichkeiten der Transmutation der langlebigen Aktiniden und Spaltprodukte (Risikonuklide) sowie die Verbrennung von Plutonium zur Reduktion des Risikopotentials radioaktiver Abfälle aus Reaktoren zu bewerten und mit dem Verfahren der direkten Endlagerung zu vergleichen. Die Arbeiten erfolgen in Kooperation mit dem CEA Cadarache und dem TUI Karlsruhe.

In diesem Zwischenbericht werden kurzgefaßt die Ergebnisse zur homogenen und heterogenen Rückführung von Risikonukliden einschließlich Plutonium in Thermischen und Schnellen Reaktoren dargestellt, die in der oben genannten Kooperation erarbeitet wurden /1/.

2. Homogenes Rezyklieren in Schnellen Reaktoren (SR)

Die neutronenphysikalische Analyse /2,3/ eines SR vom Typ des Europäischen Schnellen Reaktors (EFR) mit Pu- und MA-Rückführung im Umfang der Eigenerzeugung und Zuladung von MA aus externen N4-DWR zeigt, daß bei homogener Beimischung der MA zu 5% zum Brennstoff der SR nicht nur seine eigenen MA, sondern, bezogen auf die gleiche Leistung, auch die MA aus 5-6 LWR verbrennen kann. Wegen des harten Neutronenspektrums im SR werden Spaltprodukte dort jedoch praktisch nicht transmutiert.

Aus der homogenen Beimischung der MA resultiert als weiterer Vorteil eine Reduktion der anfänglichen Exzeßreaktivität, da die MA als Brutstoff wirken und das im schnellen Spektrum spaltbare ^{238}Pu bilden /4/.

Die Verbrennung von MA in SR ist eingeschränkt durch die Verschlechterung der Sicherheitskoeffizienten der Doppler- und Voidreaktivität. Extrem modulare Konfigurationen und auch kleine SR können hier von Vorteil sein.

3. Homogenes Rezyklieren in Druckwasserreaktoren (DWR)

Leichtwasserreaktoren (LWR) haben aufgrund ihres ungünstigen Neutroneneinfangs-zu-Spaltungsverhältnisses nur ein geringes Zerstörungspotential für minore Aktiniden (MA) : In LWR ist der Aufbau schwererer Nuklide gegenüber der Spaltung und damit Vernichtung von schweren Risikonukliden bevorzugt. Nur eine Erhöhung der Neutronenflußdichte von 10^{14} auf mindestens $10^{15}\text{n/cm}^2/\text{sec}$ würde zu einer merklichen Zerstörungsrate für MA und - in geringerem Maße -

auch für Spaltprodukte wie z.B. ^{99}Tc führen. Es existiert jedoch kein thermischer Reaktor mit hoher Neutronenflußdichte und gleichzeitig großem Bestrahlungsvolumen zur Vernichtung nennenswerter Abfallmengen.

In /2/ wurde ein DWR vom französischen Typ N4 (1470 MWe) mit anfänglicher Uranbeladung und anschließender Rückführung der eigenerzeugten Plutonium- und der MA-Nuklide (Np und Am) unter Beimischung von MA aus externen N4-Reaktoren untersucht. Der Abbrand betrug 50 GWd/tSM, die Verluste der MA wurden zu 5% angesetzt.

Bei homogener MA-Beimischung von insgesamt 1.5% zum Brennstoff findet man nach 25 Jahren Betriebsdauer keine Reduktion des Pu- und MA-Gehalts, es wird vielmehr ein stetes Anwachsen der Mengen dieser Nuklide festgestellt. Die externe Zuladung beschränkt sich auf die MA aus nur 1-2 LWR.

Aufgrund der Verschlechterung des Plutoniums und einem Grenzwert von 15% Pu im MOX (Rekritikalitätssicherheit) sind nur zwei Rezyklierungen möglich.

Bei einer Verkleinerung des Abbrands auf z.B. 33 GWd/tSM werden weniger MA erzeugt, außerdem ist die Abnahme der Plutoniumqualität weniger ausgeprägt. In diesem Fall ist mit einer größeren Anzahl von Rezyklierungen zu rechnen. Es ist jedoch noch zu zeigen, ob das Verhalten des LWR im Hinblick auf die Vernichtung von Risikonukliden dadurch insgesamt verbessert wird.

Besondere Aufmerksamkeit muß man dem ^{238}Pu widmen, das durch seinen starken α -Zerfall mit dem im PUREX-Prozeß verwendeten organischen Lösungsmittel reagiert. Aufgrund der vom ^{238}Pu ausgehenden Strahlenbelastung ist dessen Gehalt im Pu auf 5% begrenzt.

4. Heterogenes Rezyklieren in Reaktoren

Plazierung der Risikonuklide :

Die Verarbeitung von (U,Pu)-MOX-Brennstoffen ohne Beimischung von MA zum frischen Brennstoff ist aufgrund des enthaltenen Plutoniums aufwendiger als diejenige von UOX-Brennstoff. Wenn MA beigemischt werden, erhöht sich bei beiden Brennstoffen der Aufwand bei Herstellung und Aufarbeitung. Dabei ist jedoch der relative Mehraufwand beim MOX größer als beim UOX. Dadurch wird nahegelegt, die zu rezyklierenden MA eher (U,Pu)-MOX als UOX beizumischen. Dieses Vorgehen ist zudem vorteilhaft im Hinblick auf die Verwertung des Pu, das durch Transmutation sowohl von Np als auch von Am entsteht.

Np mit Pu als hauptsächlichem Transmutationsprodukt kann bei Einhaltung bestimmter Grenzwerte dem MOX-Brennstoff homogen beigemischt werden. Diese Grenzwerte : 1% der Masse der schweren Nuklide in PWRs und 2.5% in großen SR, resultieren aus den gerade noch annehmbaren Änderungen in den Sicherheitskenngrößen während des Reaktorbetriebs und den Charakteristiken der heute verfügbaren Anlagen des Brennstoffkreislaufs.

Die bei Bestrahlung von Am entstehende beträchtliche Menge an Cm hat wegen dessen hoher spezifischer Radioaktivität erhebliche Konsequenzen bei der Nachbehandlung des bestrahlten Materials. Um die anfallenden Mengen dieses Materials klein zu halten, ist es vorteilhaft, das zu verbrennende Am heterogen in bestimmten Brennelementen oder -stäben zu konzentrieren.

Auf eine unmittelbare Rezyklierung von Cm kann wegen der relativ kurzen Halbwertszeiten der Hauptisotope : ^{242}Cm 163d, ^{243}Cm 30a, ^{244}Cm 18a, bei fortdauernder Nutzung der Kernenergie verzichtet werden. Diese Isotope zerfallen innerhalb einiger Jahrzehnte zu Plutonium, das als solches dann in Reaktoren als Brennstoff eingesetzt werden kann.

Für langlebige Spaltprodukte mit in schnellen Neutronenspektren praktisch verschwindenden Transmutationsraten wird eine heterogene Verbrennung in moderierten Brennelementen in den Randbereichen schneller Reaktoren favorisiert.

Zur theoretischen Aufhellung der heterogenen Verbrennung von Americium wurden bei der CEA Cadarache Rechnungen für den Einsatz von Am in SR und DWR durchgeführt.

Americium im Schnellen Reaktor :

Um den Einfluß auf das Betriebs- und Sicherheitsverhalten des Reaktorkerns klein zu halten, wurde das Am, wie es im DWR entsteht, mit inertem Matrixmaterial vermischt und im radialen Brutmantel eines großen SR vom Typ EFR platziert. Füllt man ein Standardbrutelement mit einer Mischung aus AmO_2 und Al_2O_3 , erhält man bei einer Konzentration von 40 w/o Am/(Am + Matrix) eine akzeptable Transmutationsrate bei kleiner Rückwirkung auf den Reaktorkern. Die Bestrahlung wurde auf ≈ 200 DPA (NRT) im Targetelement ausgelegt, entsprechend einem Abbrand von 22 at/o. Für die Am-Transmutationsrate wurde 63% ermittelt. Als Zusammensetzung des Bestrahlungsprodukts ergab sich 1% Np, 67% Pu (davon 70% ^{238}Pu), und 32% Cm (davon 86% ^{244}Cm).

Americium in Druckwasserreaktor :

Es wurden Brennstäbe betrachtet, die AmO_2 in einer inerten Al_2O_3 -Matrix in einer Am-Konzentration von 50% enthielten und in einem 17x17-Brennelement am Rand des Reaktorkerns lokalisiert waren. Die acht dem Kern zugewandten Stabreihen wurden mit Am-Stäben besetzt, die restlichen neun Reihen enthielten Standardstäbe. In dieser Position ist die Rückwirkung auf das Core sehr klein. Bei einem in 3930 Vollasttagen erreichtem Abbrand von 2 at/o stellt sich eine Transmutationsrate von 24% ein. Als Zusammensetzung des Bestrahlungsprodukts ergab sich hier 3% Np, 68% Pu (davon 92% ^{238}Pu), und 29% Cm (davon 96% ^{244}Cm).

5. Referenzen

1. H.Küsters, B.Kienzler, Z.Kolarik, M.Segev, H.W.Wiese, M.Salvatores, I.Slesarev, A.Zaetta : „The Nuclear Fuel Cycle for Transmutation : A Critical Review“, angenommenes Papier für Konferenz GLOBAL '95, 11.-14. September 1995, Versailles, Frankreich
2. H.W.Wiese, B.Krieg : „Comparative Analysis of Actinide Burning in Multiple Recycling FBRs and PWRs“, Proc. Konf. GLOBAL '93, Seattle, Washington, USA, 12.-17. September 1993, S. 908
3. H.W.Wiese, B.Krieg : „Sensitivity of the Support Ratio in Fast Reactor Incineration Calculations“, Proc. Konf. ENC '94, Lyon, Frankreich, 2.-6. Oktober 1994, Bd.2, S. 384
4. S.Pilate, R. de Wouters, G.Evrard, H.W.Wiese : „Mixed Oxide Fuels with Minor Actinides for the Fast Reactor“, Proc. Konf. PHYSOR '90, 23.-27. April 1990, Marseille, Frankreich, Bd. 1, S. 73

II. Studies Concerning the Transmutation Capabilities of Fast Reactors

(E. Kiefhaber, D. Thiem, INR)

The results of the studies described in the following refer to the transmutation capabilities of various types of fast reactors. Being fairly familiar with the European Fast Reactor (EFR) we used this design as a starting basis for our investigations. Departing from that design, the core layout was modified and the influence of the associated changes on the reactor physics aspects of transmutation was analyzed. The motivation and incentive of the worldwide efforts devoted to transmutation is the burning or incineration of as much as possible of the accumulated plutonium and the Minor Actinides (MAs) mainly produced during power production in LWRs (Light Water Reactors).

The essential parameter for increasing the plutonium consumption (apart from omitting any blankets encountered usually in fast reactor designs) is to increase the fuel enrichment, or, equivalently, to reduce the ^{238}U content in the core. As evident from a simple energy balance, there exists an upper theoretical limit for a fully enriched, uranium-free fuel amounting roughly to about 120 kg Pu per 1 TWh_e corresponding to slightly more than 1000 kg Pu per 1 GW_{a,e}.

Obviously, this theoretical limit cannot easily be achieved in realistic practical designs for several reasons: (1) solubility of highly enriched irradiated fuel in the standard (PUREX) reprocessing (2) too pronounced reduction of the Doppler effect needed as a prompt reactivity feedback for a stable operation and to limit and mitigate the consequences of transients and hypothetical core disruptive accidents. As the present investigation showed, the addition of MAs also caused a significant reduction of the Doppler effect essentially due to „spectrum hardening“, i.e. a reduction in the intensity of the low energy part of the neutron spectrum (which in this context means the energy range around about 1 keV). Furthermore the addition of MAs leads to an increase of the sodium-void reactivity. In order to improve the two important safety-related reactivity coefficients (Doppler & Coolant Void), the reactor design has to be modified. This can be achieved e.g. by adding solid moderator material to the core composition. Fortunately, this option can easily be realized because in all transmutation cores (with higher enriched fuel) considered for large power plants there is plenty of empty space which can or has to be filled with inert or so-called diluent materials.

For the current studies the nuclear data bases (KFKINR1- and KFKINR2-group constant sets) and the calculational tools (KAPROS) available and usually used at Forschungszentrum Karlsruhe were applied in the standard manner. A few intercomparison burn-up calculations for the reactivity variation and the changes in fuel isotopic composition during irradiation showed a reasonable agreement between our results and corresponding ones obtained (using the same calculational reactor and burn-up model) with ERANOS and the CARNAVAL-IV group constant set which are the common standard tools generally accepted and used in the framework of the CAPRA cooperation.

The most important results and conclusions will be summarized in the following:

For an EFR-type core loaded with ~ 5% MAs with and without BeO addition (where 20 % of the fuel volume was replaced by BeO and in all cases the fuel enrichment was adjusted suitably), the Doppler- and Void-effect changed as indicated below (only core values are given):

Reactivity effect (pcm)	Normal core without BeO	Normal core with BeO	MA loaded core without BeO	MA loaded core with BeO
Doppler constant	585	836	342	488
Na-void-effect ($\Delta k/k^2$)	2118	1413	2292	1681

All values refer to EOC.(End of Cycle) conditions and the initial MA composition was taken to be:

40 % ^{237}Np , 36 % ^{241}Am , 18 % ^{243}Am , 3 % ^{242}Cm , 3 % ^{244}Cm

Obviously the addition of BeO is more favorable for the reactivity coefficients of an unpoisoned (not MA-loaded) core than for a poisoned one. The loading of MAs induces significant changes of the energy distributions of the real and adjoint neutron fluxes. For that reason, the influence of the BeO addition to a MA-loaded core is less pronounced than for a core not loaded with MAs. But the results of the study indicate that in a 5 % MA-loaded core with a 20 % BeO addition, both important safety-related reactivity effects are reduced by roughly 20 % compared to those of a conventional core. Since both effects are decreased by nearly the same amount, one might expect the safety behavior of both cores to be rather similar.

For an LMFR (Liquid Metal cooled Fast Reactor) of 3600 MW_{th} and a Pu-content of 45 %

- a 10% addition of Np reduces the burn-up reactivity swing by about 1/3
- the mass of ^{237}Np is reduced by nearly a factor of 2 within 6 years of irradiation
- the build-up of ^{238}Pu increases almost proportional to irradiation time or burn-up, so that for a burn-up of 10 % the resulting ^{238}Pu content amounts to about 5 %
- the „burning rate“ of Pu is reduced by the „Np-poisoning“ by about 1/3 (associated with the transmutation of ^{237}Np to ^{238}Pu) compared to a „normal“ core without Np in the fresh fuel
- the combined burning rate of Pu and Np remains almost unchanged.

III. Vergleichsrechnungen mit KARBUS und APOLLO 1 (L. Payer, EdF, C. Broeders, INR)

Abstract:

A comparison is made between benchmark calculations by the French APOLLO 1 code and the Karlsruhe KARBUS procedure. Independently these two codes had been developed for transport computations in infinite reactor configurations and for burnup calculations.

1. Einführung

Der Vergleich zwischen der KAPROS-Prozedur KARBUS (FZKA, [1]) und dem französischen Code APOLLO 1 (CEA, EDF) war notwendig, um Unterschiede zu erklären, die man in Benchmark-Studien beobachtet hatte. Dieser Vergleich ist besonders lohnend, da beide Rechenprogramme ganz unabhängig voneinander entwickelt wurden.

Sowohl KARBUS und APOLLO 1 wurden insbesondere für Transport-Berechnungen in unendlichen Reaktorgittern und für Abbrandrechnungen entwickelt. Sie wurden zum Beispiel für die Bereitstellung von makroskopischen Gruppenkonstanten in homogenisierten Zonen oder für Brennstoff-Kreislauf-Untersuchungen eingesetzt. Während die KARBUS-Prozedur sehr detaillierte Evolutionsketten benutzt, ist die Standard-Version von APOLLO 1 (S1) mehr für Reaktivitätsrechnungen geeignet und benutzt vereinfachte Evolutionsketten. Neue Versionen wurden jedoch entwickelt, die feine Abbrandrechnungen ermitteln. Die letzte ist das „incineration scheme“ (S2 [2]).

Für den Vergleich wurden Monozellrechnungen mit UOX- oder MOX-Brennstoffen benutzt. Einige der verschiedenen Schemata und Optionen beider Rechenprogramme wurden geprüft. Zwei Programme wurden entwickelt, um den Vergleich zu automatisieren. Die ersten Ergebnisse des Vergleichs werden hiermit dargestellt, sowie auch ihre Interpretation.

2. Durchführung des Vergleichs

Ein kleines Programm wurde entwickelt, um die Eingabedaten von APOLLO 1 unter KARBUS Format zu konvertieren. Dank dieses Programms ist es möglich, sich schnell zu versichern, daß die benutzten Daten in beiden Rechenprogrammen konsistent sind.

Für den Vergleich selbst wurde eine Prozedur entwickelt, die die Vergleichsrechnungen automatisch und schnell durchführt. Diese Vergleichsprozedur wertet beide APOLLO 1 und KARBUS Output-Files aus, vergleicht alle wichtigen Parameter - Reaktivität, Masse von jedem Element, mikroskopische und makroskopische Eingruppenquerschnitte - und berechnet die Abweichungen ε nach der unten beschriebenen Formel. Dann liefert die Prozedur automatisch alle Ergebnisse in verschiedenen Formeln: Tabellen, Kurven, TeX Tabellen usw. Die einzige Bedingung, die notwendig ist, um dieses Vergleichsprogramm zu benutzen, ist, daß beide APOLLO 1 und KARBUS Berechnungen konsistent sind.

3. Ergebnisse und Interpretation

Die Unterschiede werden durch die Abweichungen ε charakterisiert, die wie folgt bestimmt sind:

$$\varepsilon = \frac{\text{Wert}_{\text{karbus}} - \text{Wert}_{\text{apollo}}}{\text{Wert}_{\text{apollo}}} * 100 (\%).$$

Die Haupttendenzen sind in der folgenden Tabelle für ein bestimmtes Bestrahlungsniveau (33 GWd/t) präsentiert. Die dargestellten Werte sind mittlere Werte, die die Tendenzen für Standard-Rechenschemata zeigen. Diese Standard-Ergebnisse können verbessert werden, indem man verbesserte Optionen oder Versionen benutzt.

In beiden Standard-Schemata kommen die nuklearen Daten aus ENDF/B5 und JEF1. Der Datensatz spielt hier eine große Rolle, besonders wenn wir die Reaktivität betrachten. Mit JEF.2 Daten wird KARBUS ein höheres K_∞ zeigen als mit der Standard-Bibliothek aus KEDAK. Die Abweichung zwischen KARBUS und APOLLO 1 erreicht in diesem Fall 1 %.

Abweichung ε (%)			
Mittlere Werte für UOX und MOX Brennstoffe, BU=33 GWd/t Haupttendenzen für APOLLO 1 und KARBUS standard schemas			
Parameter	UOX	MOX	Kommentar
K_∞	0.5	0.5	Die APOLLO 1 Werte für K_∞ berücksichtigen die $(n, 2n)$ Reaktionen nicht. Der Effekt der $(n, 2n)$ Streuung ist ungefähr 120 pcm. Die K_∞ -Werte mit Berücksichtigung dieser Reaktionen wird K_{n2n} genannt werden.
K_{n2n}	0.3	0.3	KARBUS Werte sind immer höher als APOLLO 1 Werte (außer für MOX Brennstoffe mit hohem Plutoniumanteil). Wir wissen, daß APOLLO 1 die K_∞ unterschätzt. APOLLO 2 gibt höhere Werte.
$Mass_{U5,U8}$	0.5	0.5	U^{238} stimmt sehr gut überein (0.05%). Die Abweichung für U^{235} ist größer (-2.5% für UOX, -0.5% für MOX).
$Mass_{Pu}$	1	1	Für diese Bestrahlung ist die Abweichung relativ klein. Für schwachen Abbrand zeigt aber das Standard-Schema von APOLLO 1 keine große Genauigkeit (cf. unten).
$Mass_{U4}$	110	***	Der α Zerfall von Pu^{238} wird in dem Standard Schema von APOLLO 1 nicht berücksichtigt.
$Mass_{N7}$	1.5	60	Die $(n, 2n)$ Reaktionen von U^{238} spielen hier eine große Rolle.
$Mass_{S,P.}$	0.1-10	0.1-10	
...			

Man wird bemerken, daß die letzte und nicht offizielle Version von APOLLO 1(S2) viel besser als die Standard-Version mit KARBUS übereinstimmt. Diese Verbesserung ist besonders bedeutend für die Masse von Transurania, wenn sie niedrig sind (schwacher Abbrand, UOX-Brennstoffe). Die Evolutionskette ist nämlich in dieser Version viel besser beschrieben.

Im Vergleich zu der KARBUS-Berechnung mit $B^2=0$ verbesserte die Berechnung mit kritischem Buckling die Massen um etwa 1 %. Nur die Spaltquerschnitte und die Masse von U_{235} werden bedeutend verbessert (6%→1% für $\bar{\Sigma}_{f,U5}$).

4. Abschluß

Die ersten Ergebnisse zeigen, daß die zwei Rechenprogramme APOLLO1 und KARBUS relativ gut übereinstimmen. Für die Isotope, die in kleinen Mengen vorhanden sind, ist es aber möglich, die Ergebnisse von APOLLO 1 zu verbessern, indem man detailliertere Evolutionsketten nimmt.

Interessant ist auch, die Rechenverfahren und theoretische Methoden zu vergleichen. Dafür ist schon ein Bericht über APOLLO1 geschrieben worden [3]. Ein zweiter Bericht wird die theoretische Beschreibung von KARBUS vorstellen, sowie auch die Hauptlinien des Vergleichs zwischen beiden Rechenverfahren [4].

Es ist vorgesehen, einen Vergleich mit APOLLO 2 (CEA) durchzuführen. Dafür wird es nötig sein, das Vergleichsprogramm weiter zu entwickeln.

5. Literatur

- /1/ C.H.M. Broeders
Entwicklungsarbeiten für die neutronenphysikalische Auslegung von Fortschrittlichen Druckwasserreaktoren (FDWR) mit kompakten Dreiecksgittern in hexagonalen Brennelementen,
KfK 5072 (1992)
- /2/ S. Marguet, et al,
Unveröffentlichter Bericht
- /3/ L. Payen,
Unveröffentlichter Bericht
- /4/ L. Payen,
Unveröffentlichter Bericht
- /5/ L. Payen
Unveröffentlichter Bericht

IV. Vergleichende Rechnungen mit den Programmen HETC/MCNP und HETC/TWODANT (C. Broeders, I. Broeders, INR)

Abstract:

Transmutations of actinides and fission products can be achieved also by proton accelerators. For a theoretical study of this process the HETC code has been developed. A special procedure has been developed for dealing with spallation neutrons whose kinetic energy is below 10 to 20 MeV.

Im Rahmen der Untersuchungen zur Transmutation von Aktiniden und Spaltprodukten mit beschleunigten Protonen sind im INR einige Erfahrungen mit den Programmen HETC/MORSE [1] und HETC/MCNP [2] gesammelt worden, insbesondere auch durch die Beteiligung an einem von der NEA/OECD ausgeschriebenem Benchmark [3, 4, 5]. Das Programm HETC berechnet die bei Auftreffen hochenergetischer Protonen auf ein dickes Target entstehenden Spallationsneutronen sowie deren Orts- Winkel- und Energieverteilung. Im Verlauf der Spallationsprozesse (intranukleare Kaskade, Hochenergiespaltung, Verdampfung) entstehen auch Neutronen, deren kinetische Energie kleiner als 10 bis 20 MeV ist. Für diese Neutronen sind die in HETC verwendeten Modelle und Daten nicht anwendbar. Sie werden als Quellneutronen für ein Monte Carlo Programm wie MORSE oder MCNP oder für ein deterministisches Programm benutzt, das die in der Reaktorphysik verwendeten Neutronenkerndaten (und γ - Daten) als Punktdaten oder in Form von Gruppenkonstanten verwenden kann.

Da Monte Carlo Programme zum Erreichen einer befriedigenden statistischen Genauigkeit meist große Rechenzeiten benötigen, wurde im INR ein Programm erstellt, das Spallationsneutronen aus HETC in Quellneutronen für das zweidimensionale S_N Programm TWODANT [6] aufbereiten kann [7].

Zum Testen der neuen Programmfolge HETC/TWODANT wurde ein Zylinder aus natürlichem Eisen gewählt mit 62 cm Radius und 134 cm Höhe. Für natürliches Fe gibt es konsistente Daten als Gruppenkonstanten für TWODANT und als Punktdaten für MCNP. Es wurde für einen 800 MeV Protonenstrahl in Richtung der Zylinderachse gerechnet, die Dichte von Fe war 7.874 g/cm^3 . Als untere Energiegrenze für die Neutronen in HETC wurde per Eingabe (EMIN(2)) 17 MeV gesetzt, entsprechend der oberen Energiegrenze der für die TWODANT-Rechnungen verwendeten Gruppenkonstanten [8]. Die Gesamtzahl der pro Proton erzeugten Neutronen war 11.96; davon 8.84 Neutronen mit $E < 17 \text{ MeV}$ und 7.91 Neutronen mit $E < 10 \text{ MeV}$.

Die Tabelle 1 zeigt den Vergleich der mit HETC/TWODANT und HETC/MCNP berechneten Reaktionsratendichten [$1/\text{cm}^3 \cdot \text{sec}$] und der Neutronenflußdichte [$1/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}$].

Tabelle 1: Vergleich der Reaktionsratendichten (EMIN(2)=17 MeV); bei den MCNP Ergebnissen sind die Mittelwerte und (in Klammern) die statistischen Fehler angegeben

Reaktions Typ	TWODANT [I]	MCNP [II]	[I] / [II]
total	7.070E-05	5.579E-05 (.0033)	1.267
elastisch	6.886E-05	5.444E-05 (.0034)	1.265
(n,2n)	2.461E-08	1.179E-08 (.0220)	2.087
(n,3n)	0.0	0.0	1.000
(n, γ)		1.828E-07 (.0052)	
Absorption	2.753E-07	1.983E-07 (.0048)	1.388
inelastisch	1.542E-06	1.073E-06 (.0093)	1.437
(n,p)	2.430E-08	1.252E-08 (.0080)	1.941
(n,d)	1.144E-09	5.615E-10 (.0200)	2.037
(n,t)	1.384E-11	5.297E-11 (.0343)	0.261
(n, α)	4.915E-09	2.383E-09 (0113)	2.063
totale Neutronen Flußdichte	2.031E-04	1.674E-04 (.0021)	1.213

Man sieht, daß die totale Reaktionsrate und die Reaktionsrate für elastische Streuung mehr als einen Faktor 40 größer sind als die nächstgrößte Reaktionsrate (inelastische Streuung). Für die totale Reaktionsrate und die Reaktionsrate für elastische Streuung ergibt sich eine relative Abweichung zwischen der TWODANT-Rechnung und der MCNP-Rechnung von knapp 27 %, die relative Abweichung für die Neutronenflußdichte ist 21 %. Die hier gefundenen Abweichungen entsprechen in etwa denen, die in den Benchmark Rechnungen beim Vergleich von HETC/Monte Carlo und HETC/ S_N Rechnungen gefunden wurden. Partialreaktionen wie inelastische Streuung, (n,2n), (n,p), (n,d), (n,t), (n, α) wurden im Benchmark nicht betrachtet. Für diese Raten ergeben sich deutlich höhere relative Abweichungen als 30%. Die größeren Abweichungen bei den Schwellreaktionen hängen wahrscheinlich mit der Gruppenstruktur der in TWODANT verwendeten Daten zusammen.

Die Tabelle 2 zeigt die Unterschiede in den Ergebnissen für Reaktionsratendichten und Neutronenflußdichte bei Verwendung verschiedener nuklearer Datenbasen (ENDF/B-IV und EFF-1) in Rechnungen mit MCNP. Die Energieschnittstelle für die Neutronen zwischen HETC und MCNP war bei diesen Rechnungen 15 MeV. Die Tabelle 2 zeigt, daß die mit ENDF/B-IV berechneten Reaktionsratendichten und die Neutronenflußdichte kleiner sind als die mit den EFF-1 Daten berechneten. Die relativen Abweichungen liegen zwischen 22% und 27% für die Reaktionsraten (die (n,2n)-Rate

Tabelle 2: Vergleich der Reaktionsratendichten für verschiedene nukleare Daten. Energieschnittstelle EMIN(2)=15 MeV. (für die MCNP Rechnungen sind die Mittelwerte und die statistischen Fehler angegeben).

Reaktions Typ	MCNP (EFF-1) [I]	MCNP (ENDF/B-IV) [II]	[II] / [I]
total	5.539E-05 (.0033)	4.263E-05 (.0034)	.770
elastisch	5.406E-05 (.0034)	4.166E-05 (.0035)	.771
(n,2n)	5.409E-09 (.0271)	5.409E-09 (.0272)	1.000
(n, γ)	1.831E-07 (.0052)	1.354E-07 (.0054)	.739
Absorption	1.969E-07 (.0049)	1.493E-07 (.0050)	.758
inelastische Streuung	1.058E-06 (.0028)	7.644E-07 (.0096)	.722
totale Neutronen Flußdichte	1.652E-04 (.0021)	1.566E-04 (.0022)	.948

stimmt überein). Die totale Neutronenflußdichte wird mit ENDF/B-IV etwa 5% kleiner berechnet als mit EFF-1.

Schließlich wurde noch die Abhängigkeit der mit MCNP berechneten totalen und partiellen Reaktionsraten von der Energieschnittstelle für die Neutronen zwischen HETC und MCNP untersucht. In der Tabelle 3 sind die Ergebnisse für EMIN(2)= 10 MeV, 15 MeV und 17 MeV gezeigt. Man sieht, daß bei der totalen Reaktionsrate, den Reaktionsraten für elastische und inelastische Streuung, für die (n, γ) - Reaktion und die Neutronenflußdichte nur eine sehr geringe Abhängigkeit von der Energieschnittstelle besteht. Die Abhängigkeit von der Energieschnittstelle ist jedoch sehr deutlich für die Schwellreaktionen (n,2n), (n,p), (n,d), (n,t), (n, He^3) und (n, α). Die Neutronenflußdichte unterhalb 15 MeV erhöht sich um weniger als 2 %, wenn die Grenzenergie von 10 MeV auf 17 MeV heraufgesetzt wird.

Literatur

- [1] P. Cloth, D. Filges, R.D. Neef, G. Sterzenbach, Ch. Reul, T.W. Armstrong, B.L. Colborn, B. Anders, H. Brückmann "HERMES, A Monte Carlo Program System for Beam-Materials Interaction Studies" Jül-2203 (May 1988)
- [2] M. Segev "PROSDOR-An IBM-3090 Based Semi-Automated Procedure Linking HERMES MCNP and KORIGEN for the Burnup Analysis of Accelerator Driven Cores" KfK 5328 (Juli 1994)

Tabelle 3: Vergleich der Reaktionsratendichten für verschiedene Energieschnittstellen EMIN(2) in HETC/MCNP

Reaktions Typ	EMIN(2)=10 MeV [I]	EMIN(2)=15 MeV [II]	EMIN(2)=17 MeV [III]	$\frac{[I]-[III]}{[II]}$ %
total	5.524E-05 (.0033)	5.539E-05 (.0033)	5.579E-05 (.0033)	-0.99
elastisch	5.397E-05 (.0034)	5.406E-05 (.0034)	5.444E-05 (.0034)	-0.86
(n,2n)	0.0	5.409E-09 (.0271)	1.179E-08 (.0220)	-100
(n,3n)	0.0	0.0	0.0	0.0
(n, γ)	1.822E-07 (.0052)	1.831E-07 (.0052)	1.828E-07 (.0052)	-0.33
Absorption	1.900E-07 (.0050)	1.969E-07 (.0049)	1.983E-07 (.0048)	-4.2
inelastische Streuung	1.011E-06 (.0029)	1.058E-06 (.0028)	1.073E-06 (.0028)	-5.8
(n,p)	7.002E-09 (.0084)	1.148E-08 (.0082)	1.252E-08 (.0080)	-44.1
(n,d)	3.348E-13 (.0571)	2.895E-10 (.0228)	5.615E-10 (.0200)	-99.9
(n,t)	0.0	3.817E-12 (.0502)	5.927E-11 (.0343)	-100
(n,He-3)	0.0	2.835E-12 (.0438)	2.902E-11 (.0327)	-100
(n, α)	7.391E-10 (.0142)	2.039E-09 (.0119)	2.383E-09 (.0113)	-69.0
Neutronen Flußdichte	1.646E-04 (.0021)	1.652E-04 (.0021)	1.674E-04 (.0021)	-1.67

[3] D. Filges and H. Küsters "Benchmark Specifications for Intercomparison of Thick Target Calculations for Transmutation Purposes" NEA/NSC/DOC 3(92)

[4] C. Broeders, I. Broeders,

Unveröffentlichter Bericht

[5] D. Filges, P. Nagel, R.D. Neef (Editors) "O E C D Thick Target Benchmark for Lead anfang Tungsten" Report NSC/DOC(95) 2

[6] R.E.Alcouffe, F.W. Brinkley,D.R. Marr, and R.D. O'Dell "User's Guide for TWODANT: A Code Package for Two-Dimensional, Diffusion - Accelerated, Neutral - Particle, Transport" LA-10049-M Revised 1 Feb. 1990

[7] C. Broeders "Persönliche Mitteilung"

[8] C. Broeders, I. Broeders, B. Krieg, D. Woll

Unveröffentlichter Bericht

32.23.03 Sicherheitsuntersuchungen zum dynamischen Verhalten von Kernen mit minorem Aktinidenanteil

I. Recriticality Analyses for CAPRA Cores (W. Maschek, D. Thiem, INR)

1. Introduction

The design of CAPRA cores shows significant differences compared to conventional cores. These differences are reflected in the altered safety parameters and in the accident scenarios during core melt-down /1/.

A first set of generic analyses has been performed to assess the recriticality and transition phase energetics potentials for the CAPRA reference core design and for an advanced Uranium free core.

The main aim of the CAPRA core disruptive accident analyses has been to find out

- 1) if any significant additional safety risk potential compared to conventional cores shows up
- 2) which safety parameters and phenomena govern the accident evolution and need further clarification
- 3) how these cores behave in comparison to a conventional core of the same size (e.g. EFR core).

These generic analyses for transition phase are not linked to a specific accident initiator. A whole core disruption has been assumed as a consequence of a mild ULOF initiation phase e.g. or a propagation accident. The assumption is that the accident could not be finished during the early transition phase either by fuel losses or the collapse of upper core structures. Thus a large molten fuel / steel / inert material pool could be built up.

The reasons to analyze such large pools are, first, that these pools show the highest energetics potentials from compactive fuel motions (sloshing /2/) and second, that the generic approach is best suited for these pool configurations as they can be assumed as the end point for different accident initiators.

However, the probability for a whole-core pool is low for the large size CAPRA cores without blanket structures and no tight restraint system above the core.

2. Safety Parameters and Initial Conditions for SIMMER-II Analyses

Analyses show that the CAPRA cores have various features which influence the accident development.

- The high Pu-enrichment leads to increased reactivity ramp rates.
- The core fuel mass is reduced; especially in the U-free cores the heavy metal is replaced by lighter matrix material. The low fuel masses mean a reduction in accident energetics /1/.
- Important safety parameters as the Doppler is generally reduced in the CAPRA cores. Because of this reduction the prompt neutron generation time gains a significant influence on accident energetics /3/.
- Inert or matrix material can influence the accident development by separation processes from the fuel. With separation, reactivity levels and ramp rates increase, the Doppler and the prompt neutron generation time decrease.
- The blankets are replaced by steel structures. Analyses and experiments show that with a proper reflector design fuel losses during core meltdown can be increased and the accident could be finished during early accident phases. Excursion energetics is decreased in such a core /3/.

The safety calculations have been performed with the SIMMER-II code /4/ both using the space-time dependent neutronics and the point kinetics option. As long as SIMMER-III is /5/ is not fully operable the SIMMER-II code has still to be used in spite of its deficiencies. No complete and consistent set of equation of state data were available for the diluent and matrix materials.

The compaction of the fuel pools provided the recriticality and reactivity ramp rates driving the excursions. The kinetics parameters have been deduced from the compacted configurations. For the comparative calculations a conventional core of the same size has been used but the core configurations analyzed were smaller than the EFR core. This procedure was chosen as only the relative figures were of

interest and SIMMER-II can experience numerical difficulties for large material configurations. This again underlines the importance of the SIMMER-III development.

Two scenarios have been analyzed for the CAPRA reference core and the U-free core. In the first it has been assumed that the pool collapses and compacts but the inert / matrix material remains within the pool. In the second scenario the matrix material separates from the pool and forms a reflective layer above the compacting fuel masses.

3. Results of calculations

The general tendency of the neutronics calculations shows that the Doppler effect is reduced in the CAPRA cores. In the CAPRA reference core the reduction is by $\sim 40\%$ and in the U-free cores the reduction is by a factor of ~ 10 .

The reactivity ramp rates are generally larger than for the conventional core, especially if separation of inert / matrix material is assumed. The neutron generation time is significantly larger for pools with inert / matrix material but is reduced to the level of a conventional core or even below when matrix material separation is assumed. The pool masses in the CAPRA cores are only 30-50 % of those in a conventional core.

The results of the excursion calculations for pools with mixed-in inert / matrix material show that the reduced fuel masses and the increased neutron generation times compensate for the increased reactivity ramp rates and the reduced Doppler. The important result is, that the energetics levels for recriticalities in pools with inert / matrix material are equal or below the values obtained for a conventional core. However, if separation of inert / matrix material is assumed the change in the kinetics parameters leads to an increase of energetics above the values for a conventional core.

4. Conclusions

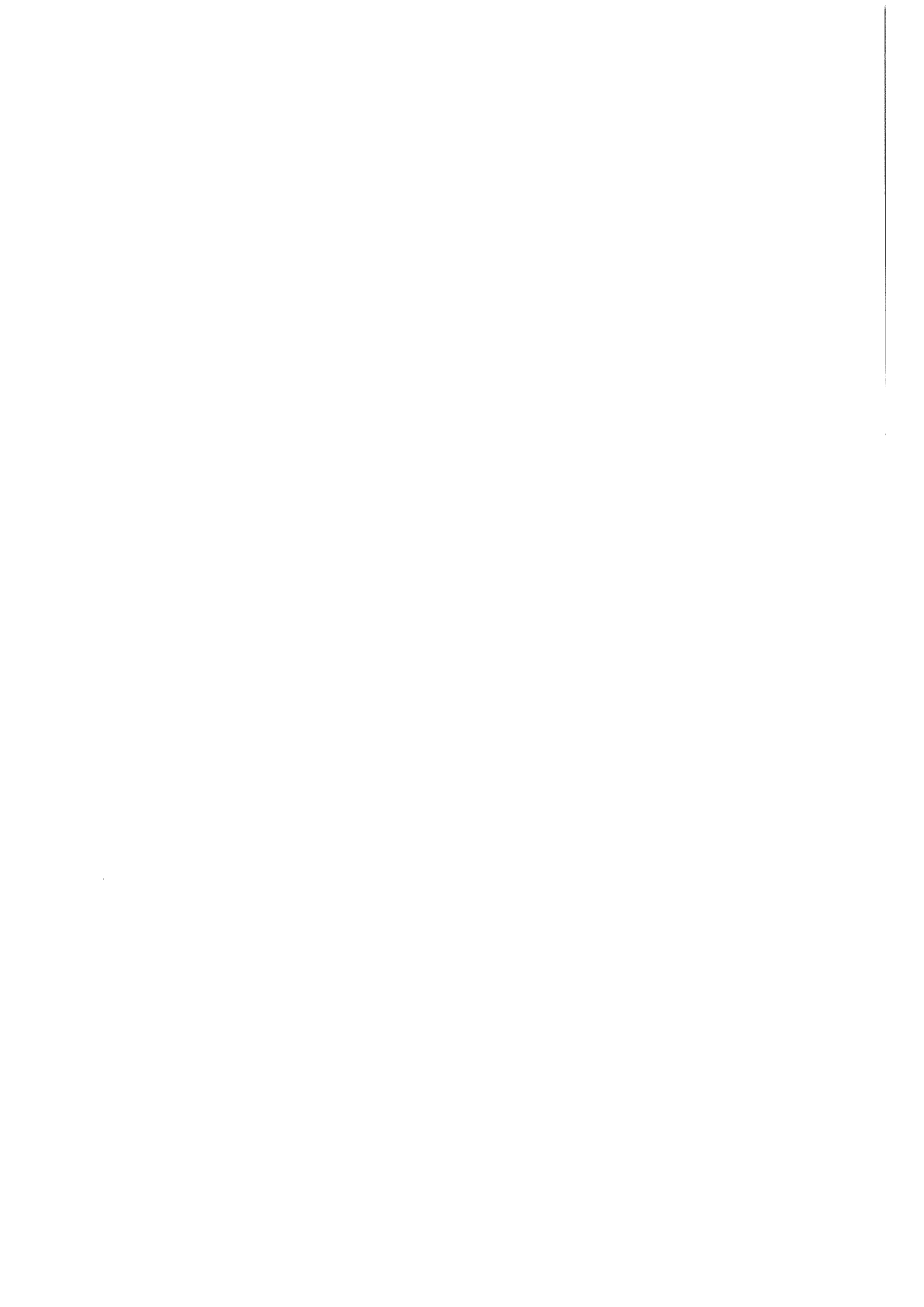
The first scoping calculation performed show that the energetics levels from recriticalities in CAPRA cores are in the same range as in conventional cores. However, considerable uncertainties exist and further analyses are necessary. Addi-

tional investigations are performed for the separation scenarios of fuel / steel / inert and matrix material as a large influence of these processes on possible ramp rates and kinetics parameters was detected in the calculations. For further calculations also the equation of state data have to be refined.

5. References

- /1/ W. Maschek, D. Thiem:
Energetic Potentials of Core Disruptive Accidents in Fast Reactors with Transmutation / Burning Capabilities.
ARS'94 Int. Top. Mtg. Advanced Reactors Safety, August 17-21, 1994, Pittsburgh
- /2/ W. Maschek, C.-D. Munz, L. Meyer:
An Assessment of Liquid Sloshing Phenomena in Pools Based on AFDM/SIMMER Code Calculations and Experiments
The 1990 Int. Conf. on Fast Reactor Safety, Vol. IV, 395, 1990, Snowbird, Utah
- /3/ W. Maschek, D. Thiem
Recriticalities and their Energetics in a Minor Actinide Burning LMR Core
FRS'94 Int. Top. Mtg. Sodium Cooled Fast Reactor Safety, October 3-7, 1994, Obninsk
- /4/ W.R. Bohl, L.B. Luck
SIMMER-II: A Computer Program for LMFBR Disrupted Core Analyses,
LA-11415-MS (1990)
- /5/ Sa. Kondo et al.:
SIMMER-III: An Advanced Computer Program for LMFBR Severe Accident Analysis, ANP'92, Vol. IV, 40-5, Oct. 1992, Tokyo

- II. Analyse des CAPRA-Kernentwurfs mit dem Code SAS4A
(siehe hierzu Beitrag I von D. Struwe et al. unter 32.22.05)



VERÖFFENTLICHTE BERICHTE

- ABERLE, J.; ROMER, O.; SCHLEISIEK, K.; SCHMUCK, I.
Conclusions from Mol 7C/6 on local faults in irradiated mixed oxide fuel subassemblies. Internat.Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 2 S.2/156-2/165 Obninsk : State Scientific Center of Russian Federation, 1994 (36268)
- ALSMeyer, H.; BREITUNG, W.; ERBACHER, F.J.; GOELLER, B.; HENNIES, H.H.; JACOBS, H.; JACOBS, G.; KESSLER, G.; KRIEG, R.; SCHOLTYSSSEK, W.; CUEPPERS, H.; EIBL, J.
Improved containment concept for future large LWR's. Technology Responses to Global Environmental Challenges : Energy Collaboration for the 21st Century, IEA Internat.Conf., Kyoto, J, November 6-8, 1991 Conf.Proc. S.471-89 Paris : OECD, 1994 (31253)
- ALSMeyer, H.; TROMM, W.
Kühleinrichtung im Fundamentbereich eines Kernreaktors zur Kühlung einer Kernschmelze in einem hypothetischen Störfall. DE-OS 40 32 736 (30.4.1992) DE-PS 40 32 736 (8.9.1994) (32904)
- ALSMeyer, H.; TROMM, W.
Das COMET-Konzept. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993. KfK-5327 (Juni 94) S.101-10 (35822)
- ALSMeyer, H.; TROMM, W.
Experimente mit Thermschmelzen zum Konzept einer Kernschmelzen-Kühlungseinrichtung durch Wasserzutritt von unten. Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart, 17.-19.Mai 1994 Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V. Bonn : INFORUM 1994 S.151-54 (35983)
- ALSMeyer, H.; WERLE, H.
Kernschmelz Kühl einrichtungen für zukünftige DWR-Anlagen. Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe. KfK-5326 (Mai 94) S.249-80 (35853)
- ALSMeyer, H.; WERLE, H.
Kernschmelz Kühl einrichtungen für zukünftige DWR-Anlagen. KfK-Nachrichten, 26(1994) S.170-78 (36339)
- ARNECKE, G.; JACOBS, H.; STEHLE, B.; THURNAY, K.; VÄTH, L.; LUMMER, M.
Theoretische Arbeiten zur Schmelze-Kühlmittel-Wechselwirkung. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993. KfK-5327 (Juni 94) S.71-79 (35818)
- AXMANN, A.; BÖHNERT, R.; EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.; RÖDDER, P.
Radiologische Auswirkungen eines Flugzeugabsturzes auf den Forschungsreaktor BER II. Vergleich der Auswirkungen bei HEU- und LEU-Brennstoff. HMI-B 516 (März 94) (35980)
- BÖHME, R.; BERGER, H.D.; CHAWLA, R.; HAGER, H.; SEILER, R.; WILLIAMS, T.
Neutron balance investigations for a high enrichment MOX-LWR lattice under normal and voided conditions. Ronen, Y. [Hrsg.] Reactor Physics and Reactor Computations : Proc.of the Internat.Conf., Tel-Aviv, IL, January 23-26, 1994 Beer-Sheva : Ben Gurion Univ.of the Negev Pr., 1994 S.223-30 (35419)
- BÖHNERT, R.; RÖDDER, P.; EHRHARDT, J.; AXMANN, A.; BUCHHOLZ, H.
Differences in the radiological effects of a major accident using HEU of LEU fuel elements at the BER II. 16th Internat.Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Oarai, J, October 3-7, 1993 JAERI-M-94-042 (March 94) S.289-96 (34694)
- BÜRKLE, W.; PETERSEN, K.; POPP, M.
Möglichkeiten und Grenzen der Reaktorsicherheitsforschung. Atomwirtschaft-Atomtechnik, 39(1994) S.753-57 (36887)
- BENZ, G.; EHRHARDT, J.; FAUDE, D.; FISCHER, F.; PÄSLER-SAUER, J.; RAFAT, M.; SCHICHTEL, T.; SCHÜLE, O.; STEINHÄUER, C.
Inhalte und Funktionen der Pilotversion I von RODOS/RESY. KfK-5259 (Januar 94) (35140)
- BENZ, G.; EHRHARDT, J.; FAUDE, D.; FISCHER, F.; HASEMANN, I.; MEYER, D.; PÄSLER-SAUER, J.; RAFAT, M.; SCHICHTEL, T.; SCHÜLE, O.; STEINHÄUER, C.
Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen. Entwicklung des rechnergestützten Entscheidungshilfesystems RODOS/RESY für kerntechnische Notfälle. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993. KfK-5327 (Juni 94) S.220-34 (35831)
- BENZ, G.; EHRHARDT, J.; FAUDE, D.; FISCHER, F.; PÄSLER-SAUER, J.; RAFAT, M.; SCHICHTEL, T.; SCHÜLE, O.; STEINHÄUER, C.
Das Echtzeit- und On-line-Entscheidungshilfesystem RODOS für den externen Katastrophenschutz. Kerntechnik, 59(1994) S.215-19 (36209)

- BENZ, G.; RAFAT, M.; EHRHARDT, J.; FAUDE, D.; FISCHER, F.; LORENZ, A.; PÄSLER-SAUER, J.; SCHICHTEL, T.; SCHÜLE, O.; STEINHÄUER, C. RODOS: real-time on-line decision support system for off-site emergency management. ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for Energy ; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994 Vol. II S.116-19 Bern : ENS, 1994 (36354)
- BERNATH, S.; KLEYKAMP, H.; SMYKATZ-KLOSS, W. The constitution of the ruthenium-tellurium system. Journal of Nuclear Materials, 209(1994) S.128-31 (35516)
- BREITUNG, W.; DOROFEEV, S.B.; EFIMENKO, A.A.; KOCHURKO, A.S.; REDLINGER, R.; SIDOROV, V.P. Large scale experiments on hydrogen-air detonation loads and their numerical simulation. Proc.of the Internat.Topical Meeting on Advanced Reactors Safety, Pittsburgh, Pa., April 17-21, 1994 Vol. 2 S.733-45 La Grange Park, Ill. : ANS, 1994 (35490)
- BREITUNG, W.; MÖSCHKE, M.; REDLINGER, R.; WERLE, H.; WOLFF, J.; FORESTIER, A.; CAROLI, C. Progress report for the commission of the European Communities reinforced concerted action on reactor safety containment project 'hydrogen detonation'. Rapport DMT/93-646 (36842)
- BREITUNG, W.; REDLINGER, R. Containmentlasten durch Wasserstoffdetonationen in schweren Unfällen. Kerntechnik, 59(1994) S.162-70 (36208)
- BREITUNG, W.; REDLINGER, R. Structural response to hydrogen combustion loads in severe accidents. ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for Energy ; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994 Vol. II S.558-64 Bern : ENS, 1994 (36190)
- BREITUNG, W.; REDLINGER, R.; ROYL, P. Untersuchungen zur Verteilung und Verbrennung von Wasserstoff in DWR-Anlagen. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993. KfK-5327 (Juni 94) S.1-45 (35814)
- BREITUNG, W.; REDLINGER, R.; ROYL, P. Untersuchungen zur Verteilung und Verbrennung von Wasserstoff in DWR-Anlagen. Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe. KfK-5326 (Mai 94) S.167-213 (35850)
- BROCKMEIER, U.; KOCH, M.; UNGER, H.; SCHÜTZ, W. Volatile fission product and sodium release from liquids. Nuclear Engineering and Design, 148(1994) S.499-507 (35972)
- BURBACH, J. Ergebnisse von REM/EDX-Mikrobereichsanalysen des Siedewasserreaktor-Bündelabschmelzexperimentes CORA-16. KfK-5282 (Mai 94) (35610)
- CARTECIANO, L.N. Analysis of a turbulent model for buoyant flows implemented in the 3D thermal-hydraulic computer code FLUTAN and comparison with the standard k-e model. Internat.Symp.on Turbulence, Heat and Mass Transfer, Lisboa, P, August 9-12, 1994 Proc. Vol. 1 S. 8.3.1-3.6 (35709)
- CHERDRON, W. Natrium-Spray-Brände: Entstehung, Einflüsse, Auswirkungen. Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart, 17.-19.Mai 1994 Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V. Bonn : INFORUM 1994 S.171-74 (35984)
- CHERDRON, W. The safe operation of LMFBR's in spite of the sodium fire problem. ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for Energy ; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994 Vol. II S.83-86 Bern : ENS, 1994 (36278)
- CHERDRON, W.; SCHÜTZ, W. Experiments on the interaction of burning sodium, concrete and steel. Internat.Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 3 S.3/84-3/93 Obninsk : State Scientific Center of Russian Federation, 1994 (36262)
- DEBARBERIS, L.; MOSS, R.L.; PLITZ, H.; DASSEL, G.; HENDRIKS, J.A. Irradiation and post-irradiation evaluation of a hot-spot FBR fuel pin. Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart, 17.-19.Mai 1994 Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V. Bonn : INFORUM 1994 S.523-26 (35995)
- DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; HEILIG, E.; SCHMITT, H. Technische Randbedingungen für ein Unfallfilter. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993. KfK-5327 (Juni 94) S.111-15 (35823)
- DOLENSKY, B.; GÖLLER, B.; KRIEG, R. Containment concepts and load carrying capacity. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993. KfK-5327 (Juni 94) S.124-45 (35825)
- EDELMANN, M.; BAUMANN, W.; BERTRAM, A.; KUSSMAUL, G.; VAETH, W. Enhanced thermal expansion control rod drive lines for passive shutdown of fast reactors. Nuclear Technology, 107(1994) S.3-14 (35912)

- EDELMANN, M.; BAUMANN, W.; KUSSMAUL, G.;
LEBKÜCHER, J.; MASSLER, H.; VÄTH, W.
ATHENA - a device for passive shut-down of
fast reactors.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy ; a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.526-29
Bern : ENS, 1994 (36357)
- EHRHARD, P.
The spreading of hanging drops.
Journal of Colloid and Interface Science,
168(1994) S.242-46 (36876)
- EHRHARDT, J.; BENZ, G.; FAUDE, D.;
FISCHER, F.; LORENZ, A.; PÄSLER-SAUER, J.;
RAFAT, M.; SCHICHEL, T.; SCHÜLE, O.;
STEINHÄUER, C.
Inhalte und Funktionen des
Entscheidungshilfesystems RODOS/RESY.
Baggenstos, M. [Hrsg.]
Stand des Notfallschutzes in Deutschland und
der Schweiz : Seminar des Arbeitskreises
Notfallschutz, München, 19.-21.Oktober 1994
Köln : Verl. TÜV Rheinland, 1994 S.179-88
FS-94-74-T (36155)
- EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.; STEINHÄUER, C.;
[KfK-MITARB.]; U.A.
Probabilistic accident consequence assessment
codes. Second international comparison.
EUR-15109-EN (1994) (35136)
- EHRHARDT, J.; PÄSLER-SAUER, J.; SCHÜLE, O.;
BENZ, G.; RAFAT, M.; RICHTER, J.
Development of RODOS, a comprehensive
decision support system for nuclear
emergencies in Europe - an overview.
3rd Internat.Workshop on real-time computing
of the Environmental Consequences of an
Accidental Release to Atmosphere from Nuclear
Installations, Schloss Elmau, October 25-30,
1992 Proc.
Radiation Protection Dosimetry, 50(1993)
S.195-203 (32816)
- EHRHARDT, J.; QU, J.
Neue Ergebnisse von Studien mit dem
Programmsystem COSYMA und ihre Relevanz für
den Strahlenschutz.
Notfallschutz und Vorsorgemaßnahmen bei
kerntechnischen Unfällen : Klausurtagung der
Strahlenschutzkommission, 7.-8.November 1991
Stuttgart [u.a.] : Fischer, 1993 S.121-44
(Veröffentlichungen der
Strahlenschutzkommission ; Bd.25) (35630)
- EIBL, J.
Zur bautechnischen Machbarkeit eines
alternativen Containments für
Druckwasserreaktoren - Stufe 3.
KfK-5366 (August 94) (35977)
- ERBACHER, F.J.; CHENG, X.; MÜLLER, U.;
ZEGGEL, W.
Critical heat flux in tight bundle
geometries.
Müller, U.; Saito, T.; Rust, K. [Hrsg.]
Proc.of the German-Japanese Symp.on
Multi-Phase Flow, Karlsruhe, August 23-25,
1994.
KfK-5389 (August 94) S.207-26 (35888)
- ERBACHER, F.J.; CHENG, X.; ZEGGEL, W.
Critical heat flux in tubes and tight
hexagonal rod lattices.
Kerntechnik, 59(1994) S.185-92 (36055)
- ERBACHER, F.J.; JUST, W.; NEITZEL, H.J.;
SCHMIDT, H.
Thermohydraulische Untersuchungen zur
passiven Containment-Kühlung
(PASCO-Programm).
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.116-23 (35824)
- FAUDE, D.
Status of electricity supply in reunified
Germany.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy ; a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.67-70
Bern : ENS, 1994 (36353)
- FAUDE, D.; MEYER, D.
Extension of the COSYMA - ECONOMICS module
cost calculations based on different economic
sectors.
KfK-5442 (Dezember 94) (36775)
- FIEG, G.; MÖSCHKE, M.; WERLE, H.
Untersuchungen zu Kernfänger-Konzepten.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.90-100 (35821)
- FIEG, G.; MÖSCHKE, M.; WERLE, H.
Studies for the staggered pans corecatcher.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy ; a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.494-97
Bern : ENS, 1994 (36355)
- FIRNHABER, M.; HAGEN, S.; HOFMANN, P.;
TRAMBAUER, K.
Results of the international standard problem
No. 31 CORA-13 experiment on severe fuel
damage.
Winter Meeting of the American Nuclear
Society, San Francisco, Calif., November
14-18, 1993
Transactions of the American Nuclear
Society, 69(1993) S.314 (36033)
- FIRNHABER, M.; TRAMBAUER, K.; HAGEN, S.;
HOFMANN, P.
OECD/NEA-CSNI international standard problem
No. 31. CORA-13 experiment on severe fuel
damage.
GRS-106 (Juli 93)
KfK5287 (Juli 93) (36036)
- GÖLLER, B.
Protection against missiles due to a falling
PWR pressure vessel.
Nuclear Engineering and Design, 152(1994)
S.147-57 (36869)
- GÖLLER, B.; HAILFINGER, G.; HOFFMANN, G.;
JONATZKE, O.; KRIEG, R.; MALMBERG, T.;
SCHLEISIEK, K.; STRATMANN, E.
Mechanical loads on the RPV.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.52-61 (35816)
- GÖTZMANN, O.
Der Versuch FPT 0 des Projekts Phebus.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.209-11 (35829)

- GÖTZMANN, O.
POUSSIX CEA/DEBENE irradiation experiment
PHENIX.
KfK-5419 (Dezember 94) (36744)
- GOETZMANN, O.
Keramisches Lot und seine Verwendung.
DE-PS 43 39 999 (19.10.1994) (36452)
- GRÖTZBACH, G.
Direct numerical and large eddy simulation of
turbulent heat transfer.
Internat.Symp.on Turbulence, Heat and Mass
Transfer, Lisboa, P, August 9-12, 1994
Proc. Vol.1 S. I.L.3.1-3.15 (36027)
- GRÖTZBACH, G.; WÖRNER, M.
Flow mechanism and heat transfer in
Rayleigh-Benard convection at small Prandtl
numbers.
Voke, P.R. [Hrsg.]
Direct and Large-Eddy Simulation I :
Selected Papers from the 1st ERCOFTAC
Workshop, Guildford, GB, March 30, 1994
Dordrecht [u.a.] : Kluwer Acad.Publ., 1994
S.387-97 (35665)
- GRÖTZBACH, G.; WÖRNER, M.
Numerische Simulation turbulenter
Naturkonvektion in horizontalen
Fluidschichten.
KfK-Nachrichten, 26(1994) S.263-72 (36710)
- HÜPER, R.; [HRSG.]
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des
Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF)
vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum
Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) (35612)
- HÜPER, R.; [HRSG.]
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) (35813)
- HAGEN, S.; HOFMANN, P.; ALLISON, C.M.
Lessons on in-vessel severe accidents from
experiments at KfK and the INEL.
Winter Meeting of the American Nuclear
Society, San Francisco, Calif., November
14-18, 1993
Transactions of the American Nuclear
Society, 69(1993) S.303-06 (35012)
- HAGEN, S.; HOFMANN, P.; NOACK, V.;
SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Behavior of a VVER fuel element tested under
severe accident conditions in the CORA
facility. (Test results of experiment
CORA-W1).
KfK-5212 (Januar 94) (35228)
- HAGEN, S.; HOFMANN, P.; NOACK, V.;
SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Behavior of a VVER-1000 fuel element with
boron carbide/steel absorber tested under
severe fuel damage conditions in the CORA
facility. (Results of experiment CORA-W2).
KfK-5363 (Oktober 94) (36514)
- HARPER, F.T.; GOOSSENS, L.H.J.; COOKE, R.M.;
HORA, S.C.; YOUNG, M.L.; PÄSLER-SAUER, J.;
MILLER, L.A.; KRAAN, B.; LUI, C.;
MCKAY, M.D.; HELTON, J.C.; JONES, J.A.;
[HRSG.]
Joint USNRC/CEC consequence uncertainty
study: summary of objectives, approach,
application, and results for the dispersion
and deposition uncertainty assessment. Vol.
I: main report.
NUREG/CR-6244
EUR-15855-EN
SAND94-1453 (36210)
- HARPER, F.T.; GOOSSENS, L.H.J.; COOKE, R.M.;
HORA, S.C.; MILLER, L.A.; YOUNG, M.L.;
PÄSLER-SAUER, J.; LUI, C.; KELLY, N.
Summary of uncertainty analysis of dispersion
and deposition modules of the MACCS and
COSYMA consequence codes - a joint USNRC/CEC
study.
Apostolakis, G.E. [Hrsg.]
PSAM - II : Proc.of an Internat.Conf.Devoted
to the Advancement of System-based Methods
for the Design and Operation of Technological
Systems and Processes, San Diego, Calif.,
March 20-25, 1994
1994 S.009/7-009/12 (36211)
- HASEMANN, I.; EHRHARDT, J.
COSYMA: dose models and countermeasures for
external exposure and inhalation.
KfK-4333 (Januar 94) (35564)
- HAUPT, A.; SCHINKE, B.; TSAKMAKIS, CH.
Untersuchungen zum Materialverhalten bei
zyklischen Beanspruchungen.
Zeitschrift für angewandte Mathematik und
Mechanik, 74(1994) S.T228-T230 (36630)
- HAUPT, P.; KAMLAH, M.; TSAKMAKIS, CH.
Plastizität als Grenzfall der
Viskoplastizität.
Zeitschrift für angewandte Mathematik und
Mechanik, 74(1994) S.T241-T243 (36346)
- HENNEGES, G.
Multicell CONTAIN code applications for an
improved containment concept of future light
water reactors.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy : a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.511-15
Bern : ENS, 1994 (36356)
- HENNEGES, G.; KLEINHEINS, S.; [HRSG.];
BOHL, W.R.; FISCHER, E.A.; GOUTAGNY, L.;
MAUDLIN, P.J.; NINOKATA, H.; PARKER, F.R.;
WILHELM, D.; [AUTOREN]
AFDM: An advanced fluid-dynamics model.
Vol.VI: EOS-AFDM interface.
LA-11692-MS Vol. VI (January 94) (35746)
- HENNEGES, G.; SCHMUCK, P.; SCHOLTYSSSEK, W.
Arbeiten zur Anwendung des Codes CONTAIN auf
Leichtwasserreaktoren.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.146-50 (35826)
- HERING, W.; HOFMANN, P.
Material interactions during severe LWR
accidents. Summary of separate-effects test
results.
KfK-5125 (April 94) (35543)

- HEUSENER, G.
Das F+E-Programm des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung.
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S.15-32 (35845)
- HEUSENER, G.; MÜHLING, G.
Aktinidenverbrennung in schnellen Reaktoren. KfK-Beiträge zum CAPRA-Programm.
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S.115-31 (35848)
- HOFFMANN, H.; HAIN, K.; HAYAFUNE, H.; MARTEN, K.; RUST, K.; WEINBERG, D.
Experimental studies on passive decay heat removal by natural convection under nominal and non-nominal operation conditions.
Cheung, F.B. [Hrsg.]
Natural Circulation Phenomena in Nuclear Reactor Systems : Papers Pres.at the 1994 Internat.Mechanical Engineering Congress and Exposition, Chicago, Ill., November 6-11, 1994
New York: ASME, 1994 S.1-9 (HTD-Vol. 281) (35938)
- HOFFMANN, H.; HAIN, K.; MARTEN, K.; OHIRA, H.; RUST, K.; WEINBERG, D.
The status of thermal-hydraulic studies on the decay heat removal by natural convection using RAMONA and NEPTUN models.
Proc.of the 4th Internat.Topical Meeting on Nuclear Thermal Hydraulics, Operations and Safety, Taipei, RC, April 3-6, 1994 Vol. 1 S.22-A/1-A/8 (35207)
- HOFFMANN, H.; RUST, K.; WEINBERG, D.
Studies on the EFR safety graded decay heat removal concept results of model experiments and code simulations.
Internat.Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 4 S.6/86-6/98
Obninsk : State Scientific Center of Russian Federation, 1994 (35580)
- HOFFMANN, H.; RUST, K.; WEINBERG, D.
Erkenntnisse aus Modelluntersuchungen zum Naturumlauf in Flüssigmetall gekühlten Reaktoren.
KfK-Nachrichten, 26(1994) S.200-08 (36342)
- HOFFMANN, H.; WEINBERG, D.
Increasing the safety of liquid metal cooled reactors by natural convection decay heat removal.
Nuclear Energy and Human Safety : 4th Annual Scientific and Technical Conf.of the Nuclear Society, Nizhny Novgorod, GUS, June 28 - July 2, 1993 Transactions Vol. 3 S.403-05
Moskow : Nuclear Soc.International, 1994 (33728)
- HOFFMANN, H.; WILHELM, D.; WEINBERG, D.
Untersuchungen zur passiven Nachwärmeabfuhr für schnelle Reaktoren.
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S.33-73 (35846)
- HOFFMANN, H.; YANG, S.K.; KAPULLA, R.; WEINBERG, D.; DRES, K.
Investigations into the transient natural convection in a tank with horizontally arranged heater plate.
Internat.Conf.on New Trends in Nuclear System Thermohydraulics, Pisa, I, May 30 - June 2, 1994 Proc. Vol. II S.575-83
Pisa : Universita degli Studi di Pisa, 1994 (35579)
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; NOACK, V.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Wesentliche experimentelle Ergebnisse des Versuchsprogrammes CORA zu Phänomenen bei schwerer Corezerstörung.
Kerntechnik, 59(1994) S.197-202 (36035)
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; NOACK, V.; SCHANZ, G.; SCHUMACHER, G.; SEPOLD, L.
Essential experimental results of the CORA test program on severe core damage phenomena.
Kerntechnik, 59(1994) S.197-202 (36233)
- HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.
Liquefaction of zircaloy-4 by molten (Ag,In,Cd) absorber alloy.
Journal of Nuclear Materials, 209(1994) S.92-106 (35467)
- HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.
Chemical interactions between as-received and pre-oxidized zircaloy-4 and inconel-718 at high temperatures.
KfK-4729 (Juni 94) (35760)
- HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.
Chemical interactions between as-received and pre-oxidized zircaloy-4 and stainless steel at high temperatures.
KfK-5106 (Mai 94) (35779)
- HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.
Compatibility of graphite with a martensitic-ferritic steel, an austenitic stainless steel and a Ni-base alloy up to 1250°C.
KfK-5179 (August 94) (35996)
- HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; HAGEN, S.; NOACK, V.; SEPOLD, L.; SCHUMACHER, G.
CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennstabverhalten bei schweren Reaktorstörfällen.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.151-83 (35827)
- HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; HAGEN, S.; NOACK, V.; SEPOLD, L.; SCHUMACHER, G.
CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennelementverhalten bei schweren Reaktorstörfällen.
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S.132-66 (35849)
- HOFMANN, P.; SCHANZ, G.; HAGEN, S.; NOACK, V.; SEPOLD, L.; SCHUMACHER, G.
CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennelementverhalten bei schweren Reaktorstörfällen.
KfK-Nachrichten, 26(1994) S.156-69 (36338)
- HUBER, F.; PEPPLER, W.; WILL, H.
PREMIX-Experimente.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.46-51 (35815)

- HUBER, F.; SCHLEISIEK, K.
Comparative study of thermohydraulic computer code simulations of sodium boiling under loss of flow conditions.
Kottowski-Dümenil, H.M. [Hrsg.]
Liquid Metal Thermal-Hydraulics
Bonn : INFORUM, 1994 S.333-97 (37192)
- HUBER, R.; KUHN, D.; MENSINGER, E.; MEYER, L.; REHME, K.; SCHUMACHER, G.; WÖRNER, G.
Dampfexplosion, Experimente zur Vorvermischungsphase mit festen Kugeln. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.62-70 (35817)
- JACKSON, C.; FINNEMANN, H.; CACUCI, D.G.; BÖER, R.
Two-level algorithm for efficient space-time reactor core calculation.
ANS Annual Meeting, New Orleans, La., June 19-23, 1994
Transactions of the American Nuclear Society, 70(1994) S.354-55 (35694)
- JACOBS, G.
Belastung der inneren Containment-Strukturen. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.80-83 (35819)
- JACOBS, G.
Belastungen Infolge Versagens eines Reaktordruckbehälters bei hohem Primärsystemdruck.
Kerntechnik, 59(1994) S.156-61 (36207)
- JACOBS, G.
Load consequences of a reactor pressure vessel failure at high primary system pressure.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for Energy ; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994
Vol. II S.534-37
Bern : ENS, 1994 (36359)
- JACOBS, H.; LUMMER, M.; STEHLE, B.; THURNAY, K.; VÄTH, L.
IVA-KA, a three-field model of premixing in steam explosions.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for Energy ; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994
Vol. II S.542-45
Bern : ENS, 1994 (36360)
- JACOBS, H.; MEYER, L.; SCHÜTZ, W.
Untersuchungen zur Dampfexplosion. Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S.214-32 (35851)
- JONES, J.A.; MANSFIELD, P.A.; HAYWOOD, S.M.; NISBET, A.F.; HASEMANN, I.; STEINHÄUER, C.; EHRHARDT, J.
PC Cosyma: an accident consequence assessment package for use on a PC.
EUR-14916-EN (1994) (35521)
- KAZAKIS, I.
Abschätzung der Aktivitätskonzentration und der Strahlenexposition nach Einleitungen von Radionukliden in die nordwesteuropäischen Küstengewässer mit Hilfe eines dynamischen Kompartimentmodells.
KfK-5388 (Oktober 94) (36273)
- KLEYKAMP, H.
Residues from the dissolution of KNK II/1 fuel in nitric acid after different burnups up to 18.5 %.
4th Internat.Conf.on Nuclear Fuel Reprocessing and Waste Management (RECOD '94), London, GB, April 24-28, 1994 Proc. Vol. II
British Nuclear Industry Forum, 1994 (35515)
- KNEBEL, J.U.
Investigations on sump cooling after core melt down.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for Energy ; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994
Vol. II S.521-25
Bern : ENS, 1994 (36058)
- KNEBEL, J.U.; WEINBERG, D.; MÜLLER, U.
Scaling of natural circulation decay heat removal from coolant pools.
Hassan, J.A. [Hrsg.]
Thermal Hydraulics of Advanced Nuclear Reactors : Papers Pres.at the 1994 Internat.Mechanical Engineering Congress and Exposition, Chicago, Ill., November 6-11, 1994
New York: ASME, 1994 S.31 (HTD-Vol. 294) (35937)
- KRIEG, R.
Prevention of heavy missiles during severe PWR accidents.
3rd Internat.Conf.on Containment Design and Operation, Toronto, CDN, October 19-21, 1994
Conf.Proc. Vol. 1 S.1-10
Canadian Nuclear Society (36315)
- KRIEG, R.; GÖLLER, B.
Tragfähigkeit des Reaktordruckbehälter-Deckels beim Aufprall hochgeschleudertes Kernschmelze nach einer Dampfexplosion. Diskussion verschiedener Lösungsansätze.
KfK-Nachrichten, 26(1994) S.179-88 (36340)
- KRIEG, R.; MESSEMER, G.; STACH, T.; STRATMANN, E.
Experiments on slug impact loading of the reactor vessel head during a postulated steam explosion.
Kerntechnik, 59(1994) S.178-84 (36135)
- KRIEG, R.; SCHLEISIEK, K.
Beanspruchung des Reaktordruckbehälters bei einer Dampfexplosion. Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S.233-48 (35852)
- KUCZERA, B.
Innovative Trends in der Leichtwasserreaktor-Technik.
KfK-Nachrichten, 25(1993) S.219-49 (35065)

- KUCZERA, B.; EGLIN, W.; WEISSHÄUPTL, H.
Towards an enhanced quality in pressurized water reactor safety.
Kerntechnik, 59(1994) S.151-55 (36229)
- KUSSMAUL, G.
Dynamics of ramp-initiated reactor transients.
KfK-5352 (Juni 94) (35615)
- KUSSMAUL, G.
Influence of control rod enhanced expansion devices on the course of unprotected transients in the EFR.
KfK-5370 (Oktober 94) (36562)
- LÄMMER, H.; RITTER, B.
Untersuchungen zum Versagen eines Reaktordruckbehälters durch plastische Instabilität.
KfK-Nachrichten, 26(1994) S.189-99 (36341)
- LÄMMER, H.; RITTER, B.; TSAKMAKIS, CH.
Diskussion plastischer Instabilitäten eines Druckbehälters mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente.
KfK-5362 (Juni 94) (36344)
- LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.; METZGER, H.
Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung. Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.184-208 (35828)
- MASCHEK, W.; THIEM, D.
Energetic potentials of core disruptive accidents in fast reactors with transmutation/burning capabilities.
Proc.of the Internat.Topical Meeting on Advanced Reactors Safety, Pittsburgh, Pa., April 17-21, 1994 Vol. 2 S.1046-54
La Grange Park, Ill. : ANS, 1994 (35494)
- MASCHEK, W.; THIEM, D.
Recriticalities and their energetics in a minor actinide burning LMR core.
Internat.Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 1 S.1/90-1/97
Obninsk : State Scientific Center of Russian Federation, 1994 (36189)
- MASCHEK, W.; THIEM, D.
Mitigation of recriticality energetics in a LMR core with minor actinides.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for Energy ; a Dialogue with the Industry's Young Generation on Nuclear's Future, Lyon, F, October 2-6, 1994
Vol. II S.538-41
Bern : ENS, 1994 (36188)
- MATERNA-MORRIS, E.; DÖRR, L.; ROMER, O.; BERGMANN, H.J.
Vergleichende Festigkeitsuntersuchungen an Grundmaterial und Schweißnähten des martensitischen Werkstoffs Nr. 1.4914 nach Hochdosisbestrahlung im PHENIX-Reaktor.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart, 17.-19.Mai 1994
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1994 S.351-54 (35987)
- MEYER, L.; WILHELM, D.
Investigation of the fluid dynamics of a gas jet expansion in a liquid pool.
KfK-5307 (März 94) (35233)
- MINGES, J.; SCHÜTZ, W.
Experiments on the enrichment of cesium in the cover gas aerosol of the European Fast Reactor EFR.
Nuclear Engineering and Design, 147(1993) S.17-22 (35946)
- MINGES, J.; SCHÜTZ, W.
Aerosols, heat transfer and fission product enrichment in the cover gas of a breeder reactor.
Kerntechnik, 59(1994) S.208-14 (36228)
- MINGES, J.; SCHÜTZ, W.
KfK experiments on cover gas aerosols and source terms for fuel and fission products.
Internat.Topical Meeting on Sodium-Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October 3-7, 1994 Proc. Vol. 3 S.3/94-3/103
Obninsk : State Scientific Center of Russian Federation, 1994 (36263)
- MINGES, J.; SCHÜTZ, W.; TUSCHE, R.; HANEBECK, N.
Ethylcarbitol-Reinigungsanlage für natriumbenetzte und kontaminierte Anlagenteile.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart, 17.-19.Mai 1994
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn : INFORUM 1994 S.309-12 (35985)
- MUSSA, S.; TROMM, W.
Rechnungen mit dem Computer code IVA3 zur Fragmentation heisser Metall- und Oxidschmelzen.
KfK-5273 (Januar 94) (35191)
- NAKAZAWA, T.; KUMURA, H.; KOMATSU, H.; TAKANABE, K.; SCHIRRA, M.
Vergleich des elastisch-plastischen Verhaltens zwischen europäischen und japanischen 316 L(N)-Stählen.
Strukturuntersuchungen. (In japanischer Sprache).
The Research Report of Committee Nr.123 for Heat Resistant Metallic Materials, Vol.34, Nr.3, Section 1+2 (1993) S.277-86 (35916)
- PÄSLER-SAUER, J.
Evaluation of early countermeasures and consequences in RODOS/RESY.
3rd Internat.Workshop on real-time computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from Nuclear Installations, Schloss Elmau, October 25-30, 1992 Proc.
Radiation Protection Dosimetry, 50(1993) S.219-26 (32817)
- RIETH, M.; DAFFERNER, B.; RIES, H.; ROMER, O.
Bestrahlungsprogramm SAMARCANDE. Ergebnisse der Kerbschlagbiegeversuche.
KfK-5264 (August 94) (35997)
- RITTER, B.
On the load-carrying capacity of a pressurised and externally cooled reactor pressure vessel.
Proc.of the Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer, Grenoble, F, March 9-11, 1994
NEA/CSNI/R(94)11 (1994) S.111-39 (36487)

- RITTER, B.; LÄMMER, H.
Tragfähigkeitsanalyse des RDB.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.84-89 (35820)
- ROYL, P.; PFRANG, W.; STRUWE, D.
Reactivity feedback evaluation of material
relocations in the Cabri-1 experiments with
fuel worth distributions from SNR-300.
Nuclear Engineering and Design, 147(1993)
S.85-91 (36499)
- RUST, K.; TSCHOEKE, H.; WEINBERG, D.
Influence of the position and number of decay
heat exchangers on the thermal hydraulics of
a slab test facility.
Experimental Thermal and Fluid Science,
9(1994) S.413-25 (36682)
- SAPPOK, M.; WOLF, L.; KUGELER, K.;
ERBACHER, F.J.
Untersuchungen zur Beherrschung schwerer
Störfälle in Kernkraftwerken.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart,
17.-19.Mai 1994
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1994 S.147-50 (35982)
- SAUTER, H.
NALA experiments on fuel and fission product
release from hot sodium including
sodium-concrete reaction.
Proc.of the ARS '94 Internat.Topical Meeting
on Advanced Reactor Safety, Pittsburgh, Pa.,
April 17-21, 1994
LaGrange Park, Ill. : American Nuclear
Society, 1994 S.754-59 (36298)
- SCHÄFER, L.
Creep-rupture strength of a martensitic
chromium steel after annealing between 750
and 950°C.
Steel Research, 65(1994) S.184-86 (35786)
- SCHÄFER, L.
The time to rupture of a 1.4914 steel after
temperature excursion.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart,
17.-19.Mai 1994
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1994 S.359-62 (35989)
- SCHÄFER, L.; KEMPE, H.
Ein austenitischer Stahl für Hüllrohre und
Kernkomponenten natriumgekühlter Brüter mit
hoher Duktilität nach Neutronenbestrahlung.
KfK-5361 (Juni 94) (35780)
- SCHIRRA, M.
Creep rupture strength and creep tests on the
EFR structural material 316L(N), DIN 1.4909.
Nuclear Engineering and Design, 147(1993)
S.63-78 (35099)
- SCHIRRA, M.; HEGER, S.
Entwicklung einer hochfesten Variante des
martensitischen CrNiMoVNb-Stahles 1.4914 mit
besonders guten Zähigkeitseigenschaften.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart,
17.-19.Mai 1994
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1994 S.355-58 (35988)
- SCHLEISIEK, K.; BUNGEROTH, U.; KLEYKAMP, H.;
MASCHEK, W.
Analysis of Mol 7C in-pile-blockage
experiments with an extended SIMMER-II
program.
Proc.of the Internat.Topical Meeting on
Advanced Reactors Safety, Pittsburgh, Pa.,
April 17-21, 1994 Vol. 2 S.760-67
La Grange Park, Ill. : ANS, 1994 (35491)
- SCHLEISIEK, K.; KAYSER, G.; CHARPENEL, J.;
JAMOND, C.; BERTHOUD, G.
Main SCARABEE lessons and most likely issue
of the subassembly blockage accident.
Internat.Topical Meeting on Sodium-Cooled
Fast Reactor Safety, Obninsk, GUS, October
3-7, 1994 Proc. Vol. 2 S.2/146-2/155
Obninsk : State Scientific Center of Russian
Federation, 1994 (36267)
- SCHOLTYSSEK, W.; MASCHEK, W.
Source term analysis of a core disruptive
severe accident in a commercial liquid metal
cooled reactor using the codes SIMMER-II and
CONTAIN.
Proc.of the Internat.Topical Meeting on
Advanced Reactors Safety, Pittsburgh, Pa.,
April 17-21, 1994 Vol. 2 S.1055-61
La Grange Park, Ill. : ANS, 1994 (35495)
- SCHOLTYSSEK, W.; MURATA, K.K.
Sodium spray and jet fire model development
within the CONTAIN-LMR code.
Proc.of the Internat.Topical Meeting on
Advanced Reactors Safety, Pittsburgh, Pa.,
April 17-21, 1994 Vol. 2 S.1029-37
La Grange Park, Ill. : ANS, 1994 (35493)
- SEGEV, M.
PROSDOR - an IBM-3090 based semi-automated
procedure linking HERMES MCNP and KORIGEN for
the burnup analysis of accelerator driven
cores.
KfK-5328 (Juli 94) (35906)
- SEGEV, M.
PHOENIX type concepts for the transmutation
of LWR waste minor actinides.
Proc.of the Internat.Conf.on Reactor Physics
and Reactor Computations, Beer-Sheva, IL,
January 23-26, 1994
Beer-Sheva : Ben Gurion Univ.of the Negev,
1994 S.87-96 (36835)
- SEGEV, M.; KÜSTERS, H.; PELLONI, S.
Transmutation of long-lived minor actinides
and fission products by accelerator protons.
KfK-5384 (Dezember 94) (36742)
- SENGPIEL, W.; HOMANN, CH.; STRUWE, D.;
MESSAINGUIRAL, CH.
Untersuchungen von Störfällen innerhalb
des RDB.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1993.
KfK-5327 (Juni 94) S.212-19 (35830)
- STANCULESCU, A.; GARNIER, J.C.; ROUAULT, J.;
KIEFHABER, E.; SUNDERLAND, R.
Plutonium burning and minor actinides
transmutation in fast reactors: first results
obtained within the frame of the CAPRA
programme.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy ; a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.558-64
Bern : ENS, 1994 (36515)

- STEINMETZ, B.; DEBARBERIS, L.; MOSS, R.L.; PLITZ, H.
LMFBR fuel pin test irradiation 'RELIEF':
fuel pellet stack and cladding length changes
during operational transients.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart,
17.-19.Mai 1994
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1994 S.363-66 (35990)
- STRUWE, D.; MASCHEK, W.
Analyse kernzerstörender Unfälle in
schnellen Reaktoren.
Sammlung der Vorträge zum Statusbericht des
Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF)
vom 23.März 1994 im Kernforschungszentrum
Karlsruhe.
KfK-5326 (Mai 94) S.75-114 (35847)
- TROMM, W.; ALSMEYER, H.
The COMET core catcher concept.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy ; a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.498-501
Bern : ENS, 1994 (35600)
- VÄTH, W.; EDELMANN, M.; BERTRAM, A.;
ROTHFUSS, H.
Vorrichtung zum Abschalten von Kernreaktoren.
DE-OS 42 12 284 (14.10.1993) (36408)
- VAN WONDEREN, E.; VAN DER STEEN, J.;
HASEMANN, I.
COSYMA: Users intercomparison exercise.
EUR-15108-EN (1994) (35911)
- VESSHCHUNOV, M.S.; HOFMANN, P.
Dissolution of solid UO_2 by molten zircaloy.
Journal of Nuclear Materials, 209(1994)
S.27-40 (35466)
- VESSHCHUNOV, M.S.; HOFMANN, P.
Modelling of B_4C interactions with zircaloy
at high temperatures.
Journal of Nuclear Materials, 210(1994)
S.11-20 (35775)
- VOGES, U.
Software diversity.
CSR 9th Annual Conf.'Software Safety',
Luxembourg, L, April 7-10, 1992
Reliability Engineering and System Safety,
43(1994) S.103-10 (33173)
- WÖRNER, M.
Direkte Simulation turbulenter
Rayleigh-Benard-Konvektion in flüssigem
Natrium.
KfK-5228 (November 94)
Dissertation, Universität Karlsruhe 1994
(36520)
- WÖRNER, M.; GRÖTZBACH, G.
Analysis of thermal variance equation for
natural convection of air and sodium.
Internat.Symp.on Turbulence, Heat and Mass
Transfer, Lisboa, P, August 9-12, 1994
Proc. Vol. 1 S. 9.3.1-3.6 (36028)
- WEINBERG, D.; HOFFMANN, H.; RUST, K.
Experimental investigations and numerical
simulations of three-dimensional temperature
and velocity fields in the transition region
from laminar forced to natural convection.
Hewitt, G.F. [Hrsg.]
Heat Transfer 1994 : Proc.of the 10th
Internat.Conf., Brighton, GB, August 14-18,
1994 Vol. 5 S.585-90
Rugby : Institution of Chemical Engineers,
1994 (35578)
- WEINBERG, D.; RUST, K.; HOFFMANN, H.;
HAYAFUNE, H.; FREY, H.H.
Comparison of code predictions against
natural convection experiments.
Cheung, F.B. [Hrsg.]
Natural Circulation Phenomena in Nuclear
Reactor Systems : Papers Pres.at the 1994
Internat.Mechanical Engineering Congress and
Exposition, Chicago, Ill., November 6-11,
1994
New York: ASME, 1994 S.11-21
(HTD-Vol. 281) (35808)
- WEINBERG, D.; RUST, K.; OHIRA, H.;
FREY, H.H.
Comparison of FLUTAN predictions against
NEPTUN experiments - results of the code
assessment.
Jahrestagung Kerntechnik 94. Stuttgart,
17.-19.Mai 1994
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum
e.V.
Bonn : INFORUM 1994 S.65-68 (35981)
- WIESE, H.W.; KRIEG, B.
Sensitivity of the support ratio in fast
reactor incineration calculations.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy ; a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.384-87
Bern : ENS, 1994 (36362)
- WILHELM, D.; KAYSER, G.
Analyzing the SCARABEE BF2 and BF3
experiments with the AFDM code.
Proc.of the Internat.Topical Meeting on
Advanced Reactors Safety, Pittsburgh, Pa.,
April 17-21, 1994 Vol. 2 S.776-83
La Grange Park, Ill. : ANS, 1994 (35492)
- WILHELM, D.; KAYSER, G.
Analyzing the fluid dynamics of in-pile
experiments with a computer code for
core-disruptive accidents.
ENC '94 : Internat.Nuclear Congress Atoms for
Energy ; a Dialogue with the Industry's Young
Generation on Nuclear's Future, Lyon, F,
October 2-6, 1994
Vol. II S.530-33
Bern : ENS, 1994 (36358)